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*

小俣 弘樹^{*1}, 山辺 純一郎^{*2,*3,*4}, 松永 久生^{*3,*4,*5}, 福島 良博^{*3,*4,*5}, 松岡 三郎^{*3,*4,*6}Effect of Size and Depth of Small Defect on the Rolling
Contact Fatigue Strength of a Bearing Steel SUJ2Hiroki KOMATA^{*1}, Junichiro YAMABE, Hisao MATSUNAGA, Yoshihiro FUKUSHIMA
and Saburo MATSUOKA^{*1} Kyushu Univ. Graduate School of Engineering
Motooka 744, Nishi-ku, Fukuoka-shi, Fukuoka, 819-0395 Japan

Rolling contact fatigue tests of JIS-SUJ2 steel were performed using plate specimens having a small drill hole with various diameters and depths. In all the tests, fatigue crack initiated at the edge near the bottom of the hole just after starting the fatigue test, and then propagated by shear mode. Even in the unbroken specimens tested up to $N = 2 \times 10^8$ cycles, a short fatigue crack was found at the edge. Fatigue life, N_f , plotted against the maximum contact pressure, $q_{\max}$, was greatly varied according to the diameter and depth of the hole. The effect of the depth at crack initiation on the fatigue life N_f was uniquely characterized by using the nominal shear stress amplitude, τ_a , instead of $q_{\max}$. Further, based on the consideration of the rolling contact fatigue strength as a *small shear-mode crack problem*, the fatigue life data were plotted using the novel parameter, $\tau_a/(\sqrt{area})^{-1/6}$, where the $\sqrt{area}$ is a projected area of the hole. Consequently, all the fatigue life data were successfully fitted on a unified line irrespective of the diameter and depth of the hole, *i.e.* a defect size dependence in the rolling contact fatigue strength was manifested in a small crack regime. Moreover, the fatigue life data for smooth specimens fractured from an internal non-metallic inclusion were also in accordance with the data for the drill holes in the plot of N_f versus $\tau_a/(\sqrt{area})^{-1/6}$. The result infers that a lower limit of the rolling contact fatigue strength of bearings with various dimensions can be evaluated by means of the following two dominant parameters: (i) maximum inclusion size predicted by the statistics of extremes in a given control volume and (ii) the maximum value of nominal shear stress amplitude produced under the rolling contact.

Key Words : Rolling Contact Fatigue, Drill Hole, Bearing Steel, Shear-Mode Crack, Flaking

1. 緒 言

転がり軸受の破損形態の一つであるはく離（表面がうろこ状にはがれる現象）は、せん断型（モード II およびモード III）のき裂進展に伴う疲労破壊である^{(1)~(9)}。したがって、そのはく離強度は、開口型（モード I）の疲労き裂が関与する金属疲労問題の評価と同様に、き裂問題として力学的に評価されるのが理想である。特に、風力発電装置や大型産業機械などで使用される大寸法の軸受では、多数の実機試験に基づく確率統計的な信頼性確保がコスト的に困難であることから、破壊機構とき裂進展特性に基づく新しい強度評価法の確立が求められている。実際に、この種の評価法の確立を目指して、30 年以上にわたり多くの研究が積み重ねられてきた^{(1)~(17)}。しかし、

* 原稿受付 2013 年 2 月 1 日

^{*1} 正員, 九州大学大学院工学府 (現 日本精工(株)) (〒251-8501 神奈川県藤沢市鵠沼神明 1-5-50))^{*2} 正員, 九州大学水素エネルギー国際研究センター (〒819-0395 福岡県福岡市西区元岡 744)^{*3} 九州大学カーボンニュートラル・エネルギー国際研究所^{*4} (独)産業技術総合研究所^{*5} 正員, 九州大学大学院工学研究院^{*6} 正員, フェロー, 九州大学大学院工学研究院

E-mail: komata@nsk.com

現在でも、転がり疲労におけるき裂の進展特性や進展抵抗については、多くの問題が未解決のまま残されている。その主因として、転がり疲労においては、き裂発生～進展～最終破壊までの連続観察が困難であることが挙げられる。

このような状況の中、穴や溝、圧痕などの人工微小欠陥を有する試験片を用いてき裂発生起点を限定することにより、転がり接触応力下でのせん断型疲労き裂の発生と進展の挙動の観察を可能にし、はく離強度を破壊力学的観点から明らかにする試みがなされている^{(18)~(24)}。著者らは、前報⁽²⁵⁾において、転動軌道中央部に微小なドリル穴を有する JIS-SUS2 製円板試験片を用いた転がり疲労試験により、図 1 に示すような、ドリル穴から発生するせん断型き裂の進展曲線を取得できることを示した。さらに、水素をチャージした試験片についても実験を行い、材料中の水素によってせん断型疲労き裂の進展が加速することを明らかにした。

本報では、転動面に導入するドリル穴の深さを変化させた場合について、穴深さがき裂発生・進展に及ぼす影響を、解析と実験の両面から明らかにする。また、直径の異なるドリル穴についての疲労試験結果から、微小欠陥が起点となる場合の転がり疲労強度には、モード I の場合と類似の欠陥寸法依存性^{(26)~(28)}があることを示す。さらに、本手法が、材料内部の非金属介在物が起点となる場合のはく離強度の定量評価にも応用できる可能性を示す。

Fig. 1 Growth curves of the shear mode cracks initiated from a drill hole. ⁽²⁵⁾
(Maximum contact pressure, $q_{\max} = 3.2$ GPa)

2. 有限要素法 (FEM) による応力解析

2・1 解析対象

図 2 に、転がり疲労き裂進展試験で用いる円板試験片 (JIS-SUS2 製) を示す。本試験法では、3 章で詳述するスラスト型転がり疲労試験機を用いる。この疲労試験では、試験片上に配置された鋼球 (直径 9.525 mm, JIS-SUS2 製) がスラスト荷重を受けながら、円板試験片の片面において直径 38.5 mm の円周上を転動する。この軌道上中央部に、疲労き裂の発生起点として、微小ドリル穴を 1 つ導入する。前報の有限要素解析では、鋼球を円板試験片に接触させる代わりに、円板試験片表面に分布荷重を与えた。本研究では、新たに鋼球と円板試験片を接触させるモデルを用い、円板試験片に生じる応力分布を解析する。

2・2 平滑試験片におけるせん断応力分布

汎用有限要素法ソフト Marc Ver.2008r1 を用いて、ドリル穴を含まない平滑試験片 (以下、平滑材と呼ぶ) が転動体 (鋼球) と Hertz 接触したときに生じる応力分布について弾性解析を実施した。解析には 4 節点四辺形要素 (Quad 4) を使用し、接触部の最小要素寸法は 5 μm とした。図 3 に、解析モデルを示す。解析モデルは z 軸対称とした。半球によりモデル化した転動体の上面に荷重を負荷し、転動体と平滑材を Hertz 接触させた。なお、荷

Fig. 2 Shape and dimensions of specimen, in mm.

Fig. 3 Axisymmetric FEM model of the contact between steel ball and plate specimen without drill hole.

重は、転動体上面に配置した剛体面を介して加えているため、転動体上面は一様変位となる。転動体および試験片のヤング率は206 GPa、ポアソン比は0.3とした。

2 物体（本解析では試験片と転動体）の接触判定には、以下のような手法を用いた。図4に示すように、試験片表面（接触される物体の表面）に対して接触判定閾値（tolerance）の2倍の大きさの接触判定領域を設け、転動体（接触する物体）の節点がこの領域内にあるとき、接触していると判定する。ここで、接触判定の閾値は、最小要素寸法の1/20である。さらに、図4に示すように、補正係数（bias）を用いて、接触判定領域を試験片表面の外側と内側に配分する。本解析では、補正係数を0.99とした。また、接触解析には直接拘束法⁽²⁹⁾を用いた。直接拘束法は、接触する物体の接点に対して接触が検知されたとき、その接点の変位と、接触される相手物体の接点の変位が、接触表面の法線方向で同じであるという拘束を与える手法である。Marc Ver.2008r1では、上述の手法を用いることにより、特殊な接触要素を用いなくても接触解析を自動的に実行する機能が組み込まれている。なお、本解析において、試験片と転動体の摩擦は考慮していない。

実際の試験条件を模擬し、Hertzの最大接触圧力 $q_{\max}$ が3.2 GPaとなるように、転動体への負荷を調整した。このとき、接触部の半径 r は210 μm となる。図5に、試験片内部で生じるせん断応力 τ_{xz} の解析結果を示す。 τ_{xz} は、深さ $z \approx 75 \mu\text{m}$ で最大となった。図6に、 $z = 75 \mu\text{m}$ および $z = 175 \mu\text{m}$ における x 方向の τ_{xz} の分布を示す。このように、転動体の移動に伴い、平滑試験片内部では両振りのせん断応力が発生する。有限要素法により得られた平滑材内部のせん断応力分布は、図中の実線で示した弾性厳密解^{(30),(31)}と一致した。

2・3 微小ドリル穴付き試験片におけるせん断応力分布

前節の解析モデルにおいて、図7(a)に示すように、直径 d 、エッジ部深さ h' （穴深さ h ）のドリル穴を導入する。図7(b)に解析モデルの一例を示す。前節の解析と同様に、平滑材において $q_{\max} = 3.2 \text{ GPa}$ となるように荷重を負荷する。本解析では、せん断応力分布におよぼすドリル穴の直径と深さの影響を調べるため、穴径 d とエッジ深さ

Fig. 4 Definition of contact in the FEM analysis.

Fig. 5 Contour map of shear stress τ_{xz} under the contact between steel ball and smooth specimen ($q_{\max} = 3.2$ GPa).

Fig. 6 Distribution of shear stress τ_{xz} at $z = 75 \mu\text{m}$ and $175 \mu\text{m}$ in smooth specimen.

Fig. 7 Axisymmetric FEM model of the contact between steel ball and plate specimen having a drill hole.

h' の組み合わせを, $(d, h') = (100, 25), (100, 75), (100, 125), (100, 175), (50, 75) \mu\text{m}$ の 5 通りに変化させた. 本モデルも z 軸対称であり, 転動体の中心とドリル穴の中心はともに対称軸上にある. 図 8 に, 解析により得られた τ_{xz} のコンター図を示す. 分布荷重を与えて解析した前報⁽²⁵⁾と同様に, 平滑材のせん断応力分布によらず, いずれのドリル穴においても, τ_{xz} はエッジ部で最大となった. 以上の解析結果から, 疲労き裂はドリル穴エッジ部からせん断応力支配で発生することが期待される.

3. 微小ドリル穴付き試験片を用いた転がり疲労試験

3・1 実験方法

3・1・1 供試材および試験片

供試材は, 直径 65 mm の高炭素クロム軸受鋼 JIS-SUSJ2 丸棒である. 表 1 に, 化学成分を示す. 図 2 に示した円板試験片の最終形状 (直径 60 mm, 厚さ 6 mm) に対して, 取り代が 0.5 mm となるように機械加工した後, 1113 K で 60 min 保持後焼入れ (油冷), 443 K で 120 min の焼戻しを施した. その後, 研削加工により寸法を整え, 試験面にエメリー研磨とバフ研磨を施した. 試験に用いた全ての試験片において, ビッカース硬さ HV を荷重 9.8 N で 10 点ずつ測定した. その結果, 各試験片における HV の平均値は最大で 751, 最小で 733 であった.

Fig. 8 Contour maps of shear stress τ_{xz} in the vicinity of drill hole.

3・1・2 転がり疲労試験および疲労き裂の観察

図9に、スラスト疲労試験機の模式図を示す。上部軌道輪はスラスト玉軸受 JIS-51305，下部軌道輪は図2に示した円板試験片である。疲労き裂発生起点として，ドリル穴を円板試験片の転動軌道中央部に1つ導入した。ドリル穴の直径 d とエッジ深さ h' の組み合わせは，2・3節の解析と同様， $(d, h') = (100, 25), (100, 75), (100, 125), (100, 175)$ および $(50, 75)$ （単位はいずれも μm ）の5通りとした。転動体には直径 9.525 mm の JIS-SUJ2 製鋼球を11個用いた。スラスト荷重を負荷しながら，潤滑油中（ISO-VG68）で回転させることにより，転がり疲労試験を実施した。試験片と転動体との最大接触圧力 q_{max} は 2.5～3.6 GPa，回転速度は 1000 min^{-1} とした。

図10に，転がり疲労試験前後における試験片表面の観察例を示す。図10(b)に示すように，ドリル穴から発生したき裂が試験片表面に達するまでの繰返し数 N を，疲労寿命 N_f とする。ここで， N は転動体がドリル穴を通過する回数である。 $N = 2.0 \times 10^8$ までに破壊が起こらない場合，疲労試験を停止した。

転がり疲労試験終了後，光学顕微鏡を用いて，き裂進展形態を観察した。図11に示すように，観察断面は荷重移動方向に平行な縦断面とした。ドリル穴の中心が現れる断面を鏡面状に研磨し，5 %ピクラルールを用いてエッチングした後，観察を行った。

3・2 実験結果および考察

3・2・1 疲労試験結果

図12に，ドリル穴付き試験片（以下，ドリル穴材と呼ぶ）の転がり疲労試験における最大接触圧力 q_{max} と疲労寿命 N_f の関係を示す。穴径とエッジ深さによって，転がり疲労強度は大きく変化することがわかる。図12には，比較データとして Furumura らによる SUJ2 平滑試験片の転がり疲労試験結果⁽³²⁾もプロットしてある。本研究で用いたドリル穴材の転がり疲労強度は，平滑試験片の強度を大きく下回る。

図13に， $q_{\text{max}} = 3.2 \text{ GPa}$ において破壊した試験片の荷重移動方向に平行な縦断面の観察例を示す。全ての試験

Table 1 Chemical composition of the specimen (mass %)

Element	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	O (ppm)	Ti (ppm)
JIS-SUJ2	1.02	0.24	0.40	0.016	0.005	0.06	1.37	0.02	0.09	5	18

Fig. 9 Schematic of the thrust bearing test machine.

Fig. 10 Optical micrographs of specimen surface.

片において、き裂発生起点はドリル穴のエッジ部であった。この結果は、穴径と深さに関係なくエッジ部で高せん断応力場が生じるという前報⁽²⁵⁾および 2・3 節の解析結果から理解できる。このように、本手法では、ドリル穴の深さに応じてき裂発生起点の深さを変化させることが可能である。

次節以降では、①き裂発生起点の深さと②き裂発生起点の寸法の 2 つの因子に注目し、転がり疲労強度を支配する因子について考察する。

3・2・2 き裂発生起点の深さの影響

図 14 に、平滑試験片に転動体を Hertz 接触させたときの、深さ 25 μm 、75 μm 、125 μm および 175 μm でのせん断応力 τ_{xz} の分布を示す。図 14 は、図 6 に示した深さ 75 μm および 175 μm での τ_{xz} の分布に、深さ 25 μm および 125 μm での τ_{xz} の分布を追加したものであり、いずれも弾性厳密解による解析結果である。平滑試験片の内部では、表面からの深さ z にかかわらず、 τ_{xz} の応力比 R は -1 となる。この平滑試験片中の所定の深さにおける τ_{xz} の振幅を τ_a とする。2・2 節でも述べたように、 τ_a は深さ $z \approx 75 \mu\text{m}$ で最大となる。また、図 14 において、 τ_a は z

Fig. 11 Observed cross section.

Fig. 12 Relationship between maximum contact pressure $q_{\max}$ and fatigue life N_f .

Fig. 13 Optical micrographs of cross sections parallel to the load movement direction in broken specimens.

$= 75 \mu\text{m}$ に次いで $z = 125 \mu\text{m}$ で大きく、 $z = 25 \mu\text{m}$, $175 \mu\text{m}$ では低めとなっている。これに対し、図 15 に、最大接触圧力 $q_{\max} = 3.2 \text{ GPa}$ の転がり疲労試験において、ドリル穴径 d を $100 \mu\text{m}$ (一定) としてエッジ深さ h' を変化させたときの、転がり疲労寿命 N_f を示す。 N_f はき裂発生起点となるエッジの深さが $h' = 75 \mu\text{m}$, $125 \mu\text{m}$ の順に短く、 $h' = 25 \mu\text{m}$, $175 \mu\text{m}$ では非破壊である。図 1 に示したように、ドリル穴材の転がり疲労寿命の大部分は、き裂発生後、き裂が全長 $300 \mu\text{m}$ 程度に成長するまでの初期のき裂進展に費やされ、き裂発生寿命は疲労寿命全体にほとんど影響を及ぼさない。よって、 τ_a が大きいほどドリル穴材の転がり疲労強度と疲労寿命が小さくなるという試験結果は、き裂が発生する深さにおける τ_a が、き裂進展寿命に深く関わっていることを示唆する。

転がり接触下では、モード I き裂進展の駆動力となる垂直応力成分は常に圧縮となるので、本試験におけるき裂はせん断型 (モード II およびモード III) で進展したものと考えられる。転がり接触を受ける材料の内部に、接触部寸法に比べて小さな 3 次元き裂が表面と平行に存在するとき、き裂先端近傍の特異応力場の変動を表す応力拡大係数幅 ΔK_{II} と ΔK_{III} は、き裂の寸法・形状により変化するとともに、き裂の深さにおける τ_a に比例する。開口型 (モード I) の微小疲労き裂を有する試験片の疲労強度の評価には、通常、平滑部における応力振幅 σ_a が公称応力として用いられるが、転がり疲労においてはき裂深さにおける τ_a が公称応力振幅に相当する。

図 16 に、 τ_a と疲労寿命 N_f の関係を示す。縦軸を $q_{\max}$ で整理した場合 (図 12) では、ドリル穴径 d が $100 \mu\text{m}$ のデータは、エッジ深さ h' により大きくばらついてしたが、縦軸を τ_a で整理すると、異なるエッジ深さ h' に対するデータはほぼ同一曲線上に整理されている。すなわち、ドリル穴径が同じ場合、疲労寿命はき裂が発生する深さでの τ_a により決まる。一方、ドリル穴径が $d = 50 \mu\text{m}$ の場合は、 $d = 100 \mu\text{m}$ の場合に比べて、 $N = 2 \times 10^8$ で非破壊となる τ_a は $10 \sim 15 \%$ 大きい。次節ではこのドリル穴径の影響について考察する。なお、図 16 にも、比較デ

Fig. 14 Distributions of shear stress τ_{xz} at $z = 25, 75, 125, 175 \mu\text{m}$ in smooth specimen.

Fig. 15 Comparison of fatigue lives N_f for different edge depths h' .

Fig. 16 Relationship between shear stress amplitude τ_a and fatigue life N_f .

ータとして Furumura らによる SUJ2 平滑試験片の転がり疲労試験結果⁽³²⁾もプロットしてある。Furumura らの試験結果においては、破壊を起こすのに必要な τ_a はドリル穴材の場合よりも 30～40 % 高い。この理由についても次節で明らかにする。

3・2・3 き裂発生起点の寸法の影響

疲労強度に及ぼす微小欠陥の影響は、これまでに多くの研究者により調べられてきた。それらのほとんどは、疲労き裂が欠陥からモード I で進展する場合を対象としている。一連の研究において、鉄鋼材料では一部の例外を除き、微小欠陥材の疲労限度は欠陥からのき裂発生限界ではなく、欠陥から発生したき裂の伝ば停留限界で決まることが明らかにされている⁽²⁶⁾。このとき、き裂発生起点となった欠陥を最大主応力方向に投影した面積の平方根を $\sqrt{\text{area}}$ とすると、 $\sqrt{\text{area}}$ と負荷応力範囲から計算されたモード I き裂進展の下限界応力拡大係数幅 ΔK_{Ith} は、 $\sqrt{\text{area}}$ が 1 mm 程度より小さい寸法領域において $(\sqrt{\text{area}})^{1/3}$ に比例することが知られている^{(26)~(28)}。これを式で表すと、比例定数を C として以下ようになる。

$$\Delta K_{\text{Ith}} = C(\sqrt{\text{area}})^{1/3} \quad (1)$$

モード I き裂の前縁における応力拡大係数幅 ΔK_I の最大値は、形状係数を F_I 、応力範囲を $\Delta\sigma$ とすると、 $\sqrt{area}$ を用いて次のように近似できる⁽²⁶⁾。

$$\Delta K_I = F_I \Delta\sigma \sqrt{\pi \sqrt{area}} \quad (2)$$

式(1)と式(2)から、モード I き裂進展の下限界を与える応力範囲 $\Delta\sigma_{Ith}$ ($=2\sigma_w$) は以下のように表される。

$$\Delta\sigma_{Ith} = \frac{C}{F_I \sqrt{\pi}} (\sqrt{area})^{-1/6} \quad (3)$$

村上ら^{(26)~(28)}は、この $\Delta\sigma_{Ith} \propto (\sqrt{area})^{-1/6}$ の関係を基に、欠陥寸法 $\sqrt{area}$ とビッカース硬さ HV から疲労限度 σ_w を予測する式を提案し、その有効性を確認している。

図 17 に、 $N = 2 \times 10^8$ で非破壊の試験片における荷重移動方向に平行な縦断面の光学顕微鏡写真を示す。本研究で実施した転がり疲労試験における非破壊試験片でも、ドリル穴エッジ部に長さ $5 \mu\text{m}$ 程度のき裂が認められた。このことから、以降では、上記の村上らのモード I き裂に対する疲労限度評価方法を参考に、転がり疲労試験結果を破壊・非破壊にかかわらず微小疲労き裂問題として評価することを試みる。

$N = 2 \times 10^8$ で非破壊の場合にドリル穴エッジで観察されたき裂 (図 17) は、 $\Delta K \leq \Delta K_{Ith}$ の条件を満たして停留しているか、 $\Delta K \approx \Delta K_{Ith}$ となり極めて遅い速度で進展しているかのいずれかであると考えられる。著者らの一人は、軸受鋼 SUJ2 の丸棒状試験片を用いて静的圧縮応力下のねじり疲労試験を行い、き裂面に圧縮応力が作用していない寸法 $0.01 \sim 1 \text{mm}$ のせん断型疲労き裂について、進展・停留の挙動を調べている。そして、上記の寸法域において、せん断型疲労き裂の下限界応力拡大係数幅 ΔK_{Ith} と ΔK_{IIIth} には、式(1)に示したモード I 疲労き裂の下限界応力拡大係数幅 ΔK_{Ith} と類似のき裂寸法依存性があることを示している。すなわち、 ΔK_{Ith} 、 ΔK_{IIIth} とき裂寸法 a 、 b の間には、 $\Delta K_{Ith} \propto a^{1/3}$ 、 $\Delta K_{IIIth} \propto b^{1/3}$ の関係が成り立つ (付録 A 参照)。これを考慮すると、 ΔK_{Ith} 、 ΔK_{IIIth} は、それぞれ a 、 b を用いて次のように書ける。

$$\Delta K_{Ith} = C_1 a^{1/3} \quad (4)$$

$$\Delta K_{IIIth} = C_2 b^{1/3} \quad (5)$$

ここで、 C_1 と C_2 は比例定数である。例えば、図 18(a)に示すようなせん断を受ける無限体中のだ円き裂においては、き裂の変形様式は $(x, y) = (\pm a, 0)$ において純粋なモード II となり、 $(x, y) = (0, \pm b)$ において純粋なモード III となる⁽³³⁾。また、図 18(b)に示すようなせん断を受ける半無限体中の半だ円き裂においては、き裂の変形様式は自由表面とき裂前縁の交点 $((x, y) = (\pm a, 0))$ の近傍においてモード II 支配となり、き裂底 $((x, y) = (0, b))$ で純粋なモード III となる⁽³⁴⁾。なお、き裂前縁上の上記以外の点においては、き裂の変形様式はモード II とモード III の混合モードとなる。

村上ら^{(11), (12)}は、モード II およびモード III のき裂において、 $K_{II} = K_{III}$ のときのき裂先端近傍のせん断応力分布は、

Fig.17 Optical micrographs of cross sections parallel to the load movement direction in unbroken specimens.

せん断応力の方向が 90° 異なることを除けば同じであることを理由に、同一材料に対しては $K_{Ith} = K_{IIIth}$ となるという仮説を立てている。さらに、炭素鋼についてモード II 疲労き裂進展試験とモード III 疲労き裂進展試験を別々に実施し、上記の仮説を支持する実験結果を得ている。一方、付録 A の図 A1 と図 A2 は丸棒状試験片表面の半円状の停留き裂について得られた結果である。 K_{Ith} と K_{IIIth} はき裂寸法やき裂全体に占める干渉部分の割合に応じて変化するものの、図 A2 において、それらの値は両対数グラフ上でほぼ一つの直線上にある。この結果は、軸受鋼のような高硬度鋼においても、モード II とモード III のき裂長さが等しいとき、 $K_{Ith} = K_{IIIth}$ が成立することを示している。このとき、 C_1 と C_2 は等しく、これらを

$$C_1 = C_2 = C' \quad (6)$$

とおく。

前述のように、 $N=2 \times 10^8$ で非破壊の試験片では、ドリル穴エッジ部にき裂が存在する。これらのき裂の正確な 3 次元形状は不明であるが、図 17 に示した断面におけるき裂長さはドリル穴の直径に比べて $1/10$ 以下と小さいことから、き裂を試験片表面と垂直な方向 (z 軸方向) から見たときのき裂前縁の形状はほぼ円形に近いと考えられる。図 18(c) に、そのき裂の模式図を示す。き裂の変形様式は、き裂前縁と x 軸および y 軸の交点において、それぞれ純粋なモード II、モード III となる。すなわち、図 18(c) において x 軸上と y 軸上におけるき裂の半長が、式(4)、(5)における a と b に相当する。このようなせん断型き裂において、 $(x, y) = (\pm a, 0)$ および $(0, \pm b)$ における応力拡大係数幅 ΔK_{II} と ΔK_{III} は、それぞれ次のように書ける。

$$\Delta K_{II} = F_{II} \Delta \tau \sqrt{\pi a} \quad (7)$$

$$\Delta K_{III} = F_{III} \Delta \tau \sqrt{\pi b} \quad (8)$$

ここで、 F_{II} と F_{III} は形状係数、 $\Delta \tau$ はせん断応力範囲 ($\Delta \tau = 2\tau_a$) である。式(4)、(6)と(7)および式(5)、(6)と(8)より、モード II とモード III のき裂の進展下限界を与えるせん断応力範囲 $\Delta \tau_{Ith}$ および $\Delta \tau_{IIIth}$ は、

$$\Delta \tau_{Ith} = \frac{C'}{F_{II} \sqrt{\pi}} a^{-1/6} \quad (9)$$

$$\Delta \tau_{IIIth} = \frac{C'}{F_{III} \sqrt{\pi}} b^{-1/6} \quad (10)$$

となり、式(3)で示したモード I で破壊が起こる場合の疲労限度のき裂寸法依存性と同様に、せん断応力範囲の下限値には $\Delta \tau_{Ith} \propto a^{-1/6}$ および $\Delta \tau_{IIIth} \propto b^{-1/6}$ のき裂寸法依存性が存在する。図 18(a) ~ (c) に示したようなき裂は、 $\Delta \tau > \Delta \tau_{Ith}$ と $\Delta \tau > \Delta \tau_{IIIth}$ の条件がいずれか一つでも満たされると進展し、 $\Delta \tau \leq \Delta \tau_{Ith}$ かつ $\Delta \tau \leq \Delta \tau_{IIIth}$ の場合は停留する。すなわち、き裂進展の下限界を与えるせん断応力範囲 $\Delta \tau_{th}$ は、式(9)と(10)で与えられる $\Delta \tau_{Ith}$ と $\Delta \tau_{IIIth}$ のうち、いずれか小さい方となる。 F_{II} と F_{III} はき裂の形状により決まるので、 a と b の値やドリル深さ、接触部半径、最

Fig. 18 Crack geometries.

大接触圧力が与えられれば、 $\Delta\tau_{\text{Ith}}$ と $\Delta\tau_{\text{IIth}}$ の大小の判定が可能である。現時点では、非破壊試験片中のき裂の3次元形状が不明であるため、 $\Delta\tau_{\text{Ith}}$ と $\Delta\tau_{\text{IIth}}$ の大小関係は不明であるが、図17に示したように、 $N=2\times 10^8$ で非破壊の試験片のドリル穴エッジ部に存在するき裂は十分に短く、き裂の全長 $2a$ 、 $2b$ はドリル穴径 d とほぼ等しいとみなせる。そこで、き裂の代表寸法として $d(\cong 2a \cong 2b)$ を用いると、 $\Delta\tau_{\text{th}}$ と d との間には次の関係が成立する。

$$\Delta\tau_{\text{th}} \propto d^{-1/6} \quad (11)$$

ここで、欠陥を含むき裂全体の代表寸法として、 d の代わりに図19(a)に示すような欠陥面積の平方根 $\sqrt{\text{area}}$ を採用する。式(11)および $\sqrt{\text{area}} = \sqrt{\pi d^2/4}$ ($\sqrt{\text{area}} \propto d$)の関係から、次の関係も成り立つ。

$$\Delta\tau_{\text{th}} \propto (\sqrt{\text{area}})^{-1/6} \quad (12)$$

式(12)から、せん断型き裂の進展に支配される転がり疲労強度にも、式(3)で示したモードIき裂の場合と同様の欠陥寸法依存性があることがわかる。ここで、引張圧縮または回転曲げ疲労試験において微小欠陥が破壊起点となる場合の実験データの整理に広く用いられている修正 $S-N$ 線図^{(26),(35)~(37)}の考え方を、本研究で得られた転がり疲労試験結果に適用する。修正 $S-N$ 線図とは、推定疲労限度 σ_w に対する負荷応力振幅 σ_a の比 σ_a/σ_w を縦軸として整理した $S-N$ 線図である。これまでに、材料内部の非金属介在物を起点とする高強度鋼の疲労破壊に関する多くの研究において、修正 $S-N$ 線図を用いることにより介在物寸法に応じてばらつく疲労寿命データを一本の線上に整理できることが示されている^{(35)~(37)}。図20に、式(12)を考慮して縦軸を $\tau_a/(\sqrt{\text{area}})^{-1/6}$ により整理した修正 $S-N$ 線図を示す。図20において、ドリル穴材の疲労試験結果は、ドリル穴の直径と深さによらず、ほぼ一つの曲線上にあることがわかる。この結果は、ドリル穴エッジ部から発生するせん断型疲労き裂により破壊が起こる場合の転がり疲労強度は、き裂発生起点におけるせん断応力振幅 τ_a と代表欠陥寸法(d や $\sqrt{\text{area}}$)により評価できることを示唆する。なお、本論文では、き裂発生起点(ドリル穴エッジ部)が円形の場合を対象としてきた。しかし、実際の問題では、材料中に含まれる微小欠陥の形状は様々であり、発生直後のき裂のアスペクト比 b/a は起点となる欠陥の形状に大きく左右される。欠陥形状が任意の場合、代表寸法をどのように見積もって評価に使用すればよいかについても、今後検討する必要がある。

図20には、Furumuraら⁽³²⁾によるSUS2平滑試験片の転がり疲労試験結果もプロットしてある。Furumuraらの実験における破壊起点は、ほぼ球形のアルミナ系の介在物であると推定されているが、各試験片における破壊起点の介在物寸法と深さは不明である。そのため、破壊起点の介在物寸法には、Furumuraらが統計的に予測した危険体積中の最大の介在物寸法($\sqrt{\text{area}} = 18 \mu\text{m}$)を用いた。ここで、 $\sqrt{\text{area}}$ は、図19(b)で示すように球形と仮定した介在物の投影面積の平方根とした。また、 τ_a には各試験条件において材料内部で生じる τ_a の最大値を用いた。実際には、Furumuraらの疲労試験では、起点となった介在物の寸法や深さは試験片によって異なると考えられ、これが図20中のデータのばらつきに反映されているものと考えられる。図20において、Furumuraらのデータは、全体的にドリル穴材のデータの近くに分布している。ドリル穴エッジ部が起点となる場合と材料内部の介在物が起点となる場合でき裂の応力拡大係数がどのように異なるかについて、今後詳細な解析を行って明らかにする必

Fig. 19 Definition of the area.

Fig. 20 Modified S-N diagram for rolling contact fatigue.

要があるものの、以上の結果は、内部の介在物が破壊起点となる場合の転がり疲労強度も、き裂発生起点における公称せん断応力振幅 τ_a と代表欠陥寸法により評価できる可能性を示唆する。

図 20 で示した式(11)や式(12)に基づく疲労強度の整理方法は、転がり疲労強度への材料の清浄度や危険体積（軸受寸法）の影響について、定量的な強度設計指針を与えるものである。特に、大寸法の軸受では、多数の実機試験に基づく確率統計的な信頼性確保がコスト的に困難であることから、破壊機構とき裂進展特性に基づく新しい強度評価法の確立が求められている。本論文で提案した考え方に極値統計による最大介在物寸法予測を組み合わせることにより、破壊力学と微小疲労き裂問題に基づく新しい強度評価が可能になると期待される。

4. 結 言

軸受鋼 JIS-SUSJ2 について、転動軌道中央部に直径と深さの異なる微小ドリル穴を有する平板試験片の転がり疲労試験を行い、ドリル穴エッジ部から発生するせん断型疲労き裂の発生・進展挙動および疲労寿命特性を調べた。また、有限要素法によりドリル穴近傍のせん断応力分布を解析した。その結果、次のことが明らかとなった。

- (1) 本研究で実施した全ての試験において、ドリル穴の直径や深さおよび荷重荷重レベルによらず、疲労き裂はドリル穴のエッジ部から発生し、せん断型（モード II およびモード III）で進展した。この結果は、エッジ部近傍で生じる高いせん断応力場から説明できる。疲労寿命の大部分は、せん断型疲労き裂の進展寿命に費やされる。
- (2) 最大接触圧力 $q_{\max}$ - 疲労寿命 N_f のデータは、ドリル穴の直径と深さに応じて大きくばらつく。一方、 $q_{\max}$ の代わりに、き裂が発生する深さにおける平滑試験片中のせん断応力振幅 τ_a を公称応力として用いると、ドリル穴直径が一定の場合には、異なるドリル穴深さに対する実験データをほぼ同一曲線上に整理できる。
- (3) $N = 2 \times 10^8$ で非破壊の試験片でもドリル穴エッジ部には疲労き裂が存在すること、および微小なせん断型き裂の ΔK_{Ith} と ΔK_{IIIth} にき裂寸法依存性があることを考慮して、疲労強度を微小き裂問題として捉え、 N_f を $\tau_a / (\sqrt{area})^{-1/6}$ により整理した。すると、ドリル穴直径が異なる場合でも、実験データはほぼ同一曲線上に整理された。
- (4) 材料内部の非金属介在物がはく離起点となる場合の試験結果を、統計的に予測された最大介在物寸法 $\sqrt{area}$ を用いて整理すると、 $\tau_a / (\sqrt{area})^{-1/6}$ と N_f の関係はドリル穴材の試験結果とほぼ一致した。この結果は、材料内部の非金属介在物が起点となる場合のはく離強度も、公称せん断応力振幅 τ_a と最大介在物寸法 $\sqrt{area}$ により評価できることを示唆する。

謝 辞

本研究の一部は、平成 18～24 年度 NEDO「水素先端科学基礎研究事業」の一環として行われたものである。

付録 A セン断型微小き裂の進展下限界のき裂寸法依存性

著者の一人は、軸受鋼 SUS2 について、丸棒状試験片の静的圧縮応力下のねじり疲労試験により、セン断型疲労き裂の進展試験を実施している。き裂進展の方向は、き裂面に圧縮応力が作用しない方向、すなわち丸棒の軸方向である。全長または深さが 0.01～1mm の種々の形状の停留き裂の形状・寸法およびセン断応力振幅から、モード II とモード III のき裂の下限界応力拡大係数幅 ΔK_{IIth} と ΔK_{IIIth} を求め、次の 2 点を明らかにしている⁽¹⁷⁾。

- (1) き裂面に圧縮応力が作用しない場合でも、破面間の摩擦・干渉の有無によりき裂進展抵抗が変化する。き裂全体の面積に占める干渉部分の面積の割合を f とする。き裂面干渉が全くないとき $f=0$ 、き裂全面が干渉するとき $f=1$ とすると、同寸法のき裂について ΔK_{IIth} と f の間には次のような関係が成立する。

$$\Delta K_{IIth} \propto A + Bf \quad (A1)$$

- (2) 0.01～1 mm の寸法域において、 ΔK_{IIth} と ΔK_{IIIth} には、き裂寸法依存性がある。モード II き裂の長さを a 、モード III き裂の長さを b とすると、 ΔK_{IIth} 、 ΔK_{IIIth} と a 、 b の関係は、おおよそ次のようになる。

$$\Delta K_{IIth} \propto a^{1/3} \quad (A2)$$

$$\Delta K_{IIIth} \propto b^{1/3} \quad (A3)$$

本文中 (3・2・3 節) にも述べたように、モード II とモード III のき裂長さが等しいとき $K_{IIth} = K_{IIIth}$ が成立するとし、さらに式(A1)～(A3)を考慮して、 ΔK_{IIth} 、 ΔK_{IIIth} を次のような形で表す。

$$\Delta K_{IIth} = (A + Bf) a^{1/3} \quad (A4)$$

$$\Delta K_{IIIth} = (A + Bf) b^{1/3} \quad (A5)$$

ΔK_{IIth} と ΔK_{IIIth} の単位を $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、 a と b の単位を μm とし、参考文献⁽¹⁷⁾中に示されているデータに対して最小二乗法により定数 A と B を決めると、 $A=1.53$ 、 $B=1.31$ となる。図 A1 および図 A2 に、 ΔK_{IIth} と ΔK_{IIIth} を式(A4)と(A5)を基に整理した結果を示す。 ΔK_{IIth} と ΔK_{IIIth} の実験値は、実線で示した式(A4) と(A5)に対して、ほぼ $\pm 10\%$ のばらつきの範囲に収まる。

Fig. A1 Effect of fraction of interfering crack area on K_{IIth} and K_{IIIth} .

Fig. A2 Crack size dependence of K_{IIth} and K_{IIIth} .

文 献

- (1) 村上敬宜, “トライボロジー問題への破壊力学の応用”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 59, No. 558 (1993), pp. 283-290.
- (2) 市丸和徳, “転がり疲れに関する接触理論および破壊力学的研究”, トライボロジスト, Vol. 39, No. 8 (1994), pp. 600-607.
- (3) 栄中, 村上敬宜, “接触界面の破壊力学”, 材料, Vol. 49, No. 3 (2000), pp. 356-361.
- (4) 木田勝之, “転がり軸受における接触応力とき裂進展”, トライボロジスト, Vol. 47, No. 8 (2002), pp. 623-628.
- (5) 松永久生, “破壊力学に基づく転がり疲労評価”, トライボロジスト, Vol. 55, No. 10 (2010), pp. 695-701.
- (6) 大塚昭夫, 東郷敬一郎, 石田英樹, 兪成根, 柴田正道, “転がり疲労におけるき裂進展と圧縮応力場におけるモード II 疲労”, 材料, Vol. 41, No. 466 (1992), pp. 1136-1141.
- (7) 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.
- (8) 大塚昭夫, 菅原宏人, 庄村光広, 青山正樹, 兪成根, “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.
- (9) 大小森義洋, 栄中, 村上敬宜, “補強ロールのスポーリングにおけるモード II き裂の進展挙動の解析”, 材料, Vol. 50, No. 3 (2001), pp. 249-254.
- (10) 藤井幸生, 前田喜久男, 大塚昭夫, “高硬度材料のモード II 疲労き裂進展特性を求めるための新試験法”, 材料, Vol. 50, No. 10 (2001), pp. 1108-1113.
- (11) 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.
- (12) 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.
- (13) Otsuka, A., Fujii, Y. and Maeda, K., “A new testing method to obtain mode II fatigue crack growth characteristics of hard materials”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 27 (2004), pp. 203-212.
- (14) 西澤英雄, 小川武史, “モード II 疲労き裂進展特性とき裂駆動力の実験的評価” 材料, Vol. 54, No. 12 (2005), pp. 1295-1300.
- (15) 戸山恭平, 福島良博, 村上敬宜, “真空中と大気中におけるモード II 疲労き裂進展機構とき裂進展下限値”, 材料, Vol. 55, No. 8 (2006), pp. 719-725.
- (16) 松永久生, 村本諭始, 庄村直哉, 遠藤正浩, “軸受鋼 SUSJ2 における微小疲労き裂のせん断型進展と下限値”, 材料, Vol. 58, No. 9 (2009), pp. 773-780.
- (17) 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, No. 1 (2011), pp. 72-82.
- (18) Cheng, W., Cheng, H.S., Keer, L.M. and Ai, X., “Surface crack initiation under contact fatigue: experimental observation and contact analysis”, *Transaction of the ASME, Journal of Tribology*, Vol. 115, No. 4 (1993), pp. 658-665.
- (19) Dommarco, R.C., Bastias, P.C., Hahn, G.T. and Rubin, C.A., “The use of artificial defects in the 5-ball-rod rolling contact fatigue experiments”, *Wear*, Vol. 252 (2002), pp. 430-437.
- (20) Fujii, Y. and Maeda, K., “Flaking failure in rolling contact fatigue caused by indentations on mating surface (I) Reproduction of flaking failure accompanied by cracks extending bi-directionally relative to the load-movement”, *Wear*, Vol. 252 (2002), pp. 787-798.
- (21) 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.
- (22) Dommarco, R.C., Bastias, P.C., Rubin, C.A. and Hahn, G.T., “The influence of material build up around artificial defects on rolling contact fatigue life and failure mechanism”, *Wear*, Vol. 260 (2006), pp. 1317-1323.

- (23) 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.
- (24) da Mota, V.M.M.B., Moreira, P.M.G.P. and Ferreira, L.A.A., “A study on the effects of dented surfaces on rolling contact fatigue”, *International Journal of Fatigue*, Vol. 30 (2008), pp. 1997-2008.
- (25) 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.
- (26) 村上敬宜, “金属疲労 微小欠陥と介在物の影響” 第 1 版 (1993), 養賢堂.
- (27) 村上敬宜, 遠藤正浩, “微小き裂の下限界応力拡大係数幅 ΔK_{th} に及ぼす硬さとき裂形状の影響”, 材料, Vol. 35, No. 395 (1986), pp. 911-917.
- (28) 村上敬宜, 遠藤正浩, “下限界応力拡大係数 ΔK_{th} に及ぼすき裂寸法と材質の影響”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 52, No. 478 (1986), pp. 1492-1499.
- (29) MSC SOFTWARE, “Marc® 2008r1 Volume A: Theory and User Information”, MSC SOFTWARE (2008).
- (30) 岡本純三, “ころがり軸受・ころ軸受の動的負荷容量 (Lundberg-Palmgren 理論の詳解)”, 第 2 刷 (1990), 正文社.
- (31) Hanson, M.T. and Johnson, T., “The Elastic Field for Spherical Hertzian Contact of Isotropic Bodies Revisited: Some Alternative Expressions”, *Transaction of the ASME, Journal of Tribology*, Vol. 115 (1993), pp. 327-332.
- (32) Furumura, K., Murakami, Y. and Abe, T., “The Development of Bearing Steels for Long Life Rolling Bearings Under Clean Lubrication and Contaminated Lubrication”, *Proceeding of 4th International Symposium on Bearing Steels, Creative Use of Bearing Steels, ASTM STP*, Vol. 1195 (1993), pp. 199-210.
- (33) Kassir, M.K. and Sih, G.C., “Three-dimensional stress distribution around an elliptical crack under arbitrary loadings”, *Transaction of the ASME, Journal of Applied Mechanics*, Vol. 33 (1966), pp. 601-611.
- (34) 村上敬宜, 梶浩志, “モード II 負荷を受ける三次元き裂の Corner Point Singularity”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 66, No. 652 (2000), pp. 2211-2217.
- (35) Murakami, Y., Takada, M. and Toriyama, T., “Super-long life tension-compression fatigue properties of quenched and tempered 0.46% carbon steel”, *International Journal of Fatigue*, Vol. 16 (1999), pp. 661-667.
- (36) Murakami, Y., Nomoto, T. and Ueda, T., “Factors influencing the mechanism of superlong fatigue failure in steels”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 22 (1999), pp. 581-590.
- (37) Furuya, Y. and Matsuoka, S., “Gigacycle fatigue properties of a modified-austenitized Si-Mn steel and effects of microstructure”, *Metallurgical and Materials Transaction A*, Vol. 35 (2004), pp. 1715-1723.