p 分布荷重による累積疲労被害 (第二報)

——低・高サイクル寿命域疲労に対する改良モデル——

正員 飯 田 國 廣* 正員 洪 性 祚**

Cumulative Fatigue Damage by Block Loading with p -Distribution (2nd Report)

——A Revised Model Applicable to Stromeier's Expression——

by Kunihiro Iida, Member Sungjo Hong, Member

Summary

In view of non-conservative prediction of cumulative fatigue life calculated by Miner's and Haibach's methods, the authors proposed in a previous paper a new model providing better and conservative prediction, although it was limited in application to only the bi-linear fatigue diagram in high cycle fatigue regime. If a fatigue diagram will be required to be expressed for a wide range of fatigue life from very low cycle to high cycle regimes, it is a convenient way to express the diagram by Stromeier's expression.

The previously proposed model is developed in the present paper so as to be applicable to Stromeier's as well as bi-linear expressions of a basic fatigue diagram in undamaged condition. The newly proposed model in this paper is based on a concept consisting of two assumptions; (i) Fatigue damage will be accumulated as a power function of cycle ratio, and (ii) Fatigue strength at infinite fatigue life or at 10^7 cycles will decrease functionally according as accumulation of fatigue damage.

記 号

- p : 応力振幅または歪振幅の頻度分布係数
- S_{ai} : 任意の i レベルにおける応力振幅 (MPa)
- ϵ_{ai} : 任意の i レベルにおける歪振幅
- $\bar{S}_a$: 1 ブロック中の応力振幅の最高値 (MPa)
- $\bar{\epsilon}_a$: 1 ブロック中の歪振幅の最高値
- ϵ_{e0} : 非損傷材に対する Stromeier 式中の 仮想疲労限
- ϵ_{eD} : 損傷材に対する Stromeier 式中の 仮想疲労限, 必要なときは D の数値を括弧に入れて示す, $\epsilon_{eD}(D)$
- ϵ_a^* : 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歪振幅の値
- N : 疲労寿命
- N_j : 第 j ステップでの歪振幅 ϵ_{aj} または 応力振幅 S_{aj} による疲労寿命 (N_{ej} または N_{fj})
- N_c : 亀裂発生寿命
- N_f : 試験片の破断寿命, 上限荷重が定常状態の 75% に低下するまでの寿命で定義した。

N_{pr} : 推定疲労寿命

n_j : 第 j ステップでの繰返し数

c_j : 第 j ステップのサイクル比, $c_j = n_j / N_j$

γ_p : 1 ブロック中の各歪または応力ステップに対するサイクル比の和, $\gamma_p = \sum_{i=1}^8 c_i$

D : 累積疲労損傷

D_j : 第 j ステップまでの繰返しによる累積疲労損傷

m_i : 一定荷重下での歪振幅 ϵ_{ai} または 応力振幅 S_{ai} による損傷曲線を表わす指数, $D = (c)^{m_i}$

1 ま え が き

ランダム荷重が加わる構造要素の疲労強度を評価するために, ランダム荷重の性状に応じたブロック荷重を加えて試験する方法があるが, この際問題とされるのは代替となるブロック荷重における各ステップの応力振幅の大きさとこれを加える回数の組合せ, すなわちブロック形状である。1970 年頃西独の Haibach は各種構造物について実測したランダム荷重を分析していわゆる p 分布ブロック形状を提案し, 併せて実測したランダム荷重および p 分布ブロック荷重による疲労試験を実施し, 両者の間に良好な相関性を与える累積疲労被害評価法を提示した¹⁾。その後特に欧州においては, 新種の鋼材や溶接

* 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

法による各種溶接継手に関し、 p をパラメータとする p 分布ブロック荷重試験が広く実施され、また p 分布の考え方は構造部材の疲労荷重負担率の分類に有用であるとの見解から西独のクレーン構造規格 (DIN 15018) にも採用されている。

一方、著者ら^{2),3)} はこれまで SM 41 A 鋼および SM 50 B 鋼を供試材とする 両振り曲げ高サイクル疲労により p をパラメータとする p 分布ブロック荷重疲労試験を実施し、累積疲労を受けた場合の疲労寿命予測に関して、Miner, Haibach, ならびに修正 Miner の方法いずれもが必ずしも安全側の予測寿命を与えないことを明らかにするとともに、安全側の予測寿命を与えるようなより良好な累積疲労被害モデルを提案し、かつ修正を行ってきた。

さて、以上述べたことはすべて疲労寿命が 10^3 サイクル以上の高サイクル疲労に関することである。しかし、すでに 14 年を経た ASME の B & PV Code Sec. III や、定められてからほぼ 10 年を経過し、そして現在海洋構造物の疲労設計線図として良く用いられている AWS の溶接構造規格 Sec. 10 に含まれている疲労設計線図が、前者においては 10 から 10^6 の、また後者においては 10^2 から 10^7 の疲労寿命域にわたって与えられていることから自明のように、今や構造要素の疲労設計線図は単に低サイクル疲労域、あるいは単に高サイクル疲労域に対して与えられるべきものではなく、低サイクル域から高サイクル域に及ぶ広範囲の寿命域にわたって連続して与えられるべきものとなっている。そしてこのような疲労線図は低サイクル域では歪制御疲労データに、また高サイクル域では荷重制御疲労データに基づいている。

一方、諸種の疲労設計規格では、例外なく累積疲労被害の評価は Miner の方法によっているが、著者らのを含め多数の研究によって Miner 法が非安全側の予測寿命を与える場合の多いことが明らかになっている以上、これに代りしかも低・高サイクル全域にわたって良好かつ安全側の予測寿命を与える累積疲労被害予測法を得ることは重要なテーマであろう。

著者が研究を分担した日本溶接協会の FRC 委員会(軽水炉構造の疲労強度研究)により、原子炉構造鋼材である SFV 3 鋼を供試材として低・高サイクル域における p 分布歪制御ブロック形状の累積疲労被害の試験が $4 \times 10^2 \sim 10^6$ サイクルにわたって行われたが、その報告書は時間の制約上データの記述を主眼とし、深い考察は行われておらず、一般性のある累積疲労被害予測法の検討はなされなかった。そこで著者は FRC 委員会が出したデータを再検討し、かつ前報³⁾ で提案した方法を発展させて、低・高サイクル疲労寿命域全域にわたって

適用可能なモデルを考え、これを FRC 委員会のデータならびに前報^{2),3)} のデータに適用してモデルの妥当性を確かめた。

2 累積疲労被害評価モデルの提案

2.1 p 分布ブロック形状の相違による寿命の変化

一般に疲労寿命が 2 桁ないし 3 桁にわたる疲労強度線図は両対数表示で直線、すなわち指数表示されることが多いが、歪制御疲労で得られる $10 \sim 10^4$ サイクル寿命でのデータならびに荷重制御疲労で得られる $10^4 \sim 10^7$ サイクル寿命でのデータを包含して、 $10 \sim 10^7$ サイクルにわたる疲労強度と寿命との関係を数式表示する際には、Stromeyer が高サイクル疲労強度線図の表示式として 1914 年に提案した式の応力項を歪に置き換えた次式が広く用いられる。

$$\varepsilon_a = A \cdot N^{-K} + \varepsilon_{e0} \quad (1)$$

すなわち原式の S_{e0} (無限サイクル寿命での疲労限) の代りに S_{e0}/E と見なされる定数 ε_{e0} を、また低サイクル疲労域にあつては公称応力振幅 S_a の代りに歪制御疲労における制御値である歪振幅 ε_a 、ならびに高サイクル疲労域にあつては S_a/E としての ε_a を代入した式であるが、以下本論文では (1) 式の形式の表示式、あるいは N を陽関数とした式を Stromeyer 式と呼ぶ。

単に高サイクル疲労域のみならず歪制御低サイクル疲労域での疲労も含む累積疲労に関する累積疲労被害モデル、ないしはこのような累積疲労を受ける材料の寿命予測は無被害材に対する Stromeyer 式を基本とすることにする。

さて Haibach¹⁾ が提案した p 分布ブロック形状と p をパラメータとしたときの $\varepsilon-N$ (または $S-N$) 線図を Fig. 1 に例示する。狭寿命域での荷重制御による 2 直線近似の $S-N$ 基本線図の場合は破線で示してある。 ε_a (狭寿命域荷重制御では $\bar{S}_a$) は 8 ステップから成る任意のブロック中での歪 (または応力) 振幅の最大値であり図では第 1 ステップでの振幅値である。1 から 8 までのステップの歪 (または応力) 振幅は ε_{a1} (または S_{a1}) と表示する。左図において $p=0$ の曲線は正規分布に従う振幅の頻度分布であり、これを ε_{a1} (または S_{a1}) $\times n_1$ 回のステップ 8 つに置き換える。この際 S_{a1} と n_1 の組合せ方は一定の法則¹⁾⁻³⁾ 則に従う。 $p=0.5$ は $p=0$ のブロック形状の変形であり、 $p=1$ は定振幅疲労を意味する。横軸は累積繰返し数 $\sum_i n_i$ の対数で、同図の場合は 1×10^6 を 1 ブロックの累積繰返し数としている。例えば、 $p=0.5$, ε_{a1} のブロックを g 回繰返し、さらに $g+1$ 回目のブロックにおいてステップ 1 で n_1 回、ステップ 2 で n_2 回、それにステップ 3 で半端な繰返し数 r_3 回で肉眼亀裂発生または破断したとすれば、このときの

Fig.1 Examples of p -distribution block shape and fatigue strength curves as a function of parameter p

寿命 (累積繰返し数) は $g \times 10^6 + n_1 + n_2 + r_3 \equiv N_r$ となる。同一の $\sum_i n_i$ では $p=1$ に比べて $p=0.5$ の方が疲労被害が少ないから N_r は当然 N_1 より長くなる。この N_r を $p=1$ に対する疲労強度線図から精度良く予測することが本論文の命題である。

2.2 疲労損傷進行過程の評価

前報³⁾と同様に、 ϵ_{ai} の定振幅疲労による疲労損傷 D_i は ϵ_{ai} でのサイクル比 c_i の m 乗則で進行すると仮定する。この考え方は本質的には Marco⁴⁾、Hashin⁵⁾、Manson⁶⁾ が仮定した概念と同様である。すなわち

$$D_i = (c_i)^{m_i} \quad (2)$$

いま、一定振幅 ϵ_{ai} (または S_{ai}) の負荷による損傷が進行して肉眼亀裂発生寿命 N_c あるいは破断寿命 N_f に至る場合、指数 m を次のような関数と考える。

$$m = f(\epsilon_{ai} \text{ または } S_{ai}, M, H, EV, NE) \quad (3)$$

ここに M : 材料固有の定数, H : 繰返し速度, EV : 環境効果, NE : 切欠効果である。材料が同一で、繰返し速度の影響が無視し得る範囲内、同一環境中、切欠の形状係数が同一という条件の下で定歪振幅もしくは定応力振幅疲労試験を行ったとすると m は ϵ_{ai} (または S_{ai}) のみの関数となる。Marco⁴⁾ は高サイクル疲労に関して同様な概念を提唱し、応力振幅 S_a と指数 m との関係は、 $S_{a1} > S_{a2}$ のとき $m_1 < m_2$ であるべきであると、また Manson⁶⁾ は指数 m を破断寿命 N_f の関数とおき $N_{f2} > N_{f1}$ のとき $m_1 < m_2$ であるとした。さらに Hashin⁵⁾ も同様な指数型の損傷則を提案しており、その指数 m を S_a/S_0 または N/N_e の関数とおいている。なお、ここに S_0 は引張強さに近い値、一方、 N_e は Fig. 1(b) に示す寿命である。そこで、本論文において

も ϵ_{ai} が小さいほど m が大きいという概念をとることにする。従来の2段2重高サイクル疲労試験を扱った多くの論文により、応力振幅を高から低に下げる Hi-Lo の場合にはサイクル比の和が1より小さくなり、逆に Lo-Hi の場合にはサイクル比の和が1より大という事実もあるが、この挙動は上述の概念、すなわち S_a が小さくなるに従って(2)式の m が大きくなるという概念から容易に説明できる。

さて、歪制御疲労では歪振幅の大小によって真応力振幅が増加あるいは減少するいわゆる繰返し硬化・軟化現象が生ずることは良く知られているし、また荷重制御疲労ではこの逆に歪振幅が変化する。換言すればいずれの場合も振幅値の大小により繰返しに伴ってヒステリシスエネルギーが変化する。そこでヒステリシスエネルギーもまた疲労損傷の蓄積に対して何らかの寄与をすることを考えるのが妥当であろう。この考え方に立ち、歪制御疲労では、前報⁷⁾で明らかにした遷移歪振幅 ϵ_a^* (繰返し硬化も軟化も示さない歪振幅)、一方、荷重制御疲労では制御値が公称応力であることを考慮して ϵ_a^* に対する公称応力 S_a^* を基準値と考え、 m は次式のように $\epsilon_a^*/\epsilon_{ai}$ あるいは S_a^*/S_{ai} を変数とする関数とおいた。

$$\left. \begin{aligned} m_i &= g(\epsilon_a^*/\epsilon_{ai}) \text{ [歪制御]}, \\ m_i &= h(S_a^*/S_{ai}) \text{ [荷重制御]} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

(4)式の ϵ_a^* ならびに S_a^* を求めるためには材料の静的および繰返し応力-歪関係つまり、繰返し硬化、軟化特性がわかっていなければならない。そして、このためには数本の静的引張試験ならびに疲労試験を行わなければならないが、一方 S_a^* の値を静的ならびに繰返し応力-歪関係が得られている8種類の鋼材 (引張強さ=437

～794 MPa) について調べたところ、 S_a^* と材料の降伏応力 S_y との間におおよそ次のような関係を見出した。

$$S_a^* \approx 1.05 S_y \quad (5)$$

(5) 式の係数は 1 に近いので、実用的には S_a^* を S_y において差しつかえないであろう。一方 ϵ_a^* については材料の引張強さ S_u (MPa) との間に次式のような関係⁷⁾ が導かれているから、歪制御データがない場合は引張強さ S_u (MPa) から近似的に ϵ_a^* を求め得る。

$$\log \epsilon_a^* = 0.00487 \cdot S_u - 4.544 \quad (6)$$

次に問題となるのは (4) 式の関数形である。ヒステリシスループエネルギーの繰返し特性を扱った前報⁷⁾ のデータを再検討したところ繰返し硬化あるいは軟化によるループエネルギーの変化量は大略 $\epsilon_a^*/\epsilon_{at}$ の 0.3 乗則に従っていることを見出した。またデータ数が少なく定説的にいえないが、一応本論文では仮説的に m_i を $\epsilon_a^*/\epsilon_{at}$ の 0.3 乗とおくことにし、荷重制御についてもこれにならうことにした。すなわち上述の簡単化を含めて m_i は次式となる。

$$m_i = (\epsilon_a^*/\epsilon_{at})^{0.3} \text{ または } m_i = (S_y/S_{at})^{0.3} \quad (7)$$

さて、これまで議論してきたことは、一定歪振幅または一定応力振幅の下での疲労損傷の進行に対する評価であったが、もっと一般的な場合、すなわち変動振幅下での疲労過程について考えることにする。例えば 4 段の歪振幅によって N_c または N_f に至った場合の損傷の進行について Fig. 2 に例示する。まず第 1 ステップの歪振幅 ϵ_{a1} でサイクル比 c_1 だけ負荷したとすると、損傷は a 点から始まり ϵ_{a1} に対する損傷曲線 ((2) 式の指数は m_1) 上の c_1 に対応する点 b まで進行し、 D_1 だけ損傷が蓄積される。なお D_1 は次式で計算される。

$$D_1 = (c_1)^{m_1} \quad (8)$$

次に、第 2 ステップの歪振幅 ϵ_{a2} でサイクル比 c_2 を負

荷すると、それまで D_1 という損傷が蓄積されているので、 ϵ_{a2} による損傷は同歪振幅に対する損傷曲線上の D_1 に対応する c 点から始まり c_2 だけサイクル比が増加した点 d に至る。そして第 2 ステップまでの累積損傷 D_2 は同図から次のように計算される。

$$D_2 = (c_2' + c_2)^{m_2} \quad (9)$$

ここに、 c_2' は点 c に対する横軸上の座標値。また、

$$(c_2')^{m_2} = D_1, \quad c_2' = (D_1)^{1/m_2} = (c_1)^{m_1/m_2}$$

$$\therefore D_2 = ((c_1)^{m_1/m_2} + c_2)^{m_2} \quad (10)$$

さらに、第 3 ステップの歪振幅 ϵ_{a3} でサイクル比 c_3 を負荷したとすれば、第 2 ステップにおける取扱いと同様に ϵ_{a3} による損傷は歪振幅 ϵ_{a3} に対する損傷曲線上の e 点から始まり f 点に至る。第 3 ステップまでの累積損傷 D_3 は (9), (10) 式と同様にして

$$D_3 = (c_3' + c_3)^{m_3} \quad (11)$$

$$\therefore D_3 = (((c_1)^{m_1/m_2} + c_2)^{m_2/m_3} + c_3)^{m_3} \quad (12)$$

で与えられる。最後に第 4 ステップの歪振幅 ϵ_{a4} でサイクル比 c_4 を負荷した後に疲労破壊したとすると、

$$D_4 = 1 \quad (13)$$

また、第 4 ステップで疲労破壊するに至らなかった場合の累積損傷 D_4 は (10), (12) 式を導いたようにして

$$D_4 = (((((c_1)^{m_1/m_2} + c_2)^{m_2/m_3} + c_3)^{m_3/m_4} + c_4)^{m_4} \quad (14)$$

で与えられる。なお第 4 ステップの途中で疲労破壊した場合、疲労破壊に要する第 4 ステップのサイクル比 c_{4r} は次式で与えられる。

$$c_{4r} = 1 - c_4' = 1 - (((c_1)^{m_1/m_2} + c_2)^{m_2/m_3} + c_3)^{m_3/m_4} \quad (15)$$

(14), (15) 式を一般表示すると、第 j ステップまでの累積損傷 D_j は

$$D_j = (c_j' + c_j)^{m_j} \quad (16)$$

$$\therefore D_j = (((\dots((c_1)^{m_1/m_2} + c_2)^{m_2/m_3} + \dots + c_{j-1})^{m_{j-1}/m_j} + c_j)^{m_j} \quad (17)$$

また、第 j ステップで疲労破壊した際の残存サイクル比 c_{jr} は、

$$c_{jr} = 1 - (((\dots((c_1)^{m_1/m_2} + c_2)^{m_2/m_3} + \dots + c_{j-1})^{m_{j-1}/m_j} \quad (18)$$

で与えられ、残存サイクル数 n_{jr} は

$$n_{jr} = c_{jr} \cdot N_j \quad (19)$$

である。したがって疲労破壊は

$$D_j = 1 \quad (20)$$

で生じ、疲労破壊に至る繰返し数の総和、つまり疲労寿命の予測値、 N_{pr} は各ステップの繰返し数を n_i ($i=1 \sim j$) とすると

$$N_{pr} = \sum_{i=1}^{j-1} n_i + n_{jr} \quad (21)$$

と算出される。第 j ステップまでの累積損傷量を与える

Fig. 2 Accumulation process of fatigue damage due to cycle ratio

(16) 式は、第 j ステップでのサイクル比 c_j に、 $j-1$ ステップまでの累積サイクル比ならびに荷重負荷順序を考慮に入れた c_j' を加えた変換サイクル比 ($=c_j'+c_j$) を用いて疲労損傷の評価を与えている。因に、

$$c_j' = (\dots((c_1)^{m_1/m_2} + c_2)^{m_2/m_3} + \dots c_{j-1})^{m_{j-1}/m_j} \quad (22)$$

2.3 疲労限以下の負荷サイクルに対する評価

いま全く疲労損傷を受けていないときの基本疲労強度曲線を次式のように Strome-
yer 式で表示する。

$$N = A_1 \cdot (\epsilon - \epsilon_{e0})^{-K_1} \quad (23)$$

ここに A_1 および ϵ_{e0} は定数。 ϵ_{e0} を超える振幅により疲労損傷が与えられ、その損傷量 D に応じて ϵ_{e0} が低下すると考えると、(23) 式中の仮想疲労限 ϵ_{e0} を非損傷材の疲労限に対応させ、 D だけ損傷を受けた後の疲労限を ϵ_{eD} と表わすことができる。本研究では、 ϵ_{eD} と ϵ_{e0} の関係を Haibach 流¹⁾ に次式のように仮定した。

$$\epsilon_{eD} = \epsilon_{e0}(1-D)^{1/\gamma_p} \quad (24)$$

ここに γ_p はブロック形状を表わすパラメータ p と $\bar{S}_a$ との関数で次式で与えられる。

$$\gamma_p = \sum_{j=1}^8 c_j \quad (25)$$

よってある損傷量 D によって疲労限が低下した際の基本疲労強度曲線は (23) 式中の ϵ_{e0} を ϵ_{eD} に置き換えて表わされる。

$$N = A_1 \cdot (\epsilon - \epsilon_{eD})^{-K_1} \quad (26)$$

(26) 式の疲労強度曲線は Fig. 3 のように、損傷 D によって変化する。

結局、疲労のごく初期は ϵ_{e0} を超える振幅によって損傷が与えられることにより ϵ_{e0} が逐次低下し始め、それまでに与えられた損傷量 D に応じて ϵ_{eD} は低下する。例えば図中 $D=0.8$ の曲線と $\epsilon_{eD}(0.8)$ はそれまでに与えられた $D=0.8$ の損傷量によって $D=0$ の $\epsilon-N$ 線図と ϵ_{e0} が仮想的にそこまで低下したことを意味し、換言すれば残存寿命の予測に当ってはこの線を基準としてサイクル比や残存許容損傷量を計算する。同図は $\gamma_p=1$ の場合を例示しているが (式 (24))、 $\gamma_p \geq 1$ に対応する仮想的な $\epsilon-N$ 曲線は特に高サイクル側で上下する。

一方、基本疲労強度曲線が 2 直線で表示される場合には、Fig. 4 に示すようにまず基本線図は次式で与えられ、そして非損傷材疲労限 S_{e0} が存在すると考える。

Fig. 3 $\epsilon-N$ curves for undamaged ($D=0$) and damaged conditions (Strome-
yer's expression)

Fig. 4 $S-N$ curves for undamaged ($D=0$) and damaged conditions (Bi-linear expression)

$$N = A_2 \cdot S^{-K_2} \quad (27)$$

Fig. 3 についての考え方に従って非損傷材の疲労限 S_{e0} 、損傷材の疲労限 S_{eD} を (24) 式の ϵ_{e0} 、 ϵ_{eD} に対応させると

$$S_{eD} = S_{e0}(1-D)^{1/\gamma_p} \quad (28)$$

が得られ、Strome-
yer 式に対する取扱いと同様に、任意の疲労過程においてある損傷 D を受けた後の疲労限 S_{eD} を超えるような応力ステップのみが損傷を与えると考え。損傷に伴う基本 $S-N$ 曲線の変化 (疲労限の低下) の例を図に示す。本図の場合は、例えば $D=0.6$ までの損傷を受けた際の残存許容損傷量の計算に当っては、 $D \rightarrow 1$ と傍記したオリジナルの $S-N$ 線図を $D=0.6$ で示される水平線に結合した 2 直線近似の線図が基本 $S-N$ 曲線となる。

以上のような評価に従って予測疲労寿命は、(17)、(20)、(21)、(24)、(26) 式などから算出されるが、その寿命予測手順を Fig. 5 に示す。

3 解析対象データ

解析対象としたデータは原子炉圧力容器用 SFVV 3 鋼 (0.2% 耐力=445 MPa, 引張強さ=581 MPa, 伸び

Fig. 5 Flow chart for calculation of predicted fatigue life in block loading with p -distribution

＝30.9%，絞り百分率＝75.3％），軟鋼 SM 41 A ならびに 500 MPa 級高張力鋼 SM 50 B の 3 鋼種を母材とする試験片を用いて行われた p 分布ブロック形状による疲労試験データである。なお SM 41 A 鋼については前々報²⁾，SM 50 B 鋼については前報³⁾に，母材の機械的性質，試験片形状および試験データその他について述べてある。一方，SFVV 3 鋼に関する試験方法やデータの詳細は文献 9) に詳述してあるので，ここではその概略を述べるにとどめる。

SFVV 3 鋼を母材とした疲労試験は 2 種類の試験片を用いて行われた。ASTM E 606-77 T に準じた平行部付平滑丸棒試験片（10 mm 径，GL＝12～20 mm）は，主として歪速度が 0.1～2.52 %/sec の三角波による軸方向歪制御試験に用いられた。なお，同試験片を用いて荷重制御で試験されたデータもある。一方，ASTM E 466-76 T に準じた砂時計型丸棒試験片（30 mm 径）はすべて繰返

Table 1 Block loading shape for SFVV 3 steel specimens

Step No. i	$\varepsilon_{a i} / \varepsilon_a$				Strain Cycles Imposed	
	$p=1$	$p=0.75$	$p=0.5$	$p=0.25$	n_i	$\sum n_i$
1	1	1	1	1	1	1
2	1	0.988	0.975	0.963	1	2
3	1	0.963	0.925	0.888	3	5
4	1	0.932	0.863	0.794	27	32
5	1	0.895	0.788	0.682	200	232
6	1	0.857	0.713	0.568	918	1,150
7	1	0.820	0.638	0.456	2,800	3,950
8	1	0.782	0.563	0.344	6,050	10,000

し速度 135～140 Hz の正弦波による軸方向荷重制御試験に用いられた。なお歪制御および荷重制御試験とも，室温大気中， $R=-1$ の試験条件で行われた。

同試験に用いた p 分布ブロック波形は同試験が低サイクル領域を含めて行われたため，2 節で示したブロック波形を，1 ブロックの大きさが 10^8 サイクルから 10^4 サイクルとなるように修正された。荷重負荷順序は荷重漸減型，つまり第 1 ステップから始まり 2→3……→7→8 という順序で負荷し，その後再び第 1 ステップに戻って同様な負荷を試験片が破断する（定常状態の 75% まで上限荷重が低下したときの寿命）まで繰返すという方法である。 p 分布ブロック荷重試験は， $p=0.25, 0.5, 0.75$ の 3 つのシリーズについて行われたが，各ステップの歪

振幅比と繰返し数の関係を Table 1 に示す。

解析データ中，寿命推定の基礎となる $p=1$ のデータつまり定歪振幅疲労試験データおよび Stromeier 式による最適曲線を Fig. 6 の丸と三角印ならびに実線で示す。なお○は歪制御，△は荷重制御試験によるデータである。また同曲線は Stromeier 式の定数項，すなわち

Fig. 6 Basic ε - N curves fitted to experimental fatigue lives for SFVV 3 steel specimens

仮想的な疲労限に相当する項に、 10^5 サイクルにおける疲労強度 ($\epsilon_a = 0.16\%$) を当てはめ、回帰することによって次式のように得られたものである (Fig. 6 の曲線①)。

$$\epsilon_a = 0.463 \cdot N_f^{-0.598} + 0.0016 \quad (29)$$

なお、亀裂発生寿命 N_c と破断寿命 N_f との間には p の値にかかわらず、

$$N_c = 0.50 \cdot N_f^{1.05} \quad (30)$$

という関係が得られており、各頻度分布のデータに対する寿命推定精度については、両者のどちらを基準にとっても大差がなく傾向も変わらないため、SFVV 3 鋼については N_f を基準に寿命予測を行うことにする。

4 解析データに対する提案モデルの適用 と従来の各方法との比較

4.1 Stromeyer 表示式に基づく寿命予測

第2節に提案したモデルのうち低・高サイクル寿命域疲労線図の表示式としての Stromeyer 式に基づくモデルを SFVV 3 鋼の p 分布ブロック疲労試験結果に適用して、本モデルによる推定寿命 N_{pr} と実験により得られた寿命 N_{exp} との相関を検討した結果 Fig. 7 を得た。併せて Miner 法による N_{pr} と N_{exp} との関係も同図に示してある。実験値と Miner の方法による推定寿命は、低寿命側では比較的良く一致しているが、長寿命側特に疲労限以下のステップを含むようなデータ (図中のプライム記号付データ) については極端に非安全側に位置している。それに比べて今回提案した同モデルによる推定寿命と実験値との比は長寿命側で若干小さな (安全過ぎる) 値となっているが、 $N_{exp} \approx 3 \times 10^5$ の点を除いて約 1/5~2 の範囲に収まっており、Miner の方法による長寿命側での非安全性が改善されていることがわかる。

Fig. 7 Relations between predicted and experimental fatigue lives for SFVV 3 steel (right prime data refer to $\epsilon_{at} < \epsilon_{e0}$, i is arbitrary number from 1 to 8)

4.2 ASME Sec. III 流の疲労線図に基づく寿命予測

原子炉圧力容器の構造強度において、現在広く使用されている規格は、ASME の Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III であり、わが国の規格も基本的にはこれに準じている。同規格における疲労設計の基礎となる疲労強度線図は、 10 から 10^6 の寿命範囲について与えられており、 10 サイクル以下の領域については疲労解析を行う必要はなく、また 10^6 サイクル以上の領域については 10^6 サイクルにおける疲労設計曲線から得られる疲労強度をいわば疲労限と考えている。一方、累積疲労被害の評価は単純な Miner の方法によることにしている。

ASME Sec. III の疲労設計手法がひとり原子力のみならず他分野においても、若干変形を加えられたうえで用いられている現状にかんがみ、 $10 \sim 10^6$ サイクルの範囲内のデータしか得られていないと想定して、ASME Sec. III 流の解析を試みしてみる。

まず Fig. 6 について 10^6 サイクルまでのデータを用いて、再び Stromeyer 式を適用すると次式が得られる。

$$\epsilon_a = 0.318 \cdot N_f^{-0.537} + 0.00142 \quad (31)$$

(31) 式による曲線は Fig. 6 の破線 (②) で示される。なお 10^6 サイクルにおける疲労強度をそのまま水平に長寿命側へ延長するのが、累積疲労被害評価に際しての ASME Sec. III の方法である。

一方、 10^5 および 10^6 サイクルにおける疲労強度を結ぶ直線の傾きに基づいて 10^6 サイクル以上の領域での外挿曲線を決定する Halford³⁾ の考えに従って、それを若干修正し、 10^5 サイクル以上の領域について同傾斜を持つ直線で延長したものが図中の 1 点鎖線である。この延長線に基づいて累積被害評価をする方法はいわば修正

Fig. 8 Relations between predicted and experimental fatigue lives for SFVV 3 steel (based on ϵ - N diagram for cycle range of 10 to 10^6 cycles, right prime data refer to $\epsilon_{at} < \epsilon_{e0}$, i is arbitrary number from 1 to 8)

Miner 法に該当するであろう。Fig. 8 に, ASME Sec. III の方法による基本 $\epsilon-N$ 曲線を用いて求めた推定寿命 (Fig. 8 における Miner after Sec. III), Halford 流の外挿による基本 $\epsilon-N$ 曲線に従って得られた推定寿命 (Mod. Halford), そして (31) 式に基づいて本モデルを適用して求めた推定寿命 (Present Model) を比較した。同図からわかるように, ASME Sec. III に従って求めた推定寿命は寿命全般について最も危険側に位置しており, その程度は疲労限以下のステップを含むような長寿命側で著しい (プライム付データ参照)。また Halford 流の外挿法による推定値は, ASME Sec. III によるものと比べ長寿命側での非安全性が若干改善されているものの寿命全般にわたりなお非安全推定となっている。以上 2 つの手法による推定寿命に比べ, 本論文で提案したモデルによる寿命推定は, 前二者による非安全推定をかなり改善しており, 安全側に片寄りすぎている嫌いのあるデータもあるが, 本モデルによる寿命推定は良好といえよう。

4.3 2 直線表示式に基づく寿命予測

以前, 著者の一人は SM 41 A 鋼を用いて荷重制御による p 分布ブロック荷重試験を行った²⁾。同試験データに本モデルを適用した結果を Miner そして Haibach の方法による推定寿命と併せて Fig. 9 に示す。同図からわかるように Miner の方法による寿命推定は長寿命側に疲労限以下のステップを含むようなデータ (プライム記号のついてないデータ) に対し非安全となっており, また Haibach の方法によると非安全推定が若干改善されているが, 同法による寿命推定はまだ良好とはいえない。本モデルによる推定寿命はこの点でさらに改善されており, 若干安全側過ぎる推定となっている 2 点 ($N_{\text{exp}}=1 \times 10^7, 1.15 \times 10^7$) を除けば良好な寿命推定を与えている。

Fig. 9 Relations between predicted and experimental fatigue lives for SM 41 A steel (left prime data refer to $S_{at} > S_{e0}$, i is 1 to 8)

Fig. 10 Relations between predicted and experimental fatigue lives for SM 50 B steel (left prime data refer to $S_{at} > S_{e0}$, i is 1 to 8)

次に同様な比較を, 前報の試験結果³⁾つまり SM 50 B 鋼について行ったものが Fig. 10 である。SM 41 A 鋼に対する推定と同様 Miner の方法による推定寿命は 10^5 サイクル近傍のデータを除いて, すべて非安全側に位置し, Haibach の方法で若干改善されているもののなお不充分である。これら 2 つの推定方法に比べ, 本モデルによる寿命推定により試験データ全般の非安全推定が改善され, 極端に安全側に位置している $N_{\text{exp}}=6.81 \times 10^5$ の点を除いて, 本モデルは良好な寿命推定を与えている。

以上のようにして, 本モデルを SFV 3 鋼, SM 41 A 鋼および SM 50 B 鋼の 3 鋼種について適用した結果, 鋼種の違いにかかわらず良好な寿命推定が得られた。

なお, 前述のように本論文では (7) 式の指数を 0.3 としたが, この値はなお今後のデータ蓄積によって若干変わる値であるかも知れない。参考のためこの指数を仮に 0.5 とした場合, Fig. 7, 8, 9, 10 における Present Model の点がどのように移動するかを調べてみた。その結果, 安全推定側と非安全推定側の極値を通る N_{pr}/N_{exp} の比は, 指数を 0.3 から 0.5 に変えることによりそれぞれ, Fig. 7 では大略 1/5 から大略 1/4 および大略 2 から大略 4 へ, Fig. 8 では 1/8 から 1/4 および 2 から 3 へと変化した, Fig. 9 および Fig. 10 では縦横軸値の関係位置はほとんど変化しなかった。したがって本論文ではむしろ N_{pr}/N_{exp} の分散が安全推定側にかたよっている方が望ましいとの立場をとって (7) 式の指数は, 0.3 のままとした。

5 結 論

(1) 疲労損傷をサイクル比の m 乗で評価した前報のモデルを発展させ, 指数 m を遷移歪振幅または降伏応力

ならびに歪振幅または応力振幅の関数とし、さらに荷重負荷順序および各ステップの大きさを考慮した変換サイクル比で疲労損傷を評価した。そして疲労損傷によって低下する疲労限を逐次基本疲労寿命式に取り入れ、疲労寿命を推定するモデルを提案した。

同モデルは2直線表示のみならず Stromeier 表示による広域疲労寿命線図に適用でき、同モデルにより解析対象データとした SFVV 3 鋼, SM 41 A 鋼 ならびに SM 50 B 鋼の3鋼種に対する良好な疲労寿命推定が示された。

(2) 基本 Stromeier 曲線を ASME Sec. III の手法にならって、 10^6 サイクル以上の高サイクル領域へ水平外挿する方法は、高サイクル域特に疲労限以下の歪ステップを含むデータに対し非安全な寿命推定を与える。また、 $10^5 \sim 10^6$ サイクルの疲労寿命曲線の傾きを用いて同領域への外挿を行う修正 Halford の方法は、ASME Sec. III 流の方法に比べその非安全推定を若干改善してはいるものの、安全側の推定はなお不充分である。

この両者に対し、 10^6 までのデータに基づいて得られた Stromeier 曲線を、本論文で提案した方法によって外挿し、本モデルを適用した結果良好な推定寿命が得られた。

謝 辞

本研究はひとり著者らが得たデータのみならず、FRC-79, FRC-80 委員会において実験を分担された研究者らによって得られたデータを含めて行ったもので、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に謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) E. Haibach : Modifizierte Lineare Schadensakkumulations-Hypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit Fortschreitender Schädigung, LBF, Darmstadt, Tech., Mitt., Nr. 50~70 (1970).
- 2) 飯田國廣, 金子昭久 : p 分布ブロック荷重による累積疲労被害の一検討, 日本造船学会論文集, 第144号 (1975), 381/389.
- 3) 飯田國廣, 洪 性祚 : p 分布荷重による累積疲労被害 (第一報), 日本造船学会論文集, 第148号 (1980), 268/273.
- 4) S. M. Marco and W. L. Starkey : A Concept of Fatigue Damage, Trans. of ASME, 76(1954), 627/632.
- 5) Z. Hashin and A. Rotem : A Cumulative Damage Theory of Fatigue Failure, Materials and Engineering, 34 (1978), 147/160.
- 6) S. S. Manson and G. R. Halford : Practical Implementation of the Double Linear Damage Rule and Damage Curve Approach for Treating Cumulative Fatigue Damage, Int. Journ. of Fracture, 17 (1981), 169/192.
- 7) 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.
- 8) G. R. Halford : A Recommended Procedure for Extrapolating Fatigue Curves beyond One Million Cycles to Failure, Prepared for The Working Group on Creep-Fatigue, NASA-Lewis Research Center (1978).
- 9) 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) および JWES-AE-8204 (1982).