

応力拡大係数を用いたモデルと非金属介在物の統計的評価による 転がり軸受のはく離寿命予測

Spalling Life Prediction for Rolling Bearings Using a Model with Stress Intensity Factor and
Statistical Evaluation of Non-metallic Inclusions

日本精工(株) (正) *小俣 弘樹 (正) 橋本 翔 (非) 土信田 知樹 (非) 内田 啓之 (正) 植田 光司

Hiroki Komata*, Sho Hashimoto*, Tomoki Doshida*, Hiroyuki Uchida*, Koji Ueda*

*NSK Ltd.

1. はじめに

転がり軸受の故障モードの 1 つであるはく離には、軸受鋼に含まれる非金属介在物が起点となって生じる形態（介在物起点はく離）がある。軸受鋼の清浄度の向上により、近年ではこの形態が早期故障の要因となることは少なくなった。このことは、実際の産業機械において、軸受が過剰な耐久性を有している場合も少なくないことを示唆する。したがって、介在物起点はく離の寿命を高精度に予測できれば、積極的に小形の製品を採用できるようになり、省資源化に貢献できると考えられる。しかしながら、疲労き裂発生・進展過程の観察が極めて難しく、寿命に及ぼす介在物の影響を定量的に評価することは困難である。このような課題を解決するため、著者ら¹⁾は、介在物を模擬した微小ドリル穴を導入した軸受を用いて転がり疲労 (RCF) 試験を実施し、はく離寿命や疲労限を評価する有効な手法であることを示した。本報では、微小ドリル穴を用いた試験結果に基づき、応力拡大係数を用いた新しい寿命モデルを提案する。

2. 軌道面に微小ドリル穴を導入した転がり軸受を用いた RCF 試験

内輪軌道面に微小ドリル穴を導入した深溝玉軸受を用いて RCF 試験を実施した。試験軸受の材質は SUJ2 であり、硬さは 740~760 HV とした。ドリル穴の寸法は、直径 $d = 0.050 \sim 0.100$ mm, エッジ深さ $h' = 0.050 \sim 0.175$ mm の範囲とした。ドリル穴の模式図を Fig. 1 に、試験条件を Table 1 に示す。本試験では、ドリル穴エッジ部から疲労き裂が発生し、材料内部を進展した後はく離に至る。著者ら¹⁾は、ヘルツ接触下において、エッジ部から発生した長さ a' の環状き裂先端のモード II 応力拡大係数 $\Delta K_{II,drill}$ を FEM を用いて検討し、次の近似式を得た。

$$\Delta K_{II,drill} = (-1.56 \cdot d + 0.82) \cdot \frac{8}{(2-\nu)\pi} \tau_a \sqrt{\pi(d/2 + a')} \quad (1)$$

τ_a は、き裂が発生するエッジ深さにおいて、軌道面に水平および垂直方向にはたらくせん断応力振幅である。Fig. 2 に示すように、式(1)により計算される $\Delta K_{II,drill}$ の値と、はく離寿命には良好な相関が認められる。このことから、介在物起点はく離寿命は、介在物から発生した初期き裂先端の ΔK_{II} を用いて表されることが示唆される。

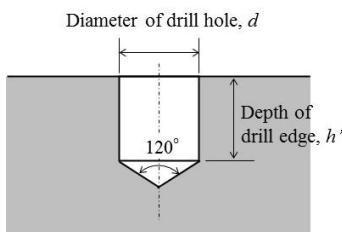


Fig. 1 Geometry of drilled hole

Table 1 Details of RCF test conditions

Bearing dimension	Outer diameter [mm]	62
	Inner diameter [mm]	30
RCF test conditions	Max. contact pressure for inner ring [GPa]	2.50 - 3.45
	Rotational speed [min ⁻¹]	3900
	Lubricating oil	ISO-VG68

3. 介在物起点型はく離の寿命モデルの導出

はく離形態は、大別して内部起点型と表面起点型の 2 つに分類される。内部起点型においては、介在物起点に加えて材料組織起因とみられる形態がある。これらをそれぞれ独立した現象と考え、寿命モデルを次のように表す。

$$\ln \frac{1}{S} = A_{nmi} \cdot N^{e_1} \int \frac{(\sigma_{nmi} - \sigma_{th,nmi})^c}{z_0^h} dV_{ss} + A_{ss} \cdot N^{e_2} \int \frac{(\sigma_{ss} - F_{env} \cdot \sigma_{th,ss})^c}{z_0^h} dV_{ss} + A_s \cdot N^{e_3} \int (\sigma_s - \sigma_{th,s})^c dV_s \quad (2)$$

ここで、 S は生存確率、 N は応力繰り返し数、 z_0 は最大せん断応力深さ、 σ ははく離の駆動力、 σ_{th} は材料強度、 V は応力体積、 $e_1 \sim e_3$ はワイブルスロープ、 A 、 c 、 h は定数である。添え字ははく離形態を指しており、右辺第 1 項は介在物起点、第 2 項は材料組織起因、第 3 項は表面起点型を表す。 F_{env} は、環境の影響による強度低下を表す係数である。ここでは介在物起点はく離を表す右辺第 1 項に着目する。はく離の駆動力は ΔK_{II} と考えられることから、 σ_{nmi} として ΔK_{II} を用いる。また、 $\sigma_{th,nmi}$ としてき裂進展下限界値 ΔK_{Iith} を用いると、寿命モデルは以下のように表わされる。

$$\ln \frac{1}{S} = A'_{\text{nmi}} \cdot \frac{N^{e_1} (\Delta K_{\text{II}} - \Delta K_{\text{Iith}})^c V_{\text{ss}}}{z_0^h} = A'_{\text{nmi}} \cdot \left(\frac{\Delta K_{\text{II}} - \Delta K_{\text{Iith}}}{\tau_0} \right)^c \frac{N^{e_1} \tau_0^c V_{\text{ss}}}{z_0^h} \quad (3)$$

τ_0 はせん断応力の最大値である。ここで、ある ΔK_{II} の値における寿命を L とし、Lundberg - Palmgren の理論との類似性を考慮すると、式(3)は以下のように変形される。

$$L = A'_{\text{nmi}} \cdot \left(\frac{\Delta K_{\text{II}} - \Delta K_{\text{Iith}}}{\tau_0} \right)^\alpha \left(\frac{C}{P} \right)^\beta \quad (4)$$

C は軸受の基本動定格荷重、 P は動等価荷重、 A'_{nmi} 、 α 、 β は定数である。

次に、Fig. 2 の結果を用いて、はく離が生じる内輪の寿命に着目して各定数の値を検討する。試験結果として得られた寿命時間を、それぞれの $\Delta K_{\text{II,drill}}$ における内輪の平均寿命 $L_{\text{mean},i}$ であるとみなす。また、 C には内輪の値 C_i を、 τ_0 には内輪に加わるせん断応力の最大値を用いる。Okazaki ら³⁾による、梢円き裂のせん断型進展下限界の検討結果から、ドリル穴から発生したき裂の進展下限界 $\Delta K_{\text{Iith,drill}}$ は、ドリル穴の投射面積 $\text{area}_{\text{drill}}$ を用いて以下の式で表される。

$$\Delta K_{\text{Iith,drill}} = 1.49 (\sqrt{\text{area}_{\text{drill}}})^{1/3} \quad \text{ただし, } \sqrt{\text{area}_{\text{drill}}} \leq 1 \text{ mm} \quad (5)$$

Figure 2 の結果と式(4)に基づき、 $L_{\text{mean},i}/(C_i/P)^\beta$ を縦軸に、 $(\Delta K_{\text{II,drill}} - \Delta K_{\text{Iith,drill}})/\tau_0$ を横軸にとり、両対数で表した結果を Fig. 3 に示す。 $A'_{\text{nmi}} = 1.40 \times 10^3$ 、 $\alpha = -5.51$ 、 $\beta = 1.11$ としたとき、両者の値は両対数で良好な相関関係となった。なお、横軸の分母に用いた τ_0 の単位は GPa とした。

介在物起点はく離の寿命を予測するためには、介在物から発生した初期き裂の ΔK_{II} とその下限界値 ΔK_{Iith} を考えなければならない。Okazaki ら³⁾の検討結果を用いると、ヘルツ接触下における介在物による ΔK_{II} および ΔK_{Iith} は、介在物の投射面積 area_{nmi} を用いて以下の式で表される。

$$\Delta K_{\text{II}} = F_{\text{nmi}} \cdot 1.16 \tau_a \sqrt{\pi \sqrt{\text{area}_{\text{nmi}}}}, \quad \Delta K_{\text{Iith}} = 2.61 (\sqrt{\text{area}_{\text{nmi}}})^{1/3} \quad \text{ただし, } \sqrt{\text{area}_{\text{nmi}}} \leq 1 \text{ mm} \quad (6)$$

τ_a は、き裂が発生する介在物深さにはたらくせん断応力振幅である。母材と物性の異なる介在物が存在する場合、梢円き裂のみの場合とはき裂先端での変形挙動が異なることが考えられる。 F_{nmi} はその影響を考慮した補正係数である。以上の検討結果から、式(4)および式(6)を用いることで、大きさ $\sqrt{\text{area}_{\text{nmi}}}$ の介在物を起点とするはく離の平均寿命を求めることができる。

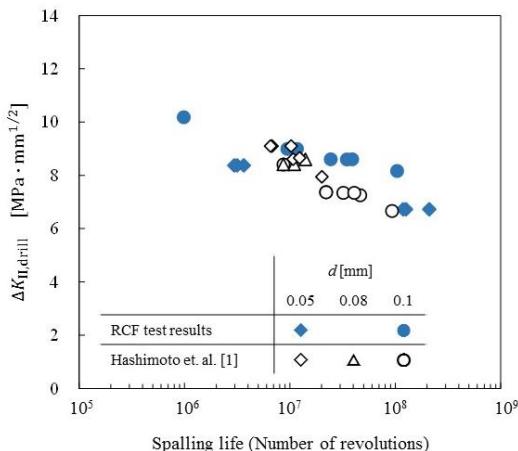


Fig. 2 Relationship between $\Delta K_{\text{II,drill}}$ and spalling life

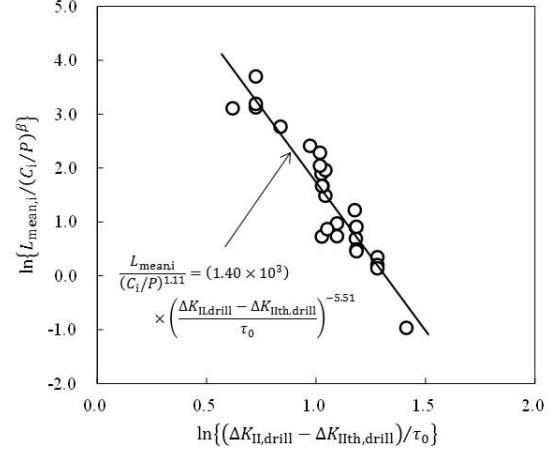


Fig. 3 Relationship between $L_{\text{mean},i}/(C_i/P)^\beta$ and $(\Delta K_{\text{II,drill}} - \Delta K_{\text{Iith,drill}})/\tau_0$

4. おわりに

微小ドリル穴を用いた RCF 試験による一連の研究結果から、介在物から発生するき裂の応力拡大係数範囲 ΔK_{II} が、はく離の駆動力であると考えられる。この知見から、 ΔK_{II} とその下限界値 ΔK_{Iith} を用いた寿命モデルを導出した。加えて、本発表では、導出した寿命モデルと軸受鋼中の介在物寸法の統計データを組み合わせることで、はく離寿命のワイルブルプロットを予測する新しい方法についても報告する。

文献

- 1) Hashimoto S., Komata H., Okazaki S., Matsunaga H. : Quantitative evaluation of the flaking strength of rolling bearings with small defects as a crack problem, Int. J. Fatigue, 119 (2019), 195-203.
- 2) Okazaki S., Matsunaga H., Ueda T., Komata H., Endo M. : A practical expression for evaluating the small shear-mode fatigue crack threshold in bearing steel, Theor. Appl. Fract. Mech., 73 (2014), 161-169.