

マイクロディンプルパターンニングによる  
セラミックス摺動面の摩擦低減に関する研究

2002年度

和久田 学

## 目 次

### 第1章 緒 論

1.1 序	1
1.1.1 自動車部品の摩擦低減技術	1
1.1.2 セラミックス材の応用と加工技術	3
1.1.3 マイクロアブレイシブジェット加工の概要	5
1.2 本論文の目的と構成	8
参考文献	10

### 第2章 微粒子衝突による材料除去に関する考察

2.1 緒 言	15
2.2 理論的考察	15
2.2.1 従来の考え方	15
2.2.2 セラミックスの AJM におけるモデル式の提案	21
2.3 実験的考察	25
2.3.1 実験方法	25
2.3.2 工作物物性パラメータの影響	29
2.3.3 噴射砥粒パラメータの影響	33
2.4 結 言	35
参考文献	37

### 第3章 噴射砥粒の衝突に対する工作物表面の変化

3.1 緒 言	39
3.2 実験方法	39
3.3 各種噴射砥粒に対する材料除去率の比較	42
3.4 砥粒の衝突に対する材料挙動	44
3.4.1 WA 砥粒の場合	44
3.4.2 GC 砥粒の場合	46
3.4.3 SD 砥粒の場合	51
3.5 結 言	54
参考文献	56

## 第4章 マイクロアブレイシブジェット加工面の強度

4.1 緒言	57
4.2 AJMによる窒化けい素仕上げ表面の強度評価	57
4.2.1 実験方法	57
4.2.2 AJM加工面の表面性状	60
4.2.3 AJM加工面および研削面の強度	64
4.3 ディンプルパターンニング面の強度評価	66
4.3.1 実験方法	66
4.3.2 マイクロディンプルの形状および表面特性	70
4.3.3 表面テクスチャーが強度低下に及ぼす影響	73
4.4 結言	76
参考文献	78

## 第5章 マイクロディンプルパターンニング面の摩擦特性

5.1 緒言	79
5.2 摩擦特性評価試験の方法	79
5.2.1 実験装置	79
5.2.2 評価サンプル	82
5.2.3 摩擦試験条件	85
5.3 摩擦特性評価試験の結果	85
5.3.1 平滑面の摩擦特性	85
5.3.2 ディンプルパターンニング面の摩擦特性	87
5.3.3 ディンプルサイズが摩擦低減に及ぼす影響	92
5.3.4 マイクロディンプルによる潤滑性能	94
5.4 結言	97
参考文献	98

## 第6章 結論

6.1 本研究の総括	99
6.2 今後の展望	100

謝辞	102
論文目録	103

## 第 1 章 緒 論

### 1.1 序

#### 1.1.1 自動車部品の摩擦低減技術

自動車エンジンの技術開発は、高出力化、高性能化といった消費者ニーズを具現化すべく、著しい進歩を遂げてきた。同時に、石油資源の消費抑制と、CO<sub>2</sub> ガス排出による地球温暖化をはじめとする地球環境への関心の高まり<sup>1)2)</sup>にも応えるため、燃費向上への対応にも力を注いできた。エンジンの燃費向上のためには、シリンダ内で燃料を効率よく燃焼させ、そのエネルギーをできるだけ損失なく有効に駆動力として活用することが求められる。しかしながら実状はというと、自動車エンジンの生み出す全エネルギーに占める摩擦ロスの割合は 40%にも及ぶという報告があり<sup>3)</sup>、摩擦の低減はきわめて重要な課題となっている。エンジンにおける摩擦ロス発生源はピストン部、クランク系、動弁系など多岐にわたっていて、部位によって摺動形態や摺動条件が異なるため、摩擦低減の方策も単純ではない<sup>4)</sup>。

最近の自動車エンジンで採用されている摩擦低減技術の事例を表 1.1<sup>5)</sup>に示す。このうちのいくつかの技術が採用された 3 リッタークラスのエンジン<sup>6)</sup>では、使用回転数全域で 10~15%の摩擦ロスの低減が実現された。こうした技術の適用にあたっては、エンジンの性能、機能および耐久性の確保や部品および製造のコストといった数多くの制約条件の達成も同時に要求される。したがって、摩擦低減に関わる技術は、究極的には摩擦ゼロを目指すべく、小さなステップの積み重ねが大切であると言える。

表 1.1 最近のエンジンに適用された摩擦低減技術

Purpose	Component	Technique
Suppression of boundary lubrication	Camshaft	Improvement of surface finish
	Lifter shim	Ion plating of TiN or CrN
	Crank shaft	Improvement of surface finish
Friction reduction in boundary lubrication conditions	Piston	Coating of MoS <sub>2</sub> to piston skirt
		Micro dimpling to piston skirt
	Engine oil	Use of MoDTC additive
Reduction of load at frictional area	Aluminum lifter Valve spring	Reduction of valve spring load
	Piston ring	Reduction of ring tension Reduction of piston rings from 3 to 2 Use of thin piston rings
Reduction of frictional area	Piston skirt	Reduction of frictional area
	Crankshaft	Reduction of diameter of pin and journal
Reduction of viscosity resistance	Engine oil	Decrease of viscosity

エンジンでの摩擦ロスを詳細に見たとき、回転数の全域にわたって比率が高いのはピストンリング、ピストン、コンロッドでの摩擦であり、エンジンでの摩擦ロス全体の40~50%を占めていると考えられている。使用頻度が高い低速回転域では、動弁系（カム／フォロワなど）での摩擦ロスの占める割合が摩擦ロス全体の20%程度まで拡大し、エンジン実用回転数での燃費に大きく影響している<sup>7)</sup>。エンジンの燃費向上のためには上述した各部位での摩擦を低減する必要があり、実際に、摩擦を低減する目的で、

- (1) 境界潤滑発生の抑制（流体潤滑域の拡大）
- (2) 境界潤滑域での摩擦係数の低減
- (3) 摩擦部の荷重負荷低減
- (4) 摺動面積の低減
- (5) オイル低粘度化による粘性抵抗低減
- (6) すべり摩擦から転がり摩擦への転換

などの取り組みが行われている。自動車エンジンは、摩擦係数が高くなる境界潤滑状態が支配的になりやすい使用環境にある。このため、上記の(1)(2)は特に重要な課題として位置づけられている。

ここでは、カムとフォロワ間の摩擦低減<sup>8)</sup>を例にとって述べる。DOHCエンジンに通常使用されている直動式と呼ばれるタイプのエンジン動弁系の簡略化構造を図1.1に示す。スプリン

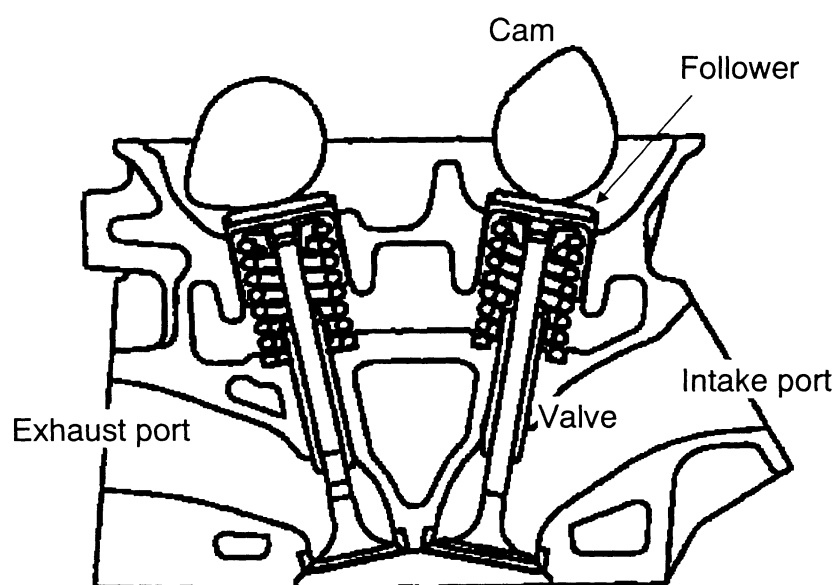


図 1.1 典型的な DOHC エンジンの動弁系機構

グで押さえられた吸気あるいは排気バルブを、回転するカムによって開閉する機構であるが、ここで生じる摩擦の大部分はカムとフォロワ間の転がり／すべりによるものである。摺動速度が低くて負荷面圧が高いため、他の摺動機構部位に比べて油膜厚さが小さく、摩擦・摩耗の点においてエンジン部品の中でもっとも過酷な摺動部品の一つである。カムとフォロワ間の計算上の油膜厚さは低回転域では1  $\mu\text{m}$  以下と表面粗さに比べて非常に小さな値となるため、両者間の潤滑状態は境界潤滑が支配的となっている。カムとフォロワの表面粗さを小さくすることは、境界潤滑域の割合を小さくするための一つの有効な方策である。このため、カムあるいはフォロワ表面の最終仕上げ工程としてラッピングや超仕上げを施すことによって摩擦低減を図ることがトレンドになりつつある<sup>9)</sup>。

一方で、材料や加工原理の観点から、表面粗さの向上にはおのずと限界がある。つまり、たとえ表面の平滑化を突きつめていったとしても実現できる摩擦低減には限りがある。そこで、表面粗さ向上に次ぐブレイクスルーとして、摺動面にマイクロ溝あるいはマイクロディンプルパターンを付与することによって摩擦特性を向上させようとする研究開発が行われるようになってきている<sup>10)-13)</sup>。これは、そうした微細な溝やディンプルが油だまりとして作用して油膜の保持に寄与することを狙ったものである。頻繁に運転停止を繰り返すような部品あるいは使用条件では、油切れによるドライスタートを防ぐ効果も期待されている。シリンダボアには、ホーニング仕上げによるクロスハッチ痕を付与することが古くから行われているが、これと同じ発想と言えよう。最近では、メカニカルシール<sup>14)15)</sup>、ピストンスカート<sup>16)</sup>などの部品や部位での応用が検討されていて、実際に摩擦低減の効果が見出されている。これらの部品は比較的広い面同士の流体潤滑域での摺動現象であり、したがって期待されるようなディンプルの効果が実際に発揮されている。また、円筒外周面同士の境界潤滑による摺動条件での基礎研究例もあり<sup>17)</sup>、高負荷時に微小な油だまりからしみ出した潤滑油が油膜を形成して潤滑特性を改善する可能性が示唆されている。一般に、摩擦形態が異なれば必ずしも同じ効果が期待できるとは限らないが、たとえばカム／フォロワのような平面对円筒面の線接触すべり摩擦条件下でも同様の効果が得られるかどうかは興味を引くところである。

### 1.1.2 セラミックス材の応用と加工技術

金属に代わる構造用材料としてセラミックスが脚光を浴びるようになってすでに久しい。これはセラミックスの耐熱性、耐摩耗性、耐食性、比強度、比剛性、低熱膨張性などの数々の優れた特性によるものであり、現に実用に供されている事例も多数存在する。半面、加工が困難であるため製造コストが高く、実用化に至った部品は用途が限定されていて期待されたほどは採用拡大につながっていないことも事実である。

セラミックスの主な用途を表 1.2<sup>18)</sup> に示す。製品化に至った構造用セラミックスの 60~90% は摺動部品であると言われており<sup>19)</sup>、ベアリング、シールなどへの応用の可能性が注目されている。ボールベアリングの例では用途に応じて窒化けい素、炭化けい素、ジルコニア製のボールが用いられている<sup>20)</sup>。耐摩耗性だけでなく軽量という特質のために高速化に対する高い要求にも十分に答えられ、高速切削加工用の工作機械主軸などに利用されている<sup>21)</sup>。ほかにも切削工具ではコーティングなどの表面改質も含めてセラミックスの割合が拡大しており、ますます増大する難削材料の加工や環境に配慮したドライ加工において威力を発揮している。ここではセラミックスの耐摩耗性や高硬度という長所が十分に活かされている。自動車部品への適用例としては、カムフォロワ<sup>22)-30)</sup>、ターボチャージャー<sup>31)-33)</sup>、バルブ<sup>34)35)</sup> などがある。いずれの事例でも窒化けい素セラミックスが多く使用され<sup>36)37)</sup>、やはり耐摩耗性や軽量などの利点が活かされている。現状では、強度などのばらつきが大きくて信頼性が低いこと、製品のコストが高いこと、などの問題点のために、期待に反して実用製品への展開は進んでいない<sup>38)</sup>。今後は、金属部品表面へのイオンプレーティング<sup>39)40)</sup> やコーティング技術<sup>41)</sup> などの表面改質技術による応用例が増える可能性はある。

表 1.2 構造用セラミックスの主な応用例

Application		Material
Tools	Cutting tool	alumina, diamond, cBN, WC type cermet, Tic type cermet
Bearings	Roller bearing	silicon nitride, silicon carbide, zirconia
	Sliding bearing	silicon nitride, silicon carbide
Automotive parts	Piston ring	CrN type coating
	Valve	silicon nitride
	Injector part	silicon nitride, zirconia, CrN coating
	Cam/follower	silicon nitride, TiN coating, CrN coating
Hydraulic machinery (Pump)	Floating ring seal	silicon carbide
	Mechanical seal	silicon carbide, alumina
	Valve	silicon carbide, DLC coating, graphite
Magnetic memory device		DLC coating

ところで、セラミックスは焼結によって成形されるが、このときに少なからず収縮を生じる。このため完成品の寸法精度を焼結だけで満足させることは困難であり、焼成後に何らかの仕上げ加工が必要となる。硬くてもろいというセラミックスの性質のために、適用できる加工法はかなり限定されてしまう。もっともよく使われる機械加工方法はダイヤモンドホイールによる研削加工であり<sup>42)</sup>、セラミックスの研削加工については古くから多くの研究者によって加工現象の解明や加工条件の適正化が図られてきた<sup>43)-50)</sup>。鉄鋼などの延性材料の研削面は研削条痕が

はっきりと観測される塑性流動面となるのに対し、セラミックスの研削でははく離痕が多いぜい性破壊を主体とした加工面となりがちである。したがって加工後の表面にクラックが残留していることがあり、このような研削損傷に関する研究も数多く行われている<sup>51)-56)</sup>。

次に、セラミックスのマイクロ加工では、主として超音波加工、レーザ加工などが挙げられる。超音波加工は、数十マイクロンの振幅、数十キロヘルツの振動数で励起された工具が一定の加工圧力のもとで工作物と接触し、砥粒と水とを混合した加工液を介して工具先端が砥粒を衝撃しながら工作物を微量ずつ破碎していく加工法である<sup>57)</sup>。放電加工と違って工作物が非導電性材料でも加工が可能であり、円形穴だけでなく異形穴の加工もできるなどの特徴を有する。また、加工面には加工ひずみや変質層が少なく、比較的高い寸法精度が実現可能である。一方、欠点としては、微小工具の製作が容易ではないこと、工具の摩耗が工作物の寸法や形状精度に影響しやすいことなどがある。加工可能な最小寸法は振動子のサイズによって決まってしまうため、穴径 0.3 mm 程度が限界である<sup>58)</sup>。摩擦低減を目的とした表面微細加工ではさらに一桁小さなレベルのマイクロ加工が有効と考えられているため、本論文では超音波加工は研究対象外とする。

レーザ加工は、穴あけにとどまらず切断、接合、表面処理など多岐にわたる加工をできる有力な加工方法である<sup>59)</sup>。レーザ光が加工物表面で吸収されて温度が上昇し、組織変化や溶融、蒸発を起こす現象を利用するものであり、照射されるレーザパワー密度と照射時間を制御することによって種々の加工を行うことができる。セラミックス加工用に使用されるレーザは CO<sub>2</sub> レーザや YAG レーザ<sup>60)</sup> が多いが、レーザの波長別の加工性を見ると、酸化物系セラミックスには CO<sub>2</sub> レーザ、非酸化物系セラミックスには YAG レーザが適している。最近ではエキシマレーザ<sup>61)-63)</sup> も注目されていて、エキシマレーザは一部を除き、ほとんどのセラミックスに対応可能である。レーザによる穴あけ加工の基本的なメカニズムとしては、(1) レーザ光吸収によりセラミックス表面で瞬間的に溶融、蒸発が起こり、表面層が除去される、(2) 表面下も急激に蒸発温度以上に達して爆発を起こし、近傍の溶融域やバルク状部分の飛散により穴が形成される、と考えられている。加工可能な最小穴径は使用するレーザ源によって異なるが、YAG レーザやエキシマレーザの場合、10 μm 程度である。技術的には研究段階を脱して実用レベルに到達しつつあるが、きわめて高い加工コストのためにまだ適用範囲の拡大にはつなげられていない。

### 1.1.3 マイクロアブレイシブジェット加工の概要

本研究で取り上げるアブレイシブジェット加工 (abrasive jet machining, 以下 AJM と略記する) は、ブラスト加工<sup>64)</sup> に代表される噴射加工に属する工法である。使用する噴射材の種類や



加工目的に応じて様々な名称で呼ばれることがあるが、なかでももっともよく知られたブラスト加工法はショットピーニングである。これはガラスやスチールなどの粒子を工作物表面に衝突させて表面改質することを目的としていて、結果として工作物表面に圧縮残留応力が導入され、表面層が加工硬化するため、主として金属部品の疲労強度向上のために古くから使われている<sup>65)66)</sup>。粒子の衝突によって生じる表面の凹凸が疲労強度を逆に低下させる要因となるという指摘もあり、これを受けて最近噴射材の微粒子化を図った微粒子ショットピーニング (fine particle bombarding, FPB) による表面改質法が開発され、すでに一部実用化されている<sup>67)68)</sup>。いずれにしてもこれらの工法は主に圧縮残留応力付与による疲労強度向上を目的としている。

AJM は、セラミックスなどの微細砥粒を噴射材として用いることを特徴とし、難削材料を対象としたマイクロ加工法と位置づけることができる<sup>69)70)</sup>。AJM の加工原理を図 1.2 に示す。数ミクロンから数十ミクロンの微細砥粒を高圧ガス噴流とともに噴射し、工作物に高速かつ高密度で衝突させることによって微細加工を行うものである。1952 年にアメリカの S. S. White Technology 社から砥粒噴射装置が発表されて以来、ガラスやセラミックスなどの硬ぜい材料への微小穴あけ加工などに適用され始めた。1980 年代に入ってマイクロマシンパーツ、集積化センサなどの開発が盛んになると、シリコンやガラス、セラミックス製部品の高能率微細加工法の一つとして使用されるようになった。従来のレーザ加工や放電加工などの熱的加工法と違って熱損傷のない高能率加工が可能となる点が大きな特長である。材料除去メカニズムは微細なぜい性モード加工の集積と考えられているが<sup>71)</sup>、現時点ではまだ詳細に検討した事例はない。

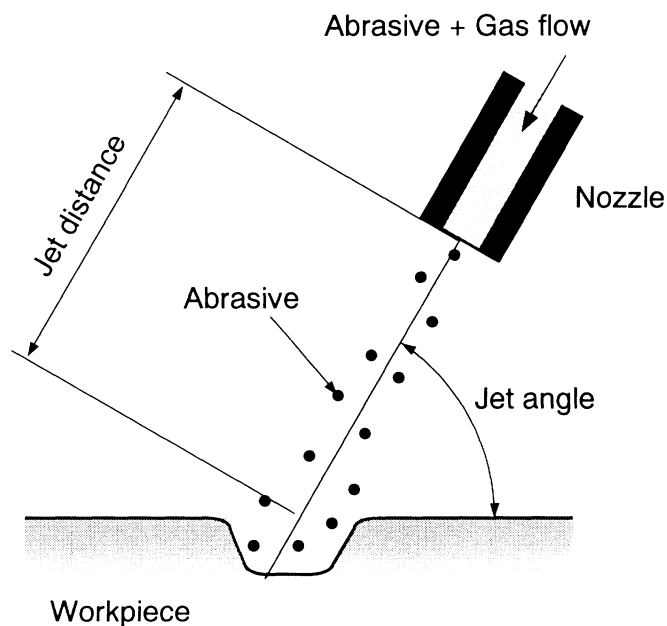


図 1.2 アブレイシブジェット加工の加工原理

AJMには、大別して「直接法」と「マスクング法」の2つがある。前者は開口の小さい噴射ノズルを使用して加工を要する部分にのみ砥粒を吹き付ける方法であり<sup>72)</sup>、後者は工作物表面の加工を要する部分以外をマスクングして保護層を形成し、その上から砥粒を噴射する方法である<sup>73)74)</sup>。マスクング法によるAJMの手順を図1.3に示す。まず工作物表面に厚みが数十ミクロンの感光性樹脂フィルムをラミネートし、次いでこのフォトレジスト層に所望のパターンを配したフォトマスクを介して露光処理する。この状態で現像することによりマスクングフィルムにパターンの穴が形成され、このマスクングフィルムを通じて砥粒を噴射することで工作物表面に微細穴パターンが形成される。

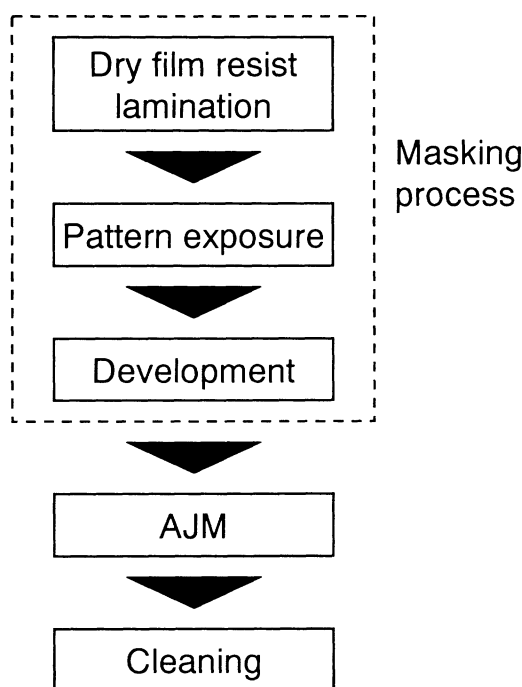


図 1.3 マスクング法によるアブレイシブジェット加工の手順

直接 AJM 法では噴射ノズルの形状や寸法によって得られる穴の形状が決まり、現状では最小の加工穴径は超音波加工の場合と同様 0.3~0.5 mm 程度である。マスクング法ではそれよりもさらに微細な穴の加工が可能であり、数十ミクロンのサイズまで微細化できる。AJM の応用例としては、ガラス平面への点描画のような美術工芸分野での使用<sup>75)</sup>、センサ用のシリコンウェハ基板の加工<sup>76)</sup>、液晶用ガラス基板の溝加工などがある。また、噴射材を細粒化することによって良好な仕上げ面が期待できるため、ガラス細管の内面研磨への応用を検討した例<sup>77)</sup>もある。

このようにAJMは幅広い分野で利用できる可能性を持ち、すでに実用化に至った事例は多い。加工対象の材料は今のところガラスや電子部品用セラミックスなどが中心であり、構造用セラミックスへの応用例はほとんどない。また、実用化が先行していて、加工特性や材料除去メカニズムに関する検討、考察が十分には行われていないというのが実状である。

## 1.2 本論文の目的と構成

本研究は、セラミックスをカムフォロワのような動弁系摺動部品に適用することを念頭におき、その表面にマイクロディンプルを付与することができる微細加工技術を開発することを目的とする。特にそのディンプル加工法としてAJMを取り上げ、構造用セラミックスに対する加工特性を明らかにするとともに、加工されたセラミックスの強度や加工損傷について検討する。さらには、マイクロディンプルパターンニングしたセラミックス部品を用いて摩擦摺動試験を行い、ディンプル付与による摩擦低減効果を実証する。

本論文の構成と各章の関連を図 1.4 にまとめる。論文は 6 章から構成されており、第 2 章以下の内容は以下の通りである。

第 2 章では、硬ぜい材料を対象としたエロージョン摩耗に関する既知のモデル式を整理し、さらに圧子圧入モデルの考え方に基づいてセラミックスのAJMにおける材料除去量についての理論式を導く。その後、各種構造用セラミックス材料に対してAJM実験を行い、材料除去率に対する工作物の物性に関わるパラメータおよび噴射砥粒の特性に関わるパラメータの影響度を評価する。

第 3 章では、第 2 章の実験において特に特徴的な材料表面挙動が見られたアルミナセラミックスを対象にして、噴射砥粒の衝突による材料挙動を明らかにする。機械的特性が異なる 4 種類のアルミナ試験片に、硬度の異なる 3 種類の砥粒を噴射してそれぞれの加工面の様子を観察し、材料除去メカニズムに関して考察する。

第 4 章では、AJMによってマイクロ加工されたセラミックスの曲げ強度について検討する。加工によるセラミックス材料強度への悪影響がないことを示すことにより、AJMが窒化けい素のマイクロディンプル加工に応用可能であることを明らかにする。前半では窒化けい素のAJM仕上げ面について表面仕上げ加工法が強度低下に及ぼす影響を検討し、後半ではマイクロディンプルのパターンニング面の曲げ強度を評価する。これらマイクロ、マクロ両面からの強度評価により、AJMの応用可能性を検証する。

第 5 章では、マイクロディンプルパターンニング面の摩擦特性を評価する。自動車エンジン用カム／フォロワの摩擦形態をモデル化したピン・オン・ディスク試験により、エンジンオイル

による潤滑下でのスチールと窒化けい素セラミックスとの組み合わせにおける摩擦特性を評価する。そして、マイクロディンプルパターンニング処理をしていない単純な平滑面と比較して著しい摩擦低減効果が達成可能であることを実証する。

第 6 章では、以上の研究成果の総括を行い、今後の展望について述べる。

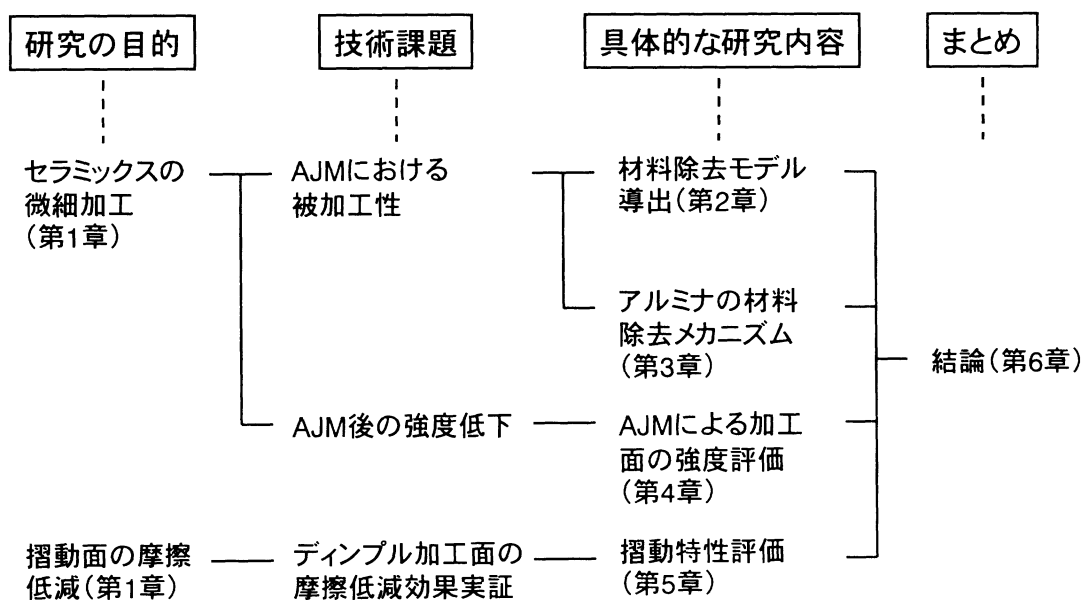


図 1.4 論文の構成と各章の関連

## 参考文献

- 1) 湊 清之：自動車技術と燃費・排出ガス規制, 自動車技術, **53**, 9 (1999) 58.
- 2) 湊 清之：自動車の燃費規制の現状と今後の動向, 自動車技術, **54**, 9 (2000) 11.
- 3) M. Nakada : Trends in engine technology and tribology, Tribol. Interl., **27**, 1 (1994) 3.
- 4) 不破良雄, 三宅譲治, 中小原 武：自動車用しゅう動部品材料のトライボロジー, 精密工学会誌, **59**, 2 (1993) 204.
- 5) 加納 眞, 保田芳輝：エンジンフリクション低減表面処理技術の動向, 自動車技術, **53**, 9 (1999) 65.
- 6) I. Doi, Y. Kimura, K. Murata, Y. Ohki: Development of a new-generation lightweight 3-liter V6 Nissan engine, SAE Paper, (1994) 940991.
- 7) F.K. Börsch, M.W. Langer : Experience with ceramic materials for automotive applications, SAE Paper, (1990) 900404.
- 8) 保田芳輝: エンジンカムフォロワのフリクション低減技術, トライボロジスト, **43**, 10 (1998) 861.
- 9) A. Katoh, Y. Yasuda : An analysis of friction reduction techniques for the direct-acting valve train system of a new-generation lightweight 3-liter V6 Nissan engine, SAE Paper, (1994) 940992.
- 10) X. Wang, K. Kato, K. Adachi, K. Aizawa : The effect of laser texturing of SiC surface on the critical load for the transition of water lubrication mode from hydrodynamic to mixed, Tribol. Interl., **34** (2001) 703.
- 11) X. Wang, K. Kato, K. Adachi: The lubrication effect of micro-pits on parallel sliding faces of SiC in water, Tribol. Trans., **45**, 3 (2002) 294.
- 12) A. Ronen, I. Etsion, Y. Kligerman : Friction-reducing surface-texturing in reciprocating automotive components, Tribol. Trans., **44**, 3 (2001) 359.
- 13) 木村芳一, 長田憲幸, 佐々木勝美: 低粘度液潤滑下におけるセラミックス製スパイラルグリーブスラスト軸受の特性 (第 1 報) - 軸受形式および支持方法と軸受特性 -, 潤滑, **33**, 10 (1988) 790.
- 14) R. Divakar : Sintered silicon carbides with controlled porosity for mechanical face seal applications, J. Soc. Tribol. Lubr. Eng., **50**, 1 (1994) 75.
- 15) 手嶋芳博, 石山朝彦, 浦 晟: しゅう動面の気孔の有無と気孔直径によるメカニカルシールしゅう動特性への影響, トライボロジスト, **44**, 6 (1999) 444.
- 16) 荻原秀実, 城戸智之, 山田 裕, 村田雅史, 小林重実: 表面改質によるエンジンのしゅう動抵抗低減技術, Honda R&D Technical Review, **12**, 2 (2000) 93.

- 17) 興津昌広, 中辻 武, 森 淳暢: 回転2円筒面間の潤滑と表面損傷 –くぼみのポケット効果による潤滑特性の改善–, 日本機械学会講演論文集, **984**, 1 (1998) 6-42.
- 18) 千田哲也, 梅田一徳, 松永茂樹, 伊藤耕祐: セラミックスのトライボロジー特性 –その特徴と応用–, セラミックス, **37**, 1 (2002) 22.
- 19) M. Woydt, K.-H. Habig : On the tribology of ceramic materials in closed systems, *Ceramic Forum International*, **66**, 5/6 (1989) 198.
- 20) 山本豊寿:  $\text{Si}_3\text{N}_4$ ,  $\text{ZrO}_2$ ,  $\text{SiC}$  セラミックスの転がり軸受への応用, セラミックス, **37**, 1 (2002) 30.
- 21) 上田啓雄, 柿添辰雄, 宮原克敏, 太田 稔, 由井明紀: 超高速平面研削盤の開発, 砥粒加工学会誌, **39**, 5 (1995) 254.
- 22) 松本 敏, 前田 聡, 木村勝雄, 谷口雅人: セラミックカムフォロワの開発, 自動車技術, **47**, 5 (1993) 11.
- 23) K. Kitamura, H. Takebayashi, M. Ikeda, H.M. Percoulis : Development of ceramic cam roller follower for engine application, SAE Paper, (1997) 972774.
- 24) A.G. Blahey, J.J. Habeeb, W.N. Rogers : The lubrication of engine valve trains equipped with ceramicized followers, SAE Paper, (1990) 902179.
- 25) T. Nishioka, K. Matsunuma, T. Yamamoto, A. Yamakawa, M. Miyake : Development of high strength  $\text{Si}_3\text{N}_4$  sintered body for the valve systems of automotive engines, SAE Paper, (1992) 920384.
- 26) H. Izumida, T. Nishioka, A. Yamakawa, M. Yamagiwa : A study of the effects of ceramic valve train parts on reduction of engine friction, SAE Paper, (1997) 970003.
- 27) G. LeBorgne, J.M. Moresmau, Y. Riou, J. Castrec : Ceramic tappet shim for six-cylinder engine, SAE Paper, (1993) 932870.
- 28) R.K. Dwivedi : Evaluation of sliding wear characteristics of ceramic matrix composites for cam followers, SAE Paper, (1993) 930056.
- 29) A. Gangopadhyay, H.S. Cheng, S.T. Harman, J.M. Corwin : Evaluation of tribological performance of ceramic roller followers, SAE Paper, (1990) 900401.
- 30) R. Southam, J. Reinicke-Murmann, P. Kreuter, G. Rogers : Analysis of potential improvements in engine behavior due to ceramic valve train components, SAE Paper, (1990) 900452.
- 31) M. Aida, T. Umaoka, T. Mitsui, Y. Ushijima : Development of a ball bearing turbocharger, SAE Paper, (1990) 900125.
- 32) K. Tanimoto, K. Kajihara, K. Yanai : Hybrid ceramic ball bearings for turbochargers, SAE

- Paper, (2000) 2000-01-1339.
- 33) T. Shimizu, K. Takama, H. Enokishima, K. Mikame, S. Tsuji, N. Kamiya : Silicon nitride turbocharger rotor for high performance automotive engines, SAE Paper, (1990) 100656.
  - 34) 北 英紀, 飯塚建興, 平井岳根, 村尾俊裕, 日向秀樹, 海野泰明 : 低摩擦・低摩耗セラミックスの開発, 自動車技術, **55**, 12 (2002) 73.
  - 35) H. Czichos, M. Woydt, D. Klaffke, J. Lexow : Durability of ceramic parts: wear behaviour, *Matériaux et Techniques*, **77**, 3 (1989) 7.
  - 36) 米屋勝利, 安藤元英 : 自動車用セラミックス材料の進歩, セラミックス, **31**, 4 (1996) 311.
  - 37) 小島康一, 神谷純生 : 自動車とセラミックス, セラミックス, **28**, 10 (1993) 1007.
  - 38) 榎本祐嗣 : セラミックスの現状技術と克服技術, トライボロジスト, **37**, 9 (1992) 722.
  - 39) 加納 眞, 坂根時夫, 松浦正晴 : イオンプレーティング表面処理したカムフォロワの耐摩耗性, トライボロジスト, **42**, 8 (1997) 673.
  - 40) 加納 眞 : エンジン・カムフォロワ用耐摩耗材料, トライボロジスト, **43**, 8 (1998) 671.
  - 41) A.R. Schamel, M. Grischke, R. Bethke : Amorphous carbon coatings for low friction and wear in bucket tappet valvetrains, SAE Paper, (1997) 970004.
  - 42) 酒井清介, 伊藤正治 : セラミックスの加工とその問題点, 潤滑, **33**, 7 (1988) 509.
  - 43) 愛 恭輔, 大石健司 : セラミックスの切削・研削加工, 海文堂出版, (1990) 9.
  - 44) 杉田 忠彰 : セラミックスの機械加工, 養賢堂, (1985) 3.
  - 45) 酒井清介, 伊藤正治 : セラミックスの加工とその問題点, 潤滑, **33**, 7 (1988) 509.
  - 46) I. Inasaki : High-efficiency grinding of advanced ceramics, *Ann. CIRP*, **35**, 1 (1986) 211.
  - 47) S. Malkin, T.W. Hwang : Grinding mechanisms for ceramics, *Ann. CIRP*, **45**, 2 (1996) 569.
  - 48) K. Kitajima, G.Q. Cai, N. Kumagai, Y. Tanaka, H.W. Zheng : Study on mechanism of ceramics grinding, *Ann. CIRP*, **41**, 1 (1992) 367.
  - 49) B. Zhang, T.D. Howes : Material-removal mechanisms in grinding ceramics, *Ann. CIRP*, **43**, 1 (1994) 305.
  - 50) T.W. Hwang, S. Malkin : Grinding mechanisms and energy balance for ceramics, *Trans. ASME J. Manuf. Sci. Eng.*, **121**, 4 (1999) 623.
  - 51) H. Trumpold, M. Hattori, C. Tsutsumi, C. Melzer : Grinding mode identification by means of surface characterization, *Ann. CIRP*, **43**, 1 (1994) 479.
  - 52) 鈴木賢治, 田中啓介 : 研削された窒化ケイ素の残留応力と欠陥, 材料, **40**, 454 (1991) 818.
  - 53) 張 璧, 戸倉 和, 吉川昌範 : ダイヤモンド砥石によるセラミックス研削面の表面性状, 精密工学会誌, **54**, 8 (1988) 1537.
  - 54) 吉川昌範, 張 璧, 戸倉 和 : セラミックス表面のき裂観察法, 窯業協会誌, **95**, 10 (1987)

- 961.
- 55) B. Zhang, T.D. Howes : Subsurface evaluation of ground ceramics, *Ann. CIRP*, **44**, 1 (1995) 263.
- 56) T. Ardel, C. Barth, N. Daus, K. Eichgrün, D. Hessel, R. Kreis, D. Pähler, L. Schäfer, C. Schmidt, C. Spengler, F. Sroka : Charakterisierung keramischer Oberflächen - Teil 1, *Industrie Diamanten Rundschau*, **35**, 2 (2001) 171.
- 57) Q.H. Zhang, C.L. Wu, J.L. Sun, Z.X. Jia : The mechanism of material removal in ultrasonic drilling of engineering ceramics, *J. Eng. Manuf.*, **214**, B9 (2000) 805.
- 58) 江田 弘, 大村悦二, Y.B.S. Sananugraha, 磯 真知子: ガラスとセラミックスの微細孔加工機械の開発, *日本機械学会論文集 (C 編)*, **61**, 589 (1995) 3742.
- 59) 横井哲郎: レーザによるセラミックスの精密加工 - セラミックス切断加工についての紹介 -, *光アライアンス*, **9**, 8 (1998) 39.
- 60) A.R. Spera : Pulsed Nd:YAG laser processing of Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>, *SME Technical Paper*, (1991) EM91-257.
- 61) H.K. Tönshoff, D. Hesse, J. Mommsen : Micromachining using excimer lasers, *Ann. CIRP*, **42**, 1 (1993) 247.
- 62) M. Goller, N. Lutz, M. Geiger : Micromachining of ceramics with excimer laser radiation, *J. Euro. Ceram. Soc.*, **12** (1993) 315.
- 63) 宮本 勇: エキシマレーザの微細加工への応用, *精密工学会誌*, **65**, 11 (1999) 1560.
- 64) 小林重治: ブラスト加工とその利用分野 - 噴射式ブラスト加工を中心として -, *日本機械学会誌*, **88**, 800 (1985) 699.
- 65) 吉崎正敏: ショットピーニングが浸炭歯車の歯面形状と歯面強度に及ぼす影響, *日本機械学会論文集 (C 編)*, **66**, 649 (2000) 3116.
- 66) 小西 寛, 村上敬宜, 小林幹和, 松井利治: ショットピーニングによる残留応力の発生機構と疲労強度に及ぼす影響, *日本機械学会論文集 (A 編)*, **66**, 650 (2000) 1847.
- 67) 加賀谷忠治, 江上 登: 微粒子の高速衝突現象を利用した表面創製の動向, *電気製鋼*, **71**, 1 (2000) 51.
- 68) 加賀谷忠治: 最近のショットピーニング技術, *表面技術*, **52**, 2 (2001) 169.
- 69) V.C. Venkatesh : Parametric studies on abrasive jet machining, *Ann. CIRP*, **33**, 1 (1984) 109.
- 70) N. Ramachandran, N. Ramakrishnan : A review of abrasive jet machining, *J. Mater. Process. Technol.*, **39** (1993) 21.
- 71) 厨川常元: 噴射加工の最前線 - デジタル式アブレイシブジェット加工装置の開発からアイスジェット加工へ -, *精密工学会誌*, **68**, 2 (2002) 175.



- 72) 厨川常元, 吉田典夫, 庄司克雄: アブレイシブジェット加工の加工特性, 精密工学会誌, **64**, 6 (1998) 881.
- 73) 伊藤俊朗: ショットピーニングの新しい利用方法, 熱処理, **39**, 3 (1999) 128.
- 74) 伊澤守康, 杉本真樹, 北嶋弘一: 乾式ブラスト加工におけるマスキング材の損耗特性 – マスキング用感光性樹脂の耐ブラスト性 –, 砥粒加工学会誌, **45**, 12 (2001) 580.
- 75) 厨川常元, 庄司克雄, 小野寺宏光, 飯坂順一: デジタル方式による AJM 装置の開発, 1998 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1998) 435.
- 76) 伊澤守康, 渡辺昌知, 八代拓靖, 荻原直幸, 堀川裕道, 小澤 勝: 噴射加工による硬脆材料の微細加工, 1998 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (1998) 217.
- 77) 武藤慎司, 戸倉 和: アルミナ微粒子噴射による表面形状変化, 精密工学会誌, **65**, 12 (1999) 1819.

## 第 2 章 微粒子衝突による材料除去に関する考察

### 2.1 緒 言

ファインセラミックスは耐熱性，耐摩耗性，耐食性に優れ，さらには高強度，軽量性などの特長を有するため有力な構造用材料として位置づけられている．しかしながら，高硬度および著しいぜい性から，製品化までに必要とされる加工工程において問題が生じやすく，実用化を進める上での障害となっていることも事実である．AJM は高硬度微細砥粒を噴射材として用いることによって材料表面にマイクロディンプル加工を施すことができる可能性を持った工法であり，セラミックスに対するマイクロ加工法として期待できる．

ところで，AJM はエロージョン摩耗現象を積極的に利用しようとする加工法である．主としてガラスを対象としたエロージョンについてはすでに多くの研究がある．硬ぜい材料のエロージョン摩耗では， $10^{-1} \sim 10^0$  mm オーダーの粒子が衝突することにより発生する比較的規模の大きいクラックによって材料除去が起こることが明らかにされていて，クラック生成に基づいた理論解析によって材料や噴射粒子の物性とエロージョン摩耗特性とを関連づけたモデルもいくつか存在する．これに対して本研究で扱う噴射粒子は  $10^{-3} \sim 10^{-2}$  mm オーダーの微細砥粒であり，個々の粒子が持つ運動エネルギーが小さいため，クラック生成に基づく材料除去の議論は成立しない可能性がある．また，衝突を受ける材料の硬度に対して噴射粒子の硬度が十分に高いような組み合わせでの検討事例が大半である．したがって，エロージョンの分野での議論がそのまま適用できるかどうかは疑問である．

本章では，硬ぜい材料を対象としたエロージョン摩耗に関する既知のモデル式を整理した後に，圧子圧入の考え方に基づいてセラミックスの AJM における材料除去量についての理論式を導く．その後，各種構造用セラミックス材料に対して AJM 実験を行い，材料除去量に対する工作物物性パラメータおよび噴射砥粒パラメータの影響度を評価する．

### 2.2 理論的考察

#### 2.2.1 従来の考え方

本節では，ガラスやセラミックスなどの硬ぜい材料に対するエロージョンに関してこれまでに提案されているいくつかの理論式や実験式を整理する．なお，エロージョン関連の研究では摩耗現象に着目していることから，粒子の衝突を受ける材料を「標的（ターゲット）」と呼ぶこ

とが多いが、ここでは加工現象という捉え方をするため、「工作物」と呼ぶことにする。

粒子衝突に対する材料挙動についての議論では、図 2.1<sup>1)</sup> に示した理想的なクラックモデルがしばしば使われる。これは先端が鋭利な粒子が硬ぜい材料に衝突したときのクラック生成を表したものである。

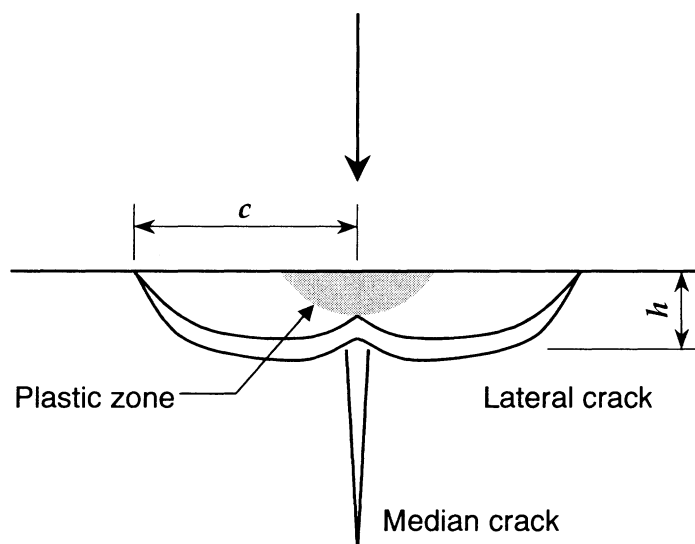


図 2.1 鋭利な粒子の衝突に対するクラックシステム

ぜい性材料に鋭利な粒子が衝突した場合、押し込まれた個所の周囲に塑性変形域が形成される。そして所定の荷重を越すと、その下部から下向きにメディアンクラックと呼ばれるクラックが進展する。このクラックは材料除去には関与せず、その代わり強度低下の直接的な要因になる。除荷の際には塑性変形域から横向きにラテラルクラックが進展する。ラテラルクラックは材料除去と密接なつながりがあり、通常モデルではラテラルクラックの半径を  $c$ 、深さを  $h$  とすれば、次式で表される体積  $V$  が粒子の衝突によって除去されると仮定している。

$$V = \pi \cdot c^2 \cdot h \quad (2.1)$$

実際のエロージョン摩耗では、個々の粒子の衝突により式(2.1)で表される体積が除去される現象が繰り返し起こると仮定し、式(2.1)を積算することによってエロージョン摩耗の総量が求められると考えている。いくつかの代表的なモデル式を以下に挙げる。

## (1) Evans による理論式

Roesler<sup>2)</sup>の研究では、圧子圧入によって生成するコーンクラックの大きさ  $C$  が次式で与えられた。

$$\frac{F}{C^{3/2}} \propto K_C \quad (2.2)$$

ここで、 $F$  は最大衝撃荷重、 $K_C$  は工作物の破壊じん性値である。

コーンクラックは、図 2.2 に示すように、先端が丸い粒子による押し込みによって生成するクラックのことであるが、Lawn ら<sup>3)</sup> および Evans ら<sup>4)</sup> は先端のとがった圧子の押し込みによってできるラテラルクラックの大きさ  $c$  が式(2.2)で求められるコーンクラックの大きさ  $C$  と比例関係にある（すなわち、 $c \propto C$  となる）ことを実験的に示した。

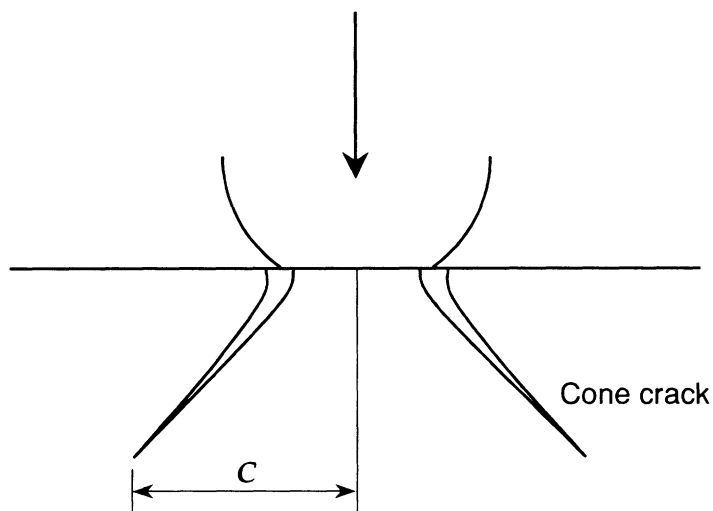


図 2.2 先端が丸い粒子の衝突に対するクラックシステム

さらに、生成するラテラルクラックの深さ  $h$  は衝突粒子が工作物に侵入する塑性域の深さに比例すると考え、式(2.3)を導いた。

$$\left(\frac{h}{d}\right)^2 \propto v \cdot \left(\frac{\rho}{H}\right)^{1/2} \quad (2.3)$$

ここで  $v$ 、 $d$ 、 $\rho$  は粒子の速度、直径、密度、 $H$  は工作物の硬度である。

一方で、粒子が工作物に衝突したときに生ずる衝撃荷重  $F$  については、式(2.4)で与えられると仮定した。

$$F \propto v^2 \cdot d^2 \cdot \rho \quad (2.4)$$

式(2.1), (2.2), (2.3), (2.4)から次式が得られる。

$$V \propto v^{19/6} \cdot d^{11/3} \cdot \rho^{19/12} \cdot K_C^{-4/3} \cdot H^{-1/4} \quad (2.5)$$

この式は、粒子の衝突によってく離する工作物の体積を粒子と工作物の特性値で関連づけた式になっている。和田ら<sup>5)</sup>は、いくつかの工作物に対してエロージョン試験を行い、式(2.5)の  $V \propto K_C^{-4/3} \cdot H^{-1/4}$  の関係が実験値と比較的良好な相関があることを報告している。

## (2) Wiederhorn による理論式

Wiederhorn ら<sup>6)</sup>は、Evan の式(2.3)に相当する式として、ラテラルクラックの深さは粒子が工作物に侵入する最大深さに比例するという考えに基づいて式(2.6)を導いた。

$$h \propto m^{1/3} \cdot v^{2/3} \cdot H^{-1/3} \quad (2.6)$$

ここで、 $m$  は粒子の質量である。

また、衝撃荷重  $F$  を求めるために、以下のように考えた。まず、押し込み深さ  $z$  の位置における荷重を  $F(z)$  とすると、圧子の形状を考慮に入れて、次式が得られる<sup>6)</sup>。

$$F(z) \propto H \cdot z^2 \quad (2.7)$$

深さ  $z_m$  まで圧子が押し込まれたときの仕事量  $W_p$  は、式(2.7)を積分することによって次式のように求められる。

$$W_p = \int_0^{z_m} F(z) dz \propto F^{3/2} \cdot H^{-1/2} \quad (2.8)$$

そして、粒子の運動エネルギー  $U_k$  は粒子が工作物に衝突したときに生ずる工作物の塑性変形

に消費されると仮定し、 $W_p = U_k$ とすることで以下のように衝撃荷重の式を導いた。

$$F \propto H^{1/3} \cdot U_k^{2/3} \quad (2.9)$$

これを式(2.2)に代入すると次式が得られる。

$$c \propto m^{4/9} \cdot v^{8/9} \cdot K_C^{-2/3} \cdot H^{2/9} \quad (2.10)$$

式(2.6)の  $h$  と式(2.10)の  $c$  を式(2.1)に代入し、質量  $m \propto d^3 \cdot \rho$  の関係で  $m$  を消去すれば、式(2.11)が得られる。

$$V \propto v^{22/9} \cdot d^{11/3} \cdot \rho^{11/9} \cdot K_C^{-4/3} \cdot H^{1/9} \quad (2.11)$$

Evans らによる理論式(2.5)と似た形の式ではあるが、工作物硬度  $H$  の指数の正負が逆になっている点は大きく異なった。

### (3) Marshall による理論式

Marshall ら<sup>8)</sup>は、弾塑性インデンテーションモデルを構築し、ラテラルクラックの深さ  $h$  と半径  $c$  をそれぞれ

$$h \propto \left[ (E/H)^{1/2} / H^{1/2} \right] \cdot F^{1/2} \quad (2.12)$$

$$c \propto \left[ (E/H)^{3/4} / K_C \cdot H^{1/4} \right]^{1/2} \cdot F^{5/8} \quad (2.13)$$

とした。ここで  $E$  は工作物のヤング率である。

また、衝撃荷重  $F$  については式(2.9)を用い、これらの式から最終的に式(2.14)を得た。

$$V \propto v^{7/3} \cdot d^{7/2} \cdot \rho^{7/6} \cdot K_C^{-1} \cdot H^{-17/12} \cdot E^{5/4} \quad (2.14)$$

Evans や Wiederhorn による理論式と似た形ではあるが、工作物のヤング率を含んだ式となった点が異なる。

## (4) Wiederhorn による実験式

前述のように Wiederhorn らは式(2.11)の理論式を導いたわけであるが、このモデル式の正しさを検証するために、ソーダガラス、シリカ、サファイア、アルミナ、窒化けい素などの各種工作物に#80~#120 の SiC 粒子を衝突させるエロージョン試験を行い、実験データの多変数直線回帰分析法で次式を導いた<sup>9)</sup>。

$$V \propto v^{2.8} \cdot d^{3.9} \cdot \rho^{1.4} \cdot K_C^{-1.9} \cdot H^{0.48} \quad (2.15)$$

この実験式の各指数は式(2.11)のそれらと比べて近い値であると結論づけている。

以上の既知のモデル式は、いずれも噴射砥粒に関わるパラメータ  $v$ ,  $d$ ,  $\rho$  と工作物の物性に関わるパラメータ  $K_C$ ,  $H$ ,  $E$  がエロージョン摩耗量に及ぼす影響を、次式のような指数関数の形で表現している。

$$V \propto v^{e_1} \cdot d^{e_2} \cdot \rho^{e_3} \cdot K_C^{e_4} \cdot H^{e_5} \cdot E^{e_6} \quad (2.16)$$

これらのモデル式における各パラメータの指数  $e_1 \sim e_6$  を表 2.1 に示す<sup>10)</sup>。噴射粒子の速度  $v$ 、直径  $d$ 、密度  $\rho$  の指数、および工作物の破壊じん性  $K_C$  の指数はいずれも比較的近い値である。ところが、工作物の硬度  $H$  の指数はモデルによって大きく異なり、正負にまたがった。また、Marshall らの式だけが工作物のヤング率を含んだ式となった。

表 2.1 ぜい性材料に対するエロージョンのモデル式における各パラメータの指数

Researchers	Projectile properties			Workpiece properties		
	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$	$e_5$	$e_6$
Evans <i>et al.</i>	19/6 (=3.17)	11/3 (=3.67)	19/12 (=1.58)	-4/3 (=-1.33)	-1/4 (=-0.25)	-
Wiederhorn <i>et al.</i> (theoretical)	22/9 (=2.44)	11/3 (=3.67)	11/9 (=1.22)	-4/3 (=-1.33)	1/9 (=0.11)	-
Marshall <i>et al.</i>	7/3 (=2.33)	7/2 (=3.5)	7/6 (=1.17)	-1	-17/12 (=-1.42)	5/4 (=1.25)
Wiederhorn <i>et al.</i> (empirical)	2.8	3.9	1.4	-1.9	0.48	-

Evans, Wiederhorn, Marshall らの理論式はいずれも、静的荷重による圧子圧入に対するクラック生成システムを大前提にしている。つまり、静的荷重が加わる場合と衝撃荷重が加わる場合との応力拡大係数などの違いは考慮されていない。また、繰り返しの粒子衝突による材料表面での硬度変化（加工硬化，加工軟化）などの影響も考慮に入っていない。しかしながら，Wiederhorn の実験式や和田ら<sup>5)</sup>の実験によって，エロージョン摩耗現象のモデル式として妥当であることが検証された。

ところで，いずれのモデルも噴射粒子の硬度に関わるパラメータを含んでいない点は共通している。これは，従来のエロージョン摩耗に関する議論では，工作物材料と比較して十分に硬度の高い粒子が噴射材として使用されているためである。本研究が扱おうとしている AJM では噴射粒子と工作物との硬度が比較的近い範囲にあるため，AJM の加工結果にこれらのモデル式が適用できるかどうかは疑問である。和田ら<sup>11)</sup>はエロージョン現象を議論する上で噴射粒子と工作物の硬度比がきわめて重要な因子であることを強調しているが，噴射材と工作物材料との硬度比の影響まで含めたモデル式の導出には至っていない。

また，従来のエロージョンに関わる研究では噴射材サイズが数百マイクロン以上であることが多いが，噴射粒子のサイズを小さくしていくと塑性挙動を示すようになることが指摘されている<sup>12)</sup>。つまり，AJM のように数十マイクロンオーダーの粒子を衝突させた場合には，上で整理したようなエロージョンの理論に基づいた材料除去が行われるとは限らない。

## 2.2.2 セラミックスの AJM におけるモデル式の提案

本論文で扱おうとしている構造用セラミックスの AJM では，噴射砥粒と工作物との硬度差が小さいために塑性変形域が小さくなること，使用する噴射粒子のサイズが小さいために粒子の運動エネルギーが小さくなること，などの理由により，必ずしも前述のようなラテラルクラックの発生に至らない可能性がある。そこで本節では，前節のエロージョン摩耗に対する議論と同様の考え方のほかに，クラックの発生をともなわないような粒子押し込みの場合についても理論的に考察する。

はじめに，粒子の押し込みに対してクラックの発生をともなう限界の押し込み量（以下，臨界押し込み量と呼ぶ）を実験的に求めることを試みた。圧子としては，通常ビッカース硬さ試験に使用される先端角が  $136^\circ$  の鋭利なダイヤモンド圧子を用いた。結果の一例として，窒化けい素に対して行った圧子圧入試験の結果を図 2.3 に示す。圧痕の深さ  $h$ ，クラックの長さ  $c$  はともに試験荷重の上昇にともなって増大した。注目すべき点は，押し込み荷重の小さい範囲において，圧痕が形成されていてもクラックが発生していない領域が存在することである。このときの圧痕深さ  $h$  が臨界押し込み量である。



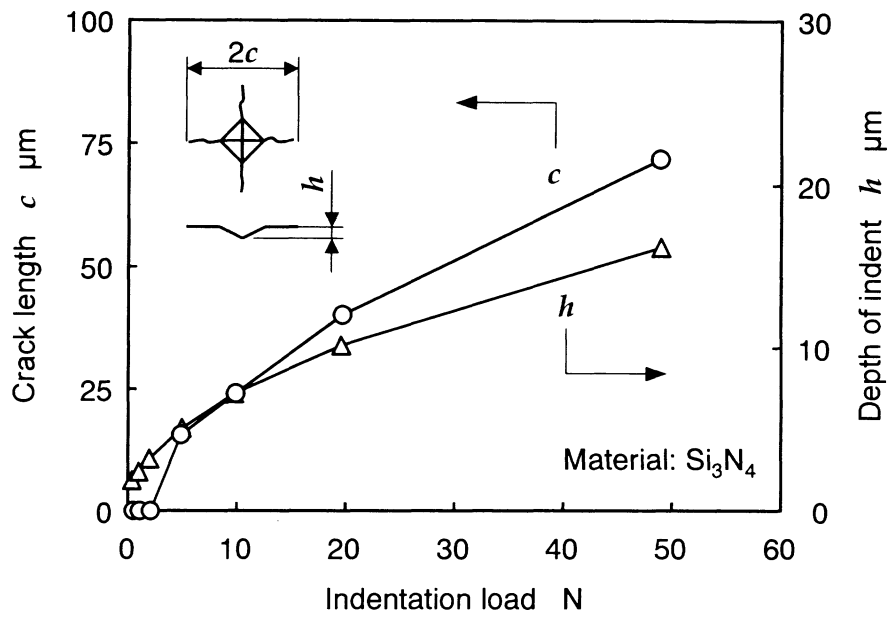


図 2.3 ビッカース圧子圧入試験におけるクラック長さと圧痕深さ

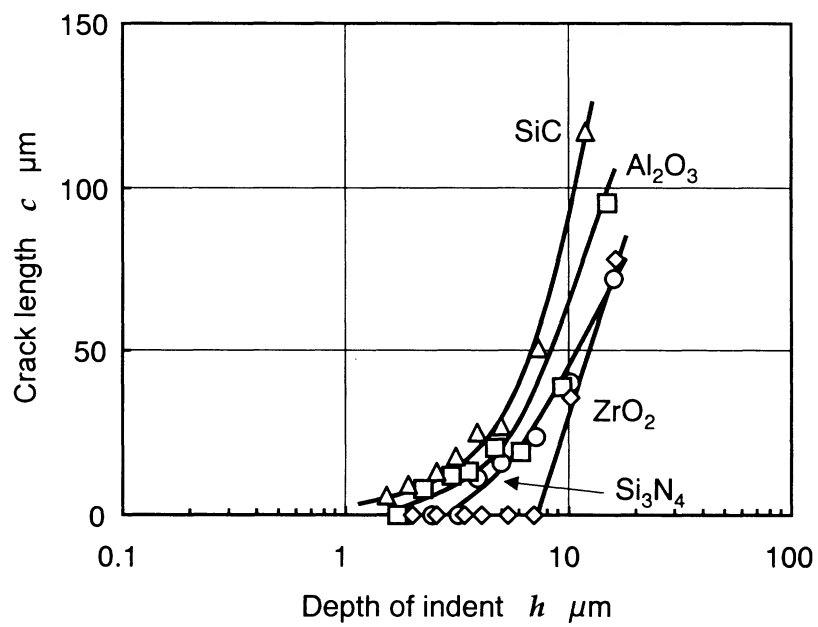


図 2.4 圧痕深さとクラック長さの関係

これと同様の試験をジルコニア，アルミナ，炭化けい素に対しても行った．以上 4 種類のセラミックスの機械的特性などについては次節で触れるが，いずれも市販されている一般的なセラミックス材料である．ビッカース圧子圧入試験の結果を，押し込み深さ  $h$  とクラック長さ  $c$  との関係で整理したものを図 2.4 に示す．臨界押し込み量は当然ながら破壊じん性値と直接的な関係があり，破壊じん性が大きいジルコニアの場合で約  $7 \mu\text{m}$ ，窒化けい素では  $3 \mu\text{m}$ ，アルミナでは  $2 \mu\text{m}$ ，炭化けい素では  $1 \mu\text{m}$  となった．

本論文では，主として平均粒径が  $20 \mu\text{m}$  の砥粒を噴射材として使用するが，この場合，砥粒 1 個の衝突によってできる圧痕深さが数ミクロンあるいはそれ以下ということは大いにあり得ると推定される．特に，破壊じん性が高いジルコニアや窒化けい素の場合には，噴射砥粒の衝突によってできる圧痕がクラック発生をとみなわないケースは十分に起こる可能性がある．

したがって，以下では圧痕深さが臨界押し込み量よりも小さい場合と大きい場合とに分けて考察する．モデル式の算出にあたっては JIS で定められているビッカース硬さ試験および破壊じん性試験の考え方を活用する．これらの試験では，先端角が  $136^\circ$  の鋭利なダイヤモンド圧子を所定の試験荷重で押し込んだときにできる圧痕とクラックのサイズから硬さとじん性のパラメータが求められる<sup>13)</sup>．

#### (1) 圧痕深さが臨界押し込み量より小さいとき

クラックの発生に至らないため，砥粒の押し込みによってできる圧痕の体積  $V$  を求める．このときにできる凹みは純粋に塑性変形によるものであるため，正確に言うと材料除去が起きているわけではない．しかし，ここでは問題を単純化するため，この塑性変形量についてのみ議論する．

まず，JIS で定められたビッカース硬度の定義式は以下の通りである<sup>14)</sup>．

$$H = 0.102 \frac{F}{S} \quad (2.17)$$

ここで， $F$  は押し込み荷重， $S$  はくぼみの表面積である．ダイヤモンド圧子の形状を考慮すると，圧痕部分の体積  $V$  は次式のように表される．

$$V \propto F^{3/2} \cdot H^{-3/2} \quad (2.18)$$

この式の  $F$  は本来静的に加えられる荷重であるが，粒子の衝突によって生じる衝撃荷重の場合にも成り立つと仮定し，衝撃荷重については式(2.9)を用いると式(2.19)が得られる．

$$V \propto U_k \cdot H^{-1} \propto v^2 \cdot d^3 \cdot \rho^1 \cdot H^{-1} \quad (2.19)$$

つまり，粒子衝突によって作り出される圧痕の体積は，粒子の運動エネルギーに比例し，工作物の硬度に反比例するという単純な式で表された．この式は，飯田ら<sup>15)</sup>が，金属のショットピーニングにおいて球の衝突による塑性変形量を表現した式と同じ形であり，粒子の形状によらず成立することが確かめられた．

実際のぜい性材料への粒子衝突の場合には，繰り返しの粒子衝突に対して塑性変形が起こるだけということは考えにくく，押し込まれた部分で微小破砕による材料除去が生じると考えるのが妥当である．和田<sup>16)</sup>は，マクロなクラックの発生をとみなさないような軽荷重での圧子圧入であっても圧痕直下にはダメージゾーンが形成され，無数の粒内，粒間クラックやディスロケーションが存在することを TEM レベルの分析で観測している．このことから，実際の AJM では塑性変形域で発生したマイクロクラックによって材料除去が進むと考えられる．それによる材料除去量は圧痕体積に比例すると仮定すれば，上で導いた圧痕体積の式(2.19)がそのまま微小破砕による材料除去体積の式とみなすことができる．

## (2) 圧痕深さが臨界押し込み量より大きいとき

ここでは，上述のエロージョン摩耗におけるモデル式の考え方と同様に，図 2.1 の理想的なクラックシステムが形成されるという前提に基づき，個別に求められる  $h$  と  $c$  を用いて最終的に除去体積  $V$  を得ることを試みる．まず，押し込み深さ  $h$  については，式(2.17)の  $S$  を  $h$  に換算して整理することにより次式が得られる．

$$h \propto F^{1/2} \cdot H^{-1/2} \quad (2.20)$$

次に，セラミックスの破壊じん性については，JIS R 1607 で定められたように 2 通りの測定方法があるが，このうち圧子圧入法（IF 法：Indentation-Fracture 法）の定義式は次式の通りである<sup>17)</sup>．

$$K_C = 0.018 \left( \frac{E}{H} \right)^{1/2} \cdot \left( \frac{F}{c^{3/2}} \right) \quad (2.21)$$

この式から，次式が得られる．

$$c \propto F^{2/3} \cdot K_C^{-2/3} \cdot H^{-1/3} \cdot E^{1/3} \quad (2.22)$$

式(2.20), (2.22)を式(2.1)に代入し, さらに衝撃荷重  $F$  については式(2.9)を用いると, 次式が得られる.

$$V \propto v^{22/9} \cdot d^{11/3} \cdot \rho^{11/9} \cdot K_C^{-4/3} \cdot H^{-5/9} \cdot E^{2/3} \quad (2.23)$$

Wiederhorn らが求めた衝撃荷重の式を使ったこともあって, 式(2.11)と似たモデル式となった. ただし, 硬度  $H$  の指数は大きく異なり, むしろ Evans や Marshall のモデル式にある硬度の指数の中間的な値となった. また, ヤング率  $E$  を含んだ式となった点は Marshall の式と共通する.

以上のように, 圧痕深さがある押し込み深さを超えるとクラックをともなうようになることから, この臨界押し込み量を境にした 2 通りの場合に分けて材料除去量についての理論的な考察を行った. 式(2.19)と式(2.23)とを比較すると, 噴射砥粒に関わるパラメータ  $v$ ,  $d$ ,  $\rho$  の指数はそれぞれ互いに近い値になった. つまり, 材料除去量に対する噴射砥粒の特性の影響度は, 材料除去機構の違いに依存しにくいと考えられる. また, 工作物の物性に関わる部分は 2 通りの考え方で異なり, 圧痕深さが臨界押し込み量よりも小さいときには材料除去量が単に工作物の硬度に反比例するのに対し, 圧痕深さが臨界押し込み量よりも大きいときには破壊じん性の影響が強く表れることがわかった.

## 2.3 実験的考察

### 2.3.1 実験方法

前節で導いた 2 通りの理論式を検証するために, 代表的な構造用セラミックス材料に対して AJM 実験を行った. 加工実験には微細粒子噴射加工装置マイクロブラスター(新東ブレーター, MB2-ML-001)を使用した. 装置の外観および加工室内の様子を図 2.5 に, 装置の構成を図 2.6 に示す.

供給される気体は窒素ガスであり, 圧縮ガスのボンベから直接ホースを通して加工点まで運ばれるようになっている. なお, 実用の際にはエアコンプレッサからの圧縮空気を配管する方が経済的に有利であるが, その場合噴射材である砥粒が凝集しないように, 十分に乾燥された

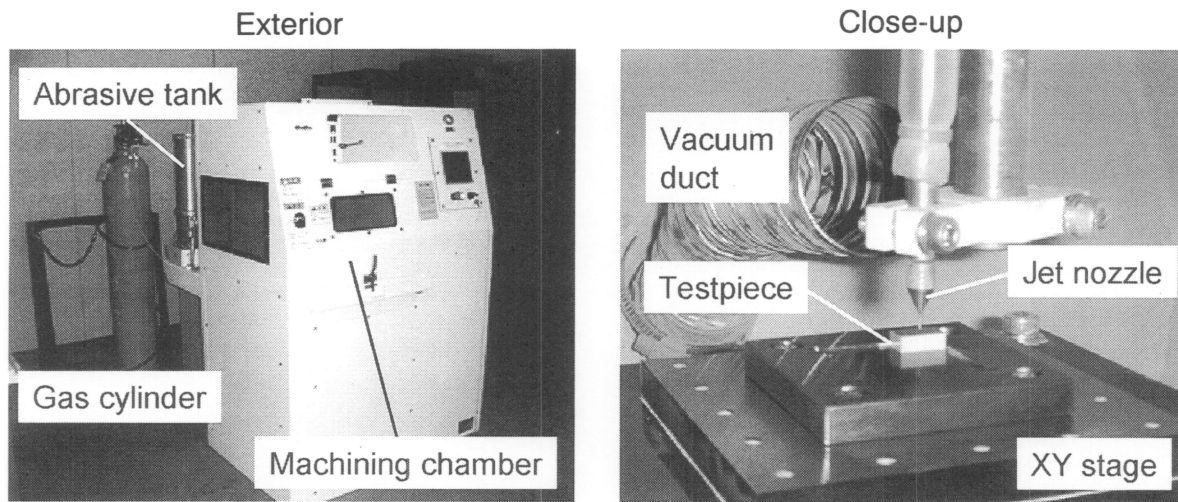


図 2.5 実験に使用した AJM 加工機

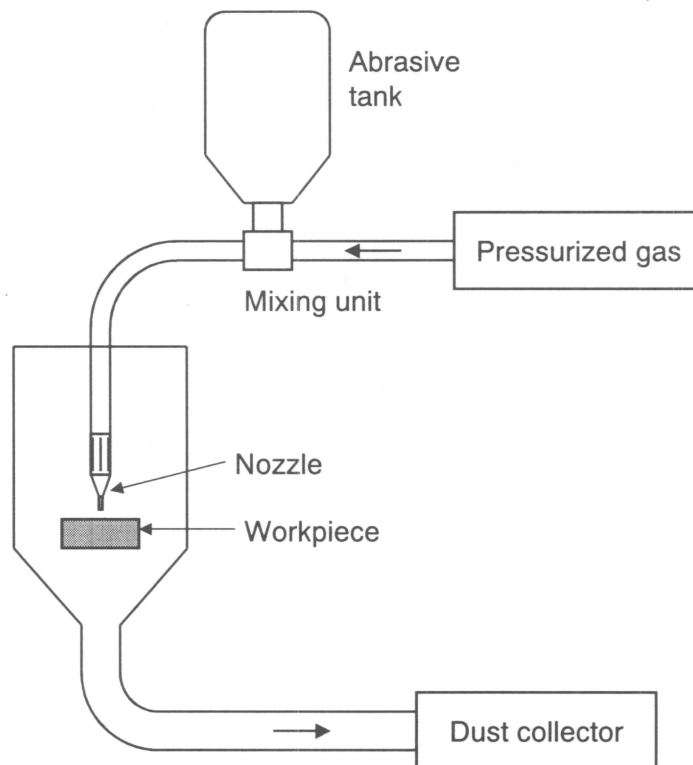


図 2.6 AJM 加工機の構成

状態で混流させるためのエアドライヤーを介する必要がある。

砥粒は機械本体の後方にある噴射材タンクに貯蔵される。砥粒定量供給装置によってガス噴流の配管ホースへと吸い出され、そのままガスとともに工作物表面に噴射されるように構成されている。砥粒噴射中は常に吸塵機を作動させ、工作物に衝突した砥粒や排出される切りくずを吸引するようにした。回収した砥粒を循環使用するように構成することも可能だが<sup>18)19)</sup>、本実験機は回収するだけでリサイクル使用する構造にはしていないため、回収された砥粒は廃棄処分した。

工作物はXYテーブル上に固定され、0.01 mm 単位で任意の位置に加工点を移動させることができる。また一定速度で移動させながら溝加工や面加工を行うことも可能であるが、本章の実験は単発の穴加工であり、テーブル位置を固定したままでの定点加工とした。

噴射材にはアルミナ砥粒 (WA)、炭化けい素砥粒 (GC)、ダイヤモンド砥粒 (SD) の3種類を用いた。WAはAJMでもっともよく使用される砥粒であり、特にガラスに対する微細加工で実績を有する<sup>20)</sup>。GCはWAと同様に安価であり、WAよりも高硬度であるため、本研究のようにガラスよりも高硬度であるセラミックスを加工対象としたAJMではもっとも期待される噴射材である。また、SDはWAやGCと比較してきわめて高価であり、このような超砥粒を使用することは実用を考えた場合には非現実的である。特に、使用後の噴射砥粒を回収、再利用しない場合にはなおさらである。しかしながら、高硬度であるという特長は実験的見地からは魅力的であるため、実験に供試した。なお、たとえ回収後の砥粒を再利用できる機械であっても、ダイヤモンド砥粒を継続的に使用するとノズルの摩耗が著しく、ノズルの交換頻度が高まるのは自明である。

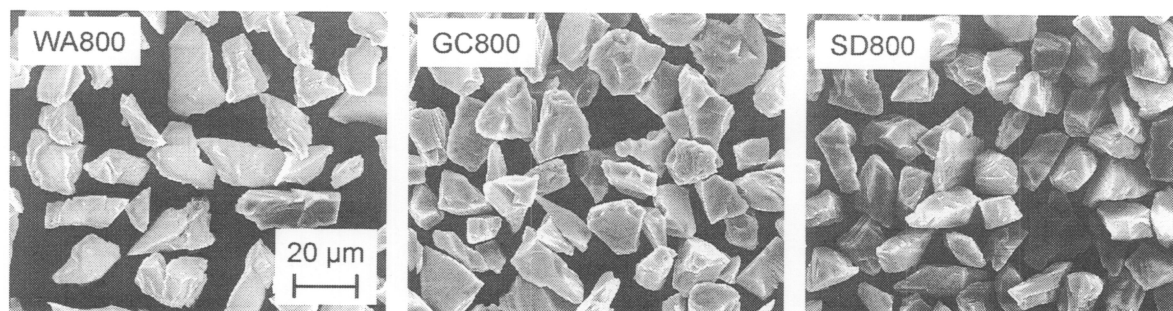


図 2.7 AJM 実験に使用した砥粒

これら3種類の砥粒のSEM写真を図2.7に示す。いずれも粒度#800の砥粒であり、粒径は15~25 μmである。どの砥粒もランダムな多面体形状であり、形状については3種類の間で有

意な差はないと考えてよい。本研究では主として#800の砥粒を使用した。粗い砥粒の場合噴射ノズルが詰まってうまく噴射されないことがあり、逆に細かい砥粒の場合には定量供給装置においてうまく吸い出されずにスムーズに噴射できなくなることがあった。噴射砥粒サイズの適正範囲はノズルの内径寸法によっても変わるため、状況に応じて予備実験などで把握しておくことが必要になると思われる。また、砥粒の硬さは測定が困難であるが、これを試みた研究は過去にいくつかある。それによるとこれらの砥粒の硬さはWA, GC, SDの順に高くなる<sup>2)</sup>。これらの砥粒の特性を表2.2に示す。

表 2.2 AJM 実験に使用した噴射砥粒の物性

	WA	GC	SD
Density (g/cm <sup>3</sup> )	3.9	3.1	3.5
Knoop hardness HK (GPa)	21.0	24.8	70.0

使用した工作物は、ジルコニア、窒化けい素、アルミナ、炭化けい素の4種類のセラミックスであり、いずれも市販のものをを用いた。以下では、それぞれZrO<sub>2</sub>, Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, SiCと記す。これらの機械的特性を表2.3に示す。密度とヤング率はメーカーカタログ値であり、ビッカース硬度、曲げ強度、破壊じん性は研究室での実測値である。なお、曲げ強度はJIS R 1601で規定された4点曲げ試験によって求め、破壊じん性はIF法で求めた。

表 2.3 工作物の機械的特性

	ZrO <sub>2</sub>	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	SiC
Density (g/cm <sup>3</sup> )	6.05	3.2	3.9	3.1
Young's modulus (GPa)	210	290	390	390
Bending strength (MPa)	1200	1000	360	470
Vickers hardness <i>H</i> (GPa)	13.2	14.2	15.3	22.1
Fracture toughness <i>K<sub>IC</sub></i> (MPa·m <sup>1/2</sup> )	7.0	5.8	4.1	1.9

主なAJM加工実験条件を表2.4に示す。前半の実験では、工作物の物性パラメータによる加工性の違いに注目するため、噴射圧力、噴射距離、噴射量、噴射時間などの加工条件はいずれも一定とした。後半の実験では、噴射砥粒の特性がセラミックスのAJM加工性に及ぼす影響を明らかにするため、粒子の速度およびサイズを変化させた。その際、代表的な組み合わせとして、噴射材はGC砥粒、工作物はSi<sub>3</sub>N<sub>4</sub>に限定した。

表 2.4 AJM 加工条件

Abrasive	WA, GC, SD
Abrasive size	15 - 25 $\mu\text{m}$
Jet pressure	0.3 MPa
Jet distance	0.5 mm
Nozzle diameter	0.6 mm
Abrasive mass flow rate	2 g/min
Machining time	10 s

加工後の穴の形状を定量的に評価するために、走査型レーザ顕微鏡（オリンパス光学工業，OLS-1100）を使用した。この顕微鏡は、深さ方向に奥行きのある被写体の観察に適しており、しかも微小な視野での形状測定機能を備えているため<sup>22)</sup>、加工された微細穴の幾何学的形状の定量評価において特に効果を発揮した。

### 2.3.2 工作物物性パラメータの影響

各種工作物に対して AJM による噴射加工を行った後、砥粒の噴射によって除去された部分の体積を測定し、加工時間で割ることによって材料除去率を算出した。その結果を図 2.8 に、また加工後の工作物表面の様子を図 2.9 に示す。

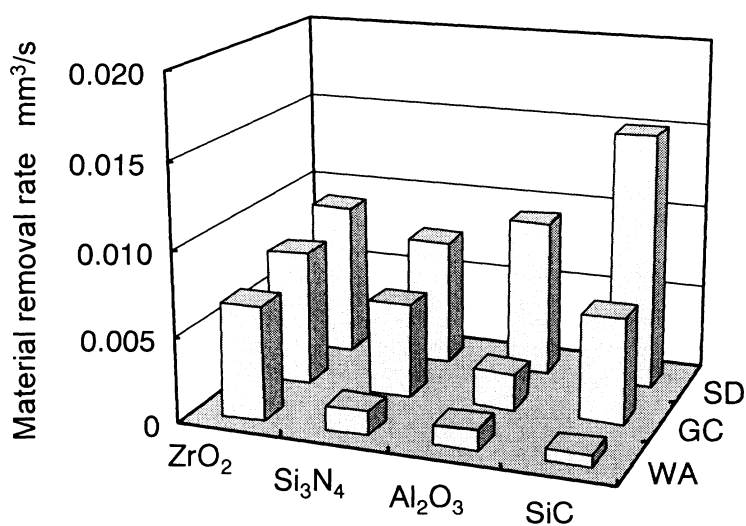


図 2.8 AJM における材料除去率の比較



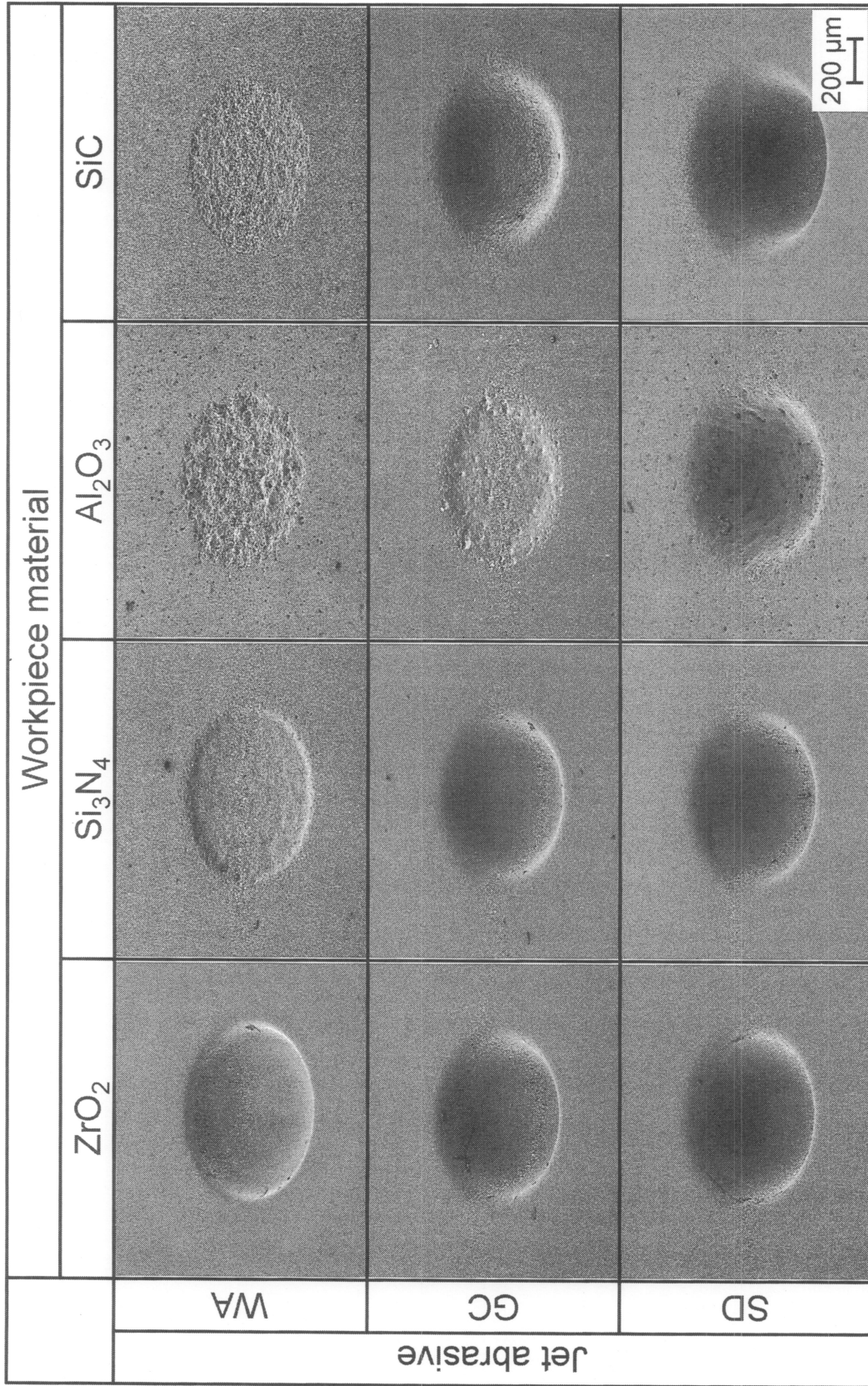


図 2.9 AJM 後の各種セラミックス工作物表面の様子 (ノズル径 : φ 0.6 mm)

すべての工作物に共通して言えることは、噴射砥粒が WA から SD へと硬度が上昇するのにもなって材料除去率が増大したことである。しかしながら、その増加の割合は工作物材種によってまったく違った。SiC の材料除去率は噴射材の変化とともに劇的に変化したのに対して、ZrO<sub>2</sub> の場合には噴射砥粒種の影響が少なかった。

また、別の視点でみると、WA 砥粒を用いた場合には材料除去率の大小が工作物の硬度と関連を持っていたのに対し、SD 砥粒の場合にはほぼ工作物の破壊じん性の順になっていた。つまり、材料除去率はどんな噴射材を使用するかによって大きく左右され、比較的硬度の低い WA 砥粒の場合には工作物硬度の影響が強くなるが、硬度がきわめて高い SD 砥粒では破壊じん性の影響が強くなった。式(2.19)は材料除去量が工作物硬度によって決まることを示唆しており、式(2.23)では破壊じん性値の影響が強まっているという事実と定性的には一致する。GC 砥粒を用いたときには、WA および SD の結果の中間的な位置づけになっており、硬度と破壊じん性の影響が複合された結果とみなすことができる。

この実験データを用いて、前節で導いたモデル式の妥当性を定量的に検証した。はじめに、圧痕深さが臨界押し込み量よりも小さい場合のモデル式(2.19)の妥当性を確認するため、WA 砥粒による加工データを、横軸に工作物硬度  $H$  の逆数をとってまとめた (図 2.10)。

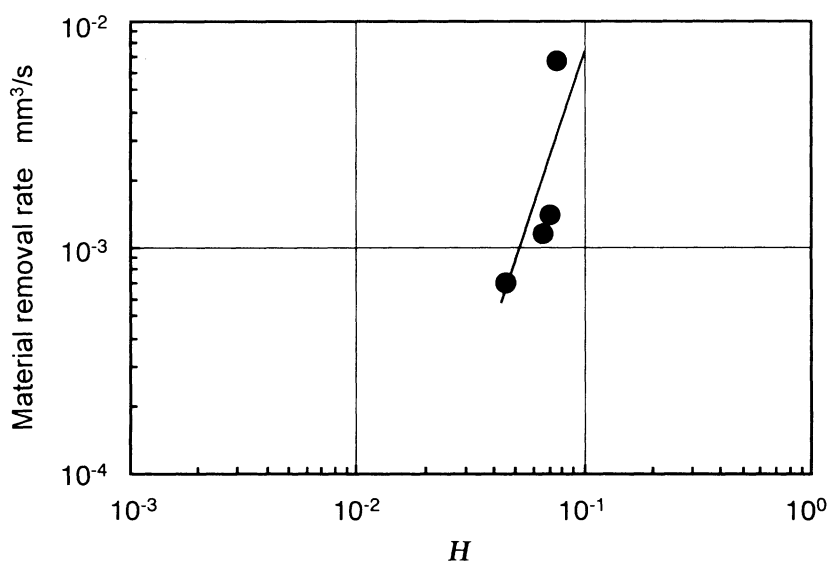


図 2.10 材料除去モデル式の妥当性評価 (1)

$H^{-1}$ と材料除去率との間に比例関係があれば各々のプロットは傾きが1の直線上に分布するはずである。プロット数が少ないため完全には否定できないが、これらのデータを結ぶ線は傾き1の直線よりも急になっていて、提案したモデル式は必ずしも実験データとは一致しないことがわかった。これは、前述したように、実際のAJMでは塑性変形域（ダメージゾーン）でのマイクロクラックによる微小破砕が生じ、これが現象を複雑にしていること、セラミックスの種類によって微視的な破壊の発生頻度や規模が異なること、などが原因として考えられる。

次に、圧痕深さが臨界押し込み量よりも大きい場合のモデル式(2.23)の妥当性を確かめる。この式は、ラテラルクラックの発生によって材料がはく離するという仮定に基づいた理論であり、噴射材の硬度が工作物硬度と比較して十分に大きい場合に成立すると考えられることから、SD砥粒による加工データを用いて検証した。

図 2.11 に、横軸を工作物の材料特性パラメータ  $K_C$ ,  $H$ ,  $E$  にそれぞれの指数を乗じた値を取り、材料除去率との関係をまとめた。上の場合と同様に、横軸の変数と縦軸の間に比例関係があれば各々のプロットが傾き1の直線上に分布するはずである。しかしながら、いずれのモデル式の場合にも似たような傾向があり、傾きが1の直線よりも緩やかな傾向を示した。これは、すべての噴射粒子が同様に図 2.1 のようなラテラルクラックを発生させるわけではなく、実際にはクラックの進展に至らずに塑性変形をもたらすだけであったり、弾性変形のみで跳ね返されてしまったり、ということが確率的に起きているためと推察される。

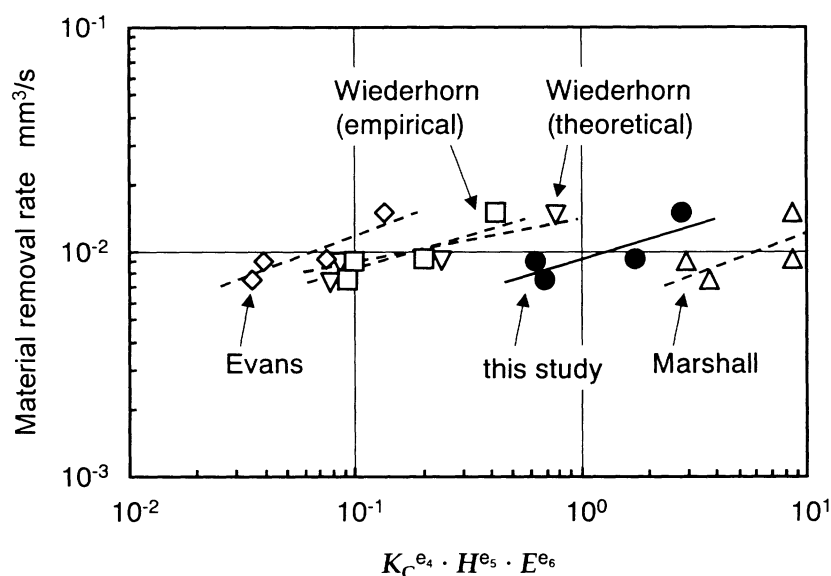


図 2.11 材料除去モデル式の妥当性評価 (2)

以上のように、実際の AJM では、砥粒押し込みによる塑性変形域での微視的な破壊とラテラルクラック発生による離現象による材料除去とが複合的に作用していて、それぞれの発生割合が噴射砥粒種と工作物との組み合わせによって異なるため、単純化された理論式で説明するのは困難である。さらに、噴射粒子同士の干渉のために運動エネルギー（粒子速度）が弱められる粒子が存在すること、粒子形状がランダムであって衝突する向きによっても工作物表面での変形破碎挙動が影響されることなど、現象を複雑化させる要因は多い。

本節の実験結果は、低硬度の砥粒を用いた場合には工作物硬度の影響が支配的であり、高硬度砥粒を用いれば破壊じん性の影響が強まるという傾向が見られており、前節で提案したモデル式は定性的には一致することが確かめられた。

### 2.3.3 噴射砥粒パラメータの影響

上で導いたモデル式(2.19), (2.23)では、噴射砥粒の特性の中で速度  $v$ 、直径  $d$ 、密度  $\rho$  の3つが重要な因子であるとしている。このうち  $\rho$  は、噴射する砥粒の種類を変更することによって変化するが、前節で述べたように、本研究で扱っているようなセラミックス材料の AJM では  $\rho$  の影響よりも噴射砥粒の硬度の影響の方が支配的となってしまう、純粋に  $\rho$  の影響度合を評価することができない。

そこで本節では、 $v$  と  $d$  の影響についてのみ検討した。実験では、砥粒速度が材料除去率に及ぼす影響を検討するため、噴射圧力を 0.05~0.4 MPa の範囲で変化させた。また、砥粒サイズの影響を見極めるために、#400, #800, #2000 の3種類の粒度の砥粒を用いて実験を行った。なお、本研究の最終目的である摺動部材には窒化けい素セラミックスの使用を考えていることから、本実験の工作物は  $\text{Si}_3\text{N}_4$  に限定し、また噴射材は実用性の観点から GC 砥粒とした。実験結果を図 2.12 に示す。

図から、いずれの砥粒サイズにおいても噴射圧力の増大にともなって材料除去率が指数関数的に増大していることがわかる。また、砥粒サイズごとに材料除去率のオーダーは大きく異なった。

厨川ら<sup>23)</sup>は、AJM における微細砥粒の噴射速度の測定を試み、それが砥粒種（サイズ）によらずガス噴射圧力の 0.23 乗に比例することを示している。つまり、噴射圧力  $p$  (MPa) と砥粒速度  $v$  (m/s) との間に次式のような関係があることを導いた。

$$v = 1.21 \times 10^2 \cdot p^{0.23} \quad (2.24)$$

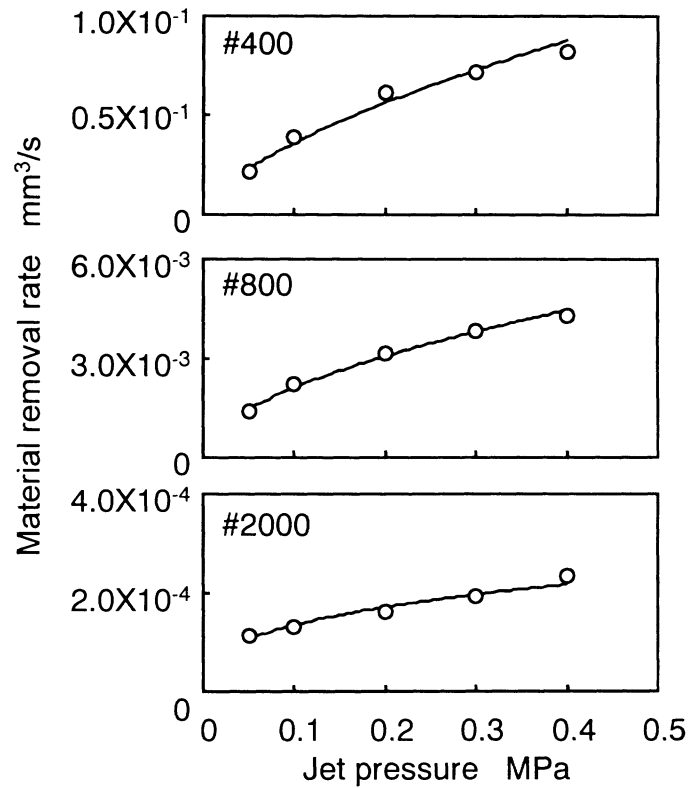


図 2.12 噴射圧力，粒子サイズの材料除去率への影響

この式を用いて設定噴射圧力を砥粒速度に換算し，図 2.12 の実験データを最小自乗法によって直線回帰分析したところ，以下のような近似式が得られた（相関係数：0.998）。

$$V \propto v^{2.2} \cdot d^{3.3} \quad (2.25)$$

式(2.25)の右辺を横軸にとって上の実験結果を図 2.13 に整理し直したところ，傾き 1 の直線の近傍にすべてのプロットが分布することが確かめられた。このことから，式(2.25)の相関係数の高さが確認された。

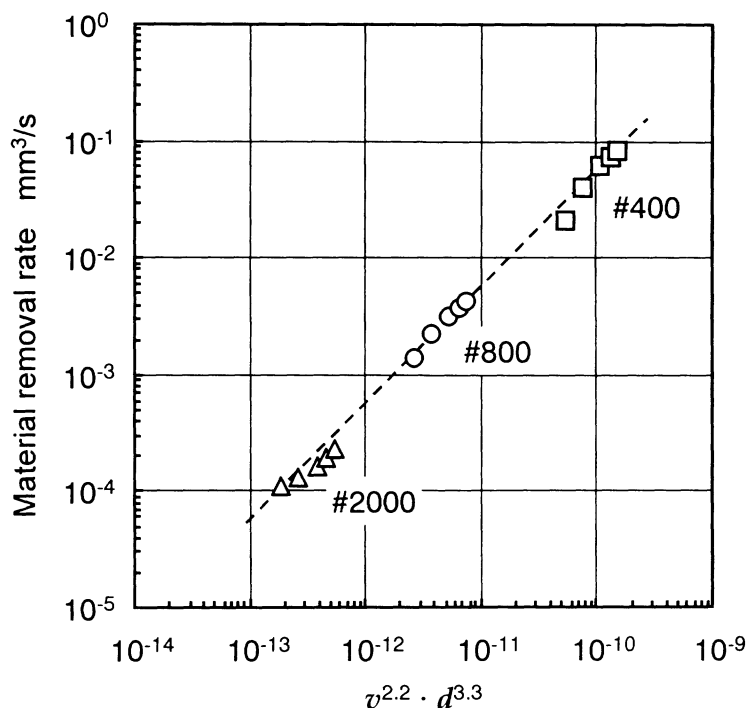


図 2.13 粒子速度，粒子サイズと材料除去量との相関

GC を用いた  $\text{Si}_3\text{N}_4$  の AJM では，砥粒の押し込みによる塑性変形の作用とクラック進展による材料除去の作用が複合的に生じていると推定されるが，もともと式(2.19)と式(2.23)とで  $v$ ,  $d$  の指数がそれぞれ近い値だったこともあり，噴射砥粒パラメータの指数については，理論的に導いたモデル式の指数と実験式の指数とがほぼ一致した。

## 2.4 結 言

本章では，セラミックスのアブレイブジェット加工（AJM）における材料除去現象を，圧子圧入の考え方に基づいてモデル式を導出し，さらに実験データによってそのモデル式を検証することを試みた。得られた結果は以下のとおりである。

- (1) セラミックス表面に圧子を押し込んだ場合，圧痕深さがある押し込み深さを超えるとクラックをともなうようになることから，この臨界押し込み量を境にして材料除去の形

態が異なると考え、それぞれの場合に対して次のようなモデル式を導いた。

(i) 圧痕深さが臨界押し込み量よりも小さいとき

$$V \propto v^2 \cdot d^3 \cdot \rho^1 \cdot H^{-1}$$

(ii) 圧痕深さが臨界押し込み量よりも大きいとき

$$V \propto v^{22/9} \cdot d^{11/3} \cdot \rho^{11/9} \cdot K_C^{-4/3} \cdot H^{-5/9} \cdot E^{2/3}$$

$v, d, \rho$ は噴射砥粒の速度, 直径, 密度

$K_C, H, E$ は工作物の破壊じん性, 硬度, ヤング率

これら 2 つの式において、噴射砥粒に関わる部分は互いに似た形であるが、工作物に関わる部分は大きく異なる。つまり、(i)のときには材料除去量が単に硬度に反比例するのに対し、(ii)のときには破壊じん性の影響が強く表れることを意味する。

(2) 噴射砥粒に関わるパラメータについては、その影響度が理論式と実験式でほぼ一致する。また、工作物に関わるパラメータについては、実際の加工現象が複雑であるため理論式と実験結果とが一致するとは言いがたいものの、上の(i)、(ii)の式はともに定性的には実験結果の傾向と合う。

## 参考文献

- 1) S. Malkin, T.W. Hwang : Grinding mechanisms for ceramics, *Ann. CIRP*, **45**, 2 (1996) 569.
- 2) F.C. Roesler : Brittle fractures near equilibrium, *Proc. Phys. Soc. London, Sect. B.*, **69** (1956) 981.
- 3) B.R. Lawn, E.R. Fuller : Equilibrium penny-like cracks in indentation fracture, *J. Mater. Sci.*, **10** (1975) 2016.
- 4) A.G. Evans, M.E. Gulden, M.E. Rosenblatt : Impact damage in brittle materials in the elastic-plastic response regime, *Proc. R. Soc. London, Series A*, **361** (1978) 343.
- 5) 和田重孝, 渡辺直義 : ぜい性材料の固体微粒子によるエロージョン (第1報) —ガス圧焼結  $\text{Si}_3\text{N}_4$  の物性とエロージョン摩耗—, *窯業協会誌*, **94**, 11 (1986) 1157.
- 6) S.M. Wiederhorn, B.R. Lawn : Strength degradation of glass impacted with sharp particles: I, annealed surfaces, *J. Am. Ceram. Soc.*, **62**, 1/2 (1979) 66.
- 7) A.W. Ruff, S.M. Wiederhorn : Erosion by solid particle impact, *Treat. Mater. Sci. Tech.*, **16**, (1979) 69.
- 8) D.B. Marshall, B.R. Lawn, A.G. Evans : Elastic/plastic indentation damage in ceramics: the lateral crack system, *J. Am. Ceram. Soc.*, **65**, 11 (1982) 561.
- 9) S.M. Wiederhorn, B.J. Hockey : Effect of material parameters on the erosion resistance of brittle materials, *J. Mater. Sci.*, **18**, (1983) 766.
- 10) S. Srinivasan, R.O. Scattergood : *R* curve effects in solid particle erosion of ceramics, *Wear*, **142**, (1991) 115.
- 11) S. Wada, N. Watanabe : Solid particle erosion of brittle materials (part 3) —The interaction with material properties of target and that of impingement particle on erosive wear mechanism—, *J. Ceram. Soc. Jpn.*, **95**, 6 (1987) 573.
- 12) I. Finnie : Some reflections on the past and future of erosion, *Wear*, **186-187** (1995) 1.
- 13) 新原皓一 : セラミックスの微小圧子圧入破壊 —その応用と問題点—, *セラミックス*, **20**, 1 (1985) 12.
- 14) JIS Z 2244, ビッカース硬さ試験方法.
- 15) 大越 諄, 飯田喜介 : 球の衝撃作用の解析, *精密機械*, **23**, 12 (1957) 573.
- 16) 和田重孝 : セラミックスの微小破壊とトライボロジー, *トライボロジスト*, **38**, 8 (1990) 535.
- 17) JIS R 1607, ファインセラミックスの破壊じん(靱)性試験方法.
- 18) 伊澤守康, 北嶋弘一, 野中正貴, 渡辺昌知 : ドライブラスト加工に関する研究 (第1報) —噴射条件が加工特性に及ぼす影響—, *砥粒加工学会誌*, **44**, 7 (2000) 334.
- 19) 伊澤守康, 北嶋弘一, 野中正貴, 渡辺昌知 : ドライブラスト加工に関する研究 —第2報 :



- 工作物材質が噴射材の破碎に及ぼす影響一, 砥粒加工学会誌, **45**, 1 (2001) 36.
- 20) N. Ramachandran, N. Ramakrishnan : A review of abrasive jet machining, J. Mater. Proc. Tech., **39** (1993) 21.
- 21) J. Indge : The nitty gritty of machining ceramics, Tooling & Production, **55**, 11 (1990) 116.
- 22) 大出孝博 : 反射型レーザー走査顕微鏡, 光学, **18** (1989) 392.
- 23) 厨川常元, 吉田典夫, 庄司克雄 : アブレイシブジェット加工の加工特性, 精密工学会誌, **64**, 6 (1998) 881.

## 第3章 噴射砥粒の衝突による工作物表面の変化

### 3.1 緒言

第2章では、代表的な構造用セラミックスに対してAJMによる噴射加工を行い、この工法がマイクロディンプルパターニングの手段として有力であることを示した。その一連の実験の中で、アルミナと炭化けい素のAJMでは、使用する砥粒の種類に応じて加工結果が劇的に異なることがわかった。これらの材料はWA砥粒によるAJMでは穴が形成できずに表面の粗面化が起こるだけであるものの、GC砥粒を用いれば良好に加工できた。特にアルミナの場合には比較的平滑な加工面性状を呈していた。またSD砥粒による加工では加工能率が急激に増大し、深い穴の加工が実現した。したがって、AJMによる材料除去挙動を詳細に検討する上で、これらのセラミックスは非常に興味深い研究対象となる。

アルミナセラミックスは、焼成条件をコントロールすることによって硬度や破壊じん性などの機械的特性が大きく異なる焼結体を比較的容易に製作することが可能な材料である。第2章の実験では幅広い材料種を対象とし、材料ごとにまったく違う加工性を示すことが明らかになったが、アルミナのように容易に物性の異なる材料が製作できる材料であれば、同一材種間での加工性の比較が可能であると考えた。

そこで本章では、同一の原料粉末を出発材料として機械的特性の異なる複数のアルミナセラミックス試験片を用意し、それらのAJMに対する被加工性についてさらに詳しく検討する。すなわち、異なる焼成条件で製作された機械的特性の異なるアルミナに対するAJM実験を通じ、アルミナに噴射砥粒が衝突したときの材料挙動について考察を加える。

### 3.2 実験方法

実験に使用した加工機は、第2章で説明したマイクロブラスターである。主な実験条件を表3.1に示す。噴射砥粒種や加工条件は基本的に第2章の実験と同様としたが、加工時間のみ20sに変更した。第2章の実験では10sとしていたが、アルミナセラミックスに対してWA砥粒を使用した場合に工作物表面での変化が少なかったため、加工時間を長くして材料表面での変化をより明確に捉えようとしたためである。噴射砥粒は、第2章の実験と同様にWA、GC、SDの3種類とした。

表 3.1 AJM 実験条件

Abrasive	WA, GC, SD
Abrasive size	15-25 $\mu\text{m}$ (#800)
Jet pressure	0.3 MPa
Jet distance	0.5 mm
Nozzle diameter	0.6 mm
Abrasive mass flow rate	2 g/min
Machining time	20 s

試験片は、高純度アルミナ粉末（大明化学工業，TM-DAR）を出発原料とし、1300 °C から1600 °C の4種類の温度で焼成した自製のアルミナセラミックス焼結体とした。これら工作物の機械的特性を表 3.2 に示す。なお、表中の曲げ強度と破壊じん性は JIS で規定された方法で実測した値であり、強度は4点曲げ試験<sup>1)</sup>、破壊じん性は圧子圧入法（Indentation Fracture 法：IF 法）<sup>2)</sup>によって求めた。表から明らかのように、焼成温度が高くなるほど曲げ強度とビッカース硬度は低下し、破壊じん性値はこれらとは逆に増大した。

表 3.2 実験に使用したアルミナセラミックスの機械的特性

	Sample #1	Sample #2	Sample #3	Sample #4
Sintering temperature (°C)	1300	1400	1500	1600
Density (g/cm <sup>3</sup> )	3.94	3.95	3.95	3.95
Flexural strength (MPa)	400	400	370	330
Vickers hardness $H$ (GPa)	19.6	18.4	16.4	15.2
Fracture toughness $K_{IC}$ (MPa·m <sup>1/2</sup> )	2.4	2.6	3.9	5.4
Average grain size ( $\mu\text{m}$ )	1	3	6	10

また、これら4種類のアルミナ試験片のマイクロストラクチャーをSEMによって観察した(図 3.1)。それぞれの試験片では結晶粒径が大きく異なるため、図の観察倍率は同一ではない。この写真によると、焼成温度が高くなるほど粒成長が進展し、結晶粒の平均粒径が増大していることがわかった。サンプル#1～#4の平均結晶粒径は順に1  $\mu\text{m}$ 、3  $\mu\text{m}$ 、6  $\mu\text{m}$ 、10  $\mu\text{m}$ であり、焼成温度の上昇にともなって結晶粒径も増大した。破壊じん性は粒径にある程度依存することが知られており<sup>3)</sup>、ここで作製したサンプルでも一般的に知られた事実が確認された。

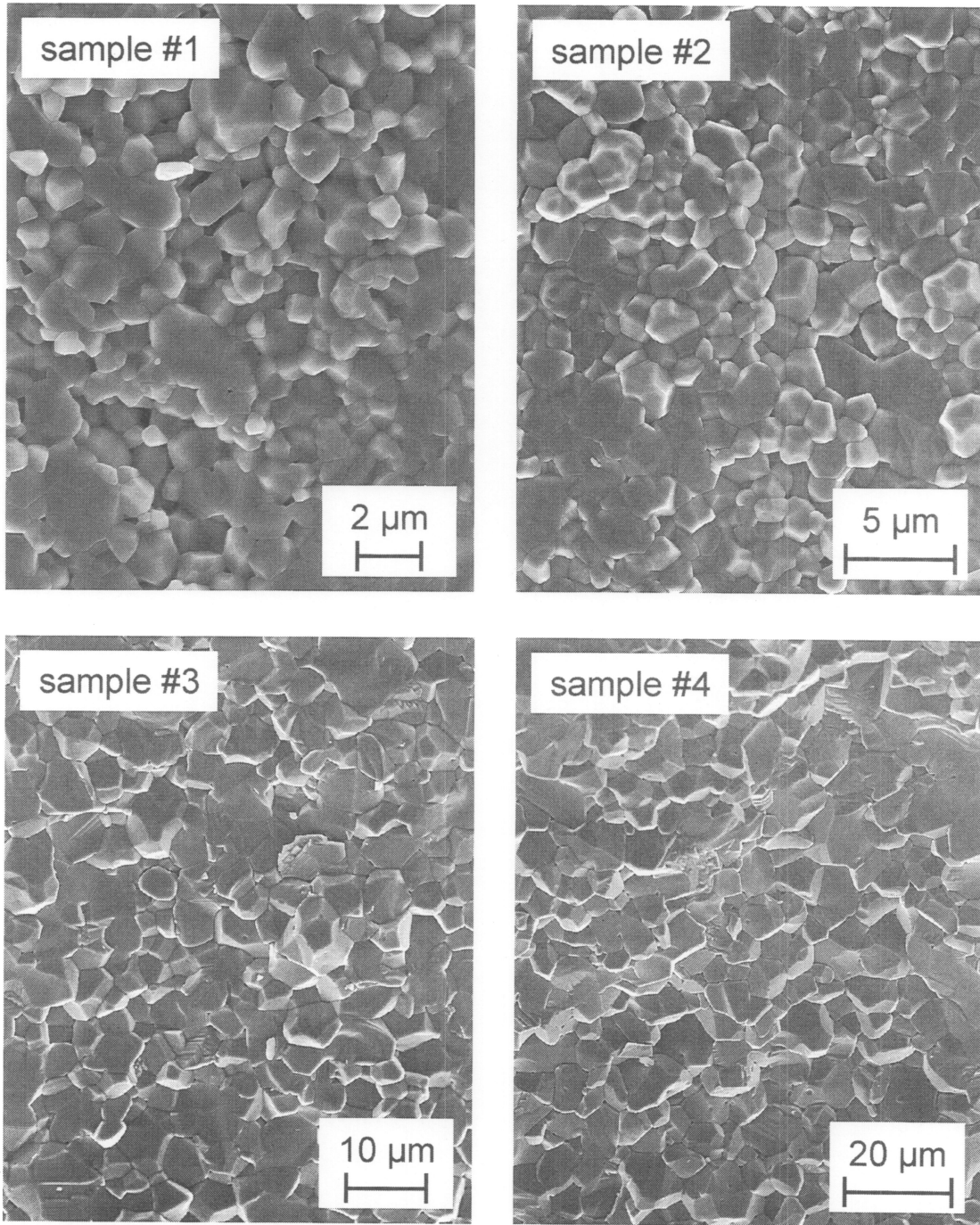


図 3.1 アルミナセラミックスの微構造

こうして材料特性の異なる4種類のアルミナセラミックスを製作することができた。AJM 実験に先立ち、工作物の表面はレジンボンドダイヤモンドホイールによる平面研削後、ダイヤモンド遊離砥粒を用いたラッピングによって仕上げた。

### 3.3 各種噴射砥粒に対する材料除去率の比較

WA, GC, SD の3種類の砥粒を20秒間噴射したときの材料除去率を図3.2に、工作物表面の様子を図3.3に示す。なお、図3.2の材料除去率については、横軸を工作物の硬度とした。

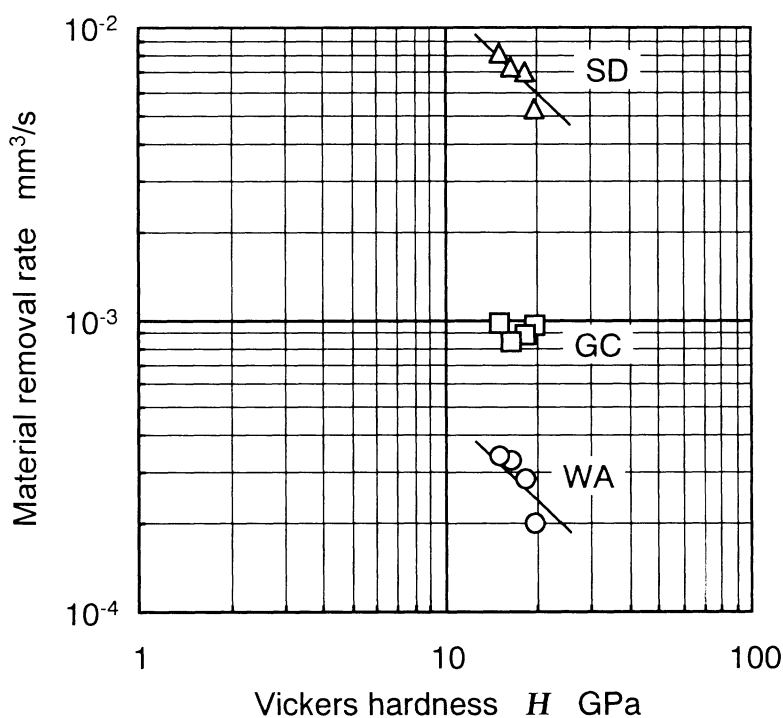


図3.2 各種アルミナへのAJMにおける材料除去率の比較

WA 砥粒はAJMの実用においてもっとも多用されている砥粒種ではあるが、アルミナセラミックスの工作物に対してはほとんど材料除去できず、多数のきわめて小さな凹みが形成されただけであった。これは工作物の硬度に対して噴射砥粒の硬度が不十分であるためにほかならない。第2章で明らかにしたように、噴射砥粒よりも工作物の硬度の方が高い場合には工作物表面での材料除去が進行しない。

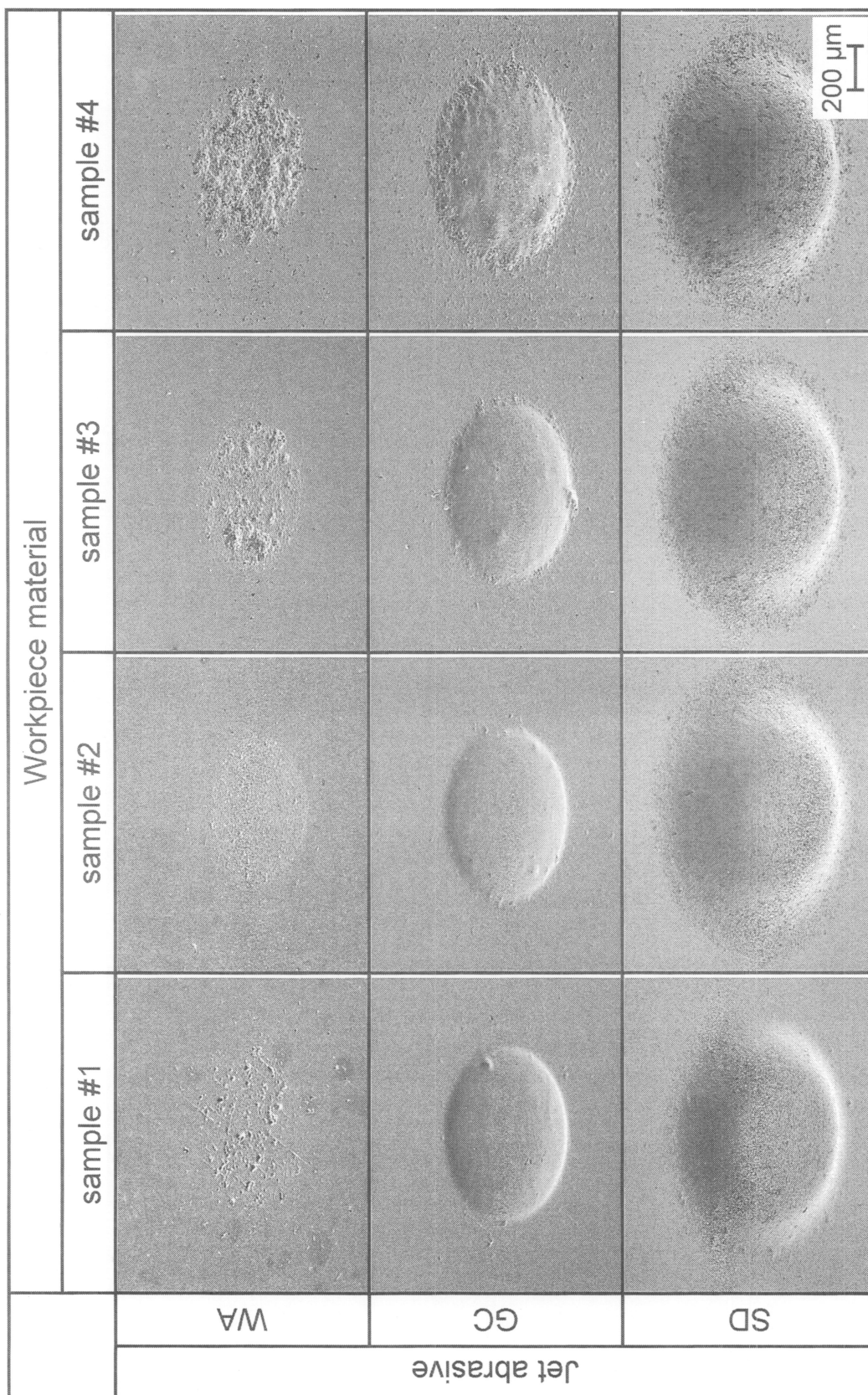


図 3.3 AJM 後のアルミナ工作物表面の様子

一方、GC 砥粒の場合にも材料除去率は決して高くはないものの比較的滑らかな穴が形成され、SD 砥粒の場合にはさらに高い材料除去率が得られた。GC 砥粒および SD 砥粒による噴射面では、結晶粒径の大きいサンプル#3、#4において加工穴の周囲でチッピングの発生も顕著に認められた。

また、材料除去率と工作物硬度との関係に着目すると、WA 砥粒および SD 砥粒のときには材料除去率が工作物硬度にほぼ反比例することが明らかになった。第2章で、圧痕深さが臨界押し込み量よりも小さいときに材料除去率が工作物硬度の-1乗に比例することを示したが、アルミナのAJMでは、WA 砥粒および SD 砥粒を用いた場合にこの考え方が適用できるものと推察できる。

一方で、GC 砥粒の場合には硬度や破壊じん性などの工作物機械的特性の違いはほとんど反映されず、材料除去率はサンプル#1~#4でほぼ同程度であった。これはWA 砥粒やSD 砥粒の場合とはまったく違う加工メカニズムによって材料除去が進行しているためと考えられ、詳細については後に論じる。

### 3.4 砥粒の衝突に対する材料挙動

#### 3.4.1 WA 砥粒の場合

WA 砥粒による噴射加工面を高倍率でSEM観察した結果を図3.4に示す。いずれのサンプルの場合にも、噴射砥粒の衝突によって生じたぜい性破壊による多数の凹みが観測された。それらの凹みの大きさは噴射砥粒のサイズと同程度かやや大きめであり、20~40 μmであった。一つ一つの凹みは、前章で述べたように、砥粒押し込みによってできた塑性変形によるダメージゾーンでの微小破碎の結果と推察できる。凹みの総数はサンプル#1から#4の順に増大していることがSEM観察によって明らかになった。

無数の砥粒が連続的に噴射されているにもかかわらず、微細穴の形成に至らなかったことから、大半の砥粒は工作物表面に衝突の形跡を残すことなく跳ね返されていると思われる。つまり、噴射砥粒が工作物表面に衝突した際に、両者が弾性的に変形してやがて砥粒の速度が0になり、その後弾性変形のエネルギーによって反対方向に作用する力を受けて次第に速度を増しながら工作物から離れていったと推察できる。硬度の低いサンプルほど形成された凹みの数が多くなったことから、弾性変形に続けてぜい性破壊に至るかどうかは噴射砥粒と工作物との硬度差と関係があると考えられる。

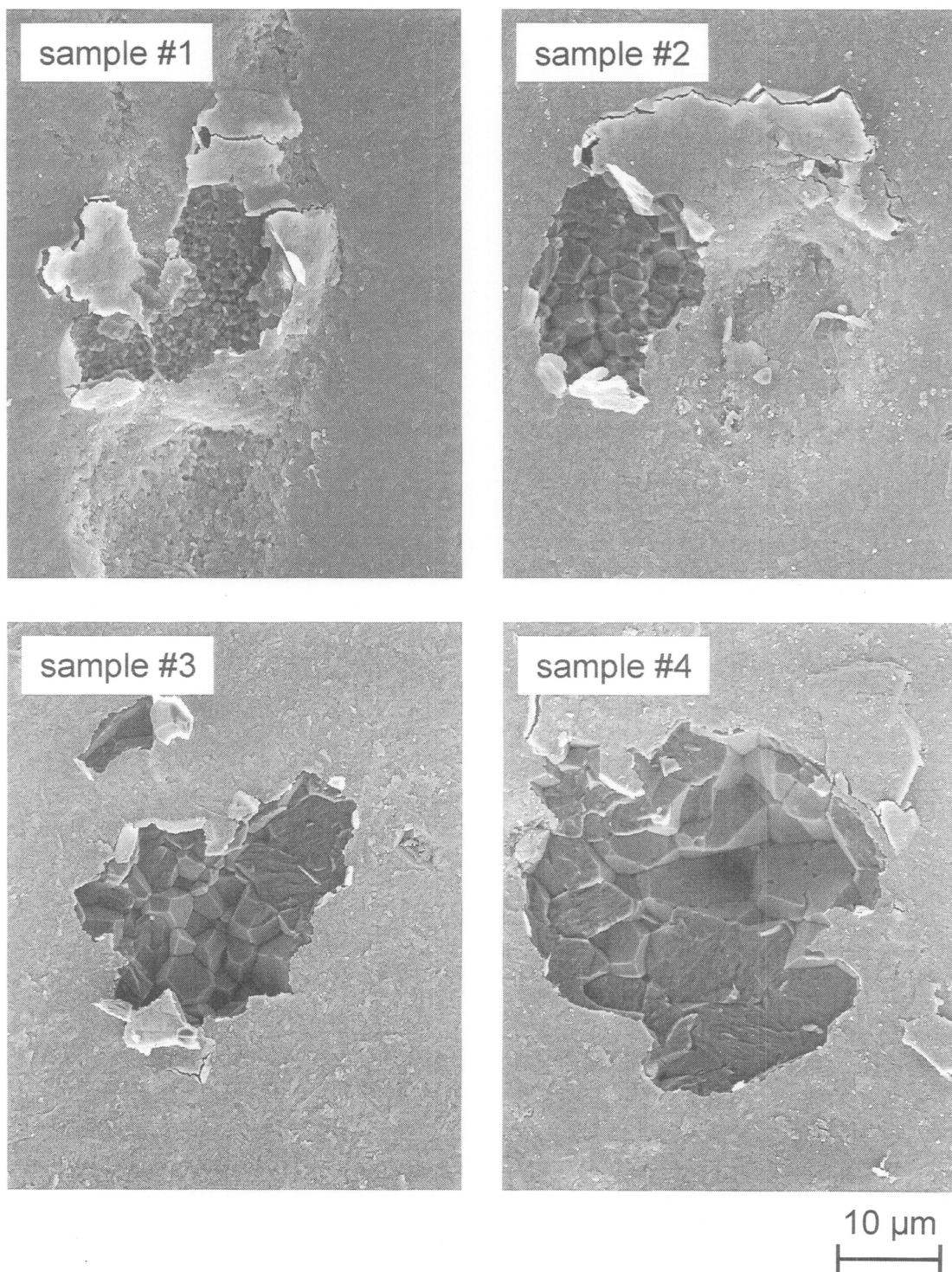


図 3.4 WA 砥粒衝突部の破碎状況



### 3.4.2 GC 砥粒の場合

同様に GC 砥粒噴射後の工作物表面の SEM 写真を図 3.5 に示す。加工穴の底面部では、いずれのサンプルについてもきわめて平滑な表面が得られた。結晶粒径の大きいサンプル#3 や#4 では、結晶粒の脱落の形跡も認められたが、WA 砥粒による AJM の場合に見られたような結晶粒界でのぜい性破壊がほとんど観測されていないという事実は大変興味深い結果である。このような平滑な表面性状は、別の砥粒と工作物の組み合わせでは見られなかったことから、GC 砥粒によるアルミナセラミックスへの AJM は、穴加工以外にも表面仕上げなどへの応用可能性を示唆している。

加工表面性状の比較のために、これら 4 つのサンプルを研削加工した面を観察したときの表面状態を図 3.6 に示す。ここでは粒度#800 のレジンボンドダイヤモンドホイール (SD800N75B) を使用し、ごく一般的な研削条件（砥石周速度 30 m/s, ワーク速度 10 m/min, 砥石切込み深さ 0.002 mm, 水溶性研削液使用）で加工した。サンプル#1 の研削仕上げ面は、延性モードとぜい性モードの混ざった表面状態であった。どちらかというとな延性モードの割合が高く、このため他のサンプルの研削面と比較してかなり平滑であるように見えた。サンプル#2~#4 はいずれもぜい性モードによる材料除去が支配的であり、結晶粒の脱落やはく離の形跡が随所に観測される粗い仕上げ面状態であった。

仕上げ面の表面粗さはセラミックスの加工状態が延性モードかぜい性モードかを識別する上で重要な判断基準となる<sup>5)</sup>。そこで、GC 砥粒による AJM 面の表面粗さを研削加工面の粗さと比較した。粗さ  $R_a$  の比較結果を図 3.7 に、粗さプロフィールを図 3.8 に示す。研削仕上げ面の粗さは工作物の結晶粒のサイズと相関があり、サンプル#1 から#4 の順に結晶粒が大きくなるほど表面粗さが悪化した。これは結晶粒の脱落によって材料除去が行われているためである。サンプル#1 の研削面は延性モード加工の割合が大きかったために、他のサンプルの粗さと比較してきわめて小さな表面粗さが得られた。これに対して、AJM 面の粗さはサンプルによらず小さな値であり、延性モード加工が支配的であったサンプル#1 の研削面の粗さと同程度の粗さであった。このことから、GC 砥粒による AJM 面はどちらかというとな延性的な変形挙動が支配的であった、言い換えれば工作物仕上げ面は塑性変形によって創成された可能性がある。

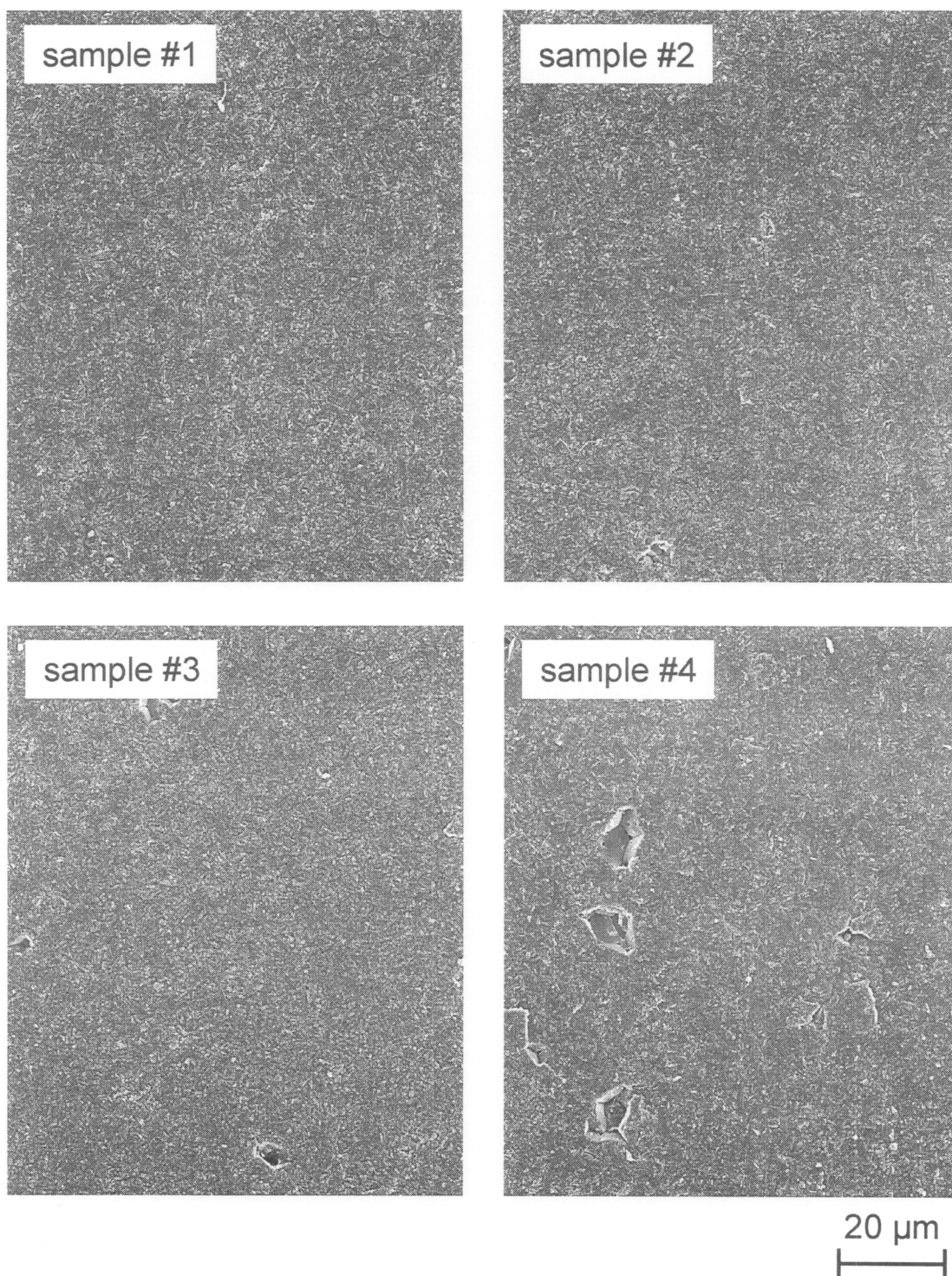


図 3.5 GC 砥粒衝突後の表面性状

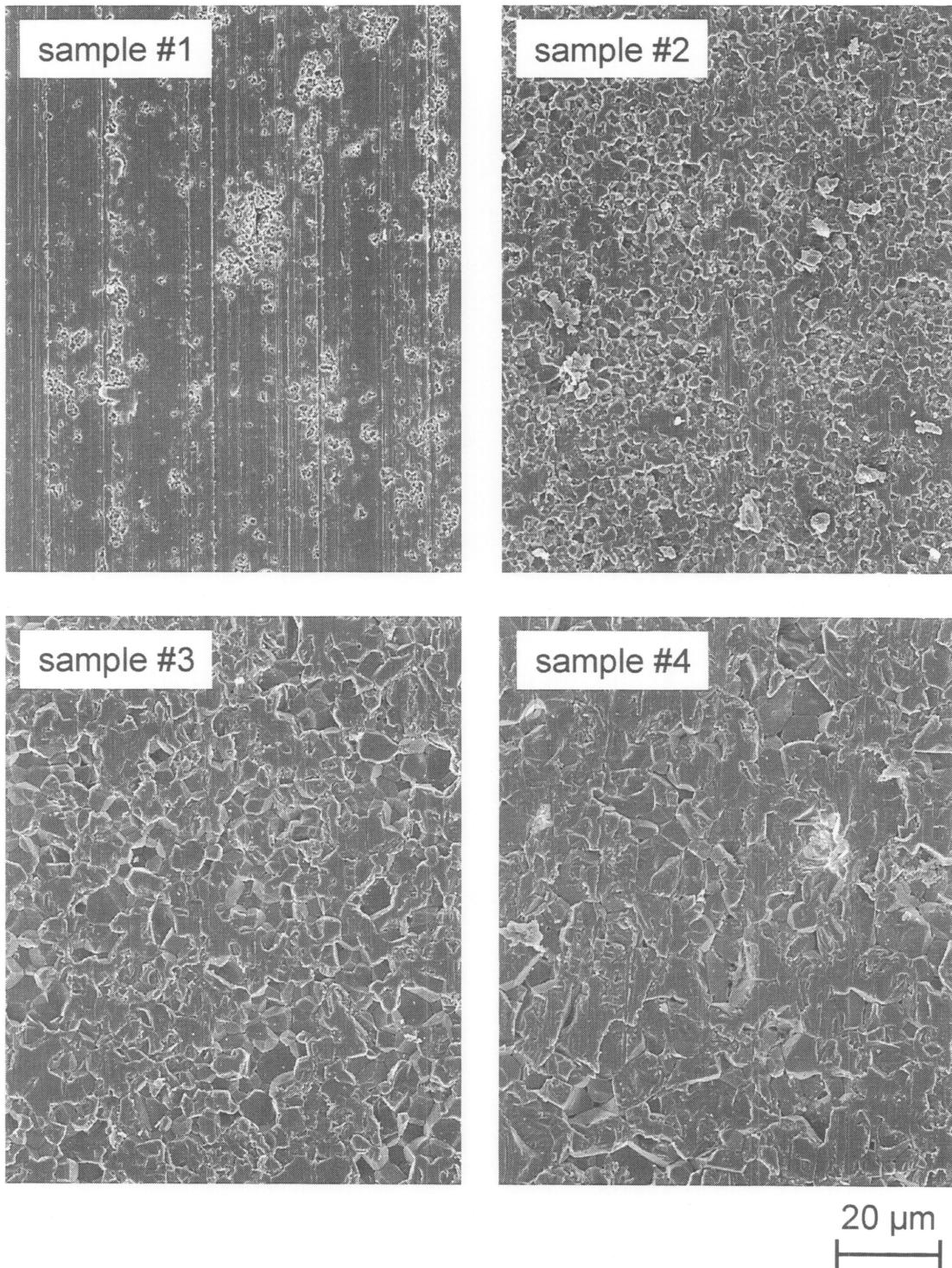


図 3.6 ダイヤモンドホイールによる研削後の表面性状

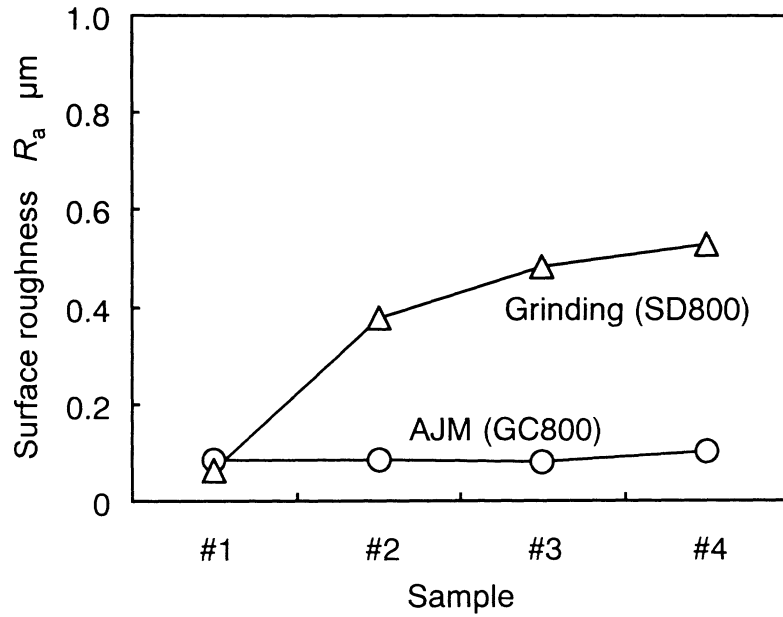


図 3.7 AJM 面と研削面の表面粗さの比較

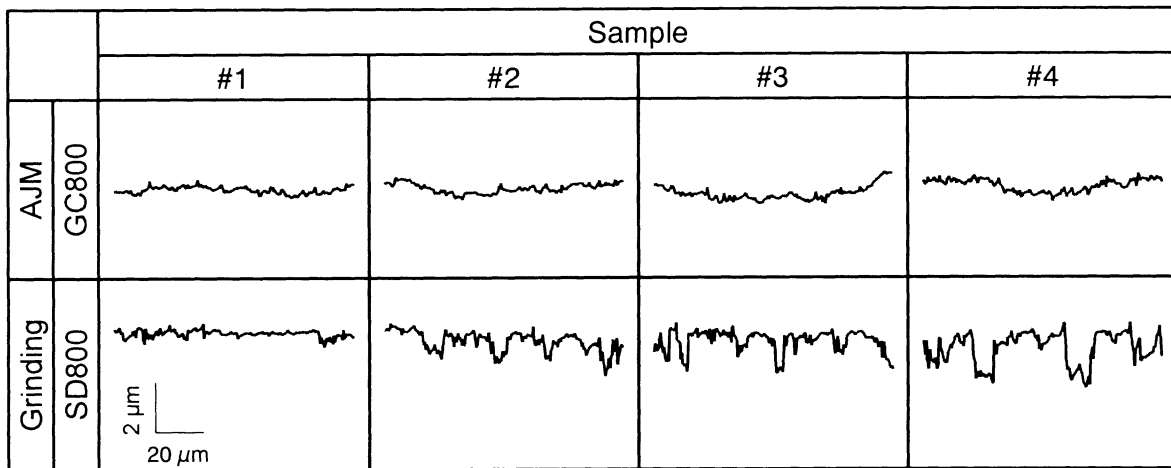


図 3.8 AJM 面と研削面の粗さプロファイルの比較

一般的には、ぜい性材料に 90 度方向（鉛直方向）から粒子を衝突させた場合に塑性変形挙動が観測されることはないと考えられている<sup>6)</sup>。しかしながら、前田ら<sup>7)</sup>は微粒子衝突による表面温度変化に関する数値解析の結果から、微粒子衝突部の表面温度は瞬間的に 1000 °C 以上にも

及び、噴射粒子サイズが小さいほど最高到達温度は高くなると報告している。また、900 °C 程度の高温エロージョン試験では、90 度方向からの粒子衝突に対して塑性変形挙動が観測された例<sup>8)</sup>もある。したがって、瞬間的にはあるが、微細砥粒の衝突によって局部的に高温になり、結果的に塑性的な変形をともなった挙動を示したことが推察できる。

また、Senda ら<sup>9)</sup>はアルミナのすべり摩擦試験において AJM 後のアルミナ表面と似た表面挙動を観測している。これがアルミナをはじめとする酸化物系セラミックス特有の再結晶化現象であり、表面のきわめて薄い層において塑性変形が生じた結果と結論づけた。すなわち、本研究のような微粒子を噴射材として用いた噴射加工（エロージョン摩耗現象）においても、工作物表層で瞬時にきわめて高温に達し、再結晶化をともなう塑性変形が生じた可能性があると考えられる。そこで、GC 砥粒による AJM 後の表層部をさらに高倍率で観察した。なおここでは、結晶粒形状をより鮮明に捉えるために、AJM による加工後の試験片に対して 1300 °C でサーマルエッチング処理を施してから SEM 観察した。

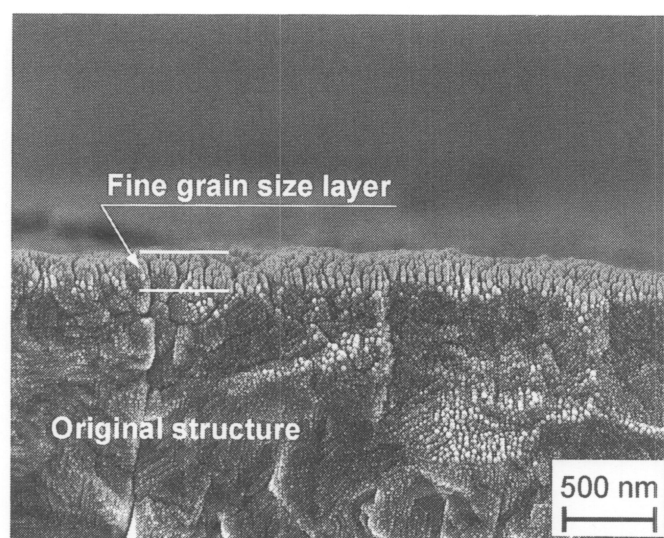


図 3.9 微細結晶化されたアルミナ表層

図 3.9 に、サンプル#4 の表層の SEM 観察像を示す。加工面の表層には、200 nm 程度の薄い範囲に、微細化した結晶の層が存在しているのが観測された。再結晶化された粒子は粒径が数十ナノメートルのきわめて微細な結晶構造をしており、この微細結晶層の下には元々の平均粒径 10  $\mu\text{m}$  の結晶構造がそのまま残っていた。

このような表層での結晶微細化が材料の機械的特性に影響を及ぼした可能性があると考え、AJM 後の材料強度を評価した。強度の評価は、4 点曲げ試験片の引張面全体に対して GC 砥粒を噴射し、この試験片の曲げ強度を測定することによって行った。曲げ試験の結果を図 3.10 に示すが、引張面を AJM によって仕上げられた試験片の強度は、ラッピング仕上げされた試験片、すなわちバルク材の強度と比較して約 15 % 向上していることが明らかになった。

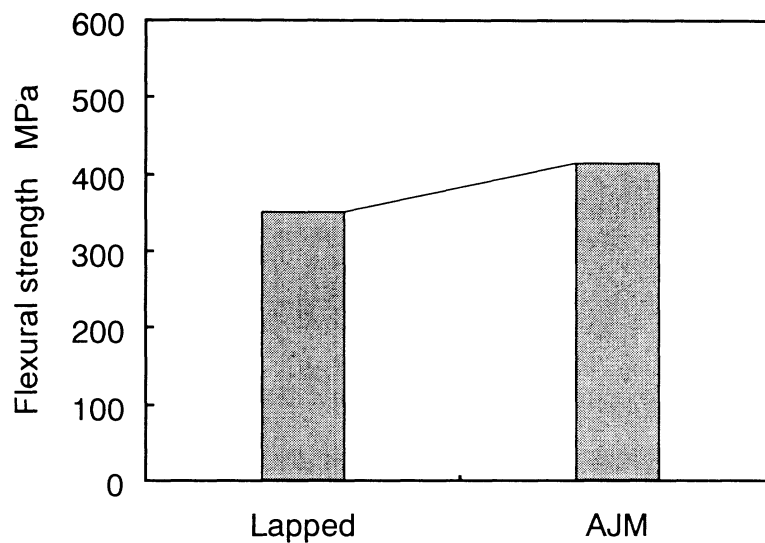


図 3.10 引張面を AJM 仕上げした試験片の曲げ強度

このように強度が向上したのは、表層での結晶微細化および塑性流動の結果として、材料自身の潜在的な表面欠陥の除去もしくは破壊源の形状変化が生じたためと考えられる。

以上のように、GC 砥粒によるアルミナセラミックスの AJM では、比較的滑らかな表面性状が得られ、加えて強度の向上が実現した。このため、GC 砥粒を用いた AJM は、単に微細穴加工だけでなく、表面仕上げ工法として高い可能性を持つことがわかった。

### 3.4.3 SD 砥粒の場合

SD 砥粒による加工面の高倍率 SEM 写真を図 3.11 に示す。いずれのサンプルの場合にも、ところどころに結晶粒界破壊の形跡が認められ、またその他の部分では結晶粒が押しつぶされたように見受けられる。つまり、結晶粒界に沿ってクラックが進展することによって結晶粒が脱落し、または脱粒に至らない場合は噴射砥粒によって押しつぶされた状態が最終表面に残ったと考えられる。

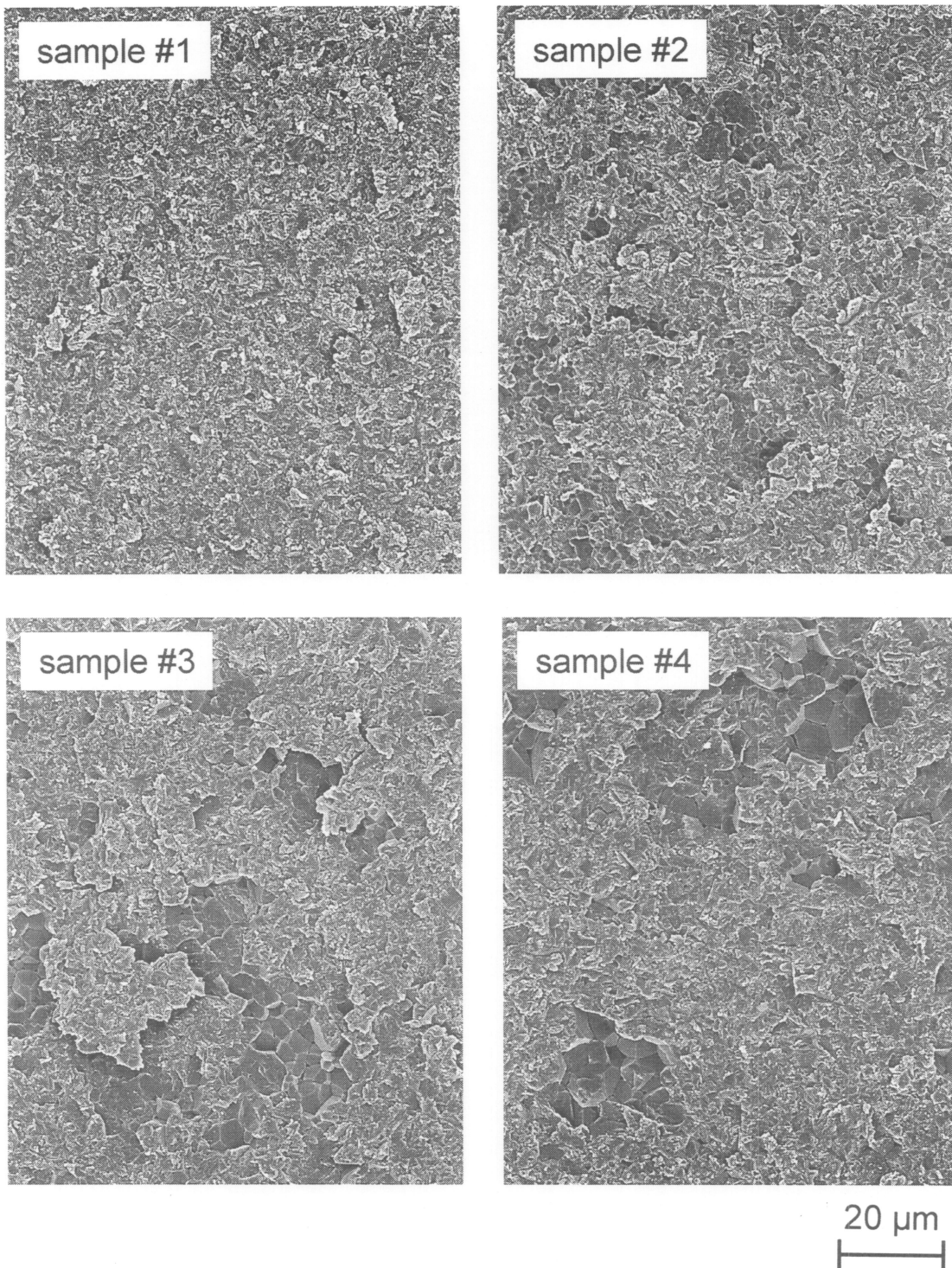


図 3.11 SD 砥粒使用時の工作物表面性状

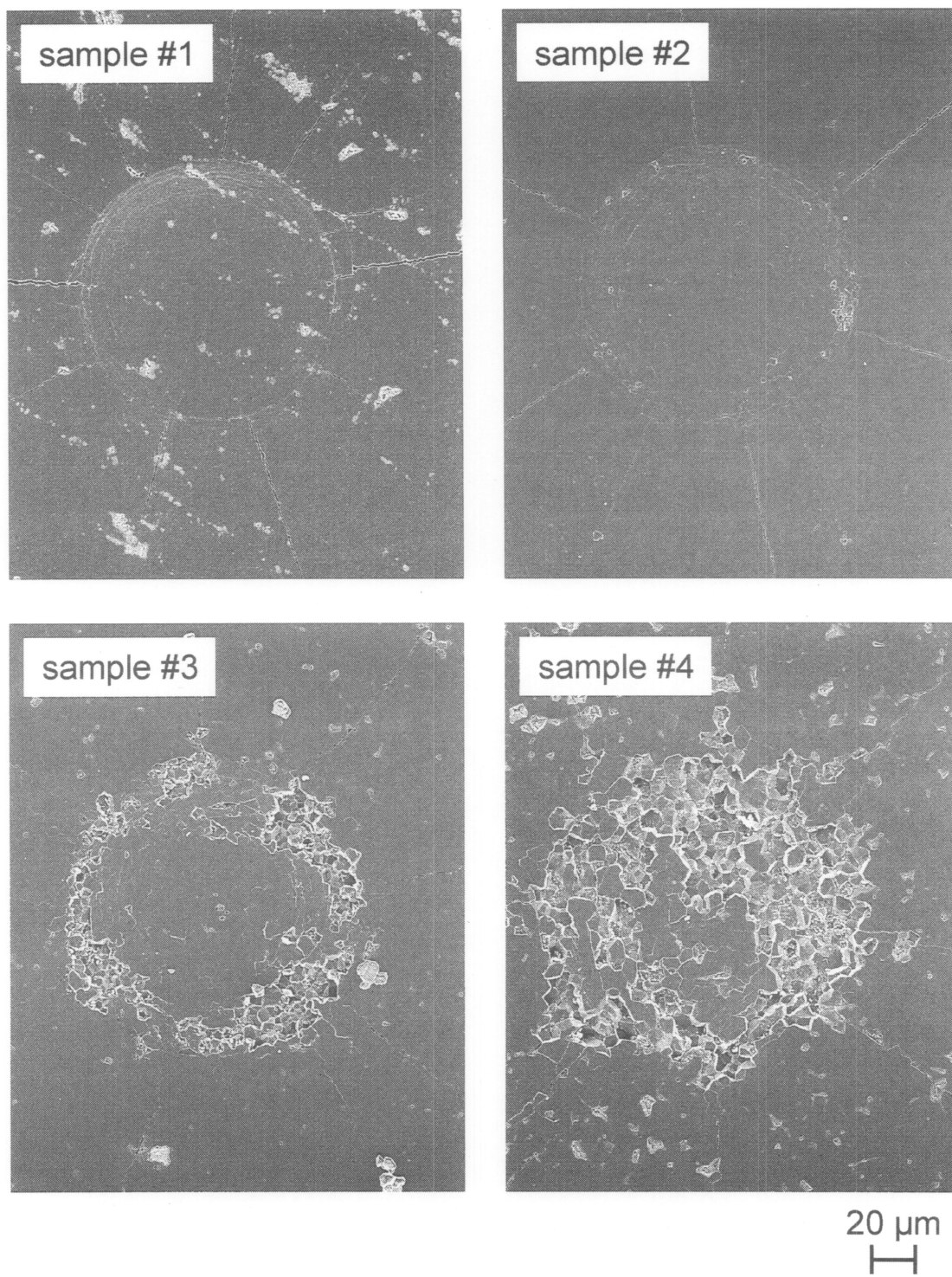


図 3.12 ダイヤモンド球圧子圧入試験後の圧痕周辺の様子



ところで、図 3.3 において材料除去率が工作物硬度に反比例し、破壊じん性の影響はほとんど表れていないことがわかったが、これについて圧子圧入試験によって説明することを試みた。圧子は先端半径が 0.2 mm のダイヤモンド球圧子を使用し、押し込み荷重は 294 N とした。図 3.12 に、各サンプルの圧痕の様子を示す。

中央部分には塑性変形による凹みが形成され、そこから放射状に伸びるラディアルクラックと圧痕内部での結晶粒の脱落が観測された。破壊じん性はラディアルクラックの長さとの関係があり、写真には収まっていないが、ラディアルクラックの長さはサンプル#4、#3、#2、#1 の順に長くなった。一方、結晶粒の脱落はこれとは逆に、サンプル#1、#2、#3、#4 の順に規模が大きくなり、すなわち結晶粒サイズの大きいサンプルほど脱粒が顕著に観測された<sup>10)</sup>。破壊じん性値が複数の結晶粒にわたるようなマクロな欠陥寸法で測定されるのに対して、個々の結晶粒の脱落は結晶粒子サイズによって決まり、結晶粒径が大きいほど脱粒が起こりやすくなる。SD 砥粒による AJM での材料除去率が破壊じん性ではなく結晶粒子サイズと相関が見られたことから、SD 砥粒によるアルミナの AJM では、マクロなぜい性破壊よりはむしろ個々の結晶レベルでのミクロな破壊によって材料除去が起きていると考えることができる。つまり、アルミナセラミックスの AJM では、SD 砥粒のように硬度の高い砥粒を用いた場合でもラテラルクラックの発生に基づく材料除去よりはむしろ、微視的な破壊が粒界を通して進行することによって粒子脱落が生じる現象が支配的であり、このため材料除去率の大きさは工作物の破壊じん性値と相関を示さなかった。

### 3.5 結 言

加工対象にアルミナを選んだ場合には使用する砥粒の種類によってアブレイシブジェット加工 (AJM) 面の性状が著しく異なることが第 2 章の実験でわかった。そこで本章では、アルミナセラミックスを対象とした AJM において、各種砥粒の衝突による工作物表面の変化を実験によって検討、考察した。得られた結果は以下のとおりである。

- (1) アルミナの AJM では、高硬度である SD 砥粒を用いた場合であってもラテラルクラック型の破壊形態よりはむしろ結晶粒界に沿って進展するクラックによる微視的な破壊形態によって材料除去が進行する。したがって、材料除去率は工作物の破壊じん性とは無関係で、硬度あるいは結晶粒径に依存する。
- (2) 例外として、GC 砥粒を用いた場合には塑性的な変形挙動を示し、残留クラックのない

平滑な表面性状が得られる。加工表面には微細化された結晶の薄い層が形成され、結果として材料の曲げ強度が向上する。ダイヤモンドホイールによる研削仕上げでは結晶粒の脱落とはく離による凹凸の激しい表面性状となってしまうことから、GC 砥粒によるAJMは研削仕上げに代わる仕上げ加工法としての応用可能性を有する。

## 参考文献

- 1) JIS R 1601, ファインセラミックスの曲げ強さ試験方法.
- 2) JIS R 1607, ファインセラミックスの破壊じん（靱）性試験方法.
- 3) 日本セラミックス協会編, セラミックス先端材料 –強度と微構造–, オーム社, (1991) 251.
- 4) 武藤睦治：新素材の強度評価の現状と課題, 機械の研究, **45**, 8 (1993) 815.
- 5) H. Trumpold, M. Hattori, C. Tsutsumi, C. Melzer : Grinding mode identification by means of surface characterization, Ann. CIRP, **43**, 1 (1994) 479.
- 6) Y. Zhang, Y.B. Cheng, S. Lathabai : Erosion of alumina ceramics by air- and water-suspended garnet particles, Wear, **240** (2000) 40.
- 7) 前田 隼, 江上 登, 加賀谷忠治, 井上宣之, 竹下弘秋, 伊藤健一：微粒子ピーニングにおける粒子速度および材料表面温度分布の解析, 日本機械学会論文集（C編）, **67**, 660 (2001) 2700.
- 8) 千田哲也, 新井和吉, 安嶋賢哲：アルミナセラミックスの高温サンドエロージョン, J. Ceram. Soc. Jpn., **109**, 3 (2001) 254.
- 9) T. Senda, J. Drennan, R. McPherson : Sliding wear of oxide ceramics at elevated temperatures, J. Am. Ceram. Soc., **78**, 11 (1995) 3018.
- 10) M. Li, M.J. Reece : Influence of grain size on the indentation-fatigue behavior of alumina, J. Am. Ceram. Soc., **83**, 4 (2000) 967.

## 第4章 マイクロアブレイシブジェット加工面の強度

### 4.1 緒言

セラミックスは部品としての形状を得るために焼結後に何らかの仕上げ加工を必要とする。もっとも一般的な機械加工方法は研削加工であるが、セラミックスの研削ではぜい性モードでの材料除去になりやすく、したがって加工後の表面にクラックなどの欠陥が残留していることがある。このような研削欠陥は部品として使用する場合に強度の低下を招くため、最小限に抑えることが望ましい。このため、加工による強度低下を十分に把握しておく必要があり、実際研削加工による加工損傷に関する研究は古くから多くの研究者によって行われてきた。表面マイクロ加工の場合にも加工損傷や強度低下への影響を把握することは重要である。

ところで第2章では、主としてセラミックスのAJMによる加工速度、すなわち材料除去の起こりやすさについての結果を述べた。高硬度であるSD砥粒を使用すれば高い加工能率が得られることがわかったが、加工コストを考慮するとGC砥粒の使用がもっとも実用性が高いと考えられる。またGC砥粒によるAJM加工面は、マクロ的に見てクラックなどの加工欠陥が少なく、実用的に十分利用可能であると推察された。

本章では、AJMによるセラミックスの強度低下への影響を明らかにする。特に本論文でねらいとしている摺動面への応用を念頭において窒化けい素セラミックスを対象とする。前半では砥粒噴射によって加工された面の強度について検討する。加工面の粗さや加工欠陥をダイヤモンドホイールによる研削面のそれらと比較した上で曲げ強度への影響に言及する。また後半ではマイクロディンプルをパターニングした面の強度を評価する。ディンプル加工の方法については、レーザ加工によっても同様のパターニングを行い、両者の強度を比較する。

### 4.2 AJMによる窒化けい素仕上げ表面の強度評価

#### 4.2.1 実験方法

実験には第2章の実験で用いたのと同じ市販の $\text{Si}_3\text{N}_4$ セラミックスを用いた。最終的な曲げ強度評価はJIS R 1601で規定された4点曲げ試験法によって行った(図4.1)。このため、あらかじめ素材を4点曲げ試験片形状(3×4×40 mm)に機械加工し、引張面以外の面は粒度#400のレジンボンドダイヤモンドホイールで仕上げた。その後、図4.2に示す方法で、曲げ試験片の引張面を研削あるいはAJMによって仕上げ加工した。

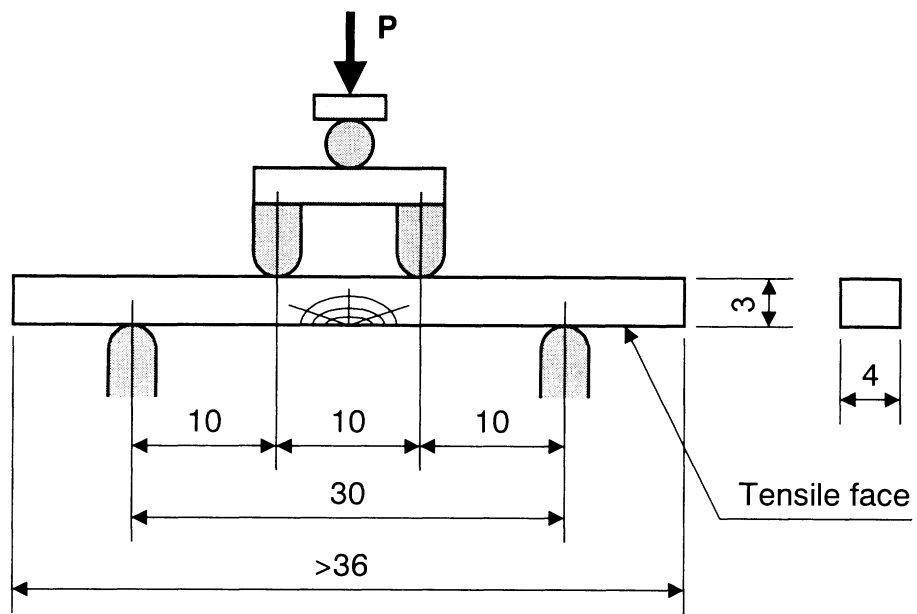


図 4.1 4点曲げ試験による強度評価方法

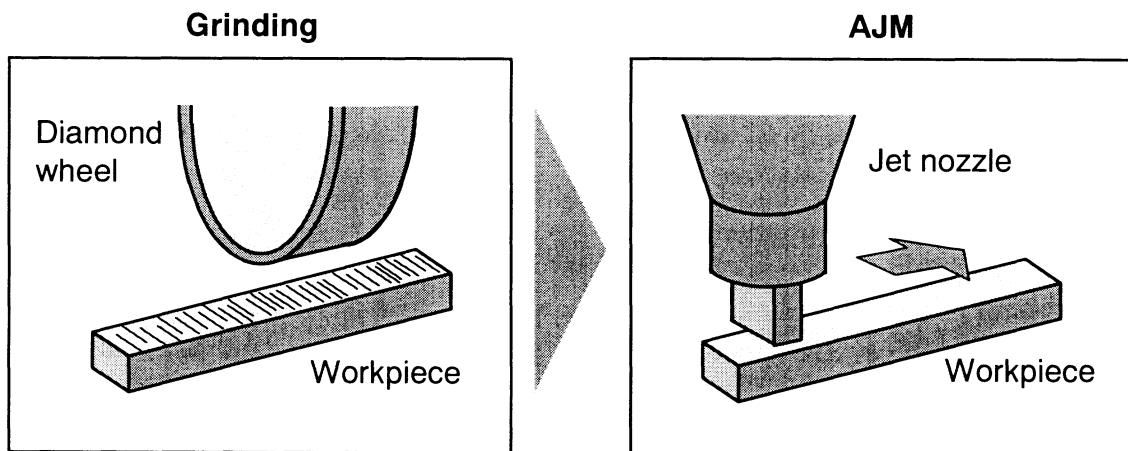


図 4.2 曲げ試験片の仕上げ加工方法

曲げ試験片引張面の研削加工には粒度が#100～#800の4種類のダイヤモンドホイールを用いた。主な加工条件を表4.1に示す。一般に研削加工では、加工する向きによってセラミックスの曲げ強度に及ぼす影響が大きく異なることが知られている<sup>1)2)</sup>。これは、研削によるクラックが加工方向に沿って発生し、クラック面に直交する向きの引張応力によって容易に進展してしまうためである。本実験では、加工による強度低下への影響をより明確に把握するために、曲げ試験片の長手方向に対して直交する向きに研削加工を行った。

表4.1 研削加工条件

Grinding wheel	SD100N75B SD200N75B SD400N75B SD800N75B
Wheel speed	30 m/s
Work speed	10 m/min
Wheel depth of cut	0.004 mm for #100/#200 wheel 0.002 mm for #400/#800 wheel
Coolant	Soluble oil
Grinding method	Traverse
Dressing	Steel grinding

また、AJMによる表面仕上げ加工については、前章まで述べてきたような細い噴射ノズルを用いる手法ではなく、より太いノズルを用いて広いエリアを加工する方法を採った。最終的なマイクロディンプルパターンニングはマスキングフィルムを介して砥粒噴射を行う方式のAJMを考えているが、本節の実験方法はこのマスキング式AJMを想定した方法である。AJMによる強度への影響を純粋に評価するため、マスキングフィルムは使用しないで試験片の広い表面を加工した。

主な加工条件を表4.2に示す。所定の条件で粒度#800のGC砥粒を噴射しながら、加工テーブルを一定速度で移動させ、加工面の全体に均一に砥粒が噴射されるようにした。加工パス数と材料除去深さとの関係を図4.3に示すが、両者はほぼ比例関係を示した。以下の実験ではパス数を10回とし、このときAJMによる除去深さは40～50 μmであったと考えられる。なお、使用したAJM加工機の加工能力を考慮してこのような加工方式を採用したが、実際のマスキングフィルムを用いた微細ディンプル加工では一桁程度大きな直径サイズの噴射ノズルで広いエリアを加工する方式が採られる。

表 4.2 AJM 加工条件

Jet abrasive	GC800
Nozzle shape	3.8×0.2 mm (rectangular)
Jet pressure	0.3 MPa
Abrasive mass flow rate	2 g/min
Jet distance	0.5 mm
Feed rate	0.5 mm/s
Number of machining passes	10

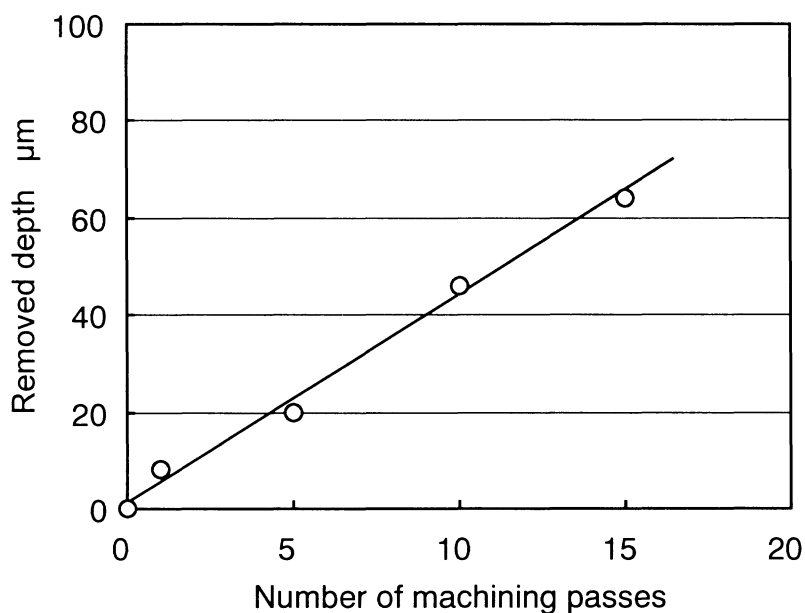


図 4.3 窒化けい素セラミックスの AJM における材料除去量

#### 4.2.2 AJM 加工面の表面性状

はじめに研削面の表面 SEM 写真を図 4.4 に示す。いずれの砥石による加工面にも塑性流動による研削条痕が見られたが、同時に、窒化けい素セラミックスの研削に特有のぜい性破壊の形跡<sup>3)</sup>も随所に認められた。特に粒度#100 の研削ホイールによる加工面はぜい性モードによる材料除去を主体とした加工面となっていて、ぜい性破壊によってクラックが多数発生したことがわかる。

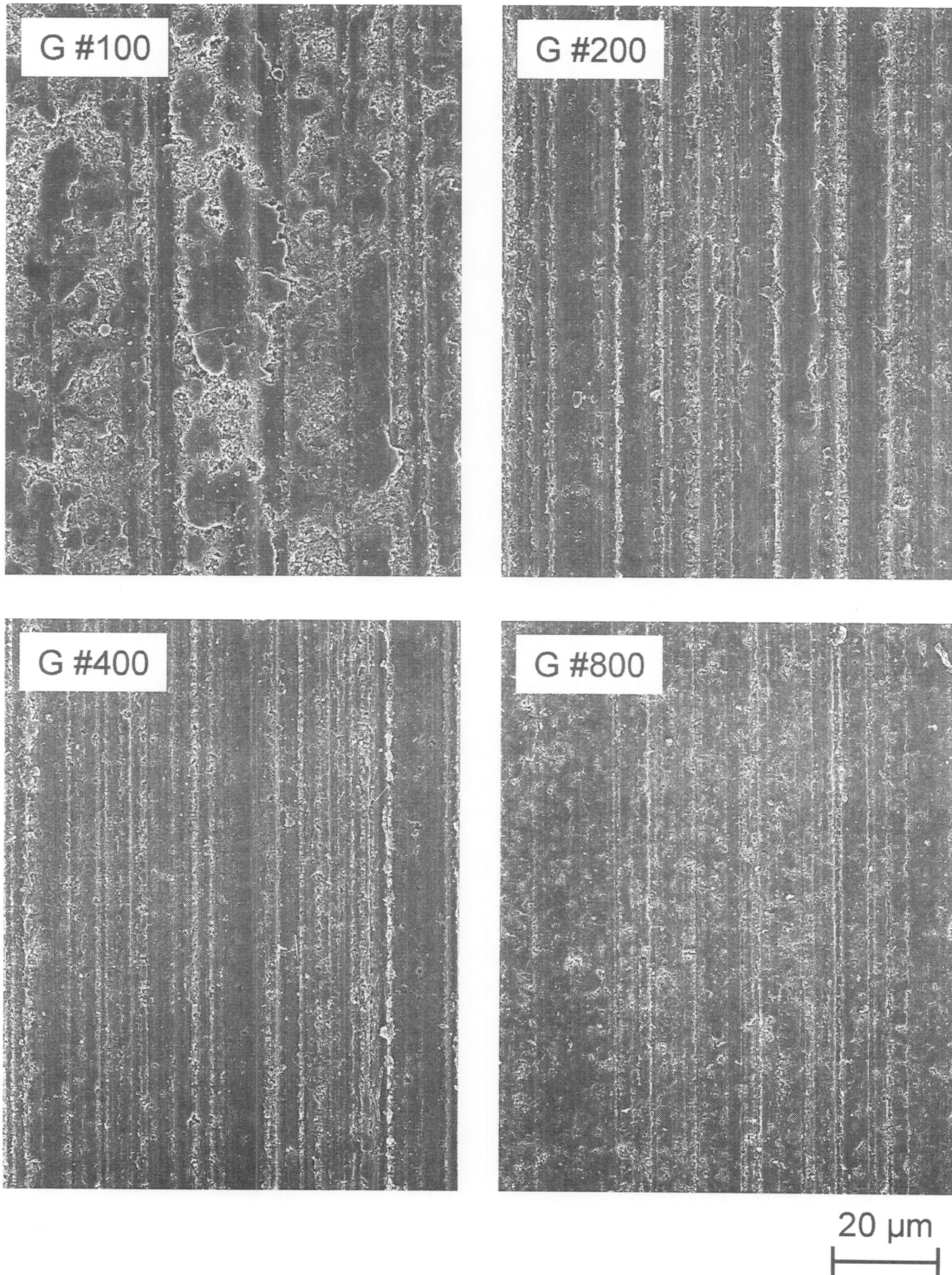


図 4.4 研削加工後の表面状態



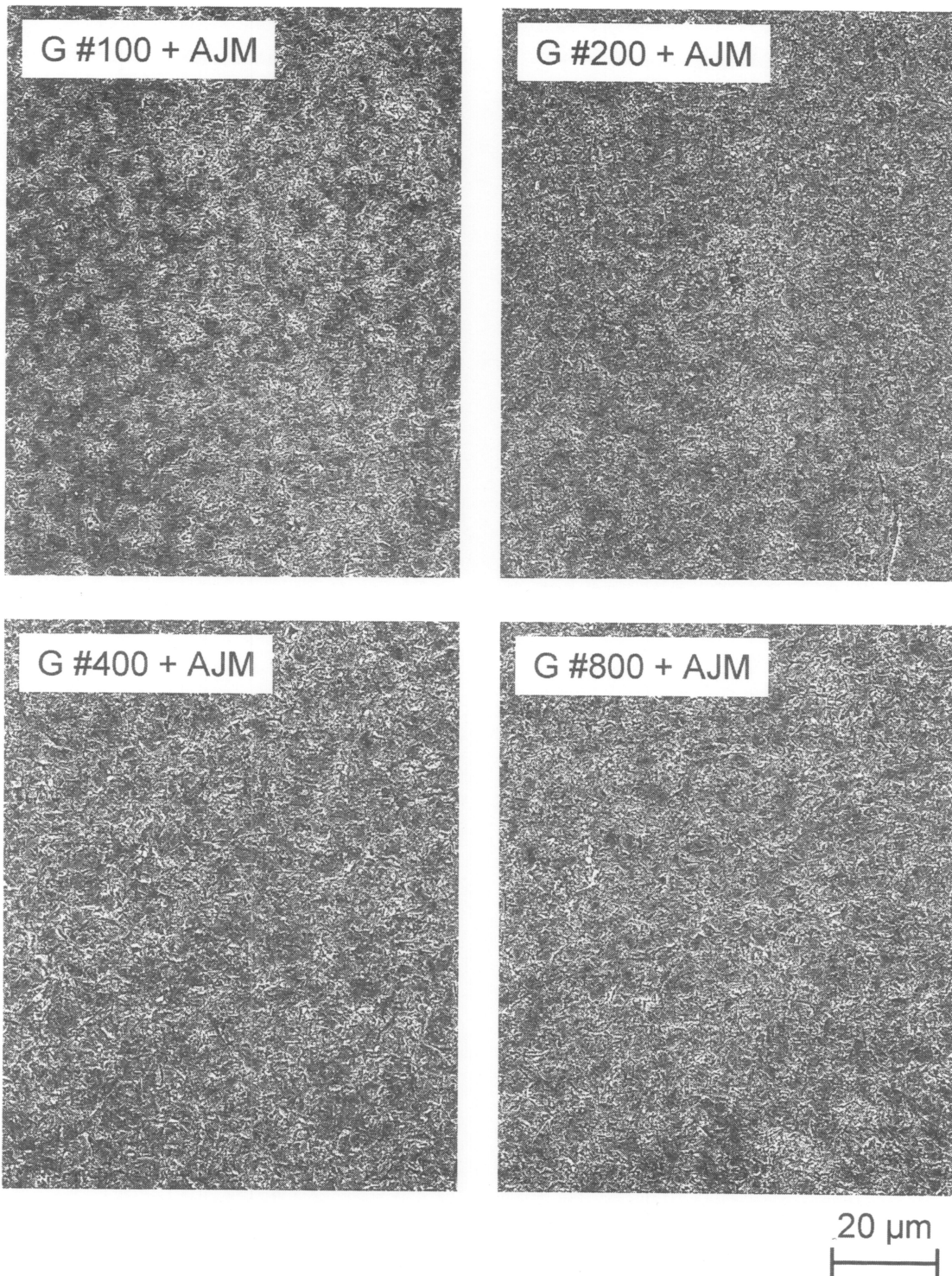


図 4.5 AJM による加工後の表面状態

次に、これら4通りの研削面に対してAJMを行ったときの表面状態を図4.5に示す。前加工面が粒度#100のダイヤモンドホイール研削面の場合、研削によるダメージが内部の深いところにまで及んでいたために、AJM後の面は凹凸の激しい表面となった。粒度#200以上の研削ホイールによる加工面にAJMを施した場合には、SEMで観察する限りにおいては、いずれも凹凸が少ない梨地面が得られた。

研削あるいはラッピング後およびAJM後の表面粗さの測定結果を図4.6に示す。なお、研削面の粗さは研削方向に対して直交する向きの粗さである。研削の場合には砥石の粒径を細かくする（粒度を大きくする）と表面粗さが徐々に向上した。これは研削ホイールの粒径を細かくすることによって砥粒一つ一つの切込み深さが減少し、その結果ぜい性モード研削から延性モード研削に徐々にシフトしていくためである<sup>4)</sup>と考えられる。一方、それぞれの研削面に対してAJMを施すと、前加工面が#100~#400の研削ホイールによる加工面の場合にはAJMによって粗さが向上したが、#800ホイールによる研削面とラッピング面では逆にAJM後に粗さが悪化した。AJMは研削加工痕を消滅させて梨地表面とする作用があり、#800砥粒を用いたAJMの場合、前加工面の粗さによらず最終的に $R_a$  0.2  $\mu\text{m}$ 前後に収束することがわかった。ただし、前加工面の粗さが大きいときには、その最終到達粗さになるまでに相当の量を除去しなければならない。

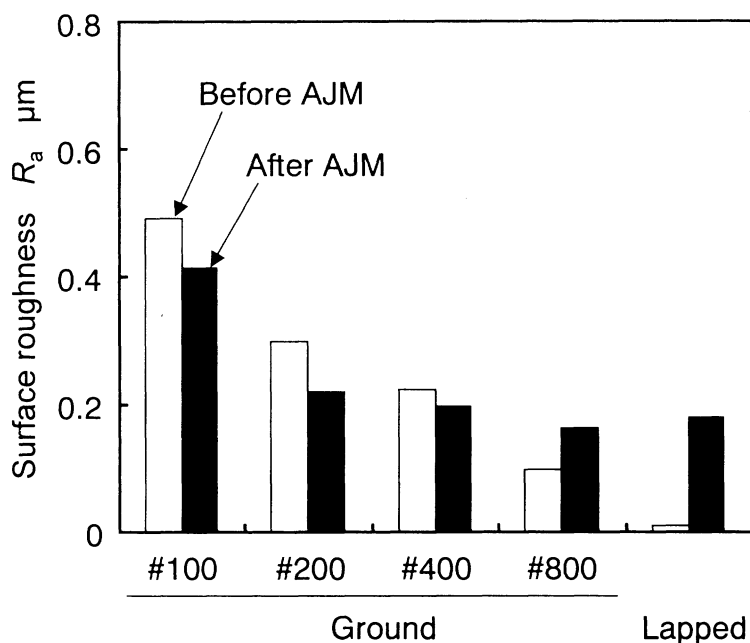


図4.6 各種仕上げ面の表面粗さ

## 4.2.3 AJM 加工面および研削面の強度

研削加工後の強度については、加工方向によって強度が異なることが知られている。具体的には、曲げ試験片の長手方向に研削した場合よりもそれに直交する向きに研削した場合に強度低下が著しい。ところで、セラミックスは加工欠陥が表面に残っていると強度の低下をもたらすため、強度は加工欠陥の大きさを評価する指標となり得る。引張面を研削およびAJMによって仕上げたときの強度を図4.7に示す。研削仕上げの試験片の強度は、砥石の粒度を細かくすると次第にラッピング仕上げ品の強度に近づいた。AJMの試験片ではいずれの前加工面に対しても強度の向上が図られた。前加工面が#100~#400の研削面の場合には、粗さ改善による加工欠陥の減少が強度向上の直接的な要因と考えられる。ただし、#100ホイールによる研削の場合には研削加工欠陥が表面から深いところまで及んでいたため、AJMによって十分に欠陥を除去できず、強度向上効果は少なかった。これに対して前加工面が#800研削面あるいはラッピング面の場合には、粗さが悪化したにもかかわらず強度の低下は認められなかった。

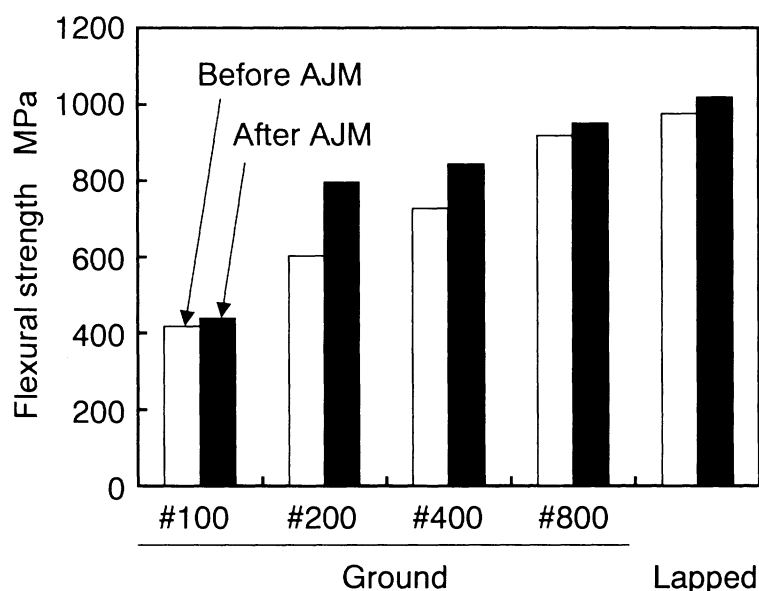


図4.7 各種仕上げ面の曲げ強度

さらに表面粗さを横軸にとって整理し直したのが図4.8である。研削面の場合には、バルク材の強度が950 MPa程度であっても表面粗さが増大すると次第に強度が低下するようなカーブを描く。一方、AJMの場合には、粒度#800の砥粒を用いたときの最終到達粗さが約 $R_a 0.2 \mu\text{m}$ であるが、この表面粗さでもバルク材と同等の強度が実現された。つまり、ラッピングによって

得られるような鏡面状態ではなくて梨地面であっても、鏡面仕上げされたときと同等の曲げ強度が実現された。

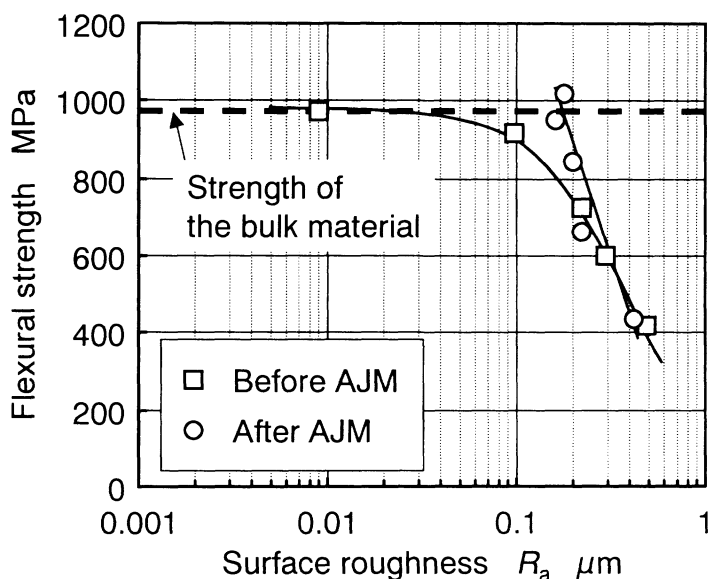


図 4.8 仕上げ面粗さと強度との関係

一方、加工面の表面残留応力についても評価した (図 4.9)。研削加工面には、大きな圧縮残留応力が導入され、使用する研削ホイールの粒度が大きいほど圧縮残留応力が大きくなるのが一般に知られている<sup>5)6)</sup>。しかしながら、研削面では加工によって高い圧縮残留応力が導入されたとしても、同時に生成される加工欠陥のために強度は逆に低下することがある<sup>7)</sup>。事実、すでに述べたように、粗粒研削ホイールで加工された試験片では著しい強度低下が認められた。研削残留応力が導入される深さは  $20\ \mu\text{m}$  程度であることが報告されており<sup>8)</sup>、AJM によって除去された深さが  $40\sim 50\ \mu\text{m}$  であることから、研削によって導入された残留応力層は AJM によって完全に取り除かれたと考えられる。AJM によって導入される加工表面の圧縮残留応力は数十 MPa であり、この工法自身が大きな圧縮残留応力を付与する能力はないことがわかった。通常金属の疲労強度向上を目的として使用されるショットピーニングの場合と比較すると噴射材のサイズが小さいため、大きな圧縮残留応力が導入されないと考えられる。

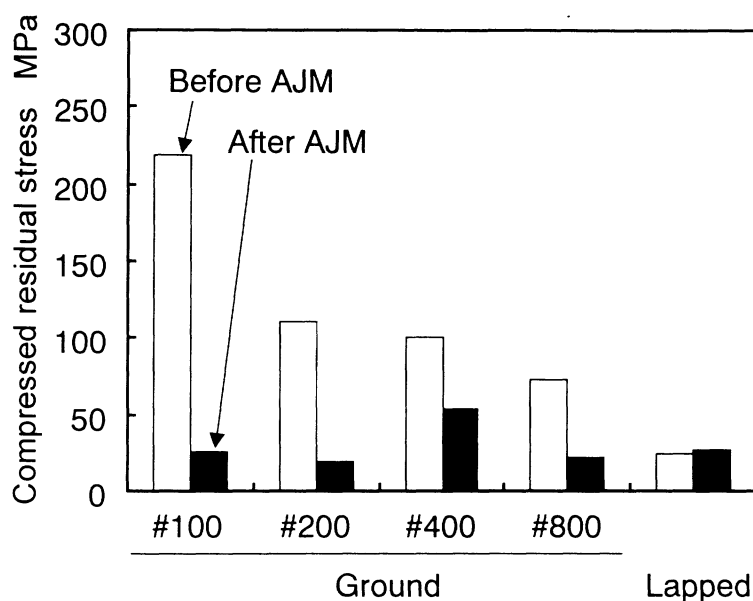


図 4.9 各種仕上げ面の圧縮残留応力

### 4.3 ディンプルパターンニング面の強度評価

#### 4.3.1 実験方法

実験は前節と同様に4点曲げ試験片の形状に加工された $\text{Si}_3\text{N}_4$ セラミックスを用いた。引張面はあらかじめラッピングによって仕上げ、 $3\ \mu\text{m}$ および $0.5\ \mu\text{m}$ のダイヤモンドスラリーを用いて最終的に $R_a\ 0.01\ \mu\text{m}$ 以下の表面粗さにした。その他の面は、粒度#400のレジンボンドダイヤモンドホイールによる研削仕上げ面である。

ラッピング仕上げした引張面には、AJMとレーザ加工(LBM)の2通りの方法でマイクロディンプルのパターンニング処理を施した(図 4.10)。ディンプルのサイズおよび分布は便宜的に、直径 $100\ \mu\text{m}$ 、深さ $10\ \mu\text{m}$ 、ピッチ $500\ \mu\text{m}$ とし、基盤の目のようにディンプルを均等に配置した(図 4.11)。

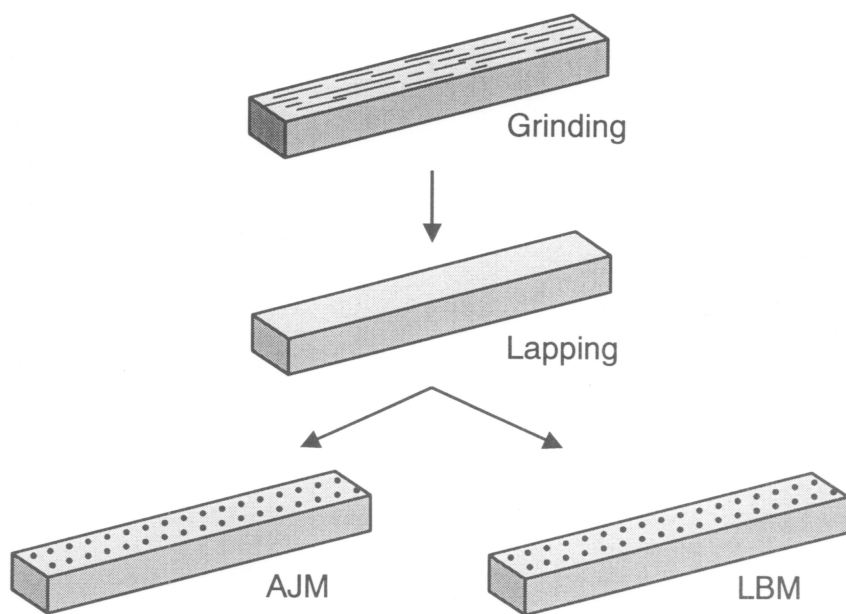


図 4.10 4点曲げ試験片のマイクロディンプルパターニング手順

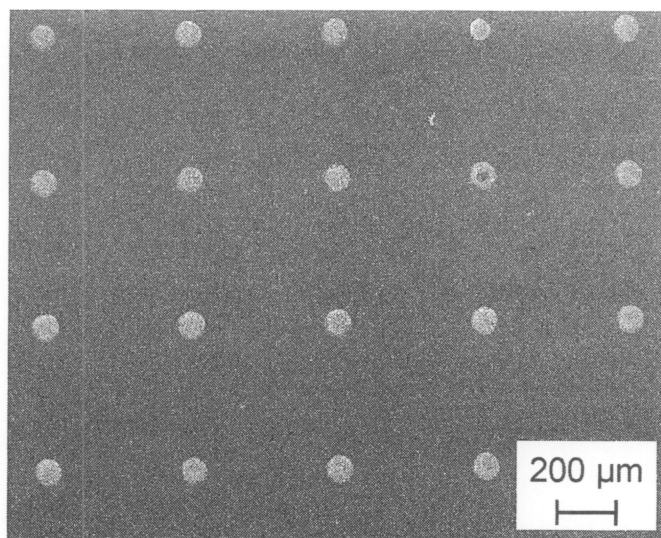


図 4.11 マイクロディンプルパターニング面の様子

AJMによるディンプルパターニングでは、図4.12に示すように、ディンプルパターンの貫通穴を配置した感光性樹脂フィルムによるマスク処理を行い、そのフィルムを通じて砥粒を噴射する<sup>9)</sup>ことによって加工した。マスクフィルムに配置された貫通穴の部分だけで噴射砥粒が工作物表面に直接衝突し、最終的に所定のディンプルパターンが得られた。この方法は、比較的広いエリアに対して能率的に表面テクスチャリング加工するのに適している。加工条件を表4.3に示す。噴射圧力、噴射量、送り速度などの加工条件は一定とした。事前の予備試験によって加工パス数がディンプル深さに及ぼす影響を確認し、最終的に所望のディンプル深さが得られるようにパス数を決定した。

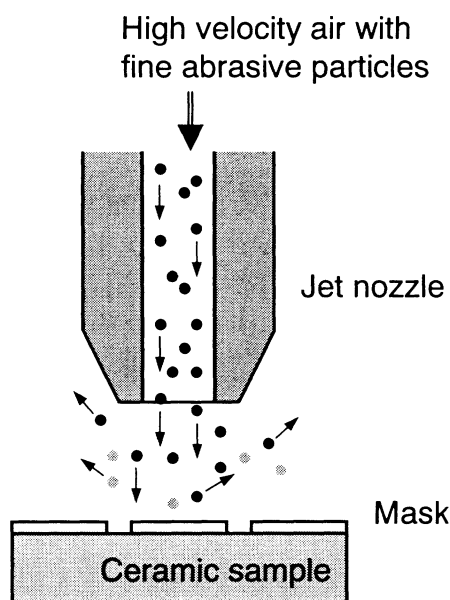


図4.12 マスキングを用いたAJMによるディンプルパターニング

表4.3 マスキング式AJMの加工条件

Jet abrasive	GC800
Jet pressure	0.35 MPa
Abrasive mass flow rate	120 g/min
Nozzle diameter	8 mm
Jet distance	100 mm
Feed rate	3 m/min
Number of machining passes	10

一方、LBMでは、図4.13に示すようにマスク転写法<sup>10)11)</sup>によりマイクロディンプルをパターンニング処理した。レーザはセラミックスなどの硬ぜい材料に対する微細加工で多用されるエキシマレーザ<sup>12)</sup>を使用した。所望のディンプル深さが得られるように予備実験によって条件(ショット数)をチューニングし、表4.4に示すように加工条件を決定した。

エキシマレーザでは安定して得られるビームの面積が数ミリメートル程度である。そこでディンプルパターンニングにあたっては、一度の加工で隣接する4つのディンプルを同時にパターンニングし、加工位置をずらして同様の作業を繰り返すことによって最終的に曲げ試験片の引張面全体にマイクロディンプルを配置した。

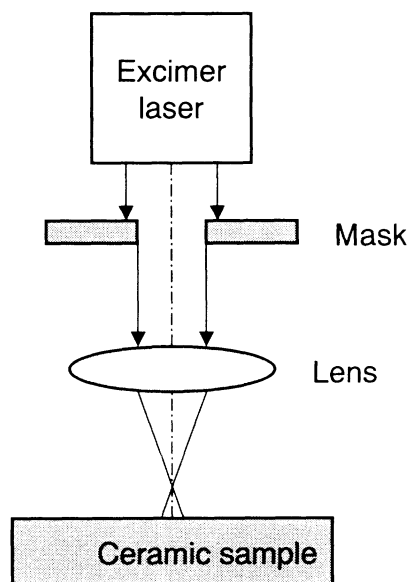


図4.13 マスク転写法を用いたエキシマレーザによるディンプルパターンニング

表4.4 エキシマレーザ加工条件

Lasers	KrF excimer laser
Machining method	Mask projection
Wavelength	248 nm
Frequency	50 Hz
Number of shots	160 pulses
Fluence (energy density)	3 J/cm <sup>2</sup>



こうして製作した曲げ試験片を用いて曲げ強度評価を行った。なおこの際、ディンプル加工を施す前のディンプルなしの試験片についても同様にして曲げ強度を測定した。

#### 4.3.2 マイクロディンプルの形状および表面特性

AJM および LBM で加工されたディンプルは、図 4.14 に示すように極端に異なる形状であった。AJM によって加工されたディンプルはなだらかな曲面で構成されたディンプル形状であり、マスキングフィルム上の貫通穴を通過してきた砥粒の衝突によって、中央部分がくぼんだディンプルが形成された。

これに対して LBM によって加工されたディンプルは角張った形状であり、ディンプル側面部と底面部がほぼ直角に交差していた。レーザ光の高い直進性のために、工作物表面に対して直角な壁面が形成され、このようなディンプル形状になったものと考えられる。ディンプル側面と底面とが交差する部分には図 4.15 に示すように約  $3\ \mu\text{m}$  のシャープエッジが形成されていた。セラミックスは本来このようなシャープエッジの存在を嫌い、強度低下につながる可能性がある。このようなエッジを避けることを目的とした加工条件の適正化は、レーザ加工にとって今後の課題の一つになると考えられる。

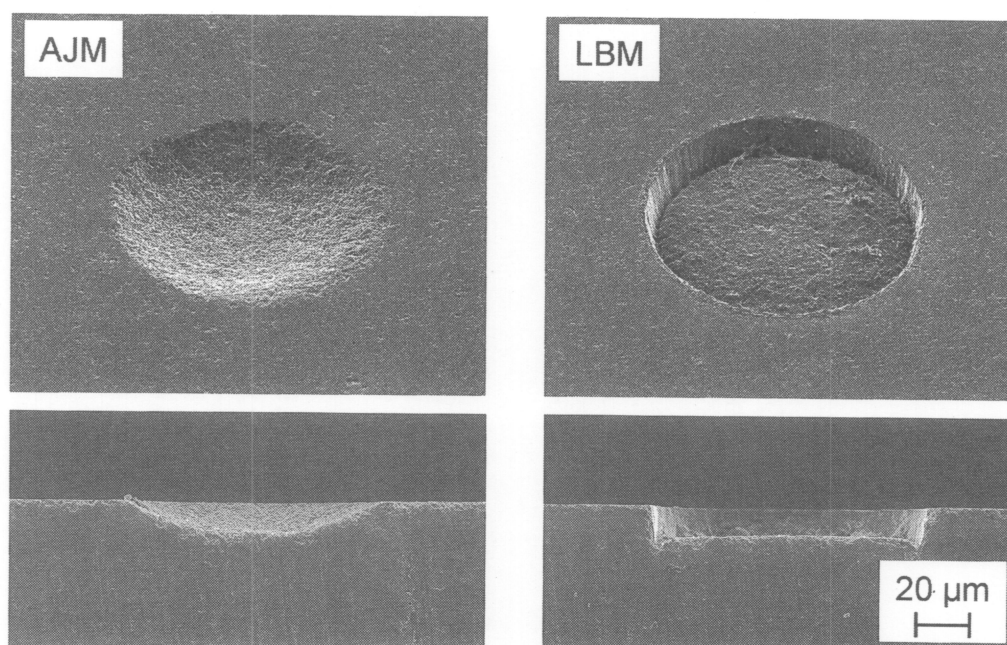


図 4.14 2通りの加工法によるマイクロディンプルの様子

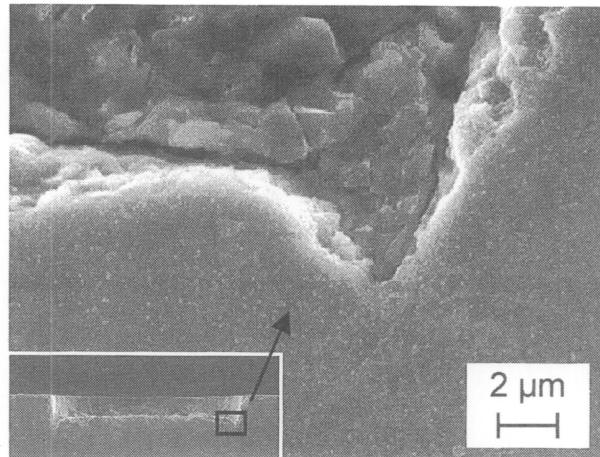


図 4.15 LBM による加工ディンプルの底部に形成されたシャープエッジ

一方、ディンプル底面部分の表面をさらに高倍率で観察した写真を図 4.16 に示す。ここでは参考のために、バルク材の破断面をこれらと同じ倍率で観察した写真も示している。AJM によるディンプル面は砥粒の衝突によって梨地面化されており、大きなクラックの存在は確認できないが、細かい凹凸が形成されていた。この凹凸は結晶粒一つ一つの形状とは無関係であり、つまり GC 砥粒による窒化けい素の AJM では、ラテラルクラックによる大規模な欠離はもちろんのこと、結晶粒界へのクラック進展もなく、これよりもさらに小さい微視的な破壊によって材料除去が進行していると考えられる。

LBM によるディンプル面は結晶粒の形状が浮き彫りにされていて、粒界層部分が抜け落ちた表面状態であった。セラミックスへのレーザ穴あけ加工では、工作物表面で瞬間的に熔融、蒸発が起きていると考えられているが、結晶粒部分と粒界層部分とでは蒸発温度などの特性が異なるために、このような結果になったと推察される。

このように、2種類のディンプル加工法は、まったく異なるディンプル形状およびディンプル表面性状の形成に至った。表面にディンプルを形成することによって応力集中による強度低下の可能性が懸念されるため、以下ではこれら 2通りの方法によってパターニングされたディンプル面の強度低下を検討する。

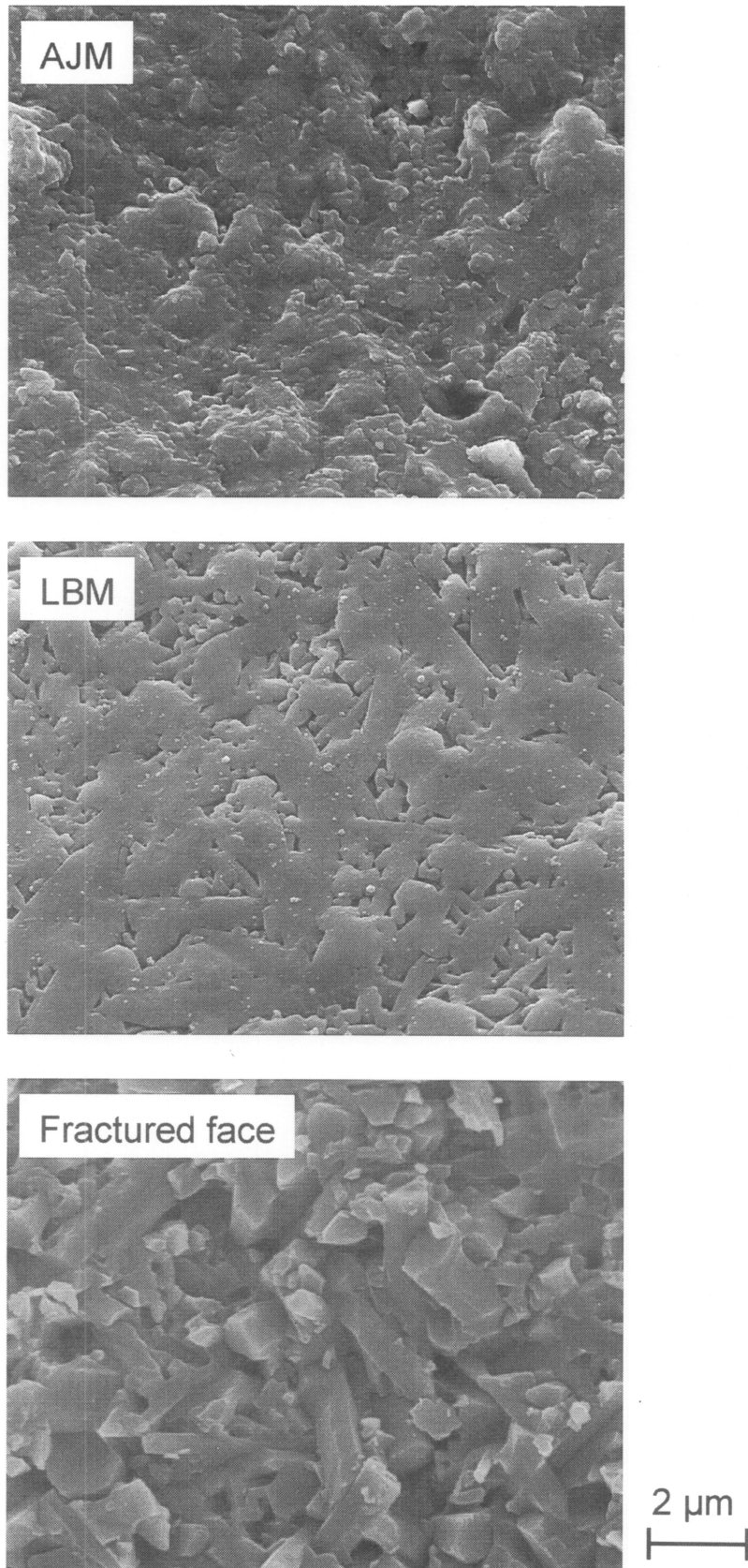


図 4.16 ディンプル加工面および材料破断面の高倍率 SEM 像

## 4.3.3 表面テクスチャーが強度低下に及ぼす影響

ディンプルパターニング処理を施した試験片の曲げ試験結果を図 4.17 に示す。それぞれ 10 本の試験片を使って評価し、平均値を棒グラフで、最大値と最小値をエラーバーで表示した。

ラッピング仕上げの曲げ強度は約 950 MPa であり、メーカーカタログに記載されている素材の強度と一致した。AJM によってディンプルパターニングされた試験片の強度はこれと比較してわずかに低下しているが、最小値はほとんど同等であった。ディンプル部で応力集中が生じる可能性があるため強度が低下しても不思議ではないが、AJM の場合にはマイクロディンプルパターニングによる強度低下は生じないことが明らかになった。

一方で LBM によるディンプル加工試験片は約 20% の強度低下を生じた。これが、前述したディンプル底部のシャープエッジに起因することは容易に想像できる。特に、エラーバーが極端に短く、高い再現性を示した点は、同一の原因によって破壊が生じたことを物語っており、エッジ部での応力集中が強度低下に大きく関連していることは自明である。

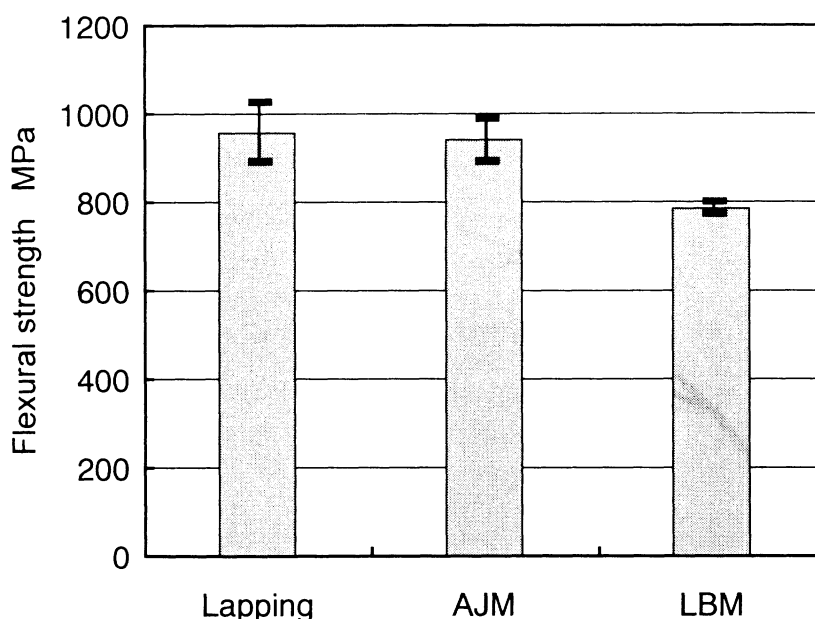


図 4.17 マイクロディンプルパターニングされた試験片の曲げ強度

その証拠として、まず曲げ試験片の上方からの写真を図 4.18 に示す。AJM によるディンプル処理品はディンプルの分布とは無関係に破断していて、ディンプル部が破壊源になっていないことがわかる。これに対して、LBM によるディンプル品では破断面が一行に並んだディンプルを通過していた。つまり、ディンプル部分が破壊の起点になったことは明白である。

また、破断面の横方向からの観察写真を図 4.19 に示す。このとき、クラックパスの起点がディンプルの底部にあることがはっきりと確認できた。AJM によるディンプル処理品では破壊源が表面よりもむしろ内部に存在し、ディンプルの存在とは無関係に材料自身の潜在クラックが起点となって破壊したことが確認された。

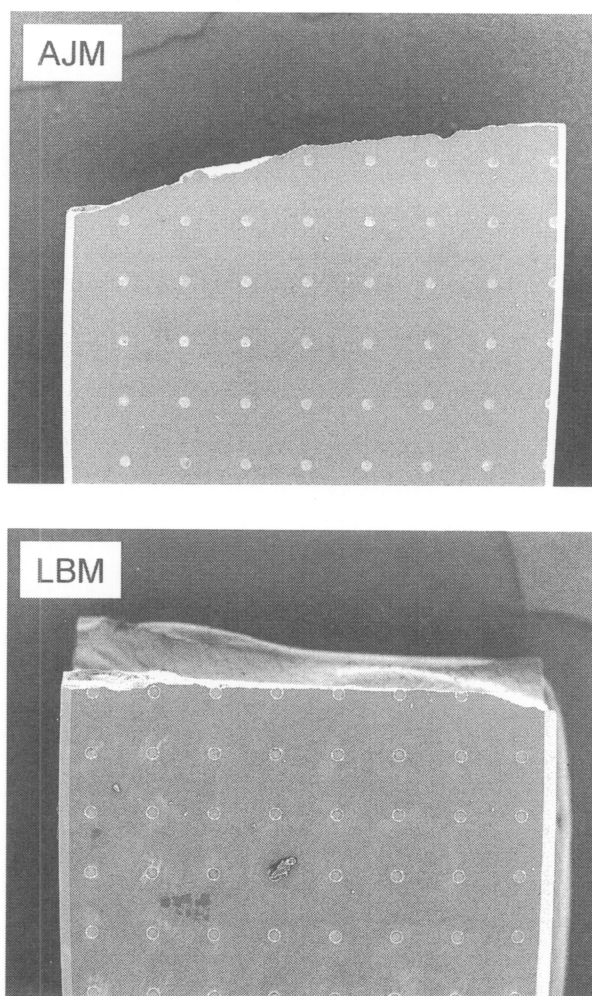


図 4.18 曲げ試験片の破断面とディンプル配置の関係

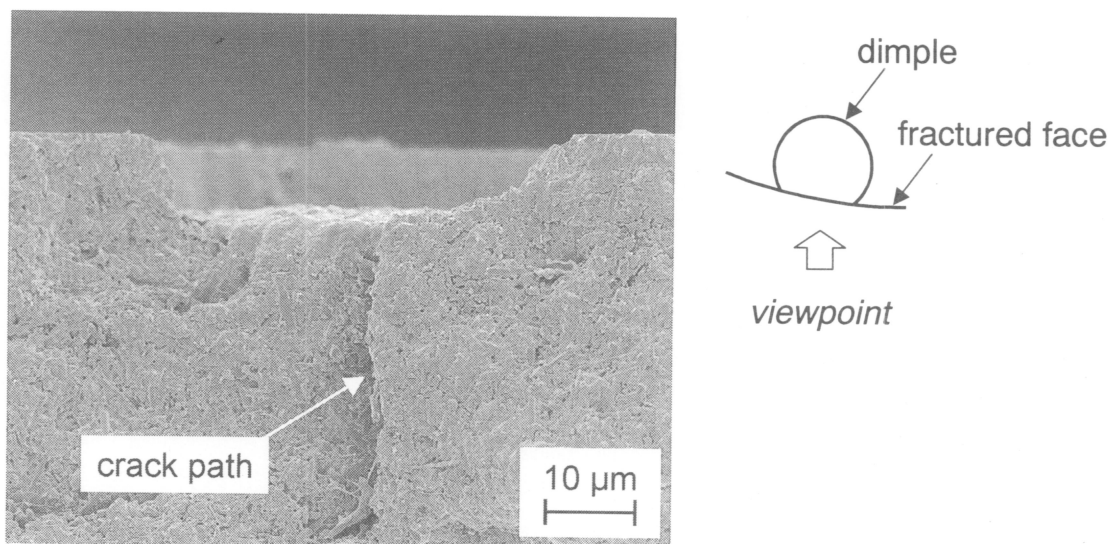
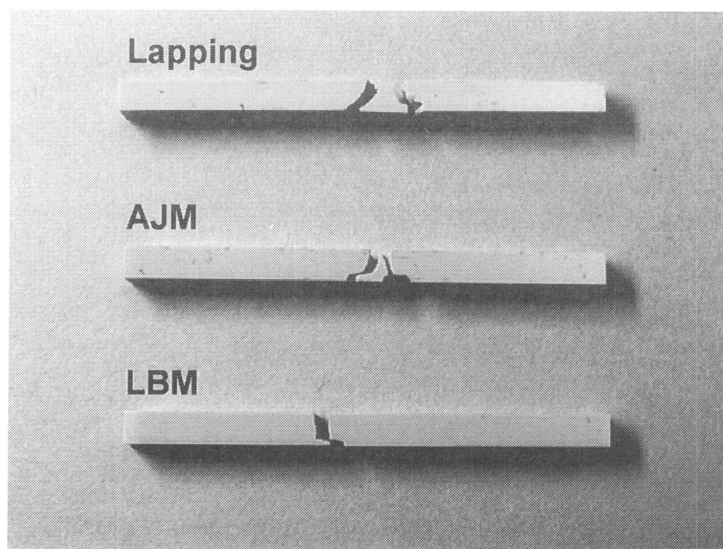


図 4.19 ディンプル底部に起点を持つクラックパス



\* Upper side is the tensile face.

図 4.20 曲げ試験後の試験片

さらに、曲げ試験後の破片の形状から破壊形態を類推することを試みた。回収された曲げ試験片を図 4.20 に示す。通常、ラッピング仕上げのように表面欠陥のない試験片の場合には、材料内部の潜在クラックを起点として破壊が起こり、その結果、左右両側の大きな破片と中央部分の三角形の形をした小さな破片に分断される。AJM によってディンプルパターンニングを施した試験片はラッピング仕上げの試験片と同様に、主として 3 つの破片に分断されたことから、ラッピング仕上げの試験片の破壊形態と同じ破壊形態であったと推測することができる。一方、表面欠陥が破壊起点となるような破壊形態をとるときには、中央の三角形形状の破片が形成されず、左右の 2 つの破片だけが得られる。このような現象は、たとえば粗粒の研削ホイールによって仕上げられた場合などに見られる。レーザ加工によってディンプルパターンニングした試験片はクラックパスが引張面に対して直交する向きに進行し、中央の小さな破片を形成することにはなかった。つまり、ディンプル底部のシャープエッジが深い欠陥として作用し、破壊の起点となったと考えられる。

以上のように、ディンプルパターンニング面のマクロ強度を評価した結果、AJM によってディンプル加工した場合には強度低下が生じないことが明らかになった。有力なマイクロ加工法として知られる LBM の場合には、精密なディンプル加工を行うことはできたが、シャープエッジ部で応力集中が生じ、著しい強度低下をもたらした。

#### 4.4 結 言

本章では、アブレイシブジェット加工 (AJM) がセラミックスに対する微細加工法として応用可能であるかどうかを検証することを目的とした。このため、AJM によって表面仕上げされた窒化けい素セラミックスの強度を、研削仕上げ面のそれと比較する実験を行い、加工法による強度への影響を検討、考察した。さらに、ディンプルパターンニング面の強度評価のために、AJM によるディンプルパターンニング面の強度を、レーザ加工によるディンプルパターンニング面のそれと比較する実験を行い、ディンプル形状による強度への影響を検討、考察した。以下に得られた結果を示す。

- (1) ダイヤモンドホイールによる研削加工で仕上げられた窒化けい素セラミックスでは、使用する研削ホイールのダイヤモンド粒度に応じて強度低下が生じる。強度低下の原因は加工欠陥にあり、研削ホイールのダイヤモンド粒度を細かくすると仕上げ面の表面粗さが小さくなるとともに曲げ強度はバルク材の強度に近づく。

- (2) 窒化けい素に対する AJM では、前加工面の表面粗さによらず噴射砥粒の粒度に応じて決まる表面粗さに次第に近づく。前加工面の研削欠陥が完全に除去される深さまで AJM を行うと、ラッピング仕上げ面のような表面粗さが達成されなくてもラッピング仕上げ面の強度と同等の曲げ強度が得られる。
- (3) エキシマレーザによって加工されたマイクロディンプルは角張った断面形状であり、そのシャープエッジ部で極端な応力集中が生じるために曲げ強度は著しく低下する。
- (4) マスキング法による AJM で加工されたマイクロディンプルはなだらかな曲面で構成された形状となる。加工面に残留クラックが存在しないことに加え、応力集中を起こすようなエッジが形成されないため、ディンプルパターンニングによって曲げ強度の低下は生じない。



## 参考文献

- 1) 太田 稔, 宮原克敏, 庄司克雄 : 窒化珪素の研削表面損傷が曲げ強度に及ぼす影響, 砥粒加工学会誌, **40**, 6 (1996) 290.
- 2) Y. Sakaida, K. Tanaka : Effect of grinding method on bending strength of silicon nitride, JSME Internl. J., Series A, **42**, 4 (1999) 560.
- 3) K. Kitajima, G.Q. Cai, N. Kumagai, Y. Tanaka, H.W. Zheng : Study on mechanism of ceramics grinding, Ann. CIRP, **41**, 1 (1992) 367.
- 4) T.G. Bifano, T.A. Dow, R.O. Scattergood : Ductile-regime grinding: a new technology for machining brittle materials, Trans. ASME J. Eng. Ind., **113**, 2 (1991) 184.
- 5) 太田 稔, 宮原克敏, 庄司克雄 : 窒化けい素の研削面の残留応力に関する一考察, 精密工学会誌, **63**, 1 (1997) 91.
- 6) 田中啓介, 鈴木賢治, 中川平三郎 : セラミックスの研削加工層の残留応力, 砥粒加工学会誌, **34**, 4 (1990) 17.
- 7) 鈴木賢治, 田中啓介, 山本雄司, 中川平三郎 : セラミックスの曲げ強度に及ぼす研削残留応力の影響, 材料, **38**, 429 (1989) 582.
- 8) 鈴木賢治, 田中啓介 : 研削された窒化ケイ素の残留応力と欠陥, 材料, **40**, 454 (1991) 818.
- 9) 伊澤守康, 杉本真樹, 北嶋弘一 : 乾式ブラスト加工におけるマスキング材の損耗特性 — マスキング用感光性樹脂の耐ブラスト性 —, 砥粒加工学会誌, **45**, 12 (2001) 580.
- 10) J. Ihlemann, K. Rubahn : Excimer laser micro machining: fabrication and applications of dielectric masks, Appl. Surf. Sci., **154-155** (2000) 587.
- 11) 谷口 浩 : エキシマレーザ, 溶接学会誌, **69**, 3 (2000) 220.
- 12) H.K. Tönshoff, D. Hesse, J. Mommsen : Micromachining using excimer lasers, Ann. CIRP, **42**, 1 (1993) 247.

## 第5章 マイクロディンプルパターンニング面の摩擦特性

### 5.1 緒言

自動車エンジンの燃費向上を実現する上で摩擦低減はきわめて重要な課題として位置づけられている。摺動部品の表面粗さ改善は、摩擦係数が高くなる境界潤滑域の割合を小さくするための一つの有効な方策である<sup>1)2)</sup>。このため、カム/フォロワやクランクピンなどの動弁系や駆動系では、従来は研削仕上げによるミクロンオーダーの表面粗さであった面を、さらにラッピング仕上げによるサブミクロンオーダーの面にすることで摩擦低減が図られている。こうしたトレンドは今後しばらくの間進んでいくと予想されているが、材料や加工原理の観点から考えると達成可能な粗さにはおのずと限界があり、粗さ改善だけによって実現できる摩擦低減には限りがある。

表面テクスチャリングは、さらなる摩擦低減の可能性を持つ技術アイテムとして、最近特に注目を集めている。摺動部材の表面に分布したマイクロディンプルが油だまりとして作用し、油膜の保持に効果を発揮することが期待されている。また、頻繁に起動と停止を繰り返すような使用条件では、油だまりに潤滑油が残るため完全なドライスタートによる焼き付きを防止する効果もあると考えられている。現在は、メカニカルシール<sup>3)</sup>やピストンスカート<sup>4)</sup>のように比較的接触エリアが広くて負荷荷重の小さい摺動部材への応用にとどまっていて、カム/フォロワ間のように接触領域が狭くて接触面圧の高い、主として境界潤滑の摩擦形態でも効果が発現するかどうかについて検討した例はあまり見当たらない<sup>5)</sup>。

そこで本章では、窒化けい素セラミックスの表面にマイクロディンプルパターンを付与し、カム/フォロワを想定した直線接触による油潤滑下での摩擦特性を評価する。様々な大きさや分布のマイクロディンプルをパターンニングした表面の摺動特性を実験評価することによって、表面テクスチャリングによる摩擦低減効果を実証する。

### 5.2 摩擦特性評価試験の方法

#### 5.2.1 実験装置

実験には、図 5.1 に示す高温摩擦摩耗試験機（東測精密工業，AFT-100-2）を使用した。摩擦摺動試験には様々な形態があり、試験の目的に応じて適切な試験方式を選択する必要がある<sup>6)7)</sup>。たとえば高荷重で低摺速の境界潤滑域を想定したモデル試験ではボール・オン・ディスク試験

やブロック・オン・リング試験が好ましく、低荷重で高摺速の流体潤滑域での摩擦のモデル試験としてはたとえばリング・オン・ディスク試験が適している。本研究では、カム／フォロワの接触状態をモデル化した実験を行うため、円筒面と平面との線接触による摩擦状態で、かつ高面圧による境界潤滑域での摩擦特性を中心とした試験条件が選択できる特殊なピン・オン・ディスク試験方式で行った。この試験方式の主たる構成を図5.2に示す。

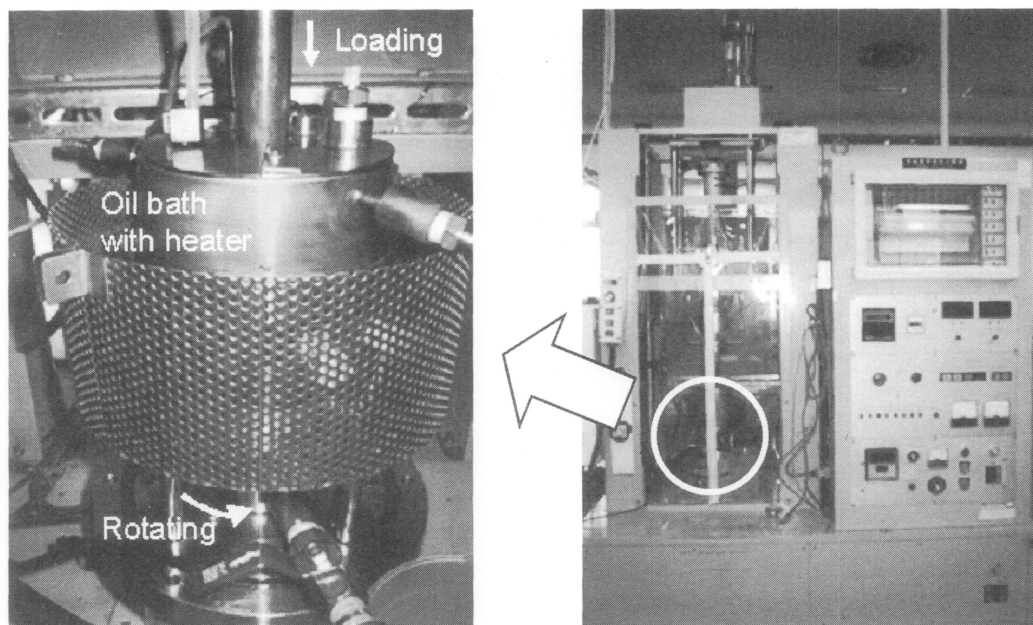


図 5.1 高温摩擦摩耗試験機の概観

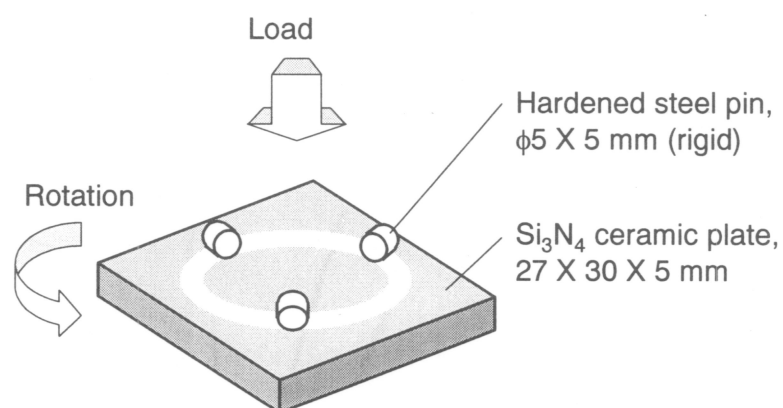


図 5.2 ピン・オン・ディスク試験法の概要

この摩擦試験は通常のピン・オン・ディスク試験方式とは異なる。一般的なピン・オン・ディスク試験では、回転するディスクにピンを立てた状態で押し付け、摩擦トルクを測定することによって摩擦係数が求められる。これに対して本研究のピン・オン・ディスク試験では、はじめにピン3つを横にした状態で $120^\circ$ 方向に配置されるよう、金属製の保持具に固定する。このピン保持具を所定の垂直荷重で角型プレート（評価サンプル）に押し付け、その状態でプレートを回転させることによってピンとプレートの直線接触による摺動が実現する。ロードセルによって測定される加圧力と摩擦力（測定点の半径を考慮して摩擦トルクが求められる）とから摩擦係数が求められる。

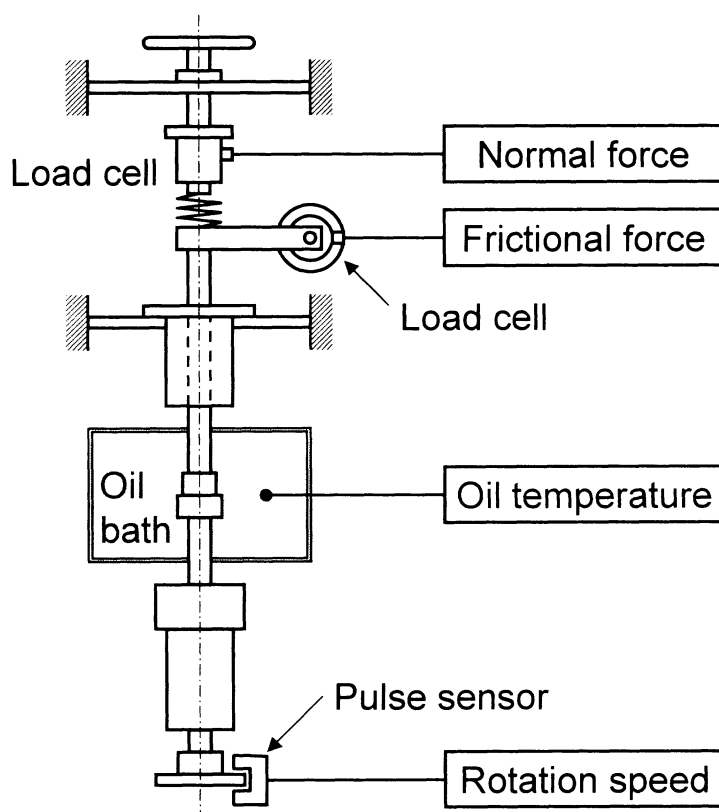


図 5.3 摩擦試験機の構成

試験中には、図 5.3 に示すように、加圧力や摩擦力のほかにもプレートの回転数やオイルバス内の油温のデータが取り込まれ、試験時間や計算によって求められる摩擦係数などと一緒にモ

モニター画面に表示される。さらに、それらの数値データはパソコンに自動的に保存される。データ取得の例として、プレートの回転数をステップ状に変化させてそれぞれの摺動条件における加圧力と摩擦力（摩擦トルク）を測定したときの結果を表 5.1 に示す。

表 5.1 摺動試験データ取得の例

時間 (分)	すべり距離 (m)	加圧力 (N)	摩擦トルク (N mm)	回転数 (min <sup>-1</sup> )	油温 (°C)
0	0	486.4	597.8	9	81.1
1	1.8	486.4	548.8	90	81.3
2	3.6	486.7	519.4	192	77.3
3	5.4	486.8	499.8	290	76.7
4	7.2	487.0	480.2	391	77.6
5	9.0	487.2	460.6	491	78.5
6	10.8	487.2	450.8	585	79.1
7	12.6	487.6	431.2	787	79.7
8	14.4	487.8	431.2	987	80.3
9	16.2	488.0	450.8	791	80.9
10	18.0	488.1	460.6	591	81.3
11	19.8	488.1	470.4	486	81.5
12	21.6	488.1	490.0	391	81.6
13	23.4	488.2	509.6	291	81.7
14	25.2	488.1	529.2	191	81.7
15	27.0	488.0	558.6	90	81.8
16	28.8	488.0	597.8	9	81.9

なお、ピン自身は回転しないように固定されているため、両者の摩擦状態はすべり接触であり、転がりの影響は考えなくてよい。また、セラミックスプレートの下部は中央をボールで受ける構造としているため、たとえプレートの上下面の平行度が必ずしも高くなくても、3つのピンには荷重が均等に分散するように工夫されている。

### 5.2.2 評価サンプル

ピンは通常ニードルベアリングに使用されるニードルを流用したものであり、材質は焼入れ硬化した軸受鋼である。直径 5 mm、高さ 5 mm の円筒形であり、エッジ部分は摺動時に悪影響を及ぼさないよう、クラウニング処理されている。表面は超仕上げ加工によって粗さ  $R_a$  0.04  $\mu\text{m}$  程度としている。

試験に用いたセラミックスは、イットリアとアルミナをそれぞれ 5 wt%、2 wt% 配合し、ホッ

トプレス焼結によって焼成した窒化けい素である。機械的特性を表 5.2 に示す。研削加工によって  $27 \times 30 \times 5$  mm のプレート形状に加工した後、摺動特性評価面はラッピングによって最終表面粗さが  $R_a 0.01 \mu\text{m}$  以下となるように仕上げた。

表 5.2 実験に使用した窒化けい素の機械的特性

Density ( $\text{g}/\text{cm}^3$ )	3.2
Young's modulus (GPa)	290
Flexural strength (MPa)	1000
Vickers hardness HV (GPa)	16.0
Fracture toughness $K_{IC}$ ( $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ )	5.4

その後、第4章で説明したのと同様の方法で AJM あるいは LBM によってマイクロディンプル加工を行った。ディンプルは深さを  $5 \mu\text{m}$  で一定とし、サイズ、分布密度を変化させた。ディンプルのサイズは  $40 \mu\text{m}$ 、 $80 \mu\text{m}$ 、 $120 \mu\text{m}$  の3通り、密度は 7.5 %、15 %、30 % の3通りとした。加工面上のディンプルパターンの一例を図 5.4 に示す。

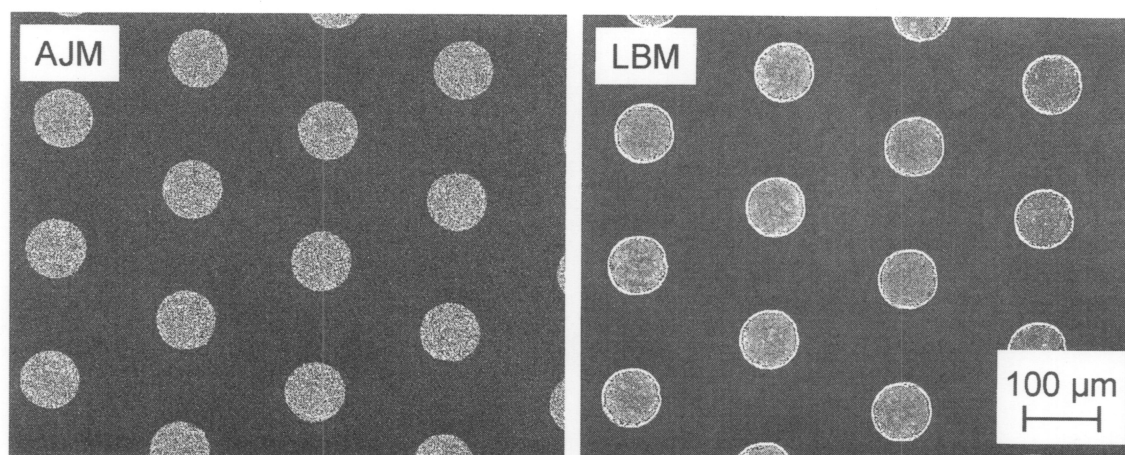


図 5.4 マイクロディンプルパターンニングされた面の例

図 5.5 にディンプルの写真と断面プロフィールを示す。前章で述べたように、AJM は丸い断面形状であるのに対し、LBM では角張ったディンプルとなった。金属部品の場合には、たとえば噴射加工によってディンプルの周囲に塑性変形による盛り上がり現象が見られ、摩擦試験では逆に摩擦を増大させることが懸念される。ところが、セラミックス表面に AJM 加工した場合には、ディンプルの口元部に盛り上がり現象は見られなかった。同様の盛り上がりは、レーザ加工でも観測されることがあるが<sup>8)</sup>、今回製作した試験片ではその現象はなかった。前章の強度評価に用いた加工ディンプルと比較して浅いディンプルとしたため、LBM ディンプルの底部に生じるシャープエッジは前章のそれよりは小さかった。

なお、LBM では加工時間が数時間にも及んでしまうためディンプルパターニングは試験片表面の全体ではなく摺動部のみとした。AJM では試験片 1 枚の加工を数分で完了できたことから、加工能率の点あるいは製造コストの点では AJM の方が明らかに有利である。

こうしてサイズ、分布密度、形状の異なるセラミックス試験片のバリエーションを用意することができた。摩擦試験ではこれらの影響を明らかにし、ディンプルパターン最適化のための指針を得ることを目指した。

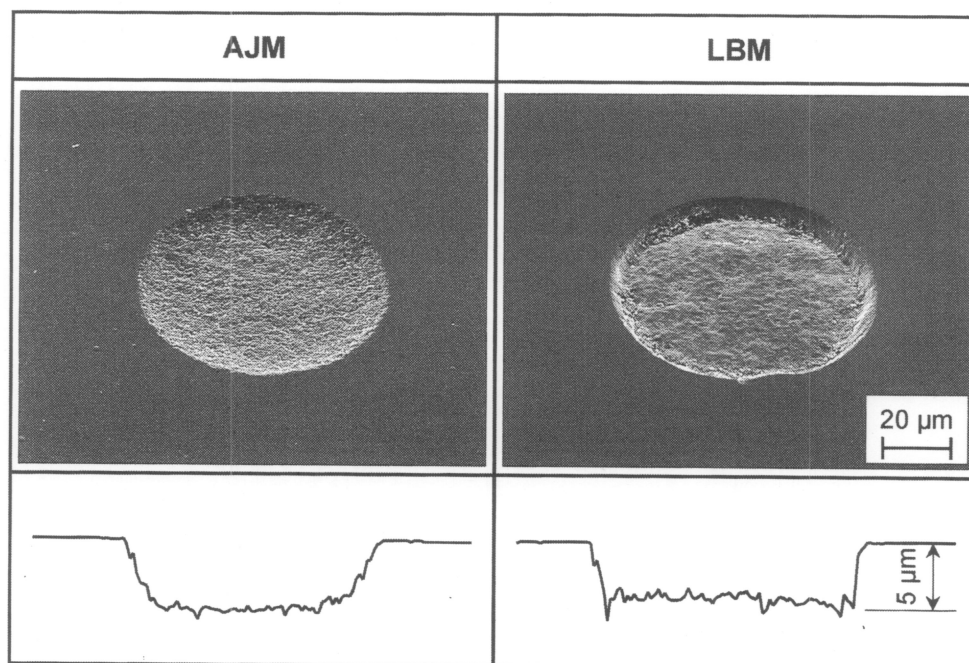


図 5.5 マイクロディンプルの様子

### 5.2.3 摩擦試験条件

次に摩擦試験の条件について述べる。主な試験条件を表 5.3 に示す。ピンの押し付け荷重は 490 N で一定とした。軸受鋼と窒化けい素セラミックスプレートとの組み合わせの場合、ヘルツの弾性接触理論<sup>9)</sup>によって計算で求められる面圧は 0.78 GPa であり、これはカム/フォロワの摩擦状態に匹敵するような高い接触面圧条件である。

表 5.3 摩擦試験条件

Normal load	490 N (0.78 GPa)
Sliding velocity	0.012 - 1.2 m/s (10 - 1000 min <sup>-1</sup> )
Rotational radius	11 mm
Lubricant	Engine oil: 5W30SJ viscosity = 0.0136 Pa·s at 80 °C

実験では、プレート側の回転数を 10~1000 min<sup>-1</sup> の範囲で変化させ、それぞれの回転数における摩擦係数を算出した。ピンとプレートとの接触部の回転半径は 11 mm としたため、試験摺動速度は 0.012~1.2 m/s である。また、摩擦試験は油浴中で行った。潤滑油は一般的なガソリンエンジンオイル (5W30SJ)<sup>10)</sup> とし、油温は 80 °C 一定となるように温度制御した。80 °C での潤滑油の粘度は 0.0136 Pa·s である。試験初期における不安定な摩擦挙動を排除する目的で、約 10 分のなじみ運転の後でデータ収集を開始した。なじみ運転時の摩擦条件は、垂直荷重 490 N、すべり速度 0.035 m/s である。

## 5.3 摩擦特性評価試験の結果

### 5.3.1 平滑面の摩擦特性

ディンプルの効果を検証する摩擦試験に先立ち、表面粗さ向上による摩擦低減効果を確認する実験を行った。ここでは、粒度#100 のダイヤモンドホイールによる研削面 G<sub>r</sub>、粒度#400 のダイヤモンドホイールによる研削面 G<sub>f</sub>、ラッピング仕上げ面 LP の 3 通りの試験片を用意し、摩擦特性の評価を行った。

摺速 1.2 m/s、押し付け荷重 490 N での摩擦係数測定結果を図 5.6 に示す。この実験に関する限り、表面粗さ向上による摩擦低減効果は予想したほど大きくなく、表面粗さを R<sub>a</sub> 0.5 μm から



$R_a$  0.005  $\mu\text{m}$  に2桁低減させても摩擦係数は約15%しか低減されなかった。

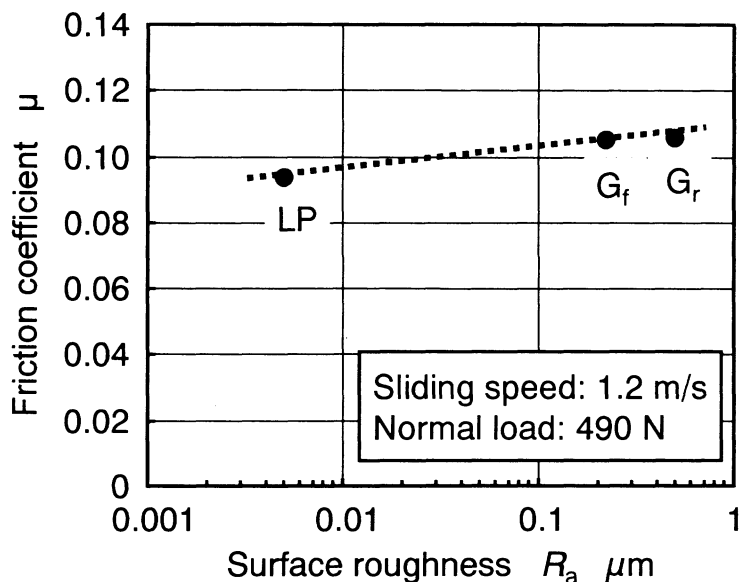


図 5.6 表面粗さが摩擦係数に及ぼす影響

ところで、摩擦試験条件から理論油膜厚さを計算すると、約 0.04  $\mu\text{m}$  となった。すなわち、窒化けい素プレート表面をラッピング仕上げしたとしても、ピンとプレートとの合成粗さはこの理論油膜厚さよりも大きい。したがって、カム/フォロワのすべり摩擦状態をモデル化した境界潤滑域を中心とした摩擦試験で、仕上げ面粗さ向上による摩擦低減効果が必ずしも大きくなかったのはこのためと考えられる。

続いて、ディンプル加工を施していないラッピング仕上げ面の摺速 0.012~1.2 m/s に対する摩擦特性を図 5.7 に示す。すべり速度の増大にともなって摩擦係数は次第に低下した。これは、境界潤滑から混合潤滑に移行する摩擦条件範囲における典型的な摩擦挙動である。低速域での摩擦係数は 0.11 程度であり、すべり速度が 0.8 m/s を越えるあたりで摩擦係数が 0.10 を下回るような挙動を示した。以下の実験においては、このマイクロディンプル処理をしていないラッピング仕上げ平滑面の摩擦特性との比較によって摩擦低減効果を検証した。

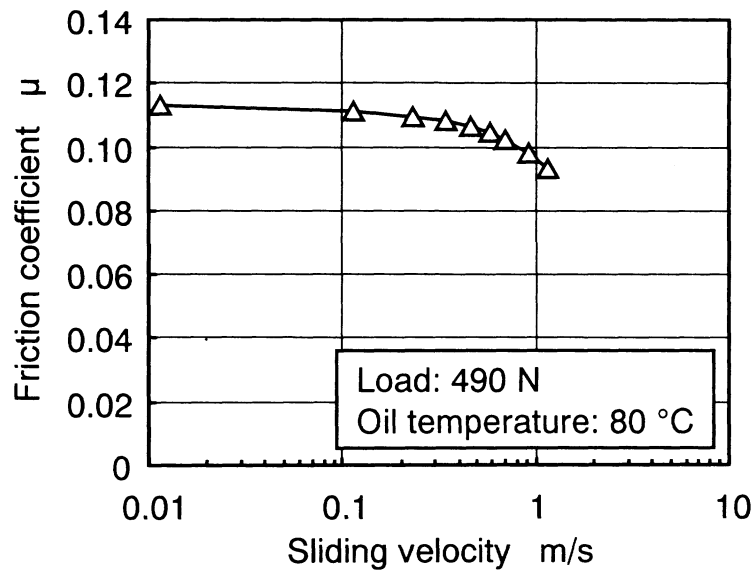


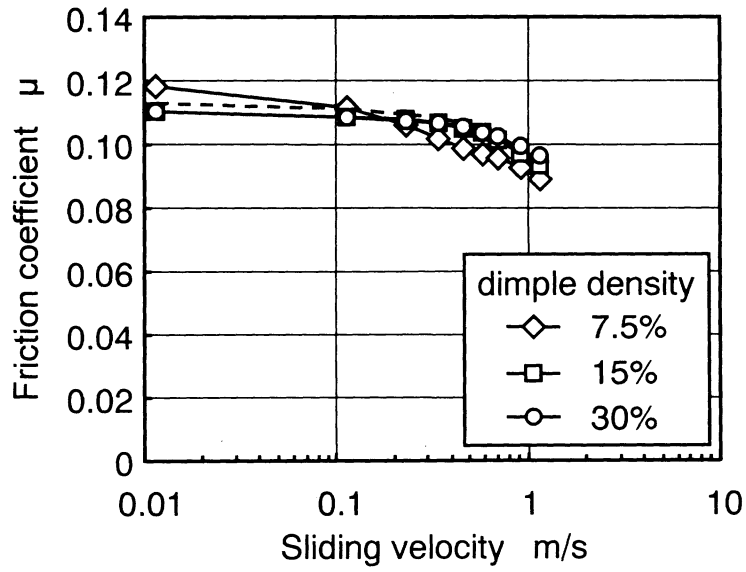
図 5.7 ディンプルなしの平滑面の摩擦特性

### 5.3.2 ディンプルパターニング面の摩擦特性

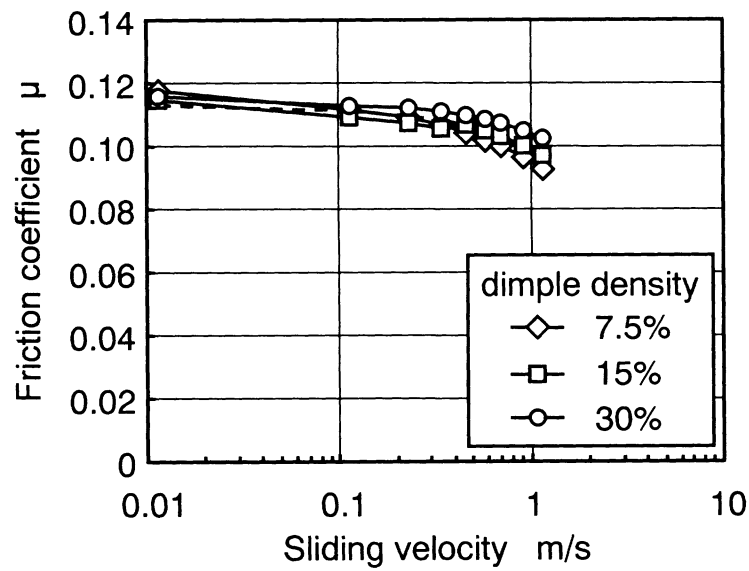
ディンプルサイズが  $40\ \mu\text{m}$  のときの摩擦試験結果を図 5.8 に示す。この場合には、いずれのディンプル分布密度においてもラッピング面の摩擦特性（破線で表示）と同様のカーブであった。つまり、このディンプルサイズではテクスチャリングによる摩擦低減効果は認められなかった。ディンプルのサイズが小さすぎると、負荷容量を増大させるような機能を発揮できず、油膜の保持に貢献できないと考えられる。ディンプルを増やすことによって直接接触部が減るために境界潤滑域での摩擦低減につながるという考え方もあるが、この実験ではその効果もほとんど認められなかった。

次にディンプルサイズが  $80\ \mu\text{m}$  のときの摩擦試験結果を図 5.9 に示す。この場合には、ディンプル分布密度が 7.5 % あるいは 15 % の場合に、約 15 % の摩擦係数低減が実現した。この傾向はディンプル加工法によらず、AJM と LBM のいずれのマイクロ加工法においても同様であった。このように、ディンプルのパターニングが適正に行われれば、摩擦低減を確実に実現できることが明らかになった。

摩擦低減が実現するようなディンプルの仕様では、きわめて高い押し付け荷重によってディンプル部で圧力が発生するような動圧効果が発現している可能性がある。一方で、ディンプル密度が 30 % の場合には逆にディンプルなしの場合よりも摩擦係数がわずかに高くなることがわかった。ディンプル部分の増大は実接触面積の減少につながり、結果として接触面圧が増大

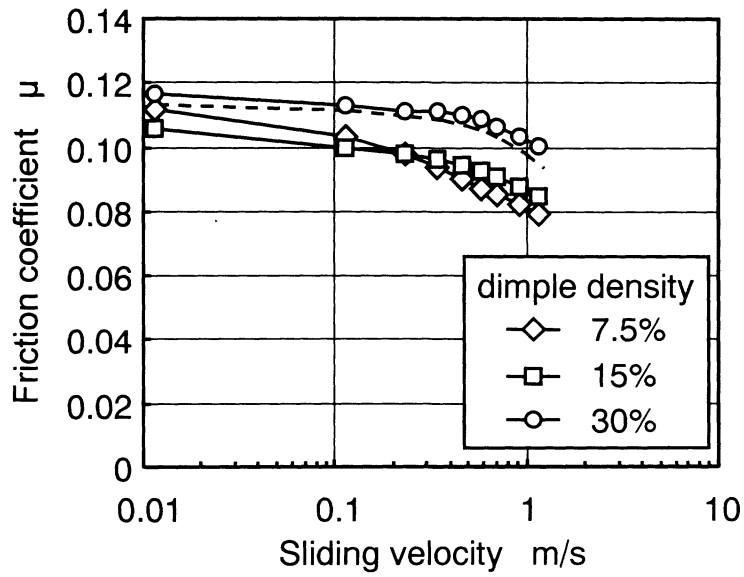


(a) AJM による加工面

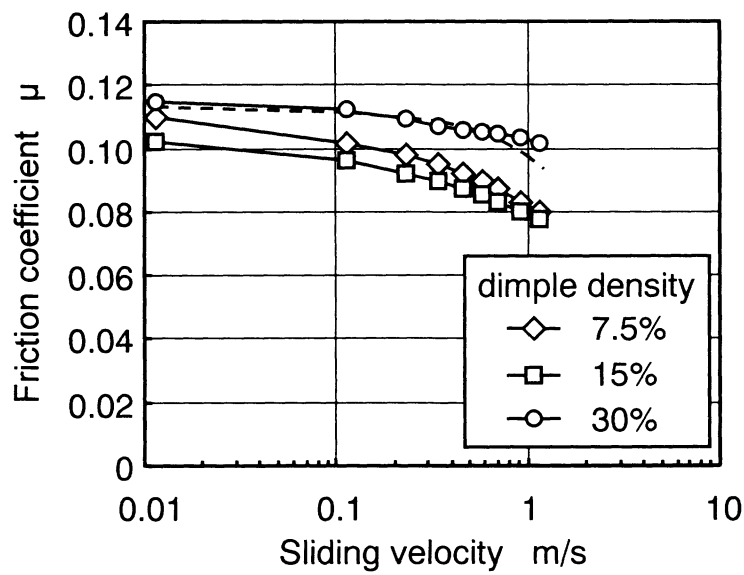


(b) LBM による加工面

図 5.8 直径  $40 \mu\text{m}$  のディンプルをパターンニングした面の摩擦特性

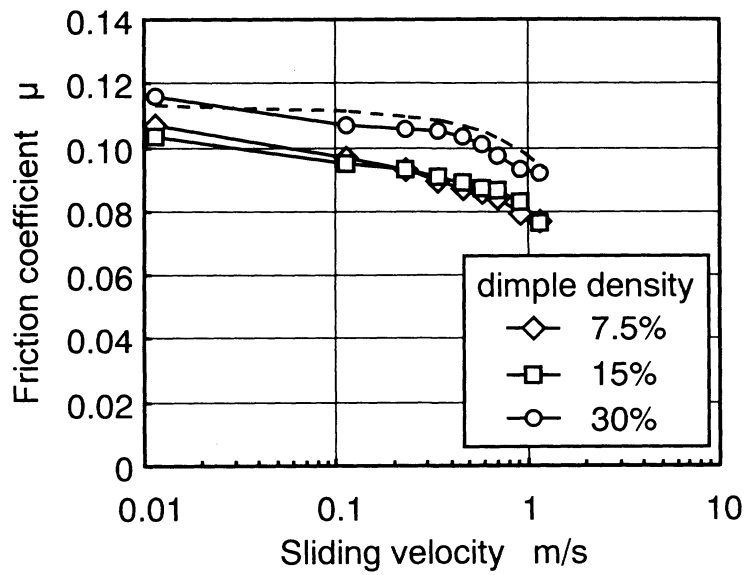


(a) AJM による加工面

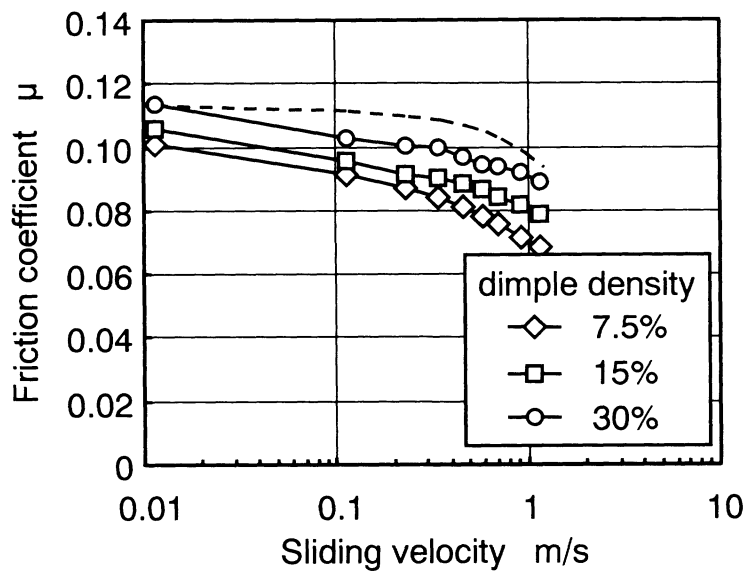


(b) LBM による加工面

図 5.9 直径 80  $\mu\text{m}$  のディンプルをパターンニングした面の摩擦特性



(a) AJM による加工面



(b) LBM による加工面

図 5.10 直径  $120\ \mu\text{m}$  のディンプルをパターンニングした面の摩擦特性

する。したがって、ディンプルの分布密度を30%まで高めると、摩擦特性にとって逆効果となることが明らかになった。

さらにディンプルサイズが120  $\mu\text{m}$  のときの摩擦試験結果を図5.10に示す。ディンプルサイズ80  $\mu\text{m}$  のときと似た結果となり、最大で20%の摩擦低減が達成された。特に分布密度が7.5%と15%のときには低速域でも確実に摩擦係数の低減が実現していた。この結果は、始動時や停止時のような過酷な摩擦条件となる場合の焼き付き現象を回避する可能性を示唆している。また、分布密度30%の試験片についてもわずかに摩擦低減が見られた。この場合には、テクスチャリングによる潤滑特性改善効果と接触面圧増大による逆効果とのバランスにおいて、前者が強く表れた結果と考えられる。

以上の結果を整理する意味で、摺速が1.2 m/s のときの摩擦係数を表5.4に列記した。この摺速は自動車エンジンのアイドル時に相当する。ディンプルなしの場合の摩擦係数は0.093であり、微細加工のパターンを適正に選択すれば最大で約20%の摩擦低減が実現されることが確認された。

表5.4 各種パターンニング面の摩擦係数の比較

		Dimple density		
		7.5 %	15 %	30 %
Dimple diameter	40 $\mu\text{m}$	0.089	0.093	0.096
		0.093	0.097	0.102
	80 $\mu\text{m}$	0.079	0.085	0.100
		0.080	0.078	0.101
	120 $\mu\text{m}$	0.077	0.076	0.092
		0.068	0.079	0.089

Upper: AJM

Lower: LBM

このように、ディンプルの配置によっては大きな摩擦低減効果が得られることがわかった。ディンプルの形状はほとんど影響しないが、ディンプルの分布密度とサイズはきわめて重要なファクターであることが明らかになった。効果を発揮するディンプル分布密度は5~20%程度であり、ディンプルサイズに関しては100  $\mu\text{m}$  程度が効果的であると言える。以下では、ディンプルのサイズが摩擦特性に及ぼす影響を詳しく考察した。

## 5.3.3 ディンプルサイズが摩擦低減に及ぼす影響

本実験の摩擦形態は線接触として扱ってきたが、実際にはピンとプレートとの接触部は細長い長方形を形成している。前述の試験条件をもとにヘルツの弾性接触理論によって接触部分の幅を算出すると、その長さは  $54\ \mu\text{m}$  となった。つまり、図 5.11 に示すように、 $40\ \mu\text{m}$  のディンプルの場合にはディンプルが摺動部を通過する瞬間に接触領域内に閉じた空間を作るのに対し、 $80\ \mu\text{m}$  と  $120\ \mu\text{m}$  のディンプルは摩擦領域を通過する際に常にまたぐサイズである。こうしたディンプルサイズと接触幅の関係を確認するために、負荷荷重を変化させて摩擦特性への影響を調べる実験を行った。

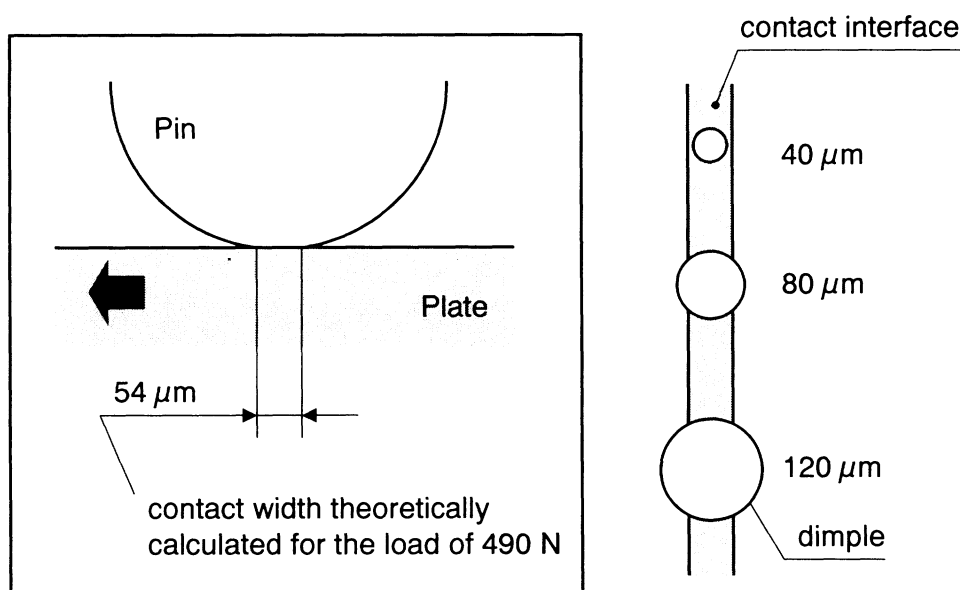


図 5.11 接触幅とディンプルサイズとの関係

図 5.12 に荷重の変化に対する摩擦係数の変化を示す。荷重を小さくしたときに摩擦係数が次第に低下するのは、境界潤滑から混合潤滑にかけての摩擦特性としては一般的な挙動であり、この傾向はいずれの試験片の場合にも見られた。この図で注目すべき点は、ディンプルサイズが  $40\ \mu\text{m}$  の場合に、荷重が約  $300\ \text{N}$  以下の範囲においてディンプルなしの試験片の摩擦係数よりもわずかに下回る傾向を示したことである。理論計算によれば荷重  $270\ \text{N}$  において接触幅が  $40\ \mu\text{m}$  となり、したがってディンプルサイズが接触幅よりも大きいときに限って摩擦低減効果

が発現することがわかった。ディンプルサイズ 80  $\mu\text{m}$  と 120  $\mu\text{m}$  の試験片はディンプルなしの試験片の摩擦係数よりもかなり低い値を実現しており、こうした大きいサイズのディンプルでは混合潤滑域においても大きな摩擦低減が達成されることが明らかになった。

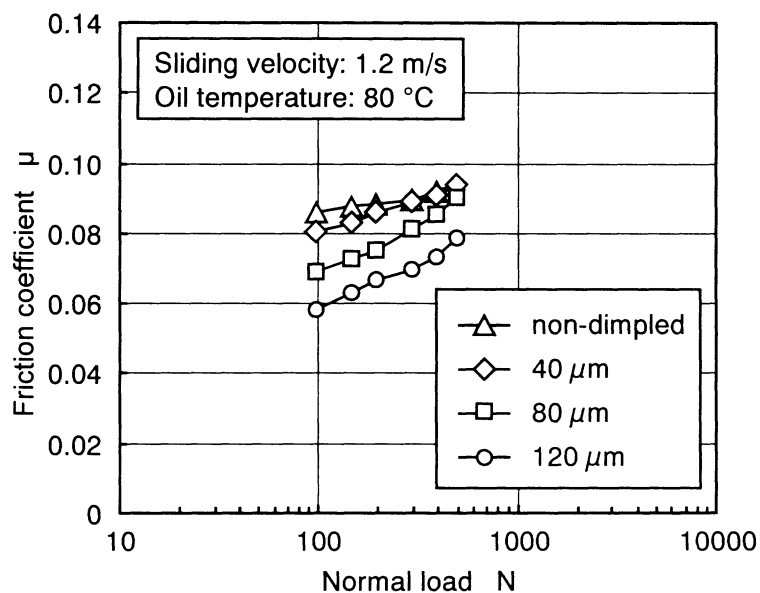


図 5.12 荷重の変化に対する摩擦挙動

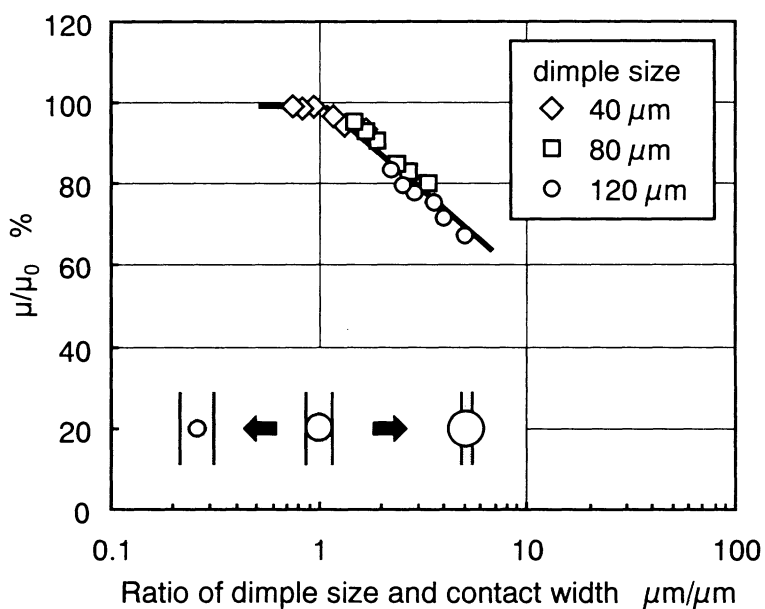


図 5.13 無次元化されたディンプルサイズと摩擦特性との相関



ディンプルサイズの影響をより明確に捉えるために、この実験結果を整理し直したのが図5.13である。この図では、横軸にディンプルサイズと接触幅の比をとり、接触幅よりもディンプルサイズが小さくなると左側にいき、逆に接触幅よりもディンプルサイズが大きくなると右側にいくようにした。縦軸に同一摩擦条件でのディンプルなしの試験片の摩擦係数とディンプルありの試験片の摩擦係数との比をとった。ディンプルサイズが接触幅と等しいかまたはそれ以下の場合、すなわち横軸が1よりも小さい場合、摩擦低減効果は認められず、したがってディンプルなしのときの摩擦係数とディンプルありのときの摩擦係数は同レベルである。これに対して、接触幅に対するディンプルサイズの大きさが大きくなると、ほぼ直線的に摩擦低減効果が得られた。

#### 5.3.4 マイクロディンプルによる潤滑性能

特に摩擦低減効果の大きかったディンプルパターンとして、ディンプルサイズ  $120\ \mu\text{m}$ 、分布密度 15% の試験片を用いて、60 分間の連続摩擦試験を行った。摩擦条件はなじみ運転時のそれと同一とした。カム/フォロワの摺動条件を考慮すると、この摩擦条件は自動車用エンジンのアイドリング運転よりもさらに1桁すべり速度が低い過酷な摩擦条件である。実験結果を図5.14に示す。摩擦係数は比較的安定して推移したが、その値はディンプルの有無によって大きく異なった。ディンプルなしの試験片では摩擦係数が 0.114 からスタートし、すべり距離 20 m まで漸増した後、0.12 程度に収束した。一方、ディンプル加工を施した試験片の摩擦係数は終始安定しており、長期間にわたって約 20% の摩擦低減が実現された。

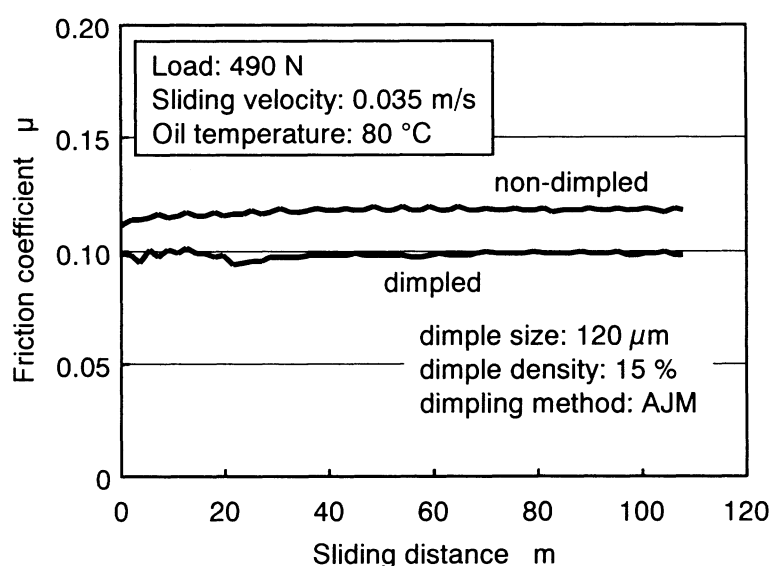


図 5.14 長時間の摺動に対する摩擦係数の変化

この試験後の窒化けい素表面を SEM によって分析した。連続摩擦試験後の摺動面の様子を図 5.15 に示す。ディンプルなしの試験片表面には鮮明な摺動痕をともなう極圧皮膜が観測され、このような皮膜はピンとの接触部の全域にわたって存在していた。このトライボ反応皮膜は摺動時の発熱による高温条件下での化学反応の結果と考えられ、高面圧で摺動している金属製のピンとセラミックス製プレートとの間で潤滑油成分が凝着してできた生成物と考えられる。成分の分析結果については後述する。

一方、ディンプル加工を施した試験片のプラト一面では同様の極圧皮膜はほとんど観測することができず、比較的良好な潤滑状態が保たれていたことが想像できる。

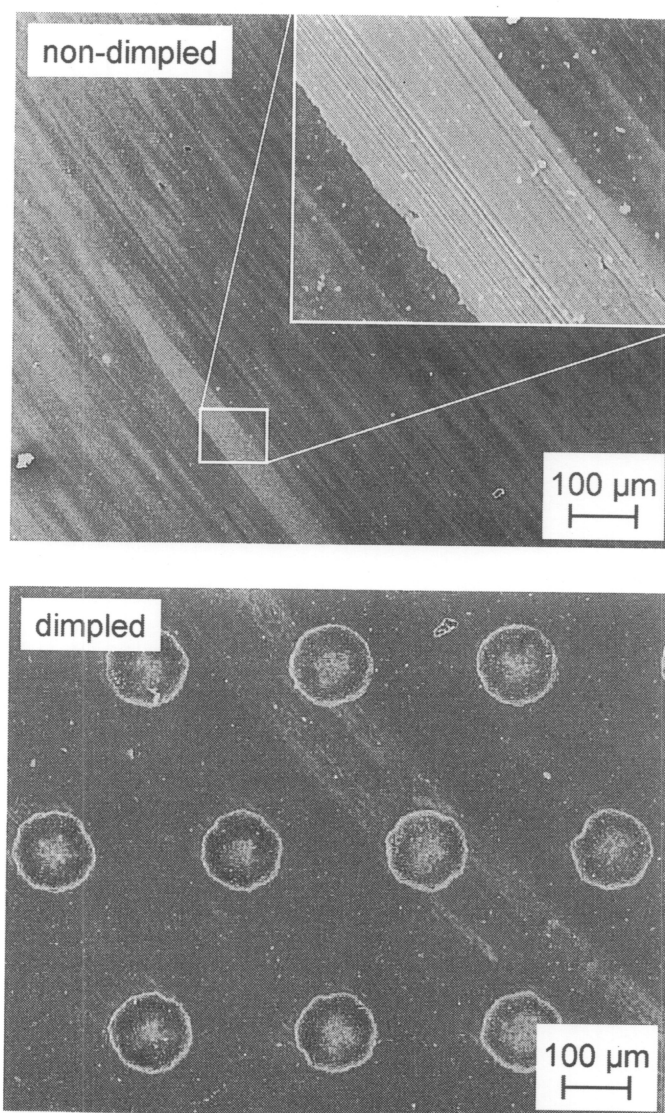


図 5.15 長時間摺動後の摺動面の状態

摺動面の EDX 分析によって、この皮膜をさらに詳しく分析した。試験片表面のスペクトラムを図 5.16 に示す。トライボ反応皮膜が観測されたディンプルなしの試験片の表層には、Zn, P, S, Ca の存在が確認された。これらの元素は潤滑油の清浄分散剤である ZnDTP に由来しており、過酷な条件での摩擦摺動によって吸着現象が起きたと考えられる。一方、ディンプルありの試験片ではこれらの成分はほとんど検出されず、添加剤成分の吸着反応は起きていないことが明らかになった。ZnDTP 添加剤は、摩擦低減をねらいとして一般に使用される Friction Modifier 剤 (FM 剤) とは異なり、摩耗防止、焼きつき防止および酸化防止を目的としていて、この添加剤自身が高い摩擦係数を示すことが知られている。したがって、ディンプルなしの試験片表面に形成された極圧皮膜が摩擦係数増大の直接の原因とみなすことができる<sup>11)12)</sup>。

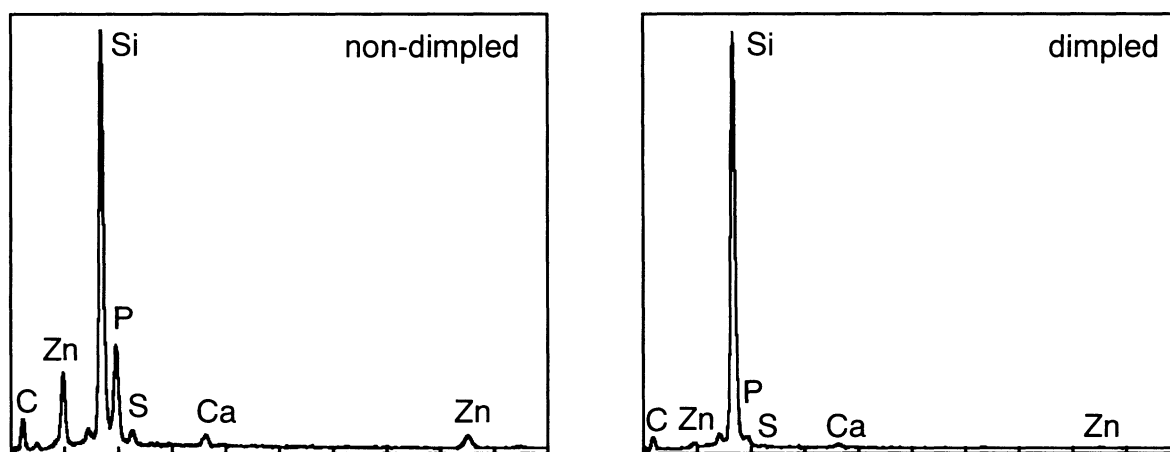


図 5.16 摺動面の EDX 分析結果

図 5.14 でわかるように、連続摩擦試験の初期（すべり距離 20 m までの範囲）に摩擦係数が漸増したが、この期間に上述の極圧皮膜の形成が徐々に進展したものと考えられる。ディンプルがある場合には、高面圧での接触によってマイクロディンプル部で圧力が発生し、その結果、相手材との直接接触を和らげる潤滑作用が発現すると考えられる。

## 5.4 結 言

本章では、セラミックス表面へのマイクロディンプルパターニングによる摩擦低減効果を実証するために、自動車エンジンの動弁系をモデル化した摩擦摺動試験を行い、ディンプルパターニング面の摩擦特性およびマイクロディンプルの潤滑作用について検討、考察した。以下に得られた結果を示す。

- (1) 摩擦特性に対して大きな影響力があるのはマイクロディンプルのサイズと分布密度であり、ディンプルの断面形状の影響はほとんどない。適正なディンプルパターンが付与された窒化けい素プレートを用いれば、ディンプルのない平滑面の場合と比較して 20 % 程度の摩擦係数低減が達成される。
- (2) 潤滑油に浸かった状態での円筒面と平面との直線接触による高面圧摩擦摺動条件下では、ヘルツの弾性接触理論によって算出される摺動部の接触幅よりも大きいサイズのディンプルが摺動面にパターニングされた場合に大きな摩擦低減効果が発現する。ディンプルの分布密度については、5~20 % の範囲に最適値が存在する。
- (3) マイクロディンプルパターニング面では、摺動時にディンプル部で圧力が発生し、相手材との直接接触を和らげる潤滑作用がある。この結果、過酷な条件での長時間摩擦摺動においても、摩擦上昇の原因となる極圧皮膜が形成されることなく、長時間にわたって低い摩擦係数が持続する。

## 参考文献

- 1) U. Duijias, L. Fang, K.-H. Zum Gahr : Effect of surface roughness of self-mated alumina on friction and wear in isooctane-lubricated reciprocating sliding contact, *Wear*, **252** (2002) 351.
- 2) H.-C. Wong, N. Umehara, K. Kato : The effect of surface roughness on friction of ceramics sliding in water, *Wear*, **218** (1998) 237.
- 3) 手嶋芳博, 石山朝彦, 浦 晟 : しゅう動面の気孔の有無と気孔直径によるメカニカルシールしゅう動特性への影響, *トライボロジスト*, **44**, 6 (1999) 444.
- 4) 荻原秀実, 城戸智之, 山田 裕, 村田雅史, 小林重実 : 表面改質によるエンジンのしゅう動抵抗低減技術, *Honda R&D Technical Review*, **12**, 2 (2000) 93.
- 5) 興津昌広, 中辻 武, 森 淳暢 : 回転2円筒面間の潤滑と表面損傷 –くぼみのポケット効果による潤滑特性の改善–, *日本機械学会講演論文集*, **984**, 1 (1998) 6-42.
- 6) 弟子丸順一 : 摩擦摩耗試験法, *トライボロジスト*, **44**, 4 (1999) 248.
- 7) 新鍋秀文 : 工業規格に定められた非金属材料の摩擦・摩耗試験方法, *トライボロジスト*, **35**, 8 (1990) 553.
- 8) 加幡博史 : エキシマレーザによる加工の実際と今後, *機械と工具*, **12** (1997) 44.
- 9) 岡本純三, 中山景次, 佐藤昌夫 : *トライボロジー入門 –摩擦・摩耗・潤滑の基礎–*, 幸書房, (1990) 134.
- 10) 星野道男 : エンジンオイル, *トライボロジスト*, **41**, 5 (1996) 391.
- 11) G. Tripaldi, A. Vettor, H. Spikes : Friction behavior of ZDDP films in the mixed, boundary/EHD regime, *SAE Paper*, 962036 (1996) 73.
- 12) 加納 眞, 保田芳輝, 叶 際平 : エンジン油添加剤から形成されたトライボフィルムの摩擦特性 (第1報) –DLCと鋼の摩擦に与えるZDDPとMoDTCの影響–, *日本トライボロジー学会トライボロジー会議予稿集*, 2002-10 (2002) 9.

## 第 6 章 結 論

### 6.1 本研究の総括

セラミックス材料は、高強度・耐摩耗性などの優れた機械特性のために摺動部材としての可能性が期待されている。一方で、金属部品の表面に微小なディンプルを配置すると摺動特性が向上することが知られており、いくつかの事例が報告されている。そこで本研究では、セラミックスの表面にマイクロディンプルをパターンニングすることによって、自動車エンジンの動弁系に使用されるセラミックス部材の摩擦摺動特性を向上することを試みた。

硬質微細砥粒を高速噴射することによってマイクロディンプルを形成するアブレイシブジェット加工 (AJM) 技術に着目し、AJM によるセラミックスの加工特性を明らかにすること、およびマイクロディンプルパターンニングによるセラミックスの摩擦低減効果を実証することを目的とした。

本研究で得られた結果を総括すると以下ようになる。

- (1) セラミックスの AJM における材料除去量の理論式として、圧子圧入時に形成される圧痕あるいはクラックの考え方に基づいて 2 通りのモデル式を導き、実験データによってそれらの式の妥当性を評価した。噴射砥粒に関わるパラメータの影響度については理論式と実験式ではほぼ一致するが、工作物の物性に関わるパラメータの影響度については必ずしも理論式は当てはまらない。ただし、定性的な傾向は合っていて、低硬度の砥粒を用いた場合には工作物硬度の影響が支配的であるが、砥粒の硬度が高くなると次第に破壊じん性の影響が強くなるようになる。(第 2 章)
- (2) 加工対象をアルミナセラミックスに限定し、噴射砥粒の衝突に対する工作物表面の変化を主として SEM 観察によって分析した。アルミナの AJM では、ラテラルクラック型の破壊形態よりはむしろ微視的な粒界破壊によって材料除去が進行する。このため、材料除去率は工作物の破壊じん性とは無関係で、硬度あるいは結晶粒径に依存する。例外として、GC 砥粒を用いた場合には残留クラックのない平滑な加工面性状が得られる。このとき加工表面には微細化された結晶の薄い層が形成され、結果として材料の曲げ強度が向上する。(第 3 章)
- (3) AJM がセラミックスに対する微細加工法として応用可能であることを示すために、AJM によって表面仕上げおよびマイクロディンプルパターンニングした窒化けい素セラミック

スの強度を評価した。研削仕上げの場合には使用するダイヤモンドホイールの粒度に応じて表面粗さが変化し、粗粒ホイールになるほど著しい強度低下が生じる。このような研削による前加工面に対してAJMを行うと、ラッピング仕上げほどの小さい表面粗さが達成されなくてもラッピング仕上げ面の強度と同等の曲げ強度が得られる。また、マスクング法によるAJMによってマイクロディンプルをパターンニングした場合、ディンプルはなだらかな曲面で構成された断面形状となり、加工面に残留クラックが存在しないことに加えて応力集中を起こすようなシャープエッジが形成されないため、曲げ強度の低下は生じない。(第4章)

- (4) 自動車エンジンの動弁系をモデル化した摩擦摺動試験により、マイクロディンプルパターンニングによる摩擦低減効果を評価した。摩擦特性はディンプルのサイズによって大きく異なり、ディンプルサイズが摺動部の接触幅よりも大きいときに摩擦低減効果が発現する。ディンプルの分布密度については5~20%の範囲に最適値が存在するが、ディンプルの断面形状は摩擦特性には影響しない。適正なディンプルパターンが付与されれば、過酷な条件での長時間摩擦摺動においてもトライボ反応による極圧皮膜が形成されることはなく、ディンプルなしの平滑面と比較して20%程度の摩擦係数低減が長時間にわたって達成される。(第5章)

## 6.2 今後の展望

本論文は、マイクロディンプルパターンニングされた窒化けい素セラミックスが自動車用エンジンの動弁系摺動部材として使用されるときに優れた摩擦摺動特性を示すことをモデル試験によって明らかにした。また、ディンプルパターンニングの手法としては、強度低下の観点からレーザー加工よりもAJMの方が有利であることを示した。動弁系で使用されるシムと呼ばれる部品は直径30mm程度の小さい部品であるが、この表面全体にマイクロディンプルをパターンニングする場合、エキシマレーザーでは数時間もの加工時間を要するのに対してAJMでは数十秒で加工可能であることから、加工能率や製造コストの観点で比較してみてもAJMはレーザー加工に対して桁違いに有利な工法である。

本技術の実用化に向けては、金属製シムへのDLC(ダイヤモンド・ライク・カーボン)コーティングなどの競合技術とコストパフォーマンスを比較した上で一方が採用されたり、あるいはそうした競合技術と複合して利用することによって、より大きなシナジー効果をねらったりすることになる。そのためにも加工コスト低減やディンプルパターン最適化などの適用化技術

の開発を進めることが必要となるであろう。

さらには、エンジンの動弁系に限らず、より多くの摺動面へと本技術の適用範囲が広がっていくことが期待される。この場合、摺動部材の材質はセラミックスに限定されず、鉄系材料、アルミ材料、コーティング材料など多岐にわたるであろう。摩擦摺動条件も境界潤滑、混合潤滑、流体潤滑など様々な状況が考えられるし、摺動形態もカムやクランクの軸受部、シリンダボア／ピストンリング、シリンダボア／ピストンスカートなど、各種各様である。今後、様々な摺動部材、摺動条件、摺動形態に対応するように、体系的に研究が進められることが望まれる。

ところで、本論文ではセラミックス材料に対するAJM加工メカニズムについて理論的、実験的に考察し、多くのことを論じた。しかしながら、砥粒の衝突によってセラミックスの表面で起きている現象はきわめて複雑であり、まだ十分に現象が解明されたと言い切れるレベルに達したわけではない。研究が発展して材料除去機構がさらに明らかになれば、マイクロディンプル加工だけでなく、表面仕上げ加工などの別の応用先も見出せる可能性があることから、こうした基盤研究への取り組みも今後の重要な課題と考えられる。



## 謝 辞

ご多忙中にもかかわらず、本論文をご査読いただき、多くの有益なるご教示、ご助言を賜りました慶應義塾大学理工学部長 稲崎一郎教授、同機械工学科 清水眞佐男教授、三井公之教授、同システムデザイン工学科 青山藤詞郎教授に対し、厚くお礼申し上げます。

また、本論文は、筆者がファインセラミックス技術研究組合 シナジーセラミックス研究所への出向中に、経済産業省産業技術環境局が推進する産業技術基盤研究開発プロジェクト「シナジーセラミックスの研究開発」の一環として行った研究をまとめたものであり、この間に多くの方々にご指導、ご支援をいただきました。プロジェクトリーダーである産業技術総合研究所 シナジーマテリアル研究センター長 神崎修三氏をはじめとするシナジーセラミックスプロジェクト参加メンバーの方々に感謝いたします。

同プロジェクトにおいて、公私にわたって有意義な時間を共有させていただいた、トヨタ自動車株式会社 中村昌照氏、いすゞ中央研究所株式会社 日向秀樹氏（ファインセラミックス技術研究組合へ出向中）、産業技術総合研究所 シナジーマテリアル研究所 Mark I. Jones 氏には格別にお礼申し上げます。中村氏とは自動車メーカーからの出向組として、また同年生まれということで意気投合し、充実した研究生生活を送ることができました。日向氏にはセラミックスについて一から十まで教えていただき、実験方法の相談や実験結果の考察にあたって多くの有益なコメントをいただきました。また、Jones 氏には英語論文のチェックをはじめとして多大なご協力をいただきました。

また、シナジーセラミックスプロジェクトへの参加やドイツ・ブレーメン大学の Institut für Werkstofftechnik (IWT)への海外業務研修の機会を与えていただき、本論文の執筆においても貴重なお指導、ご助言を賜りました日産自動車株式会社 材料研究所 主任研究員 太田稔氏に感謝の意を表します。

最後に、シナジーセラミックスプロジェクトへの参加にあたって、単身赴任による経済的・精神的負担にも我慢し、陰ながら研究生生活を支援してくれた妻 裕子に感謝します。

2002年11月

和久田 学

## 論文目録

## 本論文に関する原著論文

- 1) 和久田 学, 山内幸彦, 神崎修三 : アルミナセラミックスのアブレイシブジェット加工における材料除去挙動, 砥粒加工学会誌, **45**, 5 (2001) 239.
- 2) 和久田 学, 山内幸彦, 神崎修三 : 窒化けい素セラミックスのアブレイシブジェット加工特性, 精密工学会誌, **67**, 10 (2001) 1703.
- 3) M. Wakuda, Y. Yamauchi, S. Kanzaki : Influence of micromachining on strength degradation of silicon nitride, J. Eng. Manuf., **216**, B1 (2002) 55.
- 4) M. Wakuda, Y. Yamauchi, S. Kanzaki : Effect of workpiece properties on machinability in abrasive jet machining of ceramic materials, Precis. Eng., **26**, 2 (2002) 193.
- 5) M. Wakuda, Y. Yamauchi, S. Kanzaki : Surface finishing of alumina ceramics by means of abrasive jet machining, J. Am. Ceram. Soc., **85**, 5 (2002) 1306.
- 6) M. Wakuda, Y. Yamauchi, S. Kanzaki : Material response to particle impact during abrasive jet machining of alumina ceramics, J. Mater. Process. Technol., **132**, 1-3 (2003) 177.
- 7) M. Wakuda, Y. Yamauchi, S. Kanzaki, Y. Yasuda : Effect of surface texturing on friction reduction between ceramic and steel materials under lubricated sliding contact, Wear, (投稿中) .

## 解説記事

- 1) 和久田 学 : 構造用セラミックスのアブレイシブジェット加工, セラミックス, **37**, 10 (2002) 803.

## 国内学会発表

- 1) 和久田 学, 日向秀樹 : 窒化けい素のアブレイシブジェット加工特性, 2000 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2000), 314.
- 2) 和久田 学, 日向秀樹, 山内幸彦, 神崎修三 : アブレイシブジェット加工によるセラミックスの被削性, 2001 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2001), 31.
- 3) 和久田 学, 山内幸彦, 神崎修三 : アブレイシブジェット加工されたセラミックスの表面品位, 2002 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2002), 365.
- 4) 和久田 学, 日向秀樹, 山内幸彦, 神崎修三 : アルミナセラミックスのアブレイシブジェット加工特性, 2002 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (2002), 69.

## 国際会議発表論文

- 1) M. Wakuda, S. Kanzaki : Fundamental characteristics of abrasive jet machining of alumina ceramics, *Advances in Abrasive Technology III*, (2000) 95.
- 2) M. Wakuda, Y. Yamauchi, S. Kanzaki : Influence of micro machining on strength degradation of a silicon nitride ceramic, *Initiatives of Precision Engineering at the Beginning of a Millennium, 10th International Conference on Precision Engineering*, (2001) 57.
- 3) M. Wakuda, Y. Yamauchi, S. Kanzaki : Micro abrasive jet machining of ceramics, *Abstracts of Papers from the 2nd World Tribology Congress*, (2001) 105.
- 4) M. Wakuda, Y. Yamauchi, S. Kanzaki, Y. Yasuda : Friction reduction of ceramics by patterned micro dimples, *Proceedings of the 6th International Tribology Conference*, (2002) 159.

## 特許

- 1) セラミック部品の製造方法及びその部品, 特開 2002-193693.
- 2) 摺動部材及びその製造方法, (出願手続中) .

## その他の論文

- 1) 和久田 学, 稲崎一郎: 動力監視による内面研削状態の診断, 日本機械学会論文集(C編), **57**, 541 (1991) 3107.
- 2) 和久田 学, 稲崎一郎, 小川浩二, 高原基彰: AE センサ内蔵 CBN ホイールによる研削プロセスの監視, 精密工学会誌, **59**, 2 (1993) 275.
- 3) 和久田 学, 宮原克敏, 太田 稔: 鉄鋼材料の超高速研削特性, 砥粒加工学会誌, **41**, 1 (1997) 26.
- 4) 和久田 学, 宮原克敏, 大谷利一, 太田 稔: 超高速研削用 CBN ホイールのツルーイングに関する研究(第1報) —砥石とダイヤモンドツルアの周速度の影響—, 砥粒加工学会誌, **42**, 2 (1998) 69.
- 5) 和久田 学, 太田 稔, 上田啓雄, 宮原克敏: 超高速高出力カム研削盤の開発(第1報) —チルド鋳鉄の超高速研削特性—, 精密工学会誌, **64**, 4 (1998) 593.
- 6) M. Wakuda: Hochgeschwindigkeitsschleifen mit feinkörnigen, keramisch gebundenen cBN- Schleifscheiben, Industrie Diamanten Rundschau, **34**, 2 (2000) 258.