(昭和45年5月日本造船学会春季講演会において講演)

歪制御低サイクル疲労における平均歪の影響

正員 飯田国広* 正員 井上 肇**
正員 小林佑規** 正員 宮本 武**

Effect of Mean Strain in the Diametral Strain Controlled Low Cycle Fatigue

By Kunihiro Iida, *Member* Hajime Inoue, *Member*
Yuki Kobayashi, *Member* Takeshi Miyamoto, *Member*

Summary

Taking the mean strain and strain ratio as parameters, diametral strain controlled low cycle fatigue tests were carried out on hour-glass shaped specimens of two quenched and tempered 60 kg/mm^2 high tensile steels.

As a result of the tests, the following conclusions were obtained ;

1. The effect of the mean strain to the crack initiation life was not significant as far as the mean strain was not more than 10% of the static ductility. For the crack initiation life less than a few cycles, the relation of Goodman diagram holds fairly well between the mean strain and low cycle fatigue strength, but for longer life the Gerber's law is good to express the relation between mean strain and low cycle fatigue strength.
2. On the basis of the hysteresis energy consideration, an equation to estimate the effect of mean strain to crack initiation life was proposed as follows ; $1-N_c/N_{c0}=[W_{1/4}(\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa})-W_{1/4}(\epsilon_{pa})]/W_f$. where N_c is a number of cycles to crack initiation when mean strain is ϵ_{tm}, N_{c0} is a number of cycles to crack initiation when mean strain is zero, $W_{1/4}(\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa})$ and $W_{1/4}(\epsilon_{pa})$ are energy required to strain to $\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa}$ and ϵ_{pa}, respectively, and W_f is energy required to static fracture. The equation gives better estimation for crack initiation life more than 500 cycles than the equations proposed by Weiss et al., Munse et al., and Ohji et al.
3. A simple method to estimate the mean strain at the first cycle was proposed. The mean stress at the first cycle is rapidly relaxed by strain cycling, and the behavior of the mean stress is well approximated by the following equation ; $\sigma^{-(m-1)}-\sigma_0^{-(m-1)}=(m-1)BEn$. where σ is maen stress at the n th cycle, σ_0 is a constant determined by initial condition, m is a constant which depends on cycling rate and temperature, BE is a function of strain amplitude, cycling rate and temperature, and n is a number of cycles imposed.
4. Hysteresis energy per cycle is influenced by the mean strain at the beginning of strain cycling, but not after the mean stress is relaxed.
5. Crack growth life is not influenced by the mean strain because the mean stress is relaxed before a crack initiates.
6. Crack initiation life is increased by the heat treatment of stress relieving by 16%, but crack growth life is not influenced.

1 まえがき

構造物の局部に歪サイクルが生ずるとき，平均歪がある場合の方が一般である。死荷重が構造物にかかる場合は言うまでもなく，例えば安藤ら[1]の圧力容器のセットインノズルコーナーの実験においては内圧の繰返しによつて平均歪が発生し，圧力サイクルが進むに従い漸増することが報告されており，また，Crewsら[2]およびKrempl[3]によつても応力集中部に平均歪を伴う歪サイクルが発生することが報告されている。したがつて歪サイクルによる破壊を考慮する必要があるならば，平均歪を考慮せざるをえない。

高サイクル疲労における平均応力の影響については従来多くの研究があり，データの整理方法なども種々のものが提案されている。しかし，低サイクル疲労における平均歪の影響についてはこれまで僅かながらWeiss

* 東京大学工学部
** 船舶技術研究所船体構造部

ら[4]，Munse ら[5]，Ohji ら[6]の報告があるのみであるが，一方実用面では ASME の Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III Nuclear Vessels においてはそれらの研究結果を包含することなく，従来の高サイクル疲労で定説化している修正された Goodman 線図を歪御制疲労に拡大して使用されている現状である。

また，上述の平均歪の影響に関する研究は Al 合金，原子炉用鋼などを主として対象にしたものであり，船体用などの構造用鋼に関する研究は少ないので，本研究においては調質 60 kg/mm² 高張力鋼を供試材とし，平均歪および歪比をパラメタとした系統的な径方向歪御制低サイクル疲労試験を行なつた。そして平均歪の影響をしらべるとともに，普通行なわれている完全両振試験の結果から簡単に平均歪のある場合の寿命を推定する方法につき若干の考察を行なつたのでここに報告する。

2 実験方法

2.1 供試材および試験片

供試材はチャージの異る A，B 2 種の調質 60 kg/mm² 高張力鋼 Welten 60 であり，その化学成分を Table 1 に示す。A 材は 25 mm 厚，B 材は 24 mm 厚の鋼板である。

A 材は歪比をパラメタとした実験に使用したものであり，Fig. 1 (a) に示すような形状係数 $K_t=1.11$ の形状寸法に機械加工し，表面を # 600 エメリー紙で仕上げた状態で試験した。B 材は平均歪をパラメタとした実験に使用したが，Fig. 1 (b) のような形状係数 $K_t=1.06$ の形状寸法に機械加工し，表面を # 600 エメリー紙で仕上げた後，比較のための 1 系列をのぞき，他は全て応力焼鈍してから試験を行なつた。いずれも試験片の軸方向はロール方向と一致している。

応力焼鈍には真空焼鈍炉を用い，約 4 時間で 610°C まで温度を上昇させ，610～620°C で 1 時間保持し，その後炉中で自然放冷させた。なお応力焼鈍中の真空度は 10^{-4} torr 以下であつた。

供試材の砂時計型試験片による引張試験結果を Table 2 に示す。B 材では応力焼鈍によつて引張強度，降伏点，破壊靱性，破断エネルギのいずれも若干低下している。

2.2 試験装置

歪比をパラメタとした試験は軸荷重によつて生ずる試験断面の径方向変位を DTF で検出する油圧サーボ機構つきの 20 ton 低サイクル疲労試験機で行なつた。平均歪をパラメタとした試験には非接着型抵抗線歪計で径方向変位を検出し，その出力があらかじめ設定された上限および下限に達した時にソレノイドバルブを作動させ複動シリンダのポートの切換えを行なう方式の油圧式 20 ton 低サイクル疲労試験機を用いた。試験装置の詳細は前報を参照されたい[7,8]。

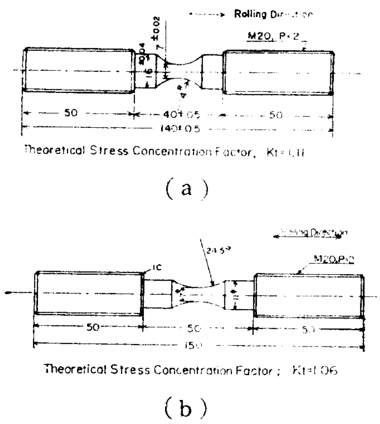

Fig. 1 Details of Specimen

Table 1 Chemical Compositions (%)

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	V	Analysis
A	0.14	0.43	1.17	0.013	0.013	0.01	0.22	0.06	Ladle
B	0.16	0.44	1.18	0.014	0.008	—	0.22	0.04	Ladle

Table 2 Mechanical Properties (hour-glass shaped specimen)

	Nominal Yield Stress σ_Y (kg/mm²)	Nominal Ultimate Strength σ_u (kg/mm²)	Yield-to-Strength Ratio σ_Y/σ_u	Fracture Stress (kg/mm²)		Reduction of Area (%)	True Fracture Strain, ϵ_f	Energy, W_f (kg·mm/mm³)
				Nominal	True, σ_f			
A	60.5*	81.1	0.746	60.3	167.7	64.2	1.03	128
B	63.1*	75.2	0.839	43.9	165.9	73.6	1.33	161
	59.3**	72.0	0.824	44.1	160.3	72.5	1.29	152

* As Machined Spcimen, + $K_t=1.11$
** Annealed Specimen, ++ $K_t=1.06$

2.3 試験方法と試験系列

試験方法は全て径方向歪御制試験である。変形の波形は油圧サーボ式試験機の場合はサイン波，ソレノイドバルブ式試験機の場合は三角波に近い形状の波形であつた。実験温度は室温程度であつた。繰返し速度は，寿命が約 20 サイクル以下の場合には 1.6 cpm～数 cpm であり，寿命が 10^3 サイクル以上程度になると 26 cpm 程度まで上げた。しかし，寿命が長い場合も最初の 10 サイクル程度までは数 cpm 程度まで速度を下げた。なお実験は径方向歪制御で行なつたが，実験中に記録した荷重の連続記録をもとに前報[9]の方法により軸方向対数歪に換算したものでデータの解析を行い，表示した。本報告中に用いる応力 σ は全て荷重をその時点の断面積で除したいわゆる真応力であり，歪 ϵ は特にことわらない限り長軸方向の対数歪を表すものとする。

歪制御試験においては，完全両振でない場合の表示法として歪の最小値 $\epsilon_{\min}$ と最大値 $\epsilon_{\max}$ との平均値，すなわち平均歪 ϵ_m によるものと，$\epsilon_{\min}$ と $\epsilon_{\max}$ との比，すなわち歪比 $R(\epsilon)$ によるものとがある。$\epsilon_{\min}$, $\epsilon_{\max}$, $R(\epsilon)$, ϵ_m との間には歪振幅を ϵ_a として（1）～（3）式の関係がある。

$$\epsilon_a=(\epsilon_{\max}-\epsilon_{\min})/2 \tag{1}$$

$$R(\epsilon)=\epsilon_{\min}/\epsilon_{\max}=(\epsilon_m-\epsilon_a)/(\epsilon_m+\epsilon_a) \tag{2}$$

$$\epsilon_m=(\epsilon_{\max}+\epsilon_{\min})/2=\epsilon_a(1+R)/(1-R) \tag{3}$$

最大引張時および最大圧縮時の試験片の試験断面の直径を d^T, d^C とすると，最初の直径を d_0 としてそれぞれその時の径方向対数歪の値 $\epsilon_t{}^{dT}$, $\epsilon_t{}^{dC}$ は次の式であらわされる。

$$\epsilon_t{}^{dT}=\ln(d^T/d_0)$$

$$\epsilon_t{}^{dC}=\ln(d^C/d_0)$$

そこで，今回の実験では歪比をパラメタとした場合は（4）式で定義した $R(\epsilon_t{}^d)$ を用い，結果の表示も $R(\epsilon_t{}^d)$ を用いた。

$$R(\epsilon_t{}^d)=\epsilon_t{}^{dC}/\epsilon_t{}^{dT} \tag{4}$$

平均歪をパラメタとした場合は，実験は（5）式の $\epsilon_{tm}{}^d$ を用いたが，結果の表示には軸方向に換算した（6）式の ϵ_{tm} を用いた。

$$\epsilon_{tm}{}^d=(\epsilon_t{}^{dC}+\epsilon_t{}^{dT})/2 \tag{5}$$

$$\epsilon_{tm}=-2\,\epsilon_{tm}{}^d \tag{6}$$

実験は歪比パラメタの場合は $R(\epsilon_t{}^d)=-1.0,\ -0.8,\ -0.5,\ 0,\ +0.5,\ +0.8$ の6条件で行なつた。平均歪パラメタの場合は $\epsilon_{tm}=0.0,\ 0.02,\ 0.04,\ -0.04,\ 0.08,\ 0.16$ の6条件で実験したが，$\epsilon_{tm}=0.0$ の場合は応力焼鈍なしの場合も1系列試験して，応力焼鈍の効果を調べた。

なお $\epsilon_{tm}=-0.04$ の場合以外は全て引張半サイクルから歪サイクルを開始した。

本報告では破壊基準として，肉眼による亀裂の発見および試験片の破断を採つたが，それらに達するまでにかけたサイクル数は，前者については亀裂発生寿命と呼び N_c で表わし，後者については破断寿命と呼び N_f で表わした。

3 試験結果および考察

3.1 動的応力-歪曲線とヒステリシスループ

Table 3 はB材の歪サイクル試験における最大および最小応力のサイクルによる変化を表わす応力-サイクル曲線のスケッチの例である。一般に歪振幅が大きい場合はサイクルが進むに従つて応力振幅が大きくなり，いわゆる cyclic hardening 型となる。歪振幅が小さい場合は N_c の 1/10 程度までの間に応力振幅は減少し一定値に達する，いわゆる cyclic softening 型になる。その中間の歪振幅では最初 1～数サイクルの間に hardening 型になり，つづいて softening 型の挙動を示しやがて応力振幅は一定になる。Table 3 に示すように $\epsilon_{tm}=0$ の場合には全歪振幅 $\epsilon_{ta}\geqq 0.061$ の範囲では hardening 型，$\epsilon_{ta}\leqq 0.011$ では softening 型になるが，$\epsilon_{tm}=0.08$ の場合は $\epsilon_{ta}\geqq 0.092$ で hardening 型となり，$\epsilon_{ta}\leqq 0.041$ で softening 型となる。応力焼鈍したB材につき softening と hardening の起る領域を，横軸に平均歪 ϵ_{tm} をとり縦軸に全歪振幅 ϵ_{ta} をとつて Fig. 2 に示す。平均歪が大きくなるにつれて softening の領域が上にひろがるのは第1サイクルで大きな塑性変形を生じ加工硬化した状態から歪サイクルが始まるためである。

焼鈍したB材の塑性歪振幅 ϵ_{pa} と第1サイクルの応力振幅 $\sigma_{a\cdot 1st}$ との関係は Fig. 3 に示すように，平均歪が

Table 3 Pattern of Stress-Cycle Curve

ϵ_{tm}=0.0 (Annealed)		ϵ_{tm}=0.08 (Annealed)	
ϵ_{ta}	Tension / Compression → Cycle	ϵ_{ta}	Tension / Compression → Cycle
0.142		0.142	
0.092		0.092	
0.061		0.061	
0.041		0.041	
0.029		0.031	
0.021		0.029	
0.015		0.021	
0.011		0.013	
0.008		0.011	
0.006		0.008	
0.004		0.005	

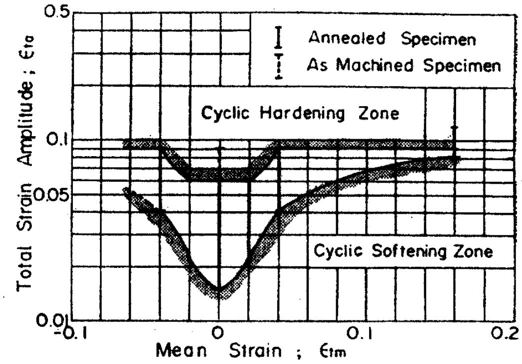

Fig. 2 Cyclic Hardening-Softening Boundary

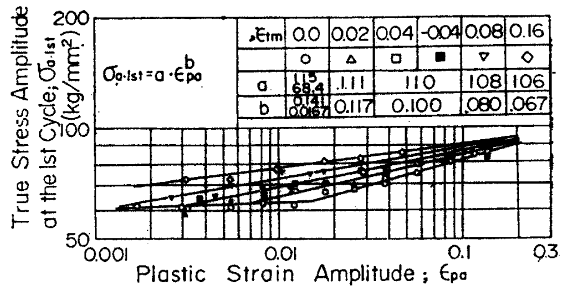

Fig. 3 Relation between True Stress Amplitude and Plastic Strain Amplitude

大きくなるに従い $\sigma_{a\cdot 1st}$ が大きくなる。$\epsilon_{tm}=0$ の場合は折線近似でよく表わすことができ，（7）式が得られる。

$$\sigma_{a\cdot 1st}=\begin{cases}68.4\,\epsilon_{pa}^{0.0167} & \epsilon_{pa}\leq 0.016\\ 115\,\epsilon_{pa}^{0.141} & \epsilon_{pa}\geq 0.016\end{cases}\qquad (7)$$

平均歪がある場合も直線で良い近似ができ，ほぼ（8）式で表わすことができるが，（7）式であらわされる折線よりも上の部分に適用範囲が限られ，（7）式の上の式と交叉する場合はそれよりも小さな歪振幅では（7）式が適用できるものと考えられる。

$$\sigma_{a\cdot 1st}=\begin{cases}111\,\epsilon_{pa}^{0.117} & \epsilon_{tm}=0.02\\ 110\,\epsilon_{pa}^{0.100} & \epsilon_{tm}=\pm 0.04\\ 108\,\epsilon_{pa}^{0.0803} & \epsilon_{tm}=0.08\\ 106\,\epsilon_{pa}^{0.0668} & \epsilon_{tm}=0.16\end{cases}\qquad (8)$$

歪サイクルが進んで亀裂発生寿命 N_c に達した時の応力振幅 $\sigma_{a\cdot N_c}$ と ϵ_{pa} との関係は Fig. 4 に示すように平均歪によらず同一直線上にのつており（9）式で表わされる。

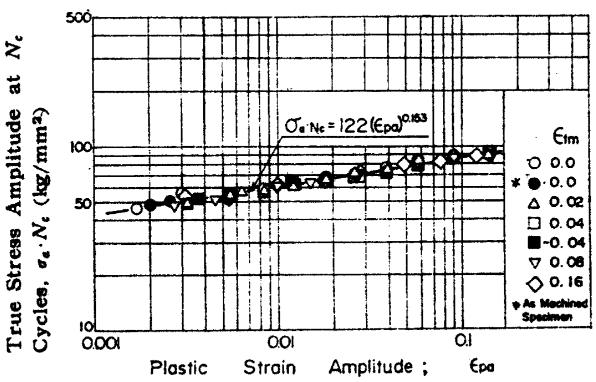

Fig. 4 Cyclic Stress-Strain Relation in the Stationary Condition

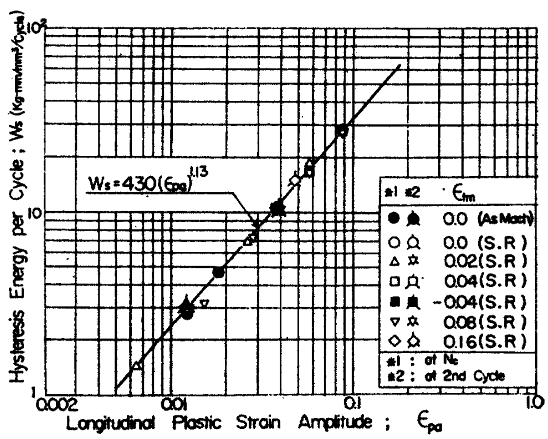

Fig. 5 Relation between Hysteresis Energy per Cycle and Plastic Strain Amplitude

$$\sigma_{a\cdot N_c}=122\,\epsilon_{pa}{}^{0.158} \tag{9}$$

Fig. 4 の応力焼鈍したB材と同様にA材でも歪比によらず (10) 式の関係となる。

$$\sigma_{a\cdot N_c}=132\,\epsilon_{pa}{}^{0.181} \tag{10}$$

Fig. 4 から予想されるように N_c 附近での1サイクルのヒステリシスエネルギ W_s と ϵ_{pa} との関係は平均歪に関係なく Fig. 5 に示すように (11) 式で表わすことができる。

$$W_s=430\,\epsilon_{pa}{}^{1.13} \tag{11}$$

しかし，定常的な状態になる前は，例えば第2サイクルにおけるヒステリシスエネルギーは Fig. 5 に示すように平均歪があれば若干大きくなる。

3.2 平均応力の挙動

完全両振でない場合には歪制御試験であつても平均応力が発生する。ここで平均応力は1サイクルのうちの最大応力 σ^T と最小応力 σ^C との平均値として定義する。例えば第1サイクルの平均応力 $\sigma_{m\cdot 1}$ は Fig. 6 に見るように最大応力 σ^T_{1st} と応力範囲 $\Delta\sigma_{1st}$ とを用いて (12) 式で表わされる。

$$\sigma_{m\cdot 1}=\sigma^T_{1st}-\frac{1}{2}\Delta\sigma_{1st} \tag{12}$$

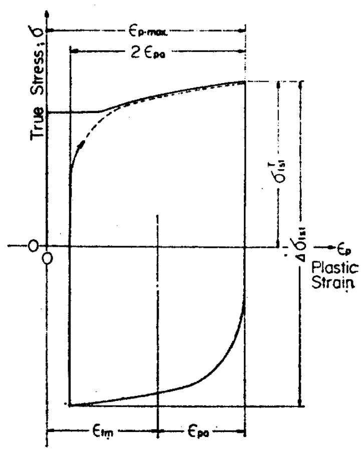

Fig. 6 The First Strain Cycle

静的引張試験の応力-歪関係は最大歪 $\epsilon_{pmax}=\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa}$ と σ^T_{1st} の関係であり，例えば応力焼鈍したB材では Fig. 7 のようになる。A材もほぼ同じ傾向であり，機械加工のままのA材および応力焼鈍したB材はそれぞれほぼ次の式で応力-歪関係があらわされる。

$$\text{A材}\qquad \sigma^T_{1st}=\begin{cases}68.5\epsilon_{pmax}^{0.0529} & \epsilon_{pmax}<0.023\\ 116\epsilon_{pmax}^{0.191} & \epsilon_{pmax}>0.023\end{cases} \tag{13}$$

$$\text{B材}\qquad \sigma^T_{1st}=\begin{cases}72.8\epsilon_{pmax}^{0.0232} & \epsilon_{pmax}<0.032\\ 113\epsilon_{pmax}^{0.152} & \epsilon_{pmax}>0.032\end{cases} \tag{14}$$

Fig. 7 に派線をつけてプロットしている点は図中に示す最大歪 ϵ_{pmax} まで引張りを与えた後 $2\epsilon_{pa}$ 圧縮を与えた時の $1/2\,\Delta\sigma_{1st}$ を ϵ_{pa} に対してプロットしたものである。若干 $\epsilon_{pmax}-\sigma^T_{1st}$ の線図よりも上になる傾向はあるが，$\epsilon_{pmax}-\sigma^T_{1st}$ は線図にかなり良くのつている。したがつて (13) 式あるいは (14) 式で ϵ_{pmax} を ϵ_{pa} に，σ^T_{1st} を $1/2\,\Delta\sigma_{1st}=\sigma_{a\cdot 1st}$ に置きかえれば反転した時の応力-歪関係が得られ，さらに (12) 式を用いれば平均応力の推定ができる。この方法は歪が大きい場合に比較的良い値を与える。

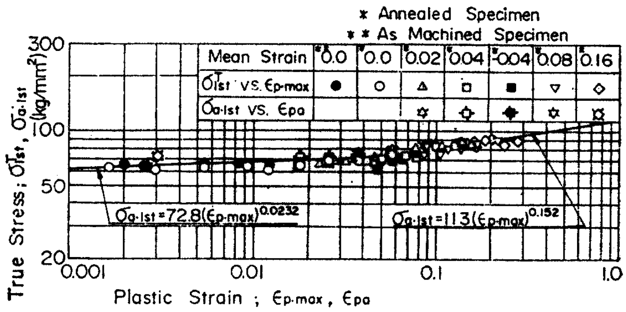

Fig. 7 Stress-Strain Relation in the First Cycle

第1サイクルで生じた平均応力は歪サイクルの進行とともに急激に減少する。Fig. 8 は $\epsilon_{tm}=0.04$ の場合種々な歪振幅のもとにおける平均応力の挙動を示す。Fig. 9 はほぼ同一の歪振幅のもとにおける種々の平均歪によつて生ずる平均応力の挙動を示す。第1サイクルにおける平均応力は平均歪が高いほど高く，同一平均歪では歪振幅が大きいほど低い。また平均歪の符号が変れば絶対値はかわらず符号がかわる。平均応力のサイクルの進行に伴う変化は最初かなり急激で，絶対値が1 kg/mm² 以下にな

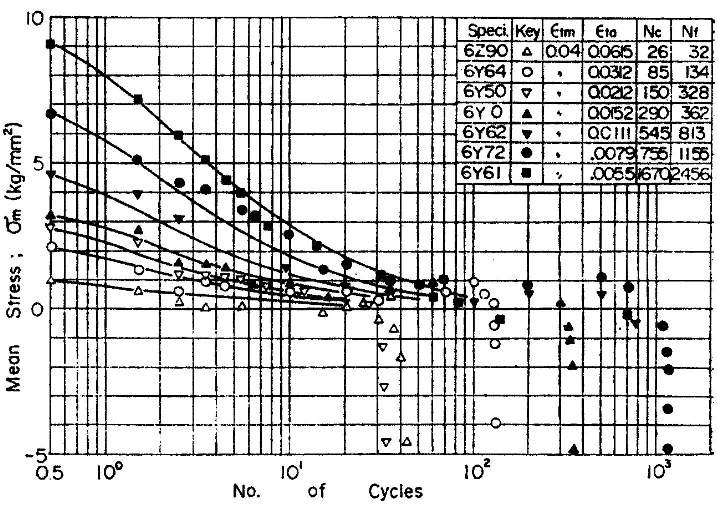

Fig. 8 Dynamic Stress Relaxation Curves

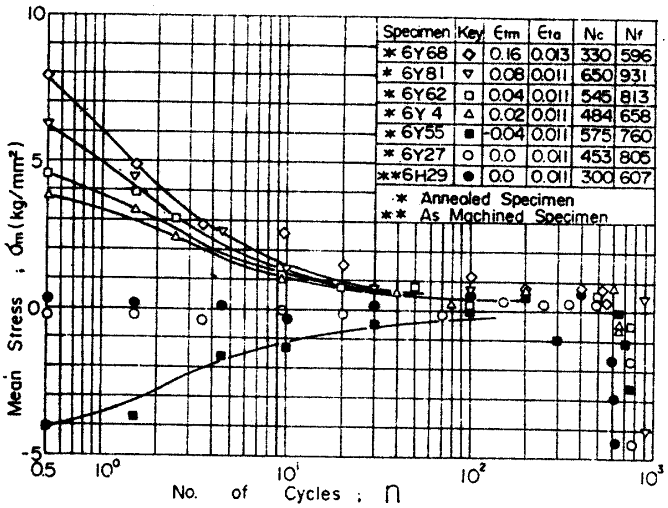

Fig. 9 Dynamic Stress Relaxation Curves

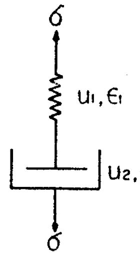

Fig. 10 Rheology Model

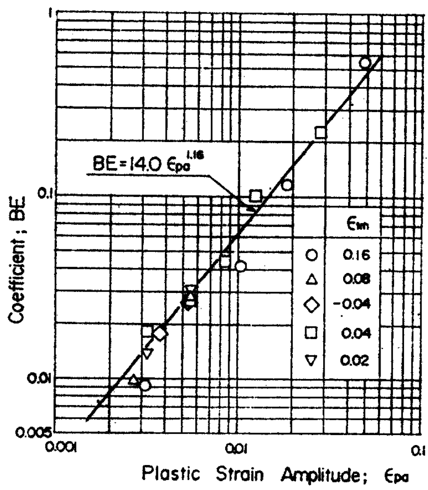

Fig. 11 Relation between $B\cdot E$ and Plastic Strain Amplitude

ると不安定になる。亀裂寸法が増加すると負側に大きく変る。

平均応力の減少挙動は平均歪を与えることによつて生ずる応力のいわば動的な弛緩である。応力弛緩はクリープと共軛関係にあり，恢復クリープにおいては歪 ϵ_2 と応力との間に(15)式が成立する[10]。

$$d\epsilon_2/dt = B\sigma^m \tag{15}$$

ここで B, m は常数であり，B は温度の関数となる。そこで Fig. 10 のような簡単なレオロジーモデルを考え，要素 u_1 の歪 ϵ_1 は応力 σ との間と (16) 式の関係があり，u_2 の歪 ϵ_2 については (15) 式が成立つものとする。

$$\epsilon_1 = \sigma/E \tag{16}$$

ここで E は定数とする。全体の歪 ϵ は ϵ_1 と ϵ_2 との和であり，(15) 式および (16) 式を用いると応力弛緩をあらわす (17) 式が導かれる。

$$d\sigma/dt = -BE\sigma^m \tag{17}$$

そこでサイクル数 n と時間 t は同等であると考え置きかえ，(17) 式を積分すれば σ_0 を積分定数として (18) 式が得られる。

$$\sigma^{-(m-1)} - \sigma_0^{-(m-1)} = (m-1)BEn \tag{18}$$

本実験の場合は繰返し速度が数 cpm 程度で m は歪振幅によらず 2.35 程度であつた。BE と ϵ_{pa} との関係は Fig. 11 に示すように (19) 式の関係がほぼ成立する。

$$BE = 14.0\,\epsilon_{pa}^{1.16} \tag{19}$$

Figs. 8 および 9 の実線は (19) 式の BE を用い (18) 式によつて描いたものであるが，比較的良く合つている。Fig. 9 の 6Y72 および Fig. 10 の 6Y68 などが曲線の上の方にはずれているのは，その付近から大幅に繰返し速度を上げたためであり，BE などの定数は繰返し速度に大きく依存する。

3.3 亀裂発生寿命に及ぼす平均歪の影響

歪比 $R(\epsilon_t{}^d)$ をパラメタとしたA材および平均歪をパラメタとしたB材（応力焼鈍材）の亀裂発生寿命 N_c と塑性歪振幅 ϵ_{pa} との関係をそれぞれ Figs. 12 および 13 に示す。Fig. 12 に見られるように歪比をパラメタとすれば歪振幅と平均歪が比例するので歪振幅が小さくなると歪比の影響はき

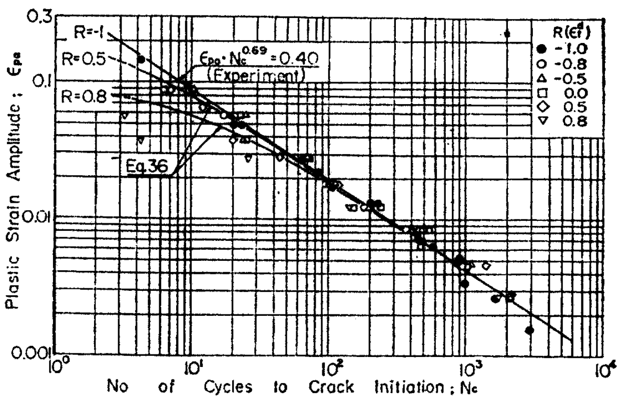

Fig. 12 ϵ_{pa}–N_c Curves

わめて小さくなるが，塑性歪振幅が 0.02 よりも大きくなると $R(\epsilon_t^d)=0.8$ の場合に明らかに寿命が短くなる。しかし Fig. 13 では平均歪 ϵ_{tm} が 0.16 の系列が若干短寿命側に位置している程度である。結局平均歪は低サイクル疲労強度に影響するが，相当大きくなければその影響度は少ない。最大塑性歪 ϵ_{pmax} と N_c との関係を歪比パラメタおよび平均歪パラメタの場合につきそれぞれ Figs. 14 および 15 に示す。

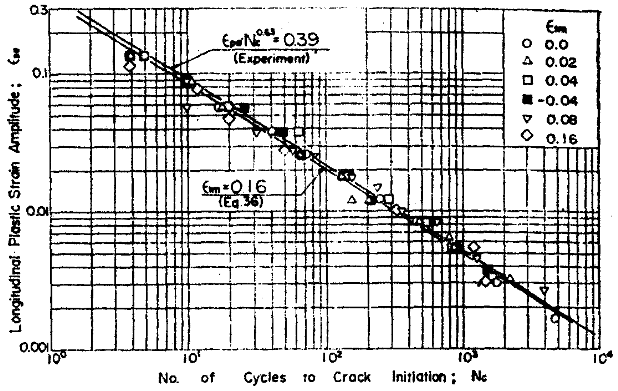

Fig. 13 ϵ_{pa}-N_c Curves

これまで平均歪の影響をとり入れた低サイクル疲労強度の表示式が Weissら[4]，Munseら[5]および Ohjiら[6]によつて発表されている。Weiss らは Manson-Coffin の式である (20) 式の k を 1/2 とし c を静的破壊靱性 ϵ_f とした式で，平均歪 ϵ_m があれば ϵ_f が $\epsilon_f-\epsilon_m$ になつたものと考えて導いた。k および c にそのような置きかえを行うことによつて式の精度がきわめて悪くなるので，またここでは ϵ_{pa} と N_c との関係に (20) 式を用いるので，k を k_p，c を c_p とし，$c=\epsilon_f'/4^{k_p}$ の関係から求められる ϵ_f' が ϵ_m だけ減少したものと考えて導いた (21) 式を，修正した Weiss らの式としてここでは扱うこととする。

$$\epsilon_a\cdot N^k=c \tag{20}$$

$$\epsilon_{pa}\cdot N_c^{k_p}=(\epsilon_f'-\epsilon_{tm})/4^{k_p} \tag{21}$$

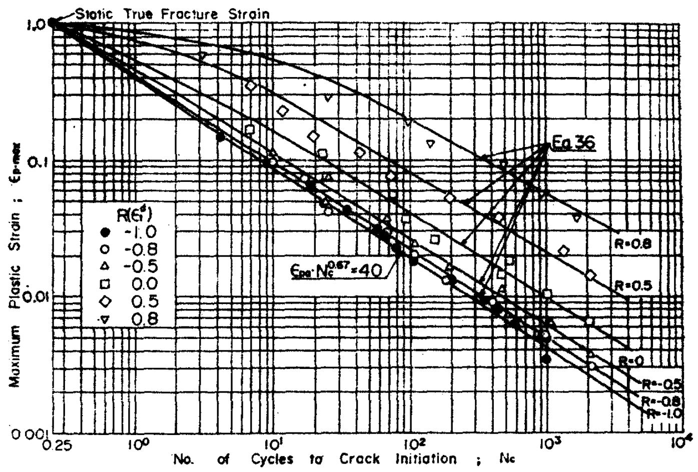

Fig. 14 Relation between Maximum Plastic Strain and No. of Cycles to Crack Initiation

Munse らおよび Ohji らはそれぞれ (20) 式から出発して第1サイクルおよび 1/4 サイクルに ϵ_{max} がかかつた場合の累積効果として平均歪の影響を取り入れたものであるが，ここでは ϵ_{pa} と N_c との関係にその考えをとり入れた (22) 式および (23) 式を Munse らの式および Ohji らの式として取扱うこととする。

$$(2\epsilon_{pa})^{1/k_p}(N_c-1)=(2\epsilon_f)^{1/k_p}/4-(\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa})^{1/k_p} \tag{22}$$

$$(2\epsilon_{pa})^{1/k_p}(N_c-1/4)=(2\epsilon_f)^{1/k_p}/4-(\epsilon_{tm}+\epsilon_p^D)^{1/k_p} \tag{23}$$

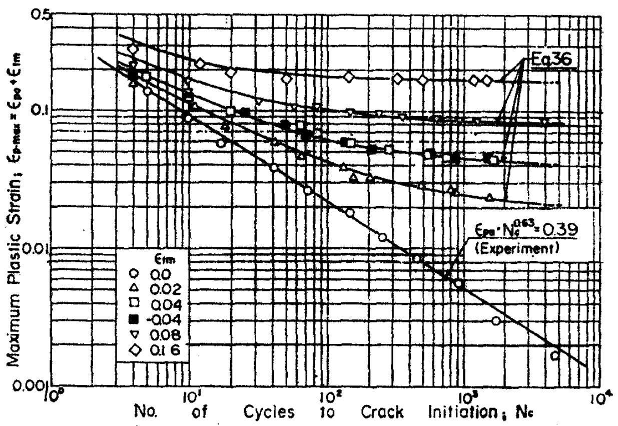

Fig. 15 Relation between Maximum Plastic Strain and No. of Cycles to Crack Initiation

(21)～(23) 式を，歪比をパラメタとした式に書きかえると (24)～(26) 式が得られる。

$$(4N_c)^{k_p}=\epsilon_f'/\epsilon_{pa}-(1+R)/(1-R) \tag{24}$$

$$4(N_c-1)=(\epsilon_f'/\epsilon_{pa})^{1/k_p}-[2/(1-R)]^{1/k_p} \tag{25}$$

$$4(N_c-1/4)=(\epsilon_f'/\epsilon_{pa})^{1/k_p}-[2/(1-R)]^{1/k_p} \tag{26}$$

上式の諸式はいずれも (20) 式から形式的に平均歪の項を入れたものであるが，そのような方法では材料の静的引張強度，加工硬化特性，平均応力などの諸特性が介入する余地がない。そこで著者等はヒステリシスエネルギーの観点から平均歪の影響について若干の考察を試みた。歪サイクルを与える場合に最初の 1/4 サイクルは静的な応力-歪関係からヒステリシスエネルギーを求めることができ，これを $W_{1/4}$ とする。それに続く歪サイクルでは動的な応力-歪関係によつてヒステリシスエネルギーを生ずるが，これは i をサイクル数として W_{si} であ

らわす。有効損傷係数 λ は一般には i によつて変化すると考えられるが，λ_i を導入し，静的破壊エネルギーを W_f として (27) 式が成立する時に亀裂が発生すると考える。

$$W_f=\lambda_{1/4}W_{1/4}+\sum_{i=1}^{N_c-1/4}\lambda_i W_{si} \tag{27}$$

ここで $\lambda_{1/4}$ は $W_{1/4}$ が W_f と同じ応力-歪関係から ϵ_{pa} まで変形させるエネルギーとして定まるので1と考える。平均歪がない場合はヒステリシスループはごく初期をのぞいてほとんど変化しないので，W_{si} と λ_i は i によらず ϵ_{pa} のみの関数と考えれば，$\epsilon_{tm}=0$ の場合に (27) 式は (28) 式のようになる。

$$W_f=W_{1/4}(\epsilon_{pa})+\lambda(\epsilon_{pa})(N_{c0}-1/4)W_s(\epsilon_{pa}) \tag{28}$$

ここで N_{c0} は平均歪のない場合の寿命をあらわす。平均歪が ϵ_{tm} であるとき，1/4 サイクルのヒステリシスエネルギーは $W_{1/4}(\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa})$ となり，他のサイクルのヒステリシスエネルギーは 3.1 に述べたように初期には若干定常状態よりは増加するので $\epsilon_{tm}=0$ の場合のヒステリシスエネルギーからの増加分を $\varDelta W_{si}$ であらわし，平均歪のない場合と同じ λ が適用できるものとし，亀裂発生寿命を N_c とすると亀裂発生条件は (29) 式であらわされる。

$$\begin{aligned}W_f&=W_{1/4}(\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa})+\lambda(\epsilon_{pa})\sum_{i=1}^{N_c-1/4}(W_s+\varDelta W_{si})\\&=W_{1/4}(\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa})+\lambda(\epsilon_{pa})(N_c-1/4)W_s+\lambda(\epsilon_{pa})\sum_{i=1}^{N_c-1/4}\varDelta W_{si}\end{aligned} \tag{29}$$

$\lambda(\epsilon_{pa})$ についてはほぼ (30) 式が成立つから，(30) 式と (28) 式および (29) 式から (31) 式が得られる。

$$\lambda(\epsilon_{pa})=W_f/(N_{c0}\cdot W_s) \tag{30}$$

$$1-N_c/N_{c0}=[W_{1/4}(\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa})-W_{1/4}(\epsilon_{pa})]/W_f-\lambda(\epsilon_{pa})\sum_{i=1}^{N_c}\varDelta W_{si}/W_f \tag{31}$$

(31) 式の右辺の第2項は硬化特性や平均応力などを考慮した修正項である。例えば Fig. 3 に見るように歪サイクルの初期に応力振幅が大きくなるが，平均歪のない場合の応力振幅との比がヒステリシスエネルギーの比と考え，第1サイクルでの応力振幅の比を m_1 とし，サイクルが進むに従い比は直線的に減少し γN_c サイクル ($0<\gamma<1$) で1になると考えると i サイクルにおける応力振幅比 m_i は (32) 式であらわされる。

$$m_i=[(\gamma N_c m_1-1)-(m_1-1)i]/(\gamma N_c-1) \tag{32}$$

(32) 式を用いて (31) 式の $\sum_{i=1}^{N_c}\varDelta W_{si}$ を計算すれば

$$\begin{aligned}\sum_{i=1}^{\gamma N_c}\varDelta W_{si}&=\sum_{i=1}^{\gamma N_c}W_s m_i-W_s\gamma N_c\\&=\gamma N_c W_s(m_1-1)/2\end{aligned}$$

となり (33) 式が修正項になる。

$$\lambda(\epsilon_{pa})\gamma N_c W_s(m_1-1)/(2\,W_f) \tag{33}$$

(33) 式において γ は N_c が数サイクル程度の場合には 0.2 程度であるが，それよりも寿命が長ければ 0.1 程度であり，m_1 が $\epsilon_{tm}=0.16$ であつても Fig. 3 から 1.25 程度であるからほとんど無視できる。

(33) 式にはヒステリシスループが，応力弛緩によつて口をひらき，ヒステリシスエネルギーが増加することも含めたものであるが，特にその分だけをとり上げるならば，平均応力が i サイクルで $\sigma_{m\cdot i}$ であり，$i+1$ サイクルで $\sigma_{m\cdot i+1}$ であるとした時 i サイクルでのヒステリシスループの口のひらき量は $\sigma_{m\cdot i}-\sigma_{m\cdot i+1}$ 程度であり，ヒステリシスエネルギーの増加は $\epsilon_{pa}(\sigma_{m\cdot i}-\sigma_{m+1\cdot i})$ となる。N_c までにはほとんど平均応力はなくなると考えるとエネルギーの増加分の総和は (34) 式であらわされるから修正項は (35) 式となる。

$$\sum_{i=1}^{N_c}\epsilon_{pa}(\sigma_{m\cdot i}-\sigma_{m\cdot i+1})=\epsilon_{pa}(\sigma_{m\cdot 1}-\sigma_{m\cdot N_c})=\epsilon_{pa}\sigma_{m\cdot 1} \tag{34}$$

$$\lambda(\epsilon_{pa})\epsilon_{pa}\cdot\sigma_{m\cdot 1}/W_f \tag{35}$$

この修正項もあまり大きくはなく，普通はほとんど無視できる。(33) および (35) の修正項は ϵ_{pa} が小さくなると，前者は Fig. 3 の関係から，後者は $\lambda(\epsilon_{pa})\epsilon_{pa}$ が急激に小さくなるためにより小さなものとなる。したがつて引張試験の特性のみを考えた (36) 式で充分である。

$$1-N_c/N_{c0}=[W_{1/4}(\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa})-W_{1/4}(\epsilon_{pa})]/W_f \tag{36}$$

Figs. 12～15 の実線は (36) 式によつて作図したが，歪振幅が非常に高く，かつ寿命が非常に短い場合をのぞ

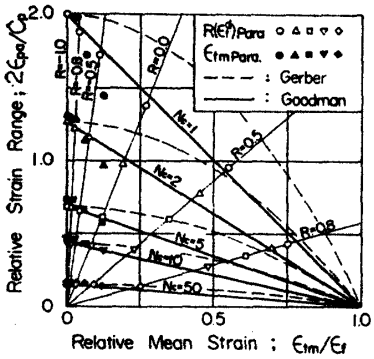

Fig. 16 The Gerber Diagram

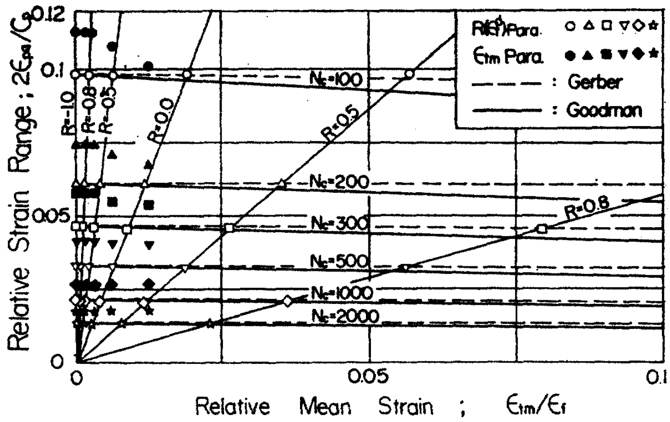

Fig. 17 The Gerber Diagram

Table 4 Comparison of Number of Cycles to Crack Initiation Life between Experiment and Estimation

Plastic Strain Amplitude ϵ_{pa}	Number of Cycles to Crack Initiation, N_c			
	Experiment	Estimation		
		Weiss et al., eq. 21	Ohji et al., eq. 23	Inoue, Iida et al., eq. 36
0.0878	7.25	8.4	9.2	9.5
0.0578	23	17	18	19
0.0380	25	32	33	35
0.0281	75	51	53	57
0.0182	96	98	100	107
0.0124	155	168	178	199
0.00846	246	274	315	352
0.00643	556	471	475	543
0.00457	1047	787	791	918
0.00267	2149	1116	1767	2097

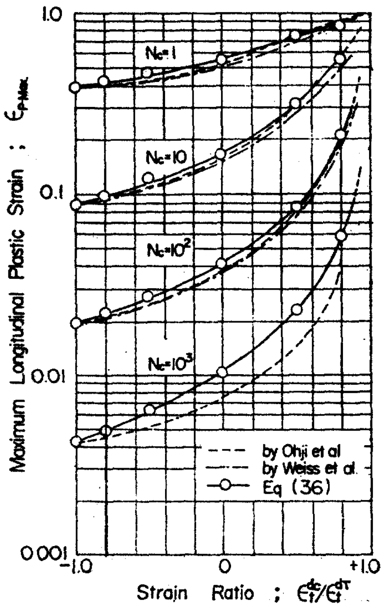

Fig. 18 The Pohl Diagram

き比較的良く実験に合つている。Munse らの式と Ohji らの式とはほとんど結果が変らないので, $R(\epsilon_t^d)=0$ の場合につき, (36) 式, Weiss らの (24) 式および Ohji らの(26)式の計算結果と実験値との比較を Table 4 に示す。Weiss らの式, Ohji らの式, 著者らの式の順に長い寿命を与えるが, 約 500 サイクル以下ではいずれも大差はなく, 実験とかなり良く合つている。しかし 500 サイクル以上では Weiss らの式と Ohji らの式が実験値と次第に離れる傾向が生じるが, 著者らの式は良い近似を与えている。

Figs. 16 および 17 に修正した Gerber 線図で平均歪 ϵ_{tm} と塑性歪振幅 ϵ_{pa} との関係を示す。横軸には, 平均歪が静的な荷重による変形に対応するので静的破壊靱性との比 $\epsilon_{tm}/\epsilon_{fa}$ をとり, 縦軸には塑性歪範囲 $2\epsilon_{pa}$ と動的な靱性をあらわす $\epsilon_{tm}=0$ における $\epsilon_{pa}\cdot N_c^{k_p}=c_p$ の関係式の c_p との比 $2\epsilon_{pa}/c_p$ をとつた。Fig. 16 は $N_c\leq 50$ の場合, Fig. 17 は $N_c\geq 100$ の場合につき N_c をパラメタとし, Fig. 13～15 の曲線から求めた ϵ_{pa} と ϵ_{tm} との関係をプロットしたものである。$R(\epsilon_t^d)$ をパラメタとしたA材と ϵ_{tm} をパラメタとしたB材とでは N_c が数サイクル以下の場合に平均歪の影響を受ける度合が異つているが, これは平均歪の影響が材料の静的破壊特性や塑性流動特性などによって支配されるためと考えられる。図中に歪比パラメタの結果について Goodman の直線関係を実線で, Gerber の法則であるパラボラ関係を破線で描いたが, N_c が 1～2 サイクル程度では傾向的に Goodman 線図の方が合つている。N_c が 5 サイクル以上では両者の間にほとんど差がなくなるが, やや Gerber の法則の方が良く合う傾向が出てきて, 数 100 サイクル以上ではほとんど平均歪の影響はあらわれなくなる。したがつて実用的には Goodman 線図を用いる方が良い。Fig. 18 に Pohl 線図を示す。横軸は歪比 $R(\epsilon_t^d)$ であ

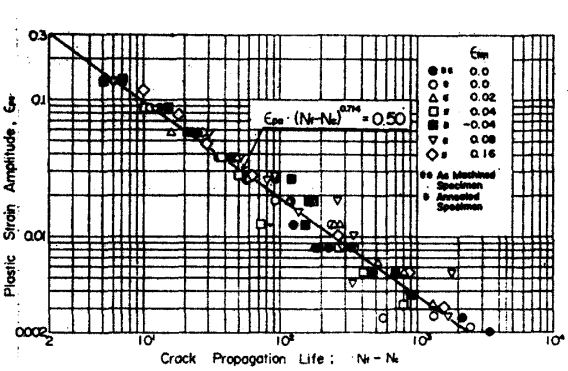

Fig. 19 ϵ_{pa} vs. N_f-N_c Curve

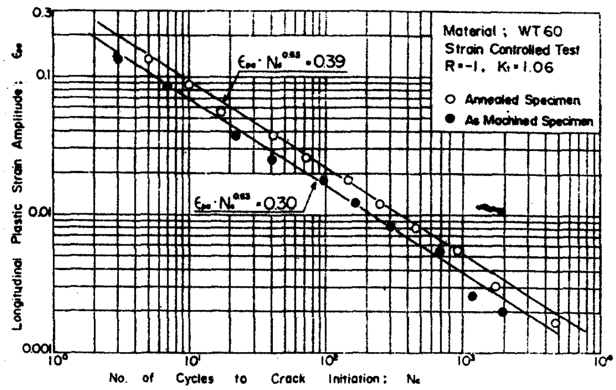

Fig. 20 ϵ_{pa} vs. N_c Curves

り，縦軸は最大塑性歪 $\epsilon_{p\max}=\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa}$ である。プロットした点は Fig. 14 の曲線から求めたものであり，寿命が長くなるにつれて Weiss らの式および Ohji らの式との差が大きくなつて行くのがわかる。

3.4 亀裂成長寿命に及ぼす平均歪の影響

Fig. 19 に平均歪をパラメタとした場合の亀裂成長寿命 N_f-N_c と塑性歪振幅 ϵ_{pa} との関係を示す。平均歪による有意差はほとんど見られず，相互のバラツキの範囲内に入つており，また応力焼鈍の有無による差も見られない。これは，亀裂の成長速度は最大応力に支配されると考えられるが，3.2 に述べたように N_c に達するまでに平均応力が充分緩和されるので，平均歪が亀裂成長寿命に影響を及ぼさなかつたものと考えられる。歪比をパラメタとした場合も歪比の影響は見られず，寿命が長い部分でバラツキが大きくなるが，かなり良い直線関係があり，A材およびB材につきそれぞれ (37) 式および (38) 式の関係が得られた。

A 材 $\epsilon_{pa}(N_f-N_c)^{0.753}=0.445$ (37)

B 材 $\epsilon_{pa}(N_f-N_c)^{0.714}=0.50$ (38)

(37) 式および (38) 式の比較からA材の方がB材よりも若干亀裂成長寿命が短いのがわかる。

3.5 応力焼鈍の影響

2.1 に述べたように応力焼鈍により静的引張試験の降伏点，破壊靱性などの諸特性が若干減少するが，低サイクル疲労強度は Fig. 20 に見るように増加している。$\epsilon_{pa}-N_c$ 線図は応力焼鈍により長寿命側にほぼ平行に移動し，機械加工のままの場合にくらべて同一歪振幅における寿命の比較では 16% 程度伸び，同一寿命における歪振幅の比較では約 13% 強くなつている。しかし亀裂の成長寿命に関しては 3.4 に述べたようにあまり影響があらわれない。

4 結 論

2種の調質 60 キロ高張力鋼を供試材とし，歪比および平均歪をパラメタとした径方向歪制御低サイクル疲労試験を行ない次の結論を得た。

1. 平均歪は静的破壊靱性の 10% 程度以上にならなければ亀裂発生寿命には顕著な影響があらわれない。

2. 亀裂発生寿命が 1～2 サイクル程度のごく短い場合には Goodman の関係がかなり良く合うが，5 サイクル以上の寿命となると Gerber の法則が傾向的には合う。また数 100 サイクル以上ではほとんど平均歪の影響はあらわれない。

3. ヒステリシスエネルギーを基礎に，平均歪の亀裂発生寿命への影響を表わす式を次のように提案した。

$$1-N_c/N_{c0}=[W_{1/4}(\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa})-W_{1/4}(\epsilon_{pa})]/W_f$$

ここで N_{c0} は平均歪のない場合の亀裂発生寿命，N_c は平均歪のある場合の亀裂発生寿命。$W_{1/4}(\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa})$ および $W_{1/4}(\epsilon_{pa})$ はそれぞれ 1/4 サイクルで $\epsilon_{tm}+\epsilon_{pa}$ および ϵ_{pa} まで変形させるに要するエネルギー。W_f は静的破壊に要するエネルギー。この式は亀裂発生寿命が 500 サイクル以上になると従来の表示式よりも良い近似値を与える。

4. 平均歪がある場合は最初に平均応力が生ずるが，歪サイクルが進むに従い急速に減少する。この現象は動的な応力緩和と考えられ，平均応力の挙動は次の式に比較的良く合う。

$$\sigma^{-(m-1)}-\sigma_0^{-(m-1)}=(m-1)BEn$$

ここでσはnサイクルにおける平均応力，σ_0は積分定数，mおよびBEは繰返し速度に依存する定数。

5　平均歪がある場合には最初はヒステリシスエネルギーは平均歪の影響を受けるが，平均応力が弛緩すると平均歪の影響はなくϵ_{pa}のみの関数となる。

6.　第1サイクルの平均応力は静的な応力-歪関係を用いて推定することができる。

7.　亀裂の成長寿命には平均歪の影響はない。

8.　応力焼鈍によつて亀裂発生寿命は16％程度のびるが，亀裂成長寿命はほとんど影響を受けない。

謝　　辞

本研究を行うにあたり，吉識雅夫博士，寺沢一雄博士，金沢武博士ほか八幡製鉄（株）建設用鋼材綜合研究連絡会造船部会の委員各位から種々有益なご指導を賜りました。船舶技術研究所船体構造部長安藤文隆博士からは理解あるご協力をいただきました。ここに以上の方々に心から謝意を表するとともに供試材を提供された八幡製鉄（株）のご厚意に深く感謝いたします。

参　考　文　献

1)　安藤，飯田，富塚：“熔接ノズルの繰返内圧疲労強度”，未公表.
2)　J. H. Crews and H. F. Hardrath : Exp. Mech. Jun. 1966.
3)　E. Krempl : ASME Paper No. 67-MET-13 (1967)
4)　V. Weiss, J. Sessler and P. Packman : “Effect of Several Parameters on Low Cycle Fatigue Behavior”, Acta Metallurgica, Vol. 11, July 1963, 809/816.
5)　J. T. P. Yao and W. H. Munse : “Low-Cycle Fatigue Behavior of Axially Loaded Specimens of Mild Steel”, SSC Report No. 151 (PB 181505) 1963.
6)　K. Ohji, W. R. Miller and J. Marin : “Cumulative Damage and Effect of Mean Strain in Low-Cycle Fatigue of a 2024-T 350 Aluminum Alloy”, ASME Paper 65 WA/MET-5.
7)　飯田：“80キロハイテンの歪制御低サイクル疲労における切欠効果”，造船協会論文集 No. 119 (1966) 123/133.
8)　飯田，井上，小林，宮本：“歪制御低サイクル疲労における歪波形の影響”，日本造船学会論文集第125号，昭和44年6月.
9)　飯田，井上，小林：“歪制御低サイクル疲労における累積被害（第2報）”，日本造船学会論文集第123号，昭和43年6月.
10)　横堀：“材料強度学”，岩波全書，1966年.