ディーゼルエンジンクランクシャフトの疲労破壊事例[†]

三 谷 進*

An Example of Fatigue Failure in a Diesel Engine Crankshaft

by

Susumu MITANI*

Failure analysis on a diesel engine crankshaft that failed due to fatigue was carried out by means of fractography. The value of the applied stress was estimated by the following procedure. First, the crack growth rate was estimated from the percentage of each fracture mode using the reported relationship between them. Then, the stress intensity factor range was estimated from the crack growth rate. Finally, the applied stress was estimated from the stress intensity factor range in a semi-elliptical surface crack.

The engine analyzed had been used to drive an emergency electric power supply. Therefore, the total running time was only about 300 hours. The material of the crankshaft was JIS SF55A (normalized carbon steel forged for general use, tensile strength 55 kgf/mm²). A fatigue crack formed at the web and grew until the pin finally fell off. A beach-mark was observed on the fractured surface of the web initially damaged. Microfractographs of this surface showed facet-like fracture mixed with intergranular fracture in sequence with fatigue striations. From these observations, the applied stress on the web was estimated to be 8 to 11 kgf/mm². Microfractographs of the second web showed fatigue striations followed by a river pattern. The striation spacing was about 1 μm. The stress value was estimated to be 38 to 54 kgf/mm². In the first web, the stress value was more than the web's fatigue limit, about 9 kgf/mm². The failure of the crankshaft was caused by overload during operation.

Key words : Crankshaft, Carbon steel forgings for general use, Fatigue failure, Fractography

1 緒 言

材料の疲労破壊に関する研究は進んでいるものの実機についての破壊解析事例の紹介はまだ少ないようである。実機での結果は、今後の疲労破壊防止や実験室的検討の妥当性を検証するものとして、できるだけ多く報告されることが望まれている。

最近、破壊原因の解析にはフラクトグラフィの手法が使われるようになってきた。しかし、実験室的には有効であるが、実機の場合、破面の現状のままの確保ができないことや運転状況の不明確さ等のため解析が困難な場合が多い。本例では、ディーゼルエンジンのクランクシャフトの疲労破壊を好機として、事故解析例としてまとめることができたので報告する。以下材質調査、フラクトグラフィによる破壊原因調査結果について述べる。

2 クランクシャフトの破損状況

Fig. 1 は、クランクシャフトに破損の生じた 1000 kVA ディーゼルエンジンの外観を示したものである。本エンジンは、12 気筒で出力 1200 PS、回転数 1200 rpm である。製造および設置は 1970 年であり、約

Fig. 1. Appearance of the failed diesel engine.

14 年経過しているが、非常用電源として使用しているため、実稼動時間は、定期的に行われる負荷試験等を総計しても約 300 時間でありエンジンとしては極めて短い。300 時間のうち 250 時間が定期的に行われる試験運転であり、50 時間が停電時の運転である。試験運転は 1 月目および 2 月目はそれぞれ 15 分間、3 月目に 2 時間のサイクルで毎月行い、さらに年 1 回 8 時間の連続運転を行っており、年間総計 18 時間で

原稿受理 昭和62年7月15日 Received July 15, 1987

* 正 会 員 NTT 電気通信研究所 武蔵野市緑町, NTT Electrical Communications Laboratories, Midori-cho, Musashino

る。また停電時の運転状況は明らかでないが、1回の運転は3時間程度と考えられる。以上の運転状況から起動停止回数を推定すると約200回である。

Fig. 2は、ディーゼルエンジンの構造およびクランクシャフト破損箇所を示したものである。ダンパー側左端で破損が生じている。Fig. 3は、クランクシャフト形状と破損面を示したものである。ジャーナルとクランクピンとの間（ウェブと呼ばれる）で破損が生じている。なおこの箇所以外のウェブ等にはき裂は見出されなかった。Fig. 4は、マクロ破面を示したものであり、(a)における右方がダンパー側である。(b)は、(a)における右側破面の拡大図であり、ビーチマークが認められる。(c)は、左側破面の拡大図であり、フラットな疲労破面と凹凸のあるぜい性破面が明確に認められる。これらの破面観察より、破壊はビーチマークのある右側ウェブが破壊した後、左側ウェブにき裂が発生進行

Fig. 2. Schematic view of the diesel engine structure and points of failure of the crankshaft.

Fig. 3. Crankshaft structure and fractured surface : (a) names of each crankshaft part (b) fractured web surface.

Fig. 4. Light fractograph of the web : (a) all fractured surfaces (b) beachmark of the right side web (c) fatigue fracture and subsequent brittle fracture of the left side web / → mark shows crack growth direction.

し、その後ぜい性破壊したものと推定できる。

3 クランクシャフトの材質

クランクシャフトは、JIS SF 材（炭素鋼鍛鋼品）でありその化学成分を Table I に示す。加工後は、860℃で6時間保持後空冷している。Table II は、クランクピンから採取した試料の機械的性質について調べた結果である。2回の引張試験の結果、引張強さが、55および58 kgf/mm²であることからSF55相当である。なお、JISでは、伸びが23%以上となっているが、一方の試料では下まわっており、さらに通常は

Table I. Chemical compositions of the crankshaft material (wt %).

C	Si	Mn	P	S
0.41	0.31	0.75	0.016	0.023

Table II. Mechanical properties of the crankshaft material.

Tensile strength (kgf/mm ²)	Proof stress (kgf/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of area (%)	Charpy absorbed energy (kgfm)
58.2	27.0	24	34	1.75, 1.60
55.5	25.7	21	27	1.60, 1.83

35 % 程度あるので、ややもろいと思われる。また引張試験後の破面は、わずかなディンプルが認められるのみで、破面全体はリバーパターンであった。

Fig. 5 は、Fig. 4 におけるビーチマーク破面の約 20 mm 下でのウェブの金属組織を示したものである。白色部分はフェライトであり、黒色部分はパーライトである。標準的なものに比較しパーライトが多いと思われる。つぎに材質のばらつきをみるために硬さ（ロックウェル B）分布を調べた。Fig. 6 は、ウェブの硬さ分布を調べるため組織観察を行った同じ試料について硬さ測定を行った結果を示したものである。硬さのこの配がやや認められ、起点側がやや低い傾向がある。

以上材質について調べ、やや標準的な状態と異なっていることが明らかとなった。この材質の疲労限度は疲労試験を行ってみたいと定かではないが、後述するように破壊までの繰返し数が 10^7 回程度であることから短時間の疲労破壊の直接原因となるほど小さくはないと考えられる。

Fig. 5. Optical micrograph of the web.

Fig. 6. Rockwell hardness of the right side web in Fig. 4.

4 破 面 観 察

Fig. 7 は、ビーチマークが見られるウェブの破壊起点部分の走査電子顕微鏡写真であるが、起点となるような欠陥は見出せなかった。Fig. 8 は、この起点部から 5 mm および 15 mm だけき裂進展した部分の破面例を示したものである。破面は粒内ファセット状であ

Fig. 7. Scanning electron micrograph at crack origin part of the web showing beachmark.

Fig. 8. Facet-like fracture of the web showing beachmark : (a) 5mm from crack origin (b) 15mm from crack origin / → mark shows crack growth direction.

り、ファセットごとにき裂の方向が異なっている。これはき裂先端の塑性域寸法が結晶粒径に比べて小さい場合であり、組織の影響を受けていると考えられており、 $0.05 \mu\text{m}/\text{cycle}$ 未満の低き裂伝ば速度域であるといわれている。このようなファセット状の破面形態は、ビーチマークが見られるウェブ破面で支配的であるが、起点側からウェブの中程までに、破面率約 15 % の Fig. 9 に示すような粒界状破面が認められる。また、中程からさらにき裂が進んだ領域では、破面率

Fig. 9. Intergranular fracture mixed with facet-like fracture of the web showing beach-mark (20mm from crack origin).

Fig. 10. Fatigue striations mixed with facet-like fracture of the web showing beachmark (50mm from crack origin).

約 10 % の Fig. 10 に示すようなストライエーション状破面が認められる。一方、Fig. 4 の左側破面になると様相が異なってくる。Fig. 11 は、この破面の起点側の走査電子顕微鏡写真であるが、およそ $1\mu\text{m}$ 間隔の明りょうなストライエーションが認められる。このストライエーションは Fig. 4(c) のフラットな破面全体に観察され、その後はぜい性破面に遷移している。Fig. 12 は、疲労からぜい性破面に遷移していることを示しており、右側にストライエーション、左側にリバーパターンが観察される。

5 疲労破壊原因

材質不良や先在き裂などが考えられないことからウェブの疲労限度と作用応力の大きさが問題となる。すなわち、応力が大き過ぎればクランクシャフトの設計または材料選定のミスであると考えられる。そこで、まずウェブの疲労限度を見積もった後、フラクトグラフィにより作用応力を推定する。

5・1 ウェブの疲労限度

疲労特性データとしては、一般には回転曲げに関するものが多く、SF55 についてもウェブの疲労形態で

Fig. 11. Fatigue striations of the left side web in Fig. 4.

ある平面曲げ疲労限度のデータは見当たらない。そこで既の報告されている試験片での回転曲げ疲労限度のデータからウェブの回転曲げ疲労限度をもとめ、さらにこれからウェブの平面曲げ疲労限度をもとめることとする。SF55 の回転曲げ疲労限度（繰返し数 10^7 回）としては、 26.0 kgf/mm^2 （試料径 12 mm^ϕ ）が報告されている³⁾。ウェブの破面は、Fig. 13 に示すように $64 \times 210\text{ mm}$ の矩形であるので、やや乱暴な近似であるが、この矩形と同じ断面係数である 113 mm^ϕ の丸棒とする。前記データに寸法効果（係数：0.91）を考慮すると、この丸棒の疲労限度は 24 kgf/mm^2 である。さらに、フィレット半径 8 mm を有する細径 64 mm 、太径 210 mm の段付き丸棒として、切欠き効果⁵⁾（係数：1.95）および表面仕上げ効果⁶⁾（係数：0.9）を考慮すると、ウェブの回転曲げ疲労限度は、 11 kgf/mm^2 である。

一般に回転曲げ疲労限度に比較して平面曲げ疲労限度は小さい^{7,8)}。また、青山らは前者の 8 割と報告しており⁹⁾、これを採用するとウェブの平面曲げ疲労限度は、約 9 kgf/mm^2 と推定される。

5・2 作用応力の推定

フラクトグラフィにより破損部分での作用応力の大きさを推定する。破壊の進行順序を Fig. 4 において考えると、

Fig. 12. Transition from fatigue fracture to brittle one : (a) fatigue-brITTLE boundary (b) striations, the spacing is about 1 μm (c) river pattern.

Fig. 13. Shape and dimension of the web.

右側ウェブ（ビーチマーク）→左側ウェブ（平坦破面→ぜい性破面）

と推定できる。途中のき裂形状は、Fig. 4(c)に示す破

Fig. 14. Surface crack model at the web.

面の観察から Fig. 14 に示すような半だ円型表面き裂とみなすことができる。ぜい性破壊に移行したときのき裂寸法を Fig. 4(c)から実測すると、 $l=144\text{ mm}$ 、 $a=35\text{ mm}$ であり、途中のき裂形状はこれと相似形であったと考える。半だ円型表面き裂の場合、応力拡大係数 K は次式で与えられる。

$$K = M_b \sigma \sqrt{\pi a / Q} \quad (1)$$

ここに、 M_b : 曲げ応力修正係数、 σ : 曲げ応力、 a : き裂深さ、 Q : き裂形状パラメータ、である。この式を用い作用応力を以下に算出する。

(1) 右側ウェブでの作用応力の推定

まず右側ウェブでの K を求める。SF55 における $\Delta K \sim da/dN$ (き裂進展速度) の関係については、日本材料学会の疲労き裂進展抵抗データ集¹¹⁾の結果を参照する。Fig. 8 のようにファセット状破面を呈する場合、前述したように、 $0.05\text{ }\mu\text{m/cycle}$ 未満の低き裂伝ば速度の場合といわれている²⁾。大塚らは、軟鋼の疲労き裂進展速度と破面との関係を調べ、き裂進展速度が低速から高速になる場合の粒内破壊、粒界破壊およびストライエーションの各破面率をもとめている¹²⁾。これによれば、粒内、粒界破壊が混在する場合は、ストライエーションが存在する場合に比較して 10 倍以上遅くなっている。増田らは、本ウェブと同程度の硬さである H_v140 の S25C 焼ならし材の疲労試験において、粒界ファセットの面積率が 15 % 程度になるのは、き裂伝ば速度が $0.005\text{ }\mu\text{m/cycle}$ 程度の場合と報告している¹⁾。そこで本事例の場合ウェブの中程までは破面率 15 % 程度の粒界ファセット状破面であることから、 $0.005\text{ }\mu\text{m/cycle}$ 程度のき裂伝ば速度と考えると、約 $\Delta K = 35\text{ kgf/mm}^{3/2}$ と読取れる。ここで $K_{\min} = 0$ とすると、 $K = 35\text{ kgf/mm}^{3/2}$ である。また右側ウェブでの中程から先の破面には、破面率約 10 % のストライエーションが認められる。このような破面は、

Table III. Estimated applied stress at the right side web in Fig. 4.

Stress intensity factor K_I (kgf/mm ^{3/2})	35	35	45
Crack depth a (mm)	5	15	30
Bending stress correction factor M_b	0.95	0.77	0.52
Crack shape parameter Q	1.39	1.41	1.26
Applied stress σ (kgf/mm ²)	11	8	11

上述の増田らの結果¹⁾を用いるとき裂進展速度が $0.01 \mu\text{m}/\text{cycle}$ 程度と推定され、この時の K (ΔK) は、前述のデータから $45 \text{ kgf}/\text{mm}^{3/2}$ である。つぎに M_0 および Q であるが、半だ円型表面き裂の相似形が保たれるなら、 M_0 はき裂が成長するにつれて小さくなり、ほぼ 1.0 以下の値である。 Q は σ が大きくなるにつれて小さくなり、 $1.2 \sim 1.4$ 程度の値であるが、これらは上記文献の図より読取れる。以上の値を用いて右側ウェブの作用応力 σ を算出した結果を Table III に示す。これより、いずれのき裂長さの場合にも、作用応力は先に見積もったウェブの平面曲げ疲労限度である $9 \text{ kgf}/\text{mm}^2$ と同等またはそれ以上であることがわかる。したがって、実働 300 時間程度の短時間での疲労破壊は、疲労限度を越えるほどの大きな負荷が生じたことが原因と考えられる。対策としては、材料または形状寸法の変更が必要であろう。

(2) 左側ウェブでの作用応力の推定

Fig. 11 および Fig. 12 から明らかなように、ぜい性破壊に移行するまでストライエーションが認められ、その間隔は約 $1 \mu\text{m}$ である。前述の SF55 のデータでは $1 \mu\text{m}/\text{cycle}$ のような大きなき裂進展速度域まで試験されていないため ΔK をもとめることができない。そこで $1 \mu\text{m}/\text{cycle}$ の進展速度まで試験を行っている他の材料のデータから推定することとする。小規模降伏条件を満たすことを前提とするため CT 試験片を用い、かつ SF55 に似かよった材料のデータを調べると、SSVV¹³⁾3, SM41¹⁴⁾, SM50A¹⁵⁾, SM58Q¹⁶⁾, BS4360¹⁷⁾ 50D, NK KA¹⁸⁾ 等いずれも材料によらず $\Delta K = 160 \sim 200 \text{ kgf}/\text{mm}^{3/2}$ 程度である。したがって、SF55 についても同程度と推定できる。

また、 K_{Ic} とシャルピー吸収エネルギー値 C_v の関係を示す次の Rolfe の実験式¹⁹⁾

$$K_{Ic} = 0.833\sqrt{E} C_v^{0.75} \quad (2)$$

ただし、 E : ヤング率

を用いると、ぜい性破壊時の ΔK ($K_{min}=0$) を求めることができる。鉄鋼材料においては、 $E = 21000 \text{ kgf}/\text{mm}^2$ 、また Table II より $C_v = 1.7 \text{ kgfm}$ であるので、 $\Delta K = 180 \text{ kgf}/\text{mm}^{3/2}$ と算出され、ストライエーション間隔から求めた値と同程度である。したがって、上記の推定はほぼ妥当なものと考えられる。

Table IV. Estimated applied stress at the left side web in Fig. 4.

Stress intensity factor K_I ($\text{kgf}/\text{mm}^{3/2}$)	180	180	180
Crack depth a (mm)	5	15	30
Bending stress correction factor M_0	0.95	0.77	0.52
Crack shape parameter Q	1.25	1.24	1.26
Applied stress σ (kgf/mm^2)	54	38	40

以上の結果をもとに式(1)から算出した作用応力の値を Table IV に示す。右側ウェブの場合と比較するといずれのき裂長さにおいても非常に大きい負荷応力であったことが明らかである。

5・3 破壊までの繰返し数

ビーチマークが観察されることから、定常負荷の他に間欠的に大きな負荷が加わったことが予想される。本機は非常用電源であるため、大型エンジンではあるが、停電時や定期点検時のみに運転するため起動および停止回数が多い。したがって、この時の高い応力がビーチマークを生じさせたものと考えられる。この破面での疲労き裂進展速度は、前述したように中程まで 0.005 であり、それ以降 $0.01 \mu\text{m}/\text{cycle}$ 程度と見積もれるので、ウェブ破面長さは Fig. 11 に示したように 64 mm であるから、き裂発生までの繰返し数を除けば 9.6×10^6 回 (前半 6.4×10^6 , 後半 3.2×10^6) で右側ウェブは破壊したことになる。また総運転時間は約 300 時間であり、エンジンの回転数が 1200 rpm であることから見積もると、 2.2×10^7 回で破壊したことになる。なお左側破面の場合、負荷応力が大きいことストライエーション間隔が $1 \mu\text{m}$ もあり、ぜい性破壊が生じた 35 mm までき裂が成長するまでには、僅か 3.5×10^4 回 (29 分間) である。したがって、右側に比較すると、左側ウェブの破壊に要する時間は無視できるほど短い。き裂発生繰返し数を考慮すれば、破面から推定した場合と運転時間から推定した場合ではほぼ合致していると考えられる。また、 10^7 回のオーダで破壊したことより、負荷応力をウェブの疲労限度と同等またはやや大きい程度と見積もることが妥当であると考えられる。

6 結 言

フラクトグラフィにより、実働約 300 時間の短時間で疲労破壊した非常電源用ディーゼルエンジンクランクシャフトの破壊原因調査を行った。主な結果は以下のとおりである。

(1) 疲労破壊箇所は、クランクピンとジャーナルの隅を結ぶウェブである。

(2) き裂進展にともなう破面様式の変移は、①粒内、粒界混合のファセット状破面 (マクロにはビーチマーク) → ②粒内、ストライエーション混合破面 → ③ストライエーション → ④リバーパターンの順である。ただし、①②は最初のき裂発生側ウェブであり、③④は 2 番目のウェブである。

(3) 破面から推定した作用応力は、エンジンの稼動時間や疲労限度から判断した作用応力とほぼ一致し、フラクトグラフィの有効性が認められる。

本資料をまとめるにあたりご教示して下さった武蔵工業大学浅見克敏教授に感謝致します。

(昭和59年11月15日 第17回疲労シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 増田千利, 西島 敏, 材料, **27**, 59 (1978).
- 2) 小寺沢良一編, “フラクトグラフィとその応用”, p. 107 (1983) 日刊工業新聞社.
- 3) 日本学術振興会第129委員会編, “金属材料の強度および疲労資料集成”, p. 100 (1970) 丸善.
- 4) 例えば, 日本金属学会強度委員会編, “金属材料の強度と破壊”, p. 340 (1964) 丸善.
- 5) 同上, p. 329.
- 6) 例えば, 中沢 一, 小林英男, “固体の強度”, p. 222 (1981) 共立出版.
- 7) 日本材料学会編, “金属材料強度試験便覧”, p. 199 (1977) 養賢堂.
- 8) ばね技術研究会編, “ばね”, p. 354 (1982) 丸善.
- 9) 青山咸恒, 吉川和男, 山田 明, 材料, **25**, 69 (1976).
- 10) ASME Code, Sec. XI, Div. 1, Appendix (1977).
- 11) 日本材料学会, “金属材料疲労き裂進展抵抗データ集” p. 577 (1983).
- 12) 大塚昭夫, 森 要, 川村貴保, 日本機械学会論文集, **45**, 1312 (1979).
- 13) 日本材料学会, “金属材料疲労き裂進展抵抗データ集”, p. 581; p. 585 (1983).
- 14) 同上, p. 13.
- 15) 同上, p. 35; p. 37; p. 39.
- 16) 同上, p. 49.
- 17) 同上, p. 51.
- 18) 同上, p. 55.
- 19) S. T. Rolfe, NSS Library News, 4-9 (1967).