起動停止サイクルと振動応力のミクストモード疲労[†]

近 藤 良 之^{*} 栄 中^{*}
久保田 祐 信^{*} 北 原 寛 樹^{**}

Fatigue under Mixed Mode Loading of Vibratory Stress and Start-Stop Cycling

by

Yoshiyuki KONDO^{*}, Chu SAKAE^{*}, Masanobu KUBOTA^{*} and Hiroki KITAHARA^{**}

The combination of centrifugal load and vibratory load acts on a component of turbo machinery, for example, a moving blade in a turbine. When the machine is used in frequent start-up and shut-down operation, the mixed mode fatigue evaluation should be done for such a component. The mixed mode loading is composed of the low cycle fatigue (LCF) due to the repetition of start-up and shut-down process and the high cycle fatigue (HCF) due to vibration. In a mixed mode loading, a short crack is generated by the LCF and it grows to some extent in LCF manner. At a certain crack depth, the condition for HCF crack propagation is satisfied and the transition from LCF to HCF crack propagation occurs. After the transition, the crack propagates rapidly in HCF crack propagation mode. The evaluation of the transition point has been usually done using the fracture mechanics on the basis of $(\Delta K_{eff})_{th,\infty}$, which is the effective threshold stress intensity factor range of a long crack at an extremely high stress ratio condition. However, it has been shown that the $(\Delta K_{eff})_{th}$ becomes lower than $(\Delta K_{eff})_{th,\infty}$ in short crack region of hard material, which suggests that the transition into HCF crack propagation occurs at a shorter crack depth than that predicted on the basis of $(\Delta K_{eff})_{th,\infty}$. The test results showed that the transition occurred at about 1/2 ~ 1/3 of the predicted life. The consideration of short crack effect on the $(\Delta K_{eff})_{th}$ is important, especially in the case of mixed mode loading of turbo machinery.

Key words : Fatigue, Fatigue crack propagation, Mixed mode loading, High cycle fatigue, Low cycle fatigue, Short crack, Threshold stress intensity factor

1 緒 言

タービン動翼などの回転機械部品は運転中に遠心力による高い静応力を受ける。このような機械を Fig. 1 に示すように起動停止運転すると、起動停止時に高い遠心応力(σ_1)が繰返されるとともに、運転中には高い静応力に振動応力(σ_2)が重畳する応力パターンを受ける。高サイクル疲労の原因となる振動応力に対しては当然ながら疲労限度設計が行われる。一方、起動停止時の応力変動

に関しては、大型機械では遠心応力が高いために低サイクル疲労を生じる応力状態となり、起動停止応力に対しては有限寿命設計を行うことが多い。

高頻度の起動停止を行う機械の場合には、起動停止回数の増加とともに低サイクル疲労で微小なき裂が発生し、その上に振動応力等による高サイクル疲労応力が作用する状況となるので、振動応力に対する疲労限度設計に際して平滑材の疲労限度を基礎にした評価を行うと危険な評価となることは明らかである。低サイクル疲労と高サイクル疲労応力が混合して作用するとき、1回の運転期間に十分大きな繰返し数の振動応力が作用する機械の場合には、低サイクル疲労によってき裂が発生するとこれを起点として高サイクル疲労き裂進展に遷移し、1回の運転期間内でき裂を急速に成長させる危険な破損モードが現れる。これらの2つのモードが存在する状況を指して本報では高・低サイクルミクストモード疲労と呼ぶこととする。

本研究では、ミクストモード変動応力下の疲労に対して、通常行われる寿命評価法が危険側評価となる事象が見いだされたので、問題点を検討した。

Fig. 1. Mixed mode loading in start-stop cycling.

[†] 原稿受理 平成 16 年 4 月 5 日 Received Apr. 5, 2004

^{*} 正 会 員 九州大学大学院工学研究院知能機械システム部門 〒812-8581 福岡市東区箱崎, Dept. of Intelligent Machinery and Systems, Kyushu Univ., Higashi-ku, Fukuoka, 812-8581

^{**} 九州大学大学院 〒812-8581 福岡市東区箱崎, Graduate Student, Kyushu Univ., Higashi-ku, Fukuoka, 812-8581

2 設計法の概要と問題点

2.1 通常の設計法の概要

ミストモード変動応力疲労が問題となる場合のき裂成長様式を Fig. 2 に示す。き裂がある限界深さ a_c に到達した状態を破損と定義する。振動応力が無い場合 (Fig. 1 で $\sigma_2 = 0$ の場合) は低サイクル疲労のみでき裂が成長して N_{LCF} 回の起動停止寿命を有するとする。振動応力 σ_2 が存在する場合には、低サイクル疲労き裂進展のモード (1 起動停止毎に 1 サイクルの変動が繰返されて時間経過に対しては比較的ゆっくりと進展する) から、ある条件を満たすと、高サイクル疲労き裂進展のモード (高い周波数で繰返される振動等により時間経過に対して速く進展して急速に疲労破壊に至る) に遷移する。このき裂進展モードの遷移が繰返し数 N_t^* で生じるとすれば、 N_t^* は N_{LCF} より相当短くなる。

き裂進展モードの遷移が起こるき裂深さは、振動応力による ΔK が疲労き裂進展下限条件 ΔK_{th} を超える点として破壊力学的に予測される。その評価に用いる ΔK_{th} の値として通常は長いき裂の進展下限応力拡大係数範囲 $\Delta K_{th,\infty}$ が採用されることが多い。ここで、高い静応力に微小な振動応力が重畳する高応力比条件ではき裂開口現象¹⁾が生じないので、 ΔK は ΔK_{eff} に一致するので、遷移点の予測に用いられる材料限界値は、長いき裂の下限有効応力拡大係数範囲 $(\Delta K_{eff})_{th}$ ということになり、これを $(\Delta K_{eff})_{th,\infty}$ と表記する。

2.2 通常の設計法で懸念される問題点

著者らは Fig. 3 に示すように高強度鋼では、高応力比条件でかつ微小き裂の場合に $(\Delta K_{eff})_{th}$ が $(\Delta K_{eff})_{th,\infty}$ よりも低下する事象を見出した。²⁾ Fig. 1 の変動応力波形はまさに高応力比における微小き裂という問題そのものである。このことは、Fig. 4 に示すように高サイクル疲労き裂への遷移が、 $(\Delta K_{eff})_{th,\infty}$ に基づいて予測されたき裂深さ a_t^* ではなく、さらに浅いき裂深さ a_t において生じ得ることを示唆しており、従来の評価法が非安全である可能性を示唆している。そこで本報ではこのような $(\Delta K_{eff})_{th}$ の減少という事象がミストモード疲労寿命評価に与える影響について検討を行った。

Fig. 2. Transition of crack propagation mode from low cycle fatigue (LCF) to high cycle fatigue (HCF).

Fig. 3. Effect of crack depth on $(\Delta K_{eff})_{th}$ of hard material at high stress ratio.

3 供試材および試験方法

供試材として SCM440H 焼入れ・焼もどし材を使用した。焼入れ条件は 870℃、1.5h 保持後油焼入れ、焼もどし条件は 570℃、5h 保持後空冷とした。供試材の化学成分を Table I に、機械的性質を Table II に示す。Fig. 5 に試験片形状を示す。深さ 1mm、先端半径 0.5mm の 2 次元切欠きを板厚方向全幅にわたって機械加工した。切欠きの弾性応力集中係数は $K_t = 3.8$ であり、切欠き底はエメリー紙 #2000 まで研磨した。負荷条件としては、Fig. 6 に示す治具構造により繰返し曲げモーメントを与えた。試験環境は室温大気中である。

本実験で用いた 2 段多重変動波形パターンを Fig. 7 に示す。1 段目、2 段目の応力繰返し速度はそれぞれ 1Hz、28.4Hz とした。Fig. 1 に示した実機の応力パターンを忠実に再現するならば Fig. 7 で $n_1 = 1$ とすべきであるが、Fig. 4 のモデルに従うと、低サイクル疲労により発生したき裂が高サイクル疲労き裂進展に遷移する条件を満たすまでは、振動応力は損傷に寄与しないまま繰返しされ

Fig. 4. Effect of crack size dependency of $(\Delta K_{eff})_{th}$ on the transition point.

Table I. Chemical composition of material (wt.%).

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu
SCM440H	0.40	0.18	0.81	0.016	0.015	0.06	1.09	0.15	0.08

Table II. Mechanical properties of materials.

Material	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_B (MPa)	δ (%)	ϕ (%)	HV
SCM440H	1003	1124	18.0	54.0	335

Fig. 5. Test specimen.

Fig. 6. Loading method.

るのみであり、その結果膨大な試験時間を要することになる。そこで、損傷に寄与しないまま振動応力を繰返し時間を省略するために、本報では $n_1 = 50$ とすることとした。すなわち起動停止回数の観点からは1ブロックが50回の起動停止に相当することになる。1ブロック内の振動応力の繰返し数 n_2 は、機械の種類や運転方法によるが、回転機械の場合の繰返し数は相当大きい。そこで本研究では試験時間が許す範囲内で充分大きな繰返し数を採用することとして、 1×10^6 回とした。このように大きな n_2 を採用したことは、本研究の特徴である。

試験における応力条件としては、1段目の公称応力振幅 σ_1 は切欠き底で局所降伏し低サイクル疲労領域となるように $\sigma_1 = 323 \text{ MPa}$ ($R = -1$) で一定にした。仮想的な

Fig. 7. Multiple two-step loading pattern.

弾性ピーク応力 $K_t\sigma_1$ は 1227 MPa であり、0.2% 耐力を超えている。2段目応力は公称応力の最大値 $\sigma_{\max 2}$ が1段目と同じ 323 MPa になるように設定した。なお2段目応力振幅 σ_2 の応力比 R は約0.9である。

4 実験結果および考察

4・1 低サイクル疲労試験結果

ミクストモード疲労試験の1段目応力に相当する低サイクル疲労応力のみを負荷した際に形成されるき裂深さと繰返し数の関係を求めた試験結果を Fig. 8 に示す。これは直流電位差法²⁾でき裂深さを監視しながら応力繰返しを与え、適宜のき裂深さで試験を終了し、試験後にき裂面の加熱着色を行ったあと破面開放して、破面上で実測したき裂深さであり、プロットごとに別の試験片を使用して求めたものである。応力繰返し速度は 1 Hz とした。

最終破損状態の定義としては、本報では実機の非破壊検査として浸透探傷検査を行うことを想定し、十分明確に欠陥指示が確認されるき裂の状態として、き裂深さが 1 mm の状態と定義した。本試験結果によると深さ 1 mm のき裂を発生させるのに必要な低サイクル疲労繰返し数は 1.03×10^4 回であったので、これを1段目公称応力 $\sigma_1 = 323 \text{ MPa}$ に対する寿命 N_{LCF} とする。

4・2 高サイクル疲労試験結果

振動応力に対する疲労限度を求める一定応力振幅高サイクル疲労試験を行った。応力繰返し速度は 28.4 Hz とした。この試験では公称応力の平均応力を 323 MPa 一定とした。S-N 曲線を Fig. 9 に示す。高平均応力の場合に

Fig. 8. Crack growth behavior in LCF test.

Fig. 9. Constant amplitude S-N curve for vibratory stress.

は S-N 曲線の形状はかなり平坦に近くなり、短寿命で破断する条件から少し応力を下げると、途端に非破断となる傾向を有するので、本研究の実験点数は少ないが、疲労限度は公称応力振幅表示で 98MPa であると判断した。応力集中を考慮したピーク応力振幅では 372MPa であった。

次に疲労限度データについて疲労限度線図上で検討する。疲労限度線図として、両振り疲労限度と引張強さ σ_B を直線で結んだ修正グッドマン線図の考え方を基本とする。設計においては両振り疲労限度が実験的に求まっている場合はそれを採用するが、相関式による推定値を用いることも多い。そこでここでは Fig. 10 に示すように両振り疲労限度として

$$\sigma_w = \sigma_B / 2 \quad (1)$$

という相関式³⁾により求めた推定疲労限度を用いて描画した推定疲労限度線図上に実験点をプロットした。平均応力がある場合の切欠き材の疲労限度線図については、切欠き係数は応力振幅のみに効くと考え、平均応力については公称応力をとるという方法⁴⁾に基づいて表示した。なお、応力振幅については切欠き係数に代わりに応力集中を用いて計算したピーク応力振幅をプロットした。切欠き材のピーク応力の疲労限度が平滑材疲労限度とほぼ一致しているということは、切欠き感度係数がほぼ 1 であることを示しており、比較的高強度の鈍い切欠き材の

Fig. 10. Estimated fatigue limit diagram for constant amplitude stress and test result.

結果としては妥当な結果と判断される。このように局所降伏を生じている平均応力が作用している場合でも、振動応力のみが負荷されている状況ならばピーク応力表示で 372MPa という相当大きな振動応力にも耐えられることが分かった。

4・3 高・低サイクルミクストモード試験結果

Fig. 7 の応力パターンで 1 段目繰返し数を $n_1 = 50$, 2 段目繰返し数を $n_2 = 1 \times 10^6$, 1 段目応力を $\sigma_1 = 323$ MPa として、2 段目応力 σ_2 を実験パラメータとして種々のレベルに変えた高・低サイクルミクストモード疲労試験を行った。Fig. 11 に試験終了後試験片を破面開放し、光学顕微鏡で拡大観察したものの一例を示す。破面には低サイクル疲労破面と、高サイクル疲労破面とが組み合わさったビーチマークが見られた。1 ブロックの振動応力繰返し数を $n_2 = 1 \times 10^6$ とかなり大きくしたが、高サイクル疲労き裂進展に遷移しても 1 ブロックの振動応力繰返しのみで疲労破断するまでには至らず、高サイクル疲労き裂に遷移ののち数ブロックを経て疲労破断した。このため数ブロック分の応力パターンに対応するビーチマークが認められる。この写真において明るく見える部分は 1 段目応力の低サイクル疲労により形成されたもので、暗く見える部分は 2 段目応力の高サイクル疲労により形成されたものである。高サイクル疲労き裂進展に遷移したき裂深さは数十 μm と浅いため、遷移時点を非破壊的に自動検知することは困難であった。そこで、破面のビーチマーク観察により、高サイクル疲労き裂進展に要したブロック数を破面から求め、疲労破断ブロック数から差し引くことによって、高サイクル疲労き裂への遷移時点を求めた。高サイクル疲労き裂に遷移したき裂深さとしては、破面上で初めて高サイクル疲労破面が観察されたき裂深さとして求めた。Fig. 11 の例の場合、高サイクル疲労に遷移した位置は矢印で示す箇所でありこの点のき裂深さは約 50 μm であった。

Fig. 12 に高サイクル疲労き裂進展への遷移点での 1 段目応力の総繰返し数 Σn_1 を横軸に、2 段目のピーク応力振幅 $K_t \sigma_2$ を縦軸にとった S-N 線図を示す。横軸の Σn_1 は Fig. 1 の運転パターンでいえば、遷移時点までの総起動停止回数に相当する。なお、本試験の応力条件の場合低サイクル疲労のみによる破損寿命 N_{LCF} は 1.03×10^4 回である。図中に実線で示したものは従来の $(\Delta K_{eff})_{th,\infty}$ に基づく評価法による予測の S-N 線図である。予測線は、切欠

Fig. 11. Fracture surface of SCM440H ($K_t \sigma_2 = 87$ MPa).

Fig. 12. S-N diagram shown against start-stop cycling.

き底に $K_t \sigma_2$ のピーク応力振幅が負荷された状態でき裂が成長するとき, ΔK が $(\Delta K_{eff})_{th, \infty}$ に一致するき裂深さを求め, この深さのき裂が発生するのに必要な低サイクル疲労の繰返し数を Fig. 8 から求めて横軸にプロットしたものである. $(\Delta K_{eff})_{th, \infty}$ の値として $2.4 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$ を採用した.

ここで, 応力拡大係数 ΔK の算出は下記のようにした. まず 2 次元問題として, Lukas と Klesnil⁵⁾ による解を用いる. 切欠き半径 ρ で応力集中係数が K_t の切欠き底に存在する深さ a の 2 次元き裂に対して, $a \leq \rho$ の範囲において ΔK は式 (2) で与えられる.

$$\Delta K = 1.122 K_t \times 2 \sigma_a \sqrt{\pi a} / \sqrt{1 + 4.5(a/\rho)} \quad (2)$$

本研究で使用した切欠きは比較的鈍い切欠きであるので, 切欠き底には 2 次元き裂ではなく, 半だ円の表面き裂が発生する. き裂が浅い時点ではアスペクト比は 0.25 程度であり, 半だ円表面き裂としての取扱いが必要である. ここで, 切欠き底に存在する半だ円表面き裂については一般化された K の式は見当たらないので, 切欠き表面長 $2c$, 深さ a の半だ円表面き裂の効果の補正として, 式 (3) で定義したき裂の形状係数 Q ⁵⁾ を用いてき裂の 3 次元性を簡易的に補正することとした.

$$Q = 1 + 1.464(a/c)^{1.65} \quad (3)$$

式 (2) と式 (3) を組み合わせて, 切欠き半径 ρ で応力集中係数が K_t の切欠き底に存在する, 表面長 $2c$, 深さ a の半だ円表面き裂の ΔK を $a \leq \rho$ の範囲に対して式 (4) により求めた.

$$\Delta K = 1.122 K_t \times 2 \sigma_a \sqrt{\pi a / Q} / \sqrt{1 + 4.5(a/\rho)} \quad (4)$$

き裂の深さが切欠き底応力集中の支配領域を超えて, 2 次元き裂となった深いき裂については, 切欠きを含めた長さをき裂として, 片側き裂の曲げの K の式を用いた.⁶⁾

本研究の実験結果は●印とそれらを結ぶ破線で示すように, 実線で示す予測線に比べて短寿命である. 短寿命化の程度は $1/2 \sim 1/3$ 程度であり, 桁違いに小さくなるわけではないが, 実機の寿命を評価するうえでは無視できない. 実機の運用においては寿命評価結果を基に十分な安全率を考慮して許容起動停止回数が決定されるであろうが, 本報のような事象によりその安全率の半分程度が消費されてしまうことに注意を要する.

4・4 考察

予測寿命と実験結果の差異の原因を検討するために, 遷移点のき裂に対して, 応力拡大係数範囲 ΔK の評価を行ったものを Fig. 13 に示す. Fig. 13 中の●印は一定振幅の疲労き裂進展における $(\Delta K_{eff})_{th}$ の実験値であり, ハッチングは従来の知見に基づくばらつきを示すデータバンドである.^{8)~10)} ミクストモード変動疲労試験において初めて高サイクル疲労き裂進展に遷移した条件を図中に★印で示す. 一定振幅荷重のき裂進展下限条件は●印で示すようにき裂寸法効果が現れてき裂の短い領域で長いき裂の $(\Delta K_{eff})_{th, \infty}$ よりも低下している. ミクストモード疲労での高サイクル疲労き裂進展への遷移はこの特性に支配され, ★印で示すように $(\Delta K_{eff})_{th, \infty}$ よりも小さい ΔK で遷移が生じたことが示されている. このことが Fig. 12 において予測結果に比べ実験結果の短寿命化が生じた原因である.

Fig. 14 は定性的な概略図であるが, 振動応力に着目すると, 起動停止のない運転では●印で示す一定応力振幅のグッドマン線図上の疲労限度を有するものが, 起動停止という別モードの低サイクル疲労によってわずか

Fig. 13. Transition point from low cycle to high cycle fatigue crack propagation.

Fig. 14. Reduction of fatigue strength by mixed mode loading (Total numbers of start-stop = 10^4).

50 μm 程度のき裂が発生することにより、 10^4 回の起動停止に対して許される振動応力は丸印のハッチングで示すレベルまで低下するのである。このように、低サイクル疲労と高サイクル疲労のそれぞれが単独の事象であるならば十分な強度や寿命を有するものが、ミクストモード疲労により著しい短寿命化がおこる。そのうえさらに本報で指摘した、高強度材、高応力比、微小き裂において $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$ が $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th},\infty}$ よりも低下する事象が、さらに短寿命化を促進する原因となることが確認された。

ここで、深さ 50 μm のき裂というのは通常の検査では容易に検知できないほど浅いものである。したがって、定期検査によって非破壊的にき裂を検知して高サイクル疲労き裂進展への遷移を未然防止するという考え方は、機種にもよるが、実機の場合は極めて実現しにくいものと考えられる。き裂の監視が困難な状況の下で微小き裂が発生し、それが条件を満たした時点で急速に高サイクル疲労破損に至る可能性があるのである。高い静応力が発生する機械を高頻度で起動停止させる運用を行う際には、振動応力を特に低く抑える設計をすることが重要である。

5 結 言

起動停止に伴って高い静応力が繰返される低サイクル疲労と、運転中に静応力に重畳した微小振動応力が負荷されるミクストモード疲労による疲労寿命低下について検討した。

(1) 高・低サイクルミクストモード疲労においては、低サイクル疲労によって発生したき裂に、振動応力による ΔK が作用し、き裂進展下限条件 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$ を越えた時点で高サイクル疲労き裂進展に遷移するき裂成長様式となる。

(2) 高サイクル疲労き裂への遷移点は破壊力学により

予測され、クライテリアとしては長いき裂の下限界有効応力拡大係数範囲 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th},\infty}$ が用いられることが多いが、高硬度材料で高応力比条件においては、 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$ がき裂寸法効果を有するので、 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th},\infty}$ に基づいて予測した遷移点は、非安全側となる結果が得られた。

(3) 切欠きの応力集中を考慮した振動応力が数十 MPa 程度作用していると、深さ 50 μm 程度のき裂が生成すると高サイクル疲労き裂進展に遷移するので、定期検査でのき裂調査によって高サイクル疲労き裂進展遷移の未然防止を図ることは極めて困難である。高い静応力が作用する機械を高頻度起動停止運用する際には、振動応力を特に低く抑えるように設計することが重要である。

参 考 文 献

- 1) W. Elber, ASTM STP 486, 230 (1971).
- 2) 近藤良之, 栄 中, 久保田祐信, 工藤隆夫, 材料, **53**, 661 (2004).
- 3) A. J. McEvily, "Metal failures", p.182 (2002) John Wiley & Sons.
- 4) 日本機械学会, 疲労強度の設計資料 I, 6 (1982).
- 5) P. Lukas and M. Klesnil, Mat. Sci. Engng., **34**, 61 (1978).
- 6) I. S. Raju and J. C. Newman, Engng. Frac. Mech., **11**, 817 (1979).
- 7) W. F. Brown, Jr. and J. E. Srawley, ASTM STP 410, 13 (1966).
- 8) S. Usami, "Fatigue Thresholds", p.205 (1982) Eng. Advisory Service.
- 9) 中井善一, 田中啓介, 川島理生司, 材料, **33**, 1045 (1984).
- 10) J. M. Barsom and S. T. Rolfe, "Fracture and Fatigue Control in structures 3rd edition", p.199 (1999) ASTM.