

복합하중을 받는 철강재 노치부재의 고사이클 피로강도 평가기법에 관한 연구

권정호
항공우주공학과

<요 약>

기계부품이나 구조물부재의 파손은 전체 시스템운용에 큰 영향을 미칠 수 있으며 대부분의 원인이 피로파괴에 기인한 것으로 알려지고 있다. 따라서 이러한 부재들의 설계과정에서 피로강도의 평가가 필수적으로 요구된다. 일반적으로 이러한 부재들은 기능상 여러 가지 형태의 노치를 포함하게 되고 노치 부근의 응력집중으로 인하여 피로강도의 저하를 가져오게 된다. 그러므로 이러한 노치국부 형상에 따라 피로강도 특성이 달라지게 되고 따라서 설계과정에서 이러한 부재들에 대해 일일이 시험을 통하여 피로강도를 평가한다는 것은 많은 시간과 비용이 소요되는 일이다.

본 연구는 구조물용 철강 및 탄소강 재료의 여러 형태의 노치재에 대하여 참고문헌에서 제시된 고사이클 피로시험 결과를 분석하여 얻은 상대응력변화율과 노치부의 피로강도 사이의 상관관계를 바탕으로 노치재의 장수명 피로강도를 추정하는 평가기법을 제시하였다. 또한 기계부품이나 구조물 부재에 작용하는 피로하중은 일반적으로 복합적인 하중형태가 많으며 이러한 복합하중 하에서의 피로강도를 등가응력 형태로 고찰하였다.

Evaluation of High Cycle Fatigue Strength for Notched Steel Components under Combined Fatigue Loads

Jung-Ho Kwon
Dept. of Aerospace Engineering

<Abstract>

In the design of machines and structural components, which are made of various steels, cyclic loading and resulting fatigue damage necessitate estimates of fatigue

strength for a designed service life to ensure safety and durability. Moreover, it is inevitable to involve notch-like geometric shapes on the components, and also to be situated under combined loading conditions in real structures. Therefore it is often a difficult task to evaluate allowable strength to resist fatigue problems. And if component tests should be performed to verify fatigue design for every fatigue critical items, it will be absolutely tedious and ineffective during design work.

In this reason, a simple and effective procedure is required to evaluate fatigue strength for given shapes and dimensions. Assessments of allowable fatigue strength in these problems, are based on the variation and distribution of stresses near the notch root at most critical location. A number of studies have shown that fatigue damage on local notch root does not directly depend on the maximum local stress, but rather on the relative stress gradient at near notch root.

This paper shows how the stress gradient is related to the allowable fatigue strength for notched members under combined loading conditions, using various test data which have been published on several references.

NOTATIONS:

- S_u : ultimate tensile strength of material
 S_u' : real tensile strength of notched member
 S_m : mean stress
 S_a : alternating stress amplitude
 S_f : fatigue limit of material
 S_N : fatigue strength at N cycles
 S_f' : real fatigue limit of notched member
 S_N' : real fatigue strength of notched member at N cycles
 σ : local stress at notch root
 σ_f : fatigue limit of notched member as local notch root stress
 N : number of cycles
 N_f : number of cycles for fatigue failure
 K_t : stress concentration factor
 K_f : fatigue notch factor
 χ : stress gradient
 δ_f : K_t/K_f ratio
 δ_s : S_u'/S_u ratio

subscript notation: (eq) equivalent

- (t) tension
 (f) flexion
 (τ) torsion

1. 서 론

기계구조물의 파손에 의한 기능손상의 대부분 원인은 반복하중에 의한 피로파괴에 기인하는 것으로 알려지고 있다. 그러므로 기계부품이나 구조물 부재의 기계적 거동에 대한 신뢰성과 안전성을 위하여 재료강도와 구조적 손상을 감안한 피로강도 예측과 건전성 평가가 설계과정에서 수행되어야 한다[1].

이러한 부재들의 대부분은 기능상 구조적으로 노치형태의 불연속부를 가지게 되고 이 부위는 응력집중으로 인하여 국부적으로 피로파괴에 취약하게 되며 노치형태에 따라 피로특성이 달라지게 된다. 그러므로 설계과정에서 부재들의 피로강도 평가를 일일이 시험에 의존한다면 매우 번거롭게 된다.

노치재의 피로파괴는 노치뿌리 근처의 국부응력 상태와 밀접한 관계를 가지게 되고 노치부의 응력집중과 피로강도에 대한 연구가 많이 수행된 바가 있다[2,3]. 그러나 재료의 표면에서의 피로파괴 현상은 표면에서의 응력보다는 표면 부근의 응력 분포 변화상태와 밀접한 관계를 가지는 것으로 알려지고 있다[4,5]. 그러므로 노치재에서의 피로강도는 응력집중에 의한 노치뿌리 표면에서의 최대응력 보다는 노치뿌리 부근에서의 상대응력 변화율과의 관계를 고찰해 볼 필요가 있다고 하겠다.

본 연구에서는 참고문헌[4,6,7,8,9] 등에서 제시된 노치재에 대한 고사이클 피로강도 시험결과를 분석하고 노치형상에 따른 상대응력 변화율과의 관계를 고찰하여 경험적인 관계식을 얻고 인장강도와 피로강도 거동과의 관계를 분석함으로써 부재의 초기설계 과정에서 치수결정을 위하여 특별히 구조부품시험을 수행하지 않고도 피로강도를 예측할 수 있는 해석기법을 제시하고자 한다.

또한 기계부품이나 구조물 부재에 작용하는 내력은 일반적으로 단순한 하중상태가 아니고 축하중이나 굽힘 또는 비틀림

등의 하중들이 동시에 복합적으로 작용하는 하중상태인 경우가 많다. 그러므로 이러한 복합하중 상태에서 노치재의 피로강도를 평가하기 위하여 각각의 하중형태에 따른 노치뿌리에서의 상대응력 변화율에 대한 등가응력을 계산함으로써 설계부재에 대한 고사이클 피로강도를 추산할 수 있다.

2. 노치 영향인자의 고찰

2-1. 상대응력변화율(Relative Stress Gradient)의 적용

공칭응력에 대한 노치뿌리에서의 최대 국부응력은 노치형상과 밀접한 관계가 있는 응력집중계수, k_t 에 따라 달라지게 된다. 그러므로 노치부근의 응력분포는 공칭응력과 최대 국부응력 사이에서 노치형태에 따라 특별한 분포 형태를 갖게 된다.

그러나 노치재의 피로파괴는 표면의 최대 국부응력보다는 표면 근방의 상대적인 응력분포와 밀접한 관계를 갖는 것으로 알려지고 있고 이러한 이유로 그림 1에서 보는 바와 같이 표면부근에서 노치형상에 따라 달라지는 응력분포 상태에 대한 상대응력변화율, χ 를 다음과 같이 정의한다 [4,5]. 즉,

$$\chi = \lim_{x \rightarrow 0} \frac{1}{\sigma} \frac{d\sigma}{dx} \quad (1)$$

이렇게 노치 형상과 작용하중 형태에 따라 달라지는 상대응력변화율의 정확한 값은 일반적으로 유한요소해석 등의 방법을 통한 세부 응력해석 결과로부터 얻을 수 있다. 기계부품이나 구조물 부재에 대체적으로 많이 사용되는 형상의 노치나 필렛을 가진 plate와 shaft에 각각 축하중이나 굽힘 또는 비틀림 하중이 작용할 때의 노치부에서의 상대응력변화율은 그림 2에서 보는 바와 같이 부재의 치수와 노치뿌리의 반경, r 과 밀접한 관계를 갖는 것으로 알려지고 있다[5,10].

2-2. 응력집중계수와 피로노치계수 사이의 관계

노치재의 피로노치계수, K_f 는 아래 식과 같이 동일한 유효 단면(net section)을 갖는 평활재와 노치재의 내구한도비 값으로 정의된다. 즉,

$$K_f = \frac{S_N}{S_N'} \quad (2)$$

여기서 S_N 과 S_N' 는 각각 평활재와 노치재의 N 사이클수의 수명을 갖는 피로강도를 공칭응력으로써 나타낸 값이다.

일반적으로 노치의 응력집중계수, K_t 와 피로노치계수, K_f 의 값은 같지 않으며 K_f 는 대개 K_t 보다 작은 값으로 나타난다[11,12]. 즉, 실험적 결과 내구성의 감소폭은 이론적인 응력집중으로 인한 예상 감소폭 보다 작은 것을 알 수 있고 이것은 다음과 같은 영향 때문인 것으로 알려져 있다.

- 상대응력 변화율에 따른 노치뿌리 부근에서의 응력분포의 영향
- 노치뿌리에서 응력상승으로 인한 국부적 소성영역에서의 재료의 변형경화 영향

앞에서 언급한 K_t 와 K_f 의 상관 관계를 고찰하기 위하여 다음과 같이 피로노치계수에 대한 응력집중계수의 비값을 나타내는 상관비, δ_f 를 도입한다. 즉,

$$\delta_f = \frac{K_t}{K_f} \quad (3)$$

여기서 δ_f 의 물리적 의미를 검토하면 다음과 같다.

앞에서 정의한 바와 같이

$$K_t = \frac{\sigma}{S}$$

여기서, S 는 공칭응력이고 σ 는 노치뿌리에서의 최대국부응력이다.

한편, K_t 를 피로강도 값으로 나타내면

$$K_t = \frac{\sigma_f}{S_f}$$

여기서 S_f 는 노치재의 공칭피로강도

이고 σ_f 는 노치뿌리 국부응력의 피로강도이다.

$$\text{그리고, } K_f = \frac{S_f}{S_f} \quad (5)$$

여기서, S_f 는 평활재의 공칭피로강도이다.

식(4)와 식(5)로부터 다음의 관계를 얻을 수 있다.

$$\sigma_f = \frac{K_t}{K_f} S_f = \delta_f \cdot S_f \quad (6)$$

그러므로 δ_f 값은 평활재의 공칭피로강도로부터 노치재의 노치뿌리에서의 최대국부응력으로 표시되는 피로강도를 구하는 승수(multiplier) 역할을 함을 알 수 있다.

참고문헌[4,6,7]에 의거하면 인장강도가 400~700 MPa 사이의 철강재료에 대하여 여러 형태의 노치재에 서로 다른 하중조건에서 피로수명이 10^7 사이클의 고사이클 피로강도 실험결과로부터 상대응력변화율, λ 와 δ_f 사이에는 log-log scale에서 하중형태와는 무관한 함수관계를 보여 주고 있다.

그러므로 복합하중 상태의 피로하중을 받는 노치재의 피로강도 거동을 나타내는 파라미터로 상대응력변화율을 도입할 수 있음을 알 수 있다. 이러한 상관관계는 λ 가 증가함에 따라 δ_f 도 증가하고 인장강도에 따라 δ_f 값은 커지는 것으로 나타난다.

2-3. $\delta_s (= S_u / S_{u0})$ 의 도입

참고문헌[7,8,9]에 의하면 일반적으로 K_t 가 증가함에 따라 노치재의 인장강도 S_u 는 단조 증가하는 양상을 나타낸다. 여기서 노치형상이 달라짐에 따라 χ 와 노치재의 인장강도, S_u 사이의 거동을 고찰하면, 그림 4와 같이 S_u 가 $\log \chi$ 의 직선 함수의 형태로 나타나고 재료의 인장강도가 클수록 직선의 기울기가 증가하는 것으로 나타난다. 그림에서 각각의 직선에 대한 탄소강 재료의 조성비와 인장강도는 표 1과 같다.

그런데 여기서 S_u 대신 $S_u / S_{u0} (= \delta_s)$ 비값을 파라미터로 도입하게 되면 그림 5와 같이 인장강도에 무관한 하나의 직선으로 거동을 나타낼 수가 있게 된다. 이러한 참고문헌의 실험자료로 부터 δ_s 와 $\log \chi$ 사이의 관계식을 나타내면 다음과 같다.

$$\delta_s = 0.25 \log \chi + 1.4 \quad (7)$$

이 관계식은 인장강도가 1800 MPa 이하의 구조용강이나 탄소강 재료에 대한 실험치의 분석결과로써 적용범위는 상대응력변화율이 $\chi \leq 10 \text{ mm}^{-1}$ 의 범위의 값을 갖는 노치형상에 국한하여 적용될 수가 있다.

2-4. 노치재의 국부피로강도와 상대응력 변화율 사이의 관계

앞에서 우리는 노치재의 정하중강도 S_u 와 $\log \chi$ 사이에 선형적 관계가 있음을 알았다. 그러므로 여기서 노치뿌리에서의 국부응력으로 표시되는 피로강도, σ_f 와

상대응력변화율 사이에도 유사한 상관관계를 예상할 수 있으며 앞의 참고문헌 [4,6,7]의 분석결과를 그래프로 나타내면 S_u 와 마찬가지로 σ_f 도 $\log \chi$ 와 선형적 관계가 있음을 알 수 있다. 그림 6은 $\log \chi$ 에 따른 σ_f 의 변화를 보여 주고 있으며 비교를 위하여 그림 5의 S_u 에 대한 직선도 같이 보여주고 있다. 인장강도가 다른 여러가지 재료에 대하여 얻어지는 이러한 직선 관계를 다음의 관계식으로 나타낼 수가 있다.

$$\sigma_f = A \log \chi + B \quad (8)$$

여기서 A와 B는 재료의 실험상수로써 인장강도에 따라 표 2와 같이 얻어진다.

3. 복합하중 상태에서의 노치재 피로강도해석

고사이클 피로하중을 받는 기계부품이나 구조물의 부재들은 일반적으로 단순하중 형태의 반복하중 보다는 축하중, 굽힘 및 비틀림 등의 하중들이 동시에 작용되는 복합하중 형태의 피로하중이 일반적이다.

피로하중 사이클은 평균응력 S_m 과 응력진폭 S_a 으로 구분하여 $S_{\max, \min} = S_m \pm S_a$ 으로 나타낼 수 있으며 이러한 복합하중의 경우는 선형 탄성영역 내에서 중첩의 원리를 적용하여 인장과 압축, 굽힘 및 비틀림 등의 하중요소들이 중첩된 것으로 간주할 수가 있다[13]. 즉, 평균응력 S_m 은 정하중으로 간주하여 인장 평균응력, $S_m^{(t)}$, 굽힘 평균응력, $S_m^{(f)}$, 비틀림 평균전단응력, $S_m^{(r)}$ 등이 중첩되고 응력진폭 S_a 는 사이클하중으로 인장, 굽힘, 비틀림

에 대해 각각 $S_a^{(t)}$, $S_a^{(f)}$, $S_a^{(r)}$ 가 중첩된 것으로 간주 할 수 있다.

이렇게 서로 다른 응력요소들이 중첩된 상태의 강도기준을 설정하기 위하여 Von Mises의 등가응력(equivalent stress) 식을 사용하면 노치뿌리에서의 국부응력에 대하여 다음과 같이 쓸 수가 있다.

$$\sigma_{(eq)} = [(K_t^{(t)} \cdot S_t + K_t^{(f)} \cdot S_f)^2 + 3(K_t^{(r)} S_r)^2]^{1/2} \quad (9)$$

여기서 $K_t^{(t)}$, $K_t^{(f)}$, $K_t^{(r)}$ 는 각각 인장, 굽힘, 비틀림 하중상태에서의 응력집중계수이며 S_t , S_f , S_r 는 각각 인장, 굽힘, 비틀림에 의한 공칭응력을 나타낸다.

3-1. 노치 등가인장강도의 계산

앞에서 노치재에 대하여 정하중 인장강도와 상대응력변화율, χ 사이에는 식(5)와 같은 관계가 있음을 알았다. 즉,

$$S_u = S_u (0.25 \log \chi + 1.4) \quad (10)$$

또한 위의 식을 등가응력으로 표시하면,

$$S_{u(eq)} = S_u (0.25 \log \chi_{(eq)} + 1.4) \quad (11)$$

여기서 $\chi_{(eq)}$ 는 등가상대응력변화율을 나타내며 마찬가지로 Von-Mises의 등가식을 적용하면 다음과 같이 쓸 수 있다. 즉,

$$\chi_{(eq)} = [\left(\frac{S_m^{(t)}}{S_{m(eq)}} \chi_t + \frac{S_m^{(f)}}{S_{m(eq)}} \chi_f \right)^2 + 3 \left(\frac{S_m^{(r)}}{S_{m(eq)}} \chi_r \right)^2]^{1/2} \quad (12)$$

여기서, $\alpha = \frac{S_m^{(t)} + S_m^{(f)}}{S_m^{(r)}}$ 라 두면

$$\chi_{(eq)} = \left[\frac{\left(\frac{S_m^{(t)} \chi_t + S_m^{(f)} \chi_f}{S_m^{(t)} + S_m^{(f)}} \right)^2 + \frac{3}{\alpha^2} \chi_r^2}{1 + \frac{3}{\alpha^2}} \right]^{1/2} \quad (13)$$

그러므로 (13)를 (12)에 대입하면 노치부위의 국부 등가인장강도, S_u 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$S_{u(eq)} = S_u \left(\left[1.4 + 0.125 \log \left[\frac{\left(\frac{S_m^{(t)} \chi_t + S_m^{(f)} \chi_f}{S_m^{(t)} + S_m^{(f)}} \right)^2 + \frac{3}{\alpha^2} \chi_r^2}{1 + \frac{3}{\alpha^2}} \right] \right] \right) \quad (14)$$

복합하중 상태에 대하여 유도된 위의 식이 경계조건이 되는 단일하중 상태에서도 성립하는지를 확인할 필요가 있다. 즉,

- $S_m^{(t)} \neq 0$, $S_m^{(f)} = S_m^{(r)} = 0$ 인 경우 (단순 인장) :

$$S_m^{(r)} \rightarrow 0 \text{ 이면, } \alpha \rightarrow \infty \text{ 이므로 } \frac{3}{\alpha^2} \rightarrow 0 \text{ 이 된다.}$$

그러므로 (식 14)은

$$S_{u(eq)} = S_u (1.4 + 0.25 \log \chi_t) \text{ 가 되므로 성립한다.}$$

- $S_m^{(f)} \neq 0$, $S_m^{(t)} = S_m^{(r)} = 0$ 인 경우 (단순 굽힘) :

$$\text{위의 경우와 마찬가지로 } \alpha \rightarrow \infty \text{ 이므로 } S_{u(eq)} = S_u (1.4 + 0.25 \log \chi_f) \text{ 가}$$

∴ $S_m^{(r)} \neq 0$, $S_m^{(t)} = S_m^{(f)} = 0$ 인 경우
(단순 비틀) :

$$\alpha \rightarrow 0 \text{ 이므로 } \frac{3}{\alpha^2} \rightarrow \infty .$$

여기서 (식 10)의 log항의 분모, 분자를 $\frac{3}{\alpha^2}$ 으로 나누어 정리하면,

$$\frac{\left(\frac{S_m^{(t)} \chi_t + S_m^{(f)} \chi_f}{S_m^{(t)} + S_m^{(f)}} \right) + \frac{3}{\alpha^2} \chi_r^2}{1 + \frac{3}{\alpha^2}} \rightarrow \frac{\frac{3}{\alpha^2} \chi_r^2}{\frac{3}{\alpha^2}} = \chi_r^2$$

그러므로,

$$S_{u(eq)} = S_u (1.4 + 0.25 \log \chi_r) .$$

즉, 각각 단일하중의 경우에도 위의 식 (14)가 만족됨을 알 수 있다.

3-2. 노치 피로한도의 계산

복합피로하중에 대하여 앞에서는 정하중으로 간주되는 평균응력에 대하여 해석을 하였고 여기서는 사이클하중을 나타내는 응력진폭에 대하여 고찰하기로 한다.

앞의 2절에서 단일하중 상태에서 $S_m = 0$ 일때 (즉, 하중비 $R = -1$ 일때) 노치재의 피로강도, σ_f 는 (식 8)과 같은 실험식으로 표현될 수 있음을 알았다.

그런데 이 식은 정하중 강도의 (식 10)과 비교하면 A , B 를 각각 $A \Rightarrow 0.25 S_u$ 와 $B \Rightarrow 1.4 S_u$ 로 간주하면 같은 형태의 식임을 알 수가 있다.

그러므로 Von-Mises 등가응력식을 도입하여 앞의 3-1절에서와 같은 과정으로 유도하면 $S_m = 0$ 에서 복합하중에 대한

등가피로강도, $\sigma_{f(eq)}$ 는 다음 식으로 유도될 수 있다. 즉,

$$\sigma_{f(eq)} = B + \frac{A}{2} \log \left[\frac{\left(\frac{S_a^{(t)} \chi_t + S_a^{(f)} \chi_f}{S_a^{(t)} + S_a^{(f)}} \right)^2 + \frac{3}{\beta^2} \chi_r^2}{1 + \frac{3}{\beta^2}} \right] , \quad (15)$$

$$\text{여기서, } \beta = \frac{S_a^{(t)} + S_a^{(f)}}{S_a^{(r)}} .$$

3-3. 허용피로강도 (Allowable fatigue strength)의 계산

일반적으로 고사이클 피로강도는 사용수명 하중사이클수, $N_f = 10^7$ 정도에서의 피로한계치로 나타낸다. 앞에서 우리는 노치재의 고사이클 피로하중에 대하여 평균응력과 응력진폭이 중첩된 것으로 생각하고 평균응력을 정하중으로 간주하여 노치국부에서의 등가인장강도 $S_{u(eq)}$ 과 평균응력이 0일때의 노치국부에서의 등가피로강도, $\sigma_{f(eq)}$ 을 구하였다. 그러나 일반적으로 구조물에 작용하는 피로하중은 복합하중상태에서 등가평균응력, $\sigma_{m(eq)}$ 의 값이 0이 아니므로 평균응력의 영향을 고려하여 피로강도를 결정하여야 한다. 평균응력의 변화에 따라 피로강도의 변화거동은 $N = 10^7$ 에서의 Haigh 선도 상의 두 특이점, 즉 평균응력이 0일때 (즉, $R = -1$ 일때) 피로강도를 나타내는 응력진폭값과 응력진폭 값이 0일때, 즉 정하중 인장강도를 나타내는 점, 이 두 특이점을 포함하는 선도로 나타나게 된다[5].

여기서는 앞에서 구한 복합하중 상태에서의 등가응력으로 표시하면 전자는 $\sigma_{f(eq)}$

을 나타내고 후자는 $S_{u(eq)}$ 에 해당하게 된다. 그리고 고사이클 피로에서는 탄성영역만을 고려하여 Haigh 선도의 한계를 나타내면 정하중 항복강도 S_y 와 반복하중 항복강도 S_y' 를 연결하는 범위내로 한정할 수가 있다.

3-4. 평균응력의 영향

인장 평균응력이 작용하게 되면 피로강도를 나타내는 응력진폭값이 감소하게 되고 따라서 노치부에 작용하는 응력에 대한 허용피로강도를 구하는대는 정확한 평균응력의 영향을 고려하여야 한다. 복합하중 상태에서의 노치부의 국부 등가평균응력은 응력집중을 고려하여 다음과 같이 표현될 수 있다. 즉,

$$\sigma_{m(eq)} = \left[(K_t^{(t)} S_m^{(t)} + K_m^{(t)} S_m^{(t)})^2 + 3 (K_t^{(r)} S_m^{(r)})^2 \right]^{1/2} \quad (16)$$

피로강도의 평균응력과 응력진폭값 사이의 관계를 나타내는 여러 표현식 중에서 재료의 특성에 따라 취성이 큰 재료는 Goodman 선도, 연성이 큰 재료는 Gerber 선도에 잘 일치하고 Soderberg 관계식은 여유있는 피로강도를 나타내는 것으로 잘 알려져 있다[5]. 이러한 관계식을 앞에서 설명한 복합하중 상태의 노치부 국부 등가응력에 도입하여 등가 국부평균응력에 대한 피로강도 관계식으로 나타내면 다음과 같다.

- Goodman 선도(취성이 큰 재료)

$$\sigma_{a(eq)} = \sigma_{f(eq)} \left[1 - \frac{\sigma_{m(eq)}}{S_{u(eq)}} \right] \quad (17)$$

- Gerber 선도(연성이 큰 재료)

$$\sigma_{a(eq)} = \sigma_{f(eq)} \left[1 - \left(\frac{\sigma_{m(eq)}}{S_{u(eq)}} \right)^2 \right] \quad (18)$$

- Soderberg 선도

$$\sigma_{a(eq)} = \sigma_{f(eq)} \left[1 - \frac{\sigma_{m(eq)}}{S_y} \right] \quad (19)$$

3-5. 공칭허용피로강도

앞에서 평균응력의 영향을 고려하여 여러가지 선도의 관계식으로 부터 얻은 피로강도 값은 노치국부응력으로 표시된 값이므로 구조물부재나 부품의 설계에 응용하기 위해서는 공칭응력으로 나타내는 것이 편리하다고 하겠다. 그러므로 $K_t > 1$ 일때 노치계수를 고려하여 노치국부응력과 공칭응력의 관계를 나타내어야 한다. 여기서 Smith et al.[14]이 제안한 평균응력을 포함하는 피로수명식과 Neuber 관계식으로 부터 유도된 다음의 관계식을 사용한다[5].

$$(S_a + S_m) S_a = \left(\frac{S_f}{K_b} \right)^2 \quad (20)$$

여기서 K_b 는 기준피로노치계수(baseline fatigue notch factor)로써 다음 식으로 표현된다. 즉,

$$K_b = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{a/r}} \quad (21)$$

단, K_t : 응력집중계수,

a : Neuber length (인장강도와 관계되는 재료상수),

r : 노치뿌리 반경.

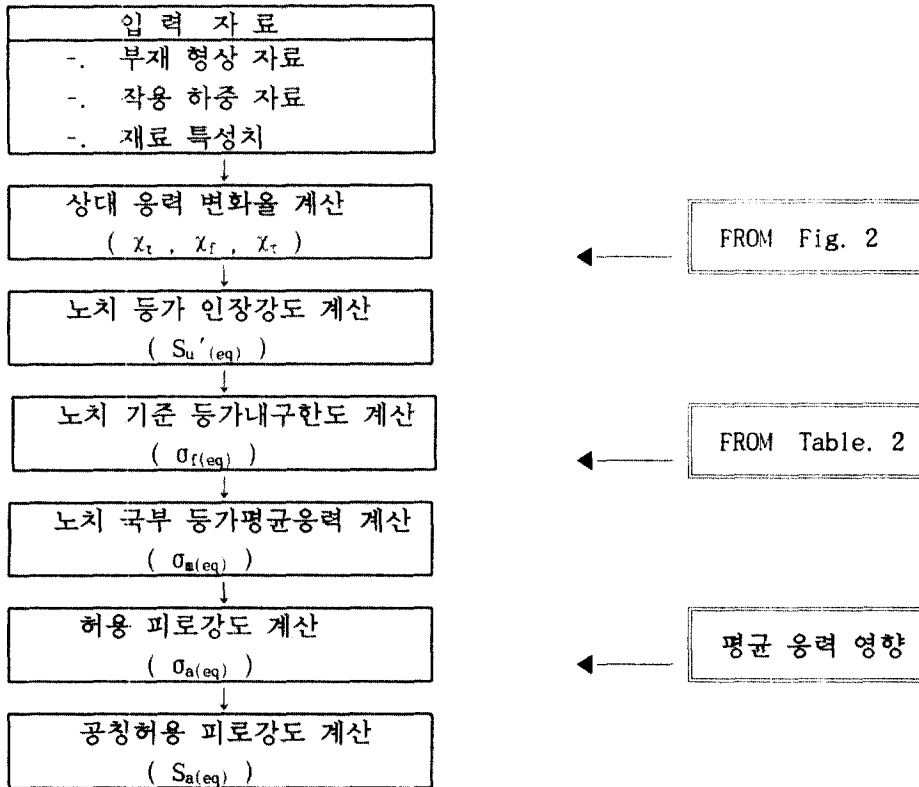
그러므로 위의 관계식을 활용하여 복합하중 상태에서의 등가응력 값을 대입하면 노치부재의 공칭허용 피로강도를 나타내는 다음과 같은 Haigh 선도의 식을 얻을 수 있다. 즉,

$$[S_{a(eq)} + S_{m(eq)}] S_{a(eq)} = \left[\frac{\sigma_{f(eq)}}{K_b} \right]^2 \quad (22)$$

여기서 $S_{m(eq)}$ 는 공칭응력으로 표시된 등가평균응력값을 나타내며 $S_{a(eq)}$ 는 공칭응력으로 표시된 등가응력진폭, 즉 구하는 피로강도 값을 나타낸다.

4. 계산절차의 구성

앞에서 설명한 피로강도 평가과정을 간단히 계산절차로 구성하면 다음과 같은 흐름도로 요약할 수 있다. 그리고 계산에 필요한 입력자료는 표 3과 같이 크게 세 종류로 나누어 부재의 형상자료, 작용하중자료, 재료의 특성치로 구분할 수 있다.



5. 시편 시험결과와 비교

앞에서 구성한 해석절차의 검증을 위하여 그림 7과 같이 노치의 응력집중계수가 $K_t=1.2$ 와 3.0 으로 각각 노치영향이 거의 없는 시편과 노치영향이 큰 두 시험편에 대하여 굽힘 피로수명 시험을 수행하여 long-life영역에서의 S-N 선도를 구하고 해석결과와 비교하였다. 두시험편의 응력집중계수는 노치뿌리 부위에 굽힘 인장응력 집중에 의한 균열발생으로 간주하여 ESDU 69020[15]에서 제시된 자료로 부터 얻었다. 이때 노치 반경이 38mm인 시편은 참고문헌[15]에서 제시된 곡선을 외삽하여 개략적인 값을 취하였다. 시편의 재료는 두께가 3mm인 SS50 압연강으로 재료의 조성비와 기계적 특성치는 표 4와 같다. 시험기는 전동식 굽힘 시험기로 하중비 $R = -1(S_m=0)$ 의 반복굽힘응력을 작용시켰다.

다음 그림 8과 9는 각각 두 노치시험편의 시험결과로 부터 얻은 S-N 선도와 $N_f=10^7$ 사이클수의 수명에 대한 굽힘하중 피로강도의 해석결과를 전대수 그래프에서 비교하여 보여주고 있다.

일반적으로 철강재의 S-N 시험결과가 전대수 그래프상에서 직선의 거동으로 나타남을 감안할 때 노치 영향이 거의 없는 $K_t=1.2$ 의 경우는 계산결과가 실험치에 비해 다소 여유있게 나타나는 경향이나 노치 영향이 큰 $K_t=3.0$ 인 경우는 해석결과와 실험결과가 상당히 근접한 것을 알 수 있다.

그러므로 제한된 실험결과이기는 하나 이러한 굽힘시험 결과로 부터 앞의 평가절차는 노치재의 굽힘응력 피로강도 평가에 충분히 적용될 수 있음을 알 수 있다. 그러나 차후 복합하중 피로시험을 통하여 복합하중 하에서의 해석결과에 대한 좀더 신뢰성 있는 검증이 필요하다고 사료된다.

6. 결 론

사용수명 중 고사이클 피로하중을 받는 구조물이나 기계부품의 주요부재의 설계과정에서 안전성과 신뢰성을 위하여 피로강도의 평가는 필수적으로 수행되어야 한다. 특히 이러한 부재들은 대개 노치형태로 간주될 수 있는 응력집중 요인을 내재하고 있는 경우가 많고 그러므로 이러한 노치영향을 고려한 장기수명의 피로강도 해석이 필요하다고 하겠다.

본 연구에서는 참고문헌 등에서 제시된 여러 실험결과로 부터 노치 파라미터인 상대응력 변화율과 피로강도 사이의 상관관계를 분석하고 실험적 관계식을 기초로 하여 축하중, 굽힘, 비틀림 등이 복합적으로 작용되는 피로하중 조건 하의 철강재 노치재의 고사이클 피로강도를 평가할 수 있는 기법을 구성하였으며 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 평활재의 피로강도와 노치재의 노치국부 피로강도 사이의 상관계수 δ_r 와 노치재의 상대응력 변화율 λ 사이의 관계는 작용하중에 무관하고 재료의 인장 강도에 따라 단조 증가하는 양상을 띤다. 그러므로 인장강도를 감안하면 상대응력 변화율을 복합하중 형태의 피로하중을 받는 철강 노치재의 피로강도 거동을 나타내는 파라미터로 사용할 수 있다.
- 노치재의 정하중 인장강도와 $\log \lambda$ 사이에는 선형적 관계가 있고 노치재와 평활재 인장강도의 비, S_u'/S_u 를 사용하면 인장강도와 무관한 하나의 직선으로 거동을 나타낼 수 있다.
- 평균응력이 0일때의 노치국부 피로강도도 마찬가지로 $\log \lambda$ 에 선형적으로 비례하며 직선을 나타내는 두

상수는 재료의 인장강도에 따라 결정된다.

- 하중형태가 복합적인 피로하중 조건에서는 Von-Mises의 등가응력식을 도입하여 등가상대응력 변화율로써 노치재의 등가인장강도와 등가피로한도를 나타낸다.
- 피로강도를 나타내는 국부피로응력은 정하중 상태로 간주되는 평균응력과 응력진폭 값의 사이클응력이 중첩된 것으로 보고 등가인장강도와 등가피로 한도를 두 특이점으로 하는 Haigh 선도를 구성함으로써 평균응력효과를 고려한 피로강도를 결정한다.
- 국부응력으로 표시된 노치재의 피로강도는 기준피로노치계수를 사용하여 공칭응력으로 나타냄으로써 설계과정에서 피로강도 평가를 편리하게 수행할 수 있다.
- 이러한 평가과정에 대하여 노치의 영향이 큰 시편과 노치 영향이 거의 없는 두 압연강판 시험편에 대하여 굽힘 피로시험을 수행한 결과를 계산결과와 비교하면 노치 영향이 작은 경우는 계산결과가 다소 여유있게 나타나나 노치 영향이 큰 부재의 경우는 비교적 잘 일치하는 것으로 나타난다.

<후 기>

본 연구는 1994년도 울산대학교 교비연구지원으로 수행한 연구결과임을 밝힙니다.

참고문헌

[1] L.E. Coffin, "Fatigue in Machines

and Structures," Proc. "Fatigue and Microstructure" ASM Mat. Sci. Seminar, ASM, 1978

- [2] W.J. Harris, Metallic Fatigue, Pergamon Press, London, 1961
- [3] G. Pomey and P. Rabbe, "Influence de l'etat de Surface et d'une Entaille d'un Trou sur le Comportement à la Fatigue de divers Aciers de Construction Soudables," Rev. de Met., 1970
- [4] L. Sors, Fatigue Design of Machine Components, Pergamon Press, 1971
- [5] H.O. Fuchs and R.I. Stephens, Metal Fatigue in Engineering, John Wiley & Sons., 1980
- [6] A.Brand, J.F. Flarenot, R.Gregoire and C.Tournier, "Recueil de Données Technologiques sur la Fatigue," CETIM, Paris, 1980
- [7] N.E. Frost, K.J. Marsh and L.P. Pook, Metal Fatigue, Clarendon Press, Oxford, 1974
- [8] C. Bathias and J.P. Bailon, La Fatigue des Matériaux et des Structures, Ed. Maloine S.A., Les Presses de l'Université de Montréal, Canada, 1980
- [9] R. Cazaud, G. Pomey, P. Rabbe and Ch.Janssen, La Fatigue des Métaux, Editions Dunod, Paris, 1978
- [10] A.Buch, "Fatigue strength Calculation Methods," TAE Report No. 314, 1977
- [11] H.J. Grover, "Fatigue of Aircraft Structures," NAVAIR Report 01-1A-13, 1966
- [12] R.E. Peterson, Stress Concentration Factors, John Wiley and Sons., New York, 1974
- [13] C. Francois, "Fatigue dans un Champ de Contrainte Multiaxiales," Ecole d'été Francoquebequoise sur

la Fatigue des Matériaux et Structure," Univ. de Compiègne et Montréal, 1978

- [14] K.N. Smith, P.Watson, and T.H. Topper, "A stress-strain Function for the Fatigue of Metal," J. Mat., Vol.5, No 2, 1970

[15] "Engineering Sciences Data-structures," Vol.7 Stress Concentrations, ESDU Ltd., London, 1981.

Table.1. Chemical compositions and mechanical properties of steels for Fig.4

Symbol	Compositions						Tensile strength (Mpa)	Elongation (%)
	C	Mn	Si	Ni	Cr	Mo		
XC38	0.35	0.5	0.4	--	--	--	670	17
35CD4	0.38	0.8	0.4	≤0.4	1.2	0.4	1080	9
35NCD16	0.40	0.55	0.4	4.5	2.0	0.6	1270	5

Table.2. Values of material coefficients A and B for different static tensile of steels

Tensile strength level S_u (Mpa)	A	B
1400 <	33.33	655
1200 - 1400	36.67	585
1000 - 1200	40.00	520
900 - 1000	43.33	465
800 - 900	43.33	430
700 - 800	45.00	390
600 - 700	45.00	335
500 - 600	46.67	295
400 - 500	46.67	245
< 400	46.67	195

Table.4. Chemical compositions and mechanical properties for SS50 steel

Symbol	Chemical composition(%)				Mechanical properties		
	C	Mn	P	S	Yield strength (Mpa)	Tensile strength (Mpa)	Elongation (%)
SS50	0.3>	1.6>	0.050	0.050	275	490 to 608	19

Tab.3. Input data for the analysis of long-life fatigue strength of notched steel members under combined fatigue loads

INPUT DATA :	
GEOMETRIC DATA	1. TYPE OF COMPONENT = ? -. NOTCHED PLATE = 1 -. CORNERED PLATE = 2 -. NOTCHED SHAFT = 3 -. CORNERED SHAFT = 4 2. NOTCH OR CORNER RADIUS = ? (mm) 3. INNER WIDTH OR DIA. = ? (mm) IF NTYP = 2 OR 4 4. OUTER WIDTH OR DIA. = ? (mm) 5. STRESS CONCENTRATION FACTOR : 1) TENSION = ? (MPa) 2) BENDING = ? (MPa) 3) SHEAR = ? (MPa) 6. NEUBER LENGTH = ? (mm)
APPLIED LOAD DATA	7. APPLIED NOMINAL STRESS : 1) MEAN STRESS : -. AXIAL = ? (MPa) -. FLEXTURAL = ? (MPa) -. TORSIONAL SHEAR = ? (MPa) 2) ALT. STRESS : -. AXIAL = ? (MPa) -. FLEXTURAL = ? (MPa) -. TORSIONAL SHEAR = ? (MPa)
MATERIAL PROPERTIES	8. MAT'L DATA -. MONOTONIC YIELD STRENGTH = ? (MPa) -. CYCLIC YIELD STRENGTH = ? (MPa) -. ULT. TENSILE STRENGTH = ? (MPa) -. CRITICAL ALTERNATING TENSILE STRENGTH = ? (MPa) -. a VALUE = ? -. b VALUE = ? -. IMEAN = ? -. GOODMAN = 1 -. GERBER = 2 -. SODERBERG = 3

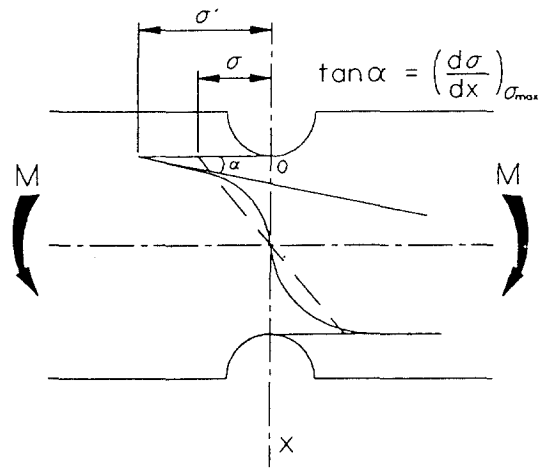


Fig.1. Relative stress gradient in notch root

APPLIED LOAD	TYPE OF COMPONENT		STRESS GRADIENT (mm ⁻¹)
	PLATE	SHAFT	
TENSION			$\frac{2}{R}$
FLEXURAL MOMENT			$\frac{2}{R} + \frac{2}{d}$ $\frac{2}{R} + \frac{4}{d+D}$
	TORSION		$\frac{1}{R} + \frac{2}{d}$ $\frac{1}{R} + \frac{4}{d+D}$

Fig.2. Simple formulas for stress gradient in different notch geometries and load types.

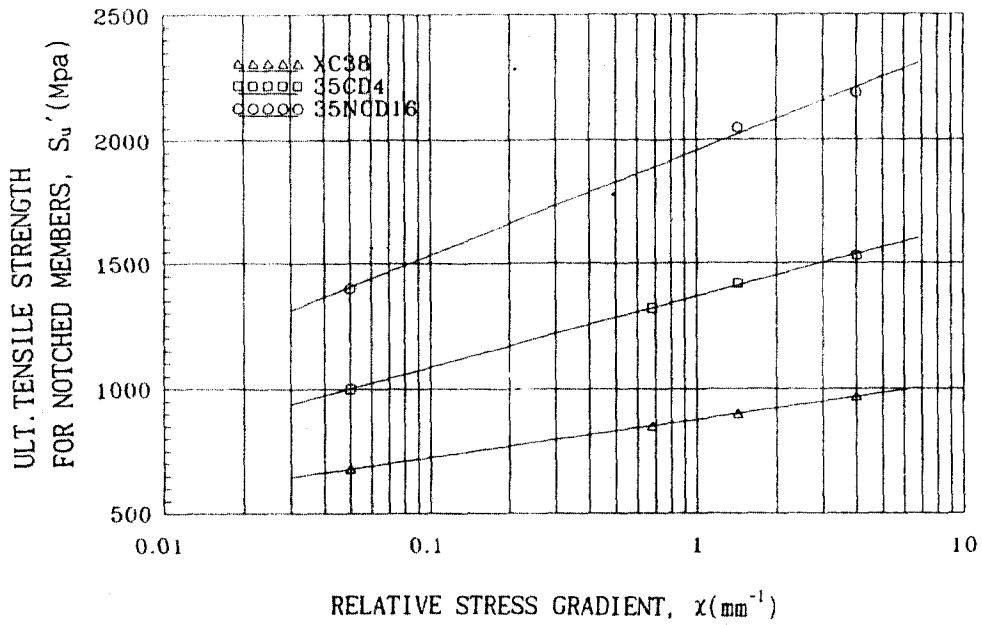


Fig.3. Variation of notched static strength S_u' with $\log \chi$ for different steels

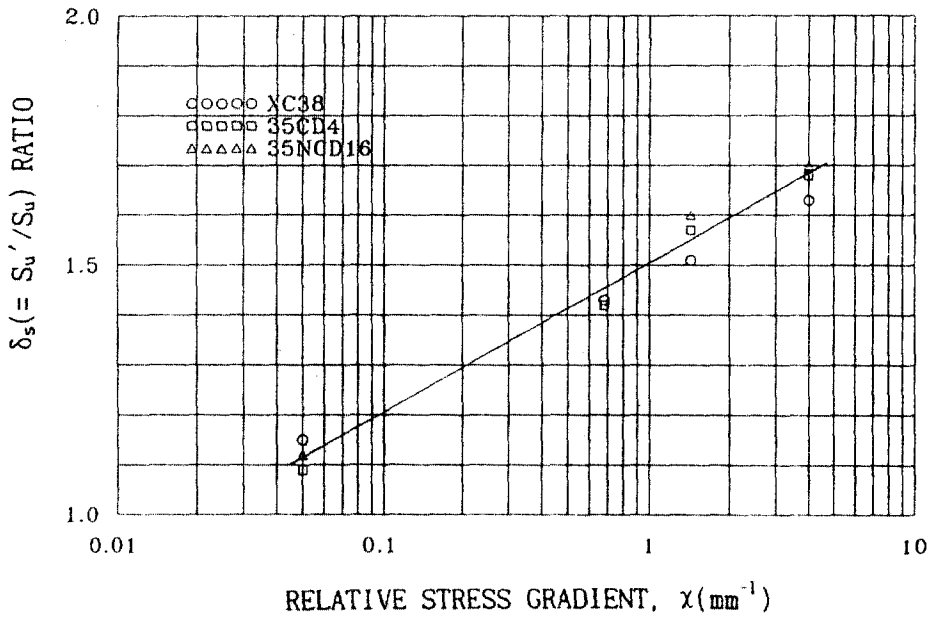


Fig.4. Variation of $\delta_s (= S_u' / S_u)$ ratio with $\log \chi$ for various steels

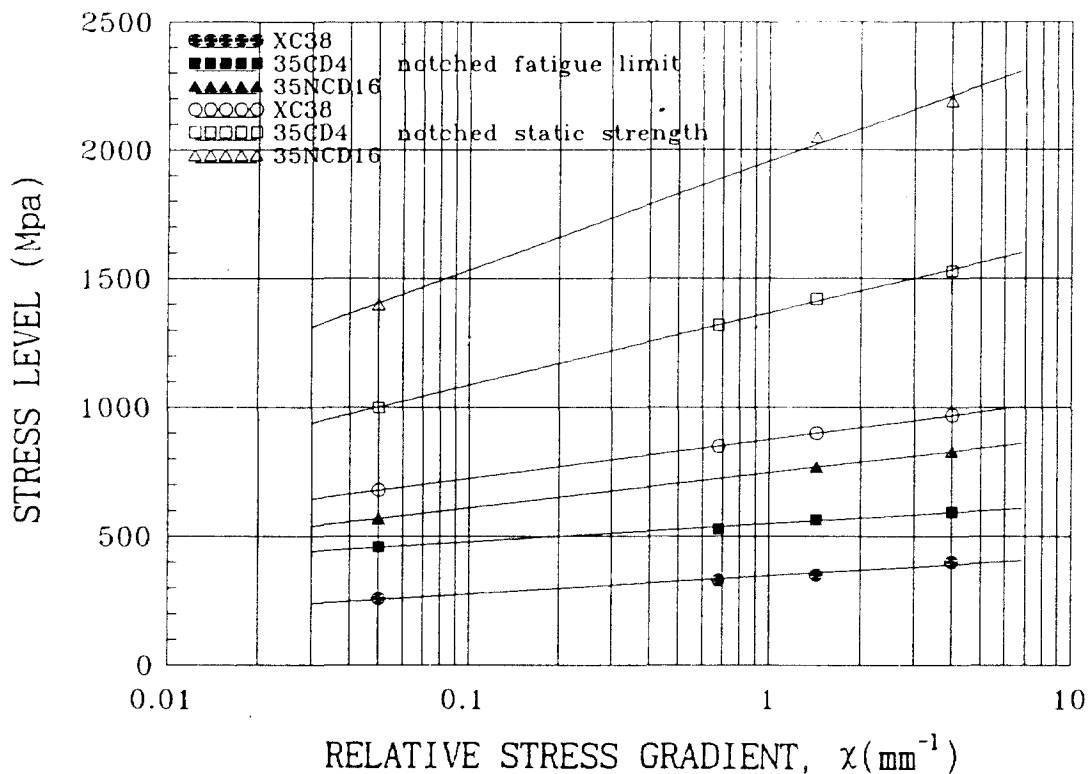


Fig.5. Variation of σ_r with $\log \chi$ for different steels

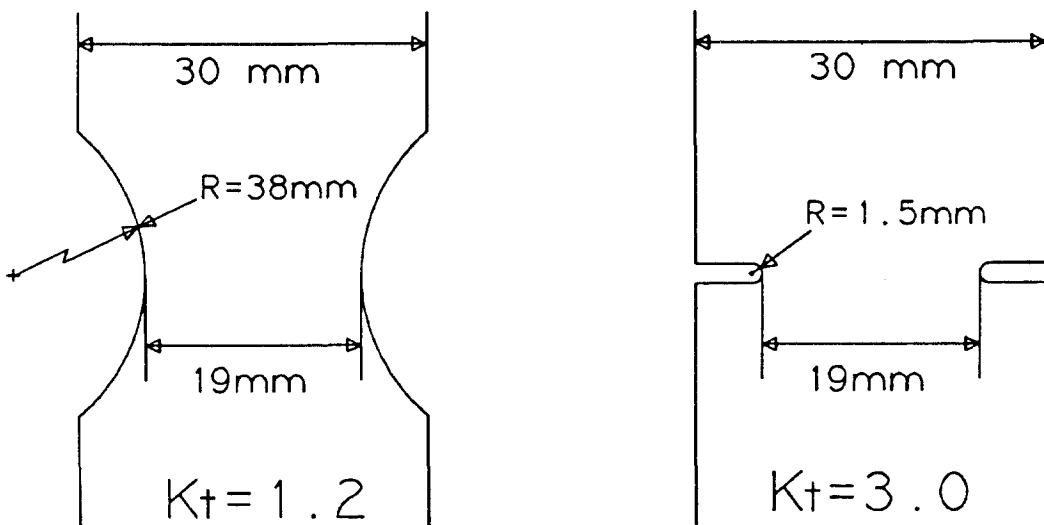


Fig.6. Notch configurations of test specimens

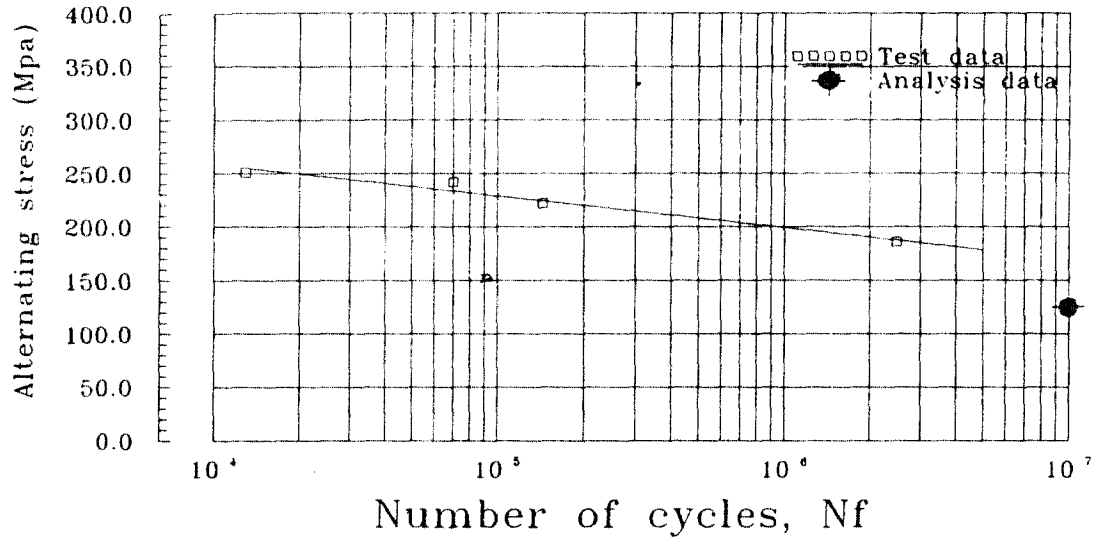


Fig.7. Comparison of analysis and test data with $K_t=1.2$ specimen

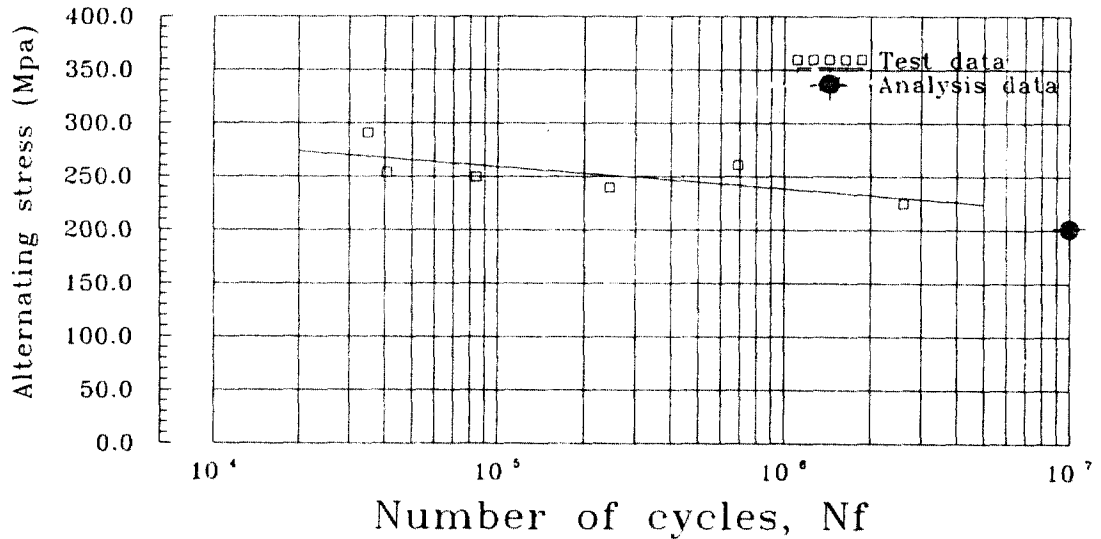


Fig.8. Comparison of analysis and test data with $K_t=3.0$ specimen