

## 熱応力を伴う転がり接触によるき裂表面摩擦を考慮した 三次元内部傾斜き裂の進展挙動\*

清水理能<sup>\*1</sup>, 五嶋孝仁<sup>\*2</sup>  
内山隆嗣<sup>\*3</sup>, 石原外美<sup>\*1</sup>

### Three Dimensional Internal Inclined Crack Growth Behavior due to Repeated Rolling Thermoelastic Contact Considering Friction of Crack Surface

Masayoshi SHIMIZU<sup>\*4</sup>, Takahito GOSHIMA,  
Ryuji UCHIYAMA and Sotomi ISHIHARA

<sup>\*4</sup> Faculty of Engineering, Toyama University, 3190 Gofuku, Toyama-shi, Toyama, 930-8555 Japan

This paper considered three dimensional internal inclined crack growth behaviors due to repeated rolling thermoelastic contact. In this analysis, crack is modeled as an internal inclined planar crack in a three dimensional half-space. Rolling contact is simulated as a long and narrow distributed load with both normal and shear components moving with constant velocity. In comparing the shearing force with the frictional force of crack surface, the phenomenon of stick and slip were considered. At first, stress intensity factors along the crack contour are analyzed using high carbon chromium bearing steels. Next, numerical results of crack growth contours are given based on a modified Paris power law. And fatigue life is estimated by maximum crack growth. The shapes of crack contour and fatigue life are calculated under various conditions, which change sliding ratio, frictional coefficient, angle of inclined crack and friction coefficient of crack surface. As results, when the friction of crack surface is large, the crack progresses greatly in the direction at no friction of crack.

**Key Words:** Crack Propagation, Elasticity, Thermal Stress, Stress Intensity Factor, Fracture Mechanics, Contact Problem, Fatigue, Rolling Contact

#### 1. 緒 論

歯車, 転がり軸受けの材料内部に介在物, 空孔等の欠陥がある場合, これら内部欠陥からき裂が生ずる可能性が大きいことが知られている。

内部き裂の解析については, Suh<sup>(1)</sup>の摩擦に関するデラミネーション理論の基礎解析以来, 多くの破壊力学的研究が報告されるようになった。例えば Fleming<sup>(2)</sup>はすべり接触荷重を受ける半無限体の表面に平行な内部き裂に関し, 応力拡大係数を解析し, き裂進展について報告している。さらに, Hearle<sup>(3)</sup>は表面で集中荷重と摩擦力が移動する場合の半無限体の内部水平き裂について, き裂のすべりを考慮した解析を行っている。以上の報告はすべて温度分布を考慮しない問題として取り扱っているが, 実際の転がり接触では, すべり摩擦を伴ういわゆる転がりすべり接触となつていと考えられ摩擦熱が発生する。そのため, 厳密には熱弾性接触問題として取り扱う必要がある。このため五嶋<sup>(4)</sup>は, 内部き裂を有する半無限体表面が, 摩

擦熱を伴う転がりすべり接触を受けたときの応力拡大係数を解析している。さらに五嶋<sup>(5,6)</sup>は摩擦熱を伴う繰返し転がり接触下での三次元表面き裂に関する, き裂進展挙動について検討を行っている。そこで清水<sup>(7)</sup>は三次元内部き裂について進展挙動や進展寿命について熱応力場より考察を行っている。

これらの研究の多くは簡略化のため, き裂表面において摩擦力を考えないものとして取り扱われている。しかし実際のき裂の表面では摩擦を考慮する必要がある。実際には, き裂表面に摩擦係数を考えることで, き裂表面が slip (すべり) 状態と stick (固着) 状態の二つの現象を考える必要があり, 解析は煩雑となる。

そこで Murakami<sup>(8)</sup>は表面き裂において, き裂面に摩擦係数を考慮することで応力拡大係数の変動が表面き裂の傾斜角度や接触領域との位置関係などによってどのような変化があるかを数値的に検討し, Goshima<sup>(9)</sup>は摩擦熱を伴う転がり接触を受ける表面き裂について, き裂面摩擦による slip-stick 現象を考慮して応力拡大係数を解析している。特に内部き裂については Kaneta<sup>(10)</sup>や Sakae<sup>(11)</sup>が slip と stick の現象について研究を進め Kaneta<sup>(10)</sup>らは stick 状態になることで応力拡大係数は 0 になるとし, Sakae<sup>(11)</sup>らは一定値とすることで

\* 原稿受付 2005年5月20日。

<sup>\*1</sup> 正員, 富山大学工学部(☎930-8555 富山市五福3190)。

<sup>\*2</sup> フェロー, 富山大学工学部。

<sup>\*3</sup> ヤマハ発動機(株)(☎438-8501 磐田市新貝2500)。

E-mail: shim@eng.toyama-u.ac.jp

解析がなされている。さらに木田ら<sup>(12)</sup>は接触領域とき裂の位置関係により slip と stick を判定し、窒化ケイ素のはく離き裂進展挙動の考察を行っている。このように、き裂面摩擦を考慮したいくつかの研究が行われているが疲労き裂進展挙動や寿命まで取り扱った報告はほとんど見当たらないのが現状である。

そこで本研究では、三次元内部き裂を有する半無限体がローラーによって繰り返し転がりすべり荷重を受け、接触領域で摩擦熱を生ずる場合について応力拡大係数を求め、実際に高炭素クロム軸受け鋼 (SUJ2) について、疲労き裂進展挙動の数値シミュレーションを行うことで、転がり疲労寿命を数値的に推定し、き裂深さ、き裂傾斜角度、ローラーとの接触面での摩擦係数、すべり率、き裂面での摩擦係数などが疲労き裂進展形状、疲労寿命に及ぼす影響について検討する。

## 2. 理論解析

**2.1 解析モデルと境界条件** 本研究では内部に円形状の三次元平面き裂を有する半無限体がローラーによって転がりすべり接触を受ける場合を考える。図 1 に示すように、ローラーによる転がりすべり接触は接触圧力  $P(x)$  と摩擦力  $fP(x)$  でモデル化し、すべり速度  $V_s$  を持つ転がり接触中のすべりによって接触領域で摩擦熱  $q(x)$  が生じるものとする。ここで  $f$  は摩擦係数を表す。また解析にあたっては図 1 に示す座標系をとるものとする。このとき、力学的および熱的境界条件は次式で与えられる。

$$\sigma_{22}(x_1, 0, x_3) = \begin{cases} -P(x) & |x| < c \\ 0 & |x| > c \end{cases} \quad (1)$$

$$\sigma_{23}(x_1, 0, x_3) = \begin{cases} -fP(x) & |x| < c \\ 0 & |x| > c \end{cases} \quad (2)$$

$$\sigma_{21}(x_1, 0, x_3) = 0 \quad -\infty < x_1, x_3 < +\infty \quad (3)$$

$$\sigma_j(x_1, x_2, x_3) = 0 \quad x_2 \rightarrow \infty, j=1,2,3 \quad (4)$$

$$\left[ K_i \frac{\partial T(x, y)}{\partial y} \right]_{y=0} = \begin{cases} -q(x) & |x| < c \\ 0 & |x| > c \end{cases} \quad (5)$$

$$T(x, y) = 0 \quad y \rightarrow \infty \quad (6)$$

ここで  $K_i$  は熱伝導率を意味する。

ここでは接触圧力  $P(x)$  を次式によって表される Hertz 分布と仮定する。

$$P(x) = P_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{c}\right)^2} \quad (7)$$

また摩擦による仕事すべて熱に変換されるものとするれば接触領域で生じる摩擦熱は次式で表される。

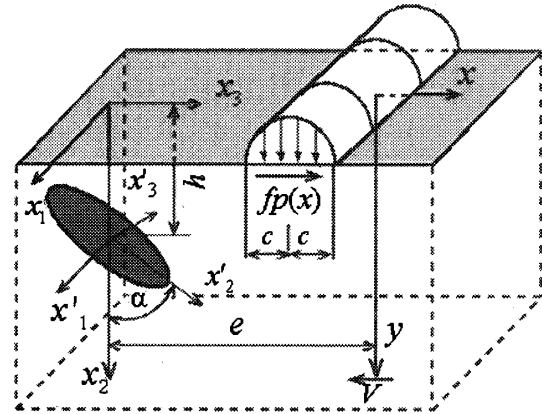


Fig. 1 Geometry and Coordinate System

$$q(x) = fV_s P(x) = fV S_r P(x) \quad (8)$$

ここで  $S_r = V_s/V$  はすべり率を示す。

**2.2 応力拡大係数の理論解析** 求める応力場  $\sigma_j$  は次式のように、き裂のない半無限体の応力  $\sigma_j^0$  にき裂による応力場のかく乱  $\sigma_j^1$  を重ね合わせて求めることができる。

$$\sigma_j = \sigma_j^0 + \sigma_j^1 \quad (9)$$

ここでき裂内部に摩擦力が発生する場合について考える。き裂面の摩擦係数  $\mu$  を考慮し、せん断応力と摩擦応力との力のつりあい式は摩擦応力とせん断応力の大小によって場合分けされる。次式の様に摩擦応力よりもせん断応力が上回る場合はき裂面が相対的にすべることになる。

$$|\sigma_{3i}^0| \geq \mu |\sigma_{33}^0| \quad (i=1,2) \quad (10)$$

このとき、き裂面に生じる応力は次式のようなになる。

$$|\sigma_{3i}^1| = \mu |\sigma_{33}^0| \quad (i=1,2) \quad (11)$$

またき裂面が相対的にすべらない場合は次式のようにせん断応力に対し摩擦応力が大きくなる。

$$|\sigma_{3i}^0| < \mu |\sigma_{33}^0| \quad (i=1,2) \quad (12)$$

このとき、き裂面での境界条件は次式の様になる。

$$|\sigma_{3i}^1| = |\sigma_{3i}^0| \quad (i=1,2) \quad (13)$$

ここで  $\sigma_{3i}$  のプライム “'” は座標系  $(x'_1, x'_2, x'_3)$  での表示を意味する。

さらにき裂のない半無限体の応力  $\sigma_j^0$  は接触荷重  $P(x)$  と摩擦力  $fP(x)$  による応力場  $\sigma_j^p$  と表面応力自由

の境界条件のもとで、準定常熱応力  $\sigma_{ij}^T$  を重ね合わせることににより求めることができる。境界条件を満たす半無限体の応力解  $\sigma_{ij}^p$  は次式のように得られる<sup>(13)</sup>。

$$\sigma_{33}^p = -\frac{2\bar{y}}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{P(t)(\bar{x}-t)^2 dt}{\left\{(\bar{x}-t)^2 + \bar{y}^2\right\}^2} - \frac{2}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{fP(t)(\bar{x}-t)^3 dt}{\left\{(\bar{x}-t)^2 + \bar{y}^2\right\}^2} \quad (14)$$

$$\sigma_{22}^p = -\frac{2\bar{y}^3}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{P(t) dt}{\left\{(\bar{x}-t)^2 + \bar{y}^2\right\}^2} - \frac{2\bar{y}^2}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{fP(t)(\bar{x}-t) dt}{\left\{(\bar{x}-t)^2 + \bar{y}^2\right\}^2} \quad (15)$$

$$\sigma_{23}^p = -\frac{2\bar{y}^2}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{P(t)(\bar{x}-t) dt}{\left\{(\bar{x}-t)^2 + \bar{y}^2\right\}^2} - \frac{2\bar{y}}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{fP(t)(\bar{x}-t)^2 dt}{\left\{(\bar{x}-t)^2 + \bar{y}^2\right\}^2} \quad (16)$$

ここで  $\bar{x} = x/c$ ,  $\bar{y} = y/c$  とする。

また 応力自由の境界条件で、式(5), (6)を満足する温度分布  $T(x, y)$  による準定常熱応力  $\sigma_{ij}^T$  は Mow と Cheng<sup>(14)</sup> の解析に基づいて次式のように得られる。

$$\frac{\sigma_{ij}^T}{H} = \int_{-1}^1 F_{ij}^C(\bar{x}, \bar{y}, t) dt \quad \bar{x} \leq -1 \quad (17)$$

$$\frac{\sigma_{ij}^T}{H} = \int_{-1}^{\bar{x}} F_{ij}^P(\bar{x}, \bar{y}, t) dt + \int_{-1}^1 F_{ij}^C(\bar{x}, \bar{y}, t) dt \quad -1 < \bar{x} \leq -1 \quad (18)$$

$$\frac{\sigma_{ij}^T}{H} = \int_{-1}^1 F_{ij}^P(\bar{x}, \bar{y}, t) dt + \int_{-1}^1 F_{ij}^C(\bar{x}, \bar{y}, t) dt \quad \bar{x} > 1 \quad (19)$$

ここで  $F_{ij}^P, F_{ij}^C$  は清水ら<sup>(7)</sup>によって与えられている。

また式(17) ~ (19)中の熱応力の大きさを決めるパラメータ  $H$  は次式で与えられる。

$$H = \frac{\alpha_0 G_0 \kappa (1+\nu) P_e f S_r}{K_i (1-\nu)} \quad (20)$$

ここで  $\nu$  はポアソン比,  $G_0$  は横弾性係数,  $\alpha_0$  は線膨張係数,  $\kappa$  は温度伝導率,  $P_e$  はペクレ数である。

一方、き裂による応力場のかく乱  $\sigma_{ij}^1$  は、半無限体中のき裂の体積を  $\Omega$  とし、表面で応力自由の境界条件を満足するような eigen ひずみ  $\varepsilon_{ij}^*$  を分布させると、グリーン関数  $G$  を用いて次式で与えられる。

$$\sigma_{ij}^1(\mathbf{x}) = C_{ijsl} \int_{\Omega} C_{qpmn} \varepsilon_{mn}^* \frac{\partial G_s^{(q)}(\mathbf{x}, \xi)}{\partial x_l \partial \xi_p} d\xi \quad (21)$$

ここで  $C_{ijsl}, C_{qpmn}$  は弾性定数である。また、 $\mathbf{x}, \xi$  はベクトル  $(x_1, x_2, x_3), (\xi_1, \xi_2, \xi_3)$  を示す。グリーン関数  $G_i^{(q)}(\mathbf{x}, \xi)$  は Mindlin<sup>(15)</sup> によって得られていて、半無限体等方性体中の点  $\xi$  に働く  $x_j$  方向の単位体積力によって点  $\mathbf{x}$  で生ずる  $x_i$  方向の変位を示す。平面き裂領域  $D$  を三次元領域  $\Omega$  の極限の形と考え、 $\pm \xi_3$  方向における  $\Omega$  の表面までの距離を  $\pm q(\xi'_1, \xi'_2)$  と定義する。このとき  $\Omega \rightarrow D$  の極限におけるき裂開口変位  $b'_m(\xi'_1, \xi'_2)$  は次のように得られる

$$b'_m(\xi'_1, \xi'_2) = 2 \int_q^q \varepsilon_{3m}^*(\xi'_1, \xi'_2, \xi'_3) d\xi'_3 \quad (22)$$

以上の式を用いて式(9)のように重ね合わせを行い、き裂面における応力境界条件式(11)および式(13)に代入すれば、き裂が進展する場合、次のような連立特異積分方程式が与えられる。

$$\sum_{m=1}^3 \int_D b'_m(\xi'_{12}) K_{im}(\mathbf{x}'_{12}, \xi'_{12}) d\xi'_{12} = -\sigma_{3i}^0(x'_1, x'_2, 0) + \mu \sigma_{33}^0(x'_1, x'_2, 0) \quad \mathbf{x}'_{12} \in D \quad i=1,2 \quad (23)$$

また進展しない状態では次式のようになる

$$\sum_{m=1}^3 \int_D b'_m(\xi'_{12}) K_{im}(\mathbf{x}'_{12}, \xi'_{12}) d\xi'_{12} = 0 \quad \mathbf{x}'_{12} \in D \quad i=1,2 \quad (24)$$

ここで  $\mathbf{x}'_{12}, \xi'_{12}$  はベクトル  $(x'_1, x'_2), (\xi'_1, \xi'_2)$  を示し、核  $K_{im}(\mathbf{x}'_{12}, \xi'_{12})$  は五嶋ら<sup>(6)</sup>によって与えられている。

この連立特異積分方程式を Murakami<sup>(16)</sup> らや Lee<sup>(17)</sup> と同様な方法で数値的に解く。このとき、き裂開口変位は積分点からの最短距離  $\varepsilon$  を用いると次式で与えられる。

$$b'_i(\xi'_1, \xi'_2) = \sqrt{2a\varepsilon - \varepsilon^2} f_i(\xi'_1, \xi'_2) \quad i=1,2,3 \quad (25)$$

ここで  $a$  はき裂の代表長さを示す。さらにき裂の領域  $D$  を  $N$  個の三角形要素  $D_k (k=1, 2, \dots, N)$  に分割し、各要素  $D_k$  内では未知関数  $f_i(\xi'_1, \xi'_2)$  は一定であるとする。この各要素において進展するか進展しないかを式(10)と式(12)で判定する。例えば式(23)の積分方程式は離散化されて次の代数方程式に変換される。

$$\sum_{j=1}^3 \sum_{k=1}^N K_{ij}^{\beta k} f_j^{\beta} = -\sigma_{3i}^0(x_1^{\beta}, x_2^{\beta}, 0) + \mu \sigma_{33}^0(x_1^{\beta}, x_2^{\beta}, 0) \quad i=1,2 \quad (26)$$

ここで、 $(x_1^{\beta}, x_2^{\beta})$  は各三角形領域における選点である。また、係数  $K_{ij}^{\beta k}$  は次式で与えられる。

$$K_{ij}^{\beta k} = \int_{\Omega} \sqrt{2a\varepsilon - \varepsilon^2} K_{ij}(\mathbf{x}'_{12}, \xi'_{12}, 0) d\xi'_1 d\xi'_2 \quad i=1,2,3 \quad (27)$$

式(27)の積分はガウスの二重積分を各三角形要素に適用することで解くことができる。

このとき、き裂前縁の応力拡大係数  $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$  はき裂前縁に位置する領域での解  $f_i(\xi'_1, \xi'_2)$  を用いて次のように与えられる。

$$\{K_I, K_{II}, K_{III}\} = P_0 \sqrt{\pi a} \{f_3, f_2, f_1\} \quad (28)$$

**2.3 疲労き裂進展形状シミュレーション** 実際の転がり接触疲労によるき裂の進展を解析する場合には、図1での  $e=+\infty$  からき裂を通り過ぎるまでを1サイクルとし、このときの応力拡大係数の変動幅  $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$  が重要なパラメータとなる。また、き裂が進展する際には混合モードで進展するため Paris 則を修正した式を用いることとする。このときエネルギー解放率  $\Delta G$  は次式のようになる。

$$\Delta G = \left( (1-\nu)K_{I\max}^2 + (1-\nu)\Delta K_{II}^2 + \Delta K_{III}^2 \right) / 2G_0 \quad (29)$$

き裂前縁におけるエネルギー解放率  $\Delta G$  が下限界値  $\Delta G_h$  を超えるとき、き裂が進展すると考える。このとき、き裂前縁における点の垂直伝播速度は次式で与えられる。

$$\frac{da}{dN} = \begin{cases} C_0 \left( \frac{\sqrt{\Delta G}}{\sqrt{\Delta G_h}} \right)^\gamma & \text{if } \Delta G \geq \Delta G_h \\ 0 & \text{if } \Delta G < \Delta G_h \end{cases} \quad (30)$$

ここで、 $C_0$  と  $\gamma$  は材料定数、 $N$  はサイクル数、 $\Delta G_h$  はき裂進展に対するエネルギー解放率下限界値を示し、 $\Delta G_h = (1-\nu^2) \Delta K_h / E_0$  で与えられる。ここで  $E_0$  は縦弾性係数である。実際の疲労き裂進展のシミュレーションは以下の手順で行う。

- (1) 1サイクル中の応力拡大係数の数値計算をもとに式(29)より  $\Delta G$  を決定する。
- (2) 次に式(30)によりき裂前縁の各選点での  $da/dN$  を計算する。
- (3) そして進展速度が最大となった  $(da/dN)_{\max}$  の点において、き裂進展のきざみ量  $(\Delta a)_{\max}$  を決めて、 $(\Delta a)_{\max} = (da/dN)_{\max} \Delta N$  より  $\Delta N$  を決定する。そして、 $(\Delta a) = (da/dN) \Delta N$  よりき裂の他の選点での  $\Delta a$  を決定する。
- (4) き裂前縁の各選点での  $\Delta a$  が求まるので、新しいき裂形状が決定される。

以上の(1)~(4)のステップを繰り返して、き裂進展の数値シミュレーションを行う。

### 3. 数値計算

**3.1 数値計算例** 数値計算は高炭素クロム軸受け鋼 (SUJ2) を例にとり、傾斜角度  $\alpha = 0^\circ \sim -180^\circ$  で半径  $a = 40\mu\text{m}$  の円形の初期平面き裂がある場合について計算を行った。必要な SUJ2 の材料定数を表1に示す。接触荷重は Hertz 分布接触圧力で、Hertz 最大接触圧力  $P_0 = 2.0\text{GPa}$ 、接触半幅  $c = 400\mu\text{m}$ 、ペクレ数  $Pe = 100$  の場合について、種々のすべり率、接触表面およびき裂面での摩擦係数における進展形状を求めた。また最大進展量  $(\Delta a)_{\max} = 10\mu\text{m}$  で一定値とし計算を行った。

**3.2 き裂進展形状** 図2~図4にはそれぞれ初期き裂角度が  $\alpha = 0^\circ, -45^\circ, -90^\circ$  での最大き裂長さが  $80\mu\text{m}$  になるまでのき裂形状の変化を示す。き裂深さはいずれも  $h = 100\mu\text{m}$  とする。なお図2~図4では  $S_r = 0.1, f = 0.7$  の場合を示す。

き裂進展過程における最大き裂進展を示す位置に着目すると、き裂面の摩擦係数  $\mu$  が小さいときは  $\alpha = 0^\circ$  ではき裂下部が大きく進展し、 $-45^\circ$  ではき裂上部が進展することがわかる。き裂面の摩擦係数  $\mu$  が大きくなると  $0^\circ$  の場合には  $\mu = 0.3$  の場合はき裂下部のみが進展しき裂上部は全く進展が見られず、これ以上き裂面の摩擦係数が大きくなると、き裂は進展しなかった。 $-45^\circ$  ではき裂面の摩擦係数  $\mu$  が大きくなるに従いき裂上部の進展する割合が増え  $\mu$  が大きい場合にはき裂下部の進展が全く見られなかった。これに対し  $\alpha = -90^\circ$  では  $\mu = 0.1$  と  $\mu = 0.5$  の場合でき裂の進展形状は変わらず、摩擦係数の条件によらず水平方向にほぼ同程度進展し同じ形状をしていることがわかる。また  $\mu = 0.7$  の場合ではき裂は進展しなかった。

Table 1 Material Properties of SUJ2

$E_0$ [GPa]	207
$\nu$	0.3
$\alpha_i$ [ $\text{K}^{-1}$ ]	$11.0 \times 10^{-6}$
$K$ [W/mK]	43
$\kappa_i$ [ $\text{m}^2/\text{s}$ ]	$1.17 \times 10^{-5}$
$C_0$	$2.0 \times 10^{-11}$
$\gamma$	4
$\Delta K_h$ [ $\text{MPa}^{1/2}$ ]	3.4

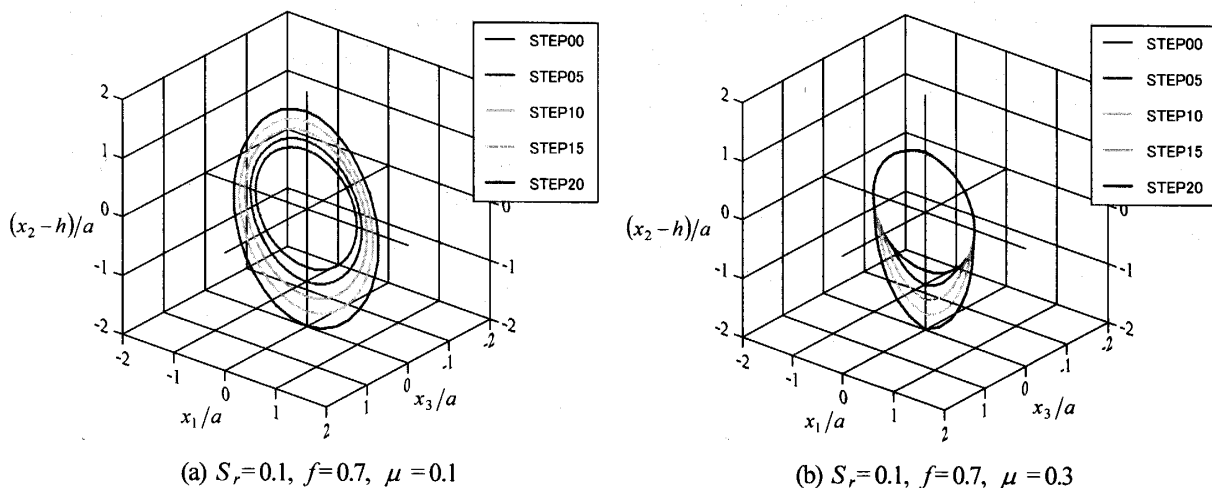


Fig. 2 Crack Growth Contours ( $\alpha=0^\circ, h=100 \mu\text{m}$ )

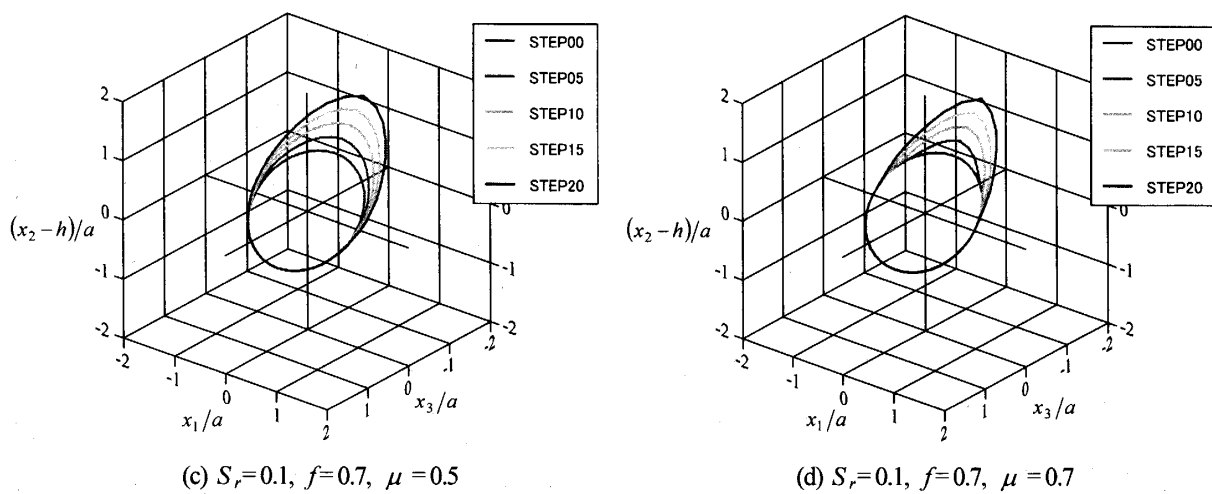
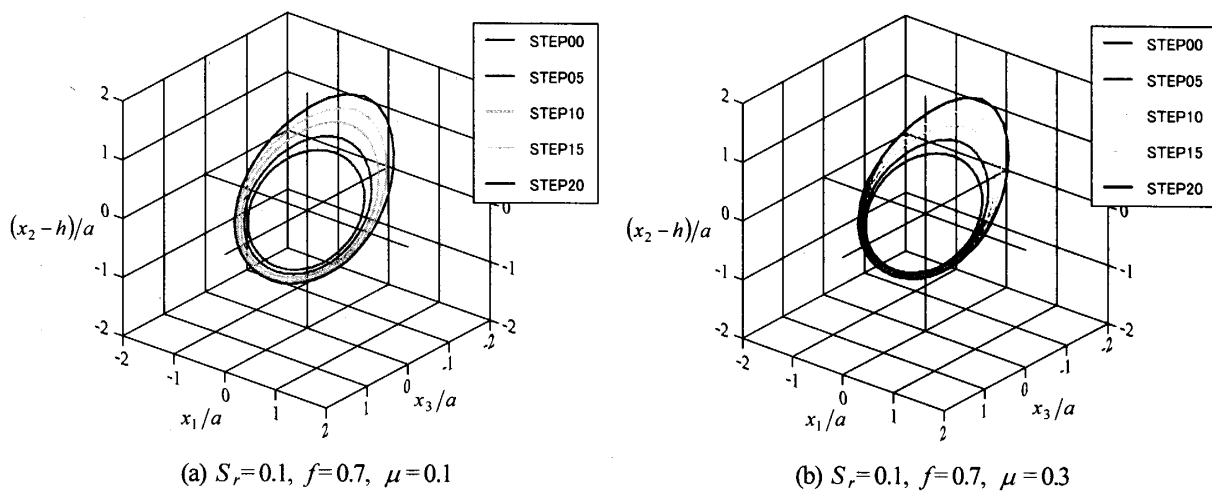
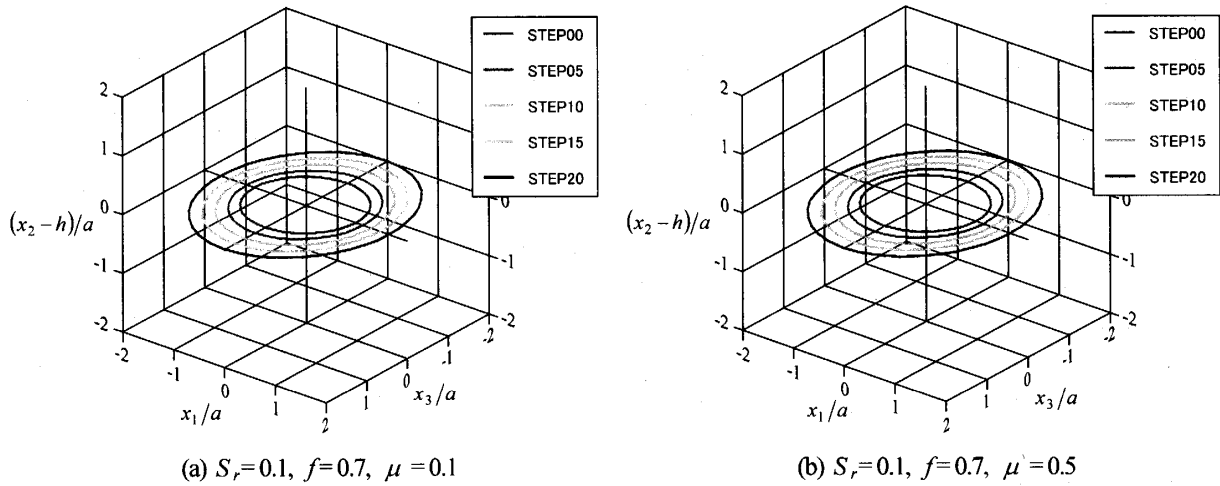
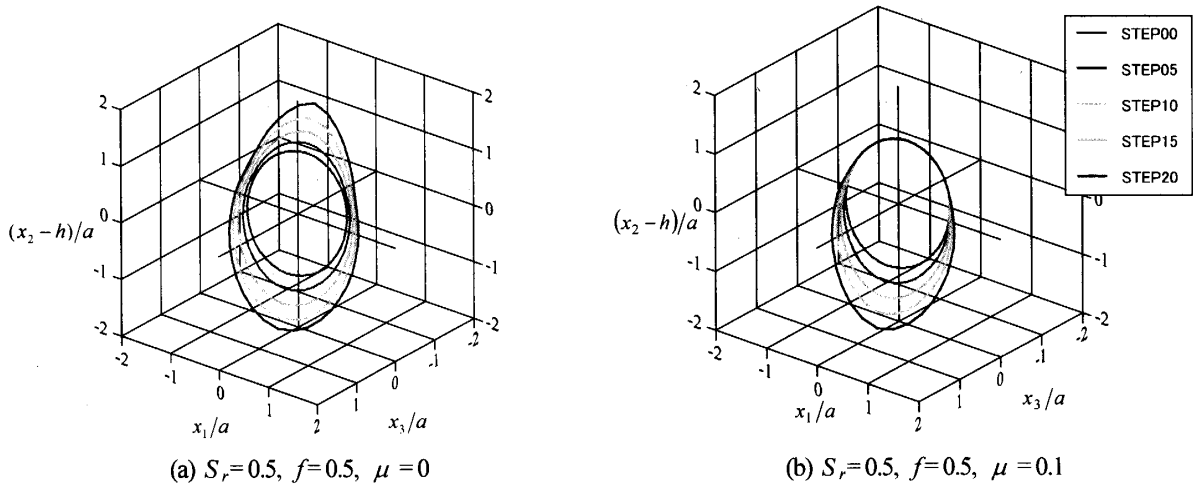


Fig. 3 Crack Growth Contours ( $\alpha=-45^\circ, h=100 \mu\text{m}$ )

Fig. 4 Crack Growth Contours ( $\alpha = -90^\circ, h = 100 \mu\text{m}$ )Fig. 5 Crack Growth Contours ( $\alpha = -15^\circ, h = 100 \mu\text{m}$ )

また図5では $\alpha = -15^\circ$ におけるすべり率 $S_r = 0.5$ 、接触表面での摩擦係数 $f = 0.5$ とした場合について示しており、図5(a)ではき裂面に摩擦が生じない状態を示し、図5(b)では、 $\mu = 0.1$ の場合を示す。図5(a)ではき裂進展形状はき裂進展初期は表面から遠いき裂下部が大きく進展し、進展が進むにつれ最大の進展量を示す方向が逆になり、表面に近いき裂上部が大きく進展する<sup>7)</sup>。これに対し $\mu = 0.1$ の場合にはき裂下部のみに進展し上部にはほとんど進展しないことがわかる。

以上のようにき裂面の摩擦係数が大きくなると初期に大きく進展する方向にのみ進展が見られ、反対側では進展が見られないことがわかる。

**3.3 き裂進展寿命** 図6(a), (b)には $\alpha = -45^\circ, -90^\circ$ での最大き裂長さとサイクル数の関係を示す。図中の数字は順番にすべり率 $S_r$ 、接触表面の摩擦係数 $f$ 、き裂面の摩擦係数 $\mu$ 、き裂深さ $h$ を示し、図6はすべり率 $S_r = 0.1$ 、接触表面の摩擦係数 $f = 0.7$ 、深さ

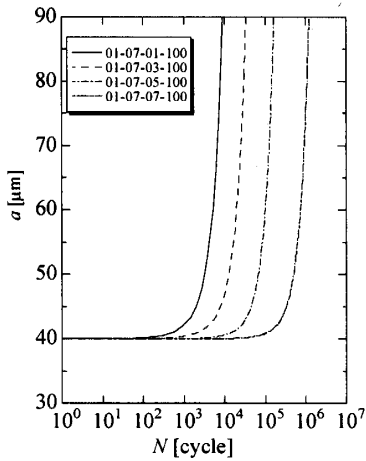
$h = 100 \mu\text{m}$ でありき裂面の摩擦係数を0.1, 0.3, 0.5, 0.7と変化させたグラフである。

いずれの場合もき裂面に摩擦係数を考慮しない場合と同様に<sup>7)</sup>き裂長さは初め緩やかに増加しているが、サイクル数の増加とともに、急激に増加している。図6(a)は $-45^\circ$ の最大進展位置であるき裂上部の進展量を示していることになるが、図3ではき裂面の摩擦係数が大きくなるほどき裂上部のみの進展となりややとがった形状となっているが進展する個所においても進展するサイクル数は大きくなり、なかなか進展しないことがわかる。このサイクル数と、き裂面の摩擦係数の関係は $-90^\circ$ でも同様の傾向があり、図4ではき裂面の摩擦係数によるき裂の形状に変化はなかったが図6(b)より、き裂面の摩擦係数が大きくなるほど大きなサイクル数で進展することがわかる。

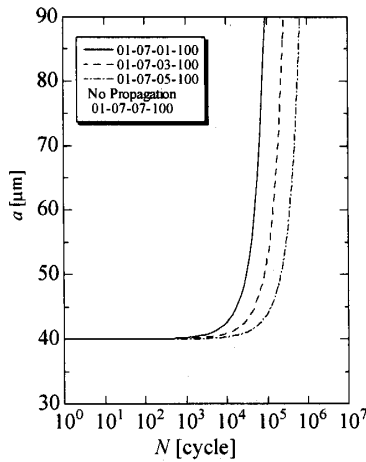
このようにして求めた全き裂長さ $a$ とサイクル数 $N$ の関係より $a_{\text{max}} = 80 \mu\text{m}$ のときの $N$ を転がり疲労

寿命  $N_f$  と定義する。そこで、き裂傾斜角度が寿命  $N_f$  にどのように影響を及ぼすかを検討するため、図 7 にすべり率と摩擦係数を変化させたときの、き裂傾斜角度  $\alpha$  による転がり疲労寿命  $N_f$  の変化を示す。図中の数字は図 6 と同じ順番で計算条件を示す。どのグラフにおいても、き裂表面の摩擦係数が大きくなるほど寿命が伸びていることと、疲労寿命が長くなり stick の条件に当てはまり疲労寿命  $N_f$  が  $10^6$  を超える値が確認できなかったことがわかる。

図 7 (a) および図 7 (b) のように接触表面のすべり率のみを変化させたものではその傾向に大きな違いが見られず、図 7 (b) ではき裂面の摩擦係数を 0.5 としたときに若干のき裂進展が確認できた。これに対して図 7 (c) のように表面の摩擦係数を大きくしたときは全体的に寿命は短くなり、これにともな

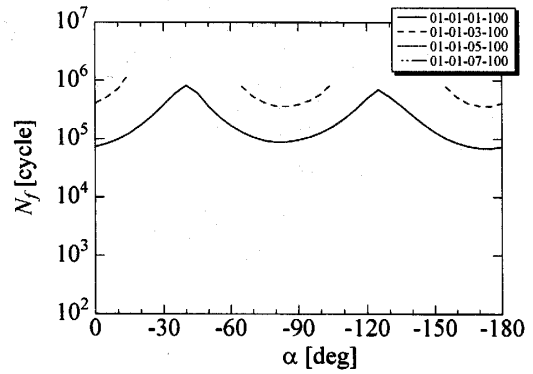


(a)  $\alpha = -45^\circ, h = 100 \mu\text{m}$

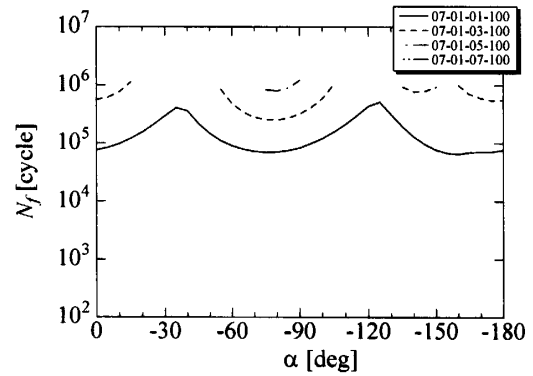


(b)  $\alpha = -90^\circ, h = 100 \mu\text{m}$

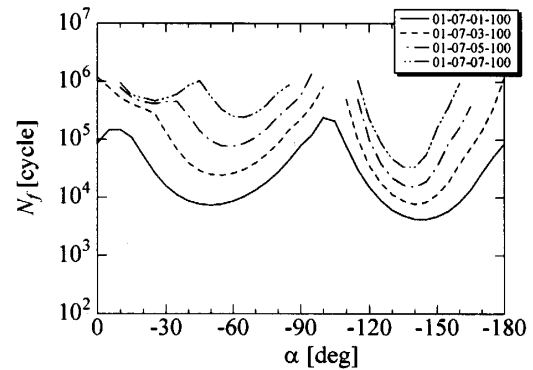
Fig. 6 Predicted Crack Size vs. Cycle  $N$



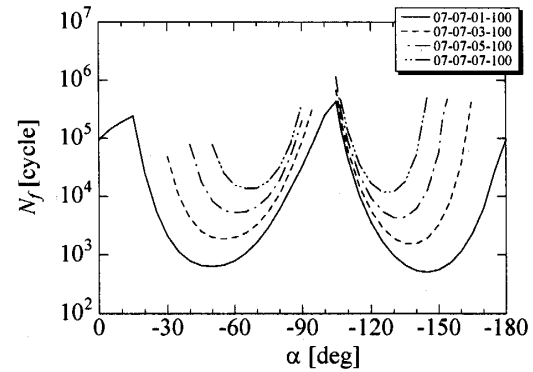
(a)  $S_r = 0.1, f = 0.1$



(b)  $S_r = 0.7, f = 0.1$



(c)  $S_r = 0.1, f = 0.7$



(d)  $S_r = 0.7, f = 0.7$

Fig. 7 Fatigue Life vs. Angle of Inclined Crack

き裂面の摩擦係数が大きい場合でもき裂の進展が確認できた。さらに、き裂面の摩擦係数 $\mu$ を大きくしていくことで、 $\alpha = -25^\circ$ ,  $\alpha = -35^\circ$ ,  $\alpha = -45^\circ$ と寿命のピークがみられる。またすべり率並びに摩擦係数が共に大きくなった図7(d)では最小寿命をとる $N_f$ が $\alpha = -90^\circ$ から $\alpha = -105^\circ$ へと収束していく様子が見られる。さらに $\alpha = -120^\circ$ から $\alpha = -105^\circ$ の間で急激に寿命が変化しており、き裂面の摩擦係数による変化があまり見られなくなっていることがわかる。

#### 4. 結 言

本研究では内部に円形き裂を有する半無限体表面に摩擦熱を伴う繰返し転がり接触を受けたときのき裂面の摩擦係数を考慮した場合の応力拡大係数の三次元解析を行い、高炭素クロム軸受け鋼をモデルとして繰返し接触中の応力拡大係数変動幅とエネルギー解放率を数値的に求め、これをもとにき裂進展挙動の数値シミュレーションを行った。また転がり疲労寿命を数値的に推定し内部き裂深さ、き裂傾斜角度、摩擦係数、すべり率、き裂面の摩擦係数が結果に及ぼす影響の考察を検討した。

- (1) き裂面での摩擦係数を考慮することにより、進展が停止する stick の状態が進展形状において確認できた。
- (2) き裂進展形状はき裂面での摩擦係数を大きく考えることで、大きく進展している方向はより大きく、小さく進展しているところはほとんど進展が見られなくなる傾向が表れた。
- (3) き裂表面の摩擦係数が大きくなると疲労寿命 $N_f$ は長くなるが、 $N_f$ が $10^6$ を超えるものは確認されなかった。
- (4) 疲労寿命 $N_f$ は表面のすべり率よりも、摩擦係数の影響を顕著に受けることが分かった。さらに機械的応力、熱的応力が大きい場合では

$-90^\circ$ 付近で急激に変化していることが確認できた。

#### 参考文献

- (1) Suh, N. P., *Wear*, 44(1977), 1-15
- (2) Fleming, J. R., Suh, N. P., *Wear*, 44(1987), 39-56
- (3) Hearls, A. D., Jhonson, K. L., *Trans. ASME, J. Applied Mechanics*, 54(1987), 61-81
- (4) 五嶋, 曾田, 機論(A), 62-600, (1996), 1854-1861
- (5) Goshima, T., Hanson, M. T., Keer, L. M., *J. Thermal Stresses*, 13(1990), 237-261
- (6) 五嶋, 石原, 機論(A), 63-607(1997), 471-477
- (7) 清水, 五嶋, 内山, 石原, 機論(A), 71-701(2005) 108-115.
- (8) Murakami, Y., Kaneta, M., Yatsuzaka, H., *Trans. ASME*, 28(1985), 60-68
- (9) Goshima, T., Keer, L. M., *Trans. ASME, J. Tribol.*, 112 (1990), 382-391
- (10) Kaneta, M., Okazaki, T., Murakami, Y., *Key Engineering Materials*, 33(1989), 191-212
- (11) Sakae, C., Murakami, Y., Ohkomori, Y., *Developments in Fracture Mechanics for the New Century, The Society of Materials Science*, (2001), 55-60
- (12) 木田, 小倉, 機論(A), 66-644(2000) 133-140
- (13) Johnson, K. L., *Contact Mechanics*, Cambridge University Press, 19(1985), 204
- (14) Mow, V. C., Cheng, H. S., *Z. Angew. Math. Phys.*, 18(1967), 500-507
- (15) Mindlin, R. D., *Proc. First Midwestern Conf. Solid Mechanics*, (1953), 56-59
- (16) Murakami, Y., Nemat-nasser, S., *Eng. Fracture Mech.*, 17(1983), 193-210
- (17) Lee, J. C., Farris, T. N., Keer, L. M., *Eng. Fracture Mech.*, 27(1987), 27-41