低圧タービンロータ材の両振引圧疲労 における塑性ひずみ繰返しの影響[†]

真 武 友 一* 今 井 康 文* 大 浦 秀 樹**

Influence of Repeated Plastic Strains in Push-Pull Fatigue of Low-Pressure-Turbine Rotor Steel

by

Tomokazu MATAKE*, Yasufumi IMAI* and Hideki OURA**

The rotor axes in low pressure turbines and generators in service are occasionally subjected to such a loading that a few overloads happen to be overlapped to the steady state repetition of low level stresses. Unless understanding the influence of overloads, therefore, the fatigue design of turbine rotors will not be completed. Such loadings supposedly give rise to an extreme acceleration of fatigue crack growth. In this paper, by employing the same material as usual low pressure turbine rotors', heat-treated 3.5Ni-Cr-Mo-V steel, the influence of overloads on the fatigue damage in the crack initiation and growth stages was investigated in alternating two-load level fatigue tests. The base block consisted of axial reversed strain cycling $\Delta\epsilon_p=0.5\%$ as overloads and constant stress cycling $\sigma_a=421$ MPa (above the fatigue strength) or 372 MPa (below the fatigue strength) as a baseline loading.

Contrasting to the previous investigation on an annealed S40C steel, the material exhibited cyclic softening in the low cycle fatigue test whereas the induced plastic strain during the low cycle fatigue stage disappeared gradually in the course of the following base line loading; the application of overloads always reduced the crack initiation life. The failure life was also reduced shorter than the predicted from Manson's double linear damage rule with using the fatigue properties of virgin material. The crack growth retardation, which may be induced by the application of overloads in the crack growth stage, was not observed on this material unlike on the previous carbon steel.

キー・ワード：重複疲労，疲労き裂，直線被害則

1 緒 言

変動応力下でのき裂進展挙動に及ぼす過大過小応力の大きさとその繰返し数の影響については、数多く報告されて^{1)~6)}いて、疲労限以上の応力のみの組合せによる疲労試験結果は、ほぼマイナ則に一致するかマイナ則より安全側になる場合が多いようである。しかし、極めて多数の過小応力繰返し途中に、少数回の過大応力が加わるといった条件下では、き裂伝ばに顕著な加速現象が起ることが報告されている。低圧タービン発電機ロータ軸は、通常の使用状況においても上と同様な負荷を受ける可能性があり、そのねじり疲労寿命評価に関して近年重要な問題となっている。⁷⁾従来、この種の実験は、繰返し硬化する炭素鋼焼なまし材やアルミニウム合金について多く行われたが、低圧タービンロータ材である 3.5 Ni-Cr-Mo-V 鋼調質材は繰返し軟化する性質があり、炭素鋼で得られた結果を直ちに適用できないおそれがある。そこで、本報では、低圧タービンロータ軸用の実用材を用いた。また、実際上は、

ねじり負荷に対する疲労強度が問題となるが、ここでは、本材料の基礎的な疲労特性を知り、他種材料との比較がしやすいように、比較的良く知られている丸棒平滑試験片の両振引圧疲労を行った。低サイクル疲労と高サイクル疲労を、2 段多重に組合せた試験を行い、高サイクル疲労途中での塑性ひずみ繰返しが疲労き裂の発生や進展に及ぼす影響を検討した。

2 供試材および試験片

素材は 3.5 Ni-Cr-Mo-V 鋼で、その化学成分を Table I に、900℃ 27 hr, 空冷, 840℃ 30 hr, 水冷, 605℃ 40 hr, 炉冷の調質後の機械的性質を Table II に示す。試験片は直径 340 mm の素材から採取し、Fig. 1 に示す形状に機械加工し、試験片平行部をペーパ研摩と電解研摩により直径当り各々約 20μm 取り除いた。連続的な表面観察を容易にするため、中央部に浅い切欠きをつけた。この形状係数は 1.03 となるが、平滑試験片として取扱った。

3 試験方法

† 原稿受理 昭和59年12月7日 Received Dec. 7, 1984

* 正 会 員 長崎大学工学部 長崎市文教町, Faculty of Engineering, Nagasaki University, Bunkyo-cho, Nagasaki

** 長崎大学大学院 (現在, 松下寿電子工業(株)), Graduate Student, Nagasaki University, Bunkyo-cho, Nagasaki

Table I. Chemical composition (%).

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu
0.23	0.05	0.26	0.005	0.005	3.35	1.69	0.34	0.08	0.06

Table II. Mechanical properties.

Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
750	840	26.7	75.5

Fig. 1. Specimen geometry.

試験機は島津サーボペット Lab 5 を用いた。低サイクル疲労では塑性ひずみ振幅を一定に保った。試験片肩間および平行部に標点距離 58 mm, 10 mm の二つの伸び計を取り付け、平行部の塑性ひずみが正負等しく繰返されるように注意して肩間の変位を制御した。0.01~0.1 Hz の三角波形を用いた。高サイクル疲労では 10~20 Hz の正弦波形を用い、荷重制御により行った。いずれも両振引圧の繰返しである。荷重切換え時や繰返し中断時には、試験片に巨視的な残留ひずみを与えないように注意した。すなわち、Fig. 2 に示す

Fig. 2. Typical load-strain hysteresis loop obtained at the first axial strain cycle.

ように、荷重 0 からの負荷時に得られた弾性直線上で繰返しを止め、弾性直線に沿って除荷し、荷重、ひずみ共に 0 にした。き裂発生の確認やき裂長さの測定をするため、適当な繰返し数で試験を中断し、平行部全体のレプリカを採取した。試験片破断後、破断に導いた主き裂に注目して、レプリカを光学顕微鏡で観察し写真撮影した。き裂の長さは、写真上で測定した円周方向の長さ采用了。

4 試験結果および考察

4.1 高サイクルおよび低サイクル疲労試験

高サイクル疲労試験で得られた、0.1 mm, 0.2 mm

き裂発生および破断に対する S-N 曲線を Fig. 3 に示す。疲労限は 402 MPa である。疲労き裂は Fig. 4 に示すように成長した。すなわち、 $N/N_f=0.05$ と疲労過程のごく初期に 0.02~0.05 mm の微小き裂が発生し、ゆっくり成長する。 $N/N_f=0.5$ 程度で 0.1 mm に達し、その後急速に成長し破断に至った。主き裂以外の微小き裂は観察されなかった。 $\sigma_a=421$ MPa の繰返しによる破断寿命は $4\sim6\times 10^5$ 回で、0.1 mm, 0.2 mm き裂発生寿命はそれぞれ、 2×10^5 回、 2.7×10^5 回である。

Fig. 3. High-cycle fatigue property.

Fig. 4. Growth of surface cracks in the high cycle fatigue.

Fig. 5 は低サイクル疲労試験の結果を示したもので、図中の実線は $\Delta \epsilon_p \cdot N_f^{0.77}=2.51$ を表す。Fig. 6 に、低サイクル疲労試験中に得られた、破断に導いた疲労き裂成長の様子を示す。疲労過程のごく初期において、軸と約 45 度をなす方向に多数のすべり帯が発生するが、それらから微小き裂として成長するものが現れ、 $N/N_f=0.35$ 程度で 0.1 mm の長さには達する。さらに微

Fig. 5. Low-cycle fatigue property.

Fig. 6. Growth of surface cracks in the low cycle fatigue.

小さい裂のうちいくつかは比較的大きき裂まで成長を続け、0.2 mm 以上になるとき裂同士が合体する場合もあり、ジグザグの経路をとりながら破断に至る。合体前の主き裂としては、長い方に注目して長さを測定した。 $\Delta\epsilon_p=0.5\%$ の破断寿命は3000~3500回、0.1 mm, 0.2 mm き裂発生寿命はそれぞれ1000, 1500回付近である。

本材料は Fig. 7 に示すように、塑性ひずみ一定の繰返しにより繰返し軟化を起した。静的引張強さと降伏強さ ($\sigma_{0.2}$) の比が本材料の場合 1.13 であり、1.2 以下の場合には繰返し軟化を生じるという指摘に一致した。塑性ひずみ繰返しに伴う応力振幅は、繰返し初期に急激に低下し、それ以降の低下はゆるやかである。

Fig. 7. Variations of stress range with cycles under constant plastic strain range controll.

破断直前で再び急激に低下する。応力振幅は塑性ひずみ幅が大きい程大きい。 $\Delta\epsilon_p=0.5\%$ に対して、 $N/N_f=0.5$ に対する応力全幅は1196 MPaである。試験途中100~300回ごとに試験を中断したが、中断後にわずかな応力上昇が見られた。

4.2 塑性ひずみ1サイクル負荷の影響

処女材に塑性ひずみを1サイクル加えた後、 $\sigma_a=421$ MPa で高サイクル疲労試験を行った結果をFig. 8 に示す。横軸は荷重した塑性ひずみ幅、縦軸は疲労寿命である。塑性ひずみの与え方は Fig. 2 に例示した方法によっており、試験片には巨視的な残留ひずみは与えていない。本材料での結果は、塑性ひずみを同じ

Fig. 8. Fatigue lives of variously pre-strained specimens.

形式で与えた炭素鋼平滑材での実験結果⁶⁾と同じ傾向を示し、負荷する塑性ひずみが大きい程き裂の発生が早くなった。塑性ひずみ1サイクル負荷後の顕微鏡観察では、微小き裂の発生は確認されなかったが、破断直前の観察では、主き裂以外にもいくつかの微小き裂が観察され、前述した高サイクル疲労のみでのき裂発生の様子とは異なった。しかし、0.2 mm き裂発生から破断までの繰返し数は、荷重した塑性ひずみの大きさにかかわらず、約 10^5 回と処女材の場合とほとんど変わらない。すなわち、0.2 mm 長さ以上でのき裂成長過程は、前加工の影響をほとんど受けないようである。このことは、Fig. 9 に示したき裂成長曲線で、0.2 mm 以降の曲線は、横軸に平行移動すれば互いにほぼ一致することからもうかがえる。

Fig. 9. Growth of surface cracks on the pre-strained specimens.

4.3 2段多重重複疲労試験

2段多重疲労試験は、1荷重ブロック中の1次応力として、塑性ひずみ幅 $\Delta\epsilon_p=0.5\%$ (応力振幅およそ600 MPa に対応) 繰返し、2次応力としては、疲労限以上の応力 $\sigma_a=421$ MPa あるいは疲労限以下の応力 $\sigma_a=372$ MPa の繰返しにより行った。1荷重ブロック中の繰返し数は、 $\Delta\epsilon_p$ は $n_1=1, 3, 20, 100, 250$ 回のいずれかとし、続く σ_a はどちらの応力振幅に対しても 10^5 回とした。

Fig. 10 は、1 次応力の累積繰返し数 $\sum N_1(\Delta\epsilon_p)$ と、2 次応力の累積繰返し数 $\sum N_2(\sigma_a)$ によって、0.1 mm、0.2 mm き裂発生および破断の寿命をみたものである。データ点近くの () でくくった数字は 1 ブロック内での 1 次応力の繰返し数 n_1 である。実線および破線は、Manson の二重直線被害則による破断、0.1 mm き裂発生に対する予想寿命である。ここで、 $\sigma_a = 372$ MPa の繰返しによる 0.1 mm き裂発生寿命、破断寿命は、Fig. 3 の時間強度線を延長し、 $N_c = 5 \times 10^5$ 、 $N_f = 1.65 \times 10^6$ 回とした。縦軸上のデータ点は、前節の $\Delta\epsilon_p = 0.5\%$ の予加工材の疲労試験結果であり、横軸上は、 $\Delta\epsilon_p = 0.5\%$ の低サイクル疲労試験の結果に対応する。

Fig. 10. (a) Results of the alternating two-load level tests.

Broken and full lines indicate predicted 0.1 mm crack initiation and failure lives by the double linear damage rule, respectively.

(b) Results of the alternating two-load level tests.

1 ブロック内での 1 次応力の繰返し数 n_1 が 20 回以上になると、第 1 段の 1 次応力のみで微小き裂が発生し、次の 2 次応力でそのき裂が進展する。しかし、2 次応力が疲労限以上の場合では、0.1 mm き裂発生寿命は n_1 の大きさによる違いはあまりなく、いずれも処女材の 40~60% 程度に短縮した。また、0.1 mm 長さから破断までのき裂進展寿命も、 $n_1 = 3 \sim 250$ 回では予加工材のその 40% 程度である。炭素鋼では、過大荷重の繰返しで低応力でのき裂進展を遅らせ、全

体として長寿命になる場合があったが、本材料では、すべて予想寿命より短くなった。Fig. 11 は、各荷重ブロックでの $\Delta\epsilon_p$ 負荷後の、高サイクル疲労 ($\sigma_a = 421$ MPa) 中の、試験片肩間で測定した全変位幅の繰返しによる変化を示したものである。 ΔV が 0.293% 以下は明りょうな塑性ひずみが観察されない状態に対応する。 $n_1 = 1$ 回でも、1 次応力繰返しにより、2 次応力繰返しの 1 回目には塑性ひずみが現れる。しかし、これは 2 次応力数回の繰返しで急激に減少し、もとの弾性状態を回復する。 $n_1 = 3$ 回以上でも同様の傾向にあるが、いずれも、1 次応力繰返しによって生じた塑性ひずみが、2 次応力 10^5 回の繰返し中にも消失せず、また次の荷重ブロックに累積されて行く様子が見られる。

Fig. 11. Variations of specimen deflection range with cycles after the low cycle fatigue.

2 次応力が疲労限以下の場合、炭素鋼で報告されていると同様に、マイナー則による累積繰返し数比が 0.003~0.23 ときわめて小さな値で破断した。0.1 mm き裂発生寿命は、 $n_1 = 1 \sim 3$ 回では $\sum N_2 \sim 5 \times 10^5$ 回であるが、 n_1 が 20 回以上では $\sum N_2 \sim 2 \times 10^5$ 回と大きく変化した。これは、処女材に微小き裂を発生させるためには、 $\Delta\epsilon_p = 0.5\%$ の繰返しで約 20 回必要であることと関係があり、 $n_1 \geq 20$ 回では、第 1 ブロックの 2 次応力繰返しから、微小き裂が伝ばするためである。しかし、 $n_1 = 1, 3$ 回の場合のように、 $\sum N_1$ が 20 回以下で、しかも組合された高サイクル疲労の応力振幅が疲労限以下でも、0.1 mm き裂が発生し、伝ばすることは注目すべきである。一方、0.1 mm 長さから破断までのき裂進展寿命は、予想進展寿命の 20% 程度に短縮した。破断寿命は、 n_1 の増加とともに短くなり、予想寿命の 40~50% である。過小応力のみでは破断に至らないが、途中の塑性ひずみ繰返しにより材料が軟化するため、き裂が進展しやすくなるためと考えられる。Fig. 12 に、 $\Delta\epsilon_p = 0.5\%$ 、 $n_1 = 100$ 回、 $\sigma_a = 372$ MPa、 $n_2 = 10^5$ 回の組合せの場合のき裂進展の様子を示す。まず、 $\Delta\epsilon_p$ の負荷により、軸方向と約 45° の方

Fig. 12. Photographs of replicas showing the fatigue crack growth.

向に微小き裂が発生し、それを起点として、その両端が次の2次応力で軸方向に展びる。その後の $\Delta\epsilon_p$ 負荷はき裂の開口、 σ_a 負荷はき裂の進展に主に寄与しているようである。

4・4 塑性ひずみに関する被害の線型加算則による検討

上述のような材料軟化と疲労被害との関係を、菊川らにより提案された塑性ひずみに関する疲労被害の線型加算則により検討してみる。材料の低サイクル疲労による破断寿命 N_f と塑性ひずみ幅との関係を、

$$N_f(\Delta\epsilon_p/\epsilon_0)^a = 1 \quad (1)$$

のように、また、高サイクル疲労による破断寿命と応力幅 $\Delta\sigma(=2\sigma_a)$ との関係を、

$$N_f(\Delta\sigma/\sigma_0)^b = 1 \quad (2)$$

のように表すと、それぞれの式中の定数 a 、 ϵ_0 、 b 、 σ_0 はTable III 上段に示すようになる。また、高サイクル疲労の領域においても、塑性ひずみ幅が被害に支配的であり式(1)で表されるとすれば、応力幅と平均的な塑性ひずみ幅 $\overline{\Delta\epsilon_p}$ との関係は、(1)、(2)両式から、

$$\overline{\Delta\epsilon_p} = \epsilon_0(\Delta\sigma/\sigma_0)^{b/a} \quad (3)$$

のようになる。0.1 mm き裂発生寿命に対しても、上と同様のことができる。しかし、高サイクル疲労に対

するき裂発生寿命のデータがここでは少ないので、今度は、それらの寿命を、式(3)から計算される平均的な塑性ひずみ幅に対応させ、Fig. 13 のように低サイクル疲労によるき裂発生寿命と合せて式(1)の関係を作ると、式中の定数はTable III 下段に示すようになる。

Fig. 13. Relations between repeated plastic strain range and fatigue lives for failure and 0.1 mm crack initiation.

さて、2段多重疲労試験での高サイクル疲労期間の被害を、途中の塑性ひずみ繰返しの影響を考慮せず、単純に応力幅で式(2)のように表すと、累積被害 D は、

$$D = \sum_{N_1} (\Delta\epsilon_p/\epsilon_0)^a + \sum_{N_2} (\Delta\sigma/\sigma_0)^b \quad (4)$$

のように表される。この場合は、Table IV に示すように、破断時、0.1 mm き裂発生時ともに $D=0.5$ 付近になり、菊川らが繰返し軟化するS40Cに対して得た結果と同傾向を示す。このことや、前述の、破断寿命や0.1 mm き裂発生寿命がMansonの二重直線被害則からの予想の50%程度になったことは、大きさの

Table III. Constants in Eq. (1).

	a	ϵ_0	b	σ_0
Failure	1.30	2.51	9.73	3.19 GPa
0.1 mm crack	1.38	0.816	—	—

Table IV. Accumulated fatigue damage estimated from Eq. (4).

$\Delta\epsilon_p$ %	σ_a MPa		n_1				
			1	3	20	100	250
0.5	421	Failure	0.624	0.351	0.424	0.506	0.445
		0.1 mm crack	0.659	0.384	0.502	0.650	0.574
0.5	372	Failure	0.582	0.538	0.403	0.451	0.416
		0.1 mm crack	0.745	0.673	0.299	0.524	0.349

異なる荷重負荷間の相互作用を考慮せず、独立に被害を見積ったためであろう。本材料の2段多重繰返しでの高サイクル疲労期間では、Fig. 11 に示したように、途中の塑性ひずみ繰返しにより明らかに材料に軟化が生じ、応力-ひずみ関係はヒステリシスを描く。そこで、Fig. 11 に示した試験片肩間の、応力繰返しに伴う全ひずみ幅 ΔV の変化から、試験片平行部の塑性ひずみ幅を、

$$\Delta\epsilon_p = c \cdot \Delta V - \Delta\sigma / E$$

ここで、 c は試験片肩間と平行部との間の全ひずみ換算率で、本試験片の場合1.44、 E は縦弾性係数である。

のように求め、それにより、高サイクル疲労期間中の被害を式(1)のように計算すると、累積被害は Table V に示すようになる。荷重切換え直後の過渡的なひずみ変化は無視したが、それでも、破断時、0.1 mm き裂発生時の累積被害は共に1近くに計算された。

Table V. Accumulated fatigue damage estimated from Eq. (1) taking into account of the plastic strain range variation during high cycle fatigue periods.

$\Delta\epsilon_p = 0.5\%$, n_1 cycle; $\sigma_a = 421$ MPa, 10^5 cycle.

	n_1				
	1	3	20	100	250
Failure	0.701	0.610	0.996	1.22	0.790
0.1 mm crack	0.727	0.582	1.14	1.39	0.975

5 結 論

3.5Ni-Cr-Mo-V 鋼調質材に、 $\Delta\epsilon_p = 0.5\%$ の低サイクル疲労と $\sigma_a = 421$ MPa あるいは 372 MPa の高サイクル疲労を組合せた疲労試験を行い、高サイクル疲労に及ぼす、塑性ひずみ繰返しの影響について調査し、つぎの結論を得た。

(1) 本材料は低サイクル疲労中繰返し軟化を示した。軟化の程度は繰返し初期が最も大きい。低サイクル疲

労後高サイクル疲労に切換えると、前サイクル中の軟化の傾向はしばらく残るが、徐々に弾性を回復する。

(2) 処女材への塑性ひずみ1サイクル負荷は、その後の高サイクル疲労において、微小き裂発生箇所の数を増加した。また、き裂発生寿命を短縮するが、0.2 mm き裂からのき裂伝ば寿命は処女材のそれと余り変わらない。

(3) 2段多重疲労試験では、き裂発生寿命や破断寿命は、処女材の疲労特性を使い、Manson の二重直線被害則から予想される寿命より相当短くなった。繰返し硬化を示す炭素鋼焼なまし材の同様の試験では、き裂進展に遅延現象が見られたが、本材料では、塑性ひずみ繰返しはすべてき裂の発生や成長を加速した。

終りに、実験を手伝った荒木康志君、石橋誠二君に感謝する。供試材料は三菱重工業(株)長崎研究所からいただいた。記して謝意を表する。

(昭和58年5月21日 日本機械学会九州支部長崎地方講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) 小寺沢良一, 志茂大治郎, 材料, **25**, 875 (1976).
- 2) 菊川 真, 城野政弘, 近藤良之, 材料, **27**, 1096(1977).
- 3) 戸堀恵郎, 安藤善司, 中野典彦, 材料, **26**, 665 (1976).
- 4) 鎌田敬雄, 材料, **28**, 953 (1979).
- 5) 西谷弘信, 中村久千, 日本機械学会論文集, **48**, 990 (1982).
- 6) 今井康文, 真武友一, 材料, **31**, 690 (1982).
- 7) 永田晃則, 伊藤義康, 矢貫 徹, 森 忠夫, 第15回疲労シンポジウム前刷集, p. 73 (1981).
- 8) N.E. Frost, K.J. Marsh and L.P. Pook, "Metal Fatigue", p. 295 (1974) Clarendon Press, Oxford.
- 9) S.S. Manson, J.C. Frenche and C.R. Ensign, AS TM STP 415, 384 (1967).
- 10) 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).
- 11) 菊川 真, 大路清嗣, 城野政弘, 溝口考遠, 日本機械学会論文集 (第1部), **35**, 2020 (1969).