

# 軟鋼の低サイクル疲労におけるヒステリシスループ に関する一考察

正員 井 上 肇\*

A Consideration to Hysteresis Loops in Low Cycle Fatigue of Mild Steel

by Hajime Inoue, *Member*

## Summary

The hysteresis loop obtained in the course of low cycle fatigue test is to be the most important key to conjecture the process which is going on in the material. However, the information which the hysteresis loop possesses has hardly been utilized, except hysteresis energy in the case of hysteresis energy accumulation criterion for failure.

In the present paper, the author proposed a rheological model that the material consists of elements with linear strain hardening properties. By using the model, the author interpreted stress-strain relation, or hysteresis loop, analysed hysteresis energy, and discussed hysteresis energy accumulation criterion in terms of effective hysteresis energy.

## 1 緒 言

低サイクル疲労試験で得られるヒステリシスループは試験中に起っているプロセスを推察する最大の手がかりである。しかし、エネルギー蓄積をクライテリオンとする破壊発生理論でいわゆるヒステリシスエネルギーを使用する以外、ヒステリシスループの持つ内部的プロセスに関する情報を引出し、利用しようとの試みはあまりなされていない。

本報告においては、ヒステリシスループから低サイクル疲労に関する種々の情報を読み取ることが目的として、ループ形状の特徴に基づき、材料を線形硬化型の弾塑性体要素の集合体と仮定するマクロレオロジー的なモデル化を行った。モデルに基づき力学的な挙動を解釈し、ヒステリシスエネルギーを分析してエネルギー蓄積型クライテリオンについて考察した。軟鋼の低サイクル疲労試験結果に以上のモデルを適用し、解析して、モデル化について検討した。

## 2 供試材、試験片および試験方法

供試材は JIS 規格 SM 41 B の 25 mm 厚圧延鋼板である。化学成分および機械的性質を Table 1 に示す。本供試材は NK 規格の船体構造用軟鋼 KB 材に相当し、JIS 規格による超音波検査に合格している。

\* 運輸省船舶技術研究所船体構造部

試験片は Fig. 1 に示す平行部長さ 20 mm の丸棒試験片であり、軸方向はロール方向と一致している。

容量 10 ton の油圧サーボ式疲労試験機を用い、軸方向歪制御試験を行った。軸方向歪の検出には標点距離 10 mm の検出器を用いた。検出器の試験片との接触点はナイフエッジであり、その接触点から亀裂が発生したこともあったが、寿命への影響は全体を通してほとんど認められなかった。

試験条件は軸方向歪の歪比を  $-1$  とした完全両振の三角波を用い、繰返し速度は 0.025, 0.05, 0.1 および 1 Hz とした。

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of the material tested

	C	Si	Mn	P	S
SM 41 B	0.16	0.16	0.72	0.023	0.007
	$\sigma_Y = 28 \text{ kg/mm}^2$ , $\sigma_B = 46 \text{ kg/mm}^2$				
	Elong. (G. L. = 200 mm) = 32%				

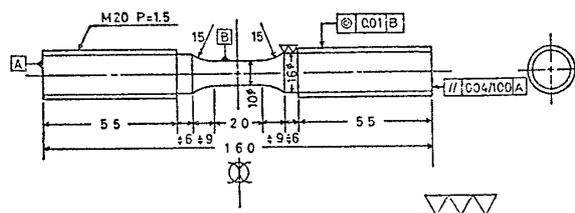


Fig. 1 Specimen configuration

試験中はペン記録計とデジタル記録計で荷重と歪を適宜記録した。亀裂発生を肉眼観察で捕えるのは困難なことが多く、大部分は上の記録やシンクロスコープに表示した歪や荷重の波形の乱れから亀裂発生寿命を求めた。この方法と肉眼観察との亀裂発生寿命を比較したが、良く一致していた。

### 3 試験結果

#### 3.1 対数歪と真応力の算出

変形前と変形後の標点距離と直径をそれぞれ  $l_0, l$  および  $d_0, d$  とすると、軸方向と径方向の全対数歪、 $\epsilon_t^l$  と  $\epsilon_d^d$  は(1)式で表わされる。

$$\epsilon_t^l = \ln(l/l_0), \quad \epsilon_d^d = \ln(d/d_0) \quad (1)$$

荷重を  $P$  とすれば、真応力  $\sigma$  と公称応力  $\hat{\sigma}$  は(2)式で表わされる。

$$\sigma = 4P/\pi d^2, \quad \hat{\sigma} = 4P/\pi d_0^2 \quad (2)$$

(1)式および(2)式を用い、塑性歪には体積一定を仮定し、弾性歪には Hooke の法則が成り立つと仮定すると、 $\sigma, \hat{\sigma}$  および  $\epsilon_t^l$  との間に次の式が成り立つ。

$$\ln(\sigma/\hat{\sigma}) + \sigma(1-2\nu)/E - \epsilon_t^l = 0 \quad (3)$$

ここで、 $E$  はヤング率であり、本報告中では  $21,000 \text{ kg/mm}^2$  とし、 $\nu$  はポアソン比であり、同じく  $0.3$  とした。

(3)式により  $\hat{\sigma}$  と  $\epsilon_t^l$  から  $\sigma$  が求められ、 $\sigma$  から軸方向弾性歪  $\epsilon_e^l$  が得られる。塑性歪  $\epsilon_p^l$  は  $\epsilon_t^l$  から  $\epsilon_e^l$  を控除したものとした。

試験結果の整理には以上の方法で算出した真応力と対数歪を用いた。

#### 3.2 試験結果

試験結果を全歪範囲  $\Delta\epsilon_t^l$  と寿命の関係として Fig. 2 に示す。図中、白抜きの点は横軸に亀裂発生寿命  $N_c$  を、黒い点は最終サイクル  $N_f$  をとった。 $N_f$  には、亀裂発生位置などの関係から、亀裂が成長して破断したサイクル数、最大荷重が 2ton 程度まで減少したサイクル数、および試験片が座屈して試験機が停止したサイクル数の3種類がある。座屈で停止した場合は Fig. 2 に“B”で表示した。

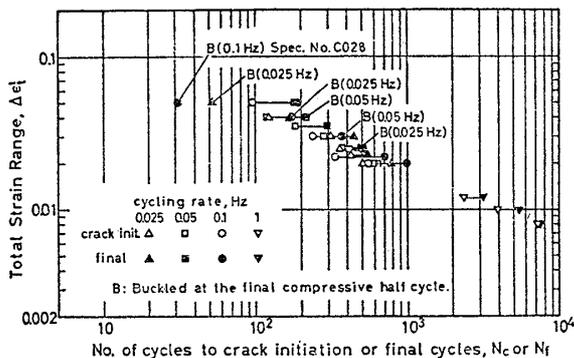


Fig. 2  $\Delta\epsilon_t^l$ - $N$  diagram

Table 2 Constants of Manson-Coffin equation

	$C_1$	$m_1$	$C_2$	$m_2$
飯田ら <sup>1)</sup>	0.1810	0.4764	0.005898	0.1104
著者	0.3801	0.4864	0.006856	0.1038

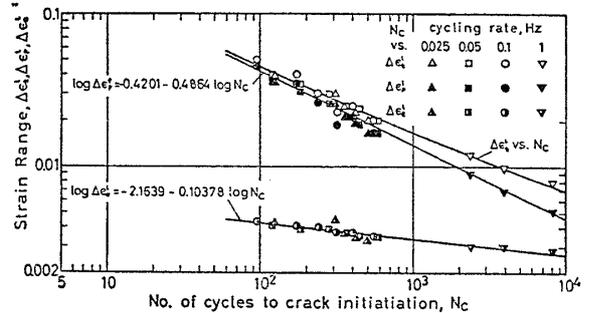


Fig. 3  $\Delta\epsilon$ - $N_c$  curve

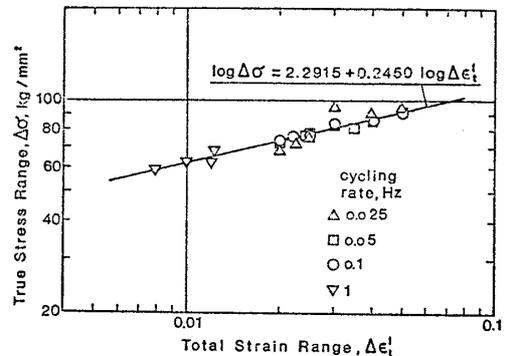


Fig. 4  $\Delta\epsilon_t^l$ - $\Delta\sigma$  curve

Fig. 3 に歪範囲  $\Delta\epsilon_t^l, \Delta\epsilon_p^l$  あるいは  $\Delta\epsilon_e^l$  と  $N_c$  の関係を示す。図中の曲線は(4)式の Manson-Coffin の関係が成り立つとして、最小二乗法で求めたものである。

$$\Delta\epsilon_p^l \cdot N_c^{m_1} = C_1, \quad \Delta\epsilon_e^l \cdot N_c^{m_2} = C_2 \quad (4)$$

ここで、 $C_1, m_1, C_2$  および  $m_2$  は定数。(4)式の関係は割合良くあてはまっており、繰返し速度による差はあまり見られない。(4)式の定数の値を飯田らの値と比較すると、Table 2 に示すように、 $C_1$  の値が本報告の方が2倍以上の大きな値となっているほかは、良く合っている。

Fig. 4 は  $\Delta\epsilon_t^l$  と応力範囲  $\Delta\sigma$  の関係をプロットしたものであり、大部分はヒステリシスループが安定した時点での値をとっている。最小二乗法で求めた回帰直線は次の通りである。

$$\log \Delta\sigma = 2.2915 + 0.2450 \log \Delta\epsilon_t^l \quad (5)$$

## 4 理 論

### 4.1 ヒステリシスループ形状

ヒステリシスループの形状を解析する場合は、通常、歪の変化方向が変わる時点の値を原点にする。応力  $\sigma$  と歪

$\epsilon$  の関係を表関数で表示するには、歪を弾性成分と塑性成分に分離し、弾性歪には Hooke の法則を適用し、塑性歪と応力との関係を種々な関数で表わすことが多い。(6)式の指数則はその代表的なものである。

$$\epsilon_p = C\sigma^k \quad (6)$$

ここで、 $k$  および  $C$  は常数、 $\epsilon_p$  は歪の塑性成分。

飯田ら<sup>1,2)</sup>は(6)式および双曲線関数を含む(7)式を用いヒステリシスループ形状の解析を行っている。

$$\epsilon = \sigma/E + \epsilon_0 \sinh(\sigma/\sigma_0) \quad (7)$$

ここで、 $E$  はヤング率、 $\epsilon_0, \sigma_0$  は常数。

飯田ら<sup>1)</sup>の解析結果として例示された図は、それらの式による曲線と実験点との間に微妙な差があることを示している。

(6)および(7)式の共通の欠点は物理的な意義が明らかでないことである。一方、Fig. 5 は著者ら<sup>3)</sup>が以前に行った台形波による径方向歪制御試験で得られた HT 60 のヒステリシスループの例である。この図から判るように歪範囲が大きくなると、歪が大きいたころでは傾斜が一定の値に漸近する傾向があるが、(6)および(7)式はそのような特性を持っていない。また、ヒステリシスループの立上りの部分からしだいに離れ、やがてある直線に漸近するようになる。この遷移部分の曲率は歪範囲が大きくなるにつれて大きくなる傾向があり、極端な例として Fig. 5 の最も歪範囲が大きな場合には平行四辺形に近い形状となり、遷移部分は鋭い折曲り点となるが、このような表現は(6)および(7)式では対応できない。

4.2 モデルの設定

前項のような認識から出発し、形状が実際のものに合せうる関数の表現としては以下のモデルが考えられる。

まず、材料は多数の要素の集合体と考え、各要素は Fig. 6 に示すように、ある歪  $\epsilon_y$  に達するまでは傾斜が  $E_t$  であるが、それを超えると傾斜が  $E_s$  に変化する、線形加工硬化型の弾塑性挙動を示すと仮定する。歪変化方向反転時を原点として、要素の応力  $S$  と歪  $\epsilon$  との関係は次のように表現されるとする。

$$S(\epsilon, \epsilon_y) = \begin{cases} E_t \epsilon & 0 \leq \epsilon \leq \epsilon_y \\ E_t \epsilon_y + E_s(\epsilon - \epsilon_y), & \epsilon_y \leq \epsilon \end{cases} \quad (8)$$

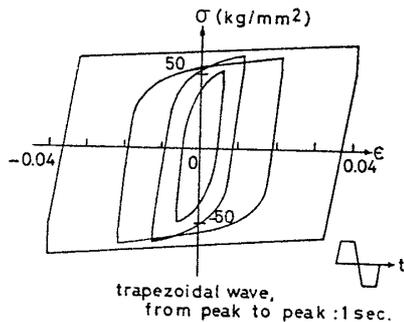


Fig. 5 Hysteresis loops

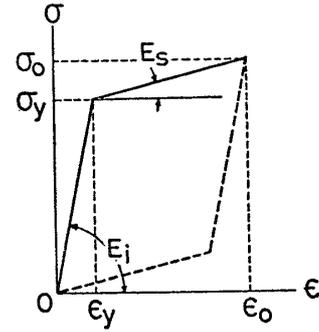


Fig. 6 Stress-strain relation of the element

次に、要素のパラメータは統計的な性質を持つものと考え、今回の解析では  $\epsilon_y$  が確率分布するものと仮定した。確率密度関数  $f(\epsilon_y)$  は、歪の原点のとり方から、 $\epsilon_y$  の正の値にのみ分布を持つものと仮定すると、分布関数  $F(\epsilon_y)$  は次の特性を持つ。

$$F(\epsilon) = \int_0^\epsilon f(\epsilon_y) d\epsilon_y \quad (9)$$

$$\left. \begin{aligned} 0 \leq F(\epsilon) \leq 1, \quad 0 \leq \epsilon \\ F(0) = 0, \quad F(\infty) = 1 \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

実際に観測される応力  $\sigma$  と歪  $\epsilon$  の関係は、 $S(\epsilon, \epsilon_y)$  と  $f(\epsilon_y)$  を用いて次のように表わされる。

$$\sigma(\epsilon) = \int_0^\infty S(\epsilon, \epsilon_y) f(\epsilon_y) d\epsilon_y \quad (11)$$

(11)式を微分するとヒステリシスループの接線係数  $E_t$  が得られ、(12)式のようになる。

$$\begin{aligned} E_t &= \frac{d\sigma(\epsilon)}{d\epsilon} = \frac{d}{d\epsilon} \int_0^\infty S(\epsilon, \epsilon_y) f(\epsilon_y) d\epsilon_y \\ &= E_t - (E_t - E_s) F(\epsilon) \end{aligned} \quad (12)$$

(12)式から、歪が  $\epsilon$  に達した時にそれぞれの  $\epsilon_y$  を超えている要素の確率は(13)式で表わされる。

$$F(\epsilon) = (E_t - E_t) / (E_t - E_s) \quad (13)$$

要素単体が歪サイクルを与えられると Fig. 7 のようなヒステリシスループを描く。この時、半サイクル分のヒステリシスエネルギー  $B$  は(14)式で表わされる。

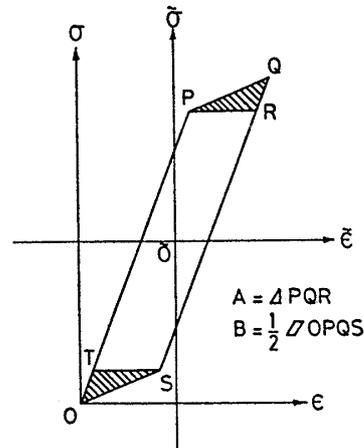


Fig. 7 Hysteresis energy of the element

$$B = \begin{cases} 0.5 E_d \varepsilon_y (\varepsilon_0 - \varepsilon_y), & \varepsilon_y \leq \varepsilon_0 \\ 0 & \varepsilon_0 < \varepsilon_y \end{cases} \quad (14)$$

ただし、 $\varepsilon_0$  は歪範囲、 $E_d = E_t - E_s$  とする。

Martin<sup>4)</sup> は実際のヒステリシスループを Fig. 7 のような形に単純化して、斜線部のエネルギーのみが破壊に関与するものとして  $S-N$  曲線を導いた。しかし、単純化の方法には説明がなく、かなり主観的に処理したものと思われる。本報告のモデルの要素ではそのようなあいまいさはなく、斜線部で表わされるエネルギーの半サイクル分  $A$  は(15)式で表わされる。

$$A = \begin{cases} 0.5 (E_s E_d / E_t) (\varepsilon_0 - \varepsilon_y)^2, & \varepsilon_y \leq \varepsilon_0 \\ 0 & \varepsilon_0 < \varepsilon_y \end{cases} \quad (15)$$

要素集合体のヒステリシスエネルギー  $B_T$  は、 $B$  と  $f(\varepsilon_y)$  を用いて(16)式のように表わされ、 $A$  エネルギーも同様に積分して  $A_T$  が計算される。

$$B_T = \int_0^\infty B f(\varepsilon_y) d\varepsilon_y \quad (16)$$

$$A_T = \int_0^\infty A f(\varepsilon_y) d\varepsilon_y \quad (17)$$

確率変数が正の領域で有意な分布関数は多数あるが、例として2母数のワイブル分布を用い、(18)式のような形とすると、 $A_T$  と  $B_T$  は(19)式および(20)式のようになる。

$$F(\varepsilon_y) = 1 - \exp\{-(\varepsilon_y)^\beta / \alpha\} \quad (18)$$

$$A_T = E_s (E_d / E_t) [\varepsilon_0^2 - 2(\alpha^{1/\beta} / \beta) \{ \varepsilon_0 \gamma(1/\beta, \varepsilon_0^\beta / \beta) - \alpha^{1/\beta} \gamma(2/\beta, \varepsilon_0^\beta / \beta) \}] \quad (19)$$

$$B_T = 0.5 (E_d / E_t) (\alpha^{1/\beta} / \beta) \{ \varepsilon_0 \gamma(1/\beta, \varepsilon_0^\beta / \beta) - \alpha^{1/\beta} \gamma(2/\beta, \varepsilon_0^\beta / \beta) \} \quad (20)$$

ここで、 $\gamma(\alpha, x)$  は(21)式で定義される第一種不完全ガンマ関数である。

$$\gamma(\alpha, x) = \int_0^x y^{\alpha-1} e^{-y} dy \quad (21)$$

(19) および(20)式から  $A_T$  と  $B_T$  の関係として(22)式が得られる。

$$A_T = 0.5 (E_s E_d / E_t) (\varepsilon_0^2 - 4 B_T / E_d) \quad (22)$$

なお、最大歪  $\varepsilon_0$  における応力  $\sigma_0$  は、(11)式から(23)式のようになる。

$$\sigma_0 = E_s \varepsilon_0 + E_d (\alpha^{1/\beta} / \beta) \gamma(1/\beta, \varepsilon_0^\beta / \beta) \quad (23)$$

単純な要素の集合体として材料を取り扱うことはレオロジーではよく用いられる。Whiteman<sup>5)</sup> は完全弾塑性体を要素としてヒステリシスループを表現している。完全弾塑性体では Fig. 5 に示した大きな歪範囲の場合のように一定の傾斜が続くとどこまでも塑性状態に入らない要素があることになり、現実味が薄くなる欠点がある。

低サイクル疲労の場合、金属組織にセル構造が形成され、セル構造の大きさが歪振幅に依存することはよく知られている<sup>6)</sup>。大きな塑性変形挙動はセル構造のバウンダリーに運動が起ると生ずるが、その閾値が確率分布す

ると考えるのは自然である。したがって、要素としては多少単純化されすぎているかもしれないが、本報告のモデル化は充分現実的なものである。

### 5 実験データの解析および考察

試験中に 12 bit のデジタル記録計を用い、1 サイクルあたり 3,000 ないし 4,000 点の応力と歪を計測した。歪変化方向の反転した点から次の反転まで、すなわち半サイクルごとに、その間を時間によって 20 等分し、20 の区間ごとに最小二乗法で傾斜を求め、その区間の中点での接線係数  $E_t$  とした。そのように求めた  $E_t$  と  $\varepsilon$  との関係の例を Fig. 8 に示す。歪振幅  $\varepsilon_0$  が変わってもほぼ同じ傾向であり、白抜き品の引張半サイクルおよび黒の圧縮サイクルの差はなく、右上のほぼ水平な部分から右下へほぼ直線的に  $E_t$  は減少し、 $\varepsilon_0 = 0.03976$  の場合には  $\varepsilon_0 \geq 0.03$  では  $E_t$  の 1 ないし 1.5% 程度の値に落ち着くのが見られる。ただし、この例では試験機の制御が悪く、最後の部分では乱れている。直線的に減少する部分は  $\varepsilon_0$  が大きいほど傾斜が急であり、これは歪範囲が大きいほどヒステリシスループに曲率が大きい部分があることを示す。

$E_t$  が右下方で落ち着く値は、(12)式から判るように  $E_s$  の値である。(12)式および(18)式を用い、Davidon の方法<sup>7)</sup> などにより曲線のあてはめを行い、 $E_s, \alpha, \beta$  などの

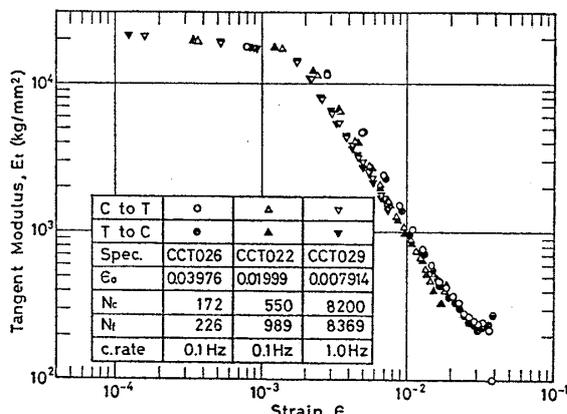


Fig. 8  $E_t - \varepsilon$  relation

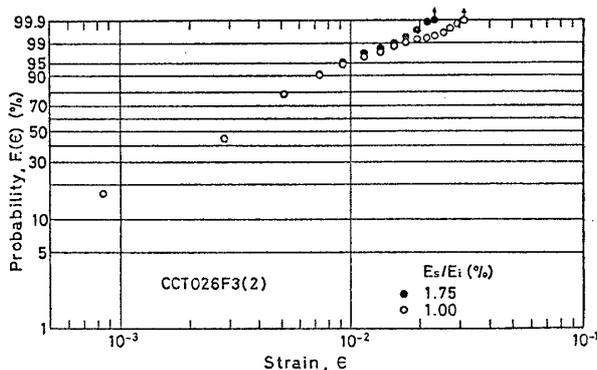


Fig. 9 Weibull distribution plots

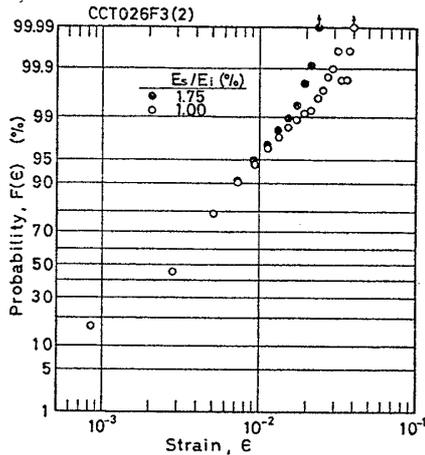


Fig. 10 Logarithmic normal distribution plots

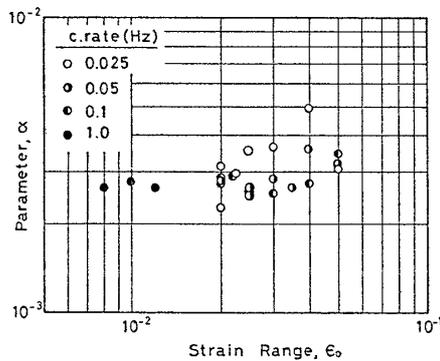


Fig. 11  $\alpha$ - $\epsilon_0$  relation

値を求めることを試みたが、好結果は得られなかった。

(13)式で  $E_i$  を  $21,000\text{kg/mm}^2$  とし、上述のように  $E_s$  は 1 ないし 1.5% 程度と考えられるので、 $E_s$  をそれを含む範囲を考慮して 1% および 1.75% として  $F(\epsilon)$  を求めた。ワイブル確率紙と対数正規確率紙に  $F(\epsilon)$  プロットした例を Fig. 9 および Fig. 10 に示す。これらの比較では対数正規分布の方がやや良く合うように見えるが、他のデータでは反対になることもあった。一般的な傾向として、 $3 \times 10^{-3}$  のあたりの点が下方に落ちる傾向があったが、これは試験機の制御の悪さの影響を受けている疑がある。分布形については今後さらに検討する予定である。

ワイブル分布をあてはめた場合の  $\alpha$  の値と歪範囲  $\epsilon_0$  との関係を示す。データのばらつきは大きいですが、全体としてやや右上りの傾向がある。0.025 Hz の値がやや上方に位置しており、速度依存性があるように見えるが、全体としてばらつきが大きいので、断定しがたい。 $\beta$  の値は 1 程度の値であり、 $\epsilon_0$  による変化は少なかった。対数正規分布をあてはめた場合、(24)式の  $\mu$  および  $\sigma_d$  は  $\epsilon_0$  が大きくなるにつれて大きくなる傾向が見られたが、これらもかなりばらつきが大きかった。両分布の解析は確率紙を用いて行ったが、ばらつき

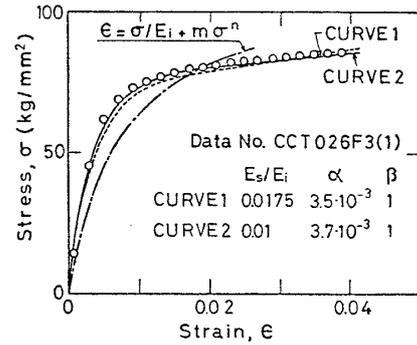


Fig. 12 Curve fitting of hysteresis loop

が大きいので別の方法を検討中である。

$$f(\epsilon) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_d\epsilon} \exp\left\{-\frac{(\log \epsilon - \log \mu)^2}{2\sigma_d^2}\right\} \quad (24)$$

ここで、 $\mu$  は幾何平均、 $\sigma_d$  は標準偏差。

Fig. 12 にヒステリシスループ形状に本モデルを適用した例を示す。○印は実験点であり、曲線 1 および 2 は図中に示す数値を用い、(8)、(11) および (18) 式により描いたものである。因に、破線は (6) 式を最小二乗法によりあてはめたものである。ヒステリシスループ形状の表現として本モデルが、他の関係式では表現しにくい歪範囲が大きな場合にも良く適用されることが判る。

実験データから直接求められる  $B_T$  を用い、 $E_s$  を  $E_i$  の 1% と仮定して、(22) 式により  $A_T$  を計算した。 $A_T$  を歪範囲に対してプロットして Fig. 13 に示す。両対数で良い相関を示し、最小二乗法で求めた回帰曲線は次のとおりである。

$$A_T = 134.2 \epsilon_0^{2.133} \quad (25)$$

ただし、 $B_T$  は代表値として  $N_c$  の 1/2 程度のところの値を用いた。

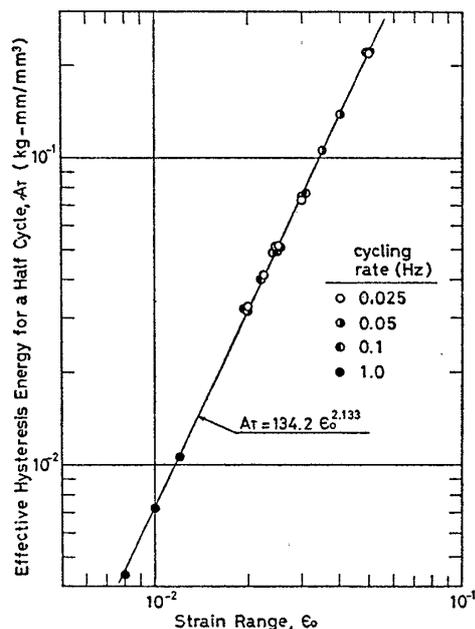
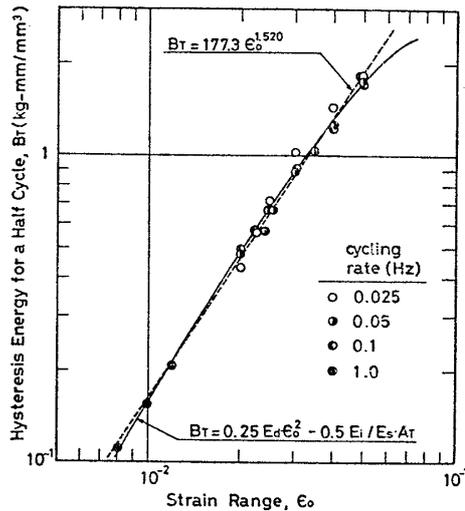
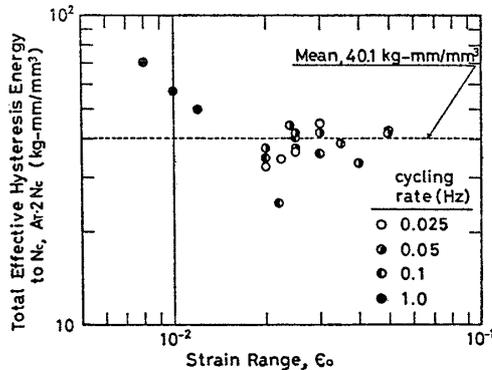


Fig. 13  $A_T$ - $\epsilon_0$  relation

Fig. 14  $B_T$ - $\epsilon_0$  relationFig. 15 Sum of  $A_T$  energy required for crack initiation

$B_T$  と  $\epsilon_0$  との関係を Fig. 14 に示す。図中の破線は最小二乗法で求めた回帰曲線であり、次のとおりである。

$$B_T = 177.3 \epsilon_0^{1.520} \quad (26)$$

実線は(25)式を用い、(22)式で  $B_T$  を求めた回帰曲線である。定量的に一致の度合はあまり差はないが、実線は実験点の傾向を良く表わしている。

亀裂発生までの  $A_T$  の蓄積量は  $2 A_T N_c$  である。 $\epsilon_0$  と  $2 A_T N_c$  との関係を Fig. 15 に示す。 $N_c$  は実験値であり、かなりばらつくため、 $2 A_T N_c$  もばらついている。1 Hz の実験データは系統的な差を表わしているように見えるが、他はあまり特定の傾向を示していない。全体の平均は  $40.1 \text{ kg-mm/mm}^3$  であり、この値は材料定数とも考えられるが、イワノワ<sup>8)</sup> が鉄の限界歪エネルギーとして示している値  $851 \text{ kg-mm/mm}^3$  と比較すると約  $1/21$  となっている。

今、 $A_T$  の総和が  $40.1 \text{ kg-mm/mm}^2$  に達した時に破壊が発生すると仮定すれば  $\epsilon_0$  と  $N_c$  との関係は次のようになる。

$$N_c = 0.1494 \epsilon_0^{-2.133} \quad (27)$$

(27)式で表わされる関係は Fig. 15 から考えられるよう

に Fig. 3 の左上の白抜き点の点の良い近似となっているが、右下の3点には合わない。これは今後検討を要することである。

Bridgman<sup>9)</sup> や Kestin<sup>10)</sup> はヒステリシスループを熱力学的に検討しているが、ヒステリシスエネルギーの大部分は熱となって散逸すると述べている。著者<sup>11)</sup>は軟鋼の低サイクル疲労の熱分析を行った時も、装置が簡単なものであったため誤差はかなりあった可能性はあるが、熱分析で測定されたエネルギーは、 $N_c$  が  $10^3$  回程度のところで、全ヒステリシスエネルギーの 10% 以下であった。全ヒステリシスエネルギー、すなわちヒステリシスエネルギーの総和は寿命が長くなるにつれて大きくなり<sup>12)</sup>、このことはヒステリシスエネルギーのうち有効な部分が長寿命側では急激に減少することを伺わせる。今  $A_T$  が有効なヒステリシスエネルギーとすれば、全ヒステリシスエネルギーのうち有効な部分の割合  $R_e$  は(22)式と(25)式から次のようになる。

$$R_e = 2 E_s / (3.73 \times 10^{-3} E_a E_s \epsilon_0^{-0.133} - E_i)$$

試験の初期にはヒステリシスループの形状や  $B_T$  が繰返しに伴って変化することが認められているが<sup>11,12)</sup>、その検討は実験データが不足のため、今後の課題とする。

## 6 結 論

線形加工硬化型の要素の集合体として材料をモデル化し、軟鋼の軸方向歪制御試験の結果を解析して次の結論を得た。

(1) ヒステリシスループ形状を表わすにはこのようなモデル化は現実的であり、材料のセル構造の形成などの組織の特性を取り入れる可能性を持つものである。

(2) モデル化に用いる分布関数として、2母数のワイブル分布と対数正規分布とを検討したが、試験機の制御精度から、それらの分布関数のパラメータにばらつきがあり、関数形自身も含めて今後検討する必要がある。

(3) 要素の塑性変形時のヒステリシスエネルギーの一部のみが破壊の発生に関与するとの仮説をおき、ヒステリシスエネルギーのうちから破壊に有効な部分を計算する式を導いた。

(4) 前項の方法で求めた有効なヒステリシスエネルギーは歪範囲との間に良い相関があった。

(5) 有効なヒステリシスエネルギーの総和がある値に達した時に破壊するとの仮説は、寿命が  $2 \times 10^8$  以上の実験結果には合わなかったが、それよりも短寿命側では良く合っていた。これについても今後さらに検討が必要である。

(6) ヒステリシスループの曲線あてはめに本モデルを適用したところ良い結果が得られ、本モデルが妥当なものであり、可能性のあるものであることが判った。

## 謝 辞

本報告は、運輸省で実施中の“異常海難防止システムの総合研究開発委員会”の研究の一環として行った実験のデータを解析したものである。同委員会の高橋浩一郎委員長、堪航性小委員会委員長 山本善之横浜国立大学教授ならびに委員各位に、本研究を行うにあたり御指導いただきました。ここに謝意を表します。

供試材に関し新日本製鉄(株)武子康平氏にお世話になりました。セル構造の記述について日鉄ロープ(株)石黒隆義博士に御意見を伺いました。また、実験データの整理には船舶技術研究所船体構造部の田中、横山両技官に協力していただきました。心から感謝いたします。

## 参 考 文 献

- 1) 飯田, 小沢, 永井, 洪: 歪制御低サイクル疲労におけるヒステリシスループの解析と寿命推定, 日本造船学会論文集, 第150号(1981), 471/481.
- 2) 飯田, 王, 永井, 洪: 歪制御低サイクル疲労におけるヒステリシスループの解析と寿命推定(続報), 日本造船学会論文集, 第154号(1981), 407/415.
- 3) Iida, K., Inoue, H.: Influence of Shape of Cycle in Strain Cycling Fatigue, Proc. of Int. Conf. on Mech. Behavior of Materials, 1982, Vol. II, 262/270.
- 4) Martin, D.E.: An Energy Criterion for Low-Cycle Fatigue, J. of Basic Engng. Trans. of ASME (1961), 565/571.
- 5) Whiteman, I.R.: A Mathematical Model Depicting the Stress-Strain Diagram and the Hysteresis Loop, J. of Applied Mech., Trans. of ASME (1959), 95/100.
- 6) Klesnil, M., Lukáš, P.: Dislocation arrangement in the surface layer of  $\alpha$ -iron grains during cyclic loading, J. of the Iron and Steel Institute (1965), 1043/1048.
- 7) 中川, 小柳: 最小二乗法による実験データ解析, 東大出版会, 1982.
- 8) イワノワ, V. S.: 金属の疲労破壊(横堀, 他訳), 丸善, 1970.
- 9) Bridgman, P.W.: The Thermodynamics of Plastic Deformation, Rev. Mod. Physics, Vol. 22 (1950), 56/65.
- 10) Kestin, J.: A Course in Thermodynamics, 熱力学(渡辺, 他訳), 培風館, 1974.
- 11) 井上: 低サイクル疲労の熱分析(その1), 船研研究発表会講演集(1976, 5), 117/120.