

転がり疲れの寿命定量予測に向けた研究の高度化

Advancement of research for quantitative prediction of rolling contact fatigue life

藤松 威史*¹ 眞鍋 亮太*²

Takeshi FUJIMATSU and Ryota MANABE

1. 緒言

世界的な地球環境保全の機運の高まりのもとCO₂排出量抑制に有利な風力発電の拡大や自動車電動化の流れが加速している。それに伴い、部品の小型軽量化や伝達効率向上といった普遍的なニーズはより強く望まれており、転がり軸受に対しても使用環境の過酷化（接触面圧の上昇、低粘度潤滑化等）が予想される。鋼材メーカーとしてはそれに耐える鋼材を提供して製品実現に寄与することが求められている。

転がり軸受は、対となるリング状の部品（軌道輪、レース、内・外輪等と呼称）の間に保持器によって一定間隔に配置された複数個の転動体（玉、ころ、ニードル等の形状がある）を挟んだ基本構造を有する。作動中の転動体と軌道輪は、その荷重作用方向において油膜を介してごく小さな面積同士で転がり接触する。その接触面積内には数GPaに及び高面圧が作用し、このとき軌道輪の表面から少し内部に入った所に高い応力（接触面圧に応じたせん断応力）が作用する。その高応力域内の繰り返し疲労によって部品内部でき裂が発生し、表面に到達してはく離するのが軸受の代表的な破損モードとなっている。はく離には長期間を要することから、転がり疲れは高サイクル疲労として位置付けられている。

はく離の起点となるのは、軸受の素材となる鋼の精錬過程に由来して不可避免的に含有される非金属介在物（以下、介在物と略す）である。介在物の種類としては酸化物、硫化物、窒化物が知られている。介在物はその周囲に応力集中が起こることにより、繰り返し応力のもとで介在物周囲の母相側にき裂を発生させやすくする。特に酸化物は有害性が高いとされ、酸素含有量を低減する高纯净度鋼の造り込み技術を通じて軸受寿命の大幅な向上がもたらされている¹⁾。ただし、冒頭に述べた軸受の使用環境変化への対応から、介在物起因ははく離に対する対策は従来以上に必要になると考えている。特に工業的観点から言えば、想定寿命よりも短期間ではく離を抑えることが軸受の高信頼性化のため

に最も望まれている。それを実現するためには、早期はく離をもたらすような鋼中の介在物の状態、すなわち寿命に対して最も有害性が高くなるような介在物の状態を知ることが欠かせない。

現在のところ、転がり疲れのメカニズムや介在物寸法と寿命との関連性は完全には解明されていない。それらを解明することができれば、軸受用鋼の寿命定量予測の実現や、有効性の高い寿命向上策の立案が可能となる。更に、それを通じて部品の高信頼性化に具体的に寄与することが期待できる。当社では、介在物起因の内部起点型転がり疲れに関して、改めて介在物の大きさと寿命との関係を洗い直し、その上で疲労破壊の原則であるき裂の発生・伝ばの観点からき裂挙動を理解し、疲労のメカニズムを明らかにすることに取り組んでいる。なかでも、メカニズム解明に対して大きな障壁となっていた直接的に観察困難な部品内部のき裂挙動について、それを可視化するための人工欠陥を有効活用した実験と、FEMシミュレーションによるき裂挙動の検証の双方を基軸とした研究に注力しており、その現状を紹介する。

2. 介在物寸法と疲労との関係性に関する従来知見

転がり疲れメカニズムの解明に繋がる知見を得るために、他モードの高サイクル疲労ならびに転がり疲れにおける介在物寸法と寿命との関係に関する従来研究を整理した。

2.1 他モードでの高サイクル疲労に関する研究

転がり疲れは高サイクル疲労の一種であり、他モードの高サイクル疲労とも類似点があるとみられる。そこで代表的な研究を紹介する。一般に疲労強度は引張強さや硬さと良い相関があるが、ビッカース硬さで400HVを超える領域では材料による差が大きく現れ、疲労強度のばらつきが大きくなるとされる²⁾。そのばらつきの主な原因として介在物が関わっている。回転曲げ疲労や引張圧縮疲労のよう

*1 研究・開発センター 基盤研究室 材料研究グループ長、博士（工学）

*2 研究・開発センター 基盤研究室 材料研究グループ

なモード I（開口）型の高サイクル疲労に関して、疲労強度に及ぼす介在物の大きさの影響が検証されている。

モード I 型高サイクル疲労の場合、試験片は破断に伴って分離し、このとき内部起点で壊れた場合の破面の片方には介在物が残留することが多い。Fig.1 に一例として、内部起点型となった回転曲げ疲労試験片の破面を示す。破面にはフィッシュアイと称される概ね円形状の特徴的な破面領域が形成され、その中心付近に起点となった介在物を見つけることができる。このような起点介在物の観察の容易さも手伝って数多くの実験と検証が行われ、村上³⁾により介在物大きさと疲労限度の関係式（ $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデル）が提案されている。ここで言う疲労限度とは、き裂が発生しない限界の応力のことではなく、発生したき裂が伝ばを停止する（停留する）限界の応力のことを指し、疲労限度におけるサイクル数として 10^7 サイクルが想定されている⁴⁾。 $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルでは、回転曲げや引張圧縮疲労の疲労限度 σ_w は、マトリクスの硬さHVならびに介在物寸法（介在物投影面積の平方根： $\sqrt{\text{area}}$ を使用）を用いて、(1)、(2)式から予測が可能としている³⁾。式の形式から、介在物が大きいほど疲労限度が低下することが分かる。なお(1)式におけるRは応力比を示し、例えば両振りの応力を付与した場合は $R=-1$ となる。

$$\sigma_w = 1.56(HV+120)/(\sqrt{\text{area}})^{1/6} \cdot ((1-R)/2)^\alpha \dots\dots (1)$$

$$\alpha = 0.226 + HV \times 10^{-4} \dots\dots (2)$$

このモデルに対して、林ら⁵⁾は妥当性の検証を行った。彼らは肌焼鋼の回転曲げ疲労試験の結果を上記の $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルを用いて整理し、Fig.2のような修正S-N線図を作成した。修正S-N線図の横軸は、通常のS-N曲線と同様に破損までの繰返し数を表しており、縦軸は破損起点の介在物大きさをを用いて $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルから計算された疲労限度 σ_w と、実際の破断に要した応力 σ' との比を表している。疲労限度 σ_w と実破断応力 σ' の比は、本モデルの疲労限度（ 10^7 サイクル）において、ほぼ1付近に収束することからみて、モデルは妥当であると確認されている。すなわち、モード I 型の疲労限度は、同様の硬さ・負荷応力のもとでは介在物寸法で決まり、疲労限度と介在物寸法との間に定量的な関係が成り立つことが既に見出されている。近年では超音波疲労試験機の登場によって 10^7 サイクルを超える高サイクル疲労領域の研究が急速に進展しており、ギガサイクルオーダー以上の疲労挙動が報告されているが、モード I 型疲労において介在物寸法（ $\sqrt{\text{area}}$ ）が疲労限度に影響を及ぼすことは同様に認められている^{6,7)}。

以上の知見から、モード I 型高サイクル疲労における破壊は介在物の大きさに律速されていることが伺える。破壊力学の観点では、発生したき裂が伝ば段階へ進むか否かは負荷応力が一定のもとでは“き裂の長さ”に依存する。その観点に立てば、モード I 型高サイクル疲労の疲労強度が介在物寸法支配であることは、“介在物寸法”を実質的に“き裂の長さ”とみなす考え方が可能であることを示す。

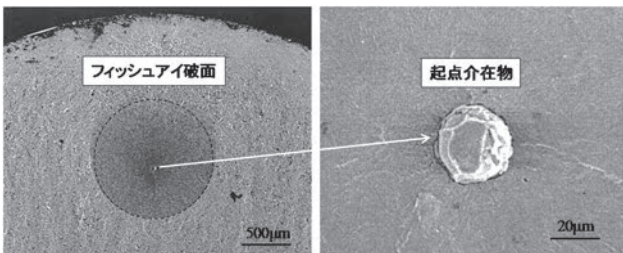


Fig.1 回転曲げ疲労試験による破面と起点介在物観察例

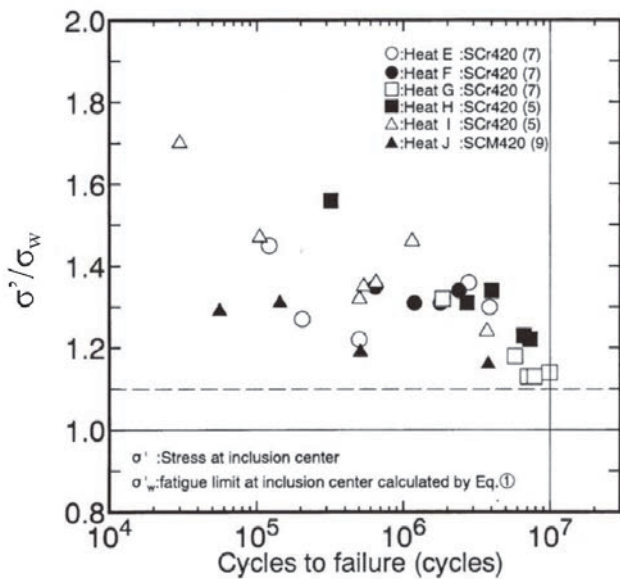


Fig.2 肌焼鋼の回転曲げ疲労試験により得られた修正S-N線図⁵⁾

2.2 転がり疲れに関する研究

転がり疲れに関して、介在物寸法と寿命との関係に注目した研究事例について示す。

長尾ら⁸⁾は、各種の不純物元素（S、O、Ti）量等の調整によって介在物寸法を変化させた鋼を用い、介在物と寿命との関係を検証した。彼らは顕微鏡観察による介在物寸法（ $\sqrt{\text{area}}$ ）のデータを元に極値統計法を用いて、鋼中の酸化物、硫化物、窒化物についてその最大径（ $\sqrt{\text{area max}}$ ）を予測し、予測径とスラスト型転がり疲れ試験における L_{10} 寿命との関係を整理してFig.3⁸⁾の結果を得ている。各鋼において最大となる介在物の予測径が小さいほど L_{10} 寿命が向上する傾向があり、介在物種類によらず、その大きさが転がり疲れ寿命の有力な支配因子であることが見出せる。ただし、同程度の介在物径（極値統計法による予測最大径）に対する寿命には10倍程度のばらつきが見られており、介在物寸法と寿命との定量的な関係性を獲得するには至っていない。この寿命ばらつきの原因は特定されてい

ないが、モード I 型の高サイクル疲労の場合とは異なり、介在物からのき裂挙動にバリエーションがあることを想定させる。

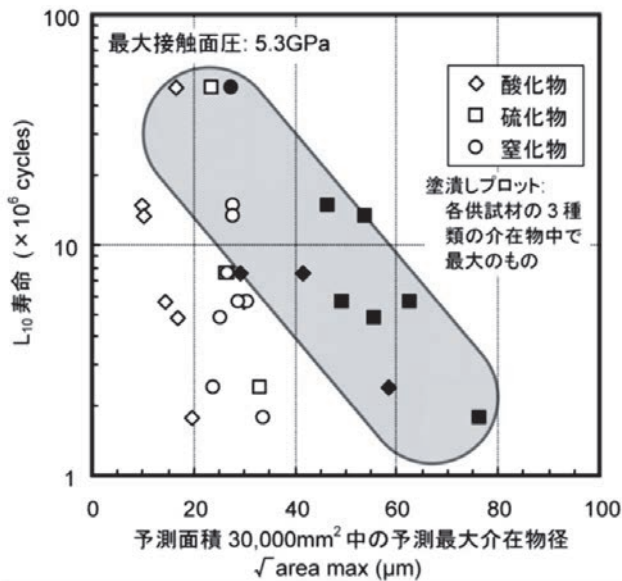


Fig.3 SUJ2中の予測最大介在物径とL₁₀寿命の関係⁹⁾

3. 転がり疲れのき裂挙動に関する従来知見

転がり疲れ挙動のさらなる理解のために、き裂挙動に関する研究事例を整理した。

転がり疲れのき裂挙動に関して、Neliasら⁹⁾や宇田川ら¹⁰⁾の研究がある。Neliasらは、最大ヘルツ接触応力 $P_{max} = 3.5 \text{ GPa}$ のもとでのツインディスク型の転がり疲れ試験をM50鋼に対して行い、その過程で40 MHzの精密超音波探傷 (UT) を実施してき裂挙動を調べた。それによれば、試験前に検出されていた欠陥からのエコー像は、 10^5 サイクル時点で形状に変化が生じ、この段階で内部欠陥からき裂が発生していたとみられている。一方、同鋼の $P_{max} = 4.2 \text{ GPa}$ での試験のもとでは離が生じたサイクル数は 5.7×10^7 サイクルであった。それらの疲労サイクル数の対比から、き裂発生時期は少なくとも全寿命の1/500以下とみなされる。これにより、転がり疲れにおけるき裂発生は疲労の極初期に起こり、寿命の大半の期間はき裂伝ばによって占められることが推測される。宇田川らの研究では、 $P_{max} = 5.3 \text{ GPa}$ でのスラスト試験と精密UTによる探傷を繰り返す検証のもと、 2.3×10^8 サイクルではく離が発生した箇所において 10^4 サイクルオーダーでUTEコー像の拡大が観察されている。これも、寿命に対して極初期にき裂が発生することとき裂伝ばが寿命を律速することの双方を支持する結果である。これらの挙動は、介在物があたかも“き裂”のように振る舞い、そこからのき裂伝ば期間が疲労過程を律速するとみられるモード I 型の高サイクル疲労

と類似性がある。ただし、その考え方に立つならば介在物を起点とする寿命のばらつきは生じ難いことになるため、長尾らの研究において見られるような寿命ばらつきの理由を説明できない。そこで、寿命ばらつきに関与する可能性があるき裂挙動を可視化・検証することがメカニズム解明に繋がる取組み課題として抽出される。

4. 転がり疲れメカニズム解明のための当社の取組み

以下では、抽出された課題を踏まえた当社での転がり疲れメカニズム解明のための取組みを紹介する。取組み内容は大きく分けて、①介在物寸法と寿命の関係の検証、およびそれにより得られた挙動を説明可能な②人工欠陥を活用したき裂の可視化とFEMシミュレーションによる検証に基づくき裂挙動のモデルの推定、の2点である。

4.1 介在物寸法と寿命の関係の検証

特殊鋼メーカー各社が参画した独立行政法人 (現・国立研究開発法人) 新エネルギー・産業技術総合開発機構 (NEDO) の助成事業「鉄鋼材料の革新的高強度・高機能化基盤研究開発プロジェクト」¹¹⁾において、当社は介在物寸法と寿命との関係を破壊力学的見地から検証し、疲労過程をモデル化することを狙いとして、主導的に取組みを行った。この取組みでは、疲労試験の対象とする介在物や欠陥を予め定めておくことによって、介在物寸法と寿命との関係を従来よりも精緻に検証している。具体的取組みとして、高精度UT (他社ご協力により実施) により予め位置と寸法が特定されたSUJ2製試験片内部の介在物、ならびに鋼中存在頻度の低い大型介在物の模擬としてスラスト試験片上に付与したドリルホールを対象に $P_{max} = 4.0 \sim 5.3 \text{ GPa}$ の転がり疲れ試験を行った。なお、ドリルホールは試験片上に開口した欠陥である点で試験片に内包される介在物とは異なるが、き裂は表面ではなく内部のドリルホール側面から生じるため内部起点型と同様のはく離形態を示すことが確認されている。本検討で得られた寿命データについて、破壊力学におけるパリヌ則の成立 (サイクル当りのき裂伝ば量と応力拡大係数幅との間に正の相関が成り立つこと) を前提として応力拡大係数幅と寿命との関係を整理した。応力拡大係数幅とは、き裂先端付近の応力分布の強さを表す指標であり、き裂長さ a と作用応力 σ から計算される。本検討の場合の応力拡大係数幅 ΔK_{II} は (3) 式のように定義した。パリヌ則が成立する場合には、き裂伝ば期間 (ほぼ転がり疲れ寿命に相当すると想定) は欠陥 (介在物やドリルホール) の大きさに支配されることになる。

$$\Delta K_{II} = 2\tau_0 \sqrt{\pi a} \quad \dots\dots (3)$$

(3) 式において、 $2\tau_0$ は水平方向せん断応力振幅（軌道面ならびに転がり方向の双方に対して平行に作用する応力成分）である。ここでは、従来からき裂伝ばへの関与が深いとされているモードII（面内せん断型）の応力成分を用いた。また a は、疲労初期に介在物から発生した初期のき裂長さ a_0 と介在物寸法とを足し合わせた大きさ $2a$ の半分とするのが適切であるが、内部起点型疲労における初期のき裂長さの測定は試験片内部の観察の困難さもあって難しい。そこで便宜的に介在物の半径、もしくはドリルホール半径を a として用いた。また、き裂は伝ばに伴って長さが刻々と変化し、それに応じて ΔK の値が変化するというのが一般的な破壊力学の考え方であるが、前述したき裂長さの測定の困難さからそれは考慮しないものとし、本来の ΔK と区別するために $\Delta K'$ と表記して取り扱った。Fig.4¹¹⁾に $\Delta K_{II}'$ と寿命との関係を整理した結果を示す。負荷応力が一定（ $2\tau_0$ が一定）の条件のもとでは $\Delta K_{II}'$ 値が低いほど、すなわち介在物径が小さいほど寿命が長くなる傾向が読み取れる。これは、介在物の小径化が長寿命化対策として有効であることを裏付ける。また、図中に実線を引いて示した付近で寿命が下限値（最小値）を示す傾向が有り、その場合には $\Delta K_{II}'$ 値と寿命とが単純な対応関係を持つ（すなわちパリズ則が成立する）ことが見出せる。これは、介在物寸法とモードIIの水平せん断応力で決まる $\Delta K_{II}'$ 値を利用して工業上重要な下限寿命の定量予測が可能になることを期待させる。加えて、下限寿命が現れることは、寿命に対して最も有害な影響を与える介在物の状態が存在することを示す。そして、その場合に限れば、モードI型高サイクル疲労の場合と同様に介在物寸法をそれと等価な長さの“き裂”とみなして取り扱えることを想起させる。これに関しては、以降の検討結果と併せて改めて後述する。

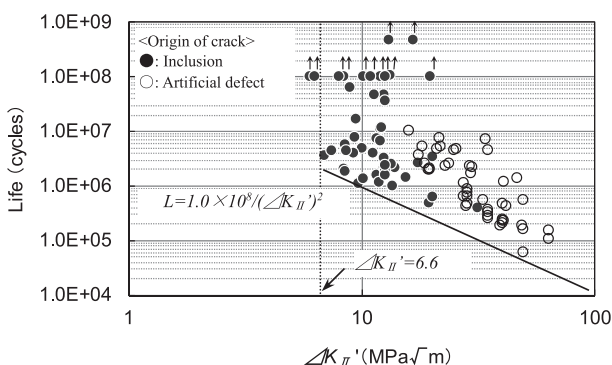


Fig.4 SUJ2鋼中の非金属介在物および人工欠陥（ドリルホール）の大きさから算出した応力拡大係数幅（ $\Delta K_{II}'$ ）と転がり疲れ寿命の関係¹¹⁾
 ※図中の↑矢印ははく離していないことを示す

他方、低 $\Delta K_{II}'$ 側（小径介在物側）において寿命が長寿命側に大きくなる傾向が見られている。同様の $\Delta K_{II}'$ 値に対する寿命差は2オーダー以上に及ぶ場合があり、試験打ち切りの目安とした 1×10^8 サイクルやそれを超える

サイクルでもはく離しない事例があった。このように、従来よりも精緻に介在物寸法と寿命との関係を検証した本検討において、寿命に対して最も有害な影響を及ぼす場合を除いて両者の間に単純な対応関係は認められず、何らかの原因によって転がり疲れ寿命が不可避なばらつきを有することが明らかとなった。

4.2 人工欠陥を活用したき裂の可視化と FEMシミュレーションによる検証に基づく き裂挙動のモデルの推定

介在物と寿命との定量的関係の明確化を目指すにあたり、上記の寿命挙動を説明可能なき裂挙動のモデル化が必要である。そのためには転がり疲れのき裂挙動を実際に観察することが解明の鍵とみて、人工欠陥を活用した実験方法を考案して内部のき裂の可視化観察を行うとともに応力シミュレーションによるき裂挙動の検証を行った。それらの結果をもとにき裂挙動のモデルの推定を行った。以下に主要な取り組み結果をまとめる。

4.2.1 空洞を鋼中欠陥として活用したき裂の可視化と それに基づくき裂挙動の検証

まず、転がり疲れのき裂挙動の傾向を把握することを狙いとして、き裂の高頻度観察を行った。その目的のために人工欠陥として多数の空洞を内包する試料の作製を行った¹²⁾。鋼中に空洞を導入する手段として、SUJ2鋼相当組成粉末を原料として熱間等方圧プレス（Hot Isostatic Pressing: HIP）加工を活用して不完全に焼結させることを行い、直径数ミクロン～数十ミクロンの空洞を多数残存・分散させた試料を得ている。この試料をスラスト型転がり疲れ試験に供し、空洞周囲のき裂挙動（き裂の発生深さやき裂角度）の検証に基づいてき裂発生支配応力の推定を行った¹²⁾。この際、従来知見におけるき裂発生サイクルオーダーでの観察とするために、 $P_{max}=3.95$ GPaのもとで 5×10^4 サイクル途中止めの試験を行っている。この停止サイクル数は、同条件下の一般的なSUJ2鋼の寿命が 10^8 サイクルに到達することを考慮すれば寿命の1/1000未満の極早期の段階である。その段階における試験後の軌道断面観察において、Fig.5のように空洞からのき裂発生が確認されており、空洞欠陥からのき裂発生時期は従来知見と同様に疲労の極初期であった。なおかつ、空洞からの高確率でのき裂発生は、軌道直下の約0.2 mmまでの深さに位置する空洞周囲に限られ、それより深い場合にはき裂が見られなくなることも判明した（Fig.6）。なお、空洞からのき裂は接触面直下のごく浅い領域でも発生した。適正な潤滑環境下において表面付近のせん断応力（水平せん断応力ならびに 45° 方向に作用する主せん断応力）が小さいことを考慮すると、空洞からのき裂発生はせん断応力作用の観点では説明ができないものであった。

そこで、せん断応力以外にき裂発生に関与する応力を追究した。検証にあたり、二次元平面ひずみモデルによるFEMシミュレーションを行い、円形断面形状の空洞周囲の弾塑性応力解析を行った。作成したモデルには、転動体を介して実験と同等の $P_{max}=3.95$ GPaが加わるように荷重を加えた。また、空洞と介在物とで挙動の違いがある可能性を考慮して、対比のために介在物を想定した解析も行った。このとき、介在物を想定したモデルとその周囲の母相

のモデルの節点同士を一体化することで介在物と周囲母相とが密着状態にある条件下での解析としている。Fig.7¹²⁾のFEM解析の結果から、空洞周囲には他の介在物を想定したモデルと比較して非常に高い引張主応力（モードI型の開口応力）が作用することが予測された。なおかつ、その応力成分が高くなる深さ範囲（Fig.8参照）は、き裂が高頻度に発生する深さ範囲（表面から0.2 mm程度）と符合することも見出された。これらより、空洞周囲のき裂発生

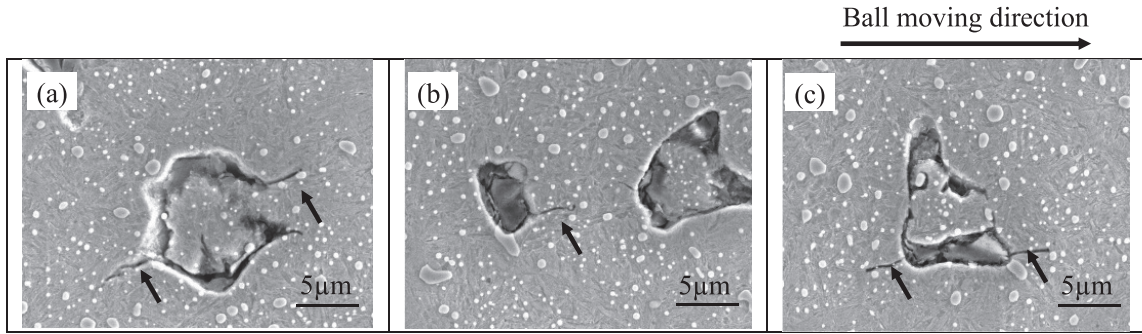


Fig.5 空洞周囲に発生した転がり疲れき裂 ($P_{max}=3.95$ GPa、 5×10^4 サイクル後)¹²⁾
 ※転動面からの空洞の深さ：(a) 0.06 mm、(b) 0.1 mm、(c) 0.1 mm

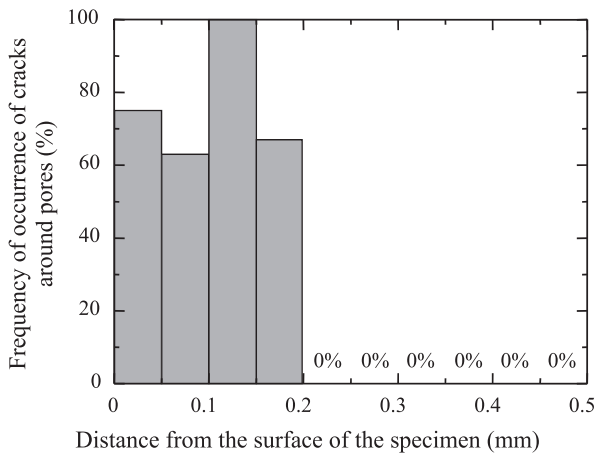


Fig.6 空洞からのき裂発生頻度と軌道面からの深さの関係 ($P_{max}=3.95$ GPa、 5×10^4 サイクル後)¹²⁾

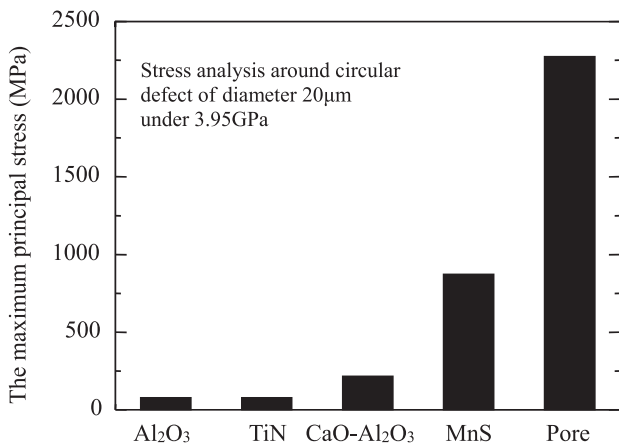


Fig.7 空洞・介在物（直径20 μm、深さ0.12 mm配置）と母相の境界部に作用する最大主応力¹²⁾

Table 1 空洞周囲の応力解析結果¹²⁾

| Depth of the pore | The maximum tensile stress | The position and the direction of the maximum tensile stress (Ball moving direction: left-to-right) | The direction of the maximum tensile stress plane |
|-------------------|----------------------------|---|---|
| 0.05mm | 2286MPa | | 14.1° |
| 0.12mm | 2270MPa | | 17.6° |
| 0.20mm | 2122MPa | | 29.2° |

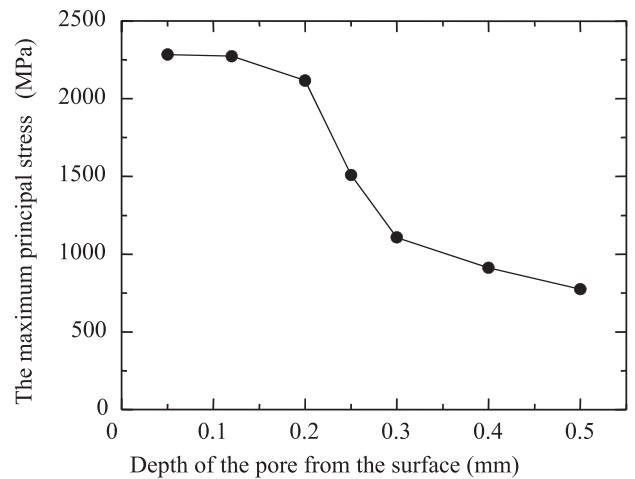


Fig.8 FEMシミュレーションによる空洞（直径20 μm）を模擬したモデル周囲に作用する最大主応力¹²⁾

に対しモード I 型の引張応力が関与する可能性が高いことが示唆された。さらに、モード I 型応力関与の裏付けを強化するため、空洞からのき裂角度と引張主応力作用面の角度との対応関係を調べた。空洞周囲のき裂 (Fig.5参照、軌道と平行方向の垂直断面で観察) は軌道面に対して水平に近い比較的浅い角度をもって発生し、この傾向とTable 1のFEM解析で推定された引張主応力作用面の角度 (約 $14^{\circ} \sim 30^{\circ}$) とは良く合致する。したがって、空洞周囲のき裂発生に対してモード I の引張主応力の関与の可能性が高いと言える。

さらに、空洞包含試料を用いて寿命と $\Delta K_{II}'$ 値との関係も取得した¹³⁾。通常、転がり疲れ環境下では破面同士の接触による摩滅の影響によってはく離起点となった介在物を観察できることは稀であり、現象解明の妨げとなっている。一方、空洞を起点としてはく離する場合、空洞部分は摩滅を免れるため空洞寸法の測定を容易に行うことができる。よって、起点空洞寸法の半径、およびはく離深さにおけるモード II の水平せん断応力振幅を上述の (3) 式に代入することで $\Delta K_{II}'$ 値を算出可能である。 $P_{max}=3.43 \sim 4.41$ GPaのもと直径 $54 \sim 91 \mu m$ の空洞からはく離した場合の寿命に関し、著者らの原論文¹³⁾ における寿命と $\Delta K_{II}'$ との関係図をFig.4の軸表記に合わせ直したものをFig.9として示した。寿命は低 $\Delta K_{II}'$ 側 (起点空洞寸法が小さく、作用応力が低い側) で向上し、この傾向はFig.4と同様である。一方、Fig.9の $\Delta K_{II}'$ 値範囲はFig.4における介在物起点のデータ範囲に包含されるが、空洞を起点とする場合の寿命ばらつきは非常に小さいことが示された。すなわち、空洞寸法と寿命の間には破壊力学指標を介して定量的な対応関係が成り立つことが明らかとなった。このことから、モード I 型の高サイクル疲労における介在物の挙動と同様に、疲労のごく初期にモード I 型のき裂化過程を経るとみられる“空洞”は、実質的にそれと同様な大き

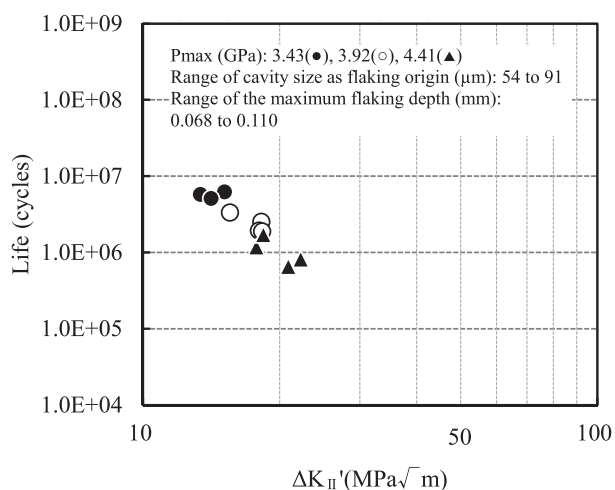


Fig.9 空洞を起点とする転がり疲れ寿命と $\Delta K_{II}'$ との関係

さの“き裂”としての作用を持ち、その大きさに応じたモード II 型き裂伝ばの速さが転がり疲れ寿命を支配すると考えられる。また、そのような寿命挙動を示すことからみて、空洞周囲に発生するモード I 型き裂は、水平に近い角度を有することにより水平せん断応力によるモード II 型のき裂伝ばを妨げ難いとみている。

4.2.2 空洞における転がり疲れ挙動から見た 介在物の挙動の推定

上記した空洞の場合のき裂挙動や寿命支配因子を参考として、介在物に対するき裂や寿命の挙動を類推した。

改めて空洞と介在物 (母相と密着状態として計算) の FEMシミュレーション結果の違いに注目する。先に述べた通り、介在物の場合には空洞と比較して周囲に作用する引張主応力は低い。特に Al_2O_3 の周囲にはたらく引張主応力は非常に低いため、この観点で見れば Al_2O_3 周囲にはき裂が発生しにくく、寿命に対する有害性が低いとの解釈を取り得る。しかしながら、その仮説は従来想定してきた酸化物の有害性の実状とは乖離している。そこで、その乖離を埋める当社独自の観点として、実鋼材中の介在物-母相界面において観察される場合がある“隙間”^{14,15)} が空洞に類似した作用を及ぼし、介在物周囲にモード I 型のき裂発生を助長することで介在物の有害性を高めている可能性を想定するに至った。

“隙間”は、鋼材加工工程での熱間圧延や熱間鍛造において介在物と周囲母相との変形能の違いに起因して発生すると考えられている。そのような介在物-母相間の隙間の存在を前提として、その隙間を消失させた場合の寿命変化について検証した¹⁶⁾。鋼中の介在物周囲隙間の消失手段として、SUJ2鋼鍛伸材に対して加熱保持温度 $1423K$ 、圧力 $147MPa$ の条件のもとでのHIP加工を実施した。Fig.10¹⁶⁾ の通り、HIP未付与の鋼材中の Al_2O_3 系介在物周

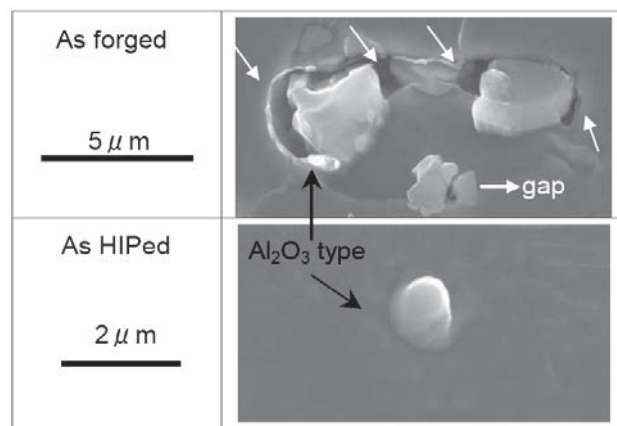


Fig.10 介在物周囲の隙間状況の観察結果¹⁶⁾

図に見られる隙間は、HIP付与により消失する。それに伴ってFig.11¹⁶⁾のような大幅な転がり疲れ寿命の向上が認められている。同一鋼材（すなわち介在物の組成や大きさの分布は同様）における隙間有無による明瞭な寿命変化からみて、転がり疲れにおいて介在物周りの隙間が関与するモードI型のき裂発生が実際に起こっており、その場合に有害性が高い欠陥として作用して短寿命をもたらすと推測される。そのような介在物周囲の界面状態の違い（隙間の有無）によるき裂挙動の変化を通じて、転がり疲れ寿命にばらつきが生じる可能性が見出される。他方、本検討によって介在物-母相間の隙間を消失させる（密着させる）ことが決定的な寿命向上策になり得ることも判明した。これらの知見により、寿命に対して有害性の高い“隙間を伴う介在物”における引張主応力によるモードI型のき裂発生とそれに続く水平せん断応力によるモードII型のき裂伝ばを想定したFig.12のき裂モデルを提示している¹⁷⁾。その寿命支配因子は介在物周囲の主応力型き裂長さ a と介在物寸法 $2a$ となるが、その大きさは周囲隙間を含めた転動体移動方向の介在物寸法に依存すると推定している。この場合、介在物寸法をそれと等価な長さの“き裂”とみなして取り扱える可能性がある。

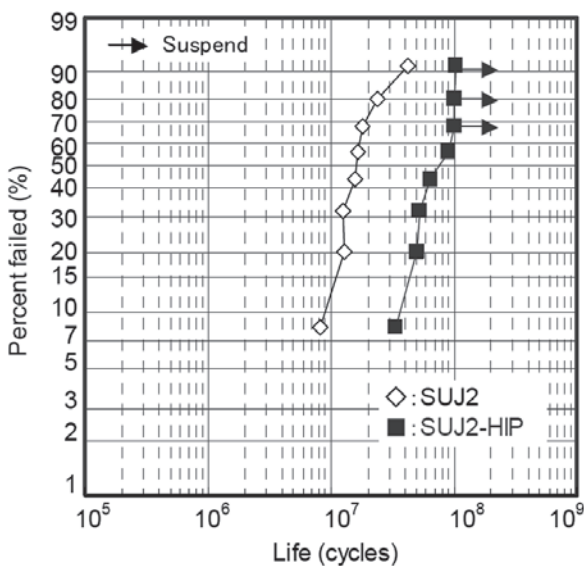


Fig.11 HIP付与による転がり疲れ寿命の変化¹⁶⁾

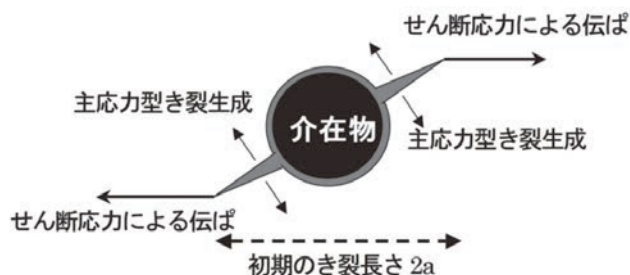


Fig.12 周囲に隙間を伴う介在物の周囲における推定き裂モデル¹⁷⁾

4.2.3 人工埋設介在物を活用したき裂の可視化にもとづくき裂挙動の検証

以上に示したように、介在物周囲の隙間軽減による寿命向上を根拠として隙間の有害性が間接的に立証され、隙間の有無が寿命ばらつきの原因として考えられることを示した。この仮説の妥当性を検証するため、当社では介在物周囲のき裂挙動の確認を行っている。それにより、介在物周囲の隙間密着化による有害性軽減の理由をき裂の可視化を通じて考察した。精緻な検証のために、き裂挙動に影響を及ぼしうる介在物の種類、大きさ、形状ならびに介在物-母相間の密着性を事前に制御した状態から転がり疲れ試験を行うことが適切とみて、試験片内への人工的な介在物埋設技術、およびその介在物を対象として転がり疲れ試験を行うための一連の方法を独自に構築した¹⁸⁾。人工的な介在物埋設過程の模式図をFig.13¹⁸⁾に示す。その要諦は、予め選定したAl₂O₃（介在物を模擬して人工化合物を使用）をSUJ2製試験片上に付与した微小ドリルホール内に投入し、その後のHIP加工でドリルホールを閉塞することでAl₂O₃を周囲母相に密着させた状態で内包させることにある。Al₂O₃を選定したのは、冒頭に述べた通り、酸化物が他の介在物に比べて有害性が高いとみられることを考慮している。そして、その後の所定の熱処理を経て完成した試験片に対し、そのAl₂O₃埋設箇所を転動体の軌道が通るようにスラスト試験を行う。この方法を活用し、軸受の短寿命はく離に関与するような比較的大型の介在物（周囲母相とは密着）からのき裂挙動を調べた。Fig.14、Fig.15¹⁸⁾は80 μm級の人工Al₂O₃を埋設したSUJ2製スラスト試験片に対してP_{max}=4.0 GPaの条件下で転がり疲れ試験を行い、試験打ち切り目安の1×10⁸サイクルを超えた2×10⁸サイクル後に未はく離のまま試験を中断し、断面のAl₂O₃を観察した結果である。その配置深さからみてAl₂O₃には本試験条件下の水平せん断応力の最大値程度が作用し、十分な転がり疲れが付与されている。Fig.14、Fig.15においてAl₂O₃周囲の母相には複数の45°に近い角度を有する転がり疲れき裂が見られるが、長さは最長でも40 μm程度と短く留まり、本試験片に十分な高サイクル疲労が付与されていることを考慮すればき裂は停留しているとみなされる。その45°き裂の周辺には、Becker¹⁹⁾が報告したようなバタフライ型の白色組織変化が観察されている（Fig.15参照）。以上に述べた本開発手法によるき裂の可視化検証結果に基づくと、周囲母相と密着した介在物から発生したき裂は、伝ばが起り難い（停留しやすい）ために寿命に対する有害性が低くなることが推測される。

さらに、密着介在物周囲のき裂の伝ばが起り難いことに関わるとみられるき裂角度について、作用応力との関係を検証した。Al₂O₃周囲のき裂は軌道面に対して45°に近い角度を有する。この角度のき裂発生と密接に関連する応力成分を知るため、既報告¹²⁾のデータを流用した二次元

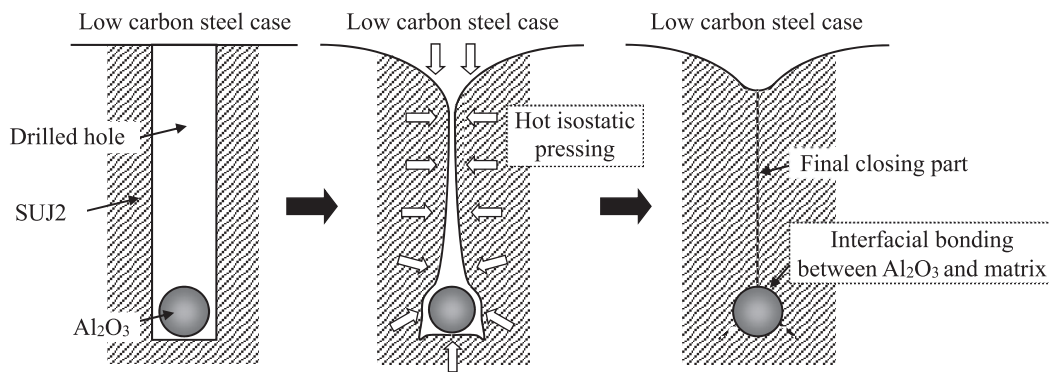


Fig. 13 人工的な介在物埋設過程の模式図¹⁸⁾

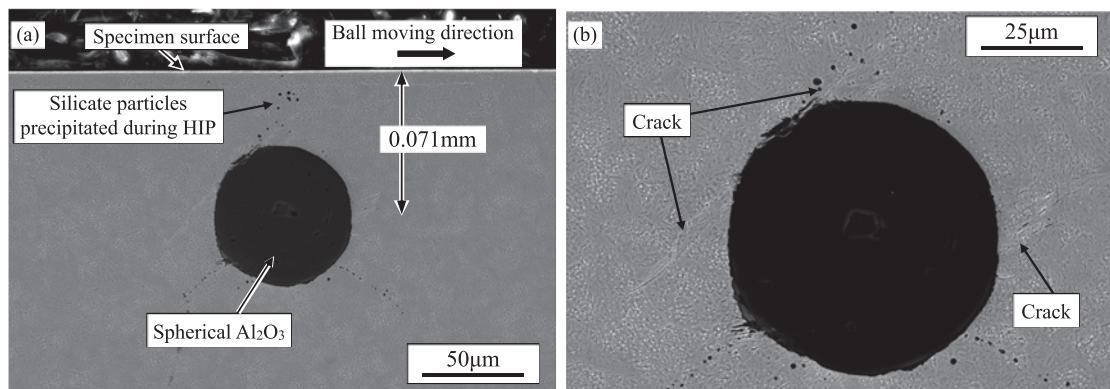


Fig. 14 人工埋設した80 μm級Al₂O₃周囲の転がり疲れき裂状況 (P_{max}=4.0 GPa、2×10⁸サイクルで試験を中断)¹⁸⁾

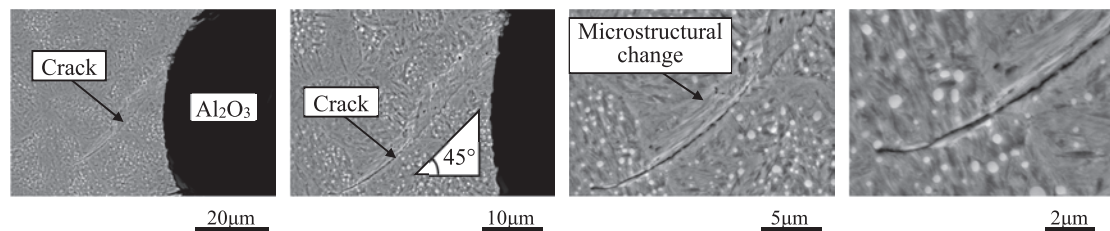


Fig. 15 人工埋設した80 μm級Al₂O₃周囲の転がり疲れき裂状況 (高倍率観察)¹⁸⁾

平面ひずみモデルにより周囲母相と密着したAl₂O₃周囲の応力解析を行った。モデルに付与したP_{max}は3.95 GPaであり、上記実験の4.0 GPaとほぼ同条件である。解析の結果、Al₂O₃と母相の界面上において、Fig. 16¹⁸⁾に示す向きと位置(対称的な位置関係で4か所あり、いずれも45°方向)で主せん断応力が最大値に近い値を取ることが見出された。それらの向きや位置はFig. 14、Fig. 15のき裂の観察結果と良く合致しており、Al₂O₃周囲のき裂発生に対し、主せん断応力が関与する可能性が高いことが見出された。主せん断応力が関与する密着介在物周囲の45°き裂が伝ばし難くなる(停留する)理由についてはさらなる検証を要するが、現時点では以下のような仮説を考えている。

- ・45°き裂の方向とき裂伝ばに關する水平せん断応力の作用方向とは、角度のずれが大きいためき裂伝ばが妨げられる。
- ・転がり疲れにともなって与えられるエネルギーは、き裂伝ばのために消費され難くなる代わりに45°き裂周辺に生成するマイクロ組織変化に対して優先的に消費されることでエネルギー収支のバランスが保たれる。

4.2.4 介在物周囲のき裂挙動のモデルの推定

総括すると、転がり疲れにおいては介在物-母相間の界面状態の違いによって、き裂発生挙動のタイプが少なくとも2通りに変化すると推測される。その違いがもたらすき裂伝ば挙動の変化から、本検討の狙いとして挙げた軸受用

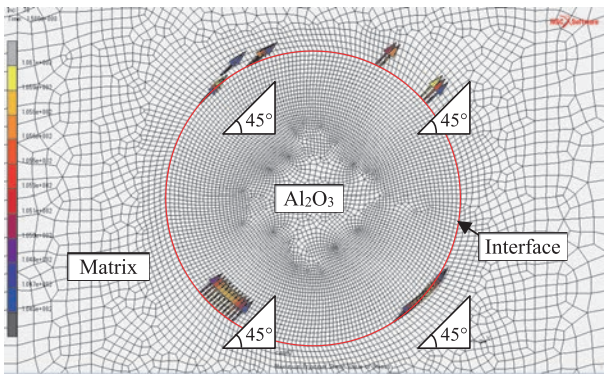


Fig. 16 Al₂O₃周囲の最大せん断応力の方向¹⁸⁾
(転動体はAl₂O₃直上に位置、応力表示範囲は1024~1040 MPa)

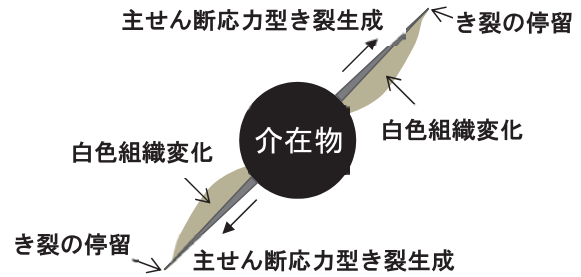


Fig. 17 周囲母相と密着した介在物の周囲における推定き裂モデル

鋼の寿命定量予測の実現や、有効性の高い寿命向上方策の立案に対して有益な知見が得られている。

き裂発生挙動のタイプの一つは、介在物周囲に隙間がある場合の主応力関与によるモードⅠ型のき裂発生である。このタイプのき裂は軌道面に対して水平に近い角度で発生するため、き裂が伝ばしやすい特徴があり、下限寿命をもたらしてしまうものである。推定されるき裂モデルはFig. 12に既に示した通りである。このタイプに関して、寿命は介在物寸法に依存するとみており、今後のさらなる検証により介在物寸法と寿命との関係性を明らかにすることで実用性の高い寿命定量予測の実現が期待できる。それにあたっては、介在物人工埋設手法を発展させて介在物周囲への隙間付与技術を構築することにより、隙間を加味した寿命評価が可能になると期待される。

もう一つのき裂発生のタイプは、介在物が周囲母相と密着している場合の主せん断応力関与によるモードⅡ型のき裂発生であり、き裂は概ね45°方向に発生する。このタイプのき裂は、停留しやすいことにより実用上問題となるような短寿命はく離を引き起こしにくい。き裂モデルはFig. 17のように推定している。本検討から得られた知見によれば、介在物の小径化を図る以外にも工業的手段によって介在物周囲の密着化を図ることができる場合においては、大幅な部品の寿命向上による高信頼性が期待できる。

以上の通り、従来から寿命有害性が高いとみられてきた酸化物に焦点を当てた本検討を通じて、そのき裂挙動が明らかになってきた。その他の介在物のき裂挙動についても、見出された酸化物の挙動と類似性があると推測しており、本検討手法を活用した研究の発展により明らかにしたいと考えている。

5. 結言

当社では、今後の軸受使用環境の過酷化が予想されるなかで軸受用鋼のさらなる高信頼性化を実現するためには、

介在物と転がり疲れとの関係性をこれまで以上に明確にすることが不可欠と考え、介在物の挙動を知るための研究の高度化を進めてきた。その目的のために、介在物寸法と寿命との関係性を検証した。さらに、種々の人工欠陥（空洞や人工介在物）を活用した実験手法の構築によるき裂挙動の可視化や、その挙動のFEMシミュレーションによる検証のもと、疲労破壊の原則であるき裂の発生・伝ばのモデルを推定した。以下に得られた主要な結論を示す。

- ・精緻な検証の結果、総じて介在物小径化が寿命向上に有効であることが示されたが、寿命にはばらつきが顕著に見られた。他方、介在物寸法に対する寿命において下限値が存在し、その場合に限り、介在物寸法と寿命には単純な対応関係が認められた。これにより、寿命に対して有害性が高い介在物の状態があることが推定された。
- ・転がり疲れにおける介在物周囲のき裂発生モデルとして、介在物と周囲母相との界面状態の違いに応じて①主応力型のモードⅠき裂発生（軌道面に対して水平に近い角度で発生）と②主せん断応力型のモードⅡき裂発生（軌道面に対して45°方向に発生）の2種類のタイプが少なくとも存在することが見出された。
- ・前者のタイプのき裂発生は、介在物-母相間に隙間が存在する場合に起こり、発生したき裂が水平に近い角度であるために引き続いて水平せん断応力によるモードⅡき裂伝ばが起りやすく、寿命に対する有害性が高いと考えられる。この知見から、工業的に重要視される軸受部品の下限寿命を推定する場合、介在物周囲に隙間が存在する状態を考慮に入れる必要があるとみられる。
- ・後者のタイプのき裂発生は、介在物が周囲母相と密着している場合に起こり、発生したき裂が停留しやすい状況からみて寿命に対する有害性が低いと考えられる。この知見から、介在物-母相間の隙間を密着化させることが

有効な寿命向上策になることが見出せる。

- ・上記した介在物周囲のき裂挙動の変化のために、転がり疲れ寿命にはばらつきが生じると推測された。

参考文献

- 1) 瀬戸浩蔵: 軸受用鋼, 日本鉄鋼協会, (1999), 37-38.
- 2) 村上敬宜: 金属疲労 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂 (1993), 7-9.
- 3) 村上敬宜: 金属疲労 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂 (1993), 104-107.
- 4) 村上敬宜: 金属疲労 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂 (1993), 1-4.
- 5) 林 亮二, 濱田兼彰, 小林一博, 佐藤紀男: 山陽特殊製鋼技報, 2 (1995) 1, 22-27.
- 6) 古谷佳之: 鉄と鋼, 102, 7 (2016), 415-422.
- 7) 古谷佳之: 鉄と鋼, 101, 3 (2015), 228-235.
- 8) 長尾実佐樹, 平岡和彦, 雲丹亀泰和: 山陽特殊製鋼技報, 12 (2005) 1, 38-45.
- 9) D. Neliasら: Transactions of the ASME Journal of Tribology, 121 (1999), 240
- 10) 宇田川毅志, 管 勝徳, 松田 剛, 西川友章: CAMP-ISIJ, 21 (2008), 1398.
- 11) 常陰典正, 平岡和彦: 鉄鋼材料の革新的高強度・高機能化基盤研究開発プロジェクト 第2回シンポジウム講演予稿集, (2012), 119-120.
- 12) 藤松威史, 平岡和彦, 山本厚之: 鉄と鋼, 94, 1 (2008), 13-20.
- 13) T. Fujimatsu, T. Nakamizo, M. Nakasaki, and N. Tsunekage, Bearing Steel Technologies 10, ASTM STP 1580, ASTM International, West Conshohocken, PA, (2015), 147-172.
- 14) P. H. Frith: JISI, 180 (1955), 26-33.
- 15) 上杉年一: 鉄と鋼, 74 (1988), 1889-1894.
- 16) 橋本和弥, 藤松威史, 常陰典正, 平岡和彦, 木田勝之: CAMP-ISIJ, 22 (2009), 1297.
- 17) 平岡和彦: 大阪大学工業会誌 Techno Net, (一社) 大阪大学工業会, 565 (2014), 11-12.
- 18) 藤松威史: 山陽特殊製鋼技報, 25 (2018) 1, 31-37.
- 19) P. C. Becker: Metals Technology, 8 (1981), 234-243.