

微細断続切削によるアルミニウム鋳造合金の表  
面改質に関する研究

Study on surface modification of aluminum casting  
alloy by means of interrupted micro cutting

名城大学大学院 理工学研究科 機械工学専攻

佐藤 寿樹

# 目次

## 第1章 緒論

|                                |   |
|--------------------------------|---|
| 1.1 アルミニウム鋳造合金の自動車燃費向上との関連と重要性 | 1 |
| 1.2 アルミニウム鋳造合金の摩擦特性            | 4 |
| 1.3 表面改質                       | 5 |
| 1.4 研究目的                       | 8 |
| 1.5 研究の位置づけ                    | 9 |
| 1.6 本論文の構成                     | 9 |

## 第2章 切削条件とアルミニウム鋳造合金の摩擦特性の関係

|                            |    |
|----------------------------|----|
| 2.1 緒言                     | 11 |
| 2.2 実験方法                   | 11 |
| 2.2.1 試験片                  |    |
| 2.2.1.1 Si 粒子除去機構          |    |
| 2.2.2 実験装置                 |    |
| 2.3 実験結果                   | 19 |
| 2.3.1 切削速度と摩擦特性            |    |
| 2.3.2 Si 粒子除去部のマイクロディンプル効果 |    |
| 2.4 考察                     | 26 |
| 2.4.1 残存 Si 粒子の様相と摩擦特性     |    |
| 2.4.2 マイクロディンプルの摩擦低減機構     |    |
| 2.4.3 Si 粒子のアブレイブ作用機構      |    |
| 2.4.4 摺動初期と後期における摩耗形態の遷移   |    |
| 2.5 結言                     | 41 |

## 第3章 微細断続切削加工のテクスチャリング手法としての適用可能性

|                  |    |
|------------------|----|
| 3.1 緒言           | 42 |
| 3.2 テクスチャリング手法   | 43 |
| 3.3 実験方法         | 46 |
| 3.3.1 試験片        |    |
| 3.3.2 試験装置       |    |
| 3.4 実験結果         | 51 |
| 3.5 考察           | 54 |
| 3.5.1 テクスチャの効果   |    |
| 3.5.2 ディンプル配列の影響 |    |

|        |    |
|--------|----|
| 3.6 結言 | 58 |
|--------|----|

#### 第4章 微細断続切削加工によって付与したディンプル形状がアルミニウム合金の摩擦特性に及ぼす影響

|                          |    |
|--------------------------|----|
| 4.1 緒言                   | 59 |
| 4.2 実験方法                 | 60 |
| 4.2.1 試験片                |    |
| 4.3 実験結果                 | 62 |
| 4.4 考察                   | 66 |
| 4.4.1 遷移領域               |    |
| 4.4.2 低速度領域              |    |
| 4.4.3 高速度領域              |    |
| 4.4.4 油膜パラメータとテクスチャ形状の関係 |    |
| 4.5 結言                   | 80 |

#### 第5章 微細断続切削加工によって形成した特殊形状ディンプルの摩擦特性

|                          |     |
|--------------------------|-----|
| 5.1 緒言                   | 81  |
| 5.2 実験方法                 | 81  |
| 5.2.1 試験片                |     |
| 5.2.2 試験装置               |     |
| 5.3 実験結果                 | 88  |
| 5.3.1 特殊形状ディンプルの摩擦特性     |     |
| 5.3.2 紡錘形ディンプルのアスペクト比の影響 |     |
| 5.4 考察                   | 94  |
| 5.4.1 ディンプル配置の影響         |     |
| 5.4.2 紡錘形ディンプルの摩擦低減機構    |     |
| 5.5 結言                   | 104 |

#### 第6章 結論 切削によるテクスチャと固体潤滑剤の相乗効果

|                |     |
|----------------|-----|
| 6.1 緒言         | 105 |
| 6.2 実験方法       | 105 |
| 6.2.1 試験片      |     |
| 6.3 試験結果       | 109 |
| 6.4 考察         | 112 |
| 6.4.1 固体潤滑剤の効果 |     |
| 6.4.2 実部品への適用  |     |

|        |     |
|--------|-----|
| 6.5 結言 | 116 |
|--------|-----|

## 第7章 結論

|                |     |
|----------------|-----|
| 7.1 本研究で得られた知見 | 117 |
|----------------|-----|

|           |     |
|-----------|-----|
| 7.2 今後の展望 | 118 |
|-----------|-----|

### 7.2.1 転がり軸受軌道面への微細断続切削によるテクスチャリング

#### 7.2.1.1 緒言

#### 7.2.1.2 試験片

#### 7.2.1.3 試験方法

#### 7.2.1.4 試験結果

#### 7.2.1.5 結言

|         |     |
|---------|-----|
| 7.3 まとめ | 127 |
|---------|-----|

|      |     |
|------|-----|
| 参考文献 | 128 |
|------|-----|

|    |     |
|----|-----|
| 謝辞 | 134 |
|----|-----|

|      |     |
|------|-----|
| 研究業績 | 135 |
|------|-----|

# 第 1 章

## 緒論

### 1.1 アルミニウム鋳造合金の自動車燃費向上との関連と重要性

近年、環境問題の観点から、自動車産業では自動車の燃費の改善が強く求められている。経済産業省は 2050 年までに日本の自動車メーカーが国内外で販売する乗用車を電気自動車（EV）や、ハイブリッド自動車など、モーターを使用した電動自動車に置き換えようとしている。Figure 1.1 は世界の自動車の車種別販売台数の将来予測である。この図から分かるようにガソリン車の生産台数は減少の一途を辿ることが予測されているが、2050 年の段階でも完全に電動自動車に転換することは難しく、ガソリン車の燃費向上は依然として重要な検討課題といえる。

自動車エンジンは近年の高出力及び高回転による高性能化に伴い、摺動部の運転環境が過酷化している。特に自動車エンジンのピストンはシリンダ内を往復運動するため、摺動速度が絶えず変化し、潤滑状態が常に変化する。Figure 1.2 はストライベック曲線の概略図である。縦軸は摩擦係数、横軸は軸受定数と呼ばれる潤滑油の粘度、すべり速度、荷重により決まる値である。2 面間の摩擦状態はこの軸受定数に対する摩擦係数の挙動により次の 3 つの領域に分けられる<sup>2)</sup>。(I)油膜により 2 面が非接触状態となる流体潤滑領域、(II)荷重の一部が油膜により、一部が固体接触により支持される混合潤滑領域、(III)油膜が薄くなり荷重のほとんどが固体接触により支持されている境界潤滑領域。流体潤滑領域では、固体接触を生じないため基本的に摩耗は生じず、摩擦係数は小さい。潤滑油粘度の低下、速度の低下、荷重の増加により油膜厚さが減少していくと混合潤滑領域、そして境界潤滑領域となり固体接触による摩耗を伴う摩擦係数の高い状態となる。すなわち、自動車エンジンのピストン系は流体潤滑領域から境界潤滑領域までを考慮す

る必要がある<sup>3)</sup>。自動車のエンジン系は走行時に流体潤滑状態となるように設計されるが、近年アイドリングストップの普及や粘性抵抗を減少させることによる摩擦低減を目的とした低粘度潤滑油の適用に伴い、境界潤滑領域下での稼働頻度が増加している。

自動車の運動部品軽量化は燃費向上に直結するため、CO<sub>2</sub>排出量の低減に重要な課題である。軽量化を実現するための方法としては、設計の合理化、機械効率の向上などと共に軽量材料への転換が挙げられ、エンジン部品の中で最も重量が大きいシリンダブロックや駆動部品を軽量なアルミニウム鋳造合金に置換することは、その有力な手段の一つである<sup>4)</sup>。エンジン部品の心臓部ともいえるピストンには従来は鋼が用いられていたが、現在ではアルミニウム鋳造合金が主流である。中でも、Al-Si 系合金は内燃機関用のピストン材料として必要な耐摩耗性、耐熱性といった諸特性を兼備しており、ピストン材料として AC8A や AC8B といった Al-Si-Cu-Mg 系合金が多く用いられる<sup>5-7)</sup>。この他にも靱性、耐食性が要求されるディスクホイール等の足回り部品では不純物量の少ない AC4CH 合金が適用されるなど、要所々々で必要な性質に合わせて添加剤を調整して必要となる機械的性質を担保させる<sup>8)</sup>。

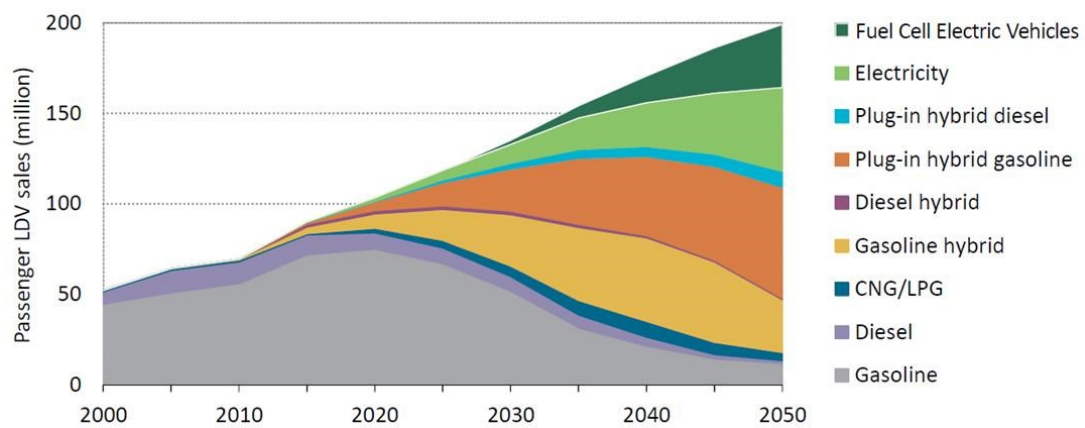


Fig. 1.1 世界の車種別自動車販売台数予測 (出展：文献 1)

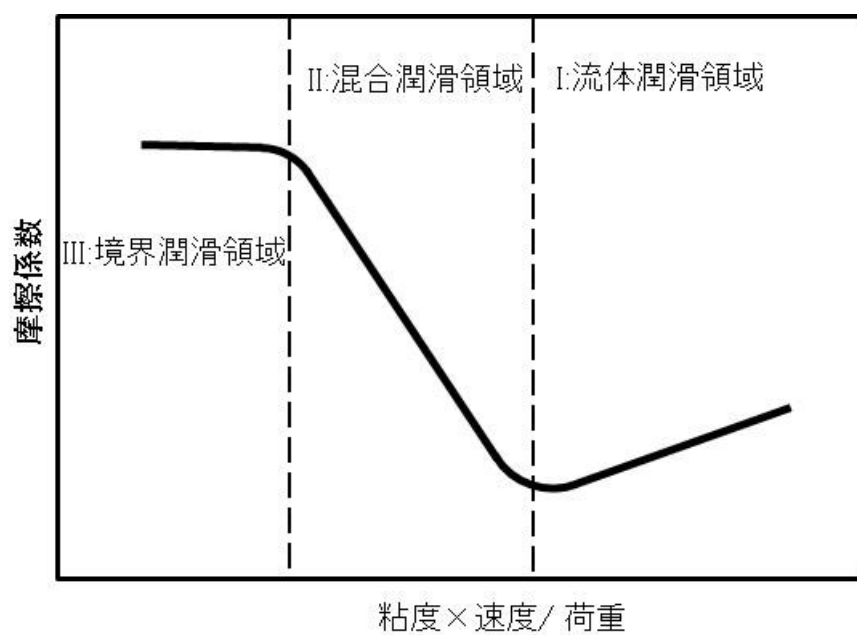


Fig. 1.2 ストライベック曲線

## 1.2 アルミニウム鋳造合金の摩擦特性

前述のように、アルミニウム鋳造合金には、耐摩耗性や耐熱性、熱膨張係数といった機械的性質担保のためにシリコン (Si) や銅 (Cu)、マンガン (Mn) 等が添加される<sup>9)</sup>。中でも、Si はアルミニウム (Al) に対する溶解度が小さく、硬質粒子として母材に偏析することで硬さを向上させる。また、Si 添加は、熱膨張率低減にも寄与するので、構造部材として必要不可欠な要素である<sup>10)</sup>。アルミニウム鋳造合金の摩擦特性に及ぼす Si の影響については、これまで種々の結果が報告されている<sup>11-13)</sup>。これによると、Si 含有量の増大に伴い、その偏析 Si によって硬質化されることで耐摩耗性が向上するものの、偏析した Si 粒子が相手材に対してアブレシブ作用を引き起こすことが明らかにされている<sup>14-16)</sup>。Si 粒子の完全な粒径制御は困難であり、鋳造過程で偏析した Si 粒子が材料表面に露出すると、相手材を摩耗させる要因となり得る。従来、ピストンスカート等の摺動面には、樹脂や軟質金属が成膜され実用に供されてきた<sup>17)</sup>。これは初期なじみや摩擦抵抗の低減が主たる目的であるが、コーティングがはく離あるいは摩耗により消失した際には、母材であるアルミニウム鋳造合金の直接接触により、摩擦の増大を引き起こす可能性がある。したがって、アルミニウム鋳造合金自身の摩擦特性改善、特に固体接触を生じる材料表面における性能向上が必要となる。

材料表面は研磨や切削による仕上げ加工が最終工程となり形成された表面であることが多い。ピストンスカート面において、表面粗さは摩擦特性に大きく影響を与えることが報告されている<sup>18)</sup>。相手材となるシリンダライナにおいても、表面粗さ低減による摩擦力低減が報告されているが、一方で、表面粗さを小さくした場合における油保持性低下によるスカuffing発生が知られる<sup>19-22)</sup>。このように、材料表面の仕上げ面は摩擦における重要な要素であり、最終仕上げ面の加工条件と摩擦特性の関係をj知することは摩擦特性の向上に繋がる。

### 1.3 表面改質

アルミニウム鋳造合金の軽量，耐熱性，熱膨張係数などの特徴を活かしながら，耐摩耗性を向上させるには，表面改質が有効である．表面改質は主に熱処理法，コーティング法，機械的処理法，表面テクスチャリングの4つに大別される<sup>23)</sup>．熱処理法は，焼入れ法，浸炭法，窒化法，拡散浸透法などがあり，組織制御や外から表面内部への元素拡散によって母材表面の特性を改善する．コーティング法は母材とは異なる物質を被覆することで表面に新しい機能を付与する方法で，めっき法，化学蒸着法（CVD），物理蒸着法（PVD），溶射など多くの手法がある．エンジン部品の高面圧下における耐摩耗性を向上させつつ，低摩擦化を図る方法として，軟質金属や樹脂被膜を形成する樹脂オーバーレイ技術に加え，二硫化モリブデン（ $\text{MoS}_2$ ）をはじめとした固体潤滑剤を分散配合する手法が検討されている<sup>24)</sup>．Figure 1.3 は  $\text{MoS}_2$  の結晶構造の概念図である．モリブデン原子と硫黄原子は強固な結合によって結ばれ，層状の結晶構造を示す．これらの層間は比較的緩やかなファンデルスワールズ結合で結ばれることが知られており，摺動の際にこの層間がすべることで良好な潤滑性を示すと考えられている．土井，榎本らはマイクロディンプルを付与した下地表面にスピコートによって成膜された  $\text{MoS}_2$  含有樹脂オーバーレイは Fig. 1.4 に示すように低い摩擦係数を示すことを明らかにした．しかしながら，樹脂オーバーレイが摩耗あるいははく離によって消失した際には母材が直接接触に関与することで低摩擦を維持できず，焼付きが発生する可能性がある．

一方，機械的処理法や表面テクスチャリングは材料の母材表面そのものに対して適用されることが多い．機械的処理法の代表例としては，微小粒子を投射することで材料表面を塑性変形させて残留応力を付与するショットピーニングが知られ，疲労強度向上に有効である．

表面テクスチャリングは，きさげに端を発する表面形状制御技術であり，表面の凹凸の制御により摩擦抵抗の低減安定化に寄与することが知られている<sup>26-28)</sup>．また，ヘリ

ングボーン軸受やマイクログループ軸受のように、適切な溝を摩擦面に付与することは、なじみ特性および流体潤滑状態での摩擦特性を改善することが明らかにされている

29,30) .

表面テクスチャリング手法としては様々なものがあり、レーザー微細加工、マイクロサンドブラスト加工、精密機械加工、エッチング加工などが知られる。切削加工に代表される除去加工は、テクスチャの寸法や配列を自在に制御できることから、汎用性の高い手法として検討されている<sup>31)</sup>。しかし、形成可能なテクスチャ寸法は、凹部（ディンプル）形状の場合、開口径数百 $\mu\text{m}$ 、深さ数十 $\mu\text{m}$ が下限のようであった。レーザーやエッチングは微小なテクスチャリングに有効な手法であるが、大面積の摺動面に対してはコストがネックとなることがあり、レーザー加工では加工面への熱影響が懸念される<sup>32-34)</sup>。加工工具を含めた装置剛性や刃先形状を見直すことによって、より微細なテクスチャを切削により付与できる技術が開発された<sup>35)</sup>。第3章ではアルミニウム鋳造合金に対して同技術を適用し、マイクロディンプルから成るテクスチャ表面を得た。

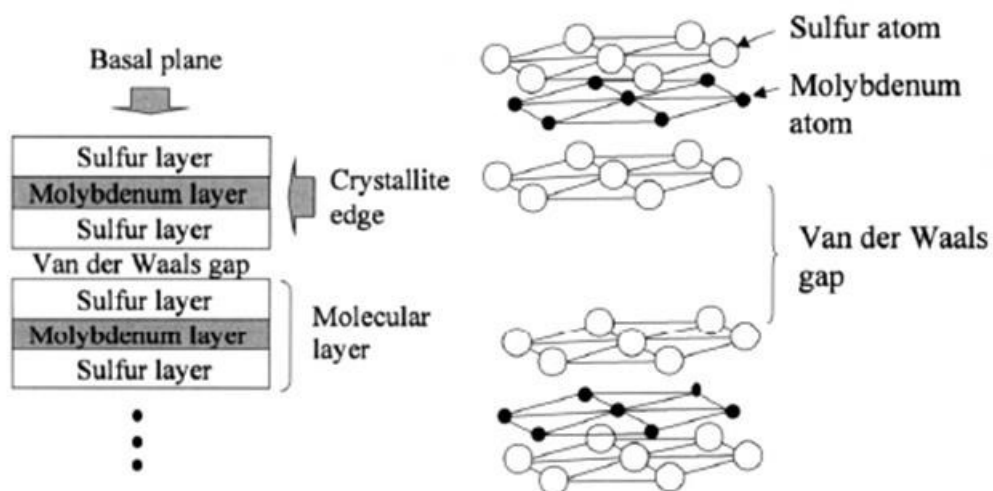


Fig. 1.3 二硫化モリブデンの結晶構造概念図（出典：文献 25）

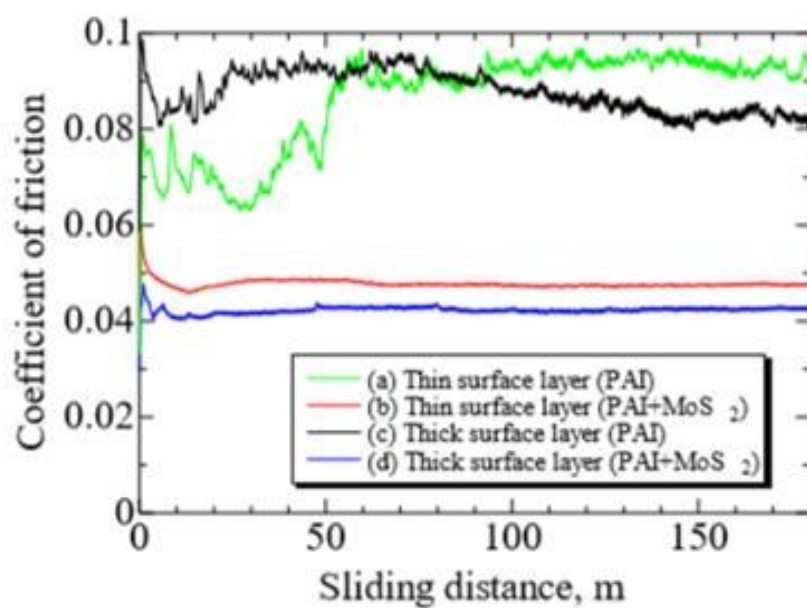


Fig. 1.4 MoS<sub>2</sub> 含有樹脂オーバーレイの摩擦特性（出典：文献 24）

## 1.4 研究目的

自動車の低燃費化やCO<sub>2</sub>削減の要求に対して、エンジン系の摺動部品はアルミニウム casting 合金へと置換されてきた。アルミニウム合金は一般に鋼と摩擦した場合に、これと極めて凝着しやすいとされるが、エンジン部品は軽量化が大きな利点となるため、現在では耐摩耗性を高めた Al-Si 系の材料が多く使用されている<sup>36)</sup>。自動車の摩擦低減に関しては、Al-Si 系合金の摩擦特性を向上が求められている。自動車ピストンにおいて、その仕上げ面は切削加工による場合が多いため、仕上げ面管理は重要な要素である。本研究では、アルミニウム casting 合金 (AC8A-T6) に対して、刃先材種を含めた切削条件を変化させた場合の仕上げ面の変化を観察し、摩擦特性との関係を実験的に評価した。

摺動面における摩擦特性の向上には表面テクスチャリングにおける表面改質が有効である。表面テクスチャリング技術は様々な手法があるが、産業での実用においてはそのコストが重要となるため、使用可能な手法は限られる。本研究では、新たに開発した切削加工による高速テクスチャリング技術の摺動部品への適用可能性を検討した。さらに、運転条件が時々刻々と変化するエンジン部品において有効なテクスチャ形状を模索し、摩擦特性の更なる向上を目的とし、テクスチャの形状と配列の制御による摩擦特性の向上の可能性を検討した。

以上のように、アルミニウム casting 合金を対象として、切削による表面改質を適用した場合の摩擦特性を調査し、摺動部品へのテクスチャリング技術としての適用可能性を検討した。さらに、切削によるテクスチャの形状最適化、高機能化について検討し、エンジン部品など過酷な環境下における摩擦特性向上における有効性について検討した。

## 1.5 研究の位置づけ

様々な表面テクスチャリング技術が開発されているが、導入コスト、加工速度、テクスチャの再現性、精度に関する問題を抱えている場合がほとんどであり、産業において実部品への適用は限定的である。本研究では切削により付与されたテクスチャの摩擦特性への影響を調査し、形状や配列の制御、他手法との複合化、実部品への加工を行うことにより、既設の加工機に容易に組み込むことが可能な量産技術としてのテクスチャリング手法を確立する。また、研究を通してテクスチャ形状と摩擦特性との関係を調査することにより、同技術を実部品へ適用する際の指針を示し、産業界におけるより迅速なテクスチャリング技術の普及を図る。

## 1.6 本論文の構成

本研究では、アルミニウム鋳造合金を主たる対象として、切削加工により表面改質した試験片の摩擦特性を評価した。

第1章は、緒論であり、近年の環境問題による自動車の燃費向上の要求とエンジン部材に使用されるアルミニウム鋳造合金との関連について調査し、摩擦特性向上のための表面改質の必要性について述べた。

第2章では、アルミニウム鋳造合金に対する刃先材種を含む切削加工条件の変更が摩擦特性に及ぼす影響について、相手材を高炭素クロム軸受鋼（SUJ2）との摩擦試験により実験的に評価した。

第3章では、マイクロディンプルに着目し、新たに開発した特殊エンドミルを用いたテクスチャリング技術を用いて、切削によりアルミニウム鋳造合金にマイクロディンプルから構成されるテクスチャを付与し、摩擦低減技術としての適用可能性について検討した。

第4章では、切削によるテクスチャリングの自動車エンジン部品の摩擦低減安定化へ

の適用を想定して、アルミニウム鋳造合金に対して、種々の寸法や面積率から構成されるテクスチャを付与し、様々な摺動条件における摩擦特性の関係を調査し、広範囲な摺動条件で摩擦摩耗の低減に有効なテクスチャ形状を探索した。

第5章では、テクスチャによる摩擦特性の更なる向上を目的として、特殊形状のディンプルから構成されるテクスチャを形成し、その形状と配列が摩擦特性に及ぼす影響を摩擦試験により実験的に評価した。

第6章では、固体接触を伴う摺動における信頼性向上を目的として、切削によるテクスチャリングと固体潤滑材複合化による相乗効果について実験的に評価した。また、同テクスチャリング技術の量産性向上を目的として、自動車用ピストンスカート面を対象として加工速度を向上させる方法について検討した。

第7章は結言であり、第2章から6章で得られた知見をまとめた。また、今後の展望として、転がり軸受軌道面に使用される高炭素クロム軸受鋼（SUJ2）に対して切削によるテクスチャを付与し、高硬度材に対する切削によるテクスチャリングの適用可能性の検討、及び、転がり摩擦試験により、転がり軸受における同手法の有意性を明らかにした。

## 第 2 章

# 切削条件とアルミニウム鋳造合金の摩擦特性の 関係

### 2.1 緒言

アルミニウム鋳造合金は Si を多く含み、鋳造過程で偏析した Si が摩擦特性に影響を及ぼすことが知られている。特に偏析 Si が材料表層に突出した場合には相手材を摩耗させることが懸念される。これを防ぐには偏析下 Si 粒子を表面近傍から除去することが有効であるといえる。

本研究では、刃先材種を含む切削加工条件によって仕上げ面の Si 粒子が選択的に除去される現象に着目し、これを適用することで Si 粒子の露出割合が異なることを確認した。相手材を高炭素クロム軸受鋼 (SUSJ2) とした場合の摩擦摩耗特性に及ぼす Si 粒子の影響について検討し、偏析 Si 粒子が存在しない展伸用アルミニウム合金 (A2017) についても同様に評価することで、Si 粒子の脱落による摩擦低減効果に関して考察を加えた。

### 2.2 実験方法

#### 2.2.1 試験片

試験片はアルミニウム鋳造合金 AC8A T-6 (以下、AC8A と称する) 材である。Table 2.1 にその化学組成を示す。鋳造塊より旋削によって $\phi 44 \times \phi 20 \times t8$  mm のディスク形状に加工し、その一端面を試験表面とした。Figure 2.1 はフェイスカッター刃先稜線の SEM 像である。仕上げ加工には主として単結晶ダイヤモンド (mono crystalline diamond, MCD) 刃先を使用し、試験表面 (端面) は切込み 20  $\mu\text{m}$  で仕上げた。図示のように MCD

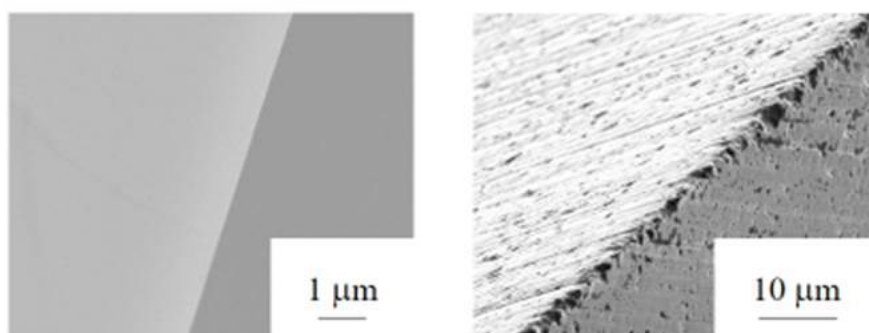
刃先は同図右の汎用超硬合金製刃先に比して非常に鋭利である。なお、刃先のすくい角は  $17^{\circ}$  である。

この MCD 刃先を用い 4 種の切削速度 (400, 280, 150, 25 m/min) で仕上げ加工を施した。Figure 2.2 は各切削速度における加工面の光学顕微鏡像とその断面曲線である。Table 2.2 は Si 粒子の除去率である。Si 粒子除去部の面積割合は、共焦点レーザ顕微鏡（分解能  $0.26\text{ }\mu\text{m}$ ）を用いて計測した。Figure 2.3 はその測定方法の一例であり、同図は切削速度 25 m/min における計測結果である。平坦部を高さのしきい値としてディンプル部分の表面積割合を算出した。また、AC8A 未処理面の光学顕微鏡像を Fig. 2.4 のように 2 値化処理することで、視野の全測定面積に占める偏析 Si 粒子の総面積割合を算出したところ 20.8%を得た。

切削速度 400 m/min における加工面は比較的平坦であるが、切削速度の減少に伴い Si 粒子の除去率が上昇し、25 m/min では材料表層の 52 %もの Si 粒子が除去されていることがわかる。Si 粒子が脱落することで、材料表層に凹部が形成されるが、その深さは  $1\sim 2\text{ }\mu\text{m}$  程度であった。Si 粒子脱落部分を詳細に観察すると、ディンプル底部には破片の残存が見られることから、破碎した Si 粒子が除去されているようであった。

Table 2.1 AC8A T-6 の化学組成 (mass%)

| Cu          | Si            | Mg          | Zn             | Fe            | Mn             | Ni          | Ti             | Pb             | Sn             | Cr             | Al      |
|-------------|---------------|-------------|----------------|---------------|----------------|-------------|----------------|----------------|----------------|----------------|---------|
| 0.8-<br>1.3 | 11.0-<br>13.0 | 0.7-<br>1.3 | $\leq$<br>0.15 | $\leq$<br>0.8 | $\leq$<br>0.15 | 0.8-<br>1.5 | $\leq$<br>0.20 | $\leq$<br>0.05 | $\leq$<br>0.05 | $\leq$<br>0.10 | balance |



(a) Monocrystalline diamond tool tip (b) Cemented carbide tool tip

Fig. 2.1 単結晶ダイヤモンド (a) と超硬合金 (b) の刃先の SEM 像

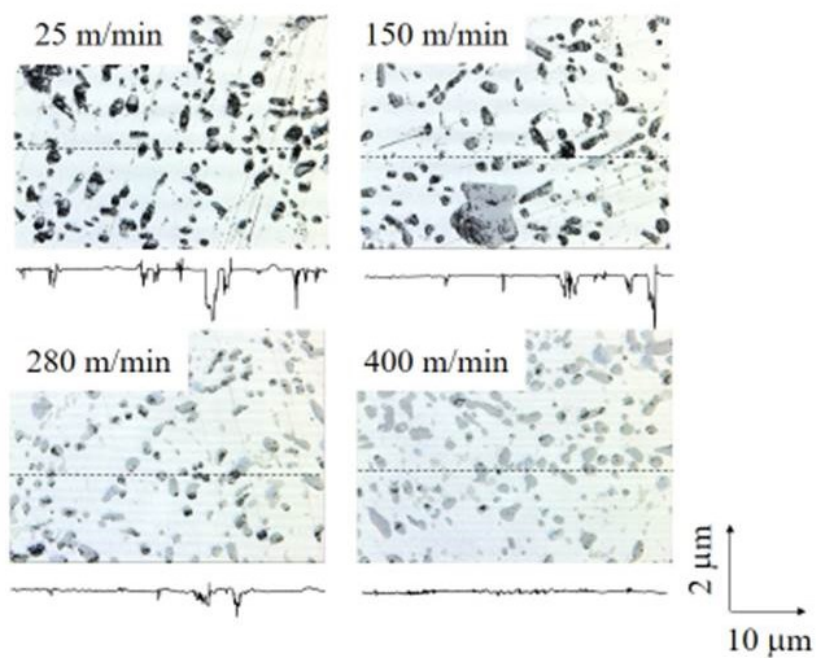


Fig. 2.2 種々の切削速度における仕上げ面の光学顕微鏡像

Table 2.2 Si 粒子の除去率

|                                | Sample 1 | Sample 2 | Sample 3 | Sample 4 |
|--------------------------------|----------|----------|----------|----------|
| Cutting speed,<br>m/min        | 400      | 280      | 150      | 25       |
| Dimple area<br>fraction, %     | 0.9      | 1.9      | 5.8      | 10.9     |
| Si removed area<br>fraction, % | 0.2      | 9        | 28       | 52       |

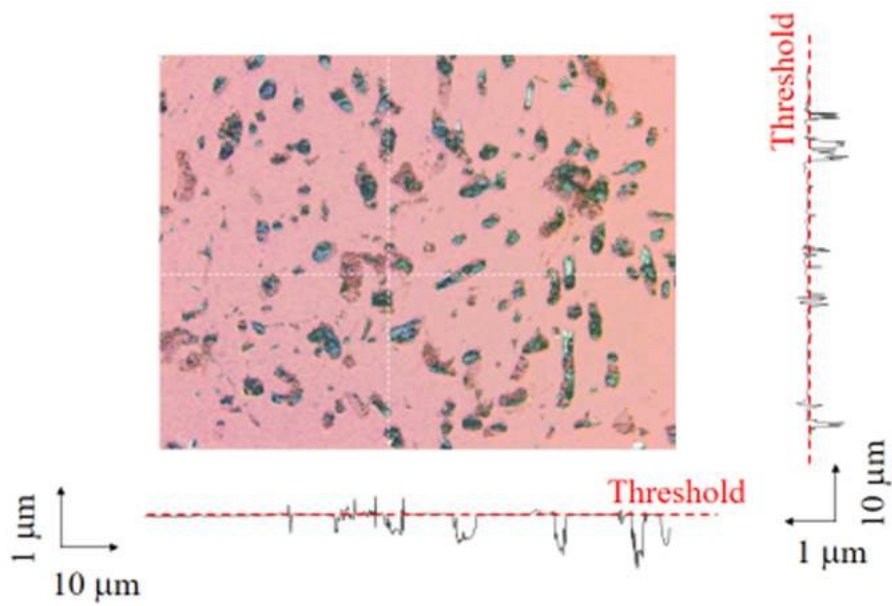


Fig. 2.3 Si 除去率の測定方法

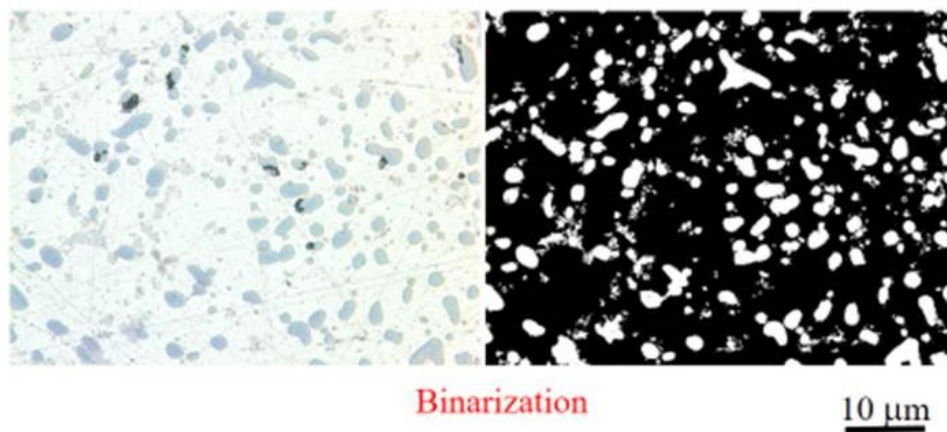


Fig. 2.4 AC8A 表面の 2 値化处理

### 2.2.1.1 Si 粒子除去機構

Al-Si 系過共晶合金の低速切削における Si 粒子微細化機構については、花崎らが走査型電子顕微鏡内微小二次元切削その場観察装置を用いて検討している<sup>37)</sup>。これによると、Si 粒子の微細化は刃先と Si 粒子との直接接触によるものではなく、刃先先端近傍のせん断変形によって粒子にき裂が生じ、鋭利な部分を一部有する硬質な破片となることで微細化が進行すると報告している。本研究において、Si 粒子の脱落はこの Si 粒子の破砕が関与している可能性が高い。MCD 刃先に代え、Fig. 2.1 の超硬合金刃先を用いて同様な条件で仕上げ加工した場合、Si 粒子の除去は生ずるものの、その面積割合は小さい結果となった。さらに低速度での仕上げ面では表面粗さが増加した。以上から、Si 粒子の除去は鋭利な刃先を用い、低い切削速度で仕上げることで実現できることが確認された。

### 2.2.2 実験装置

摩擦特性は 3 ボールオンディスク方式の装置で評価した。実験装置の概要を Fig. 2.5 に示す。相手材は直径 6.35 mm の高炭素クロム軸受鋼 SUJ2 球(硬さ 750 Hv)であり、直径 34 mm の円周上に 120 ° 間隔で配置しボールホルダに固定した。接触面は直径 2.5 mm となるようにエメリー紙を用いて研磨した後に、ダイヤモンドスラリー(粒径 1  $\mu\text{m}$ )によって鏡面仕上げ ( $\leq 0.01 \mu\text{m Ra}$ ) を施した。ディスク試験片には Fig. 2.2 の Si 粒子露出割合の異なる AC8A 材と、時効処理によって AC8A 材と同等の硬さとしたアルミニウム合金 A2017 T-6 (以下、A2017 と称する) 材を使用した。尚、比較用の超硬合金刃先仕上げ面には SUJ2 球と同様に鏡面仕上げを施した。Table 2.3 は AC8A 材及び熱処理前と熱処理後における A2017 材のビッカース硬さである。

それぞれの表面粗さは 0.01~0.06  $\mu\text{m Ra}$  (AC8A), 0.02  $\mu\text{m Ra}$  (A2017) であり、AC8A 材の場合、低速度の仕上げでは表面粗さが増加するが、これは Si 粒子の脱落に対応す

る.

試験条件は Table 2.4 に示すとおりである. ディスク試験片を装置に取付け潤滑油 (PAO 5cSt @40°C) を十分に供給した後に, 相手材と接触させ設定荷重を負荷し試験を開始した. 試験途中で異音や振動が激しくなった場合には, それを焼付きと判断し試験終了とした.

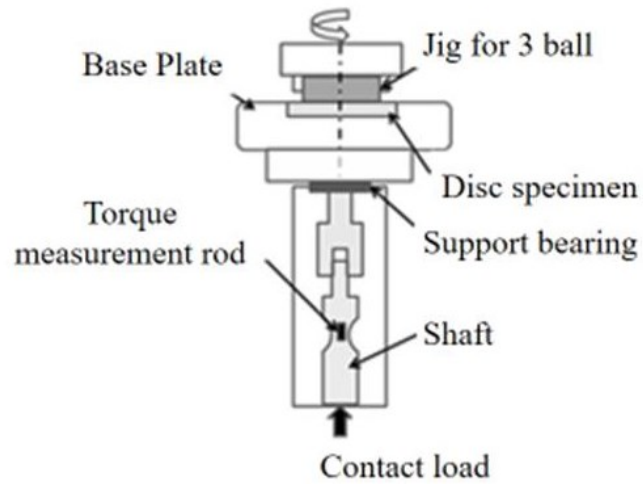


Fig. 2.5 摩擦試験機概要

Table 2.3 AC8A と A2017 のビッカース硬さ

|                       | AC8A  | A2017 |
|-----------------------|-------|-------|
| Before heat treatment | 140.5 | 78.2  |
| After heat treatment  |       | 138.5 |

Table 2.4 試験条件

|                     | Testing condition |
|---------------------|-------------------|
| Applied load, N     | 300               |
| Sliding speed, m/s  | 0.5               |
| Sliding distance, m | Max 2000          |
| Lubricant           | PAO 5cSt@40°      |

## 2.3 実験結果

### 2.3.1 切削速度と摩擦特性

AC8A 材の摩擦特性が Fig. 2.6 である。摩擦面の初期状態は Fig. 2.2 のとおりである。いずれの仕上げ面の摩擦係数も摩擦距離の増加に伴い上昇するが、その大きさは切削速度の低い場合（25, 150 m/min）に小さい。しかし、切削速度 150 m/min の場合、摩擦距離 200 m 付近で摩擦係数が急増したことから試験を終了した。同様な摩擦係数の急増は切削速度 280 m/min の場合にも発生したが、その後低下した後に緩やかに増加した。以上より、切削速度が小さく Si 粒子の脱落割合の大きい仕上げ面の摩擦係数は実験初期には低下することがわかった。また、切削速度 150 および 280 m/min の仕上げ面でみられたように実験途中で急増する場合もあった。

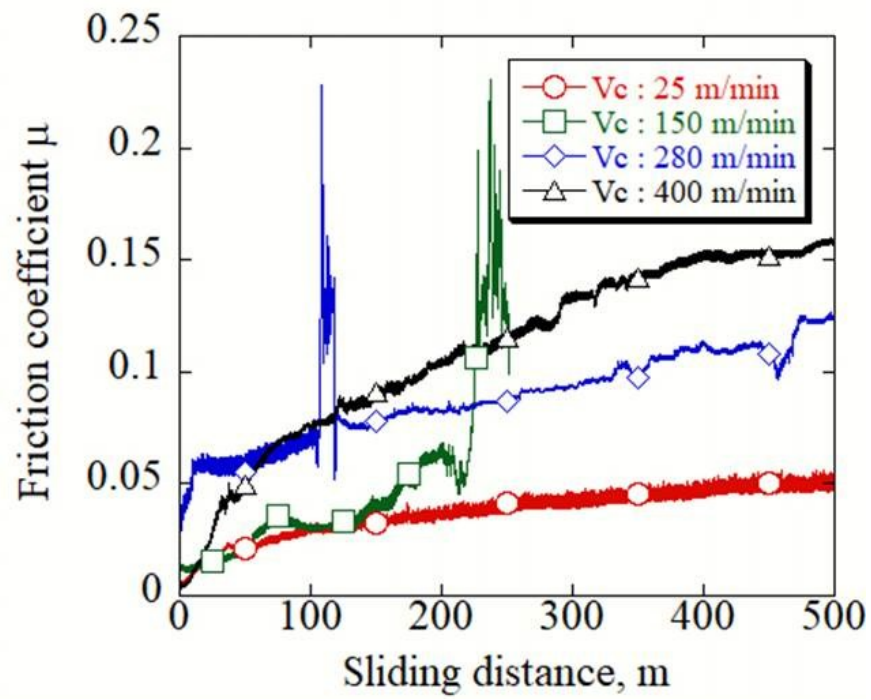


Fig. 2.6 異なる切削速度の MCD 刃先により仕上げられた AC8A 表面の摩擦係数

### 2.3.2 Si 粒子除去部のマイクロディンプル効果

Si 粒子の脱落によって AC8A 材表面にはマイクロディンプルが形成されることから、Si 粒子除去による摩擦低減効果としては、マイクロディンプル形成と Si 粒子排除の 2 つが挙げられる。マイクロディンプルの場合、摩耗によりその効果を喪失するが、Si 粒子の場合には摩耗粉として残存し、除去層が喪失した後にも接触面に影響する可能性が示唆される。そこで、これら 2 つの効果の区別を目的として、超硬合金刃先仕上げ面と偏析 Si 粒子を含まない A2017 材の摩擦特性を評価した。

摩擦特性が Fig. 2.7 である。超硬合金刃先仕上げ面の摩擦係数は、実験開始直後から 0.17 程度にまで上昇した後減少し、実験終了直前の値は 0.12 程度であった。Si 粒子除去面の摩擦係数は実験初期は低いものの、摩擦距離 1500 m 付近から急増し 0.14 程度に達した後、最終的には 0.12 程度となり、超硬合金刃先仕上げ面と同程度となった。一方、A2017 材の摩擦係数は概ね 0.07-0.08 程度であり、実験中の変動は他に比して小さい。

実験後の摩擦面の光学顕微鏡像と摺動面の断面曲線が Fig. 2.8 である。超硬合金刃先仕上げ面の場合(a)、ディスク、ボール側摩擦面共に黒色に変色し、ボール側摩擦面には凹部が、これに対応した凸部がディスク側摩擦面に形成されている。ボール側摩擦面の SEM/EDX 分析では、黒色領域から Al および O が検出されたことから、同領域は Al の酸化物であり、相手材であるディスクの主成分 Al が酸化を伴い凝着した痕跡と推定される。Si 粒子除去面の場合(b)も摩擦面は変色しているが、超硬合金刃先仕上げ面で確認されたボール側摩擦面の凹部は存在せず、比較的平坦である。A2017 材の場合 (c) もボール側摩擦面は黒色に変色しているが、ディスク側摩擦面の変色は少なく凹凸も小さい。

いずれの結果でも、ボール側摩擦面の摩耗は、接触面の直径変化は見られないことから、非常に小さいと判断される。共焦点レーザ顕微鏡で測定されたディスク側摩耗痕の

深さは約 16  $\mu\text{m}$  (超硬合金刃先仕上げ面), 7.0  $\mu\text{m}$  (Si 粒子除去面), 3.3  $\mu\text{m}$  (A2017) であり, Si 粒子除去面ではマイクロディンプルの深さよりも大きい. また, Si 粒子除去面の摩擦距離は超硬合金刃先仕上げ面よりも 33% (500 m) 長いにもかかわらず, 摩耗痕深さは 1/2 程度である. 摩擦距離と摩耗痕深さから比摩耗量を算出した結果が Table 2.5 である. Si 粒子除去面の比摩耗量は超硬合金仕上げ面に比して約 1/3 であり, A2017 材と同程度である.

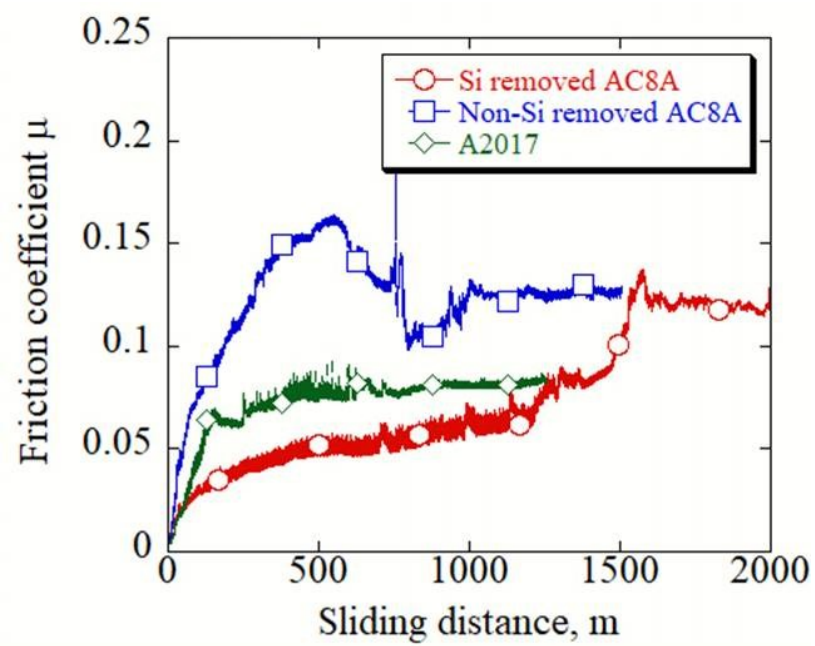


Fig. 2.7 AC8A の Si 粒子除去面及び非除去面と A2017 表面の摩擦係数

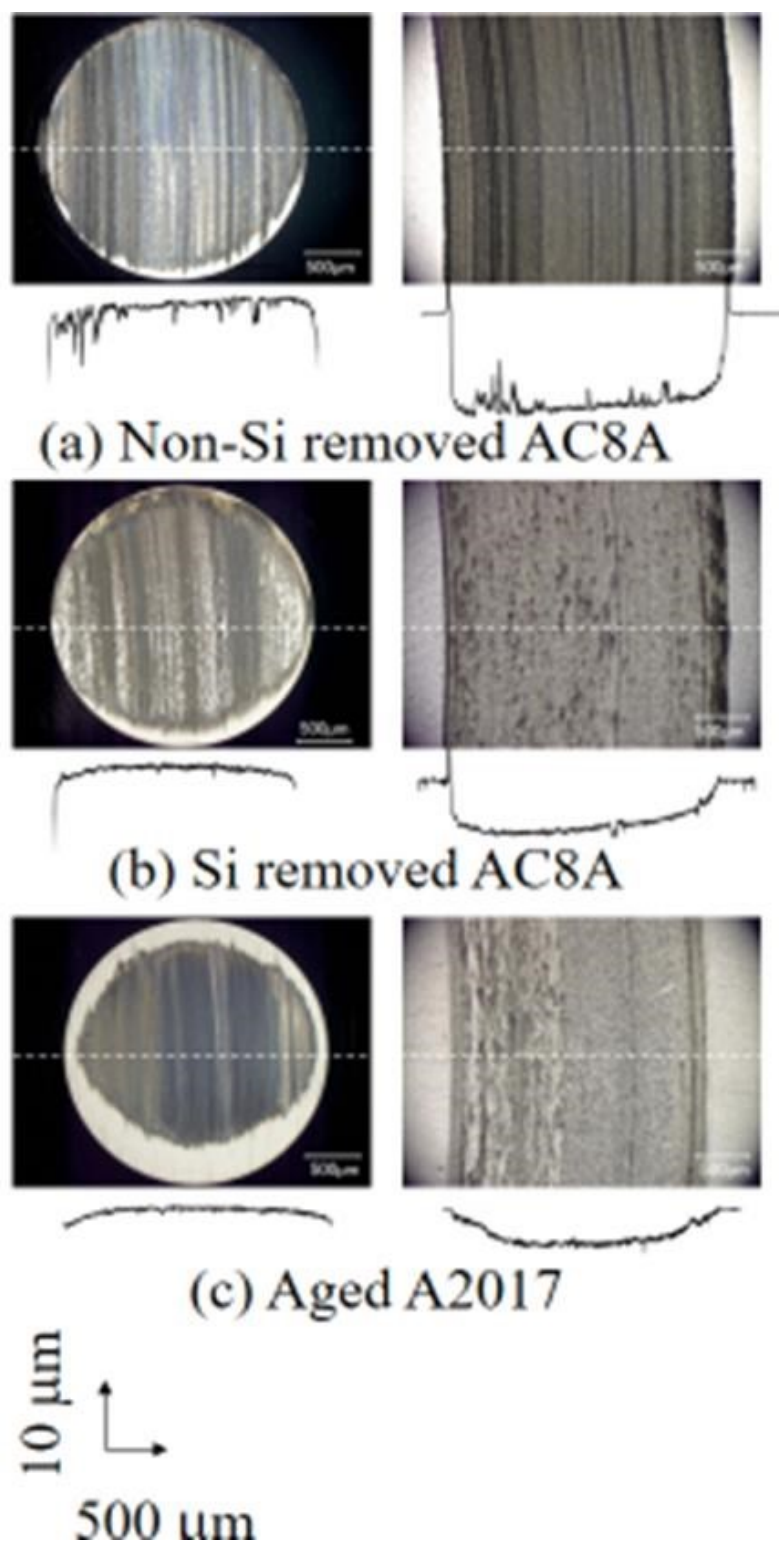


Fig. 2.8 摩擦面の光学顕微鏡像

Table 2.5 ディスク摩擦面の比摩耗量

|                        | Specific wear rate, $\text{mm}^3/\text{N} \cdot \text{m}$ |
|------------------------|-----------------------------------------------------------|
| Non-Si removed<br>AC8A | $9.35 \times 10^{-6}$                                     |
| Si removed AC8A        | $3.09 \times 10^{-6}$                                     |
| A2017T-6               | $2.23 \times 10^{-6}$                                     |

## 2.4 考察

実験結果から、鋭利な MCD 刃先を用い低速度で仕上げ加工することで、AC8A 材表面に露出した硬質な Si 粒子が除去され、摩擦係数は実験途中まで低く、AC8A 材の比摩耗量も低下することがわかった。特に Si 粒子除去面の摩耗痕深さはマイクロディンプルの深さよりも大きく、内部に偏析している Si 粒子が接触に関与するにも関わらず、比摩耗量は A2017 材と同程度であった。一方、切削速度 280 および 150 m/min の仕上げ面では、摩擦係数が実験途中で急増した。

Si 粒子の除去は、切削における刃先前方でのせん断変形による微視破壊と推定され、その破片が脱落することで、Si 粒子の面積率は低下する。このとき、マイクロディンプルも形成されるが、破砕した Si 粒子の破片が摩擦面に残存する可能性もある。一般に摩擦摩耗特性に関して、前者は油溜りや摩耗粉捕集部として機能することで低減に、後者は相手材に対してアブレイブ作用を発生させる可能性は高い。そこで、これらの作用機構を明らかにするために、別の条件で実験を行い考察を加えた。

### 2.4.1 残存 Si 粒子の様相と摩擦特性

切削速度 150 m/min や 280 m/min で加工した際に摩擦係数が摺動途中で上昇した原因の一つとして、材料表層に突出して存在する残存 Si 粒子の影響が考えられる。切削速度が小さい場合(25 m/min)には Si 粒子除去率が大きい為に破砕によって突出した Si 粒子が摩擦面に残存する可能性が低く、逆に切削速度が大きい場合には破砕粒子が材料表層に多く残存していると推察される。そこで、残存 Si 粒子の影響が大きい条件として、摺動途中で摩擦係数の急増がみられた切削速度 150 m/min の加工面に着目して、残存 Si 粒子が摩擦特性に及ぼす影響について検討をした。Si 粒子除去部周囲の光学顕微鏡像および断面曲線が Fig. 2.9 である。これは切削速度 150 m/min の加工面であるが、粗大な Si 粒子の場合、その一部が脱落し、周囲には Si 粒子が残存している。また、脱

落した Si 粒子除去層の周辺は、僅かではあるが周囲よりも隆起している。この隆起部分をダイヤモンドスラリー（平均粒径 1  $\mu\text{m}$ ）による研磨で除去した。研磨時間は 10 秒であり、マイクロディンプル周囲の隆起部分が選択的に除去されており、マイクロディンプルの深さや凸部の表面粗さは僅かに低下している。

その摩擦特性が Fig. 2.10 である。未研磨面の結果は Fig. 2.6 の切削速度 150 m/min 仕上げ面に対応する。研磨処理面の摩擦係数は、実験中 0.05-0.07 で推移し、急増は発生しない。以上から、表面に残存していた Si 粒子の突出が摩擦係数の急増を引き起こす可能性が示唆された。

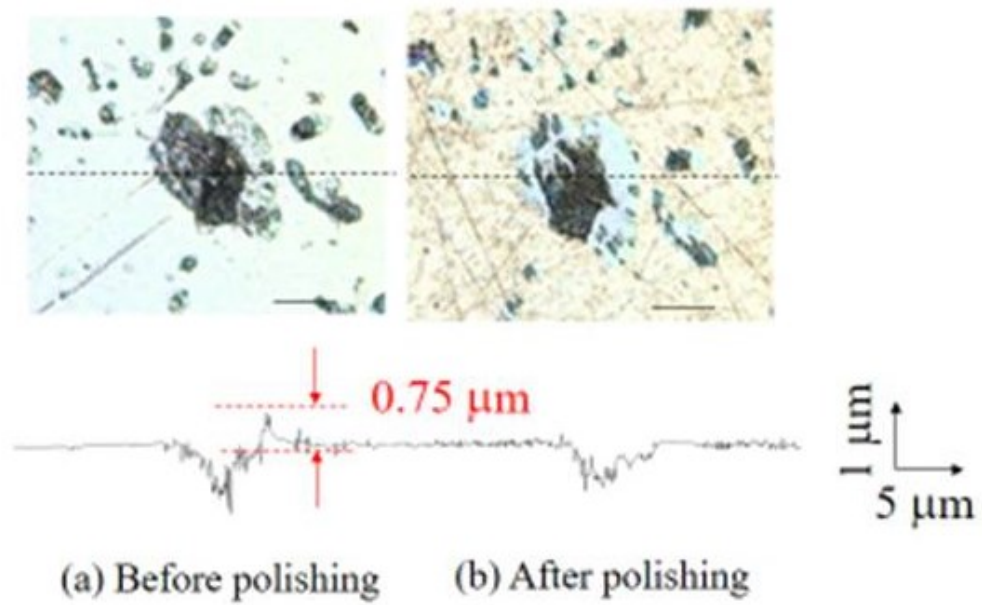


Fig. 2.9 Si 粒子除去部周囲の光学顕微鏡像

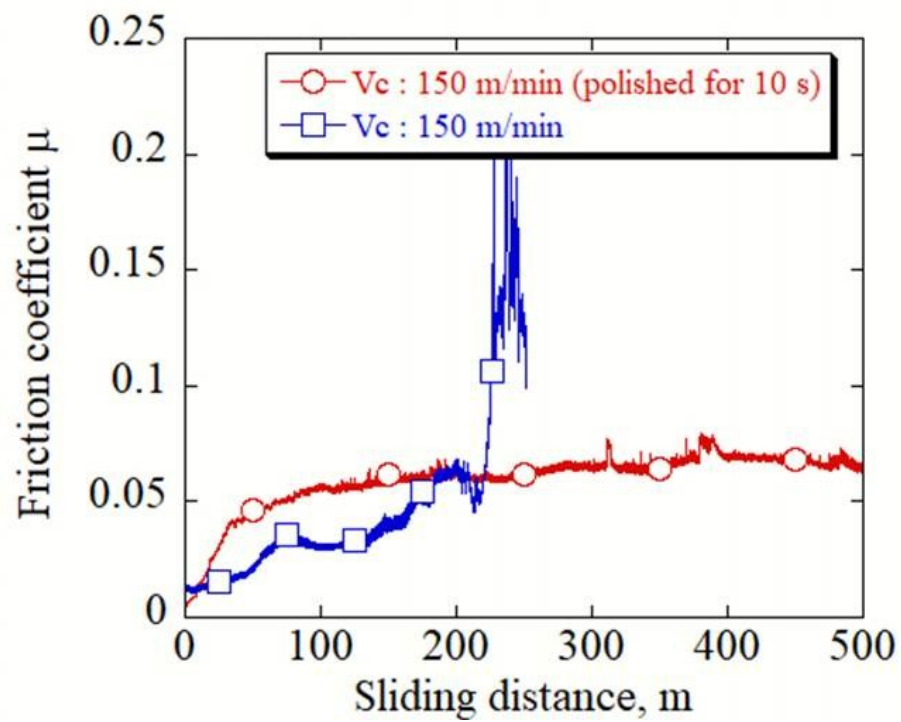


Fig. 2.10 Si 粒子除去面において摩擦係数に与える研磨の影響

#### 2.4.2 マイクロディンプルの摩擦低減機構

マイクロディンプルが残存している摩擦距離 (=200 m) で実験を中断し、ディスク側摩擦面の SEM/EDX 分析を行った。その結果が Fig. 2.11 である。SEM 像より、マイクロディンプル内部には摩耗粉が捕集されている。マイクロディンプルの周囲および底部には Si 粒子が残存しているが、その中央部に捕集された摩耗粉からは Al と O が検出されていることから、捕集された摩耗粉は Al の酸化物と推定される。すなわち、マイクロディンプルの形成により、ディスク側摩擦面に摩耗粉捕集機能が付与され、摩擦摩耗の低減に寄与する可能性が示唆された。Fig. 2.7 の摩擦特性においても、Si 粒子除去面の初期の摩擦係数がマイクロディンプルの無い A2017 材よりも低いのは、同効果によるものと判断される。また、マイクロディンプル内部において Fe の反応は検出されない。これは Si 粒子除去によって摺動初期の摩擦が低減し、相手材の損傷を抑制することに由来する。

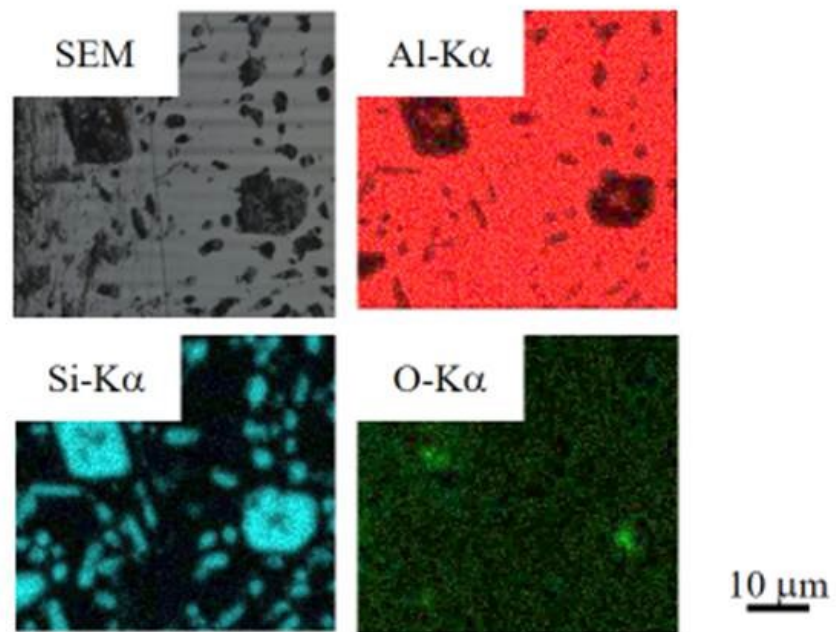


Fig. 2.11 試験後のマイクロディンプルの SEM/EDX 像

### 2.4.3 Si 粒子のアブレシブ作用機構

超硬合金刃先仕上げ面の実験初期におけるディスク側摩擦面の光学顕微鏡像と SEM 拡大像が Fig. 2.12 である。粗大粒子によってディスク側摩擦面が擦過され、条痕が形成された状態を示している。また、ディスク側摩擦面に粗大粒子が圧入され固着することで、相手材にも同様なアブレシブ作用を引き起こす可能性は高い。この粗大粒子の EDX 分析結果が Fig. 2.13 である。粗大粒子は複数の Si 粒子および Fe と O から成る酸化物から構成されている。また、酸化物の領域では微細な粒子が集積している。このように粗大粒子が複数の Si 粒子および微細な O を伴う Fe 層の集積体から構成されていることは、摩擦により硬質な Si 粒子が相手材である SUJ2 表面を擦過し、その摩耗粉を取込み成長した可能性を示唆している。この Si 粒子を核とした摩耗粉の成長により、大きな条痕が形成されと考えられる。したがって、Si 粒子の除去はこのような摩耗粒子の粗大化に対しても有用であり、マイクロディンプルが消失した後の摩擦摩耗の抑制に寄与する可能性は高い。

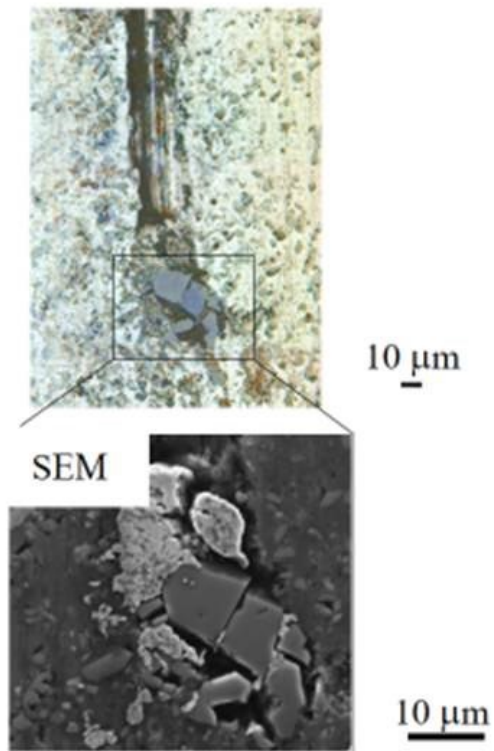


Fig. 2.12 超硬合金刃先仕上げ面の実験初期における光学顕微鏡像と SEM 拡大像

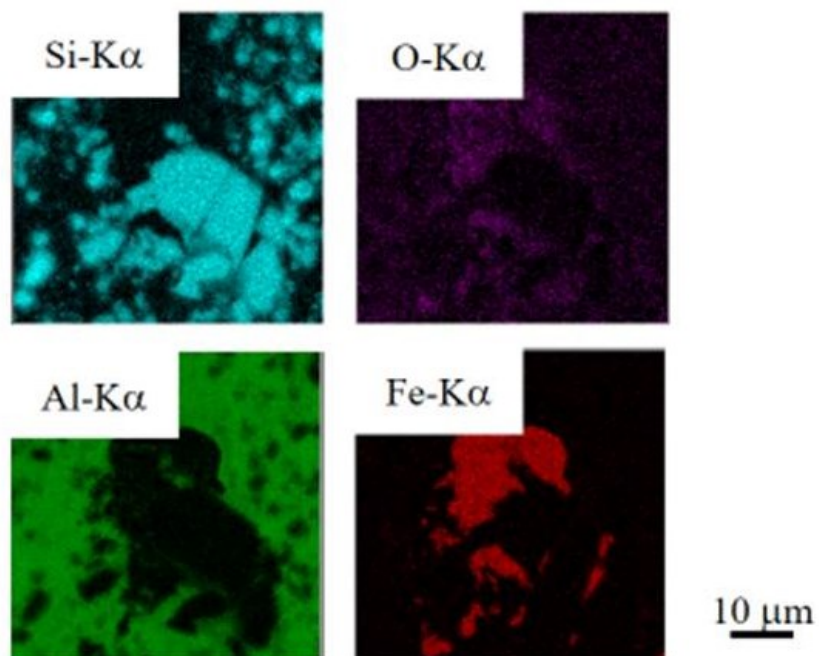


Fig. 2.13 粗大粒子の EDX 分析結果

#### 2.4.4 摺動初期と後期における摩耗形態の遷移

Si 粒子を選択的に除去することによって、表層から深さ 1~2  $\mu\text{m}$  が硬質な Si 粒子を介在しない比較的軟質な層となり、摺動初期と後期において摩耗形態に変化が生じることが考えられる。そこで、切削速度 25 m/min における Si 粒子除去面を用いて、Table 2.4 と同実験条件において再度試験を行い、摺動距離 750 m 時点で試験を一時停止し、摺動部の表面観察を行った。その後、再度潤滑油を十分に供給した後に 750 m 試験を行い、摺動初期と摺動後期における摩耗形態について詳細に分析をした。また、超硬合金刃先仕上げ面も同様に評価し、Si 粒子が摩耗形態に及ぼす影響について考察を加えた。

摩擦特性が Fig. 2.14 である。また、摺動距離 750 m 及び 1500 m 時点における実験後の摩擦面の様子と摺動面の断面曲線、表面粗さが Fig. 2.15 である。摩擦結果は Fig. 2.7 の実験結果と同様に、超硬合金刃先仕上げ面は摺動初期に摩擦係数が大きく上昇し、Si 粒子除去面はゆるやかに上昇した。

摺動距離 750 m 時点におけるボール側摩擦面は、超硬合金刃先仕上げ面の場合、最大深さ 4  $\mu\text{m}$  の線状痕が形成されており、銀白色の凝着物が付着している様子も観察された。凝着物の拡大像とその断面曲線が Fig. 2.16 であり、高さ 1.6  $\mu\text{m}$  程度周囲より隆起していることがわかる。Si 粒子除去面の場合は、このような凝着物は摺動距離 750 m 時点では観察できず、条痕の最大深さも 0.1  $\mu\text{m}$  と小さい。

摺動距離 750 m 時点におけるディスク側摩擦面は、超硬合金刃先仕上げ面・Si 粒子除去面共に黒色物が点在したような摩耗の様子が観察された。この黒色に変色した摩擦面の拡大像と SEM/EDX の成分分析結果が Fig. 2.17 及び Fig. 2.18 である。ディスク側摩擦面の黒色部分中心には粗大な Si 粒子が存在し、0.5  $\mu\text{m}$  程度隆起している。粗大な Si 粒子の周囲には、微小な Si 粒子が存在し、それらを取り囲む Al 部分が黒色に変色している。Al-Si 系合金は摺動の際に、軟質なアルミニウムマトリックスが優先的に摩耗し、硬質な Si 粒子が表層に突出する傾向にあることが明らかとなっている<sup>38,39)</sup>。本実験に

において、Si 粒子周囲の黒色部分にのみ Al の反応が検出されたことから、同領域が凝着摩耗発生部分であり、凝着が Al 部分のみで生じ、Si 偏析部分では発生しないことを示唆している<sup>40)</sup>。また、粗大な Si 粒子の場合、その突出高さは大きく、周囲には Al と O の反応が強く検出されることから、同領域に凝着摩耗粒子が集積しているものと推定される。

また、超硬合金刃先仕上げ面と比較して Si 粒子除去面のディスク側摩擦面は全面が変色しており、これは、材料表面の Si 粒子の存在割合が低下することで、摺動初期に Al 部が優先的に凝着摩耗を引き起こす可能性を示唆している。超硬合金刃先仕上げ面の場合、この凝着摩耗痕に加えて、最大深さ 2  $\mu\text{m}$  の線状痕も観察された。Si 粒子除去面の場合も同様にこの条痕が観察できたが、最大深さは 1.2  $\mu\text{m}$  と小さく、その発生割合は低い。また、摺動距離 750 m 時点におけるディスク側摩擦面の摩耗深さの違いは 0.5  $\mu\text{m}$  程度と僅かであるが、摺動面の表面粗さの違いは顕著である。

摺動距離 1500 m 時点におけるボール側摩擦面には、超硬合金刃先仕上げ面・Si 粒子除去面同様に銀白色の凝着物がより広範囲に形成されていることが観察された。同領域の SEM/EDX による成分分析結果が Fig. 2.19 である。成分分析結果より、銀白色の領域からは Al の反応が強く検出されたことから、同領域はディスク側摩擦面由来の Al 凝着物であると同定される。超硬合金刃先仕上げ面の場合に摺動距離 750 m 時点で観察された線状痕の深さは、1500 m 時点では最大深さ 7  $\mu\text{m}$  と増加しており、その発生範囲も拡大していることがわかる。Si 粒子除去面の場合も同様に、その発生領域と深さは増加しているが、最大深さは 1.6  $\mu\text{m}$  と超硬合金刃先仕上げ面の場合と比して小さい。Al の反応が一部検出されない線状の箇所と線状痕位置が一致していることから、この条痕はアブレシブ摩耗粒子によって形成されたものであると考えられる。また、ディスク側摩擦面は超硬合金刃先仕上げ面・Si 粒子除去面共に、摺動部全域は黒色に変色し、摺動部の表面粗さは増加しているが、その値は超硬合金刃先仕上げ面と比較して Si 粒子除去面

の場合に低い。

以上の結果から、AC8A と相手材を SUJ2 として摩擦試験を行った場合、その摩耗形態は凝着摩耗の発生が支配的であると考えられるが、摺動に Si 粒子が関与することによってアブレシブ摩耗の発生頻度が上昇し、相手材に Al の凝着を助長する可能性が示唆された。Si 粒子を予め除去することによって、摺動初期の表面粗さが低減し、2 面間の固体接触面積割合が低下することで、摺動後期の摩耗が抑制されることが考えられる。また、Fig. 2.12 及び 2.13 の結果は、摩耗粉が Si 粒子や Al, Fe を伴って成長し、アブレシブ粒子として作用することを示唆しており、超硬合金刃先仕上げ面に対し、Si 粒子除去面のアブレシブ摩耗痕の深さが小さいことから、Si 粒子除去がアブレシブ粒子の粗大化抑制に寄与すると考えられる。

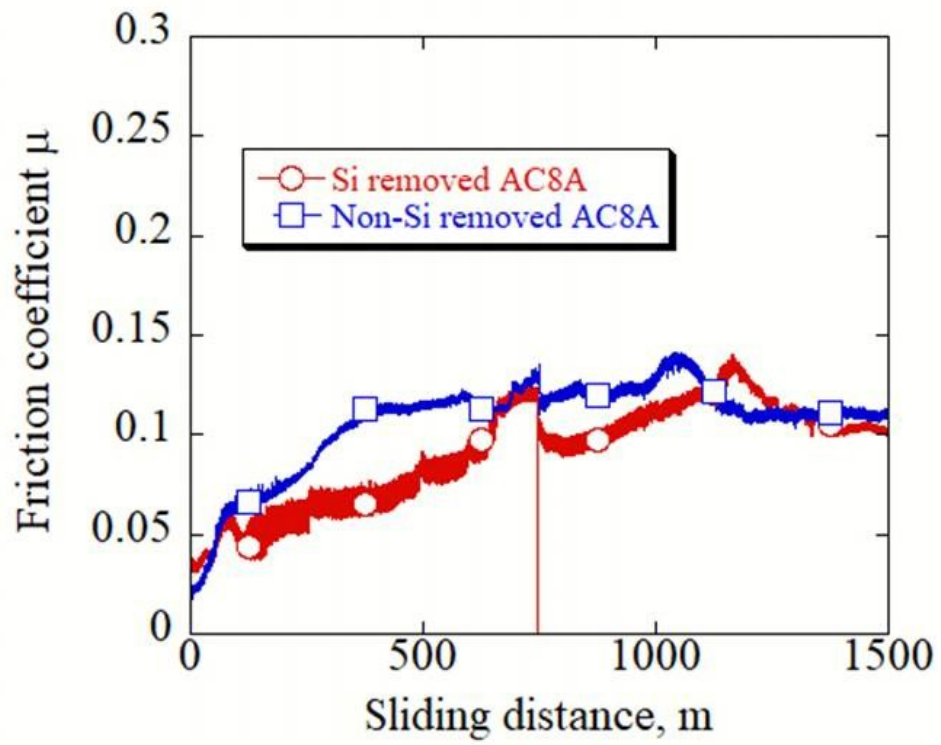


Fig. 2.14 Si 粒子除去面と非除去面の摩擦係数

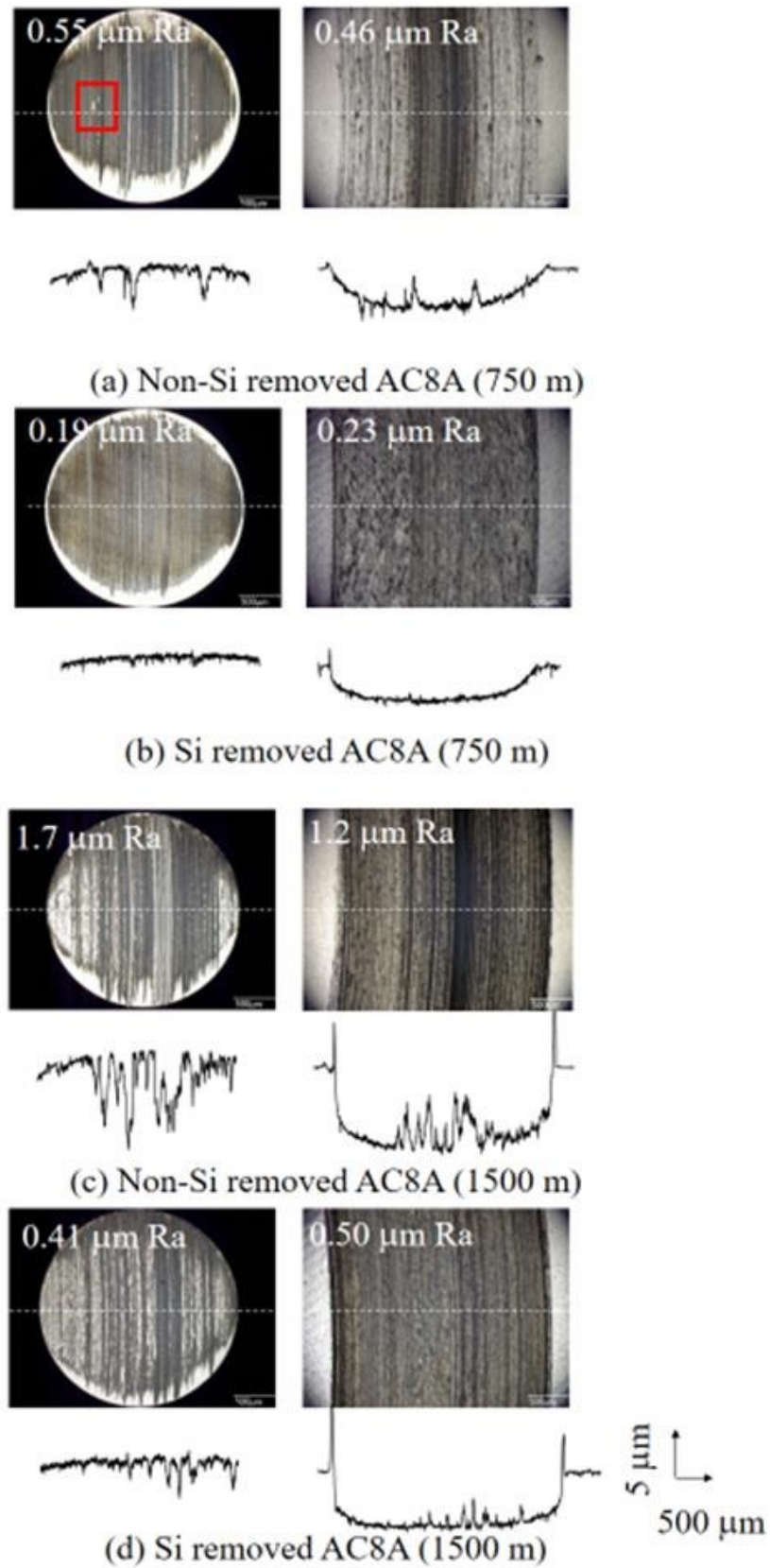


Fig. 2.15 異なる摺動距離での摩擦面の光学顕微鏡像

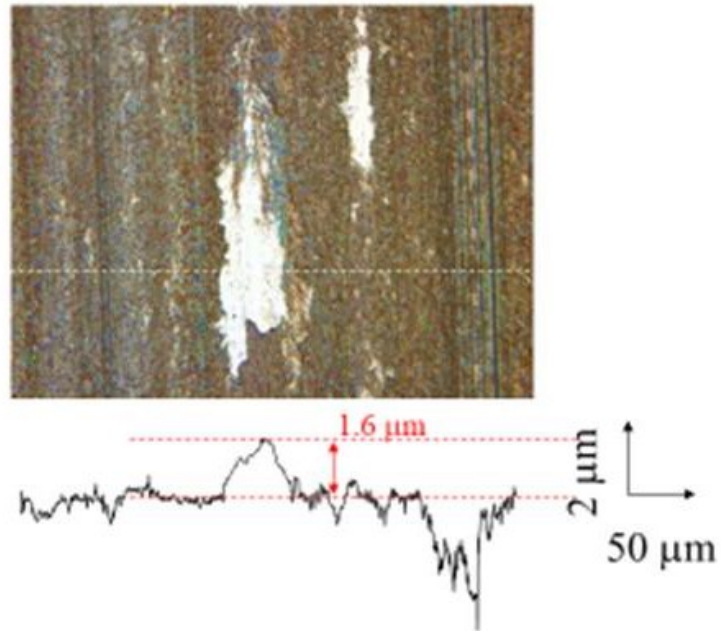


Fig. 2.16 ボール側摩擦面の凝着物の拡大像と断面曲線

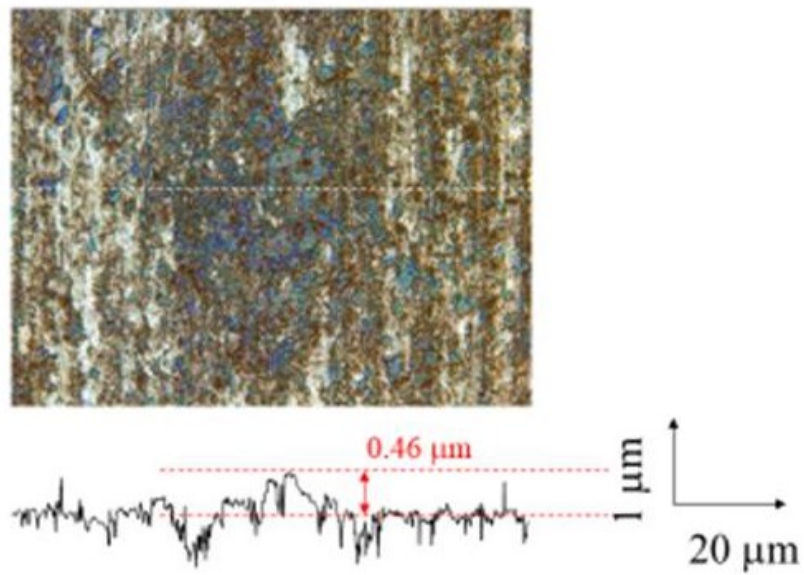


Fig. 2.17 変色したディスク摩擦面の光学顕微鏡像

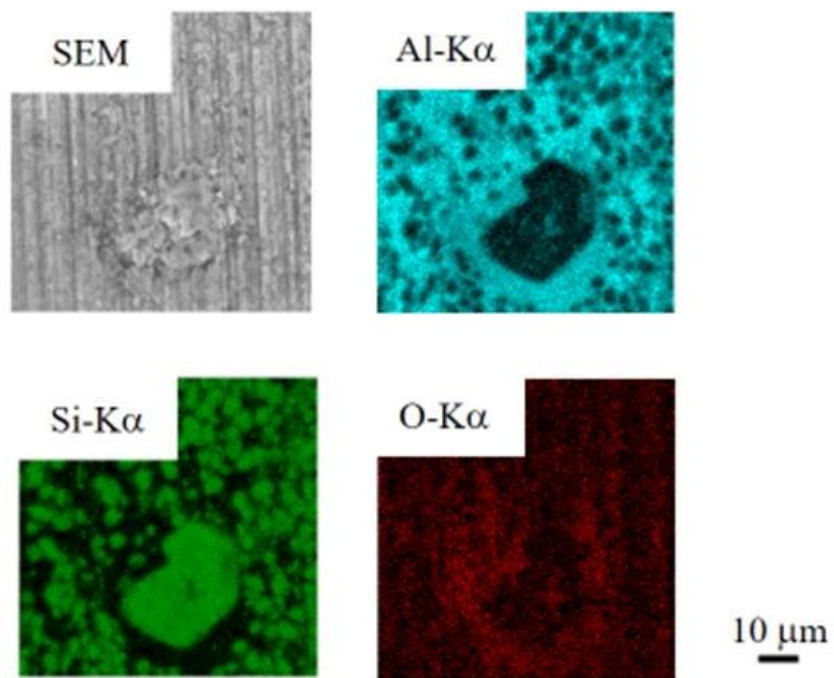
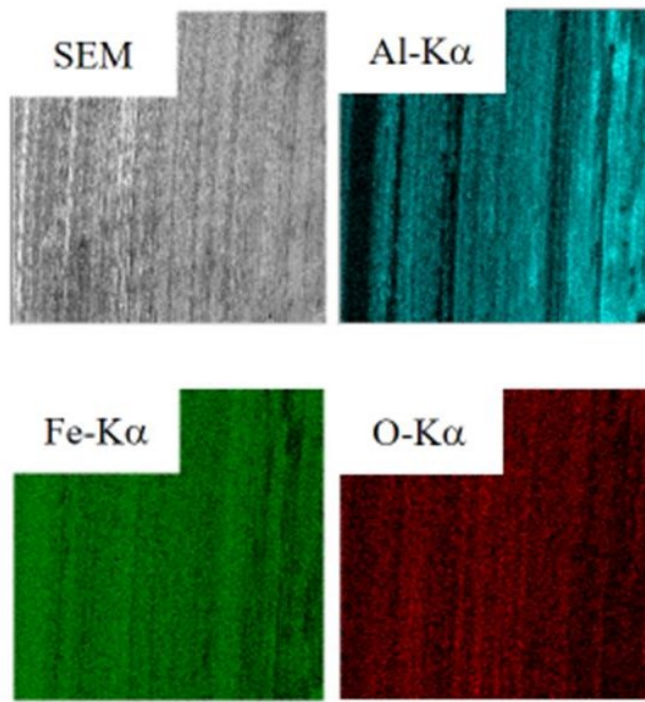
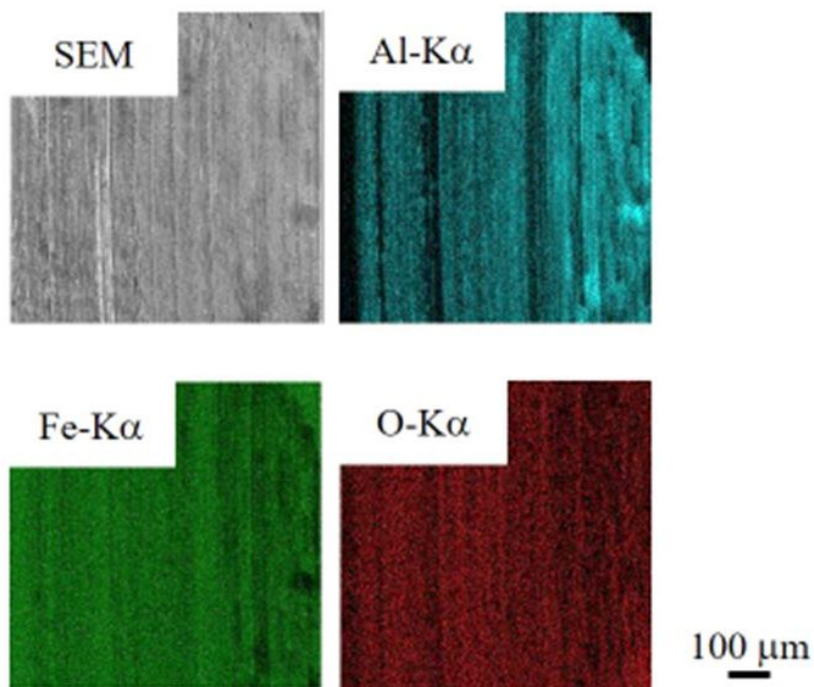


Fig. 2.18 変色した摩擦面の SEM/EDX 像



(a) Si removed AC8A



(b) Non-Si removed AC8A

Fig. 2.19 ボール摩擦面の SEM/EDX 像

## 2.5 結言

単結晶ダイヤモンド刃先を用いてアルミニウム鋳造合金 AC8A を低速度で仕上げ加工した場合、表面に偏析した硬質なシリコン (Si) 粒子を選択的に除去できることを確認した。この現象を応用して AC8A 材の摩擦特性に関する偏析 Si の影響に関して相手材を高炭素クロム軸受鋼 SUJ2 として実験的に評価した。得られた結果の要約は以下のとおりである。

1. Si 粒子除去によって、摩擦および摩耗特性が向上することを確認した。また、Si 粒子の除去割合は切削速度の低下により増加するため、切削速度の低い条件のほうが摩擦低減効果は高い。
2. Si 粒子の除去に伴い、表面には深さ 1~2  $\mu\text{m}$  程度のマイクロディンプルが形成され、これが摩耗粉捕集部として機能する。
3. Si 粒子を核とした非常に大きな摩耗粒子が AC8A 側摩擦面上で確認された。これがディスク側摩擦面に固着することで、相手材に対してアブレシブ作用を引き起こす可能性が示唆された。

# 第 3 章

## 微細断続切削加工のテクスチャリング手法としての適用可能性

### 3.1 緒言

第 2 章において，アルミニウム鋳造合金の Si 除去層に形成されるマイクロディンプルが摩擦特性向上に寄与する可能性が示唆された．同マイクロディンプルは切削の過程で偶発的に形成されるものであり，マイクロディンプルの形状，配列を制御することができれば摩擦特性をさらに大きく向上できる可能性は大きい．

マイクロディンプルを付与するためのテクスチャリングに関しては，これまで種々の加工方法が検討されてきた．マイクロメートルレベルの微細寸法には電気化学的なエッチングやレーザーアブレーションが，ミリメートルレベルの比較的大きな寸法付与には切削加工やショットブラストなどの除去加工が適用されている<sup>41-43)</sup>．微粒子ピーニングも適用可能な手法であるが，テクスチャの形状精度の観点では他の手法に比して問題が残る<sup>44)</sup>．

ところで，軸受や案内面などのテクスチャの応用が期待される機械要素は，除去加工によって形成されるので，十分な摩擦特性を発現するテクスチャを機械加工によって付与することは，製造上，非常に魅力的である．特に強制切り込み加工の場合，仕上げ面の管理も用意であり，信頼性の高い加工法を構築できる可能性は大きい<sup>45)</sup>．

本章では新たに開発した特殊形状エンドミルを用いた断続切削加工において，工具軌跡を制御することで鋳造アルミニウム合金表面上に形成されたテクスチャの摩擦特性を実験的に評価し，同加工手法のテクスチャリング技術としての適用可能性について実験的に検討した結果を報告する．

### 3.2 テクスチャリング手法

試験片表面には、整列したマイクロディンプルから構成されるテクスチャを微細断続切削（タイリング加工<sup>TM</sup>）で形成した。Figure 3.1 はタイリング加工中の刃先と工作物の接触状態を高速度カメラで撮影した際の静止画像、Fig. 3.2 は平面加工における工具軌跡の模式図である。外周部に突出した刃先をもつ非対称形状工具が回転しながら被加工面上を螺旋を描くように移動する（Fig. 3.2a）。このとき、深さ方向（Fig. 3.2b）には刃先が断続的に切り込むことで、Fig. 3.3 の光学顕微鏡像（左）やレーザー顕微鏡で取得した鳥瞰図（右）のように離散したディンプルから構成されるテクスチャが形成される。工具が1回転する度に1つのディンプルが形成されるため、ディンプル間のピッチは送り速度と回転数から次式のように求められる。

$$P = F/N \quad (3-1)$$

ここで、 $P$ :ディンプルピッチ、 $F$ :送り速度、 $N$ :工具回転数である。また、ディンプル断面形状は工具刃先  $R$  寸法と切り込み量の関係から幾何学的に決定し、工具送り速度の影響による変化分を無視すれば次式のような関係となる。

$$w = 2\sqrt{(R - \delta)^2 + R^2} \quad (3-2)$$

ここで、 $w$  はディンプル開口径、 $R$  は工具刃先寸法、 $\delta$  は切り込み量（ディンプル深さ）であり、ディンプル面積率は、開口径とディンプルピッチを用いれば、

$$Area\ fraction = 100\pi w^2/4P^2 \quad (3-3)$$

のように計算される。ただし、上記計算式は工具軸中心上に刃先  $R$  の中心が位置し、形成されるディンプルが円形ディンプルの場合である。 $R$  中心位置がずれる場合は、ディンプル形状は楕円となる。

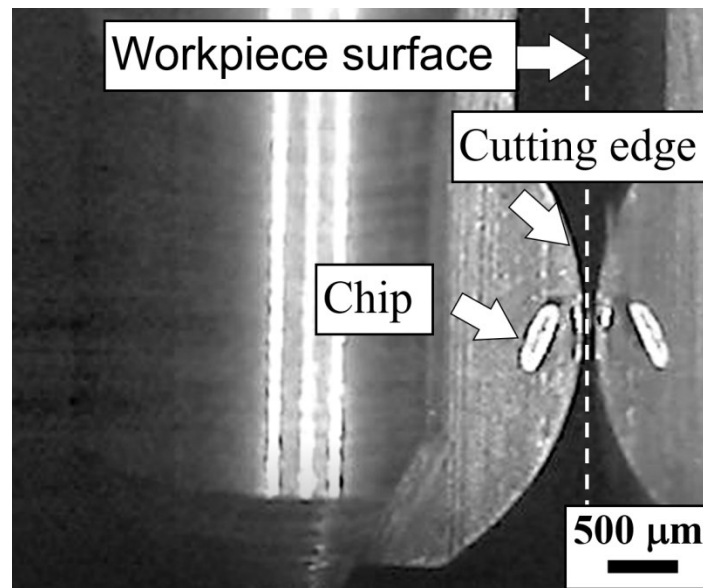


Fig. 3.1 高速度カメラにより撮影したタイリング加工の様子

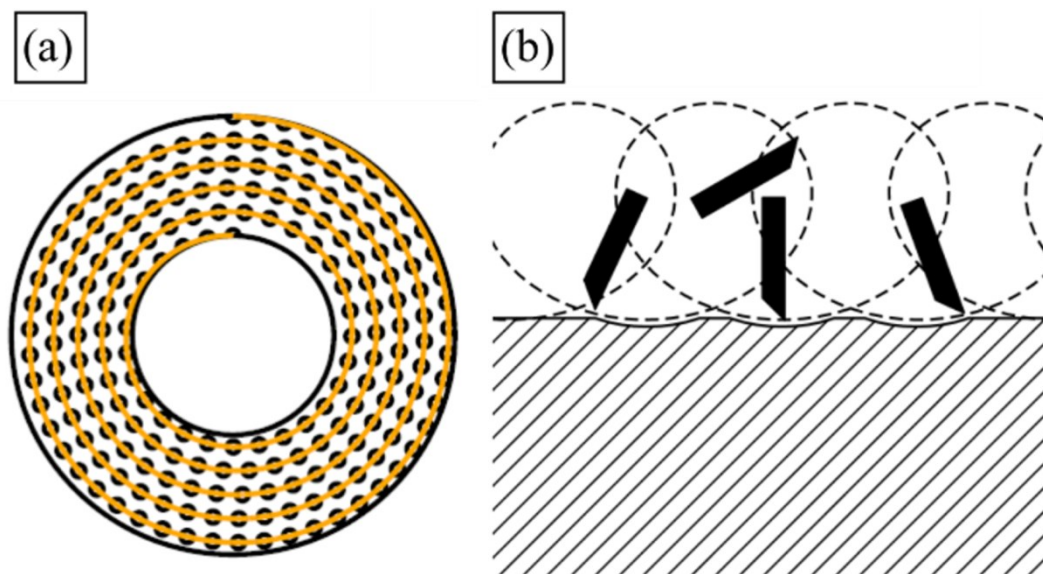


Fig. 3.2 タイリング加工中の工具軌跡

(a) 試験片表面上のディンプル配列 (b)断続切削加工によるディンプル形成

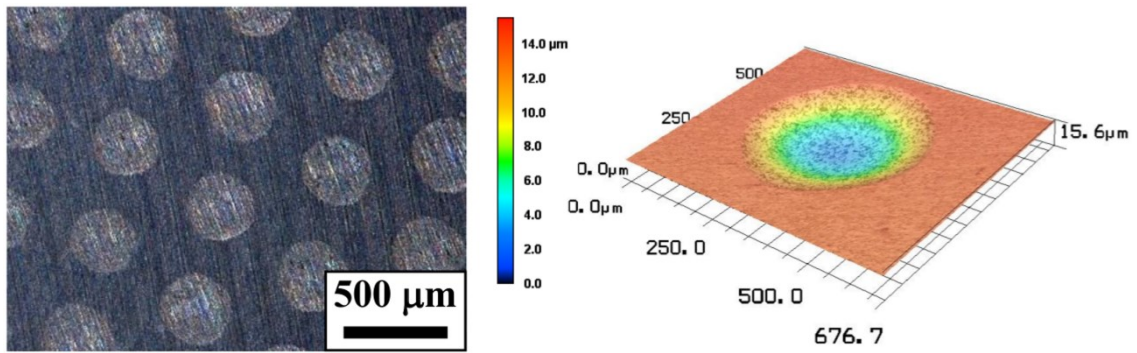


Fig. 3.3 テクスチャ表面の工学顕微鏡像（左）とレーザー顕微鏡像（右）

### 3.3 実験方法

#### 3.3.1 試験片

試験片は第 2 章と同様の鋳造用アルミニウム合金 AC8A-T6 材である．テクスチャリングは CNC マシニングセンタのチャック部に試験片を固定し，Fig. 3.4 のような 1 刃の特殊形状エンドミルを用いたタイリング加工により付与した．加工時の外観が Fig. 3.5 であり，開口径 200-300  $\mu\text{m}$  のディンプルを形成した．加工条件を調整し（切り込み深さ：5-10  $\mu\text{m}$ ，工具回転数：6000 rpm，送り速度 0.56-0.79 mm/rev，乾式切削），同様な形状のディンプルを面積率 10 %および 40 %で付与した試験片を作製した．

ディンプル周囲の断面プロファイルおよび SEM 像が Fig. 3.6 であるが，詳細にみるとその境界部は 0.3  $\mu\text{m}$  程度隆起している（Fig. 3.6a）．この隆起はディンプル加工時の塑性流動により発生すると推定される．この微小な隆起を除去する目的で，ディンプル付与後にダイヤモンドスラリー（粒径 1  $\mu\text{m}$ ）による研磨した表面も実験に供した．研磨を適用したところ隆起は除去され(Fig. 3.6b)，凸部の表面粗さは 0.07  $\mu\text{m}$  から 0.03  $\mu\text{m}$  Ra 程度に減少した．



Fig. 3.4 特殊エンドミルの形状

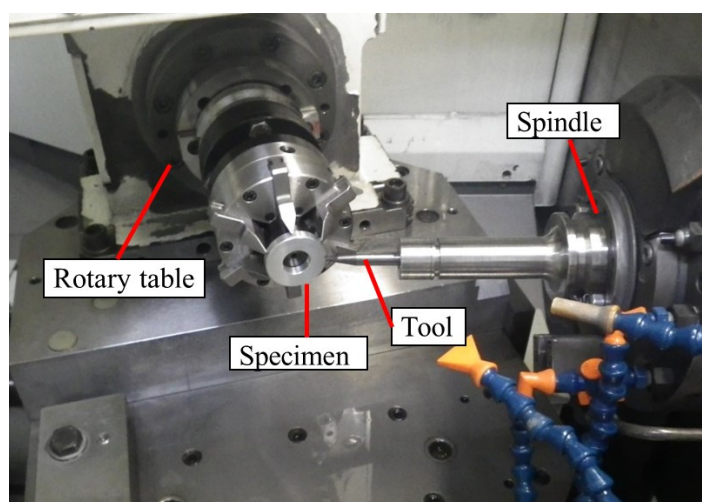


Fig. 3.5 CNC マシニングセンタによるタイリング加工の様子

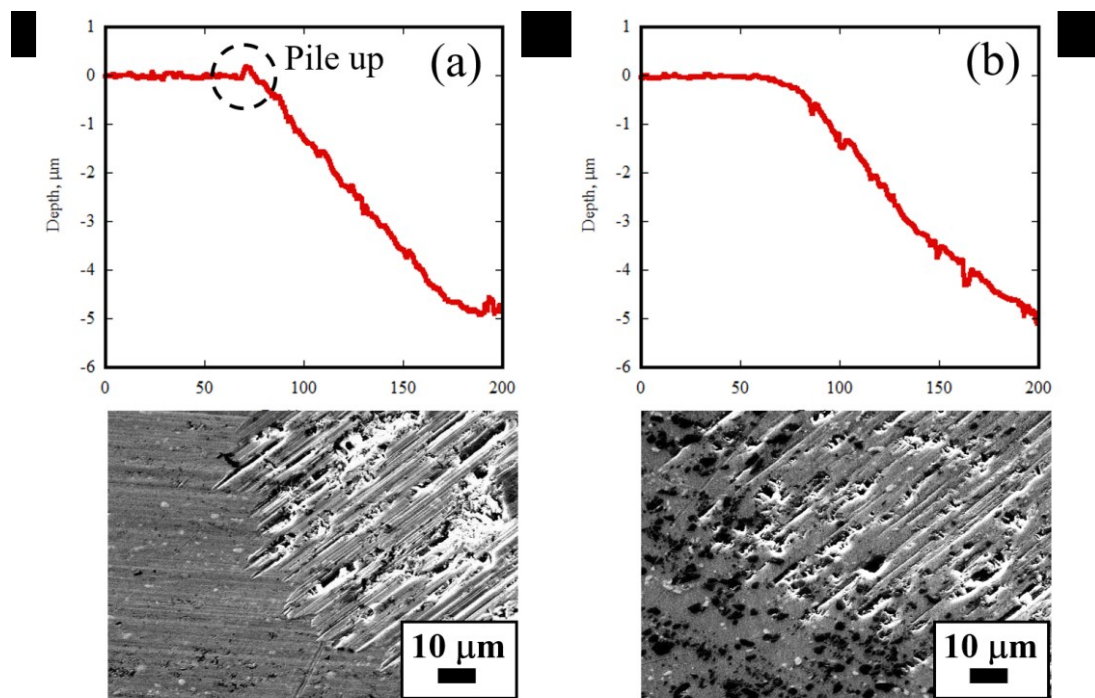


Fig. 3.6 ディンプルの断面プロファイルとディンプルエッジ部の SEM 像

(a) 未研磨 (b) 研磨

### 3.3.2 試験装置

摩擦特性は Fig. 3.7 に示すリングオンディスク式摩擦試験機により評価した．第 2 章と同様の試験機であるが，ボールホルダの代わりにリング試験片を上部に取り付けることでリングオンディスク式とした．リング試験片は Fig. 3.9 に示す $\phi 40 \times \phi 30 \times t 15$  mm の S45C 焼入材リング（700 HV）であり，エメリー紙およびダイヤモンドスラリーを用いて研磨した．なお，S45C リング摩擦面の表面粗さは  $0.01 \mu\text{m Ra}$  以下である．潤滑油をディスク試験片側に約  $40 \mu\text{m}$  滴下し，ディスクホルダを押し上げ S45C リングに接触させたのち，S45C リングを回転させることで実験を開始した．試験条件は Table 3.1 のとおりであり，試験中に潤滑油の追加供給および温度管理は実施していない．

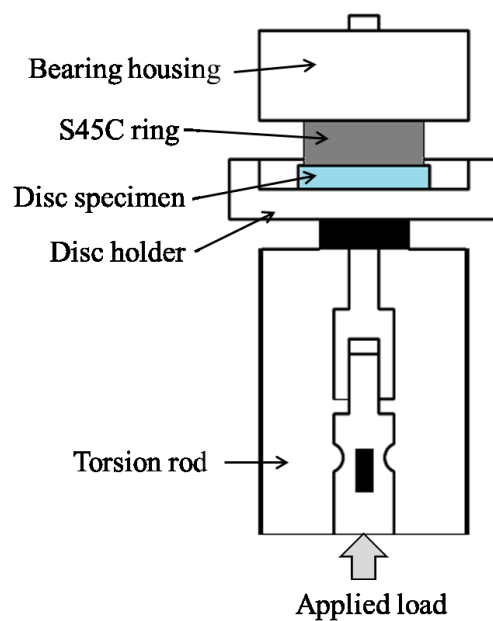


Fig. 3.7 リングオンディスク式摩擦試験機の概要



Fig. 3.8 S45C リングの外観

Table 3.1 リングオンディスク摩擦試験の条件

|                      |               |
|----------------------|---------------|
| Applied load [N]     | 100           |
| Sliding speed [m/s]  | 1.0           |
| Sliding distance [m] | 2000          |
| Temperature [°C]     | 25            |
| Lubricant            | PAO 5cst@40°C |

### 3.4 実験結果

Figure 3.9 は研磨前の表面の摩擦特性，Fig. 3.10 は摺動面の光学顕微鏡写真である．比較にローラーバッシングによってディンプルのない表面を平坦化した結果（Nominal 0%）も併記した．ローラーバッシング表面の摩擦係数は最終的に 0.015 に達し安定化するようであるが，安定するまでの摩擦距離は 1000 m を超える．また，500 から 700 m の間には，摩擦係数が急増する現象もみられた．これに対して 40 %ディンプル面の摩擦係数は 200 m 以下の摩擦距離で定常状態に達する．10 %ディンプル面の場合，摩擦係数が定常値に達するまでの摩擦距離は 40 %ディンプル面に比して増加するものの，定常値は 0.01 程度となった．

ディンプル形成後に研磨を施した AC8A 表面の試験結果が Fig. 3.11, 3.12 である．ディンプルのない表面の摩擦係数は Fig. 3.9 のローラーバッシング面に比して実験中，比較的大きな変動を伴う．また，摩擦係数は 200 から 300 m 付近の摩擦距離で最小値を示した後に僅かではあるが上昇する傾向を示す．10 %ディンプル面の摩擦係数は研磨によって若干増加するが，40 %ディンプル面の摩擦係数は低下した．また，10 %，40 %ディンプル面共に，摩擦距離の増加に伴い摩擦係数は僅かではあるが減少する．

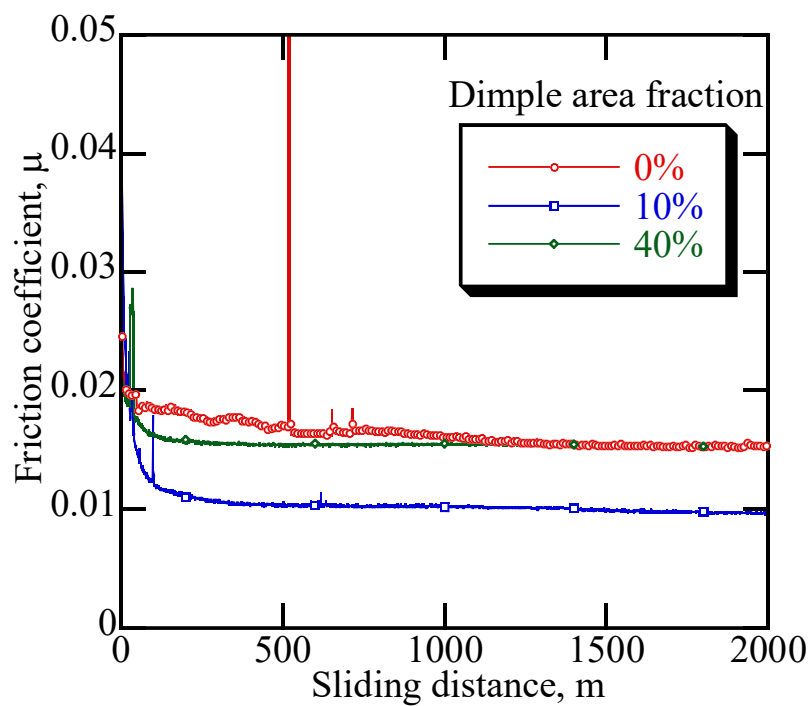


Fig. 3.9 研磨をしていないテクスチャ表面の摩擦係数

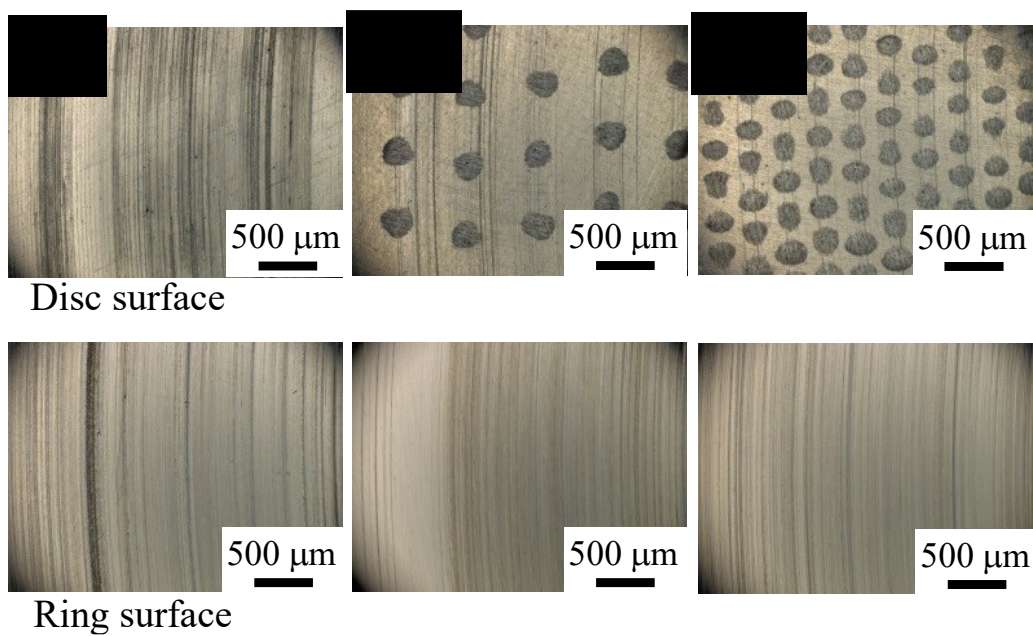


Fig. 3.10 研磨をしていない場合の摩擦面の光学顕微鏡像

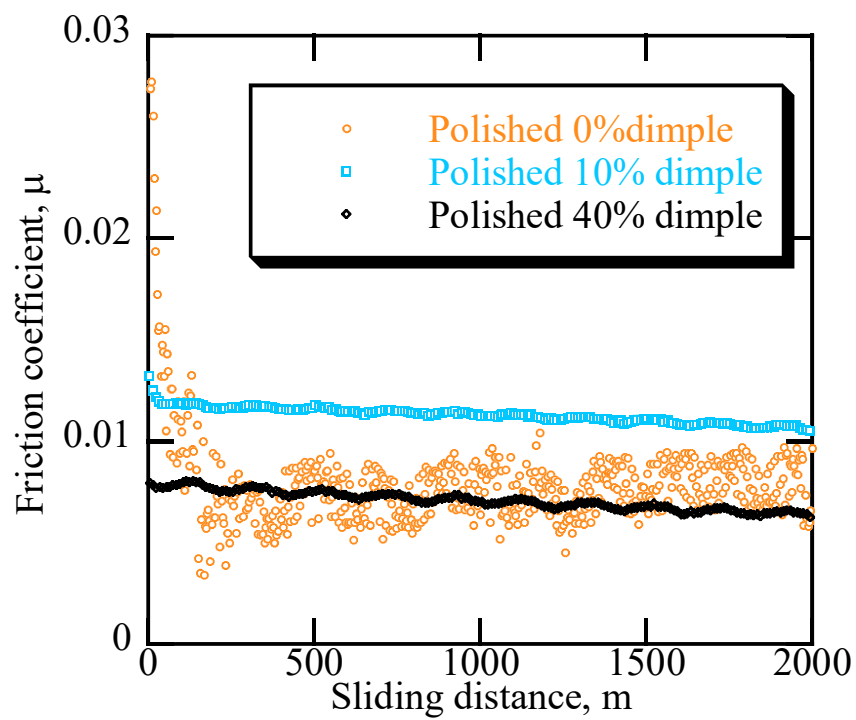


Fig. 3.11 研磨を施したテクスチャ表面の摩擦係数

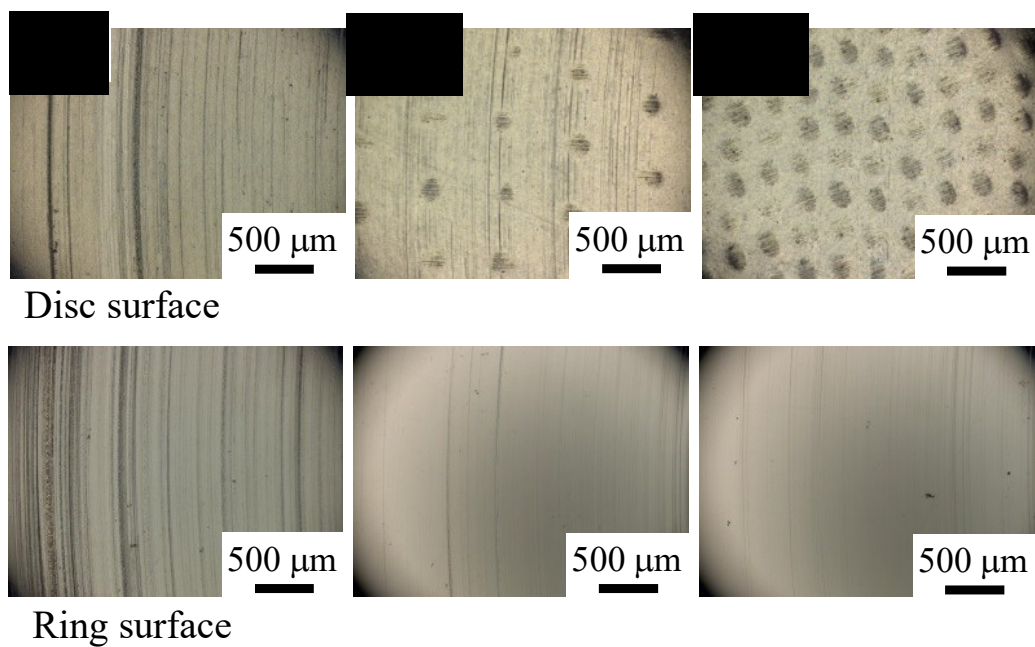


Fig. 3.12 研磨を施した場合の摩擦面の光学顕微鏡像

### 3.5 考察

#### 3.5.1 テクスチャの効果

Figure 3.9, 3.11 においてテクスチャ面の方が低く安定した摩擦係数を示すことから、ディンプルの付与が摩擦特性の向上に有効であることが確認された。ここで、10 %、40 %ディンプル面の摩擦係数の大小関係が逆転しているのは、研磨によりディンプルの深さや開口径、面積率が変化したためだと考えられ、ディンプルの形状は面積率には最適値が存在することを示している。

Figure 3.13 に試験後のテクスチャ表面のディンプル周囲の光学顕微鏡像を示す。ディンプルの内部には摩耗粉が捉えられている様子が観察され、一部摺動痕がディンプルにより途切れるような箇所も見られた。すなわち、ディンプルは摩耗粉捕集部として機能していると考えられ、Fig. 3.9 で見られた摩擦係数の急増を防ぐ効果があると推察される。

以上の結果から、本手法で付与されたマイクロディンプルから構成されるテクスチャは摩擦係数の低減と安定化に有効な手法であることが確認された。

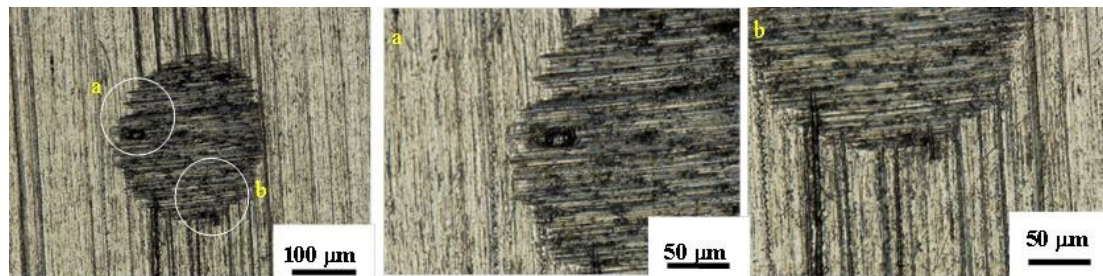


Fig. 3.13 試験後のディンプル周囲の光学顕微鏡像

### 3.5.2 ディンプル配列の影響

上述のテクスチャ表面はディンプルの間隔が広く、摩耗粉が発生した場合にディンプルを通過しない軌道が存在する。そこで、試験片の半径方向のディンプルの間隔を狭めた試験片を作製し、ディンプル配列が摩擦特性に与える影響を調査した。作製した試験片表面の光学顕微鏡像が Fig. 3.14 であり、円周方向のピッチを大きくし、半径方向のディンプルが隣接することで摩耗粉捕集機会の向上を狙った配列である。試験条件はこれまでと同様であるが、摩擦距離 350 m 以降試験機が激しく振動したため、焼付きと判断し、摩擦距離 400 m で試験を中断した。摩擦係数の経時変化を Fig. 3.15 に示す。Figure 3.9 や 3.11 のテクスチャ面と比して、隣接配列の場合には初期から摩擦係数が急増し、一度増加した摩擦係数は低下せずに焼付きに至った。この摩擦係数の増加は固体接触頻度の増加に相当し、隣接配列としたことによる摩耗粉捕集機会の向上よりも油膜厚さの減少を招く効果が大きかったと推察される。油膜により荷重を支持するためには十分な平坦部が必要であり、隣接部においては平坦部分を確保できなかったために油膜が破断しやすかったものと考えられる<sup>46)</sup>。

以上から、テクスチャの効果はディンプルの配列による影響を受けることが確認され、Fig. 3.9 及び 3.11 で面積率により摩擦特性が変化しているのは平坦部面積の変化が影響していると考えられる。

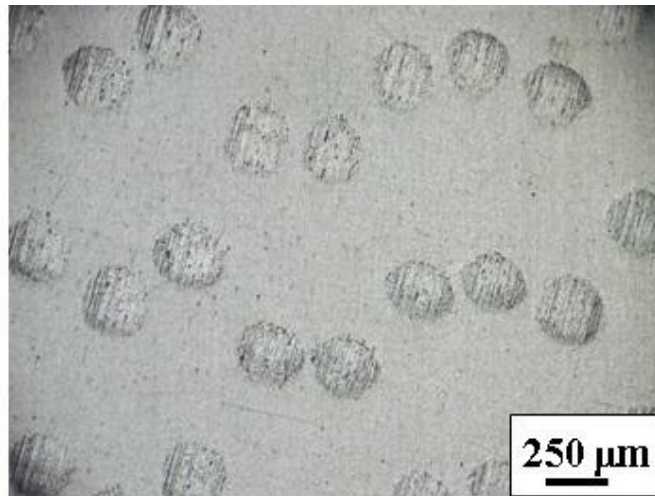


Fig. 3.14 ディンプル配列を変更した試験片の光学顕微鏡像

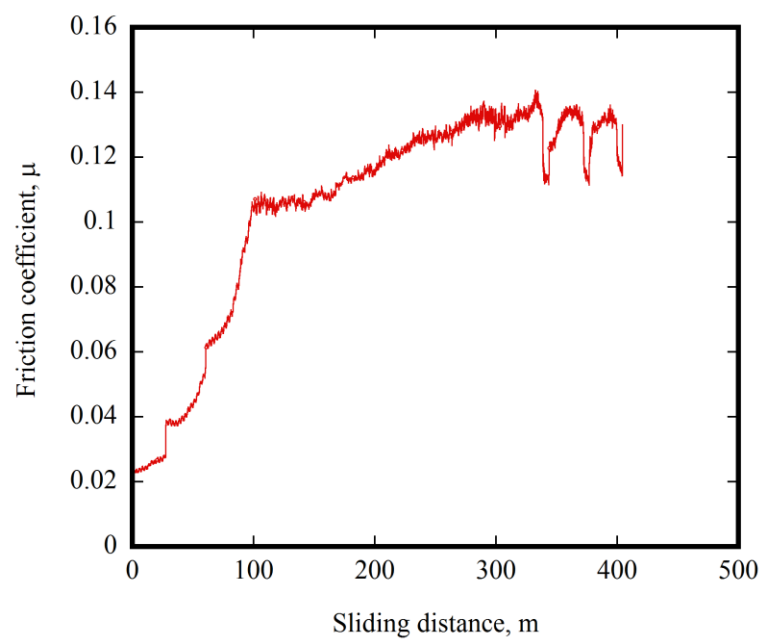


Fig. 3.15 ディンプル配列を変化させた場合の摩擦係数の経時変化

### 3.6 結言

特殊形状エンドミルの断続切削によってアルミニウム鋳造合金 AC8A ディスク表面にマイクロディンプルから構成されるテクスチャを付与し、その摩擦特性をリングオンディスク式の摩擦試験で評価した。得られた結果を要約すれば以下の通りである。

1. テクスチャを付与することで摩擦係数は実験開始直後から低減安定化した。また、その効果はテクスチャの面積率の影響を受けることが確認された。
2. 試験後のディンプルの内部には摩耗粉が埋没しており、ディンプルが摩耗粉捕集部として機能する様子が観察された。
3. ディンプルの配列によって摩擦特性は変化し、ディンプル間のピッチが小さい場合には固体接触頻度の増加を招く可能性が示唆された。

## 第 4 章

# 微細断続切削加工によって付与したディンプル形状がアルミニウム合金の摩擦特性に及ぼす影響

### 4.1 緒言

近年の自動車業界における環境問題への取り組みとして、エンジン部品の高効率化による性能向上及びエネルギー消費の低減が求められており、摩擦損失低減や高寿命化を目的とした様々な研究が行われており、テクスチャリングはその代表的な例である。

第 3 章では、微細断続切削加工によるテクスチャリングが摩擦低減技術として有用であることを示し、その効果がディンプルの面積率や配列に影響を受けることも確認された。同技術をテクスチャリング技術として確立する上で、摩擦特性を向上させるための最適なテクスチャの設計指針を示すことは必要不可欠である。最適なテクスチャに関する研究は多く行われており、実験のみならず数値解析による検討結果も数多く報告されているが、それらの多くは単一の摺動条件で評価された結果が多い。同一の手法で多様なテクスチャの摩擦特性を評価することは、広範囲な摺動条件で摩擦低減安定化に寄与するテクスチャの選定に有用であるといえる<sup>47,48)</sup>。

本章では、自動車用内燃機関の摩擦低減安定化への適用を想定してアルミニウム casting 合金（AC8A-T6 材）に微細断続切削によるテクスチャリングを適用し、開口部が円形ディンプルから構成されるテクスチャを付与した表面の摩擦特性に関して、相手材を高炭素クロム軸受鋼（SUJ2）として評価した。その際に、種々の寸法や面積率から構成されるテクスチャを作製し、これらが摩擦特性に及ぼす影響を検討した。そして、各摺

動条件におけるテクスチャと摩擦特性の関係を考察し，広範囲な摺動条件で摩擦摩耗の低減安定化に有効に機能するテクスチャ形状を探索した結果を報告する．

## 4.2 実験方法

### 4.2.1 試験片

試験片は鋳造用アルミニウム合金 AC8A-T6 材であり，第 3 章の微細断続切削加工によってディンプルを付与した．加工条件は，工具回転数を 3000 rpm で固定し，送り速度を 750～3760 mm/min，切り込み量を 2～40  $\mu\text{m}$  の範囲とし，これらを統合して制御することでディンプルの面積率や開口径および深さの異なるテクスチャを乾式にて加工した．試験に用いたディンプル形状や面積率は Table 4.1 のとおりである．また，第 3 章と同様に，ダイヤモンドスラリーによる研磨を施し，表面粗さを 0.03  $\mu\text{m Ra}$  とした．

Table 4.1 表面テクスチャの形状

| Dimple         | Diameter, $w$<br>[ $\mu\text{m}$ ] | Depth, $d$<br>[ $\mu\text{m}$ ] | Aspect ratio, $d$<br>/ $w$ | Area fraction<br>[%] |
|----------------|------------------------------------|---------------------------------|----------------------------|----------------------|
| A              | 250                                | 4                               | 0.016                      | 10                   |
| B              | 280                                | 5                               | 0.018                      | 20                   |
| C              | 280                                | 10                              | 0.036                      | 20                   |
| D              | 200                                | 5                               | 0.025                      | 20                   |
| E              | 450                                | 5                               | 0.011                      | 20                   |
| F              | 630                                | 10                              | 0.016                      | 20                   |
| G              | 280                                | 5                               | 0.018                      | 40                   |
| H              | 180                                | 4                               | 0.022                      | 10                   |
| I              | 180                                | 2                               | 0.011                      | 10                   |
| J(Non-dimpled) | 0                                  | 0                               | -                          | 0                    |
| K              | 200                                | 5                               | 0.025                      | 50                   |
| L              | 200                                | 10                              | 0.050                      | 50                   |
| M              | 390                                | 40                              | 0.103                      | 50                   |
| N              | 280                                | 5                               | 0.018                      | 50                   |
| O              | 200                                | 10                              | 0.050                      | 30                   |
| P              | 200                                | 10                              | 0.050                      | 10                   |
| Q              | 200                                | 5                               | 0.025                      | 10                   |
| R              | 400                                | 10                              | 0.025                      | 10                   |

### 4.3 実験結果

摩擦特性は第2章と同様の3 ボールオンディスク式摩擦試験機により評価した。試験条件は Table 4.2 の通りであり、試験中に潤滑油の追加供給および温度管理は実施していない。

微細断続切削によって形成されたテクスチャ面の摩擦係数の経時変化が Fig. 4.1 である。付与されたテクスチャの形状は開口径 250  $\mu\text{m}$ 、深さ 4  $\mu\text{m}$ 、面積率 10 % (Table 4.1 のディンプル A 相当) である。実験条件は負荷荷重 100 N、摩擦速度 1 および 2 m/s、油剤粘度 5 cst@40°C である。比較のため、テクスチャを付与していない試験片 (未加工面) もテクスチャ面と同様に研磨し、表面粗さ (0.03  $\mu\text{m Ra}$ ) を揃え実験に供した。摩擦速度 2 m/s の摩擦係数は、テクスチャ面、未加工面ともに実験初期からほぼ一定であり、その変化は非常に小さい。一方、摩擦速度 1 m/s の場合、摩擦係数の実験初期の差異は小さいものの、未加工面では摩擦距離 130 m 付近から上昇し始め、変動を伴いながら最終的には 0.06~0.08 程度に達する。これに対して、テクスチャ面の摩擦係数は実験初期から小さな脈動を伴い摩擦距離 180~250 mの間では一旦 0.01 程度まで上昇するが、この後に実験初期と同程度の値にまで低下し、以後は一定の値で推移する。

負荷荷重を一定 (=100 N) とし、摩擦係数の速度依存性を評価した (Fig. 4.2)。同図には、実験初期 (摩擦距離 0~50 m) および終期 (同 450~500 m) の平均値を併記した。摩擦係数はほとんどの速度条件で実験初期よりも終期のほうが高いが、その差は未加工面の摩擦速度 1 m/s の場合に大きい。摩擦係数の経時変化 (Fig. 4.1) から明らかなように、この差異は実験途中での摩擦係数の急増に対応する。Figure 4.2 において、同一摺動距離におけるテクスチャ付与による摩擦低減は摩擦速度の低い条件でも発現するが、その効果は小さくなる。一方、摩擦速度の高い場合にはテクスチャ付与による摩擦係数の変化は小さい。また、実験初期と終期の差もほとんどない。

実験後の摩擦面の光学顕微鏡像と断面プロファイルが Fig. 4.3 である。摩擦速度 1 m/s

の場合、未加工ディスク摩擦面は部分的に黒色に変色する。この変色部分は周囲よりも隆起していること、SEM/EDX 分析では検出される酸素（O）濃度が高いことから、アルミニウム（Al）の酸化物と推定される。相手材の SUJ2 表面にも O 濃度の高い黒色変色部が形成されていることから、凝着した Al を含めた固体接触により摩擦係数が増加したと推定される。この摩擦係数の増加は、ボール摩擦面上で凝着部の形成により表面粗さが増大することで固体接触の発生頻度が増加することに由来すると考えられる。テクスチャ面では、数本の浅い条痕が形成されているが、未加工面のような激しい凝着の痕跡は見られず表面も平滑であることから、テクスチャ付与により固体接触の発生頻度は大幅に低下しているといえる。

摩擦速度 2 m/s の場合、未加工面、テクスチャ面共に損傷の痕跡は確認されない。相手材表面も初期の鏡面状態が維持されており、摩擦速度 1m/s の場合に見られた固体接触は実験中ほとんど発生しないと判断される。さらに、摩擦係数の経時変化（Fig. 4.1）も一定であることから、摩擦速度 2 m/s 以上ではテクスチャの有無によらず接触面間で十分な油膜が形成され、固体接触が回避された状態といえる。以上から、微細断続切削によるテクスチャリング（タイリング加工）は、摩擦速度 1m/s の速度で摩擦特性の低減安定化効果を発現させることが確認された。

Table 4.2 3 ボールオンディスク試験の条件

|                      |                                 |
|----------------------|---------------------------------|
| Applied load [N]     | 50-300                          |
| Sliding speed [m/s]  | 0.25-2.78                       |
| Sliding distance [m] | 500-1000                        |
| Temperature [°C]     | 25                              |
| Lubricant            | PAO 5cSt@40°C<br>PAO 10cSt@40°C |

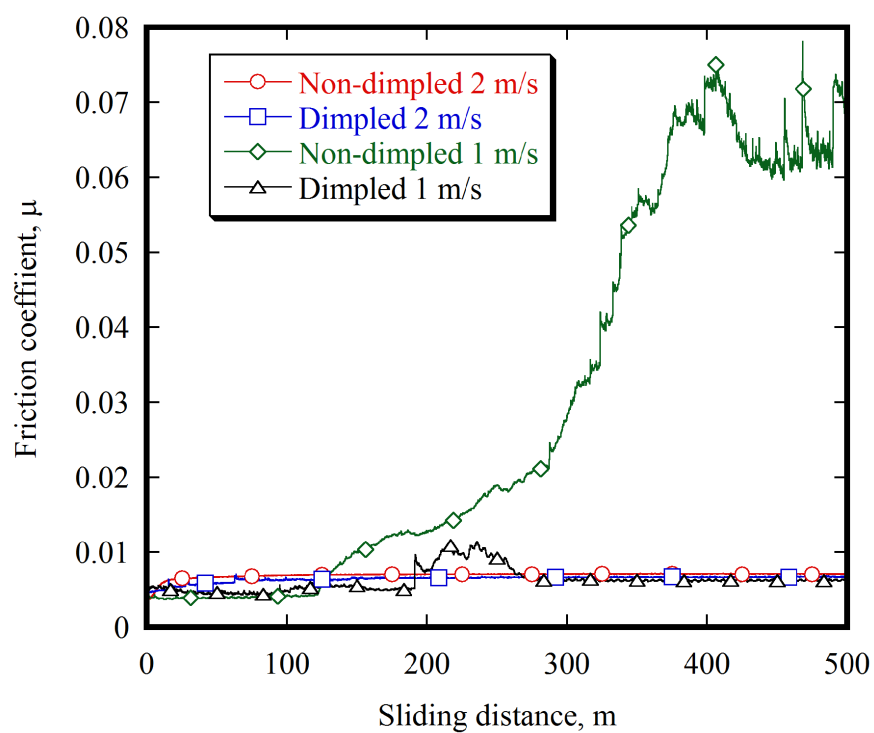


Fig. 4.1 テクスチャ表面の摩擦係数の経時変化

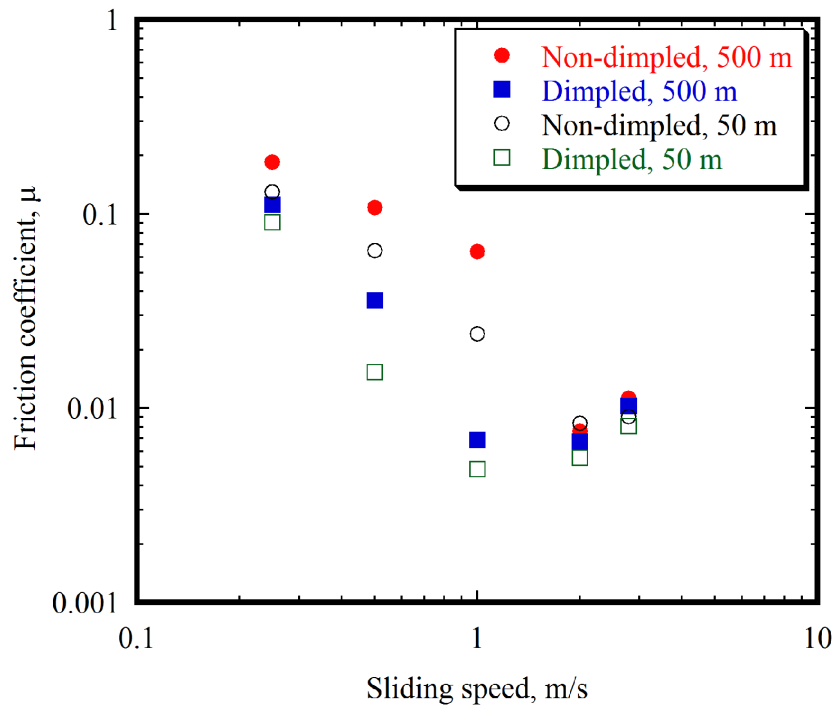


Fig. 4.2 テクスチャ表面における摩擦係数の速度依存性

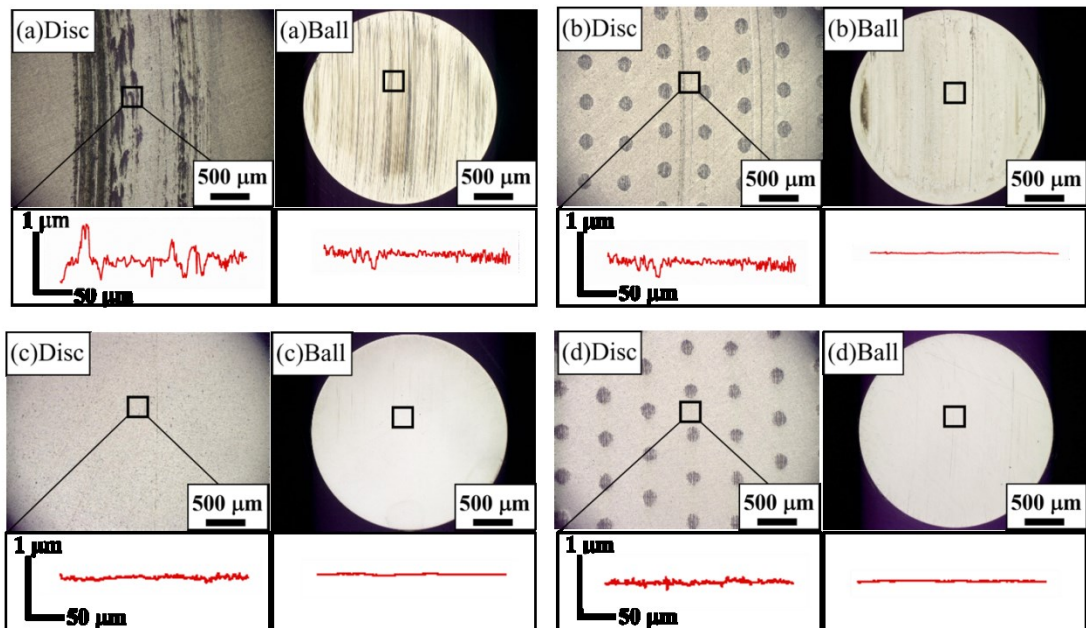


Fig. 4.3 ディスク試験片およびボール表面の試験後の光学顕微鏡像と断面プロファイル

(a)未加工面, 1 m/s (b)ディンプル面, 1 m/s (c)未加工面, 2 m/s (d)ディンプル面, 2 m/s

## 4.4 考察

摩擦係数の速度依存性 (Fig. 4.2) から明らかなように、テクスチャ付与による摩擦の低減効果は摩擦係数が最小となる摩擦速度 1 m/s で顕著であった。摩擦面の損傷状態 (Fig. 4.3) から明らかなように、この摩擦低減効果は固体接触頻度の減少に由来する。テクスチャ付与による摩擦低減機構としては油溜りや摩耗粉捕集機能が知られている<sup>49)</sup>。一方、テクスチャ付与は接触荷重支持部の面積減少や表面粗さの増加を招く。既報の結果でもテクスチャ付与による摩擦低減効果は摩擦速度、負荷荷重、油剤粘度といった摺動条件に依存することが報告されている<sup>50)</sup>。

ところで、建設機械や自動車等の産業機器の摺動面では、一般にその運転条件は一定ではない。このため、付与されるテクスチャは、起動停止から定常状態に至るまでの広範囲な摺動条件で効果を発現する形状が望ましい。しかし、運転中に摺動面のテクスチャを変更することは困難である。そこで、広範囲な摺動条件に渡り摩擦低減安定化に寄与するテクスチャ形状の探索を目的として、ディンプル開口径や深さ、および面積率の異なるテクスチャを作製し、その摩擦特性を考察した。なお、Fig. 4.2 の結果を考慮して摩擦速度 1 m/s を遷移領域、これ未満を低速度領域、1 m/s を超える領域を高速度域と区分して検討した。

### 4.4.1 遷移領域

摩擦速度 1 m/s、負荷荷重 100 N の条件で Table 4.1 に記載されたテクスチャ形状 (A～J) の実験初期 (摩擦距離 0～50 m) および終期 (同 400～500 m) の摩擦係数の平均値と開口径および面積率の関係を評価した結果が Fig. 4.4 である。実験初期において、未加工面よりも低い摩擦係数を示すのは開口径 280  $\mu\text{m}$  以下のディンプルから構成されたテクスチャであるが、面積率との関係は明確ではない。開口径 280  $\mu\text{m}$  以下のテクスチャの中でもディンプル深さが 5  $\mu\text{m}$  以下の A, B, D, H, I 面では摩擦係数は増加せず、

実験初期と実験後期の差異は小さい。B 面では摩擦係数は実験初期には未加工面と同程度であるが後期のほうが低下している。ディンプル深さが 10  $\mu\text{m}$  の C 面や面積率 40 % の G 面の摩擦係数は実験初期には低いものの後期には急増する。以上から、摩擦低減に寄与するテクスチャは面積率 20%以下で深さ 5  $\mu\text{m}$  以下および開口径 280  $\mu\text{m}$  以下のテクスチャとなる。特に面積率 10 %，開口径 200  $\mu\text{m}$  以下，深さ 4  $\mu\text{m}$  以下のテクスチャの摩擦係数は終始 0.01 以下で最小であった。

実験後のディンプル B 面および G 面の光学顕微鏡像が Fig. 4.5 である。摩擦係数が終始低い B 面(a)では Fig. 4.3(b) のように僅かな薄い条痕が形成されるのみである。実験初期および終期の摩擦係数から判断して、条痕は実験初期に形成されると推定される。一方、摩擦係数が初期に低く後に急増する G 面(b)では一様に黒色に変色しているが、このような損傷は摩擦距離の増加に伴い次第に摩擦面全域に拡大したと推定される。終始 0.01 以下の低い摩擦係数の示す A, D, H, I 面では摩擦面の損傷はみられなかったが、C, E, F 面は G 面と同様な損傷が確認された。

以上のような損傷の違いには油膜厚さの変化に由来する固体接触頻度の変化が関与していると考えられる。油膜厚さはテクスチャ形状の影響を受けることが知られており、本実験結果 (Fig. 4.4) でも、摩擦係数は開口径 450  $\mu\text{m}$  以上では実験初期から高く、深さ 10  $\mu\text{m}$  あるいは面積率が 20 % を超えるテクスチャでは、実験初期には未加工面よりも低いものの急増する<sup>51)</sup>。この摩擦係数の増加は固体接触の発生に由来するが、テクスチャによる油膜厚さの影響を考慮すれば、摩擦係数との関係は以下のように解釈される。開口径が大きい場合には油膜が薄く初期から固体接触が頻発するので摩擦係数が高い。面積率や深さの大きいテクスチャでは、油膜が薄くわずかな表面粗さの増加により、固体接触発生頻度が増加し実験途中で摩擦係数を増加させる。

既報の動圧に関する解析結果から、高い動圧を生じるディンプルには摺動条件に応じた適正形状が存在し、圧力がディンプル間の平坦部（凸部）で支持されることから、面

積率が大きくディンプル間の間隔が狭い場合には動圧による荷重支持が期待できなくなる<sup>52)</sup>。すなわち、面積率が小さくディンプルも小さく浅い場合には、十分な油膜厚さが確保されることで固体接触が回避され、摩擦係数は低く安定化する。

他方、テクスチャの摩擦低減機能として摩耗粉の捕集がある。第3章においてディンプル内部に摩耗粉が確認されたが、本実験でもG面のディンプル内部にFig. 4.6に示す圧入された摩耗粉が確認された。その大きさは20  $\mu\text{m}$ 程度であり、ディンプル径に比して小さい。また、このような摩耗粉よりもさらに微細な摩耗粉が油剤中に浮遊していた。すなわち、未加工面の摩擦係数がA, B, D, H, I面と比して高いことや、Fig. 4.5の摩擦面の観察結果も踏まえれば、ディンプルは摩耗粉捕集により凝着を抑制し、実験初期に発生する固体接触に起因する表面粗さの増加を防ぐことで摩擦係数低減に寄与すると考えられる。

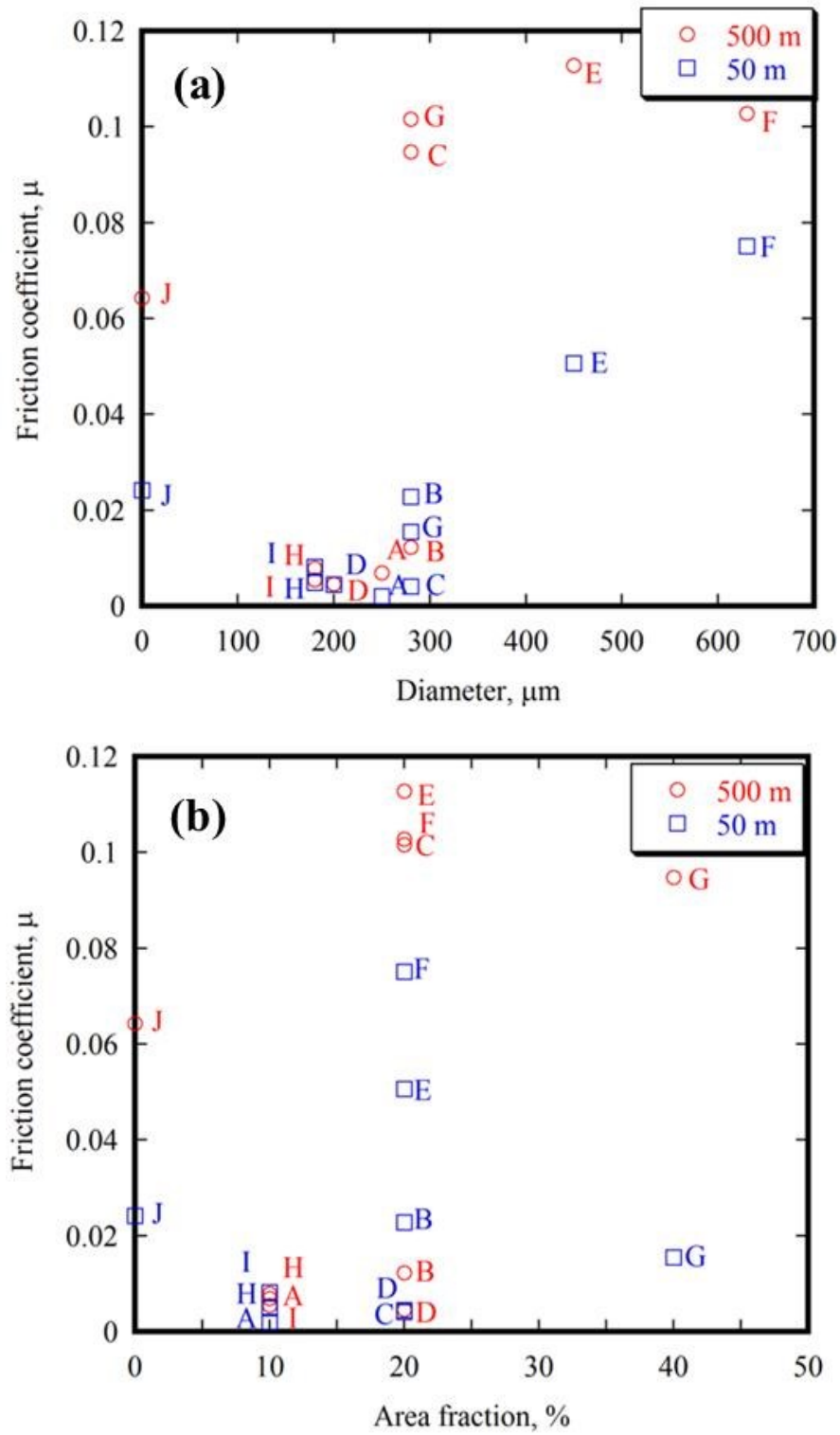


Fig. 4.4 テクスチャ形状と摩擦係数の関係 (a)ディンプル開口径 (b)面積率

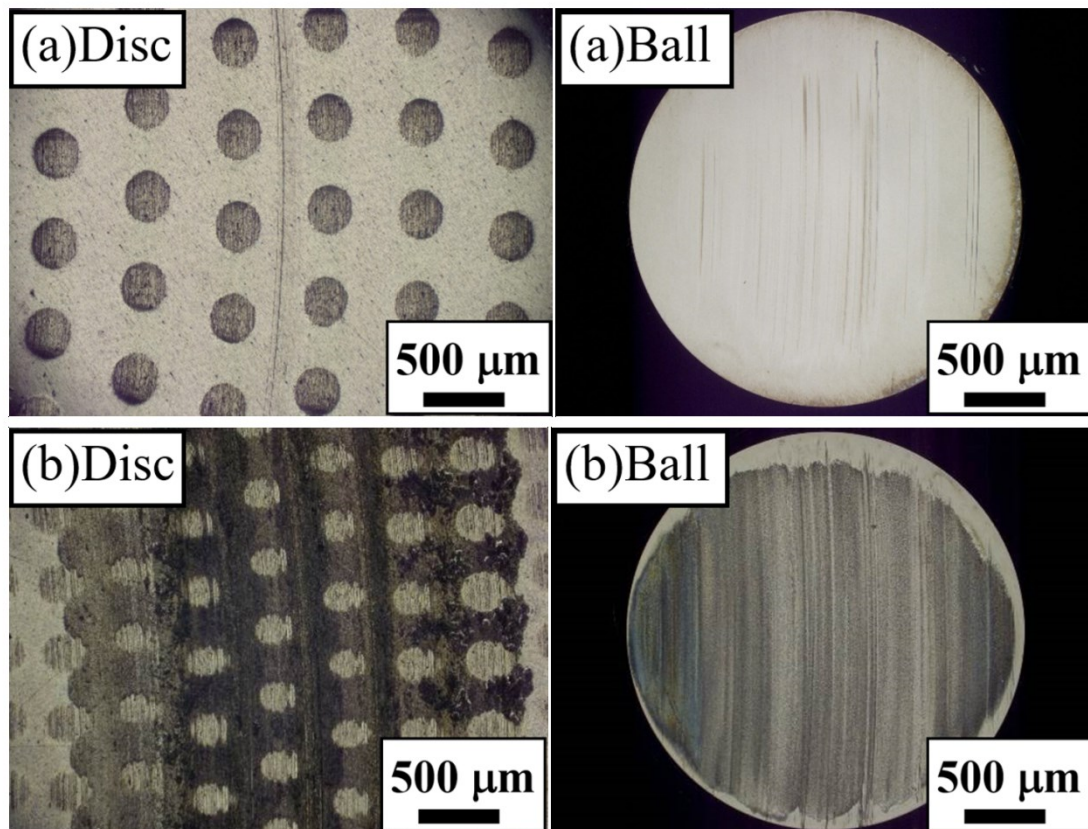


Fig. 4.5 摩擦速度 1 m/s における摩擦面の光学顕微鏡像

(a)ディンプル B (b)ディンプル G

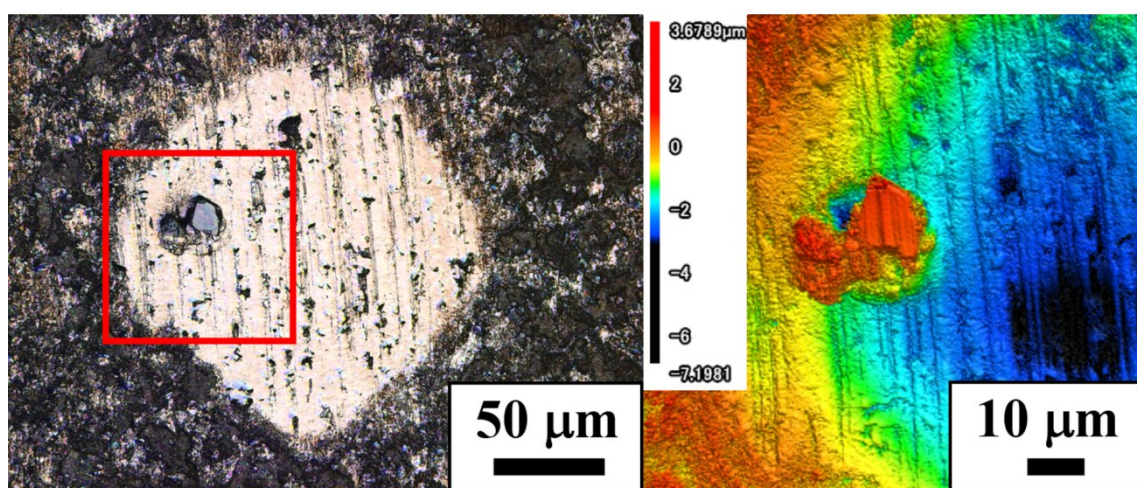


Fig. 4.6 ディンプル内部に捕集された摩耗粉の光学顕微鏡像と高さ分布

#### 4.4.2 低速度領域

低速条件での摩擦特性は摩擦速度 0.3 m/s の条件で評価し、固体接触頻度を高める目的で負荷荷重を 300 N とした。また、摩擦距離も 500 m から 1000 m に延長した。テクスチャ形状は Table 4.1 の B,C,G 面（開口径 280  $\mu\text{m}$ 、深さ 5 ないし 10  $\mu\text{m}$ 、面積率 20 あるいは 40 %）とした。摩擦係数の経時変化が Fig. 4.7 である。未加工面を含むいずれのテクスチャ面共に摩擦係数は摩擦距離 200 から 400 m の間での変化は小さいが、これ以降は摩擦距離の増加に伴い増加する傾向を示す。この変化の小さい領域における摩擦係数の大きさは未加工面で 0.12 程度に対して、深さ 5  $\mu\text{m}$  面積率 20 % の B 面では 0.09 と僅かに低下した。一方、深さ 10  $\mu\text{m}$  の C 面では若干高く、面積率 40 % のディンプル G 面ではむしろ増加した。400 m 以降、摩擦係数は増加し実験終了直前には 0.2 を超える場合もあるが、B 面のみ未加工面よりも低い。

実験前後の摩擦面プロファイル変化から算出された比摩耗量が Fig. 4.8 である。比摩耗量の差異は小さいものの摩擦係数に対応し、摩擦係数が終始低い B 面で最小であり、面積率の大きい G 面では未加工面よりも大きい。摩耗面の光学顕微鏡像 (Fig. 4.9) では、Fig. 4.3 の結果と同様にディスク摩擦面のディンプルの残存と凸部の黒色への変色に加え、ボール摩擦面には相手材の移着が確認できるが、その面積は Fig. 4.3 に比して摩擦面全域に及ぶ。実験前のボール摩擦面は鏡面 ( $\leq 0.01 \mu\text{m Ra}$ ) であることから、この凝着により表面粗さが増加することで固体接触頻度が増加し、摩擦係数が増加したと推定される。また、摩耗によるディンプル径の縮小はほとんどなく、テクスチャ形状の変化はないと判断される。

遷移領域と同様に、ディンプルの面積率や深さの増加が油膜厚さを低減させるならば、面積率の大きい C 面や深い G 面のテクスチャは油膜が薄く固体接触による荷重支持割合の増加により摩擦が高いと判断される。したがって、低速度域でも遷移領域と同様の大きさのディンプルを面積率 20%以下で付与することで、摩擦摩耗低減に寄与するこ

とが明らかとなった。ただし、低速度域は元々固体接触頻度が高い状態であることから、遷移領域と比べて表面粗さ増加による影響が少ないため、テクスチャ形状が摩擦係数に与える影響は小さいと考えられる。

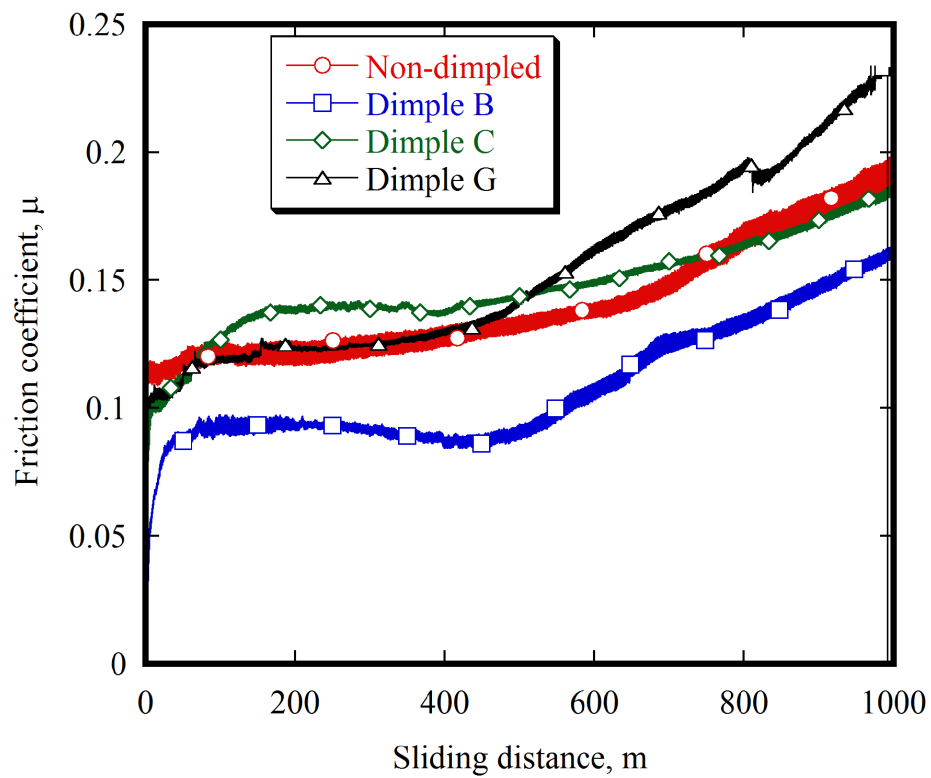


Fig. 4.7 低速度領域においてディンプル形状が摩擦係数に及ぼす効果

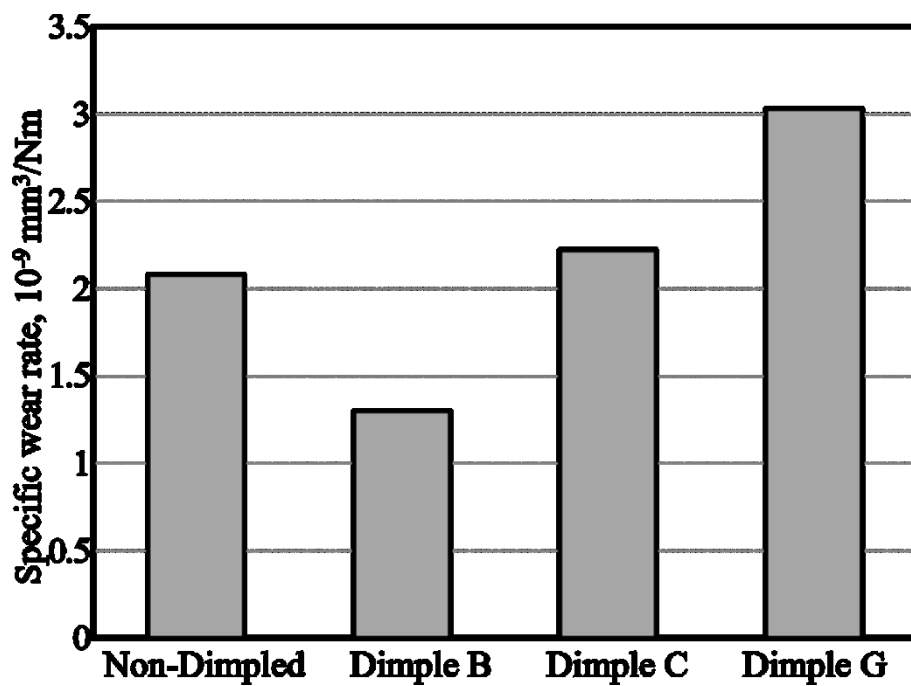


Fig. 4.8 低速度領域における試験後のディスク表面の比摩耗量

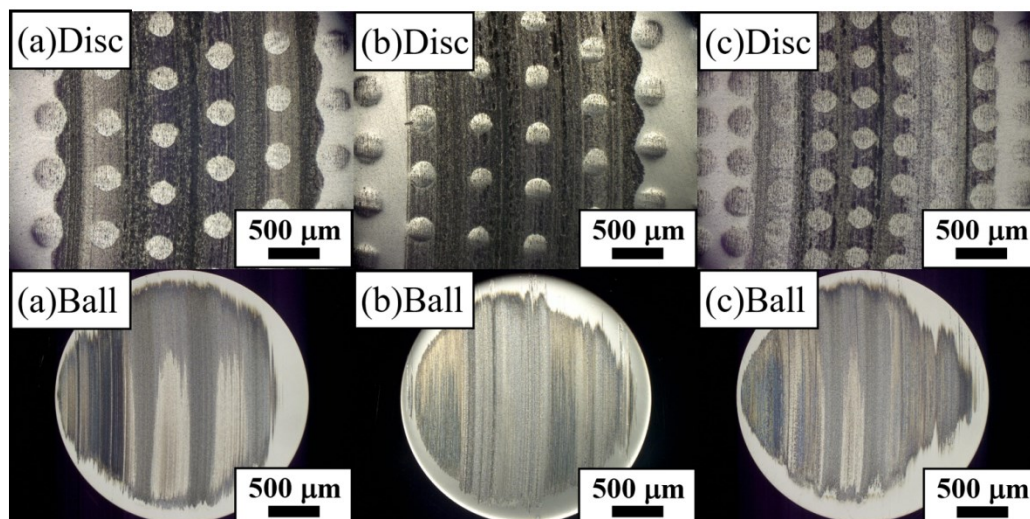


Fig. 4.9 低速度領域における摩擦面の光学顕微鏡像

(a)ディンプル B (b)ディンプル C (c) Dimple G

#### 4.4.3 高速度領域

高速度領域でのテクスチャ形状の効果は Table 4.1 記載の J~R のディンプル形状を用いて、摩擦速度 2 m/s, 負荷荷重 50 N の条件で評価した。なお、接触部からの油の飛散を抑制するために潤滑油として PAO 10cst@40°C を使用した。摩擦係数の経時変化が Fig. 4.10 である。摩擦係数は面積率が大きくディンプルが深い L 面では、実験初期に僅かな変動を伴いながら増加した後安定するが、その他のテクスチャ面 (K, P, Q 面) では実験初期からほぼ一定の値で推移する。未加工面の場合、実験初期の摩擦係数は僅かに高く、その後に低下し、最終的にはテクスチャ面よりも低い値をとる。

実験初期 (摩擦距離 0~50 m) および終期 (同 400~500 m) の摩擦係数とディンプルの面積率の関係をまとめた結果が Fig. 4.11 である。実験初期と終期の摩擦係数の差異は Fig. 4.4 の遷移領域の場合に比していずれの場合でも小さい。実験終期の摩擦係数は小さいディンプルを少ない面積率で付与した場合に低い値を示す傾向にあるが、未加工面よりは高い。また、P 面および Q 面と R 面のように同一面積率でもディンプル寸法によって、高い面積率の場合には N 面を除き摩擦係数は高い。

L 面および Q 面の摩擦面の光学顕微鏡像 (Fig. 4.12) では、ディスク側の損傷がほとんどないのに対して、ボール側摩擦面には条痕が形成されている。特に L 面に対向するボール摩擦面では全面にわたり形成されている。この条痕は固体接触の痕跡であるが、摩擦係数の経時変化を考慮すれば、L 面の場合には試験中継続して発生し、Q 面では実験初期に限定されると推定される。また、摩擦面全体にわたる条痕の形成は表面粗さの増加を招き、遷移領域、低速度領域と同様に固体接触の発生を助長する。

摩擦面の観察結果から明らかなように、低速度領域および遷移領域では固体接触により接触荷重の一部が支持されその分担率を低減させることで摩擦係数は低減する。他方、実験初期に発生する固体接触に起因する表面粗さの増加に比して油膜厚さが十分でない場合には、実験途中からの摩擦係数の増加を引き起こす。これを回避するためには、

十分な平坦部面積と浅いディンプルから構成されるテクスチャが有効となる。また、高速度域ではテクスチャの付与は摩擦係数の低減に寄与せず、むしろ油膜厚さ減少による固体接触を招く。この傾向を軽減させるテクスチャ形状が開口径 280  $\mu\text{m}$  以下、深さ 5  $\mu\text{m}$  以下、面積率 20 %以下であり、広範囲な速度条件にわたって摩擦低減に有効なテクスチャ形状の適正值であると考えられる。

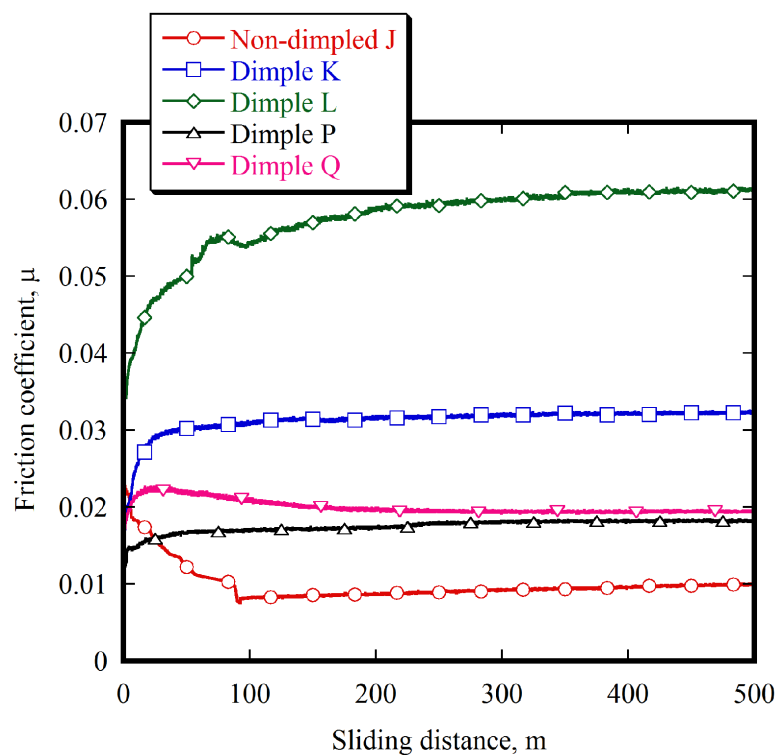


Fig. 4.10 高速度領域におけるテクスチャ表面の摩擦係数の経時変化

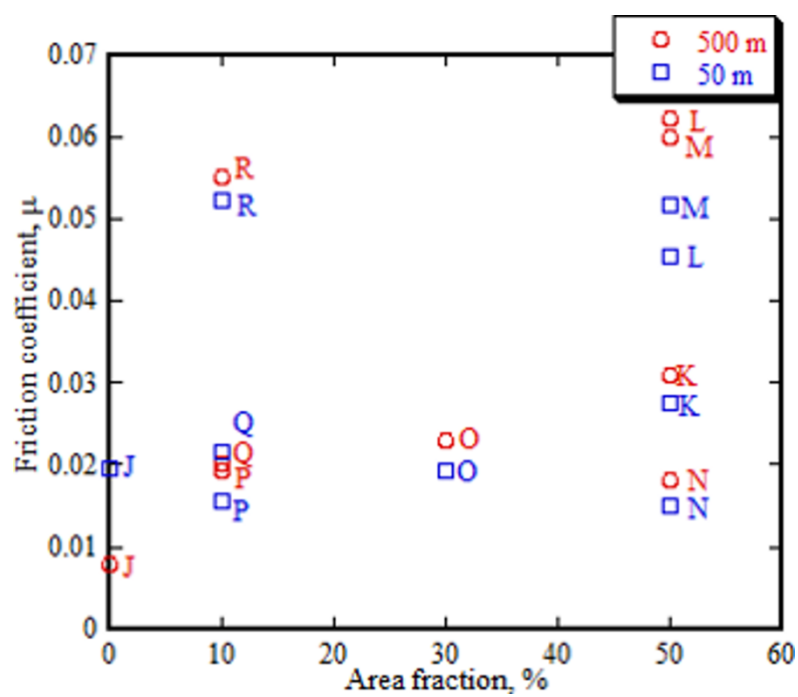


Fig. 4.11 高速度領域における面積率と摩擦係数の関係

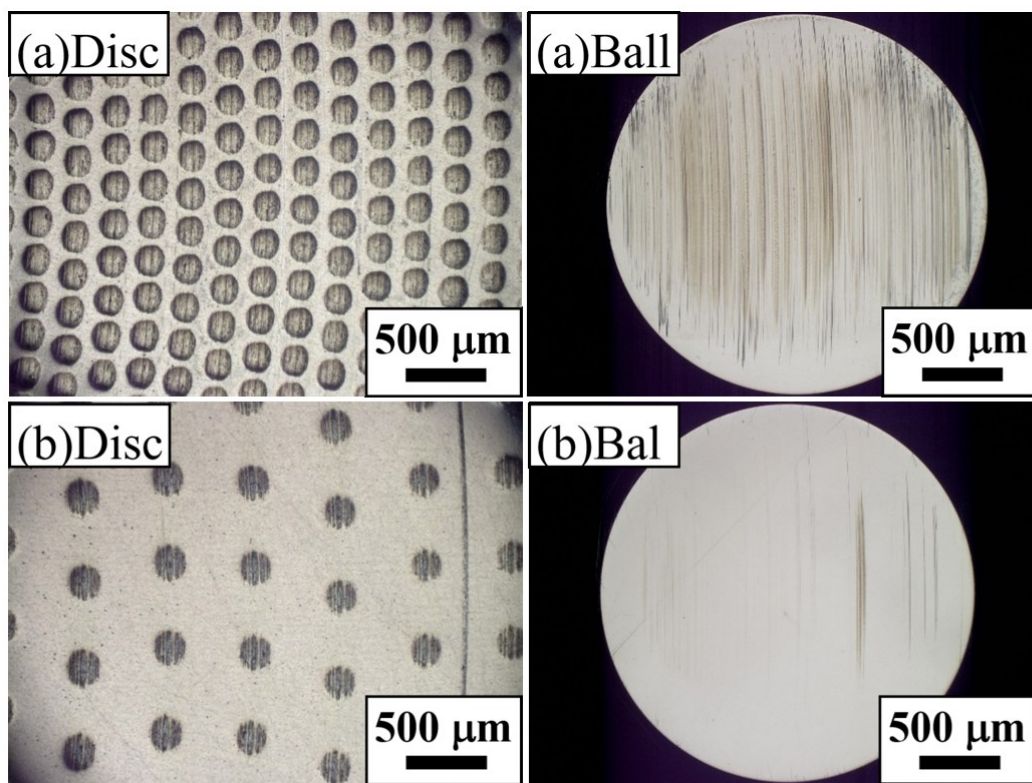


Fig. 4.12 高速度領域における摩擦面の光学顕微鏡像

(a) Dimple L (b) Dimple Q

#### 4.4.4 油膜パラメータとテクスチャ形状の関係

摺動面の状態から潤滑状態を評価するための指標としては油膜パラメータが適用される<sup>53)</sup>。テクスチャを付与した表面の粗さは、ディンプルを含まない平坦部のみの粗さを測定する方法と、ディンプルを含めた表面粗さを測定する2通りが考えられる。ディンプルを含まない場合、摺動初期の表面粗さは同一であり、本試験における摩擦係数の差異を説明することはできない。一方、ディンプルを含めた場合、ディンプルが大きく、面積率が大きい場合ほど表面粗さが増加し、固体接触の可能性が大きくなることになる。Figure 4.11 において、未加工面の場合に摩擦係数が最小であり、摺動面の二乗平均平方根粗さ  $R_q$  は最小値の約  $0.1 \mu\text{m}$  となる。テクスチャ面の粗さは摺動方向に沿ってディンプル中央部を通過するように測定した場合、面積率の低い小さいディンプルである Q 面の  $R_q$  は約  $1.4 \mu\text{m}$  に対して、同一面積率のディンプルが大きい R 面の場合の粗さは約  $2.3 \mu\text{m}$  となり摩擦係数も高い。さらに、高い面積率の場合、ディンプルの深い L 面の粗さは  $2.9 \mu\text{m}$  に対して、ディンプル寸法が小さい K 面の  $R_q$  は  $1.5 \mu\text{m}$  となり摩擦係数の増加が抑制される。このことから、高速度領域における  $R_q$  の増加は油膜厚さの減少による摩擦係数の増加と対応していると推測され、油膜が厚い条件では  $R_q$  から摩擦係数の増加を推定できると考えられる。一方、低速度領域及び遷移領域においては、 $R_q$  の最も小さい未加工面よりも  $R_q$  の大きいテクスチャ面の摩擦特性が向上している。これはテクスチャによる摩擦係数の変化が油膜厚さだけによるものではなく、摩耗粉捕集の効果が作用していることに由来する。この速度域においても、テクスチャ面同士の比較では  $R_q$  と摩擦係数の増減は対応しており、油膜厚さの変化が固体接触割合の変化に影響を与えるため、高速度域と同様に  $R_q$  により摩擦係数を推定できると考えられる。以上から、本実験のような比較的開口径が大きく浅いディンプルから構成されるテクスチャの油膜パラメータの評価には、テクスチャを考慮した表面粗さを用いることで摩擦係数の結果を推定できる指針を得た。

## 4.5 結言

微細断続切削(タイリング加工)でアルミニウム鋳造合金上(AC8A-T6 材)にテクスチャを付与し、そのディンプルの開口径や深さ、面積率が摩擦特性に及ぼす影響について、開口径 180～630  $\mu\text{m}$ 、深さ 2～40  $\mu\text{m}$ 、面積率 10～50 %の範囲で検討した。得られた結果を要約すれば以下のようなものである。

1. 負荷荷重 100 N とし、テクスチャ面の摩擦係数の速度依存性を評価したところ、その大きさは摩擦速度 1 m/s で最小となった。その大きさは未加工面に比して 1/10 程度に低減するが、これは固体接触の発生頻度抑制に起因する。また、この条件においてテクスチャ形状によっては、未加工面よりも摩擦係数が増加することも明らかとなった。摩擦係数低減に有効なテクスチャ寸法としては、開口径 280  $\mu\text{m}$  以下および深さ 5  $\mu\text{m}$  以下の浅いディンプルを面積率 20 %以下とするのが好ましいとの結論を得た。
2. 固定接触が頻発する 1 m/s 未満の速度域でも上記のテクスチャ寸法とすることで、若干ではあるが摩擦や摩耗が低減することがわかった。1 m/s より大きな速度域では、テクスチャの付与は摩擦係数を増加させる結果となったが、上記のテクスチャではその傾向を低減できることも確認された。
3. 本研究のような比較的開口径が大きく浅いディンプルから構成されるテクスチャの油膜パラメータの評価には、テクスチャを考慮した表面粗さを用いることで潤滑状態を推定できる指針を得た。

## 第 5 章

# 微細断続切削加工によって形成した特殊形状ディンプルの摩擦特性

### 5.1 緒言

テクスチャリングに関する研究は円形のディンプルを対象にしていることが多く、第 3, 4 章においても円形ディンプルにおいてその寸法、面積率が摩擦特性に及ぼす影響について明らかにした。第 3, 4 章で用いた微細断続切削加工によるテクスチャリング手法ではディンプル寸法の変化のみならず、刃先形状を変更することでディンプルの開口形状が変化する。楕円形状など非円形のディンプルの摩擦特性はその形状及び摺動方向に対する配置が摩擦特性に影響を与えることが報告されている<sup>54-56)</sup>。これは、ディンプル単体として見た時の負荷容量の変化だけでなく、摺動面全体として見た時に圧力分布が変化することで、潤滑油の流れが影響を受けるためであると報告されている<sup>57,58)</sup>。この潤滑油流れの制御により、シール部品における潤滑油の漏れ防止などが期待されている。

本章では、微細断続切削によるテクスチャリング手法において、刃先形状を変化させた場合に形成される特殊形状のディンプルの摩擦特性に関して、相手材を高炭素クロム軸受鋼 (SUJ2) として実験的に評価した。その際に、ディンプルの配列や摺動方向の違いが摩擦特性に与える影響についても評価を行った。

### 5.2 実験方法

#### 5.2.1 試験片

試験片は前章までと同様の形状の AC8A-T6 のディスク状試験片である。試験片表面

は微細断続切削加工（タイリング加工<sup>TM</sup>）によりディンプルを付与した．タイリング加工に使用した工具の刃先形状は Fig. 5.1 に示す円形，半円形，三角形の 3 種類の工具であり，三角形の刃先については先端の開き角度（ $\angle$ ）が異なるものを 5 種類用いた．それぞれの刃物で形成されたディンプルのレーザ顕微鏡測定による鳥瞰図及び断面プロファイルを Fig. 5.2 に示す．なお，試験片は第 4 章までと同様にダイヤモンドスラリーにより研磨を施し，平坦部の表面粗さは  $0.03\ \mu\text{m Ra}$  程度とした．Figure 5.1(b)の半円刃先の工具を用いた場合，形成されたディンプルの開口形状も Fig. 5.2(b)のような半円状となり，その断面形状は半円の弦にあたる部分でほぼ垂直に立ち上がるような形状となった．また，Fig. 5.1(c)の三角形刃先の工具により得られたディンプルは Fig. 5.2(c)のような細長い開口形状の紡錘形状のディンプルとなった．断面プロファイルはディンプルの長手方向（ $d1$  方向）には円形ディンプルと同様の断面であるが，短手方向（ $d2$ ）は底部が尖ったような断面プロファイルとなった．また，アスペクト比（ $d1/d2$ ）は三角形の刃先の開き角により変化した．作製したディンプルの形状を Table 5.1 に示す．半円ディンプル及び紡錘形ディンプルについては，摺動方向に対して複数の配置方法が考えられる．そこで，半円については Fig. 5.3 の模式図に示すように半円の弦の部分がハの字状に直行するものを 2 種類作製し，紡錘形については，Fig. 5.4 に示すように摺動方向に対して長手方向が平行な配置，手動域の中央付近で交差するように  $25^\circ$  の対向した傾斜をつけた配置，摺動方向に対して長手方向が垂直な配置の 3 つのパターンを作製した．

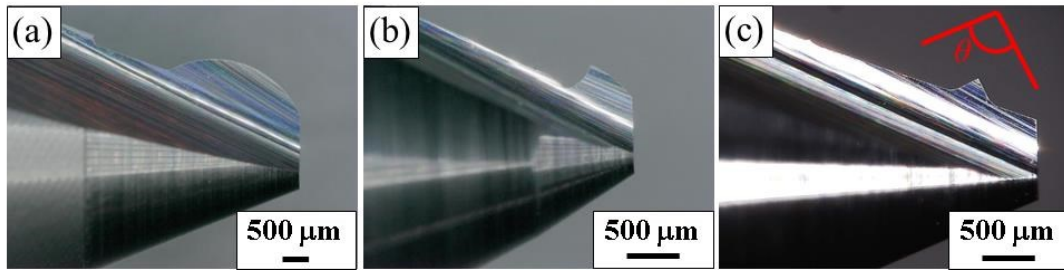


Fig. 5.1 工具の刃先形状

(a) 円形 (b) 半円形 (c) 三角形

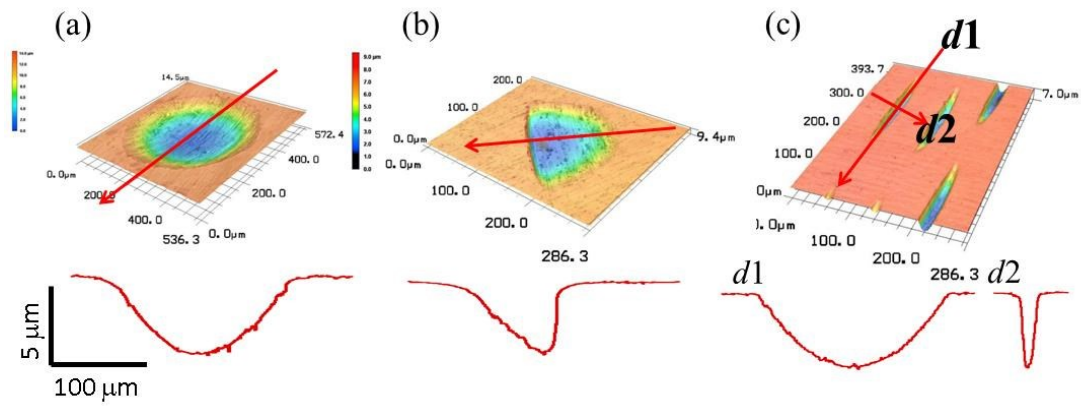


Fig. 5.2 切削により形成された特殊形状ディンプルの鳥瞰図及び断面形状

(a) 円形 (b) 半円形 (c) 紡錘形

Table 5.1 デンプル形状

| No. | Geometry   | Diameter, $\mu\text{m}$ |        | Aspect ratio, $d\ 1/d\ 2$ | Depth, $\mu\text{m}$ | Area fraction, % |
|-----|------------|-------------------------|--------|---------------------------|----------------------|------------------|
|     |            | $d\ 1$                  | $d\ 2$ |                           |                      |                  |
| C1  | Circle     | 200                     | 200    | 1                         | 5                    | 15               |
| C2  |            |                         |        |                           |                      | 10               |
| SC1 | Semicircle |                         | 100    | 2                         |                      | 15               |
| SC2 |            |                         |        |                           |                      | 7.5              |
| F1  | Fusiform   |                         | 15     | 13.3                      |                      | 15               |
| F2  |            |                         |        |                           |                      | 10               |
| F3  |            |                         | 26     | 7.7                       |                      |                  |
| F4  |            |                         | 40     | 5                         |                      |                  |
| F5  |            |                         | 72     | 2.8                       |                      |                  |
| F6  |            |                         | 122    | 1.6                       |                      |                  |
| F7  |            | 122                     | 200    | 0.61                      |                      |                  |
| F8  |            | 72                      |        | 0.36                      |                      |                  |
| F9  |            | 40                      |        | 0.2                       |                      |                  |
| F10 |            | 26                      |        | 0.13                      |                      |                  |
| F11 | 15         | 0.075                   |        |                           |                      |                  |

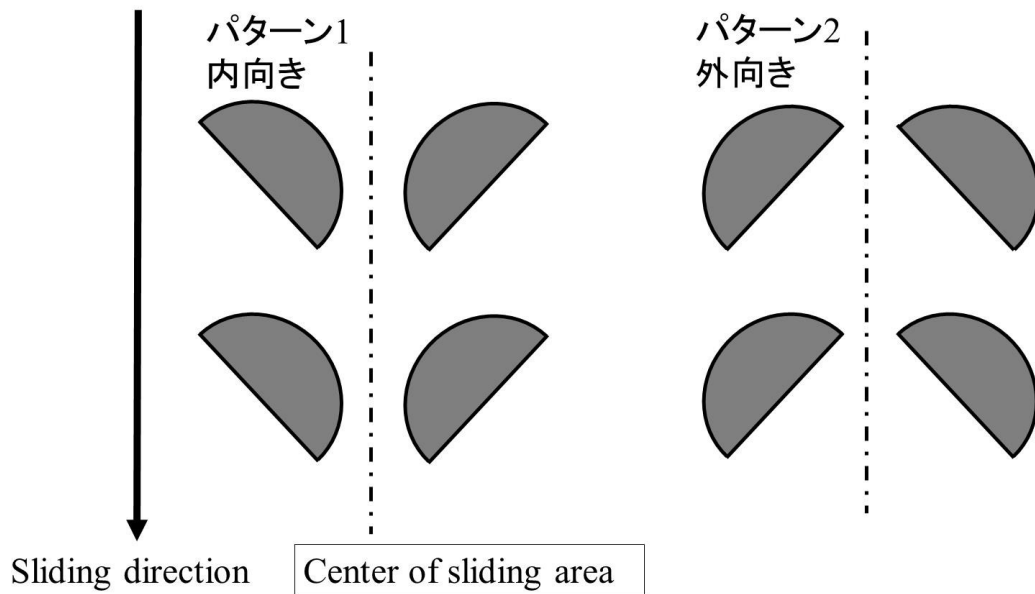


Fig. 5.3 半円デンプルの配置方法

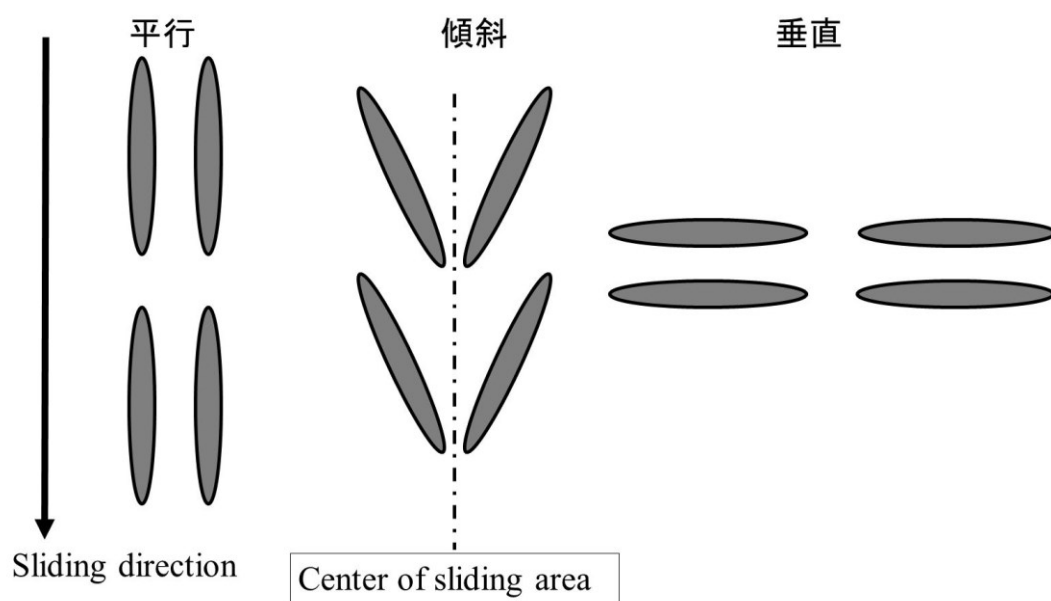


Fig. 5.4 紡錘形ディンプルの配置方法

### 5.2.2 試験装置

摩擦特性は第 2, 3 章と同様に 3 ボールオンディスク式摩擦試験機により評価した。試験は、摺動距離 500 m 毎に荷重を増加させており、荷重を増やすたびに一度試験機を停止し、試験片を洗浄後、再度潤滑油を供給する形式で繰り返した。試験条件は Table 5.2 の通りである。また、試験途中で異常な音・振動が発生し、摩擦係数が急増した場合を焼付きと判断し、その時の荷重を耐荷重として試験を終了した。

Table 5.2 試験条件

|                      |                |
|----------------------|----------------|
| Applied load [N]     | 50-450         |
| Sliding speed [m/s]  | 1.0-2.0        |
| Sliding distance [m] | 500            |
| Temperature [°C]     | 25             |
| Lubricant            | PAO 10cSt@40°C |

## 5.3 実験結果

### 5.3.1 特殊形状ディンプルの摩擦特性

円形ディンプル (C1), 半円ディンプル (SC1, SC2) 及び紡錘形ディンプル (F1) を形成した場合の各荷重における摩擦係数を Fig. 5.5 に示す. 半円ディンプルは Fig. 5.3 の内向き配置であり, 紡錘形ディンプルは Fig. 5.4 の平行の配置である. また, 摩擦係数は試験終了前の摺動距離 100 m の間の平均値である. 実験条件は摩擦速度 2.0 m/s であり, 初期の荷重を 50 N として, 摺動距離 500 m 毎に荷重を 25 N ずつ増加させた. 比較として, ディンプル加工を施していない未加工面についても研磨を施し評価した. ディンプルなしの場合, 初期の摩擦係数は低い値を示したが, 125 N で摩擦係数が急増し, その後摩擦係数は低下, 再度 225 N で摩擦係数が急増して焼付きに至った. 面積率 15 % の円形ディンプル, 半円ディンプルの耐荷重はほぼ変わらず 350~375 N であり, 紡錘形ディンプルでは最も高い 450 N の耐荷重であった. また, 面積率 7.5 % の半円ディンプルでは耐荷重は 300 N であり, 面積率が低下すると耐荷重が減少する傾向が見られた. 摩擦係数を比較すると, 低荷重域においてはディンプルがない場合が最も摩擦係数が低い傾向が見られ, 50~100 N の摩擦係数の平均値は 0.011 であった. 同様に, 面積率 15 % の円形ディンプルの場合は 0.036, 半円ディンプルの 15 % では 0.024, 紡錘形では 0.026, 半円ディンプルの 7.5 % の場合は 0.019 であり, 面積率が小さい場合の摩擦係数が小さかった.

ディンプルなし, 円形ディンプル (C1), 半円ディンプル (SC1), 紡錘形ディンプル (F1) において, 荷重 100 N の試験後の摩擦面画像を Fig. 5.6 に示す. 摺動方向は画像上から下に向かう方向である. ディンプルのない場合は表面に傷はほとんど見られず, 荷重 100 N の低荷重域までは流体潤滑状態であったと推測される. 一方, ディンプルを形成した場合には条痕が見られることから固体接触を生じており, 摩擦係数が最も高い円形ディンプルにおいては多数の条痕が見られる. 第 4 章において, 流体潤滑域におい

て、ディンプルを形成した場合に油膜が薄くなり固体接触を招く傾向が見られた。本試験条件においてもそれと同様の現象を生じたと考えられ、摩擦係数の大小関係を考慮すれば、半円ディンプル、紡錘形ディンプルよりも円形ディンプルの場合に油膜が薄くなる傾向が大きいと推察される。

ディンプル加工を施していない未加工面が焼付いた荷重 225 N での試験終了後のディンプルなし、半円ディンプル (SC1) の摩擦面画像が Fig. 5.7 である。ディンプルなしの場合には、固体接触により摺動面全域が変色しているが、半円ディンプルを形成した場合には、Fig. 5.6(b)と比較して条痕がわずかに増加した程度であり、大きな損傷は見られない。Figure 5.6 及び Fig. 5.7 における条痕は、試験片の半径方向において、ディンプルのない軌道に集中していることから、ディンプルが形成されたことで、摩耗粉捕集効果、もしくは油溜りとしての効果により油膜が破断しにくくなったことにより、耐荷重が増加したと考えられ、面積率が低い場合にはその効果が減少したと推察される。

以上の結果から、微細断続切削によりディンプルを付与することにより耐荷重が増加し、その形状により異なる摩擦特性を示すことが明らかとなった。また、ディンプル形状を半円形、紡錘形とすることで円形のディンプルよりも耐荷重が向上することがわかった。

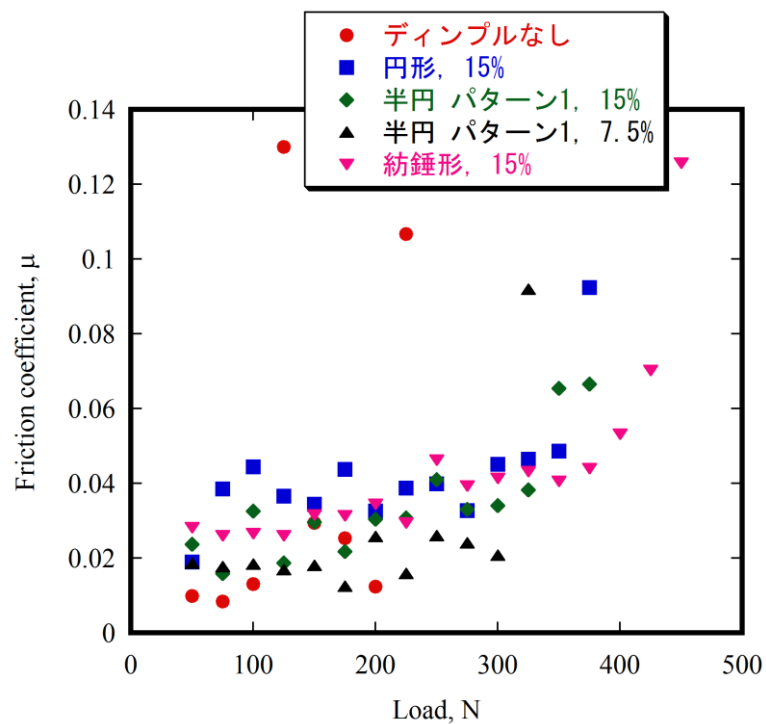


Fig. 5.5 特殊形状デンプルの摩擦特性

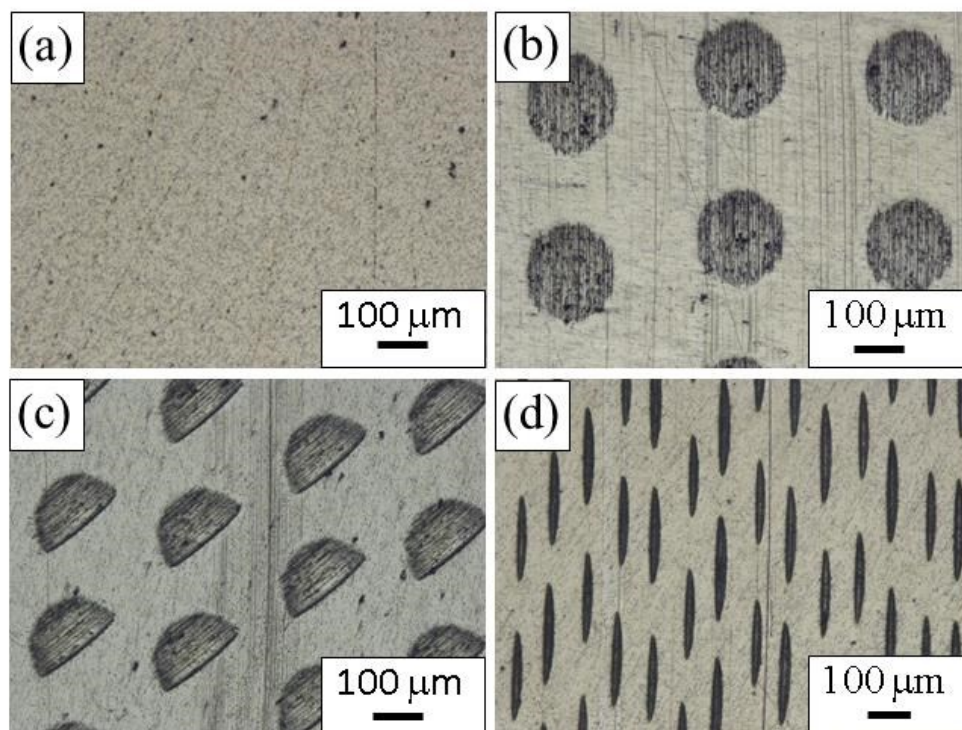


Fig. 5.6 100 N 試験後の摩擦面の光学顕微鏡像

(a) デンプルなし (b) 円形 C1 (c) 半円 SC1 (d) 紡錘形 F1

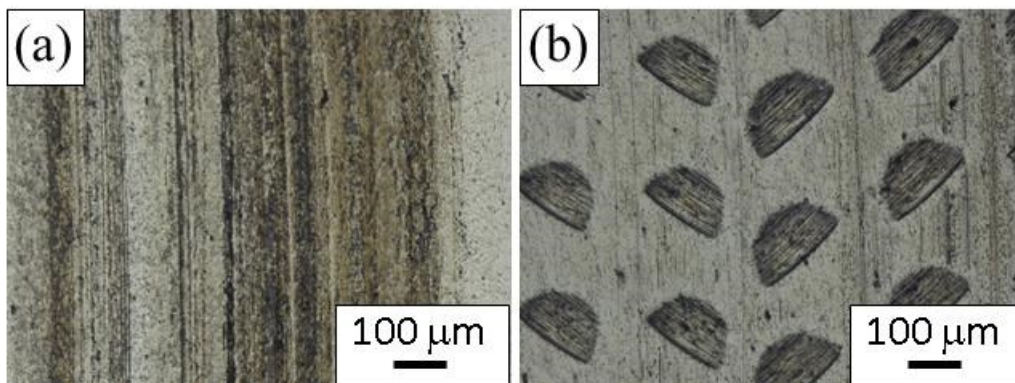


Fig. 5.7 225 N 試験後の摩擦面の光学顕微鏡像

(a) デンプルなし (b) 半円 SC1

### 5.3.2 紡錘形ディンプルのアスペクト比の影響

紡錘形ディンプルの形状が摩擦特性に与える影響を調査するため、Table 5.1 のアスペクト比が異なる紡錘形ディンプル (F2~F11) 及び円形ディンプル (C2) について摩擦試験を実施した結果が Fig. 5.8 である。なお、紡錘形ディンプルの F7~F11 は、Fig. 5.4 の垂直配置とした場合であり、 $d_1$  と  $d_2$  を入れ替えてアスペクト比を計算している。試験条件は摩擦速度 1 m/s、試験荷重は 50 N、200 N、400 N の 3 通りであり、各荷重について摺動距離 500 m まで試験を実施した。50 N の試験ではほとんどのディンプルで摩擦係数は 0.01~0.02 付近の値をとるが、荷重が増加するにつれて、低アスペクト比のディンプルでは摩擦係数が 0.04 以上に大きく増加する傾向が見られた。高アスペクト比のディンプルでは荷重 400 N でも摩擦係数 0.02 以下を維持しており、アスペクト比 5 以上の場合に摩擦係数低減効果が大きくなった。

Figure 5.9 に示す 400 N 試験後の摩擦面の光学顕微鏡像では、摩擦係数の低かった高アスペクト比のディンプル (Fig. 5.9a) の摺動痕は少ないが、摩擦係数の高かった低アスペクト比のディンプルでは、凝着と思われる黒く変色した摺動痕が見られ、高アスペクト比のディンプルでは高荷重の条件においても強い固体接触を回避できたと推察される。

以上から、紡錘形ディンプルのアスペクト比は摩擦特性に影響を与え、高アスペクト比の場合に摩擦特性が向上することが明らかとなった。

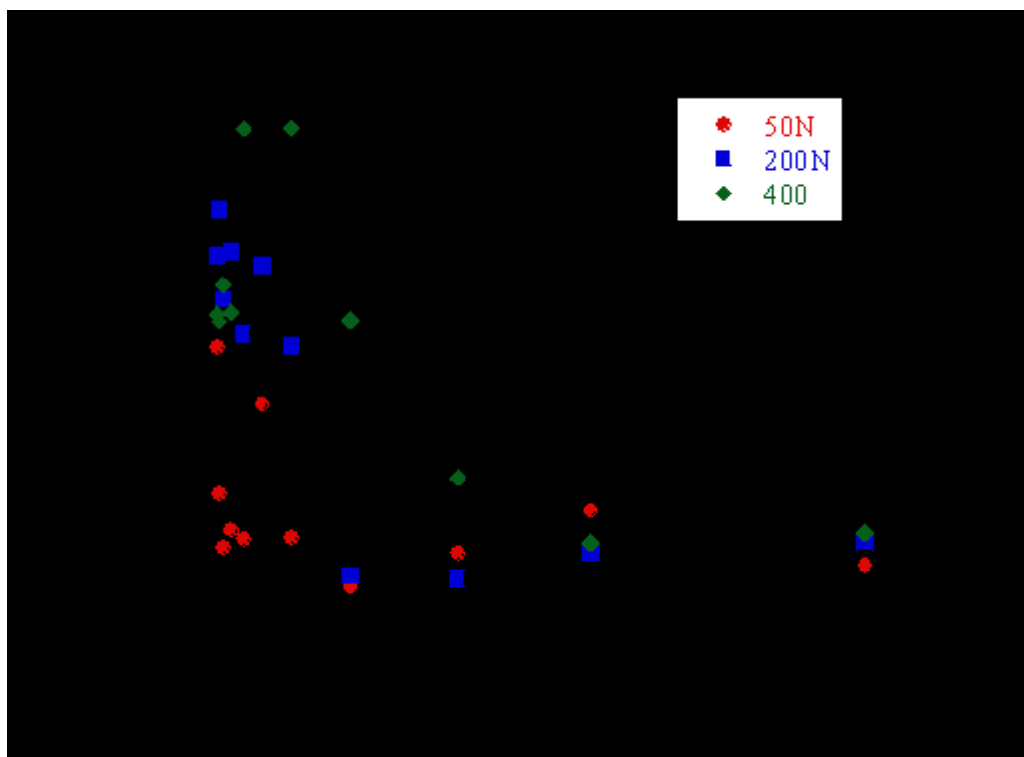


Fig. 5.8 紡錘形ディンプルのアスペクト比と摩擦係数の関係

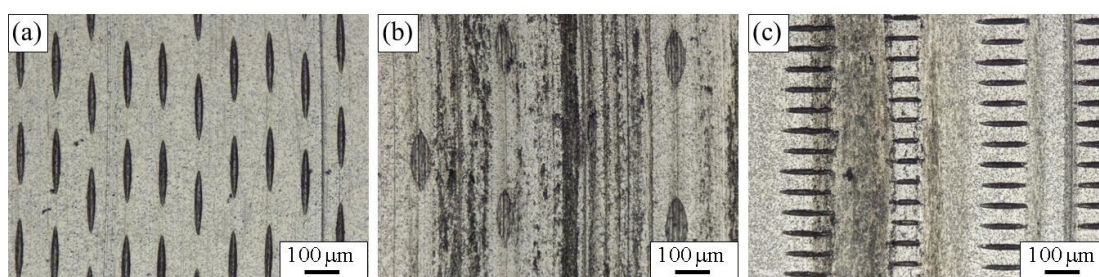


Fig. 5.9 荷重 400 N 試験後の摩擦面の光学顕微鏡像

(a) F2-アスペクト比 13.3 (b) F4-アスペクト比 5 (c) F11-アスペクト比 0.075

## 5.4 考察

### 5.4.1 ディンプル配置の影響

Figure 5.5 の結果から半円ディンプルの内向き配置では円形ディンプルと比較して低荷重域における摩擦係数が低くなる傾向が見られた。また，Fig. 5.8 において，紡錘形ディンプルを摺動方向に対して垂直に配置した低アスペクト比のディンプルでは耐荷重が低下する傾向が見られ，非円形ディンプルの摺動方向に対する配置方法が摩擦特性に影響を与える可能性が示唆された。そこで，半円ディンプルの向きを変更した配置 (Fig. 5.3 (b))，紡錘形ディンプルを摺動域の中央付近で交差するように  $25^\circ$  の対向した傾斜をつけた配置 (Fig. 5.4 (b)) を用いて追加の試験を実施した。試験に用いたディンプルは Table 5.1 の SC2 (半円) 及び F1 (紡錘形) である。試験条件は 5.3.1 と同じである。

Figure 5.10 に示す試験結果では，半円ディンプルの耐荷重は，内向き配置では 325 N であるが，外向き配置では 125 N となり大きく減少した。また，紡錘形ディンプルの耐荷重はわずかに増加した。紡錘形ディンプルの摩擦係数は傾斜をつけた場合，50 N ～ 300 N の領域において減少しており、流体潤滑状態から固体接触を生じ潤滑状態が変化する荷重が，より高荷重側にシフトするような傾向を示した。

Figure 5.11 に荷重 125 N での試験後の摩擦面の光学顕微鏡像を示す。半円ディンプルでは，ディンプルの配置方向が変化する摺動域の中央付近において固体接触を生じ，摩擦面が変色している。一方，紡錘形ディンプルでは摺動痕が全く見られず，固体接触を生じない流体潤滑状態であったことが示唆され，ディンプル配置を変更することで油膜厚さが変化すると考えられる。Figure 5.5 及び Fig. 5.10 の内向きの半円ディンプルにおいては，円形ディンプルよりも油膜厚さが増加したことで低荷重域における固体接触割合が低減し，摩擦係数が低減したと考えられる。一方，外向きの半円ディンプルにおいては，摺動痕が摺動域中央付近にのみ形成されていることから，ディンプルの方向が変

化する領域において油を摺動域外に排出するような油の流れに変化したことで、部分的に油膜破断を生じやすくなり、耐荷重低下につながったと予想される。また、紡錘形ディンプルにおいても、傾斜つけることで油膜厚さの増加に繋がったと考えられ、Fig. 5.10 の特に 100 N から 300 N 付近の部分的に固体接触を生じやすい領域においても、流体潤滑状態を維持できるようになったことで摩擦係数が低下したと推察される。

以上から、非円形ディンプル のテクスチャでは、その配置方法により油膜厚さが変化し、固体接触割合が変化することが明らかとなり、適切な配置とすることで摩擦特性をさらに向上できる可能性が示唆された。

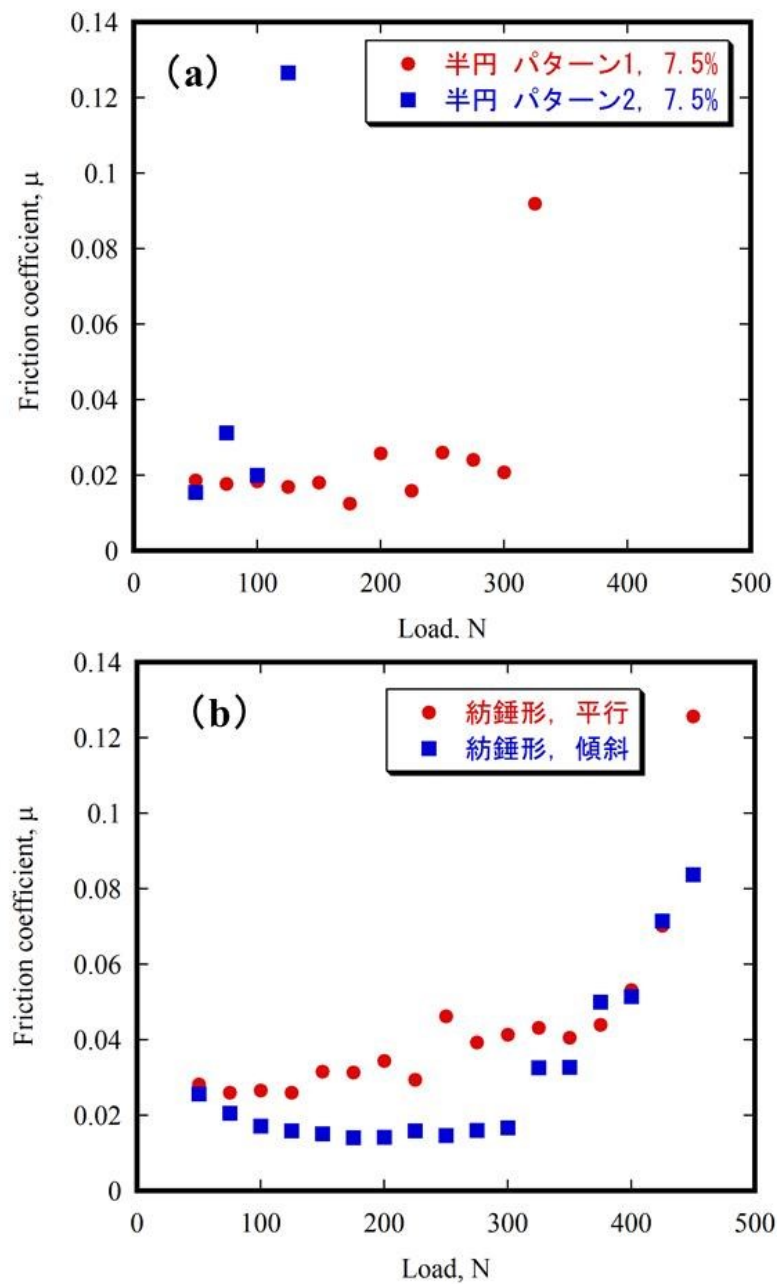


Fig. 5.10 非円形ディンプルの配置が摩擦特性に与える影響

(a) 半円 (b) 紡錘形

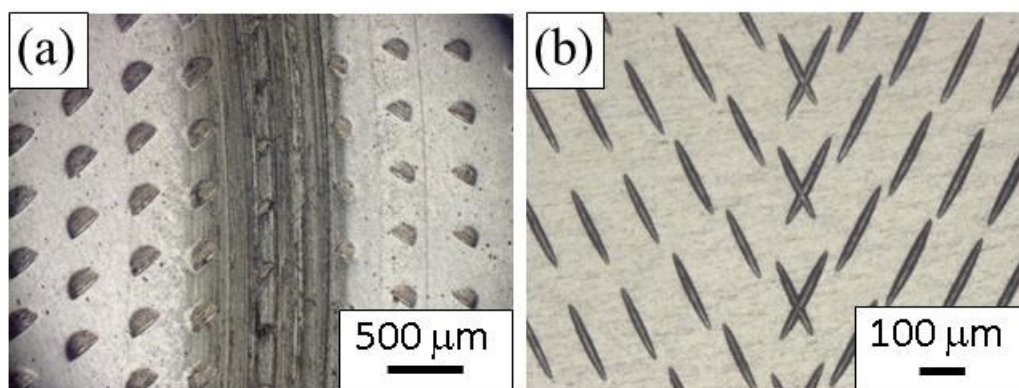


Fig. 5.11 荷重 125 N での試験後の摩擦面の光学顕微鏡像

(a) 半円 内向き (パターン 2) (b) 紡錘形 傾斜

#### 5.4.2 紡錘形ディンプルの摩擦低減機構

Figure 5.9 の摩擦面の光学顕微鏡像では、摺動痕はディンプル間の平坦部に集中して形成されていた。ディンプルによる摩擦低減機構として、摩耗粉捕集や油溜りが知られているが、スパイラル状にディンプルを配列した場合、ある摺動半径においてはディンプルがほとんど存在しないことになり、ディンプルの機能が発現し難い可能性が考えられる。そこで、円形ディンプルを、Fig. 5.12(b)に示すような格子状に配列したものを作製し、スパイラル配列状配列のテクスチャと摩擦特性を比較した。Figure 5.13 は円形ディンプル（C2）をスパイラルまたは格子状に配置した場合の荷重 50 N, 200 N, 400 N における摩擦係数であり、比較として紡錘形ディンプル（F1）の結果も示した。試験条件は、5.3.2 と同様である。スパイラル配列では荷重の増加に伴って摩擦係数が増加し、400 N で焼付きに至ったが、格子状配列では摩擦係数の増加はわずかであり、400 N でも焼付かなかった。この傾向は紡錘形ディンプルと同様であり、摩擦係数の値は紡錘形ディンプルの方が小さい。

スパイラル状、格子状に配列した円形ディンプルの荷重 300 N の試験後の摩擦面の光学顕微鏡像（Fig. 5.14）では、スパイラル状配列の場合には摺動方向に垂直な方向（ディスク試験片半径方向）のディンプル間距離が大きく、ディンプル間に摺動痕が集中しているのに対して、ディンプル間隔の狭い格子状配置では、条痕が全体的に分散したように形成されている。この違いは、摩耗粉が発生したときに格子状配置の方がディンプルを通過する可能性が高いことで、突発的な摺動面の損傷を抑制でき、また、どの摺動半径においても油溜りとしてディンプルが存在することで、油膜破断を防ぎやすいことに起因すると推察される。したがって、ある摺動半径においてディンプルが存在しない軌道を少なくできる配置の方が摩擦特性の向上に有効であると考えられる。また、同じスパイラル状配置であっても、円形ディンプルと紡錘形ディンプルを比較すると、紡錘形ディンプルの方が摩擦特性が向上している理由の 1 つとして、同一面積率のテクスチ

チャを付与する場合、高アスペクト比の細いディンプルほど、ディスク半径方向のディンプル個数を増やすことができるため、格子状配列にした場合と同様な効果が発揮されたと考えられる。この内容を支持する結果として、Fig. 5.9 において、平行配置の紡錘形ディンプルの場合には摺動痕がほとんど形成されていないのに対して (Fig. 5.9(a))、半径方向のディンプルピッチが大きくなるアスペクト比の小さい場合 (Fig. 5.9 (b)(c)) ではディンプル間に損傷が集中している。

テクスチャによる摩擦低減機構として摩耗粉捕集や油溜り以外に、動圧発生効果があり、紡錘形ディンプルにおいては、高アスペクト比である平行配置の場合と、低アスペクト比となる垂直配置では、発生圧力の大きさが異なることが予想される。そこで、数値解析により両者の圧力の違いを検討した。解析には汎用ソフト ADINA CFD を用いた。計算は Fig. 5.15 に示すような下面に単一のディンプルを有する二面間の摺動を対象とし、紡錘形ディンプルの(a)平行と (b) 垂直の二通りを比較した。計算条件は Table 5.3 に示す通りであり、キャビテーションの発生は考慮していない。Figure 5.16 に示す解析結果から、垂直配置よりも平行配置の場合に高い圧力が発生している。二次元計算上では、ディンプルの深さに対して長い断面を有するディンプルの圧力が大きくなり、垂直の場合には、ディンプルの深さとしては圧力が大きくなる可能性はあるものの、長さが短いために、圧力の極大値、極小値の位置が近く、圧力が十分に上がりきることができないものと思われる。したがって、摺動方向に対して垂直に配置した低アスペクト比のディンプルでは十分な動圧が発生しないため、油膜が薄くなり固体接触頻度が増加しやすい状態であったと推察される。Figure 5.8 において、荷重 50 N では動圧発生効果が小さいディンプル形状であっても荷重自体が小さいため固体接触に至らない場合が多かったが、200 N 以降ではアスペクト比による動圧効果の差により固体接触の頻度が変化したと考えられる。

以上から、紡錘形ディンプルは円形ディンプルと比して摩耗粉捕集や油溜りの効果が

発現しやすいことで、突発的な摩擦面の損傷を回避することができるため耐荷重が増加  
すると考えられる。加えて、摺動方向に対してディンプルの断面が長い形状を有してい  
ることで、動圧効果により荷重支持も期待できるため、摩擦特性が向上すると考えられ  
る。

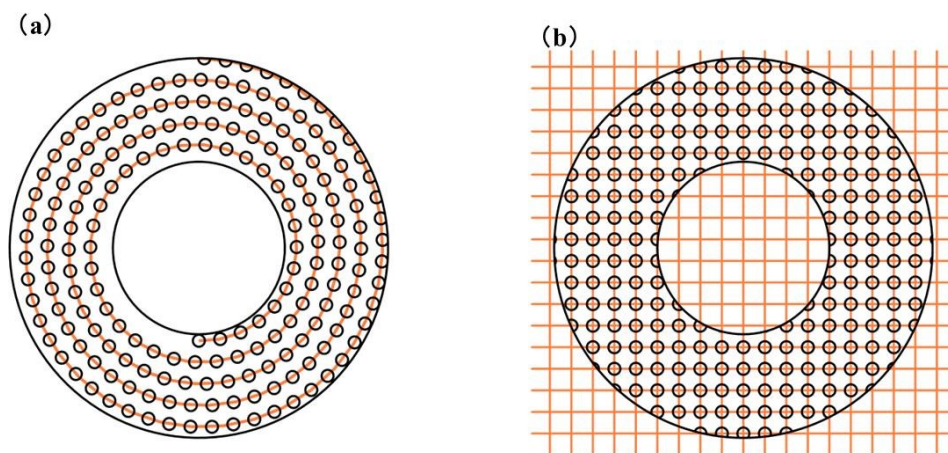


Fig. 5.12 ディンプル配列

(a)スパイラル状 (b) 格子状

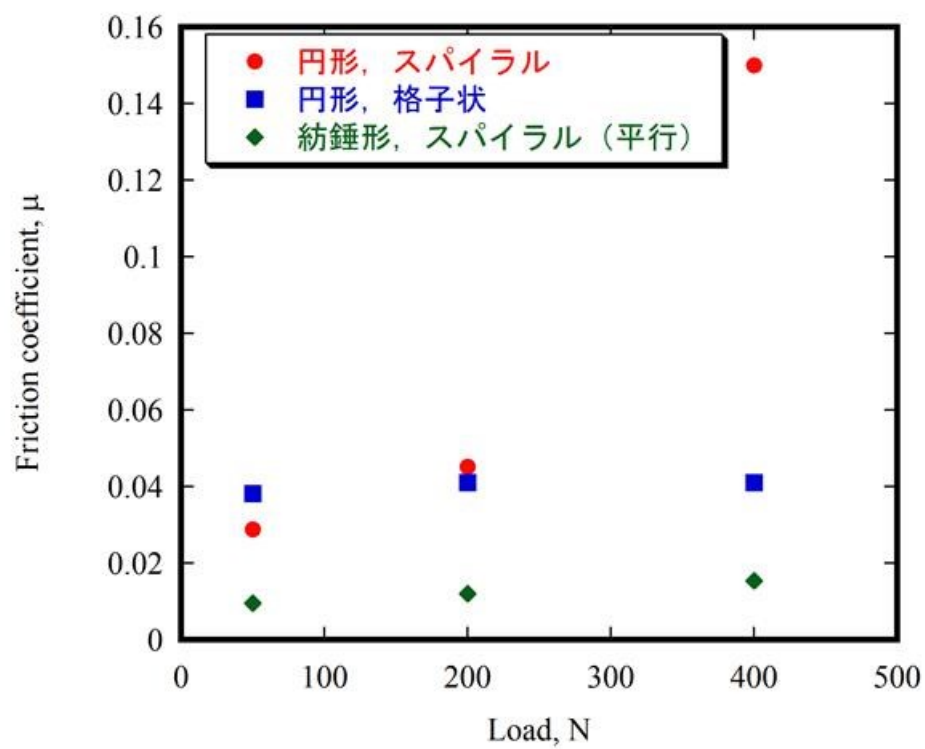


Fig. 5.13 円形ディンプルの配列方法の影響

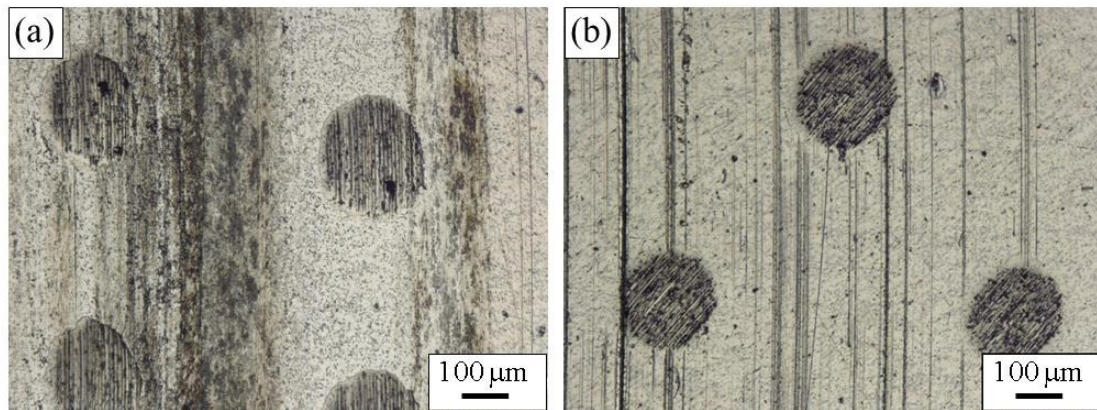


Fig. 5.14 300 N 試験後の摩擦面の光学顕微鏡像

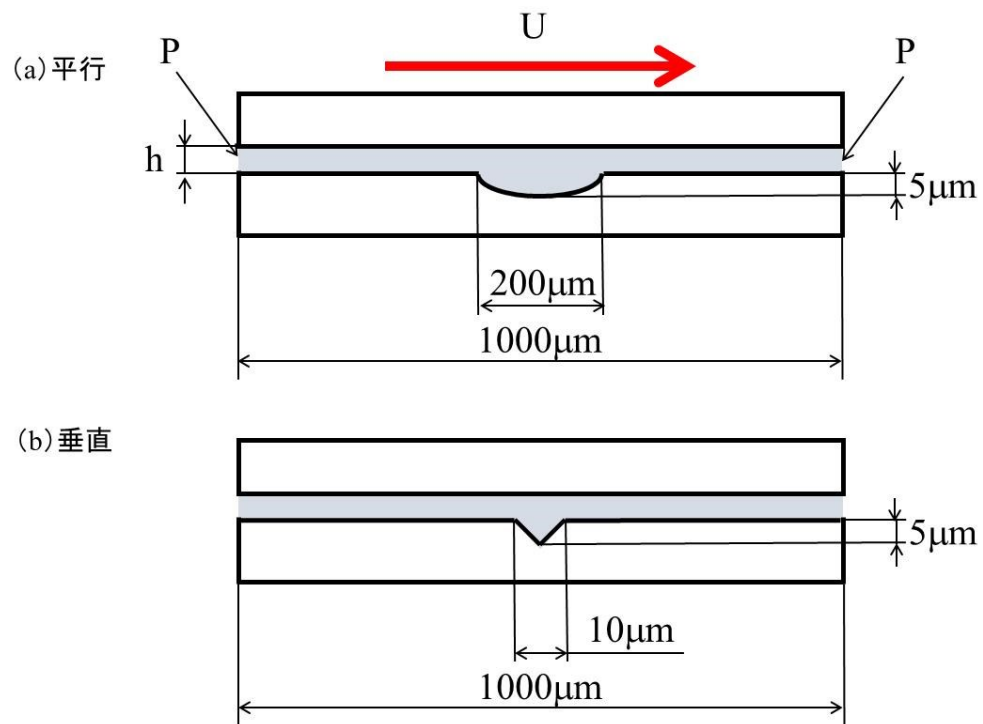


Fig. 5.15 解析に用いた摺動面の断面図

Table 5.3 解析条件

|                                        |     |
|----------------------------------------|-----|
| Sliding speed $U$ , m/s                | 1   |
| Pressure $P$ , kPa                     | 100 |
| Oil film thickness $h$ , $\mu\text{m}$ | 5   |
| Viscosity, $\text{Pa}\cdot\text{s}$    | 8.4 |
| Density, $\text{kg}/\text{m}^3$        | 840 |

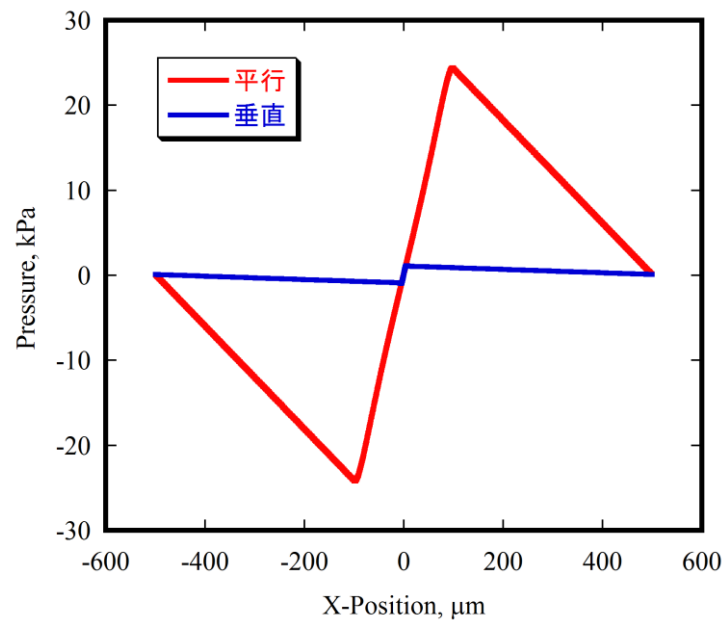


Fig. 5.16 異なる断面形状での圧力分布

## 5.5 結言

微細断続切削（タイリング加工）でアルミニウム鋳造合金（AC8A-T6）に円形以外のディンプルから構成されるテクスチャを付与し、その形状、配置が摩擦特性に与える影響について検討した。得られた結果を要約すれば以下のようなものである。

4. ディンプルなし、円形、半円、紡錘形ディンプルを付与した面について、荷重を増加させながら摩擦試験を実施したところ、ディンプルを付与することで耐荷重が大きく向上することが分かった。特に紡錘形ディンプルは円形ディンプルより高い耐荷重を有することが明らかとなった。
5. 異なるアスペクト比を有する紡錘形ディンプルについて、荷重を変えながら摩擦係数を調べたところ、高アスペクト比の場合に耐荷重が増加することが明らかとなり、アスペクト比 5 未満では高荷重で摩擦係数が増加した。
6. 非円形ディンプルの配置方法が摩擦特性に与える影響を評価したところ、半円ディンプルでは内向き配置とした場合には高い耐荷重が得られるが、外向き配置では逆に固体接触を誘発し、耐荷重が減少することが明らかとなった。紡錘形ディンプルにおいても、傾斜をつけた場合、広い荷重域において固体接触を回避できることが明らかとなった。

## 第 6 章

# 切削によるテクスチャと固体潤滑剤の相乗効果

### 6.1 緒言

前章までの研究により、微細断続切削加工のテクスチャリング技術として有効性を確認し、その効果は固体接触頻度の低減による摩擦面の損傷抑制によるものであることがわかった。すなわち、元々固体接触頻度が大きく摩擦面の損傷が激しい境界潤滑条件下においては、摩擦低減効果は少ない。自動車エンジン部品摺動面においては、近年の潤滑油の低粘度化の流れにより油膜厚さが減少し、固体接触の頻度の増加が予想される<sup>59)</sup>。固体潤滑剤はこのような摺動面が直接接触する状況下における信頼性を向上させるために有効である。固体潤滑剤を複合化する手法としては、ショットピーニングとローラバニシングを組み合わせた塑性加工による方法が提案されており、ショットピーニングにスズ (Sn) 球を用いることで、Al 基材への  $\text{MoS}_2$  の密着性が向上することが報告されている<sup>60,61)</sup>。

そこで、本章では、切削によりディンプルの付与に加え、固体潤滑剤として二硫化モリブデン ( $\text{MoS}_2$ ) を塑性加工により複合化した際の摩擦低減安定化に関する相乗効果を実験的に検討した結果を報告する。

### 6.2 実験方法

#### 6.2.1 試験片

試験片は前章までと同様の形状の AC8A-T6 のディスク状試験片であり、微細断続切削加工 (タイリング加工<sup>TM</sup>) によりディンプルを付与した後、ショットピーニングとローラバニシングにより固体潤滑剤を複合化した。ショットピーニングはガラス球及び

Sn 球を用いた. Figure 6.1 にショットピーニングの概要を, Table 6.1 に加工条件を示す. ショットピーニングの後, MoS<sub>2</sub> 粉末 (粒径 2 μm) を塗布し, Fig. 6.2 に示すようにローラバニシングを実施した. ローラは直径 37 mm の焼入れ鋼であり, 先端曲率は 4 mm である. これを旋盤刃物台に固定し, スクロールチャックに固定された試験片に接触させた. ローラバニシングの条件は Table 6.2 に示す通りである. 作製した試験片表面の光学顕微鏡像及びレーザー顕微鏡による鳥瞰図を Fig. 6.3 に示す. ショットピーニングにより形成された凹凸はローラバニシングより平滑化され, MoS<sub>2</sub> が複合化されている. バニシング後のディンプルは開口径 200 μm, 深さ 5 μm, 面積率 15 %となった.

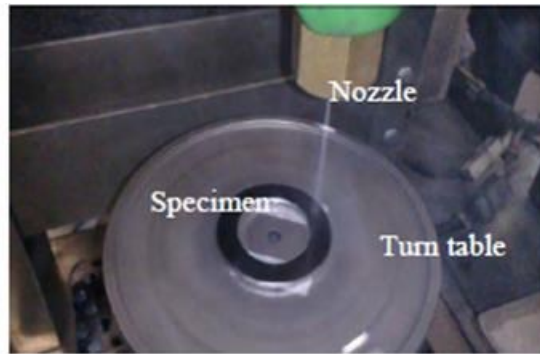


Fig. 6.1 ショットピーニング概要

Table 6.1 ショットピーニング条件

| Outer tube<br>gas pressure | Innner tube gas<br>pressure | Nozzle<br>distance |
|----------------------------|-----------------------------|--------------------|
| 0.6 Mpa                    | 0.3 Mpa                     | 100 mm             |

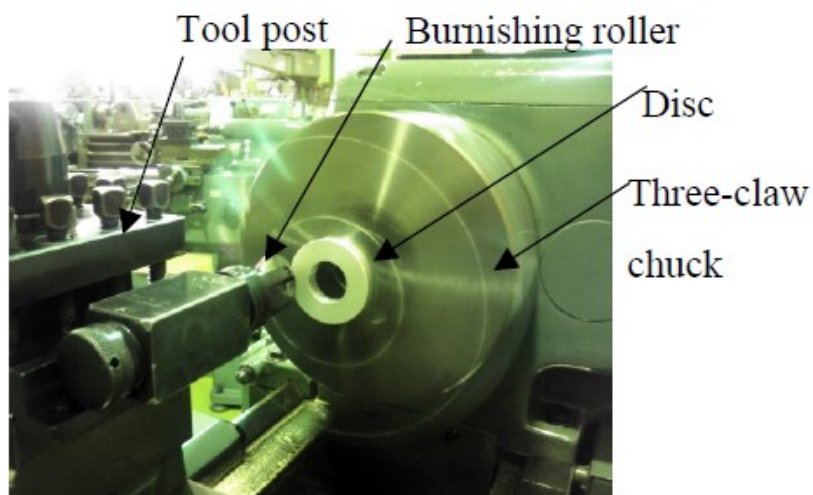


Fig. 6.2 ローラバニシング概要

Table 6.2 ローラバニシング条件

| Contact load | Disc rotation speed | Feed rate of roller |
|--------------|---------------------|---------------------|
| 25 N         | 550 rpm             | 0.4 mm/rev.         |

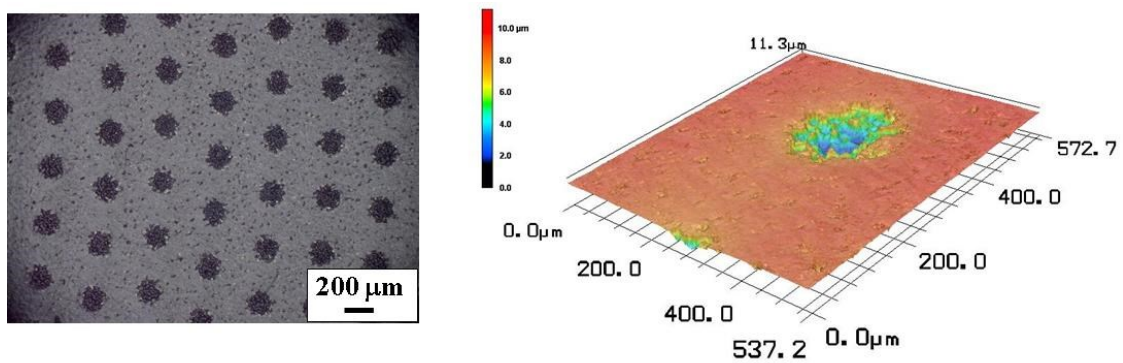


Fig. 6.3 テクスチャと固体潤滑材を複合化した表面の光学顕微鏡像とディンプル周囲の  
鳥瞰図

### 6.3 試験結果

試験は前章までと同様の3ボールオンディスク試験により実施した。試験条件はTable 6.3に示す通りである。試験結果をFig. 6.4に示す。AとCは同一の表面処理条件であり、Bは10  $\mu\text{m}$  ガラスビーズによりショットピーニングを施した。DはSnショットのみを施した。Snショット後に $\text{MoS}_2$ を圧入したA、Cの条件では摩擦係数は低く安定しているが、これらと比較してSnショットだけの場合の摩擦係数は高くなった。

試験後の表面の光学顕微鏡像をFig. 6.5に示す。B及びDの試験片では密集した条痕が見られ、特にBの試験片では深い条痕が観察された。

Table 6.3 摩擦試験条件

|                      |      |
|----------------------|------|
| Applied load [N]     | 200  |
| Sliding speed [m/s]  | 0.5  |
| Sliding distance [m] | 1000 |
| Contact stress [GPa] | 40   |
| Lubricant            | 0W-8 |
| Oil temp, °C         | 20   |

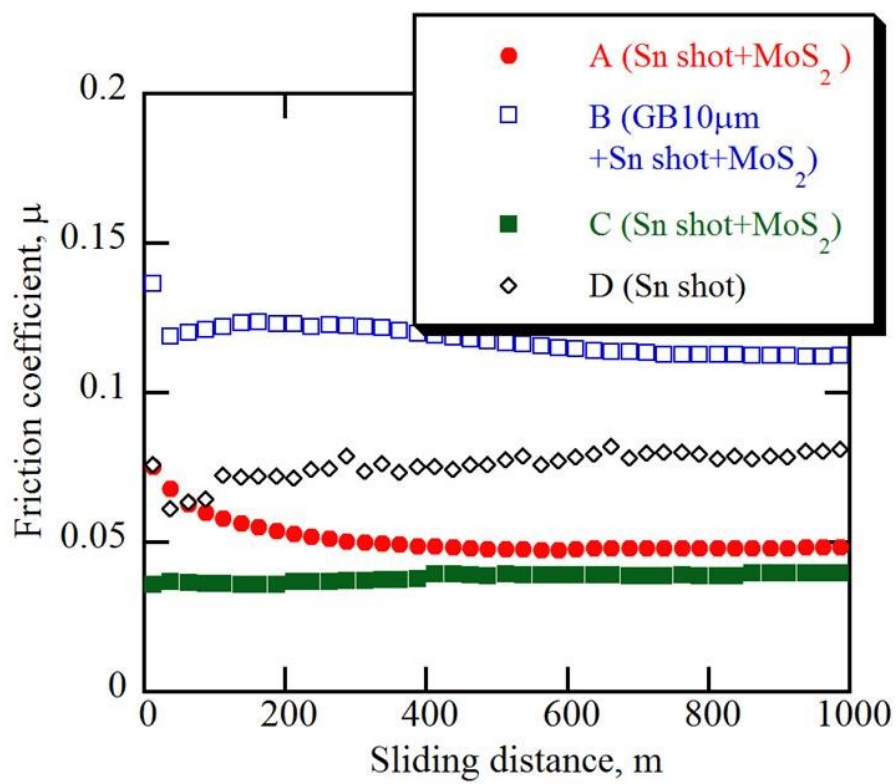


Fig. 6.4 異なる処理条件での摩擦係数

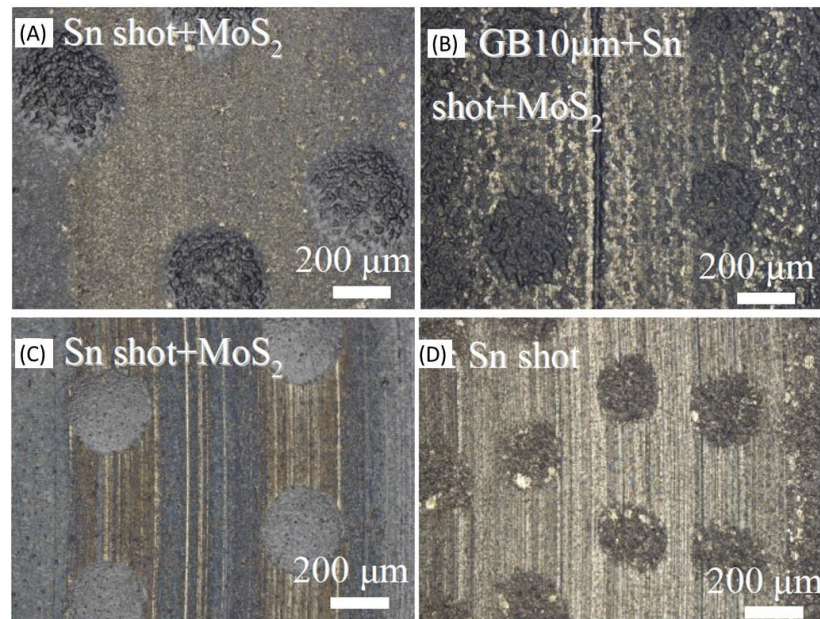


Fig. 6.5 複合加工面の試験後の光学顕微鏡像

## 6.4 考察

### 6.4.1 固体潤滑剤の効果

Figure 6.5 に示す光学顕微鏡像ではいずれも摺動痕が見られることから固体接触しながらの摺動であったと考えられる。Sn ショットのみと比較して、 $\text{MoS}_2$  を圧入した場合には摩擦係数が低下していることから、タイリング加工に加えて  $\text{MoS}_2$  を複合化することで、固体接触条件下において摩擦係数が低減すると考えられる。すなわち、混合潤滑から境界潤滑状態に渡る広い潤滑状態における摩擦係数低減効果が期待できる。Figure 6.6 に示す試験後の A の表面の EDX 分析結果では、試験後の表面に Mo が検出されていることから、 $\text{MoS}_2$  が固体潤滑剤として機能したことで摩擦係数が低減したと推察される。Figure 6.5 の光学顕微鏡像において、ガラスビーズを使用した B では他の条件と比較してショットにより表面の凹凸がはっきりとみられ、バニシングにより平滑化しきれていないことがわかる。すなわち、固体潤滑剤複合化プロセスにおいて表面粗さが増加する方法では固体潤滑剤を複合化しても摩擦低減効果が得られないと考えられる。

以上のことから、塑性加工により  $\text{MoS}_2$  を複合化することで、ディンプル付与による混合域における摩擦係数低減と固体潤滑剤による境界潤滑における摩擦係数低減の相乗効果により、幅広い潤滑状態に渡る摩擦特性向上の可能性が示された。

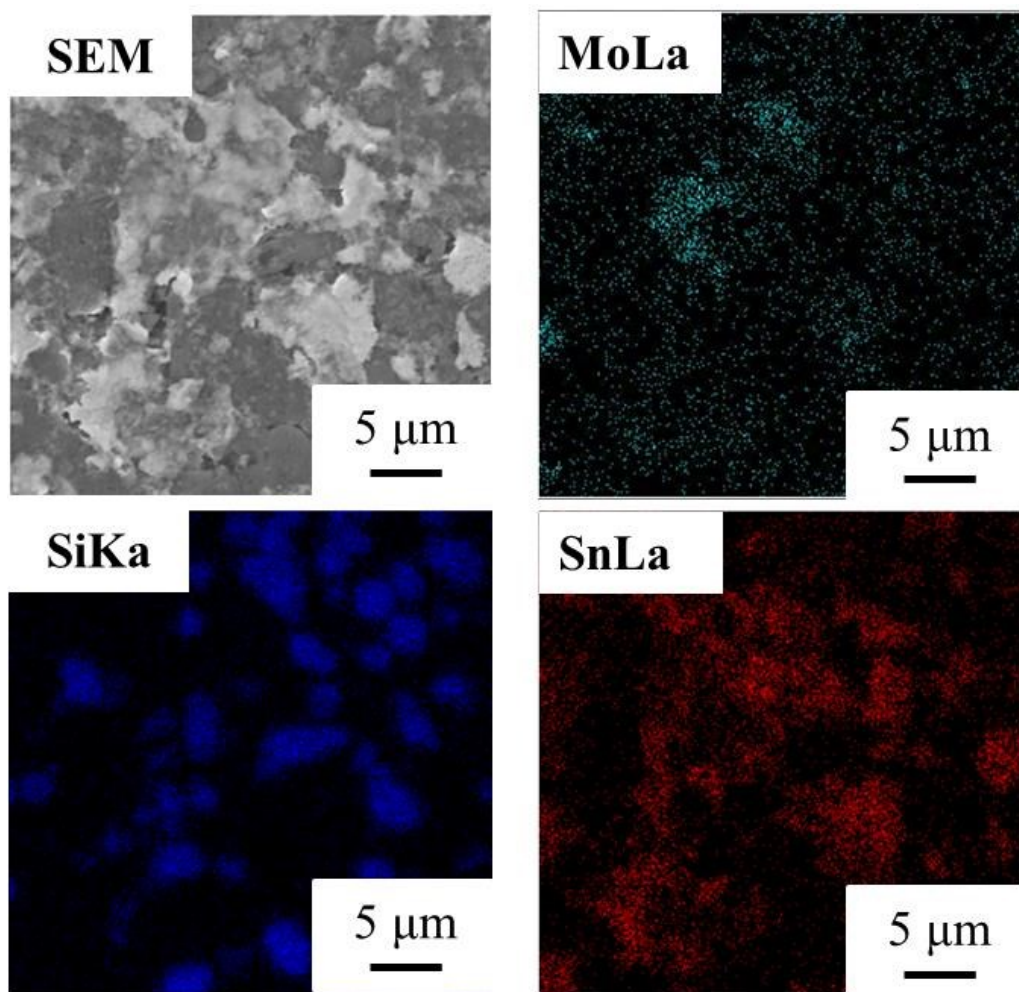


Fig. 6.6 複合加工面の試験後の EDX 分析結果

#### 6.4.2 実部品への適用

微細断続切削加工は量産に対応可能なテクスチャリング技術として産業界への普及を目指すものである。そこで、実部品に対しての同加工手法の適用について検討を行う。

適用部品はテクスチャ形成による燃費向上が期待でき、非常に高い生産性を要求される自動車ピストンスカート部とした。ピストンスカート部に対して加工効率を向上させるため、Fig. 6.7 に示すような加工を行った。同図における工具は R 状の刃をストレートの軸上に複数個配列した多刃タイプとしており、工具 1 回転で刃の数だけディンプルを形成できるため加工能率が大幅に向上した。工具をスカート面に沿わせて動かすことで、スカート両面の加工が 5 秒以内に完了する(工具回転数 6000 r.p.m. 面積率 15%)ことから、量産技術として適用できる可能性は高いと言える。また、Fig. 6.8 のように塑性加工による固体潤滑剤複合化手法はピストンスカート部に対して適用可能であり、同手法を単気筒シリンダーエンジンのピストンに対して適用し、ファイアリング試験を実施した Fig. 6.8 の結果では、固体潤滑剤複合化による摩擦低減効果が報告されている<sup>62)</sup>。Spec. A は標準のピストン、Spec. B は低粘度オイルを使用、Spec. C は Spec. B に加え固体潤滑剤を複合化した場合、Spec. D はさらに低張力リングを用いた結果である。FMEP の値は Spec. A, B, C, D の順に低下しており、塑性加工による固体潤滑剤複合化が実部品に対して摩擦特性向上効果があることが示されている。

以上から、微細断続切削加工は実部品に対して量産技術としてテクスチャリング手法として適用すること可能であり、固体潤滑剤複合化手法と組み合わせることで信頼性の高い表面改質手法となる能性が示唆された。



Fig. 6.7 微細断続切削加工によるピストンスカート部の加工



Fig. 6.8 自動車ピストンへの固体潤滑剤複合化

(a)塑性加工概要 (b)加工面

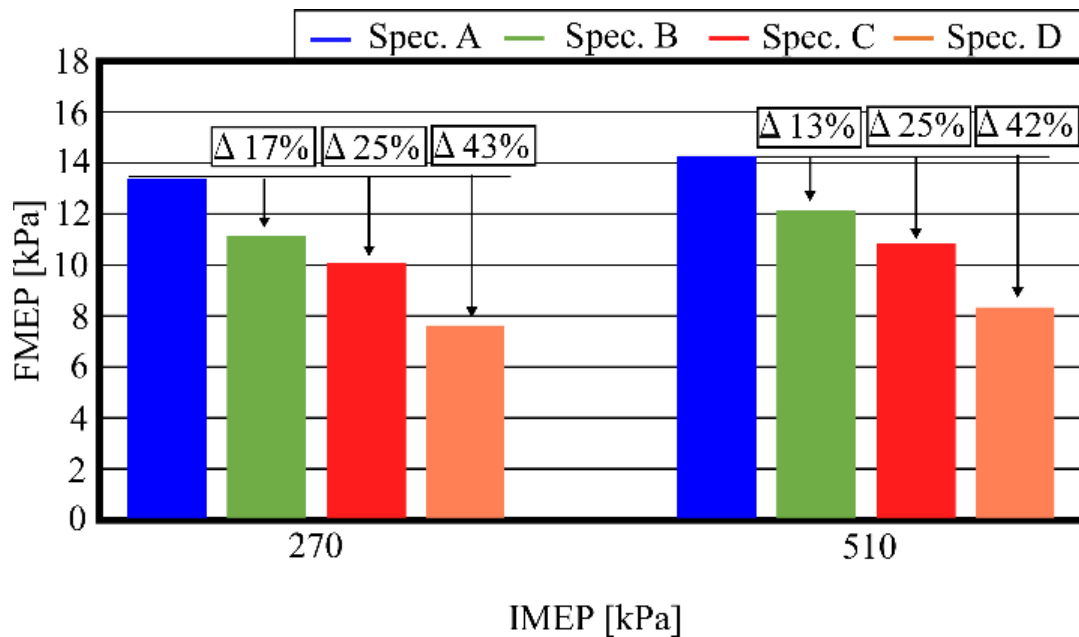


Fig. 6.9 ファイアリング試験結果

## 6.5 結言

切削により付与したディンプルと固体潤滑剤との複合化に関して得られた知見は以下の通りである。

7.  $\text{MoS}_2$  を塑性加工により複合化することで固体接触条件下において摩擦係数が低減した。
8. 塑性加工により  $\text{MoS}_2$  複合化した試験片表面を試験後に EDX により観察した結果、Mo が検出されたことから、 $\text{MoS}_2$  が固体潤滑剤として機能したと考えられる。
9. 微細断続切削加工は工具形状の変更により量産性の高い加工を行うことが可能であり、実部品に対して固体潤滑剤複合化との組み合わせによる信頼性の向上を図ることが可能であることがわかった。

## 第 7 章

### 結論

#### 7.1 本研究で得られた知見

本研究では、アルミニウム鋳造合金に対する切削による表面改質技術について、その摩擦低減効果を明らかにし、摺動部材への適用可能性を検討した。フライス加工により合金表面の偏析 Si を除去できることを見出し、アブレシブ摩耗を抑制できることを明らかにした。次に、特殊形状切削工具による断続切削加工によりディンプルが形成できることを示し、その摩擦低減効果を確認するとともに、摺動部材へ適用する際のディンプル形状の設計指針を得た。さらに、ディンプル形状を変化させた場合に摩擦特性が向上することを明らかにし、テクスチャによる摩擦特性の更なる向上の可能性を示した。また、微細断続切削が量産性の高いテクスチャリング技術として実部品に対して適用できることを示した。

第 1 章では、近年の環境問題による自動車の燃費向上の要求とエンジン部材に使用されるアルミニウム鋳造合金との関連を調査し、表面改質による摩擦特性向上の必要性についてまとめた。また、既存のテクスチャリング技術に関して調査し、切削加工によるテクスチャリングの有意性について述べ、研究目的及び本論文の構成についてまとめた。

第 2 章では、アルミニウム鋳造合金 (AC8A-T6) に対して単結晶ダイヤモンド刃先を用いて低速度で仕上げ加工を行うことで、表面の偏析 Si を除去できることを確認した。Si を除去することでアブレシブ摩耗が抑制され、摩擦係数が低減することを明らかにした。また、Si 除去に伴い形成されたマイクロディンプルが摩耗粉捕集部として機能することで摩擦摩耗特性の向上に寄与していることが明らかとなった。

第3章では、新たに開発した特殊エンドミルを用いて切削によりマイクロディンプルが形成可能であること示した。同手法によりディンプルを形成することで摩擦係数は低減安定化し、テクスチャリング技術として有用であることを明らかにした。

第4章では、種々の寸法や面積率から構成されるテクスチャを作製し、様々な摺動条件におけるテクスチャと摩擦特性の関係を調査した。広範囲な摺動条件で摩擦摩耗の低減安定化に有効に機能するテクスチャ形状を見出した。摺動条件による固体接触頻度の違いが、ディンプル形状が摩擦特性に与える効果に影響を与えることを明らかにし、油膜パラメータの評価にテクスチャを考慮した表面粗さを用いることで潤滑状態を推定できる指針を得た。

第5章では、円形以外のディンプルから構成されるテクスチャの影響について評価し、紡錘形ディンプルでは円形ディンプルよりも耐荷重が増加することを明らかにし、特に高アスペクト比の場合に高い耐荷重を有していることから、切削加工によるテクスチャリング技術により摩擦特性を更に向上できる可能性が示唆された。

第6章では、微細断続切削加工と塑性加工による固体潤滑剤複合化の相乗効果を検討し、境界潤滑条件下における摩擦特性向上効果を見出した。さらに、微細断続切削加工をピストンスカート部に対して高効率に適用する方法を示し、固体潤滑剤との複合化により、同加工手法が量産性、信頼性を両立したテクスチャリング技術として実部品に対して適用できることを示した。

## 7.2 今後の展望

### 7.2.1 転がり軸受軌道面への微細断続切削によるテクスチャリング

#### 7.2.1.1 緒言

前章までは自動車エンジン部品を想定して AC8A アルミ材に対して微細断続切削に

よりテクスチャを付与し、すべり摩擦における摩擦低減効果を検討してきた。一般の機械において必要不可欠な要素として、転がり軸受とすべり軸受けが広く使用されている。転がり軸受における摩擦は転がり摩擦以外の摩擦が大勢を占めていることが知られ、その代表的なものに差動すべりが挙げられる<sup>63)</sup>。特に、連続鋳造機において用いられている自動調心ころ軸受では、その使用環境が高温、高荷重、低速度であることから、差動すべりによる摩擦が問題となる<sup>64)</sup>。したがって、前章までのすべり摩擦において摩擦低減効果が認められたテクスチャリングによる摩擦特性の向上が期待できる。

本章では、転がり軸受に用いられる高炭素クロム軸受鋼（SUJ2）に対して、微細断続切削加工によるテクスチャリングを行い、摩擦試験により実験的に摩擦特性の評価を行うことで、転がり軸受軌道面への本技術の適用可能性を検討した。

#### 7.2.1.2 試験片

試験片には Fig. 7.1 に示すような高炭素クロム軸受鋼（SUJ2, HRC 63）のローラとリングを用いた。ローラはころ軸受の天動体を用い、リングはラジアル玉軸受（6206）の内輪から切出し成形し、それぞれの寸法は、 $\phi 6 \times 35.8 \text{ mm}$ （ローラ試験片）、 $\phi 40 \times \phi 30 \times t4 \text{ mm}$ （リング試験片）である。リング試験円筒筒面には、片当たりを防止するための、半径 700 mm のクラウニング加工が施してあり、テクスチャはリング試験片側に付与した。

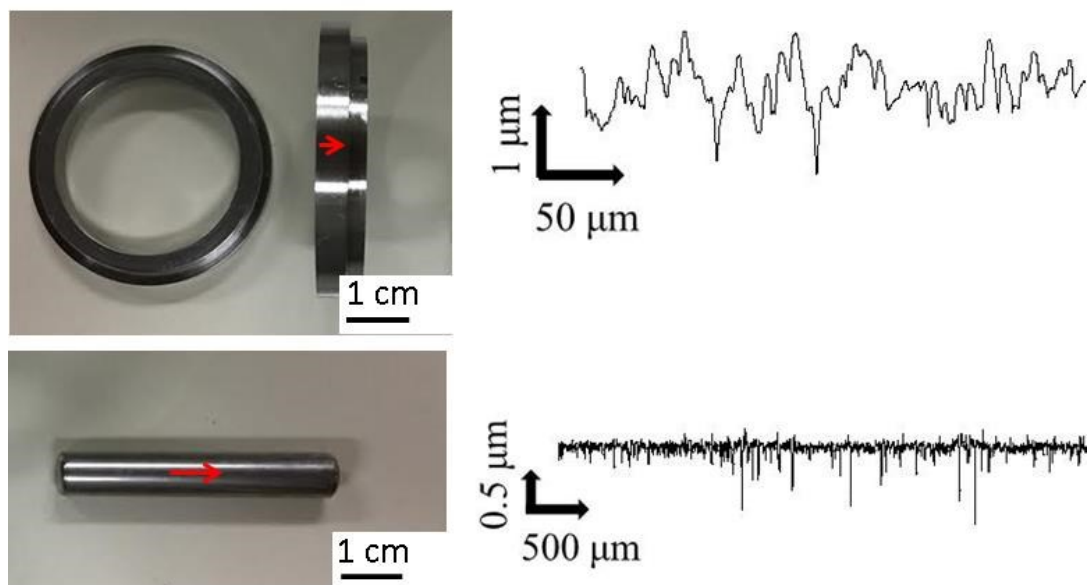


Fig. 7.1 試験片の外観と断面曲線

### 7.2.1.3 試験方法

試験は Fig. 7.2 に示す 2 円筒式の転がり-すべり摩擦試験機を用いた。リング試験片固定軸は駆動源である直流モータに直列に連結され、ローラ試験片固定軸は歯車を介してリング試験片駆動軸による駆動される。歯車の歯数比によってリングとローラに周速差を生じさせることで、両者の間にすべりが生じ、転がり-すべり摩擦試験が可能となる。歯数比は 15:96 であり、リングのすべり率は 4 % である。

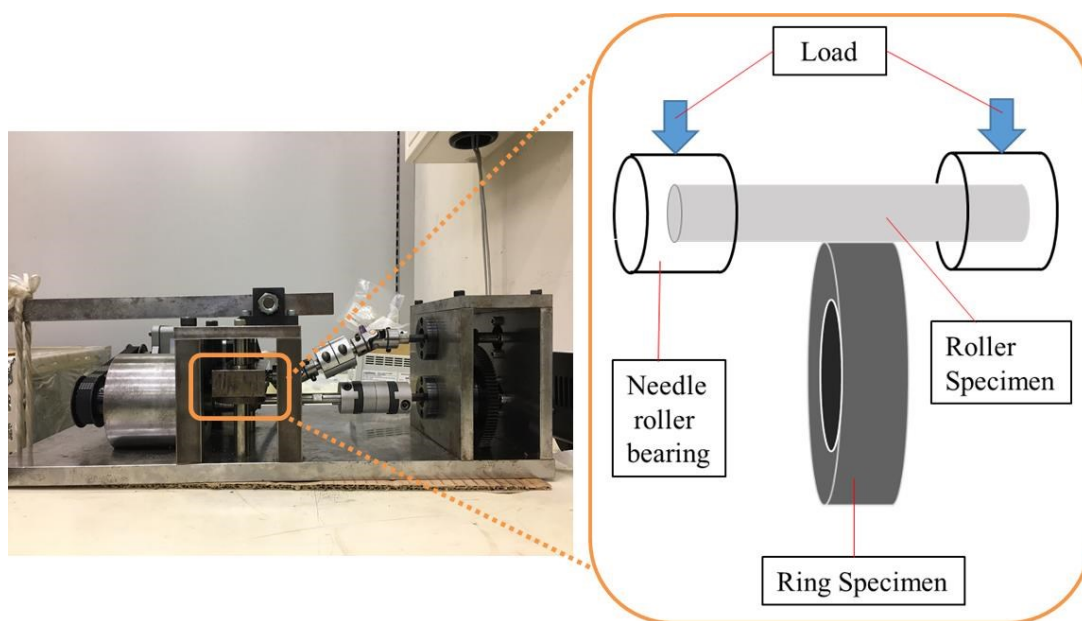


Fig. 7.2 転がり-すべり摩擦試験機の概要

#### 7.2.1.4 試験結果

微細断続切削によりテクスチャを付与したリング試験表面の光学顕微鏡像を Fig. 7.3 に示す。Fig. 7.4 に示すディンプルのレーザー顕微鏡像では、ディンプル周囲に僅かな隆起が観察され、その高さは切削時の刃先の出側において最大の  $0.4\ \mu\text{m}$  程度であった。

転がり摩擦に対するテクスチャの効果を検討するため転がり摩擦試験により比摩耗量を比較した結果を Fig. 7.5 に示す。バリの有無による影響を比較するため、ディンプルなし、テクスチャ付与後の後処理なし、テクスチャ付与後に研磨を施した試験片の 3 種類で試験を実施した。比摩耗量は試験後のローラ試験片表面の断面形状を触針式粗さ計により計測した。

テクスチャ付与により比摩耗量は 1/5 程度にまで低減しており、バリの有無によらず低減効果が認められる。すなわち、微細断続切削加工は転がり摩擦を伴う部品に対してもテクスチャリング技術として適用可能であると判断される。

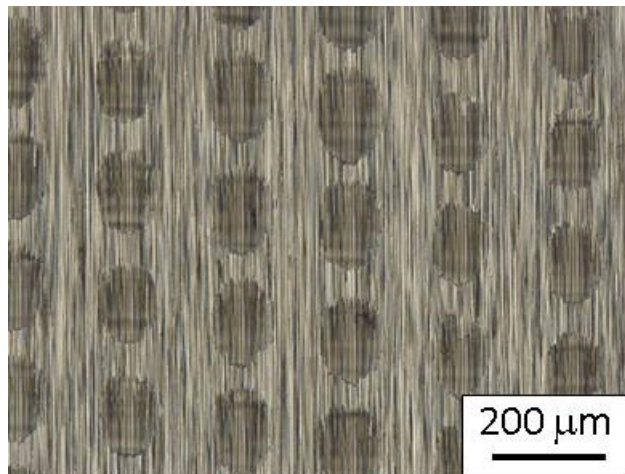


Fig.7.3 テクスチャを付与したリング試験片表面の光学顕微鏡像

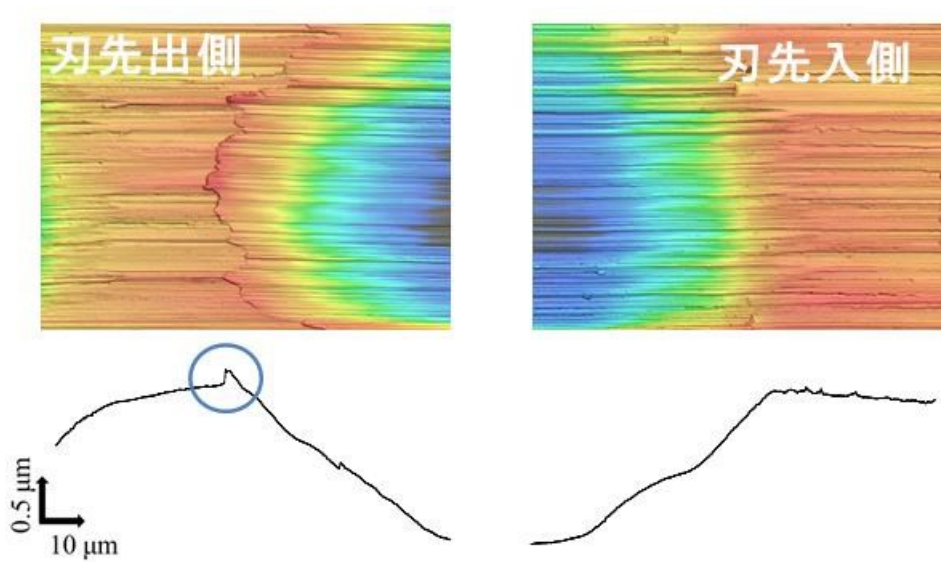


Fig. 7.4 ディンプルのレーザー顕微鏡像と断面曲線

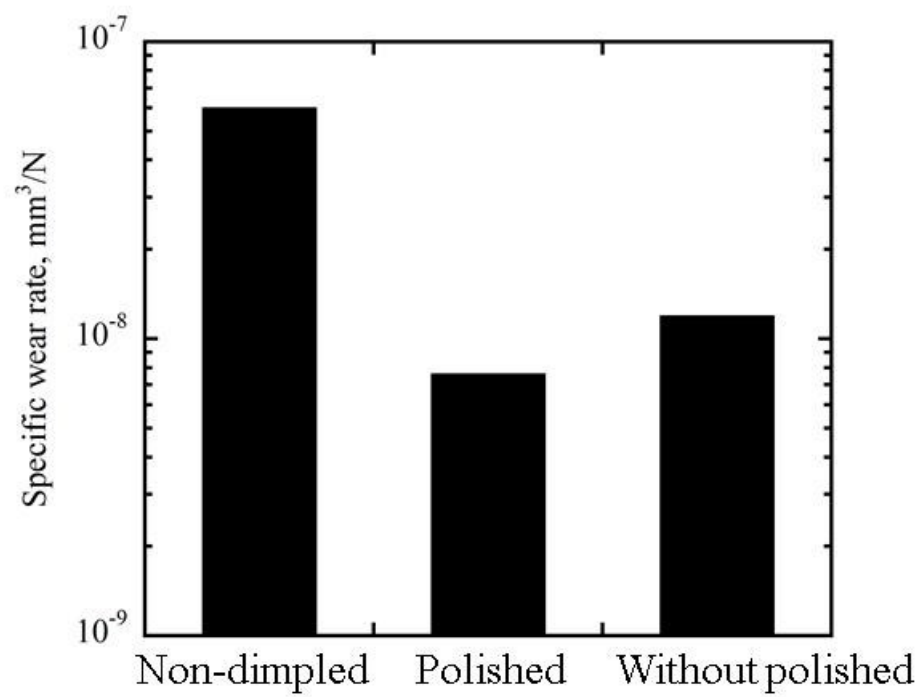


Fig. 7.5 ローラ試験片の比摩耗量

#### 7.2.1.5 結言

高炭素クロム軸受鋼 (SUJ2) に対して微細断続切削加工によりテクスチャを付与し、転がり摩擦試験を実施した結果得られた知見は以下の通りである。

1. 高硬度材である SUJ2 に対しても微細断続切削加工によりテクスチャが付与可能である。
2. 転がり摩擦試験において、テクスチャを付与した場合に摩耗量が大きく低減した。
3. ディンプル付与による隆起が残存した状態であっても、摩耗量低減効果が得られた。

### 7.3 まとめ

本研究から得られた知見は以下の通りである.

1. 切削条件見直しによるアルミニウム鋳造合金の Si 引き抜きによる摩擦低減効果
2. 微細断続切削加工によるテクスチャリング技術が摩擦低減技術として適用可能であること
3. ディンプル形状による摩擦特性の違いを示し, 摺動条件が様々に変化する場合の最適形状の設計指針
4. 非円形ディンプル及びディンプル配列制御による摩擦特性の更なる向上の可能性を示唆
5. 微細断続切削加工と固体潤滑材複合化の相乗効果と, 実部品に対して高い量産性を確保する方法を示した.

また, 今後の展望として以下の可能性を示した.

1. 高硬度材に対して微細断続切削加工を適用可能であること
2. 転がり摩擦における微細断続切削加工によるテクスチャリングの摩擦低減効果

微細断続切削加工によるテクスチャリング技術は, 精密に配列した任意形状のテクスチャを被削材の材料特性の影響を受けずに付与できる技術であり, 既設の加工機に容易に組み込み可能であり, 量産技術としての潜在的な可能性が極めて大きいと言える. さらに, 今後期待される加工装置の高精度化により更に微細なテクスチャリングにも適用が見込まれ, 現状で適用されているレーザーや電気化学的手法を代替できる可能性を秘めている.

以上から, 本研究で確立したテクスチャリング技術は, 既設の生産システムを応用した極めて汎用性が高く, 即効性に富む手法であると結論付けられる.

## 参考文献

- 1) International Energy Agency, Energy Technology Perspectives 2012.
- 2) 似内昭夫. 技術者のためのトライボロジー. 潤滑通信社. 2015.51.
- 3) 坂手宣夫. 自動車エンジン用トライボロジー材料技術の動向. まてりあ, 2014, 53.12: 599-602.
- 4) 吹沢一徳; 小池精一; 柴田一雄. 軽量化に向けての自動車材料技術. まてりあ, 2000, 39.1: 17-24.
- 5) 塩田亘. 内燃機関ピストン用アルミニウム合金. 軽金属, 1971, 21.10: 670-683.
- 6) 小池俊勝; 山縣裕; 金武直幸. 高性能鍛造ピストン用アルミニウム合金の機械的性質. 軽金属, 2001, 51.5: 267-272.
- 7) 近田敏弘. 自動車のアルミニウム利用の現況と将来展望. 軽金属, 1988, 38.2: 118-125.
- 8) 磯部保明. 自動車用アルミ合金製部品の防食技術. Zairyo-to-Kankyo, 1999, 48.8: 469-475.
- 9) 山田始; 田中他喜男; 大塚英夫. Al-Si 合金の耐摩耗性に及ぼすけい素量ならびに Mg, Cu 添加の影響. 軽金属, 1987, 37.1: 83-88.
- 10) 北岡山治; 藤倉潮三; 神尾彰彦. Al-Si 系合金. 軽金属, 1988, 38.7: 426-446.
- 11) 岡林邦夫, et al. 鑄造用アルミニウム合金の摩耗に関する研究. 軽金属, 1964, 14.6: 415-428.
- 12) DAVIS, F. A.; EYRE, T. S. The effect of silicon content and morphology on the wear of aluminium-silicon alloys under dry and lubricated sliding conditions. Tribology international, 1994, 27.3: 171-181.

- 13) DWIVEDI, D. K. Adhesive wear behaviour of cast aluminium–silicon alloys: Overview. *Materials & Design* (1980-2015), 2010, 31.5: 2517-2531.
- 14) TORABIAN, H.; PATHAK, J. P.; TIWARI, S. N. Wear characteristics of Al-Si alloys. *Wear*, 1994, 172.1: 49-58.
- 15) DEY, S. K.; PERRY, T. A.; ALPAS, A. T. Micromechanisms of low load wear in an Al-18.5% Si alloy. *Wear*, 2009, 267.1-4: 515-524.
- 16) 石島善三, et al. 粉末プロセスの制御と製品評価 混合法によって作製した Al - Si 系焼結鍛造合金の特性 第 I 報 耐摩耗性に及ぼす初晶 Si の分散状態と粒径の影響. 粉体および粉末冶金, 1995, 42.10: 1114-1118.
- 17) 山川直樹. ピストンの摩擦低減技術の動向. *トライボロジスト*, 2017, 62.12: 754-759.
- 18) 瀧口雅章, et al. ピストンスカート部の摩擦力低減に関する研究. 日本機械学会 論文集 B 編, 1997, 63.611: 2587-2592.
- 19) 野口侑登, et al. 低摩擦および高信頼性のためのシリンダ表面性状に関する研究. 自動車技術会論文集, 2017, 48.6: 1231-1236.
- 20) 佐藤沖; 瀧口雅章; 相原孝行. シリンダー表面粗さによるディーゼルエンジンピストン潤滑状態の改善. 自動車技術会学術講演会前刷集, 2004, 26-04: P17-22.
- 21) KOSZELA, W., et al. Possibilities of oil pockets creation by the burnishing technique. *Archives of civil and mechanical engineering*, 2013, 13.4: 465-471.
- 22) QU, Jun, et al. Scuffing transition diagrams for heavy duty diesel fuel injector materials in ultra low-sulfur fuel-lubricated environment. *Wear*, 2005, 259.7-12: 1031-1040.
- 23) 佐々木信也, et al. はじめてのトライボロジー. 2013.143.

- 24) 榎本和城, et al. 高速スピコートによって成膜した固体潤滑剤分散樹脂オーバーレイのトライボロジー特性. In: 機械材料・材料加工技術講演会講演論文集 2016.24. 一般社団法人 日本機械学会, 2016. p. 502.
- 25) 土井孝之. MoS<sub>2</sub> 含有樹脂オーバーレイの摩擦特性に関する研究. 名城大学大学院理工学研究科修士論文（未公刊）.
- 26) NANBU, Toshikazu. Friction Control by Means of Micro-Textures. Journal of Japanese Society of Tribologists, 2010, 55.1: 43-48.
- 27) NAKANO, Miki, et al. Applying micro-texture to cast iron surfaces to reduce the friction coefficient under lubricated conditions. Tribology Letters, 2007, 28.2: 131-137.
- 28) 堤博貴; 久曾神煌; 福田勝己. きさげ仕上げされたすべり案内面のトライボロジー特性評価. 日本機械学会論文集 C 編, 2006, 72.721: 3009-3015.
- 29) VOHR, John H.; CHOW, Co Y. Characteristics of herringbone-grooved, gas-lubricated journal bearings. Journal of Basic Engineering, 1965, 87.3: 568-576.
- 30) 熊田喜生; 橋爪克幸; 木村好次. 円周方向にマイクログループをもつすべり軸受の特性. トライボロジスト, 1998, 43.6: 456-461.
- 31) LU, Xiaobin; KHONSARI, M. M. An experimental investigation of dimple effect on the stribeck curve of journal bearings. Tribology Letters, 2007, 27.2: 169.
- 32) 佐々木信也, et al. はじめてのトライボロジー. 2013.152.
- 33) SUDEEP, U.; TANDON, N.; PANDEY, R. K. Tribological studies of lubricated laser-textured point contacts in rolling/sliding reciprocating motion with investigations of wettability and Nanohardness. Tribology Transactions, 2015, 58.4: 625-634.
- 34) VALETTE, Stéphane, et al. 2D calculations of the thermal effects due to femtosecond laser-metal interaction. Applied surface science, 2005, 247.1-4: 238-242.

- 35) 佐藤寿樹, et al. 微細断続切削によって付与したディンプル形状がアルミニウム合金の摩擦特性に及ぼす影響. トライボロジスト, 2018, 63.9: 629-640.
- 36) 新庄仁; 葉山房夫. 鋳鉄に対する Al-si 二元合金の摩耗性質と摩耗機構. 軽金属, 1971, 21.3: 103-110.
- 37) 花崎伸作, et al. 走査電顕内その場観察法による Al-Si 系過共晶合金の微小切削. 軽金属, 1989, 39.10: 705-709.
- 38) 塩田正彦; 馬淵豊. 過共晶 Al-Si 系合金の潤滑下の摩耗に及ぼす初晶 Si の粒径と面積率の影響. 軽金属, 2017, 67.3: 72-78.
- 39) 塩田正彦; 望月龍彦. Al-Si 系合金の耐摩耗性および相手攻撃性に及ぼす Si 粒径の影響. 軽金属, 2018, 68.6: 304-309.
- 40) 額見哲也, et al. 耐凝着性および耐摩耗性に優れるアルミニウム合金基複合材料 (ARSAC) の開発. まてりあ, 1997, 36.4: 349-351.
- 41) 服部正. エッチングによる表面微細加工. トライボロジスト, 2010, 55.2: 83-88.
- 42) ETSION, Izhak. Improving tribological performance of mechanical components by laser surface texturing. Tribology letters, 2004, 17.4: 733-737.
- 43) WAKUDA, Manabu, et al. Effect of surface texturing on friction reduction between ceramic and steel materials under lubricated sliding contact. Wear, 2003, 254.3-4: 356-363.
- 44) 宇佐美初彦; 安藤正文; 大河内裕智. 表面改質手法としての微粒子ピーニングの適用可能性. トライボロジスト, 2011, 56.10: 609-615.
- 45) 林亮, et al. 規則的パターンを持つ表面テクスチャの 5 軸制御加工. 精密工学会誌, 2009, 75.12: 1459-1463.
- 46) OGATA, H., et al. Hydrodynamic lubrication effect of textured surface. IHI ENGINEERING REVIEW, 2010, 50.1: 22-26.

- 47) SUDEEP, U.; TANDON, N.; PANDEY, R. K. Performance of lubricated rolling/sliding concentrated contacts with surface textures: a review. *Journal of Tribology*, 2015, 137.3: 031501.
- 48) WANG, Xiaolei, et al. Loads carrying capacity map for the surface texture design of SiC thrust bearing sliding in water. *Tribology International*, 2003, 36.3: 189-197.
- 49) KUROIWA, Yuki, et al. Effectiveness of surface texturing for improving the anti-seizure property of copper alloy. *Procedia Engineering*, 2013, 68: 600-606.
- 50) KOVALCHENKO, Andriy, et al. The effect of laser texturing of steel surfaces and speed-load parameters on the transition of lubrication regime from boundary to hydrodynamic. *Tribology Transactions*, 2004, 47.2: 299-307.
- 51) GROPPER, Daniel; WANG, Ling; HARVEY, Terry J. Hydrodynamic lubrication of textured surfaces: A review of modeling techniques and key findings. *Tribology International*, 2016, 94: 509-529.
- 52) YAGI, Kazuyuki; SATO, Hajime; SUGIMURA, Joichi. On the magnitude of load-carrying capacity of textured surfaces in hydrodynamic lubrication. *Tribology Online*, 2015, 10.3: 232-245.
- 53) 似内昭夫. 技術者のためのトライボロジー. 潤滑通信社. 2015.53.
- 54) QIU, Mingfeng; DELIC, Adis; RAEYMAEKERS, Bart. The effect of texture shape on the load-carrying capacity of gas-lubricated parallel slider bearings. *Tribology Letters*, 2012, 48.3: 315-327.
- 55) SYED, Ismail; SARANGI, M. Hydrodynamic lubrication with deterministic micro textures considering fluid inertia effect. *Tribology International*, 2014, 69: 30-38.
- 56) YUAN, Sihuan; HUANG, Wei; WANG, Xiaolei. Orientation effects of micro-grooves on sliding surfaces. *Tribology International*, 2011, 44.9: 1047-1054.

- 57) BAI, Shaoxian, et al. A hydrodynamic laser surface-textured gas mechanical face seal. Tribology Letters, 2010, 38.2: 187-194.
- 58) MENG, Xiangkai; BAI, Shaoxian; PENG, Xudong. Lubrication film flow control by oriented dimples for liquid lubricated mechanical seals. Tribology International, 2014, 77: 132-141.
- 59) 石崎啓太; 中野冠. 低粘度省燃費油による乗用車ライフサイクル CO2 排出量の低減効果. トライボロジスト, 2018, 63.8: 563-572.
- 60) USAMI, Hatsuhiko, et al. Applicability of surface plastic flow process for modification of tribological properties of titanium. MM Science Journal, 2014, 502-505.
- 61) 矢元雄介, et al. 自動車ピストン用 Al 合金の表面設計と耐焼付き性評価. 自動車技術会論文集, 2018, 49.2: 199-204.
- 62) USAMI, Hatsuhiko, et al. Surface Modification Process Based on Combined Mechanical Methods, for Engine Components. In: The Proceedings of the International symposium on diagnostics and modeling of combustion in internal combustion engines 2017.9. The Japan Society of Mechanical Engineers, 2017. p. C312.
- 63) 佐々木信也, et al. はじめてのトライボロジー. 2013.192.
- 64) 瀬良泰三; 佐藤裕二; 岡本謙. 連続鋳造設備の高信頼性技術 (設備・メンテナンス特集号). JFE 技報, 2006, 11: 9-14.

## 謝辞

本研究を遂行し、博士学位論文を提出するに当たり、多くの方々のご支援とご指導を賜りましたこと、深く感謝いたします。指導教員である名城大学 理工学研究科 機械工学専攻 宇佐美初彦教授に熱心にご指導していただいた結果、研究成果を纏めることができましたこと厚く御礼申し上げます。

論文の取りまとめに際して、副査としてご助力いただいた理工学部 材料機能工学科 服部友一教授、理工学部 機械工学科 アブラハペトロス教授に心から感謝の意を表します。

また、研究に関して相談に乗っていただき、知見を授けていただいた福井大学大学院 理工学研究科 本田知己准教授、大同大学 工学部 機械工学科 坪井涼准教授に心からの御礼を申し上げます。

博士課程入学を許可していただいた兼房株式会社 代表取締役社長 渡邊將人氏、取締役兼専務執行役員 太田正志氏、技術顧問 西尾悟博士、研究開発部課長 南徹博士、研究活動と日々の仕事の両立に当たり、仕事面において支援いただいた精密技術2課課長 神田保之氏、タイリング室 新美達也氏に感謝申し上げます。

最後に、日々研究室でお世話になりました名城大学 理工学部 材料機能工学科 早川昇吾氏、及び研究室の学生諸氏に御礼申し上げます。

# 研究業績

## 学位論文に関連する査読付き研究論文

- I. Applicability of Interrupted Micro Cutting Process “Tilling ” as Surface Texturing

Key Engineering Materials, 749 (2017) , pp. 241-245

Hatsuhiko Usami, Toshiki Sato, Yasuyuki Kanda, Satoru Nishio

(第3章)

- II. Surface Modification Process Based on Combined Mechanical Methods, for Engine Components

The international symposium on diagnostics and modeling of combustion in internal combustion engines, 9 (2017) C312

Hatsuhiko Usami, Toshiki Sato, Yasuyuki Kanda, Satoru Nishio, Tomomi Honda, Yuji Mihara

(第6章)

- III. 微細断続切削によって付与したディンプル形状がアルミニウム合金の摩擦特性に及ぼす影響

トライボロジスト第63巻 (2018) 9号 629頁～640頁

佐藤 寿樹, 新美 達也, 神田 保之, 西尾 悟, 早川 昇吾, 宇佐美 初彦

(第4章)

- IV. Al-Si 系合金表層における偏析 Si 粒子の除去とその摩擦摩耗特性

トライボロジスト, 掲載決定/掲載号未定

早川 昇吾, 佐藤 寿樹, 新美 達也, 神田 保之, 西尾 悟, 宇佐美 初彦  
(第 2 章)

## 研究発表

Or01. 微小切削によって形成されたテクスチャ表面の摩擦特性

佐藤 寿樹, 西尾 悟, 宇佐美 初彦

日本機械学会機械材料・材料加工技術講演会 論文集 23 巻 114-1 頁～114-5 頁

2015 年 11 月

Or02. タイリング加工によって形成されたテクスチャリング表面の摩擦特性

佐藤 寿樹

テクスチャリング研究会 (第 21 回) 話題 1 2016 年 3 月

Or03. 断続切削によってマイクロディンプルが付与された金属材の摩擦特性

佐藤 寿樹, 神田 保之, 西尾 悟, 宇佐美 初彦

日本機械学会機素潤滑設計部門講演会 講演論文集 16 巻 C4-4 2016 年 4 月

Or04. 微小断続切削加工によるマイクロテクスチャのトライボロジー特性

佐藤 寿樹, 西尾 悟, 宇佐 美初彦

日本トライボロジー学会トライボロジー会議 2016 春東京 予稿集 A9 2016 年 5 月

Or05. 微小断続切削によって創成されたディンプル形状の摩擦特性に及ぼす影響

佐藤 寿樹, 神田 保之, 西尾 悟, 宇佐美 初彦

日本機械学会 2016 年度年次大会 S1150604 2016 年 9 月

Or06. 機械加工によるテクスチャと固体潤滑分散の相乗効果によるアルミニウム合金の  
摩擦低減

佐藤 寿樹, 神田 保之, 西尾 悟, 宇佐美 初彦, 本田 知己, 三原 雄司

日本トライボロジー学会トライボロジー会議 2016 秋新潟 予稿集 D14 2016 年  
10 月

0r07. 断続切削加工によってマイクロテクスチャが付与されたアルミニウム合金の摩擦  
特性

佐藤 寿樹, 神田 保之, 西尾 悟, 宇佐美 初彦

サステイナブルトライボロジー会議 2016 奄美大島 B03 2016 年 11 月

0r08. Al-Si 合金の超微細切削による表面改質とその摩擦摩耗特性

早川 昇吾, 佐藤 寿樹, 宇佐美 初彦

日本トライボロジー学会トライボロジー会議 2017 春 B3 2017 年 5 月

0r09. アルミニウム casting 材の摩擦特性に及ぼす偏析 Si の効果

早川 昇吾, 佐藤 寿樹, 榎本 和城, 宇佐美 初彦

日本機械学会 2017 年度年次大会 S1110404 2017 年 9 月

0r10. Role of segregated Si on tribological properties of aluminum cast alloy

Shogo Hayakawa, Hatsuhiko Usami, Toshiki Sato, Satoru Nishio

Sustainable Tribology Conference 2017 AMAMI 2017 年 10 月

0r11. タイリング加工によって形成したマイクロディンプル形状が摩擦特性に及ぼす影  
響

佐藤 寿樹, 神田 保之, 西尾 悟, 早川 昇吾, 宇佐美 初彦

日本トライボロジー学会トライボロジー会議 2017 秋高松 予稿集 E26 2017 年  
11 月

0r12. タイリング加工によって形成した紡錘形ディンプルが摩擦特性に及ぼす影響

佐藤 寿樹, 神田 保之, 西尾 悟, 早川 昇吾, 宇佐美 初彦

日本トライボロジー学会トライボロジー会議 2018 春東京 予稿集 A7 2018 年 5  
月

Or13. Al-Si 系合金表層における偏析 Si 粒子の除去とその摩擦摩耗特性

早川 昇吾, 佐藤 寿樹, 神田 保之, 西尾 悟, 宇佐美 初彦

日本トライボロジー学会トライボロジー会議 2018 春東京 予稿集 C6 2018 年 5  
月