転がり疲労はく離形状に関する破壊力学的検討*

田 邊 裕 貴^{*1}, 三 好 良 夫^{*1}
高 松 徹^{*1}, 林 恭 年^{*2}Fracture Mechanics Analysis for Morphologies of Flaking Failures
Caused by Rolling Contact FatigueHirotaka TANABE^{*3}, Yoshio MIYOSHI,
Tohru TAKAMATSU and Yasutoshi HAYASHI^{*3} Department of Mechanical systems Engineering, The University of Shiga Prefecture,
2500 Hassaka, Hikone-shi, Shiga, 522-8533 Japan

Ball-on-plate type rolling contact fatigue tests for a bearing steel JIS-SUJ 2 were carried out, and the influences of the applied load on the morphologies of the flaking failure were investigated. In order to try to describe the morphologies, stress intensity factor range ΔK_{II} , ΔK_{III} for the subsurface crack subjected to cyclic loading of contact stress were estimated by using a simplified crack model. It was found that ΔK_{II} for a crack with a fixed radius indicated a maximum value at a certain depth, and the depth agreed well with the maximum flaking depth obtained experimentally. The length and the width of the flaking failure were also discussed by the variations of ΔK_{II} , ΔK_{III} with the change of the crack radius. The flaking width estimated from the comparison of ΔK_{III} and its threshold value for fatigue crack growth was considerably close to experimental value.

Key Words: Tribology, Contact Problem, Fatigue, Fracture Mechanics, Stress Intensity Factor, Flaking Failure, Rolling Bearing

1. 結 言

転がり軸受におけるはく離損傷の発生を破壊力学的な問題として取り扱うことの重要性は、今日では広く認識されるところとなり、既に Paris 則を用いた転がり疲労寿命の推定なども試みられてきた⁽¹⁾。しかし、今日においても従来の寿命推定方法⁽²⁾、すなわち Lundberg らが体系化した内部発生説^{(3)~(4)}に基づく方法に置き換わるような破壊力学的手法が確立されるには至っていない。その主な理由として、はく離発生に至るまでのき裂の発生・進展メカニズムには未だ不明な点も多く、はく離発生を引き起すき裂の発生位置や進展経路などの定量的評価法が確立されていないことが挙げられる。

一方、転がり疲労によるはく離の発生は、いわゆる開口型ではなく、せん断型のき裂進展によるものであるといわれている⁽⁵⁾。これに関連し、はく離発生挙動解明に向けた取り組みの一つとして、最近、高硬度、高強度材料のモード II 疲労き裂進展特性を求めるための新たな試験法が考案され^{(6)~(7)}、軸受鋼などのマクロき裂に関する $da/dN-\Delta K_{II}$ 関係が報告された。今後、

そのデータを有効に活用するためにも、はく離発生に至るプロセスを明確にする必要がある。そのためには、まず発生したはく離の形状を定量的に把握し、破壊力学的に解釈することが必要であると思われるが、そのような研究は少ない。従来の転がり疲労に関する破壊力学的研究は、二円柱間の接触問題を取り扱ったものが多く^{(5),(8)~(10)}、玉軸受での接触状態をモデル化した球-平板接触下での転がり疲労問題に関する研究としては、木田らの研究^{(11)~(13)}などに限られる。木田らは、窒化ケイ素平板に人工的に予き裂を導入し、球-平板接触下での転がり疲労による予き裂からの疲労き裂進展挙動を詳細に観察するとともに、はく離形状に関する破壊力学的な検討を実施し、観察されたはく離の寸法が一部定量的に説明できる可能性を示した⁽¹³⁾。しかし、対象としたはく離が自然に発生したき裂の進展により生じたものではないことや、はく離形状の荷重依存性等に関する検討がなされていないことなど、検証すべき点も残されている。

本研究では、種々の荷重条件下での球-平板接触転がり疲労により発生したはく離の形状観察を行い、その形状を破壊力学パラメータにより定量的に説明することを目的とした。具体的には、はく離深さ、球転走方向のはく離の長さ、および球転走方向に垂直な方向の長さ(幅)について検討した。

* 原稿受付 2003 年 2 月 7 日。

^{*1} 正員、滋賀県立大学(〒522-8533 彦根市八坂町 2500)。^{*2} 滋賀県立大学大学院[現:(株)フジシール]。

E-mail: tanabe@mech.usp.ac.jp

2. 実験方法

2.1 供試材ならびに試験片 供試材には、高炭素クロム軸受鋼 SUJ2 の焼入れ焼戻し材を使用した。表面の硬さは $H_R C57$ であった。試験片寸法は $46\text{mm} \times 46\text{mm} \times 10\text{mm}$ で、 $46\text{mm} \times 46\text{mm}$ の面を試験面とした。試験面はラップ加工により鏡面に仕上げた。試験片表面の算術平均あらさ Ra は $0.01\mu\text{m}$ 以下であった。

2.2 転がり疲労試験 転がり疲労試験には、森式転がり疲労試験機を使用した。図 1 にその模式図を示す。転動体には半径 $3/8$ インチ (約 4.763mm) の SUJ2 球を 3 個使用した。本試験機では、重錘による静荷重をこの 3 個の球を介して試験片表面に対して垂直に負荷した状態で軸を回転させることにより、球が定軌道円上を移動し試験片表面に転がり疲労が発生する機構となっている。軸回転速度は 615rpm とした。はく離の発生は荷重レバーに取り付けた AE センサにより検出し、はく離発生後直ちに試験機が自動停止するようにした。転がり疲労試験は潤滑油で満たしたオイルバス中で行った。潤滑油にはタービン油 (MIL-PRF-23699, 昭和シェル石油㈱) を使用した。

Fig.1 Schematic illustration of ball-on-plate type rolling contact fatigue test apparatus.

2.3 はく離形状の観察 本研究では、はく離形状として、はく離の球転走方向長さの最大値 (以後、はく離長さ L とする)、球転走方向に垂直な方向の長さの最大値 (以後、はく離幅 W とする)、およびはく離の最大深さ z_r に着目した。 L と W は、走査型レーザ顕微鏡 (OSL-100, オリパス㈱製) を用いた観察により求めた。 z_r は、はく離の球転走方向に平行な断面を切り出し、研磨の後、光学顕微鏡を用いた観察により求めた。図 2 には L , W の観察例を、図 3 には z_r の観察例を示す。

3. 応力拡大係数解析

3.1 解析モデルと座標系 転がり疲労により発生

Fig.2 An example of surface observations of flaking failures (Load $F=686\text{N}$).

Fig.3 An example of cross-sectional observations of flaking failures (Load $F=1470\text{N}$).

したはく離の縦断面観察を実施すると、図 3 に示すような表面にほぼ平行なき裂進展の痕跡が観察されることが多い^{(5),(9)~(11)}。はく離の形状は、このような試験片内部でのき裂の進展挙動に大きく影響を受けると考えられる⁽¹¹⁾。そこで本研究では、図 4 のような試験片表面に平行な円形の内部き裂を仮定し、その深さ z 、半径 a 、負荷荷重 F (1 個の球を介して試験片に負荷される荷重) を種々に変化した場合の応力拡大係数を算出し、その結果をもとにはく離形状に関する考察を行った。接触応力下では、図 4 のようなき裂には大きな圧縮応力が作用し開口が妨げられるため、せん断型の進展が支配的であると考えられている^{(5),(9),(13)}。このため本研究では、応力拡大係数のモード II 成分 K_{II} 、およびモード III 成分 K_{III} に注目した。

解析にあたっては、試験片表面上の接触点を原点として、試験片表面の球転走方向に平行な方向に y 軸、球転走方向に垂直な方向に x 軸、試験片深さ方向に z 軸をとった図 4 に示すような直交座標系を用いた。ここで、球は実際には定軌道円上を周回運動するが、球は直線運動すると仮定した。はく離の表面形状観察の

Fig.4 Crack model and coordinate system for stress intensity factor analysis.

結果では、はく離の中心は必ずしも転走軌道の中央に位置しなかったが、本研究では、き裂中心は転走軌道の中央 ($x=0$ 上) にとった。

3.2 応力拡大係数の算出 K_{II} , K_{III} を解析するためには、まず球-平板接触下での接触応力分布が必要である。本研究では、接触応力の算出に半無限体の任意位置での各応力成分を得ることができる M.T.Hanson の弾性解⁽¹⁴⁾を用いた。SUJ2 のヤング率 E , ポアソン比 ν はそれぞれ 210GPa, 0.3 とした。 K_{II} , K_{III} の算出には、Fabrikant & Hanson の解⁽¹⁵⁾を利用した木田らの方法⁽¹³⁾を用いた。以下ではその方法を簡単に説明する。

Fig.5 Crack model for Fabrikant & Hanson's solution.

まず、Fabrikant & Hanson の解は、図 5 に示すような円形内部き裂のき裂面内のある 1 点 (θ , λ , d , r_0) に集中力 P , T_0 , T_r が作用したときの、き裂円周上の任意位置での K_I , K_{II} , K_{III} を与える解である。ここで、 P はき裂面に作用する垂直力で、 T_0 , T_r はそれぞれ周方向、半径方向のせん断力である。球-平板接触下の円形内部き裂の応力拡大係数の解析手順は、以下の通りである。まず、図 4 のき裂モデルの円周上にき裂先端として注目する位置を定め、そのき裂面内に図 5 のような座標系を設ける。例えば、長さ方向 (y 軸方向) へのき裂の進展挙動について検討する際には図 4 中の A 点に、幅方向 (x 軸方向) への進展挙動について検討する際には図 4 中の B 点に、図 5 のき裂先端位置をそれぞれ対応させ、図 4 のき裂面中に図 5 の座標系を設ける。次いで、き裂面を微小面積 ΔA で分割する。さらに、それぞれの ΔA の位置での垂直応力 σ_z , せん断応力 τ_{xz} , τ_{yz} を M.T.Hanson の弾性解により求め、これらに ΔA を掛けることにより、 ΔA に作用する垂直力 P , x 軸方向のせん断力 T_x , y 軸方向のせん断力 T_y を得る。ここで、球-平板接触下での σ_z は、試験片の全域で圧縮となるため、き裂面同士が接触し、き裂面に摩擦力が作用することが予想される。そこで、 T_x と T_y の合成力 $T = (T_x^2 + T_y^2)^{1/2}$ と摩擦係数 μ との大小関係によって場合分けを行い、次式により得られる値 T' を成分分解して T_r , T_0 を求めることで、き裂面接触の影響を考慮した。ここで、 μ はき裂面間の摩擦係数を表している。

$$T' = \begin{cases} T - \mu P & (T \geq \mu P) \\ 0 & (T < \mu P) \end{cases} \quad (1)$$

同様にそれぞれの ΔA に対して P , T_r , T_0 を求め、これらを Fabrikant & Hanson の解に代入して得られる値をき裂面内の全ての ΔA に対して積分することで K_{II} , K_{III} を求めた。図 4 では球が移動するモデルを示したが、球の移動に伴う K_{II} , K_{III} の変化は、球を原点上に固定し、実際の球の移動方向と逆向きにき裂を移動させることで、球とき裂の相対的な位置関係を変化させて求めた。このとき、き裂先端を含む ΔA で T が 0 となる場合、すなわち、摩擦力による拘束によって、き裂先端でのせん断変形が生じ得ないと考えられる場合には、 K_{II} , K_{III} は 0 とした。

なお、き裂面間の摩擦係数 μ は実測が困難であるため、本研究では $\mu = 0, 0.4, 0.8$ の 3 条件を仮定した。

4. 結果と考察

4.1 はく離形状観察結果 図 6 は、はく離長さ L , およびはく離幅 W を各はく離について測定し、これらを荷重 F で整理した結果である。図中の直線は最小二乗法により求めた。ばらつきは大きいものの、 L , W はともに F が増加するに伴い大きくなる傾向を示した。また、1000N 程度以下の荷重下では、 L , W はほ

Fig.6 Relationship between load and flaking sizes obtained by surface observation.

Fig.7 Flaking depth obtained by cross-sectional observation.

ば等しいが、荷重が大きくなるに従い L の方が大きくなる傾向が認められた。同様の傾向は、窒化ケイ素を用いた木田らの研究においても確認されている⁽¹³⁾。

一方、断面形状については、図 3 に例示したように、多少の凹凸と傾斜を有するものの、試験片内部の主要な裂が表面とほぼ平行に進展した様子が確認できた。他の荷重条件下で発生したはく離の断面形状も、ほぼ同様であった。図 7 は、各荷重条件下で発生したはく離の最大深さ z_r と荷重 F の関係を示したものである。図中には、球の移動に伴うせん断応力 τ_{yz} の振幅が最大となる深さ z_t を併せて示した。図 7 より、ばらつきはあるが、荷重の増加に伴い z_r が緩やかに増加する傾向が認められた。 z_r と z_t の傾向は概ね一致するが、 z_t は z_r のばらつきのほぼ上限に相当する深さとなった。

4.2 はく離深さに関する検討 はく離深さを破壊力学的な考察に基づき定量的に説明できるか否かを検討するために、以下のような解析を行った。き裂先端として図 4 のき裂モデルの A 点に注目し、まず、深さ z のき裂の球の移動に伴う応力拡大係数 K_{II} の変化を求め、さらにその結果から応力拡大係数幅 ΔK_{II} を求めた。ここで A 点では、接触応力分布の対称性により K_{III} は常に 0 となる。 K_{II} の算出方法は、3.3 で示した通りであり、 ΔK_{II} は球の移動に伴う K_{II} の変化履歴の最大値 K_{II_max} と最小値 K_{II_min} を用いて、次式により求めた。

$$\Delta K_{II} = K_{II_max} - K_{II_min} \quad (2)$$

次に、き裂深さ z を種々に変化させて同様の計算を行い、得られた ΔK_{II} とき裂深さ z の関係を求めた。その一例として、荷重 $F=1470\text{N}$ 、き裂半径 $a=50\mu\text{m}$ の条件下で摩擦係数 $\mu=0$ を仮定して得られた ΔK_{II} と z の関係を図 8 に示す。図 8 に例示されるように、 ΔK_{II} はある深さで極大となる変化傾向を示すことがわかった。本研究では、その ΔK_{II} が最大となるき裂深さを z_K とし、実際のはく離深さ z_r との関係調べた。なお、き裂が表面とほぼ平行に進展することが実験的に確認されて

Fig.8 An example of relationship between ΔK_{II} of subsurface crack and crack depth z .

Fig.9 Comparison with flaking depth obtained by cross-sectional observation and z_K .

いることから、表面とほぼ平行なき裂進展の初期段階において、はく離深さはおおそ決定されると考えても差し支えないであろう。そこで、実際に観察されたはく離半幅以下の比較的小さなき裂半径に着目し、 a として $10\mu\text{m}$ 、 $50\mu\text{m}$ 、 $100\mu\text{m}$ の3条件を仮定した。

図 9 は、 $a=50\mu\text{m}$ のき裂について得られた、荷重 F と z_K の関係を示したものである。なお、この結果と $a=10\mu\text{m}$ 、 $100\mu\text{m}$ での結果を比較したところ、 a の増加に伴い z_K が若干増加する傾向が認められたが、いずれの結果も図 9 とほぼ等しかった。まず、 z_r と z_K とを比較すると、両者の値および荷重の変化に伴う変化傾向はほぼ等しい。 z_K に及ぼすき裂面間の摩擦の影響については、摩擦係数 μ が大きくなるに従い z_K は小さくなり、 z_K は摩擦を考慮しない場合に比べ z_r のばらつきの中心に近づく傾向が認められた。 z_r と z_K を比較すると、両者はほぼ等しいものの、摩擦を考慮した場合、比較的大きな荷重下では z_K が z_r より若干小さくなる傾向が認められた。以上の結果より、き裂面間の摩擦の影響を考慮して ΔK_{II} が最大となるき裂深さを求めることで、はく離深さをある程度定量的に評価でき、 z_r による評価で得られる値よりも実際のはく離深さに近い推測値が得られる可能性のあることが示唆された。

4.3 はく離長さに関する検討 4.2 と同じき裂モデルで、き裂半径 a を変化させた場合の ΔK_{II} の変化挙動を調べ、その変化挙動によりはく離長さ L が説明できるか検討した。解析は、荷重 F が 980N 、 1470N 、 1960N の3条件に対して行った。なお、き裂の深さは、各荷重下で、それぞれの摩擦係数を仮定して得られた $a=50\mu\text{m}$ での z_K とした。

図 10 は、 $\mu=0$ 、 0.4 、 0.8 での a と ΔK_{II} の関係を示したものである。各荷重とも、 a が比較的小さな範囲では、 a が大きくなるにつれて ΔK_{II} も大きくなったが、ある値以上の a では、 ΔK_{II} はほぼ一定の値となった。

球-平板接触下の接触応力分布は、接触点近傍の有限の領域内に集中する。このため、 a がその領域以上

Fig.10 Variations of ΔK_{II} with the crack propagation for y direction.

の大きさになっても K_{II_max} , K_{II_min} に顕著な変化が生じず, ΔK_{II} が a に依存しなくなるものと考えられた。ここで, a の変化に対して ΔK_{II} がほぼ一定となった後の値と, 藤井ら⁽⁶⁾により実験的に求められた SUJ2 鋼のモード II 疲労き裂進展の下限界応力拡大係数幅 $\Delta K_{II_th} \approx 3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ とを比較すると, 解析を行った全条件で ΔK_{II} が ΔK_{II_th} を上回っており, いずれの条件とも, き裂の安定成長が予想される。このことから, L は ΔK_{II} の低下による内部き裂の停留によって決定された寸法ではないことが推測された。はく離は, 表面とほぼ平行な内部き裂がある限界の大きさに達することで発生する表面層の欠損の結果であるとの観察結果⁽¹¹⁾がある。はく離長さを定量的に説明するためには, このような表面層の欠損が生じるための力学的条件等について検討する必要があると考えられた。

4.4 はく離幅に関する検討 はく離幅について検討を行うために, き裂先端として図 4 中の B 点に注目し, その位置での a の増加に伴う応力拡大係数幅の変化を調べた。なお, B 点では, K_{III} も無視できない大きさとなるため, ここでは ΔK_{II} のみでなく ΔK_{III} の変化も調べた。解析方法は, 注目するき裂先端位置が異なる以外は 4.3 と同様である。 ΔK_{III} は, ΔK_{II} と同様, 球の移動に伴う K_{III} の変化履歴における最大値 K_{III_max} と最小値 K_{III_min} を用いて,

$$\Delta K_{III} = K_{III_max} - K_{III_min} \quad (3)$$

により求めた。荷重 F は, 4.3 と同様, 980N, 1470N, 1960N の 3 条件を仮定した。き裂深さは各荷重下での z_K とした。

図 11 は, a の増加に伴う ΔK_{II} , ΔK_{III} の変化を表したものである。 μ は, 0, 0.4, 0.8 の 3 条件を仮定し解析を行ったが, 紙面の都合上, ここでは $\mu = 0.4$ の結果のみを示す。図中の縦破線は, 各荷重ではく離半幅の実測値の平均を表しており, ○, ●印はこれらの縦

Fig.11 Variations of ΔK_{II} and ΔK_{III} with the crack propagation for x direction ($\mu = 0.4$).

破線と, 対応する荷重での ΔK_{II} 曲線, ΔK_{III} 曲線との交点をそれぞれ表している。 ΔK_{II} , ΔK_{III} は, ともに a の増加に対してまず増加した後減少する。 ΔK_{II} , ΔK_{III} は μ の増加に伴い減少するため絶対値は異なるが, $\mu = 0, 0.8$ でもこれと同様の变化傾向が認められた。これらの傾向は, 図 10 で示した長さ方向への進展に関する ΔK_{II} の変化傾向とは大きく異なっている。長さ方向へのき裂進展に関しては, き裂半径が増加しても, 球がき裂先端上を繰返し移動するため, その先端付近には大きな接触応力が作用する。これに対し, 幅方向への進展では, き裂が進展するにつれてその先端位置が球の転走軌道から遠ざかって行くため, き裂先端付近の接触応力は次第に減少していく。このようなき裂の進展に伴うき裂先端付近の接触応力分布の変化傾向の相違により, 進展方向によって応力拡大係数幅の変化傾向に差異が生じるものと考えられる。図 6 では, 荷重の増加に伴いはく離形状が扁平化する傾向が認められた。現状では, はく離長さ L がどのようにして決定されるかが不明であり, 荷重増加に伴うはく離形状の扁平化を, 図 10, 図 11 の結果のみで説明することはできないが, 両図の応力拡大係数幅の絶対値および変化傾向の相違から判断すると, 少なくとも, はく離の幅に比べ長さの方が大きくなり得る状況にはあると言える。

次に, はく離幅の定量的説明の可能性について検討した。 ΔK_{II} と ΔK_{III} の大小関係に注目すると, 実測により得た各荷重条件下ではく離半幅を示す図中の縦破線に至るまでのき裂半径では, ΔK_{III} が ΔK_{II} を大きく上回っている。これは他の摩擦係数でも同様であった。このことから, 内部き裂の幅方向への進展については, ΔK_{II} に比べ ΔK_{III} の変化挙動をより強く反映した挙動を示すものと推測される。そこで本研究では, まずはく離幅評価の第一歩として, モード III の単独モードでの検討を行うことにした。なお, SUJ2 鋼のモード III の下限界応力拡大係数幅 ΔK_{III_th} が明らかではないため,

ここでは、 $\Delta K_{III_{th}}$ が 4.3 で用いた $\Delta K_{II_{th}}$ に等しいと仮定した。図中の網掛けは、この $\Delta K_{III_{th}}$ に、引用元⁽⁶⁾の実験データのばらつきを考慮し $\pm 0.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の幅を与えて図示したものである。この網掛けで示した $\Delta K_{III_{th}}$ と図中●印での ΔK_{III} 値を比較すると、 $\mu = 0.4$ では、●印での ΔK_{III} 値は各荷重ともに $\Delta K_{III_{th}}$ 付近の値に相当し、 ΔK_{III} が $\Delta K_{III_{th}}$ を下回るき裂半径と、実測により得たはく離半幅が比較的良好に対応することがわかる。 $\mu = 0.8$ では、 ΔK_{III} は限られたき裂半径の範囲でわずかに $\Delta K_{III_{th}}$ を上回ることがあるものの、ほとんどのき裂半径で $\Delta K_{III_{th}}$ 以下の値となった。また $\mu = 0$ では、 ΔK_{II} 、 ΔK_{III} ともに $\Delta K_{III_{th}}$ に比べ十分大きく、実験的に得たはく離半幅に達するまでのき裂半径で、これらが $\Delta K_{III_{th}}$ を下回ることにはなかった。以上の結果より、き裂面間の摩擦係数が 0.4 程度であると仮定すれば、 ΔK_{III} が $\Delta K_{III_{th}}$ を下回るき裂半径でき裂が停留し、その結果としてはく離幅が決定され则认为ることにより、実験で得られたはく離幅をある程度定量的に説明することができた。

ただし現段階では、限られた条件の範囲内で、はく離幅を説明できたに過ぎない。また、本研究ではモード III にのみ注目し、内部き裂の幅方向への進展挙動を考察したが、本来はモード II も考慮に入れた混合モード問題として取り扱うべき問題である。今後実験データを拡充し、本論文で提案した手法の有効性、適用範囲について検討を行うとともに、はく離幅に対する混合モード問題としての評価・検討も行う必要がある。これらの点について、今後さらに検討を進めたい。

5. 結 論

軸受鋼 SUJ2 の球-平板接触による転がり疲労試験を実施し、得られたはく離の形状観察を実施した。また、試験片表面と平行な円形内部き裂を解析モデルとして応力拡大係数を算出し、応力拡大係数幅とはく離形状との対応関係を調べた。得られた結論は以下の通りである。

- (1) 球の移動に伴う応力拡大係数 K_{II} の変化幅 ΔK_{II} が最大となる深さは、実際のはく離深さに近い値となる。また、き裂面間の摩擦を考慮して求めた ΔK_{II} が最大となる深さは、摩擦を考慮しない場合と比べて小さくなり、実際のはく離深さにより近づく。
- (2) はく離の転走方向の長さとともに垂直な方向の長さは、いずれも荷重の増加に伴い大きくなるが、その増加傾向は球転走方向の長さの方が大きくなる。
- (3) 球転走方向に垂直な方向では、内部き裂の応力拡大係数幅 ΔK_{II} 、 ΔK_{III} は、き裂半径とともに増加し、そ

の後減少する。これに対し、球転走方向に垂直な方向では、 ΔK_{II} はき裂半径が大きくなっても下限応力拡大係数幅 $\Delta K_{II_{th}}$ 以上の高い値を維持し、またその値は球転走方向に垂直な方向の ΔK_{II} 、 ΔK_{III} に比べ大きい。

- (4) 球転走方向とそれに垂直な方向での内部き裂の応力拡大係数幅の相違から判断すると、はく離の球転走方向長さは、それに垂直な方向の長さに比べ大きくなり得る状況にある。

- (5) 球の転走方向に垂直な方向のはく離の長さは、き裂半径の増加に伴う応力拡大係数幅 ΔK_{III} の変化と下限応力拡大係数幅の関係から、ある程度定量的に説明できることが示唆された。

謝 辞

本研究の遂行にあたっては、大阪大学大学院 小倉敬二教授（現名誉教授）、木田勝之 助手から有益なご助言を頂いた。また、光洋精工株式会社には試験片をご提供頂いた。ここに記して感謝の意を表す。

参考文献

- (1) M.T.Hanson, L.M.Keer, *ASLE Trans.*, **35**, (1992), 451-461.
- (2) JIS B 1518, 転がり軸受の動定格荷重及び定格寿命の計算方法, (1992).
- (3) G. Lundberg and A. Palmgren, Dynamic Capacity of Rolling Bearing, *Acta Polytechnica, Mech. Eng. Series*, 1-3, (1947).
- (4) G. Lundberg and A. Palmgren, Dynamic Capacity of Rolling Bearing, *Acta Polytechnica, Mech. Eng. Series*, 2-4, (1952).
- (5) 大塚昭夫・他 5 名, 材料, **43-484**, (1994), 55-61.
- (6) 藤井幸生・他 2 名, 材料, **50-10**, (2001), 1108-1113.
- (7) 村上敬宣・他 2 名, 材料, **51-8**, (2002), 918-925.
- (8) Y. Murakami, et. al., *ASLE Trans.*, **37**, (1994), 445-454.
- (9) 大塚昭夫・他 4 名, 材料, **41-466**, (1992), 1136-1141.
- (10) 吉田彰・他 2 名, 機論, **66-641**, C (2000), 275-282.
- (11) 木田勝之, 小倉敬二, 材料, **48-10**, (1999), 1090-1094.
- (12) 木田勝之, 小倉敬二, 機論, **65-638**, A (1999), 2113-2119.
- (13) 木田勝之, 小倉敬二, 機論, **66-644**, A (2000), 783-790.
- (14) M. T. Hanson, *ASME J. Tribol.*, **114**, (1992), 606-611.
- (15) Y. Murakami (Editor in Chief), *Stress Intensity Factor Handbook*, (1992), 434-436, Pergamon Press.