残留応力分布下で形成される フィッシュアイ形状の有限要素法による解析†

杉 本 真 優* 金 澤 健 二*
小 沢 裕 司** 中曾根 祐 司***

Analysis of the Shape of the Fish-Eye Formed under Residual Stress Distribution Using the Finite-Element Method

by

Maya SUGIMOTO *, Kenji KANAZAWA *, Yuji OZAWA ** and Yuji NAKASONE ***

Fatigue fracture occurs frequently in very high cycle regime for surface strengthened steels. In this case, fatigue cracks initiate from defects such as non-metallic inclusions existing at the interior of specimens and then the cracks grow to become fish-eyes which can be clearly observed on the fracture surfaces. In this study, the shape of fish-eye was analyzed quantitatively and the relationships between the shape of fish-eye and mechanical conditions such as applied stress and residual stress were discussed.

The value of r_s/r_c was paid an attention to describe the shape of fish-eye, where r_s and r_c are distances from the origin to the edges of the fish-eye in the directions of the surface and the interior, respectively. Amounts of crack growth in both directions were evaluated by the Paris law, where stress intensity factors were estimated using finite element method under an assumption of a through crack in a plane strain state.

The values of r_s/r_c obtained by the present analyses coincided with experimental data obtained for shot-peened spring steel under various conditions of fatigue tests. These results mean that the shape of fish-eye indicates the background of the fatigue fracture.

Key words : Spring steel, Finite element method, Fish-eye fracture, Fractography, Residual stress

1 緒 言

鋼の疲労試験においては、試験片表面からき裂が発生し破壊に至り、 $10^6 \sim 10^7$ サイクル程度の応力繰返し数までに疲労限度が認められるのが一般的である。しかし、表面に硬化処理を施すと、応力繰返し数が 10^7 サイクル以上でも疲労破壊が起こることがある。¹⁾ この場合の破壊は、高応力低寿命側では表面破壊であるが、低応力長寿命側では内部破壊となることが多い。

近年、経済性、エネルギー問題や環境保護の観点から、機器を構成する部材の小型化、軽量化、長寿命化が一層求められている。長寿命化を指向するためには、疲労破壊における内部破壊の現象を解明することが極めて重要になってきている。

著者らは、内部破壊を起こした疲労破面に見られるフィッシュアイに注目し、その形状は部材に生じている残留応力や部材が受けた応力状態の影響を強く反映したものであることを明らかにしてきた。²⁾ これは、フィッシュアイの形状の観察が破壊解析の一助となる可能性を示すものである。

フィッシュアイ形状の情報を破壊解析に利用するため

にはフィッシュアイ形状に対する解析的なアプローチが不可欠と考えられる。しかし、解析については、回転曲げ条件下で形成されるフィッシュアイ形状について有限要素法による解析が一部行われているものの^{3), 4)} 検討の余地が残されている。

そこで本研究では、破壊解析への応用を視野に入れ、残留応力分布下で形成されるフィッシュアイ形状の解析を行い、これまでに著者らが得ているフィッシュアイ形状の観察結果²⁾と比較し、解析結果の有効性を示すとともに、フィッシュアイ形状を支配する力学因子との関係を明らかにする。

2 著者らにより得られている実験結果²⁾

これまでに著者らは、ショットピーニング（以下 SP と表記する）処理を施したばね鋼を対象に疲労試験を行い、観察されたフィッシュアイの形状について考察を行ってきた。²⁾ 本章では、そこで得られた結果の概要を示す。

2・1 疲労試験結果

供試材はばね鋼 SUP12 相当材で、高強度弁ばね用オイルテンパー線として圧延過程の直径 11mm の線材を用いた。下加工した試験片に対して 880℃からの焼入れ、

† 原稿受理 平成 22 年 10 月 20 日 Received Oct. 20, 2010 ©2011 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 中央大学理工学部精密機械工学科 〒112-8551 東京都文京区春日, Dept. Precision Mech., Fac. Sci. & Eng., Chuo Univ., Bunkyo-ku, Tokyo, 112-8551

** 中央大学大学院 (現 ヤマハ(株)) 〒112-8551 東京都文京区春日, Graduate School, Chuo Univ., Bunkyo-ku, Tokyo, 112-8551

*** 正 会 員 東京理科大学工学部機械工学科 〒102-0073 東京都千代田区九段北, Dept. Mech. Eng., Fac. Eng., Tokyo Univ. Sci., Chiyoda-ku, Tokyo, 102-0073

425℃の焼戻しの熱処理を施し、最小断面直径 4mm の砂時計型試験片に仕上げ加工した後 SP 処理を行った。その後、225℃の 2 次焼戻し処理を行い、疲労試験に供した。

異なる残留応力分布等を得るため、SP 処理は 3 種の異なる条件 A, B, C で行った。それぞれの処理条件と、それにより生じた残留応力について Table 1 に示す。また、SP 処理により生じた残留応力分布のプロットを Fig. 1 に示す。次章で述べる解析では、図中の折線で近似した残留応力分布を使用した。なお、繰返し応力により残留応力が解放されることもあるが、今回の試験片においては、疲労試験後にも残留応力分布を測定した結果、ほとんど変化していなかったため、疲労試験中の残留応力の解放はないものとした。

疲労試験は、主に片持ち式回転曲げ疲労試験とし、一部軸荷重疲労試験を行った。

Fig. 2 に回転曲げ疲労試験による S-N プロットを示す。破線は各 SP 条件における S-N 曲線である。各 SP 条件に対するプロットのばらつきは大きく、また本実験で採用した SP 条件による疲労強度の相違は顕著でなかった。軸荷重疲労試験の結果に関しては、試験数が少なかったこともあり、疲労強度を求めることはできなかったが、回転曲げと同じ試験応力に対応する疲労寿命は、回転曲げよりも全体的に低寿命側になる傾向を示した。

Fig. 2 において、黒塗りのプロットは表面からのき裂発生による表面破壊を、中抜きのプロットはフィッシュアイを伴う内部破壊を、矢印付のプロットは未破断であったことを示している。回転曲げ疲労においては、一部表面破壊もあったが内部破壊が支配的であった。試験した範囲の軸荷重疲労においては、SP 条件に依らずすべて内部破壊であった。

Table 1 Shot-peening conditions and their results.

Shot-peening conditions		A	B	C
	Shot diameter (mm)	0.3	0.3	0.6
	Shot hardness (HV)	700	550	700
	Peening velocity (m/s)	40	40	80
	Peening time (s)	75	105	60
Results of shot-peening treatments	Residual stress at surface (MPa)	-875	-700	-600
	Depth of crossing point d_{cp} (μm)	90	100	260

Fig. 1 Residual stress distributions for different shot-peening conditions.

Fig. 2 S-N plots of SUP12 steel obtained by rotating bending fatigue tests.

2・2 フィッシュアイの起点の位置と形状

破面に観察されたフィッシュアイの一例を Fig. 3 に示す。ここで、フィッシュアイの形状などを詳細に検討するために、その形状を表すパラメータを Fig. 4 のように定義した。ここで d_0 は試験片表面からフィッシュアイの起点までの深さで、 r_s と r_c は起点からフィッシュアイの試験片表面側端と試験片中心側端までの距離である。フィッシュアイの試験片表面側端と試験片表面との間にリガメントが形成されるとの報告もあるが、⁵⁾本試料の場合はほとんど観察されなかったため、 d_0 と r_s は等しいものとして扱った。

フィッシュアイの起点の表面からの深さ d_0 と r_s/r_c の値の関係を Fig. 5 に示す。ここで表面近傍の残留応力が引張りから圧縮に変わるクロッシングポイントの試験片表面からの深さを d_{cp} とすると、各 SP 条件における起点

A, $\sigma_a = 950 \text{ MPa}$, $N_f = 1.12 \times 10^7$,
 $d_0 = 130 \mu\text{m}$

Fig. 3 Example of a fish-eye²⁾.

Fig. 4 Parameters specifying the geometry of a fish-eye.

 Fig. 5 Relationship between r_s/r_c and d_0 .

深さ d_0 は、回転曲げでは d_{cp} よりもやや深い位置を中心に分布し、軸荷重では d_{cp} よりも深い位置に広い範囲にわたり分布していた。これは、負荷応力と残留応力を重ね合わせた応力分布において、その値の高い位置がフィッシュアイの起点になりやすいことを示している。

r_s/r_c の値は起点深さが深くなると大きくなる傾向にあり、起点深さによって 0.3 から 1.5 と大きく変化する。すなわち、フィッシュアイの形状は、起点を中心とする円から大きく外れる場合が多く、その傾向は起点の位置、ショット条件および応力負荷様式によって異なっていた。また、起点深さのクロッシングポイント深さに対する相対的な関係 d_0/d_{cp} の値に対して r_s/r_c をプロットすると、SP 条件に依らず、応力負荷様式ごとにほぼまとまる傾向を示した。すなわち、回転曲げ疲労の場合では d_0/d_{cp} の値が 0.8 から 2.0 に変化する間に r_s/r_c の値は 0.3 から 1.5 に変化した。また、軸荷重疲労のフィッシュアイにおける r_s/r_c の値については、 d_0/d_{cp} の値がおよそ 2 以下では回転曲げの結果と同様にみよるが、2 以上に大きくなると回転曲げの傾向とは異にし、1 よりも多少大きめの値のところで飽和する傾向を示した。²⁾

3 フィッシュアイ形状の解析

3・1 フィッシュアイ形状

前章で述べたようにフィッシュアイの起点深さ d_0 と r_s/r_c の関係は、残留応力分布や疲労試験の応力負荷様式に依存するものであった。そこで本研究ではフィッシュアイ形状の特徴を表す r_s と r_c の比 r_s/r_c に注目し、この値を解析の対象にした。

3・2 き裂モデル

内部の欠陥から発生したき裂は、起点となった欠陥の周囲に ODA などと呼ばれる特徴的な痕跡を破面に残す成長過程を経た後、各方向にほぼ同心円的に進展するが、その進展過程は式 (1) のパリス則によるものと考えられている。⁵⁾

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (1)$$

ここで、 a はき裂の半長、 N は応力繰返し数で、 da/dN は応力 1 サイクル当りのき裂進展量である。また、 ΔK は応力拡大係数範囲で、 C と m は材料定数である。なお残

(a) Internal crack in three-dimensional body

(b) Enlarged plane including crack forming fish-eye in Fig. 6 (a)

(c) Through crack in two-dimensional body

Fig. 6 Simplification from three-dimensional model to two-dimensional model.

留応力と両振りの試験応力を重ね合わせた繰返し応力の応力比は負であったので、 ΔK の値は応力拡大係数の最大値 K_{max} とみなした。⁷⁾

本研究では、ある長さの状態にあるき裂の応力拡大係数を有限要素法で計算し、その状態におけるき裂の進展量をパリス則によって求めた。

実際のフィッシュアイの形成過程のき裂は、Fig. 6 (a) に示す 3 次元の有限体に存在する円形状の内部き裂であるが、今回は Fig. 6 (b) に示すように、起点から試験片表面方向と内部方向への進展量の比 r_s/r_c を解析の対象とすることから、簡易的に Fig. 6 (c) に示す平面ひずみ状態の 2 次元有限板に存在する貫通き裂によって模擬した。

3・3 解析方法

残留応力下でのき裂先端の応力拡大係数の解析には汎用有限要素法ソフト ANSYS を用いた。解析に用いた要素は 8 節点アイソパラメトリック要素で、き裂先端に特異要素を作成し、変位外挿法によってモード I の応力拡大係数 K_I を求めた。

解析モデルを Fig. 7 に、解析値 r_s/r_c の計算のフロー

Fig. 7 Present analytical model.

チャートを Fig. 8 に示す。Fig. 7 のモデルの寸法は、解析の対象とした試験片の寸法を参考とした。また、図中の点線は初期の残留応力分布 $\sigma_r(x)$ を示し、Fig. 1 の結果を用いた。

平板モデルの左端表面から深さ d_0 の位置をフィッシュアイ起点の位置とし、そこを中央とする長さ $2a_0$ の初期き裂を作成した。ここで残留応力が引張りの領域にき裂が形成されると引張残留応力を負担することができなくなるので、それによる残留応力の再配分を考慮した。すなわち、Fig. 9 (a) に示す初期の残留応力分布のもとで、残留応力が引張りの領域にき裂が生じた場合、Fig. 9

Fig. 8 Flow chart of calculation of r_s/r_c .

(b) に示すようにき裂面には残留応力に相当する圧力を内圧として与えて、それによるき裂先端の応力分布を計算し、Fig. 9 (a) と Fig. 9 (b) を重ね合わせることによって、Fig. 9 (c) に示す再分配後の残留応力分布とした。解析の繰返し計算の 2 回目以降は、前の回の解析によって得られた再分配後の残留応力を Fig. 9 (a) のような初期の残留応力分布とみなし、Fig. 9 と同様な操作で再分配後の残留応力分布を求めた。そしてモデルの上端に任意の試験応力 $\sigma_a(x)$ を与え、1/2 対称モデルとなる拘束条件のもと解析を行い、表面方向（き裂左端）と内部方向（き裂右端）のき裂先端の応力拡大係数 K_{Is0} , K_{Ic0} を求めた。

その後、表面方向へのき裂の進展量 Δa_s を与え、上で求めた K_{Is0} を式 (1) のパリズ則に代入して、 Δa_s だけ進展するために必要な繰返し数 ΔN_0 を求める。次に、 ΔN_0 と K_{Ic0} から、モデルの内部方向へのき裂進展量 Δa_{c0} を算出する。そして、き裂進展後のき裂中央位置の深さ $d_1 (= d_0 + (\Delta a_{c0} - \Delta a_s)/2)$ およびき裂長さ $2a_1 (= 2a_0 + \Delta a_{c0} + \Delta a_s)$ を求める。ここで、表面方向のき裂先端が、モデル表面に到達していない場合は、 d_1 , a_1 を用いて新たなモデルを作成し、解析および進展量の算出を繰返す。き裂が表面に達した時点で、初期き裂の中央位置の深さ d_0 から表面方向と内部方向への最終的な進展量を求め、 r_s/r_c を算出する。なお、ここで、き裂先端には塑性域が形成されるが、本研究で対象とした供試材では降伏強度が高いこともあり、塑性域寸法は小さく、き裂先端がごく表面近傍に近づくまで小規模降伏条件をみたと考えた。

本解析では a_0 を $10\mu\text{m}$ とし、表面方向に進展する量 Δa_s は各繰返し計算において一定の値とし、 d_0 の 1/20 の値とした。ここで、設定する初期き裂寸法 a_0 の値を変化させて、 a_0 の値が解析結果に及ぼす影響を調べたが、本研究で調べた範囲 ($a_0 = 5 \sim 20\mu\text{m}$) では、解析によって求めた r_s/r_c の値の違いは最大でも 10% 程度であり、大きな違いはなかった。また、今回の解析で用いた負荷応力は、それぞれの SP 処理条件において内部破壊を起こしたすべての試験片の試験応力振幅の平均値を用いた。また式 (1) 中の定数は焼戻しマルテンサイト銅を想定し、 $m = 2.25$, $C = 2 \times 10^{-11} \text{m/cycle}$ とした。⁷⁾

(a) Initial residual stress distribution
 (b) Stress distribution due to releasing residual stress by existence of crack
 (c) Residual stress distribution after redistribution

Fig. 9 Redistribution of residual stress due to the existence of a crack.

4 解析結果および考察

4・1 解析結果と実測値との比較

Fig. 10 に SP 条件 A および C の解析結果を示す。なお、図中の実線は解析結果を適宜補間したものである。それぞれの図には 2・2 節で述べたフィッシュアイ形状から得られた実測値も合わせて示す。また、横軸にはクロッシングポイントの深さの位置 d_{cp} を矢印で示した。

全体的には解析結果は実測値よりも少し大きな値になっているが、解析による d_0 と r_s/r_c の関係は実測値の傾向とよく合っている。以上の結果は、内部疲労破壊によって破面に形成されるフィッシュアイの形状は、負荷応力と残留応力によるき裂先端の応力拡大係数をパリズ則に適用することによって評価できることを示している。すなわち、ある応力荷重様式と残留応力の条件下で形成されるフィッシュアイについては、起点の位置に応じてフィッシュアイ形状に関する情報 r_s/r_c の値を予測できることになる。

また、このような起点の位置と r_s/r_c の値に関する実測の情報が蓄積されることは、破面にフィッシュアイが認められるような破壊事故において、どのような状況下で破壊が起こったのか破壊解析をする上で有効になるものと思われる。

なお全体的に解析結果が実測値よりもやや高めの値になった理由の一つとしては、3次元の有限体に存在する円形状の内部き裂であるフィッシュアイを、2次元有限板に存在する貫通き裂で近似したことが挙げられる。この近似により、表面側き裂先端の応力拡大係数が3次元体中のそれよりも大きくなり⁸⁾その結果表面方向へのき裂進展速度が大きくなる。表面へのき裂進展速度が大きくなれば、その間に内部方向へき裂が進展する量は小さくなり、 r_s/r_c は3次元体中の円形き裂と比べて小さくなると考えられる。

4・2 起点位置と r_s/r_c の値から予測される状況

それぞれの SP 条件および疲労試験の応力荷重様式に対して、起点の位置 d_0 が深くなるほど r_s/r_c の値は大きくなる。また 2・2 節で述べたように、これまでの実験結果の範囲では、起点深さ d_0 のクロッシングポイント深さ d_{cp} に対する相対的な関係 d_0/d_{cp} に対して r_s/r_c をプロットすると、SP 条件によらず応力荷重様式ごとにほぼ一定の傾向を示すことが明らかとなった。次に、解析結果の r_s/r_c の値に対しても同様な傾向が見られるか調べることとする。

Fig. 11 に解析結果の r_s/r_c と d_0/d_{cp} の関係を示す。実験結果の場合と同様に、本解析で扱った残留応力分布の相違の範囲では、 r_s/r_c と d_0/d_{cp} の関係は SP 条件によらずほぼ一定の傾向を示していることがわかる。すなわち、 $r_s/r_c - d_0/d_{cp}$ の関係は、 $d_0/d_{cp} < 1$ の範囲では、応力荷重様式に関わらず、ほぼ同一の曲線で表されるが、 $d_0/d_{cp} > 1$ の範囲では、応力荷重様式による差が明瞭に認められるようになり、 r_s/r_c の値は回転曲げの方が大きな値となり、応力荷重様式に依存するある一定値に漸近する傾向が見られた。

(a) Rotating bending (Shot-peening condition A)

(b) Rotating bending (Shot-peening condition C)

(c) Uniaxial loading (Shot-peening condition A)

(d) Uniaxial loading (Shot-peening condition C)

Fig. 10 Results of analysis and comparison with experimental data.

Fig. 11 Relationship between r_s/r_c and d_0/d_{cp} obtained by the present analyses.

以上の結果を踏まえると、破壊した部材の破面にフィッシュアイが認められる場合、そのフィッシュアイの起点の深さ d_0 と r_s/r_c の値を知ることにより、その破壊がどのような状況下で起こったかをある程度予測できることになる。

すなわち、表面近傍に圧縮の残留応力が存在していることが予め明らかな状況において、 r_s/r_c の値が 1 よりも大きなフィッシュアイが観察されたのであれば、そこでの d_0/d_{cp} の値は 2 以上であるのでその残留応力のクロッシングポイント深さ d_{cp} はフィッシュアイの起点深さ d_0 の 1/2 以下の深さにあることが予測できる。

一方、 r_s/r_c の値が 1 よりも小さいフィッシュアイが形成されるのは、表面近傍に圧縮の残留応力が存在していることを示すことになる。そこに存在する圧縮の残留応力のおよぶ範囲、すなわちクロッシングポイント深さ d_{cp} についてもある程度の予測が可能である。すなわち、 r_s/r_c の値が 0.5 ~ 0.6 と小さい場合は d_0/d_{cp} の値は 1 程度になっているので d_{cp} の深さは起点の深さ d_0 と同程度とみなすことができる。また、 r_s/r_c の値が 1 に近い場合は d_0/d_{cp} の値は 2 程度なので、 d_{cp} の深さは起点深さ d_0 の 1/2 程度の深さにおよんでいると予測することができる。

以上の観察されたフィッシュアイは、試験応力と同程度の値の圧縮残留応力が表面層近傍に付与された状況下で形成されたものであるので、一般にはフィッシュアイ形状の測定のみで破壊解析を行なうことは難しいことも予測される。しかし、残留応力の測定結果などの他の情報と組み合わせることによりその一助とすることは確かであろう。今後、3次元有限体での解析を行うことができれば、より詳細なフィッシュアイ形状と応力状態の関係が得られるものと考えられる。

5 結 言

破壊解析への応用を視野に入れ、SP 処理による残留応力や疲労試験応力などの力学的因子と形成されるフィッシュアイ形状との関係を明らかにするために、フィッシュアイ形状を 2次元貫通モデルで近似して有限要素法とパリス則を適用して解析し、フィッシュアイ形状の観察結果と比較した。なお、フィッシュアイ形状の解析としては、形状の特徴を表す r_s/r_c の値を解析の対象とした。こ

こで r_s と r_c は起点から表面方向および内部方向のフィッシュアイ端までの距離である。得られた結果は以下の通りである。

(1) r_s/r_c の解析値は実測値より少し大きな値が得られたが、両者はよく一致した。

(2) これにより、 r_s/r_c の値の解析の手法は妥当なものであり、フィッシュアイ形状はパリス則に従う安定き裂進展の結果であることが示された。

(3) r_s/r_c の解析値が実測値よりも少し大きな値になった理由の一つとしては、実際は 3次元体中の円形状の内部き裂であるフィッシュアイを 2次元貫通き裂で近似したため、表面側き裂先端の応力拡大係数が 3次元体中のそれよりも大きくなり、表面方向へのき裂進展が大きくなったためと考えられた。

(4) フィッシュアイの観察から得られる起点深さ d_0 と r_s/r_c の値から、そのフィッシュアイがどのような力学因子のもとで形成されたものであるか、ある程度予測できることが明らかになった。

参 考 文 献

- 1) T. Naito, H. Ueda and M. Kikuchi, "Fatigue behavior of carburized steel with internal oxides and nonmartensitic microstructure near the surface", Met trans, A15, pp.1431-1436 (1984).
- 2) M. Sugimoto, R. Ikeda, K. Satoh, K. Kanazawa and A. Tange, "Configurations of fish-eyes formed on fatigue fracture surfaces of a shot peened spring steel equivalent to SUP 12", Journal of the Society of Material Science, Japan, Vol.56, No.12, pp.1118-1125 (2007).
- 3) Y. Nakasone, "FEM simulation of fish-eye crack growth in the very high cycle fatigue of a high strength steel", Computational Mechanics Conference Vol.15, pp.113-114 (2002) The Japan Society of Mechanical Engineers.
- 4) Y. Nakasone and H. Hara, "FEM simulation of growth of fish-eye cracks in the vary high cycle fatigue of a high strength steel SUJ2", Proc. 3rd Int. Conf. Very High Cycle Fatigue, pp.40-47 (2004).
- 5) H. Kobayashi, A. Todoroki, T. Oomura, T. Sano and T. Takehana, "Elevated temperature ultra-high-cycle fatigue properties and fracture mechanism of modified Cr-Mo steels", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, A, Vol.70, pp.1087-1092 (2004).
- 6) Y. Murakami, T. Ueda, T. Nomoto and Y. Murakami, "Mechanism of superlong fatigue failure in the regime of $N > 10^7$ cycles and fractography of the fracture surface", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, A, Vol.66, No.642, pp.311-319 (2000).
- 7) H. Kobayashi, "Fracture mechanics", p.100 (1993) Kyoritsu Syuppan Co., Ltd..
- 8) H. Nishitani and Y. Murakami, "Stress intensity factors for elliptical and semi-elliptical cracks", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.40, pp.31-40 (1974).