変動ひずみ条件下におけるタービンロータ材の 高温疲労特性とその評価法[†]

豊田 裕至* 森 時彦**

High Temperature Fatigue on a Turbine Rotor Steel under Variable Strain Ranges

by

Hiroshi TOYODA* and Tokihiko MORI**

The effect of service loading on the fatigue behavior of steam turbine rotor steel (1Cr-1Mo-1/4 V steel) was studied at 550°C. The service loading was simulated by a multiple two-step straining. Under the programmed fatigue tests the life was reduced remarkably (1/10~1/100), as compared to the estimated values based on the conventional methods using a linear cumulative law in terms of fatigue and creep damages. This decrease in fatigue life was largely attributed to the accumulation of increased plastic strain range corresponding to the small strain cycles after large strains. For the programmed fatigue tests, the fatigue life was estimated under the assumption of linear cumulative fatigue damage law in terms of the measured plastic strain range. The results of this estimation were in agreement with those of the constant strain range tests. The plastic strain range which increased after a large strain cycle could be expressed as a relatively simple function of strain conditions. This was indicative of a possible system for monitoring fatigue life of turbine rotors by using the above-mentioned linear cumulative damage law. The fatigue curve could be modified with the data above so as to estimate fatigue life under variable strains for use in designing. It was shown, however, that the curves were affected largely by the number of cycles of small strains (n_2) and tended to increase in life with n_2 . The significance of further examinations on the effects of service loadings was indicated.

キー・ワード：蒸気タービンロータ，高温疲労，変動ひずみ，寿命予測法

1 緒 言

産業構造，生活様式の変化から，近年昼夜の電力需要の差が大きくなっており，火力発電の一部がこの変動¹⁾のかなりの部分を受けもつという状況が現れている。このような火力機は中間負荷火力と呼ばれるもので，単に毎日起動停止されるだけでなく急速起動されるため，それを構成する材料には以前にも増して厳しい高温疲労特性が要求される。

Fig.1 は，ある蒸気タービンロータの起動回数と起動時に生じたと計算されるひずみの関係であるが，この例では，疲労損傷とクリープ損傷に関する線形損傷則から予測される寿命の約 1/60 の起動・停止回数で円周き裂が発見されており，予測を大きく下回る破損となっている。

同図からわかるように，このロータに作用した実働ひずみは大きく変動している。しかしこれまでのロータ材に関する研究では，一定ひずみ振幅の高温低サイ

Fig. 1. Estimated total strains of a turbine rotor at start plotted against number of start.

クル疲労，熱疲労，クリープ・疲労相互作用 (FCI) の3点にその大部分が限られ，変動ひずみの影響を検討したものはほとんど見受けられない³⁾。変動条件下では周知のように疲労寿命が著しく低下することがあり^{4)~10)}，起動停止が頻繁化している昨今の状況，およびそれに伴い著しく短寿命で破損する上記のような例をみると，ロータにおいてもこのような検討は極めて重要である。

[†] 原稿受理 昭和59年6月14日 Received June 14, 1984

* 正会員 (株)神戸製鋼所中央研究所 (現在，同エンジニアリング事業部) 神戸市灘区岩屋北町，Engineering Division, Kobe Steel, Ltd., Kita-machi, Iwaya, Nada-ku, Kobe

** 正会員 (株)神戸製鋼所中央研究所 (現在，同技術開発本部) 神戸市中央区脇浜町，Technical Development Group, Kobe Steel, Ltd., Wakihamacho, Chuo-ku, Kobe

と考えなければならない。

そこで本報では、このような変動するひずみ条件に着目し、こうした条件下では著しい寿命低下 ($1/10 \sim 1/100$) が起ることを明らかにすると共に、その破壊特性、破壊機構の検討を行ったうえで、それに基づく寿命評価法を提案した。

2 実験方法

供試材は、中高圧用タービンロータ材として広く用いられている 1Cr-1Mo-1/4V 鋼 (規格 ASTM A470 Class 8) である。その化学成分・熱処理条件、ならびに機械的性質をそれぞれ Table I, II に示す。試験片は平滑丸棒試験片で、その形状・寸法を Fig. 2 に示す。試験温度は 550°C で、加熱は高周波によって行った。試験機は油圧サーボ式試験機で、試験はすべてひずみ制御である。

Table I. Chemical composition and heat treatment of the test material.

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V
0.30	0.24	0.72	0.002	0.005	0.40	1.08	1.15	0.23

970°C 1 hr A.C., 710°C 4 hr F.C.

Table II. Mechanical properties of the test material.

Test temp.	$\sigma_{0.2}$ (kg/mm ²)	σ_B (kg/mm ²)	El. (%)	R. A. (%)
R. T.	73	91	20	62
550°C	52	62	20	83

Fig. 2. Test specimen.

ひずみ条件は Fig. 3 (a) に示すような一定ひずみ振幅と、同図 (b) に示すような 2 段多重ひずみ振幅のもので、いずれも完全両振りである。後者の大きいひずみ波を 1 次波、小さい方を 2 次波と呼び、1 次波一つと多数の 2 次波の組合せを 1 ブロックと称する。1 次波は引張圧縮型の三角波を中心にし、それ以外に圧縮引張型三角波、および引張りまたは圧縮の最大ひずみで 10 分間のひずみ保持をもつ波形の試験をも若干行った。三角波と台形波の負荷・除荷時のひずみ速度は、 $0.1\%/sec$ で、2 段多重試験の 2 次波は 1 Hz の正弦波とした。1 ブロック中の 2 次波の数 n_2 は、20, 600 とした。この繰返し数は、ほぼ毎日ホットスタートを繰返し、月ないしは年に 1 度コールドスタートする中間

Fig. 3. Programed strain patterns.

Fig. 4. A schematic illustration of stress-strain curve.

負荷用火力タービンの使用状況を考慮して選択したものである。1 次波は破壊繰返し数, $N_f = 10^2 \sim 10^4$ 程度のひずみ ($2 \sim 0.6\%$) を、2 次波としては $N_f > 10^7$ となるひずみ ($< 0.4\%$) をとった。なお応力とひずみに関する記号は、Fig. 4 のように定義した。

3 実験結果

3.1 疲労寿命と損傷値

一定ひずみ振幅、および 2 段多重ひずみ振幅条件下での疲労試験結果を、全ひずみと破壊繰返し数の関係で Fig. 5 に示す。2 段多重試験の結果については 1 次ひずみの全ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{1t}$ とその破壊までの繰返し数 n_{1f} の関係で示した。同図からわかるように、少数の 1 次ひずみが作用する間に多数回の 2 次ひずみ繰返しのある 2 段多重条件下では、疲労寿命は $1/10 \sim 1/100$ 程度に低下する。

3.2 疲労寿命と塑性ひずみ

1 ブロック中の塑性ひずみの変化の一例を Fig. 6 に示す。同図からわかるように 2 次塑性ひずみは 1 次ひずみ直後に最大となり、その後つぎの 1 次ひずみまで

Fig. 5. Total strain range ($\Delta \varepsilon_{1i}$, $\Delta \varepsilon_{1f}$) plotted against number of cycles to failure (N_f , n_{1f}).

Fig. 6. Plastic strain range ($\Delta \varepsilon_p$) plotted against number of strain cycles in one block.

Fig. 7. Plastic strain range ($\Delta \varepsilon_{2pa}$) plotted against normalized number of strain cycles (n_1/n_{1f}).

ひずみ繰返しに伴い減少する。

この2次塑性ひずみの各ブロックにおける平均値 $\Delta \varepsilon_{2pa}$ を取り、その全寿命にわたる変化を Fig. 7 に例示する。横軸には破損ブロック数で無次元化したブロック数 n_1/n_{1f} を取った。 $\Delta \varepsilon_{2pa}$ はブロック数の増加と共にほぼ直線的にゆるやかに増加し、 $\Delta \varepsilon_{1i}$ の大きいものについては破損近傍で急増する。中間の $n_{1f}/2$ 近傍での塑性ひずみの変化は小さい。1次ひずみの塑性成分 $\Delta \varepsilon_{1p}$ の方は、2次ひずみの大きさや繰返し数にはほとんど影響されなかった。

Fig. 8 に1次塑性ひずみ範囲と等価破損繰返し数

Fig. 8. Plastic strain range ($\Delta \varepsilon_p$) plotted against equivalent number of cycles to failure (N_{1f}^*).

N_{1f}^* との関係を示す。ここで N_{1f}^* は、寿命が $\Delta \varepsilon_p^{1/\beta}$ の和に支配されていると仮定して、Manson-Coffin 則、

$$\Delta \varepsilon_p N_f^\beta = C \quad (1)$$

から以下のように導出した。

式(1)を右辺が1になるように変形して、

$$(\Delta \varepsilon_p / C)^{1/\beta} N_f = 1 \quad (2)$$

ここでこれが、 $\Delta \varepsilon_p$ の変動する一般の場合に拡張できると仮定すると、式(2)は次のように書き直せる。

$$\sum_{i=1}^{N_f} (\Delta \varepsilon_{pi} / C)^{1/\beta} = 1 \quad (3)$$

ここに $\Delta \varepsilon_{pi}$ は第 i 番目の塑性成分である。

本実験における塑性ひずみ範囲は $\Delta \varepsilon_{1p}$ と $\Delta \varepsilon_{2p}$ の2種類だけであると考え、これに式(3)を適用すると、次のように表せる。

$$(\Delta \varepsilon_{1p} / C)^{1/\beta} n_{1f} + (\Delta \varepsilon_{2p} / C)^{1/\beta} n_{2f} = 1 \quad (4)$$

ここに n_{1f} , n_{2f} は、それぞれ1次ひずみ、2次ひずみの破損までの繰返し数である。

この式を変形して式(5)の形になるように、 N_{1f}^* を求めると、 N_{1f}^* を定義する式(6)を得る。

$$\Delta \varepsilon_{1p} N_{1f}^{*\beta} = C \quad (5)$$

$$N_{1f}^* = [1 + (\Delta \varepsilon_{2p} / \Delta \varepsilon_{1p})^{1/\beta} (n_2 / n_1)] n_{1f} \quad (6)$$

なお、 $\Delta \varepsilon_{1p}$ として破損寿命の1/2のときの値を取り、また $\Delta \varepsilon_{2p}$ は、破損寿命の1/2のブロックの、中央近傍の塑性ひずみを取った。

同図からわかるように、このような整理を行うと、変動ひずみと一定ひずみの結果はほぼ一致した。すなわち塑性ひずみに関する損傷 $[(\Delta \varepsilon_p / C)^{1/\beta}]$ の線形和がほぼ成立し、Manson-Coffin 則に従う。同様の結果は常温疲労の場合でも報告されている。^{4)6)~9)}

2次ひずみの全ひずみ範囲とその塑性成分の関係 ($\Delta \varepsilon_{2i} - \Delta \varepsilon_{2p}$) を Fig. 9 に示す。本試験範囲内では、 $\Delta \varepsilon_{1i}$ と n_2 が一定の場合、両者の間にほぼ直線関係が得られた。この関係ではまた、 $\Delta \varepsilon_{1i}$ が大きくなる程、 $\Delta \varepsilon_{2p}$ は大きくなり、 $\Delta \varepsilon_{2i} - \Delta \varepsilon_{2p}$ 曲線は $\Delta \varepsilon_{2p}$ の大きい

Fig. 9. Plastic strain range ($\Delta\epsilon_{2p}$) plotted against total strain range ($\Delta\epsilon_{2t}$).

Fig. 10. A limit strain ($\Delta\epsilon_{10}$) plotted against total strain range ($\Delta\epsilon_{1t}$).

側にはほぼ平行に移動する。 $\Delta\epsilon_{2t}-\Delta\epsilon_{2p}$ 曲線を外挿し、 $\Delta\epsilon_{2p}=0$ となる全ひずみ $\Delta\epsilon_{10}$ を求め、これと $\Delta\epsilon_{1t}$ の関係を求めたものを Fig.10 に示す。 $\Delta\epsilon_{10}$ はこれ以下の 2 次ひずみではマクロな塑性ひずみが 0 になる全ひずみ範囲という意味をもつ。同図からわかるように本材では、 $\Delta\epsilon_{1t}$ が大きい程 $\Delta\epsilon_{10}$ は低下する傾向にあるが、その依存性は小さい。

3.3 修正疲労寿命曲線

繰返し数比に対する線形加算則、

$$n_{1f}/N_{1f} + n_{2f}/N_{2f} = 1 \quad (7)$$

Fig. 11. Total strain range ($\Delta\epsilon_t$) plotted against number of cycles to failure (N_f , N_{2f}^*).

が成立すると仮定して、 N_{2f} に相当する破損繰返し数 N_{2f}^* を求めると、それを使った修正疲労寿命曲線を引くことができる。 $\Delta\epsilon_{1t}=2\%$ とし、 $n_2=20$ 、および 600 の場合の結果を Fig.11 に破線で示した。この修正疲労寿命曲線は、 n_2 の大きさによって変化し、 n_2 が小さい程曲線は短寿命側にくる。同図には $\Delta\epsilon_{1t}=1.2\%$ 、 $n_2=20$ の結果をも示したが、この点はほぼ $\Delta\epsilon_{1t}=2\%$ の結果の近くにあり、 $\Delta\epsilon_{1t}$ の影響はほとんどみられない。

3.4 破面観察

Fig.12 に 2 段多重試験の場合の安定き裂成長部の破面写真例を示す。2 次ひずみ繰返し時には、き裂はストライエーション形成機構で粒内を伝ばし、1 次ひずみに対応してシェル状模様が破面に観察される。このような模様は、実働ロータの破面においても観察されたことが報告されている。このシェル状模様の数から推定すると、 $100\mu\text{m}$ 程度の深さのき裂が生じるのに要する繰返し数は全寿命の 1/2 程度であった。

Fig. 12. An example of electron fractograph.

4 考 察

4.1 ひずみ変動による疲労寿命低下の機構

2 段多線条件下では著しい寿命低下が見られた。この原因は基本的には、1 次ひずみ後の 2 次ひずみ繰返しで $\Delta\epsilon_{2p}$ が増大し、これが多数回の繰返し中に蓄積されることにあると考えられる。実測した塑性ひずみを用い、これに関する線形和を仮定して求めた等価寿命 N_{1f}^* と一定ひずみ範囲疲労試験の結果がよい一致を見せていること (Fig.8) は、これを裏付けている。

2 次ひずみの塑性成分が 1 次ひずみ後大きくなるのは、主として材料の繰返し加工軟化とバウシinger 効果によるものと考えられる。顕著な加工硬化を示す 304 ステンレス鋼においても同様な 2 次塑性ひずみの増加現象を確認しているため、この二つの要因の内でも特にバウシinger 効果は重要であると考えられる。

本ひずみ条件では、Fig.4 からわかるように 2 次ひずみ繰返しが平均応力 σ_{2m} をもつ。この値は 1 次ひずみが引張圧縮型のときは正、圧縮引張型のときには負となる。また $\Delta\epsilon_{1t}$ が大きいほど高い平均応力で 2

次ひずみが繰返される。ところで塑性ひずみと等価寿命の関係 (Fig. 8) をやや詳しくみると、2 段多重条件下の結果は一定ひずみ振幅の場合 (実線) より高ひずみ側で低寿命、低ひずみ域では高寿命側にずれる傾向が見られる。平均応力 σ_{2m} が負となる圧縮引張型の場合 (図中●) を除く、すべてのデータ点がこの傾向を示すことから、これは 1 次ひずみの大きい側で σ_{2m} が高くなることに起因すると考えられる。圧縮引張型の試験で寿命低下の傾向が見られないのは、 σ_{2m} が負になるためであろう。

一方 $\Delta\epsilon_{1t}$ の小さい場合には塑性ひずみの線形和から予測されるより長寿命になる傾向がある。これを塑性ひずみに関する疲労限の存在を示唆するものと見ることもできるが、この領域では $\Delta\epsilon_{2p}$ が極めて小さく、本実験の精度では誤差範囲内の議論になると思われる。この点については、高温における高精度のひずみ測定技術の開発とそれによる今後のデータの蓄積に待つべきところが多い。

塑性ひずみ範囲と等価破損寿命の関係 (Fig. 8) で、10 分間のひずみ保持をもたせた結果 (▽, △) をみると、保持のない結果との間で有意差がみられない。Fig. 9 で同じ結果をみると、この程度のひずみ保持では塑性ひずみ $\Delta\epsilon_{2p}$ にも有意な変化が生じないことがわかる。したがって、ここで試みた 10 分程度のひずみ保持の寿命に与える影響は、変動ひずみによる影響に比べて無視できる程度に小さい。なおクリープと変動ひずみとの相互作用は、クリープの寄与がさらに大きくなる条件下で詳細に検討すべき問題である。

4・2 変動ひずみ条件下の疲労寿命推定法

4・2・1 塑性ひずみベースの寿命推定 Fig. 9 からわかるように、本材料では 2 次ひずみの塑性成分 $\Delta\epsilon_{2p}$ は、本実験条件下では、 $\Delta\epsilon_{2t}$ 、 $\Delta\epsilon_{1t}$ 、 n_2 の関数として次式のように表せる。

$$\Delta\epsilon_{2p} = A\Delta\epsilon_{2t} + f(\Delta\epsilon_{1t}, n_2) \quad (8)$$

ここに、 A は定数； $f(\Delta\epsilon_{1t}, n_2)$ は $\Delta\epsilon_{1t}$ についての増加関数で、かつ n_2 の減少関数である。

$f(\Delta\epsilon_{1t}, n_2)$ が $\Delta\epsilon_{1t}$ の増加関数となるのは Fig. 9 から明らかであるが、 n_2 の減少関数とするのは、Fig. 6 からわかるように、 n_2 が増加すると平均塑性ひずみは低下する傾向を示すからである。^{*1} なお塑性ひずみと n_2 の関係については炭素鋼、SNCM などの材料について、常温での菊川らの研究⁸⁾ があり、条件を異にするが関数 $f(\Delta\epsilon_{1t}, n_2)$ を求めるうえでの参考になると思われる。

本実験で採用したひずみパターンは、実働ひずみの

最も単純なモデルであるが、実働条件の場合にも類似の関係が成立すると考えられる。したがってもう少し広範囲なひずみ履歴について、上記の定数 A 、および関数 $f(\Delta\epsilon_{1t}, n_2)$ を求めておけば、比較的簡単な計算で実働条件下の塑性ひずみを推定し、それに基づく寿命予測ができると考える。熱履歴から熱ひずみを求める手順をこの手法と組合せてコンピュータにプログラムしておけば、自動入力された実機の熱履歴に対して、オンラインで寿命を監視するシステムができる。その手順を模式的に示したものが Fig. 13 である。

Fig. 13. A schematic illustration of fatigue damage monitoring system for turbine rotors.

4・2・2 修正疲労寿命曲線とその下限界曲線

Fig. 11 に示したように、修正疲労寿命曲線の形は、 n_2 によって変化した。また本実験では認められなかったが、 $\Delta\epsilon_{1t}$ が大きくなると σ_{2m} が大きくなり、これが寿命に影響するから、 $\Delta\epsilon_{1t}$ の影響も若干あるものと考えなければならない。したがってたとえば材料の耐実働疲労特性の良し悪しの判定に修正疲労寿命曲線を用いる場合は、 n_2 と $\Delta\epsilon_{1t}$ を等しくした結果を用いる必要がある。

これら n_2 と $\Delta\epsilon_{1t}$ の値を適当に選んで、常に安全側の寿命予測を与えるような、限界疲労寿命曲線を求めることができると設計に際して都合がよい。上記のように、 $\Delta\epsilon_{1t}$ は大きいほど、また n_2 は小さい程 N_{2f}^* は小さくなるから、このような条件の試験を行うのが、寿命の下限界を得るには一見良いように思われる。たしかに $\Delta\epsilon_{1t}$ に対する修正疲労寿命曲線の依存性はあまり大きくなく、これを実際よりやや大きくとった試験を行うのが、下限界曲線を得るのに良い。しかし n_2 の方は、これが小さいと、全損傷に占める n_2/N_{2f}^* の割合が極めて小さくなり、実際の寿命は一定ひずみの場合と差がなくなるため、不必要に n_2 を小さくとして N_{2f}^* を求めると実用的意味を失うことになる。現状では実機の繰返しひずみ頻度を基に n_2 を設定し、

*1 関数 f の変化は一般にはそれほど大きなものではないと思われるので、 $\Delta\epsilon_{2p}$ に対して適当な許容誤差範囲を与えれば、 f を定数として差しつかえない場合が多いと考える。

修正疲労寿命曲線を求めるのが妥当であると考える。今後の研究で、 n_2 の効果の規則性を折込んだ形での修正疲労寿命曲線の表示法が開発されることが必要である。

最後にロータ材に関する実働条件下の疲労の問題について、今後の課題として特に重要と思われる点を以下に列挙する。

- (1) 変動ひずみとクリープとの相互作用。
- (2) より実際のひずみ条件に近い変動ひずみ条件下での疲労寿命の検討。
- (3) 欠陥を含む材料の実働条件下における疲労特性、および許容欠陥寸法の評価。

5 結 論

蒸気タービンロータ用 1Cr-1Mo-1/4V 鋼について、550℃で実働条件を模擬した変動（2段多重）ひずみ疲労試験を行った。得られた結果を以下に示す。

(1) 大ひずみ繰返しの間に毎回多数の小ひずみ繰返しが入る作用する2段多重条件下では、疲労寿命は1/10～1/100程度に低下する。このような著しい寿命低下の原因は、基本的には大ひずみ後の小ひずみ繰返しで塑性ひずみが増大し、それが多数回の繰返しで蓄積されることにある。

(2) 変動ひずみの場合の寿命を塑性ひずみに関する線形損傷則を仮定して求めると、一定ひずみの場合の結果とほぼ一致した。

(3) 大ひずみ後増加する小ひずみの塑性成分の大きさは比較的簡単な式で表示でき、これを上記の塑性ひずみに関する線形損傷則と組合せることで、ロータの熱履歴から寿命を推定するシステムができる。

(4) 疲労設計に利用しやすいように、繰返し数比の線形加算則が成立すると仮定して、変動ひずみによる

寿命低下が評価できるように疲労寿命曲線を修正することができる。この修正疲労寿命曲線は小ひずみ繰返し数 n_2 の大きさによって変化し、 n_2 が小さい程修正疲労寿命曲線上の寿命は短くなる。

最後に本論文をまとめるに当たり、有益な助言を賜りました大阪大学名誉教授、菊川 真先生に厚くお礼申し上げます。

(昭和58年12月7日 第21回高温強度シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 火力発電技術協会，入門講座“タービン発電機”，I，火力原子力発電，**28**，378 (1977)。
- 2) 桑原和夫，新田明人，電力中央研究所，研究報告：74049。
- 3) 荒木良一，角家義樹，山本 茂，遠藤忠良，藤井久司，三菱重工技報，10-4，465 (1973)。
- 4) 例えば，菊川 真，日本機械学会誌，**75**，1485 (1972)。
- 5) 中村 宏，恒成利康，堀川 武，岡崎章三，“機械の疲労寿命設計”(193) 養賢堂。
- 6) 菊川 真，大路清嗣，鎌田敬雄，城野政弘，日本機械学会誌，**70**，1495 (1967)。
- 7) 菊川 真，大路清嗣，城野政弘，溝口孝遠，日本機械学会論文集，**35**，2020 (1969)。
- 8) 例えば，菊川 真，城野政弘，宋 智浩，材料，**21**，753 (1972)；**23**，743 (1974)。
- 9) 鎌田敬雄，材料，**28**，953 (1979)。
- 10) 岡田友信，堀川 武，中村 宏，恒成利康，武 浩司，材料，**32**，651 (1983)。
- 11) B. N. Leis, K. Dufrane, R. Rungta, R. D. Buchheit, M. Tuttle, P. Skulte and S. Collard, Pap. ASME, No. 81-PVP-27, 1 (1981)。