(昭和 58 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

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)

——とくに高温における挙動について——

正員 飯 田 國 廣* 王 明 娥**
 正員 永 井 英 晴* 正員 洪 性 祚**

A Study of Hysteresis Loops in Strain Cycling Fatigue and Life
 Estimation (Continued Report)

——Behaviour of Hysteresis Loops at 288°C——

by Kunihiro Iida, *Member* Wang Ming-O
 Hideharu Nagai, *Member* Sungjo Hong, *Member*

Summary

To obtain a fundamental information about fatigue properties of materials, hysteresis loop data obtained from the fatigue tests conducted on austenitic stainless steels of SUS 304 and 316 at 288°C, and a nuclear vessel material of SFVV 3 at room temperature, were analysed. And then the cyclic characteristics of hysteresis loops at room temperature and 288°C were compared.

The main conclusions obtained are as follows:

(1) In the first few cycles at 288°C, austenitic stainless steels SUS 304 and 316 exhibit cyclic hardening and then they transfer to cyclic softening stages after showing the maximum true stress amplitude at approximately 50 cycles.

(2) The ratio of plastic strain hysteresis energy per cycle ΔW to the product of true stress range and plastic strain range decreases gradually with increasing number of repetition of strain cycling.

(3) The fatigue toughness W_f ($\text{kgf}\cdot\text{mm}/\text{mm}^3$) versus N_e or N_f curves were obtained for some groups of structural steels at room temperature and austenitic steels at 288°C.

(4) The relation between the constants a_0 and n in the n -th power strain hardening formulae at one half of crack initiation life or failure life are expressed by semilogarithmic formula as follows:

$$\log a_0 = 2.406 (1/n) - 1.828$$

記 号

$\sigma_{0.2}$: 0.2% 耐力 (kgf/mm^2)

σ_y : 降伏応力 (kgf/mm^2)

σ_u : 公称引張強さ (kgf/mm^2)

ϵ_f : 静的破壊延性, $\epsilon_f = \ln RA / (100 - RA)$, RA は絞り百分率

E : 静的引張試験によるヤング係数 (kgf/mm^2)

N : 累積繰返し数

N_c : 肉眼亀裂発生寿命, 本論文では 0.5~1 mm の表

面亀裂を確認した繰返し数で定義

N_f : 破断寿命, 本論文では上限荷重が定常状態から 25% 低下した時の繰返し数, もしくは試験片が完全分離破断した時の繰返し数で定義

ϵ_{ta} : 対数全歪振幅

ϵ_{ta}^* : 対数全歪振幅遷移値, 繰返し硬化も繰返し軟化も生じないような ϵ_{ta} の値

ϵ_{PR} : 対数塑性歪範囲

σ_a : 真応力振幅 (kgf/mm^2)

σ_R : 真応力範囲 (kgf/mm^2)

ΔW_i : 第 i サイクル目の 1 サイクルのみで与えられるヒステリシスエネルギー ($\text{kgf}\cdot\text{mm}/\text{mm}^3$)

* 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研究生

ΔW_s : 定常状態 (本論文では $N_c/2$ または $N_f/2$ を指す) におけるヒステリシスエネルギー ($\text{kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^3$)

W_f : 疲労靱性 ($\text{kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^3$)

W_{fc} : N_c 基準による疲労靱性, $W_{fc} = \Delta W_s \times N_c$ ($\text{kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^3$)

W_{ff} : N_f 基準による疲労靱性, $W_{ff} = \Delta W_s \times N_f$ ($\text{kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^3$)

$\epsilon_0, \sigma_0, a_0, n$: ヒステリシスループの形状近似式における定数

添字 i : 第 i サイクルにおける値を表わす

1 ま え が き

一般に低サイクル疲労域において材料が繰返し応力または繰返し歪を受けると、応力と歪のヒステリシスカーブが得られる。ヒステリシスカーブが示すヒステリシスエネルギーによって疲労過程を解明しようとする試みは Halford¹⁾ の研究をはじめ、これまで多数の研究者らによってなされてきた。わが国においても田中ら²⁾ の実験研究により、ヒステリシスエネルギーはほとんど熱エネルギーと見做してよいことが明らかにされている。

しかしこれまで行われてきた研究は、単にヒステリシスカーブの形状式や安定域におけるヒステリシスエネルギーの量またはループ形状のみを扱ったものが多数を占め³⁾⁴⁾、繰返しの初期から疲労破壊に至るまでを通してヒステリシスループを議論したものは僅かである。このような理由から著者らは、前報⁵⁾ で軟鋼 SM 41 A, 高張力鋼 SM 50 A, HT 60 および HT 80 を供試材とし室

温にて歪制御低サイクル疲労試験を実施し、疲労試験中測定したヒステリシスループの解析を行った。解析の結果ヒステリシスエネルギー及びループ形状の繰返し挙動に関する若干の結論を得、加えてヒステリシスエネルギーに基づいた疲労亀裂発生寿命予測式を暫定的に導いた。

本論文では前報⁵⁾ で得た結論の敷延性および一般妥当性を検討するため、著者の一人飯田を委員長とし著者らも研究を分担した日本溶接協会 FRC 委員会 (軽水炉構造の疲労強度研究) にて得られた高温におけるヒステリシスループデータ⁶⁾ を前報のデータ⁵⁾ と併せて解析し、ヒステリシスループの高温と室温における繰返し挙動を比較検討した。そしてさらにヒステリシスエネルギーに基づいた疲労寿命予測法を改良することができたのでここに報告する。

2 解析対象データ

本論文において解析したヒステリシスループは原子炉圧力容器用 SFVV 3 鋼, オーステナイト系ステンレス鋼である SUS 304, 原子力用 316 鋼の 3 鋼種を母材とする試験片を用いて実施された疲労試験により得られたものである⁶⁾。また各種鋼材の疲労靱性 W_f 対 N_c もしくは N_f 線図を求める際には、軟鋼 SM 41 A の径方向歪制御疲労試験 ($N_f \approx 10 \sim 3 \times 10^3$)⁷⁾ から得られたヒステリシスエネルギー ΔW_i も解析対象データとして引用した。なお前報で扱った SM 41 A 鋼に対するデータと区別するため、同引用データ (文献番号 7) には以後プライム記号を付し SM 41 A' と表わすことにする。供試

Table 1 Chemical compositions in weight percent

Material	Chemical composition											
Designation	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	N	Cu	V	Al
SM 41 A	0.21	0.04	0.79	0.013	0.014							
SFVV 3	0.18	0.22	1.46	0.003	0.005	0.69	0.15	0.57		0.05	<0.01	0.029
SUS 316	0.01	0.51	1.67	0.027	0.001	13.25	17.50	2.50	0.106			
SUS 304	0.05	0.50	1.52	0.028	0.001	9.45	18.35					

Table 2 Static tensile properties

Material	Elastic modulus	0.2% off-set yield strength	Nominal ultimate strength	True fracture strain
Designation	E (kgf/mm^2)	$\sigma_{0.2}$ (kgf/mm^2)	σ_u (kgf/mm^2)	ϵ_f
SM 41 A'	21,000	24.7 (σ_y)	44.9	—
SFVV 3	21,000	47.0	60.9	1.386
SUS 316	19,800	26.4	56.6	1.671
SUS 316 (288°C)	19,000	15.0	44.3	1.783
SUS 316 (288°C)	18,000	15.4	44.4	1.802
SUS 304 (288°C)	18,000	15.5	44.2	1.609

* sensitized material (650°C x 2h → air cooling)

Table 3 Low-cycle fatigue test conditions

Material	Control strain wave form	Nominal strain rate $\dot{\epsilon}$ (%/sec)	Nominal strain amplitude ϵ_a (%)	Capacity of fatigue testing machine ³⁾	Gauge ⁴⁾ length (mm)	Remarks
SM41A*	1)		0.66/10.10	± 16ton	2)	Ref. 7
SFVV3	Axial Strain controlled, fully reversed, triangular	0.21/0.58	0.20/1.58	± 10ton	20	Ref. 6
SUS316		0.40	0.15/1.48	± 10ton	12	
SUS316(288°C)		0.40	0.15/1.00	± 15ton	12	
SUS316(288°C)		0.40	0.15/1.00	± 15ton	12	
SUS304(288°C)		0.40	0.15/1.00	± 15ton	12	

* sensitized material (650°C x 2h → air cooling)

1) Diametral strain controlled, fully reversed, sinusoidal wave (0.42/1.5 cpm)

2) Differential transformer type diametral extensometer

3) Electro-hydraulic servo-controlled low cycle fatigue testing machine

4) Strain gauge type axial extensometer

材であるオーステナイト系ステンレス鋼 SUS 304 および原子力用 316 鋼の両者は、溶体化処理 (1040~1075°C × 30 min → 水冷) を施したものを供試材とし、さらに、原子力用 316 鋼については鋭敏化処理 (650°C × 2 h → 空冷) されたものについても疲労試験が実施された (以後原子力用 316 鋼鋭敏化処理材を SUS 316* と称する)。各供試材の化学成分ならびに静的引張特性値を Table 1 および Table 2 に示す。

疲労試験はすべて平行部付平滑丸棒型試験片 (試験部直径: 10 mm) により、完全両振の軸方向歪振幅制御にて、室温大気中または 288°C 大気中で行われた。

圧力容器用調質型鍛造鋼である SFVV 3 鋼を供試材とした疲労試験は、室温大気中において ASTM E 606-77 T に準じた形状の試験片を用いて行われた。

SUS 304 鋼溶体化処理材および 316 鋼鋭敏化処理材を用いた疲労試験は高温大気中にて、また 316 鋼溶体化処理材を用いた疲労試験は、室温大気中ならびに高温大気中において実施された。その他の疲労試験条件を Table 3 に示す。

実施された疲労試験において、疲労亀裂発生寿命 N_e は試験部表面に 0.5~1 mm の目視疲労亀裂を確認した繰返し数で定義され、一方、疲労寿命 N_f は SM 41 A 鋼⁷⁾を用いた疲労試験において、完全分離破断した繰返し数で、それ以外の供試材を対象とした疲労試験においては疲労試験中計測された上限応力か、定常状態から 25% 低下した時の繰返し数をもって定義されている。

繰返しに伴うヒステリシスループの挙動を調べるため、前報⁵⁾と同様基本的に次式の繰返し数 N で、ヒステリシスループを X-Y レコーダー上に記録した。

$$N = C \times 10^j \quad (1)$$

ここに C は 1, 2, 4, 7 そして j は 0, 1, 2, 3 である。

因に本論文で解析したヒステリシスループの個数は 440 個、前報で解析した個数 456 個と合わせると、計 896 個

である。

3 解析結果および考察

3.1 高温での繰返し硬化および繰返し軟化特性

一般に材料が歪の繰返しを受けると多くの場合、一定の歪振幅 ϵ_{ta} の大きさに応じて応力振幅 σ_a が増加もしくは減少、逆に一定の応力振幅 σ_a の繰返しを受けた場合は歪振幅 ϵ_{ta} が減少もしくは増加する。すなわち繰返し硬化もしくは繰返し軟化現象を呈する。そこで概念的には繰返し硬化も軟化も生じないような ϵ_{ta} の遷移値すなわち ϵ_{ta}^* が存在するはずであり、そして ϵ_{ta}^* が (2) 式で示されるように材料の引張強さ σ_u の関数となることは、すでに前報⁵⁾で明らかにした。

$$\log \epsilon_{ta}^* = 0.0478 \sigma_u - 4.544 \quad (2)$$

$$\text{ただし } 40 \text{ kgf/mm}^2 \leq \sigma_u \leq 80 \text{ kgf/mm}^2$$

(2) 式を本解析データ、すなわち SFVV 3 鋼, SUS 304 鋼溶体化処理材, 316 鋼溶体化処理材ならびに鋭敏化処理材に対し、室温または高温において得られたデータに適用した結果、これらのデータがほぼ (2) 式に従うことを確認した。

しかし一方繰返し数増加に伴う応力振幅の変化特性は、室温と高温とで異なることが認められた。すなわち室温 (SFVV 3 鋼, SUS 316 鋼溶体化処理材) では前報⁵⁾と同様 σ_a が繰返しの初期に急激に増加もしくは減少し、その後ほぼ定常状態となるか、一方高温 (SUS 304 鋼および SUS 316 鋼溶体化処理材, SUS 316 鋼鋭敏化処理材) では、Fig 1 に例示するように σ_a が繰返しの初期に急増し約 50 サイクル前後で極大値に達した後、漸減する現象が認められた。高温におけるこのような現象は制御歪振幅 ϵ_{ta} が大きい程顕著であるか、 ϵ_{ta} の減少に伴って消失し、例えば Fig 1. では ϵ_{ta} が約 0.20% の時、 σ_a は繰返しの初期からほぼ一定すなわち ϵ_{ta}^* に対応する挙動を示した。そこでこのような場合には $\epsilon_{ta}^* = 0.20\%$ と評価した。なお実験データを観

Fig. 1 Variation of true stress amplitude with strain cycling at 288°C

察する限り、高温においては顕著な繰返し軟化を示したものはなかった。

同様な現象は 450°C および 660°C においてオーステナイト系ステンレス鋼 SUH 660 鋼を用いて行った金沢ら⁸⁾の研究、ならびに 660°C においてタービンディスク用合金 (0.351 C, 8.56 Mn, 12.6 Cr, 1.40 Ti, 1.40 V, 0.32 Nb, 8.16 Ni; $\sigma_{0.2}=63\sim73$ kgf/mm², $\sigma_u=100\sim101$ kgf/mm²) を用いて行った Xie ら⁹⁾の研究でも認められている。さらに繰返しに伴う σ_a の変化には、温度のみならず歪速度も影響する¹⁰⁾ともいわれているが、いずれにせよ σ_a 対繰返し数 N に極大値が存在する現象の説明はまだなされていない。

3.2 ヒステリシスエネルギーと疲労靱性

前報⁵⁾と同様、疲労試験中記録された荷重と軸方向変位のヒステリシスカーブの座標値 (1 個のヒステリシスループにつき約 160 点) を YHP の 9874 A デジタイサーで読み取り、YHP 9825 T 計算機を用いて真応力と軸方向対数歪に変換し、ヒステリシスカーブを求めた。同カーブを直接数値積分して得られるヒステリシスエネルギー ΔW_i は、繰返しの初期から N_c まではほぼ一定値を保つ結果が得られた。しかし前報⁵⁾では材料および試験条件によっては繰返しの初期、すなわち N_c の 2% 程度までは、 ΔW_i が変動する場合もあることが確認されており、したがって一般にヒステリシスエネルギーに基づく疲労寿命の予測に際しては、繰返しの初期における ΔW_i ではなく、定常状態と見做し得る $N_c/2$ もしくは $N_f/2$ 近傍でのヒステリシスエネルギー ΔW_s を基準とすることが推奨される。

ヒステリシスエネルギーに基づいた疲労損傷の評価もしくは疲労寿命の予測は、これまで多数の研究者らが試みている。

Halford¹¹⁾ はヒステリシスエネルギー ΔW を $0.75 \sigma_R \epsilon_{PR}$ と仮定し、一方田中ら¹¹⁾ は実験結果に基づき、

ΔW を $0.7 \sigma_R \epsilon_{PR}$ とした。なおここに σ_R および ϵ_{PR} は、それぞれ $N_f/2$ における真応力範囲と対数塑性歪範囲である。

本解析テータ中室温におけるものに対し、 $\Delta W_i/(\sigma_R \epsilon_{PR})_i$ 対繰返し数 N の関係を求めたところ、ほぼ前報⁵⁾と同様な傾向が得られた。すなわち $\Delta W_i/(\sigma_R \epsilon_{PR})_i$ は繰返し数 N に対し、最初約 0.85~0.9 の値をとり、数 10 サイクルの間は急激に減少そして以後疲労破壊に至るまで漸減する。なお減少の割合は制御歪振幅 ϵ_{ta} の小さいもの程顕著である。しかし本解析テータ中高温 288°C におけるものは、繰返しの初期から N_c 近傍まで減少→増加→減少を繰返しながら全体的には次第に減少する挙動を示した。

$\Delta W_i/(\sigma_R \epsilon_{PR})_i$ の ϵ_{ta} への依存性を明らかにするため、各試験条件に対する $\Delta W_i/(\sigma_R \epsilon_{PR})_i$ 対 N 曲線の積分平均値を縦軸に、そして ϵ_{ta} の対数を横軸にとって整理した結果を Fig. 2 に示す。なお同図には前報⁵⁾のデータすなわち SM 41 A, SM 50 A そして HT 60 に対するテータも一緒にプロットしてある。同図の室温データについては、 $\Delta W_i/(\sigma_R \epsilon_{PR})_i$ の積分平均値 $\overline{\Delta W_i/(\sigma_R \epsilon_{PR})_i}$ は ϵ_{ta} の増加と共に大きくなる傾向にある。そこで室温データを最小自乗法によって直線回帰すると次式 (Fig. 2 の実線) が得られる。

$$\overline{\Delta W_i/(\sigma_R \epsilon_{PR})_i} = 0.253 \log \epsilon_{ta} + 1.329 \quad (3)$$

さて、前報⁵⁾に述べたように、多くの研究者はこれまでヒステリシスエネルギーに若干の繰返し数依存性のあることを認識しながらも、ヒステリシスエネルギーに基づいた疲労損傷の論理的検討においては、 ΔW_i は歪サ

Fig. 2 Relations between mean value of hysteresis energy to parallelogram area ratio and total strain amplitude

イクルの繰返し開始から試験終了まではほぼ一定であるとの仮定をとってきた。例えば, Halford¹⁾ はヒステリシスループの加工硬化係数 n の平均値は $1/7$ であることに着目して ΔW_i は $0.75 \sigma_R \epsilon_{PR}$ であると仮定した。ここに σ_R ならびに ϵ_{PR} は破断寿命 N_f の $1/2$ における真応力範囲と対数塑性歪範囲である。仮にこの論法を是認して, 本研究における室温の全テータの算術平均をとると 0.74 となる。

一方高温テータに関しては ϵ_{ia} に対する明確な依存関係はみられない。ちなみに高温における全テータの算術平均は 0.78 となる。

室温および高温 288°C のいずれにおいても, $\Delta W_i / (\sigma_R \epsilon_{PR})_i$ は繰返し数 N および歪振幅 ϵ_{ia} に伴って変化し得るのでヒステリシスエネルギーに基づいて疲労寿命の予測を行う際, $\Delta W_i / (\sigma_R \epsilon_{PR})_i$ を一定¹¹⁾と置くことは ΔW_i を過小評価もしくは過大評価する結果となる。

Halford¹⁾ は疲労靱性 W_f を定常状態 ($N_f/2$ 近傍) におけるヒステリシスエネルギー ΔW_s と N_f との積として定義したし, 前報では W_f を $\sum_{i=1}^{N_f} \Delta W_i$ と定義した。 W_f が $\Delta W_s \times N_f$ で表わし得るという仮定の妥当性を調べるため, 前報で扱ったデータに対し, 以下のような比較を行った。任意の繰返し数において測定した ΔW_i を N_c まで積算した値 W_f と, ΔW_s に N_c を乗じた値を求め両者を比較したところ, $\Delta W_s \times N_c$ の W_f に対する誤差は最大 2.4% で両者の差は無視し得る程度のものであった。さらにヒステリシスエネルギー ΔW_i は繰返しの初期から N_f 近傍まで殆ど変化しないという結果を考慮し, 本研究では疲労靱性 W_f を Halford 流¹⁾に $\Delta W_s \times N_c (N_f)$ で評価できるものと仮定する。

さて今 N_c および N_f について算出される W_f を W_{fc} ならびに W_{ff} と表わすと, 一般に同一の試験条件について求められる W_{fc} と W_{ff} を結ぶ直線が, $W_{ff}-N_f$ 曲線に合致するとは限らない。よって N_c が N_f に比べ比較的短い場合, W_{fc} と W_{ff} のデータを同一視することはできない。しかし N_c が N_f の比較的大きな部分を占め, しかも N_c 以降疲労亀裂伝播によるヒステリシスループ形状の変化, すなわちヒステリシスエネルギー ΔW_i の変化量が ΔW_s に比べ無視し得る程度のものであるならば, W_{fc} と W_{ff} を同一座標上で評価することは可能と思われる。しかし本研究においては解析データ中に N_c/N_f の小さなものが多数含まれているため, W_f を求める際には W_{fc} と W_{ff} とに分けて評価することにする。

Fig 3 は前報⁵⁾のデータも含めて整理した W_{fc} 対 N_c 関係を表わしている。同図からわかるように, 一般構造

Fig 3 Relations between fatigue toughness and crack initiation life at room temperature

Fig 4 Relations between fatigue toughness and failure life at room temperature and 288°C

用鋼である SM 41 A, SM 50 A, HT 60, SFV 3 鋼に対するテータはすべて, ほぼ 1 本の直線で表わされることが見做すことができる。これらのテータを最小自乗法により直線回帰すると次式 (図中の実線) が得られる。

$$W_{fc} = 127 N_c^{0.289} \quad (4)$$

一方 N_f 基準で W_f を整理した Fig 4 によれば, 各データは 3 つのグループに分類できる。すなわち

- (i) 室温における一般構造用鋼 (ステンレス鋼を除く) 群,
- (ii) 室温におけるオーステナイト系ステンレス鋼,
- (iii) 高温 288°C におけるオーステナイト系ステンレス鋼群

Fig 4 のデータをこれら 3 つのグループに分類し, 各々最小自乗法を用いて直線回帰した結果以下のような式を得た。

$$W_{ff} = 214 N_f^{0.264} \text{ for SM 41 A, SFV 3 at R. T.} \quad (5)$$

$$W_{ff} = 213 N_f^{0.323} \text{ for SUS 316 at R. T.} \quad (6)$$

$$W_{ff} = 109 N_f^{0.329} \text{ for SUS 304, SUS 316 at } 288^\circ\text{C} \quad (7)$$

したがって本研究においては (4)~(7) 式を基本として後述する疲労寿命の予測を行うことにする。

3.3 ヒステリシスループ形状

本研究では前報⁵⁾と同様 X-Y レコーダーによって記

Fig 5 Cyclic characteristics of a_0 at room temperature

録された各ヒステリシスループの周上の座標（1個につき約160点）をディジタイザーを用いて読み取り、これを真応力と対数歪に換算した。一つのヒステリシスループを上昇枝曲線と下降枝曲線とに分け（詳細は前報⁵⁾参照）、両者について $\sinh$ 式¹²⁾ならびに n 乗硬化特性式の当てはめを行った。すなわち

$$\epsilon = \sigma/E + \epsilon_0 \sinh(\sigma/\sigma_0) \quad (8)$$

$$\epsilon = \sigma/E + a_0(\sigma/E)^{1/n} \quad (9)$$

なお(9)式の右辺第二項（塑性歪成分に対応）は、定数 a_0 の無次元化を図るため真応力 σ をヤング係数 E で除してある。(8), (9)式の各定数 ϵ_0 , σ_0 , a_0 そして $1/n$ は前報⁵⁾で明らかにしたように繰返し数 N および制御歪振幅 ϵ_{ta} に従って変化する。本解析データ中 ϵ_0 , σ_0 そして $1/n$ について前報と同様の整理を行ったところ、やはり同様な傾向が得られた。一方、前報第(7)式の右辺の定数 a と本報第(9)式の定数 a_0 は次式のような関係にある。

$$a_0 = a E^{1/n} \quad (10)$$

$1/n$ か N の増加に伴って減少するため、Fig 5 からわかるように a_0 は N の増加と共に減少する傾向にある。

さてヒステリシスエネルギーに基づいて疲労寿命の予測を行う際には(8), (9)式中の定数間を、ある関数で関係付けておく必要があり、前報では(9)式の a_0 と $1/n$ との間についてのみ良好な相関関係を見出すことができた。本解析データに対し ϵ_0 と σ_0 , a_0 と $1/n$ との間の相関関係を調べてみたが、やはり a_0 と $1/n$ との間には Fig 6 に示すように片対数座標上で直線関係を得ることかできた。同図には前報のデータも併せてプロット（総計1,336個）してあるが、材料および温度の違いに拘らず一つの分散帯で表わすことかできる。これらのデータを最小自乗法を用いて直線回帰し次式を得た。

$$\log a_0 = 2.406(1/n) - 1.828 \quad (11)$$

Fig 6 Relation between a_0 and $1/n$

したかつて本研究では、ヒステリシスエネルギーに基づいた疲労寿命の予測を行う際に(9), (11)式を採用することにする。

4 ヒステリシスエネルギーに基づいた寿命推定

著者らは3.2節で疲労靱性 W_f か $\Delta W_s \times N_c(N_f)$ で評価できることを明らかにした。したかつてある歪振幅 ϵ_{ta} により、疲労破壊まで材料に蓄えられるヒステリシスエネルギー W_f を得るためには ΔW_s を求めればよい。前報⁵⁾で著者らは(9)式の定数 a_0 を繰返し数 N と歪振幅 ϵ_{ta} の関数と置いたが、 ΔW_s を求めるには定常状態、例えば $N_c/2(N_f/2)$ 近傍における(9)式の定数 a_0 と歪振幅 ϵ_{ta} との間をある関数で結んでおけばよい。本解析データに前報のデータも合わせ a_0 と ϵ_{ta} を片対数座標上にプロットしたところ、両者の間に直線関係を見出した。すなわち

$$\log a_0 = A_1 + A_2 \epsilon_{ta} \quad (12)$$

さらに(12)式中の定数 A_1 , A_2 と各材料の静的引張特性値との相関を求めたところ、定数 A_1 , A_2 を材料の静的破壊延性 ϵ_f と次式のような関係で結ぶことかできた。

$$\log A_1 = 0.102 + 0.546 \epsilon_f \quad (13)$$

$$\log A_2 = 3.831 - 0.521 \epsilon_f \quad (14)$$

したかつて材料の静的引張特性値である ϵ_f , E ならびに ϵ_{ta} から(9), (11)~(14)式を用いて $N_c/2(N_f/2)$ におけるヒステリシスエネルギー ΔW_s を推定することかできる。

N_c を基準にして得られた疲労靱性の予測値 W_{fc} (Est1) と測定値 W_{fc} (Meas) を比較した Fig 7 によれば、SM 41 A' 鋼⁷⁾のデータがやや過小評価となっている他は、各データが $W_{fc}(\text{Est1}) = W_{fc}(\text{Meas})$ を示す45°の直線を中心に、 $W_{fc}(\text{Meas})/W_{fc}(\text{Est1}) = 0.8$

Fig. 7 Comparison between measured and estimated fatigue toughnesses based on N_c

Fig. 8 Comparison between measured and estimated fatigue toughnesses based on N_f

～1.4 の範囲に収まっている。なおこれらの比の算術平均は 1.06 である。

N_f を基準にして得られた疲労靱性の予測値 W_{ff} (Esti.) と測定値 W_{ff} (Meas.) を比較した Fig. 8 によれば, Fig. 7 と同様 SM41A' 鋼⁷⁾ のデータが若干過小評価となっている他は, 45° の直線を中心に各データが W_{ff} (Meas.)/ W_{ff} (Esti.) ≒ 0.8～1.8 の範囲に収まっている。なおこれらの比の算術平均は 1.07 である。

最後に材料の静的引張特性値 ϵ_f , E ならびに制御歪振幅 ϵ_{ta} を (9), (11)～(14) 式に代入して得られるヒステリシスエネルギー ΔW_s を用い, Figs. 3, 4 を基準にして疲労寿命の予測を行った。疲労寿命予測の手順を流れ図にして Fig. 9 に示す。

$$A_1 = 10^{(0.102 + 0.546 \epsilon_f)} \quad (1)$$

$$A_2 = 10^{(3.831 - 0.521 \epsilon_f)} \quad (2)$$

$$a_s = 10^{(A_1 + A_2 \epsilon_{ta})} \quad (3)$$

$$1/n = (\log a_s + 1.828)/2.406 \quad (4)$$

$$\epsilon = \sigma/E + a_f(\sigma/E)^{1/n} \quad (5)$$

$$\Delta W_s = \oint \epsilon d\sigma = 4 \frac{(1-n)}{(1+n)} \sigma_a \epsilon_{pa} \quad (6)$$

$$W_{fc} = B_1 \cdot N_c^{B_2} \quad (7)$$

$$W_{ff} = K_1 \cdot N_f^{K_2} \quad (8)$$

Materials	Temp.	N_c -Basis		N_f -Basis	
		B_1	B_2	K_1	K_2
SM41A, SM50A HT60, SFVV3	R.T.	127	0.289	214	0.264
SUS304, 316	—	—	—	213	0.323
—	288°C	—	—	109	0.334
SM41A, SM50A HT60, SFVV3 SUS304, 316	R.T. 288°C	—	—	193	0.286

Fig. 9 Flow diagram for estimation of fatigue life

疲労試験により得られた疲労亀裂発生寿命 N_c (Exp.) を縦軸に, Fig. 9 に従って得られた予測疲労亀裂発生寿命 N_c (Esti.) を横軸にとって示した図が Fig. 10 であ

Fig. 10 Comparison between experimental and estimated crack initiation lives

Fig. 11 Comparison between experimental and estimated failure lives

る。同図からわかるように全データはほぼ $N_c(\text{Exp.}) = N_c(\text{Esti.})$ を表わす 45° の直線のまわりに位置しており良好な予測寿命を与えている。なお $N_c(\text{Exp.})/N_c(\text{Esti.})$ は約 0.5~1.7 の範囲に収まっており、これらの比の算術平均は 0.95 である。

一方 N_f 基準で同様な比較を行った Fig. 11 によれば、SM 41 A' 鋼の $N_f(\text{Exp.}) < 10^3$ におけるデータならびに SUS 316 鋼 (288°C) の $N_f(\text{Exp.}) \approx 1.4 \times 10^5$ のデータが若干非安全側に位置している他は 45° の直線のまわりに各データが位置しており、本手法はおおむね良好な予測寿命を与えている。なお $N_f(\text{Exp.})/N_f(\text{Esti.})$ は約 0.4~1.8 の範囲に収まっており、これらの比の算術平均は 0.98 である。

より現実的な疲労設計という立場に立って考えると、 W_{ff} 対 N_f 関係を 1 本の曲線で与えた方がよい。よって Fig. 4 のデータすべてについて最小自乗法を適用し、1 本の回帰曲線を求め同曲線を基本として疲労寿命の予測を行った。同曲線による寿命予測は SUS 316 鋼 (室

温) のデータに対し過度に安全な評価を与えるが、 $N_f(\text{Exp.})/N_f(\text{Esti.})$ は全データに対し約 0.4~2.5 の範囲に収まった。

今後の問題としては、Fig. 3 の W_{fc} 対 N_c 関係図にオーステナイト系ステンレス鋼のデータが無く、低炭素鋼およびオーステナイト系ステンレス鋼の W_{fc} - N_c 曲線が合致する証左が無いため、室温ならびに高温における N_c 基準のデータの蓄積が必要である。一方 Fig. 4 では W_{ff} - N_f 曲線を原理的には室温と高温とで異なるものとして別々に与えたが、なお今後のデータの蓄積を要する。

5 結 論

本論文では軟鋼 SM 41 A, 原子炉圧力容器用 SFVV 3 鋼そしてオーステナイト系ステンレス鋼 SUS 304, 原子力用 316 鋼の室温または高温における定歪振幅疲労試験より得られたヒステリシスループを解析し、室温ならびに高温における各種鋼材の繰返し硬化ならびに繰返し軟化特性、ヒステリシスループの形状とヒステリシスエネルギーの繰返しに伴う変化等を、前報で解析したデータと併せ比較検討した。そしてさらに n 乗硬化特性式に基づいた N_c および N_f 基準両者に対する疲労寿命予測法を提案した。本研究において得られた主な結論は次の通りである。

(1) オーステナイト系ステンレス鋼 SUS 304, 原子力用 316 鋼の 288°C における真応力振幅 σ_a は繰返しの初期に急増し、50 サイクル前後で極大値を取り以後繰返しに伴って漸減する。なおこのような傾向は制御歪振幅 ϵ_{ta} が大きい程顕著であるが、一方制御歪振幅の小さい領域では殆ど認められない。

(2) 疲労亀裂発生寿命 N_c または疲労破壊寿命 N_f に至るまで材料に蓄積されるヒステリシスエネルギーの総和すなわち疲労靱性 W_f は、 $N_c/2$ または $N_f/2$ におけるヒステリシスエネルギー ΔW_s に N_c または N_f を乗じて評価できる。

(3) N_c 基準による疲労靱性 W_{fc} - N_c 曲線は、 N_f 基準による疲労靱性 W_{ff} - N_f 曲線に必ずしも合致しない。なお W_{ff} - N_f 曲線は W_{fc} - N_c 曲線の上方に位置する。したがって一般に疲労靱性は W_{fc} と W_{ff} とに分けて評価しなければならない。

(4) 288°C において、1 サイクル当りのヒステリシスエネルギー ΔW_i と $(\epsilon_{PR} \cdot \sigma_R)_i$ との比は繰返し数 N の増加と共に漸減する傾向にあるが、 ϵ_{ta} に対する依存性は殆ど認められない。一方室温では $\Delta W_i / (\epsilon_{PR} \cdot \sigma_R)_i = 0.253 \log(\epsilon_{ta}) + 1.329$ と表示できる。なおここに $\Delta w_i / (\epsilon_{PR} \cdot \sigma_R)_i$ は $\Delta W_i / (\epsilon_{PR} \cdot \sigma_R)_i$ の繰返し数に対する積分平均値である。

(5) ヒステリシスループ形状の近似式としての n 乗硬化特性式, $\epsilon = \sigma/E + a_0(\sigma/E)^{1/n}$ における定数 a_0 および $1/n$ は材料, 試験温度, 制御歪振幅 ϵ_{ia} に拘らず片対数座標上で次式で示されるような直線関係を有する
 $\log a_0 = 2.406(1/n) - 1.828$

(6) 材料の静破壊延性 ϵ_f および弾性係数 E から n 乗硬化特性式, $W_f, a_0, 1/n$ を用いて N_c または N_f を予測する疲労寿命予測法を提案した。疲労試験寿命と本手法による予測寿命との比の本解析データに対する算術平均は, N_c 基準で 0.95, N_f 基準で 0.98 であった。なおより実際の疲労設計を行うという観点から, $W_{ff} - N_f$ 関係を室温および高温, 低炭素鋼およびオーステナイト系ステンレス鋼に対し 1 本の曲線で与え, 同曲線に基づいて寿命予測を行った。その結果 $N_f(\text{Exp.})$ と $N_f(\text{Esti.})$ との比は約 0.4~2.5 の範囲に収まり, 同比の算術平均は 1.0 となった。

謝 辞

本研究で解析したヒステリシスループデータの多くは, 日本原子力研究所より委託された日本溶接協会の FRC-79 小委員会にて疲労試験を分担された研究者らによって提供されたものである。ここにこれらのデータを出され, また同データの引用を快諾して下さった委員の方々, および日本原子力研究所の方々に謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- Halford, G. R.: The Energy Required for Fatigue, J. Materials, Vol.1, No.1, Mar. (1966), 3/8.
- 田中道七, 服部修次: 疲労過程における履歴エネルギーと試験片温度上昇の関係, 材料, 26-283 (1977), 319/321.
- Osgood, W. R.: Stress-Strain Formulas, J. Aero. Sci., 13-45 (1946), 45/48
- 河本 実, 並木宏徳, 堂前雅夫: 硬鋼の繰返し応力-ひずみ関係およびヒステリシスループ形状に及ぼすひずみ履歴の影響, 材料, 24-259 (1975), 301/307.
- 飯田國廣, 小沢継太郎, 永井英晴, 洪 性祚: 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.
- 原子炉構造物の強度安全性評価法の合理化に関する研究, 日本溶接協会報告, JWES-AE-8103 (1981).
- 垣見 健: 歪制御低サイクル疲労寿命に及ぼす歪比および過大歪の影響, 東京大学修士論文.
- 金沢健二, 山口弘二, 小林一夫: 耐熱鋼 SUH 660 鋼の低サイクル疲労特性の温度, ひずみ速度依存性, 材料, 30-336 (1981), 922/929.
- Xie, J. and Zhou, R.: High Temperature Low-Cycle Fatigue Behavior of Two Turbine-Disc Alloys, Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol.2 (1980), 423/427.
- 平川賢爾, 時政勝行, 外山和男: オーステナイト系ステンレス鋼 SUS 321 の低サイクル疲労挙動に及ぼす温度, ひずみ速度の影響, 材料, 27-301 (1978), 948/955.
- 田中道七, 広瀬 稔: 低炭素鋼の疲れ降伏遅れと履歴現象について, 日本機械学会論文集, 38-310 (1972), 1133/1141.
- Stowell, E. Z.: A Study of the Energy Criterion for Fatigue, Nuclear Engineering and Design, 3 (1960), 32/40.
- Martin, D. E.: An Energy Criterion for Low Cycle Fatigue, J. Basic Engineering, Dec. (1961), 565/571.