

# 転がり疲れ環境下における鋼中の 欠陥周囲のき裂発生・伝ば挙動

Crack Initiation and Propagation Behavior around the Defect in Steel under Rolling Contact Fatigue

藤松 威史\*<sup>1</sup> 中溝 利尚\*<sup>2</sup> 中崎 盛彦\*<sup>3</sup> 常陰 典正\*<sup>4</sup>

Takeshi FUJIMATSU, Toshifusa NAKAMIZO, Morihiko NAKASAKI, and Norimasa TSUNEKAGE

Synopsis: The clarification of uncertain factors of rolling contact fatigue (RCF) life variation is expected to lead us to better understanding of the RCF mechanism and further improvement of the service life of bearings. The objective of this study is to clarify the effect of defect location on RCF life. Artificial cavities, pores, and drilled holes were introduced to the specimens as a flaking origin under RCF for simplification on the presumption that their physical properties and interfacial rubbing between cavity and matrix were ignorable. The RCF test resulted in flakings initiated from the pore located right below the center of the track, when a specimen included numerous pores. Their RCF lives were simply determined by fracture mechanical parameters, size of pore, and orthogonal shear stress range parallel to rolling direction. On the other hand, RCF life was prolonged when the drilled hole in a specimen was located near the contact edge, although the resultant flakings appear the same irrespective of defect location. Therefore, defect location is one of the important factors for RCF life variation. The following were found through a further verification experiment and finite-element analysis:

- (1) A crack initiates from a drilled hole surface because of principal tensile stress at early stages of RCF irrespective of location of the hole.
- (2) Both of the orthogonal shear stresses, parallel and perpendicular to rolling direction, lead to the three-dimensional propagation of crack.
- (3) The weakening/damaging effect from a hole near the contact edge is less than that from a hole near the center of the contact track.

Translated and reprinted, from ASTM STP 1580 Bearing Steel Technologies: 10<sup>th</sup> Volume, Advances in Steel Technologies for Rolling Bearings, copyright ASTM International, 100 Barr Harbor Drive, West Conshohocken, PA 19428.”

本報はASTM STP 1580 Bearing Steel Technologies: 10th Volume, Advances in Steel Technologies for Rolling Bearingsから翻訳ならびに転載を行ったものであり、著作権はASTM International (100 Barr Harbor Drive, West Conshohocken, PA 19428) に帰属する。

Key words: rolling contact fatigue; crack initiation; crack propagation; artificial defect

## 1. 序論

最近の研究において、非金属介在物と母相との界面が転がり疲れ寿命に対して重要な役割を演じていることが報告された<sup>1) 2)</sup>。これは高い信頼性や長寿命を発揮する軸受鋼を開発する上で重要な事象である。軸受が十分に制御され

た潤滑環境下で転がり疲れを受けると、多くの場合に内部起点で破壊することが知られている。LundbergとPalmgrenの研究<sup>3)</sup>から繰り返し負荷によって導入されるせん断応力が内部で最大に達するという事実をもとに、疲労き裂が鋼中の非金属介在物から発生し、引き続き内部で進展するという考え方が広く受け入れられるようになっ

\*1 研究・開発センター 軸受・構造用鋼グループ 博士 (工学)  
 \*2 素形材事業部 素形材技術管理室 博士 (工学) (元 研究・開発センター加工プロセスグループ)  
 \*3 研究・開発センター 加工プロセスグループ長 博士 (工学)  
 \*4 研究・開発センター 軸受・構造用鋼グループ長 博士 (工学)

た。また、上記の機構による転がり疲れ寿命は軸受鋼に含有される非金属介在物の大きさによって支配されると考えられている。

一方、極値統計法により求めた鋼中の予測最大介在物径が同等である場合でも転がり疲れ寿命が10倍以上変動することがある<sup>4)</sup>。それ以外にも、転がり疲れ寿命に影響を及ぼす可能性のある因子として例えば介在物の組成<sup>5-8)</sup>、形状<sup>9)</sup>、あるいは転がり接触下の介在物の配置が挙げられる。本研究では単純化のため、転がり疲れ環境下での内部はく離の起点として、物理的性質や界面での母相との摩擦を無視することができるとの仮定のもとで人工欠陥として空洞やドリル穴を試料に導入した。さらに、転がり接触下の疲労損傷の調査ならびに途中止め試験を活用したドリル穴周囲のき裂発生・伝ばの観察を行った。それらの実験結果とFEM解析結果をもとに転がり疲れのき裂発生・伝ばモデルを提案した。

## 2. 先行研究

Nagaoら<sup>4)</sup>は $\sqrt{\text{Area max}}$ と $L_{10}$ 寿命の関係について調査を行った。ここで $\sqrt{\text{Area max}}$ とは光学顕微鏡観察結果と極値統計法<sup>10)</sup>に基づく $30,000\text{mm}^2$ 中の予測最大介在物径を指す。彼らは介在物種類に関わらず、 $\sqrt{\text{Area max}}$ の増大とともに $L_{10}$ 寿命が低下することを見出した。しかしながら、その転がり疲れ寿命のばらつきは無視できないほど大きい。この原因の一つとして $\sqrt{\text{Area max}}$ と実際の剥離起点介在物の大きさとの違いがあるものと考えられる。

著者らは実際の観察とFEM解析の両面から人工空洞周囲のき裂発生挙動について調査した<sup>1)</sup>。その結果、表面直下においてある特定の深さまでに存在する空洞は、その大きさに関わらず多くの場合にき裂を伴うことを見出した。また、FEM解析によって、この特定の深さは高い引張主応力が作用する範囲と一致することを明らかにした。この空洞周囲の初期のき裂は転がり疲れのきわめて早期の時点で発生することから、転がり疲れ寿命はき裂伝ば過程によって支配されている可能性が高いことも分かった。また、き裂面に磨滅が見られることはき裂伝ばに対するせん断応力の寄与を示唆した。さらに、FEM解析によって硬質非金属介在物と母相とが密着している場合にはその周囲に作用する主応力は空洞の場合に比べて低いと予測された。この結果をもとに、硬質の非金属介在物周囲に良く観察されるような介在物-母相間の空隙は、転がり疲れ寿命に対して有害であると推測している。Hashimotoら<sup>2)</sup>はHIP (Hot Isostatic Pressing) 法を利用して空隙を圧着させることによって、介在物-母相間の空隙が内部起点型転がり疲れに及ぼす有害性について実際に確かめた。HIP処理を施した鋼の転がり疲れ寿命は未処理の鋼に比べて大幅に延長することを見出し、これはHIP処理によって $\text{Al}_2\text{O}_3$ と母相間

の空隙の大部分が閉塞したためであるとした。すなわち、介在物-母相の界面状態は介在物の大きさと並んで転がり疲れ寿命に対して重要な役割を担っていることは明らかであり、寿命変動の支配因子の一つであると言える。しかしながら、現在の非破壊検査手法では介在物-母相の界面状態の評価は困難であった。

また、介在物の物理的性質が転がり疲れに及ぼす作用についても考慮する必要がある。転がり疲れに対して酸化物は有害性が高いと一般に信じられている。事実、転がり疲れ寿命は製鋼技術の進歩による軸受鋼中酸素量の減少によって劇的に改善している<sup>11)</sup>。介在物の物理的性質は、その形状や介在物-母相の界面状態に対して影響を及ぼすが、それらが転がり疲れ寿命に及ぼす影響は完全には解明されていない。さらには剥離起点の観察の困難さも手伝って、転がり軌道下に存在する介在物の位置の影響については詳細に議論されていないのが現状であった。

## 3. 目的

従来研究に基づくと、転がり疲れ寿命のばらつきに影響を及ぼす因子として剥離起点介在物径の見積りりの正確さ、介在物-母相の界面状態、介在物の形態、介在物の物理的性質、および転がり軌道下に存在する介在物の位置に応じた応力変化が挙げられる。本研究の目的は、転がり疲れ寿命に及ぼす欠陥配置の影響を明らかにすることである。その目的のために人工欠陥としての空洞やドリル穴を利用した。これは上述したような鋼中の介在物に関連した要因を除外するためである。パートIの研究では、多数の空洞を人工的に導入した鋼試料を用意し、転がり疲れ寿命試験を行った。従来研究<sup>1)</sup>から空洞は転がり疲れ寿命に対して特に有害であることが既に明らかとなっている。空洞を数多く分散させることで、そのうちのいくつかは転がり軌道下において最も高応力となる領域に高い頻度で配置されると期待される。なお、鋼中欠陥として介在物に代わって空洞を利用することにより、以下に示す実験上の仮定が置かれる。

- 空洞の物理的性質や空洞と母相の界面摩擦は無視できる。
- 剥離起点はき裂伝ば過程での損傷を受けることなく容易に観察することができる。

これによって剥離起点の大きさ、および深さと転がり疲れ寿命との関係が明らかになると期待される。パートIIの研究では、ドリル穴を剥離起点として利用することにより、転がり軌道幅内に存在する欠陥の配置が転がり疲れ寿命に及ぼす影響を調査した。ドリル穴の直径は介在物と比較可能な程度としており、観察によって容易に位置を特定することができる。最後にパートIIIの研究では、さらなる検証

Table 1 Chemical composition (mass%) of the HIPed JIS SUJ2 steel.

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	O
1.03	0.20	0.40	0.016	0.007	0.11	1.40	0.03	0.11	0.0104

実験とFEM解析の結果にもとづいてき裂の発生・伝ば挙動について論じた。

#### 4. パートI：多数の人工空洞を包含した試料の転がり疲れ寿命

##### 4.1. 実験方法

本研究の実験方法の大部分は従来研究<sup>1) 12) 13)</sup> にならって行った。まず100kgのSUJ2のインゴットを真空誘導溶解炉により製造した。インゴットは真空再溶解後にArガスでアトマイズした。得られた粉末はサイズに応じて分級し、そのうち直径53~500 $\mu\text{m}$ のサイズの粉末を採集、混合、キャニングしたものに1273Kで9ksのHIP処理を施した後、そのまま炉中で徐冷を行った。この条件のもとでは不完全焼結となるために鋼中に多数の空洞が内包される。HIP処理材の化学成分をTable 1に示す。HIP処理材には1138Kで5.4ksの焼ならしと1073Kで54ksの球状化焼なましを施した。Fig.1に示すように研磨まま状態のミクロ組織において数 $\mu\text{m}$ ~40 $\mu\text{m}$ 程度の多数の空洞が観察された。また、粉末焼結材であることから、インゴット材に見られるような凝固偏析は観察されなかった。さらに鍛造や圧延を行っていないため、鋼中の空洞は均一に分散していると考えられる。同鋼材を切削加工してフラットワッシャー型の試験片を作製した。寸法は外径60mm、内径20mmで高さ5.8mmとした。これらの試験片は1108Kで1.2ksのオーステナイト化後に323Kの油浴に焼入れしてから、62HRCの硬度に調整するために443Kで5.4ksの焼戻しを施した。試験片表面は平均粗さ (Ra) で0.03 $\mu\text{m}$ に仕上げた。本研究で使用したスラスト型の転がり疲れ試験機をFig.2に示す。フラットワッシャー型試験片に3球でスラスト荷重を与える方式であり、鋼球の直径は9.525mm、負荷サイクル数は1800cpmであり、潤滑にはISO VG10油を使用した。転がり疲れ試験は十分に制御された潤滑環境のもとで剥離が生じるまで実施した。適用したヘルツの最大接触面圧 ( $P_{\text{max}}$ ) は3.43GPa、3.92GPa、および4.41GPaとした。各条件につき、3ないし4枚の試験片で試験を行った。ここでは転がり疲れ寿命は剥離までのサイクル数とした。その後、剥離起点となった空洞のサイズや転がり軌道幅方向の位置を特定するために実体顕微鏡やSEMによる観察を実施した。

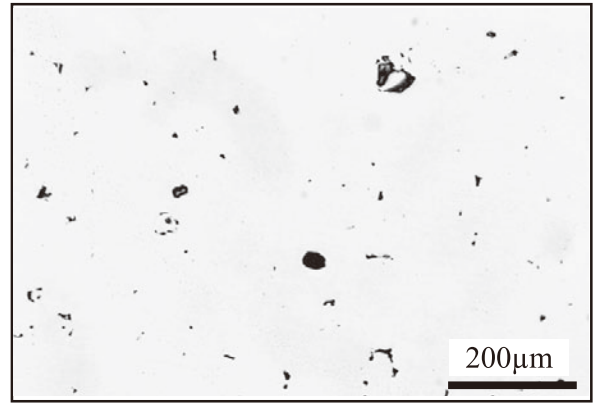


Fig.1 Optical microstructure of the HIPed JIS SUJ2 without etching.

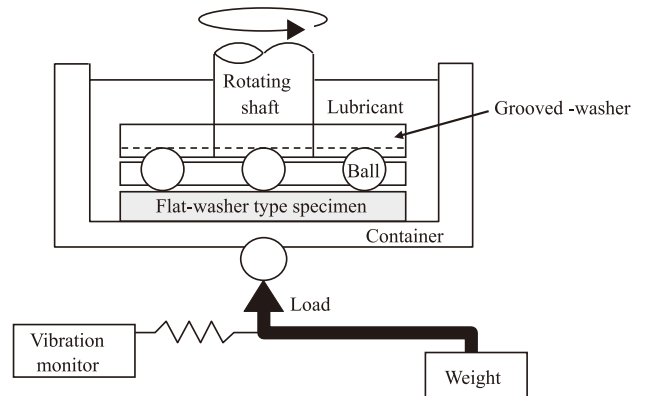


Fig.2 Schematic illustration of rolling contact fatigue test rig.

##### 4.2 結果および考察

本研究では全試料において鋼中の空洞を起点とする剥離が発生した。起点となった空洞のサイズは54~91 $\mu\text{m}$ であった。Fig.3は典型的な剥離の実体顕微鏡写真である。Fig.4はそれらの剥離の起点部をSEMで拡大観察したものである。Fig.5は軌道幅方向における剥離起点の分布状況を、転がり軌道幅中心からの距離を基準として表したものである。11枚中の9枚、比率にして82%の剥離起点は軌道中央から100 $\mu\text{m}$ 以内に観察された。Fig.6 (a) に示すように観察された剥離の最大深さ (Fig.6 (a) では各 $P_{\text{max}}$  に対して縦線で示す範囲) は弾性理論で予測される水平方向最大せん断応力深さと良く一致した。したがって、鋼中に大量の空洞が含まれる場合には、剥離は軌道幅中央の下方、すなわちヘルツ接触により最大のせん断応力が作用

する領域に存在する欠陥を起点として発生しやすいことが明らかとなった。また、Fig.6 (b) に示すように剥離最大深さの範囲は $P_{max}$ が高くなるのに従って増大した。

次に、剥離起点のサイズと剥離最大深さが転がり疲れ寿命に及ぼす影響について検討した。Kidaら<sup>14)</sup>はSCM415 浸炭材の転がり疲れについて調査し、剥離最大深さはき裂

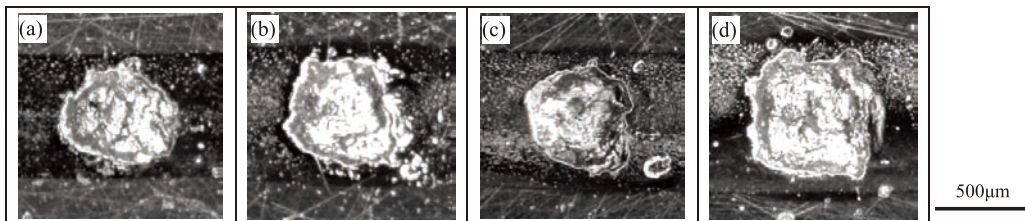


Fig. 3 Stereoscopic micrographs of the rolling track and flaking.  $P_{max}$  were (a) 3.43GPa, (b), (c) 3.92GPa, (d) 4.41GPa, respectively. Rolling direction was from left to right.

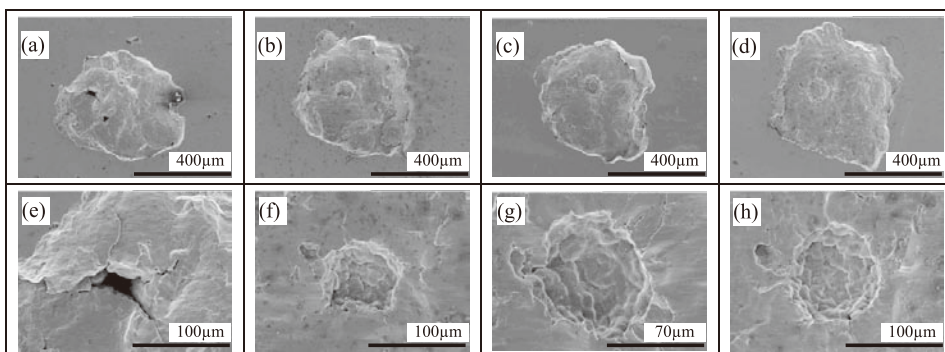


Fig. 4 Scanning electron micrographs of the flakings (a), (b), (c) and (d) in Fig. 3. (e), (f), (g) and (h) are enlarged view of the pores at their flaking origins.

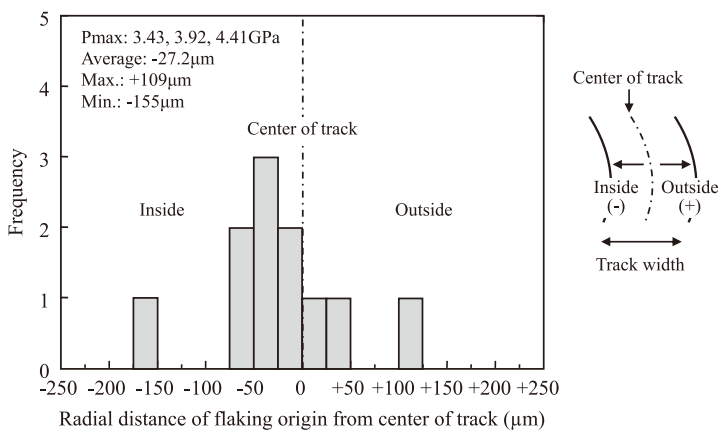
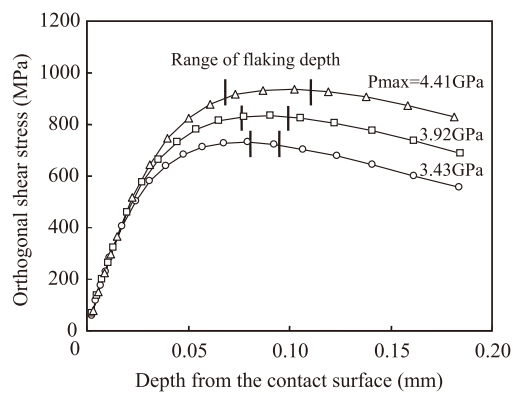
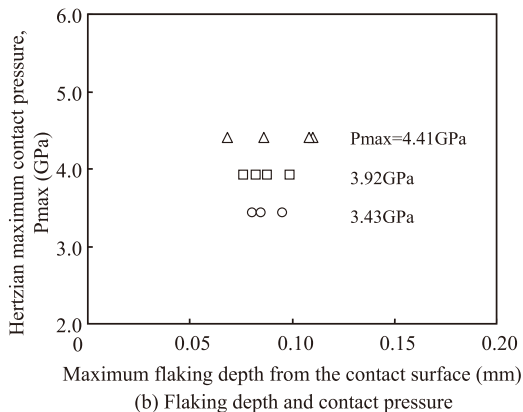


Fig.5 Location of flaking origins. “-” and “+” indicate inside and outside from the center of the track width.



(a) Range of flaking depth and shear stress distribution



(b) Flaking depth and contact pressure

Fig.6 Relationship between the maximum flaking depth, contact pressure and orthogonal shear stress.



面間の摩擦を考慮した力学解析結果と良く一致することを示した。別の研究<sup>15)</sup>でも、破壊力学に基づいて導出した下限寿命式が報告されている。本研究では剥離最大深さと剥離起点のサイズの双方を精密に測定しており、これら2つの破壊力学に関連した指標をもとに転がり疲れ寿命式を推定した。ここで、空洞からのき裂生成は転がり疲れのごく初期に発生することから<sup>1)</sup>、転がり疲れ寿命はき裂の伝ば過程に支配されると仮定した。臨界応力以下でのき裂伝ばが応力拡大係数幅 $\Delta K_{II}$ と関連することは良く知られている。この関係性は破壊力学ではParis則として知られる。本報では後述の式(1)および式(2)で表される改良Paris則を用いた。

$$N_f = C / (\Delta K_{II}')^m \quad (1)$$

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

ここで、 $N_f$ は転がり疲れ寿命(剥離までの繰り返し数)、 $C$ は定数、 $\Delta K_{II}'$ は疑似的なモードII型の応力拡大係数幅、 $m$ は材料に依存したべき乗係数、 $2\tau_0$ は水平方向最大せん断応力振幅、 $a$ は剥離起点空洞の半径をそれぞれ示す。破壊力学において、式(2)における $a$ はき裂長さの半分と定義されている。しかしながら、内部起点型剥離において内部のき裂成長を連続的に監視・測定することは極めて困難である。したがって、 $a$ を剥離起点となった空洞直径の半分として定義した。そこで応力拡大係数幅 $\Delta K_{II}$ は、疑似的な応力拡大係数幅 $\Delta K_{II}'$ として再定義した。また、 $2\tau_0$ は弾性接触状態下での最大剥離深さにおける転がり方向に平行な最大せん断応力(水平方向最大せん断応力) $\tau_0$ の振幅である。Fig.7において $\Delta K_{II}'$ と転がり疲れ寿命には比較的良好な相関が見られた。このことは空洞からき裂が生

成する場合、転がり疲れ寿命が内部欠陥のサイズと水平方向せん断応力振幅によって支配されることを示唆する。Fig.8にスラスト試験片断面における内部の剥離起点のSEM観察結果を示す。針状を呈する組織変化が空洞右側のき裂近傍にわずかに観察された。これは転がり疲れ試験期間中に疲労が蓄積した証拠である。一方で進展しているき裂周辺には組織変化は観察されなかった。この特徴は負荷応力下にあるき裂先端において破壊力学的なき裂進展が起こることを示唆している。Fig.7およびFig.8の結果から、軌道幅中央直下でき裂が発生した場合は水平方向せん断応力が転がり方向と平行なことによってき裂は転がり方向に沿って進展するとみられる。

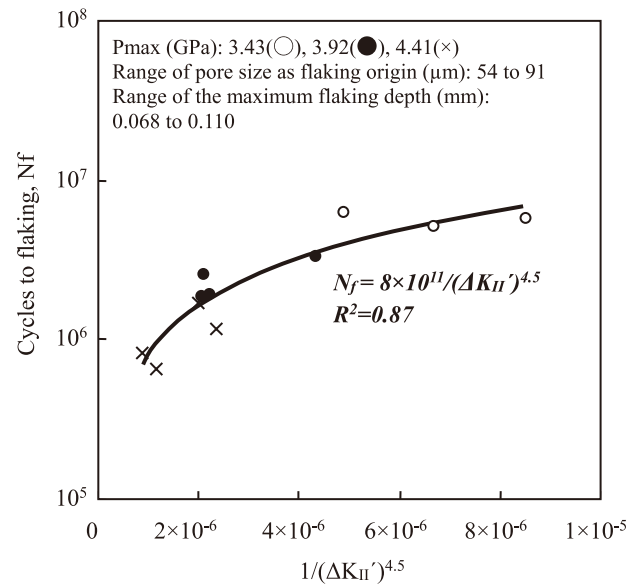


Fig.7 Relationship between RCF life and  $\Delta K_{II}'$ .

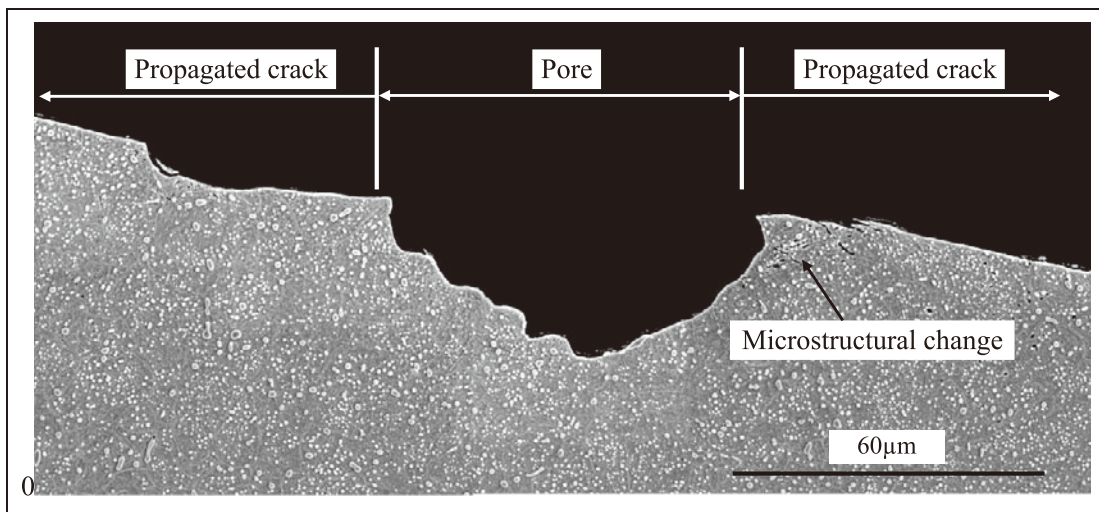


Fig.8 Cross sectional observation around the pore as the flaking origin.  $P_{max}$  was 3.92GPa. Cycles to flaking were  $1.87 \times 10^6$ . Flaking appearance was shown in Fig. 3 (c). Rolling direction was from left to right.

## 5. パートII：ドリル穴試験片における転がり疲れ挙動

このパートでは転がり軌道幅方向の欠陥の配置が転がり疲れ寿命に及ぼす影響を調査した。ここでは、人工的な空洞としてドリル穴を利用した。軌道幅中央に対し、さまざまな軌道幅方向の距離RD (Radial Distance) にドリル穴を配置した試験片について転がり疲れ試験を実施した。

### 5.1. 実験方法

転がり疲れ寿命評価用の試験片は直径70mmのSUJ2圧延材から準備した。その化学成分はTable 2のとおりである。棒鋼は1138Kで5.4ksの焼ならしと1073Kで54ksの球状化焼なましを施し、続いてパートIと同様の方法によりフラットワッシャー型の試験片に加工した。試験片の片面については後のドリル加工のためにバフ研磨仕上げを

行った。それぞれの試験片に対し、直径50 $\mu$ mで深さ300 $\mu$ m以上となる精密に加工されたドリル穴を付与した。その後、試験片は焼入焼戻しをしてパートIと同様の方法で仕上げた。仕上げた試験片表面上のドリル穴の外観をFig.9に示す。転がり疲れ試験は、軌道幅内でさまざまな幅方向距離 (RD) にドリル穴が配置された試験片に対して、剥離するまで実施した。P<sub>max</sub>は4.9GPaとし、その他の条件はパートIと同様とした。なお、各試験片のドリル穴の配置は、剥離後の実体顕微鏡ならびにSEM観察によって特定した。

### 5.2. 結果および考察

RDは-250 $\mu$ mから+294 $\mu$ mの範囲に渡っていた。RDの正負の符号はドリル穴が軌道中央に対して内周側あるいは外周側に位置していることを示す。本実験では大多数の

Table 2 Chemical composition (mass%) of the rolled JIS SUJ2 steel.

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	O
1.01	0.25	0.36	0.014	0.006	0.06	1.42	0.02	0.10	0.0005

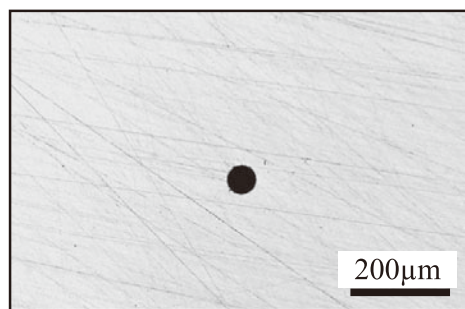


Fig.9 Optical micrograph of the drilled hole on test specimen.

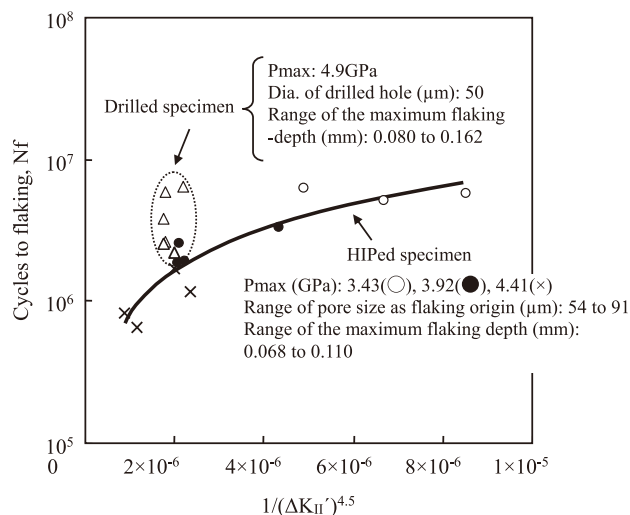


Fig.11 Relationship between RCF life and  $\Delta K_{II}$ .

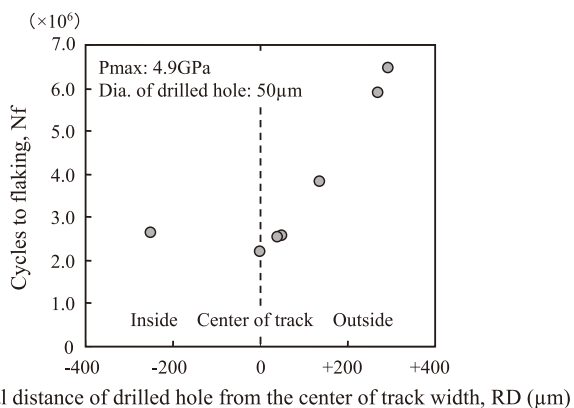


Fig.10 Relationship between drilled hole location and RCF life.

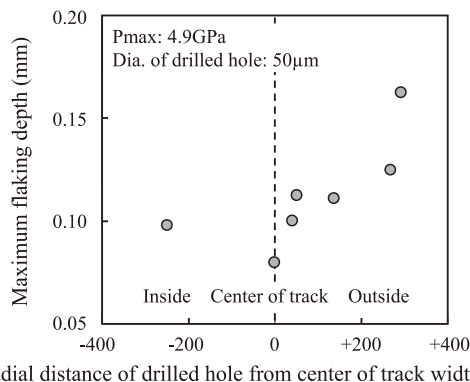


Fig.12 Variation of the maximum flaking depth.

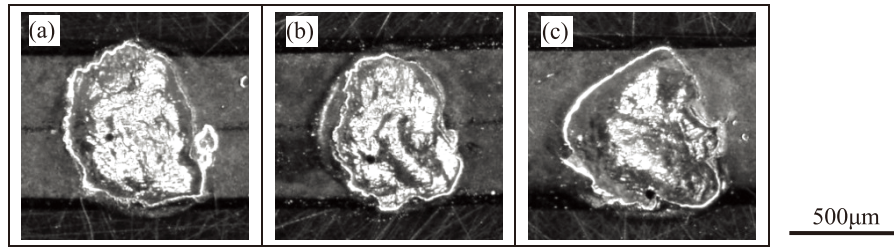


Fig. 13 Stereoscopic micrographs of the rolling track and flaking. Radial distance of the drilled hole from center of the track were (a) +40 $\mu\text{m}$ , (b) +137 $\mu\text{m}$  and (c) + 294 $\mu\text{m}$ , respectively. Rolling direction was from left to right.

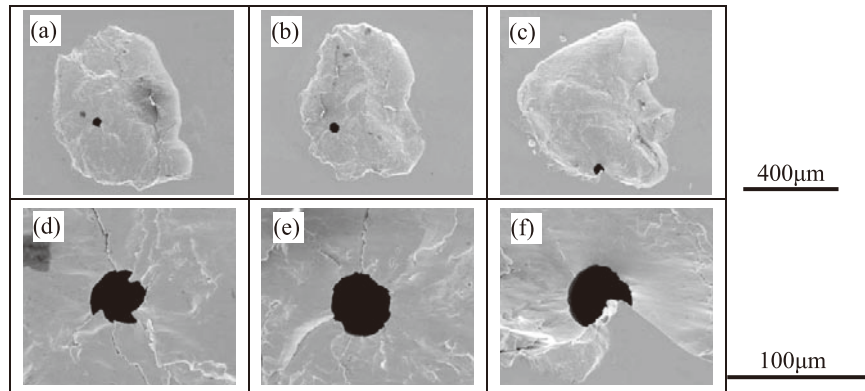


Fig. 14 Scanning electron micrographs of the flakings (a), (b) and (c) in Fig.13. (d), (e) and (f) are enlarged view of the drilled hole at their flaking origins.

ドリル穴は軌道中央に対して外周側に位置していた。また、剥離はその配置に関わらず、ドリル穴を起点として発生した。試験片の最大剥離深さが0.080~0.162mmの範囲に在ることから、いずれも内部起点型と考えられる。Fig.10にRDと転がり疲れ寿命の関係を示す。転がり疲れ寿命は外周側へのRDの増大に伴って向上した。ドリル穴が+294 $\mu\text{m}$ の位置にあったとき、転がり疲れ寿命はドリル穴が軌道中央にあった場合の約3倍(2.93倍)であった。各々の $\Delta K_{II}'$ に対する転がり疲れ寿命をFig.11に示した。なお、各 $\Delta K_{II}'$ の値は各剥離最大深さにおける水平方向せん断応力振幅の最大値とドリル穴の半径から計算されたものである。ここでは軌道幅方向での軌道下の応力分布は考慮していない。結果として、比較的寿命の短いものはパートIで示した空洞導入試験片の寿命曲線の近傍にプロットされ、その場合のドリル穴の位置は軌道幅中央に近かった。また、ドリル穴が軌道中央から離れると、その転がり疲れ寿命は寿命曲線から乖離する傾向を示した。これらの結果は、転がり疲れ寿命に対する欠陥配置の影響を示している。転がり疲れ寿命は、異なる配置にある欠陥周囲の負荷応力に応じて変化すると考えられる。なお、ドリル穴位置が軌道中央に対して内周側にあるときは転がり疲れ寿命に対する影響は比較的小さいが、この理由は明らかではなかった。Fig.12に示すように最大剥離深さはRDの絶対値の増大とともに増加した。この剥離深さの増大は、転がり疲れ寿命延長の理由の一つである可能性があるが今回は明らかでは

なかった。次に剥離の外観に注目した。Fig.13およびFig.14に示すようにドリル穴の位置に関わらず剥離の外観形状は良く類似したものになった。この挙動はき裂が軌道端で発生した場合でも、き裂は三次元的な応力分布に導かれて軌道中央に向かって伝ばすることを示唆する。このようなき裂伝ば過程は転がり疲れ寿命の変動に影響するとみられる。

## 6. パートIII：転がり疲れ環境下での鋼中欠陥周囲のき裂発生・伝ば挙動

パートIIの研究において、剥離起点の位置に関わらず剥離の外観が同様の形状になることを見出した。この挙動は、三次元的な転がり疲れ機構を理解する手掛かりになる。そこで、パートIIIの研究では、き裂発生・伝ば挙動を明らかにするため、転がり軌道下のマトリクスの疲労損傷、および転がり疲れ試験を中断した試験片のドリル穴周りのき裂の発達状況について調査した。さらにき裂発生・伝ば過程の推定のため、ドリル穴のモデルを用いて三次元FEM解析を行った。

### 6.1. 実験方法

以下の要領にて転がり疲れ環境下のマトリクスの疲労損傷の評価を実施した。ドリル穴を付与していない試験片についてパートIIと同様の方法で転がり疲れ試験を実施した。この試験は $7 \times 10^7$ サイクルで試験を中断することに



よりマトリクスに対して十分な疲労損傷を与えた。なお、このときの試験片において剥離は生じていなかった。転がり疲れ試験後の試験片は軌道を横断する方向で切断し、研磨を行った。続いて、転がり軌道下の深さおよび軌道幅方向位置により特定された様々な箇所における局所的なX線回折データを収集した。測定には燐リガク製RINT-RAPID IIを使用した。X線源はCo K $\alpha$ を使い、管電圧は40kV、管電流は30mAとし、コリメータ直径は0.05mmのものを用いた。2 $\theta$ の測定範囲は70°~116°とした。また、一測定あたりの測定時間は20hとした。最小測定間隔は0.1mmとしたが、これは内部でのX線散乱を考慮している。なお、本研究で用いる疲労インデックスは従来研究<sup>16)</sup>で紹介されている $\alpha$ -Fe[211]の回折ピークの半値幅FWHM (Full Width at Half Maximum)、および残留オーステナイト量とした。

さまざまなRDの条件のもとパートIIと同様の試験条件によってドリル穴付与試験片の転がり疲れ試験を実施した。ここでもPmaxは4.9GPaとした。試験は剥離に至らない $2 \times 10^4$ 、 $2 \times 10^5$ 、および $2 \times 10^6$ のそれぞれのサイクル数で途中止めとした。最も短い途中止めサイクル数は、き裂発生挙動を観察するために転がり疲れ寿命の1%以下とした。一方でそれより長いものは、き裂伝ば挙動を観察するために転がり疲れ寿命と同じオーダーとした。転がり疲れ試験の中断後、ドリル穴の長手断面をSEMにより観察した。観察面は転がり疲れ方向に対し、平行ないし垂直な面とした。観察条件についてTable 3にまとめた。

Table 3 Observation details. “-” and “+” indicate inside and outside from the center of the track width.

Radial distance of the drilled hole from the center of track width, RD	Interrupted cycles	Observed section to rolling direction	Figure
-126 $\mu$ m	$2 \times 10^4$	Perpendicular	Fig. 21(a)
+230 $\mu$ m	$2 \times 10^4$	Perpendicular	Fig. 21(b)
+335 $\mu$ m	$2 \times 10^5$	Perpendicular	Fig. 22
+220 $\mu$ m	$2 \times 10^6$	Perpendicular	Fig. 25
-55 $\mu$ m	$1.5 \times 10^6$	Parallel	Fig. 26

## 6.2. FEM解析

三次元FEM解析は解析コードDEFORM 3Dを使用して行った。この解析はマトリクスの疲労損傷の推定のため、および転がり疲れ環境下のドリル穴周囲のき裂発生・伝ばの支配応力を明らかにするために実施した。ドリル穴周囲の弾塑性解析のための有限要素モデルをFig. 15に示す。x、y、およびz軸はそれぞれ転がり方向、軌道幅方向、および荷重方向と定義した。スラスト試験片のモデル寸法は転がり方向に4mm、軌道幅方向に1.875mm、そして荷重方向に3mmとした。モデルの底面は固定とした。なお、モデル

端部の応力は無視できる程度に小さかった。解析条件および単純化したマトリクスの応力-ひずみ線図をTable 4、およびFig. 16に示す。Fig. 16は筆者らが以前に報告<sup>1)</sup>したものである。また、解析において球は剛体と仮定し、マトリクスは弾塑性体と仮定した。モデルには球を介してPmaxで4.9GPaとなるように荷重を付与した。球は荷重を付与しつつx軸に沿ってモデル上を-0.5mmから+0.5mmの範囲で動かした。この範囲は、弾性計算によって見積られる接触円の直径0.64mmに比べて十分に大きい。そして球がスリップしないように移動速度、および角速度を注意深く選択しつつ、一パスの解析を実施した。Fig. 17に示すように、各々のドリル穴付与モデルにおいて穴はx=0の位置でかつ軌道幅中央から0、100、200、および300 $\mu$ m離れた位置に配置した。穴の寸法は直径が50 $\mu$ m、深さが200 $\mu$ mとした。穴欠陥無しモデルについてもFEM解析を実施した。モデルの要素数は350,000であった。要素の一片の大きさは球との接触領域ではおよそ20 $\mu$ mであり、穴周囲については10 $\mu$ m程度とした。

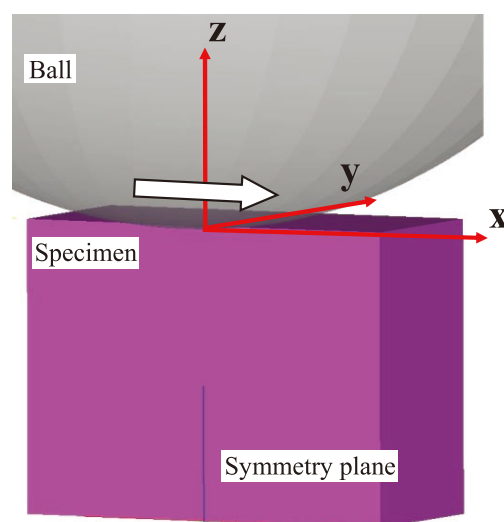


Fig. 15 Three-dimensional finite element model of RCF.

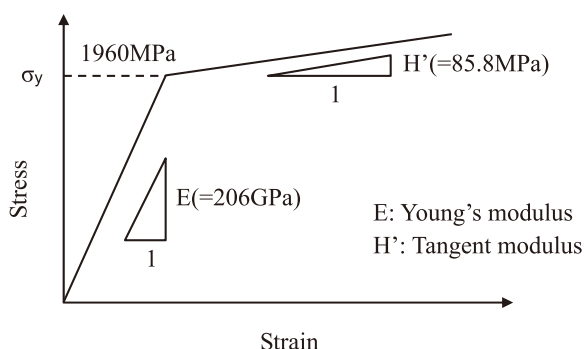


Fig. 16 Simplified stress-strain curve of matrix [1].



Table 4 Finite element analysis conditions.

Model	Item	Condition	
Ball	Diameter	9.525mm	
	Moving velocity	3626.7mm/s	
	Angular velocity	761.51rad/s	
Specimen	Size	4mm (Rolling direction)	
		1.875mm (Radial direction)	
		3mm (Loading direction)	
	Temperature		293K
	Elastic range	Young's modulus	206GPa
		Poisson ratio	0.3
	Plastic range	Yield strength	1960MPa
Deformation resistance		See Fig.16	
Shear friction coefficient		0.1	

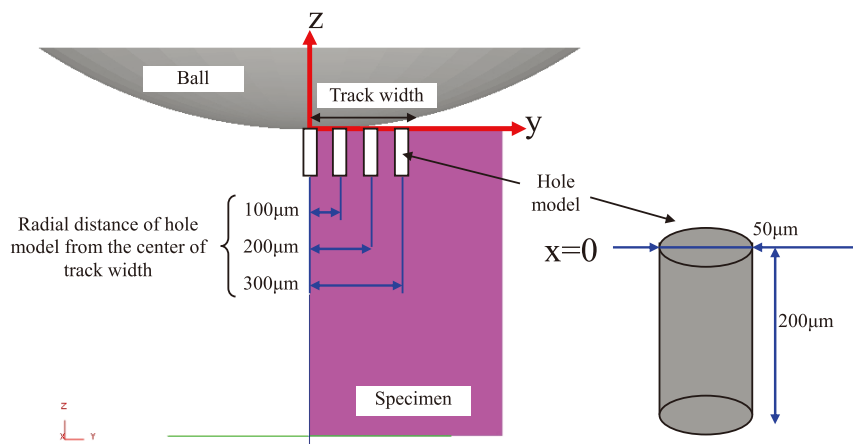


Fig.17 3D finite element model on the cross section at x=0. Rolling direction is parallel to x-axis and perpendicular to this page.

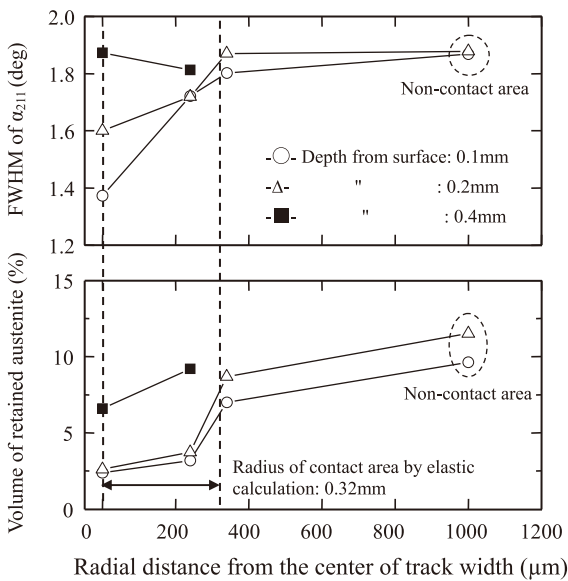


Fig.18 Full width at half maximum (FWHM) of  $\alpha$ -Fe(211),  $\alpha_{211}$ , and retained austenite in cross-section of RCF tested specimen without drilled hole under 4.9GPa of  $P_{max}$  after  $7 \times 10^7$  cycles.

### 6.3. 結果および考察

#### 6.3.1. 転がり接触環境下の疲労度合い

Fig.18はスラスト試験片断面における $\alpha$ -Fe[211]回折ピークの半値幅と残留オーステナイト量の測定結果である。この2種類の疲労インデックスの減少度合いからみれば、転がり軌道中央下0.1mm深さのところ最疲労を受けた領域であると示唆された。それに対し、接触端部付近では疲労損傷が比較的小さかった。また、RD=340µmにおける両疲労インデックスは非接触部とほぼ同等になった。これは、計算上の接触円の外では疲労損傷が軽微であることを示す。転がり疲れは負荷サイクル中の周期的なひずみの蓄積によって起こる。その場合、相当ひずみは有力な疲労インデックスの一つと考えられる。Fig.19にFEM解析における1パス後のx=0平面の相当ひずみ分布を示す。相当ひずみは表面から120µmの深さ付近で最大値に到達し、軌道中央から幅方向に向かって離れるほど減少した。また、軌道の外側では相当ひずみは小さくなった。Fig.20に示す通り、計算により求めた相当ひずみは観測された疲労インデックス（ここでは $\alpha$ -Fe[211]の回折ピー

クの半値幅と残留オーステナイト量)と強く相関した。したがって、FEM解析による相当ひずみは転がり疲れ指標として有用である。

### 6.3.2. 疲労き裂発生挙動

Fig.21に示したように、RDが $-126\mu\text{m}$ あるいは $+230\mu\text{m}$ にあるドリル穴は $2 \times 10^4$ サイクルの転がり疲れを付与した後はき裂を伴っていた。これらの結果は、き裂が転がり疲れサイクルの非常に早い段階で発生することを実証している。これに関連してNeliasら<sup>17)</sup>は超音波探傷法により内部起点のき裂が転がり疲れの初期段階で発生することを見出している。また、この現象は人工的に空洞を導入した試験片の転がり疲れ試験によって実験的にも確かめられている<sup>1)</sup>。Fig.22に $2 \times 10^5$ サイクル時点での接触軌

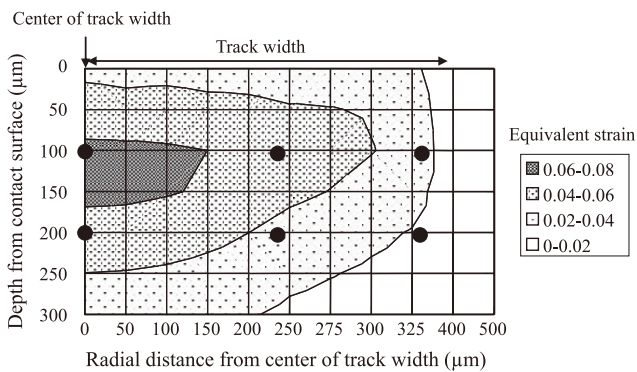


Fig.19 The calculated equivalent strain distribution in cross section under contact surface. X-ray diffraction data were taken at "●" symbols position of fatigue-tested specimen as shown in Fig.18.

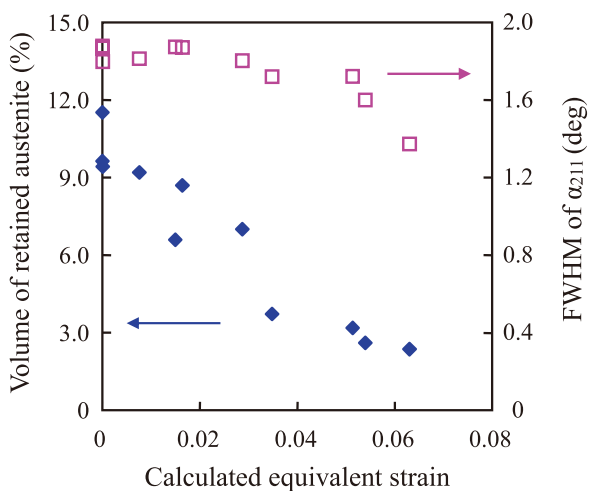


Fig.20 Relationship between the calculated equivalent strain and the measured fatigue indices.

道端付近 (RD= $+335\mu\text{m}$ ) のドリル穴周囲のき裂を示した。ここで見られたき裂の生成は、無欠陥の場合の軌道端部の疲労度合いが実験的にも解析的にも小さいとみられる結果とは整合しない。このことは、穴周囲の応力集中がき裂発生に影響していることを示唆する。加えて、Fig.22に見られるようにき裂の角度は軌道幅方向に対して $23^\circ$ 傾斜していた。この挙動は軌道端での応力状態の影響を示すとみられる。ここで、ドリル穴周りのき裂発生を駆動する応力としては引張応力とせん断応力が考えられる。そこで、1パスのFEM解析を通じて最大主応力 ( $\sigma_1$ ) と最大せん断応力振幅 ( $2\tau_{zx}=2\tau_0$ ) を抽出した。その結果、ドリル穴の導入によって $\sigma_1$ は増大し、一方で $2\tau_{zx}$ は減少することが分かった。したがって、本研究では $\sigma_1$ に注目することとした。Fig.23には表面から $100\mu\text{m}$ の深さにおけるドリル穴モデル周囲の最大の $\sigma_1 (= \sigma_{1max})$  とその位置を示した。本モデルにおいて $\sigma_1$ は $100\mu\text{m}$ 深さで最大に達し、これはドリル穴モデルの軌道幅方向の配置を問わなかった。このときの $\sigma_{1max}$ は正の値であり、引張応力であることを示す。他方で、無欠陥モデルの場合、図中の括弧内に示すとおり、ドリル穴と同じ座標における最大引張応力は無視できるほど小さいことが分かった。穴が軌道端近くに配置されたモデルの場合、 $\sigma_1$ はドリル穴周りの $-Y$ の位置で最大に到達し、そこは軌道幅中央にもっとも近い位置であった。FEM解析においてドリル穴周りにいずれも高い $\sigma_{1max}$ が現れたことは、欠陥配置に左右されずに転がり疲れの初期にき裂が発生する事実を良く説明できる。Fig.24に示すように、ドリル穴モデルが中央に対して軌道幅方向に $300\mu\text{m}$ 離れて配置されている場合の $\sigma_{1max}$ の主応力面は、荷重方向であるZ軸に対して $22^\circ$ 傾斜している。この角度はFig.22で示した実際のき裂角度と良く一致していた。これらの実験ならびに解析結果からき裂は引張主応力の作用で生成する可能性が高い。これにより、ドリル穴が軌道端付近に位置する場合にドリル穴の表面に対して下方に傾斜したき裂が発生する点についても説明が可能である。

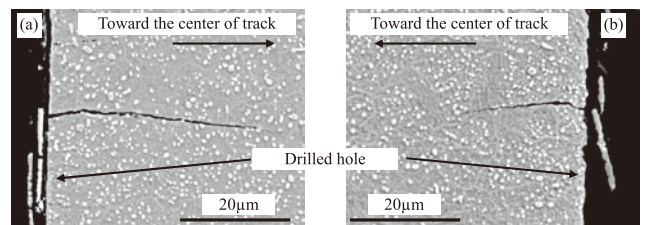


Fig.21 Scanning electron micrographs of primary crack initiated from the drilled hole. RCF test was interrupted at  $2 \times 10^4$  cycles. Radial distances of drilled hole from the center of track width were (a)  $-126\mu\text{m}$  and (b)  $+230\mu\text{m}$ , respectively. Rolling direction was perpendicular to this page.

### 6.3.3. き裂伝ば挙動

き裂伝ば挙動は10<sup>6</sup>サイクルかそれ以降のサイクル数で転がり疲れ試験を中断して調査した。Fig.25に示すようにRDが+220 $\mu$ mとなるドリル穴周囲には下方に傾斜した多数のクラックが見られ、それらは軌道の中心に向かって優先的に伝ばしていた。Fig.25においてドリル穴左右のき裂長さには明らかな差があることから、潤滑油による油圧がき裂伝ばに対して及ぼす影響は小さいと考えられる。また、RDが-55 $\mu$ mのときは、多数のクラックが転がり方向に対して平行に伝ばしていることがFig.26より明らかであった。Fig.27ではFig.26において矢印で示した主き裂の長さ変化挙動を示した。図より、ドリル穴が軌道幅中央付近に位置している時はき裂が転がり方向に平行に優先伝ばしやすいことが見出せる。また、Fig.25、26において伝ばしたき裂周囲には組織変化は見られなかった。この特徴はFig.8でも見られており、き裂先端において破壊力学的なき裂伝ばに終始することが示唆される。今後の課題として人工空洞と実際の介在物とのき裂発生・伝ば挙動の類似点や違いを明らかにしていく必要がある。

本報の結果から推定されるき裂伝ば挙動についてFig.28に模式図を示した。図のように、ドリル穴が軌道中央から離れて配置されている場合は(a)に示すようにき裂は軌道中央に向かって優先的に成長し、一方でドリル穴が軌道中央付近にあれば(b)に示すようにき裂は円形状に伝ばすると推定している。以上の実験結果は、き裂伝ばが転がり方向に平行な水平せん断応力振幅成分、すなわち $2\tau_{zx}$  (式(2)における $2\tau_0$ と同じ)のみならず、軌道幅方向に平行な水平せん断応力振幅成分である $\Delta\tau_{xy}$  ( $=\tau_{xy\max}-\tau_{xy\min}$ )の双方に影響を受けていることを示唆するものであった。Fig.29に無欠陥モデルにおける2種類の水平せん断応力振幅成分の分布および方向を示した。 $2\tau_{zx}$ は軌道中央下で最大値を示し、軌道幅方向に離れるのに従って低下した。一方、 $\Delta\tau_{xy}$ は軌道幅方向で中央から離れるとともに増大した。この結果は、軌道幅方向に平行なき裂伝ばが $\Delta\tau_{xy}$ に強く影響を受けることを示唆している。なお、 $\Delta\tau_{xy}$ は非対称形の振幅特性を示し、軌道中央に向かう向きに応力がその逆向きに応力に対して大幅に高くなっていた。

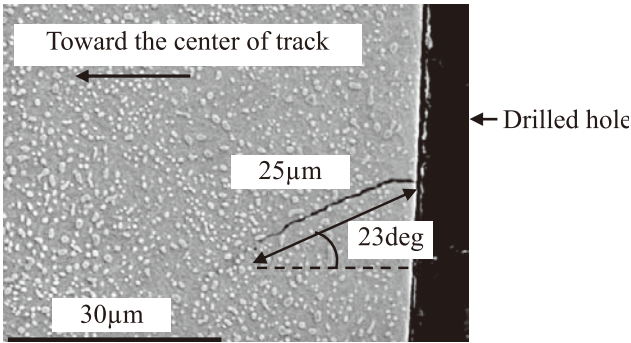


Fig.22 Scanning electron micrographs of primary crack initiated from the drilled hole. RCF test was interrupted at  $2 \times 10^6$  cycles. Radial distance of drilled hole from center of track was +335 $\mu$ m. Rolling direction was perpendicular to this page.

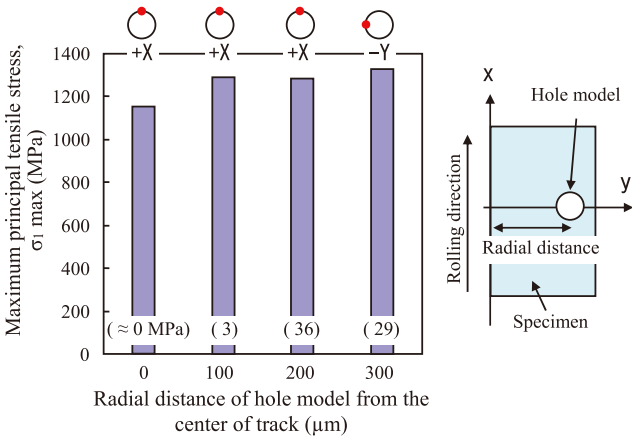


Fig.23 Calculated maximum principal stress,  $\sigma_{1\max}$ , around the hole model. Numbers shown in parentheses are the values of  $\sigma_{1\max}$  (tensile) at the same position in defect free model.

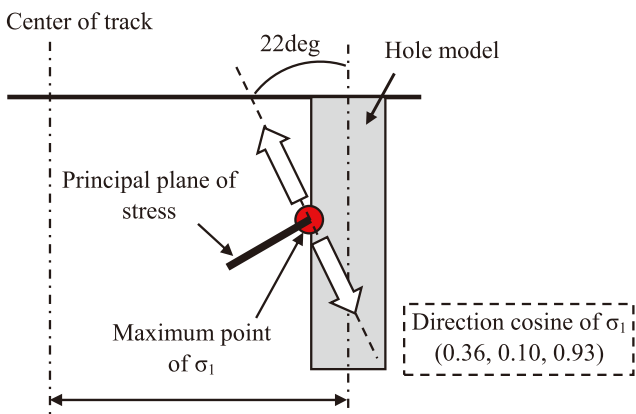


Fig.24 Tilt of principal plane of stress to loading direction.



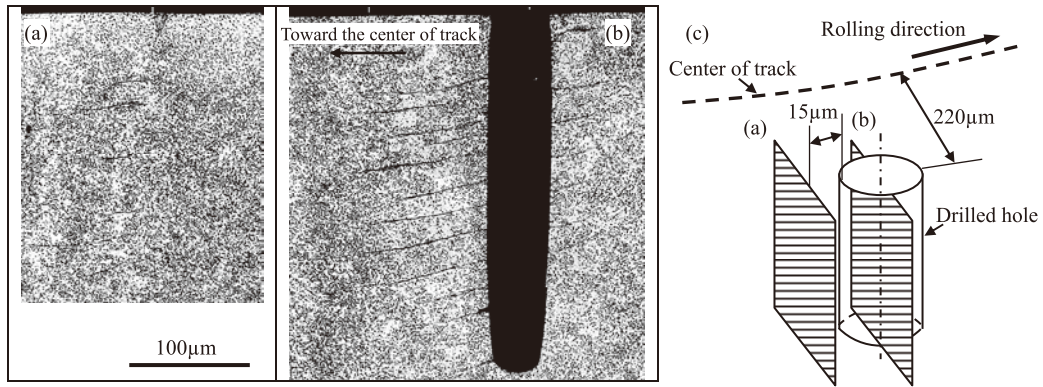


Fig.25 Optical micrographs of propagated cracks in the cross-sections (a) at 15µm inwards from drilled hole surface and (b) on the plane including the center of the hole. (c) shows schematic view of the observation positions. RCF test was interrupted at  $2 \times 10^6$  cycles. Radial distance of drilled hole from the center of track was +220µm. Observed cross-sections were perpendicular to rolling direction.

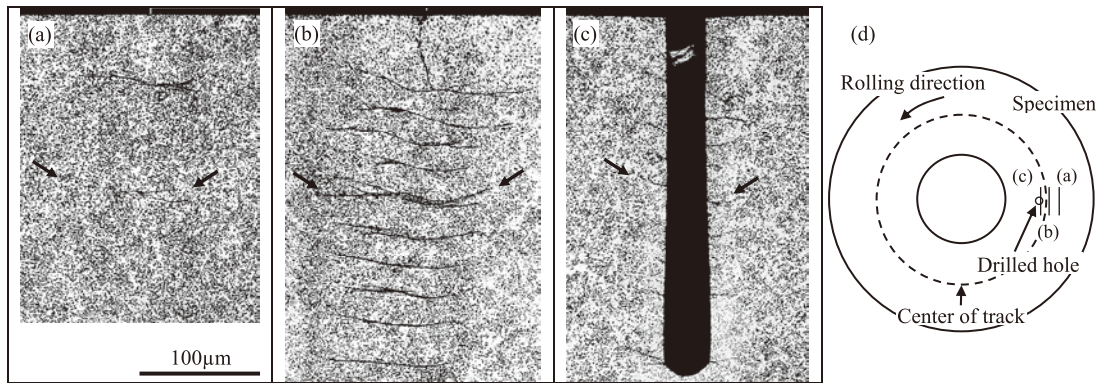


Fig.26 Optical micrographs of propagated cracks. Radial distances from the center of track were (a) +73µm, (b) +13µm and (c) -37µm, respectively. (d) shows the schematic view of observation positions. Arrows indicate primary crack. Radial distance of drilled hole from the center of track was -55µm. RCF test was interrupted at  $1.5 \times 10^6$  cycles. Rolling direction of observed cross-sections were from left to right.

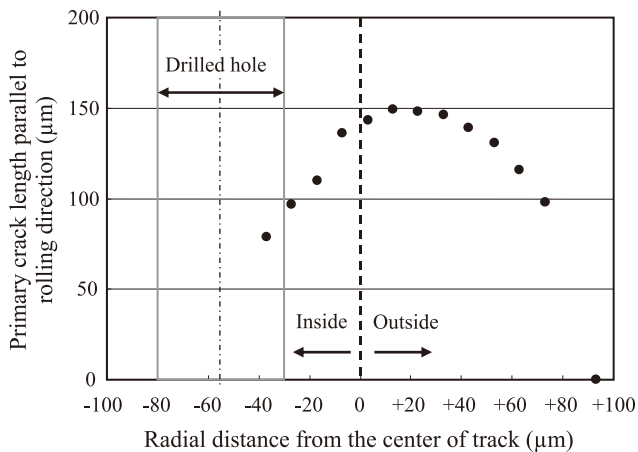


Fig.27 Variation of the primary crack length.

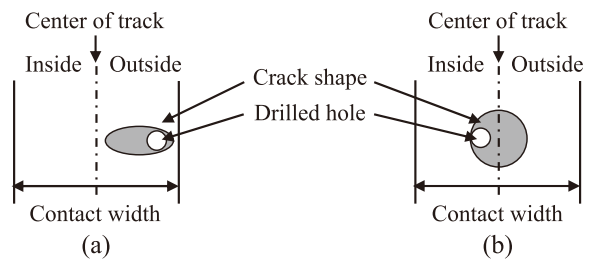


Fig.28 Schematic primary crack propagation model. Radial distances of both drilled hole from the center of track are (a) +220µm and (b) -55µm, respectively.

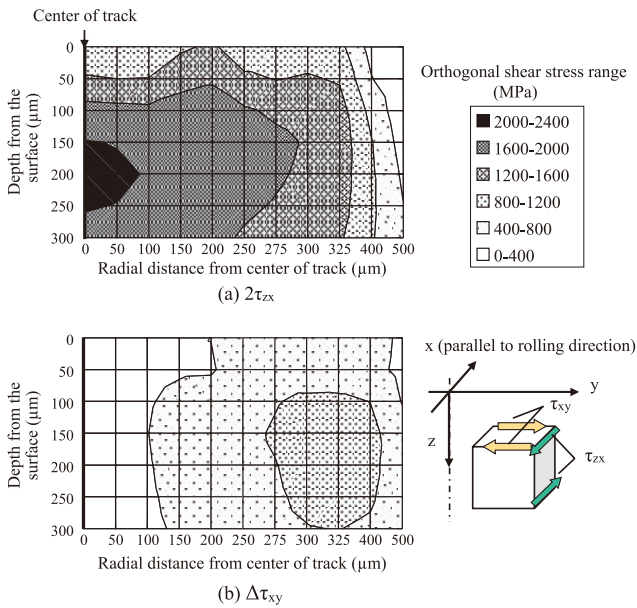


Fig.29 Cross-sectional distribution of both orthogonal shear stress ranges, (a)  $2\tau_{zx}$  parallel to rolling direction and (b)  $\Delta\tau_{xy}$  parallel to radial direction in defect free model.

さらなる検証をFEM解析により実施した。解析コードにはMSC Marcを用い、内部き裂を導入した二次元弾塑性平面ひずみモデルを作成した。転動体の直径は9.525mmとした。また、スラスト試験片を模したモデルの大きさは幅6mmで高さを4mmとした。転動体とスラスト試験片モデルの物理的性質についてはTable 4とFig.16に既に示した通りである。モデルの底面は固定とした。スラスト試験片モデルにおいて表面から150μmの深さで、かつ軌道中央から250μm離れた位置に長さ100μmの内部き裂を設置した。この場合のき裂面間の摩擦は考慮しないものとした。Fig.30に示すように、転動体による荷重負荷によって軌道中央に近い側のき裂先端でせん断応力が最大となることが見出せた。

以上の結果をもとに、Fig.31に新たなき裂発生・伝ばモデルを提案した。それによると、き裂は転がり疲れの極めて初期の段階で欠陥の軌道幅内位置に関わらず引張応力の作用によってドリル穴の表面で発生する。発生したき裂は軌道幅方向に平行な水平せん断応力の作用で軌道中央に向かって優先伝ばする。伝ばしたき裂がいったん軌道中央下に到達すると、き裂は転がり方向に平行な水平せん断応力の作用で転がり方向にも進展するようになる。実際のところ、き裂は軌道中央下に到達した後も伝ばを継続して最終的には剥離を引き起こすのであり、その見かけ上の大きさは軌道幅にほぼ等しくなる。軌道中央に到達してからの後半のき裂伝ば機構は明確でないが、剥離の外観を見る限り対称的なき裂伝ばとなっていることが示唆される。このモデルは、ドリル穴が軌道端にあった場合でも一般的な剥離と同様の剥離の外観を示す事実を良く説明する。加えて、

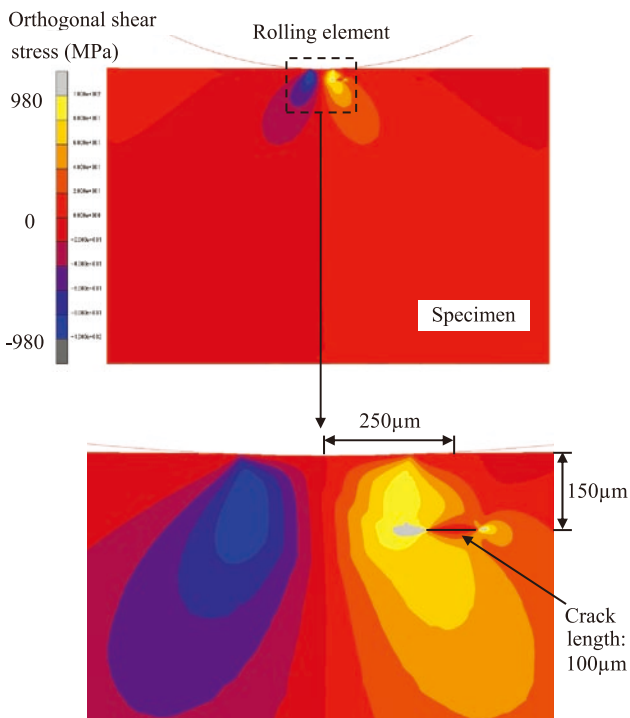


Fig.30 Orthogonal shear stress concentration at the crack tip in two-dimensional elastic-plastic plain strain model.

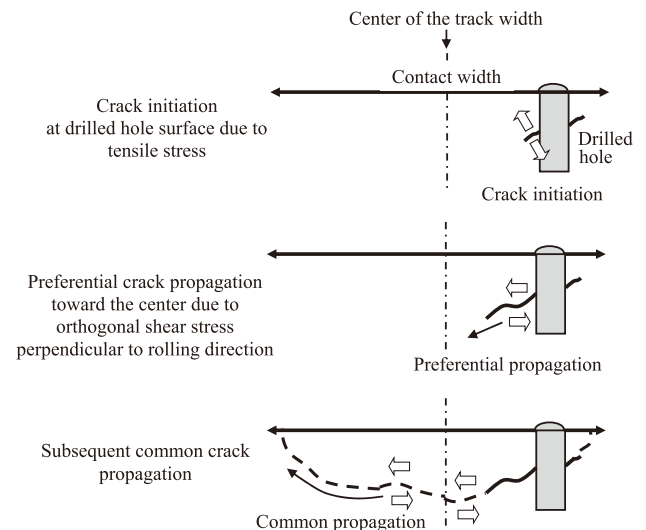


Fig.31 Crack initiation and propagation model for drilled hole located near the contact edge. Rolling direction was perpendicular to this page.

ドリル穴が軌道端近傍に在る場合の強度低下もしくは損傷作用は、それが軌道中央に位置する場合に比べて小さいことも分かった。軌道幅中央直下に欠陥が無ければ転がり疲れ寿命は改善されるとみられるが、最新の製鋼技術でもその実現は不可能である。その場合、寿命を向上させる一つの解決方法として転がり疲れ寿命に有害な大きな介在物の鋼中頻度を減らすことが挙げられる。

## 7. 結論

欠陥配置が転がり疲れ寿命に及ぼす影響を実験と解析の両面から調査し、空洞性の欠陥を人工的に導入した高炭素クロム軸受鋼における転がり疲れ寿命の変動や三次元的なき裂発生・伝ば挙動に関するいくつかの知見を得た。

- ①試料中に多数の空洞が含まれる場合、剥離は主として軌道中央直下にある空洞を起点に発生する。その場合の転がり疲れ寿命は2つの破壊力学指標、すなわち空洞のサイズと水平方向せん断応力振幅によって決定される。
- ②ドリル穴が軌道端近傍に在る場合の強度低下もしくは損傷作用は、ドリル穴が軌道中央に位置する場合に比べて小さい。欠陥配置は転がり疲れ寿命を変動させる重要な因子の一つである。ただし、欠陥配置に関わらず剥離の外観は同様の形状となる。
- ③き裂は転がり疲れの初期において欠陥（ドリル穴）の軌道幅内位置に関わらず引張応力の作用によってドリル穴の表面で発生する。
- ④2種類の水平せん断応力振幅成分である $2\tau_{zx}$  ( $=2\tau_0$ ) および $\Delta\tau_{xy}$ が三次元的なき裂伝ば挙動に寄与する。ドリル穴が軌道中央から離れている場合には、発生したき裂は軌道中央に向かって優先伝ばする。

## 参考文献

- 1) Fujimatsu, T., Hiraoka, K., and Yamamoto, A., "Crack Initiation Behavior from Internal Defect in High Carbon-Chromium Bearing Steel under Rolling Contact Fatigue," J.Iron Steel Inst.Japan, Vol.94, No.1, 2008, pp.13-20.
- 2) Hashimoto, K., Fujimatsu, T., Tsunekage, N., Hiraoka, K., Kida, K., and Santos, E.C., "Effect of Inclusion/Matrix Interface Cavities on Internal-Fracture-Type Rolling Contact Fatigue Life," Mater. Design, Vol.32, No.10, 2011, pp.4980-4985.
- 3) Lundberg, G.and Palmgren, A., "Dynamic Capacity of Rolling Bearings," Acta Polytechnica Mechanical Engineering Series 1, No.3, Royal Academy of Engineering Sciences, Stockholm, Sweden, 1947.
- 4) Nagao, M., Hiraoka, K., and Unigame, Y., "Influence of Nonmetallic Inclusion Size on Rolling Contact Fatigue Life in Bearing Steel," Sanyo Technical Report, Vol.12, No.1, 2005,pp.38-45.
- 5) Brooksbank, D.and Andrews, K.W., "Stress Fields around Inclusions and Their Relation to Mechanical Properties," J.Iron Steel Inst., Vol.210, 1972, pp.246-255.
- 6) Takemura, H.and Murakami, Y., "Rolling Contact Fatigue Mechanism (Elastic-Plastic Analysis around Inclusion) ," VTT Symposium 155: Fatigue design 1995, G.Marquis and J.Solin, Eds., Helsinki, Finland, Sept 5-8 Vol.1, 1995, pp.345-356.
- 7) Melander, A., "A Finite Element Study of Short Cracks with Different Inclusion Types under Rolling Contact Fatigue Load," Int.J.Fatigue, Vol.19, No.1, 1997, pp.13-24.
- 8) Yamakawa, K., Kizawa, K., Oguma, N., and Kida, N., "The Influence of Subsurface Defect on Stress Distributions under Rolling Contact Fatigue Conditions," Koyo Eng.J., No.166, 2004, pp.24-28.
- 9) Courbon, J., Lormand, G., Dudragne, G., Daguier, P., and Vincent, A., "Influence of Inclusion Pairs, Clusters, and Stringers on the Lower Bound of the Endurance Limit of Bearing Steels," Trib.Int., Vol.36, No.12, 2003, pp.921-928.
- 10) Murakami, Y., "Inclusion Rating by Statistics of Extreme Values and Its Application to Fatigue Strength Prediction and Quality Control of Materials," J.Res.Natl.Inst.Stand.Technol., Vol.99, No.4, 1994, pp.345-351.
- 11) Uesugi, T., "Recent Development of Bearing Steel in Japan," Iron Steel Inst.Japan, Vol.74, 1988, pp.1889-1894.
- 12) Hiraoka, K., Nagao, M., Tsubakino, H., and Yamamoto, A., "Generation Process of White Etching Area in Rolling Contact Fatigue," J.Japanese Soc.Trib., Vol.51, No.10, 2006, pp.744-751.
- 13) Hiraoka, K., Nagao, M., and Isomoto, T., "Study on Flaking Process in Bearings by White Etching Area Generation," J.ASTM Int., Vol.3, No.5, 2006, JAI 14059.



- 14) Kida, K., Asou, H., Saito, M., Oguma, N., Yamakawa, K., and Harada, H., "Rolling Contact Fatigue in Carburized Steel (SCM415) and Crack Initiation Depth," J.Soc.Mater.Sci., Vol.53, No.5, 2004, pp.487-492.
- 15) Udagawa, T., Suga, K., Kozuka, T., and Nishikawa, T., "The Influence of the Non-Metallic Inclusions on the Rolling Contact Fatigue Damage Behavior of Bearing Steel," Aichi Steel Tech.Rev., Vol.30, 2013, pp.29-36.
- 16) Furumura, K., Shirota, S., and Fujii, A., "Fatigue Analysis of Rolling Bearings (Part II) : Analysis of Surface Fatigue Damage (2) ," NSK Bearing J., Vol.646, 1984, pp.1-7.
- 17) Nelias, D., Dumont, M.L., Champiot, F., Vincent, A., Girodin, D., Fougères, R., and Flamand, L., "Role of Inclusions, Surface Roughness and Operating Conditions on Rolling Contact Fatigue," Trans.ASME, Vol.121, No.2, 1999, pp.240-251.

■ 著者



藤松 威史



中溝 利尚



中崎 盛彦



常陰 典正