転がり軸受のはく離強度に及ぼす微小欠陥寸法の影響 (第1報: 転がり接触下のモードII 応力拡大係数のFEM解析)

橋本 翔^{*1}, 小俣 弘樹^{*2}, 松永 久生^{*3, *4, *5}

Effect of small defect on the flaking strength of rolling bearings (Part 1: FEM analyses of stress intensity factor K_{II} under rolling contact)

Sho HASHIMOTO^{*1}, Hiroki KOMATA^{*2} and Hisao MATSUNAGA^{*3, *4, *5}

^{*1} Kyushu Univ. Graduate School of Engineering

744 Motoooka, Nishi-ku, Fukuoka-shi, Fukuoka 819-0395, Japan

^{*2} Core Technology R&D Center, NSK Ltd.

1-5-50 Kugenumashinmei, Fujisawa-shi, Kanagawa 251-8501, Japan

^{*3} Kyushu Univ. Faculty of engineering

744 Motoooka, Nishi-ku, Fukuoka-shi, Fukuoka 819-0395, Japan

^{*4} Kyushu Univ. Research center for hydrogen industrial use and storage

744 Motoooka, Nishi-ku, Fukuoka-shi, Fukuoka 819-0395, Japan

^{*5} Kyushu Univ. International institute for carbon-neutral energy research

744 Motoooka, Nishi-ku, Fukuoka-shi, Fukuoka 819-0395, Japan

Received: 27 December 2016; Revised: 28 April 2017; Accepted: 4 July 2017

Abstract

It has been shown that rolling contact fatigue (RCF) test using specimen having a small drilled hole is a useful method for evaluating the effect of small defect on flaking strength of steels. In this study, RCF tests of rolling bearings having a small drilled hole were carried out. The flaking failure was considered as a problem of shear-mode fatigue crack emanating from the small defect. As a first step to quantify the crack-growth threshold on the basis of fracture mechanics, mode II stress intensity factor range, ΔK_{II} , of a ring-shaped crack emanated around the edge of a drilled hole under the passing of a rolling element was analyzed by using finite element method. And then, the obtained values were correlated with the ΔK_{II} values of penny-shaped cracks in an infinite body under uniform shear through the intermediary of a correlation factor, f_{drill} . The stress intensity factor of the ring-shaped crack was uniformly correlated with that of the penny-shaped crack by the single factor f_{drill} irrespective of hole diameter, d , depth of hole edge, h' , and maximum contact pressure, q_{max} , within the ranges: $d = 0.05 \sim 0.2$ mm, $h' = 0.05 \sim 0.345$ mm and $q_{max} = 2.0 \sim 3.0$ GPa. The obtained results will be applied for the quantification of RCF test results shown in the subsequent paper.

Key words : Rolling contact fatigue, Flaking, Stress intensity factor, Shear-mode crack, FEM analysis, Drilled hole

1. 緒 言

転がり軸受の「はく離」は、繰返し接触応力による一種の疲労破壊現象である。はく離には様々なメカニズムがあることが知られているが、その一つは、転がり軸受に内包される非金属介在物からき裂が発生・進展することで引き起こされる形態である(三田村, 2008)。この形態の破壊を抑制し、転がり軸受の寿命を延長させる手段として、材料の高清浄度化が有効とされている。一方で、介在物から発生する疲労き裂の進展挙動や、介在物

No.16-00584 [DOI: 10.1299/transjsme.16-00584], J-STAGE Advance Publication date : 14 July, 2017

^{*1} 正員, 九州大学大学院工学府 (〒819-0395 福岡県福岡市西区元岡 744)

^{*2} 正員, 日本精工(株) (〒251-8501 神奈川県藤沢市鵠沼神明 1-5-50)

^{*3} 正員, 九州大学大学院工学研究院

^{*4} 九州大学水素材料先端科学研究センター

^{*5} 九州大学カーボンニュートラル・エネルギー国際研究所

E-mail of corresponding author: hashimoto-sho@nsk.com

寸法ははく離強度に及ぼす影響は、定量的に明らかにされていない。現象の定量的理解を遅らせている原因として、(i) 起点となる介在物が微小であること、(ii) 破壊起点は材料内部に存在するために破壊過程の直接的な観察が困難であること、(iii) はく離寿命の大部分を支配するせん断型疲労き裂の進展特性に不明な点が多いこと、などが挙げられる。

高硬度鋼中のせん断型疲労き裂進展については標準的な試験方法は存在せず、例えば、村上らによる DC (Double Cantilever) 型試験片を用いた試験法 (村上他, 1994, 2002, Murakami et al., 2003, 2008) や、大塚らによる CT 試験片を用いた試験法 (大塚他, 1994), Matsunaga らによる丸棒試験片に静的圧縮荷重を負荷しながら繰返しねじりを負荷する方法 (松永他, 2009, Matsunaga et al., 2011, Okazaki et al., 2014, 2017, Endo et al., 2015) など、独自に開発された実験方法により研究が進められている。一方、転がり疲労試験片の軌道部に微小欠陥を導入し、き裂の発生箇所を限定して観察を容易にすることで、せん断型疲労き裂の進展・停留挙動を解明する試みもなされている (Kida et al., 2004, 2006, 藤松他, 2015)。著者らも、これまでに軌道部に微小ドリル穴を付与した JIS-SUJ2 の平板試験片を用いて転がり疲労試験を実施し、せん断型疲労き裂の進展挙動を明らかにするとともに、はく離強度をき裂問題として評価する方法について検討を行ってきた (小俣他, 2012, 2013)。

本研究では、上述の研究をさらに発展させて転がり疲労強度の破壊力学的評価手法を確立することを目的とし、深溝玉軸受の内輪の軌道部にドリル穴を付与して転がり疲労試験を行う。これにより、実機レベルにおいて、はく離強度に及ぼす微小欠陥の直径と深さの影響を明らかにする。転がり接触下で非金属介在物や人工欠陥から発生・進展するき裂については、力学状態や進展挙動に不明な点が多く残されている。そこで、本報では、ドリル穴材の転がり疲労試験結果をき裂問題として定量化することを目的として、転がり接触下で種々の直径・寸法のドリル穴のエッジ部から発生した環状き裂について、応力拡大係数を有限要素法により解析する。そして、ドリル穴から発生したき裂の応力拡大係数の値は、次報で実施する転がり疲労試験の荷重負荷条件および実験に用いるドリル穴直径・深さの範囲内で、無限体中でせん断を受ける円盤状き裂の応力拡大係数と一つの補正係数を介してほぼ一対一の関係にあることを示す。

2. 転がり接触応力場における円盤状き裂のモード II 応力拡大係数

本章では、転動体 (鋼球) と軌道輪 (内輪) の転がり接触部直下に存在する円盤状き裂の応力拡大係数を FEM 解析により求める。

2・1 解析対象

図 1 に、転がり疲労試験で用いる転がり軸受 (JIS-SUJ2 製深溝玉軸受) を示す。この転がり軸受では、内輪と外輪の間に等間隔で配置された転動体 (直径 9.525 mm, JIS-SUJ2 製鋼球) が、荷重を受けながら内輪軌道面および外輪軌道面上を転走する。

Fig.1 Target of FEM analysis. Contact ellipse is generated between ball and ring.

2・2 無欠陥の場合に内輪軌道面に生じるせん断応力分布

汎用有限要素解析ソフト MSC. Marc 2013r1 を用い、内輪軌道面が鋼球と Hertz 接触した場合に生じる応力場を、弾性解析によって求めた。図 2 に解析モデルを示す。解析モデルは、 xz 面を対称面とした 1/2 モデルである。鋼球に z 軸方向の外力を負荷して、軌道面と接触させた。 xz 面に存在する節点には、対称性を考慮して y 方向の変位拘束を与えた。内輪のヤング率は 208 GPa、ポアソン比は 0.3 とした。解析対象の内輪には、4 節点 4 面体要素 (TETRA4) を用い、接触面の最小要素寸法は 0.010 mm とした。鋼球は計算コストを考慮して剛体とした。なお、解析を簡便化するため、内輪軌道面を平面とし、軌道面と鋼球の曲率半径から計算される等価曲率半径を鋼球側に適用して鋼球形状を樽型とすることで、実験に使用する転がり軸受で生じる楕円接触を再現した。この際、鋼球が弾性体の場合と接触楕円寸法・接触面圧が等しくなるように、鋼球寸法を調整した。表 1 に、鋼球 (表 1 に添字 e で表す) および内輪軌道面 (表 1 中に添字 w で表す) の寸法を示す。また、表 2 に、それらを接触させた場合の接触楕円寸法 (短半径 s_b 、長半径 s_a) および最大接触面圧 $q_{\max}$ を、FEM 解析と Hertz の接触理論により計算した結果を示す。表 2 に示すように、表 1 に示した寸法値を用いることによって、より簡便な FEM モデルを用いて、弾性体同士の接触状態と等価な結果が得られることがわかる。なお、本解析では、鋼球と内輪軌道面の接触による摩擦は考慮していない。

Fig. 2 FEM model of contact between rigid rolling element and elastic flat body.
The ball is rigid barrel-shaped body and the raceway is elastic flat body.

Table 1 Sizes and material properties of contact bodies for evaluation.

	Actual size	Equivalent size	Used value in FEM analysis
Curvature radius 1 of rolling element, R_{e1} [mm]	9.525/2	3.787	7.574
Curvature radius 2 of rolling element, R_{e2} [mm]	9.525/2	399.2	800
Curvature radius 1 of raceway, R_{w1} [mm]	18.49	∞ : Flat	∞ : Flat
Curvature radius 2 of raceway, R_{w2} [mm]	-4.82	∞ : Flat	∞ : Flat
Young's modulus of rolling element, E_e [GPa]	208	208	∞ : Rigid
Young's modulus of raceway, E_w [GPa]	208	208	208
Poisson's ratio of rolling element, ν_e	0.3	0.3	— : Rigid
Poisson's ratio of raceway, ν_w	0.3	0.3	0.3

Table 2 Size of calculated contact area and maximum contact pressure.

	Rolling bearing (Hertz theory) Elastic ball / Elastic raceway	Flat plate (FEM analysis) Rigid element / Elastic plate
Applied load on rolling element, F [N]	4645.8	4645.8
Semi-major axis of contact area, s_a [mm]	3.722	3.625
Semi-minor axis of contact area, s_b [mm]	0.198	0.195
Maximum contact pressure, $q_{\max}$ [GPa]	3.00	3.03

Fig. 3 Example of contour map of shear stress τ_{xz} in smooth specimen ($q_{\max} = 3.0$ GPa). Fig. 4 Distribution of shear stress τ_{xz} in x direction (a) and z direction (b) in smooth specimen. The shear stress distribution obtained by FEM corresponded to the exact solution by Lundberg and Palmgren.

図 3 に、 $q_{\max} = 3.0$ GPa の場合の内輪内部のせん断応力分布 τ_{xz} の解析結果を示す。このとき、 τ_{xz} が最大となる深さ z_0 は、Lundberg の厳密解 (Lundberg and Palmgren, 1947) では $z_0 = 0.099$ mm となるのに対し、本解析では $z_0 = 0.100$ mm となり、両者はほぼ一致した。図 4 (a) に、深さ $z = 0.100$ mm と $z = 0.200$ mm における x 方向のせん断応力 τ_{xz} の分布を示す。図 4 (b) に、せん断応力 τ_{xz} が最大となる $x = 0.172$ mm における z 方向のせん断応力 τ_{xz} の分布を示す。鋼球が荷重を受けながら内輪軌道面を移動すると、軌道面内部では両振りのせん断応力が発生す

る. 図 4 (a) および (b) には, Lundberg の式によって得られたせん断応力分布の厳密解も実線で示した. 本解析によって得られたせん断応力の値は, 厳密解とほぼ一致した. すなわち, 本解析方法により, 鋼球と内輪軌道輪の Hertz 接触を正確に再現できることが示された.

2・3 一様せん断応力場に存在する円盤状き裂のモード II 応力拡大係数

FEM によるモード II 応力拡大係数 K_{II} の解析方法を検討するため, 図 2 の解析モデルの内輪内部に, 図 5 に示すような半径 a の円盤状き裂を導入した. 図 6 に, 一例として, 半径 $a = 0.010$ mm の円盤状き裂を深さ $z = 0.100$ mm の位置に配置した解析モデルを示す. 内輪軌道面に固着接触させた剛体面に x 軸方向の外力を加えることにより, 解析対象中央のき裂部に一様なせん断応力 τ_{xz0} を作用させた. き裂面の摩擦係数は 0 とした. その他の境界条件は, 図 2 のモデルと同様である. 図 5 に示したようなせん断を受ける円盤状き裂においては, き裂前縁に

Fig. 5 Penny-shaped crack in an infinite elastic body.
The crack is deformed by pure mode II at point A.

Fig. 6 FEM model of elastic body under shear including a penny-shaped crack.

Fig. 7 Example of contour map of shear stress τ_{xz} around penny-shaped crack.

Fig. 8 Path of stress data acquisition near crack tip for which K_{II} was calculated.

沿って変形モードは、モードⅡ～混合モード（モードⅡ+モードⅢ）～モードⅢと変化し、図5のA点において純粋なモードⅡとなる。本解析では、このA点における K_{II} を、き裂半径 $a = 0.005 \text{ mm}$, 0.010 mm , 0.020 mm , 0.050 mm , 0.100 mm , 0.200 mm , 0.400 mm の場合について求めた。応力の特異点となるき裂先端の近傍では要素を細分化し、節点間距離を 0.0004 mm とした。

図7に、解析結果の例として、図6のき裂半径 $a = 0.010 \text{ mm}$ のモデルに $\tau_{xz0} = 750 \text{ MPa}$ を作用させた場合のき裂周辺の τ_{xz} のコンター図を示す。図8に示すように、き裂先端から x 軸と平行な方向に τ_{xz} の分布を取得し、式(1)を用いて、各節点から求まる仮の応力拡大係数 K_{II}^* を算出した。

$$K_{II}^* = \tau_{xz} \cdot \sqrt{2\pi r} \quad (1)$$

ここで、 r は各節点とき裂先端の距離である。図9に、 K_{II} を応力外挿法（石田，1976）によって求めた例を示す。応力外挿法は、各節点から得られる K_{II}^* をき裂先端からの距離 r に対してプロットし、近似直線の外挿によって $r = 0$ での $K_{II}^*(= K_{II})$ を得る方法である。なお、図9からもわかるように、き裂先端のごく近傍の節点から得られる K_{II}^* の値は、特異応力場に対して要素の細かさが十分ではないことに起因して真値から乖離するため、近似直線の対象データから除外した。表3に、き裂半径 a を 0.005 mm から 0.400 mm の範囲で変化させた場合の K_{II} の計算結果を示す。

一方、せん断応力 τ を受ける無限体中に存在する半径 a の円盤状き裂の応力拡大係数（以降、 K_{II0} とする）は、Kassirらの解析解（Kassir and Sih, 1966）から求まる。図5に示すような円盤状き裂の x 軸上のA点における K_{II0}

Fig. 9 Stress extrapolation method for calculating stress intensity factor K_{II} . The data at points close to the crack tip were used for the extrapolation as shown by red line.

Table 3 Comparison in stress intensity factors between FEM solution and exact solution.

Radius of crack $a \text{ [mm]}$	Mode II stress intensity factor $K_{II} \text{ [MPa} \cdot \text{m}^{1/2}]$		FEM solution / Exact solution [%]
	FEM solution	Exact solution by Kassir & Sih	
0.005	2.19	2.23	98.3
0.010	3.09	3.15	98.2
0.020	4.44	4.45	99.8
0.050	6.86	7.04	97.4
0.100	9.82	9.96	98.7
0.200	13.91	14.08	98.8
0.400	19.83	19.91	99.6

は次式で与えられる.

$$K_{II0} = \frac{4}{(2-\nu)\pi} \tau \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

ここで, ν はポアソン比である. 表 3 に, FEM 解析および式 (2) から得られた K_{II} の値を示す. 両者はほぼ一致していることから, 本 FEM 解析方法は K_{II} の解析に対して十分な精度を有しているといえる.

2・4 転がり接触応力場に存在する円盤状き裂のモード II 応力拡大係数

図 2 に示した転がり接触モデルに, 図 6 で示したような半径 a の円盤状き裂を配置した. 圧縮接触させた鋼球を移動させることにより, 転がり接触応力場に存在する円盤状き裂の K_{II} を求めた. 図 10 に, 一例として, 半径

Fig. 10 FEM model of contact between rigid rolling element and elastic flat body having a penny-shaped crack.

Fig. 11 Penny-shaped crack under rolling contact. The change in the value of K_{II} at point B was evaluated.

$a = 0.010$ mm の円盤状き裂を、軌道面から深さ $z = 0.100$ mm の位置に配置した場合の解析モデルを示す。鋼球の移動に伴う図 11 中の B 点での K_{II} の変化を調べるため、鋼球を円盤状き裂から十分離れた位置 (き裂の中心を $x = 0$ として、 $x = -0.6$ mm の位置) で圧縮接触させ、接触状態を維持しながら $x = +0.6$ mm まで移動させた。本解析では、図 6 のモデルによる解析と同様に、き裂半径 a が 0.005 mm, 0.010 mm, 0.020 mm, 0.050 mm, 0.100 mm, 0.200 mm, 0.400 mm の円盤状き裂を、深さ $z = 0.100$ mm の位置に配置した。鋼球に加える荷重は、最大接触面圧 $q_{\max}$ が 3.0 GPa となるように調整した。なお、本解析の転がり軸受モデルに最大接触面圧 $q_{\max}$ が 3.0 GPa となるように荷重を負荷した場合、 τ_{xz} は深さ $z = 0.100$ mm の位置で最大値をとる。円盤状き裂の深さは、 τ_{xz} の最大値が発生する深さと一致させ、 $z = 0.100$ mm とした。本 FEM 解析では、鋼球が 0.020 mm 移動する毎に K_{II} を求めた。

図 12 に、半径 a が 0.010 mm, 0.050 mm, 0.100 mm の円盤状き裂について、鋼球が軌道面を移動した場合の K_{II} の変化を示す。いずれの場合においても、鋼球の移動に伴い、 K_{II} は負のピークから正のピークへと変化した。このときの正負のピークの差分をモード II 応力拡大係数範囲 ΔK_{II} として、各き裂半径 a について計算した。図 13 に、き裂半径 a と ΔK_{II} の関係について、FEM 解析結果と次式で与えられる Kassir らの解析解を比較した結果を示す。

$$\Delta K_{II0} = \frac{4}{(2-\nu)\pi} \Delta \tau \sqrt{\pi a} \quad (3)$$

ここで、 $\Delta \tau$ は無限体に遠方で作用するせん断応力範囲である。転がり接触応力場では、両振りのせん断応力が

Fig. 12 Change in stress intensity factor K_{II} at point B in Fig. 11 caused by the movement of ball under compressive contact. In all the cases, K_{II} varied from the negative peak to the positive peak.

Fig. 13 Change in stress intensity factor range as a function of crack radius. ΔK_{II} corresponds to ΔK_{II0} within the range: $a = 0 \sim 0.1$ mm.

作用するので、円盤状き裂の深さにおける τ_{xz} を公称せん断応力として用いると、 $\Delta\tau$ は次式で表される。

$$\Delta\tau = 2\tau_{xz} \quad (4)$$

Lundberg の厳密解によると、本解析条件では深さ $z = 0.100$ mm で $\tau_{xz} = 750$ MPa となるので、この値を公称せん断応力として用いた。図 13 より、き裂半径 a が $0 \sim 0.1$ mm の範囲では、転がり接触応力場における円盤状き裂の ΔK_{II} は ΔK_{II0} と一致することがわかる。一方、 $a > 0.1$ mm では、両者は乖離し、転がり接触下のき裂の ΔK_{II} は ΔK_{II0} を下回った。すなわち、鋼球と内輪軌道面が転がり接触する場合においても、半径 $a = 0.1$ mm 程度までの円盤状き裂に対しては、き裂が存在する深さに作用する τ_{xz} を公称せん断応力として、 ΔK_{II} を式 (3) により精度良く求めることができる。

Fig. 14 Geometry of drilled hole. The drilled hole has a ring-shaped crack at the edge.

Fig.15 Cross section of drilled hole after fatigue test. ($q_{\max} = 2.5$ GPa, $N = 2.6 \times 10^8$ cycle)
Small cracks were observed at the hole edge.

(a) FEM contact model.

(b) Ring-shaped crack around hole edge.

Fig. 16 FEM model of the contact between ball and flat plate having a small drilled hole. All the model has a ring-shaped crack at the edge of drilled hole.

3. 転がり接触応力場における微小ドリル穴エッジ部のモード II 応力拡大係数

前章において、転がり接触応力場中に存在する円盤状き裂のモード II 応力拡大係数範囲 ΔK_{II} は、FEM 解析により精度良く求められることを示した。また、本研究で解析対象とした軸受においては、き裂半径が $a \leq 0.1$ mm と小さい場合、 ΔK_{II} は一様せん断応力場に存在するき裂と等価として評価できることも明らかとなった。続いて本章では、内輪の軌道部に図 14 に示すようなドリル穴が存在する場合を対象とする。ドリル穴のエッジ部から発生した環状き裂について、図 10 の円盤状き裂の場合と同様のモデルを用いて解析を行う。

図 15 に、内輪に直径 $d = 0.100$ mm、エッジ深さ $h' = 0.064$ mm のドリル穴を付与した深溝玉軸受を用いて、最大接触面圧 $q_{\max} = 2.5$ GPa の条件で、応力繰返し数 $N = 2.6 \times 10^8$ サイクルまで転がり疲労試験を行った後の、ドリル穴断面の写真を示す。実験方法や結果の詳細については、次報で述べる。図 15 に示したように、ドリル穴エッジ部には停留状態とみられる微小き裂が観察された。このような停留き裂は、ドリル穴の直径と深さが異なる他の試験片においても観察され、それらの大きさは概ね 0.01 mm 程度であった。また、著者らが過去に実施した軸受鋼の転がり疲労試験においても、非破壊の試験片において同様なき裂が観察されている（小俣他, 2013）。このような試験片のはく離限界を疲労き裂の伝ば停留限界として定量化するために、ドリル穴エッジ部に上述の環状の微小き裂（き裂長さ $a' = 0.010$ mm）を導入し解析を行った。図 16 に、一例として、ドリル穴直径 $d = 0.100$ mm、エッジ深さ $h' = 0.100$ mm のドリル穴を有する内輪と、内輪に圧縮接触する鋼球で構成される解析モデルを示す。

Fig. 17 Ring-shaped crack emanated from hole edge under rolling contact. The change in K_{II} at point C was evaluated.

Table 4 Results of FEM analysis for different maximum contact pressures and hole depths.

	Load case 1	Load case 2	Load case 3
Maximum contact pressure, $q_{\max}$ [GPa]	3.00	2.50	2.00
Applied load force to rolling element, F [N]	4645.8	2684.5	1375.4
Semi-major axis of contact area, s_a [mm]	3.722	3.100	2.480
Semi-minor axis of contact area, s_b [mm]	0.198	0.165	0.132
Maximum value of shear stress, τ_{xz} [MPa]	750	625	500
Depth that maximum shear stress works, z_0 [mm]	0.099	0.083	0.066
Shear stress τ_{xz} at $z = 0.050$ mm [MPa]	681	591	491
Shear stress τ_{xz} at $z = 0.100$ mm [MPa]	750	619	477
Shear stress τ_{xz} at $z = 0.220$ mm [MPa]	624	471	326
Shear stress τ_{xz} at $z = 0.345$ mm [MPa]	474	343	227

本解析では、ドリル穴直径 d を 0.050 mm, 0.075 mm, 0.100 mm, 0.200 mm とし、各直径に対してエッジ深さ h' を 0.050 mm, 0.100 mm, 0.220 mm, 0.345 mm と変化させた。鋼球の移動に伴う図 17 中の C 点での K_{II} の変化を調べるため、図 11 に示した円盤状き裂の場合と同様に、鋼球をドリル穴から十分離れた位置（ドリル穴中心位置を $x=0$ として、 $x=-0.6$ mm の位置）で圧縮接触させ、接触状態を維持しながら $x=+0.6$ mm まで移動させた。鋼球には、 $q_{\max}=3.0$ GPa, 2.5 GPa および 2.0 GPa に相当する荷重を負荷した。表 4 に、最大接触面圧 $q_{\max}$ 、接触楕円の短半径 s_b 、せん断応力 τ_{xz} の最大値とその発生深さ z_0 、ドリル穴のエッジ深さ $z=h'$ に作用するせん断応力 τ_{xz} をまとめる。なお、本解析においても、鋼球が 0.020 mm 移動する毎に、円盤状き裂と同様の手法で、ドリル穴エッジ部のき裂の K_{II} を求めた。

図 18 に、解析結果の例として、図 16 に示した解析モデル（ドリル穴直径 $d=0.100$ mm, エッジ深さ $h'=0.100$ mm）の C 点における K_{II} の変化を示す。ドリル穴エッジのき裂においても、円盤状き裂の場合と同様に、鋼球の移動に伴い、 K_{II} は負のピークから正のピークへ変化した。ただし、応力拡大係数の正負ピークの比 $K_{II\min} / K_{II\max}$ は、円盤状き裂の場合が -1 であったのに対して、ドリル穴エッジのき裂の場合は約 -2.7 であった。この違いは、ドリル穴部に応力を受け持つ弾性体が存在しないことによって生じたと考えられる。この K_{II} の正負のピークの差分 ΔK_{II} を、種々のドリル穴直径 d と深さ h' 、接触面圧条件 $q_{\max}$ の組み合わせについて計算した。図 19 に、それらの結果を、ドリル穴を含むき裂半径 $(d/2+a')$ と ΔK_{II} の関係として示す。また、図 19 には、式 (3) において、き裂半径を $a=(d/2+a')$ とし、エッジ深さ h' に作用する公称せん断応力範囲 $\Delta\tau$ を用いて求めた ΔK_{II} の値も併せて実線で示している。2 章で示したように、転がり接触応力場に存在する円盤状き裂の ΔK_{II} は、き裂半径 a が 0.1 mm よりも小さい場合、一様応力場に存在するき裂の解析解から求まる ΔK_{II0} とほぼ一致する。これに対し、ドリル穴エッジ部から発生したき裂の ΔK_{II} は、 $(d/2+a') \leq 0.1$ mm の場合でも円盤状き裂の ΔK_{II} より小さかった。この違いも、ドリル穴部に応力を受け持つ弾性体が存在しないことによるものと推定される。また、ドリル穴直径が大きいほど、両者の乖離は増大した。これらの傾向は最大接触面圧によらず、 $q_{\max}$ が 2.0 GPa から 3.0 GPa の範囲では同様であった。また、種々のエッジ深さ ($h'=0.05$ mm, 0.100 mm, 0.220 mm, 0.345 mm) において同様の傾向が確認された。

4. 転がり接触応力場における微小ドリル穴エッジ部の応力拡大係数範囲推定式の導出

本章では、せん断を受ける無限体中の円盤状き裂とドリル穴エッジ部のき裂について、モード II 応力拡大係数を比較する。2~3 章の検討結果から、転がり接触応力場においてドリル穴エッジ部周囲に存在する環状き裂の ΔK_{II} （以降、 $\Delta K_{II,drill}$ と称する）は、エッジ深さ h' に発生する τ_{xz} を公称せん断応力として Kassir らの解析解（式 (3)）から計算される ΔK_{II0} に対して、一定の傾向を示すことが明らかとなった。ここでは、 $\Delta K_{II,drill}$ と ΔK_{II0} の関係を、相関係数 f_{drill} を用いて式 (5) のように表す。

$$\Delta K_{II,drill} = f_{drill} \cdot \Delta K_{II0} = f_{drill} \cdot \frac{4}{(2-\nu)\pi} \Delta\tau \sqrt{\pi \left(\frac{d}{2} + a' \right)} \quad (5)$$

Fig.18 Change in stress intensity factor K_{II} at point C in Fig.17 caused by the movement of ball under compressive contact:

$d=0.100$ mm, $h'=0.100$ mm. In common with the cases of penny-shaped crack, K_{II} varied from the negative peak to the positive peak.

Fig. 19 Stress intensity factor range as a function of defect size at four different edge depths. ΔK_{II} values of the hole-edge cracks were smaller than those of penny-shaped cracks.

Fig. 20 f_{drill} as a function of d for various q_{max} and h' . The value of f_{drill} decreased linearly with an increase in the hole diameter. The slope was approximately constant irrespective of q_{max} and h' .

ここで、 $\Delta\tau$ はドリル穴エッジ深さ h' に作用する公称せん断応力 τ_{xz} を用いて式 (4) で得られる。 f_{drill} に及ぼす欠陥寸法の影響を考える場合、ドリル穴の場合はドリル穴径 d とドリル穴エッジ深さ h' の影響を考慮する必要があるが、ドリル穴深さ h' の影響はせん断応力 τ_{xz} として ΔK_{II} の計算で考慮されているため、ここではドリル穴径 d についてその影響度を評価する。図 20 に、図 19 に示した一連の解析結果をもとに $\Delta K_{\text{II,drill}}$ の ΔK_{II0} に対する比 (すなわち f_{drill}) を各 q_{max} 、各 h' について求め、ドリル穴直径 d に対してプロットした結果を示す。ドリル穴直径の増加とともに、 $\Delta K_{\text{II,drill}}$ は、 ΔK_{II0} に対し線形的に減少した。この傾向は最大接触面圧 q_{max} やエッジ深さ h' によらずほぼ一定であった。そこで、 f_{drill} を、ドリル穴直径 d の関数として次式で表す。

$$f_{\text{drill}} = A \cdot d + B \quad (6)$$

ここで、 A および B は定数である。図 20 に示した結果を最小二乗法により回帰すると、 $A = -1.56$ 、 $B = 0.82$ となる。したがって、 $\Delta K_{\text{II,drill}}$ は次式で表される。

$$\Delta K_{\text{II,drill}} = (-1.56 \cdot d + 0.82) \cdot \frac{4}{(2-\nu)\pi} \Delta\tau \sqrt{\pi \left(\frac{d}{2} + a' \right)} \quad (7)$$

表 5 に、各ドリル穴寸法・荷重条件について、式 (7) を用いて計算した $\Delta K_{\text{II,drill}}$ と FEM により計算した $\Delta K_{\text{II,drill}}$ の比較を示す。 $d = 0.200$ mm、 $h' = 0.050$ mm の場合、すなわち h'/d が 0.25 とドリル穴直径に比べてエッジ深さが小さい場合のみ、予測誤差は 10 % 以上となった。しかし、 $0.5 \leq h'/d \leq 6.9$ においては、誤差はほぼ $\pm 5\%$ 程度の範囲に収まった。以上のように、本研究で対象とする深溝玉軸受の転がり疲労試験において、内輪のドリル穴エッジ部から発生したき裂の ΔK_{II} は、 $2.0 \text{ GPa} \leq q_{\text{max}} \leq 3.0 \text{ GPa}$ 、 $d \leq 0.2 \text{ mm}$ 、 $0.5 \leq h'/d \leq 6.9$ 、 $0.05 \leq a'/d \leq 0.2$ の条件下において、式 (7) により比較的精度良く求めることができる。本研究では、転がり軸受の軌道輪に微小ドリル穴を付与して転がり疲労試験を実施するが、それらの試験条件の大部分は上記の範囲内にある。次報では、転がり疲労試験結果に式 (7) を適用することにより、破壊力学的観点での転がり疲労強度の定量評価について考察する。

5. 結 言

内輪に微小ドリル穴を付与した深溝玉軸受の転がり疲労試験の結果を破壊力学的に定量化するために、FEM 応力解析により、ドリル穴エッジ部から発生した環状き裂についてモード II 応力拡大係数範囲 ΔK_{II} を計算した。得

られた結果と、せん断を受ける無限体中の円盤状き裂の解析解をもとに、ドリル穴エッジ部の環状き裂の ΔK_{II} を種々の荷重条件・ドリル穴寸法に対して簡便に計算できる近似式を導いた。その過程で、次の知見を得た。

(1) 直径 9.525 mm の JIS-SUJ2 鋼球と溝曲率半径 ($R_{w1} = 18.49$ mm, $R_{w2} = -4.82$ mm) の軌道輪の組み合わせにつ

Table 5 Mode II stress intensity factor range calculated by proposed formula.

Diameter of drilled hole d [mm]	Depth of hole edge h' [mm]	h'/d	Maximum contact pressure $q_{\max}$ [GPa]	Mode II stress intensity factor range ΔK_{II} [MPa·m ^{1/2}]		f_{drill} by eq.(6)	$\Delta K_{II,\text{drill}}$ by eq.(7)	Error in $\Delta K_{II,\text{drill}}$ (eq.(7) / FEM) [%]
				$\Delta K_{II,\text{drill}}$ (FEM solution of drilled hole edge under rolling contact stress)	$\Delta K_{II,\text{Kassir}}$ (Solution by Kassir & Sih at $\Delta\tau = 2\tau_{\text{Kz}}$ under uniformly distributed stress)			
0.050	0.050	1.0	3.0	8.24	10.69	0.74	7.93	-3.7
			2.5	7.24	9.29	0.74	6.89	-4.8
			2.0	5.93	7.71	0.74	5.72	-3.5
0.100		0.5	3.0	9.85	14.00	0.66	9.29	-5.6
			2.5	8.49	12.16	0.66	8.08	-4.9
			2.0	7.15	10.10	0.66	6.71	-6.2
0.200		0.3	3.0	11.64	18.95	0.51	9.63	-17.3
			2.5	9.44	16.47	0.51	8.37	-11.4
			2.0	7.38	13.68	0.51	6.95	-5.9
0.050	0.100	2.0	3.0	8.87	11.78	0.74	8.74	-1.5
			2.5	7.37	9.72	0.74	7.21	-2.1
			2.0	5.72	7.48	0.74	5.55	-2.9
0.075		1.3	3.0	10.05	13.72	0.70	9.65	-4.0
			2.5	8.29	11.32	0.70	7.96	-4.0
			2.0	6.49	8.72	0.70	6.13	-5.5
0.100		1.0	3.0	10.62	15.42	0.66	10.24	-3.6
			2.5	8.85	12.73	0.66	8.45	-4.5
			2.0	6.91	9.80	0.66	6.51	-5.8
0.200		0.5	3.0	11.13	20.88	0.51	10.61	-4.7
			2.5	9.33	17.23	0.51	8.75	-6.2
			2.0	7.09	13.27	0.51	6.74	-4.9
0.050	0.220	4.4	3.0	6.97	9.80	0.74	7.27	4.3
			2.5	5.26	7.40	0.74	5.49	4.4
			2.0	3.65	5.12	0.74	3.80	4.0
0.100		2.2	3.0	8.24	12.83	0.66	8.52	3.4
			2.5	6.11	9.69	0.66	6.43	5.3
			2.0	4.26	6.70	0.66	4.45	4.4
0.200		1.1	3.0	8.28	17.37	0.51	8.82	6.6
			2.5	6.18	13.12	0.51	6.66	7.8
			2.0	4.24	9.07	0.51	4.61	8.7
0.050	0.345	6.9	3.0	5.30	7.45	0.74	5.53	4.3
			2.5	3.84	5.39	0.74	4.00	4.2
			2.0	2.55	3.57	0.74	2.65	3.9
0.100		3.5	3.0	5.98	9.75	0.66	6.47	8.3
			2.5	4.32	7.06	0.66	4.69	8.5
			2.0	2.87	4.67	0.66	3.10	8.1
0.200		1.7	3.0	6.24	13.20	0.51	6.71	7.5
			2.5	4.49	9.56	0.51	4.86	8.2
			2.0	2.97	6.33	0.51	3.21	8.2

いて、接触面圧 $q_{\max} = 2.0 \sim 3.0 \text{ GPa}$ の転がり接触応力下に存在する円盤状き裂の ΔK_{II} を FEM により解析した。その結果、き裂半径 a が 0.1mm 程度までの範囲では、一様応力場中のき裂の解析解にき裂深さにおける公称応力を代入することにより ΔK_{II} を精度良く予測できることが明らかとなった。一方、 a が 0.1mm より大きくなると、 ΔK_{II} は解析解を下回り、両者の乖離はき裂長さの増加とともに大きくなった。

- (2) 転がり接触応力場に存在するドリル穴エッジ部の環状き裂の ΔK_{III} は、同寸法の円盤状き裂の解析解から計算される ΔK_{III} に、ドリル穴直径のみの関数として求めた補正係数 f_{dri} を乗ずることにより、 $\pm 5\%$ 程度の誤差で推定できた。

文 献

- Endo, M., Okazaki, S., Matsunaga, H., Moriyama, S., Munaoka, K. and Yanase, K., A new fatigue testing machine for investigating the behavior of small shear-mode fatigue cracks, *Experimental Techniques*, Vol. 40 (2015), pp. 1065–1073.
- Fujimatsu, T., Nakamizo, T., Nakasaki, M. and Tsunekage, N., Crack initiation and propagation behavior around the defect in steel under rolling contact fatigue, *ASTM International STP1580 Bearing Steel Technologies: 10th volume, Advances in Steel Technologies for Rolling Bearing* (2015), pp.147–172.
- 石田誠, き裂の弾性解析と応力拡大係数, 第2刷 (1976), 培風館.
- Kassir, M. K. and Sih, G. C., Three-dimensional stress distribution around an elliptical crack under arbitrary loadings, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 33, issue 3 (1966), pp. 601–611.
- Kida, K., Yamazaki, T., Shibata, M., Oguma, N. and Harada, H., Crack initiation from micro surface holes in bearings under rolling contact fatigue, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 27, No. 6 (2004), pp. 481–493.
- Kida, K., Yoshidome, K., Yamakawa, K., Harada, H. and Oguma, N., Flaking failures originating from microholes of bearings under rolling contact fatigue, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 29, No. 12 (2006), pp. 1021–1030.
- 小俣弘樹, 山辺純一郎, 福島良博, 松岡三郎, 微小ドリル穴付き試験片を用いた転がり疲労き裂進展試験法の提案, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 78, No. 793 (2012), pp. 1250–1265.
- 小俣 弘樹, 山辺純一郎, 松永久生, 福島良博, 松岡三郎, 軸受鋼 SUJ2 の転がり疲労強度に及ぼす微小欠陥の寸法と深さの影響, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 79, No. 803 (2013), pp. 961–975.
- Lundberg, G. and Palmgren, A., Dynamic capacity of rolling bearings, *Acta Polytechnica Scandinavica-Mechanical Engineering Series*, Vol. 1, No. 3 (1947), pp. 5–50.
- 松永久生, 村本論始, 庄村直哉, 遠藤正浩, 軸受鋼 SUJ2 における微小疲労き裂のせん断型進展と下限界, *材料*, Vol. 58, No. 9 (2009), pp. 773–780.
- Matsunaga, H., Shomura, N., Muramoto, S. and Endo, M., Shear mode threshold for a small fatigue crack in a bearing steel, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 34 (2011), No. 1, pp. 72–82.
- 三田村宣晶, 転がり軸受の疲れとその研究動向, *トライボロジスト*, Vol. 53, No. 10 (2008), pp. 641–646.
- 村上敬宜, 濱田繁, 杉野和男, 高尾健一, せん断 (Mode II) 疲労き裂伝ば抵抗値 ΔK_{th} の測定方法とその応用, *材料*, Vol.43, No.493 (1994), pp. 1264–1270.
- 村上敬宜, 福原健人, 濱田繁, Mode II 疲労き裂進展下限界値 ΔK_{Ith} の測定, *材料*, Vol. 51, No.8 (2002), pp. 918–925.
- Murakami, Y., Takahashi, K. and Kusumoto, R., Threshold and growth mechanism of fatigue cracks under mode II and III loadings, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 26 (2003), pp. 523–531.
- Murakami, Y., Fukushima, Y., Toyama, K. and Matsuoka, S., Fatigue crack path and threshold in Mode II and Mode III loadings, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 75 (2008), pp. 306–318.
- Okazaki, S., Matsunaga, H., Ueda, T., Komata, H. and Endo, M., A practical expression for evaluating the small shear-mode fatigue crack threshold in bearing steel, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 73 (2014), pp. 161–169.
- Okazaki, S., Wada, K., Matsunaga, H. and Endo, M., The influence of static crack-opening stress on the threshold level for shear-mode fatigue crack growth in bearing steels, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 174 (2017), pp. 127–138.
- 大塚昭夫, 菅原宏人, 庄村光広, 青山正樹, 兪成根, 柴田 正道, 転がり疲労の機構とモード II 疲労き裂進展, *材料*, Vol. 43, No. 484 (1994), pp. 55–61.

References

- Endo, M., Okazaki, S., Matsunaga, H., Moriyama, S., Munaoka, K. and Yanase, K., A new fatigue testing machine for

- investigating the behavior of small shear-mode fatigue cracks, *Experimental Techniques*, Vol. 40 (2015), pp. 1065–1073.
- Fujimatsu, T., Nakamizo, T., Nakasaki, M. and Tsunekage, N., Crack initiation and propagation behavior around the defect in steel under rolling contact fatigue, *ASTM International STP1580 Bearing Steel Technologies: 10th volume, Advances in Steel Technologies for Rolling Bearing* (2015), pp.147–172.
- Ishida, M., *Kiretsu no danseikaiseki to ouryokukakudaikeisuu*, Second printing (1976), Baifukan (in Japanese).
- Kassir, M. K. and Sih, G. C., Three-dimensional stress distribution around an elliptical crack under arbitrary loadings, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 33, issue 3 (1966), pp. 601–611.
- Kida, K., Yamazaki, T., Shibata, M., Oguma, N. and Harada, H., Crack initiation from micro surface holes in bearings under rolling contact fatigue, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 27, No. 6 (2004), pp. 481–493.
- Kida, K., Yoshidome, K., Yamakawa, K., Harada, H. and Oguma, N., Flaking failures originating from microholes of bearings under rolling contact fatigue, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 29, No. 12 (2006), pp. 1021–1030.
- Komata, H., Yamabe, J., Fukushima, Y. and Matsuoka, S., Proposal of rolling contact fatigue crack growth test using a specimen with a small artificial hole, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.78, No.793 (2012), pp.1250–1265 (in Japanese).
- Komata, H., Yamabe, J., Matsunaga, H., Fukushima, Y. and Matsuoka, S., Effect of size and depth of small defect on the rolling contact fatigue strength of a bearing steel SUJ2, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.79, No.803 (2013), pp.961–975 (in Japanese).
- Lundberg, G. and Palmgren, A., Dynamic capacity of rolling bearings, *Acta Polytechnica Scandinavica-Mechanical Engineering Series*, Vol. 1, No. 3 (1947), pp. 5–50.
- Matsunaga, H., Muramoto, S., Shomura, N. and Endo, M., Shear mode growth and threshold of small fatigue cracks in SUJ2 Bearing Steel, *Journal of the Society of Materials Science*, Vol. 58, No. 9 (2009), pp. 773–780 (in Japanese).
- Matsunaga, H., Shomura, N., Muramoto, S. and Endo, M., Shear mode threshold for a small fatigue crack in a bearing steel, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 34 (2011), No. 1, pp. 72–82.
- Mitamura, N., Rolling contact fatigue of rolling bearings and the research trend, *Journal of Japanese Society of Tribologists*, Vol. 53, No. 10 (2008), pp. 641–646 (in Japanese).
- Murakami, Y., Hamada, S., Sugino, K. and Takao, K., New measurement method of mode II threshold stress intensity factor range ΔK_{th} and its application, *Journal of the Society of Materials Science*, Vol.43, No.493 (1994), pp. 1264–1270 (in Japanese).
- Murakami, Y., Fukuhara, T. and Hamada, S., Measurement of mode II threshold stress intensity factor range ΔK_{II} , *Journal of the Society of Materials Science*, Vol. 51, No.8 (2002), pp. 918–925 (in Japanese).
- Murakami, Y., Takahashi, K. and Kusumoto, R., Threshold and growth mechanism of fatigue cracks under mode II and III loadings, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 26 (2003), pp. 523–531.
- Murakami, Y., Fukushima, Y., Toyama, K. and Matsuoka, S., Fatigue crack path and threshold in Mode II and Mode III loadings, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 75 (2008), pp. 306–318.
- Okazaki, S., Matsunaga, H., Ueda, T., Komata, H. and Endo, M., A practical expression for evaluating the small shear-mode fatigue crack threshold in bearing steel, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 73 (2014), pp. 161–169.
- Okazaki, S., Wada, K., Matsunaga, H. and Endo, M., The influence of static crack-opening stress on the threshold level for shear-mode fatigue crack growth in bearing steels, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 174 (2017), pp. 127–138.
- Otsuka, A., Sugawara, H., Shomura, M., Aoyama, M., Yoo, S.K. and Shibata, M., Mechanism of rolling contact fatigue and mode II fatigue crack growth, *Journal of the Society of Materials Science*, Vol. 43, No.484 (1994), pp. 55–61 (in Japanese).