

機械構造部品の破壊事故解析と X 線フラクトグラフィ<sup>†</sup>

松 井 和 幸\* 広 瀬 幸 雄\*\*  
茶 谷 明 義\*\*\* 田 中 啓 介\*\*\*\*

X-Ray Fractography and Its Application  
to Failure Analysis

by

Kazuyuki MATSUI\*, Yukio HIROSE\*\*, Akiyosi CHADANI\*\*\*  
and Keisuke TANAKA\*\*\*\*

Failures in operation sometimes result from defects in engineering structures. The purpose of failure analysis is to determine the cause of failure. In order to prevent the failure accidents, it is necessary to make a quantitative analysis on the fracture surface.

In the present paper the X-ray fractographic technique was applied to the examples of actual fracture of machine parts. The distribution of the residual stress beneath the fracture surface was measured with the X-ray diffraction technique. The plastic zone size was determined from the distribution of the residual stress and was used to estimate the actual fracture stress.

**Key words :** X-ray fractography, Fracture analysis, Fracture mechanics, Fatigue

## 1 緒 言

機械構造物の破損原因究明の手段として、破面形態の目視や顕微鏡による調査、いわゆるフラクトグラフィの手法が企業の間で広く利用され成果を収めている。この方法は、破面に存在する凹凸の形態をもとに破壊様式あるいは破面形成時の力学的条件や破壊機構に関する知見を得るものである。ところが破面極表層の酸化や汚れのため破壊時に形成された凹凸の原型が保存されていない時、あるいは破面模様が無特徴で明確にこん跡を識別しにくい時などでは従来のフラクトグラフィの手法では必ずしも十分な解析が得られていない。これに対し近年、X 線回折法を応用した破面解析法すなわち X 線フラクトグラフィが有効な手段として使用されはじめている<sup>1)</sup>。この X 線回折を破面解析に利用することは破面近傍の塑性変形量や塑性域を半価幅や残留応力の変化から求めることを特徴とし、材料の内部構造に関する情報を得るための新しい手法である。そして従来の電顕フラクトグラフィと補い合う技術として発展が期待されている<sup>2)</sup>。

筆者らはこの X 線フラクトグラフィの手法を使って、高張力鋼における破壊じん性試験片破面<sup>3)</sup>、応力腐食割れ破面<sup>4)</sup>、疲労破面<sup>5)</sup>に適用して破面下の塑性域深さの測定および破面ひずみをもとにして破壊力学パラメ

ータの評価ならびに破壊機構の検討などにおいて成果を得てきた。また、この手法は最近ではセラミックスの破壊破面に対しても使用可能であることを確認している<sup>6)</sup>。そこで本研究において、実際の機械破損部品に X 線フラクトグラフィの技術を適用してみた。

ここで取り上げた事例は、実機部品の特徴ある破壊事故に対して電顕フラクトグラフィ手法と X 線フラクトグラフィ手法による定量的な解析を比較検討したものである。

## 2 事 故 事 例—1—

## 2・1 概況

破壊事故は運搬用コンベヤー機械に組み込まれたローラの支持軸が、約 1 年間の使用後その固定部分から破壊したもので、支持軸の形状・寸法とその固定部の概略を Fig. 1 に示す。使用環境は工場内（大気中）である。この支持軸は一台の機械に 100 本組み付けられており、その内、破断したものおよびき裂が途中まで進行したものが合計 23 本発見された。

支持軸の材質は SCM435 で、その化学成分 (wt%) は C:0.34, Cr:1.03, Mo:0.15 で材質的に異常は認められていない。またこの部品の製造工程は、切断 (φ18)-熱処理 (850°C 30 分で油焼入れ, 650°C 2 時間で焼もどし)-旋削-研磨-圧入組み付けである。

† 原稿受理 平成元年 9 月 13 日 Received Sep. 13, 1989

\* 正 会 員 (株)石川製作所 金沢市南森本町, Ishikawa Seisakusho Co., Ltd., Minamimorimoto-machi, Kanazawa

\*\* 正 会 員 金沢大学教育学部 金沢市丸ノ内, Faculty of Education, Kanazawa University, Marunouchi, Kanazawa

\*\*\* 正 会 員 金沢大学工学部 金沢市小立野, Faculty of Engineering, Kanazawa University, Kodatsuno, Kanazawa

\*\*\*\* 正 会 員 京都大学工学部 京都市左京区吉田本町, Faculty of Engineering, Kyoto University, Yoshida-honmachi, Sakyo-ku, Kyoto

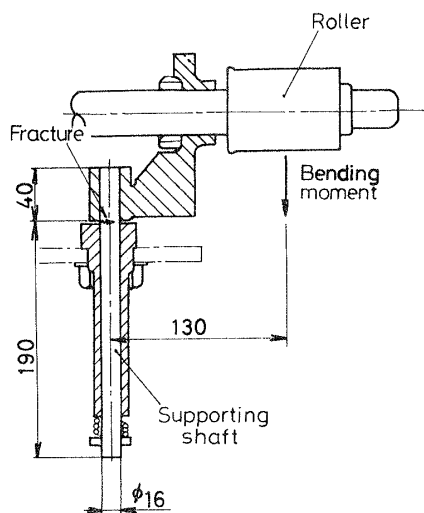


Fig. 1. Sketch of broken supporting shaft (in mm).

Table I. Mechanical properties.

Tensile strength $\sigma_B$ (MPa)	Yield strength $\sigma_Y$ (MPa)	Elongation $\epsilon_1$ (%)
804	705	21

熱処理後の機械的性質は Table I に示す。Fig. 2 は破損品の金属組織であるが熱処理による微細なトルースタイトとソルバイトの混合組織で、組織的にも異常は認められなかった。

## 2・2 破面観察

Fig. 3 に破損した支持軸のマクロフラクトグラフを

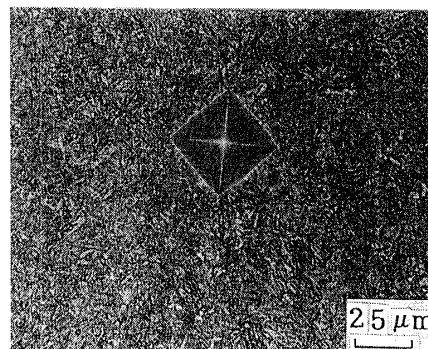


Fig. 2. Microstructure of broken shaft.  
Hardness is Hv 300.

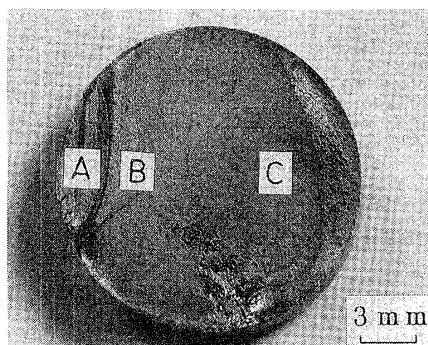
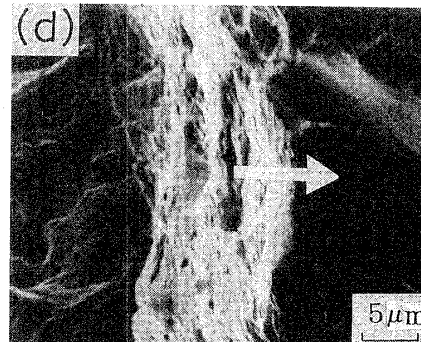
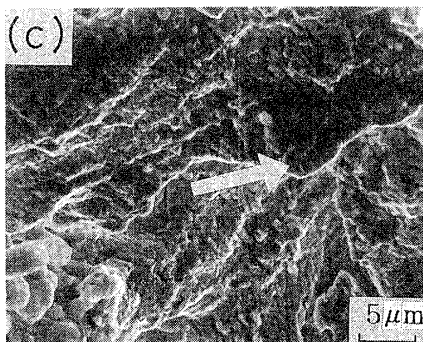
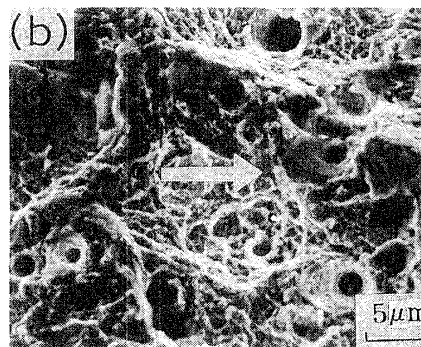
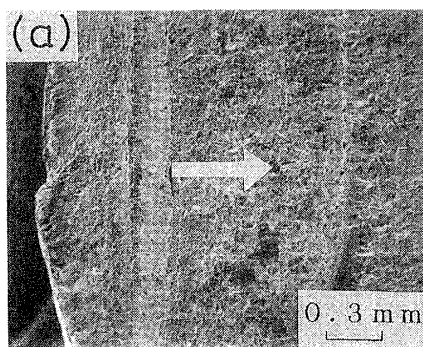


Fig. 3. Macrograph of fracture surface.

示す。Fig. 4 (a) は走査電子顕微鏡による比較的低倍率のフラクトグラフで、破面には半だ円状の部分が観られ、これから破壊の起点となった欠陥は切り口 8 mm の半だ円に近い形状であることがわかる。Fig. 4 (b) は



(a) Micrograph of fracture origin.  
(c) Location B.

(b) Location A.  
(d) Location C.

Fig. 4. SEM fractographs of broken supporting shaft.

起点部付近 (A 部) をさらに高倍率で観察したもので, ディンプル模様が観られる. Fig. 4(c) に疲労き裂の進展 (B 部), さらに Fig. 4(d) に急速破壊 (C 部) へと移行していった領域のミクロフラクトグラフをそれぞれ示す. 写真では B 部でストライエーションが, また C 部ではストレッチゾーンが観察されている. 図中の矢印はき裂進展方向を示す.

以上の観察結果からこの破壊は, まず延性的に半だ円状欠陥が発生し, つぎにこれを起点にして徐々に疲労破壊が進行して最後に残存面積では負荷に耐えられなくなった時点で急速破壊に移行したものと思われる.

### 2・3 電顕フラクトグラフィによる定量解析

破面模様から事故に関連した負荷応力を推定するため疲労き裂進展時および急速破壊時における応力拡大係数をそれぞれ次式により求める.<sup>7)</sup>

$$S_T = 9.4(1 - \nu^2) \Delta K^2 / E^2 \quad (1)$$

$$S_{ZW} = 89(1 - \nu^2) K_{IC}^2 / E^2 \quad (2)$$

ここで  $E$  はヤング率,  $\nu$  はポアソン比,  $S_T$  はストライエーション間隔,  $S_{ZW}$  はストレッチゾーン幅で,  $S_T$ ,  $S_{ZW}$  はミクロフラクトグラフにより測定できる.

この事故破面では Fig. 4(c) と Fig. 4(d) の測定結果より  $S_T$  は  $0.5 \mu\text{m}$ ,  $S_{ZW}$  は  $16.7 \mu\text{m}$  の値をそれぞれ得ることができる. したがって, ここでは  $\Delta K = 49.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ,  $K_{IC} = 93.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  であった.

### 3 事 故 事 例—2—

#### 3・1 概況

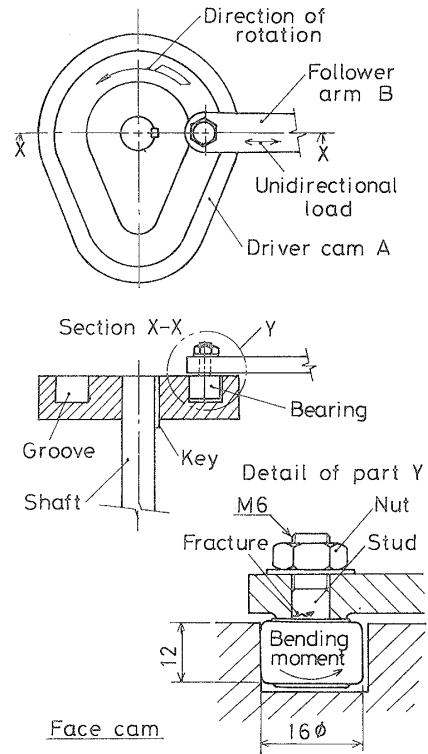


Fig. 5. Assembly and sketch of broken face cam mechanism (in mm).

Fig. 5 に事故が発生したカムフォロア部品の組立図と寸法図を示す. この部品の運動機構として, カム A の輪郭に溝を掘り, それに従節 B のローラをはめてカム A の回転運動を左右運動に伝達する働きをし

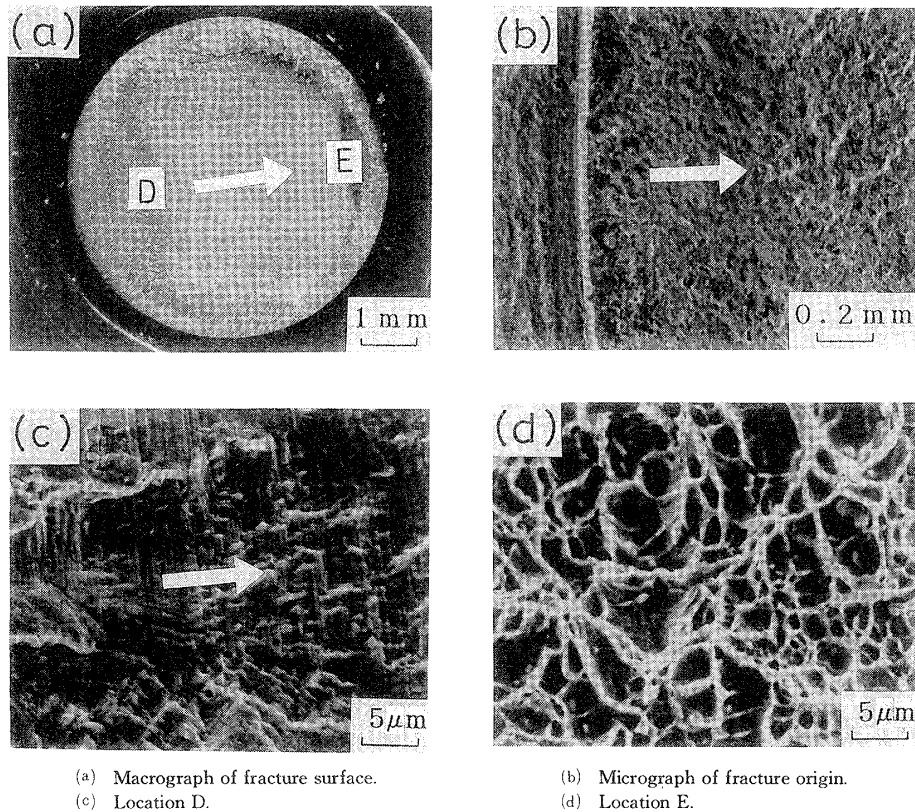


Fig. 6. SEM fractographs of broken roller stud.

ている。そして破損事故は Fig. 5 の詳細図に示す通りローラストッドの付け根部に発生している。このスタッドは機械の運転中に破壊しており、運転期間から推定した破壊までの負荷変動の繰返し数は約  $5 \times 10^6$  回であった。スタッドに使用されている材料は SCM435 でその化学成分 (wt%) は C : 0.36, Mn : 0.77, Cr : 1.05, Mo : 0.25 でいずれも JIS 規格を満足している。また使用部材は事例 1 の部品と同様に 850°C 30 分で油焼入れ、650°C 2 時間で焼もどしを行っており、機械的性質は事例 1 の支持軸と同じである (Table I 参照)。

### 3・2 破面観察

Fig. 6 は事故品のフラクトグラフを示す。写真 (a) において起点部 D の付近にビーチマークが観察される。これはき裂が表層から疲労で進展したことを暗示させる。さらに写真中の起点付近部 D、最終破断付近部 E についてのミクロフラクトグラフを Fig. 6 (c), Fig. 6 (d) に示すが、領域 D にはストライエーション、領域 E にはディンプル模様がみられた。このことから D 部から疲労が進展し (図中の矢印はき裂進展方向を示す)、その後 E 部で不安定破壊を生じたことが推定できる。

### 3・3 電顕フラクトグラフィによる定量解析

事例 1 の場合と同様にストライエーション間隔  $S_T$  から応力拡大係数範囲  $\Delta K$  を式 (1) を用いて求めた。Fig. 6 (c) における電顕観察からストライエーション間隔が  $0.24 \mu\text{m}$  と測定され、この値から事故発生時のき裂進展に関連した応力拡大係数範囲  $\Delta K$  の値として、 $34.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  を得る。

## 4 X 線フラクトグラフィからの解析

### 4・1 はじめに

X 線フラクトグラフィでは破面からの情報としての X 線パラメータと破壊力学パラメータとの相関を得ることが重要である。これはき裂進展後の破面近傍に塑性域  $\omega_y$  が残留し、最大応力拡大係数  $K_{\max}$  との間に式 (3) の破壊力学的関係が成り立つからである。<sup>8)</sup>

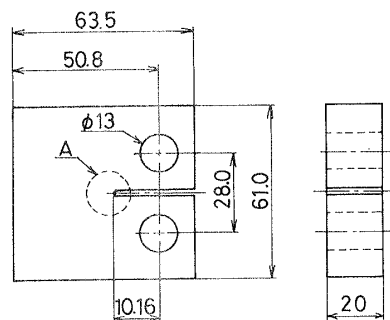
$$\omega_y = \alpha (K_{\max} / \sigma_y)^2 \quad (3)$$

ここで  $\sigma_y$  は材料の降伏強さ、 $\alpha$  は材料定数を示す。

本研究では X 線フラクトグラフィの基礎的なデータを得るために、事故品と同質材を用いた疲労試験と破壊じん性試験を行った。そして破面近傍の残留応力  $\sigma_R$  の変化より塑性域深さ  $\omega_y$  を求め、この間に成り立つ破壊力学的関係式より、き裂発生時の応力拡大係数を求める ( $\alpha$  の値を決定する)。ここではじめて実際の事故解析に際して、破面の X 線回折線測定が有効なものとなる。

### 4・2 実験方法

疲労試験は Fig. 7 の CT 試験片を用いて応力比  $R$



Detail of part A

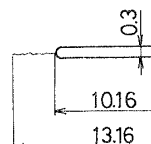


Fig. 7. Dimensions of test specimen (in mm).

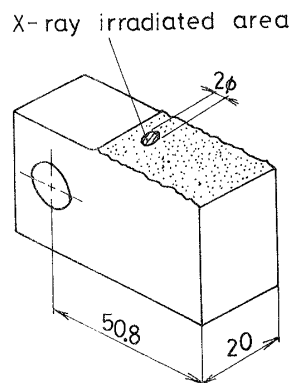


Fig. 8. Schematic illustration of X-ray irradiated area on the fracture surface (in mm).

を 0.1 の条件で行った。破壊した試料の破面近傍の残留応力分布は X 線回折により計測した。X 線回折法は、Cr-K $\alpha$  線の並行ビームを用いて  $\sin^2\psi$  法で行った。Fig. 8 に示すとおり X 線の照射領域は  $2 \text{ mm}\phi$  で、照射方向はき裂の進展方向と一致させた。破面直下の残留応力は破面表層部を電解研磨により慎重にはく離しながら計測した。

### 4・3 実験結果

Fig. 9 に種々の最大応力拡大係数  $K_{\max}$  による疲労試験で得られた破面に対する残留応力分布を示す。これは破面近傍の深さ方向の分布形態であり、その特徴として引張残留応力が表層付近でいったん上昇し、その後徐々に減少しているのがわかる。塑性域  $\omega_y$  はこの残留応力分布が一定値に近づく所までの距離で定義されるが、 $K_{\max}$  値が大きくなるに従い  $\omega_y$  の深さも増大していることがわかる。Fig. 10 において、塑性域  $\omega_y$  と  $(K_{\max} / \sigma_y)$  の関係を示す。 $\omega_y$  は  $(K_{\max} / \sigma_y)$  と両対数グラフ上で傾き 2 の関係があり、その比例定数  $\alpha$  値として疲労試験の結果からは 0.185、破壊じん性試

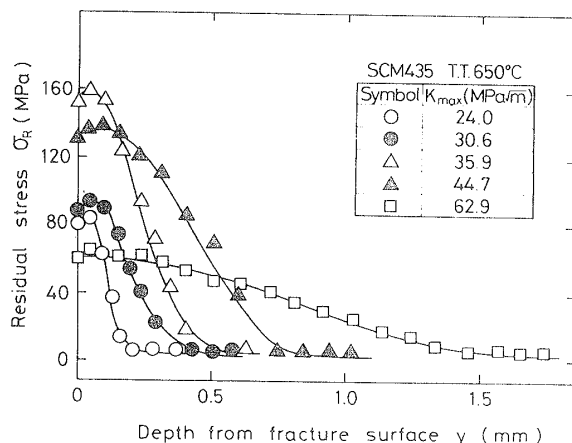


Fig. 9. Residual stress distribution near the fatigue fracture surface.

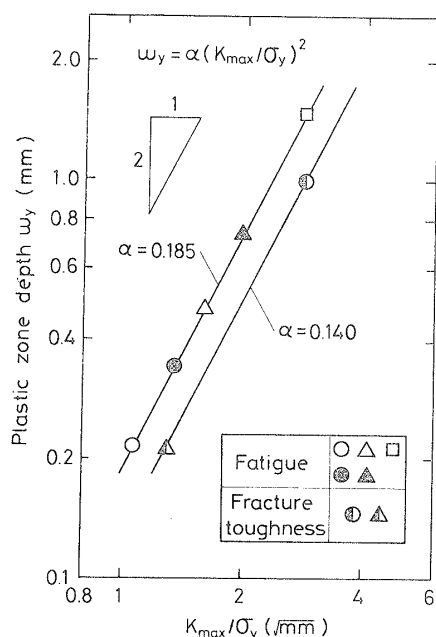


Fig. 10. Relation between plastic zone size and stress intensity factor divided by yield stress.

験の結果からは 0.14 の値をそれぞれ得ることができた。これらの  $\alpha$  値は Levy らによる FEM 解析から得られた計算結果としての  $\alpha=0.15$  と近い値であった。本研究の対象とした 2 件の事故事例は両方とも疲労破壊であり、したがって基礎実験からの X 線パラメータから得られる検定曲線として式 (4) が利用できる。

$$\omega_y = 0.185(K_{\max}/\sigma_y)^2 \quad (4)$$

#### 4・4 X線フラクトグラフィによる定量解析

前節 (4・3) で得られた検定曲線から事故破面の  $\omega_y$  を計測することで、そのき裂が進展した時の応力拡大係数  $K$  を推定できる。Fig. 11 は支持軸 (事例 1) の破面のイラストであるが、図中の斜線部 B は X 線の照射領域を示しており、すでに電子顕微鏡でストライエーションが観察されている部分でもある。X 線の照射面積や応力測定方向は基礎実験の方法と

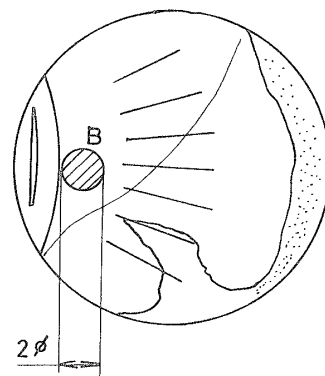


Fig. 11. X-ray irradiated area of broken supporting shaft (in mm).

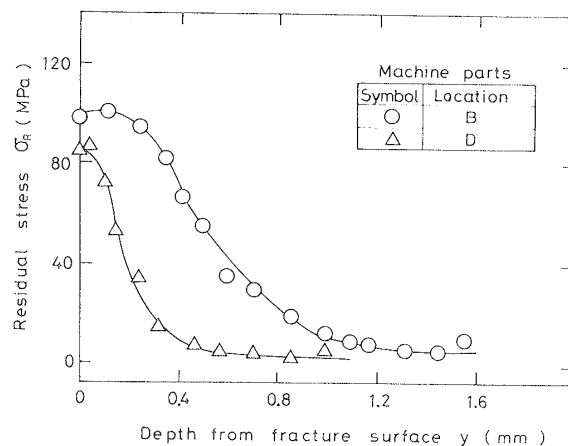


Fig. 12. Residual stress distribution near the fracture surface.

一致させた。Fig. 12 はその測定結果で、支持軸 (事例 1) の B 部とスタッド (事例 2) の D 部の残留応力分布をそれぞれ示す。これらの分布状態は基礎実験によって得られた疲労破面の結果と同様に、破面極表層から内部にかけて引張残留応力が極大値に達した後、なだらかに減少しているのが特徴的である。B 部の地点の残留応力分布から塑性域深さ  $\omega_y$  として 1.1 mm が計測される。この値を式 (4) に代入して  $K_{\max} = 54 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  の計算結果を得た。これは同じ破面上のストライエーション間隔から得られた  $\Delta K$  値  $49.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  よりわずかではあるが大きい値であった。同様にカムフォロアスタッドの破面上の D 部から (D 地点は既に SEM 観察から負荷応力の推定計算を行っている地点でもある)  $\omega_y = 0.52 \text{ mm}$  が得られ、この値を式 (4) に代入すると  $K_{\max} = 37.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  となる。この値は SEM 観察による電顕フラクトグラフィの計算結果  $34.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  よりやや大きな値である。

#### 5 考 察

電顕フラクトグラフィや X 線フラクトグラフィによる調査結果を基に、ここでは事故原因について定量的に考察を行う。一般的に半だ円切欠きを持つ丸棒が

引張と曲げ応力を同時に受ける場合、その応力拡大係数は実用上次式で近似される。

$$K = \sigma_T \sqrt{\pi b} \cdot F_T + \sigma_B \sqrt{\pi b} \cdot F_B \quad (5)$$

ここで、引張応力  $\sigma_T = P/A$  ( $P$  は荷重,  $A$  は断面積), 曲げ応力  $\sigma_B = 32M/\pi d^3$  ( $M$  は曲げモーメント,  $d$  はロッドの径),  $b$  はクラック深さ,  $F_T, F_B$  はそれぞれ引張, 曲げ応力のき裂進展補正係数を示す。

事例 1 の支持軸の破壊については、その組み付け状態からき裂発生点には曲げモーメントのみが作用しているものと判断でき、したがって  $\sigma_T = 0$  とする。また、この事故破面の起点となった切欠きが半だ円形状をしていることから村上らの調査結果<sup>10)</sup>を参考にすると、 $F_B$  の値は 0.69 となる。そして  $K_{\max} = 54.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  であるから式 (5) より破壊に関与した負荷応力として  $\sigma_{\max} = 624 \text{ MPa}$  を得る。この値は使用部材の疲労限に近い値であり、これは事故破壊までの期間として応力の繰返し数で  $7 \times 10^5$  サイクルと、いわゆる疲労限付近であったこととも一致する。以上からコンベヤー支持軸の事故は、部品組み付け時の圧入応力によりクラックが発生し（あるいはその応力がもとで機械の運転中にクラックが発生したかも知れないが）、そのクラック先端部に機械運転中の負荷が応力集中し疲労が進展したものと推定された。

つぎに事例 2 のカムフォロアスタッドの破損は、き裂発生部に軸受け荷重による曲げ応力  $\sigma_B$ （この事例の場合  $\sigma_{\max}$  で評価する）とスタッドの締め付けトルクによる軸力（引張応力） $\sigma_T$  が同時に働いていたと考えられる。このような状態でき裂が進展した場合の応力拡大係数は式 (5) で与えられ、既に求められている  $K_{\max} = 37.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ,  $\sigma_{\max} = 392 \text{ MPa}$  を代入して軸力  $\sigma_T = 146 \text{ MPa}$  が推定値として得られる。ここで、事故品の破面模様から  $F_T, F_B$  の値はそれぞれ 0.79, 0.69 とした<sup>10)</sup>。この締め付けトルクから生じた軸力 146 MPa は、このカムフォロアに許容される軸力 87 MPa を越えるものであり、このことから次の事故原因が推定される。つまり、スタッドが過酷に締め付けられたまま、これに運転中のカム回転による軸受け荷重が働いて疲労破壊したものと判断された。

事例 1, 事例 2 の破面において、電顕フラクトグラフィ（つまりストライエーション間隔  $S_T$  の計測）によって評価した  $\Delta K$  値と X 線フラクトグラフィ（つまり塑性域  $\omega_y$  の計測）によって評価した  $K_{\max}$  値を比較すると、いずれも  $\Delta K$  値の方がやや小さな値を示している。この理由として、著者らは疲労試験において応力比を大きくするとき裂進展速度が加速されるという結果を得ており、今回の事例では使用部材に平均応力が働いていたため  $\Delta K$  値を実際より過少評価したものと考える。事故解析における応力拡大係

数の評価に際し応力比の影響については、今後さらに研究を進めたい。

## 6 ま と め

事故解析の目的とすることの一つにはその事故の再発防止があげられるが、破壊に関与した応力を破面観察から求めることはこの場合非常に有効となる。本研究の結果、破壊力学と X 線回折を利用することにより、次の結論を得た。

(1) 塑性域は破面表層部の残留応力分布により決定した。そして、最大応力拡大係数  $K_{\max}$  と降伏強さ  $\sigma_y$  との間に次式の関係を得た。

$$\omega_y = 0.185(K_{\max}/\sigma_y)^2$$

(2) SCM435 において電顕フラクトグラフィによる破面観察からの負荷応力の算出結果と X 線フラクトグラフィの手法から得られる値とは、ほぼ対応していることがわかった。そして従来電顕フラクトグラフィでは困難とされていた分野にまで X 線フラクトグラフィの手法による定量的解析が可能となることが期待できる。

(3) 支持軸の破壊は軸に初期クラックが発生し（直接原因は不明）その先端部に機械運転中の負荷が応力集中し疲労が進展したものと推定された。

また、カムフォロアスタッドの破損はその組み付け不良により異常な引張残留応力が作用するなかで疲労破壊したものと推定された。

（平成元年 7 月 20 日 第 26 回 X 線材料強度に関するシンポジウムにて講演）

## 参 考 文 献

- 1) 田中啓介, 広瀬幸雄, 材料, **37**, 421 (1988).
- 2) 田中啓介(代表) "X 線フラクトグラフィによる事故破面解析手法の確立", 昭和 62 年度文部省科学研究費補助金総合研究(A)研究成果報告書 (1988).
- 3) Y. Hirose, Z. Yajima and K. Tanaka, *Advances in X-Ray Analysis*, **28**, 299 (1985).
- 4) 津田政明, 広瀬幸雄, 矢島善次郎, 田中啓介, 材料, **37**, 599 (1988).
- 5) 松井和幸, 広瀬幸雄, 矢島善次郎, 田中啓介, 日本材料学会第 25 回 X 線材料強度に関するシンポジウム論文集, p. 101 (1988).
- 6) T. Mishima, Y. Nanayama, Y. Hirose and K. Tanaka, *Advances in X-Ray Analysis*, **30**, 545 (1987).
- 7) 日本機械学会フラクトグラフィ分科会成果報告書 (1973).
- 8) K. Matsui, Y. Hirose, A. Chadani and K. Tanaka, To be published in: *The Proceedings of I. C. Residual Stress II* (1989).
- 9) N. Levy, P. V. Marcal, W. J. Ostengren and J. R. Rice, *Int. J. Fract. Mech.*, **7**, 143 (1971).
- 10) Y. Murakami, *Stress Intensity Factors Handbook*, Soc. Mater. Sci., Japan (1986).