

(昭和 48 年 11 月日本造船学会秋季講演会において講演)

ヒステリシスエネルギーに基づいた 疲労強度減少係数の一考察

正員 飯田 國 廣* 正員 高 允 宝**

An Analysis of Fatigue Strength Reduction Factor Based on Hysteresis Energy

by Kunihiko Iida, *Member* Yunbo Kho, *Member*

Summary

Fatigue strength of a notched plate subjected to the repeated tensile load in intermediate cycle range was analyzed theoretically by using a rule proposed by Hardrath and Ohman. On a hypothesis that a fatigue crack will initiate at a same life from a notch of any shape factor, when the accumulated hysteresis energy at the notch reaches a certain value related to material properties, the relation between the nominal net section stress range for a geometrically notched plate and crack initiation life N_c was expressed by a equation with the elastic stress concentration factor of a notch, K_t as a parameter. Also the fatigue strength reduction factor of N_c -basis, K_f , was obtained as a function of K_t and work hardening constants in the cyclic hysteresis loop.

Experimental investigation was made on notched specimens, of which K_t value was varied from 1.08 to 10.84 in order to verify the theoretical analysis. Results of zero-to-tension axial loading fatigue test showed excellent agreement with theoretical values. The K_f , which is always lower than the K_t value, shows linear relation against K_t value. The propagation life in an unnotched and notched specimen was expressed as a function of stress range irrespectively of K_t value. The K_f value shows the increasing tendency with increasing N_c value, and the increasing amount is larger for the higher K_t value.

記 号

S : 公称応力 (切欠試験片では切欠断面での実断面公称応力) (kg/mm^2)

σ : 真応力 (切欠試験片では切欠底でのピーク塑性応力) (kg/mm^2)

ϵ : 工学歪

ϵ : 対数歪 (切欠試験片では切欠底でのピーク塑性歪)

E : ヤング係数 (kg/mm^2)

σ_f : 真破断応力 (kg/mm^2)

ϵ_f : 静破壊延性, $\epsilon_f = \ln 100/(100-RA)$, RA は 絞り (%)

σ_u : 静引張強さ (公称値) (kg/mm^2)

σ_y : 降伏応力 (kg/mm^2)

a : 材料定数, $a = 1 + b + c$

b : 材料定数, $\sigma_R = 2^b \sigma_f \cdot (N_c)^b$

c : 材料定数, $\epsilon_{pR} = 2^c \cdot \epsilon_f \cdot (N_c)^c$

m, n : 繰返しサイクルにおける σ と ϵ とを表わす式

$\epsilon = (\sigma/E) + m\sigma^{1/n}$ における定数と指数

C_1, k_1 : 材料および K_t による定数と指数, $S_R = C_1 \cdot (N_c)^{-k_1}$

C_2, k_2 : 材料および K_t による定数と指数, $S_R = C_2 \cdot (N_f)^{-k_2}$

C', k' : 材料定数, $N_p = C' (S_R)^{-k'}$

K_t : 弾性応力集中係数

* 東京大学工学部船舶工学科

** 東京大学大学院工学系研究科

K_o : 静引張過程における塑性応力集中係数	寿命
K_o' : 繰返しサイクルにおける塑性応力集中係数	N_f : 試験片が分離破断する寿命
K_t : 塑性歪集中係数	N_p : 疲労亀裂が試験片内を伝播している寿命 ($N_p = N_f - N_c$)
K_f : N_c 基準による疲労強度減少係数 (ある N_c における $K_t=1$ の試験片の疲労強度と $K_t=K_f$ の試験片の疲労強度との比)	ΔW : 1 サイクル当りの塑性歪ヒステリシスエネルギー ($\text{kg}\cdot\text{mm}/\text{mm}^3$)
K_F : N_f 基準による疲労強度減少係数 (ある N_f における $K_t=1$ の試験片の疲労強度と $K_t=K_f$ の試験片の疲労強度との比)	W_f : 疲労靱性, $W_f = \Delta W \times N_c$
F : 材料定数, $F = \{(1-n)/(1+n)\} 2^{(n-1)} \cdot \sigma_f \cdot \epsilon_f$	添字 N : 切欠底または切欠試験片
N_c : 肉眼亀裂 (長さ 0.2~0.5 mm の表面亀裂) 発	添字 p : 塑性歪成分
	添字 R : 範囲 (= 複振幅)
	添字 S : 平滑試験片

1 ま え が き

構造物にはほとんどの場合切欠が存在するから、切欠による疲労強度減少係数は構造物の疲労設計上重要な一因子となる。この見地から疲労強度減少係数 K_F について従来多くの研究が行われており、高サイクル域に関しては、いくつかの展望^{1,2,3)}によれば、R. E. Peterson (1945), G. Lipson ら (1950), P. Kuhn-H. F. Hardrath (1952), J. Y. Mann (1953), E. Siebel (1955) その他により弾性応力集中係数 K_t と K_F とを関連づける諸式が提案されているし、また多くの実験データの解析による K_F の実験式⁴⁾も導かれている。しかしながら、これらの諸式はそのほとんどがVみぞ付丸棒、段付丸棒、円孔付丸棒等といった単純な部材についての回転曲げ、平面曲げあるいは振り疲労試験のデータに基づくものであり、さらに疲労限あるいはその近傍での寿命強度を対象とし、しかも破断寿命 N_f に立脚している。

疲労試験における N_f は肉眼亀裂発生寿命 N_c と疲労亀裂の伝播寿命 N_p との和であり、したがって実験室での小形試験片の疲労試験結果に基づいて構造物の疲労設計曲線を定める際は、疲労試験における制御条件が当初に与えたものとは異なった状態で求められ、しかも試験片の寸法の影響をうける N_p は除外して、 N_c を基準にすべきであるとの著者ら^{5,6,7)}の見解が是認されるならば、従来提案されている K_F-K_t 関係式はこの際 N_c 基準に基づいた一考を要することになる。さらに N_c が 10^4 回オーダー以下の低サイクル域における疲労強度減少係数の重要性と同じく、 $10^4 \sim 10^6$ 回のいわゆる中間サイクル寿命域における疲労強度減少係数もまた時間強度を設計因子とする構造物の疲労設計上明確な意義を有する。

以上の見地から、中間サイクル域での片振引張荷重による疲労強度減少係数について、切欠底におけるヒステリシスエネルギーに基づいた考察を行い、これを実験結果と比較検討した。

2 疲労強度減少係数の理論的考察

切欠のない平板試験片および弾性応力集中係数が K_t の切欠を有する平板試験片が片振荷重を受けた際の、同一の肉眼亀裂発生寿命 N_c における時間強度の比を疲労強度減少係数 K_f (N_c 基準) と定義し次の仮説をおく。

仮説：疲労亀裂発生点におけるヒステリシスエネルギーの累積和 W_f が等しいとき、 K_t のいかに拘らず同一寿命で肉眼亀裂を発生する。

切欠試験片と平滑試験片が同一の N_c で亀裂を発生する条件での、それぞれに対する公称応力 S 、ならびに切欠底 (切欠試験片) または亀裂発生点 (平滑試験片) における真応力 σ と真歪 ϵ とのヒステリシスループは模型的に Fig.1 のようになる。ここで次の仮定を設ける。

仮定 1: 最初の 1/2 サイクル以後の σ , ϵ は平滑試験片では (1) 式に、また切欠試験片では (2) 式に従う。

$$\epsilon = (\sigma/E) + m_S(\sigma)^{1/n_S} \quad (1)$$

$$\epsilon = (\sigma/E) + m_N(\sigma)^{1/n_N} \quad (2)$$

ここに、(1) 式、(2) 式で表わされる曲線は圧縮側の半サイクルでは原点を A, B 点に、また引張側の半サイクルでは原点を A_1, B_1 点にとる。

仮定 2: ヒステリシスループは移動しないし、またループ形状は変化しないとする。さらに最初の 1/2 サイクル

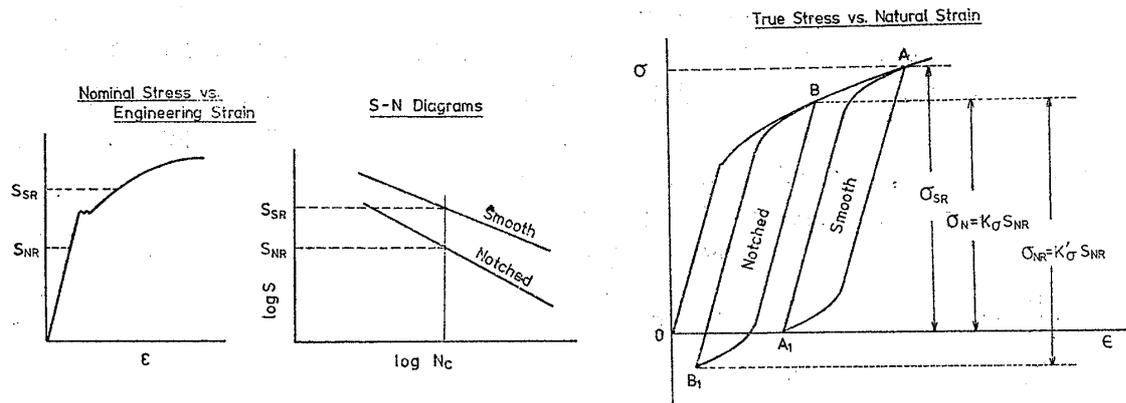


Fig. 1 Schematic Illustration of Hysteresis Loops

ルによる疲労延性の損失は無視する。

実際には、片振荷重制御下でのヒステリシスループは、とくに低サイクル域では、たとえば Crews ら⁸⁾あるいは安藤ら^{9,10)}が示したように、多かれ少かれ ϵ のプラス側に移動すると考えるべきであろうが、中間サイクル以上の疲労においては移動量は微少であり、したがってこの挙動が W_f に及ぼす影響は少いと思われ移動の影響を無視する。またループ形状は、たとえば Blatherwick ら¹¹⁾の実測や Wetzel¹²⁾の解析のようにとくに低サイクル域では相当に変化するが、中間サイクル以上の疲労においては 1/2 サイクルで安定すると仮定する。さらに最初の 1/2 サイクルによる疲労延性の損失量は W_f に比べればきわめて少いからこれを無視する。

仮定 3: 平滑試験片の亀裂発生点ならびに切欠底での塑性応力集中係数 K_σ (最初の 1/2 サイクルに対する値) および K_σ' (最初の 1/2 サイクル以後の繰返しサイクル) はともに Hardrath-Ohman¹³⁾ が与えた (3) 式によって与えられるとする。

$$K_\sigma \text{ または } K_\sigma' = 1 + (K_t - 1)(\sigma/\epsilon)/(S/\epsilon) \quad (3)$$

切欠先端の塑性応力を修正した等価応力^{14,15)}あるいは先端でのヒステリシスエネルギー^{16,17)}が無切欠材のそれらに等しければ中間サイクル域における破断寿命 N_f が等しいとの考え方によって切欠試験片の強度を論じている論文はいくつかある。しかしこれらにおいては疲労強度減少係数を明確に式表示していないし、切欠試験片のデータをそれぞれ導いた理論式によって修正したものと平滑材のデータとの合い方を論じているにとどまっているため、疲労強度減少係数は寿命のいかに拘らず一定と思われているようである。そしてこれらの論文では式の簡便さの故か Neuber¹⁸⁾ が導いた

$$K_t^2 = K_\sigma \cdot K_\epsilon \quad (4)$$

が多く用いられているが、Kremp¹⁹⁾ が側切欠付平板について (3) 式が実験データと良く合うところを明らかにしているため、ここでは (3) 式を用いた。

さて、真応力範囲 (複振幅) が σ_R 、塑性真歪範囲 ϵ_{pR} のループの 1 サイクル当りのヒステリシスエネルギー ΔW は、

$$\Delta W = \sigma_R \cdot \epsilon_{pR} - 2 \int_0^{\sigma_R} \epsilon_p d\sigma \quad (5)$$

であるから (1), (2) 式を用いて次式のようになる。

$$\Delta W = \frac{1-n}{1+n} \cdot \sigma_R \cdot \epsilon_{pR} = m \cdot \frac{1-n}{1+n} (\sigma_R)^{\frac{1+n}{n}} \quad (6)$$

ここに、 m, n は (1), (2) 式における値の一般表示とする。一方、疲労靱性、すなわち前述の仮説の基準値 W_f は

$$W_f = \Delta W \times N_c \quad (7)$$

で与えられる。

ここで、Halford²⁰⁾ の解析を参照し、かつ $N_c = 1/2$ で $\sigma_R = \sigma_f$ 、 $\epsilon_{pR} = \epsilon_f$ となるように Halford に従って次の仮定をおく。

仮定 4: σ_R と ϵ_{pR} とは (8), (9) 式によって表示できる。

$$\sigma_R = 2^b \sigma_f \cdot (N_c)^b \quad (8)$$

$$\epsilon_{pR} = 2^c \epsilon_f \cdot (N_c)^c \quad (9)$$

ここで、 b, c は材料定数であり、平滑試験片の歪制御低サイクル疲労における弾性歪範囲対 N_c 線図および塑性歪範囲対 N_c 線図の指数 k_e および k_p にはほぼ対応する。なお、Halford は 190 セットのデータを解析し、統一的な値として $b = -0.083$, $c = -0.58$ を提案している。また Halford は (8) 式および (9) 式の定数をそれぞれ $2\sigma_f$ および $2\epsilon_f$ とおき、一方、両式の N_c を N_f としている。

(8), (9) 式を (6) 式に代入し、これを (7) 式に代入して、

$$W_f = F(N_c)^a \quad (10)$$

$$\text{ここに、} F = \frac{1-n}{1+n} \cdot 2^{(a-1)} \cdot \sigma_f \cdot \epsilon_f, \quad a = 1 + b + c$$

したがって、(6) 式と (10) 式により

$$\sigma_R = \left\{ \frac{F}{m \left(\frac{1-n}{1+n} \right)} \right\}^{\frac{n}{1+n}} \times (N_c)^{\frac{n}{1+n}(a-1)} \quad (11)$$

そこで、平滑材に対しては σ_{SR} を (6) 式、(11) 式の σ_R に入れて、亀裂発生点での 1 サイクル当りのヒステリシスエネルギー ΔW_S および σ_{SR} は

$$\Delta W_S = m_S \left(\frac{1-n_S}{1+n_S} \right) \sigma_{SR}^{\frac{1+n_S}{n_S}} \quad (12)$$

$$\sigma_{SR} = \left\{ \frac{F}{m_S \left(\frac{1-n_S}{1+n_S} \right)} \right\}^{\frac{n_S}{1+n_S}} \times (N_c)^{\frac{n_S}{1+n_S}(a-1)} \quad (13)$$

また、切欠材に対しては同様に σ_{NR} を代入して

$$\Delta W_N = m_N \left(\frac{1-n_N}{1+n_N} \right) \sigma_{NR}^{\frac{1+n_N}{n_N}} \quad (14)$$

が得られる。ここで切欠試験片における公称応力 S_{NR} が降伏応力以下の場合には、(3) 式より

$$\sigma_{NR} = S_{NR} \{ 1 + (K_t - 1) \sigma_{NR} / (E \cdot \epsilon) \} \quad (15)$$

が得られる。したがって、(2), (14), (15) 式より

$$\Delta W_N = \frac{1-n_N}{1+n_N} \left\{ S_{NR} \cdot m_N \cdot (\sigma_{NR})^{\frac{1}{n_N}} + K_t \cdot \frac{\sigma_{NR}}{E} S_{NR} - \frac{(\sigma_{NR})^2}{E} \right\} \quad (16)$$

と表わせる。

一方、平滑試験片ではマクロ的な応力集中は生じないから、 A_1 点で残留応力は生じないと考えられるが、切欠試験片では荷重による公称応力が σ_y / K_t 厳密には (比例限) $/ K_t$ 以上で切欠底周辺に局部降伏を生ずるから、 B_1 点で圧縮残留応力が生ずる。この値 σ_{res} は除荷過程で塑性降伏が生じなければ次式⁸⁾ で与えられるが、

$$\sigma_{res} = S_{NR} (K_\sigma - K_t) \quad (17)$$

一般には局部的な塑性降伏が生じると考えられるから、 B 点から B_1 点に至る切欠底での真応力範囲 σ_{NR} は Fig. 1 および (15) 式のように考えるべきである。そしてこの場合の K_σ' は K_σ より大きい⁸⁾。しかし Wetzell¹²⁾ が Crews⁸⁾ の実験結果を解析したように、切欠底と同材質の小形試験片に引張荷重を与えて Fig. 1 の右図における OBA 線を描かせ、これと

$$\sigma_{NR} \cdot \epsilon_{NR} = \text{const} = (K_t \cdot S_{NR})^2 / E \quad (18)$$

で与えられる双曲線の交点を B 点とし、さらに小形試験片に圧縮荷重を与えて BB_1 線を描かせこれと原点を通る (18) 式的双曲線との交点を B_1 とするといった方式を採るか、あるいは B 点および B_1 点における歪を実際に切欠底で実測するかの方式を採らない限り、 K_σ' ひいては (2) 式の定数と指数とは求められない。

実際には (2) 式の m_N, n_N, σ が異なって、かつ ΔW が同じという場合もあり得るであろうが、ここでは簡単のため、

仮定 5: ヒステリシスループの面積は真応力範囲の増加に伴って単調増加する関数である、とした。したがって、仮説が満足されるためには、仮定 5 により

$$m_S = m_N = m, \quad n_S = n_N = n, \quad \sigma_{SR} = \sigma_{NR} \quad (19)$$

でなければならない。中間サイクル域での疲労では塑性歪の大きさはそう大きくはなく、したがって m, n は、

むしろ σ の関数とすべきであるかもしれないが、簡単のため

仮定 6 : 繰返しサイクルの加工硬化指数と定数は一定である。

と仮定する。

(16) 式を (12) 式に等置して

$$S_{NR} = \left(1 - \frac{K_t - 1}{mE(S_{SR})^{\frac{1-n}{n}} + K_t} \right) S_{SR} \quad (20)$$

が得られる。したがって、

$$K_f = \frac{S_{SR}}{S_{NR}} = 1 + \frac{K_t - 1}{mE(S_{SR})^{\frac{1-n}{n}} + 1} \quad (21)$$

なおこの場合、 N_c が 10^4 回以上では S_{SR} を σ_{SR} と置き換えたことによる誤差は小さいとして、 S_{SR} を σ_{SR} に等置した。

一方、切欠材の $S_R - N_c$ 線図は (13) 式を (20) 式に代入して次のように得られる。

$$S_{NR} = \left[1 - \frac{K_t - 1}{mE \left\{ \frac{F}{m \frac{1-n}{1+m}} \right\}^{\frac{1-n}{1+n}} \cdot (N_c)^{\frac{1-n}{1+n}(a-1)} + K_t} \right] \times \left\{ \frac{F}{m \frac{1-n}{1+n}} \right\}^{\frac{n}{1+n}} \times (N_c)^{\frac{n}{1+n}(a-1)} \quad (22)$$

3 実験値と理論値との比較

前節で求めた (21) 式あるいは (22) 式を実験的に検証するために 7 種類の切欠を施した平板試験片について疲労試験を行った。

3.1 試験片および試験方法

供試材は C=0.14%, Si=0.25%, Mn=1.00%, P=0.013%, S=0.015% の化学成分を有する SM41C である。母材試験片は板厚 25 mm の圧延材の板厚中心部から試験片の長軸がロール方向に一致するように切り出した。突合せ溶接横継手試験片を得るため供試鋼板のロール方向と直角方向に Fig. 2 に示す開先を加工し、4.8 mm ϕ のワイヤー (US-36) とフラックス (MF-38, 20 \times G) を用い、600 A, 33~35 V で 7 パスのサブマージドアーク溶接を行った。この際の溶接速度は 1~6 パスでは 30 cm/min, 7 パス目は 40 cm/min であった。溶接継手材から試験片の長軸がロール方向に一致するように試験片を切り出し、熱影響部および溶接金属部試験片の切欠中心が溶接継手の熱影響部および溶接金属部に位置するように製作した。

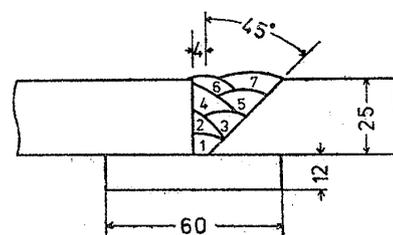


Fig. 2 Edge Preparation

Table 1 Static Tension Test Results
(Smooth Specimen, $d=5$ mm)

Material	Specimen Code	σ_Y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	σ_f (kg/mm ²)	ϵ_f
Base Metal (SM41C)	41 B 1	29.41	48.05	90.40	0.88
	41 B 2	29.81	48.25	91.91	0.85
	41 B 3	27.00	48.41	93.67	0.83
	mean	28.74	48.27	91.99	0.85
HAZ	41 H 1	39.88	53.51	102.69	0.90
	41 H 2	41.72	54.11	101.37	0.94
	41 H 3	38.94	52.34	100.17	0.88
	mean	40.18	53.32	101.41	0.91
Weld Metal	41 W 1	42.38	54.31	115.33	1.20
	41 W 2	40.76	54.68	112.18	1.17
	41 W 3	43.20	55.31	119.36	1.20
	mean	42.11	54.76	115.62	1.19

うに製作した。

母材からは長軸がロール方向となるように、また溶接継手材からは長軸が溶接線方向に一致しかつ軸中心が溶接金属中心および熱影響部中心に合致するように、試験部直径 5 mm, 平行部長さ 28 mm, グリップ部直径 10 mm, フィレット半径 20 mm の丸棒試験片を切り出し、これの静引張試験を行って Table 1 の結果を得た。それぞれの試験片の真応力と対数歪との関係はほぼ次式の通りであった。

$$\left. \begin{aligned} \text{母材} : \epsilon &= 1.184 \times 10^{-11} \cdot \sigma^{0.1809} \\ \text{HAZ} : \epsilon &= 3.992 \times 10^{-14} \cdot \sigma^{0.1502} \\ \text{溶接金属} : \epsilon &= 1.076 \times 10^{-13} \cdot \sigma^{0.1579} \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

平板試験片の形状を Fig. 3 に、試験片系列と切欠半径および板幅を Table 2 に示す。なお表中の K_t は Peterson の線図²¹⁾により求めた。

Table 2 Test Series and Codes of Specimens

D (mm)	R (mm)	K_t	Notched Materials		
			Base Metal	HAZ	Weld Metal
42.21	42.0	1.078	MA (⊗)	—	—
52.5	18.0	1.55	MB (△)	—	—
70.0	9.0	2.03	MC (◇)	HC (◊)	WC (◆)
70.0	3.4	3.05	MD (▽)	—	—
70.0	1.0	5.12	ME (□)	—	—
70.0	0.5	7.04	MF (○)	HF (●)	WF (●)
70.0	0.2	10.84	MG (◊)	—	—

K_t : Theoretical Stress Concentration Factor
 R: Notch Radius

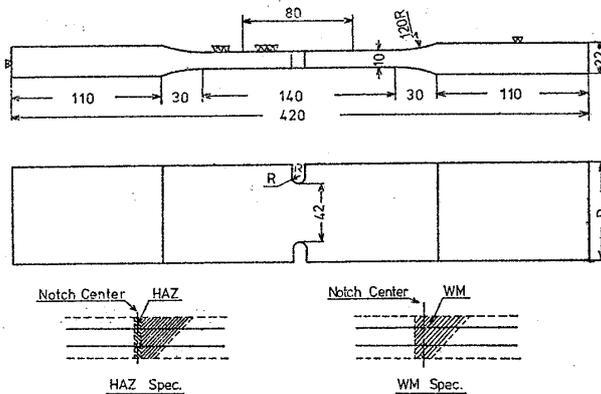


Fig. 3 Specimen Details

疲労試験は荷重範囲 20 ton のローゼンハウゼン型万能疲労試験機を用い、軸力片振荷重制御で行った。応力比は 0.05 としたので、以下の検討では完全片振と見做すことにする。繰返し速度は主として 330 cpm および 500 cpm としたが、実断面応力範囲が 10 kg/mm² 以下の試験片では 1,000 cpm で試験したものである。試験結果の評価に当っては繰返し速度の影響を無視した。

3.2 試験結果

母材の S-N 線図を Figs. 4, 5 に示す。縦軸は実断面応力範囲、横軸は N_c および N_f である。亀裂発見時にすでに N_c と規定した長さ以上に亀裂が進展してしまっていた試験片もいくつかあったが、このような場合、その後の亀裂進展挙動から逆に N_c を推定した。

データの中央を通る直線を描き、これについて

$$S_R = C_1 N_c^{-k_1}, S_R = C_2 N_f^{-k_2} \quad (24)$$

における指数および定数を求め、Table 3 に示した。表から明らかなように (24) 式の指数および定数は、ともに K_t の増加に伴って顕著に増加している。Fig. 6 は亀裂伝播寿命 N_p を S_R に対しプロットしたものである。多少のばらつきはあるが N_p は S_R だけの関数と見做してよいと思われ、中央線として

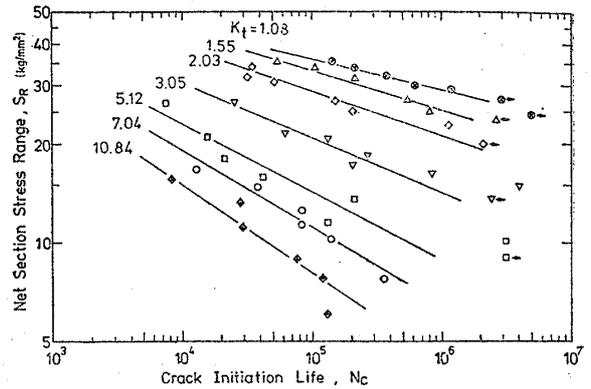


Fig. 4 S_R vs. N_c Curves for Base Metal (Experimental)

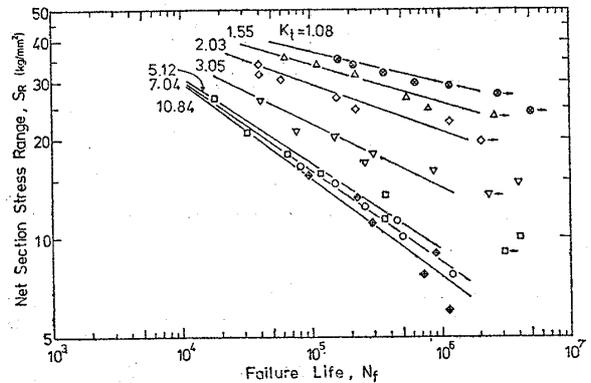


Fig. 5 S_R vs. N_f Curves for Base Metal (Experimental)

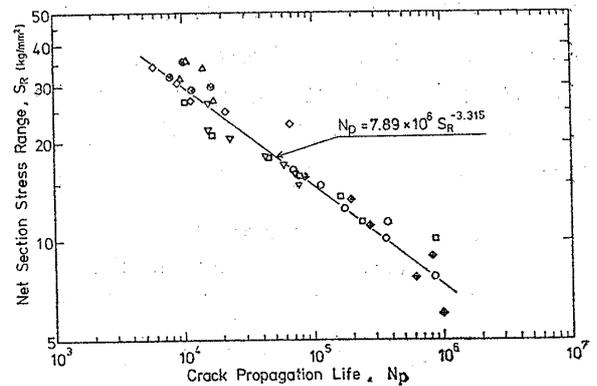


Fig. 6 S_R vs. N_p Curve

Table 3 Constants and Exponents of Median S-N Curves (Experimental)

K_t	Marks	C_1	k_1	C_2	k_2
1.08	⊗	101.8	0.0906	117.0	0.1005
1.55	△	129.3	0.1181	132.5	0.1202
2.03	◇	136.3	0.1347	150.0	0.1412
3.05	▽	139.9	0.1663	206.3	0.1928
5.12	□	148.5	0.2046	364.4	0.2662
7.04	○	160.0	0.2325	437.6	0.2858
10.84	◊	179.3	0.2694	452.7	0.2945

$$N_p = 7.89 \times 10^8 (S_{NR})^{-8.315} \quad (25)$$

が得られた。

厳密には、初期切欠の鋭鈍によって亀裂発生までに切欠先端が受けた疲労損傷の量と範囲は異なる筈であり、亀裂が少くともこの損傷領域を伝播する速度は互に相異すると考えるべきであるが、これを無視すれば疲労亀裂は初期切欠よりもはるかに鋭いから上式がほぼ成立するであろう。

Fig. 7は K_t が 2.03 および 7.04 の切欠を母材、熱影響部および溶接金属部に位置させた試験片の疲労強度を比較したものである。図中の直線は母材試験片に関する中央線であるが、 $K_t=2.03$ の系列では明らかに母材(BM)よりも熱影響部(HAZ)と溶接金属(WM)の方が疲労強度が大であるのに対し、 $K_t=7.04$ の系列では有意差はほとんど見られない。 $K_t=2.03$ における強度差は table 1 から明らかなように、熱影響部や溶接金属の引張強さが母材よりも大きいためであろうと考えられる。一方、 $K_t=7.04$ で強度差が見られなかったことは熱影響部や溶接金属の方が母材よりも K_f が大きいことを意味している。

この理由は次のように考えられる。すなわち、(21)式は、 m が小さくなれば、あるいは n が大きくなれば、ともに K_f が増大することを示している。一方、

(23)式からわかるように、溶接金属および熱影響部に関する m は、母材に関する値より桁違いに小さく、他方 n の差は 17% 程度である。もっともこれらの m および n の値は静引張における値ではあるが、繰返しサイクルにおける m , n は静引張における m , n と同傾向であろうと考えるならば上述の現象を説明し得る。なお Whaley²²⁾ はアルミ合金に関する同様な現象を報告している。

3.3 理論値との比較

(22)式には4つのパラメータ n, m, a, F が含まれており、まずこれらの諸数値を定めなければならない。平滑試験片の疲労強度を既知として table 3 から $K_t=1.08$ に関する $k_1=0.0906$ および $C_1=101.8$ を (13)式における指数および定数と等置して、

$$\left. \begin{aligned} \frac{n}{1+n}(a-1) &= -k_1(K_t=1.08) = -0.0906 \\ \left\{ \frac{F}{m \left(\frac{1-n}{1+n} \right)} \right\}^{\frac{n}{1+n}} &= C_1(K_t=1.08) = 101.8 \end{aligned} \right\} \quad (26)$$

と表わされ、また F に含まれる σ_f および ϵ_f を table 1 からそれぞれ 91.99 kg/mm² および 0.85 とおく。さらに (8), (9)式および (2)式より

$$n = b/c \quad (27)$$

が得られる。文献 23) の table 5 に本供試材にはほぼ等しい機械的性質を有する SM41-E(4M) の k_e および k_p が与えられている。これらの値は低サイクル域で求められたものであるから、本研究が対象としている中間サイクル域における b, c と直接対応するとは限らないが、 k_e/k_p は 0.19 となっている。他方、掘田ら²⁴⁾ はその論文の Fig. 9 において本研究と同種の材料について $0.01 \leq \epsilon_{pR} \leq 0.50$ におけるヒステリシスループの歪硬化指数と ϵ_{pR} との関係を求めている。この関係線から $\epsilon_{pR}=0.003$ 程度まで外挿すると n は約 0.21 と読み取れる。また、Halford²⁰⁾ は多数のデータを集めて $0.07 \leq n \leq 0.29$ の結果を与えている。これらの諸結果を参考にして、ここでは一応 $n=0.2$ として、以後の解析を行った。したがって、 $a=0.456$, $m=4.82 \times 10^{-11}$, $F=35.8$ となる。なお、厳密な検討を行うためには、荷重制御試験に供した供試材から小型丸棒試験片を採取し、Wetzel¹²⁾ が行ったような方法あるいは類似の方法で切欠付広幅試験片の N_c と同程度までの歪制御試験を行って n を決定すべきであろう。

Fig. 8は上記の諸数値を用いて (22)式から求めた S_R-N_c 曲線と実験点とを比較したものである。 $K_t=1.55$ および 2.03 の試験片では両者はあまり良く一致せず、(22)式は若干小さな、すなわち安全側の値を見積っている。これは S_N が比例限を越えるような高い応力では (3)式が良い近似を与えない^{6,19)}ためであろうと考えら

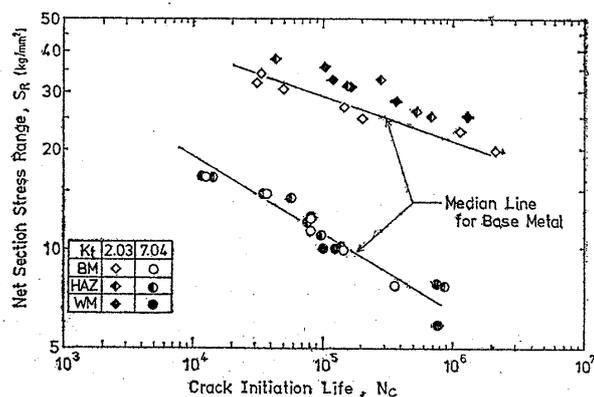


Fig. 7 Comparison of Fatigue Strengths of Weld Metal and HAZ with that of Base Metal

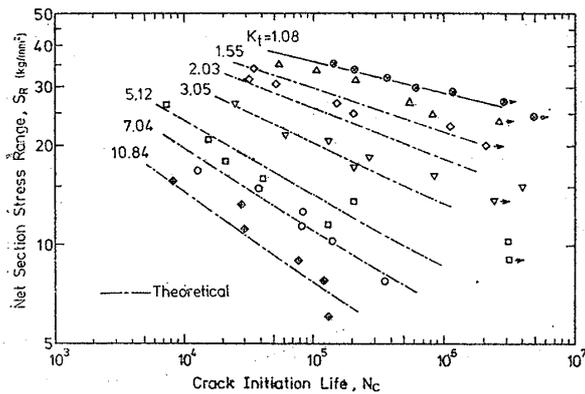


Fig. 8 Theoretical S_R-N_c Curves Compared with Experimental Results (N_c -Basis)

れる。一方、 $K_t \geq 3$ の試験片に関して理論値と実験値とは非常に良く一致しており、この範囲の疲労強度の推定に (22) 式は有効である。

(21) 式で表わされる K_f と K_t の関係を N_c をパラメータにして求めると Fig.9 のように、 K_f 対 K_t は理論上直線関係となるが、これは Fig.4 から得た実験値と良く合っている。さらに、Fig. 10 は (21)-式と $K_t=1.08$ の S_R-N_c 線図から K_f と N_c の関係を K_t をパラメータにして図示したものであるが、Fig. 8 から予想されるように $K_t < 3$ では K_f の理論値は実験点よりも高くなるが $K_t \geq 3$ では両者は良好な一致を示している。

さて、(21) 式および (22) 式は N_c 基準によるものである。著者は、前述のように、 N_f 基準による疲労強度の議論は根拠が不明瞭であり、したがって N_c 基準と N_p 基準とを明確に分離すべきであるとの考え方に立脚しているが、一応 N_f 基準での線図と N_c 基準での線図の差を示すため、(25) 式を媒介にして Fig. 11 と Fig. 12 を求めて見た。

S_{NR} と N_f との関係は、亀裂伝播寿命を $N_p=C'(S_{NR})^{-k'}$ で近似 (Fig. 6) できるものとして、(13)、(25) 式から、

$$N_f = N_c + N_p = (C_1)^{1/k_1} (K_f \cdot S_{NR})^{-1/k_1} + C' (S_{NR})^{-k'} \quad (28)$$

ここに、 k_1 および C_1 は $K_t=1.0$ (実際には $K_t=1.08$) に対する値とする。そこで、(21) 式を仲介して、 $S_{NR}-N_f$ 線図を求めることができる。ここには図示しなかったが実験値との比較は Fig.8 とほぼ同等の合致を示した。 N_f に基づく疲労強度減少係数 K_F は N_f から各形状試験片に関する N_p を差し引いた寿命、すなわち各形状試験片についてそれぞれ異なる N_c に対して (21) 式を適用することになる。Fig. 11, Fig. 12 はこれを図示したもので、やはり $K_t \geq 3$ では理論値と実験点は良好な一致を示している。

K_f と K_F の挙動の最も大きな違いは、 K_f-K_t はほぼ直線で表わせるのに対し K_F は K_t の増加に伴って飽和して行くことである。 N_f は N_p の影響を受けるため、試験片寸法によって K_F-K_t 曲線の形状は変化するも

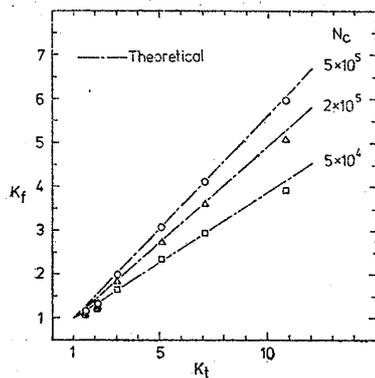


Fig. 9 Theoretical K_f-K_t Curves Compared with Experimental Results (N_c -Basis)

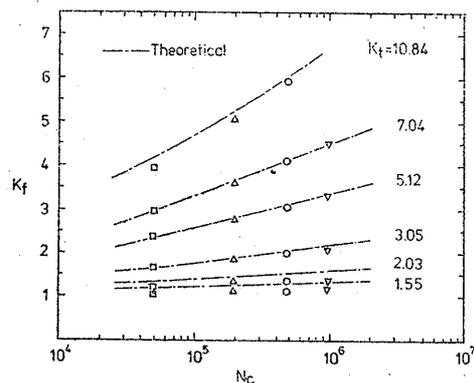


Fig. 10 Theoretical K_f-N_c Curves Compared with Experimental Results (N_c -Basis)

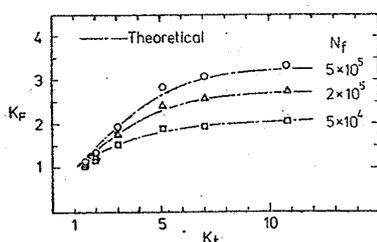


Fig. 11 Theoretical K_F-K_t Curves Compared with Experimental Results (N_f -Basis)

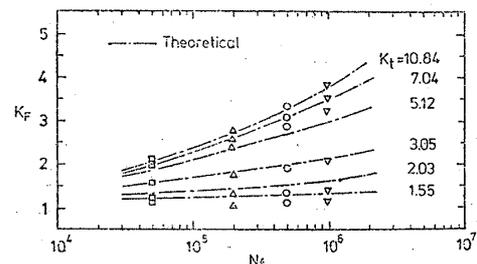


Fig. 12 Theoretical K_F-N_f Curves Compared with Experimental Results (N_f -Basis)

のと考えられる。すなわち、試験片が非常に小さく $N_f = N_c$ と等置し得る場合、 K_F は K_t に等しくなりほぼ直線で近似でき得るであろうが、寸法が大きくなり N_f に占める N_p の割合が大きくなるにつれて同一 N_f での K_F は減少したその傾向は K_t が大きい程著しいであろう。一方、 N_c は切欠底における制御条件が等しければほとんど試験片寸法に依存しないと考えられる^{9,10,12)} ので、 $K_f - K_t$ 曲線は試験片寸法によってほとんど変化しないと見做すことができ、したがって、疲労亀裂の発生防止という見地から構造物の設計に直接利用し得るであろう。

4 結 論

片振荷重制御条件での切欠付平板の中間サイクル疲労強度減少係数について、ヒステリシスエネルギーに基づいた理論的検討を行い、これを軟鋼母材および溶接金属ならびに熱影響部に切欠を加工した平板試験片の軸力片振疲労試験結果と比較して良い一致を見た。得られた主な結論は次の通りである。

- 1) 肉眼亀裂発生寿命 (N_c) 基準による疲労強度減少係数 (K_f) は次のように表わされる。

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{mE(S_{SR})^{\frac{1-n}{n}} + 1}$$

ここに、 K_t は弾性応力集中係数； m , n はヒステリシスループの加工硬化定数と指数、

S_{SR} は切欠のない材料の公称応力範囲（複振幅）である。

したがって、 K_f と K_t は、 N_c をパラメータとする比例関係を示し、しかも K_f は K_t より小さい。

- 2) 試験片破断寿命 (N_f) 基準による疲労強度減少係数 (K_F) は K_t より小さく、しかも K_t の増大につれて飽和する。
3) N_c 基準による $S_R - N_c$ 線図は次のように表わせる。

$$S_{NR} = \left[1 - \frac{K_t - 1}{mE \left\{ \frac{F}{m \cdot \frac{1-n}{1+n}} \right\}^{\frac{1-n}{1+n}} (N_c)^{\frac{1-n}{1+n}(a-1)} + K_t} \right] \times \left\{ \frac{F}{m \cdot \frac{1-n}{1+n}} \right\}^{\frac{n}{1+n}} \times (N_c)^{\frac{n}{1+n}(a-1)}$$

ここに、 S_{NR} は切欠試験片における公称実断面応力の範囲； a , F は材料定数。

また、 $S_R - N_c$ 線図を指数表示した際の定数と指数は K_t の増加に伴って増加する。

- 4) N_f と N_c の差で与えられる伝播寿命 N_p は K_t に関係なく、公称応力範囲 S_R に依存し、本研究の供試材では

$$N_p = 7.89 \times 10^8 (S_R)^{-3.315}$$

と得られた。

- 5) K_f は N_c が大きくなるにつれて増加する傾向を示し、増加の度合は K_t が大なるほど大きい。 K_F と N_f についても同傾向である。
6) 本研究においては、溶接金属および熱影響部の K_f は母材より大きかったが、この理由は理論式から説明できる。

謝 辞

本研究の供試材は新日本製鉄(株)より提供され、溶接継手材の溶接は石川島播磨重工業(株)溶接センターにより行われた。ここにこれらのご好意に対し厚く謝意を表する次第である。

文 献

- 1) Weibull, W. : Fatigue Testing and Analysis of Results, Pergamon Press (1961) 114/116.
- 2) Peterson, R. E. : Notch-sensitivity, Sec. 13 of "Metal Fatigue", University of California, Engineering Extension Series, McGraw-Hill (1959) 293/306.
- 3) 川田 : 切欠効果, 日本材料学会編 金属の疲労 第4.4節, 丸善 (1964) 170/190.
- 4) 金属材料疲れ強さの設計資料, 日本機械学会 (1961) 103/143.
- 5) 飯田 : HT 60 鋼の歪制御低サイクル疲労における亀裂発生寿命と破面のマイクロフラクトグラフィ, 日本造船学会論文集第 128 号 (1970) 331/342.
- 6) 飯田, 浦部, 安藤 : 軟鋼の低サイクル疲労強度減少係数, 日本造船学会論文集第 130 号 (1971) 311/320.
- 7) 飯田, 井上 : 低サイクル疲労寿命の分布形状に基づいた疲労設計曲線の一考察, 日本造船学会論文集第

- 133号 (1973) 235/247.
- 8) Crews, J. H. and Hardrath, H. F. : A Study of Cyclic Plastic Stresses at a Notch Root, *Experimental Mechanics*, June. 1966, 313/320.
 - 9) 安藤, 飯田, 征矢 : 低サイクル疲労亀裂の発生, 伝播と歪の繰り返し挙動, 日本造船学会論文集第128号 (1970) 343/357.
 - 10) 安藤, 飯田, 征矢 : 切欠付広幅平板の低サイクル疲労寿命に関する一考察, 日本造船学会論文集第129号 (1971) 189/201.
 - 11) Blatherwick, A. A. and Olsen, B. K. : Stress Redistribution in Notched Specimens During Fatigue Cycling, *Experimental Mechanics*, (Aug., 1968), 356/361.
 - 12) Wetzell, R. M. : Smooth Specimen Simulation of Fatigue Behavior of Notches, *J. of Materials*, Vol. 3, No. 3 (1968) 646/657.
 - 13) Hardrath, H. F. and Ohman, L. : A Study of Elastic and Plastic Stress Concentration Factors Due to Notches and Fillets in Flat Plates, NACA Rep. 1117 (1953).
 - 14) Gowda, C. V. B., Topper, T. H. and Leis, B. N. : Crack Initiation and Propagation in Notched Plates Subjected to Cyclic Inelastic Strains, *Proc. International Conference on Mechanical Behavior of Materials*, Vol. II (1972) 187/198.
 - 15) Heckel, K. : A Method for the Calculation of the Fatigue Life of Unnotched and Notched Specimens Loaded with Alternating Stresses, *Proc. International Conference on Mechanical Behavior of Materials*, Vol. II (1972) 469/477.
 - 16) Topper, T. H., Wetzell, R. M. and Morrow, JoDean : Neuber's Rule Applied to Fatigue of Notched Specimens, *J. of Materials*, Vol. 4, No. 1 (1969) 200/209.
 - 17) Saal, H. : Der Einfluß von Formzahl und Spannungsverhältnis auf die Zeit- und Dauerfestigkeiten und Rißfortschreitungen bei Flachstäben aus St 52, *Veröffentlichungen des Institutes für Statik und Stahlbau der Technischen Hochschule Darmstadt*, Heft 17 (1971).
 - 18) Neuber, H. : Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law, *Trans. ASME, J. of Applied Mechanics*, Dec. 1961, 544/550.
 - 19) Krempl, E. : Low-Cycle Fatigue Strength Reduction in Notched Flat Plates, *ASME Paper*, 67-MET-13 (1967).
 - 20) Halford, G. R. : The Energy Required for Fatigue, *J. of Materials*, Vol. 1, No. 1 (1966) 3/18.
 - 21) Peterson, R. E. : *Stress Concentration Design Factors*, John Wiley (1953).
 - 22) Whaley, R. E. : Fatigue and Static Strength of Notched and Unnotched Aluminum-alloy and Steel Specimens, *Experimental Mechanics*, (November, 1962), 329/334.
 - 23) Iida, K., Fukuda, Y. and Ando, Y. : Strain Cycling Fatigue of Welds of Ship Structure Steels, Document No. XIII-534-69, *Annual Assembly of the International Institute of Welding*, (May. 1969).
 - 24) 堀田, 石黒, 石井, 関口 : 鋼材の歪制御低サイクル疲労強度推定に関する研究 (第2報), 日本造船学会論文集第126号 (1969) 357/365.
-