

SG 砥石の研削機構とその応用に関する研究

2002 年 3 月

熊本大学大学院自然科学研究科

山内 勝利

目 次

第1章 緒 論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的	2
1.3 本論文の構成	3
参考文献	5
第2章 SG 砥粒の特徴	7
2.1 緒 言	7
2.2 砥粒の製造方法	8
2.2.1 従来砥粒の製造方法	8
2.2.2 SG 砥粒の製造方法	8
2.3 SG 砥粒の静的特性	13
2.3.1 比 重	13
2.3.2 ヌープ硬度	13
2.3.3 熱伝導率	14
2.3.4 砥粒形状 (かさ比重)	14
2.3.5 結晶粒径 (構成粒子径)	15
2.3.6 靱性値	15
2.4 単粒圧壊実験	18
2.4.1 実験装置および実験方法	18
2.4.2 実験結果	19
2.4.3 CCD カメラによる圧壊過程の観察	22
2.5 単粒摩耗実験	24
2.5.1 実験装置および実験方法	24
2.5.2 実験結果	26
2.6 結 言	27
参考文献	28
第3章 SG 砥石のドレッシング機構	29
3.1 緒 言	29
3.2 ドレッシング機構	29
3.2.1 砥石表面とドレッサの干渉領域	29
3.2.2 一個の砥粒とドレッサの干渉	32
3.2.3 砥石の破壊, 砥粒の破壊	33

3.3 SG 砥石のドレッシング性能	35
3.3.1 実験装置および実験方法	35
3.3.2 ドレッシング抵抗に及ぼすドレッシング条件の影響	35
3.3.3 ドレッシング後の砥石作業面状態	37
3.3.4 ドレッサ摩耗に及ぼす砥粒種類の影響	39
3.3.5 研削抵抗に及ぼすドレッシング条件の影響	41
3.4 研削液中の砥粒回収実験	43
3.4.1 実験装置および実験方法	43
3.4.2 砥石結合度の影響	43
3.4.3 ドレッシング送りの影響	47
3.4.4 ドレッシング切り込みの影響	47
3.4.5 研削初期の破碎・脱落砥粒	52
3.5 結 言	55
参考文献	56
 第 4 章 SG 砥石の研削機構	 57
4.1 緒 言	57
4.2 画像解析による砥石三次元構造の解明	58
4.2.1 ラッピング加工による砥石の任意断面観察	58
4.2.2 砥粒の結合状況	60
4.3 砥粒切れ刃の自生作用と SG 砥粒の機構モデル	62
4.4 SG 砥石の研削性能	65
4.4.1 実験装置および実験方法	65
4.4.2 実験結果	66
4.5 研削性能に及ぼす砥石組成の影響	72
4.5.1 研削性能に及ぼす砥石粒度の影響	72
4.5.2 研削性能に及ぼす砥石結合度の影響	74
4.5.3 研削性能に及ぼす砥石組織の影響	76
4.5.4 研削性能に及ぼす SG 砥粒コンセントレーションの影響	76
4.5.5 研削性能に及ぼす砥粒形状の影響	79
4.6 研削性能に及ぼす研削条件の影響	82
4.6.1 研削性能に及ぼす砥石周速度の影響	82
4.6.2 研削性能に及ぼす被削材速度の影響	84
4.6.3 研削性能に及ぼす研削能率の影響	86
4.6.4 研削性能に及ぼす被削材種類の影響	86
4.6.5 研削性能に及ぼす研削液種類の影響	90
4.7 シリコンウェハ研削への SG 砥粒の適用	94

4.7.1	SG 砥石によるシリコンウェハのインフィード研削	95
4.7.2	SG 砥石によるシリコンウェハの定圧研削	98
4.7.3	混合砥石によるシリコンウェハの定圧研削	101
4.8	結 言	105
	参考文献	107
第 5 章 SG 砥石の冷風研削性能と加工精度		108
5.1	緒 言	108
5.2	冷風研削性能	108
5.2.1	冷風研削実験の装置と条件	108
5.2.2	WA 砥石による冷風研削性能	109
5.2.3	SG 砥石による冷風研削性能	112
5.2.4	SG 砥石による冷風研削の考察	114
5.3	冷風研削の加工精度	117
5.3.1	実験方法および条件	117
5.3.2	加工精度に及ぼす研削能率の影響	117
5.3.3	加工精度に及ぼすスパークアウトの影響	119
5.3.4	加工精度に及ぼす研削サイクルの影響	119
5.4	加工精度に及ぼす 2 系統冷却ノズルの影響	123
5.4.1	砥石表面冷却ノズルと被削材冷却ノズル	123
5.4.2	湿式研削との比較	126
5.4.3	2 系統冷却ノズル方式による効果の検討	129
5.5	加工精度に及ぼす銅粉添加砥石の効果	138
5.5.1	熱伝導の解析	138
5.5.2	銅粉添加砥石	139
5.5.3	銅粉添加砥石の加工精度と研削性能	140
5.5.4	銅粉添加砥石による冷風研削の考察	145
5.5.5	銅粉添加砥石の乾式研削への応用	146
5.6	結 言	150
	参考文献	151
第 6 章 結 論		152
謝 辞		

第1章 緒 論

1.1 研究の背景

研削加工の各分野で作業の高能率化、加工品の高精度化、高品質化の要求がますます強まっている。工具である研削砥石の研究や開発もこれらの要求を達成すべく様々な角度からの検討が行われている。特に、砥粒は研削性能を大きく左右するもっとも重要な要素であり、研究開発の重要な対象となっている。

人造砥粒の発明¹⁾を紐解いてみると、1891年アメリカで E. G. Acheson が人造ダイヤモンドの試作研究から偶然炭化ケイ素 (SiC) の製法を発見し、これをカーボランダムと命名したのが、人造砥粒の始まりである。次いで、1897年同じくアメリカで C. B. Jacobs がボーキサイトから人造アランダム²⁾の製法を開発した。ちょうどその頃は大量の電気エネルギー利用初期で、1892年にはフランスの H. Moisson が電気炉を発明し、また 1895年にはナイアガラの水力発電が開始された。ここに至って電気炉工業が台頭し、安価で大量の電気エネルギーを必要とする人造砥粒の製造は、カーボランダム社とノートン社において工業化され、人造砥粒の双壁として炭化ケイ素 (カーボランダム) と結晶酸化アルミニウム (アランダム)、すなわち C 系砥粒と A 系砥粒の二つの系統を確立した。世界各国の趨勢はアメリカのノートン社とカーボランダム社に追従しつつ発達し、逐次性質を異にする新種砥粒が出現した。

現代の人造砥粒は従来の A 系と C 系砥粒に化学組成変化を与え、その物理的性質を調整し、各々の研削性能に特徴を持つ幾多の種類が生まれたばかりでなく、新成分の炭化物、酸化物、窒化物あるいはホウ化物の新種砥粒も現れた。なかでも、CBN 砥粒は鋼研削用砥粒として非常に優れた性能を示す²⁾が、一般砥粒と比べ砥粒自体のコストが高く、剛性の高い研削盤等の新たな設備投資を必要とするためイニシャルコストが高くなる。また、ツルーイングやドレッシングが困難であり、その使用上のノウハウの蓄積が問題となり、誰もが簡単に使えるというわけではない。さらに、CBN ホイール³⁾の場合は一般砥石と比較し、仕上げ面粗さが粗いという問題があり、仕上げ面粗さを改善する目的で粒度の高いホイールを使用すると、ホイール摩耗が生じやすくなってしまふ。そのため、いかに粗粒のホイールを用いて仕上げ面粗さを改善するかといった技術的なノウハウも必要となっている³⁾。一方、一般砥粒については数多くの種類が開発されたとは言え、CBN 砥粒に比べ砥石損耗

が著しく大きく、加工物の寸法精度を維持するためツルーイングやドレッシングを頻繁に行わなければならない。そのため、これらの作業に多くの時間を費やすとともに、研削砥石の大半がこれらの作業によって消耗され、高い頻度で砥石交換を行う必要がある⁴⁾。また、砥粒切れ刃に摩滅摩耗が生じ、研削焼けや研削割れなどの熱損傷が発生しやすいという問題もある。以上のことから、砥石コストが安価で現有の設備で使用でき、しかも一般砥粒に比べ格段に優れた研削性能を有する砥粒が待ち望まれていた。

このような状況の中で、10数年前にアメリカのノートン社において従来の熔融プロセスを経る方法ではなく、独特のセラミックス技術により合成されるSG砥粒⁵⁾が開発された。この砥粒のもっとも大きな特徴は、結晶粒径がサブミクロンの0.2 μ mと非常に小さく、微細結晶構造を有する点である。他の特徴として、ヌープ硬度や靱性などの砥粒強度がA系砥粒の中でもっとも高いことが挙げられる。これまでの一般砥粒の発明では、その研削性能は従来砥粒に比べて数割程度の向上に留まっていたが、数倍以上を示すSG砥粒はCBN砥粒以来の画期的な発明とすることができる。

1.2 研究の目的

今日、SG砥石は自動車、ベアリング、機械、工具、圧延用ロールなどの産業における鉄鋼部品の研削加工分野で従来のA系各種砥粒に対し、非常に優れた研削性能を発揮している。SG砥石を使用して特に実績を上げている部品とその要因は

- ① 自動車産業－クランクシャフト、カムシャフト、ピストンリング、等速ボールジョイント、コンロッド（研削能率の向上、ドレッシングインターバルの延長、ドレッシング量の削減、形状ダレの減少、難削材化）
- ② ベアリング産業－内輪の軌道面と内面、外輪の軌道面と外面（ドレッシングスキップの延長、ドレッシング量の削減、難削材化）
- ③ 機械産業－ギヤ（ドレッシングインターバルの延長）
- ④ 工具産業－ドリル、エンドミル（ドレッシングインターバルの延長）
- ⑤ 圧延用ロール産業－熱間圧延ロール、冷間圧延ロール（研削能率の向上、ドレッシングインターバルの延長、表面性状の改善）

などである。このように、SG砥石を使用する工業的価値は主にドレッシングインターバルの延長による工具寿命の向上にその経済性を見ることができる。以下、上述した項目について自動車部品を例にして少し詳細な説明を行う。

自動車部品で研削加工の対象となるものには、エンジン部品、ミッション部品、足まわり部品などがある。いずれも高精度、高寿命、高性能が要求されるため、研削加工による精密仕上げが必要である。これと同時に、自動車部品は一般に低コストおよび大量生産が必要であり、これらを達成するために加工時間の短縮、加工手段の全自動化、省人化、機械稼働率の向上、加工機械のメンテナンスフリー化など多岐にわたる問題を解決しなければならない。このような背景のもとで種々の自動車部品を能率良く研削するためには、研削盤、砥石、ドレッサ装置などの性能、コスト、信頼性を高度に向上させなければならない。たとえば、カムシャフトとともにエンジン性能を左右する重要な部品の一つであるクランクシャフトには、ピン部とジャーナル部に研削加工を行う必要がある。センタージャーナル部の加工ではショルダー部の研削が含まれ、この場合の研削性能を決定する要因として砥石コーナーR部の形状ダレがある。従来砥石ではショルダー部の切り込み速度を増加させたり、ドレスイントーバルを延ばしたりすると、砥石コーナーR部の形状ダレや研削焼けが発生し製品品質を満足することができなかった。この作業にSG砥石を用いることにより、ドレスイントーバルの延長による機械稼働率の向上や生産コストの低減が可能となり、またSG砥石の特徴である切れ味の良さから、研削仕上げ面に研削焼けや研削割れなどの熱損傷を起こさないため高能率研削が可能となった。

以上のように、SG砥石は鉄鋼部品の幅広い分野で使用されているにもかかわらず、これまでSG砥石に関する系統だった研究は行われておらず、優れた研削性能を生み出す本質的な技術の解明がなされていない。そのため、新たな使用技術や用途の開発が立ち遅れ、一般砥石を駆逐するような広い普及までには至っていないのが現状である。

本研究では系統だったドレッシング実験や研削実験を行うことにより、SG砥石の研削機構および被削材除去機構を明らかにし、これまでの砥粒にはない画期的な砥粒構造が大きく寄与していることを見出した。得られた結果をもとにSG砥石の研削機構モデルを提案し、モデルの検証を行った。これらのSG砥石の優れた特徴は冷風研削およびエレクトロニクス分野における精密研削加工に適用できると判断し、成果を得たものである。

1.3 本論文の構成

本論文の構成は以下のとおりである。

第2章ではSG砥粒の製造方法について示した後、SG砥粒の静的特性について述べる。また、砥石のドレッシング性能や研削性能に大きな影響因子となる砥粒の圧壊強度^{6), 7)}や

摩耗特性についても示す。

第3章ではSG砥石のドレッシング機構を解明するため、主に砥石結合度やドレッシング条件の影響について詳細に調べた。ここではドレッシングによって砥石や砥粒がどのような規模で破碎・脱落したかを明確にするため、これまでほとんど注目されていない研削液中に含まれる破碎・脱落砥粒を回収し、それらの粒度分布を調べることで定量的な検討を行った^{8), 9)}。また、ドレッシング抵抗の測定ならびに研削現象や研削機構を考える上で重要な要因であるドレッシング後の砥石作業面観察等の従来法による評価も合わせて行った¹⁰⁾。

第4章ではSG砥石の研削機構^{11), 12)}を明らかにするため、まず画像解析によるSG砥石の三次元構造の解明を試み¹³⁾、そこから得られた結果をもとにSG砥石の研削機構を考える上で重要な位置を占めるSG砥粒の損耗形態モデルを提案した。研削実験においては、この損耗形態モデルの正否を検証するため、砥石組成の粒度、結合度および組織等の砥石組成が研削性能に及ぼす影響を調べた。また、砥石周速度、被削材周速度および研削能率等の影響についても詳細に検討した。さらに、可能性試験としてシリコンウェハの精密研削にSG砥石を適用した場合についても示す。

第5章では今日、環境にやさしい加工技術として注目されている冷風研削^{14), 15)}にはSG砥石がきわめて有効であることを洞察し、適用した結果について示す。冷風研削では研削能率が加工精度に及ぼす影響は湿式研削に比べ大きく、特に研削能率が高い場合に発生する熱量に対して冷却能力に限界があるため、寸法精度等の加工精度面で問題が生じる。この問題解決に際し、まず最適な研削サイクルの検討を行った^{16), 17)}。次いで、被削材の温度上昇を抑えるための方策として、砥石に流入した熱をすばやく取り除き、熱の蓄積を抑制する目的で通常の研削点冷却ノズルとは別に砥石表面冷却ノズルを追加した2系統冷却ノズル方式を考案し、それを用いた場合の加工精度について検討した¹⁸⁾。このとき、有限要素法を用いて2系統冷却ノズル方式による効果の検討も合わせて行った。さらに、被削材の温度上昇を抑えるための積極的な方策として、発生した熱を砥石側に逃がすことを意図してSG砥石組成中に銅粉を添加した砥石を製作し、これを実験的に調べるとともに熱画像解析等によりその効果を検証した^{19), 20)}。

第6章では結論を示す。本研究はSG砥石を用いた研削加工分野における使用技術の構築とともに、環境問題に配慮した冷風研削の加工技術を前進させた。

以上の項目による解析、実験および測定を行い、SG砥石の研削機構の解明に関する事

項に対し本論文では論じる。

参考文献

- 1) 木下直治, 高沢孝哉: 表面研磨・仕上技術集成, 日経技術図書, (1984)15.
- 2) 横川和彦, 横川宗彦: CBN ホイール研削加工技術, 工業調査会, (1988)33.
- 3) 海野邦昭: CBN・ダイヤモンドの使い方, 工業調査会, (1991)18.
- 4) 海野邦昭: CBN・ダイヤモンドの使い方, 工業調査会, (1991)11.
- 5) 野村 博, 五反田健二, 茶山達志: 新しいセラミックと粒 (SG) の研削特性, 砥粒加工学会誌, 33, 3(1989)19.
- 6) 山内勝利, 上田 昇: 砥石作業面の評価, 1993 年度精密工学会北九州地方講演会前刷, (1993)23.
- 7) 山内勝利, 上田 昇: SG 砥石のドレッシング機構に関する研究, 日本機学会論文集, 62, 597(1996)389.
- 8) 山内勝利, 上田 昇, 金澤康次: ドレッシング作業評価, 1992 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1992)843.
- 9) 山内勝利, 上田 昇: SG 砥石のドレッシング機構に関する研究, 日本機学会論文集, 62, 597(1996)389.
- 10) 五反田健二, 山内勝利, 渡辺利行, 管波剛司: セラミックス砥粒 SG のドレッシング特性, 1992 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (1992)343.
- 11) 茶山達志, 山内勝利: セラミックス砥粒 SG の研削特性, 砥粒加工学会誌, 36, 4(1992)217.
- 12) 山内勝利, 上田 昇, 青柳宗伯: 切りくずならびに破碎・脱落砥粒観察による研削機構の解明, 1992 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (1992)745.
- 13) 上田 昇, 山内勝利: 画像解析による砥石三次元構造の解明, 1994 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (1994)345.
- 14) 茶山達志, 三村清行, 山内勝利, 小迫信明, 斉藤 修: 冷風研削と湿式研削及び乾式研削の研削特性比較, 1998 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (1998)80.
- 15) 山内勝利, 三村清行, 茶山達志, 柏原 司, 管波剛司: 冷風研削における研削精度及

び研削特性、1998 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集、(1998)82.

- 16) 山内勝利, 茶山達志, 峠 睦, 渡邊純二: SG 砥石を用いた冷風研削に関する研究, 砥粒加工学会誌, 44, 8(2000)371.
- 17) K.YAMAUCHI, M.TOUGE and J.WATANABE: STUDY ON COOLING AIR GRINDING WITH SG WHEEL. Advances in Abrasive Technology III, (2000)271.
- 18) 山内勝利, 傘 裕倫, 峠 睦, 渡邊純二: SG 砥石を用いた冷風研削に関する研究—第 2 報:加工精度に及ぼす 2 系統冷却ノズルの影響—, 砥粒加工学会誌, 45, 12(2001)586.
- 19) 山内勝利, 峠 睦, 渡邊純二: SG 砥石を用いた冷風研削に関する研究—第 3 報:加工精度に及ぼす銅粉添加砥石の影響—, 砥粒加工学会誌投稿中, (2001)
- 20) 山内勝利, 峠 睦, 渡邊純二: SG 砥石を用いた冷風研削に関する研究, 日本機械学会熊本地方講演会講演論文集, (2001)5.

第2章 SG 砥粒の特徴

2.1 緒 言

砥粒は切れ刃として被削材に食い込み、切りくずを生成して被削材の微小部分を除去し、それらを排出させる働きをするものであり、砥石の研削性能を支配するきわめて重要な役割を有している。現在、大きく分類すると砥粒には次の4種類が用いられている。

- (1) 酸化アルミナ砥粒 (A 系砥粒)
- (2) 炭化ケイ素砥粒 (C 系砥粒)
- (3) ダイヤモンド砥粒
- (4) 立方晶窒化ホウ素砥粒 (CBN 砥粒)

酸化アルミナ砥粒(A系砥粒)は4種類の中ではもっとも硬さが低い(ヌープ硬さ約2050)が、鋼研削においては化学的に不活性であることや炭化ケイ素砥粒に比べ靱性が高いこと、かつその種類が多いことなどによりもっとも広く使用されている。炭化ケイ素砥粒(C系砥粒)はA系砥粒に比べて硬さが高い(ヌープ硬さ2500)が、靱性が低いのが特徴である。ダイヤモンド砥粒は存在する諸物質中最高の硬さ(ヌープ硬さ7000以上)を有しており、あらゆる材料に対して食い込むことのできる高い能力を持っている。主として、超硬合金や硬脆材料の研削に適しており、石材、ガラス、フェライト、シリコン、セラミックス等の研削、研磨にきわめて高い性能を発揮している。しかし、ダイヤモンド砥粒は化学成分が炭素であることから、高温の条件下では酸化されやすく熱に弱い欠点があり、研削時の発生熱の高い鋼研削には適していない。立方晶窒化ホウ素(CBN)砥粒はダイヤモンド砥粒に次ぐ硬さ(ヌープ硬さ4700~5200)を有し、被削材への食い込み能力や切れ刃寿命はダイヤモンドに次いで優れている。CBN砥粒の最大の特徴として、鋼に対して化学的に不活性であることや熱に対する安定性が高いことから、ダイヤモンドの弱点である鋼の研削に対して優れた能力を挙げることができる。

本研究で用いたニューセラミックス砥粒と呼ばれるSG砥粒は、独特のセラミックス技術により合成された微細結晶構造を有するA系砥粒であり、硬さと靱性はA系砥粒の中ではもっとも高い値を有している。

本章では、このSG砥粒に関する特徴について詳しく述べる。

2.2 砥粒の製造方法

2.2.1 従来砥粒の製造方法¹⁾

A 系砥粒の中の WA（白色アルミナ質研削材）はボーキサイトを湿式精製し、アルミナ分を抽出して得られるバイヤー法アルミナを原料としたアルミナ分の高い白色の微粉である。電力を使用して溶融させた後凝固させるのは、バイヤー法アルミナの結晶粒径がミクロン単位であり、砥粒としては細かすぎるからである。電気炉で造られる砥粒は数トン単位であるため、いくつかの粉砕機を用いて粗粒度砥粒から細粒度砥粒まで粉砕する。このとき、粉砕機の鉄分が得られた砥粒中に混入するため、選磁気を用いて除去している。その後、数枚のふるいを組み合わせた機種を使用し、一度に数粒度を採る。WA 砥粒における製造工程の概略を図 2.1、従来砥粒の製造方法²⁾を表 2.1 に示す。

2.2.2 SG 砥粒の製造方法³⁾

SG 砥粒は化学的プロセスによって製造される砥粒であり、上記の溶融プロセスを経る方法とは全く異なった製法で製造される。その製造工程の概略を図 2.2 に示す。ゾル (Sol) とはコロイド状あるいは高分子状溶液など流動性のある物質のことを指し、ゲル (Gel) とは“膠(こう)化体”や“ゲル”と呼ばれるものでゾルがゼリー状に固化したものである。SG 砥粒を造るには、最初にボーキサイトの主成分として知られるアルミナ水和物に種々の化学物質を添加して攪拌した後、硬化、乾燥、粉砕および焼成の工程を経ることによって生成される。すなわち、

- (1) アルミナ水和物 ($\text{AlO}(\text{OH})$) にサブミクロンの α アルミナと硝酸水溶液をゾルが生成されるまで混ぜる。
- (2) これをよく攪拌しながら、核形成物質 (Fe_2O_3 または Al_2O_3) と結晶成長抑制剤 (TiO_2 , MgO , ZrO_2 など) を混入する。
- (3) ゼリー状媒体 (HNO_3 , $\text{Mg}(\text{NO}_3)_2$) を注ぎ、ゲル状 (ゼリー状) に硬化するまで水分を蒸発させる。
- (4) 得られたゲルを圧延や押し出し加工によって緻密で硬い個体にする。
- (5) ヒーターで乾燥する。
- (6) 粉砕して細粒状にする。
- (7) 焼成する。

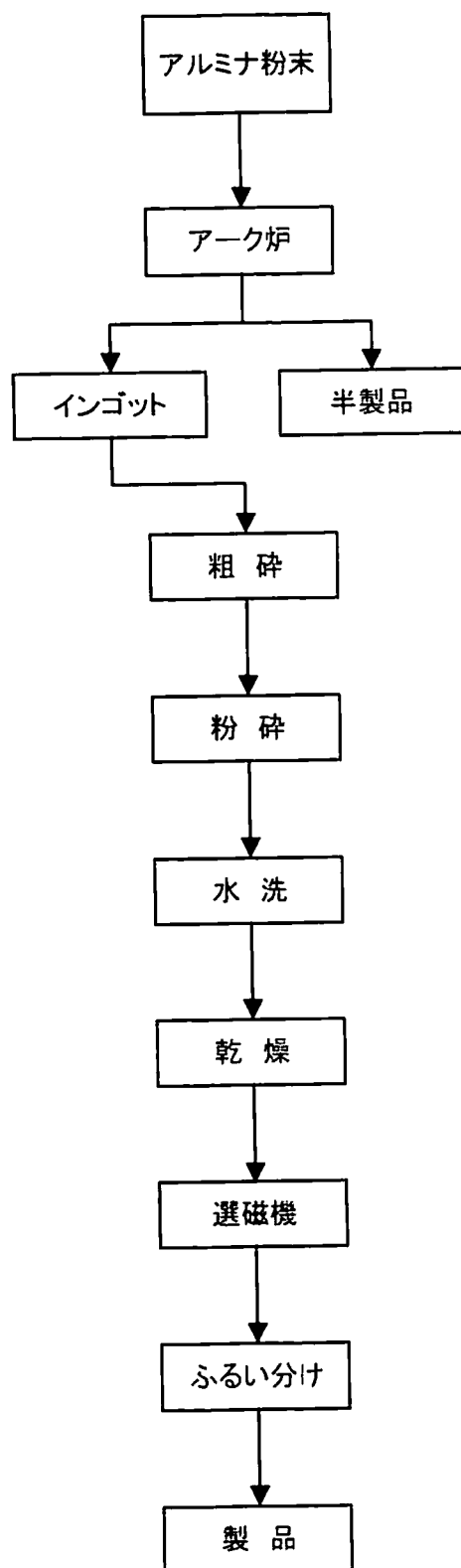


図 2.1 WA 砥粒の製造方法

表 2.1 人造研削材の区分、種類、記号および製法と性状

区分	種類	記号	製法と性状
アルミナ質研削材	褐色アルミナ研削材	A	主としてボーキサイトからなるアルミナ質原料を電気炉で熔融還元し、凝固させ、主成分がアルミナからなり、適量の酸化チタニウムを含む塊を粉碎整粒したもの。主として酸化チタニウムを固溶したコランダム結晶からなり、全体として褐色をおびている。
	白色アルミナ研削材	WA	バイヤー法で精製されたアルミナを電気炉で熔融し、凝固させた塊を粉碎整粒したもの。コランダム結晶からなり、全体として白色をおびている。
	淡紅色アルミナ研削材	PA	バイヤー法で精製されたアルミナに適量の酸化クロム、必要によって酸化チタニウムからなる原料を加え、電気炉で熔融し、凝固させた塊を粉碎整粒したもの。添加成分を固溶したコランダム結晶からなり、全体として淡紅色をおびている。
	解砕型アルミナ研削材	HA	ボーキサイト又はバイヤー法で精製されたアルミナからなるアルミナ質原料を電気炉で熔融し、凝固させた塊を解砕して整粒したもの。コランダムの主として単一の結晶からなる。
	人造エメリー研削材	AE	主としてボーキサイトからなるアルミナ質原料を電気炉で熔融還元し、凝固させた塊を粉碎整粒したもの。主としてコランダム結晶とムライト結晶からなり、全体として灰黒色をおびている。
	アルミナジルコニア研削材	AZ	主としてバイヤー法で精製されたアルミナにジルコニア質原料を加え、電気炉で熔融し、凝固させた塊を粉碎整粒したもの。主としてコランダム結晶とアルミナジルコニアの共晶部分からなり、全体としてねずみ色をおびている。
炭化ケイ素質研削材	黒色炭化ケイ素質研削材	C	主としてケイ石、ケイ砂から成る酸化ケイ素質原料とコークスを電気抵抗炉で反応生成させた塊を粉碎整粒したもの。α型炭化ケイ素結晶から成り、全体として黒色を帯びている。
	緑色炭化ケイ素質研削材	GC	主としてケイ石、ケイ砂から成る酸化ケイ素質原料とコークスを電気抵抗炉で反応生成させた塊を粉碎整粒したもの。α型炭化ケイ素結晶から成り、C より高純度で全体として緑色を帯びている。

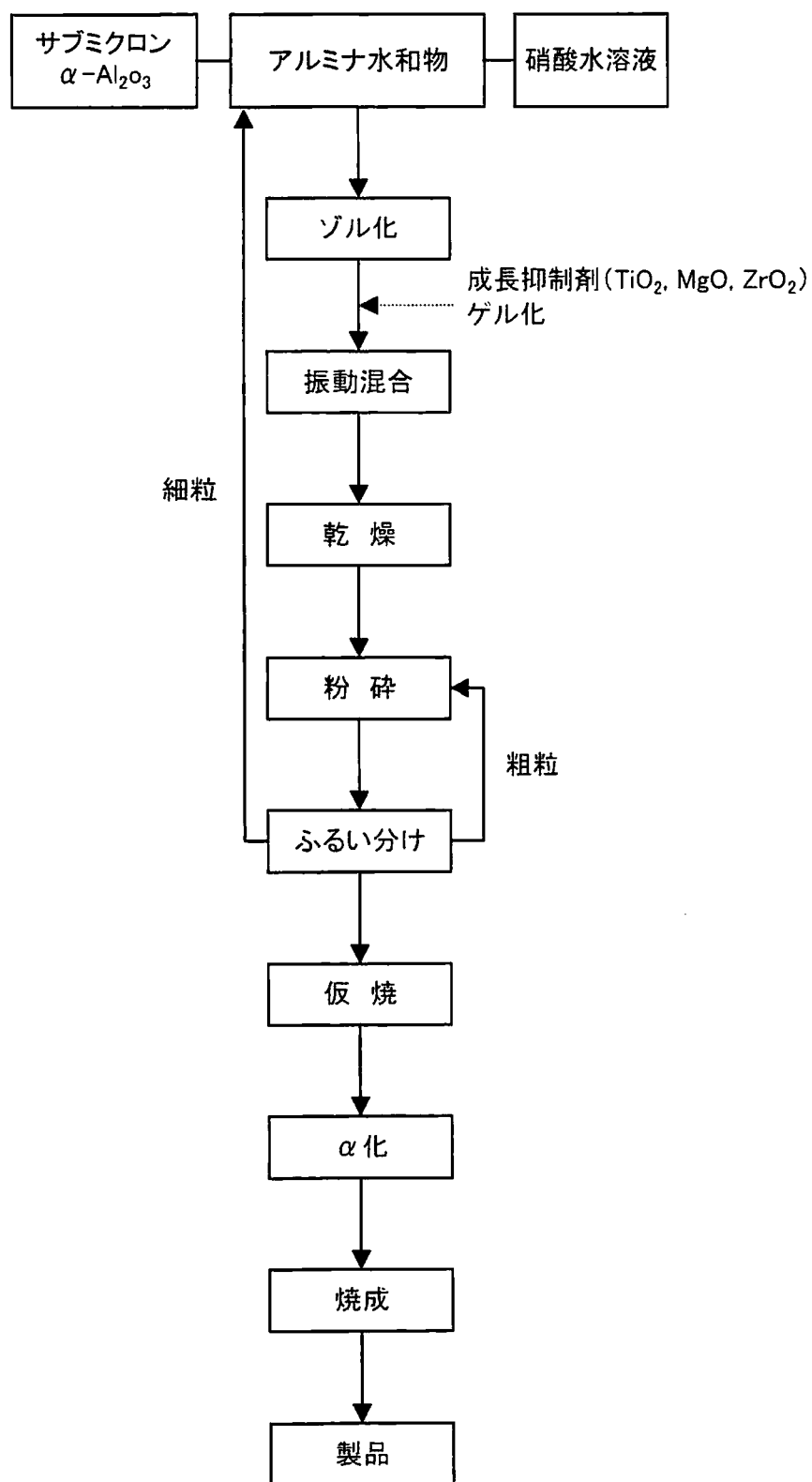


図 2.2 SG 砥粒の製造方法

以上のように、SG 砥粒は化学的製法で製造されるため不純物がほとんど混入せず、ゾル・ゲル状態で砥粒原料の結晶をコントロールし、均一な状態で粒子を作り出している。この製造方法はシーデッド・ゲル (Seeded Gel) 法と呼ばれ、この頭文字をとって SG と名付けられている。

2.3 SG 砥粒の静的特性

表 2.2 に各種 A 系砥粒の研削性能を考えるために必要な静的特性値を示す。

表 2.2 各種 A 系砥粒の静的特性値

		SG	A	WA	PA	HA
Density	g/cm ³	3.87	3.97	3.97	3.98	3.97
Knoop hardness	kg/mm ²	2150	2050	2070	2060	2060
Thermal conductivity	W/m°C	15	—	27	—	29
Bulk density	g/cm ³	1.85	1.89	1.80	1.81	1.80
Crystal size	μm	0.2	—	>50	>50	>50
Toughness	%	77.0	57.3	57.6	58.0	67.6

2.3.1 比 重

比重は純粋な結晶の値であり、実際の砥粒では化学成分の影響のため幾分変化する。砥粒に比重の低い異相不純物が混入していれば平均の比重は低く測定され、また結晶格子に異原子が固溶すればその影響を受ける。前述のように SG 砥粒は化学的製法により不純物はほとんど混入しないが、微細結晶構造であるため、他の砥粒に比べ比重が 2.5%程度低くなっている。表 2.3 に A 系砥粒の化学成分表を示す。

表 2.3 A 系砥粒の化学成分 (wt%)

記号 \ 化学成分	Al ₂ O ₃	TiO ₂	Fe ₂ O ₃	SiO ₂	Na ₂ O	Cr ₂ O ₃
SG	99.7	0.15	0.05	0.05	0.01	—
A	97.0	2.35	0.09	0.50	—	—
WA	99.7	—	—	0.03	0.20	—
PA	99.1	0.20	0.30	0.18	0.10	0.10
HA	99.6	0.20	0.10	0.04	—	—

2.3.2 ヌープ硬度

ヌープ硬度の測定値は、硬度計のダイヤモンド圧子の付加荷重を変えると得られる結果

が変化する。表は 100g 荷重の値を示している。ヌーブ硬度の大小は圧子の圧力下での材料の塑性流動の難易度を示し、値が大きい砥粒ほど研削能力が高いと考えられる。SG 砥粒は A 系砥粒の中ではもっともヌーブ硬度が大きくなっている。

2.3.3 熱伝導率

砥粒の熱伝導はほとんどの場合が格子振動の伝播で行われるため、原子間の結合が強く硬い結晶ほど熱伝導率は高くなる。また、結晶が不純であると不純物原子のところで格子振動伝播の散乱が起こる。SG 砥粒のような微細結晶砥粒では結晶粒界の影響が強く、熱伝導率は低くなる。砥粒の熱伝導率が高ければ、研削点の温度上昇は抑制されと考えられ、脆性破壊に起因する砥粒の損耗は熱伝導率が高いほど少ないと考えられている⁴⁾。

2.3.4 砥粒形状（かさ比重）

砥粒では 3 軸比、投影形の長径短径（アスペクト）比で形状を表現することもあるが、その平均値を求めることは非常に困難である。そこで、一般的には針状、扁平、丸い、シャープ、レギュラー、ブロッキーなどと定性的に呼び、砥粒形状が球に近いかわきの尺度として、かさ比重の測定値を使用する。SG 砥粒のかさ比重は他の砥粒と比べ顕著な差は見られない。A 系砥粒（#60）のマイクロスコープ写真を図 2.3 に示す。

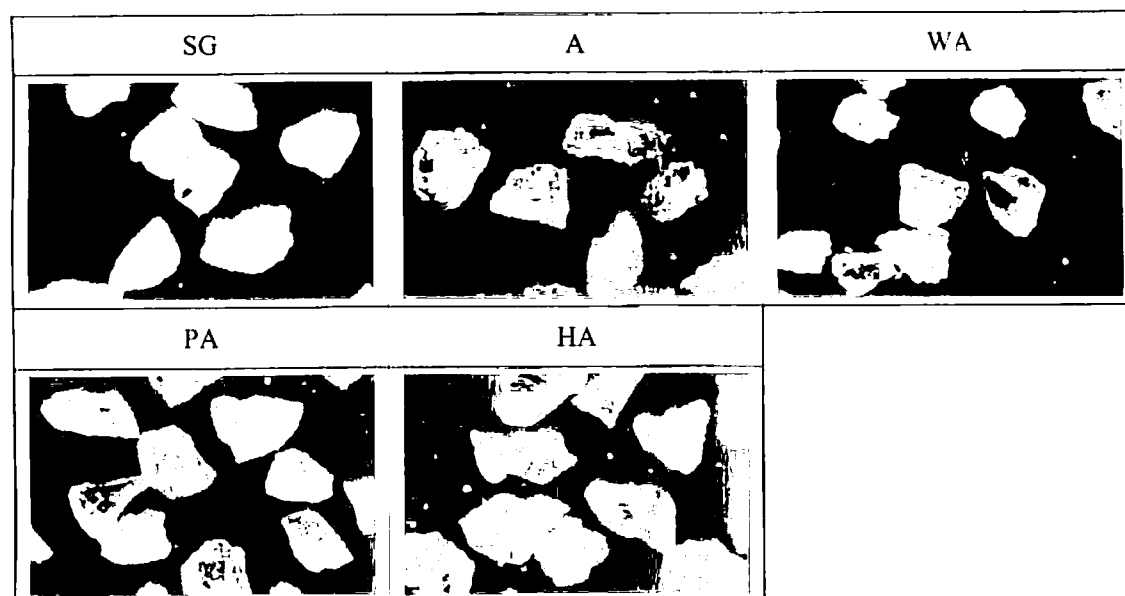


図 2.3 各種砥粒のマイクロスコープ写真

2.3.5 結晶粒径（構成粒子径）

一般的に微粉原料を成型焼結して得られるセラミックスは結晶径が小さいほど強靱である。これは亀裂の伝播が粒界で妨げられるためと説明されている。このため、砥粒においても結晶粒径の微細化が行われている。たとえば、A 砥粒の急冷凝固による強靱化がそれに相当する。不純物を比較的多く含む A 砥粒は結晶核が多く、ゆっくりと凝固させても WA 砥粒より細かい結晶に凝固するが、急冷凝固させることによりさらに微晶化させることができる。急冷条件を変えて結晶径を調節することも可能である。微晶化による強靱化の手段として、他に焼結砥粒がある。これは急冷凝固した A 砥粒の結晶径が 10 ミクロンオーダーであるのに対し、この焼結体では容易にミクロンオーダーのものが得られる。また、焼結砥粒はボーキサイトまたはアルミナの原料微粉を混練した後に成型焼結するため、所定粒度の形状に成型して焼成することもできる。焼結砥粒は急冷凝固砥粒と比べて硬度は低くなるが、靱性は高い。

WA、PA、HA 砥粒は破碎前の素材の結晶径が大きく、各砥粒のほとんどが単結晶となっており、粒内に結晶粒界が残ることは少ない。これに対し、SG 砥粒の結晶粒径はサブミクロンである 0.2 μm 程度と小さく、砥粒一個が数十億個の微粒子から構成されており（図 2.4）、前述の急冷凝固砥粒や焼結砥粒に比べ硬度や靱性はさらに高くなっている。また、この微細結晶構造により、従来砥粒、たとえば WA 砥粒の研削中の摩耗はその先端に平坦部の形成を伴う摩滅摩耗が生じやすい。一方、SG 砥粒の場合には砥粒先端の超微粒子の脱落に伴ってそのすぐ内側のサブミクロン粒子が次々に出現し、WA 砥粒のような平坦部が形成されにくく、切れ味は持続する。さらに、砥粒表面積の増大によりボンドの砥粒保持力が向上し、砥粒そのものの強靱化の効果と相まって、一つの砥粒切れ刃に作用し得る研削力の増大、研削能率の向上、砥石寿命の向上を可能にしている。

2.3.6 靱性値⁵⁾

靱性の測定は粒度#60 の砥粒を用い、ボールミル法（JIS:R6128）に準じて行った。表 2.4 に試験条件を示す。表 2.2 の測定結果から、SG 砥粒の靱性がもっとも高く、WA 砥粒と比較すると約 1.3 倍の高い値を示している。

図 2.5 は SG 砥粒と WA 砥粒について、ボールミル総回転数を 1500、4500、9000 回転と変化させた場合の靱性値について比較したものである。SG 砥粒の靱性値はいずれの総回転数においても WA 砥粒に比べて高く、総回転数の増大とともに両者の差は拡大している。

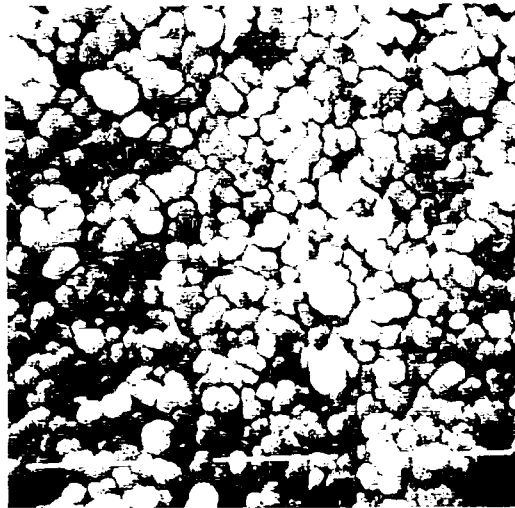


図 2.4 SG 砥粒の結晶粒子

1 μm

表 2.4 試験条件

粒度	#60
標準試料の種類	C
測定回数	2 回
試料調整	3 段目ふるいで整粒
試験試料の質量	100g
ミル・サイズ	φ 140×150 mm (2.3 l)
ミルの材質	普通鋼
スチールボール材質	玉軸受用鋼球
スチールボールサイズ	φ 20 mm (32.6g)
スチールボール量	1000±20g
ミル回転速度	108 min ⁻¹
総回転数	1500 rev

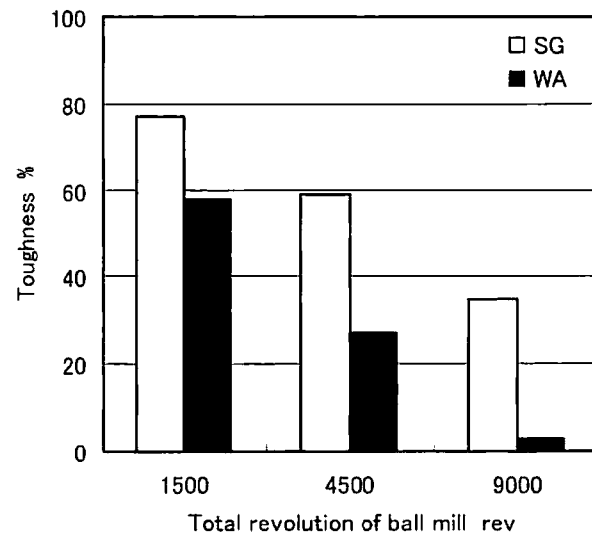


図 2.5 ボールミル総回転数が靱性値に及ぼす影響

たとえば、9000 回転における靱性値は WA 砥粒が 3%であり、SG 砥粒は 35%と WA 砥粒の約 12 倍高い値を示している。このことは、ドレッシングや研削時の負荷に起因する大破碎（砥粒一個内）発生の頻度は SG 砥粒の方が低く、それだけ切れ刃として長く有効に作用し得ることを明確に示している。

2.4 単粒圧壊実験^{6), 7)}

被削材の微小除去作用にもっとも直接的に関係する砥粒の重要な性質は機械的性質であり、それは一般に引張強さ、弾性率、伸び、降伏点、衝撃強さ、疲労強さ、硬度などに分類されて考えられている。しかし、砥粒は不特定の粒子形状のため、これらの機械的性質の測定は事実上困難であり、資料も十分でない。また、それらが研削性能にどのように関連しているのかは十分に明らかにされていない。そのため、一般的には砥粒の破碎特性が測定され論じられている。破碎特性は上記の諸特性のように確定された概念ではないが、砥粒自体の特性と研削性能を結びつけて考えるのに有効な手段である。砥石を用いて各種材料を研削すると、砥粒切れ刃の摩滅的摩耗、小破碎および大破碎などの損耗形態が観察される。通常の研削過程ではこれらが混在しており、切れ刃の小破碎や大破碎が発生する頻度が高い場合には、自生作用が活発となり砥石の切れ味は良いが、砥石損耗量が多くなり、被削材の形状や寸法精度に影響することは周知のとおりである。本節では砥石のドレッシング性能や研削性能に大きな影響因子となる砥粒の破碎強度を調べるため、単粒による圧壊実験を行った。実験砥粒はSG砥粒および一般的にもっとも広く使用されているWA砥粒を用いた。

2.4.1 実験装置および実験方法

本実験では粒度#46（平均砥粒径 $355\mu\text{m}$ ）のSG、WA砥粒を用い、標準ふるい $355\mu\text{m}$ と $425\mu\text{m}$ で分粒して試験用に粒径を整えた100個について、NC研削盤の主軸上下を利用した静的圧壊実験を行った。実験装置の概略図を図2.6に示す。砥粒を超硬製受圧板の上へ1つずつ載せ、超硬製加圧板をNC研削盤の最小制御速度である $1.7\mu\text{m/s}$ の速度で降下させる。このとき、加圧板と受圧板が接近し、砥粒の圧壊が進行した後、所定のクリアランスを残して加圧板は圧壊を停止し上昇する。ところで、このクリアランスの大きさによっては砥粒の破碎様式も変わってくるものと思われ、本実験においては予備実験の結果、砥粒が少なくとも1回の大規模な破碎を起こすようにクリアランスを平均砥粒径の $1/3$ とした^{8), 9)}。また、砥粒はその形状が不揃いであるため、まず砥粒の突き出た部分が微小破碎し、続いて大破碎が起こると考えられる。ここではこの大破碎を主破碎と考え、砥粒の圧壊強度とした。具体的には加圧板の変位量が実験砥粒平均粒径の $1/3$ 以内での圧壊抵抗の最大値を採用した。また、砥粒の圧壊現象を多面的に把握するため、マルチセンシングにより砥粒破壊現象の視覚・聴覚・触覚情報に関する観察と計測を行った。すなわち、砥粒の圧

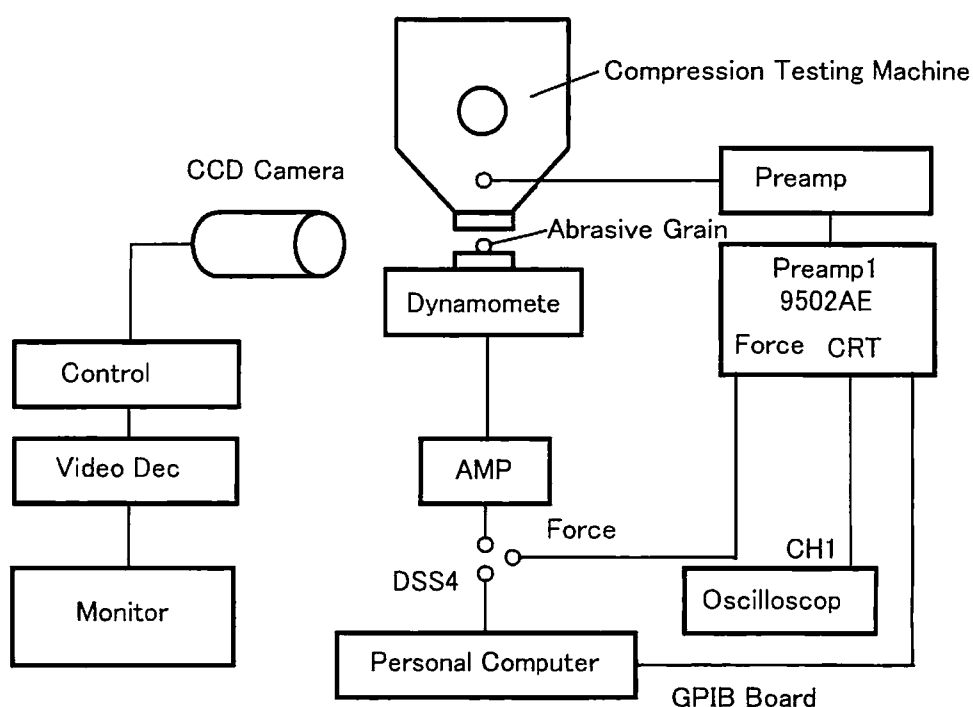


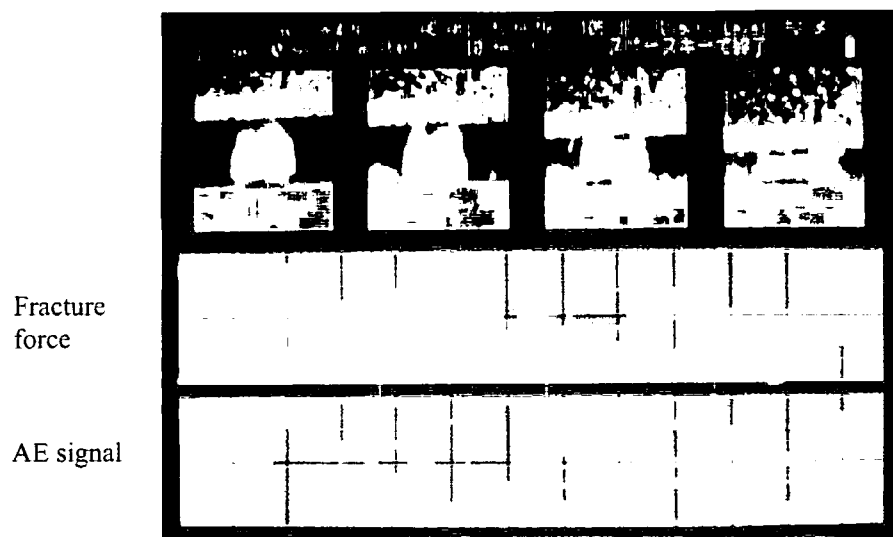
図 2.6 実験装置の概略図

壊過程を 2 台の CCD カメラにより同倍率異部分あるいは異倍率全体部分を観察し、リアルタイムでビデオに取り込み、さらに画像処理システムによる処理を行った。同時に、砥粒圧壊時の亀裂の発生や進展に伴うアコースティック・エミッション（以下 AE）ならびにキスラー動力計による圧壊抵抗をそれぞれ計測した。さらに、圧壊時の砥粒の破壊規模に関する情報を得るため、圧壊後の砥粒を回収し、標準ふるいを用いた粒度分布（重量割合）の測定や画像処理システムを用いた形状および圧壊面の観察も行った。なお、重量測定に用いた微量天秤はザルトリウス社製の RC-210P で最小秤量 0.01mg を使用し、十分乾燥した砥粒で秤量した。

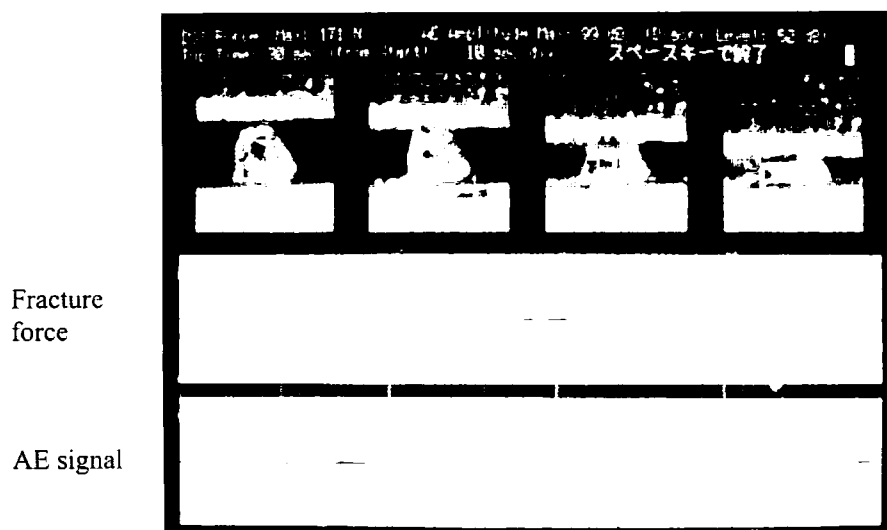
2.4.2 実験結果

図 2.7 は圧壊実験時に計測した画像データ、圧壊抵抗ならびに AE のマルチセンシングデータをパーソナルコンピュータ上に時間軸に対して表示させたものであり、(a) SG 砥粒および (b) WA 砥粒それぞれの典型的な一例を示したものである。

図 2.8 は SG 砥粒と WA 砥粒の圧壊強度をワイブル分布の確率線図で示したものである。累積確率 50% において、SG 砥粒は 43N、WA 砥粒は 28N となっており、SG 砥粒は WA 砥



(a) SG grain



(b) WA grain

図 2.7 画像データ，圧壊抵抗および AE のマルチセンシングデータ

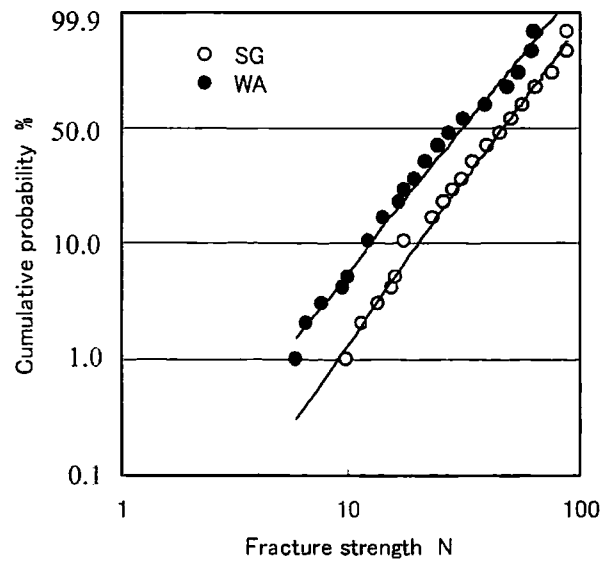


図 2.8 圧壊強度のワイブル分布

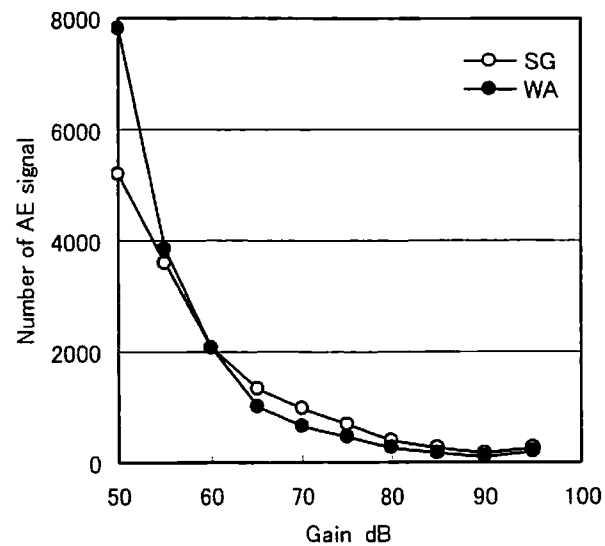


図 2.9 圧壊実験における AE 信号のゲイン分布

粒の約 1.5 倍の圧壊強度を持つことがわかった。また、ワイブル係数については両者で大きな差は認められなかった。このときの AE 信号のゲインと発生回数の関係（砥粒 100 個の累計値）を示したのが図 2.9 である。SG 砥粒では 65~80dB のゲインで WA 砥粒より比較的多くの AE が発生しているのに対し、WA 砥粒では 50dB の小さなゲインで多くの AE が発生している。これは圧壊時に SG 砥粒が WA 砥粒よりも大きなエネルギーを放出した

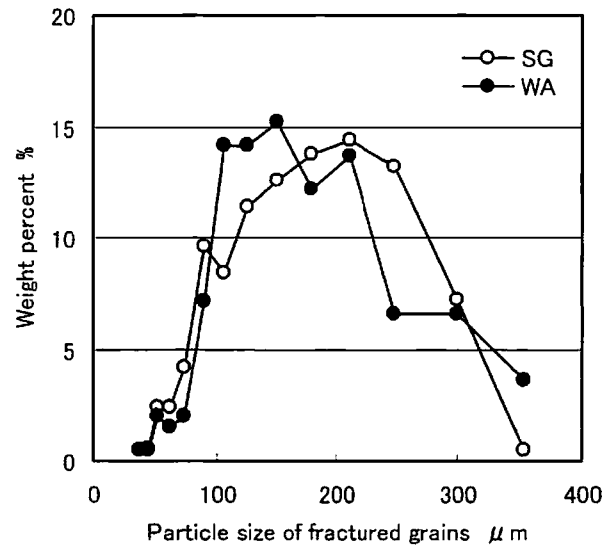


図 2.10 圧壊砥粒の粒度分布

ことを示しており、SG 砥粒は WA 砥粒よりも強靱であることを裏付ける結果となった。また、WA 砥粒において小さなゲインの発生回数が多いのは、微小クラックの発生が多いか、クラックの微小な進展が多いか、あるいはその両方を意味していると考えられる。

次に、これらの圧壊された 100 個の砥粒を回収し、その累計について粒径と重量割合の関係を調べた。そのときの結果を図 2.10 に示す。SG 砥粒は 100μm 以下の微小規模の破碎と 200~300μm での中規模の破碎が WA 砥粒に比べ多く見られる。これに対し WA 砥粒では 100~200μm の小規模破碎が多い。このことから、SG 砥粒では主たる破碎と微小な破碎が組合わさって生じており、WA 砥粒では主たる破碎が小規模破碎で生じていることが推測される。

2.4.3 CCD カメラによる圧壊過程の観察

SG 砥粒と WA 砥粒の圧壊過程を比較すると、SG 砥粒では断続的な破碎の後、主破碎に至り、各破碎時に微小な破碎片と思われる粉末の発生が観察される。一方、WA 砥粒では連続的に破碎を繰り返す、主破碎に至る様子が見られた。圧壊後の砥粒を観察すると（図 2.11）、SG 砥粒では鋭角的な稜が少なく、破断面には微小な凹凸が認められる脆性破面からなり、柱状の小破碎片が多数見られた。これに対し、WA 砥粒の破面は劈開面からなり稜線も鋭く、60μm 前後の微小な破碎片では鋭角的なコーナーも多く観察された。



(a) SG grain



(b) WA grain

図 2.11 圧壊砥粒のマイクロスコープ観察

以上のことから、SG 砥粒ではアルミナセラミックスと類似の脆性破壊、WA 砥粒では多結晶特有の結晶性の劈開破壊が起こったことがわかる。

2.5 単粒摩耗実験

結晶体であり、かつ硬脆物質である砥粒の摩耗機構には未知の事象も多い。その摩耗は研削加工中には高温でしかも衝撃的な力学的、熱的負荷が繰り返し与えられ、さらには被削材の種類あるいは雰囲気との関連における化学的摩耗についても考慮を要する点で特殊である。実際問題として、砥石は砥粒の破碎や摩耗により寸法が減少し、これは被削材の形状や寸法精度に影響する。また、砥粒切れ刃の摩耗により切れ味が悪くなり、研削能率や被削材の表面性状に悪影響を及ぼすことが知られている。このように、砥粒の摩耗特性は砥石寿命などを考える上で非常に重要な因子となるため、本節では SG 砥粒を中心とした A 系砥粒の単粒による摩耗実験を行った。

2.5.1 実験装置および実験方法

砥粒の摩耗特性を調べる方法として、主に砥石の状態で実際の研削中の砥石寸法減を求めるものと、単粒について摩耗実験を行うものとの2通りがある。前者は砥石の寸法減が砥石作業面に脱落しないで残っている砥粒先端の摩耗による後退量であり、実際的な実験法であるが砥石の他の要素が加わり摩耗条件が一定とならない。これに対し、単粒による実験では砥粒そのものの摩耗現象に注目する点で基礎的であるが、実際の研削と同様の摩耗条件にならないという欠点がある。ここではこのような単粒による実験の欠点を補うことができる図 2.12 に示すような上向き単粒研削法¹⁰⁾によって砥粒の摩耗特性を調べた。図 2.11 において、設定切り込み 20 μm で形成された研削溝断面積 A_0 は、研削の進行とともに A_n に減少し、遂には研削距離 l で $A_n=0$ になることを示している。

このときの摩耗速度 $A_{0l'}$ は次式によって求めた。

$$A_{0l'} = \frac{A_0}{l/v} \quad (2.1)$$

$A_{0l'}$: 摩耗速度($\mu\text{m}^2/\text{s}$)

A_0 : 1 回目の研削溝断面積(μm^2)

l : 研削距離(mm) [$A_n/A_0=0$ のとき]

v : テーブル速度(mm/s)

なお、研削溝の断面積は金属顕微鏡で研削溝を写真撮影し、スキャナーでパーソナルコンピュータに取り込んだ後、画像処理することにより求めた。研削条件を表 2.5 に示す。

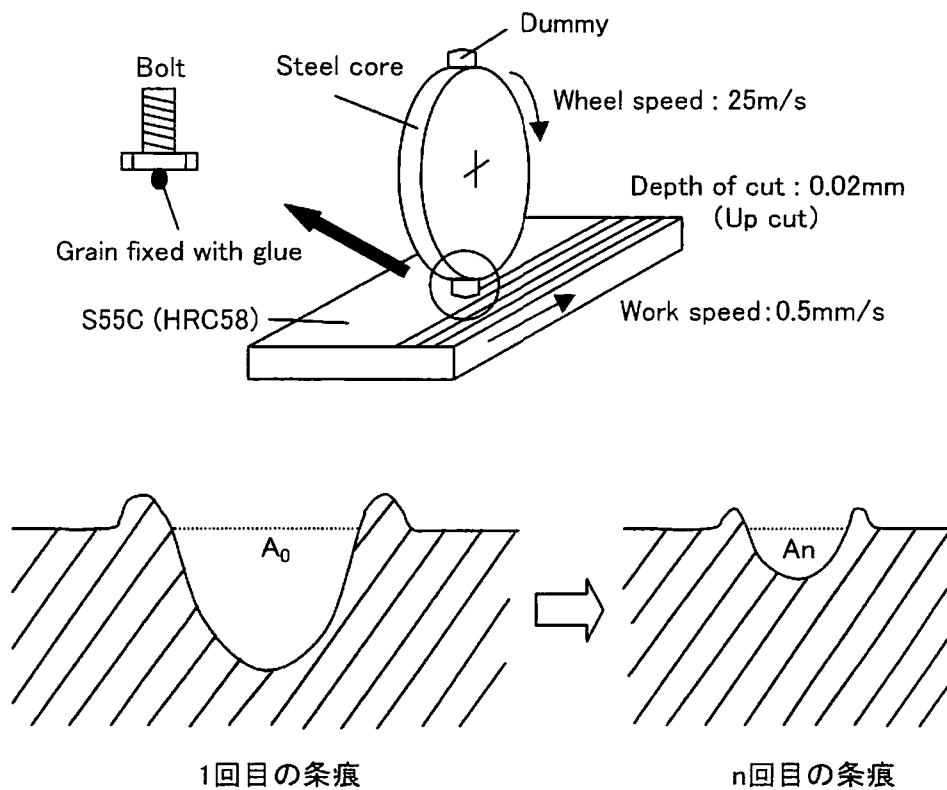


図 2.12 上向き単粒研削試験法

表 2.5 研削条件

Machine	Nikko surface grinder NSG-52ACE (3.7kw)
Grains	SG, A, WA, PA, HA
Grain size	#24
Workpiece	S55C (HRC58) 100×100 mm
Wheel speed	25 m/s
Work speed	0.5 mm/s
Depth of cut	0.02 mm
Material removal rate	0.01 mm ³ /mm·s
Coolant	Kure-Cut NET-500B 2%

2.5.2 実験結果

粒度#24（平均砥粒径 710 μm ）の SG 砥粒を含む 5 種類の砥粒を用い、前述の研削法によって S55C 焼入れ材を研削した場合の耐摩耗性を評価した。その結果を図 2.13 に示す。SG 砥粒の摩耗速度がもっとも低く、WA 砥粒の約 2 分の 1、A 砥粒の約 8 分の 1 となっている。これは SG 砥粒が微細結晶構造をしているため、耐摩耗性がきわめて高いことを示している。

以上のことから、これまで述べてきた SG 砥粒の特性値と考え合わせると、SG 砥粒は研削性能がきわめて高いことが予想される。

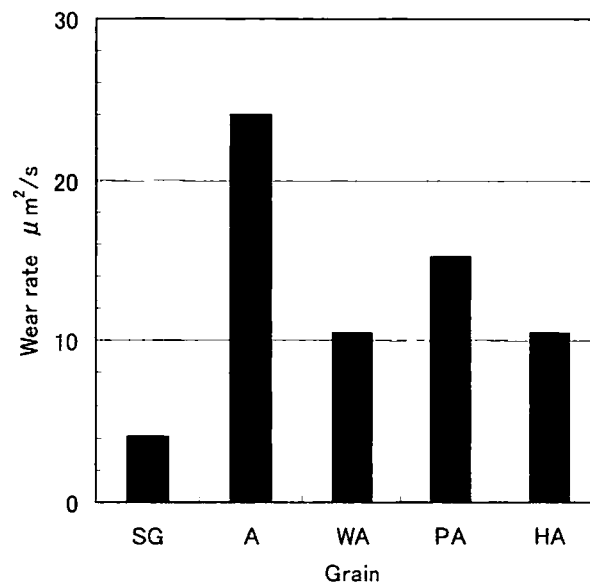


図 2.13 各種砥粒の摩耗速度の比較

2.6 結 言

SG 砥粒の静的特性、圧壊強度および摩耗特性を調べた結果、以下のことが明らかになった。

- (1) SG 砥粒は A 系砥粒の中で硬さと靱性をもっとも高く、靱性は WA 砥粒の約 1.3 倍を示すことがわかった。
- (2) 砥粒の圧壊実験において、圧壊過程をマルチセンシングすることにより、砥粒の破壊現象の多様な特性を明らかにした。その結果、SG 砥粒は WA 砥粒の約 1.5 倍の静的圧壊強度を示し、このときの SG 砥粒はアルミナセラミックスと類似の脆性破壊、WA 砥粒は結晶性の劈開破壊を起こすことがわかった。
- (3) 圧壊後の破砕砥粒の粒度分布を調べることにより、砥粒の破壊規模が砥粒種類に依存して変化する様子を明らかにした。その結果、SG 砥粒は 100 μ m 以下の微小規模の破砕が WA 砥粒に比べ多く見られた。
- (4) 上向き単粒研削法により SG 砥粒の摩耗特性を調べた結果、SG 砥粒の耐摩耗性は A 系砥粒の中でもっとも優れており、WA 砥粒の約 2 倍、A 砥粒の約 8 倍を示すことがわかった。

参考文献

- 1) 木下直治, 高沢孝哉: 表面研磨・仕上技術集成, 日経技術図書, (1984)54.
- 2) 日本規格協会編: JIS ハンドブック 工具, 日本規格協会, (1999)1122.
- 3) 松尾哲夫: 高能率研削用アルミナ砥石—Sol-Gel 砥石の性能について, 機械と工具, 43, 4(1999)119.
- 4) L.B.Sibley et al.: Wear, 5(1962)312.
- 5) 五反田健二, 山内勝利, 渡辺利行, 管波剛司: セラミックス砥粒 SG のドレッシング特性, 1992 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (1992)343.
- 6) 山内勝利, 上田 昇: 砥石作業面の評価, 1993 年度精密工学会北九州地方講演会前刷, (1993)23.
- 7) 山内勝利, 上田 昇: SG 砥石のドレッシング機構に関する研究, 日本機工学会論文集, 62, 597(1996)389.
- 8) 松井正己, 庄司克雄: 研削砥粒の破碎特性 (1), 機械の研究, 33, 10(1981)1161.
- 9) 松井正己, 庄司克雄: 研削砥粒の破碎特性 (2), 機械の研究, 33, 11(1981)1274.
- 10) 松尾哲夫, 大島栄一: 上向き単粒研削法による超砥粒の評価, 精密工学会誌, 52, 12(1986)2106.

第3章 SG 砥石のドレッシング機構

3.1 緒 言

砥石作業面の状態は研削現象や研削機構を考える上で、常に考慮しなければならない重要な要因である。砥石作業面の状態^{1), 2)}は全ての研削現象に強い影響を与えることから、一般には研削前の初期砥石作業面の状態を調整するドレッシングは研削加工においてきわめて重要な作業である。

砥石の切れ刃は砥石仕様で決まる粒度と密度を持つ砥粒で構成される。実際に切れ刃として作用する砥石作業面上の砥粒はドレッシングの方法と条件に依存して破碎・脱落し、その結果砥石作業面上の切れ刃形状³⁾および切れ刃密度は調整される。このようなドレッシングの効果を定量的に評価するため、これまでに多くの研究がなされてきた。それらの多くにおいては、ドレッシング中のドレッシング抵抗やドレッシング後の砥石作業面の測定や観察に主観がおかれている⁴⁾。

本章では、従来法とともにこれまでほとんど注目されていない研削液中に含まれる破碎・脱落砥粒を回収し、それらを定量的に調べることによってドレッシング機構の解明を試みた^{5), 6), 7)}。その目的はドレッシングによって砥石ないし砥粒がどのような規模で破碎・脱落したかを明確にすることにある。ドレッシング機構に影響を及ぼす因子として、砥石（砥粒、粒度、結合度、組織、ボンド）、ドレッサ（方式、形状、寸法）、ドレッシング条件（砥石周速度、送り、切り込み）および研削液などが考えられる。ここでは、主にドレッシング時に生じた破碎・脱落砥粒の粒度分布を測定することにより、砥石面の砥粒や結合度の影響ならびにドレッシング条件面での送りや切り込みの影響について詳細に検討した。用いた砥石は適切なドレッシング条件の確立が急務である SG 砥石であり、比較砥石として一般にもっとも広く使用されている WA 砥石を用いた。

3.2 ドレッシング機構

3.2.1 砥石表面とドレッサの干渉領域

砥石を連続体と仮定して単石ドレッサでドレッシングすると、ドレッサの切り込み d_D と送り f_D によって砥石幅方向に図 3.1 に示すような干渉領域が生ずる。この干渉領域の面

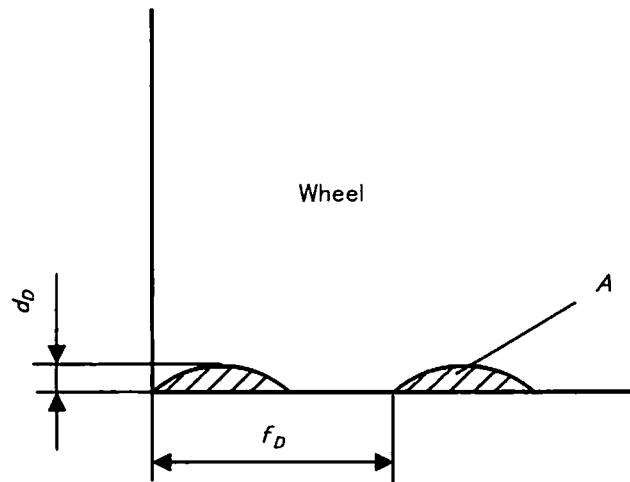


図 3.1 砥石作業面とドレッサの砥石幅方向の干渉領域

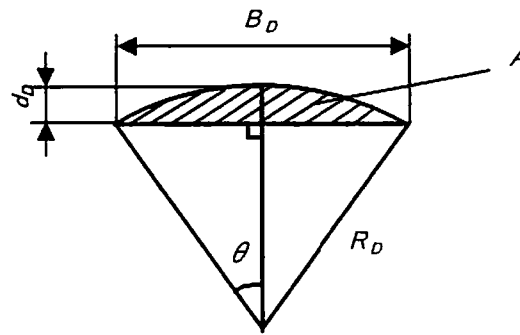


図 3.2 砥石とドレッサの干渉面積

積 A は、切り込みや送りの他にドレッサの形状や寸法にも依存する。ここでは単石ドレッサと砥石の干渉を幾何学的に計算し、さらに 2 通りの仮定のもとでの理想的な砥石の削除重量を以下のように求めた。

図 3.2 に示すようにドレッサの先端を半径 R_D の球と仮定し、ドレッサの干渉幅を B_D とすると、干渉面積 A は次式のように表される。

$$A = \pi R_D^2 \cdot \frac{2\theta}{360} - \frac{B_D(R_D - d_D)}{2} \quad (3.1)$$

ただし、上式中の θ と B_D はそれぞれ

$$\theta = \cos^{-1} \left(1 - \frac{d_D}{R_D} \right) \quad (3.2)$$

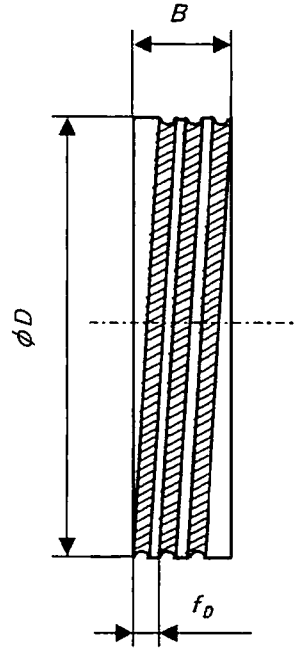


図 3.3 砥石作業面におけるドレッサの軌跡

$$B_D = 2\sqrt{d_D(2R_D - d_D)} = 2\sqrt{2d_DR_D} \quad (2R_D \gg d_D) \quad (3.3)$$

で与えられる。

次に砥石円周方向では図 3.3 に示すようにドレッサは砥石作業面を強制的にネジ切りするような動きをする。このネジ切り長さをドレッシング長さ L とし、この L は次式で与えられる。

$$L = \pi D \cdot \frac{B}{f_D} \quad (3.4)$$

ただし、 D は砥石直径、 B は砥石幅である。

したがって、砥石のかさ比重を ρ とし、ドレッシングによる砥石の削除重量 W を求めると以下ようになる。

(a) ドレッサがネジ切りをしていると仮定すると

$$W_1 = \rho \pi A D \cdot \frac{B}{f_D} \quad (3.5)$$

(b) ドレッシング切り込み d_D で砥石全面を削除していると仮定すると

$$W_2 = \rho \pi d_D B D \quad (3.6)$$

後節において、これらの理論値と実際の回収砥粒重量とを比較する。

3.2.2 一個の砥粒とドレッサの干渉

前項 3.2.1 での砥石とドレッサの干渉というドレッシングのマクロ的なメカニズムに対し、本項では一個の砥粒とドレッサの干渉というミクロ的なメカニズムについて考える。

まず、砥粒およびドレッサの先端をともに球と仮定し、その半径をそれぞれ R_G 、 R_D とする。両者の衝突を完全弾性衝突とすると、図 3.4 において衝突時の作用力 F の方向と y 軸とのなす角を ϕ とすると、ドレッシング切り込み量はドレッサの先端半径や砥粒径に対して微小であるので

$$(R_D - d_D) \tan \phi = \frac{B_D}{2} \quad (3.7)$$

これに式 (3) を代入して

$$\tan \phi = \frac{\sqrt{2d_D R_D}}{R_D - d_D} \quad \left(= \frac{F_x}{F_y} \right) \quad (3.8)$$

となり、作用力 F の方向 ϕ を求めることができる。

ドレッシングにおける砥石運動量のモーメントは干渉領域の破壊強度による力のモーメントよりも十分に大きいと考えられるので、衝突による運動量のモーメントの変化は微小とすることができる。よって、衝突の瞬間時にドレッサが砥石に作用する力（瞬間の衝撃力） F は、衝撃の瞬間中ほぼ一定である。ここで、図 3.5 において Z 軸まわりの慣性モーメントを I_z とすると

$$I_z = \int r^2 dm = \int_0^R 2\pi\rho \cdot r^2 dr = \frac{1}{2} M(R^2 + r^2) \quad (3.9)$$

ただし、 $M = \pi\rho(R^2 - r^2)B$ である。

よって、瞬間の衝撃力を F 、衝撃モーメントを N とすると

$$I_z \dot{\theta} = I_z \omega = I_z \left(\frac{V}{R} \right) = \int N dt = \int FR dt \quad (3.10)$$

$$I_z \left(\frac{\Delta V}{R} \right) = FR \Delta t \quad (3.11)$$

$$\text{よって } F = \frac{I_z \Delta V}{R^2 \Delta t} \quad (3.12)$$

となる。また、ドレッサの干渉が連続であるとする、ドレッシング時の動力を P 、空転

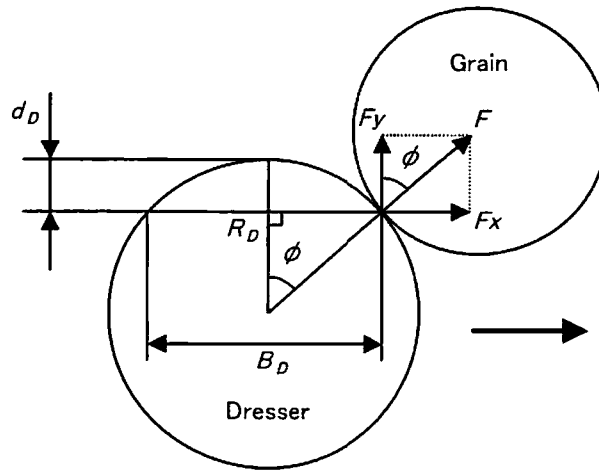


図 3.4 砥粒とドレッサ先端の衝突（球近似，完全弾性衝突）

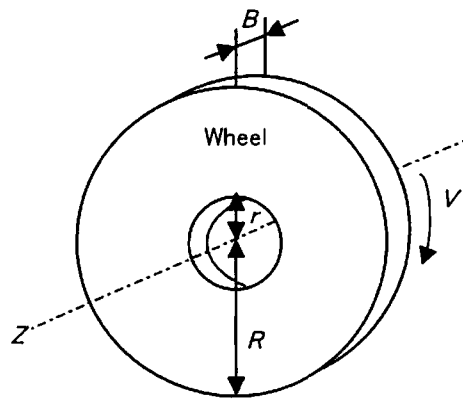


図 3.5 Z 軸まわりの慣性モーメント

時の動力を P_0 、砥石周速度を V とすると

$$P - P_0 = FV \quad (3.13)$$

より、 F を求めることができると考えられる。

3.2.3 砥石の破壊，砥粒の破壊

ドレッシング抵抗は砥石の破壊規模と破壊形態によって決まる。砥石は砥粒とボンドによって造られた複合材料の一種である。それゆえ、砥石の破壊は非常に複雑な破壊現象を示す。砥石の破壊と形態は以下のように考えられる。

[破壊の規模]

- ・ 砥粒径に比べて微小な破壊（砥粒微小破碎）
- ・ 砥粒径程度の大きさの破壊（砥粒破壊）
- ・ 砥粒一個規模の破壊（単一砥粒単位の脱落）
- ・ 砥粒複数規模の破壊（複数砥粒単位の脱落）

[破壊の形態]

- ・ 砥粒ないしボンド内部の残留亀裂が影響する場合
- ・ 砥粒内破壊（複数亀裂の発生成長あるいは選択的な亀裂の成長）
- ・ 砥粒とボンドの境界での破壊
- ・ ボンドの破壊
- ・ これらの複合破壊

以上のように、砥石の破壊はそれを構成する砥粒，ボンドならびに砥粒とボンドの結合など，それぞれの破壊特性に依存する．ドレッシング時の砥石の破壊はドレッシング条件やドレッサと砥石の干渉状態に依存して，以上のような破壊の規模と形態が非常に複雑に混じり合って発生する．

3.3 SG 砥石のドレッシング性能

3.3.1 実験装置および実験方法

単石ドレッサを砥石軸の中心線上の真下に傾き角 0° で取り付け、所定のドレッシング切り込みとドレッシング送りにより両端切り込みでドレッシングを行った。実験に使用した単石ドレッサの先端形状は、図 3.6 に示すように先端角 2θ が 90° 、先端半径 R_D が 0.075mm の円錐状に加工されたものである。ドレッシングの進行に伴うドレッサの摩耗直径 $2r$ は金属顕微鏡を使用した写真観察から、摩耗寸法 h は電気マイクロメータを用いて定盤の上にセットした類似高さのブロックゲージ（基準）との差から求めた。ドレッシング後の砥石作業面の測定と評価は砥石幅方向の凹凸波形を小坂研究所製面粗さ測定器（SE-3H）で、砥石円周方向の凹凸波形は図 3.7 に示す試作した砥石表面測定器（触針の先端半径 $5\mu\text{m}$ ）を用いて行った。また、使用後のドレッサおよび砥粒先端形状は SEM で観察した。ドレッシング抵抗の測定は剛性の高いキスラー社製の水晶圧電型動力計を使用した。表 3.1 に主なドレッシング条件と研削条件を示す。

3.3.2 ドレッシング抵抗に及ぼすドレッシング条件の影響

粒度 80、結合度 J、組織 8 の SG 砥石と WA 砥石を用い、ドレッシング条件を種々変化させた場合のドレッシング抵抗（法線分力、接線分力）について検討する。実験に使用した単石ドレッサは先端摩耗直径 $2r=0.4\text{mm}$ で十分に摩耗し、ドレッシング性能が安定したものである。

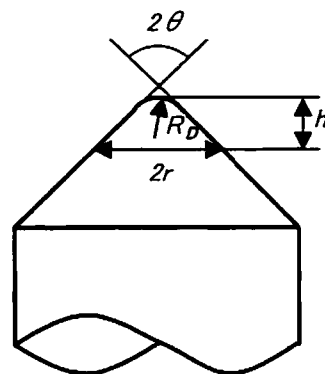


図 3.6 単石ドレッサの先端形状

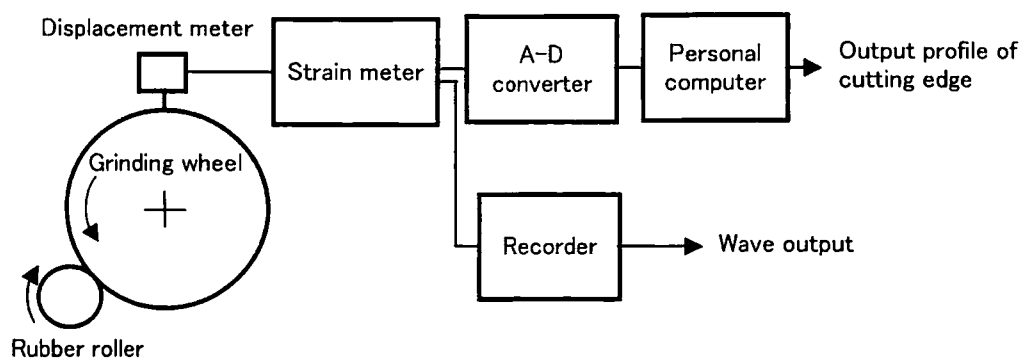


図 3.7 切れ刃分布の測定システム

表 3.1 ドレッシング条件と研削条件

Machine		Okamoto surface grinder CNC-52B (7.5kw)
Wheels		SG80J8VSG-1 WA80J8VSK-1 φ 205×15 mm
Workpiece		SUJ-2 (HRC55) 70×10 mm
Dressing conditions	Dresser	Single point dresser
	Wheel speed	33.3 m/s
	Dressing lead (f_D)	0.050, 0.063, 0.075, 0.100, 0.125, 0.150 mm/rev
	Depth of dress (d_D)	0.005, 0.006, 0.008, 0.010, 0.015, 0.020 mm
Grinding conditions	Wheel speed	33.3 m/s
	Table speed	0.33 m/s
	Depth of cut	0.002 mm
	Total depth of cut	0.3 mm
Coolant		Kure-Cut NET-500B 2%

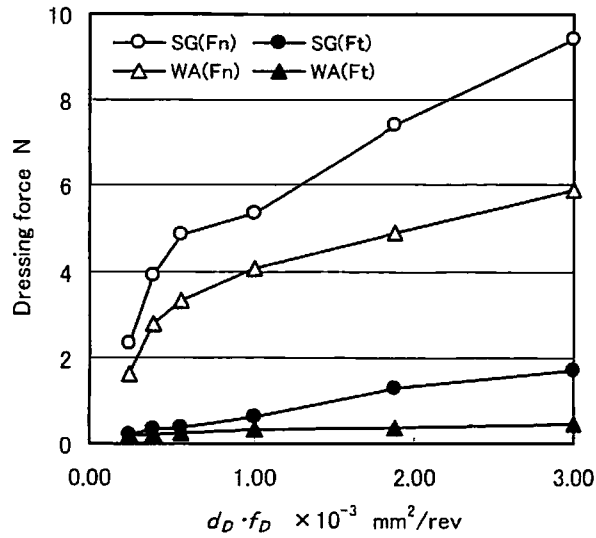


図 3.8 ドレッシング抵抗と $d_D \cdot f_D$ の関係

図 3.8 はドレッシング抵抗をドレッシング切り込み d_D とドレッシング送り f_D の積 $d_D \cdot f_D$ に対してプロットしたものである。ドレッシング抵抗はそれぞれの砥石において、このように積 $d_D \cdot f_D$ により一本の曲線上に整理することができ、積 $d_D \cdot f_D$ の増加とともにドレッシング抵抗も増加している。ここで、積 $d_D \cdot f_D$ は砥石一回転あたりの理論的砥石削除量を示している。SG 砥石のドレッシング抵抗は WA 砥石よりも高いが、2 分力比（法線方向／接線方向）においては両砥石とも約 3 倍で同程度である。

3.3.3 ドレッシング後の砥石作業面状態

ドレッシング後の砥石作業面の凹凸波形を図 3.9 に示す。図中の μ は砥石の組成から求められる理論砥粒間隔を示している。

$$\mu = \frac{2}{3} \cdot \frac{Dg}{Vg} \quad (3.14)$$

Dg : 砥粒平均粒径 (mm), Vg : 砥粒率 (%)

チャート上に認められる波形のピークは砥粒およびボンドのいずれかと考えられるが、これらのピーク間隔は理論砥粒間隔 μ にほぼ一致していること、また図 3.10 に示すように砥石作業面にはドレッシングされた砥粒やボンドで覆われた砥粒は認められるもののボンドのみの存在は認められないことから、ここではこれらの波形上のピークを砥粒と考えて


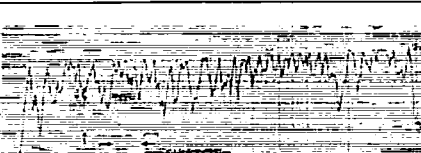
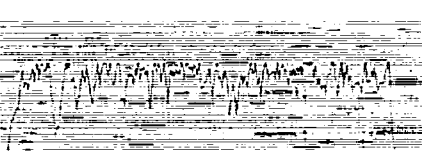
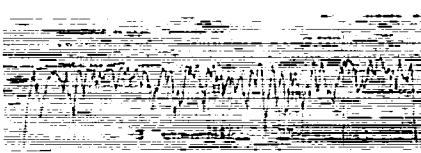
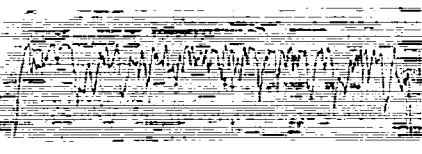
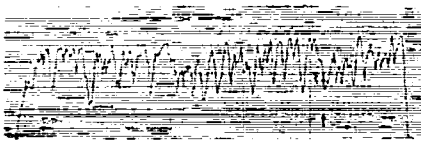
$d_D \cdot f_D$	SG wheel	WA wheel
$0.25 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{rev}$ $d_D=0.005 \text{ mm}$ $f_D=0.05 \text{ mm/rev}$		
$1.0 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{rev}$ $d_D=0.010 \text{ mm}$ $f_D=0.10 \text{ mm/rev}$		
$3.0 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{rev}$ $d_D=0.020 \text{ mm}$ $f_D=0.15 \text{ mm/rev}$		

図 3.9 ドレッシング後の砥石作業面の状態

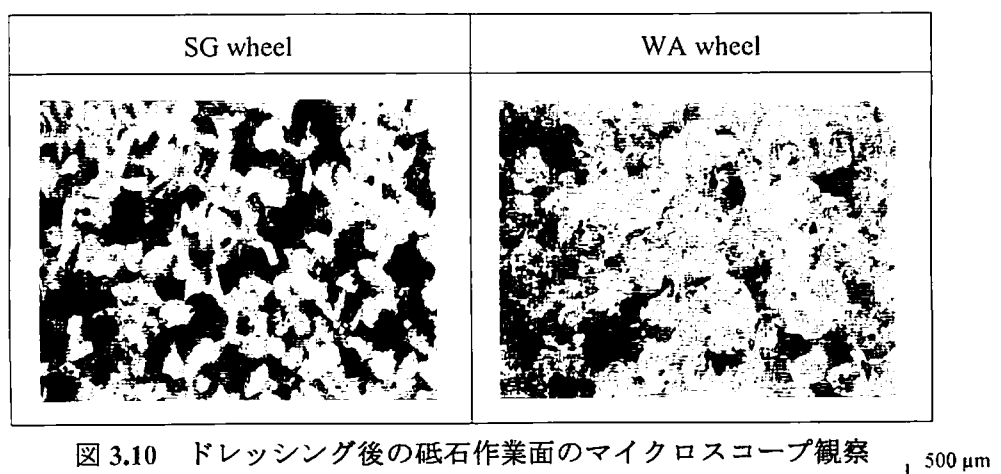


図 3.10 ドレッシング後の砥石作業面のマイクロスコープ観察

考察する。図より、両砥石ともドレッシング切り込みおよびドレッシング送りの積 $d_D \cdot f_D$ が大きくなるほど、砥粒間隔や砥石作業面の凹凸は大きくなっている。SG 砥石は WA 砥石に比べそれらの変化割合が非常に小さく、ドレッシング条件による影響を受けにくいことがわかる。これを裏付けるため、前述の砥石表面測定器を用い、 $d_D \cdot f_D$ が $3.0 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{rev}$ ($d_D=0.020 \text{ mm}$, $f_D=0.15 \text{ mm/rev}$) のときの砥石作業面状態（円周方向）を測定した。そのときの結果を図 3.11 に示す。砥石表面から深さ方向における累積砥粒数は、WA 砥石に比べ SG 砥石の方が明らかに多いことがわかる。

図 3.12 にこのときの砥粒先端の SEM 写真を示す。WA 砥粒は大きな劈開面で構成されているのに対し、SG 砥粒は脆性的な破壊面で構成されていることがわかる。

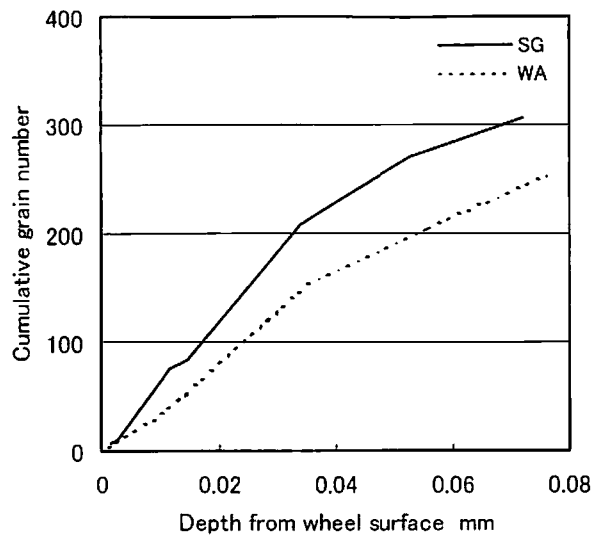
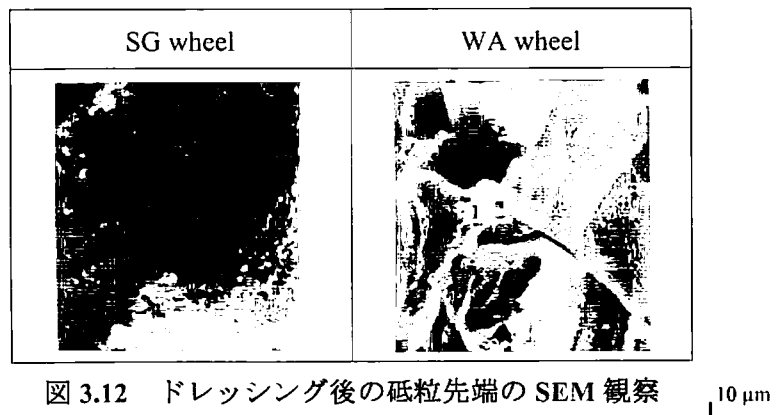


図 3.11 砥石表面から深さ方向への累積砥粒数



以上のことから、ドレッシング時に大破碎または脱落した砥粒は SG 砥石の方が WA 砥石より少ないものと考えられる。

3.3.4 ドレッサ摩耗に及ぼす砥粒種類の影響

一般に、単石ドレッサは使用とともに先端が摩耗し、砥石の研削性能に大きな影響を及ぼすことが知られている。

図 3.13 に累積ドレッシング深さに対するドレッサ摩耗寸法 h を示す。参考データとして CBN 砥石 (B170F100VC3) についても示す。SG 砥石と WA 砥石のドレッサ摩耗寸法 h は初期に大きく増加し、その後は緩やかに定常的に増加することがわかる。定常摩耗寸法に

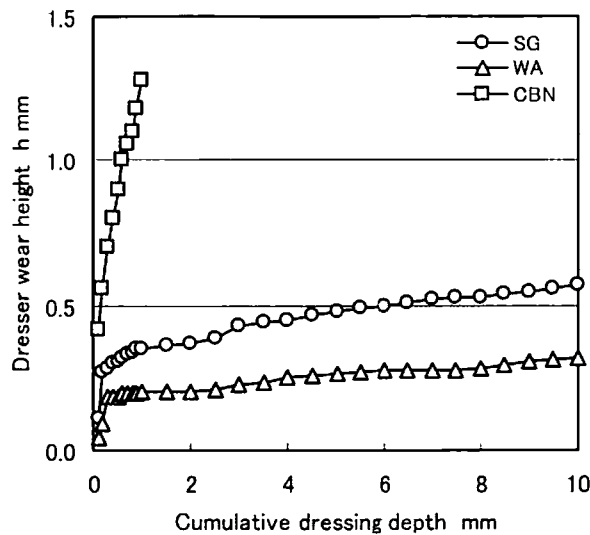


図 3.13 各種砥石によるドレッサ摩耗

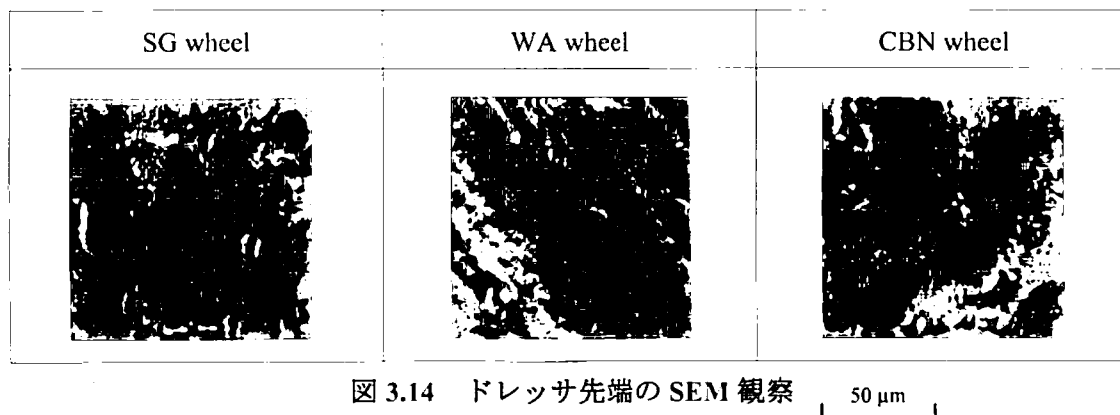


図 3.14 ドレッサ先端の SEM 観察

到達する累積ドレッシング深さおよびその時点のドレッサ先端摩耗直径 $2r$ は、WA 砥石の場合は約 0.3mm および約 0.2mm、SG 砥石の場合は約 1.0mm および約 0.35mm となり、SG 砥石の方が大きくなっている。しかし、定常摩耗寸法に到達後、ドレッシング一回あたりのドレッサ摩耗寸法の増加量 $\Delta 2r$ は WA ; 0.08μm、SG ; 0.11μm、CBN ; 4.78μm であり、SG 砥石は WA 砥石に比べ若干大きな値を示すが、CBN 砥石に比べると非常に小さい。このことから、SG 砥石は通常のドレッシング方法で WA 砥石とほぼ同等のドレッシング性能が得られることがわかる。

図 3.14 にドレッシング後のドレッサ先端の SEM 写真を示す。全てのドレッサにおいて摩滅摩耗が進行しており、砥石間による差は認められない。

3.3.5 研削抵抗に及ぼすドレッシング条件の影響

図 3.15 にドレッシング条件を種々変化させ、SUJ2 焼入れ材を湿式プランジ研削したときの研削抵抗と $d_D \cdot f_D$ の関係を示す。中島らは $d_D \cdot f_D$ が大きくなると切れ刃密度が低くなり、鋭利な切れ刃が生成されるため研削抵抗は減少すると報告^{8), 9)}している。本実験結果においても、SG 砥石、WA 砥石とも同様の結果を示している。砥石間の比較では全般的に WA 砥石に比べ SG 砥石の研削抵抗は高くなっているが、図 3.16 に示すように WA 砥石においては $d_D \cdot f_D$ が小さい領域で研削終了時の被削材表面には研削割れが発生しているのに対し、SG 砥石ではその研削割れが認められず、切れ味の劣化が起こりにくいものと考えられる。

図 3.17 に $d_D \cdot f_D$ が $1.0 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{rev}$ ($d_D=0.010 \text{ mm}$, $f_D=0.10 \text{ mm/rev}$) のときの法線研削抵抗のチャートを示す。両砥石の研削抵抗の変化パターンは明らかに異なっている。すなわち、研削抵抗は SG 砥石の方が高いが研削初期から終了まで安定しているのに対し、WA 砥石は初期が高くその後急激に低下していることがわかる。この現象は今回行った全てのドレッシング条件において確認している。これは SG 砥石の作用砥粒が多いため研削抵抗は高くなるが、研削過程で砥粒が微小破碎するため、安定した切れ味を長く維持できるものと推察できる。

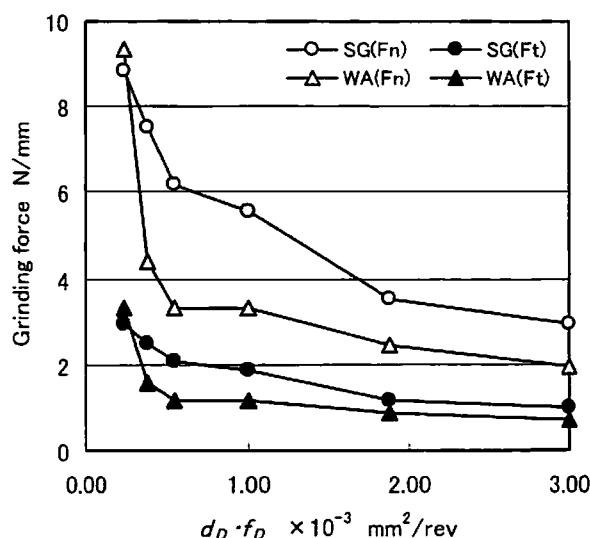


図 3.15 研削抵抗と $d_D \cdot f_D$ の関係



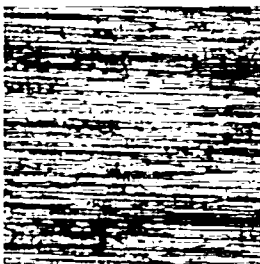
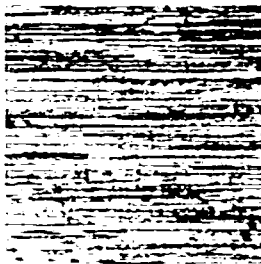
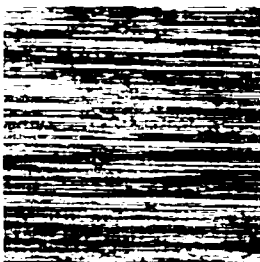

$d_D \cdot f_D$	SG wheel	WA wheel
$0.25 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{rev}$ $d_D = 0.005 \text{ mm}$ $f_D = 0.05 \text{ mm/rev}$		
$1.0 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{rev}$ $d_D = 0.010 \text{ mm}$ $f_D = 0.10 \text{ mm/rev}$		
$3.0 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{rev}$ $d_D = 0.020 \text{ mm}$ $f_D = 0.15 \text{ mm/rev}$		

図 3.16 研削後の被削材表面状態 100 μm

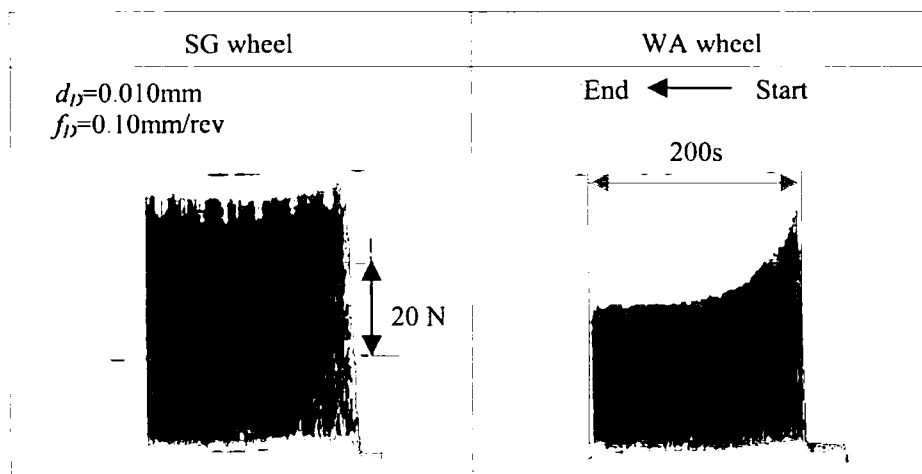


図 3.17 法線研削抵抗のパターン

3.4 研削液中の砥粒回収実験

3.4.1 実験装置および実験方法

実験はインプリドレッサで砥石作業面をツルーイングした後、ドレッサ取り付け具を設置しているマグネットチャック全体を囲う研削液の受け皿を研削盤テーブルに取り付け、常に未使用の新しい研削液を供給しながら、単石ドレッサで一パスのドレッシングを行い、この際に生じた破碎・脱落砥粒を回収した。回収した破碎・脱落砥粒と研削液の分離は、遠心分離器を用いて行い、このときの回収砥粒にはボンドが混入しているため、これをフッ化水素酸で処理した。粒度分布はふるい目の開きが 500~45 μ m まで計 15 種類の標準ふるいを用い、各々のふるい上に残った砥粒の重量を測定してその割合を求めた。粒度分布を測定する際の作業手順を図 3.18 に示す。表 3.2 にドレッシング条件を示す。

3.4.2 砥石結合度の影響

図 3.19 に粒度 46, 組織 8 の SG 砥石と WA 砥石を用い、この粒度における一般的なドレッシング条件（ドレッシング送り 0.230mm/rev, ドレッシング切り込み 0.020mm）のもとで、砥石結合度を H, I, J, K と 4 水準変化させた場合の法線ドレッシング抵抗を示す。SG, WA 砥石とも高結合度になるほど、ドレッシング抵抗は高くなる。結合度 H と I では SG 砥石のドレッシング抵抗が WA 砥石より低く、結合度 J と K では逆に SG 砥石の方が高くなっている。これは SG 砥石と WA 砥石とでは砥粒そのものの破壊特性の違いにより、結合度によって砥石の破壊規模と形態が異なるためと推察できる。

図 3.20 にドレッシング時に研削液から回収した破碎・脱落砥粒の粒度分布（重量%）を示す。両砥石とも低結合度では砥粒単位（250 μ m 以上）での破碎・脱落砥粒が多く、特に SG 砥石は WA 砥石に比べその割合が高くなっている。これは結合度の低い砥石では砥粒保持力が低く、SG 砥粒のように圧壊強度などの砥粒自体の強度が高い場合には破碎されずにボンド内部またはボンド境界面での破壊割合が高くなるためと考えられる。結合度 H と I において SG 砥石のドレッシング抵抗が WA 砥石より低くなったのは以上のような理由からと思われる。これに対し、結合度 K では砥粒保持力が高くなるため砥粒単位での破碎・脱落砥粒も少なくなり、主として粒内での破壊割合が高くなっている。特に、SG 砥石は WA 砥石より 250 μ m 以上の破碎・脱落砥粒が少なくなっており、逆に 45 μ m 未満の砥粒割合が多くなっている。このことから、砥粒保持力が高い高結合度領域においては、SG

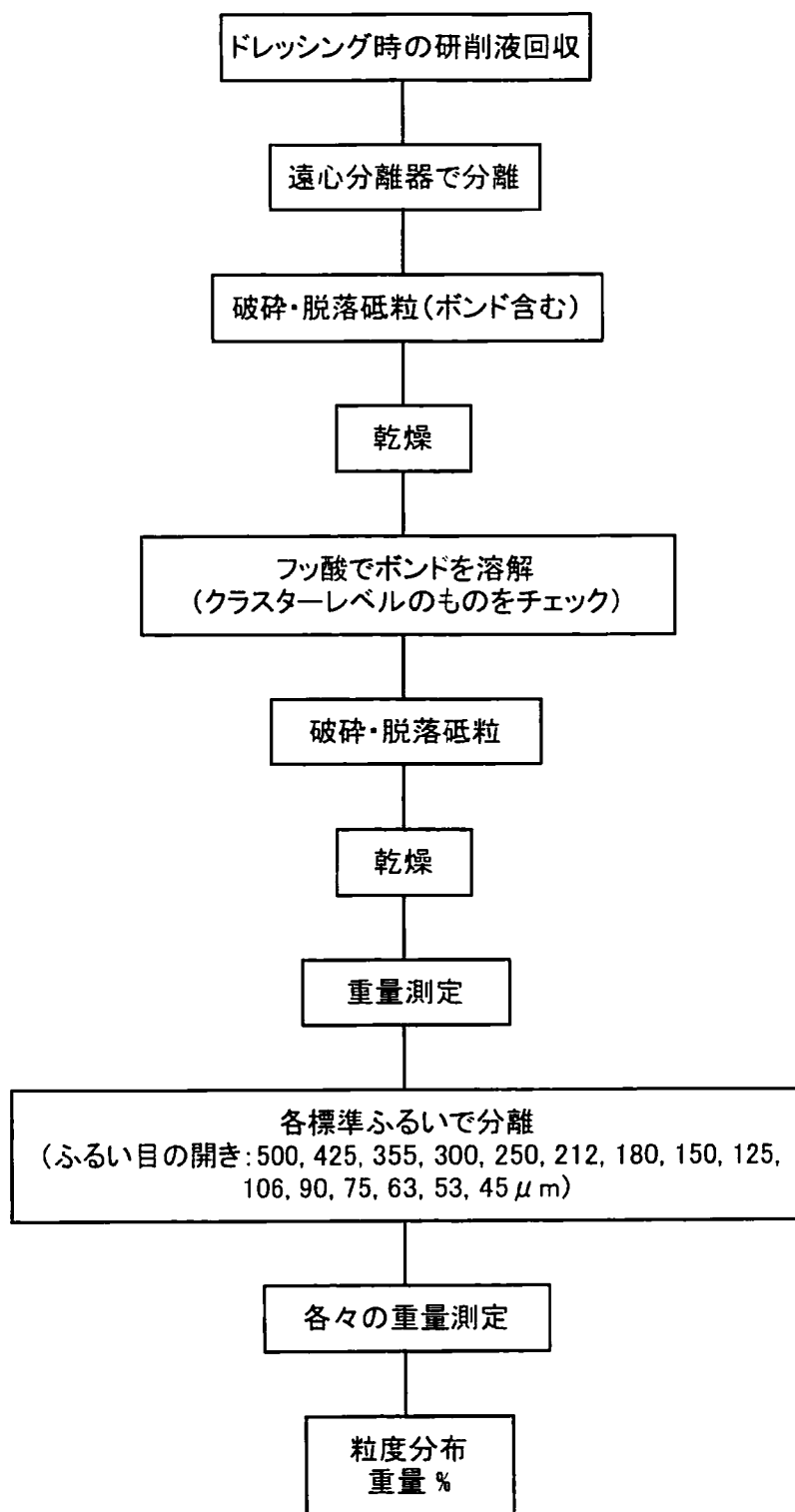


図 3.18 粒度分布測定時の作業手順

表 3.2 ドレッシング条件

Wheels		SG46(H, I, J, K)8VSG-1 WA46(H, I, J, K)8VSK-1 $\phi 205 \times 15$ mm
Dressing conditions	Dresser	Single point dresser 1ct. (Tip radius 0.2 mm)
	Wheel speed	16.7 m/s
	Dressing lead	0.035, 0.140, 0.230, 0.280, 0.350 mm/rev
	Depth of dress	0.005, 0.010, 0.015, 0.020 mm
Coolant		Kure-Cut NET-500B 2%

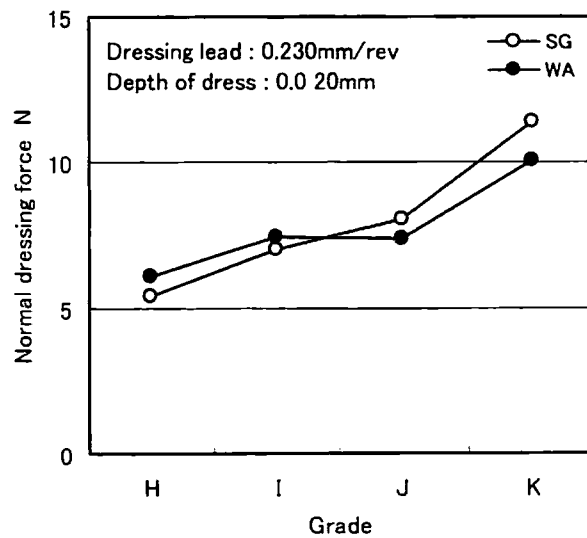


図 3.19 法線ドレッシング抵抗に及ぼす砥石結合度の影響

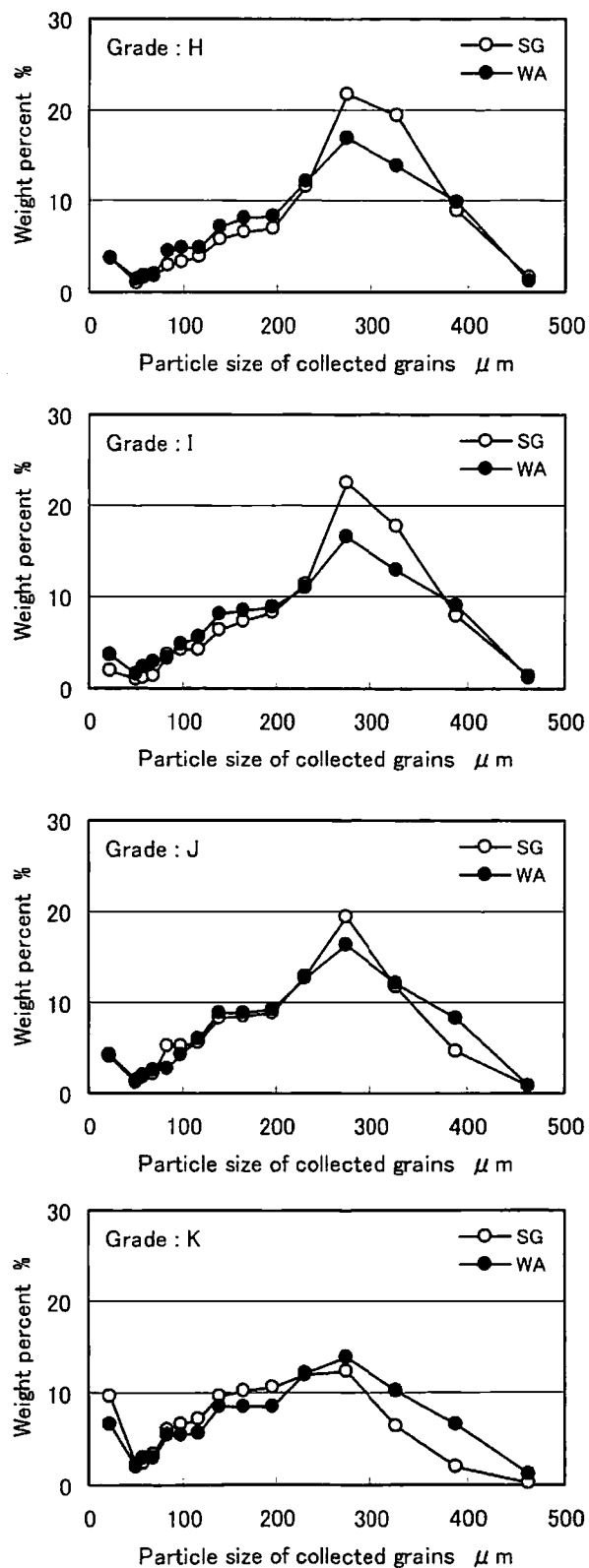


図 3.20 ドレッシング後の回収砥粒の粒度分布（砥石結合度の影響）

砥石は微細結晶構造を有するため、ドレッシング時の破壊規模は小さくなることがわかった。

3.4.3 ドレッシング送りの影響

図 3.21 にドレッシング切り込み 0.020mm 時のドレッシング送りと法線ドレッシング抵抗の関係を示す。両砥石ともドレッシング送りが大きいほど、ドレッシング抵抗は高くなっている。また、これを砥石間で比較すると、結合度 H と I では WA 砥石の方が高く、結合度 K では逆に SG 砥石の方が高くなっている。

図 3.22 にこのときの研削液から回収した破碎・脱落砥粒の粒度分布を示す。結合度 H では SG 砥石はドレッシング送りに関係なく、砥粒単位での破碎・脱落割合が全重量の約 55% を占めているのに対し、WA 砥石はもっとも高いとき（ドレッシング送り：0.350 mm/rev）でも約 45%と SG 砥石に比べ低い値を示している。これはボンドブリッジ内またはボンド境界面での破壊割合が WA 砥石より SG 砥石の方が高いことを意味しており、ドレッシング抵抗測定時に SG 砥石の方が低くなったのは以上の理由によるものと考えられる。また、結合度 K では SG 砥石の粒内での破壊割合も高くなり、ドレッシング送りに対する影響が多少見られるが、WA 砥石に比べその影響を受けにくいことがわかる。

3.4.4 ドレッシング切り込みの影響

図 3.23 にドレッシング送り 0.230mm/rev 時のドレッシング切り込みと法線ドレッシング抵抗の関係を示す。両砥石ともドレッシング切り込みが大きいほど、ドレッシング抵抗は高くなる。砥石間で比較すると、全般に WA 砥石に比べ SG 砥石の方が高くなっている。

図 3.24 は結合度 K におけるドレッシング切り込みの影響を回収砥粒の粒度分布で示したものである。図から、ドレッシング切り込みによる影響が SG 砥石と WA 砥石とでは異なることがわかる。すなわち、切り込みが増大するほど、WA 砥石では破壊規模も大きくなるが、SG 砥石ではその変化がほとんど見られない。このことから、粒内での破壊が支配的となる高結合度領域では、SG 砥石は微細結晶構造を有するため、ドレッシング送りと同様にドレッシング切り込みの影響も受けにくいことがわかった。

ここで、3.2.1 項において述べたドレッシングによる砥石の理論削除重量 W (W_1 , W_2) を各ドレッシング条件別に求めると表 3.3 のようになる。これらの理論削除重量 W と表 3.4 に示す結合度 K における実際の回収砥粒重量（未フッ化水素酸処理） W_0 とを比較すると、

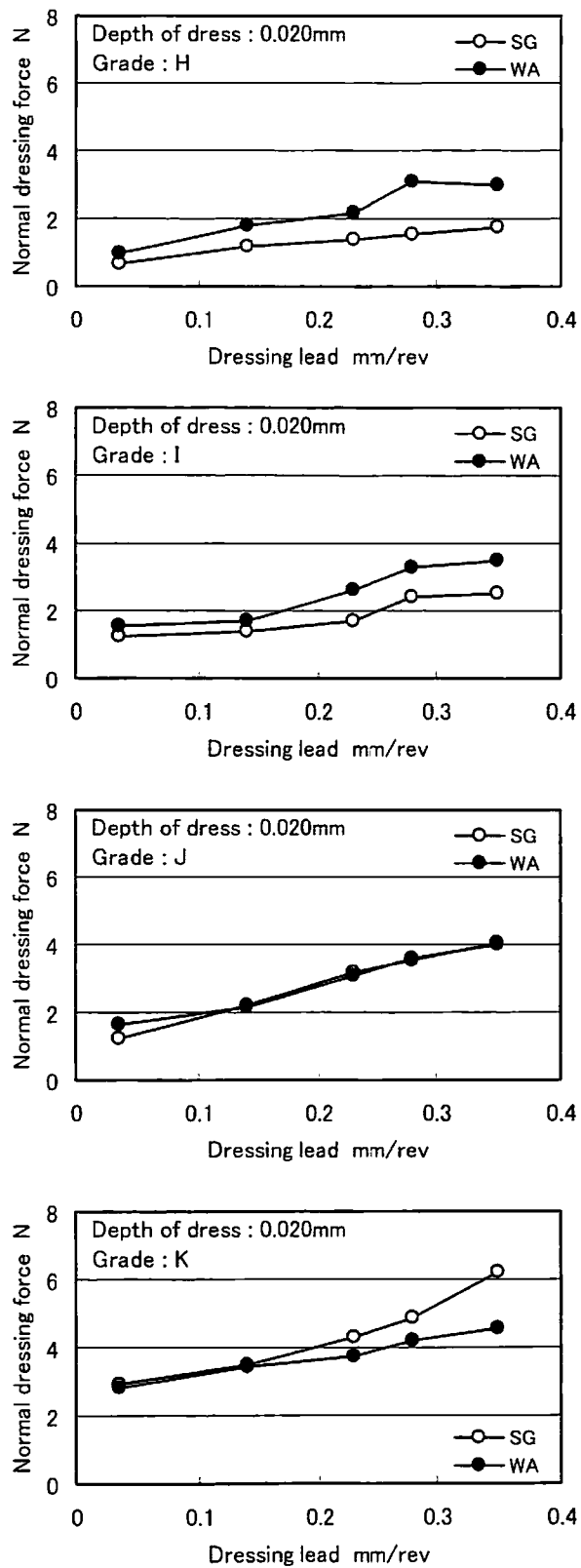


図 3.21 法線ドレッシング抵抗に及ぼすドレッシング送りの影響

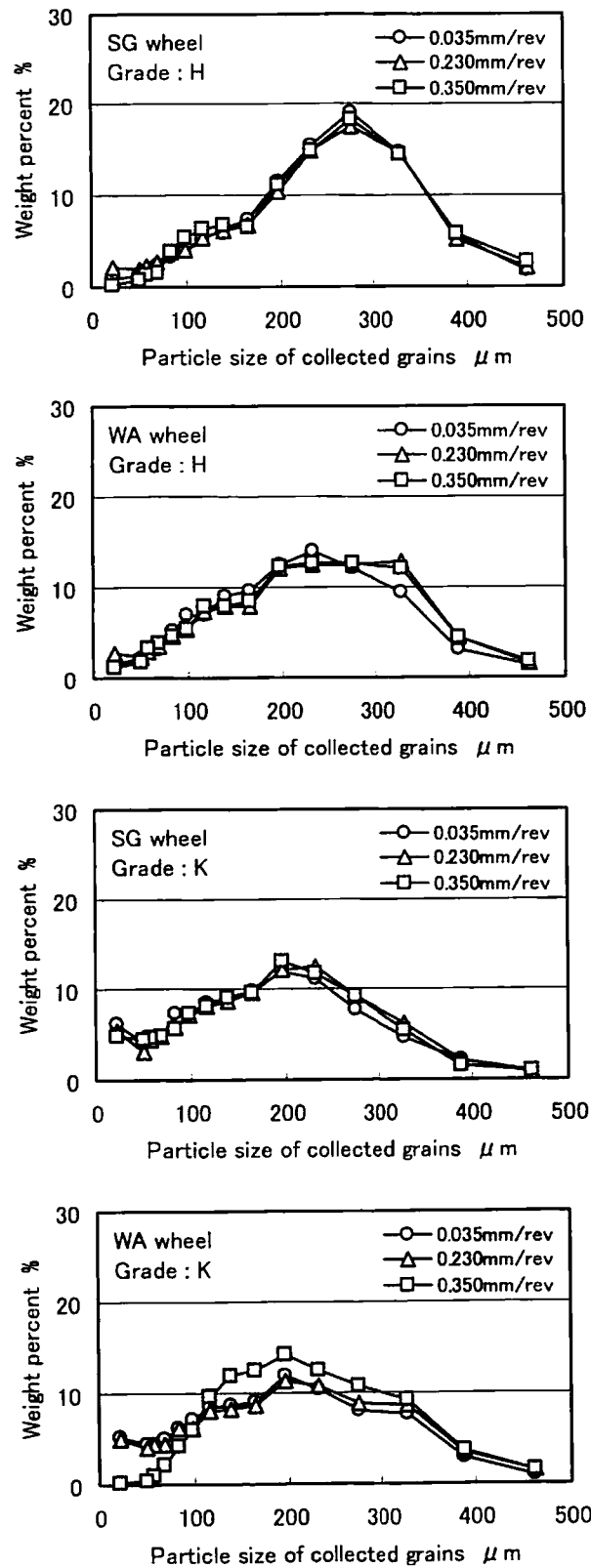


図 3.22 ドレッシング後の回収砥粒の粒度分布（ドレッシング送りの影響）

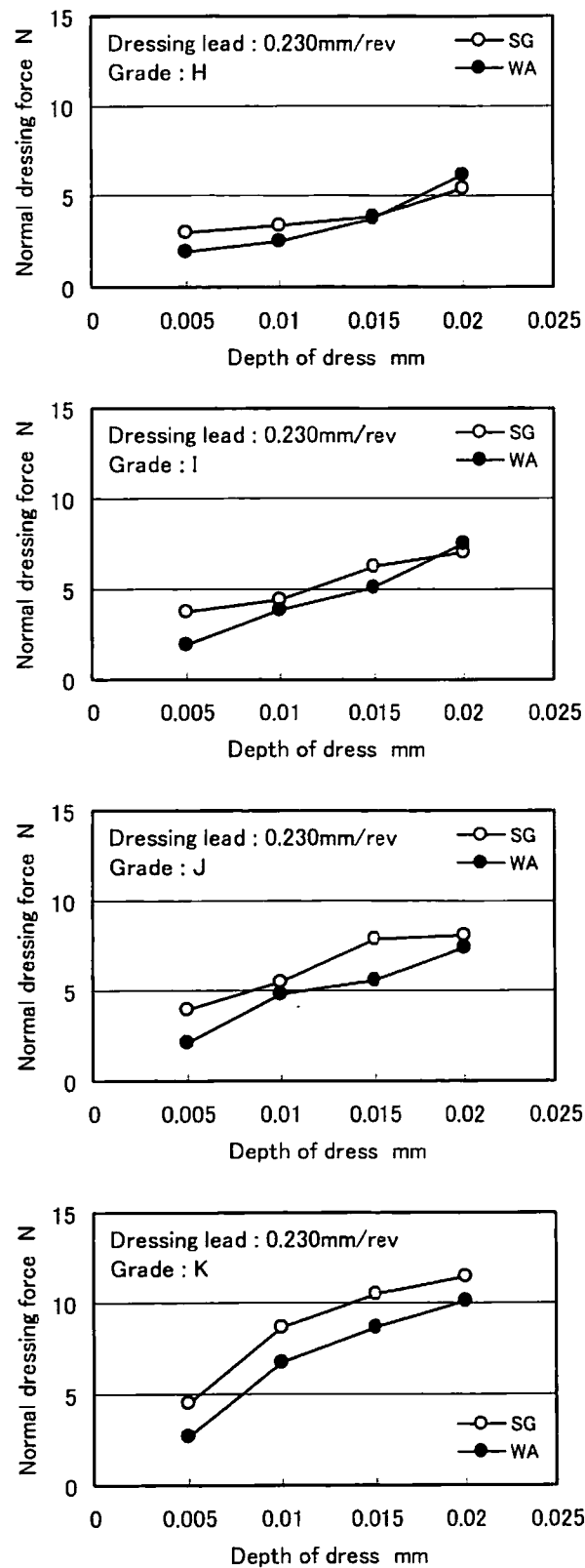


図 3.23 法線ドレッシング抵抗に及ぼすドレッシング切り込みの影響

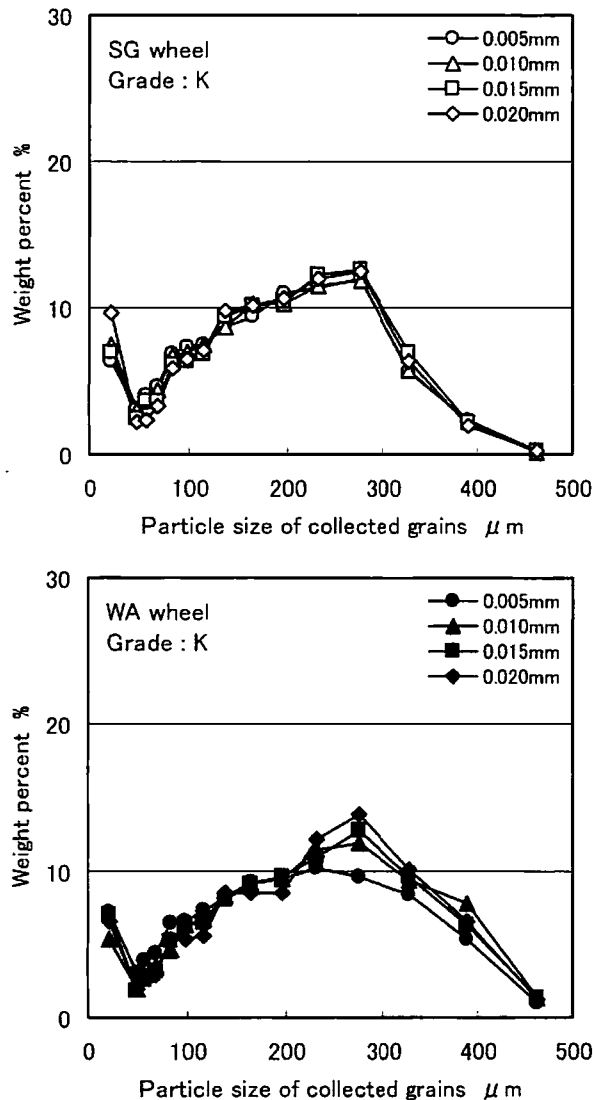


図 3.24 ドレッシング後の回収砥粒の粒度分布（ドレッシング切り込みの影響）

$W_1 < W_2 < W_0$ の関係にあり，砥石のドレッシングはドレッサの軌跡に沿った削除量（ W_1 ）でもドレッシング切り込み量（ W_2 ）でもないことがわかる．つまり，ドレッシングによる砥石の削除量を厳密に議論するためには，ドレッシング前後での砥石作業面上の砥粒突き出し位置の分布変化を明らかにする必要があるが，ここではドレッシングによる砥石削除量の第一近似として砥石作業面の全面が削除されるとすると，本実験条件においてドレッシング切り込み 0.005mm でその約 2.5 倍の 0.0125mm が，またドレッシング切り込み 0.020mm では約 2.7 倍の 0.054mm が削除されている．すなわち，砥石が脆性複合材料であることか

表 3.3 ドレッシングによる理論削除重量 W

Depth of dress	d_D (mm)	0.005	0.010	0.015	0.020
SG (Grade: K) $\rho=521 \times 10^{-3}$ (g/cm ³)	W_1 (mg)	3.2	16.2	26.9	41.6
	W_2 (mg)	25.2	50.3	75.5	100.7
WA (Grade: K) $\rho=513 \times 10^{-3}$ (g/cm ³)	W_1 (mg)	3.2	16.0	26.5	40.9
	W_2 (mg)	24.8	49.6	74.3	99.1

表 3.4 ドレッシング後に回収した砥粒重量 W_0

Depth of Dress	d_D (mm)	0.005	0.020
SG (mg)		62.9	275.5
WA (mg)		60.8	261.0

ら、ドレッシングにより近似的にその設定切り込みの 2.5 倍から 3 倍程度の砥石の削除が行われているとみなせる。

3.4.5 研削初期の破碎・脱落砥粒

ドレッシング直後の砥石作業面にはドレッシングによって砥粒や結合度に亀裂を含む影響層が残っている。このため、研削初期の砥石作業面は大きく変化し、次第に定常状態に近づくとされている。そこで、本実験では被削材を一パス単位で研削し、その際に生じた破碎・脱落砥粒を回収して重量測定することにより初期の研削作業における砥粒の破碎・脱落機構の推測と SG, WA 砥石それぞれの特徴を考察した。回収はドレッシング実験と同様の方法で行い、切りくずと砥粒の分離は磁石を用いて行った。表 3.5 に研削条件を示す。

図 3.25 は研削中に破碎・脱落した砥粒の様子を重量変化で示したものである。SG, WA 砥石とも研削初期に高結合度の K で破碎・脱落が多くなっている。これはドレッシング時に低結合度 H の砥石では砥粒の保持力が低いため、砥粒単体およびクラスタレベルでの脱落が多くボンド内部に潜在亀裂が生じにくいのに対し、高結合度 K の砥石では砥粒の保持力が強く粒内での破壊が支配的で、ボンド内部に多くの潜在亀裂が生じたためと考えられる。すなわち、ドレッシングによって砥石表面が受ける影響層は低結合度砥石より高結合度砥石の方が大きいことがわかる。また、各砥石で 4 パス目以降では重量変化が小さくな

表 3.5 研削条件

Wheels		SG46(H, K)8VSG-1 WA46(H, K)8VSK-1 $\phi 205 \times 15$ mm
Workpiece		S55C (HRC58)
Dressing conditions	Dresser	Single point dresser 1ct.
	Wheel speed	16.7 m/s
	Dressing lead	0.23 mm/rev
	Depth of dress	0.020 mm
Grinding conditions	Wheel speed	18.3 m/s
	Table speed	0.16 m/s
	Depth of cut	0.010 mm
	Grinding length	170 mm/pass
	Grinding width	15 mm
	Number of grinding	12 pass

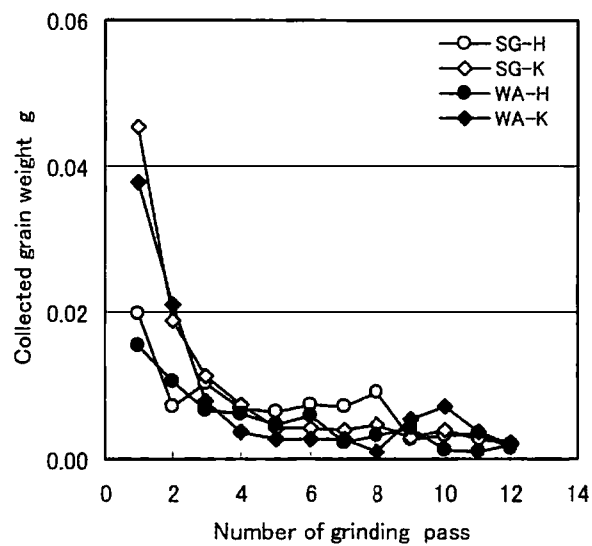


図 3.25 ドレッシング直後の研削による回収砥粒の重量変化

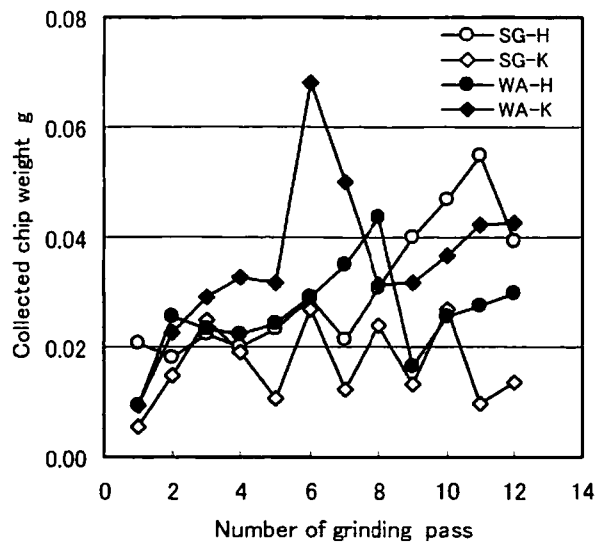


図 3.26 ドレッシング直後の研削による切りくずの重量変化

り徐々に安定しているが、これは砥石と被削材の衝突により砥粒の脱落生成が行われ、徐々に影響層が減少していくためで、破碎・脱落砥粒の回収実験によりその様子を確認することができた。

図 3.26 に切りくずの重量変化を示す。ドレッシング直後の切りくず重量は各砥石で平均値より低くなっており、ドレッシングによる影響層が研削量にも影響を与えていることがわかる。また、研削量は各砥石で安定することなく、特に SG 砥石の結合度 K では増減を繰り返している。これは砥石作業面の脱落生成に関係があり、砥石の研削機構を解明する上で重要な一因子と考えられる。

3.5 結 言

SG 砥石のドレッシング機構について実験的検討を行った結果、以下のことが明らかになった。

- (1) 高結合度砥石をドレッシングした場合、SG 砥石の切れ刃密度は WA 砥石より高いことが認められた。このとき、SG 砥石は砥粒先端が脆性的な破壊面で構成されているのに対し、WA 砥石は大きな劈開面で構成されていることがわかった。
- (2) SG 砥石は WA 砥石よりドレッサ摩耗が若干大きくなるが、通常のドレッシング方法により WA 砥石と同等のドレッシング精度が得られた。
- (3) 緩やかな条件でドレッシングすると、WA 砥石では被削材に研削割れが発生したが、SG 砥石では発生しなかった。このことから、SG 砥石においてはドレッシング量の削減が可能であることがわかった。
- (4) SG 砥石は砥粒保持力が低い低結合度領域では、砥粒自体の強度が高いためボンド内部またはボンド境界面での破壊割合が高くなり、砥粒単位での脱落が多くなる。これに対し、砥粒保持力が高い高結合度領域では、微細結晶構造を有するため砥粒の破壊規模が小さくなり、ドレッシング条件（ドレッシング送り、ドレッシング切り込み）の影響を受けにくいことがわかった。
- (5) 高結合度領域では砥粒種類にかかわらず、設定ドレッシング切り込みの 2.5 倍から 3 倍程度の砥石の削除が行われていることがわかった。
- (6) 研削実験から、ドレッシングによって砥石表面が受ける影響層は、低結合度砥石に比べ高結合度砥石の方が大きいことがわかった。また、研削初期における破碎・脱落砥粒や研削切りくず量の測定から、ドレッシング機構の違いによる影響が認められた。
- (7) ドレッシング時の抵抗変化やドレッシングにより生ずる破碎・脱落砥粒の測定結果は、圧壊実験により明らかになった砥粒の破壊特性から説明可能であることがわかった。

参考文献

- 1) 上田 昇, 山内勝利, 塚本公秀, 坂本英俊, 山下孝之: 幾何モデルによる研削仕上げ面創製シミュレーション, 日本機械学会講演文集, No.930-63 (1993)
- 2) N.Ueda, K.Yamauchi, K.Tsukamoto, H.Sakamoto: Computer Simulation on Grinding Chip Formation Considering Three Dimensional Distribution of Grain Cutting Edge, Proc. Int. Conf. Machining Technology in Asia & Pacific Regions. (1993)152.
- 3) 荻原親作, 岩田秀志, 常川利之, 臼井英治: 石材研削におけるダイヤモンド砥粒形状の変化過程とその評価, 砥粒加工学会誌, 39, 3(1995)149.
- 4) 五反田健二, 山内勝利, 渡辺利行, 管波剛司: セラミックス砥粒 SG のドレッシング特性, 1992 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (1992)343.
- 5) 松井正己, 庄司克雄: ドレッシングにおける砥粒切れ刃形成に及ぼす砥石結合度の影響, 精密機械, 49, 10(1983)1410.
- 6) 山内勝利, 上田 昇, 金澤康次: ドレッシング作業評価, 1992 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1992)843.
- 7) 山内勝利, 上田 昇: SG 砥石のドレッシング機構に関する研究, 日本機械学会論文集, 62, 597(1996)389.
- 8) 中島利勝, 宇野義幸, 橘 達人: 単石ドレッシングにおける 2・3 の問題, 砥粒加工学会誌, 34, 1(1990)21.
- 9) 中島利勝, 宇野義幸, 世俵秀樹: 研削砥石のドレッシングに関する研究 (第 1 報), 精密機械, 49, 2(1983)228.

第4章 SG 砥石の研削機構

4.1 緒 言

研削加工の大きな特徴の一つに切れ刃の自生作用というものがある。切削工具では摩耗や欠損が生じれば切削不能となり、再研磨しなければならない。しかし、不規則砥粒の微小切削の集積である研削では、砥石仕様の選定や研削条件の設定が適切であれば、砥粒が劈開破壊することにより適度に脱落して下層の新砥粒が出現し、常に鋭利な砥粒を持つ砥石作業面での研削が可能となる。高硬度材料を研削する場合を考えると、砥粒自体の硬度が高いこともあるが、同程度の硬度を有する材料に対しても砥石損耗さえいとわなければ、この自生作用によって研削が可能である。しかし、実際には適度な自生作用をうながす砥石仕様の選定や研削条件の設定はきわめて難しく、また砥石コスト、作業能率および加工精度に影響を及ぼす砥石損耗を無視することはできない。さらに、接触弧が長く切れ刃が摩滅摩耗しやすい作業、たとえば内面研削では自生作用を促進するような手段をとることができない場合もある。内面研削では平面研削や円筒研削と比較し接触弧が長く、また砥石径が小さいことにより砥石作業面上の切れ刃数が少ないため、切れ刃先端に摩滅摩耗が生じ、研削焼けなどの研削損傷が発生しやすい。そのため、研削焼けの発生を防止するために自生作用の活発な低結合度の砥石を用いると、砥石作業面上の切れ刃数が少ないため砥石損耗が著しく、加工物の寸法精度を維持するのが困難となる。そのため、通常では高結合度の砥石を用いてツルーイングやドレッシングを頻繁に行い、常に切れ刃を鋭利に保つことにより、研削損傷の発生を防止しながら研削を行っている。したがって、この作業においては、ツルーイングやドレッシングに多くの時間を費やすとともに、研削砥石の大半をこれらの作業によって消耗してしまい、砥石交換も頻繁に行うことになり、非加工時間の占める比率が高くトータルの加工能率は低下する。そこで、最近これらの欠点を補うため、従来砥石に代わり、砥粒が超微粒子で構成され、砥粒の大規模な脱落ではない砥粒自体のミクロな自生作用を有する SG 砥石が使用されるようになった。

本章では、鋼研削の分野で広く用いられている SG 砥石の研削機構¹⁾を明らかにするため、まず画像解析による SG 砥石の三次元構造の解明を試み^{2), 3)}、そこから得られた結果をもとに SG 砥石の研削機構を考える上で重要な位置を占める SG 砥粒の損耗形態モデルを提案した。研削実験においては、この損耗形態モデルの正否を検証するため、砥石組成

の粒度，結合度および組織等の砥石組成が研削性能に及ぼす影響を調べた．また，砥石周速度，被削材周速度および研削能率等の影響についても詳細に検討した．

4.2 画像解析による砥石三次元構造の解明

研削砥石は非常に複雑な構造をしているため，従来から砥石作業面の観察あるいは任意断面の観察が行われていたにすぎない．本節ではラッピングにより砥石任意断面の画像を取り込み，画像解析と SG 砥石の三次元構造の解明を試みた．

4.2.1 ラッピング加工による砥石の任意断面観察

対象砥石は粒度 #46，結合度 K，組織 8 の SG 砥石と WA 砥石である．ブロック状に切り出した砥石を 10 μ m 前後の間隔でラッピングにより除去し，金属顕微鏡を用いて砥石片内部任意断面の写真撮影を行った．砥石の観察断面積すなわち画像解析のサンプリング面積は 1.44mm \times 1.9mm (2.74mm²) である．図 4.1 に SG 砥石ならびに WA 砥石の断面写真の一例を示す．

図 4.2 は画像処理によりサンプリング面積内の砥粒個数をカウントし，SG 砥石と WA 砥石について砥石厚さ方向に対してプロットしたグラフである．砥石表面から 100 μ m 程度の深さで砥粒個数はほぼ一定値となっている．内部砥粒個数は両砥石とも約 20 個であり，サンプリング面積で除した砥粒密度は 1mm² あたり 7.3 個である．

図 4.3 および図 4.4 は砥石厚さ方向に対して砥粒面積率とボンド面積率の変化を示したものである．砥石内部の砥粒面積率（ボンド率）はそれぞれおよそ SG 砥石で 45（8.5），

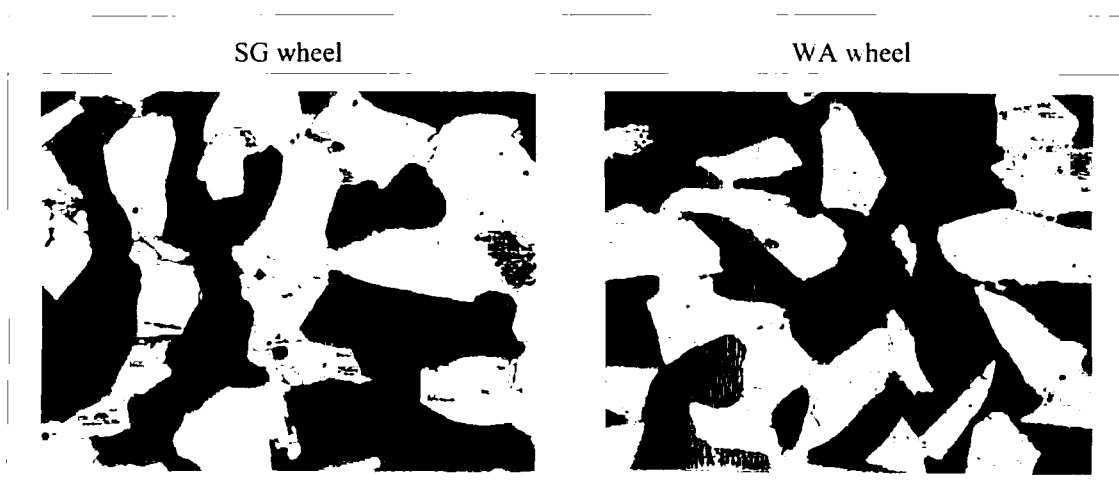


図 4.1 金属顕微鏡によるラッピング断面観察の一例 (1.44mm \times 1.9mm)

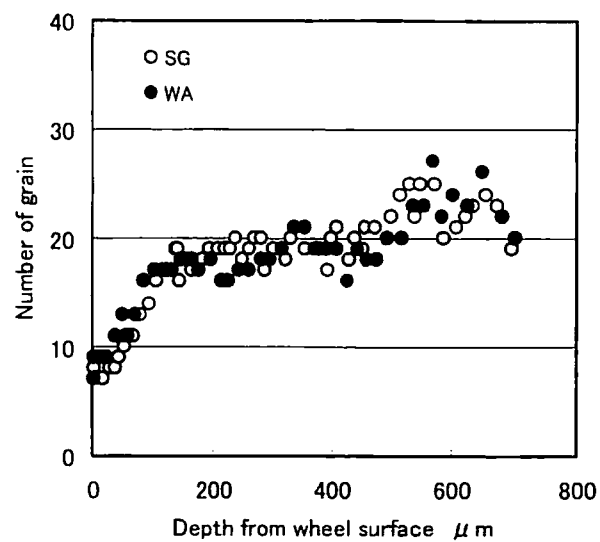


図 4.2 任意砥石断面での砥粒個数

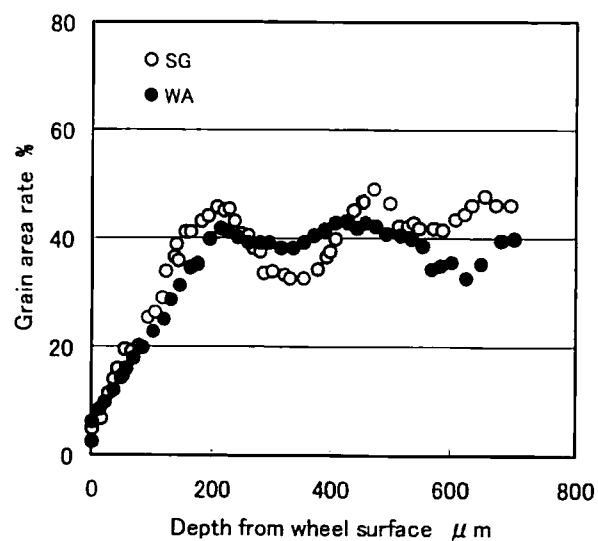


図 4.3 任意砥石断面での砥粒面積率

WA 砥石で 40 (8.0) となり、若干の差はあるが同程度の値を示した。砥粒個数や砥粒面積率の変化に比べ、ボンド面積率は大きな変動を示している。

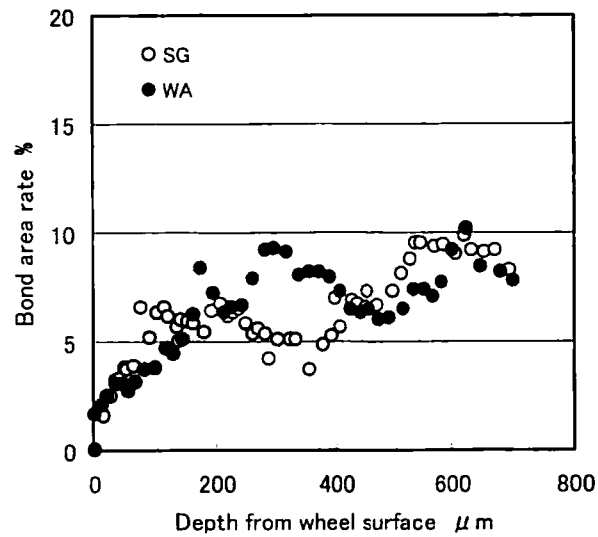


図 4.4 任意砥石断面でのボンド面積率

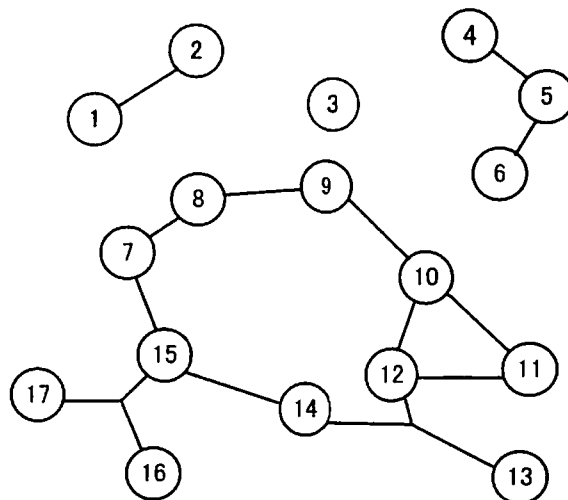


図 4.5 砥石断面構造の模式図

4.2.2 砥粒の結合状況

図 4.5 は砥石の構造を模式的にリニヤグラフで表したものである。砥粒を円で、結合を線で示している。砥粒の結合状態を表す量として、以下のようなものが考えられる。

マクロな結合状態として連結砥粒(例:1-2, 4-6, 7-17), 閉連結砥粒(例:7-8-9-10-12-14-15, 10-11-12), 同一砥粒連結砥粒(例:9-11-12 (10)), 同一架橋砥粒(例:12-13-14, 15-16-17)

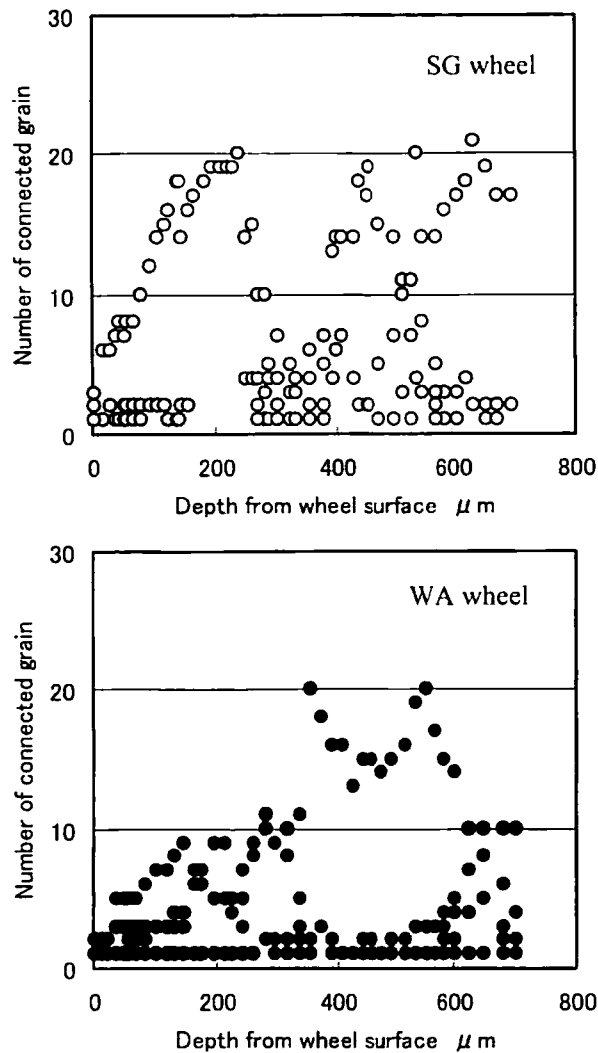


図 4.6 任意砥石断面での連結砥粒数

など、ミクロな結合状態として2砥粒間最大架橋距離や2砥粒間架橋最大長さなどが定義できる。連結砥粒数、閉連結数、同一砥粒連結砥粒数などが多いほど、また2砥粒間最大架橋最大長さが長いほど砥石の結合状態は強固と言える。

図 4.6 に単一連結砥粒数を示す。連結砥粒数は WA 砥石に比べ SG 砥石の方が多く強固な結合をしていると考えられる。これは SG 砥粒が微細結晶構造を有するため砥粒表面積が大きく、ボンドの砥粒保持力が高くなったためと推察できる。

4.3 砥粒切れ刃の自生作用と SG 砥粒の機構モデル

WA 砥粒に代表される一般砥粒切れ刃の損耗は、図 4.7 に示すように摩滅摩耗、小破碎および大破碎の三つの形態に分けられる。通常の研削過程ではこれらが混在する形となる。切れ刃の自生作用は主として砥粒の種類や研削条件に依存する。破碎性に富み靱性が低い砥粒の場合には、研削過程で切れ刃に小破碎や大破碎が生じやすく、自生作用が活発となる。逆に、破碎性が低く靱性に富んだ砥粒の場合には、破碎などの自生作用が発生しにくいため切れ刃に摩滅摩耗に起因した摩耗平坦部が生じやすくなる。この砥粒の破碎性や靱性の高低に依存した砥粒切れ刃の自生作用は、研削時における切れ刃の逃げ面摩耗平坦部の形成、すなわち砥粒の形状を決定し、最終的には砥石の切れ味を左右する⁴⁾。

砥石を用いて各種材料を研削すると、砥粒切れ刃に作用する負荷とその切れ刃を保持するボンドの接着強さとの相対関係により、目こぼれ、目つぶれおよび目づまりの三つの研削形態が観察される。砥粒切れ刃に作用する負荷が砥粒を保持するボンドの接着強さを越える場合には、砥粒は脱落し目こぼれ形の研削となる。この目こぼれ形の研削の場合には、自生作用が非常に活発であるため、砥石の切れ味は良いが損耗量は非常に多くなる。これに対し、砥粒切れ刃に作用する負荷がボンドの接着強さに比べ非常に小さい場合には、砥粒の脱落が生じにくいため、目つぶれ形あるいは目づまり形の研削となる。この目つぶれ形あるいは目づまり形研削の場合には、砥石損耗は少ないが切れ味が悪くなり、研削抵抗の増大に伴う研削温度上昇により寸法精度等の加工精度に悪影響を及ぼす。このように目こぼれや目つぶれは、主として研削条件によって決定される砥粒に作用する負荷とそれを保持するボンドの接着強さとの相対的な関係に依存し、ボンドの接着強さには砥粒やボンドの種類および結合度が影響する。

SG 砥粒の研削機構を考えたとき重要な意味を持つ損耗形態は図 4.8 に示すようになる。SG 砥粒は WA 砥粒などの一般砥粒に比べ、破碎性が低く靱性に富んだ砥粒である。しかし、微細結晶構造を有することにより、研削過程では微細結晶ごとに微小破碎や脱落を引き起こす。このため、逃げ面摩耗平坦部が形成されにくく、形成された場合には砥粒を構成している微細細粒の効果により平坦部の粗さは WA などの一般砥粒に比べて粗くなる。これらのことを模式的に示したのが図 4.8 であり、図 4.7 に示す一般砥粒の平坦部に比較して、形成された平坦部は粗くなる。このため、平坦部が形成されていない場合に比較すると削除能力は低下するものの十分高く、一般砥粒のように平坦部で認められる摩擦力の増加は起こりにくい。また、2.5 節で述べたように耐摩耗性も高いことから、良好な切れ味を

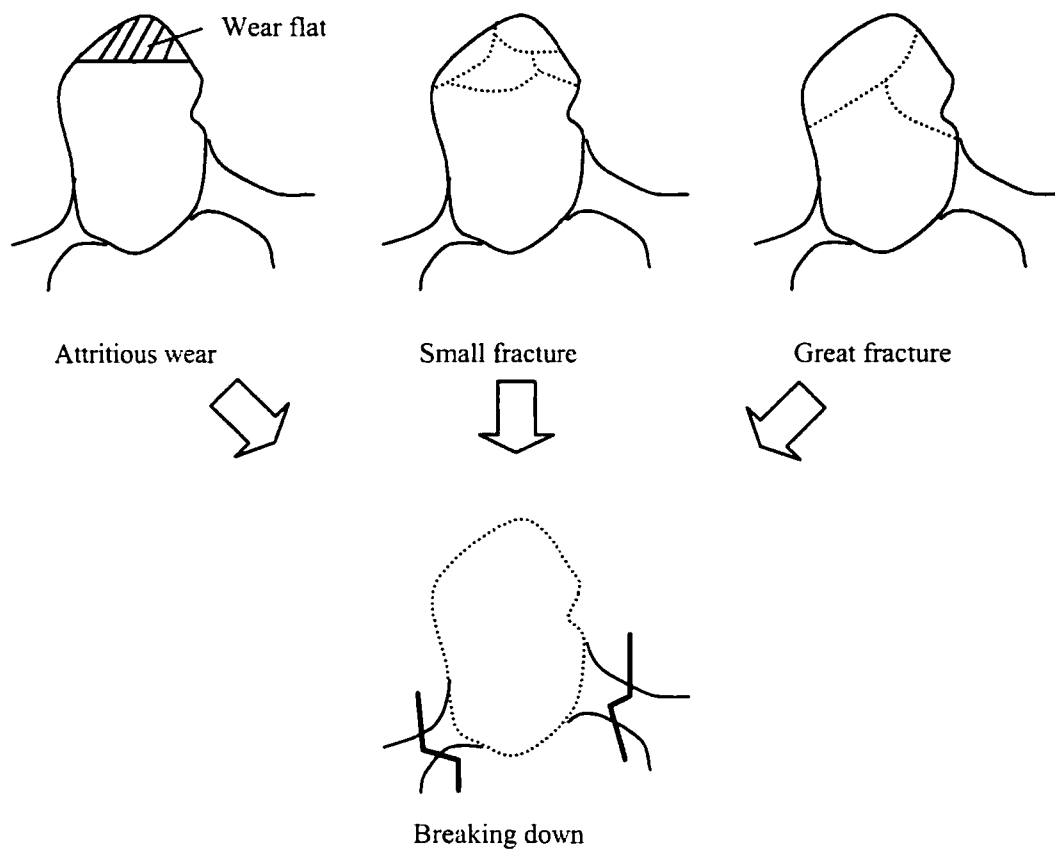


図 4.7 一般砥粒切れ刃による損耗形態の模式図

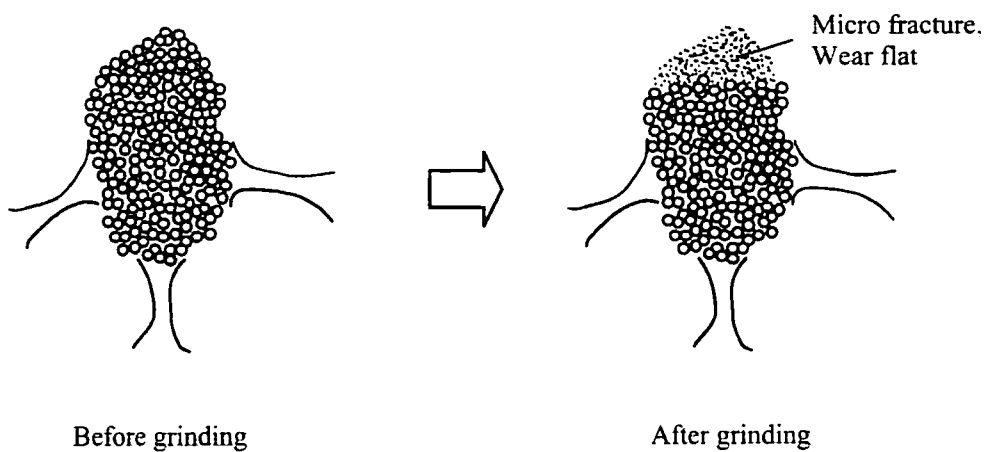


図 4.8 SG 砥粒切れ刃による損耗形態の模式図

長く維持することが可能である。さらに、ボンドとの接着強さにおいても、前節の結果から WA 砥粒に比べボンドブリッジ自体は細くなっている（ボンド量が一定のため）と思われるが、連結砥粒数が多いことから強固な結合をしていると考えられる。

以下の研削実験では、ここで提示した砥粒摩耗に注目した研削機構モデルの正否を検証する。

4.4 SG 砥石の研削性能⁵⁾

4.4.1 実験装置および実験方法

粒度#80, 結合度 L, 組織 8 のビトリファイドボンドの SG 砥石と WA 砥石を用い, S55C 焼入れ材を円筒プランジ研削した場合の研削性能と砥石作業面の時系列変化を調べた. 表 4.1 に研削条件を示す. このときの砥石損耗量の測定はカーボン板を用いた転写法で行い, 研削抵抗の測定は心押し台側センタに貼り付けた歪みゲージにより法線分力 F_n および接線分力 F_t を求めた. 被削材の残留応力測定は理学電機製の X 線残留応力測定装置 (MSF-2M) を使用し, 被削材深さ方向の測定には電解研磨法を用いた. 表 4.2 に測定条件を示す. また, 砥石作業面の断面プロファイルを記録し解析するため, 前章で使用した砥石表面測定器を用い砥石同一円周上の時系列変化を調べた. なお, 実験砥石には砥石外周の対象位置に図 4.9 に示す着脱可能なセグメントブロックを設け, SEM 観察による同一切れ刃の追跡を可能とした.

表 4.1 研削条件

Wheels		SG80L8VSG-1 WA80L8VSK-1 φ 350×10 mm
Workpiece		S55C (HRC58) φ 50×5 mm
Machine		Toyoda cylindrical grinder GPN-5P (11kw)
Coolant		Kure-Cut NET-500B 2%
Dressing conditions	Dresser	Single diamond dresser
	Dressing lead	0.15 mm/rev
	Depth of dress	0.01 mm/pass
Grinding conditions	Wheel speed	45 m/s
	Work speed	450 mm/s
	Material removal rate	15 mm ³ /mm·s

表 4.2 残留応力の測定条件

Target	Cr
Voltage Current	30 kv 10 mA
Soller slit	0.34°
Scan conditions	High angle : 167.67 Low angle : 144.57 Step width : 0.46 Fixed time : 2.40
Measured area	2×4 mm ²

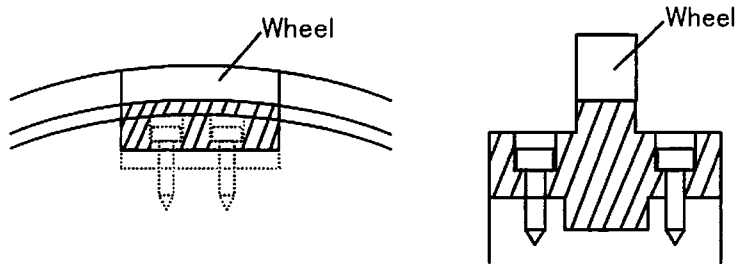


図 4.9 実験に使用した砥石形状の概略図

4.4.2 実験結果

図 4.10 に SG 砥石と WA 砥石の研削性能の比較を示す。研削比は WA 砥石の 11 に対し、SG 砥石では約 5 倍の 53 の値を示す。研削抵抗は法線分力 F_n 、接線分力 F_t ともに研削初期では SG 砥石が若干高くなっているが、その後は同程度の値で推移している。仕上げ面粗さは両砥石とも研削初期には同程度の値を示すが、その劣化割合については SG 砥石の方が WA 砥石より小さくなっている。Rz3.2 μ m を基準とした場合、WA 砥石の砥石単位円周長さあたりの限界研削代断面積⁶⁾0.07mm²/mm に対し、SG 砥石のそれは 0.35mm²/mm であり、SG 砥石は WA 砥石の 5 倍のドレスインターバルを有する。

図 4.11 に残留応力の測定結果を示す。(a)は砥石単位円周長さあたりの限界研削代断面積に対する被削材表面の残留応力、(b)は仕上げ面粗さ Rz3.2 μ m (砥石単位円周長さあたりの限界研削代断面積：SG 砥石 0.35mm²/mm、WA 砥石 0.07mm²/mm) 時の被削材深さ方向の残留応力を示したものである。被削材表面の残留応力は SG、WA 砥石ともに研削初期では

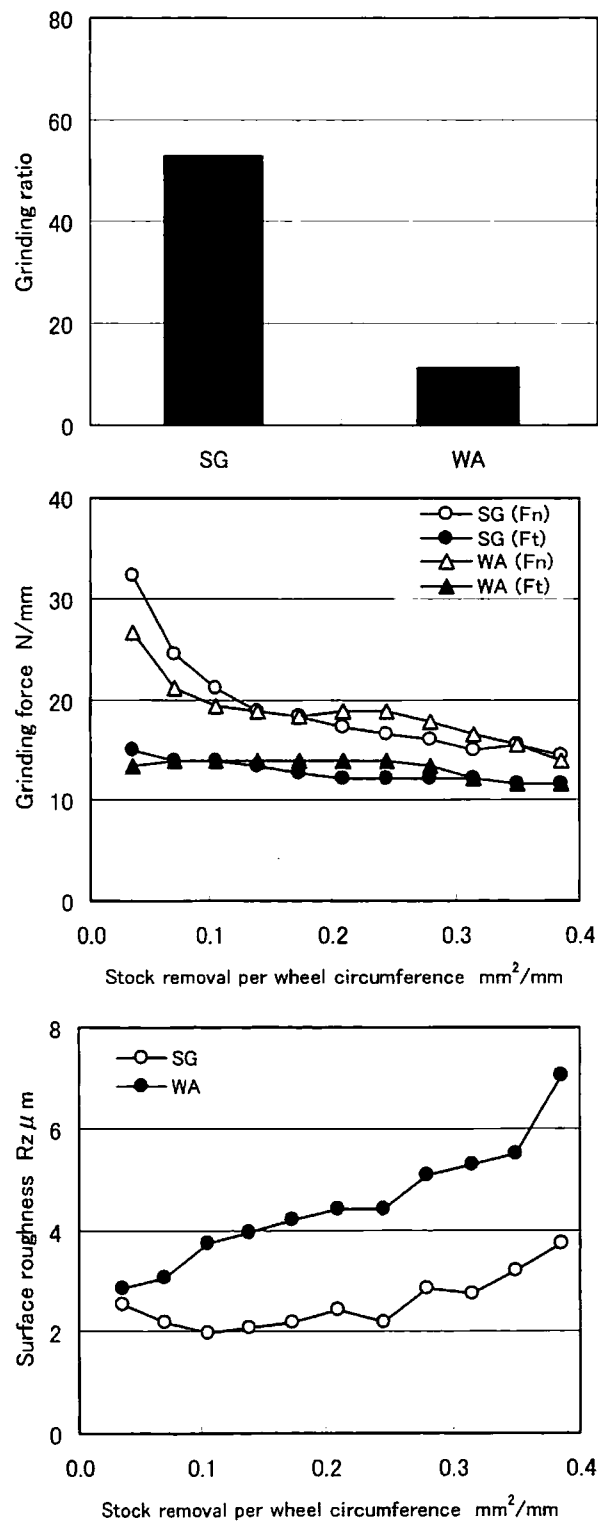
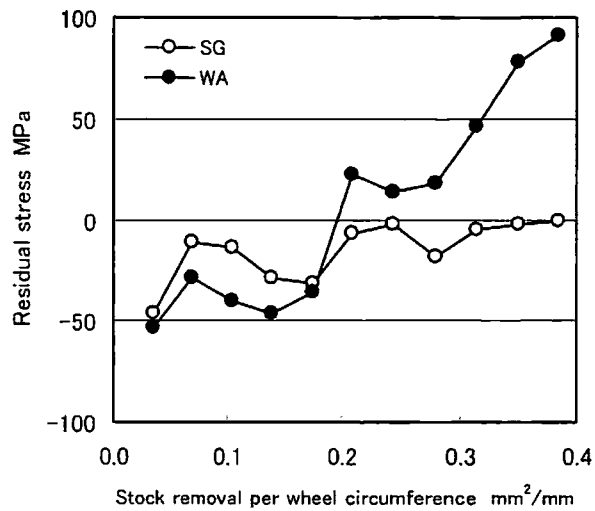
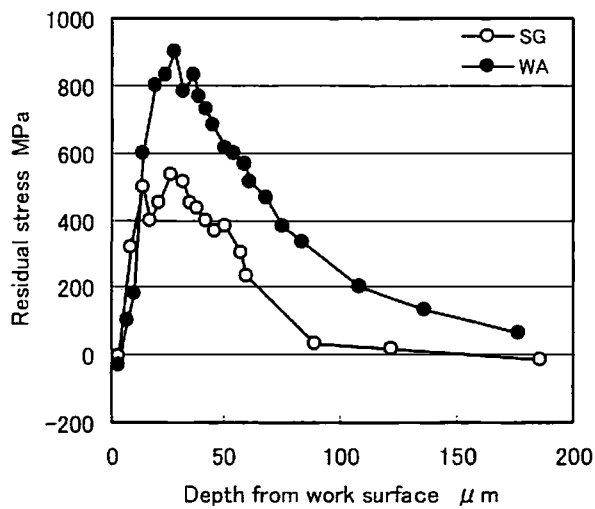


図 4.10 SG 砥石の研削性能



(a) 被削材表面の残留応力



(b) 被削材深さ方向の残留応力

図 4.11 SG 砥石の残留応力

圧縮の残留応力を示すが、研削の進行とともに引張方向に移行する。このとき、SG 砥石の方がより大きな圧縮残留応力値を示す。また、被削材深さ方向の残留応力においても、最大引張応力の値は SG 砥石の方が WA 砥石より低くなっている。これは SG 砥粒が微細結晶構造を有しているため逃げ面摩耗が起りにくく、研削中の摩擦成分による発生熱が低くなったためと推察することができる。

図 4.12 にこのときの切りくずの SEM 写真を示す。研削の進行とともに WA 砥石で研削したときの切りくずは次第に大きくなるのに対し、SG 砥石で研削したときはその変化が見られない。これは WA 砥石においては砥石損耗の増加により、研削中の同時研削切れ刃が減少し、最大砥粒切り込み深さが大きくなったためと考えられる。

図 4.13 にドレッシング後と研削後の砥石作業面の SEM 写真を示す。WA 砥石は砥石作業面の変化が大きく、大破碎した砥粒や脱落した砥粒が多数見られる。これに対し、SG 砥石は砥石作業面の変化が小さく、これらの砥粒はほとんど認められない。

図 4.14 に砥石作業面の断面プロファイルの時系列変化を示す。研削の進行に伴い砥石作業面の変化は明らかに SG 砥石の方が WA 砥石より小さく、WA 砥石では砥粒単位での脱落が多いのに対し、SG 砥石では砥粒一個内での破碎が支配的である。すなわち、研削の進行に伴う砥石の損耗形態は WA 砥石では摩滅摩耗から大破碎や脱落が主体であり、SG 砥石では微小破碎が主体であることがわかる。そのため、前述のように SG 砥粒の研削比は高くなり、仕上げ面粗さも小さくなったものと考えられる。

図 4.15 に砥石作業面全周の凹凸波形解析から得られた砥粒数を示す。WA 砥石の変化量に対して、SG 砥石では変化量が明らかに少なく、これは図 4.14 の結果とも一致する。






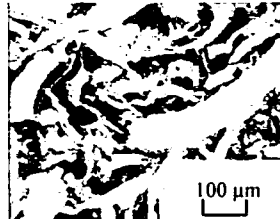
	Stock removal per wheel circumferential length		
	0.035 mm ² /mm	0.070 mm ² /mm	0.350 mm ² /mm
SG wheel			
WA wheel			

図 4.12 切りくずの SEM 写真



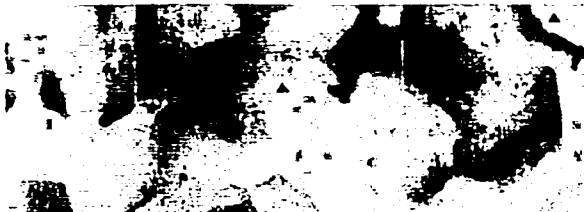

× Breaking down ▲ Fracture ↓ Crack		
SG wheel	After dressing	
	After grinding	
WA wheel	After dressing	
	After grinding	

図 4.13 SEM による砥石作業面の定点追跡

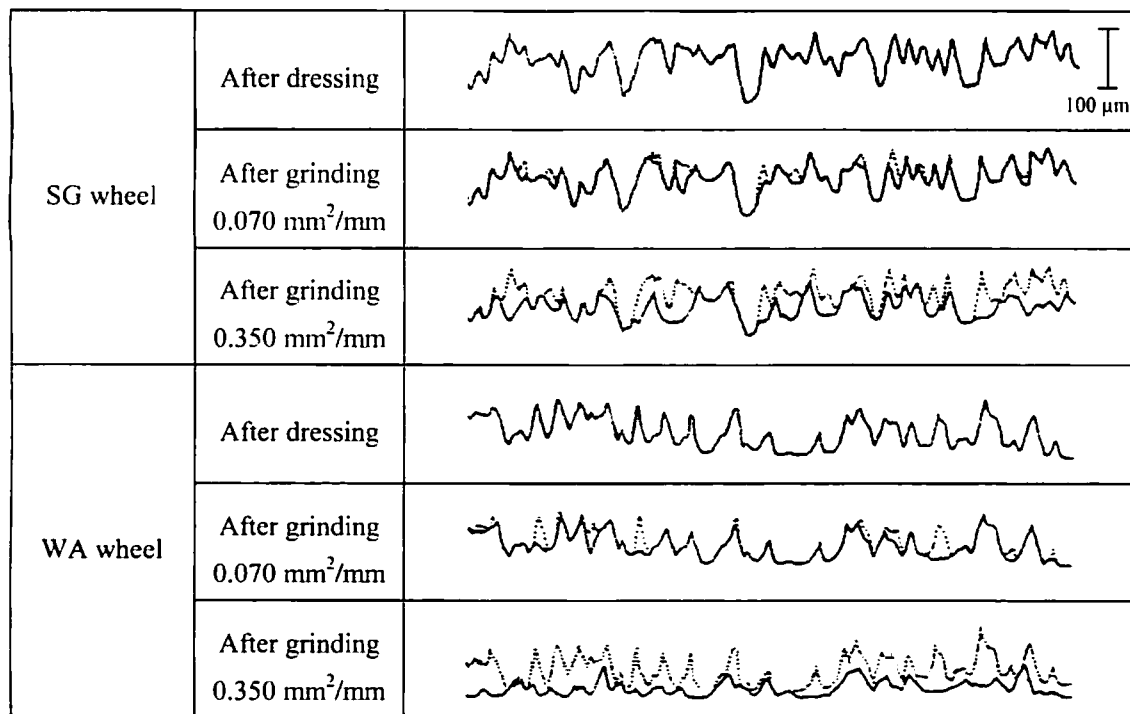


図 4.14 砥石作業面の断面プロファイル

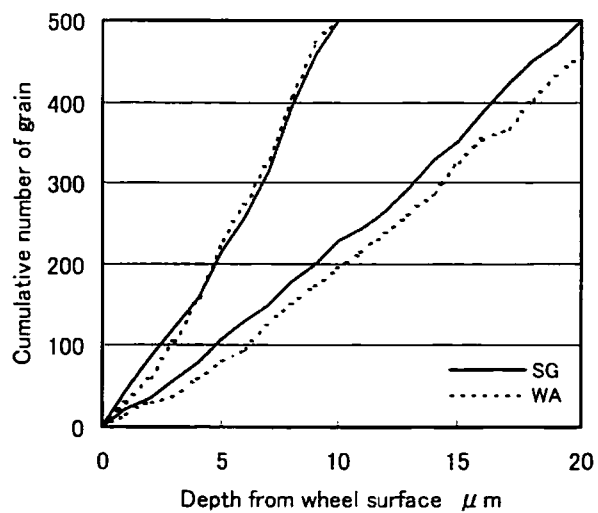


図 4.15 砥石作業面の砥粒数

4.5 研削性能に及ぼす砥石組成の影響

本節の研削実験においては、特に断らない限り表 4.3 の研削条件のもとで行った。

表 4.3 研削条件

Wheel size		φ 405×25 mm
Workpiece		S55C (HRC58) φ 60×5 mm
Machine		Toyoda cylindrical grinder GPN-5P (11kw)
Coolant		Kure-Cut NET-500B 2%
Dressing conditions	Dresser	Square pillar diamond dresser
	Wheel speed	33.3 m/s
	Dressing lead	0.2 mm/rev
	Depth of dress	0.02 mm/pass
Grinding conditions	Wheel speed	33.3 m/s
	Work speed	330 mm/s
	Material removal rate	5 mm ³ /mm·s
	Total depth of cut	φ 1×10 cut

4.5.1 研削性能に及ぼす砥石粒度の影響

図 4.16 に結合度 J、組織 8 の SG 砥石と WA 砥石を用い、砥石周速度 33.3m/s、被削材速度 330mm/s、研削能率 5mm³/mm·s の条件のもとで、砥石粒度を #46、#60、#80、#120 と 4 水準変化させた場合の砥石粒度が研削性能に及ぼす影響について示す。両砥石とも粒度が高くなるにつれて、研削比と研削抵抗は低くなり、仕上げ面粗さは小さくなっている。これは以下のように説明できる。すなわち、粒度が高くなるほど同時研削切れ刃数が増加し、最大砥粒切り込み深さは小さくなる。しかし、研削過程で切れ刃に逃げ面摩耗が生じ、単一砥粒に作用する負荷が増大すると、砥粒一個あたりのボンド量が少ない高粒度の砥石では破碎・脱落砥粒の割合が増加し、研削比が小さくなったと考えられる。これを砥石間で比較すると、SG 砥石の研削比は各粒度で WA 砥石より高くなっており、高粒度になってもその減少率は小さい。これは第 2 章で述べたように、SG 砥粒は圧壊強度および耐摩耗

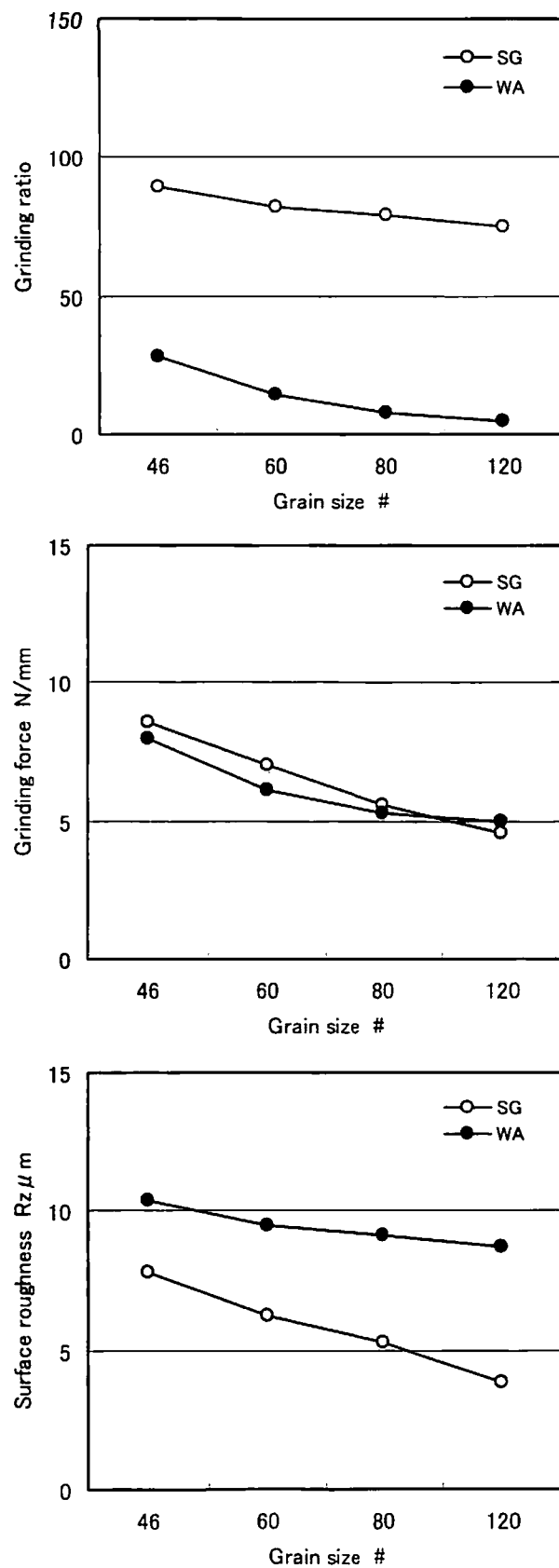


図 4.16 研削性能に及ぼす砥石粒度の影響

性などの砥粒強度が高く、しかも微細結晶構造を有しているため、高粒度になっても砥粒切れ刃に逃げ面摩耗が起りにくく、サブミクロンの微小切れ刃が常に生成されるためと考えられる。研削抵抗は粒度が高くなるにつれて、両砥石とも低くなっているが、その減少率は高粒度になるほど小さくなっている。特に、この現象はWA砥石で顕著に見られる。これは高粒度ほどチップポケットが小さく、切りくずの排出能力が低いため、目づまりが発生したものと考えられる。仕上げ面粗さはSG砥石の方が各粒度でWA砥石より小さく、SG砥石では高粒度になるにつれて直線的に小さくなっているが、WA砥石では高粒度域での減少率が小さくなっている。これは粒度効果による向上要因と砥石損耗による劣化要因が相殺されたためと考えられる。

4.5.2 研削性能に及ぼす砥石結合度の影響

図 4.17 に粒度#80、組織 8 の SG 砥石と WA 砥石を用い、砥石周速度 33.3m/s、被削材速度 330mm/s、研削能率 $5\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ の条件のもとで、砥石結合度を I、J、K、L と 4 水準変化させた場合の砥石結合度が研削性能に及ぼす影響について示す。両砥石とも結合度が高くなるにつれて、研削比と研削抵抗は高くなり、仕上げ面粗さは小さくなっている。これは結合度が高くなるほど砥粒保持力が向上し、脱落砥粒の割合が減少するためと考えられる。これを砥石間で比較すると、SG 砥石の研削比は各結合度で WA 砥石より高くなっており、低結合度ほどその倍率差は大きくなっている。たとえば、結合度 I では SG 砥石は WA 砥石の約 25 倍、結合度 L では約 8 倍の研削比を示した。これは SG 砥粒が微細結晶構造を有しているため砥粒表面積が大きく、ボンドの砥粒保持力が向上したためと考えられる。研削抵抗は結合度 I、J では SG 砥石の方が WA 砥石より若干高くなっているが、結合度 K、L では逆に SG 砥石の方が低くなっている。これは高結合度になると、WA 砥石では研削過程で摩滅摩耗が促進され研削抵抗が増大するのに対し、SG 砥石では砥粒強度が高く、しかもサブミクロンの微小切れ刃が生成し、切れ味の低下が起きないためと考えられる。仕上げ面粗さは SG 砥石の方が各結合度で WA 砥石より小さくなっている。SG 砥石の仕上げ面粗さは WA 砥石の約 2 分の 1 の値を示した。

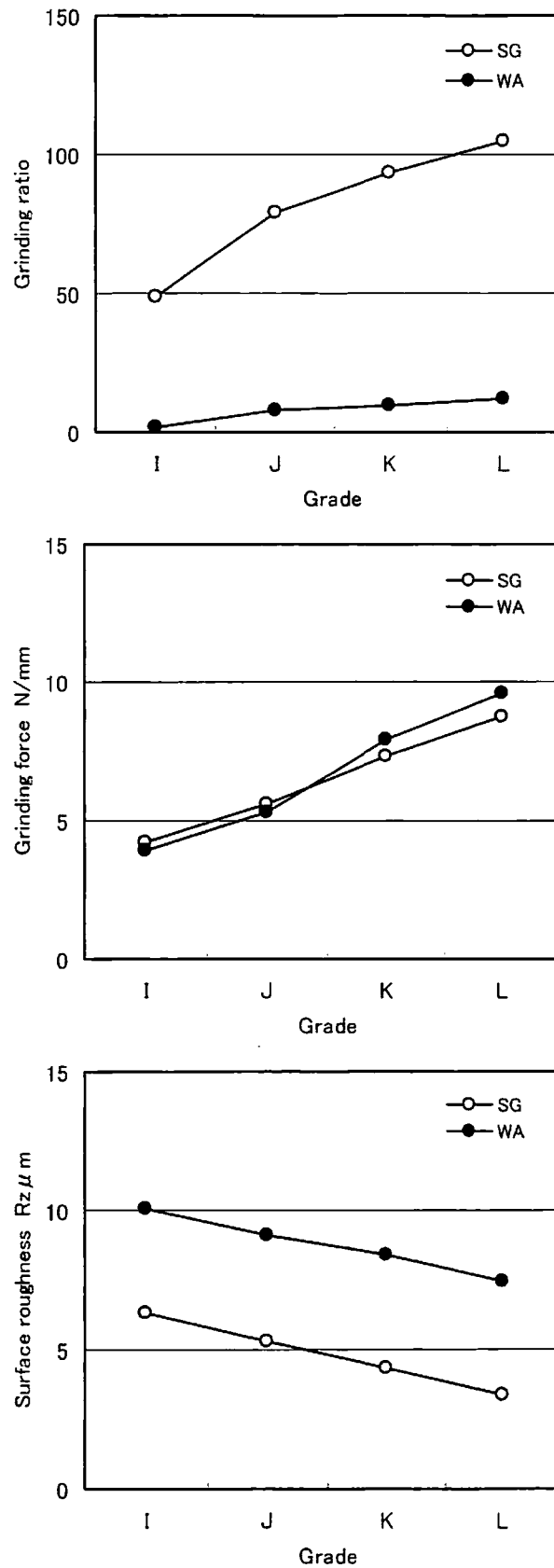


図 4.17 研削性能に及ぼす砥石結合度の影響

4.5.3 研削性能に及ぼす砥石組織の影響

図 4.18 に粒度#80、結合度 J の SG 砥石と WA 砥石を用い、砥石周速度 33.3m/s、被削材速度 330mm/s、研削能率 $5\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ の条件のもとで、砥石組織を 8、10、12 の 3 水準変化させた場合の砥石組織が研削性能に及ぼす影響について示す。両砥石とも組織が粗になるにつれて、研削比と研削抵抗は低くなり、仕上げ面粗さは大きくなっている。これは組織が粗になるほど同時研削切れ刃数が減少し、最大砥粒切り込み深さが大きくなるため、単一砥粒に作用する負荷が増大し、破碎・脱落砥粒の割合が増加したためと考えられる。これを砥石間で比較すると、SG 砥石の研削比は各組織で WA 砥石より高くなっている。たとえば、組織 12 で SG 砥石は WA 砥石の約 5 倍の研削比を示した。研削抵抗は組織が密の場合には SG 砥石が若干高いが、組織が粗の場合には逆に SG 砥石の方が低くなる。これは SG 砥粒の砥粒強度が高いため、砥粒保持力の低い粗組織の場合にはボンドブリッジ内での破壊割合が増加するためと考えられる。仕上げ面粗さは SG 砥石の方が各組織で WA 砥石より小さくなっているが、組織が粗になるほどその差は縮まっている。これは SG 砥石で脱落砥粒の割合が増加したためと考えられる。

4.5.4 研削性能に及ぼす SG 砥粒コンセントレーションの影響

SG 砥石を導入する場合、その砥粒価格は CBN 砥粒と比較すると非常に安価であるが、WA 砥粒より高価であるためイニシャルコストが問題となる場合がある。そこで、本項では SG 砥粒のコンセントレーションが研削性能に及ぼす影響について検討した。

図 4.19 に砥石周速度 33.3m/s、被削材速度 330mm/s、研削能率 $5\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ の条件のもとで、SG 砥粒のコンセントレーションを 0 (WA 砥粒 : 100%) から 100% (WA 砥粒 : 0) まで各 10% ずつ変化させた場合の研削性能を示す。砥石の粒度は#80、結合度は J、組織は 8 である。研削比は SG 砥粒のコンセントレーションの増加に伴い、50% (SG : WA=50:50) までは急激に高くなるが、それ以降では上昇率が緩やかになっている。研削抵抗は SG 砥粒のコンセントレーションを増加させてもほとんど変化は見られない。また、仕上げ面粗さも研削比と同様に SG 砥粒のコンセントレーションが 50% までは顕著に小さくなるが、それ以降では減少率が緩やかになっている。

以上の結果から判断すると、砥粒コストと研削性能の両面から見て、SG 砥粒のコンセントレーションは 50% 程度が適当であると考えられるが、砥粒コストのみで評価するのは妥当ではなく、設備費、労賃、砥石価格、ドレッサ価格などによる加工物一個あたりの総

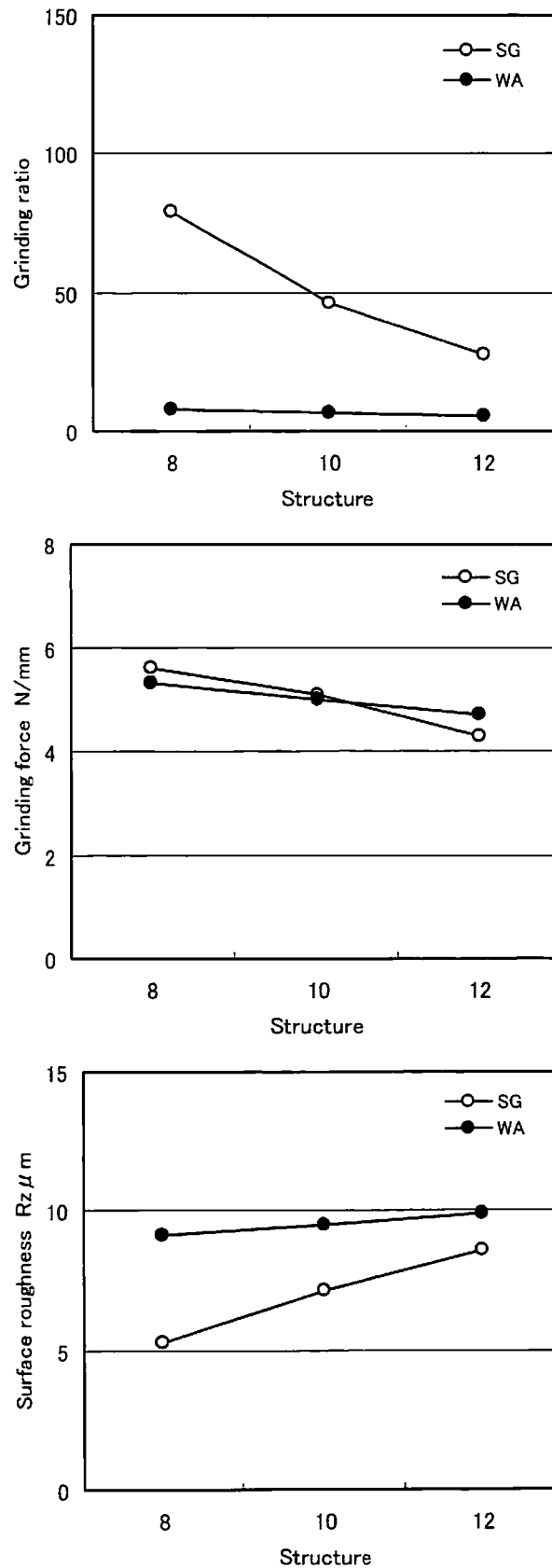


図 4.18 研削性能に及ぼす砥石組織の影響

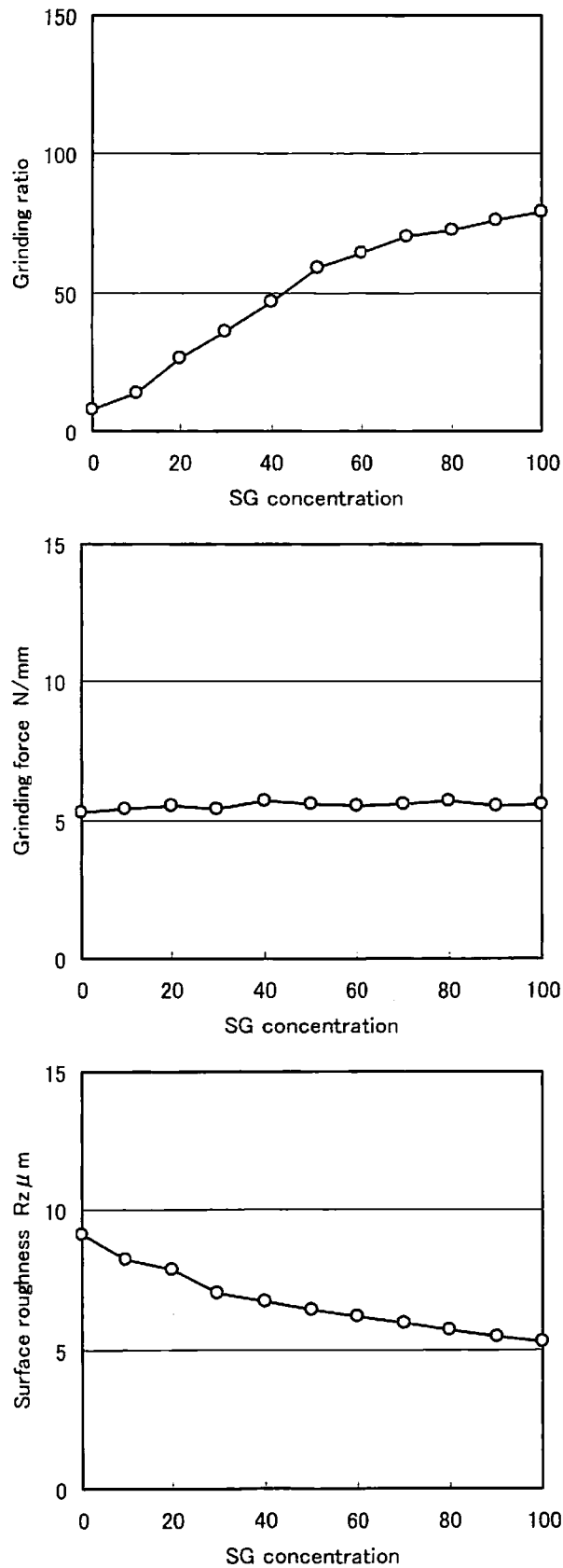


図 4.19 研削性能に及ぼす SG 砥粒混合割合の影響

合加工コストを考慮して判断する必要である。総合コストの計算式の一例を以下に示す⁷⁾。

$$Ct = Cd + Cg + Cl + Cm$$

ただし、 $Cd = Pd / (N \cdot n)$

$$Cg = Pg / (N \cdot D / d)$$

$$Cl = Pl(Tg + Td / N)$$

$$Cm = Pm(Tg + Td / N)$$

Ct : 総合コスト, Cd : ドレッサコスト, Cg : 砥石コスト, Cl : 労働コスト,

Pd : ドレッサ価格, Pg : 砥石価格, Pl : 時間あたりの人件費,

Pm : 時間あたりの設備費, Cm : 加工物一個あたりの設備コスト,

N : ドレッシングあたりの加工数, n : ドレッサ使用可能回数,

D : 砥石使用可能直径, d : 一回のドレッシング取り代, Tg : 研削時間,

Td : ドレッシング時間

4.5.5 研削性能に及ぼす砥粒形状の影響⁸⁾

SG 砥粒と同じ化学的プロセスで製造され、砥粒形状が柱状の TG 砥粒(図 4.20)を用い、砥粒形状が研削性能に及ぼす影響について検討した。このときの研削条件を表 4.4 に示す。

図 4.21 に粒度 #60、結合度 J、組織 8 の TG 砥石、SG 砥石および WA 砥石を用い、S55C の焼入れ材と生材を平面ブランチ研削したときの研削能率に対する各砥石間の研削比、研削抵抗および仕上げ面粗さの比較を示す。TG 砥石の研削比は各研削能率でもっとも高くなっており、研削能率の増加とともに他の砥石との差は拡大している。両被削材とも研削能率 $6.7\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ 時に、TG 砥石の研削比は SG 砥石の約 2 倍、WA 砥石に対しては約 5 倍の値を示した。これは TG 砥粒の形状が柱状であるため、砥粒保持力が高くなったことにより、脱落砥粒の割合が減少したためと考えられる。また、焼入れ材と生材を研削した場合とでは、生材を研削した方が研削比は 2~3 倍程度高くなっているが、研削能率の増加に伴う減少率においては大きくなっている。これは生材の研削においては、延性が大きく切りくずの排出が悪くなるため目づまりを生じるかあるいは切りくずが砥粒に溶着し部分的な脱落を引き起こすため砥石の損耗量が大きくなったものと考えられる。研削抵抗は研削能率の増加にほぼ比例して高くなり、研削能率 $1.7\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ では砥石間による顕著な差は見られないが、 $3.3\sim 6.7\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ では WA 砥石に比べ TG 砥石および SG 砥石の研削抵抗は若干低くなっている。焼入れ材と生材を研削した場合で比較すると、生材を研削した



図 4.20 TG 砥粒のマイクロスコープ写真 200 μm

表 4.4 研削条件

Wheels	TG60J8VSG-1 SG60J8VSG-1 WA60J8VSK-1 ϕ 205×15 mm
Workpiece	S55C (HRC58, HRC25) 100×5 mm
Wheel speed	33.3 m/s
Work speed	330 mm/s
Material removal rate	1.7, 3.3, 6.7 mm ³ /mm·s
Total depth of cut	5 mm
Coolant	Kure-Cut NET-500B 2%

方が研削抵抗は 20～40%程度低くなっている。仕上げ面粗さは両被削材とも TG 砥石がもっとも良好な結果を示し、これは砥石損耗に起因しているものと考えられる。また、焼入れ材と生材の比較においては、生材を研削した方が仕上げ面粗さは大きく、研削能率の増加に伴う劣化割合も大きくなっている。

以上の結果から、同一の化学成分、同一の化学的プロセスで製造された砥粒であっても砥粒形状が異なると、研削性能に大きな影響を及ぼすことがわかり、TG 砥粒の有効性が確認できた。

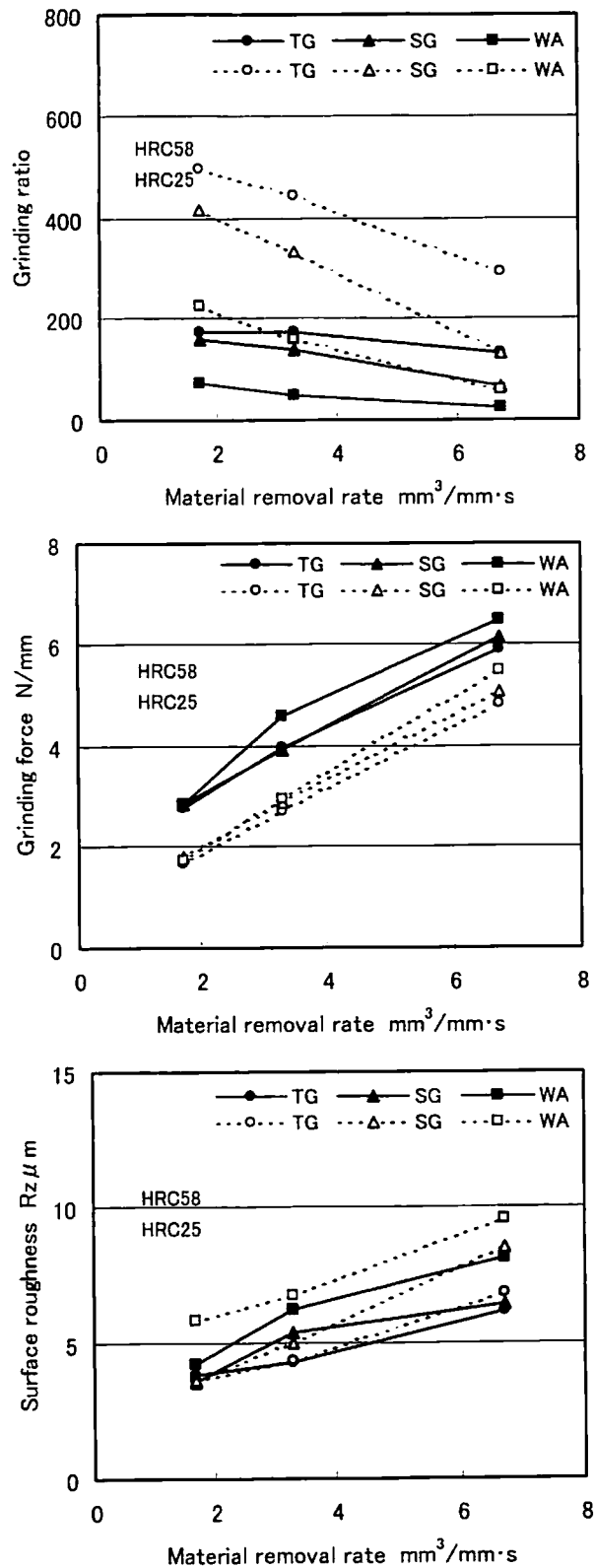


図 4.21 研削性能に及ぼす砥粒形状の影響

4.6 研削性能に及ぼす研削条件の影響

本節の研削実験においては、特に断らない限り表 4.5 の研削条件のもとで行った。

表 4.5 研削条件

Wheel size		SG80J8VSG-1 WA80J8VSK-1 φ 405×25 mm
Workpiece		S55C (HRC58) SUJ2 (HRC58) SKH51 (HRC63) SUS304 φ 60×5 mm
Machine		Toyoda cylindrical grinder GPN-5P (11kw)
Coolant		Kure-Cut NET-500B 2%
Dressing conditions	Dresser	Square pillar diamond dresser
	Wheel speed	33.3 m/s
	Dressing lead	0.2 mm/rev
	Depth of dress	0.02 mm/pass
Grinding conditions	Wheel speed	33.3～80 m/s
	Work speed	80～670 mm/s
	Material removal rate	2.5～7.5 mm ³ /mm·s
	Total depth of cut	φ 1×10 cut

4.6.1 研削性能に及ぼす砥石周速度の影響

図 4.22 に粒度#80、結合度 J、組織 8 の SG 砥石と WA 砥石を用い、被削材速度 330mm/s、研削能率 5mm³/mm·s の条件のもとで、砥石周速度を 33.3、45、60、70、80m/s と 5 水準変化させた場合の砥石周速度が研削性能に及ぼす影響について示す。両砥石とも砥石周速度の増加に伴い、研削比は高くなっている。これは砥石周速度が増加するほど最大砥粒切り込み深さが小さくなるため、単一砥粒に作用する負荷が小さくなり、破碎・脱落砥粒の割合が減少するためと考えられる。SG 砥石の研削比は各砥石周速度で WA 砥石より高くなっている。たとえば、砥石周速度 80m/s で SG 砥石は WA 砥石の約 5 倍の研削比を示した。研削抵抗は砥石周速度の増加に伴い、両砥石とも低くなっている。これは砥石周速度が増

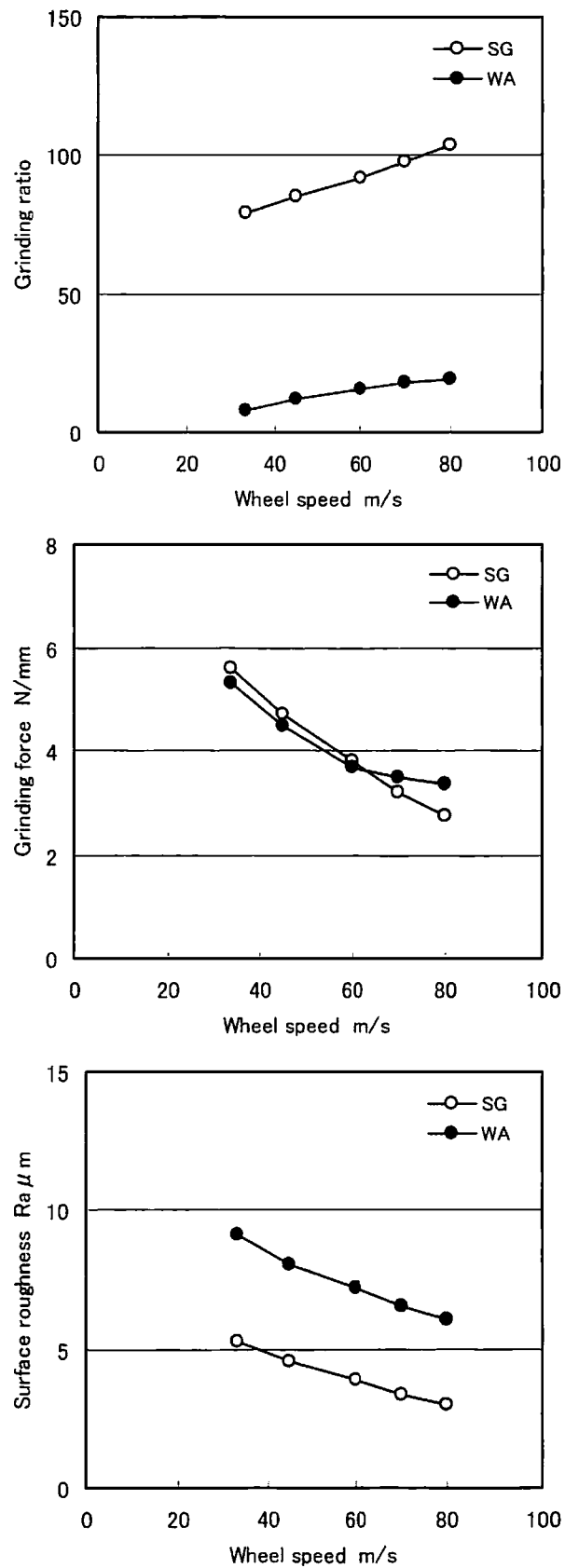


図 4.22 研削性能に及ぼす砥石周速度の影響

加するほど最大砥粒切り込み深さが小さくなり、単一砥粒に作用する負荷が減少するためである。WA 砥石の研削抵抗は砥石周速度が 33.3m/s から 60m/s にかけて顕著に減少しているが、60m/s から 80m/s の周速度域では大きな変化は見られない。これは砥石周速度の増加により単一砥粒に作用する負荷が減少し研削抵抗は低くなるが、同時に単一砥粒に作用する負荷が減少することにより 2.5 節の摩耗特性で述べたように WA 砥粒の耐摩耗性が低いため、研削過程で摩滅摩耗が促進され研削抵抗は高くなる。したがって、この相対する研削抵抗の減少要因と増加要因が相殺され、結果として大きな変化を示さなかったと説明できる。これに対し、SG 砥粒は WA 砥粒より耐摩耗性が高く、しかもサブミクロンの微小切れ刃を有しているため、砥石周速度の増加に比例して研削抵抗が低くなったものと考えられる。仕上げ面粗さは砥石周速度の増加に伴い、両砥石とも直線的に小さくなっている。これは砥石周速度が増加するほど最大砥粒切り込み深さが小さくなり、通過砥粒による被削材表面に創成される溝の平均断面積が小さくなったためと考えられる。SG 砥石の仕上げ面粗さは各砥石周速度で WA 砥石の約 2 分の 1 の値を示した。

4.6.2 研削性能に及ぼす被削材速度の影響

図 4.23 に粒度 #80、結合度 J、組織 8 の SG 砥石と WA 砥石を用い、砥石周速度 33.3m/s、研削能率 $5\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ の条件のもとで、被削材速度を 80、170、330、500、670mm/s と 5 水準変化させた場合の被削材速度が研削性能に及ぼす影響について示す。両砥石とも被削材速度の増加に伴い、研削比は急激に低くなっている。これは被削材速度が増加するほど最大砥粒切り込み深さが大きくなるため、単一砥粒に作用する負荷が増大し、破碎・脱落砥粒の割合が増加するためと考えられる。SG 砥石の研削比は各被削材速度で WA 砥石より高くなっており、被削材速度の増加とともにその倍率差は拡大している。被削材速度 670mm/s で SG 砥石は WA 砥石の約 12 倍の研削比を示した。研削抵抗は被削材速度の増加にほぼ比例して高くなっている。これは被削材速度が増加するほど最大砥粒切り込み深さが大きくなり、単一砥粒に作用する負荷が増大するためである。ただし、WA 砥石では被削材速度が 330mm/s より大きくなると増加率がやや低下している。これは被削材速度の増加により、単一砥粒に作用する負荷が増大するため、個々の砥粒の自生作用が活発化し、砥粒切れ刃の切れ味がわずかながら回復するためと考えられる。仕上げ面粗さは被削材速度の増加に伴い、両砥石とも大きくなっている。これは被削材速度が増加するほど最大砥粒切り込み深さが大きくなり、個々の砥粒によって被削材に創成された溝の平均断面積が

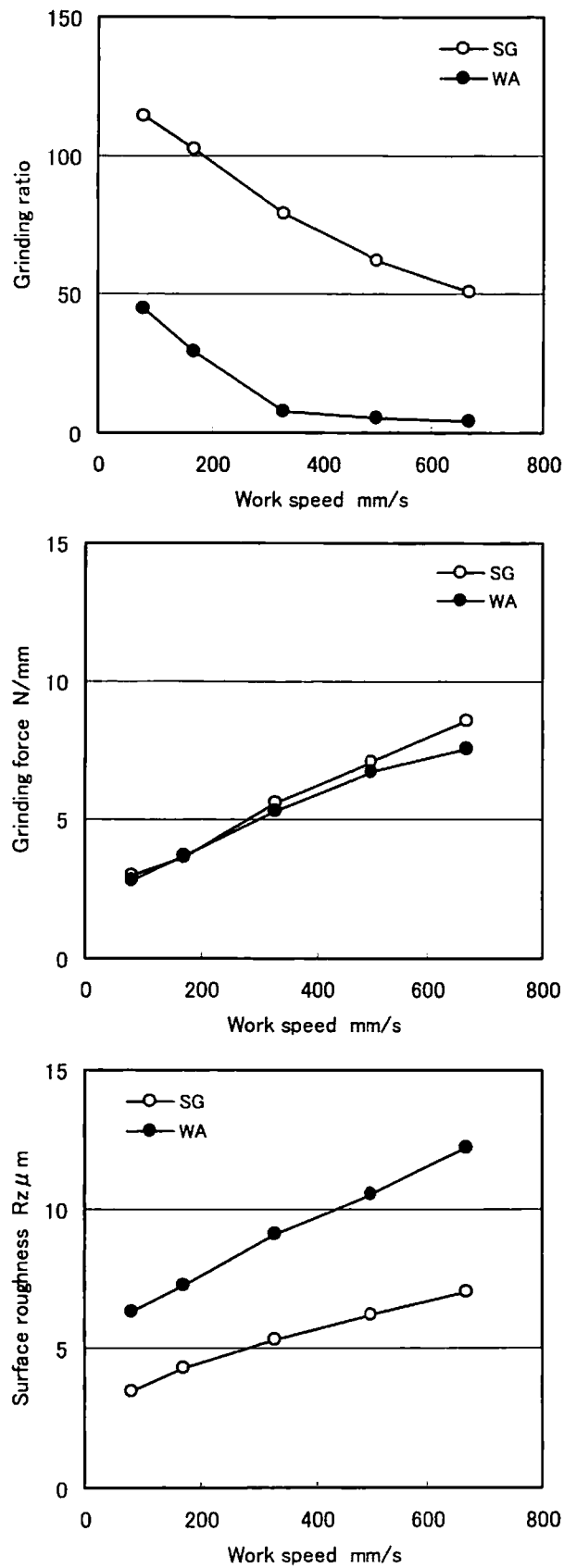


図 4.23 研削性能に及ぼす被削材速度の影響

大きくなるためである。SG 砥石の仕上げ面粗さは各被削材速度で WA 砥石より小さくなっており、被削材速度の増加に伴いその差は拡大している。

4.6.3 研削性能に及ぼす研削能率の影響

図 4.24 に粒度#80、結合度 J、組織 8 の SG 砥石と WA 砥石を用い、砥石周速度 33.3m/s、被削材速度 330mm/s の条件のもとで、研削能率を 2.5、5、 $7.5\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ の 3 水準変化させた場合の研削能率が研削性能に及ぼす影響について示す。両砥石とも研削能率の増加に伴い、研削比は低くなっている。これは研削能率が増加するほど最大砥粒切り込み深さが大きくなるため、単一砥粒に作用する負荷が増大し、破碎・脱落砥粒の割合が増加するためと考えられる。SG 砥石の研削比は各研削能率で WA 砥石より高くなっており、研削能率の増加とともにその倍率差は拡大している。研削能率 $7.5\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ で SG 砥石は WA 砥石の約 11 倍の研削比を示した。研削抵抗は研削能率の増加に伴い、両砥石とも高くなっている。これは研削能率が増加するほど最大砥粒切り込み深さが大きくなり、単一砥粒に作用する負荷が増大するためである。SG 砥石の研削抵抗は WA 砥石より若干高い傾向を示すが、その差は小さい。仕上げ面粗さは研削能率の増加に伴い、両砥石とも大きくなっている。これは被削材速度の場合と同様に研削能率が増加すると、最大砥粒切り込み深さが大きくなり、通過砥粒による被削材表面に創成される溝の平均断面積が大きくなったためと考えられる。また、砥粒が高い研削抵抗を受けて破碎や脱落を起こし、砥石作業面が悪化したためと考えられる。SG 砥石の仕上げ面粗さは各研削能率で WA 砥石より小さくなっており、研削能率の増加に伴いその差は拡大している。

4.6.4 研削性能に及ぼす被削材種類の影響

図 4.25 に粒度#80、結合度 J、組織 8 の SG 砥石と WA 砥石を用い、砥石周速度 33.3m/s、被削材速度 330mm/s、研削能率 $5\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ の条件のもとで、被削材を機械構造用炭素鋼の S55C(HRC58)、高炭素クロム軸受鋼の SUJ2 (HRC58)、高速度工具鋼の SKH51 (HRC63) およびステンレス鋼の SUS304 の 4 種類変化させた場合の被削材種類が研削性能に及ぼす影響について示す。全ての被削材で SG 砥石の研削比は WA 砥石より高くなっている。S55C では WA 砥石の 10 倍、SUJ2 では 9 倍、SKH51 では 3 倍、SUS304 では 1.3 倍の値を示し、特に S55C と SUJ2 では大幅な研削比の向上が認められた。被削材種類別で比較すると、研削比がもっとも高いのは SUJ2 で、次いで S55C と SKH51 であり、SUS304 がもっとも低く

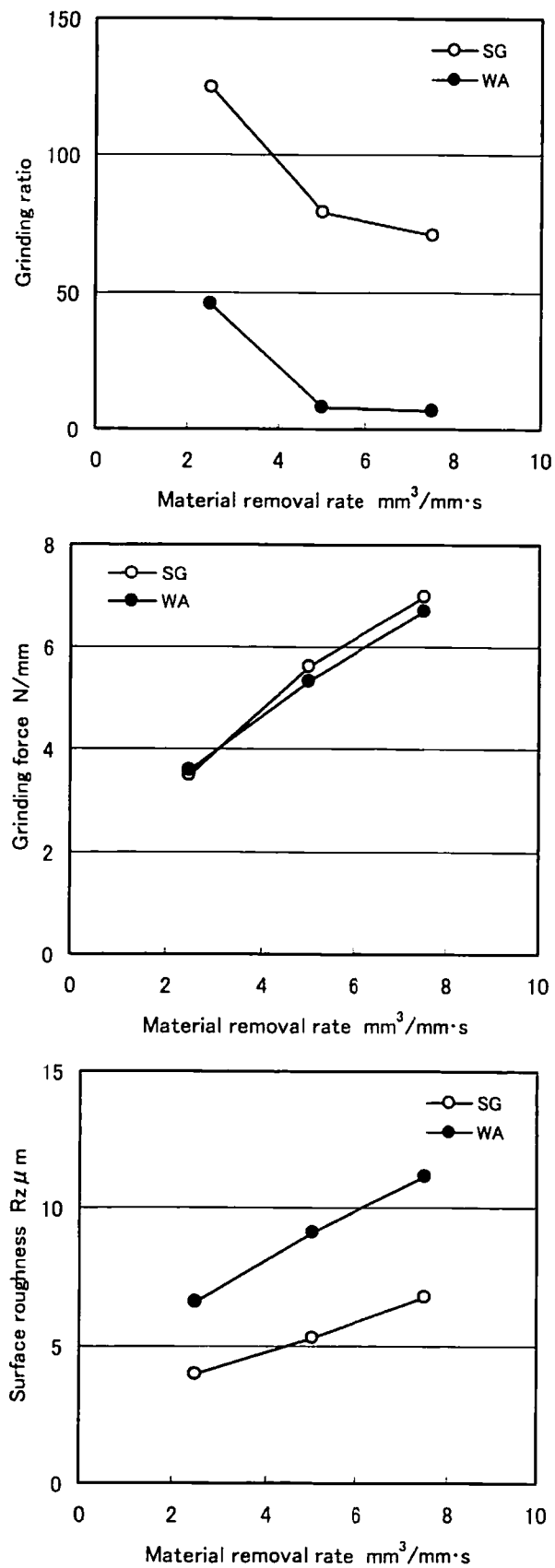


図 4.24 研削性能に及ぼす研削能率の影響

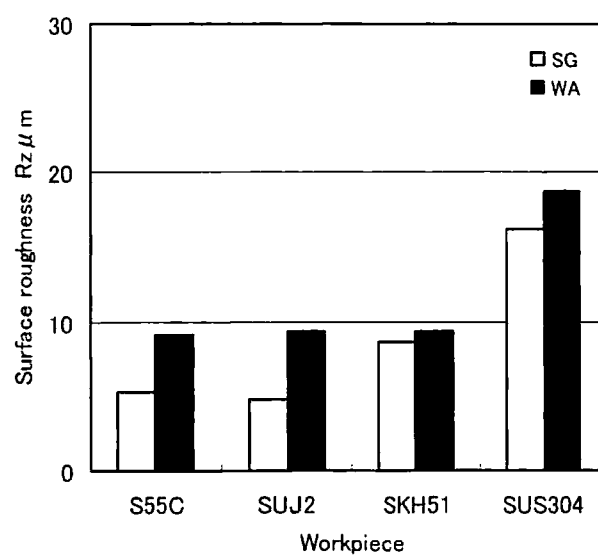
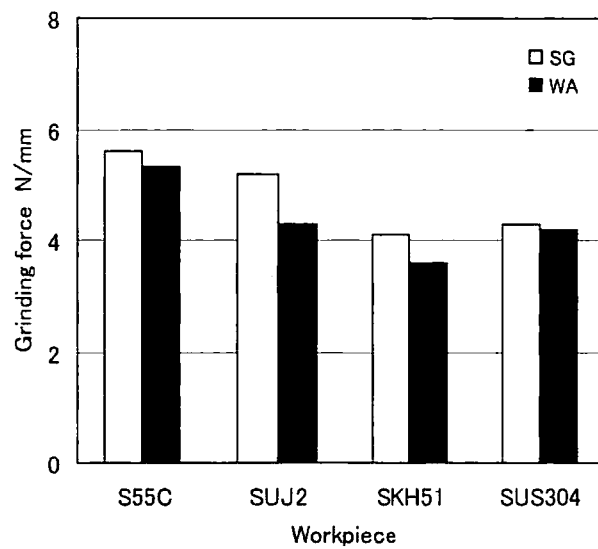
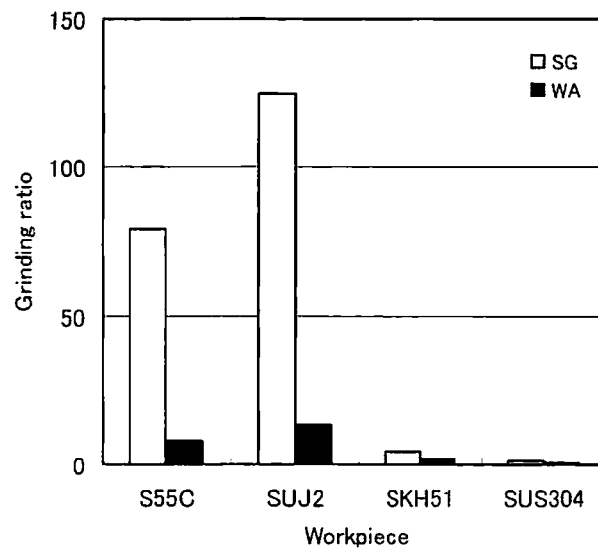


図 4.25 研削性能に及ぼす被削材種類の影響

なっている。また、SG 砥石の研削抵抗は全ての被削材において WA 砥石より若干高くなっている。被削材種類別に比較すると、研削抵抗がもっとも高いのは S55C で、次いで SUJ2 と SUS304 であり、SKH51 がもっとも低くなっている。仕上げ面粗さは各被削材で SG 砥石の方が WA 砥石より小さくなっている。これは主に砥石損耗に起因していると考えられる。被削材種類別に比較すると、SG 砥石では SUJ2 の仕上げ面粗さがもっとも小さく、次いで S55C、SKH51、SUS304 の順に大きくなっている。これに対し、WA 砥石では SUS304 の仕上げ面粗さがもっとも大きく、他の被削材は同程度の値を示した。

以上の結果から、SG 砥石はここで用いた全ての被削材において WA 砥石より優れた研削性能を示した。しかし、被削材種類により研削性能に差があり、SUS304 のように延性の高い被削材には適用効果が小さいことがわかった。

4.6.5 研削性能に及ぼす研削液種類の影響

砥石の研削性能を十分に発揮させるには、砥石の種類と作業目的に応じた最適な研削液を選択する必要がある。研削液の選択にあたっては、主に次の三つの特性が重要である⁹⁾。

- (1) 研削加工時に発生する熱を除去して研削温度を下げる冷却性
- (2) 研削加工時の境界面の摩擦を低減させて砥粒切れ刃の鈍化を遅らせたり、摩擦熱の発生を抑えたりする潤滑性
- (3) 研削加工時に生ずる切りくずや脱落した砥粒を砥石から除く洗浄性

これらの冷却、潤滑および洗浄性はそれぞれ独立して行われるのではなく、研削加工中に互いに作用し合って研削液としての効果を発揮する。本実験では SG 砥石に適する研削液種類について検討した。実験に使用した研削液の種類とその特長を表 4.6 に、それらの研削液の含有成分¹⁰⁾を表 4.7 に示す。また、表 4.8 に研削条件を示す。

表 4.6 研削液の種類とその特長

種 類		特 長
水溶性	エマルジョン	鉱油と界面活性剤を主成分としたもので、水に希釈して乳化状態となる。特色として他の型に比べて潤滑性において特に優れているが、冷却性の点でやや劣る。
	ソリュブル	界面活性剤を主成分としたもので、特色として表面張力が低く、洗浄作用に優れ、油性効果もかなり高いのでといしの切れ味がよく、良好な仕上げ面が得られる。
	ケミカル	水に溶解して透明になり、機械潤滑油と混ざらず透明性を維持する。冷却性・洗浄性に優れ、細目粒度のといしに対しても目詰まりが少なく、また酸化防止に優れ腐敗しにくい特長を持っているが、仕上げ面が若干粗くなることと、機械の塗装を侵し易い傾向を欠点とする。
不水溶性		鉱油を主体とし、水に希釈せずそのまま使用するもので特に精度の向上、加工変質層の少ないことが望まれる研削に適している。水溶性研削液よりも優れた研削性能を示すが、比重が軽く霧化し周囲を汚染し易く、衛生管理上の問題から相応の設備が必要である。

表 4.7 各種研削液の含有成分

	鉱物油	アミン	界面活性剤	極圧添加剤	
				硫黄	塩素
エマルジョン	○	×	○	○	×
ソリュブル	○	○	○	○	○
ケミカル	×	○	×	×	×
不水溶	○	×	×	○	○

表 4.8 研削条件

Wheels		SG60H8VSG-1 WA60H8VSK-1 φ 205×15 mm
Workpiece		S55C (HRC58) 5×100 mm
Machine		Nicco surface grinder NSG-52ACE (3.7kw)
Coolant	Pressure	0.06MPa
	Flow rate	33 l/min
Dressing conditions	Dresser	Square pillar diamond dresser
	Wheel speed	30 m/s
	Dressing lead	0.2 mm/rev
	Depth of dress	0.01 mm/pass
Grinding conditions	Wheel speed	30 m/s
	Work speed	300 mm/s
	Depth of cut	0.005mm/pass
	Material removal rate	1.5 mm ³ /mm・s
	Total depth of cut	5 mm

図 4.26 に粒度#60、結合度 H、組織 8 の SG 砥石と WA 砥石を用い、S55C 焼入れ材を平面プランジ研削したときの各種研削液による研削性能差を示す。研削比、研削抵抗、仕上げ面粗さの全てにおいて、もっとも優れた研削性能を示すのは不水溶性研削液である。特

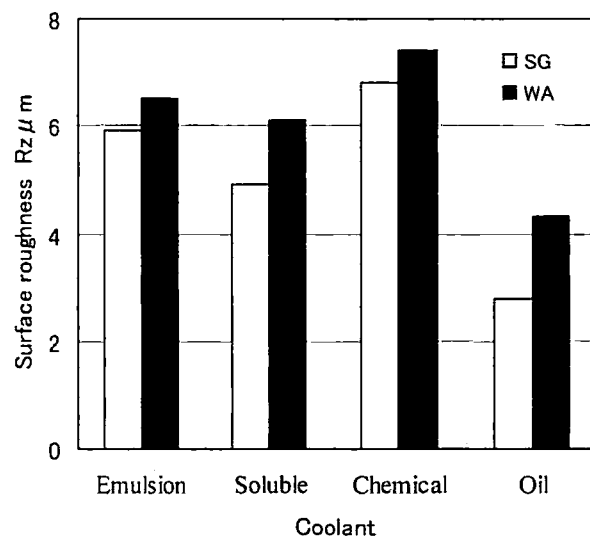
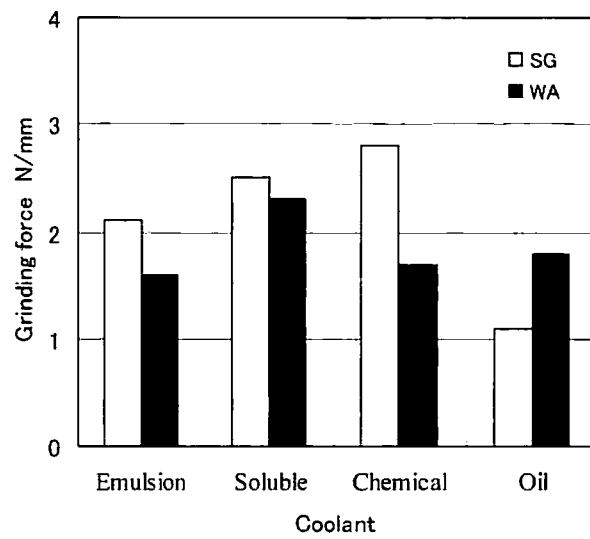
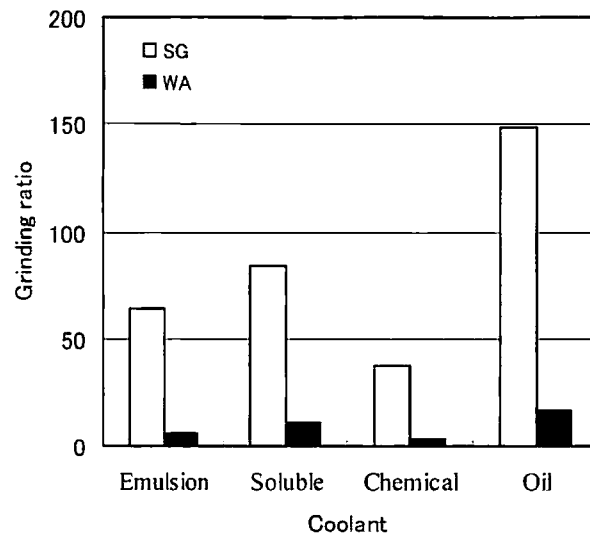


図 4.26 各種研削液による研削性能

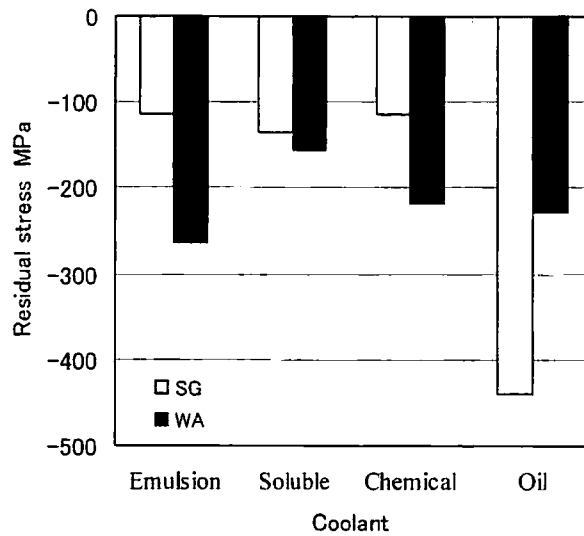


図 4.27 各種研削液の残留応力

に、SG 砥石においては水溶性研削液に比べ明確な有意差が認められる。したがって、SG 砥石を使用する場合にはオイルミストなどの作業性の問題を無視すれば、不水溶性研削液を選択した方が効果的である。水溶性研削液の中ではソリュブル形の研削液がもっとも良好な研削性能を示し、次にエマルジョン形、ケミカル形の順である。SG 砥石の研削比はソリュブル形を用いた場合が 84 であるのに対し、ケミカル形の場合では 37 となり、前者の方が 2 倍以上高くなっている。これはソリュブル形の研削液には含有成分として極圧添加剤の硫黄や塩素が含まれているためと考えられる。

図 4.27 にこのときの被削材表面の残留応力を示す。SG 砥石は不水溶性研削液を用いた場合にもっとも大きな圧縮残留応力値を示すが、水溶性研削液では種類による顕著な差は見られず、WA 砥石より小さな圧縮残留応力値を示す。これは上述の研削性能からもわかるように、WA 砥石においては砥粒切れ刃の自生作用が活発に行われ、研削熱の発生が SG 砥石より少なかったためと考えられる。

以上の結果から、SG 砥石を用いて鋼を研削する場合には、不水溶性研削液がもっとも適するが、オイルミストなどの点で環境や作業性について悪いと判断される場合には、界面活性剤や極圧添加剤として硫黄および塩素を含むソリュブル形水溶性研削液の使用が有効である。

4.7 シリコンウェハ研削への SG 砥粒の適用

よく知られているように、シリコンウェハの精密研削には微粒ダイヤモンドホイールが用いられている。しかし、ダイヤモンドホイールの粒度に合わせたドレッサ粒度の選択やドレッシング量の設定、研削中のホイール作業面の突出し量管理や寿命判定基準など、明確にしなければならない多くの問題が残されている。本節では、これまで鉄鋼材料へ適用してその有効性が確認された SG 砥粒を用い、可能性試験（feasibility study）としてシリコンウェハの研削実験を行った。これは SG 砥粒の摩耗が図 4.8 に示したように切れ刃のナノメータオーダーの微小破碎により進行するため、切れ刃の切れ味が長く維持され、また砥粒強度も比較的高いことから、シリコンウェハの精密研削に適した砥石となると期待し、その特性を適用するものである。ここでは図 4.28 に示す縦軸正面研削装置を用いて実験を行った。この装置は強制切込み（インフィード研削）方式と定圧研削方式が 1 台で可能な縦軸精密研削機である。

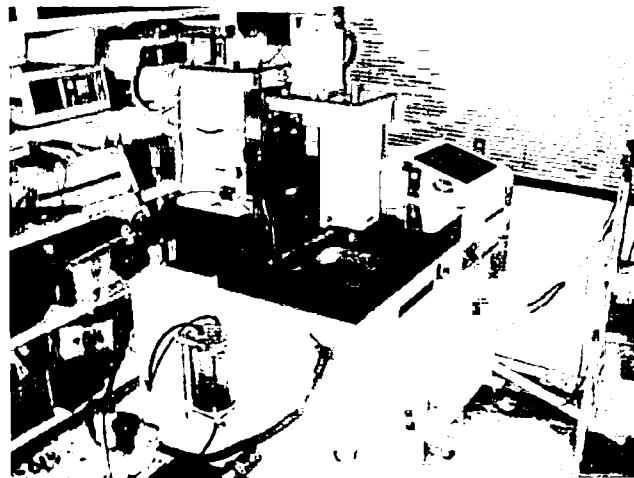


図 4.28 縦軸正面研削装置

研削実験を行うにあたって、図 4.29 に示すように SG 砥粒で構成されるブロック砥石（ $20 \times 7 \times 10 \text{ mm}$ ）をステンレス板（直径 138 mm ）の円周上にエポキシ樹脂で強固に固定し作成した。1 個の砥石につき 19 個のブロック砥石を貼り付け、それぞれの砥石間隔は約 5 mm とした。この場合、研削中の切りくずの排出が容易となり、目詰まりを抑える効果が期待できる。

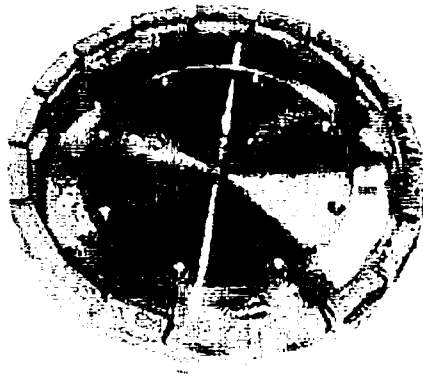


図 4.29 シリコンウェハ研削に使用した SG 砥石

4.7.1 SG 砥石によるシリコンウェハのインフィード研削

被削材は初期厚さ約 $720\mu\text{m}$ の 8 インチシリコンウェハ ($\phi 200\text{mm}$) であり，研削はインフィード方式および定圧方式により行った．図 4.30 にインフィード方式の模式図，表 4.9 に実験条件を示す．

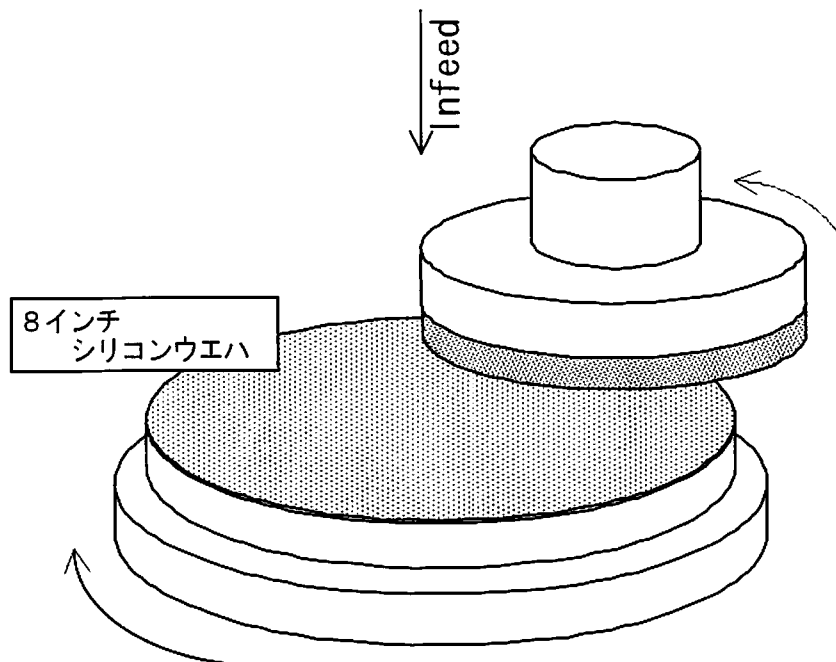


図 4.30 インフィード方式による研削の模式図

表 4.9 実験条件

Grinding wheel	SG220G8VSG-1 (φ 138mm)
Workpiece	Silicon wafer (φ 200mm, $t \approx 720\mu\text{m}$)
Wheel speed N_s	2768rpm (20m/s)
Workpiece rotational speed N_w	60 rpm
Infeed rate V_f	0.025 $\mu\text{m/s}$
Coolant	Soluble 2%

8 インチシリコンウェハのインフィード研削実験を行ったところ、研削を開始してまもなく研削抵抗が大幅に急増したため、実験を中止した。これは研削開始直後より砥石摩耗が急速に進行し、研削能力（被削材除去能力）が低下して切り残し量が多く発生したためである。そのため、切り残し量を除去して研削抵抗を減少させる目的で、一定量研削後に砥石軸方向の送りを止めてスパークアウト研削を行った。図 4.31 にその時の研削抵抗の変化、図 4.32 に研削後における砥石作業面上の SG 砥粒の光学顕微鏡写真を示す。図 4.31 より、300 秒間スパークアウトを行うことにより研削抵抗は約 39%減少するが、再度インフィード研削を開始すると研削抵抗は急増していることがわかる。これは 500 秒間

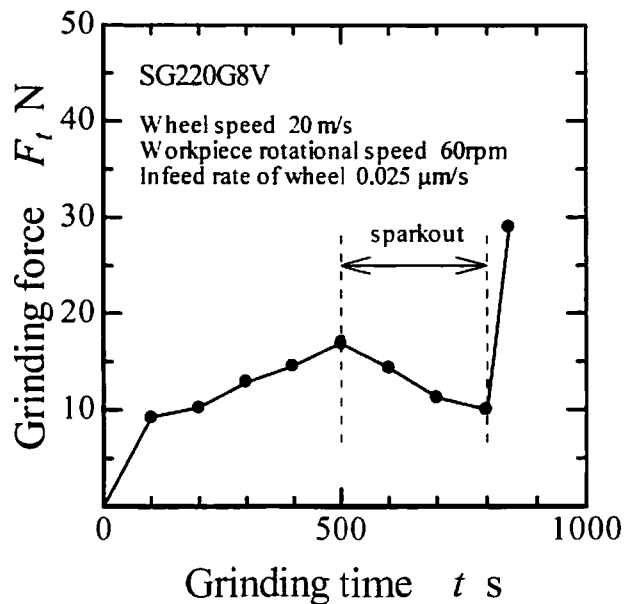


図 4.31 インフィード研削における研削抵抗の変化



図 4.32 インフィード研削後における砥石作業面上の SG 砥粒の光学顕微鏡写真

の研削過程において摩滅摩耗により砥粒先端が平坦化され切れ味が悪くなった砥粒数が増加していること、さらに 300 秒間のスパークアウトの間に切り残し量を除去するため SG 砥粒が上すべり状態となって、摩耗平坦部の形成が加速されたことの 2 つの因子が大きく影響している。

以上の実験結果より、SG 砥石による 8 インチシリコンウェハのインフィード研削では、SG 砥粒とシリコンの硬度差が小さいため砥粒摩耗の進行が極端に早いことがわかった。これらの結果から判断して、平坦化された砥粒の割合が高く切り残し量が増加することが、シリコンウェハに対する SG 砥粒の研削能力が微小である大きな原因である。砥粒の摩耗は図 4.8 に示した微細結晶の脱落によるミクロな自生作用を伴ったものとなっておらず、図 4.33 に模式的に示すように微細結晶そのものの平坦化を引き起こしていると考えられる。これらの改善には微細結晶同士の結合力をシリコンウェハの硬度に合わせて弱めるこ

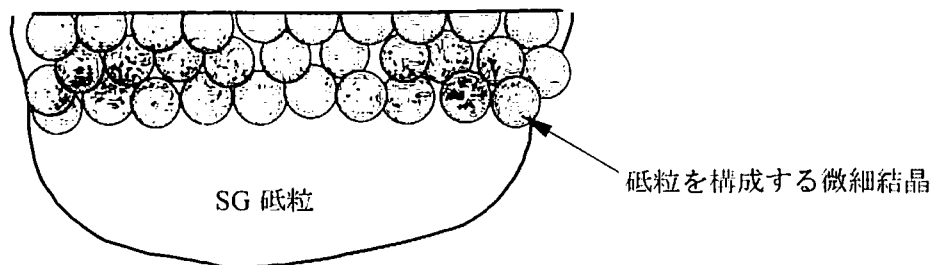


図 4.33 インフィード研削における SG 砥粒の摩耗形態の模式図

とが必要であり、砥粒の製法そのものの変更が必要となる。

以上より、SG 砥粒を用いたシリコンウェハのインフィード研削の続行はきわめて困難であると判断した。

4.7.2 SG 砥石によるシリコンウェハの定圧研削

次に、結合度の異なる 3 種類の SG 砥石を用いて定圧方式により研削実験を行った。表 4.10 に実験条件を示す。

表 4.10 実験条件

Grinding wheel		SG220F8VSG-1 (φ 138mm) SG220G8VSG-1 (φ 138mm) SG220J8VSG-1 (φ 138mm)
Wheel rotational speed	N_s	1000, 3000 rpm
Workpiece rotational speed	N_w	60 rpm
Grinding pressure	P	30N, 100 N
Grinding time		150~1500 s
Coolant		Soluble 2%

結合度の異なる砥石を用いて定圧研削を行った時の各砥石の後退量を表 4.11 に、研削抵抗の変化を図 4.34 に示す。本実験では定圧研削における研削時間を 300 秒に設定しているが、SG220F の場合では砥石の後退が激しいため 150 秒で実験を中止している。3 種類の砥石のうち、SG220G における研削抵抗値がもっとも高い値を示している。このときの砥石後退量は $240.1\mu\text{m}$ であり、砥粒径が約 $70\mu\text{m}$ であることから適度に自生作用を繰り返しながら鋭い刃先形状により研削加工を行っていると考えられる。一方、SG220J の砥石後退量は $8.7\mu\text{m}$ であり、砥石作業面上の砥粒はほとんど脱落しないまま平坦化された

表 4.11 各結合度砥石における砥石後退量

Grinding wheel	SG220F8V	SG220G8V	SG220J8V
Wheel wear	$4390\mu\text{m}$	$240.1\mu\text{m}$	$8.7\mu\text{m}$
Grinding time	150 s	300 s	300 s

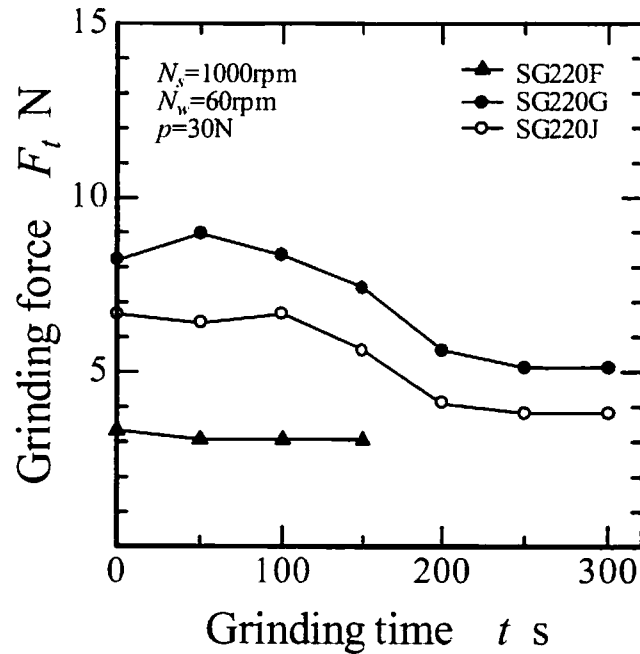


図 4.34 各砥石における研削抵抗の変化

砥粒数が増加し、被削材除去能力が低下して研削抵抗が小さくなったと説明できる。SG220F の砥石後退量は $4390\mu\text{m}$ と大きく、結合度が低すぎるため砥粒単位の脱落の頻度はきわめて高くなるが、常に新しい砥粒で被削材除去が行われている。この時の研削後のシリコンウェハの厚さ分布を図 4.35 に、また各砥石における表面粗さを図 4.36 に示す。図 4.35 より、SG220G および SG220J ではほとんど被削材削除が行われていないのに対して、SG220F の場合には大きな削除量が認められる。これは上述のように常に新しい砥粒が作用することに加え、図 4.37 に模式的に示すように大量に脱落した SG 砥粒の一部が遊離砥粒として作用したためと考えられる。この場合、遊離砥粒の作用によりシリコンウェハの活発な除去が行われるが、その一方で砥石側にもドレッシング作用を行うため、砥石はより激しく後退することになる。また、図 4.36 より、結合度が硬くなるにつれて仕上げ面粗さは良くなっていることがわかる。SG220J の場合、砥石後退量が少ないことから、摩滅摩耗により平坦化された砥粒数が増加し、それらによる上すべりが起こるため仕上げ面粗さは良くなる。反対に、結合度の軟らかい SG220F では砥粒の脱落により活発な除去が行われ、常に新しい砥粒が被削材除去に関与するとともに、過度の脱落により部分的に深い傷が入り、仕上げ面粗さが悪くなったと考えられる。

これらのことから、SG 砥粒によるシリコンウェハの定圧研削では、研削中に目こぼれ的な活発な自生発刃を起こすような条件を設定する必要があると思われる。

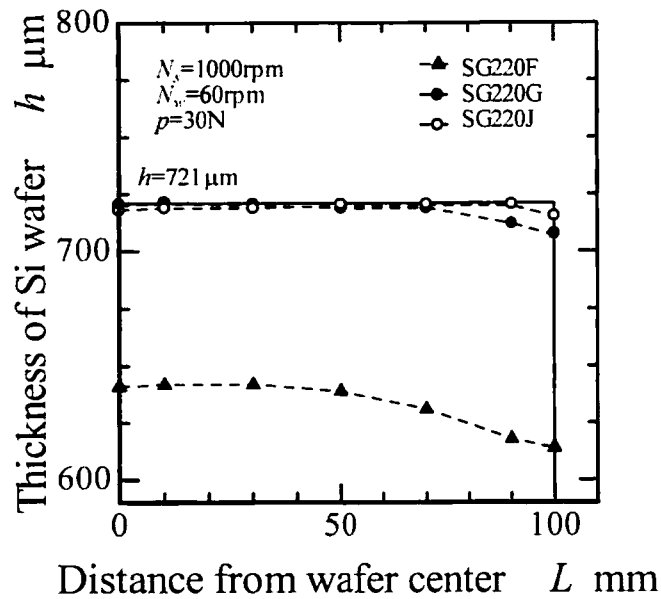


図 4.35 研削後のシリコンウェハの厚さ分布

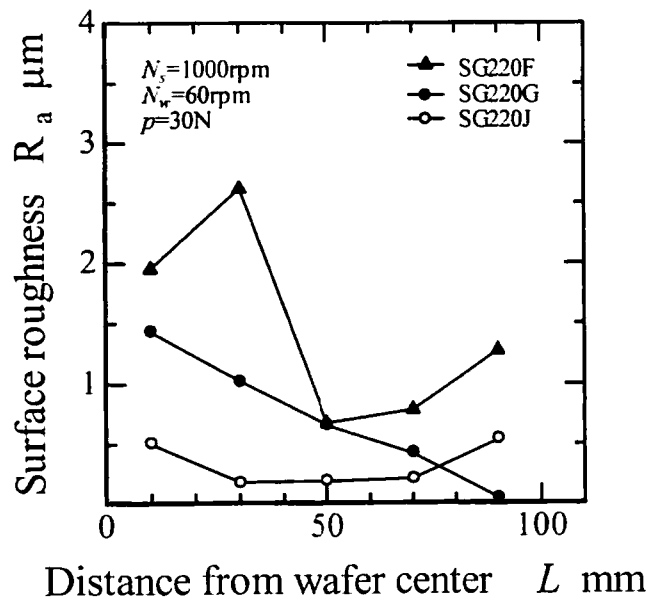


図 4.36 各結合度砥石によるシリコンウェハの仕上げ面粗さ (R_a)

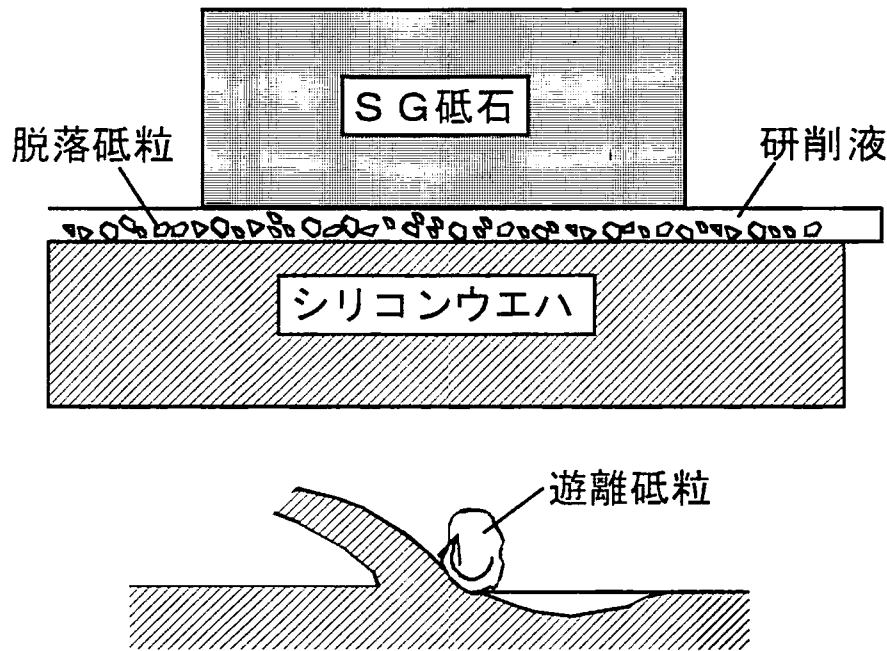


図 4.37 軟結合度砥石を用いた定圧研削における被削材除去機構の模式図

4.7.3 混合砥石によるシリコンウエハの定圧研削

SG 砥石を用いてシリコンウエハの定圧研削を行う場合、砥粒が摩滅摩耗を起こしやすいため、研削中において砥粒の目替わりを高い頻度で行う必要がある。前節の実験で活発な自生作用を期待して、軟らかい結合度の砥石を用いて定圧研削を行った結果、削除量は大きくなったものの砥石後退量が激しくなるという問題が生じた。

そこで、結合度の軟らかいブロック砥石（SG220F）と硬いブロック砥石（SG220G または SG220J）を交互に配置した混合 SG 砥石を作成し、シリコンウエハの定圧研削実験を行った。これは研削中に結合度の軟らかい砥石（SG220F）から SG 砥粒が脱落し、遊離砥粒として結合度の硬い砥石（SG220G または SG220J）にドレッシング作用を与え、より活発な被削材除去が可能となることを期待したものである。図 4.38 に混合 SG 砥石の模式図、表 4.12 に実験条件を示す。

表 4.12 実験条件

Grinding wheel		SG220(F+G)8VSG-1 (φ 138mm) SG220(F+J)8VSG-1 (φ 138mm)
Wheel rotational speed	N_s	1000, 3000 rpm
Workpiece rotational speed	N_w	60 rpm
Grinding pressure	P	30 N
Grinding time		300 s
Coolant		Soluble 2%

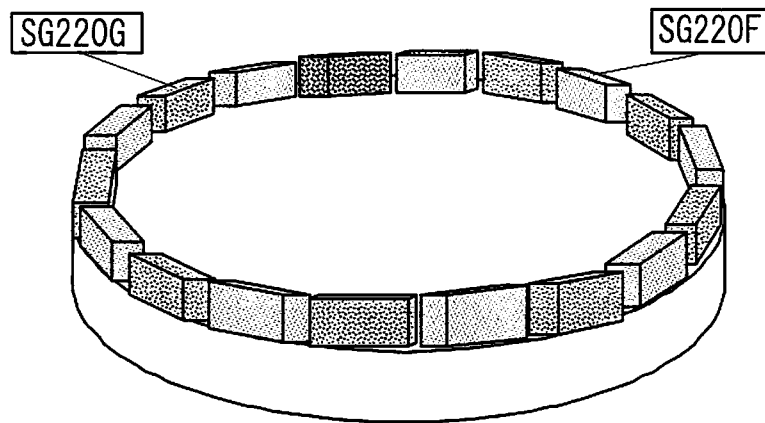


図 4.38 混合 SG 砥石の模式図

各砥石を用いて定圧研削したときの研削抵抗の変化を図 4.39 に、研削後のシリコンウエハの厚さ分布を図 4.40 に、砥石後退量を表 4.13 に、仕上げ面粗さを図 4.41 にそれぞれ示す。図 4.39 より、2 種類の混合砥石（SG220FG および SG220FJ）における研削抵抗はほとんど低下することなく、ほぼ一定の値をとっている。しかし、SG220FG の砥石後退量は $2720\mu\text{m}$ と大きい。これは遊離砥粒の影響によるものであり、過度にドレッシングが行われたためと考えられる。しかし、SG220FG の研削抵抗は SG220F と同様に小さく、摩耗平坦部の形成による研削抵抗中の摩擦成分の増加は少ないことがわかる。また、図 4.40 より、砥石後退量の多い SG220FG では高い削除量を得られたが、後退量の少ない SG220FJ ではほとんど削除量は得られなかった。このことから、高い削除量を得るには混合させる際の柔らかい方の砥石の結合度を適切に設定し、遊離砥粒の作用を活発化させることが必要である。しかし、図 4.41 に示すように、後退量が多い砥石ほど砥粒の脱落時

の影響により仕上げ面粗さは悪くなっている。したがって、混合砥石を用いた研削の場合、柔らかい方の砥石の結合度とその粒度も適切な設定が重要であると思われる。

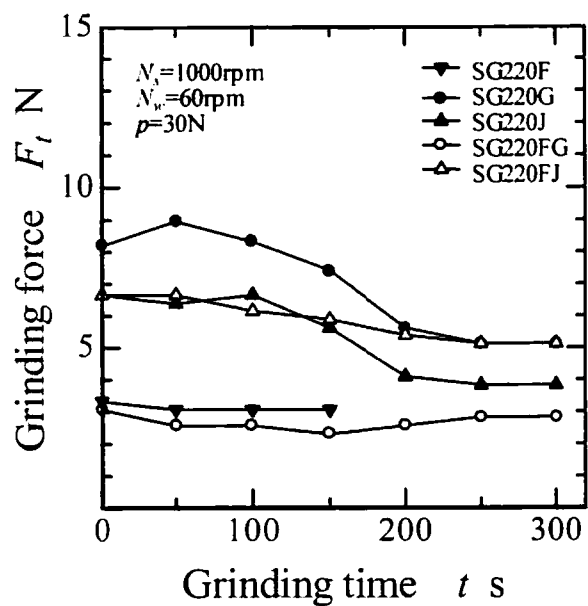


図 4.39 各砥石における研削抵抗の変化

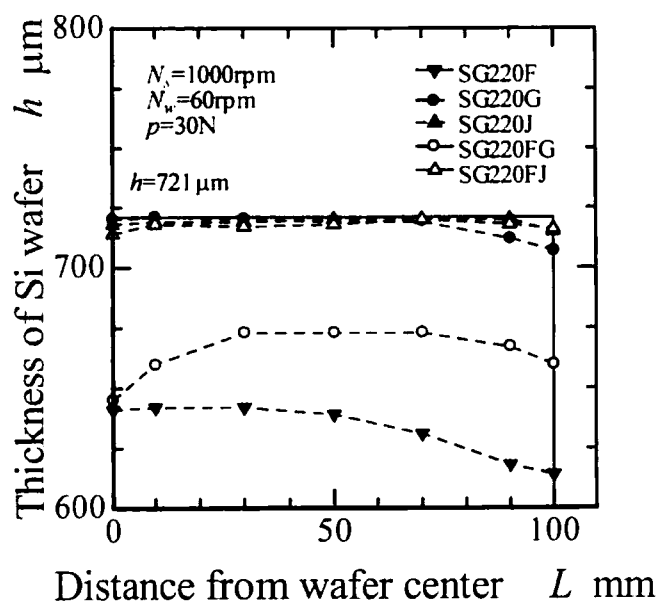


図 4.40 各砥石における削除量

表 4.13 各砥石における後退量

Grinding wheel	Wheel wear
SG220F	4390 μm
SG220G	240 μm
SG220J	8.66 μm
SG220FG	2720 μm
SG220FJ	29 μm

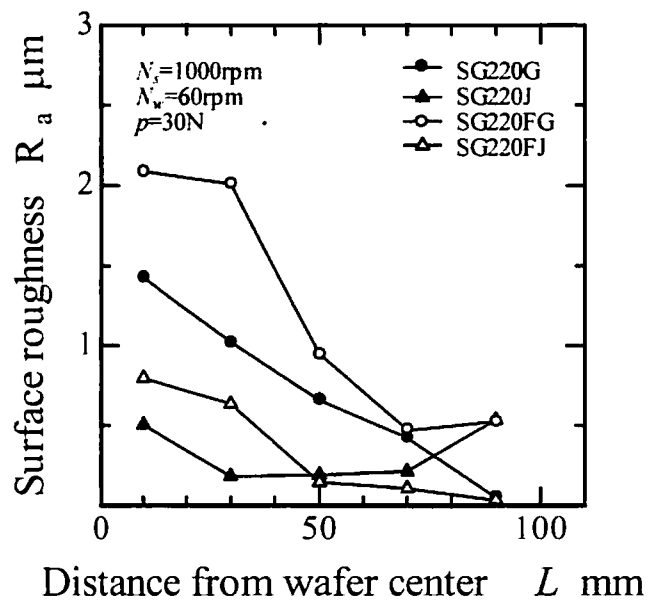


図 4.41 各砥石における表面粗さ

本節では SG 砥石を用いてシリコンウェハの定圧研削を行ったが、SG 砥粒が持つ優れた特徴の一つであるマイクロな自生作用が起こらず、シリコンウェハの精密研削への適用は難しいことがわかった。しかし、結合度の異なる砥石片を適切に組み合わせた混合砥石ではここで示した結果の中では比較的良好なものが得られ、柔らかい砥石片から脱落した遊離砥粒を積極的に活用することにより、シリコンウェハの精密研削が SG 砥石でも可能となることが明らかとなった。

4.8 結 言

SG 砥石の研削機構について実験的検討を行った結果、以下のことが明らかになった。

- (1) ラッピング技術を利用した砥石の任意断面の画像解析により、SG 砥石の連結砥粒数は WA 砥石より多く、強固な結合をしていることが認められた。
- (2) SG 砥石の優れた研削性能はこれまでの砥粒にはない画期的な砥粒構造が大きく寄与していることがわかった。すなわち、WA 砥粒は研削条件により摩滅摩耗や大破碎の損耗形態を示すが、SG 砥粒は研削条件を問わず微小破碎の形態を示した。
- (3) SG 砥石は砥粒強度およびボンドの砥粒保持力が高く、しかも砥粒が微細結晶構造を有することにより、常にサブミクロンの微小切れ刃が生成され良好な切れ味が長く維持される。このため、SG 砥石の研削比と仕上げ面粗さは WA 砥石より優れた結果を示した。
- (4) SG 砥石の作用砥粒数は WA 砥石より多いにもかかわらず、砥粒が微細結晶構造を有することにより、常にサブミクロンの微小切れ刃が生成され良好な切れ味が長く維持されるため、研削抵抗は WA 砥石と同程度の値を示した。
- (5) SG 砥粒は微細結晶構造を有することにより、逃げ面摩耗による平坦部が形成されにくく、研削中の摩擦成分による発生熱が低くなるため、SG 砥石の残留応力は WA 砥石より大きな圧縮応力を示した。
- (6) 同一化学成分、同一化学的プロセスで製造された砥粒であっても、砥粒形状により研削性能に大きな差が生じる。砥粒形状が柱状である TG 砥粒は砥粒保持力が高くなるため、研削性能が向上することがわかった。
- (7) SG 砥石は本実験で用いた全ての被削材種類において、WA 砥石より優れた研削性能を示したが、SUS304 のように延性の高い材料にはあまり適していないことがわかった。
- (8) SG 砥石を用いて鉄鋼材料を研削する場合には、不水溶性研削液がもっとも適することがわかった。しかし、オイルミストなどの点で環境や作業性に悪いと判断される場合には、界面活性剤や極圧添加剤として硫黄や塩素を含むソリュブル形水溶性研削液が有効である。
- (9) SG 砥粒とシリコンウェハの硬度差が小さいため、個々の砥粒によるシリコンの除去量は少ない。このため、連続で切込みを与えるインフィード方式では、インフィード量の増加による切り残し量が比例的に増加するため研削抵抗が急増し、早

い段階で研削を行えなくなった。

- (10) SG 砥粒を用いた定圧研削では、研削初期の段階で砥粒が摩耗し砥粒摩耗平坦部を多く形成する。このため、研削能力が低下し真実研削圧力が減少することにより、被削材除去は行われなくなった。
- (11) 軟らかい結合度の砥石を用いた場合、脱落した砥粒が遊離砥粒として作用することで砥石のドレッシングおよび被削材の除去を行い、活発な被削材除去が可能となった。
- (12) 本実験において、結合度の異なる 2 種類の砥石を同時に作用させる混合砥石による新たな研削法の可能性が見出された。

参考文献

- 1) 山内勝利, 上田 昇, 青柳宗伯: 切りくずならびに破碎・脱落砥粒観察による研削機構の解明, 1992 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (1992)745.
- 2) 上田 昇, 山内勝利: 画像解析による砥石三次元構造の解明, 1994 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (1994)345.
- 3) 周 立波, 庄司克雄, 厨川常元: ダイヤモンドホイールにおける砥粒切れ刃の分布, 砥粒加工学会誌, 36, 1(1992)35.
- 4) 海野邦昭: CBN・ダイヤモンドの使い方, 工業調査会, (1991)50.
- 5) 茶山達志, 山内勝利: セラミックス砥粒 SG の研削特性, 砥粒加工学会誌, 36, 4(1992)217.
- 6) 横川和彦, 横川宗彦: CBN ホイール研削加工技術, 工業調査会, (1988)9
- 7) 三村清行: セラミックス砥粒 SG・TG ホイールのドレッシング, 機械技術, 45, 12(1997)57.
- 8) 山内勝利, 三村清行, 柏原 司: 新砥粒 TG の研削性能, 1997 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (1997)295.
- 9) 小野浩二: 研削仕上げ, 槇書店, (1972)131
- 10) クレノートンカタログ「クレカット」

第5章 SG 砥石の冷風研削性能と加工精度

5.1 緒 言

研削加工においては砥石の性能を十分に発揮させ、また被削材の精度や品質を改善するため、砥石の種類や加工目的に応じて各種の研削液が従来から使用されてきた。しかし、これらの研削液は潤滑性向上を目的として塩素、硫黄、りんなどの極圧添加剤を含んでおり、作業環境の悪化や産業廃棄物処理問題などが指摘されている。このような状況の中で環境にやさしい加工技術がきわめて強い関心をもたれ、横川らによって研削液を使用しないで研削する方法、すなわち約マイナス 30℃ の冷風を研削点に供給して加工する冷風研削が開発され、数多くの研究結果が報告されている^{1), 2)}。

本章では、一般砥石の WA 砥石の冷風研削性能を明らかにした上で、冷風研削には前章までに述べたサブミクロンの微細結晶粒子で構成されている SG 砥石がきわめて有効であることを洞察し、適用した結果これを確認した^{3), 4), 5)}。また、これまでの研究では明確にされていない冷風研削の加工精度に関する検討も合わせて行った^{6), 7), 8), 9)}。

5.2 冷風研削性能

5.2.1 冷風研削実験の装置と条件

本実験に用いた冷風供給システムの模式図を図 5.1 に示す。使用した冷風供給装置は前川製作所製 CAG2.2-30 であり、約マイナス 30℃ の冷風を毎分最大 2.2Nm³ 供給できる能力を有している。配管の途中には横河電機製の流量・圧力・温度計を組み込み、冷風研削時の供給状態を常時モニターした。実験砥石にはドレッシング直後および任意の研削量における砥石作業面を SEM 観察できるように着脱式（セグメントタイプ）の砥石を用いた。研削雰囲気は前述の冷風研削に加え、乾式研削および研削液を供給する湿式研削とした。なお、冷風研削については潤滑油の効果も調べるため、冷風のみを供給した場合（以下、冷風研削 A）と冷風にミスト状の潤滑油を添加した場合（以下、冷風研削 B）について実験を行った。また、ドレッシング時の雰囲気は冷風研削の場合は冷風で、湿式研削の場合は湿式というふうに研削時の雰囲気と同一とした。被削材の表面温度は安立計器製の接触式表面温度計を用い、研削直後に測定した。研削雰囲気条件を表 5.1 に、研削条件を表

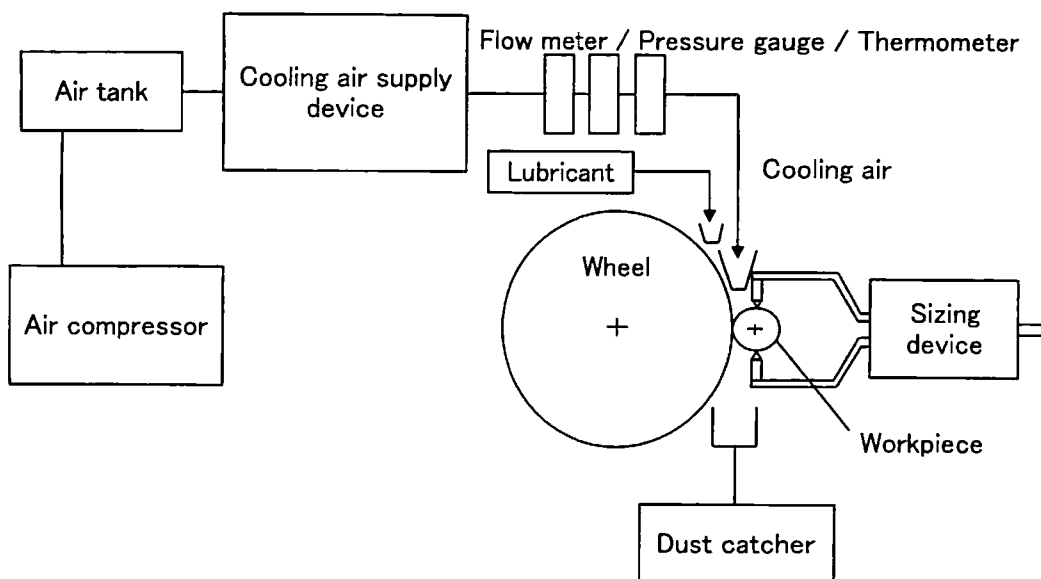


図 5.1 冷風供給システム

表 5.1 研削雰囲気条件

Cooling air grinding	Temperature	-30°C
	Flow rate	1.1 Nm ³ /min
	Pressure	0.16 MPa
When adding lubricant	Lubricant	Bulube #LB-1
	Flow rate	1 ml/h・mm
Wet grinding	Coolant	Kure-Cut NET-500B
	Concentration	2 %
	Flow rate	50 l/min
Dry grinding		No supply

5.2 に示す。

5.2.2 WA 砥石による冷風研削性能

前述の4種類の研削雰囲気中で S55C 焼入れ材を円筒プランジ方式で 10 カット研削したときの研削性能の比較を図 5.2 に示す。研削比は冷風のみを供給した冷風研削 A がもっとも高く、乾式研削や湿式研削に比べ大幅な改善が認められる。特に、湿式研削では研削能

表 5.2 研削性能実験の研削条件

Wheel		WA60J8VSK-1 $\phi 400 \times 25$ mm
Workpiece		S55C (HRC58) $\phi 58 \times 5$ mm
Dressing conditions	Dresser	Square pillar diamond dresser
	Wheel speed	33.3 m/s
	Dressing lead	0.2 mm/rev
	Depth of dress	$\phi 0.02$ mm $\times 10$ pass
Grinding conditions	Wheel speed	33.3 m/s
	Work speed	0.33 m/s
	Material removal rate	1, 2, 4 mm ³ /mm \cdot s
	Depth of cut	$\phi 0.9$ mm $\times 10$ cut
	Sparkout	None

率が高くなるほど研削比が急激に低下するため、研削能率 4mm³/mm \cdot s 時では冷風研削 A は湿式研削の約 11 倍もの高い値を示す。また、冷風研削 B はミスト状の潤滑油を添加したにもかかわらず、冷風研削 A より研削比が低くなっている。このように湿式研削と同じく研削液がごくわずかでも介在すると研削比は低くなる。これは研削液等が砥粒やボンドの表面エネルギーを低下させ、容易に微小破砕させるためと考えられる。研削抵抗については研削雰囲気の違いで大きな差は見られないが、冷風研削 B の方が冷風研削 A に比べ低くなっており、潤滑油を添加した効果が確認できる。仕上げ面粗さは研削能率の増加に伴って各研削雰囲気とも一様に劣化傾向を示すが、湿式研削ではその劣化割合が大きく、研削比が低いことから激しい砥石消耗に起因しているものと考えられる。

図 5.3 にこのときの被削材の表面温度を示す。湿式研削の表面温度がもっとも低く、次いで冷風研削、乾式研削の順であり、乾式研削では 80°C 以上になっている。冷風研削 B の表面温度は研削能率が低い場合(1~2mm³/mm \cdot s)には潤滑油の効果が見られ冷風研削 A より低くなっているが、研削能率が高い場合(4mm³/mm \cdot s)にはその効果が見られない。

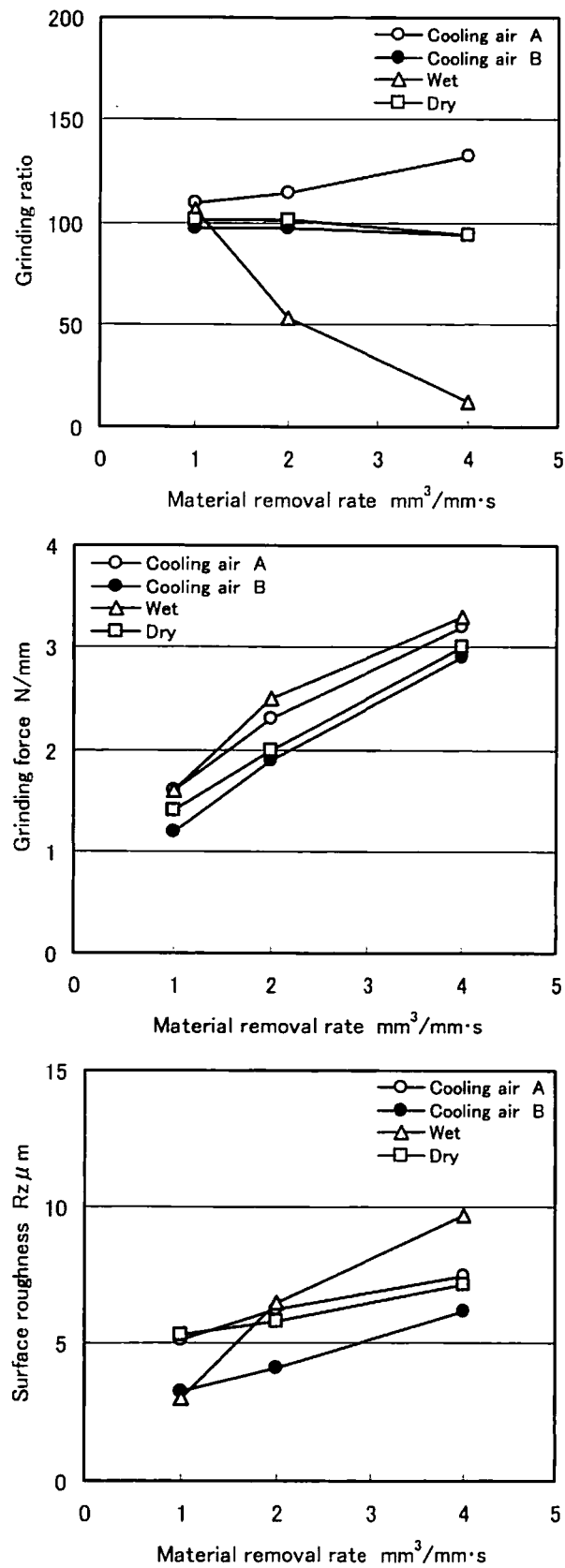


図 5.2 WA 砥石における各研削雰囲気での研削性能

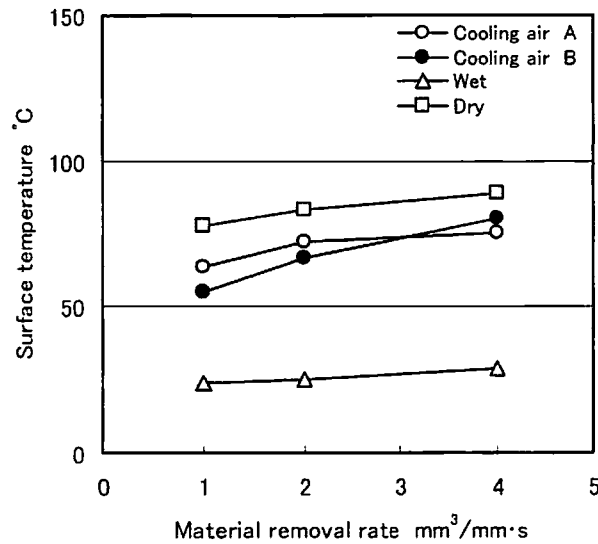


図 5.3 WA 砥石における被削材の表面温度

5.2.3 SG 砥石による冷風研削性能

前項の結果から、冷風研削は高い研削能率の条件下でも研削比が低下しないが、被削材の仕上げ面粗さが大きくなることと表面温度が高くなる本質的な問題が残ることがわかる。

SG 砥粒は 2.3 項で示したように微細結晶構造のため、砥粒切れ刃が微小破碎しやすく、しかも砥粒強度が高いため、その切れ刃が長く持続することから前述の冷風研削における問題を解決できる可能性をもっている。そこで、SG 砥石 (SG60J8VSG-1) を用い、前項の研削比でもっとも差が見られた冷風研削 A と湿式研削について同一研削条件で WA 砥石と比較した。その結果を図 5.4 に示す。冷風研削において、SG 砥石の研削比は WA 砥石より高く、また研削能率の増加に伴って高くなっている。このため、砥粒の破碎・脱落に起因する仕上げ面粗さの悪化も起こりにくく、冷風研削に SG 砥石を使用することは非常に有効であることがわかる。研削能率の増加に伴って研削比が高くなるのは、切り込み量の増加による切削状態の変化、特に上滑り成分の減少による砥粒摩耗速度の低下などが影響しているものと考えられる。研削抵抗は SG 砥石の方が若干低い傾向を示すが、その差は小さい。湿式研削においても冷風研削と同様の結果を示すが、SG 砥石は高能率研削時に WA 砥石で見られた研削比の急激な低下は見られず、研削雰囲気による影響を受けにくいことがわかる。

図 5.5 にこのときの被削材の表面温度を示す。冷風研削において、SG 砥石の表面温度は

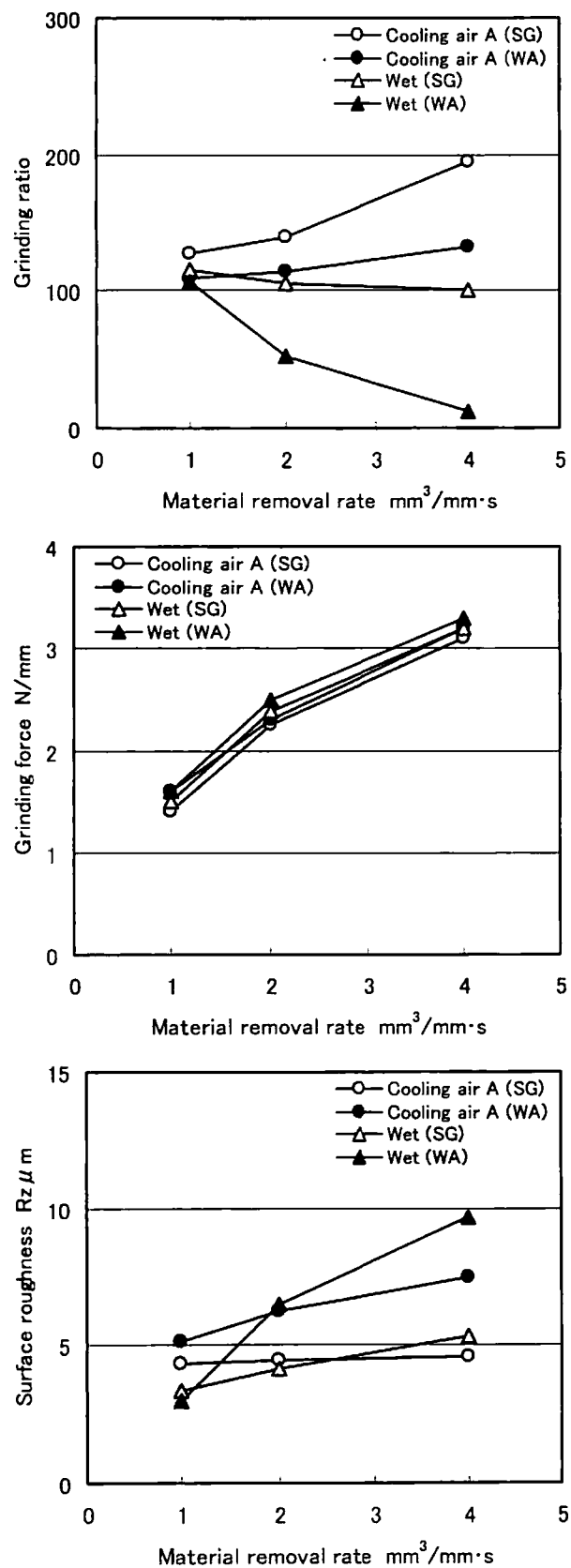


図 5.4 SG 砥石の冷風研削性能

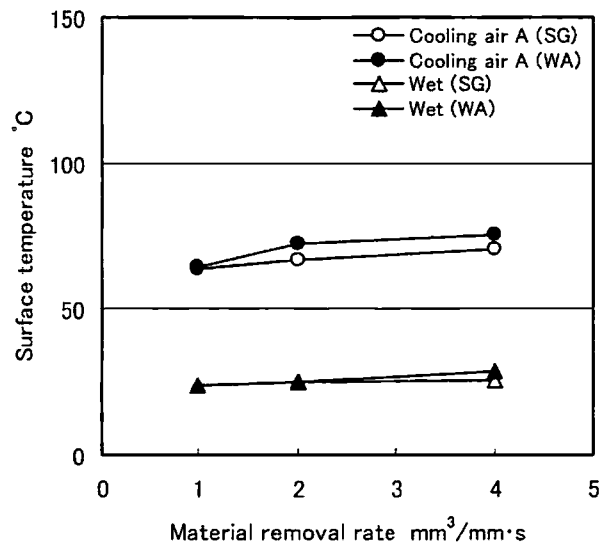


図 5.5 SG 砥石における被削材の表面温度

WA 砥石より若干低くなっているが、研削抵抗と同様にその差は小さい。

以上のことから、SG 砥石の冷風研削性能は WA 砥石を用いた場合より優れた研削比や仕上げ面粗さを示し、これは研削時における砥粒の破碎形態の違いに起因していると考えられる。

5.2.4 SG 砥石による冷風研削の考察

冷風研削は湿式研削に比べ、また SG 砥石は WA 砥石に比べて多くの項目で優れた研削性能を示した。そこで、これらの要因を調べるため、研削前後の砥石作業面状態を比較した。

図 5.6 に研削能率 $4\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ 時の冷風研削 A と湿式研削における SG 砥石と WA 砥石のドレッシング後と 10 カット研削後の砥石作業面の SEM 写真を示す。図中の白点線円は砥粒が大破碎や脱落していることを示している。冷風研削は湿式研削よりも、また SG 砥石は WA 砥石よりも白点線円が少ないことがわかる。特に、もっとも低い研削比を示した湿式研削の WA 砥石ではもっとも多くの円が認められる。

図 5.7 にこのときの砥粒切れ刃の状態を示す。冷風研削においては、両砥石ともドレッシング後の砥粒やボンドにはクラックがほとんど発生しておらず、研削後の SG 砥粒は微小破碎、WA 砥粒は摩滅摩耗しているのが観察される。これに対し、湿式研削においては

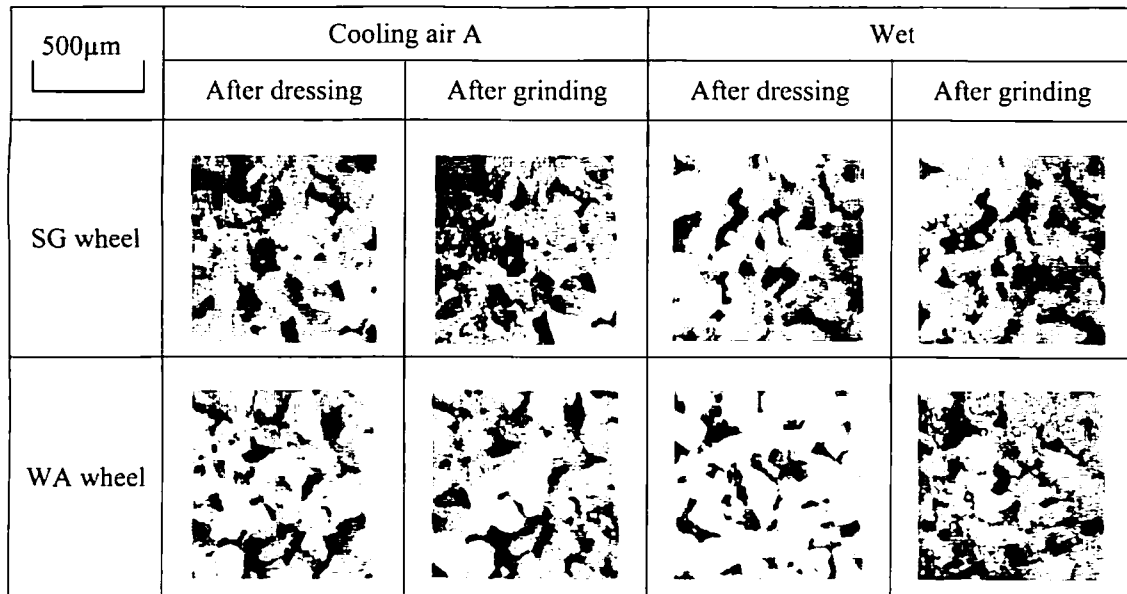


図 5.6 ドレッシング後と研削後の砥石作業面状態

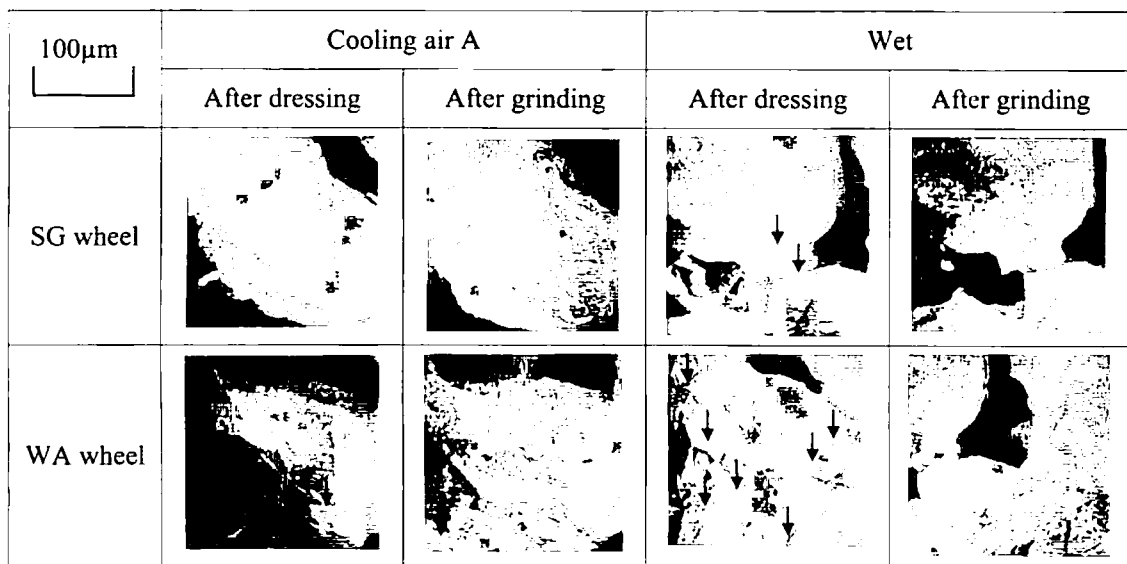


図 5.7 ドレッシング後と研削後の砥粒切れ刃状態

WA 砥石の場合ドレッシング後の砥粒やボンドに多数のクラック（図中矢印）が発生しており、研削後の砥粒には大破砕が観察される。SG 砥石ではドレッシング後わずかにクラックが発生しているが、研削後の砥粒は大破砕には至っていない。これは WA 砥石の場合ドレッシングおよび研削時に研削液が砥粒やボンドの潜在クラック内に入り込み、それらの表面エネルギーが減少し破砕しやすくなったためと考えられる¹⁰⁾。SG 砥石は砥粒強度が高く、しかも微細結晶構造であるため、砥粒の潜在クラック内に研削液が入り込んでも

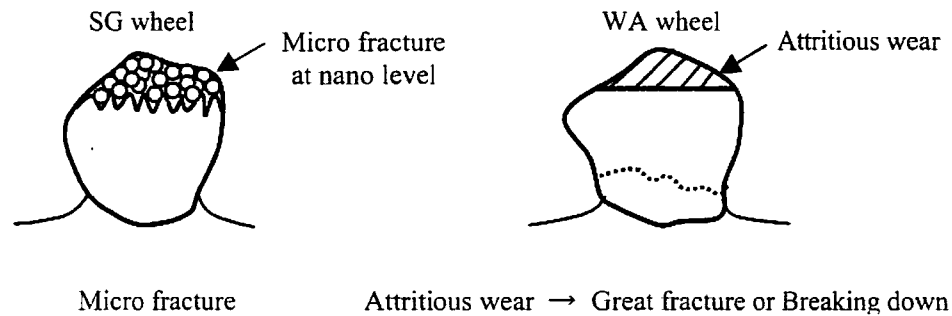


図 5.8 冷風研削時の砥粒損耗形態の模式図

破碎の進行が結晶境界面で停止して成長しにくく、WA 砥石ほど研削液による影響を受けにくかったものと推察することができる。このように、冷風研削と湿式研削ではドレッシングおよび研削時における砥粒の破碎形態が異なり、冷風研削は湿式研削より砥粒の破壊規模が小さく研削比が向上するとともに、大破碎が起らないため仕上げ面粗さも良好となると説明できる。

また、上述の砥石作業面の SEM 観察結果から、冷風研削時の砥粒損耗形態は図 5.8 のようになると考えられる。すなわち、砥粒の損耗形態は SG 砥石が微小破碎、WA 砥石が摩滅摩耗→大破碎や脱落が支配的であり、研削時の作用砥粒数は SG 砥石の方が多い。これは高能率研削で仕上げ面粗さが $2\mu\text{m}$ 以上小さいことからわかる。SG 砥石の研削抵抗が WA 砥石とほとんど変わらなかったのは以下のように考えられる。個々の砥粒の研削抵抗は砥粒先端の摩滅摩耗による平坦部の形成がない SG 砥石の方が低い。しかし、作用砥粒数が多いため、トータルの抵抗値として測定される研削抵抗はほぼ同じになる。

次に、被削材の表面温度について考えてみる。個々の砥粒において発生する研削熱は WA 砥石の方が大きい。しかし、作用砥粒数が少なく、砥粒の熱伝導が SG 砥粒より良いため、摩擦成分の多い発生した熱は砥粒後方に逃げやすい。SG 砥石は個々の発生熱は砥粒研削抵抗が小さいことからわかるように WA 砥石より小さい。しかし、作用砥粒数が多く、砥粒自体が多く粒界を含んでいるため熱の逃げが悪くなる。以上のことにより、結果的に被削材の温度上昇量が同程度になったと推察することができ、砥石構成の工夫等により発生熱を積極的に取り除くことができれば、被削材温度を下げ得る可能性をもっている。

5.3 冷風研削の加工精度

研削加工における加工精度は、切りくず生成時の塑性仕事や砥粒と被削材との間の摩擦によって生じる研削熱に大きく左右され、被削材内部の温度分布とそれによる熱変形とに密接に関連している。冷風研削は湿式研削より優れた研削比や仕上げ面粗さを示すが、冷却能の関係で被削材の表面温度が高く、寸法精度等の加工精度面での問題が予想される。そこで、本節では研削サイクルが加工精度や研削性能に及ぼす影響を調べ、冷風研削によって加工精度を確保するための検討を行った。

5.3.1 実験方法および条件

実験は主に冷風研削雰囲気（一部湿式研削）のもとで S55C 焼入れ材を円筒ブランチ方式で 20 カット研削し、このときの加工精度を中心に調べた。加工精度としてはマーボス製の定寸装置を用いた被削材外径のバラツキと真円度で評価した。なお、冷風研削は前節の結果を参考にして潤滑油を供給しない冷風のための研削とした。研削条件を表 5.3 に示す。なお、研削雰囲気条件は前節と同一条件とした。

5.3.2 加工精度に及ぼす研削能率の影響

図 5.9 に定寸装置で被削材の仕上がり径を $\phi 52.000\text{mm}$ に設定した場合の各研削能率 ($Z'=0.5, 1, 2, 4 \text{ mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ 、スパークアウト時間 1s) における被削材の表面温度、外径、真円度の測定結果を示す。両研削雰囲気とも研削能率が高くなるほど被削材の熱膨張

表 5.3 加工精度実験の研削条件

Wheel	SG60J8VSG-1 $\phi 400 \times 25 \text{ mm}$
Workpiece	S55C (HRC58) $\phi 52.5 \times 5 \text{ mm}$
Wheel speed	33.3 m/s
Work speed	0.33 m/s
Material removal rate	$0.5 \sim 4 \text{ mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$
Depth of cut	$\phi 0.5\text{mm} \times 20\text{cut}$
Sparkout	1 s

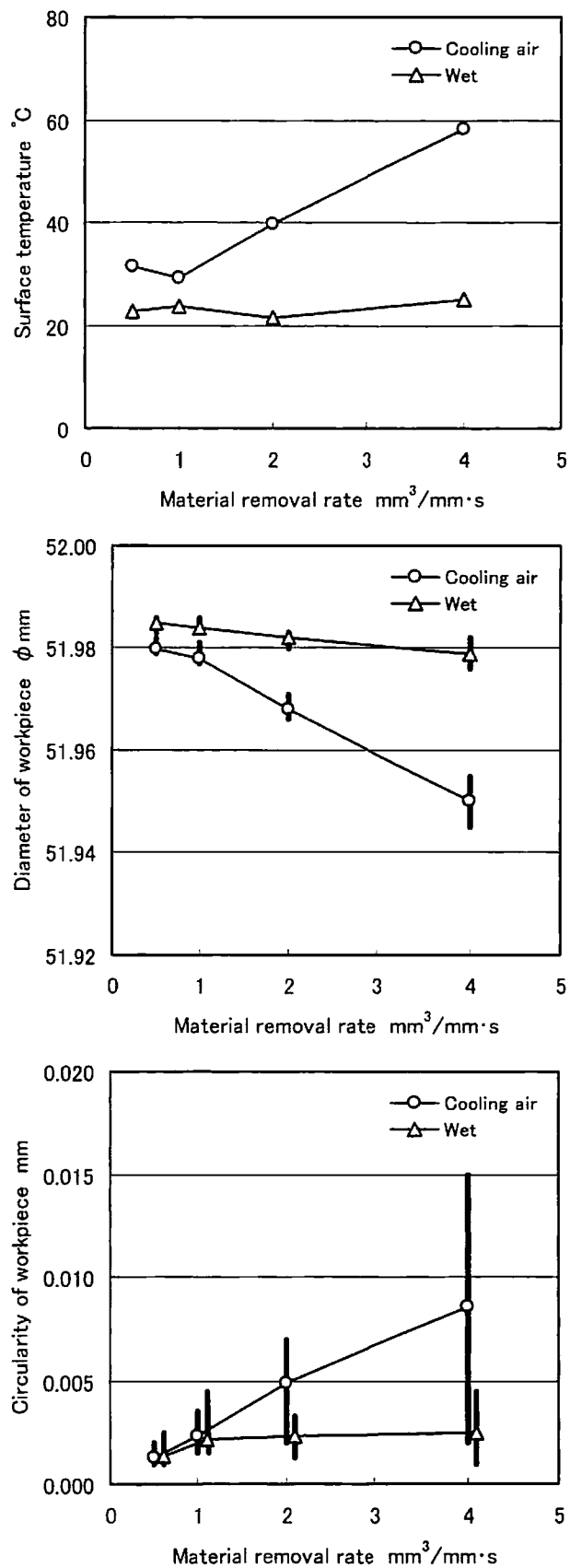


図 5.9 加工精度に及ぼす研削能率の影響

が増大するため、研削後の被削材外径は小さくなるが、冷風研削の方がその割合は大きく被削材外径のバラツキも大きい。真円度のバラツキも被削材外径のバラツキ結果と同じ傾向を示し、冷風研削の方が大きくなっている。

以上のように、冷風研削では研削能率が加工精度に及ぼす影響はきわめて大きく、特に研削能率が高い場合には発生する熱量に対して冷却する能力に限界があるため、加工精度面で問題が生じることがわかった。

5.3.3 加工精度に及ぼすスパークアウトの影響

図 5.10 に研削能率 $4\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ でスパークアウト時間を変化させた場合の被削材の表面温度、外径および真円度の測定結果を示す。被削材外径のバラツキはスパークアウト時間に関係なく、湿式研削では約 $5\mu\text{m}$ 、冷風研削では約 $10\mu\text{m}$ あり、冷風研削および湿式研削ともスパークアウト時間を増やしても被削材外径のバラツキは小さくなっていない。真円度は湿式研削でわずかにスパークアウト時間の効果が見られるが、冷風研削ではその効果が見られない。

5.3.4 加工精度に及ぼす研削サイクルの影響

前述の結果から、研削能率が低い場合には両研削法における加工精度差は小さくなる。このことを利用して、研削能率 $4\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ の粗研削の後に研削能率 $0.5\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ の仕上げ研削を実施し、その後スパークアウト時間 1s の研削サイクルで冷風研削と湿式研削を比較した。

図 5.11 に被削材の外径と真円度に関する時系列変化の測定結果を示す。設定値 $\phi 52.000\text{mm}$ に対して、湿式研削では外径が平均で約 $6\mu\text{m}$ 減、冷風研削では約 $11\mu\text{m}$ 減であるが、被削材外径のバラツキに関しては、両研削雰囲気とも $3\mu\text{m}$ で同等となっている。真円度のバラツキに関しても同等の値が得られた。

図 5.12 にそのときの被削材表面の残留応力を示す。研削回数の増加に伴って残留応力は研削熱の影響が強くなって若干引張方向にシフトするが、冷風研削の方がより圧縮方向の値を示し、残留応力に関しても冷風研削は湿式研削より優れていることがわかった。

以上のように、冷風研削で湿式研削と同等の加工精度を得る一手段として粗研削の後に仕上げ研削を実施することは有効である。

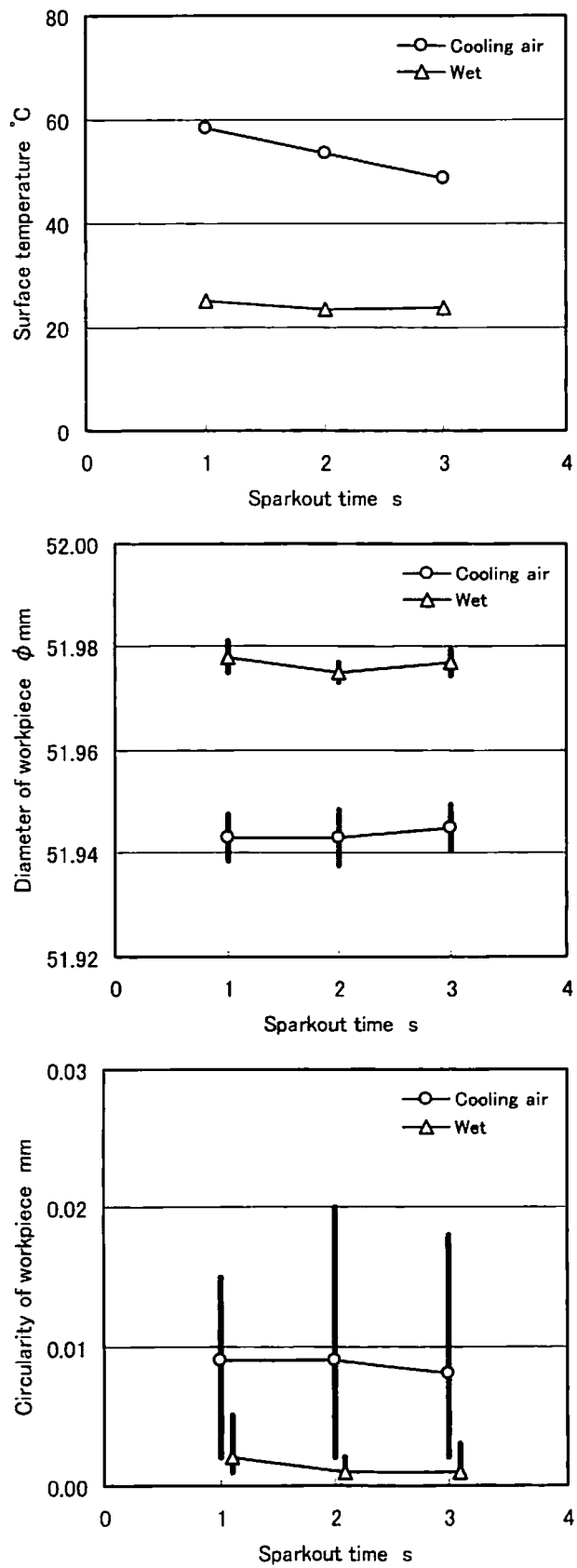


図 5.10 加工精度に及ぼすスパークアウトの影響

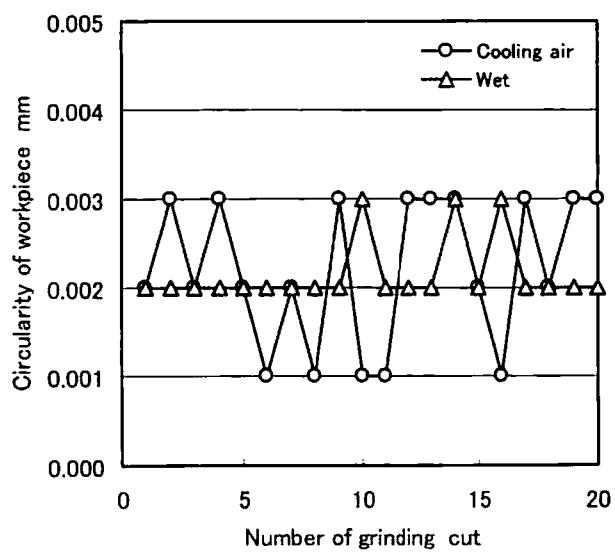
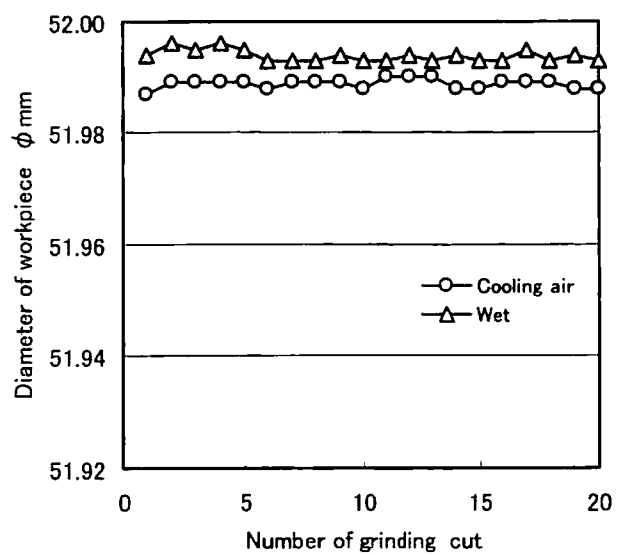


図 5.11 加工精度に及ぼす研削サイクルの影響

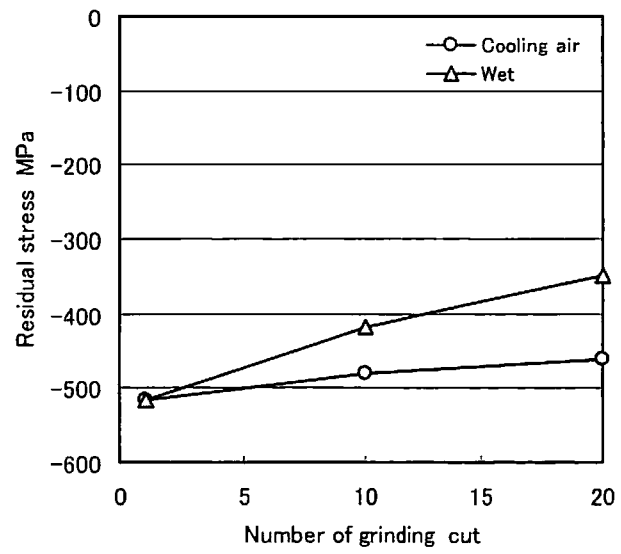


図 5.12 被削材表面の残留応力

5.4 加工精度に及ぼす2系統冷却ノズルの影響

前節では冷風研削の加工精度面での問題解決に際し、粗研削後に仕上げ研削を実施することによって、加工精度が向上することを明らかにした。本節では冷風研削の弱点である被削材の温度上昇を抑えるための方策として、研削点冷却ノズルとは別に砥石表面冷却ノズルを追加した2系統冷却ノズル方式を考案し、それを用いた場合の加工精度と研削性能について検討した。また、砥石表面温度も測定し、被削材温度との相互関係についても考察を加えた。

5.4.1 砥石表面冷却ノズルと被削材冷却ノズル

研削点で発生した熱は被削材のほか砥石および切りくずへ伝達される。砥石の熱伝導は電子が熱を伝える金属とは異なり、ほとんどの場合が結晶の格子振動で行われ¹¹⁾、SG 砥粒のような超微粒子の集合体砥粒では結晶粒界の影響があるため熱伝導率は低くなり、砥石に流入した熱は蓄積されやすくなる。そのため、研削能率が高い場合に研削点の冷却のみで行うと、冷却する能力に限界が生じる。そこで、図 5.13 に示すように、砥石に流入した熱をすばやく取り除き、熱の蓄積を抑制する目的で砥石表面冷却用ノズルを加工直後のポイントに新たに設けた。また、参考として直接被削材を冷却するため、被削材冷却ノズルを設置した。これにより、研削点、砥石表面および被削材のそれぞれを冷却でき、これらを組み合わせることにより

- ① 研削点のみ（以下、標準）
- ② 研削点と砥石表面（以下、砥石冷却）
- ③ 研削点と被削材（以下、被削材冷却）

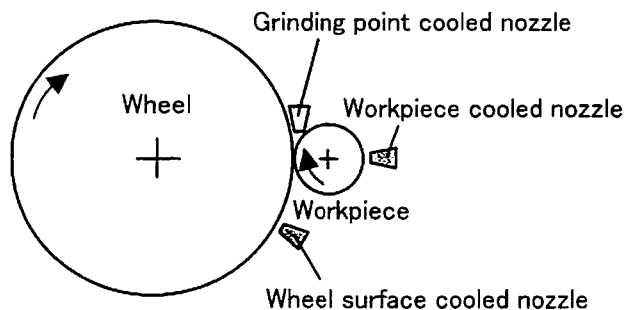


図 5.13 2 系統冷却ノズルの取り付け位置

表 5.4 砥石および被削材表面冷却ノズルの冷風条件

Temperature	-30°C
Flow rate	0.6 Nm ³ /min
Pressure	0.16 MPa

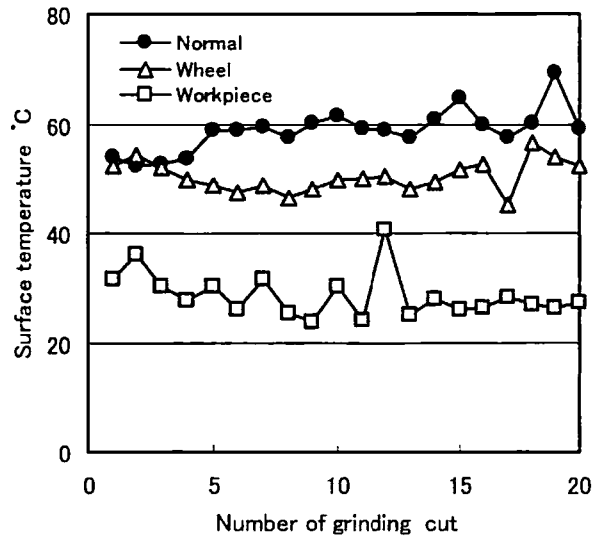


図 5.14 2 系統冷却ノズルの取り付け位置が被削材温度に及ぼす影響

の 3 方式について加工精度に及ぼす影響を調べた。このときの砥石表面および被削材冷却ノズルの冷風条件を表 5.4 に示す。

図 5.14 に研削能率 $4\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ 時における研削回数ごとの被削材の表面温度を示す。標準の場合に比べ、砥石冷却では平均で約 10°C 、被削材冷却では約 30°C ほど低下しており、被削材温度に対する 2 系統冷却ノズル方式の効果が認められた。

図 5.15 に定寸装置で被削材の仕上がり径を $\phi 59.500\text{mm}$ に設定して研削した場合の被削材外径の推移を示す。設定仕上がり径 $\phi 59.500\text{mm}$ に対し、全ての方式において研削後の被削材外径は小さくなっているが、砥石冷却は標準や被削材冷却の場合に比べその割合が小さくなっている。すなわち、砥石冷却では平均で約 $40\mu\text{m}$ 程度小さくなり、標準および被削材冷却の約 $55\mu\text{m}$ に比べ、 $15\mu\text{m}$ 程度の改善が認められる。また、被削材外径の研削回数ごとのバラツキは、標準の場合では $11\mu\text{m}$ であるのに対し、砥石冷却または被削材冷却ではそれぞれ $7\mu\text{m}$ 、 $16\mu\text{m}$ となり、砥石冷却の場合がもっとも小さくなっている。

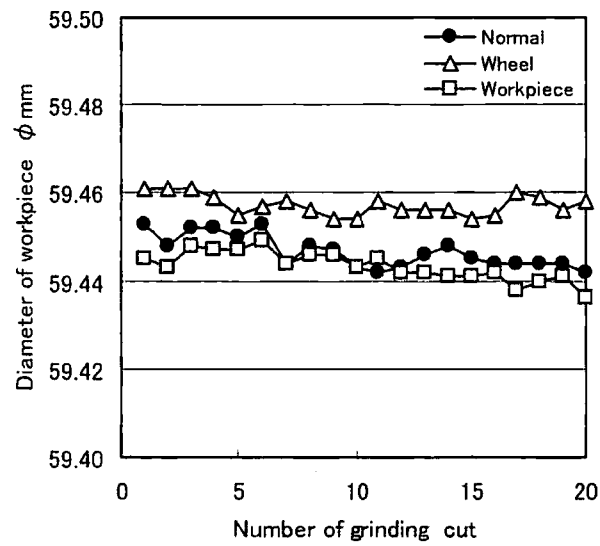


図 5.15 2 系統冷却ノズルの取り付け位置が被削材外径に及ぼす影響

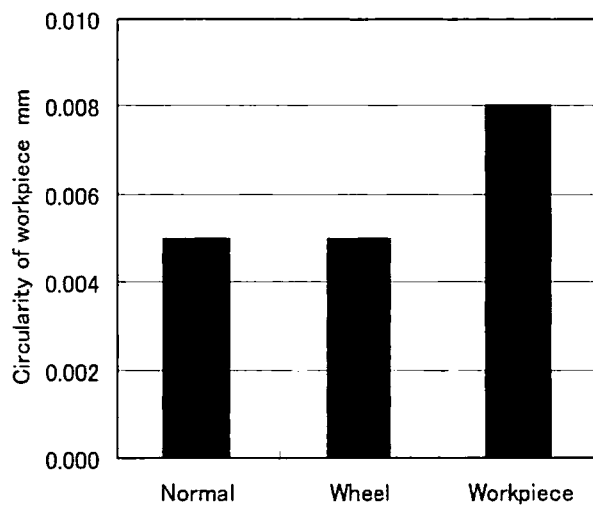


図 5.16 2 系統冷却ノズルの取り付け位置が真円度に及ぼす影響

図 5.16 に全カット数における真円度の平均値を示す。標準では $5\mu\text{m}$ であるのに対し、砥石冷却または被削材冷却ではそれぞれ $5\mu\text{m}$ 、 $8\mu\text{m}$ となり、砥石冷却と被削材冷却を比較すると砥石冷却の方が良好な結果を示した。被削材冷却で真円度が悪化したのは、被削材の部位（研削点側と冷却点側）により温度差が生じ、研削中の被削材が熱変形したためと

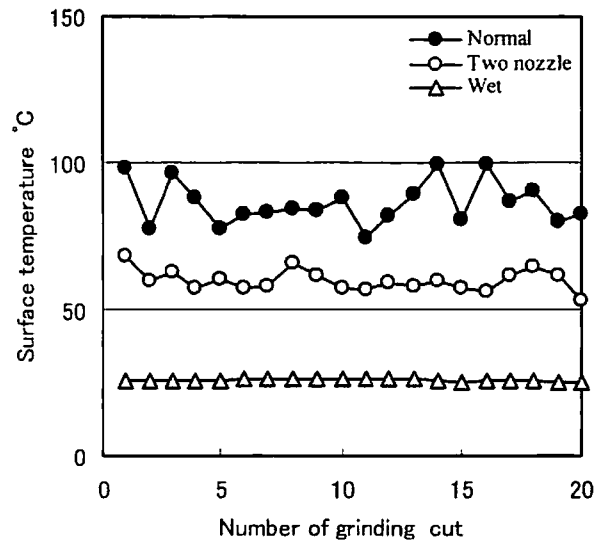


図 5.17 2 系統冷却ノズルが被削材温度に及ぼす影響

考えられる。

以上のように、砥石表面冷却ノズルを研削点冷却ノズルと併用した 2 系統冷却ノズル方式とすることにより、加工精度を向上させる効果が認められた。

5.4.2 湿式研削との比較

前項で良好な結果を示した砥石表面冷却ノズルを追加した 2 系統冷却ノズル方式の加工精度と研削性能を、湿式研削および研削点冷却ノズルのみの場合と比較した。ここでは研削状態をよりきびしい条件下で調べるため、研削能率は $8\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ にした。

図 5.17 に被削材表面の温度推移を示す。2 系統冷却ノズルを用いた場合の被削材温度は湿式研削より高くなっているが、研削点冷却ノズルのみに比べると平均で約 25°C ほど低くなっており、高能率研削の領域においても砥石表面冷却ノズルを追加した 2 系統冷却ノズル方式の効果が十分確認できた。

図 5.18 に被削材外径の推移を示す。設定仕上がり径 $\phi 59.500\text{mm}$ に対し、2 系統冷却ノズルを用いた場合は平均で約 $70\mu\text{m}$ 程度小さくなり、研削点冷却ノズルのみの場合の約 $90\mu\text{m}$ に比べ、 $20\mu\text{m}$ 程度の改善は認められるものの湿式研削より被削材外径は小さくなっている。しかし、研削回数ごとのバラツキに関しては、研削点冷却ノズルのみの場合の $11\mu\text{m}$ に対し、2 系統冷却ノズルでは $7\mu\text{m}$ と向上しており、湿式研削の $8\mu\text{m}$ と比べても同等以上

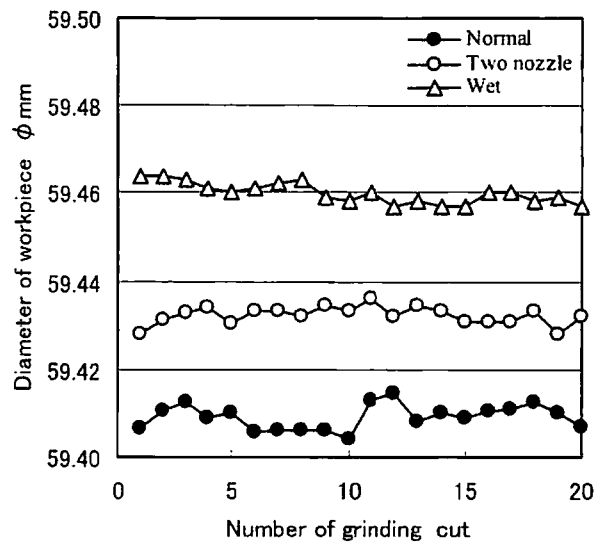


図 5.18 2 系統冷却ノズルが被削材外径に及ぼす影響

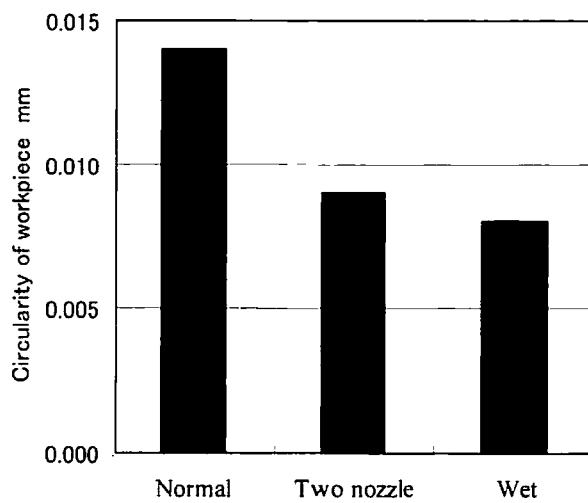


図 5.19 2 系統冷却ノズルが真円度に及ぼす影響

の値を示した。

図 5.19 にこのときの真円度の測定結果を示す。被削材外径のバラツキと同様，研削点冷却ノズルのみの場合の $14\mu\text{m}$ に対し，2 系統冷却ノズルでは $9\mu\text{m}$ となり，湿式研削の $8\mu\text{m}$ とほぼ同等の値が得られた。

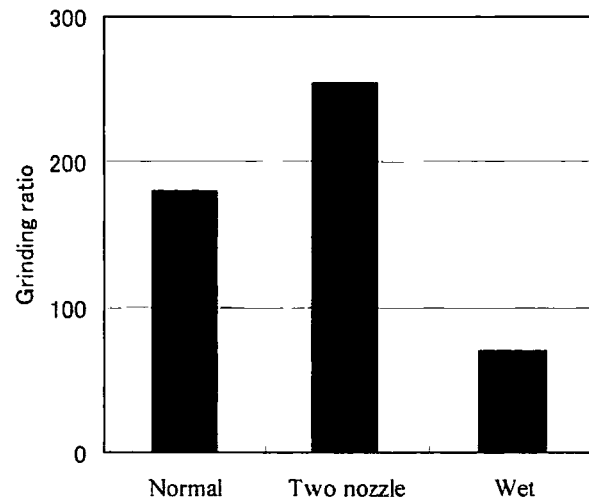


図 5.20 2 系統冷却ノズルが研削比に及ぼす影響

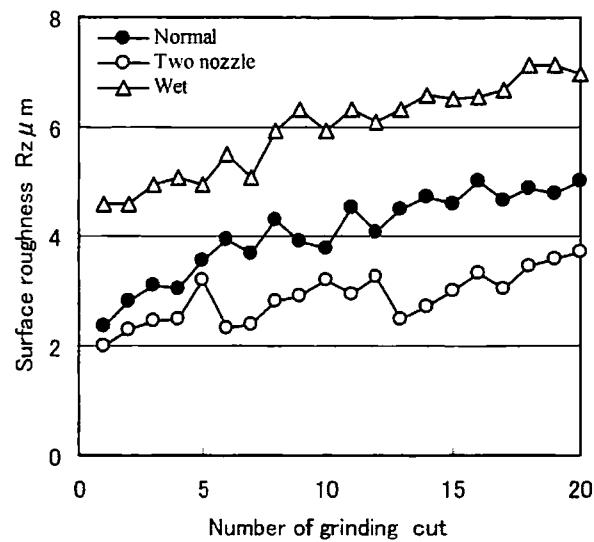


図 5.21 2 系統冷却ノズルが仕上げ面粗さに及ぼす影響

図 5.20～図 5.22 に研削性能の比較を示す。研削比は 2 系統冷却ノズルを用いた場合がもっとも高く、湿式研削に比べ約 3.5 倍、研削点冷却ノズルのみの場合に比べると約 1.5 倍の値を示した。研削点冷却ノズルのみに比べ、2 系統冷却ノズルの研削比が高くなったのは研削点における熱衝撃が低減されたためと考えられる。仕上げ面粗さも 2 系統冷却ノズル

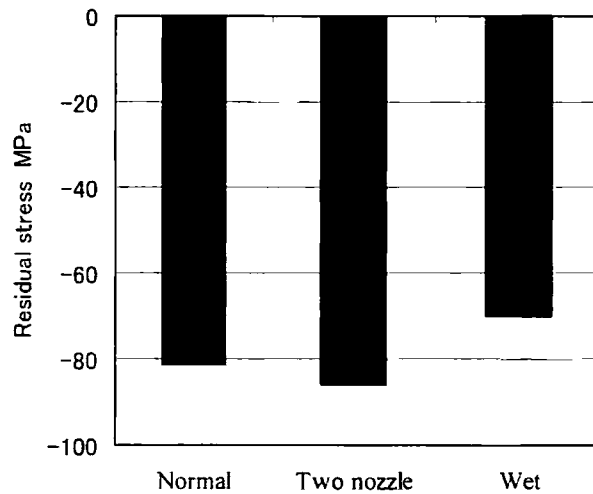


図 5.22 2 系統冷却ノズルが残留応力に及ぼす影響

を用いた場合がもっとも良好な値を示し、研削回数の増加による劣化割合も小さくなっている。これは図 5.20 の研削比の結果からもわかるように砥石損耗が小さいことに起因している。全カット数における被削材表面の残留応力は 2 系統冷却ノズルを用いた場合が他の方式に比べ、若干ではあるがより大きな圧縮の残留応力を示した。

以上のように、2 系統冷却ノズル方式は加工精度および研削性能の両面で湿式研削に比べ同等以上の結果が得られた。

5.4.3 2 系統冷却ノズル方式による効果の検討

前述の被削材表面温度を測定した結果、2 系統冷却ノズルを用いた場合と研削点冷却ノズルのみの場合で温度差が生じることがわかった。この原因調査のため、2 系統冷却ノズル方式で研削した場合と研削点冷却ノズルのみで研削した場合の FEM による非定常熱伝導解析を行い、その冷却効果を検証した。解析では砥粒一個の温度変化と熱収支を求めた。

研削加工時に消費される単位時間あたりのエネルギー W （≒消費電力）は接線研削抵抗 F および砥粒と被削材の相対速度 V' の積から求められ、 $W = FV'$ となる。このエネルギー W は被削材除去および砥石の変形、破壊、摩擦などの仕事を経て最終的には

- (1) 被削材、砥石、切りくずの加工エネルギー
- (2) 切りくずの運動エネルギー

(3) 創成面の表面エネルギー

(4) 仕上げ面および切りくず中の歪みエネルギー

として消費される。このうち、(2)～(4)のエネルギーは合計しても約1%程度であり、入力エネルギーの99%は熱エネルギー（研削熱）に変換される¹²⁾。

砥粒一個あたりに流入する熱流束 W_g は次式により求められる。

$$W_g = \frac{WP_g}{lb\lambda} \quad (5.1)$$

W : 研削動力

P_g : 砥石への熱流入割合

$$l : \text{接触弧長さ} \quad l = \sqrt{t} \cdot \sqrt{\frac{dD}{d+D}} \left(1 + \frac{v_w}{V} \right)$$

b : 研削幅

λ : 切れ刃密度

ここで、砥粒を半径 R_g の球と考えると、砥粒と被削材との接触面は最大砥粒切り込み深さ g により切り取られた部分の表面積 $S_g = 2\pi R_g g$ であるので、このときの流入熱流束 q_g は

$$q_g = \frac{WP_g}{lb\lambda \cdot 2\pi R_g g} \quad (5.2)$$

$$\text{ただし、最大砥粒切り込み深さ } g = 2a\sqrt{t} \cdot \sqrt{\frac{d+D}{dD}} \cdot \frac{v_w}{V}$$

また、その接触時間 τ は

$$\tau = \frac{l}{(V + v_w)} \quad (5.3)$$

となる。

砥粒内の熱移動は熱伝導により行われるので、熱はフーリエの法則にしたがい高温領域から低温領域に移動し、その速さは温度勾配に比例する¹³⁾。

$$q = \frac{Q}{A} = -\lambda \frac{T_2 - T_1}{x} \quad (5.4)$$

q : 熱流束

Q : 熱流

A : 熱流の向きに垂直な断面

λ : 熱伝導率

T_1, T_2 : 位置 1 および位置 2 の温度

x : 位置 1 と位置 2 の距離

また、砥粒とこれに接する空気との間の熱移動は対流熱伝達によって行われ、次式で表すことができる。

$$q = \frac{Q}{S} = -\alpha(T_2 - T_1) \quad (5.5)$$

q : 熱流束

Q : 熱流

S : 固体の表面積

α : 熱伝達係数

T_1 : 固体表面の温度

T_2 : 固体表面から遠く離れた部分の流体温度

ただし、熱伝達係数 α は物性定数ではなく、流体の物性定数やその流れの状態、固体表面温度と流体温度の差などにより複雑に変わる。また、砥石表面の熱伝達係数 α は円筒管外面を流体が流れるモデルを適用した。この場合には、熱伝達係数 α はヌルセット数 Nu 、レイノルズ数 Re （流れの状態を表す）およびプラントル数 Pr （熱伝達における物質の性格を表す）の 3 つの無次元数で構成された関係式より求められる。Hilpert らによると、単一管外の平均ヌルセット数は次式で表される¹⁴⁾。

$$Nu = 0.0266 Re^{0.805} Pr^{\frac{1}{3}} \quad (Re \geq 4 \times 10^4) \quad (5.6)$$

また、各々の無次元数は以下のように定義されている。

$$Nu = \alpha l / \lambda \quad Pr = \nu / a \quad Re = ul / \nu \quad (5.7)$$

α : 熱伝達係数

l : 代表長さ

λ : 熱伝導率

ν : 動粘度

a : 温度伝達率 $= \lambda / \rho C_p$

u : 速度

よって、式 (5.6) に (5.7) を代入すると熱伝達係数 α を求めることができる。

研削熱が熱放射により砥石表面から砥石カバー等へ移動するときの熱流束は

$$q = \frac{\sigma}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1} \left\{ \left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right\} \quad (5.8)$$

σ : 黒体放射定数=5.67

$\varepsilon_1, \varepsilon_2$: 面 1 および面 2 の射出率

T_1, T_2 : 位置 1 および位置 2 の温度

で求められるが、熱放射による熱伝達は表面温度が 1000K 以上でないと顕著に表れてこないため FEM 解析では省略した。

図 5.23 に FEM 解析で用いた熱系のモデルを示す。研削点で発生した熱量の一部は切りくずにより直接外部に運び去られるが、残りの熱量は砥石と被削材内部に流入する。ここで、砥粒への流入割合は 15%と仮定した。対流熱伝達条件については、2 系統冷却ノズルでは弧 AB で砥粒に流入した熱量は弧 BC で自然冷却（放散）、弧 CD で砥石冷却ノズルによる強制冷却、弧 DA では再び自然冷却されるものとし、研削点冷却ノズルのみでは弧 CD を自然冷却とした。

図 5.24 に研削点すなわち被削材に接触しているときの砥粒の温度分布を示す。砥粒と被削材の接触時における最高温度は 1700°C 以上になるが、図 5.25 に示す接触終了 1.5ms 後（砥粒回転移動距離 50.8mm）には発生熱は砥粒全体に拡散し最高温度も 30.9°C となる。

図 5.26 に砥石冷却ノズルの有無の比較を示す。砥石冷却ノズルありの場合の最高温度 28.95°C に対し、砥石冷却ノズルなしの場合では 29.04°C となる。また、砥石一回転後の温度分布においても砥石冷却ノズルありの場合の最高温度 28.68°C に対し、砥石冷却ノズルなしの場合では 28.77°C となり（図 5.27）、砥石冷却ノズルによる顕著な冷却効果は認められなかった。なお、本解析で用いたモデルでは初期温度 25°C に対し、熱流入により砥石一回転で約 29°C となり 4°C ほど上昇することがわかった。

次に、キーエンス製の赤外放射温度計を用い、研削中の砥石表面温度を測定した。測定位置については図 5.28 に示すように(a), (b)の 2 箇所である。そのときの測定結果を表 5.5 に示す。研削点冷却ノズルのみの場合に比べ、2 系統冷却ノズルを用いた場合の砥石表面温度は測定位置(a)では研削能率にほとんど関係なく約 16°C ほど低くなっている。また、測定位置(b)においても研削能率 4mm³/mm・s 時に 5°C、8mm³/mm・s 時に 17°C ほど低くなっている。

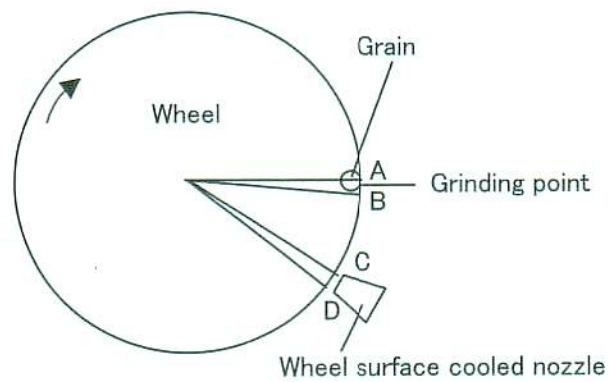
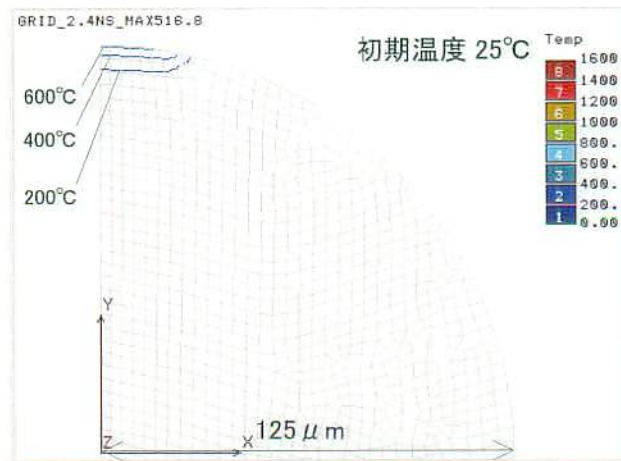
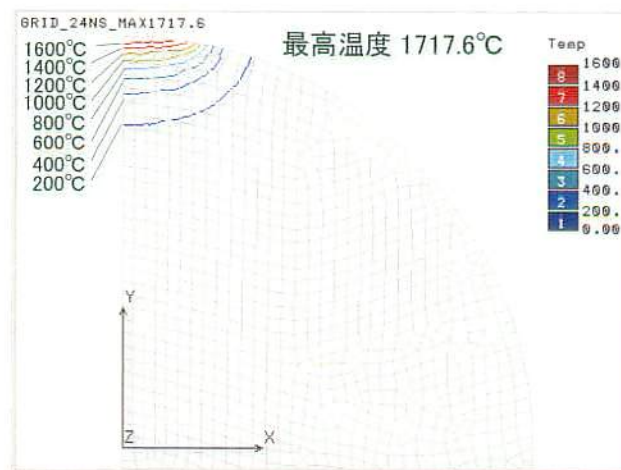


図 5.23 FEM 解析のための熱系のモデル

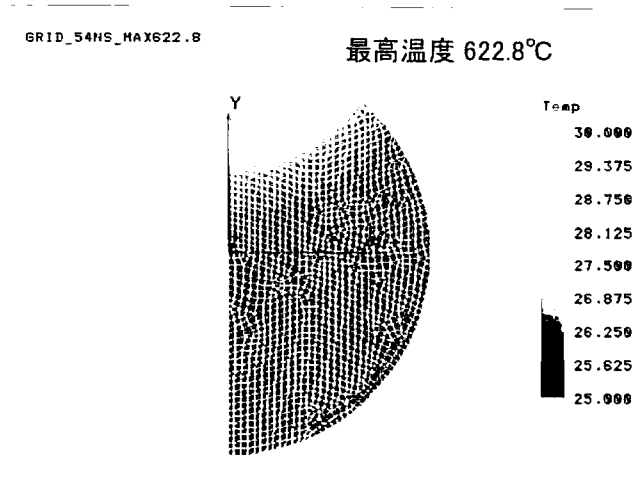


(a) 接触初期 0.002ms 後 (砥粒回転移動距離 0.08mm)

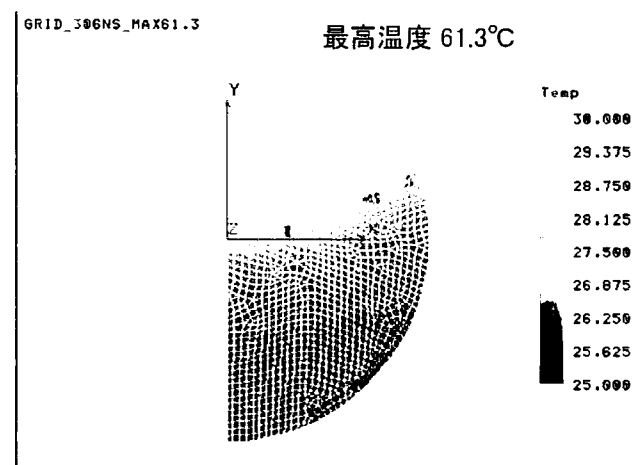


(b) 接触終了時 0.024ms 後 (砥粒回転移動距離 0.8mm)

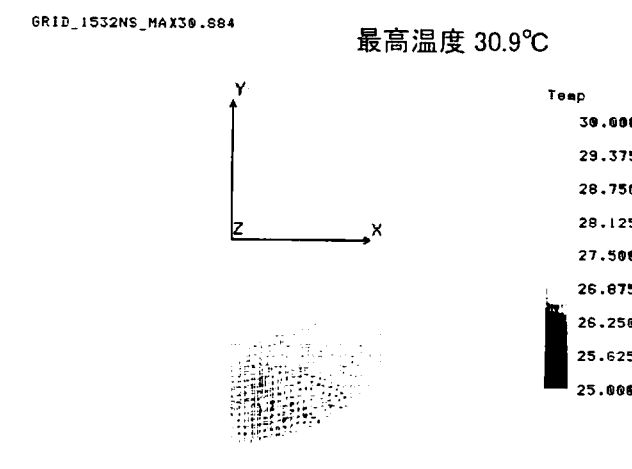
図 5.24 被削材接触時における砥粒の温度分布 (弧 AB)



(a) 接触終了後 0.03ms (砥粒回転移動距離 1.8mm)

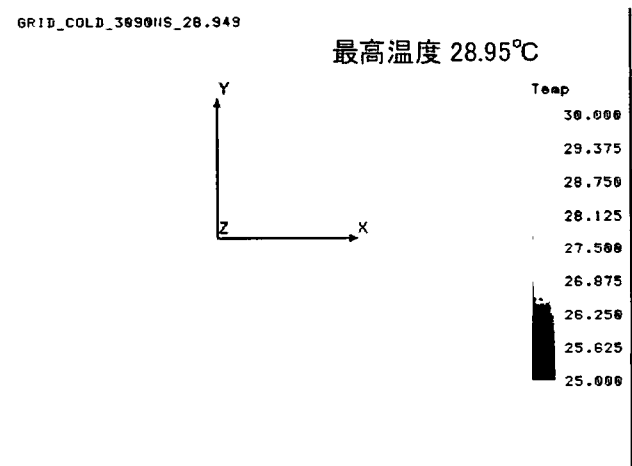


(b) 接触終了後 0.3ms (砥粒回転移動距離 10.8mm)

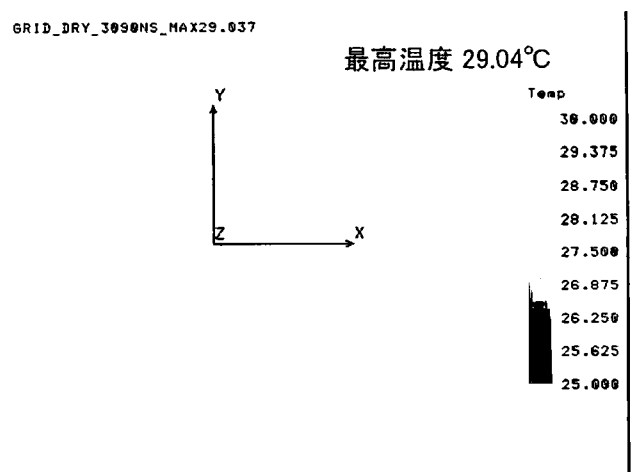


(c) 接触終了後 1.5ms (砥粒回転移動距離 50.8mm)

図 5.25 被削材接触後における砥粒の温度分布 (弧 BC)

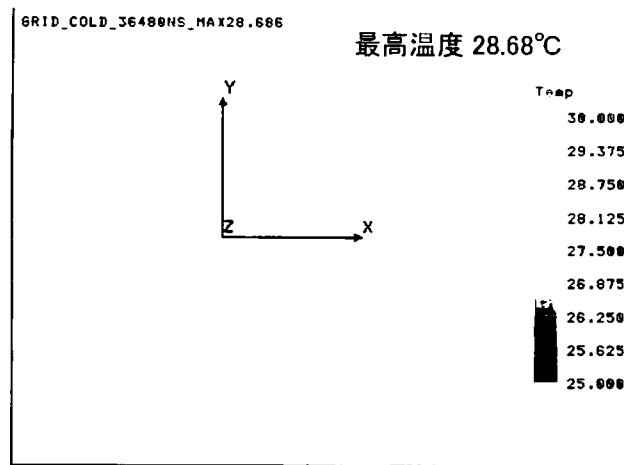


(a) 砥石冷却ノズルあり（砥粒回転移動距離 100.8mm）

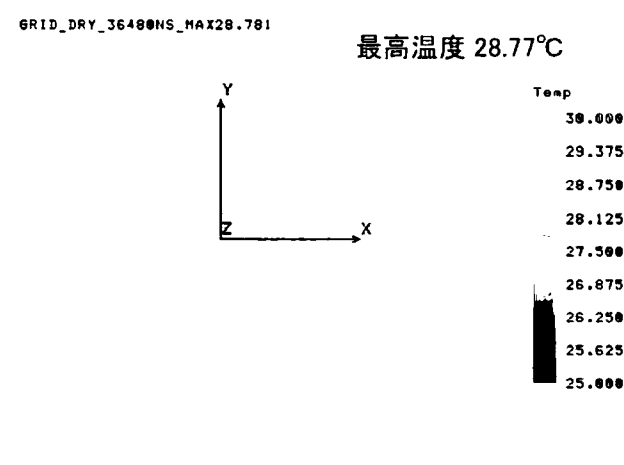


(b) 砥石冷却ノズルなし（砥粒回転移動距離 100.8mm）

図 5.26 砥石冷却ノズル有無による砥粒の温度分布（弧 CD）



(a) 砥石冷却ノズルあり（砥粒回転移動距離 1193mm）



(b) 砥石冷却ノズルなし（砥粒回転移動距離 1193mm）

図 5.27 砥石一回転後における砥粒の温度分布

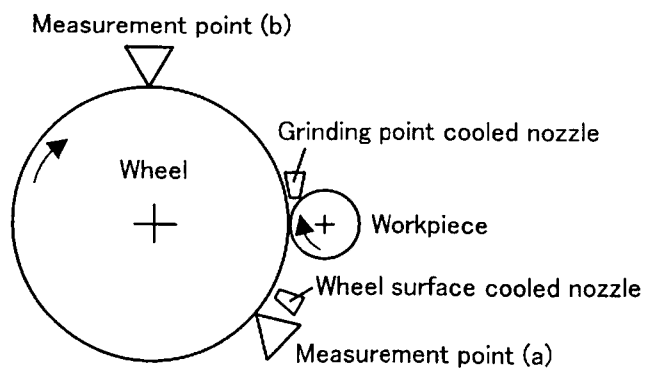


図 5.28 砥石表面温度の測定位置

表 5.5 砥石表面温度の測定結果

Measurement point MRR	Normal		Two nozzle	
	(a)	(b)	(a)	(b)
4 mm ³ /mm·s	62	32	46	27
8 mm ³ /mm·s	77	48	60	31

[Unit : °C]

以上のことから、2 系統冷却ノズルで研削した場合に被削材温度が低下したのは、砥石冷却ノズルによる砥粒一個に対する冷却効果ではなく、砥石全体を冷却することによる効果と考えられる。すなわち、熱伝導で砥石内部まで拡散した熱を取り除くことにより、砥石の熱伝導が改善され、砥石への熱流入割合が増えたため、結果として被削材温度が低下したものと推察できる。

5.5 加工精度に及ぼす銅粉添加砥石の効果

前節では研削点冷却ノズルとは別に砥石表面冷却ノズルを追加した2系統冷却ノズル方式が被削材の温度上昇を抑え、加工精度を向上させる上できわめて効果があることを明らかにした。本節では冷風研削の弱点である被削材の温度上昇を抑えるための積極的な方策として、発生した熱を砥石側に逃がすことを意図してSG砥石組成中に銅粉を添加した砥石を製作し、その効果について調べた。また、この銅粉添加砥石を乾式研削へも適用し、その効果について検討した。

5.5.1 熱伝導の解析

瞬間的に与えられる熱源を瞬間熱源と言い、基本的には三種類に分けられる。すなわち、平面分布している平面状熱源、線上に分布している線状熱源、一点に集中している点熱源があり、それぞれ一次元、二次元、三次元の熱伝導に対応する熱源となっている。ここでは、一次元の平面状熱源を用いて瞬間熱源による熱伝導問題を取り扱うことにする。

図5.29の斜線部のように平面状熱源が瞬間的に与えられた場合の t 秒後の温度分布 θ は、単位面積あたりの熱量 Q 、密度 ρ 、比熱 c 、熱伝導率 λ 、熱拡散率 κ および熱源からの距離を x とすると次式で与えられる。

$$\theta = \frac{Q}{c\rho} \frac{1}{2\sqrt{\pi\kappa t}} e^{-\frac{x^2}{4\kappa t}} \quad (5.9)$$

ただし、 $\kappa = \frac{\lambda}{c\rho}$

また、熱流束 q の平面状熱源が連続して τ 秒間与えられた場合、加熱終了時点を $t=0$ とすると加熱終了前 t' 秒における微小時間 dt' で与えられる熱量は qdt' となる。この微小時間 dt' 間に与えられた熱量 qdt' による加熱終了 t 秒後の温度上昇 $d\theta$ は

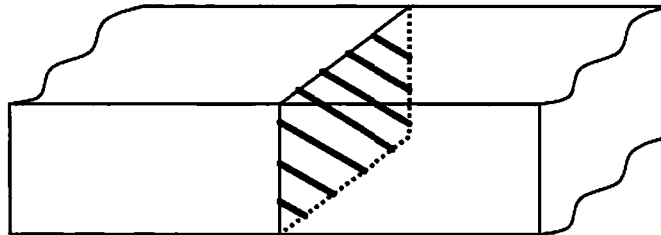


図 5.29 平面状熱源

表 5.6 元素の物理的性質

	Density kg/m ³	Specific heat J/kg°C	Thermal conductivity W/m°C	Melting point °C
Ag	10490	234	425	960
Cu	8960	419	397	1083
Au	19290	129	315	1063
Mg	1750	1046	155	649
Co	8800	431	99	1493
Ni	8900	439	88	1453

$$d\theta = \frac{qdt'}{c\rho} \frac{1}{2\sqrt{\pi\kappa(t'+t)}} e^{-\frac{x^2}{4\kappa(t'+t)}} \quad (5.10)$$

となる。 $t'=0 \sim \tau$ まで qdt' の瞬間熱源が連続的に続くと考えると、上式を $t'=0 \sim \tau$ で積分することで求める温度分布が得られる。

$$\theta = \frac{q}{c\rho} \frac{1}{2\sqrt{\pi\kappa}} \int_{t'=0}^{\tau} \frac{e^{-\frac{x^2}{4\kappa(t'+t)}}}{\sqrt{(t'+t)}} dt' \quad (5.11)$$

ここで、 $x^2/4\kappa(t'+t) = u$ とおくと

$$\theta = -\frac{qx}{4\lambda\sqrt{\pi}} \int_{u=\frac{x^2}{4\kappa(\tau+t)}}^{\frac{x^2}{4\kappa\tau}} e^{-u} u^{\frac{3}{2}} du \quad (5.12)$$

よって、熱流束 q を与えながら、その経過時間 τ における x 方向の温度分布 θ を測定すれば、式 (5.12) より熱伝導率 λ が算出できる。

5.5.2 銅粉添加砥石

SG 砥粒のような微細結晶粒子で構成された砥粒は、結晶粒界の影響があるため結晶粒径の大きな WA 砥粒より熱伝導率が低い。しかし、これまでの実験結果から、冷風研削において SG 砥石は WA 砥石より優れた研削比や仕上げ面粗さを示し、かつ個々の砥粒の発生熱も WA 砥石より小さく、砥石構成の工夫等により被削材の温度を下げ、加工精度を向上させ得る可能性をもった砥石であることがわかっている。そこで、SG 砥石の熱特性を改善するため、表 5.6 に示す銅粉（片山化学工業製）を添加剤として使用した。銅は密度

や熱伝導率が比較的高く、しかも融点が高いため、焼成温度の高いビトリファイド砥石の添加剤には適している。銅粉添加砥石（20wt%）の特性X線分析結果を図 5.30 に示す。(a)はアルミニウム面分析、(b)は酸素面分析、(c)は銅面分析を示したものである。この結果から、銅粉は砥粒全体およびボンド部分に点在していることがわかる。

5.5.3 銅粉添加砥石の加工精度と研削性能

図 5.31 に全カット数における被削材表面の平均温度を示す。銅粉無添加砥石に比べ、銅粉添加砥石は 5wt%ではほぼ同等の温度を示したが、10wt%以上では約 15℃ほど低くなっており、銅粉を添加した効果が認められた。しかし、銅添加率を 10wt%以上にしても、被削材表面温度の低下には顕著な効果は認められなかった。

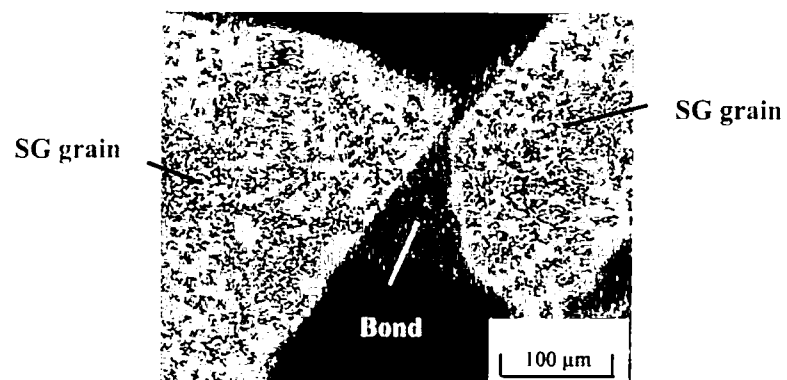
図 5.32 に被削材の仕上がり径を $\phi 59.500\text{mm}$ に設定して研削した場合の被削材外径とそのバラツキを示す。設定仕上がり径 $\phi 59.500\text{mm}$ に対し、全ての砥石において研削後の被削材外径は小さくなっているが、銅粉添加砥石は銅粉無添加砥石に比べその割合が小さくなっている。たとえば、銅添加率 10wt%では $18\mu\text{m}$ 、20wt%では $23\mu\text{m}$ の改善が認められた。また、被削材外径の研削回数ごとのバラツキに関しても銅粉無添加砥石の $11\mu\text{m}$ に比べ、銅粉添加砥石のそれは 5wt%では同じ $11\mu\text{m}$ であったが、その他の銅粉添加砥石 10、15、20wt%ではそれぞれ $7\mu\text{m}$ 、 $6\mu\text{m}$ 、 $7\mu\text{m}$ と小さくなった。これらの値は湿式研削の $6\mu\text{m}$ と比較しても同程度であった。

図 5.33 に全カット数における真円度の平均値を示す。銅粉無添加砥石の $5\mu\text{m}$ に対し、銅粉添加砥石は 10～15wt%添加で $4\mu\text{m}$ と若干改善され、湿式研削の $3\mu\text{m}$ と比較しても遜色のない値を示すことがわかった。

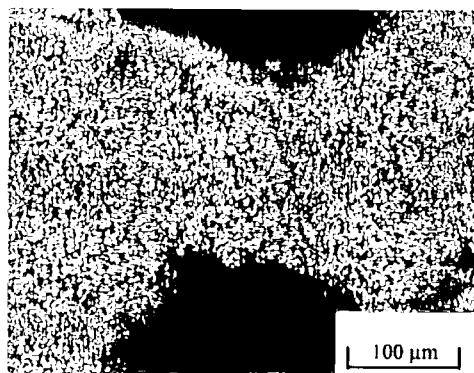
以上のように、銅粉添加砥石を用いることにより、被削材の温度上昇を抑制することができ、加工精度が向上することがわかった。

図 5.34 に各種銅粉添加砥石の研削比を銅粉無添加砥石と比較した結果を示す。銅添加率が高くなると、研削比は低下傾向を示している。すなわち、銅添加率が 10wt%までは銅粉無添加砥石とほぼ同等の研削比を示すが、15wt%以上では約 20～30%ほど低下している。これは図 5.35 に例示（銅添加率 20wt%）するボンドブリッジ内の銅粉の割合が増えることによりボンド強度が低下し、砥粒の脱落頻度が高くなったためと考えられる。

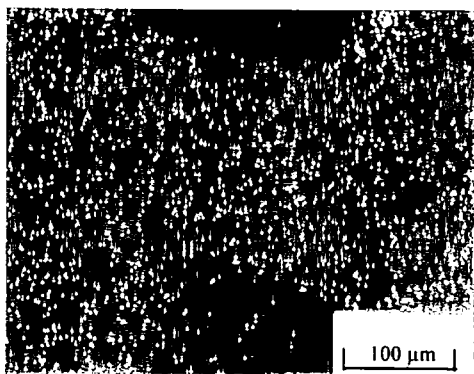
図 5.36 にこのときの仕上げ面粗さの推移を示す。研削比と同様に、銅添加率が 10wt%以下では銅粉無添加砥石と同程度の劣化割合を示すが、15wt%以上ではその割合が大きくな



(a) アルミニウム面分析



(b) 酸素面分析



(c) 銅面分析

図 5.30 銅粉添加砥石の特性 X 線分析

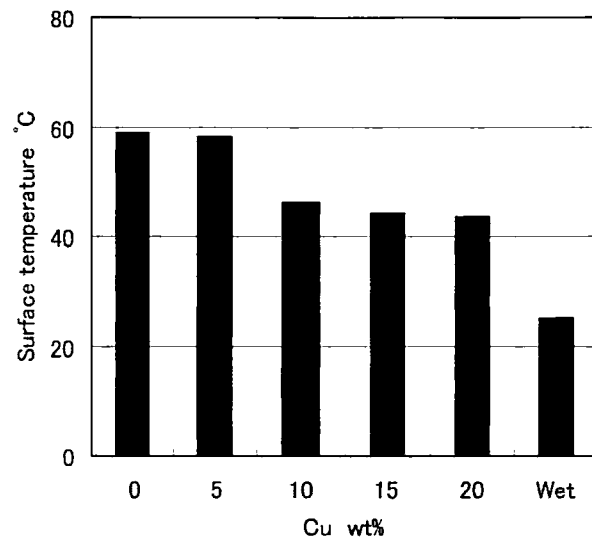


図 5.31 被削材温度に及ぼす銅粉添加砥石の影響

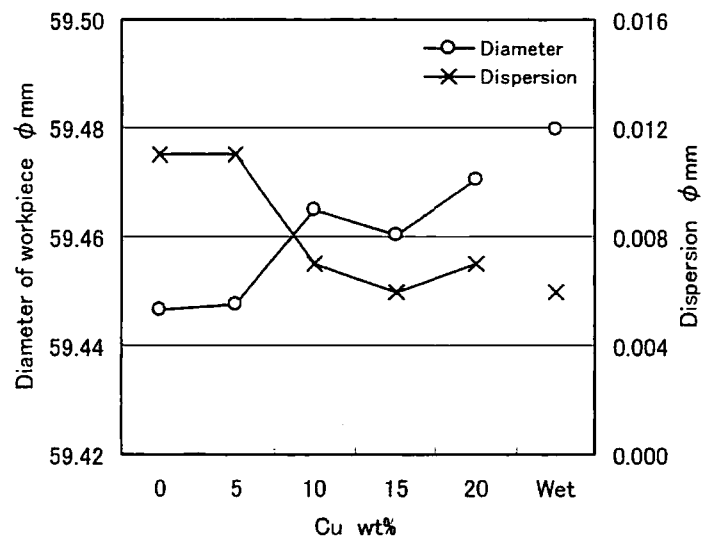


図 5.32 被削材外径に及ぼす銅粉添加砥石の影響

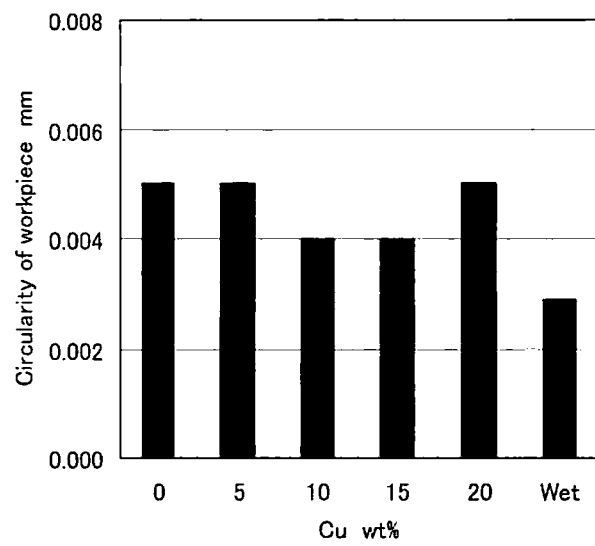


図 5.33 真円度に及ぼす銅粉添加砥石の影響

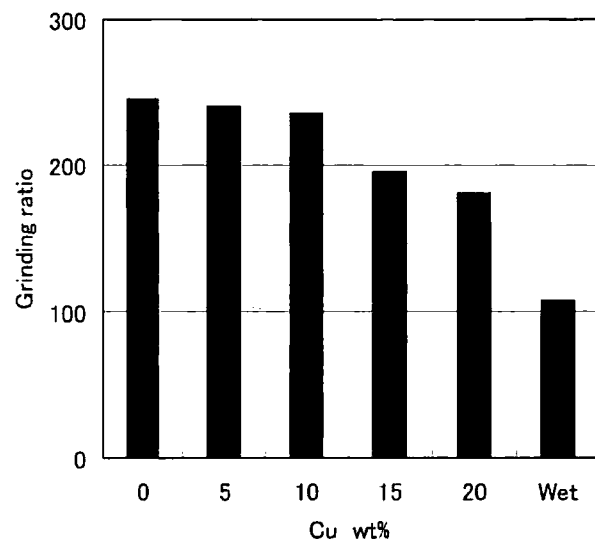


図 5.34 研削比に及ぼす銅粉添加砥石の影響

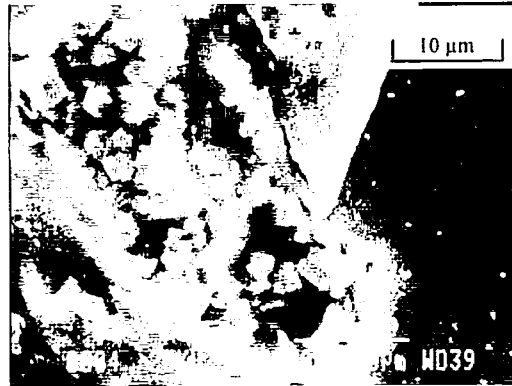


図 5.35 ボンドブリッジの破断面（銅添加率 20wt%）

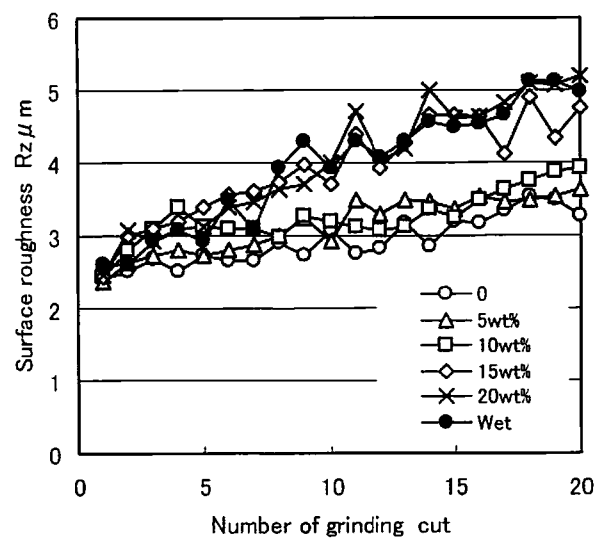


図 5.36 仕上げ面粗さに及ぼす銅粉添加砥石の影響

っている。これらの仕上げ面粗さの劣化は砥粒の脱落頻度が高いことと対応し、図 5.34 と矛盾しない。

図 5.37 に全カット数における被削材表面の平均残留応力を示す。銅添加率が高いほど、より大きな圧縮の残留応力となっており、銅添加率が 20wt%でもっとも高い圧縮残留応力値を示している。これについては銅粉を添加した効果とともに研削比や仕上げ面粗さの結果からわかるように、他の要因、すなわちボンド強度が低下したことにより砥石の切れ味が改善された効果も含まれているものと考えられる。

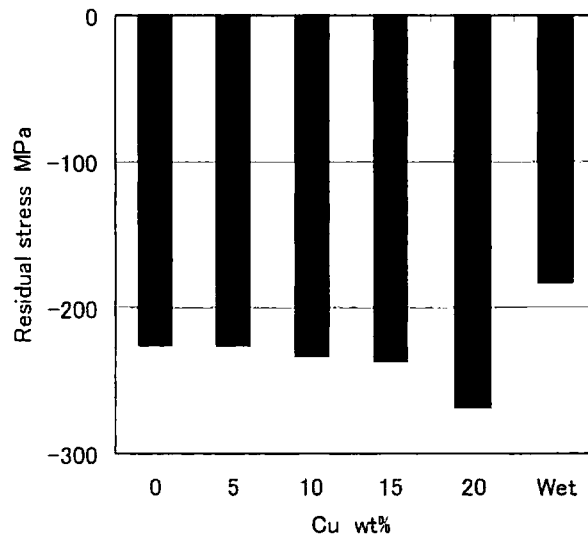


図 5.37 残留応力に及ぼす銅粉添加砥石の影響

以上の結果から、今回の実験条件で研削性能の低下を招くことなく、加工精度を向上させるには銅添加率 10wt%程度が適当と考えられる。

5.5.4 銅粉添加砥石による冷風研削の考察

銅粉添加砥石と銅粉無添加砥石の熱特性を調べるため、三菱電機製の高速熱画像解析装置 IR-T300 を用いて温度分布の測定を行った。試料 (8×10×50mm) は砥石気孔の影響を取り除くため、ボンドのみとボンドに銅粉を 10wt%添加したものを用いた。なお、IR-T300 は 3～5μm 帯の赤外線を受けリアルタイムに赤外線映像をつくる装置で、赤外線検知器には画素数 256×256 のシリコンショットキーバリア二次元撮像素子を用い、電子走査方式によりフィールドタイム 1/60 秒の性能を有する。

図 5.38 は試料の左端をガスバーナーで加熱したときの左端より 10～50mm の位置における 60 秒経過時の熱画像解析の結果を示したものである。左端より 10mm 位置での温度は銅粉無添加砥石の 55℃ に対し、銅粉添加砥石は 49℃ と低く銅粉添加による熱特性の改善が認められた。この要因としては、熱容量および熱伝導率の増大が考えられる。

ここで、熱容量 pc を算出すると、銅粉無添加砥石の $1574\text{kJ/m}^3\text{°C}$ に対し、銅粉添加砥石のそれは $1789\text{kJ/m}^3\text{°C}$ と 14%ほど増大する。また、熱伝導率についても銅粉無添加砥石の 1.20W/m°C に対し、銅粉添加砥石のそれは 1.35W/m°C と 13%ほど向上している。なお、熱

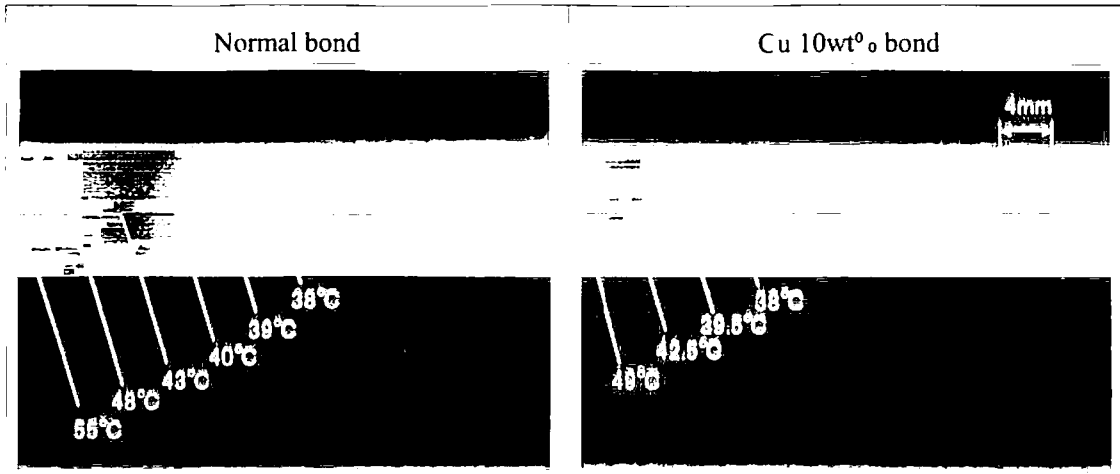


図 5.38 熱画像解析による温度分布

伝導率は式 (5.12) に熱画像解析より得られたデータを適用すれば求めることができるが、ここでは FEM の非定常熱伝導解析により求めた。

研削における被削材、砥石および切りくずへの熱流入割合をそれぞれ R_w 、 R_g 、 R_c とすると、次式の関係があることが知られている。

$$R_w = \sqrt{v_w} \frac{\sqrt{\lambda_w \rho_w c_w}}{A} \quad (5.13)$$

$$R_g = \sqrt{V_g} \frac{\sqrt{\lambda \rho c}}{A} \quad (5.14)$$

$$R_c = 0.376 n v_w d \rho_w \frac{\sqrt{l}}{A} \quad (5.15)$$

ただし、 $A = \sqrt{v_w} \sqrt{\lambda_w \rho_w c_w} + \sqrt{V_g} \sqrt{\lambda \rho c} + 0.376 n v_w d \rho_w \sqrt{l}$

上式より、砥石の熱容量 ρc および熱伝導率 λ が向上すると、砥石への熱流入割合 R_g が増加し、被削材への熱流入割合 R_w が減少することは明らかである。

以上のことから、砥石組成中に銅粉を添加すると、SG 砥石の熱特性（熱容量と熱伝導率）が改善され、砥石への熱流入割合が増えることにより、被削材の温度上昇を抑制できることを確認した。

5.5.5 銅粉添加砥石の乾式研削への応用

研削点で発生した熱の研削性能や加工精度に及ぼす影響は、冷風や砥石に添加した銅粉により解消できることがわかった。そこで、更なる応用として銅粉添加砥石を乾式研削へ

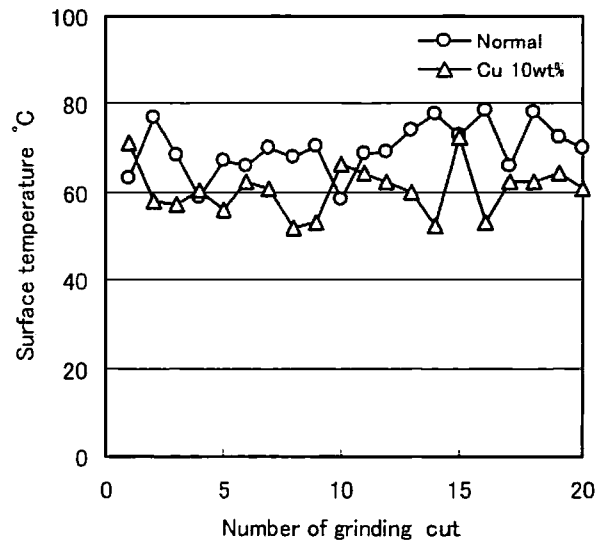


図 5.39 乾式研削における被削材表面温度の推移

適用した。すなわち、前項の加工精度と研削性能の両面でもっとも良好な結果を示した銅添加率が 10wt%の砥石を用い、同一研削条件で乾式研削における加工精度を銅粉無添加砥石と比較した。

図 5.39 に被削材表面の温度推移を示す。銅粉添加砥石は銅粉無添加砥石に比べ、平均で約 10°C ほど低くなっており、乾式研削においても被削材の温度上昇を抑制する効果が認められた。また、図 5.40 に示すように設定仕上がり径 $\phi 59.500\text{mm}$ に対し、銅粉添加砥石は平均で約 $55\mu\text{m}$ 程度小さくなっているが、銅粉無添加砥石の約 $70\mu\text{m}$ に比べ、 $15\mu\text{m}$ 程度の改善が認められる。研削回数ごとのバラツキに関しても銅粉無添加砥石の $19\mu\text{m}$ に対し、銅粉添加砥石では $13\mu\text{m}$ と向上している。図 5.41 に示す全カット数における真円度の平均値においても銅粉添加砥石の優位性が認められる。

図 5.42 にこのときの切りくずの SEM 写真を示す。銅粉無添加砥石では溶融形切りくずが多く見られるのに対し、銅粉添加砥石では溶融形切りくずとともに流れ形切りくずも多く見られ、銅粉添加砥石は熱影響が小さいと言える。

以上のように、乾式研削においても冷風研削と同様に、銅粉添加砥石が加工精度に対して効果があることがわかった。

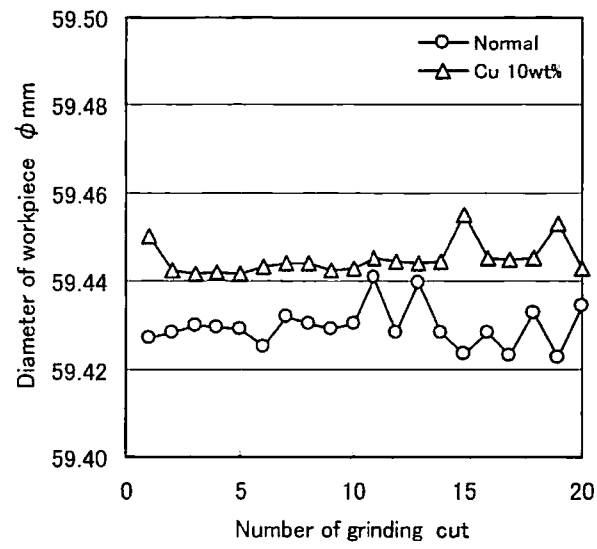


図 5.40 乾式研削における被削材外径の推移

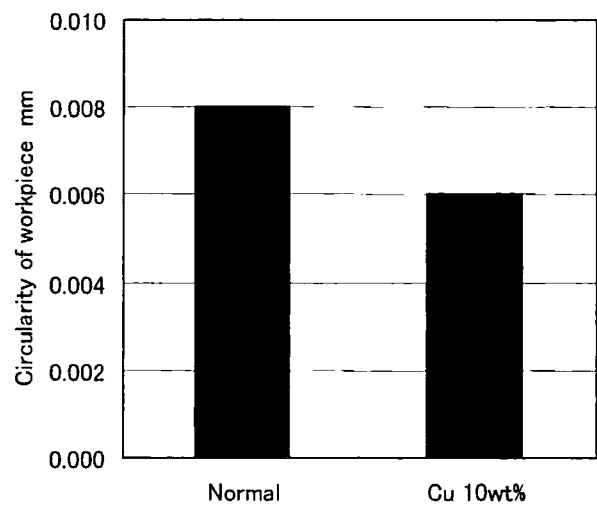
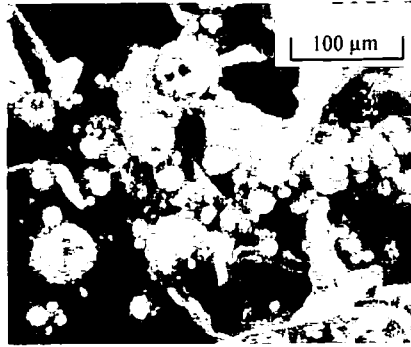
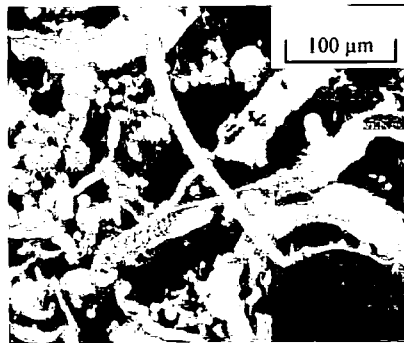


図 5.41 乾式研削における真円度



(a) 銅粉無添加砥石



(b) 銅粉添加砥石

図 5.42 切りくずの SEM 観察

5.6 結 言

SG 砥石を用いた冷風研削を行って研削性能と加工精度を調べ、加工精度向上に関する検討を行った結果、以下のことが明らかになった。

- (1) 冷風研削は湿式研削よりドレッシングおよび研削時における砥粒の破壊規模が小さくなるため、研削比が向上するとともに仕上げ面粗さも良好となることがわかった。冷風研削に SG 砥石を適用することにより、多くの項目で更なる研削性能の向上が確認できた。
- (2) 冷風研削においては研削能率の増加に伴う発熱の冷却能力に限界があるため、加工精度の改善割合は小さいが、適切な研削サイクルを組むことにより冷風研削によって湿式研削と同等の加工精度が得られた。
- (3) 砥石表面を冷却して間接的に被削材の温度上昇を抑制する 2 系統冷却ノズル方式は、被削材直接冷却方式より加工精度面で有利であり、高能率研削においても湿式研削と同等の加工精度が得られた。この冷却効果を FEM で解析した結果、砥粒一個に対する冷却効果ではなく、砥石全体を冷却することによる効果であることがわかった。
- (4) SG 砥石に銅粉を添加することにより、砥石の熱容量と熱伝導率が改善され、加工精度を向上させる上できわめて効果があることがわかった。銅添加率は 10wt%程度が研削性能から判断して最適であり、それ以上銅添加率を高くすると、砥粒保持力が低下するため研削性能面で問題が生じた。
- (5) 銅粉添加砥石を乾式研削に適用した場合にも、被削材の温度上昇を抑制することができ加工精度は向上した。

参考文献

- 1) 奥村成史, 横川和彦, 横川宗彦: 公害防止のための研削油剤を用いない在来砥石による冷風研削の研究, 砥粒加工学会誌, 41, 12(1997)465.
- 2) 奥村成史, 横川和彦, 清水茂夫, 横川宗彦: 冷風ドレッシングが冷風研削性能に及ぼす影響, 砥粒加工学会誌, 42, 10(1998)424.
- 3) 茶山達志, 三村清行, 山内勝利, 小迫信明, 斉藤 修: 冷風研削と湿式研削及び乾式研削の研削特性比較, 1998 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (1998)80.
- 4) 山内勝利, 茶山達志, 峠 睦, 渡邊純二: SG 砥石を用いた冷風研削に関する研究, 砥粒加工学会誌, 44, 8(2000)371.
- 5) K.YAMAUCHI, M.TOUGE and J.WATANABE: STUDY ON COOLING AIR GRINDING WITH SG WHEEL, Advances in Abrasive Technology III, (2000)271.
- 6) 山本修司, 佐藤正秋, 葉山稔樹, 河田幸一, 竹内徳文, 小林博人, 富田元久, 横川和彦: 自動車部品における冷風研削加工の取組, 1997 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (1997)9.
- 7) 山内勝利, 三村清行, 茶山達志, 柏原 司, 管波剛司: 冷風研削における研削精度及び研削特性, 1998 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (1998)82.
- 8) 山内勝利, 傘 裕倫, 峠 睦, 渡邊純二: SG 砥石を用いた冷風研削に関する研究ー第2報:加工精度に及ぼす2系統冷却ノズルの影響ー, 砥粒加工学会誌, 45, 12(2001)586.
- 9) 山内勝利, 峠 睦, 渡邊純二: SG 砥石を用いた冷風研削に関する研究ー第3報:加工精度に及ぼす銅粉添加砥石の影響ー, 砥粒加工学会誌投稿中, (2001)
- 10) 谷口紀男: 材料と加工, 共立出版, (1974)51.
- 11) 木下直治, 高沢孝哉: 表面研磨・仕上技術集成, 日経技術図書, (1984)61.
- 12) 臼井英治: 切削・研削加工学 下, 共立出版, (1983)56.
- 13) 千輝淳二: 伝熱計算法, 工学図書, (1998)17.
- 14) Hilpert, R.: Forsch. Gebiete Ingenieurw., vol.4, (1933)220.

第6章 結 論

本研究では、系統だったドレッシング実験や研削実験を行うことにより、SG 砥石の研削機構および被削材除去機構を明らかにした。まず、砥石のドレッシング性能や研削性能に大きな影響因子となる砥粒の静的圧壊強度や摩耗特性を調べ、次に研削機構を考える上で重要な要因である初期砥石作業面を決定するドレッシング機構について調べた。このドレッシング実験においては、砥石や砥粒がどのような規模で破碎・脱落したかを明確にするため、これまでほとんど注目されていない研削液中に含まれる破碎・脱落砥粒を回収し、それらの粒度分布を調べることで定量的な検討を行った。また、研削実験においてはSG 砥粒の損耗形態モデルを提案し、その正否を検証するため砥石組成や研削条件が研削性能に及ぼす影響について詳細に調べた。ここで得られた結果から、環境にやさしい研削技術として注目されている冷風研削には、サブミクロンの微細結晶粒子で構成されているSG 砥石がきわめて有効であることを洞察し適用した。ところで、冷風研削では研削能率が加工精度に及ぼす影響は湿式研削に比べ大きく、特に研削能率が高い場合に発生する熱量に対して冷却能力に限界があるため、寸法精度等の加工精度面で問題が生じる。この問題解決に際し、適切な研削サイクルの検討や研削点冷却ノズルとは別に砥石表面冷却ノズルを追加した2系統冷却ノズル方式およびSG 砥石組成中に銅粉を添加した銅粉添加砥石の効果を実証した。このように、本研究はSG 砥石を用いた研削加工分野における使用技術の構築とともに、環境問題に配慮した冷風研削の加工技術を前進させた。以下に得られた結果を示す。

- (1) SG 砥粒はA系砥粒の中で硬さと靱性がもっとも高く、静的圧壊強度はWA 砥粒の約1.5倍を示し、耐摩耗性は約2倍を示すことがわかった。圧壊実験において、SG 砥粒はアルミナセラミックスと類似の脆性破壊、WA 砥粒は結晶性の劈開破壊を起こすことがわかった。
- (2) SG 砥石の優れた研削性能はこれまでの砥粒にはない画期的な砥粒構造が大きく寄与していることがわかった。すなわち、WA 砥粒は研削条件により摩滅摩耗や大破碎の損耗形態を示すが、SG 砥粒は研削条件を問わず微小破碎の形態を示した。
- (3) 冷風研削は湿式研削よりドレッシングおよび研削時における砥粒の破壊規模が小

さくなるため、研削比が向上するとともに仕上げ面粗さも良好となることがわかった。冷風研削に SG 砥石を適用することにより、多くの項目で更なる研削性能の向上が確認できた。

- (4) 冷風研削における加工精度を向上させる上で、SG 砥石を用いた 2 系統冷却ノズル方式はきわめて効果があり、通常の湿式研削と同等の加工精度が得られた。
- (5) 冷風研削技術において、もっとも重要な新しい研削砥石を開発し、従来の冷風研削では達成されたことのない高精度円筒研削技術を実現した。

謝 辞

本研究を行うにあたり、始終懇切な御指導、御教示をいただきました熊本大学大学院自然科学研究科 渡邊純二 教授に心より感謝申し上げます。

本論文の達成にあたり、ご多忙中にもかかわらず有益な御教示と懇篤な御校閲を賜りました熊本大学工学部知能生産システム工学科 安井平司 教授、小田 勇 教授に厚く感謝の意を表します。

また、本研究の実験を行うにあたり、熱心に御協力いただきました熊本大学工学部知能生産システム工学科 里中 忍 教授に心より御礼申し上げます。

本研究の各遂行過程において、実験から論文執筆まで親切に御指導いただきました熊本大学工学部知能生産システム工学科 峠 睦 助教授に謹んで御礼申し上げます。また、有益な御指導、御助言をいただきました熊本大学地域共同センター 上田 昇 助教授、熊本大学工学部知能生産システム工学科 大淵慶史 助手に厚く御礼申し上げます。

さらに、熊本大学工学部知能生産システム工学科の学生諸氏ならびにクレノートン株式会社研削技術センターの諸氏には多大な協力をいただきました。厚く御礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり便宜を図っていただきましたクレノートン株式会社 二井谷 賢治 常務をはじめ林 一郎 取締役役に深謝の意を表します。

最後に、本研究をまとめるにあたり、始終温かく激励していただきましたクレノートン株式会社 富田幸男 開発本部部長に感謝いたします。