OUKA
Osaka University Knowledge Archive

Title	アルミニウム基複合材の高精度機械加工の研究
Author(s)	古沢, 利明
Citation	大阪大学, 1994, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3075246
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

Osaka University

アルミニウム基複合材の
高精度機械加工の研究

平成５年11月

古沢　利明

目　次

第１章　序　　章 …… 1
　　参考文献 …… 2

第２章　高精度切削加工の基礎的実験 …… 5
　２．１　緒　　言 …… 5
　２．２　実験装置および方法 …… 5
　２．３　工作機械，工具が仕上げ面精度に与える影響 …… 8
　２．４　Ａ４０３２切削における仕上げ面精度 …… 10
　２．５　１０％Al_2O_3／Ａ４０３２切削における仕上げ面精度 …… 13
　２．６　複合材切削における工具摩耗 …… 15
　２．７　結　　言 …… 17
　　参考文献 …… 17

第３章　高精度加工における各種複合材の被削性 …… 18
　３．１　緒　　言 …… 18
　３．２　アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工 …… 19
　　３．２．１　実験方法 …… 19
　　３．２．２　仕上げ面精度と工具摩耗の関係 …… 20
　　３．２．３　刃先形状が仕上げ面精度に与える影響 …… 25
　　３．２．４　刃先形状が工具摩耗，形状精度，切削抵抗に及ぼす影響 …… 27
　　３．２．５　切削条件が被削性に及ぼす影響 …… 30
　　３．２．６　繊維配向方向が仕上げ面精度に与える影響 …… 32
　　３．２．７　繊維含有率が被削性に及ぼす影響 …… 34
　３．３　ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金の高精度切削加工 …… 35
　　３．３．１　実験方法 …… 35
　　３．３．２　工具材種による切削性能の相違 …… 37
　　３．３．３　ダイヤモンド工具の損傷形態 …… 40
　　３．３．４　ウィスカ配向方向が仕上げ面生成に及ぼす影響 …… 43
　３．４　炭素繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工 …… 44

３．４．１　実験方法 44
３．４．２　ダイヤモンド切削による仕上げ面生成機構 46
３．４．３　炭素繊維がダイヤモンド工具の損傷に与える影響 52
３．５　結　　言 54
参考文献 55

第４章　仕上げ面生成機構の解析 57
４．１　緒　　言 57
４．２　アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の仕上げ面生成機構 57
４．２．１　実験方法 57
４．２．２　仕上げ面生成のプロセス 58
４．２．３　繊維の脱落による穴の生成機構 61
４．２．４　３次元切削による仕上げ面生成機構 63
４．３　アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の仕上げ面生成機構の解析 66
４．３．１　解析の目的と方法 66
４．３．２　計算モデル 66
４．３．３　繊維の破壊クライテリオン 68
４．３．４　繊維の降伏強度の推定 69
４．３．５　繊維の破壊クライテリオンと降伏域の変化 70
４．３．６　切削過程での繊維の破壊 74
４．３．７　繊維の破壊と応力分布 76
４．４　ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金の仕上げ面生成機構の解析 79
４．４．１　解析の目的 79
４．４．２　計算モデル 80
４．４．３　ＳｉＣウィスカの破壊と界面はく離 80
４．４．４　強化材の配向が仕上げ面生成に及ぼす影響 85
４．５　炭素繊維強化アルミニウム合金の仕上げ面生成機構の解析 87
４．５．１　解析の目的 87
４．５．２　計算モデル 88
４．５．３　繊維の種類および配向方向が仕上げ面生成に及ぼす影響 88
４．５．４　繊維の工具刃先からの深さが仕上げ面生成に及ぼす影響 90
４．６　強化材の挙動と仕上げ面形態 92
４．７　結　　言 95
参考文献 96

第５章　仕上げ面の改善方法 98
５．１　緒　　言 98
５．２　超精密ダイヤモンド工具による微小切削 98
５．２．１　実験装置および方法 98
５．２．２　実験結果および考察 100
５．３　砥粒流動加工による仕上げ面向上 105
５．３．１　実験装置および方法 105
５．３．２　実験結果および考察 106
５．４　結　　言 108
参考文献 109

第６章　高精度加工面の摩擦・摩耗特性 110
６．１　緒　　言 110
６．２　実験装置および方法 110
６．３　短繊維複合化による摩耗特性への影響 114
６．４　短繊維複合材の仕上げ面微細形状による影響 116
６．５　母材部分の粗さが摩耗特性に及ぼす影響 118
６．６　結　　言 122
参考文献 122

第７章　総　　括 124

第１章　序　　章

構造の軽量化の目的から，アルミニウム合金は自動車関連部門で多量に使用され，また，別の分野でも普及が目覚ましい．材料強化機構の中でもセラミック繊維等を利用した複合化は，合金化，熱処理等の強化機構よりも強度が望めることから，アルミニウム基複合材はアルミニウム材料の中ではひとつの分野を占めようとしている．現在，最も量産されているエンジンの耐摩環は月産２０万個[1]と言われており，ピストン生産個数の約５％にも達している．複合化による性能向上により，さらに生産量の増加が見込まれている．その他，自動車関連をはじめとして多くの実用例が見られる[2]～[5]．更に，繊維強化プラスチックに比べて比弾性率が高く，耐熱性に優れた特性を示し，材料の信頼性も高いため，航空・宇宙分野[6]に多く適用されている．目下，用途の開発が多くなされており，航空・宇宙分野での今後の適用[7][8]が，複合材の他分野への普及をもたらすものと確信できる．

アルミニウム基複合材のより一層の普及を促すためには，製造コストの低下と加工技術の向上が必要であると考える．製造コストの低下に関しては，新しい強化材の開発[9][10]と製造方法の改良が急激に進んでおり，複合材が大量に使用されるための環境は整ってきている．一方の加工については切削加工[11]～[17]，研削加工[18]～[21]，ウォータジェット加工[22]，レーザ加工[22]などが行われている．これらの加工法の中で，ウォータジェット加工，レーザ加工は精度を必要としない場合に向いており，比較的能率的かつ経済的な加工である．これに対して，高精度な加工を必要とする場合には切削加工，研削加工に依存しなければならない．しかし，極めて難削性の高い材料であるため高精度加工が困難であり，経済的に成り立つ加工となっているとは言いがたい現状である．にもかかわらず，例えば，上記ピストン耐摩環は仕上げ面粗さが1~2μmR$_{max}$程度と推測することができ，比較的精度の高い加工が要求されている．さて，複合材製品の精度は今後ますます高い物が要求されると考えられる．ひとつの理由は，精度を向上することによって製品の性能向上が可能であるからであり，他の理由は，高精度加工の達成によって，新しい分野の製品への適用が可能であるからである．

アルミニウム基複合材の加工については，普通旋盤，フライス盤，ボール盤等を用いた精度をあまり必要としない研究[11]～[15][17]が多く，高精度加工では超精密加工機を用いた試み[16][23]はあるものの系統的な研究には至っていない．アルミニウム基複合材の高精度加工への要求が強まるなかで，本研究においては，工具寿命を考慮しながら，表面欠陥が少なく平滑な精度の高い切削面を得ることを目標として系統的な研究を進める．本章に続く第２章では，高精度切削加工を実現するための基礎的実験として，加工誤差生成の大きな要因である工作機械と工具について検討を加え，高精度加工を達成するためには，運動精度の高い工作機械とダイヤモンド工具を使用することが必要なことを述べている．また，材料自体の難削性の程度を調べる目的から，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金を

切削して，母材のみの材料や被削性のよいアルミニウム合金との比較において，仕上げ面の精度レベルと工具摩耗の程度についても検討している．

第３章では，高精度加工という立場から，実用化されている又は開発中の各種複合材に対する被削性を検討している．物性や形状の著しく異なる強化材を複合した３種類のアルミニウム基複合材について，工具材種，工具刃先形状，切削条件等を変えて仕上げ面精度と工具摩耗に及ぼす影響を明らかにしている．また，強化材含有率，配向方向などの複合材の特性を変えた実験をあわせて行い，切削過程において工具切れ刃が強化材に作用するときの仕上げ面に生ずる強化材の脱落穴などの仕上げ面欠陥，および工具の損傷への影響を考察している．

第４章では，第３章で示された仕上げ面形状の中で，強化材の破壊で生ずる仕上げ面欠陥に関して検討している．まず，欠陥の形状および大きさを座標測定機能付走査型電子顕微鏡を用いて精密測定して，切込みを変えたときに欠陥生成に影響を与える因子を抽出する．次に，弾塑性有限要素法を用いて，複合材の切削過程を模擬し，強化材と母材の降伏・破壊域の変化や応力分布から仕上げ面生成の機構を検証している．最後に，強化材と母材の種類，配向方向によって変わる仕上げ面を分類・整理して，仕上げ面生成機構のモデルを提案している．

第５章は，より高精度をめざすための２種類の加工方法の試みを述べる．ひとつの試みは，切削加工すると形成される繊維脱落による穴を利用して，切込み，送り速度を小さくすることにより切取り厚さを小さくすれば，繊維切断が少なくなり穴の部分を削ることにより，工具摩耗の減少と仕上げ面向上を図ったものである．ここで，微小切削には超精密ダイヤモンド工具を用いて精度レベルをさらに向上させている．もう一方は，研削加工による試みである，母材がアルミニウム合金で被研削性の悪いことを考慮して砥粒流動加工を行い，繊維と母材に対する砥粒での微小切削過程を検討して，生成される仕上げ面性状を明らかにしている．

第６章は高精度切削加工された複合材の面の応用として，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の切削面の摩擦・摩耗特性について検討している．高精度切削加工面の特長は仕上げ面欠陥である繊維脱落による穴の存在であり，加工面としては仕上げ面粗さと硬化層の要因がある．これらの因子が摩耗特性に及ぼす影響を検討している．

参　考　文　献

1)　田中淳夫：自動車部品へのＭＭＣの適用，溶接学会全国大会講演概要第４６集，1990,4.

2)　牛尾英明，林　直義，柴田一雄、海老沢賜寿雄：ハイブリッド繊維強化アルミニウム基複合材料の摩耗特性と自動車エンジンブロックへの応用，軽金属，40,10(1990)

787.
3) 林　直義，伴　惠介，桜井久之：繊維強化アルミコンロッドの開発，日本金属学会会報，25,6(1986)565.
4) 長坂邦宏：急冷粉末合金，ＦＲＭの採用ロータリ圧縮機ベーンで先行，日経メカニカル，1989年3月号,44.
5) 森本啓之：アルミニウム基複合材料の成形と応用，日本材料学会第１３回材料講習会，1990,105.
6) 糀谷　幸：ＦＲＭの現状と将来，自動車技術，40,8(1986)956.
7) 坂本　昭：航空・宇宙機器へのアルミニウム基複合材料応用の可能性，アルトピア，8(1989)21.
8) T.M.F.Ronald：Advanced Materials to Fly High in NASP, Adv. Mater. Proc., 5 (1989)29.
9) 高田　隆：ＦＲＭ，本格実用化への兆し，日経ニューマテリアル，6(1989),32.
10) 菅沼克昭：ウィスカ強化金属材料の最新技術動向と実用化への課題，ニューセラミック，5(1990)63.
11) 切削加工専門委員会：ＦＲＭの切削・研削加工性，精密工学会,5(1989)
12) 花崎伸作，深江　守，長谷川嘉雄：ＦＲＭ切削時の工具摩耗，昭和６２年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集，(1987)655.
13) Meister D., Müller P.：HSS ohne Chance, Maschinenmarkt Würzburg, 95(1989) 23.
14) L.Cronjäger, S.K.Changwaro, D.Meister:Fräsbearbeitung von Faserverstärktem Aluminum mit Hartmetall und PKD, Industrie Diamanten Rundschau,1(1990)40.
15) 大石健司：ＦＲＭ振動切削時の工具摩耗，精密工学学会誌，56,7(1990)1253.
16) 新井　実，中山一雄，王　暁渡：短繊維強化アルミニウムの切削仕上げ面品位，精密工学会誌，57,1(1991)172.
17) C.Lane：Machinability of Aluminum Composites as a Function of Matrix Alloy and Heat Treatment, Proc. of Machining of Composite Materials Symposium, 1992,3.
18) 熊谷信男，福永秀春，亀井　清：ＦＲＭの研削加工に関する研究（第１報），昭和５９年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集，(1984)327.
19) 熊谷信男，福永秀春，亀井　清：ＦＲＭの研削加工に関する研究（第２報），昭和６２年度精密工学会関西地方講演会講演論文集，113(1987)33.
20) 熊谷信男，福永秀春，亀井　清：ＦＲＭの研削加工に関する研究（第３報），昭和６２年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集，(1987)91.
21) 田中　保，瀬戸雅文，森重修一：繊維強化複合材料の研削加工に関する基礎研究，

宇部工業高等専門学校研究報告，36(1990)13.
22) W.S.Ricci：Machining Metal Matrix Composites, Society of Manufacturing Engineers, MR87-827,1987.
23) 岩田一明，奥田孝一，森本雅人：ＦＲＭの超精密ダイヤモンド切削に関する研究，昭和６３年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集，(1988)85.

第２章　高精度加工方法の基礎的実験

２．１　緒　言

高精度切削加工を実現するためには，運動誤差が少なく，剛性の大きい，熱変形の少ない工作機械を使用し，切削性能の良い工具を使用する必要がある[1]．なぜならば，工作機械で発生する誤差は工具を介して被加工物の精度を劣化させ，また，性能の悪い工具は切削抵抗，発生熱を過大にし同様に精度を悪くする．高精度又は超精密加工として行われている加工の現状を概観する．まず，工作機械に関しては回転機構および直動機構に剛性が大きく，回転精度および位置決め精度の良い，空気軸受，流体軸受を用いた超精密加工機械[2]が実用化されており，主に情報機器の製造に使われている．また，工具に関しては切れ刃を鋭利にすることができるダイヤモンド工具[3]が使用されており，切取り厚さを小さくできることにより切削抵抗，発生熱を微小にして加工誤差を極めて小さくしている．

本章においては，アルミニウム基複合材を切削加工したときの仕上げ面の精度レベル，工具摩耗の程度等被削性を検討するための基礎実験について述べている．まず，工作機械の精度と工具の性能を調べるため，工作機械としては超精密旋盤および普通旋盤を使用し，工具としてダイヤモンド工具および超硬工具を用いることにする．また，被削材に関してはアルミニウム合金の中では被削性が良いものとして使用されており，超精密レベルの仕上げ面の得られるA5086 を使用して実験を行う．なお，この材料はディスク基板として使われている．次に，複合材の被削性を検討するため，エンジンのピストン耐摩環[4]に実用化が図られ，実際に機械加工[5]されているアルミナ短繊維強化アルミニウム合金（１０％Al_2O_3/A4032)の切削実験を行う．更に，母材自体の被削性を把握する必要があると考え，A4032の実験もあわせて行うことにする．

２．２　実験装置および方法

使用機械および実験室条件を **表２－１** に示す．超精密旋盤は主軸に空気軸受を用い，ベッドはグラナイト製の構造である．普通旋盤は主軸に円すいころ軸受を用い，ベッドは鋳鉄製である．本研究では，仕上げ面粗さ0.2μmR_{max}，真直度 1μm程度を検討し，さらに高精度を目標にしている．また，超精密旋盤の精度を最大限に引き出すためには，実験室の温度を一定に制御する必要があると考え，超精密旋盤での実験では恒温室内で行う．なお，普通旋盤での実験は室温22°C程度であり，温度一定のための空調はしていない．

実験に用いた３種類の被削材を **表２－２** に示す．複合材の場合，繊維配向が被削性に影響を与えると考えられる．10%Al_2O_3/A4032は繊維がほぼ一方向に配向しており，ここでは繊維配向方向に直角に切削することにする．そこで，複合材の場合は，φ40mm の試料を

表２－１　工作機械および実験室条件

Machine tools	Engine lathe (TSL-550:Takisawa Tekko)	
	Runout on flange of spindle	within 0.01mm
	Bending rigidity of spindle	20N/μm
	Parallelism between center line and longitudinal motion of carriage	within 0.01mm
	Ultra precision disk lathe (DPL-100:Hitachi Seiko)	
	Axial spindle motion accuracy	within 0.03μm
	Static axial rigidity of spindle	147N/μm
	Yawing error of tool feed travel	within 0.1μm/mm
Room condition	Temperature	20°±1°C
	Humidity	55±2%

表２－２　被削材

A5086

Chemical composition

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
0.40	0.50	0.10	0.20~0.70	3.5~4.5	0.05~0.25	0.25	0.15	Res

Tensile strength	≧ 294MPa
Processing method	Rolled
Heat treatment	H24 *)

A4032

Chemical composition

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	Ti	Al
11.96	0.33	0.83	0.00	0.88	0.00	0.74	0.01	0.02	Res

Tensile strength	338MPa
Processing method	Extruded
Heat treatment	T6 **)

10%Al_2O_3/A4032

Composition of fiber	Al_2O_3 85%, SiO_2 15%
Volume fraction of fiber	10%
Average diameter of fiber	3.6μm
Aspect ratio	≦3.0
Matrix material	A4032
Tensile strength	388MPa
Processing method	Extruded
Heat treatment	T6 **)

*) Strain hardened and annealed having a half ultimate tensile strength

**) Solution heat treated and artificially aged

切断面が配向方向の軸と直交するように，約2mm 厚に円板状に切断し，母材のみの材料の場合の切削面も素材押出し方向に直角な面としている．被削材の工作機械への取り付けは，超精密旋盤の場合磁気ディスク基板（φ130×φ40×1.9）へ接着剤でバランスを保てるよう対称位置に２枚張付け，基板を主軸のウレタン製の真空チャックで保持する．普通旋盤では円板（φ130×15） に同様の方法で張付け，円盤をスクロールチャックで把持する．いずれの場合も，正面切削方式を用いることにする．

表２－３　工具および切削条件

Carbide tool	Tool grade	K10	
	Tool geometries	-5°, -6°, 5°, 6°, 15°, 15°, 0.4mm	
	Cutting conditions		
		Engine lathe	Ultra precision lathe
	Spindle speed	270rpm	265rpm
	Cutting speed	34~102m/min	33~100m/min
	Feed rate	0.052mm/rev	0.05mm/rev
	Depth of cut	50μm	50μm
	Cutting fluid	Not uesed	Synthetic oil
Diamond tool	Type	Throw away type single crystal	
	Tool geometries	Rake angle	0°
		Clearance angle	5°
		Approach angle	30°
		Rounded radius	0.4mm
	Cutting conditions		
		Engine lathe	Ultra precision lathe
	Spindle speed	270rpm	1000rpm
	Cutting speed	34~102m/min	145~393m/min
	Feed rate	0.052mm/rev	0.01, 0.05mm/rev
	Depth of cut	10μm	10μm
	Cutting fluid	Not uesed	Synthetic oil

工具および切削条件を　表２－３　に示す．超硬工具を使用した切削実験では切れ刃丸味をダイヤモンド工具程度に小さくできないため，微小切削しても満足な切削ができないであろうと考え，切取り厚さを大きくしてある．普通旋盤は最小送り速度の0.052mm/rev，超精密旋盤では0.05mm/revとしている．

仕上げ面の微細形状の測定には触針式表面形状測定器（小坂研究所　ET-30HK)を使用し，測定値は基準長さ 0.8mm，１２点の平均値である．３種類の被削材でそれぞれ異なった仕上げ面形状が生成されているので，被削材によって仕上げ面評価のための形状パラメータを変えてある．A5086 は最大高さ（R_{max}）により評価し，A4032 および 10%Al_2O_3/A4032は**図２－１** に示す母材部分の平均粗さ，並びにアルミナ短繊維又は析出Siの脱落によって形成された穴（以下，脱落穴と称する）の深さで評価する．しかし，３．２．３ で示すように10%Al_2O_3/A4032の高精度加工では盛り上がり量がパラメータとして加わる．盛り上がり量は値が小さいために高精度加工された面でないと認められない．本章では盛り上がり量を母材の平均粗さに含めて計測している．また，表面観察に用いた走査型電子顕微鏡（ＳＥＭ）は座標測定機能[6]付ＳＥＭ（エリオニクス　EMM-3000）である．

工具摩耗量の測定は工具顕微鏡（ニコン　MM-11U）を用いて，逃げ面の摩耗部分の最大幅をフランク摩耗量としている．また，工具の摩耗状態をＳＥＭを用いても観察することにする．

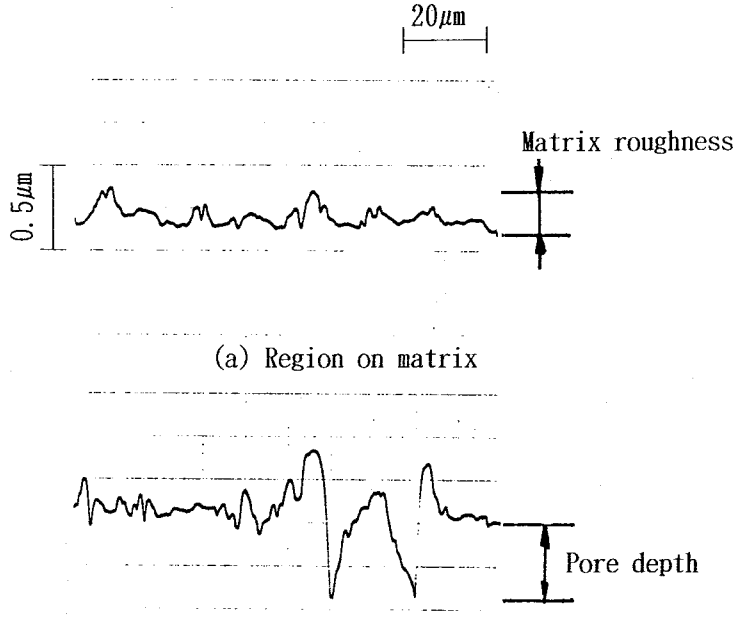


図２－１　A4032および10%Al_2O_3/A4032
切削仕上げ面の形状パラメータ

２．３　工作機械，工具が仕上げ面精度に与える影響

図２－２ は A5086を被削材として切削した場合の，各工作機械および工具における仕上げ面粗さを測定した結果を示す．超精密旋盤を用いてのダイヤモンド工具による実験では，送り速度を普通旋盤の条件に合わせるために0.05mm/revとした場合と，ダイヤモンド工具の性能を引き出すために超精密旋盤の最小送り速度である0.01mm/revの場合を行っている．図から，同一送り速度の条件に対して普通旋盤よりも超精密旋盤の方が仕上げ面粗さが悪くなっている．更に，ダイヤモンド工具よりも超硬工具の方が各工作機械ともに30% 程度粗さが悪くなっている．ダイヤモンド工具により送り速度0.01mm/revとした場合は，0.06μmR_{max}と他条件に比べて極めて良い仕上げ面が得られる．

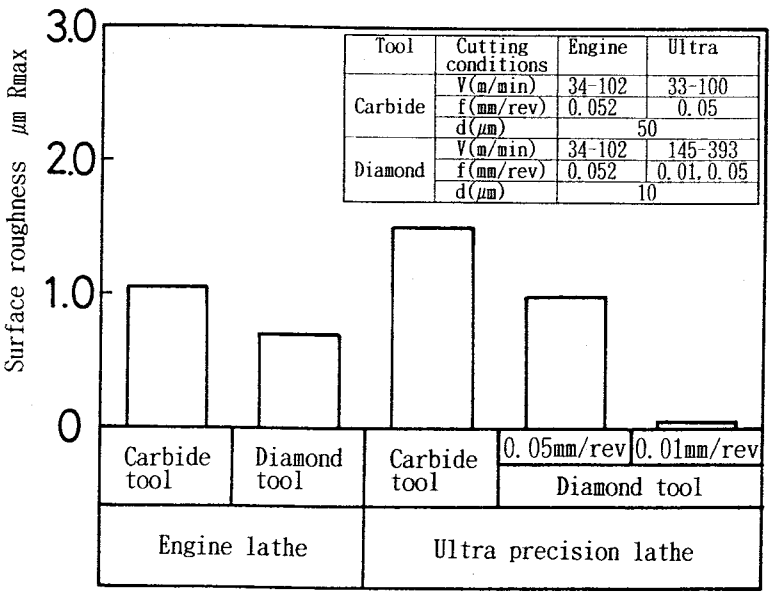
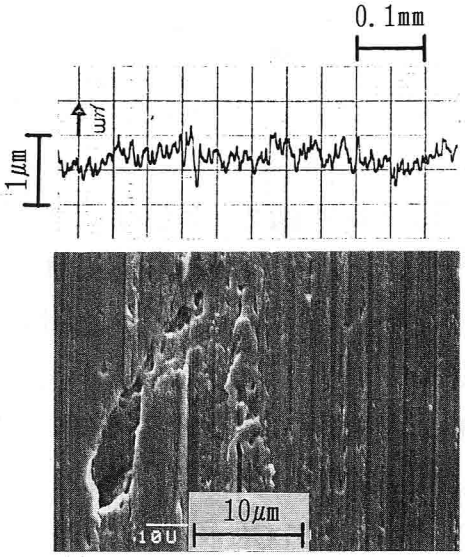
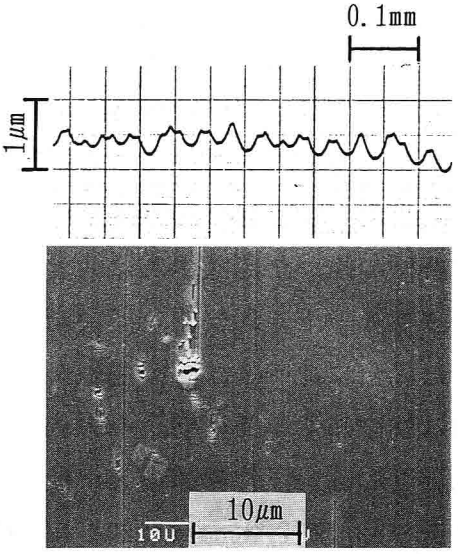


図２－２　A5086切削面の粗さ

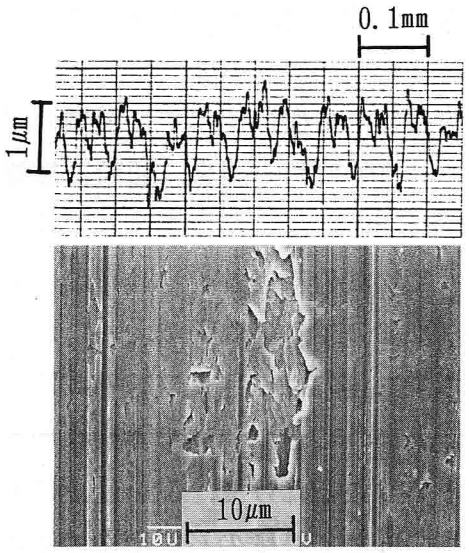
図２－３ は各条件における仕上げ面の断面曲線およびＳＥ



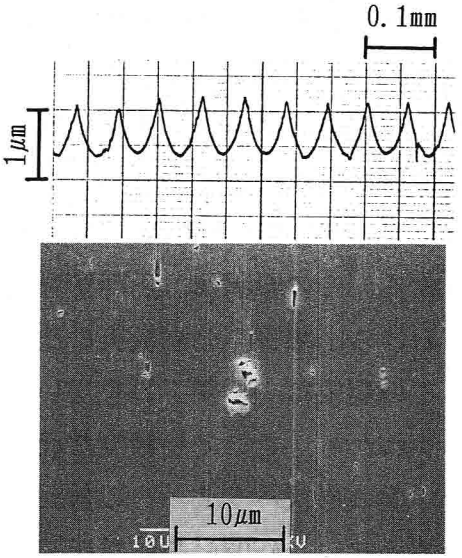
(a) Engine lathe, Carbide tool



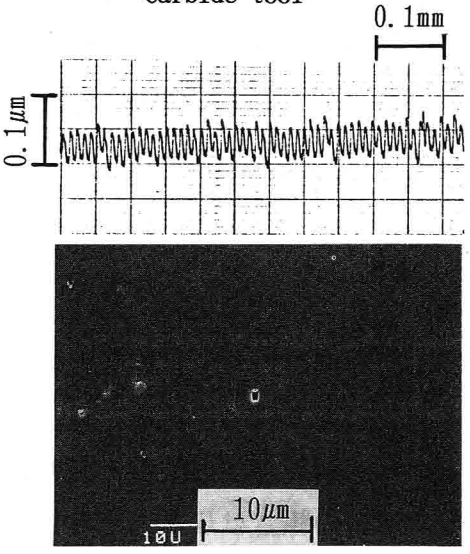
(b) Engine lathe, Diamond tool



(c) Ultra precision lathe, Carbide tool



(d) Ultra precision lathe, Diamond tool (f=0.05mm/rev)



(e) Ultra precision lathe, Diamond tool (f=0.01mm/rev)

Tool	Cutting conditions	Engine	Ultra
Carbide	V(m/min)	34-102	33-100
	f(mm/rev)	0.052	0.05
	d(μm)	50	
Diamond	V(m/min)	34-102	145-393
	f(mm/rev)	0.052	0.01, 0.05
	d(μm)	10	

図２－３　A5086切削面の断面曲線およびＳＥＭ写真

M写真を示す．まず，仕上げ面欠陥について考察すると，**図２－３（ａ），（ｃ）**より，超硬工具を用いた切削では各工作機械ともに仕上げ面にむしれが形成されているのがわかる．これに対して，ダイヤモンド工具による切削では**図２－３（ｂ），（ｄ）**より2~3μm 規模の穴状欠陥が形成され，これは，送り速度0.01mm/revの条件**図２－３（ｅ）**でも認められる．ここで，工作機械の違いが形成される仕上げ面形状にどのような影響を及ぼすかについて考察する．ダイヤモンド工具において超精密旋盤を用いた切削の**図２－３（ｄ）**では，普通旋盤を用いた場合に比べて，断面曲線から規則的な送りマークが形成されている．断面曲線の縦方向は切削においては切込み方向に，横方向は送り方向に対応しているが，両方向ともに運動精度の高い工作機械の方が仕上げ面上に規則正しい形状が形成されている．この規則性は送り速度を0.01mm/revにした**図２－３（ｅ）**においても変わらないと言える．なお，超精密旋盤による超硬工具を用いた実験で，規則性の良い仕上げ面が得られなかった理由は，むしれの形成により仕上げ面形状を大きく乱したためであると考えることができる．

次に，**図２－２**の結果から，普通旋盤の方が超精密旋盤に比べて２種類の工具ともに仕上げ面粗さが良くなった原因について検討する．普通旋盤の場合，超精密旋盤に比べると送りむらを生ずる．これは**図２－３（ｂ）**の断面曲線において，切込み方向，送り方向ともに認められる．この原因は，正面切削を行っているので主軸の半径方向の振れにより，送りマークにおける山部分を一回転後の次の切削において，切れ刃によってさらうためと考えられる．この現象は，超硬工具を用いた切削でも**図２－３（ａ）**をみれば仕上げ面に表れているのがわかる．ここで高精度な仕上げ面ということについて考察を加える．単にひとつの仕上げ面の形状パラメータの値が良いということだけで，良い仕上げ面が得られたということではない．A5086 を磁気ディスク等の極めて精度の高い用途に使用する場合，粗さの値が小さいことはもちろんのことであるが，面を平坦で均質に作成する必要がある．このためには，運動精度の良い工作機械により，規則正しい送りマークを生成し，さらに，切削性能の良い工具を使用して，送り速度および切込みを小さくする微小切削を行うことにより，仕上げ面欠陥をできるだけ小さくおさえる必要がある．

２．４　A4032切削における仕上げ面精度

複合材（10%Al_2O_3／A4032）の母材である A4032 を被削材として実験した場合の結果が**図２－４**である．超精密旋盤を用いてのダイヤモンド工具による実験では，高精度加工を目指す目的から，送り速度を0.01mm/revとしている．送り速度の異なる超精密旋盤によるダイヤモンド工具での切削を除いて，各条件での母材の粗さはほとんど変わらず，値も A5086 とほぼ同程度となっている．脱落穴の深さはダイヤモンド工具よりも超硬工具の方が大きくなっている．最もよい結果の得られた超精密旋盤による送り速度0.01mm/revでの

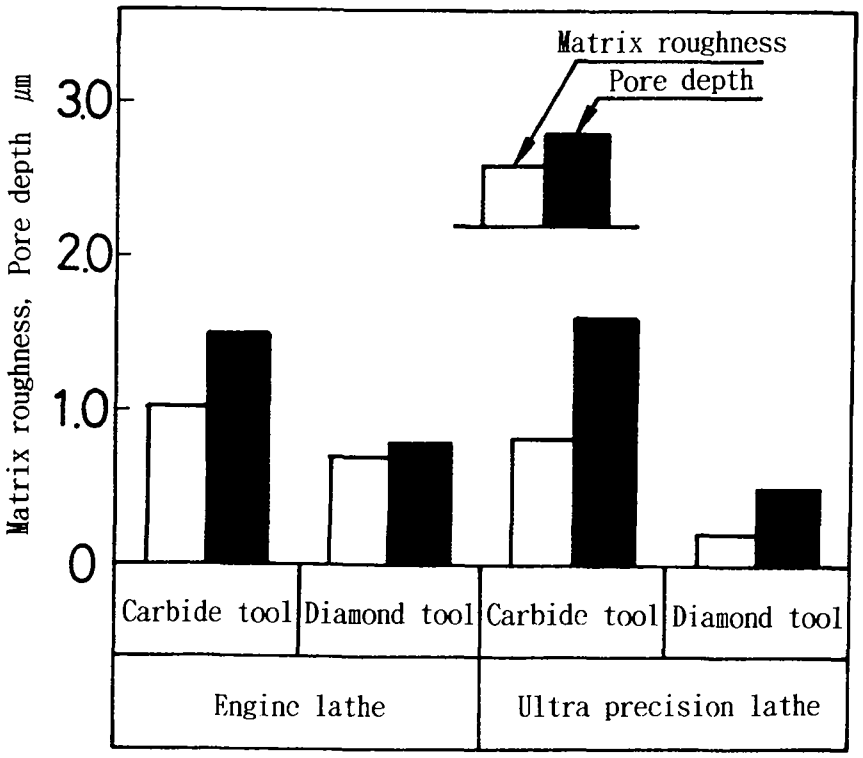


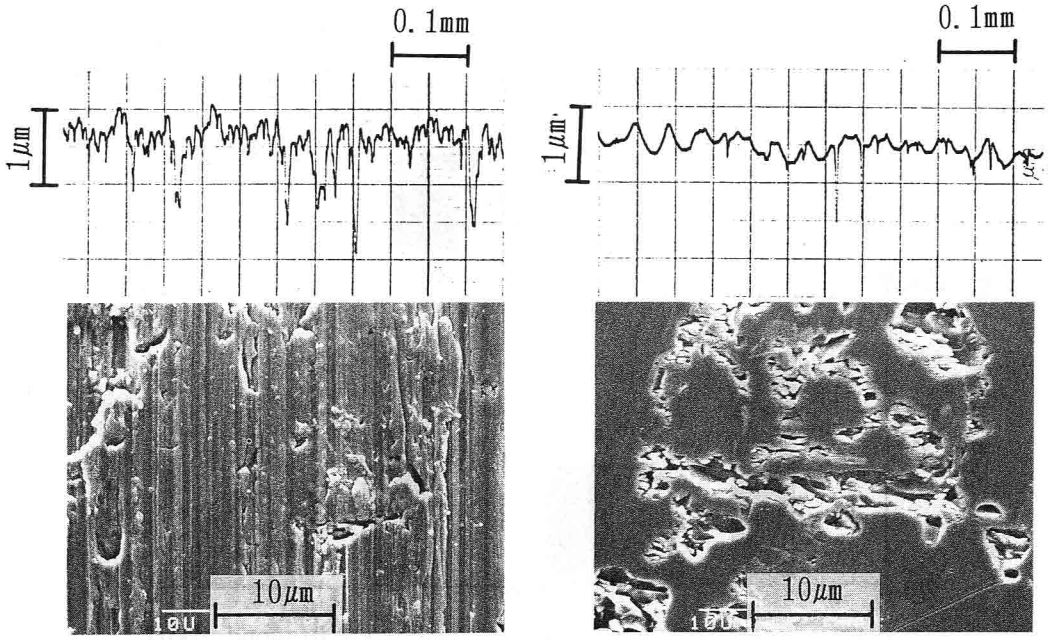
図２－４　A4032切削面の母材の粗さおよび穴の深さ

Tool	Cutting conditions	Engine	Ultra
Carbide	V(m/min)	34-102	33-100
	f(mm/rev)	0.052	0.05
	d(μm)	50	
Diamond	V(m/min)	34-102	145-393
	f(mm/rev)	0.052	0.01
	d(μm)	10	

ダイヤモンド切削でも，脱落穴をなくすことはできず，0.5μm程度の深さが形成されることになる．

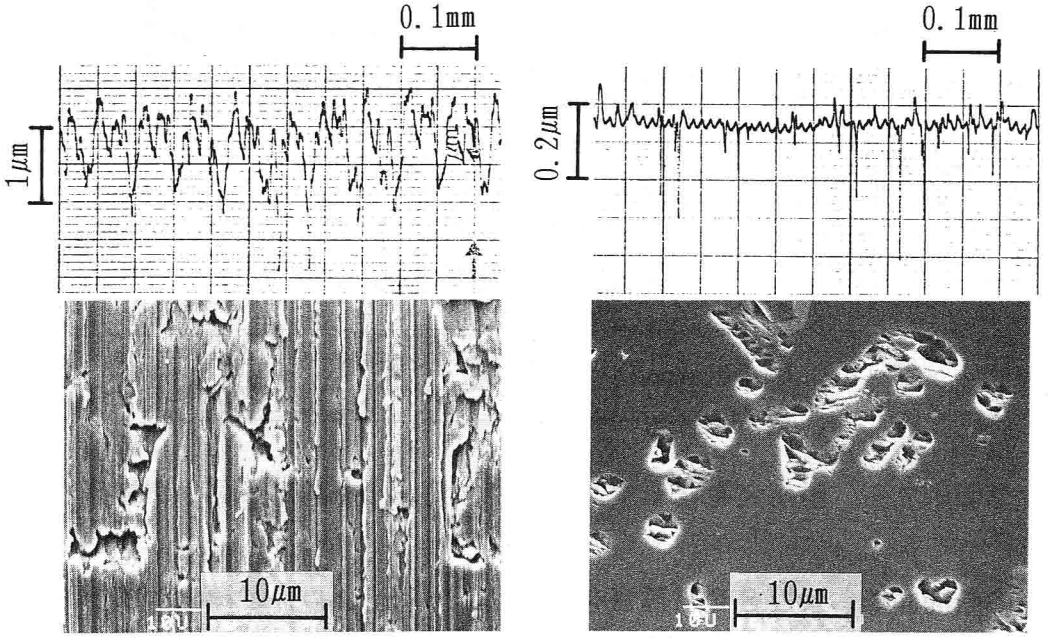
仕上げ面の断面曲線およびＳＥＭ写真を示す **図２－５** より，脱落穴は析出したSi粒子の部分で生成されているのがわかる．ダイヤモンド工具の **図２－５(b)，(d)** では，脱落穴の形成がはっきり認められるが，超硬工具の **図２－５(a)，(c)** では，切削方向への材料の流れ，又はむしれにより脱落穴は明瞭ではない．脱落穴の形成は，ダイヤモンド工具の場合切れ刃が鋭利であるため，Si粒子が仕上げ面で切断される場合が多いのに対して，超硬工具の場合は掘り起こされる場合が多くなるものと考えられる．また，**図２－４** より，ダイヤモンド切削で送り速度が小さいほうが脱落穴の深さは小さいことから，切れ刃からSi粒子に作用する切削抵抗も脱落穴の形成に関係するものと考えられる．この場合，小さい作用力のほうが脱落穴は浅くなる．

図２－３ に示すA5086と，**図２－５** に示すA4032の母材部分であるAl-Si系合金部分の断面曲線およびＳＥＭ写真を対比すると，ほぼ同様な面形状となっている．前述のように，



(a) Engine lathe, Carbide tool

(b) Engine lathe, Diamond tool



(c) Ultra precision lathe, Carbide tool

(d) Ultra precision lathe, Diamond tool

図２－５　A4032切削面の断面曲線およびＳＥＭ写真

Tool	Cutting conditions	Engine	Ultra
Carbide	V(m/min)	34-102	33-100
	f(mm/rev)	0.052	0.01
	d(μm)	50	
Diamond	V(m/min)	34-102	145-393
	f(mm/rev)	0.052	0.01
	d(μm)	10	

母材の粗さも同程度の値をとる．切削された仕上げ面を，欠陥が生じている部分とそれ以外の部分に分けて考えると，Al-Mg系合金部分とAl-Si系合金部分の切削では仕上げ面形状はほとんど変わらないと考えることができる．しかし，A4032の場合，析出Si 部分での脱落穴の形成は避けられないものとなる．

２．５　10%Al_2O_3/A4032切削における仕上げ面精度

図２－６ は10%Al_2O_3/A4032を被削材とした場合の結果を示す．本被削材の場合，工具摩耗が著しく，切削距離により仕上げ面形状および粗さが変化するため，図では，使用する工作機械，並びに工具の組合わせにおける切削距離による変化を示す．また，超精密旋盤とダイヤモンド工具を用いて切削する場合，送り速度0.01mm/revとしているために，他条件に比べて約５倍の切削距離となっている．ただし，各条件とも同一仕上げ面積である．図から，母材部分の平均粗さ，脱落穴の深さともにダイヤモンド工具を使用した方が超硬工具よりも良い結果が得られている．更に，超精密旋盤を用いた場合では，最もよい結果が得られて脱落穴の深さは0.3μm 程度に小さくすることができる．しかし，超精密旋盤と超硬工具の使用して切削するときの結果は，他条件に比べて悪くなっている．

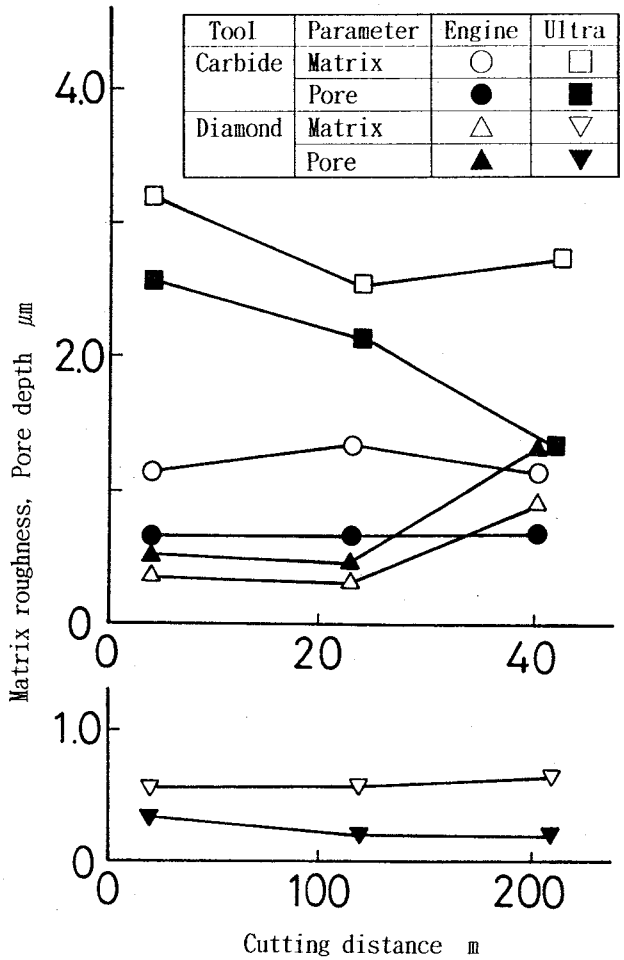
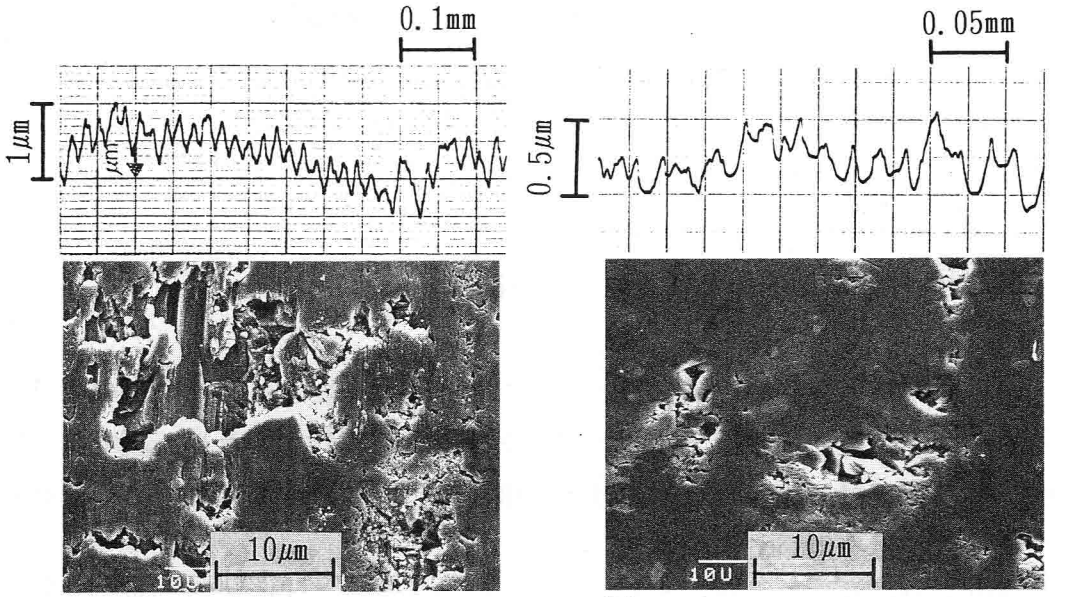


図２－６　10%Al_2O_3/A4032切削面の母材の粗さおよび穴の深さ

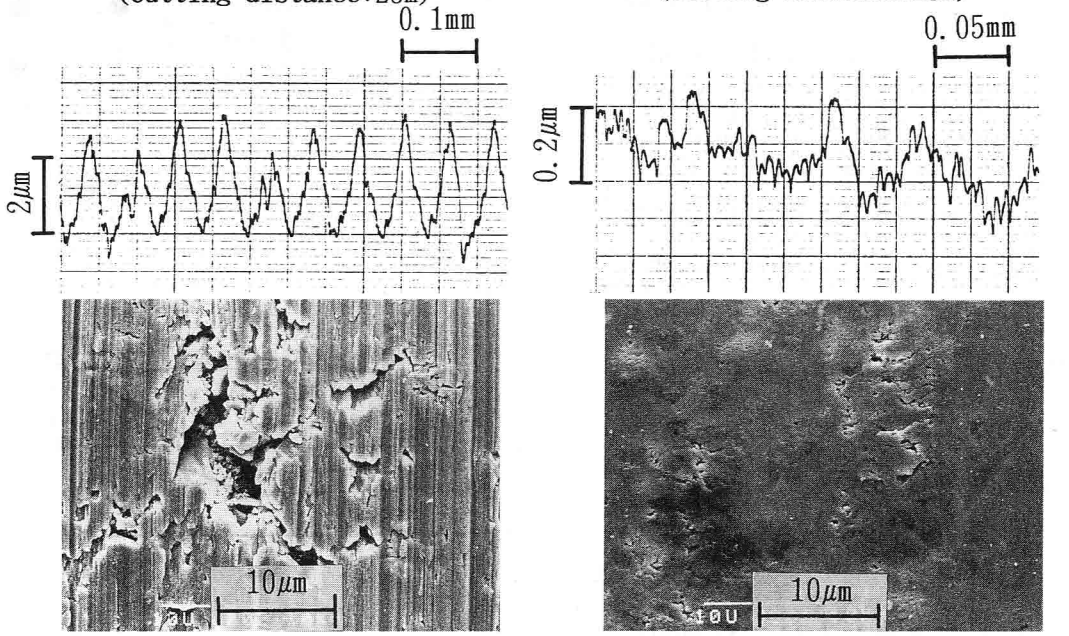
Tool	Cutting conditions	Engine	Ultra
Carbide	V(m/min)	34-102	33-100
	f(mm/rev)	0.052	0.01
	d(μm)	50	
Diamond	V(m/min)	34-102	145-393
	f(mm/rev)	0.052	0.01
	d(μm)	10	

図２－７ は各条件における断面曲線およびＳＥＭ写真を示す．なお，図中超精密旋盤でダイヤモンド工具を使用した場合は，切削距離約120m付近のもので，他の条件は約23mおよび24m付近である．10%Al_2O_3/A4032 はAl-Si系合金中にアルミナ繊維と析出したSi粒子が混在する組成となっている．製造の段階でSi粒子が微細化するため，仕上げ面形状の中では表面欠陥の大きいほうがアルミナ繊維であり，小さいほうがSi粒子とほぼ区別す



(a) Engine lathe, Carbide tool (Cutting distance:23m)

(b) Engine lathe, Diamond tool (Cutting distance:23m)



(c) Ultra precision lathe, Carbide tool (Cutting distance:24m)

(d) Ultra precision lathe, Diamond tool (Cutting distance:120m)

図２－７　10%Al_2O_3/A4032切削面の断面曲線およびＳＥＭ写真

Tool	Cutting conditions	Engine	Ultra
Carbide	V(m/min)	34-102	33-100
	f(mm/rev)	0.052	0.05
	d(μm)	50	
Diamond	V(m/min)	34-102	145-393
	f(mm/rev)	0.052	0.01
	d(μm)	10	

ることができる．図から，A4032の場合と同様にダイヤモンド工具では繊維又は析出 Si脱落による仕上げ面欠陥をはっきり分別できるが，超硬工具では切削方向への材料の流れおよびむしれを伴い明瞭でない．

超精密旋盤を用いて超硬工具での切削実験で，悪い結果が得られた原因について考察する．**図２－７（ｃ）**に示す断面曲線から，送りマークは比較的規則正しいことがわかる．ただし，この場合幾何学的理論粗さの0.78μmに比べると約３倍の大きさであることから，Al-Si系合金の大きい延性により仕上げ面形成部分でかえりが生じていると考えることができる．これに対して，普通旋盤の場合は **図２－７（ａ）**に示すように，母材部分の粗さは小さくなっている．これはA5086 で述べたことと同じ現象，すなわち，送り方向の送りむらから送りマークにおける山部分を切れ刃によりさらったものと考えられる．

２．６　複合材切削における工具摩耗

硬質な繊維が存在する複合材の切削は著しく工具摩耗を進行させ，根本的に工具寿命を改善させるには至っていない状況である[7]．工具摩耗の程度をみるために，摩耗状態を複合材と母材について対比させる．**図２－８** は母材であるA4032を超精密旋盤を用いて490ｍ 切削したときのダイヤモンド工具の摩耗状態を，切れ刃上方から観察したＳＥＭ写真である．図より，ごくわずかの摩耗しかしていないことがわかる．これはアブレシブ形の摩耗であり，工具摩耗の初期段階であると考えられる．

10%Al_2O_3/A4032複合材の切削において，工作機械を変えた場合の超硬工具およびダイヤモンド工具の摩耗状態を **図２－９** に示す．なお，超硬工具の場合，コーナ部上方から観察している．工具摩耗の形態は，硬質なAl_2O_3 を切断していることからアブレシブ形の摩耗であり，規模の大きなチッピングは伴わない．A4032切削での摩耗と比較して，Al_2O_3を充填しているため摩耗量が著しく大きくなる．ここで，フランク摩耗量は普通旋盤の場合，超硬工具で98μm，ダイヤモンド工具で20μmとなっており，他方，超精密旋盤では超硬工具72μm，ダイヤモンド工具14μmとなっている．このように，工具自体の硬さの相違により，ダイヤモンド工具の方が摩耗量は少なく，さらに，超精密旋盤で切削した場合が最も摩耗量は少なくできる．

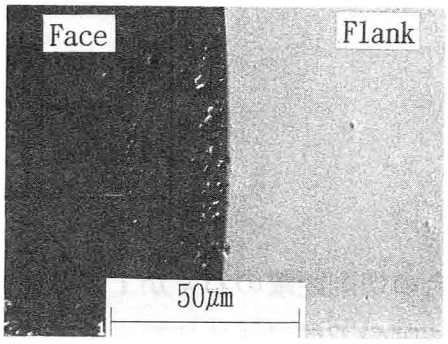
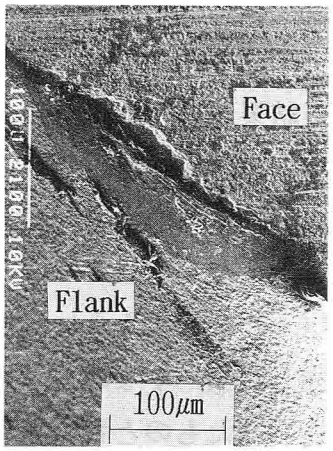
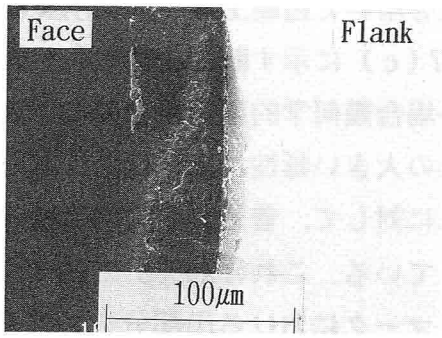


図２－８　A4032ダイヤモンド切削の工具摩耗
超精密旋盤，切削距離：490m
切削速度：145～393m/min
送り速度：0.01mm/rev
切込み：10μm

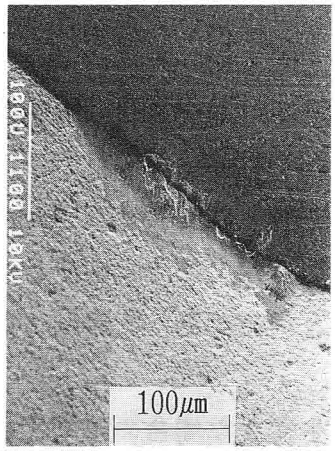
ダイヤモンド工具で切削する場合，普通旋盤では切削距離が47ｍ で，超精密旋



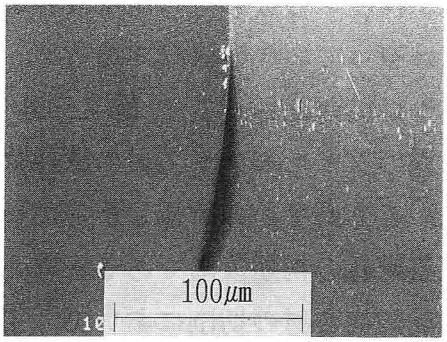
(a) Engine lathe, Carbide tool (Cutting distance:47m)



(b) Engine lathe, Diamond tool (Cutting distance:47m)



(c) Ultra precision lathe, Carbide tool (Cutting distance:49m)



(d) Ultra precision lathe, Diamond tool (Cutting distance:245m)

図２－９　10%Al_2O_3/A4032切削の工具摩耗

Tool	Cutting conditions	Engine	Ultra
Carbide	V(m/min)	34-102	33-100
	f(mm/rev)	0.052	0.01
	d(μm)	50	
Diamond	V(m/min)	34-102	145-393
	f(mm/rev)	0.052	0.01
	d(μm)	10	

盤の場合の切削距離のわずか１／５にもかかわらず，比較的大きな摩耗量となっている．複合材切削の工具摩耗は切断する繊維の個数に依存すると言われているが[7]，切削距離が少なければ摩耗量は少ないであろうと考えられる．この場合大きな摩耗量となった原因は，切削時の微小振動等が原因しているものと考えられる．同様の理由で，超硬工具でも普通旋盤の方が摩耗量は大きくなっている．なお，ダイヤモンド工具によりさらに切削距離を増した場合の，工具摩耗および仕上げ面形状の変化は ３．２．２ で述べる．

2．7 結　言

高精度加工を達成するために行った工作機械，工具に対する検討とアルミナ短繊維強化アルミニウム合金の被削性に関する検討から，次のことがわかった．

(1) 高精度加工を実現するためには，運動精度の高い工作機械を使用し，工具から被削材への転写に関係する全ての機械要素の誤差を小さくする必要がある．また，輪郭度の良い工具を使用して，工具の形状誤差を小さくする必要がある．更に，切取り厚さを小さくできるように，切れ刃の鋭利な工具を使用して微小切削をすることにより，切削力，発生熱を小さくし，工具－被削材間の相対変位を少なくするとともに，仕上げ面の加工変質層を小さくする必要がある．

(2) アルミナ短繊維強化アルミニウム合金および母材のA4032 の切削では，仕上げ面に繊維又は析出Siの部分で表面欠陥を生じ，これが仕上げ面粗さを劣化させる．しかし，超精密旋盤で性能のよい工具のダイヤモンド工具を使用することによって，表面欠陥を小さくすることができる．

(3) 複合材切削においては，工具摩耗は工具の硬さにかかわらず避けられない問題である．工具としてはダイヤモンド工具を使用し，超精密旋盤で切削した場合が最もよい結果が得られる．

参 考 文 献

1) 井川直哉，島田尚一：超精密切削加工の精度限界，精密工学会誌，52,12(1986)2000.

2) 田島琢二：超精密切削加工と加工機械，機械の研究，37,11(1985)1203.

3) 井川尚哉，島田尚一：超精密ダイヤモンド切削とその問題点，日本機械学会誌，87,791(1984)1124.

4) 糀谷　幸：ＦＥＭの現状と将来，自動車技術，40,8(1986)956.

5) 田中淳夫：自動車部品へのＭＭＣの適用，溶接学会全国大会講演概要，第４６集，1990-4,47.

6) 佐藤壽芳，大堀真敬：電子顕微鏡（ＳＥＭ）による表面粗さの研究，日本機械学会論文集Ｃ，51,469(1985)2381.

7) 大石健司：ＦＲＭ振動切削時の工具摩耗，精密工学会誌，56,7(1990)1253.

第３章　高精度加工における各種複合材の被削性

３．１　緒言

アルミニウム基複合材は，ヤング率，引張り強さ等の極めて異なる強化材とアルミニウム合金母材が混在する組織を有するため，機械加工技術によって，凹凸の少ない均一な面を生成することは非常に困難である．なぜならば，切削は工具切れ刃によって営まれる被削材の変形・破壊過程であるから，機械的特性の異なる物質が切れ刃によって同時に変形・破壊される場合，破壊状態の違った部分が個々に存在することになる．そのため，仕上げ面は均一な状態として得にくくなる．また，実用的な切削を行う観点から考えると，工具寿命の問題も重要であり，かつ，深刻な問題である．工具摩耗の進行により加工精度は劣化するため，高精度な仕上げ面は得にくくなると考えられるからである．さて，高精度加工を達成するためには，精度の高い工作機械と優れた性能を有する工具を用いて加工する必要があることは，第２章で述べたとおりである．本章では，第２章で得られた結果に従って，３種類の複合材に対して，超精密旋盤を用いてダイヤモンド切削実験を行い被削性を検討する．被削性の評価は，主に仕上げ面精度と工具摩耗によって行う．特に，工具切れ刃が強化材を切断することにより生成される仕上げ面形状，および強化材切断が工具へ与える影響を検討する．

ここで検討する３種類の複合材は，それぞれ特徴的であり，また一般的に使用されている物と開発途中の物である．まず，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金は第２章で述べたように実用化が図られており[1)]，耐熱性，耐摩耗性材料として使用されているものである．検討では，被削材の特性として繊維配向方向，繊維含有率を変えた場合の，切削条件，工具形状と仕上げ面精度，工具摩耗，形状精度，並びに切削抵抗との関係を究明する[2)]．次に，ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金は舶用ディーゼルエンジンのピストン[3)]，自転車のフレーム[4)]等の耐熱性材料，構造用材料として実用化されている．強化材のＳｉＣウィスカはアルミナ繊維に比べて高い強度をもっているため，より難削性を示す．そのため，特に，工具損傷について重点的に検討し，ダイヤモンド粒径を変えた工具での被削性について実験・考察する．更に，ウィスカ配向についての仕上げ面精度についても検討をくわえる[5)]．最後に，炭素繊維強化アルミニウム合金は耐摩耗性，耐アーク性，通電性の要求される電車のパンタグラフすり板等への今後適用が図られようとしている材料である．炭素繊維はプラスチック基複合材の強化材としてはかなり多くの実用化が図られており[6)]，切削加工に関する検討も行われている[7)]．ここでは，炭素繊維の種類，繊維含有率を変えた場合の仕上げ面精度，工具摩耗について検討する．

3．2　アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工

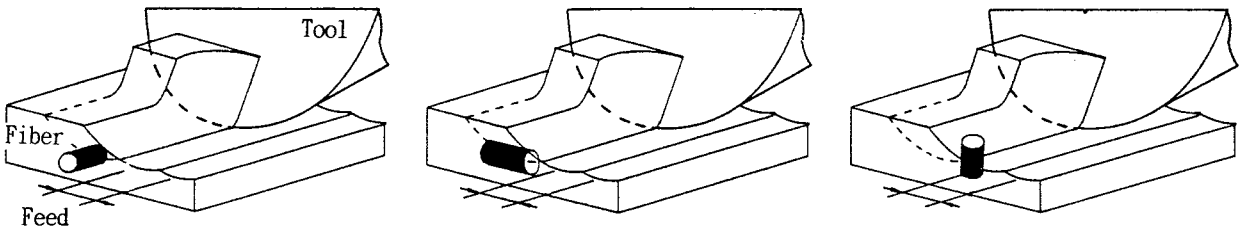
3．2．1　実験方法

被削材，工具，並びに切削条件を **表3－1** に示す．繊維含有率の違いによる被削性の検討をするために，アルミナ繊維を体積比で10% と20% のものを用いているが，10%Al_2O_3/A4032は第２章で用いたものと同一である．繊維配向方向による仕上げ面生成を検討するために行った実験における，配向方向と切削方向，仕上げ面との関係を **図3－1** に示す．

表３－１　被削材，工具，並びに切削条件

Work material	δ-Al_2O_3 short fiber reinforced aluminium alloy	
	Composition of fiber	Al_2O_3 85%, SiO_2 15%
	Volume fraction of fiber	10%, 20%
	Average diameter of fiber	3.6μm
	Aspect ratio	≦ 3.0
	Matrix material	A4032
	Processing method	Extruded
	Heat treatment	T6 *)
Tool	Throw away type single crystal diamond tool	
	Rake angle	0°
	Clearance angle	5°
	Approach angle	30°
	Length of cutting edge	0.8mm(Straight tool)
	Rounded radius	0.4, 1.6mm(Rounded corner tool)
	Throw away type sintered diamond tool(grain size:5μm)	
	Rake angle	0°
	Clearance angle	11°
	Approach angle	30°
	Rounded radius	0.4mm
Cutting condition	Spindle speeds	1000 - 3000rpm
	Cutting speeds	145 - 1179m/min
	Feed rate	0.01 - 0.03mm/rev
	Depth of cut	3 - 20μm
	Cutting fluid	Synthetic oil

*) Solution heat treated and artificially aged



(a) Type A
Cutting direction : Longitudinal

(b) Type B
Cutting direction : Transverse

(a) Type C
Cutting direction : Normal

図３－１　繊維配向方向に対する切削方向，仕上げ面の関係

Type Aは，切削方向が配向軸に対して縦方向となり，Type B，C はそれぞれ横方向，直角方向となる．実験ではType A，B，Cの３種類，並びに３次元ランダムの条件を行っている．本実験では超精密旋盤を用いて，切削方式も正面削りであるが，使用機械，被削材の取り付け方法，実験室条件は ２．２ で述べた方法と同一である．

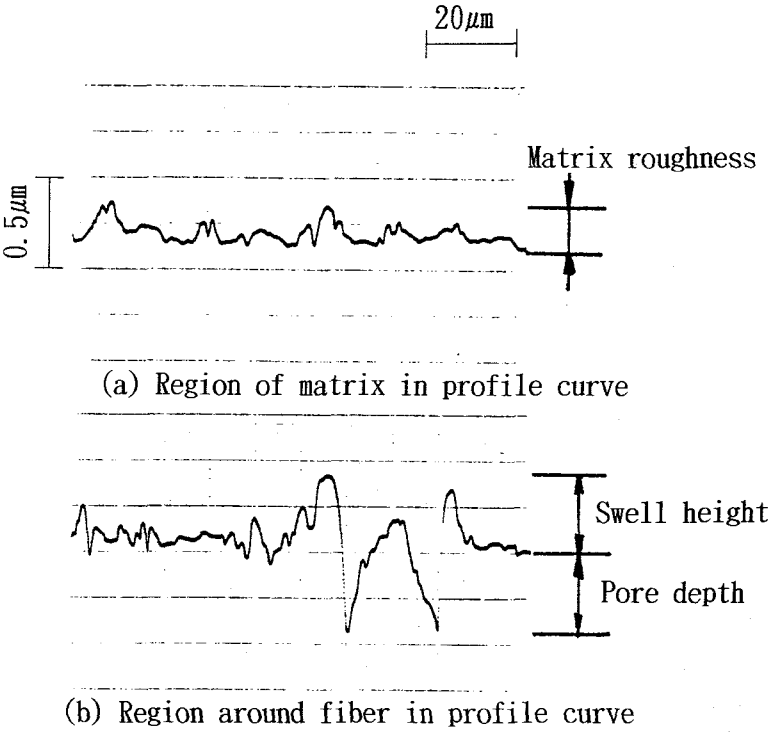


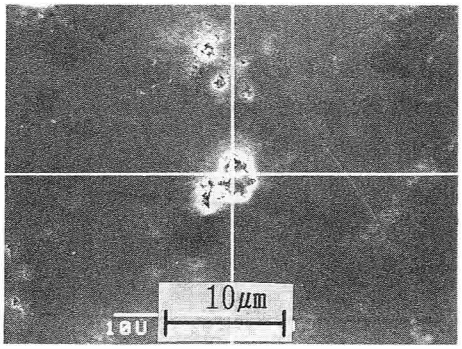
図３－２　断面曲線における仕上げ面形状パラメータ

仕上げ面の微細形状の測定には，触針式表面形状測定器，並びに座標測定機能付走査型電子顕微鏡を用いた．以下各機器を用いた測定方法を触針法，ＳＥＭ法と略記する．測定値は触針法の場合，基準長さ0.8mm，１２か所測定した平均値であり，ＳＥＭ法は基準長さ40μmであり，１０５か所測定した平均値である．**図３－２** は測定した各パラメータの代表的形状を示す．ここでは，母材の平均粗さ，および繊維の脱落によってできる穴（脱落穴）の深さ，繊維周りの母材の盛り上がり量を測定する．なお，高精度な加工が実現できているため，２．２ では母材部分の粗さに含めた盛り上がり量を新たに追加して評価している．また，以下に仕上げ面欠陥と記した場合は，脱落穴および盛り上がり量を示す．**図３－３** にはＳＥＭ法による測定方法を示す．繊維による穴の最も深い部分に位置決めし，断面曲線を求め，盛り上がり量および穴の深さを基準位置から測定する．なお，断面測定において電子線のスポット径は0.02μmであるので，測定誤差は無視できると考えている．

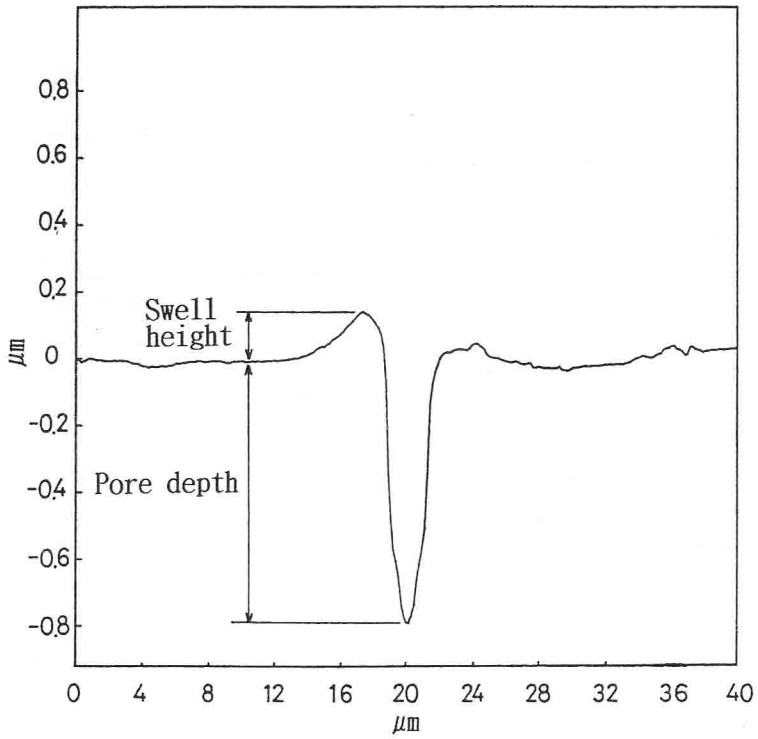
工具摩耗量の測定は工具顕微鏡（ニコン　MM-11U）を用いて，平バイトでは横逃げ面と前逃げ面のコーナ部分の摩耗量，先丸バイトでは摩耗部分の最大幅をとった．仕上げ面の輪郭度の測定は，切削終了後試料をチャックに取り付けた状態で，旋盤の刃物台に固定した電気マイクロメータで試料の全長40mmにわたって変位を測定し，読みの最大差を測定値としたものである．また，切削抵抗は動力計（キスラー 9251A）を工具ホルダと刃物台間に固定し，記録には断続切削で高速現象となるためＦＦＴアナライザ（小野測器 CF-940）を用いた．

３．２．２　仕上げ面精度と工具摩耗の関係

仕上げ面が高精度に加工できても，工具寿命が短ければ実用的な加工とは言いがたい．



(a) SEM photograph of machined surface



(b) Profile curve on the same place

図３－３　ＳＥＭ法による仕上げ面の測定方法

ここでは，切削距離を増加させて行った場合の，仕上げ面精度と工具摩耗の関係について検討する．**図３－４** は単結晶材と焼結材のダイヤモンド工具を用いたときの，切削距離に対する，母材の平均粗さ，および脱落穴の深さ，繊維周囲の母材の盛り上がり量，並びにフランク摩耗量の変化を示す．繊維配向に対する切削方式はType Cの方法である．母材の平均の粗さは，単結晶材の場合切削距離に対してほぼ一定であるが，焼結材では切削距離 20mで0.46μmから切削距離が増えるに従って減少し，切削距離500mで単結晶材とほとんど差がなくなる．しかし，切削距離500mからは漸増傾向になり若干の劣化がみられる．脱落穴の深さは，切削距離 20mでは単結晶材で0.33μm，焼結材で0.50μmと焼結材が悪くなっている．しかし，切削距離が増えるに従って，その値は急激に減少し，切削距離500mでほとんど差がなくなり約 0.2μmでほぼ一定となる．繊維周囲の盛り上がり量は，２種類の工

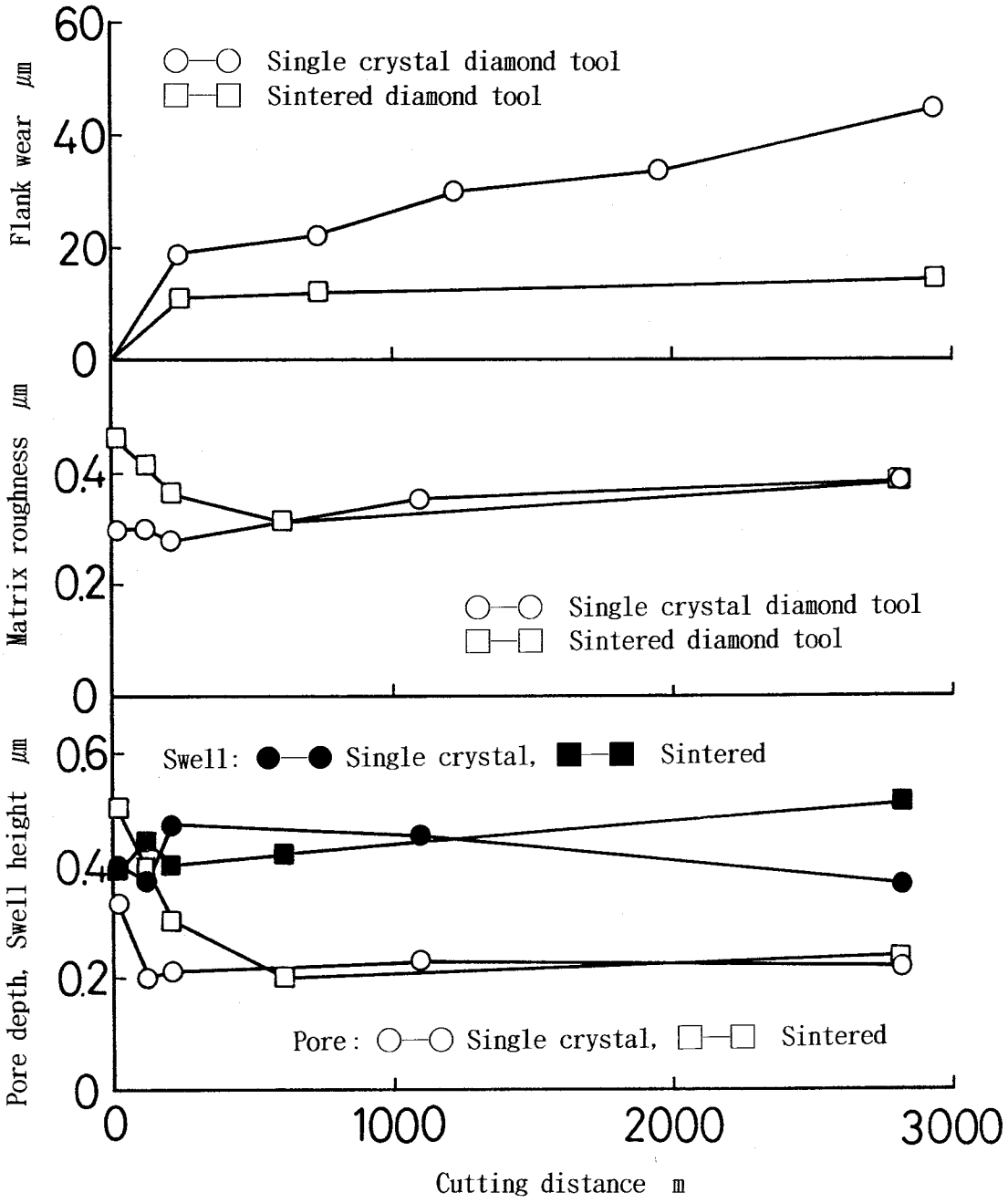
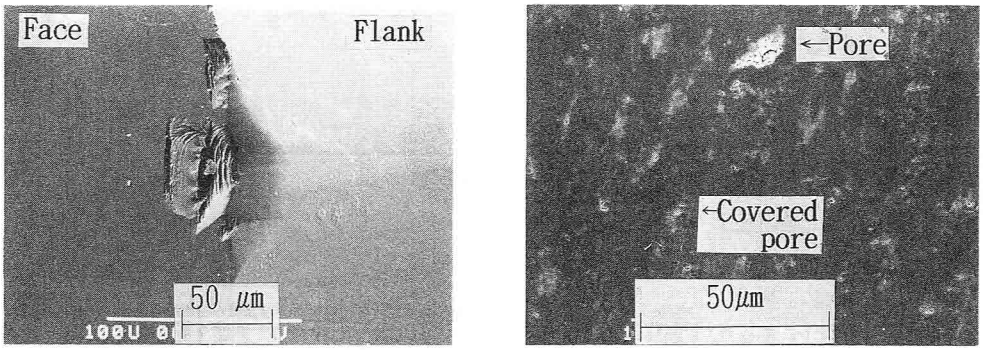


図3－4　ダイヤモンド切削の切削距離に対するフランク摩耗量，
母材部分の粗さ，繊維脱落穴の深さ，盛り上がり量の変化
($10\%Al_2O_3$/A4032, Type C, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

具による切削ではほとんど差がなく，また，若干の変動はあるものの切削距離によって変わらない．フランク摩耗量は単結晶材の場合，初期摩耗段階を経ても増加の割合が大きいのに対して，焼結材では初期摩耗後の割合が小さい．切削距離 2940mでは単結晶材のフランク摩耗量44μmに対して，焼結材が14μmと焼結材が優れている．

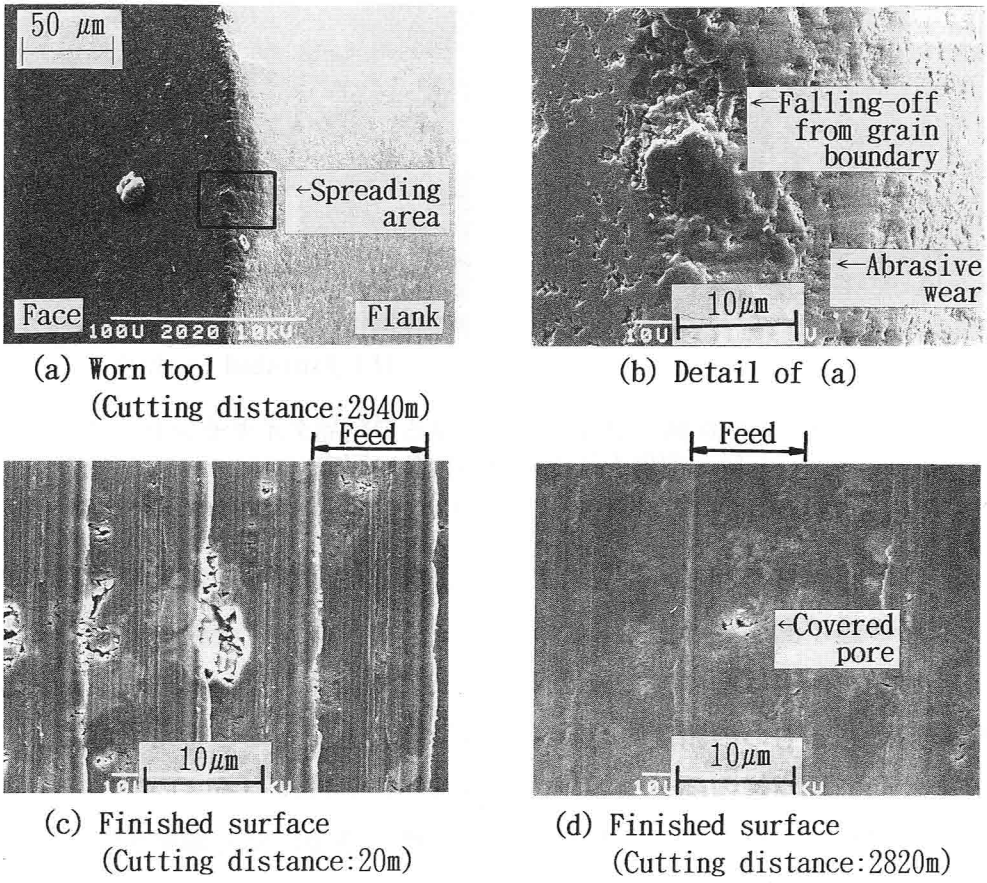


(a) Worn tool　　(b) Finished surface

図３－５　切削距離２９４０ｍにおける単結晶ダイヤモンド
工具の損傷と仕上げ面のＳＥＭ写真
(10%Al_2O_3/A4032, Type C, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

図３－５ は単結晶材で2940m 切削した後の工具と仕上げ面のＳＥＭ写真である．工具はアブレシブ形の逃げ面摩耗とともに，すくい面にチッピングを伴っていることがわかる．しかし，チッピングは逃げ面にまで及んでいないため，**図３－４** に示したように，仕上げ面の劣化傾向はあるものの精度を維持できる原因であるものと考えられる．**図３－５（ｂ）** の仕上げ面では繊維の部分で規模の小さな穴の形成はあるものの，ほとんどの繊維部分で穴がふさがれたようになっており，切削距離の増加による繊維脱落穴の深さの減少が，ＳＥＭ写真による観察からも認められる．

図３－６ は焼結材でのＳＥＭ写真を示す．**図３－６（ｂ）** の工具摩耗部分における拡大図が示すように，工具損傷はダイヤモンド粒子の脱落と，粒子部分でのアブレシブ摩耗が同時に起きていることがわかる．**図３－６（ｃ）** は切削距離 20m，**図３－６（ｄ）** は2820mの仕上げ面を示している．切削距離20mでは繊維脱落による穴が明瞭に形成されている．焼結材の切れ刃は単結晶材に比べてより大きな丸みをもっていると考えられることから，切削に際し単結晶材よりも大きな力が作用するため，**図３－４** に示すように，脱落穴の深さは大きくなるものと考えられる．この場合，仕上げ面に送りマークが明瞭に表れているのがわかる．切削距離 2820mにおいても工具摩耗量が少ないことにより，切れ刃形状が維持でき，送りマークが形成されていることがわかる．これに対して **図３－５（ｂ）** の単結晶材では送りマークはほとんど認められない．脱落穴は単結晶材同様に，切削距離が増えるに従ってふさがれているのが認められる．この原因は２種類の工具に関して言えることであるが，工具は繊維によって逃げ面が摩耗させられるため，フランク摩耗面からの母材に対する押付け力が増加する．そのため，母材の塑性流動をひきおこし，繊維の破壊し脱落した穴をふさぐものと考えられる．さらに切削距離を増やして4900m とした段階では，フランク摩耗量17μmであり，切削距離 2940mの14μmからはほとんど増加していない．また，仕上げ面形状パラメータはあまり変わらない．これらのことから，かなりの距離の切削が可能であると考えられる．



(a) Worn tool (Cutting distance:2940m)

(b) Detail of (a)

(c) Finished surface (Cutting distance:20m)

(d) Finished surface (Cutting distance:2820m)

図３－６　焼結ダイヤモンド工具の損傷と仕上げ面のＳＥＭ写真
($10\%Al_2O_3$/A4032, Type C, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

以上から，仕上げ面精度と工具摩耗の関係は，切削距離約500m以上では２種類の工具間にほとんど仕上げ面精度に変化はなくなり，また，単結晶材では約200mから仕上げ面の状態に変化はなくなる．そこで，以下の被削性に関する実験は，短い切削距離で仕上げ面形状パラメータが一定になりやすい，単結晶ダイヤモンド工具を主に用いる．

ここで，実用化されている複合材の製品を例にとり，経済的な切削の可能性について以下に考察する．なお，この関連ではかなり秘密扱いのことが多く，明確でない部分が多い．そのため，多くの仮定を設けざるを得ないが，実際と大きく異なることはないと推察する．実用化されている中では最も著名なピストンの耐摩環について検討する．耐摩環の加工幅は約8mmであり，要求される仕上げ面粗さは1~2μmR_{max}と考えられる．例えば，直径90mmのピストンとして，コーナ半径 0.4mmの先丸バイトで仕上げると，送り速度は0.05mm/revにすれば幾何学的理論粗さは0.78μmとなり，要求精度を達成できると考えられるから，１個の耐摩環を仕上げるには切削距離約 45mを要する．当然，使用機械，切削条件等は異なるが，上記実験結果と対比させると，切削距離 2940mではピストン耐摩環65個分に該当する．焼結ダイヤモンド工具を使用するとし，**図３－４** に示す場合と同じ割合で工具が摩耗し，フランク摩耗量 50μmのときを工具寿命とすると，最低でも600個程度加工できることにな

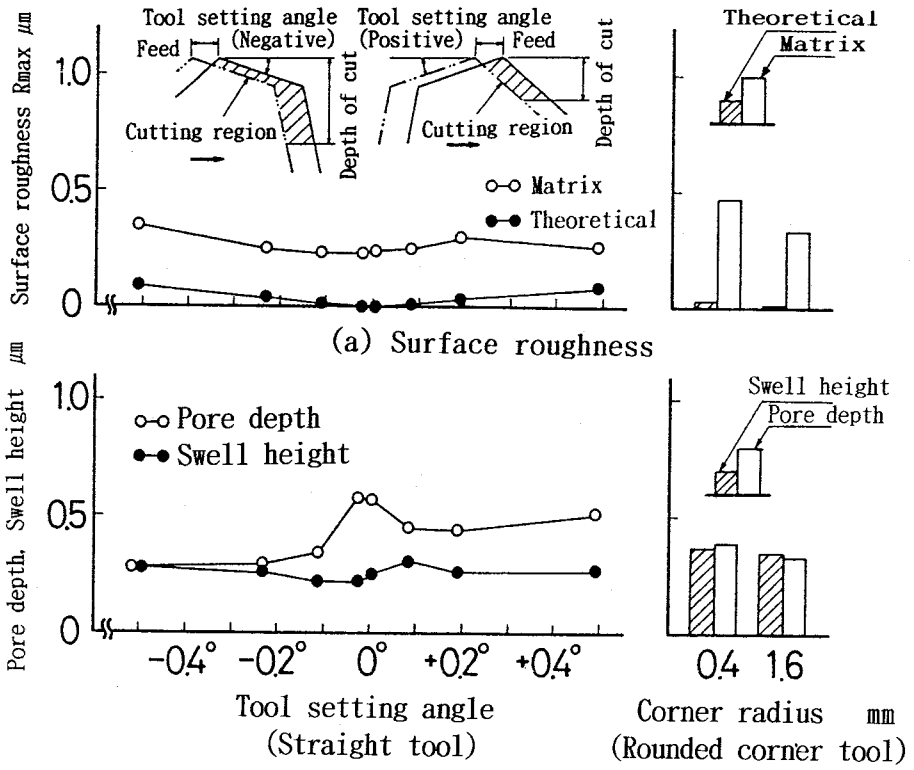


図３－７　触針法で測定した，工具形状に対する表面粗さ，表面欠陥の関係
($10\%Al_2O_3$/A4032, Type C, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

る．高付加価値の材料加工ということを考えれば，十分に経済的な加工であると考える．

３．２．３　刃先形状が仕上げ面精度に与える影響

生成された仕上げ面は，母材部分，繊維自体の部分，並びに繊維と母材の境界部分に分類され，更に，母材部分は硬質な析出 Si部分と軟質なAl-Si系合金部分とに分けられ，それぞれ表面形状が異なる．そのため生成される仕上げ面に対しても上述の各部分を分離し評価する必要がある．**図３－７** は触針法により，平バイトのセッティング角を－0.51°～＋0.49°，先丸バイトのコーナ半径を0.4，1.6とした場合の仕上げ面形状パラメータ，および工具の幾何形状と１回転当たりの送り量によって計算される幾何学的理論粗さを示したものである．また，図には平バイトでの切りくず生成状態およびセッティング角の符号の方向を示す．幾何学的理論粗さは本条件の場合0.09μm以下となっているが，母材自体は軟質部分と硬質部分で真の切取り厚さが異なることにより段差が生ずることや，母材の材質であるアルミニウム合金の大きい延性により仕上げ面形成部分でかえりが生じている，等の現象が考えられるため，実際はかなり大きな値となっている．仕上げ面形状パラメータの母材部分の粗さに関しては，平バイトでのセッティング角の影響は－0.11° で極小値を示し，先丸バイトでは $r\varepsilon$=0.4，1.6ともに悪い．脱落穴の深さは平バイトセッティング角0°付近で最大値を示し，セッティング角－0.11° 以下にすると値が小さくなる．これに対して，先丸バイトでの切削では盛り上がり量が平バイトに比べて大きくなる．界面部分

の盛り上がりはＳＥＭ法による３次元測定を行うことにより，脱落穴の比較的近傍が盛り上がっていることが，**図３－８** に示す盛り上がり量の大きい先丸バイトrε=0.4と，少ない平バイトセッティング角-0.11°を観察することにより分かる．盛り上がり量が少ない理由は，**図３－７** に示す平バイトのセッティングに対する切削領域の模式図から，負のセッティング角の場合前切れ刃により薄い切りくずが生成され，繊維周りの盛り上がり部分をさらうことができるためと考えられる．これは，**図３－９** に示す切りくずのＳＥＭ写真を見ると，平バイトセッティング角－0.11° の場合切りくず厚さの非常に薄い部分ができるのに対して，先丸バイトrε=0.4ではあまり薄い部分はできていない．

さて，繊維の脱落によってできる微細な穴は **図３－７** で示した触針法であると概略的な測定は可能であっても，個々の穴の深さを測定することは困難である．そこで，ＳＥＭ法による脱落穴部分の測定を行った．**図３－１０** は **図３－７** と同一試料の脱落穴の深さ，および盛り上がり量の平均値を測定した結果を示し

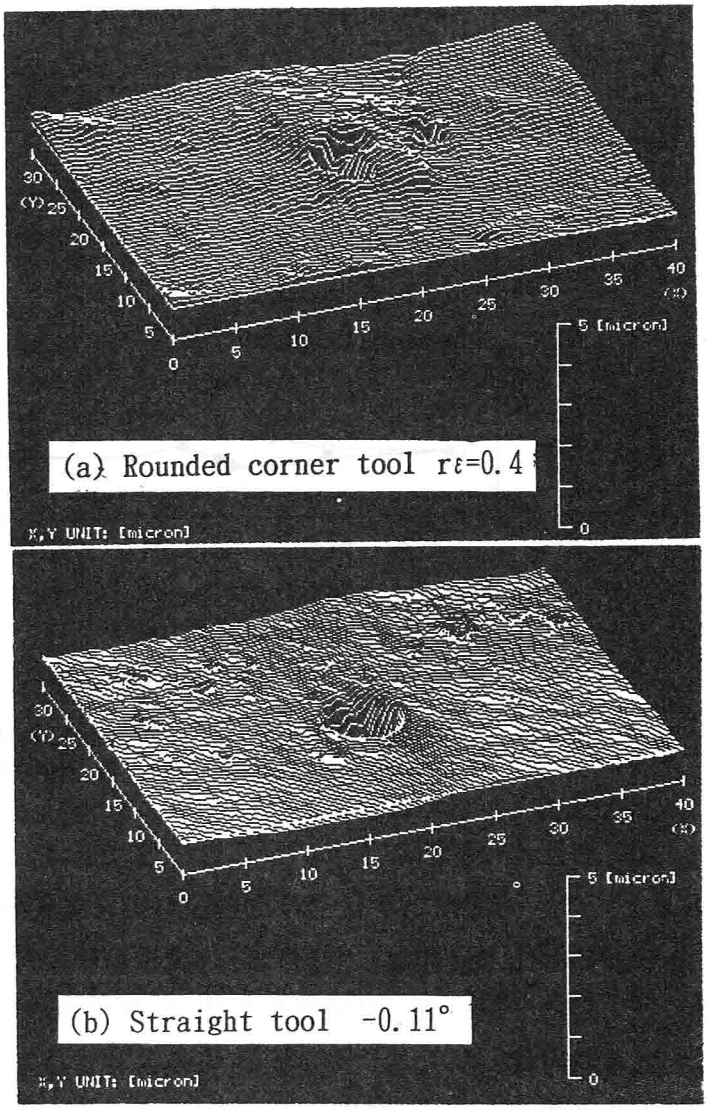
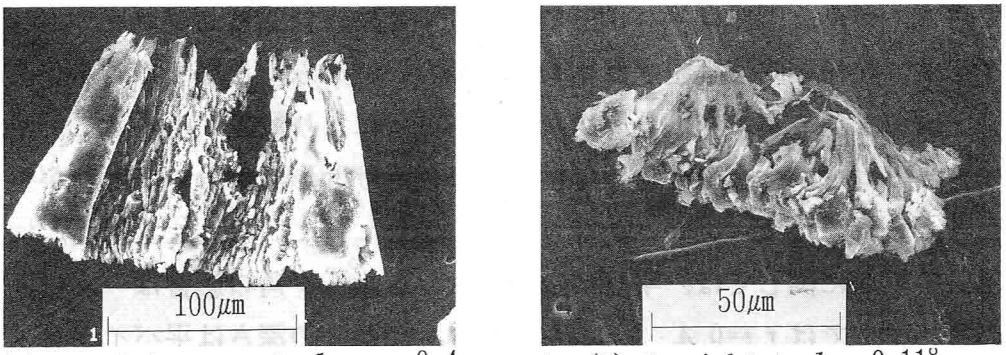


図３－８　ＳＥＭ法で測定した繊維周りの盛り上がり



(a) Rounded corner tool　r ε=0.4　　(b) Straight tool　-0.11°

図３－９　代表的な切りくずのＳＥＭ写真

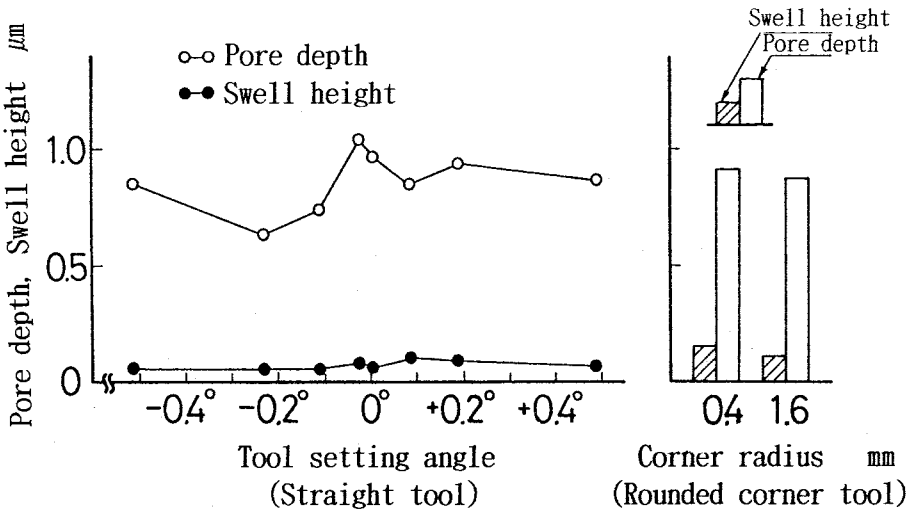


図３－１０　ＳＥＭ法で測定した，工具形状に対する表面欠陥の関係
($10\%Al_2O_3$/A4032, Type C, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

たものである．脱落穴の深さおよび盛り上がり量に関し，**図３－７**，**図３－１０**ともほぼ同様の傾向を示している．ただし，脱落穴への正確な位置決めができた結果，**図３－７**の場合に比較して穴の深さの測定値は２倍程度大きくなっている．これに対して，盛り上がり量の測定値は**図３－７**に比べて小さくなっている．これは，ＳＥＭ法であると基準長さが短いため母材部分の基準位置が取りにくく，正確に測定できなかったためである．

３．２．４　刃先形状が工具摩耗，形状精度，切削抵抗に及ぼす影響

硬質な繊維が存在する複合材は著しく工具摩耗を進行させ，根本的に工具寿命を改善させるには至っていない現状である[8)9)]．ここで工具摩耗の状態を切削距離245mの範囲内で調べた．**図３－１１**は切削距離245mでの，フランク摩耗量を測定した結果を示す．母材中に分散されたヌープ硬さ2000 程度の硬質なAl_2O_3を切削しているため，工具摩耗は著しくなる．平バイトでの切削ではセッティング角を正から負に小さくしていくほど，摩耗量が減少する傾向にある．この理由は，摩耗測定をした主切れ刃と前切れ刃のコーナ部分が正のセッティング角の場合，仕上げ面の生成に直接関わるのに対し，負のセッティング角であるともう一方のコーナ部分が関係する．１回転当たりの工具送り量は10μmであるため，１回転前の切削による母材の加工硬化等の影響がセッティング角の大きい工具の場合に摩耗を助長させているものと考えられる．また，図から先丸バイトは平バイトに比べて摩耗が小さくなっている．これは，摩耗測定部分が先丸バイトはＲ部であるのに対して，平バイトの場合は主切れ刃と前切れ刃の鋭利なコーナ部分であるので，摩耗進行時に応力集中を受けて摩耗幅は大きくなるためである．更に，**図３－１２**は平バイトおよび先丸バイトの摩耗状態の概略を示すＳＥＭ写真およびＳＥＭ法による断面曲線を示す．これから摩耗は硬質なAl_2O_3と析出Siによるアブレシブ形の摩耗であると推測される．

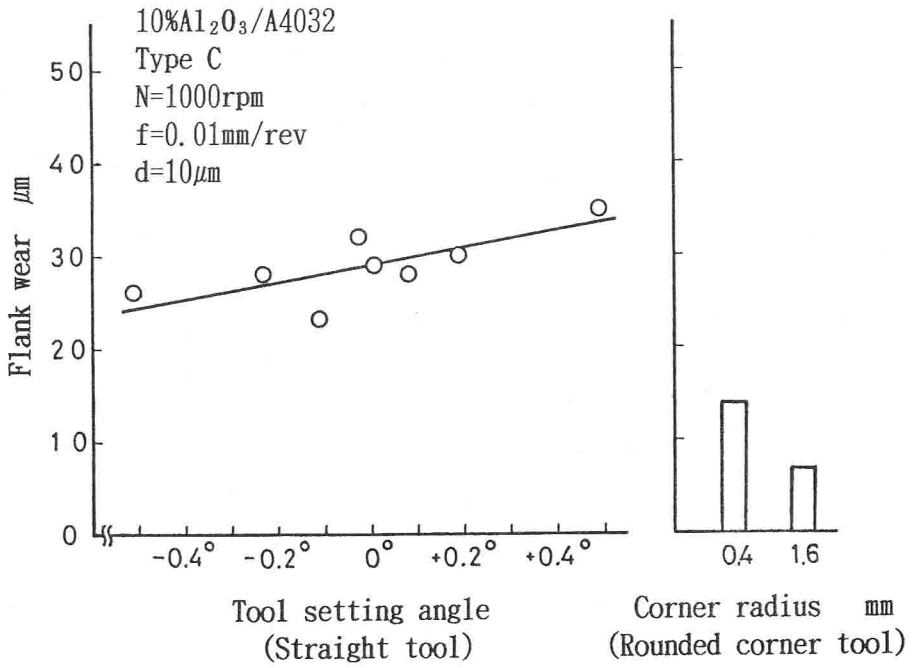
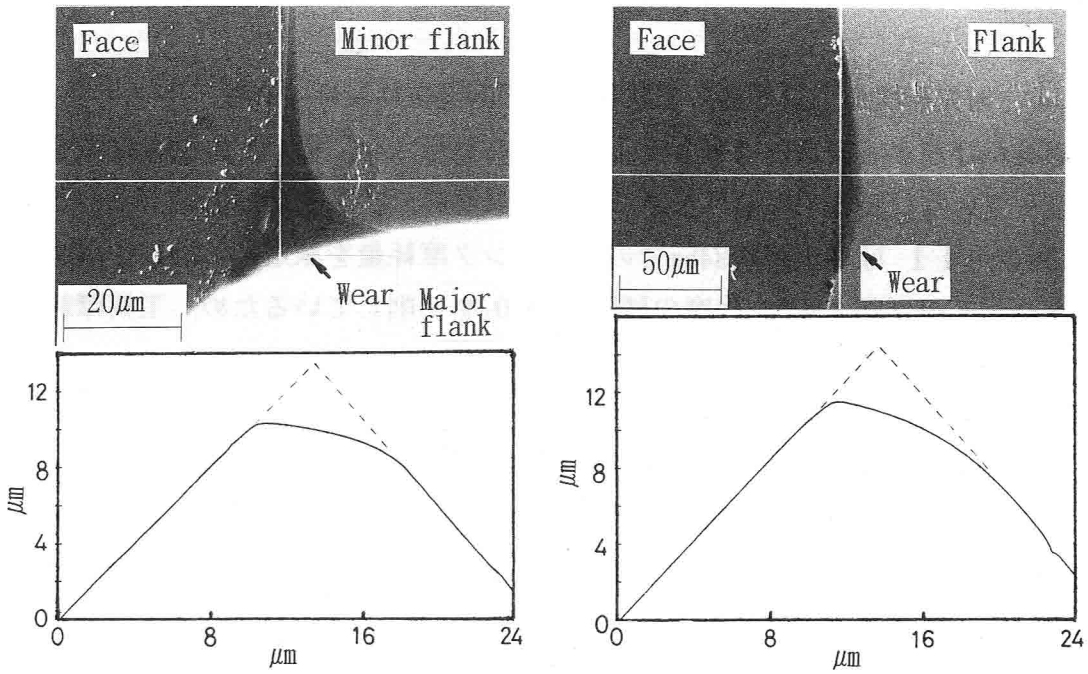


図３－１１　工具形状に対するフランク摩耗量の関係



(a) Straight tool　-0.02°　　(b) Rounded corner tool　r ε=0.4

図３－１２　２４５m切削した工具のＳＥＭ写真と断面曲線
(10%Al2O3/A4032, Type C, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

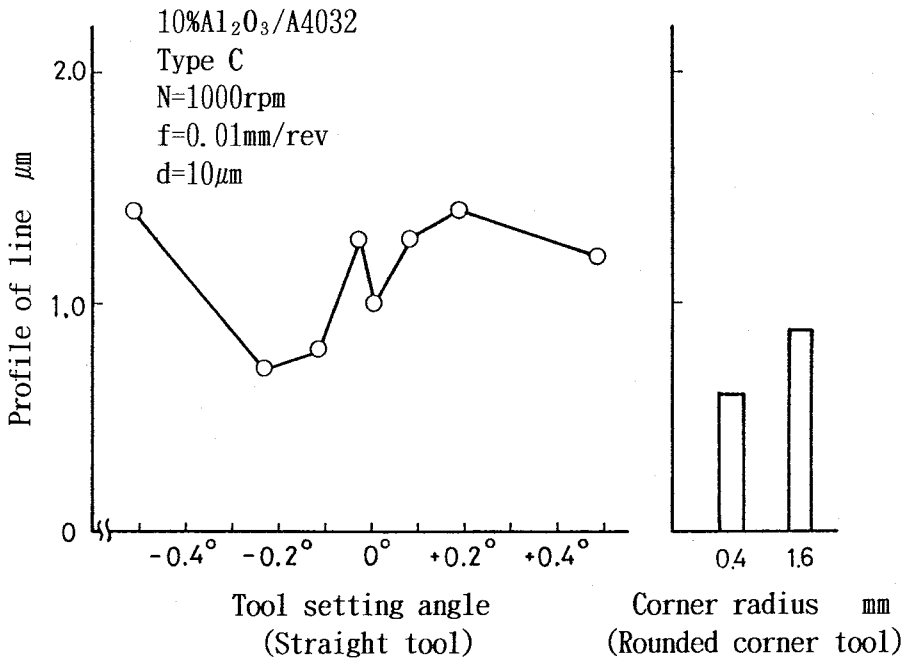


図３－１３　工具形状に対する仕上げ面の輪郭度の関係

高精度仕上げ面としての仕様を満たすためには，粗さと同時に重要視されるのは面の形状精度，すなわち，真直度，平面度，輪郭度等である．そこで，仕上げ面の輪郭度を測定した．結果を **図３－１３** に示す．平バイトでは0.7～1.4μm，先丸バイトでは0.6~0.9μmであり，平バイト－0.2°～－0.1°，および先丸バイトが0.9μm 以下の良い結果を示している．

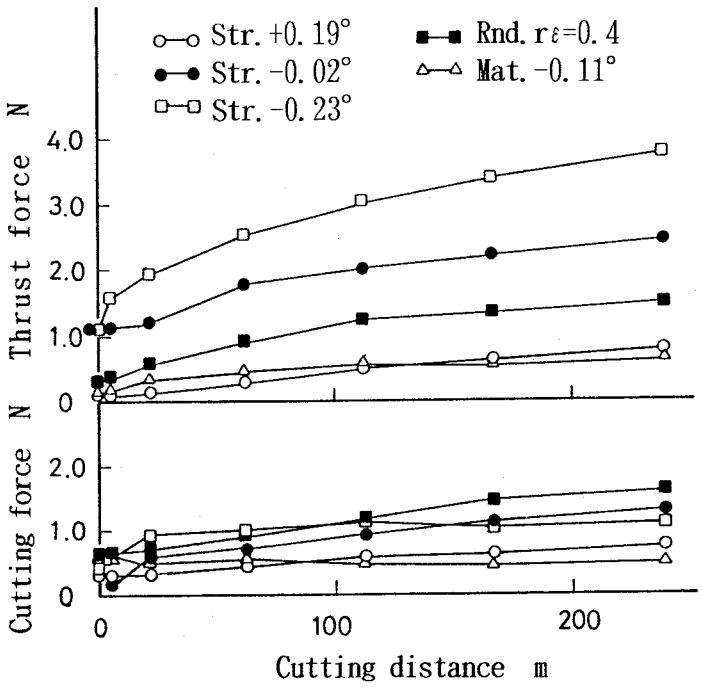


図３－１４　各形状の工具を用いた場合の切削距離に対する切削抵抗の変化（10%Al2O3/A4032, Type C, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm）

工具摩耗の進行状態は切削抵抗の変化である程度予測することができる．**図３－１４** は平バイトセッティング角＋0.19°，－0.02°，－0.23°，および先丸バイト rε＝0.4，並びに繊維強化していない母材のみの試料を平バイトセッティング角－0.11°の条件で，切削距離 245mまで切削したときの主分力，背分力の変化を示す．複合材のほうが主分力，背分力とも大きくなり，力の増加の割合は主分力に比べて背分力のほうが大きくなる．さらに，**図３－１５** は切削距

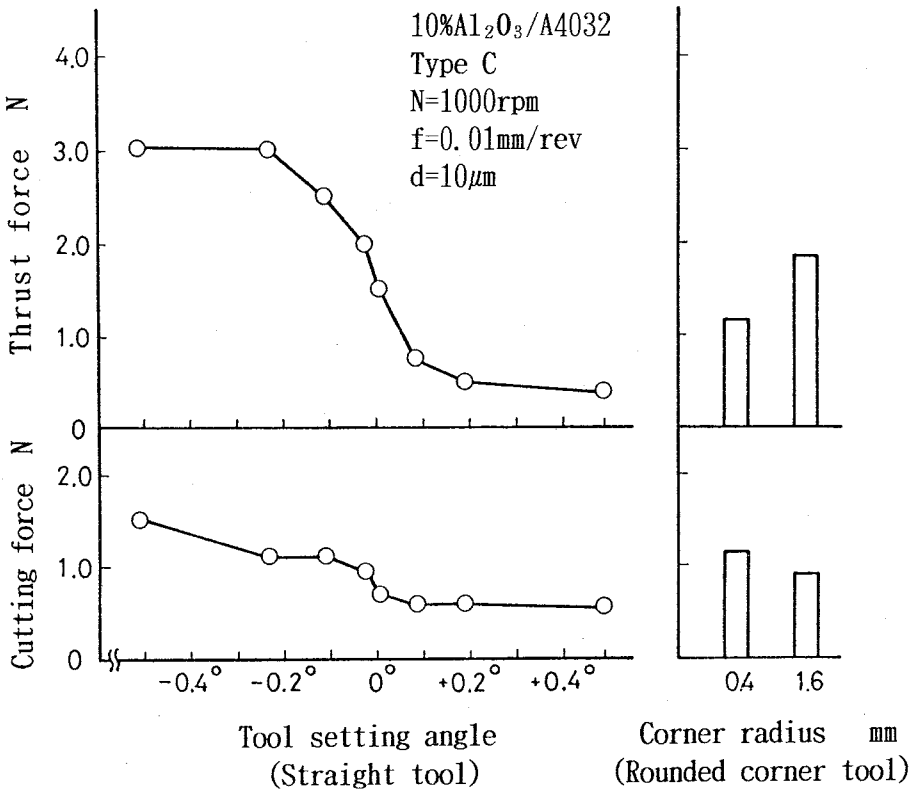


図３－１５　切削距離１１３mにおける工具形状に対する切削抵抗の関係

離113mのときの平バイト，先丸バイトの切削抵抗を示す．平バイトではセッティング角を負にすると背分力が急激に増加することが分かる．これは，セッティング角を負にすると前切れ刃で切削する長さが増え，発生する力の方向がほとんど背分力成分となり，送り分力成分は小さくなるためである．そのため，**図３－１４** に示す中で負のセッティング角では摩耗の進行と共に背分力の増加が著しくなる．先丸バイトではコーナ半径が大きい方が背分力は大きくなるのは，上記と同様の理由のためである．

３．２．５　切削条件が被削性に及ぼす影響

仕上げ面粗さおよび欠陥，輪郭度，工具摩耗に比較的良好な結果を得た平バイトのセッティング角－0.1°の刃先形状で，切削条件を変化させた場合の被削性について検討した．ただし，仕上げ面形状パラメータは触針法により測定したものであり，セッティング角は許容差が±0.01°になるように工具を取り付けた．

図３－１６（ａ） は回転数を変化させた場合のフランク摩耗量，仕上げ面欠陥，輪郭度，切削抵抗の影響を示す．切削速度は1000rpm の場合 145~393m/minであり，3000rpmの場合 435~1179m/min となる．図から回転数を増加することによる切削速度の増加で，工具摩耗は斬増傾向にあり，繊維の工具に与える微小な衝撃力，切削熱による影響が存在すると考えられる．仕上げ面欠陥及び輪郭度はやや良くなる．

図３－１６（ｂ） は送り速度を変化させた場合の結果を示す．送り速度を増加すること

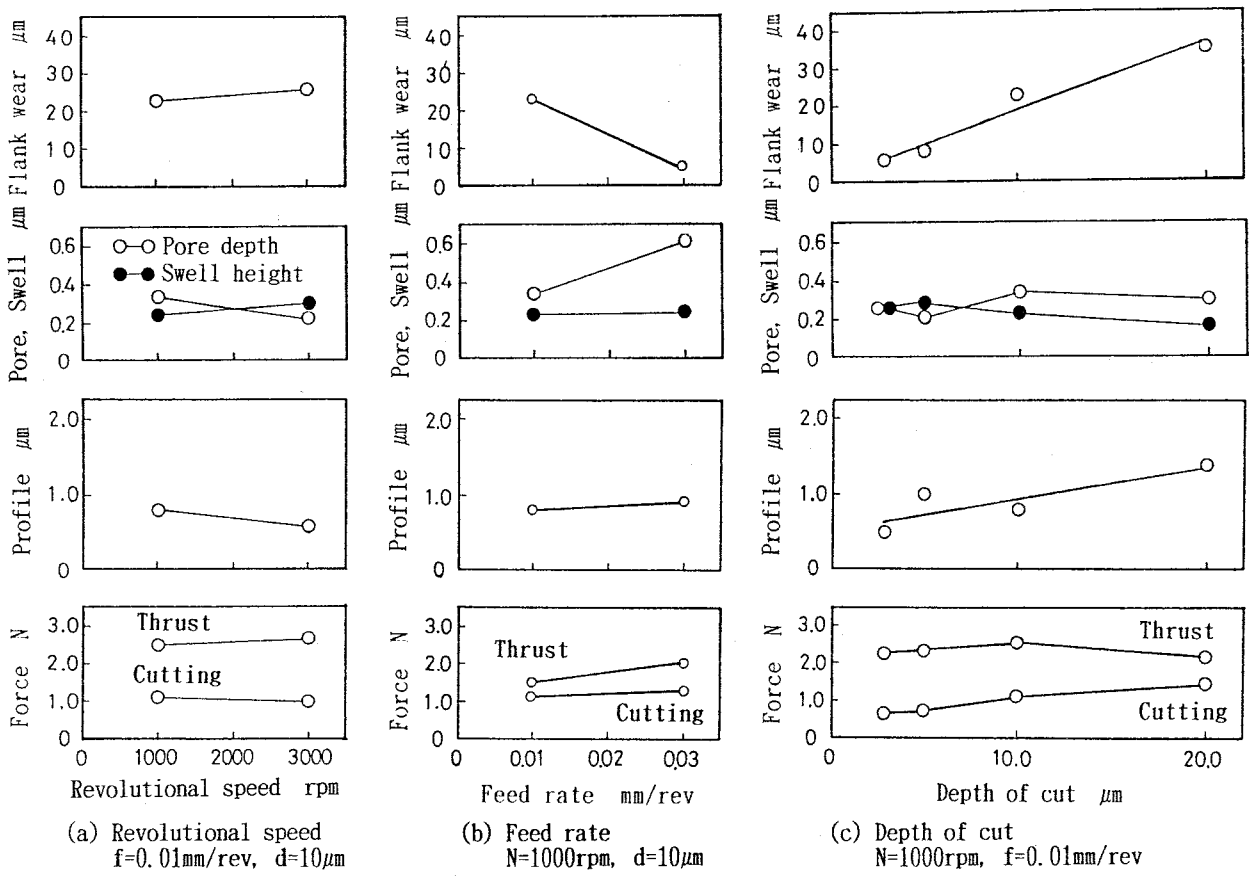


図３－１６　切削条件に対するフランク摩耗量，表面欠陥，真直度並びに切削抵抗の変化（平バイト：セッティング角 -0.1°，切削面積：1257m²）
(10%Al_2O_3/A4032, Type C, N=1000-3000rpm, f=0.01-0.03mm/rev, d=3-20μm)

により，工具摩耗量は小さくなる．これは，複合材切削の工具摩耗は切削する繊維の個数に依存すると言われているが[8]，送り速度を大きくして切削すれば同一仕上げ面積に対しては切削距離が減り繊維を切削する個数が減ることになり，工具摩耗が減少する．そのために，工具摩耗量が減ったものと考えられる．一方，送り分力の増加により切削抵抗の合成力は増加するから，繊維に作用する力が大きくなり仕上げ面の繊維脱落による穴の深さが大きくなる．また，切削抵抗の増加は，輪郭度をやや増加傾向にさせる．

図３－１６(ｃ) は切込みを変化させた場合の結果を示す．切込みを増加することにより，工具摩耗量は増加する．これは，断続切削により刃先に加わる衝撃力が切込みと共に増加し工具摩耗を促進していることが主な原因と考えられるが，さらに考えられる原因としては，セッティング角を－0.1°としていることによる平バイトの２か所のコーナ部分での実切込みの差が影響したものと考えられる．すなわち，平バイトの切れ刃長さが 0.8mm であるため，セッティング角の許容値の関係からセッティング角－0.11°～－0.09°の範囲では両コーナ部分の切込みは1.3～1.5μm異なり，先に切削に関与するコーナ部分が切込みが小さくなる．3μm 程度の切込みでは，切込みが小さいほうがコーナ部分の負担は２倍程

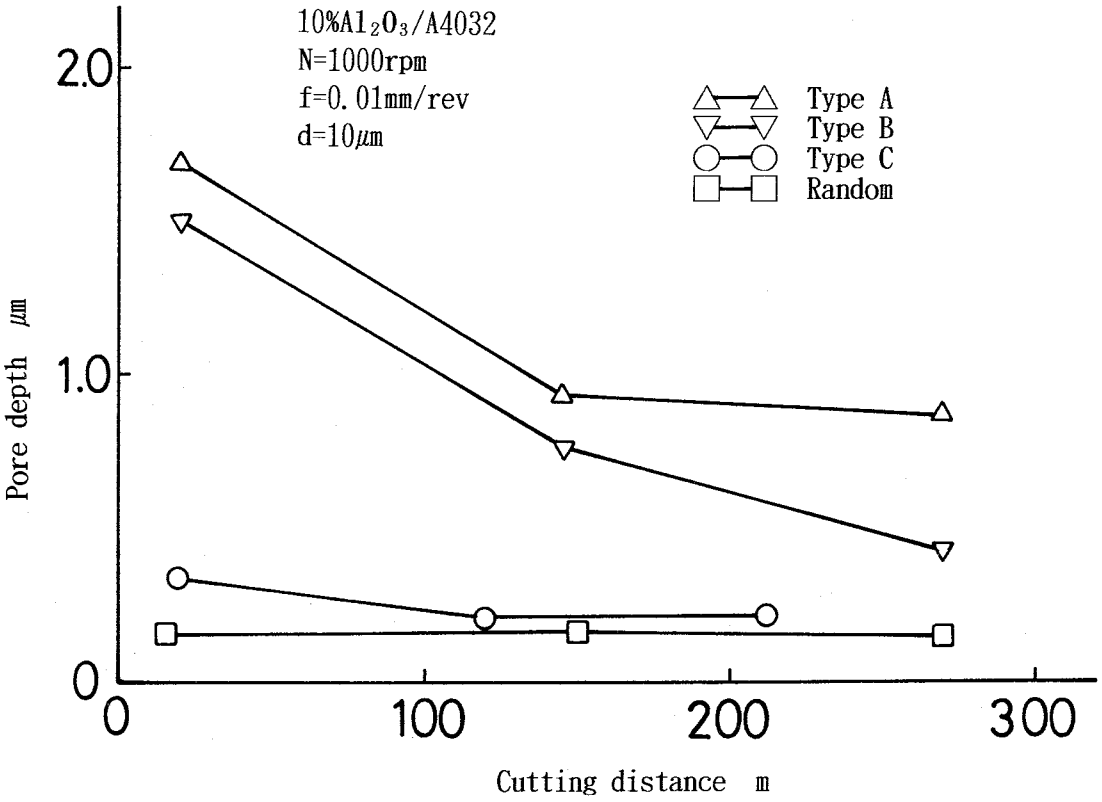


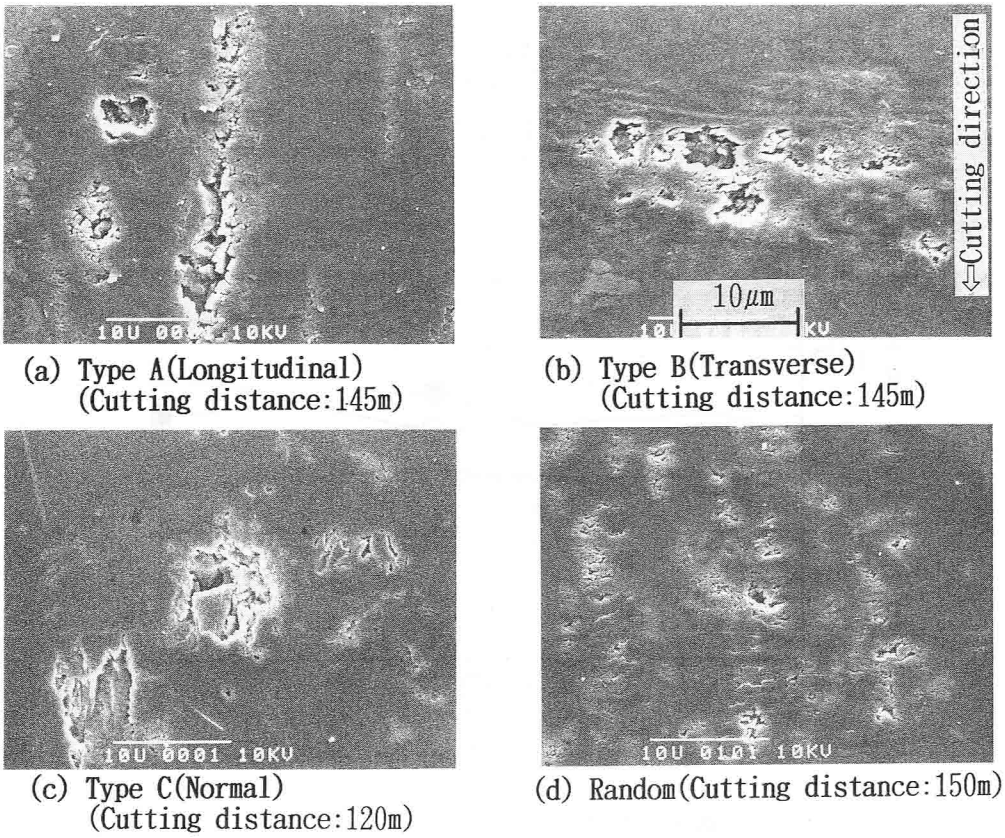
図３－１７　繊維配向方向を変えた場合の切削距離に対する穴の深さの変化

度少なくなる．更に，繊維脱落して穴が形成されるため，コーナ部分で繊維を切削する確率が十分に大きな切込みの場合に比べて少なくなり，工具摩耗にはますます有利である．しかし，輪郭度は切込みを増加することにより悪くなる．これは切削抵抗の増加が影響しているものと考えられる．しかし，仕上げ面欠陥にはあまり差を生じていない．

以上より，仕上げ面欠陥を小さくおさえながら工具寿命の延長，形状精度の維持を図るためには，切込み10μmの範囲においても，さらに切込みを小さくすれば良いことが分かる．

３．２．６　繊維配向方向が仕上げ面精度に与える影響

図３－１７ は繊維配向方向と仕上げ面，切削方向の関係を４種類に変えた場合の，脱落穴の深さの変化を示す．なお，母材部分の平均粗さ，盛り上がり量は値がそれぞれ0.30~0.45μm，0.32~0.47μmとなっており，各繊維配向方向の種類，切削距離で特に差異は認められない．また，脱落穴の深さに比較すると変化量は少ないので記載していない．Type Aの脱落穴の深さが最も大きく，次いで，Type B，C，ランダムの順になっている．ランダム配向は母材中の繊維の複合されている姿勢が他の３種類の方向のいずれの状態をもとり，また，任意の方向もとり得ることから，Type A，Bと Type Cの中間の値をとることが予測されたが，最も良い結果が得られている．また，Type A，B，Cが切削距離に対して脱落穴の深さが小さくなっていくのに対して，ランダムはほとんど変化しない．**図３－１８** は各切削距離に対する，仕上げ面のＳＥＭ写真を示す．穴が形成されているのはアルミナ繊



(a) Type A(Longitudinal)
(Cutting distance:145m)

(b) Type B(Transverse)
(Cutting distance:145m)

(c) Type C(Normal)
(Cutting distance:120m)

(d) Random(Cutting distance:150m)

図３－１８　繊維配向を変えた場合の仕上げ面のＳＥＭ写真
($10\%Al_2O_3$/A4032, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

維，又は析出Siの部分であり，また，脱落したアルミナ繊維やSiが仕上げ面に引っかきず作っていることはない．

４．２ で述べるように，繊維の脱落は，繊維が切れ刃によって破壊され脱落する場合と，根こそぎ脱落する場合の２種類の過程がある[10]．どちらの過程になるかは仕上げ面下の繊維の深さに関係するものであり，配向方向と仕上げ面，切削方向には関係しない．仕上げ面下浅く複合されている繊維は根こそぎ脱落する．仕上げ面と繊維の配向が平行なType A，B は直角なType Cに比べると，仕上げ面下の繊維が浅く存在する場合が多くなるから，根こそぎ脱落する場合が多くなる．更に，Type Aでは切れ刃の進行方向と繊維の配向方向が同一であるため，繊維が切削方向に沿って脱落することになり，繊維が切削方向に直角なType Bに比べて脱落しにくくなり，大きな掘り起こしを伴い穴が深くなりやすい．Type Cは ４．２ で述べるように破壊・脱落する場合と根こそぎ脱落する場合となり，掘り起こしを伴って根こそぎ脱落する場合が少なくなる．このため，穴の深さはType C，B，A の順に大きくなっていくものと考えられる．また，工具摩耗により刃先が鈍化すると仕上げ面を押し付ける力の成分が大きくなるため，母材の塑性流動が増えて，脱落穴をふさぐ量が増えることから，切削距離が増え工具摩耗量が増加すれば，穴の深さは小さくなる．

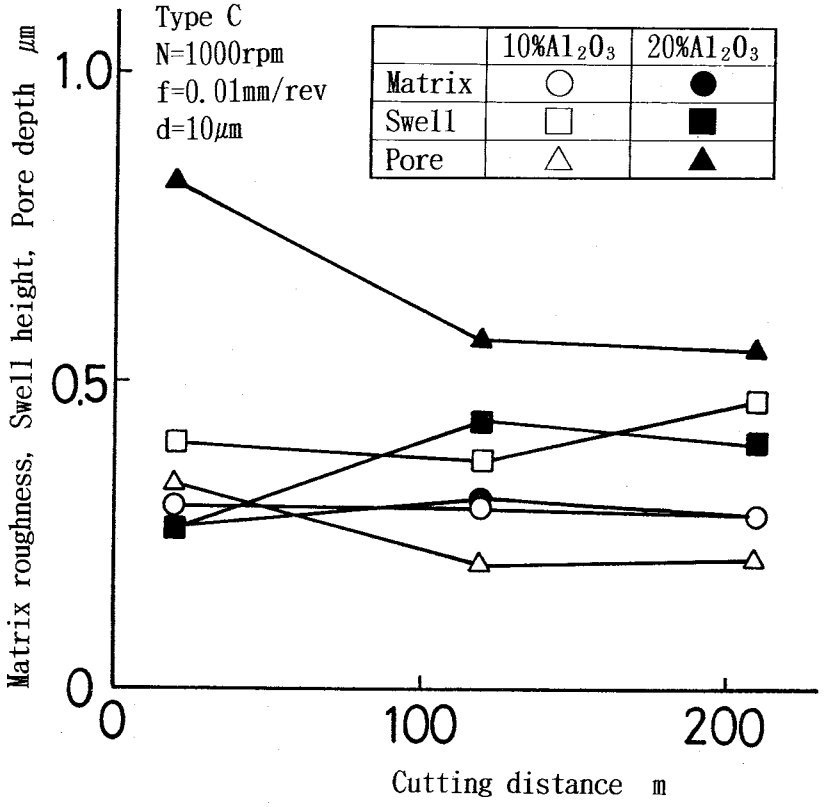


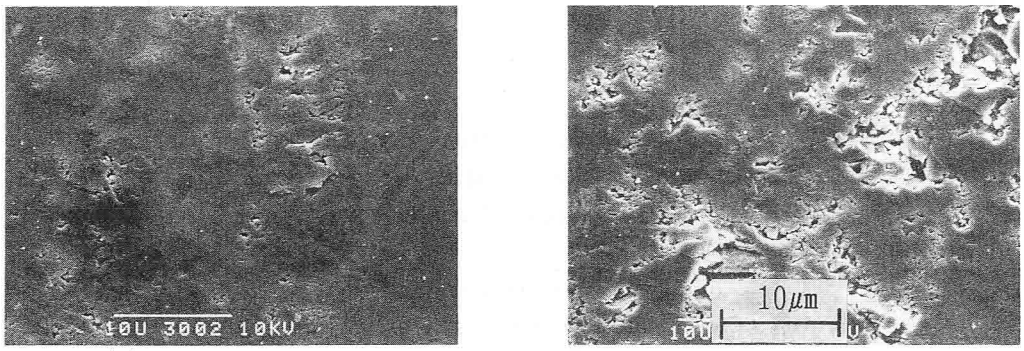
図３－１９　繊維含有率に対する母材の粗さ，盛り上がり量，
並びに穴の深さの関係

切削距離により穴の深さが減少したのはこのためであると考えられる．

３．２．７　繊維含有率が被削性に及ぼす影響

図３－１９ は繊維含有率を10%，20%とした場合の，切削距離に対する母材の粗さ，盛り上がり量，並びに脱落穴の深さの変化を示したものである．母材の粗さおよび盛り上がり量については２種類の被削材でほとんど差がないが，脱落穴の深さは繊維含有率 20%の方が約 2.5倍程度大きくなっている．また，３．２．６ の **図３－１７** と同様に，脱落穴の深さは切削距離が増えるに従って小さくなっている．**図３－２０** は２種類の被削材の仕上げ面のＳＥＭ写真を示す．繊維含有率の多い方が，仕上げ面に存在する繊維の密度が大きくなり，仕上げ面欠陥が増えているのを観察することができる．しかし，繊維および界面の状態について，ＳＥＭ写真で見る範囲では大きな相違は見受けられない．なお，工具のフランク摩耗量は10%Al_2O_3/A4032の場合で14μm，20%Al_2O_3/A4032で16μmとなっている．繊維含有率の大きいほうが若干摩耗量は大きいものの，切削距離245mの範囲では繊維含有率を変えた２種類の被削材間でほとんど差がないと考えられる．

図３－１９ で示した中で20% の場合の方が脱落穴の深さに関して悪い結果となった原因は，繊維含有率が大きくなれば，仕上げ面に存在する繊維の数も増え，仕上げ面欠陥も増えてくるためと考えられる．３．２．１ の **図３－２** に示すように，盛り上がり量および脱落穴の深さの値は，仕上げ面に存在する個々の仕上げ面欠陥のそれぞれの規模を示



(a) 10%Al_2O_3/A4032　　(b) 20%Al_2O_3/A4032

図３－２０　繊維含有率を変えた場合の仕上げ面のＳＥＭ写真
(Type C, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

すものではなく，一定の測定長さにおける各仕上げ面形状パラメータの最大値をとったものである．個々の仕上げ面欠陥はほぼ同一の規模であっても，繊維含有率が大きい場合は脱落穴のサンプリング数が増加する．サンプリング数が増えれば，統計的な処理をした場合仕上げ面形状パラメータとしての脱落穴の深さは大きな値をとることになる．個々の脱落穴の深さは，繊維含有率に関わりなく一定であると推測する．

３．３　ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金の高精度切削加工

３．３．１　実験方法

実験に使用した被削材，および母材のA6061 を **表３－２** に示す．ここで，被削材を以下にSiC_w/A6061と略称する．ウィスカ配向方向による仕上げ面生成を検討するために行っ

表３－２　被削材

SiC_w/A6061	SiC whisker reinforced aluminium alloy									
	Volume fraction of whisker	18%								
	Diameter of whisker	0.05-1.5μm								
	Aspect ratio	50-200								
	Matrix material	A6061								
	Tensile strength	583MPa								
	Processing method	Extruded								
	Heat treatment	T6 *)								
	Orientation of whisker	quasi-unidirectional								
A6061	Chemical composition									
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	Ti	Al
	0.49	0.24	0.18	0.05	0.82	0.20	0.00	0.02	0.02	Res
	Tensile strength	274MPa								

*) Solution heat treated and artificially aged

表３－３　工具および切削条件

Throw-away type single crystal diamond tool		
Tool geometries (Rounded corner type)	Rake angle	0°
	Clearance angle	5°
	Approach angle	30°
	Rounded radius	0.4mm
Cutting conditions	Spindle speeds	1000rpm
	Cutting speeds	145-393m/min
	Feed rate	0.01, 0.02mm/rev
	Depth of cut	5μm
	Cutting fluid	Synthetic oil
Sintered diamond tool		
Tool geometries (Rounded corner type)	Rake angle	0°
	Clearance angle	11°
	Approach angle	30°
	Rounded radius	0.4mm
Average size of diamond grain	Fine	0.5μm
	Medium size	5μm
	Coarse	20μm
Cutting conditions	Spindle speeds	1000rpm
	Cutting speeds	145-393m/min
	Feed rate	0.01mm/rev
	Depth of cut	5μm
	Cutting fluid	Synthetic oil
Carbide tool		
Tool geometries	-5°, -6°, 5°, 6°, 15°, 15°, 0.4mm	
Tool grade	K10	
Cutting conditions	Spindle speeds	265rpm
	Cutting speeds	33-100m/min
	Feed rate	0.05mm/rev
	Depth of cut	50μm
	Cutting fluid	Synthetic oil

た実験での，配向方向と切削方向，仕上げ面との関係は ３．２．１ の 図３－１ に示すとおりである．使用機械，被削材の取付け方法，並びに実験室条件は ３．２．１ の方法と同一である．工具と切削条件を 表３－３ に示す．単結晶ダイヤモンド工具の結晶方位は，すくい面でほぼ(100) 面となっており，また，焼結ダイヤモンド工具では結晶粒子の大きさを３種類変えた工具を用いたが，便宜上細粒，中粒，粗粒の工具と呼ぶ．

仕上げ面の測定は ３．２．１ の方法と同一であるが，ここでは最大高さ（R_{max}）を仕上げ面形状パラメータとしている．工具損傷量，仕上げ面の輪郭の測定は ３．２．１ と同様である．

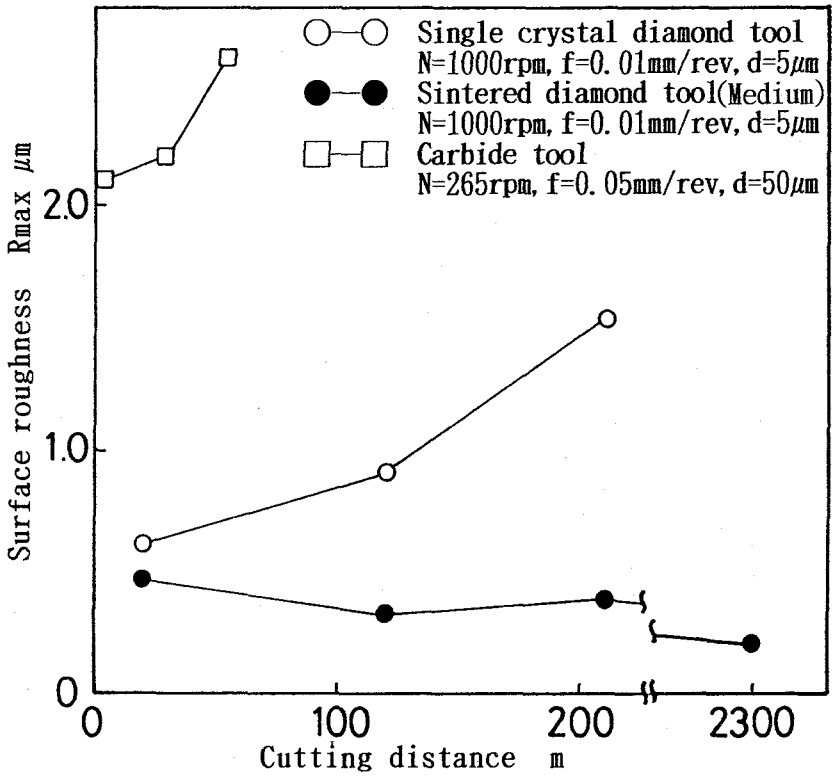
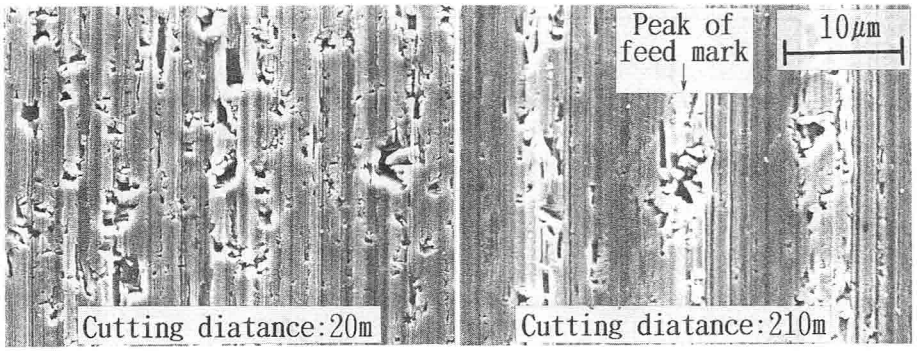


図３－２１　単結晶ダイヤモンド工具，焼結ダイヤモンド工具，超硬工具で切削した場合の切削距離に対する仕上げ面粗さの変化（Type C）

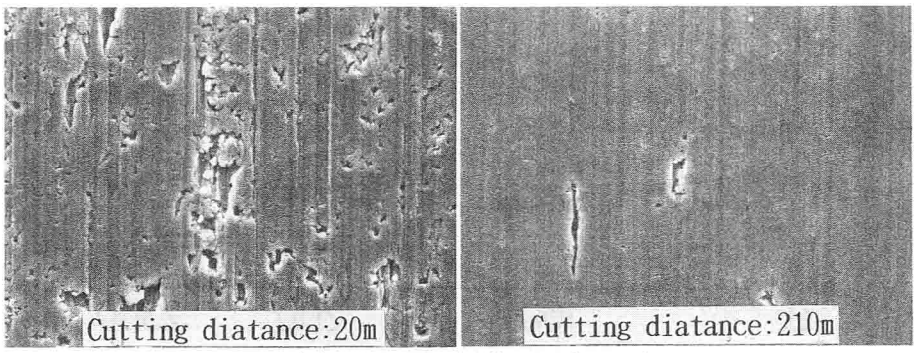
３．３．２　工具材種による切削性能の相違

仕上げ面の精度の程度を確認する目的から，超硬工具を用いた実験も行った．なお，超硬工具では，面取り等により切れ刃をダイヤモンド工具程度に鋭利にできないため，微小切削をしても満足な切削ができないであろうと考え，切取り厚さを大きくした．そのため，切込みおよび送り速度はダイヤモンド工具に比較して大きくなっている．ここで，使用したダイヤモンド工具は単結晶材と中粒の焼結材である．

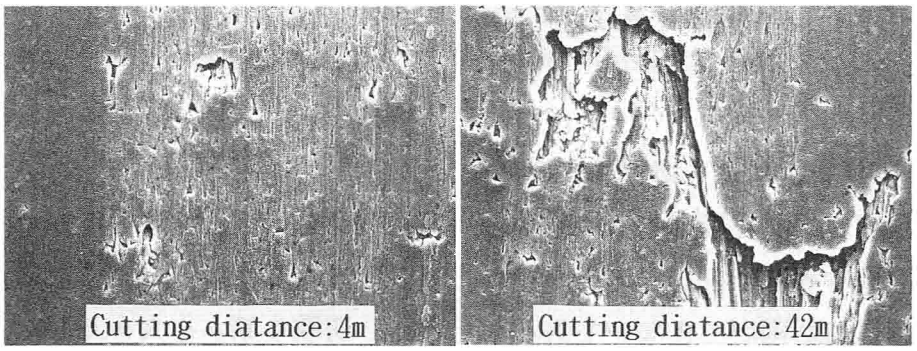
図３－２１ は３種類の工具を用いたときの，切削距離に対する仕上げ面粗さの変化を示す．ウィスカ配向方向に対する切削方式はType Cの方法である．単結晶ダイヤモンド工具の仕上げ面粗さは，切削距離が増えるに従い0.6～1.5μmとなる．焼結ダイヤモンド工具は切削距離20mで0.5μmと，単結晶ダイヤモンド工具と同程度であったものが，切削距離が増えるに従い面が良くなり，切削距離2300mでは0.2μmと改善されている．これに対して，超硬工具では2.1～2.6μmと劣化する．なお，理論粗さは，ダイヤモンド工具，超硬工具ではそれぞれ0.03μmおよび0.78μmである．硬質なウィスカを切断していることによる切削抵抗の変動，母材のアルミニウム合金の延性による仕上げ面形成部分でのかえり等により，実験で得られる仕上げ面粗さはかなり大きな値となっている．次に，**図３－２２** に示す各切削距離での仕上げ面のＳＥＭ写真から，仕上げ面粗さ変化の原因を検討する．単結晶



(a) Single crystal diamond tool



(b) Sintered diamond tool

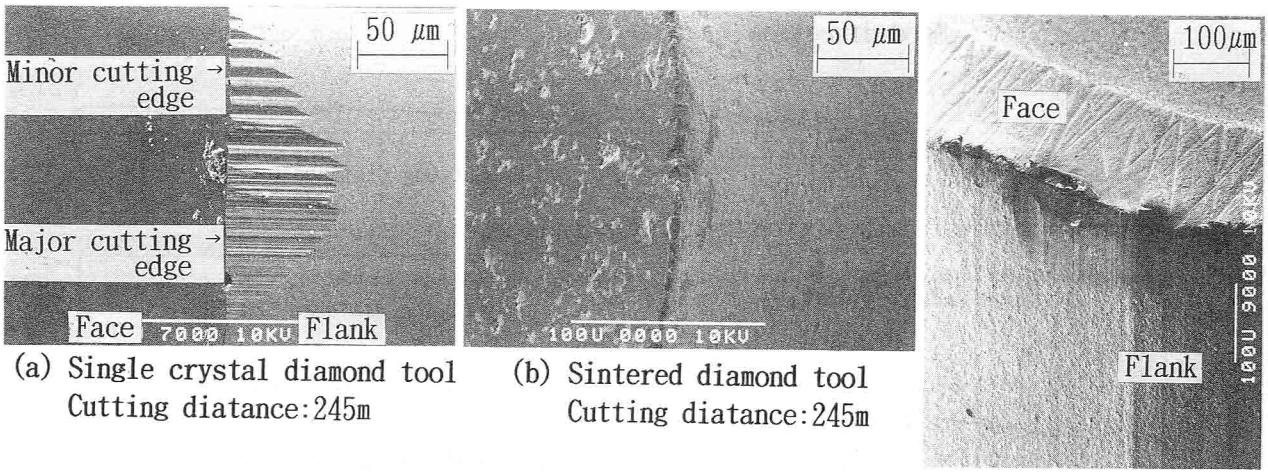


(c) Carbide tool

図3－22　単結晶ダイヤモンド工具，焼結ダイヤモンド工具，超硬工具で切削した場合の各切削距離での仕上げ面粗さのＳＥＭ写真（Type C）

Tool	N(rpm)	f(mm/rev)	d(μm)
Diamond	1000	0.01	5
Carbide	265	0.05	50

ダイヤモンド工具における切削距離の増加による仕上げ面粗さの劣化は，後述する境界摩耗等による原因で，送りマークの山部の盛り上がり量が大きくなったためである．これに対して，焼結ダイヤモンド工具は，切削開始時には単結晶ダイヤモンド工具と同様に，ウィスカが抜けた[11]あとの1～10μm程度の穴が多数存在して，仕上げ面粗さが大きくなっている．さらに切削距離が増えると，工具摩耗の進行に伴う逃げ面による母材の塑性流動作



(a) Single crystal diamond tool
Cutting diatance:245m

(b) Sintered diamond tool
Cutting diatance:245m

(c) Carbide tool
Cutting diatance:49m

図３－２３　単結晶ダイヤモンド工具，焼結ダイヤモンド工具，超硬工具の損傷状態（Type C）

Tool	N(rpm)	f(mm/rev)	d(μm)
Diamond	1000	0.01	5
Carbide	265	0.05	50

用が大きくなり，ウィスカが抜けた後の穴を押しつぶすと考えることができ，穴が少なくなっている．このため，仕上げ面粗さは良くなったものと考えられる．超硬工具の切削距離の増加に伴う劣化の原因は，規模の大きな表面のむしれである．

図３－２３ はダイヤモンド工具の場合切れ刃上方から，超硬工具の場合コーナ部上方から観察したＳＥＭ写真である．単結晶ダイヤモンド工具では主切れ刃側にアブレシブ形の摩耗，副切れ刃側に１回転当たりの送り量に対応した境界摩耗の列が生成されており，各切れ刃は激しい摩耗を受けている．**図３－２１** に示す仕上げ面粗さ劣化の原因としての送りマークの山部の盛り上がりは，切れ刃の摩耗で切れ味が悪くなったために，かえりの発生量が大きくなったことと共に，この境界摩耗の溝の深さが切削距離が増えるに伴って深くなったことも，もう一つの因子と考えられる．焼結ダイヤモンド工具では，アブレシブ形の摩耗とダイヤモンド粒子の脱落が混在する損傷形態となっている．これに対して，超硬工具はアブレシブ形の摩耗となっている．ここで，工具損傷量は，単結晶，焼結ダイヤモンド工具，超硬工具の順に，それぞれ94μm，9μm，121μmである．焼結ダイヤモンド工具は他に比較して極めて摩耗量が少なく，**図３－２１** の結果に示すように，少ない摩耗量と適度な母材の塑性流動が，仕上げ面粗さの向上をひき起こしていることは明らかである．

次に，仕上げ面の輪郭を測定した結果が **図３－２４** である．超硬工具，単結晶ダイヤモンド工具共に切削開始から刃先が徐々に後退して，工具損傷が進行していることがうかがえ，超硬工具では切削距離 245mで実に後退量が5μmにもなっている．しかし，焼結ダイヤモンド工具は工具損傷が小さいため，極めてよい結果を示しており，切削距離 2205 ～ 2450mに至るまで0.5μm程度の輪郭度を維持している．なお，単結晶ダイヤモンド工具での

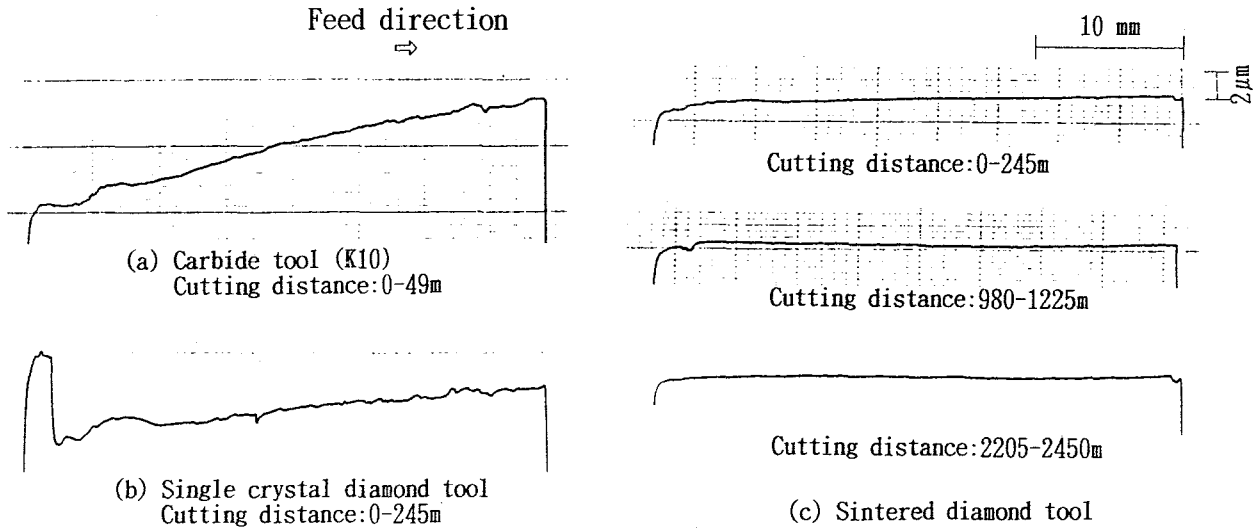


図３－２４　単結晶ダイヤモンド工具，焼結ダイヤモンド工具，超硬工具で切削した場合の仕上げ面の輪郭度の変化（Type C）

切削では，切込みの変化がわかりやすいように前加工面を若干残して実験している．本来，精度の高い仕上げ面を得るためには，表面粗さの良いことはもちろんのことであるが，良い面の輪郭度が必要であると考える．この意味で，SiCw/A6061に最も適した工具は焼結ダイヤモンド工具であると言える．

３．３．３　ダイヤモンド工具の損傷形態

まず，単結晶ダイヤモンド工具の工具損傷について考察する．超硬工具についての境界摩耗に関しては，Shaw [12] により発生要因がまとめられており，前加工面の加工硬化層・酸化物層，仕上げ面生成部分での工具と被削材境界での応力集中等の因子が抽出されている．SiCw/A6061ではSiCwがヌープ硬さ2700と極めて硬いため，境界摩耗には仕上げ面生成時に面下に存在するSiCwが関係してくるものと考えられる．そこで，仕上げ面下のウィスカの状態を見るために，4%NaOH水溶液により５分間腐食させた．その結果を **図３－２５** に示す．観察場所は **図３－２５(a)** の断面曲線に示すように，仕上げ面下約0.5μmの極く表面下である．**図３－２５(b)** に示す腐食面のＳＥＭ写真で白く見えるのはSiCのウィスカである．これらの図より，ウィスカは仕上げ面下からの深さがほぼ一様に存在していると考えられる．この実験の観察の範囲では，ウィスカが抜けたあとの穴の深さは，せいぜい0.2～0.3μmであろうと推察される．従って，境界摩耗の形成の原因は，切れ刃でSiCwを切断するときに受ける損傷と共に，逃げ面で起こるSiCwによるアブレシブ摩耗により，前に加工した面の送りマークの形状に従って形状が転写され，溝が生成されると推論できる．

次に，優れた切削性能を示す焼結ダイヤモンド工具について，検討を加える．**図３－２６** はダイヤモンドの粒子の大きさを３種類変えた場合の，仕上げ面粗さの変化を示す．

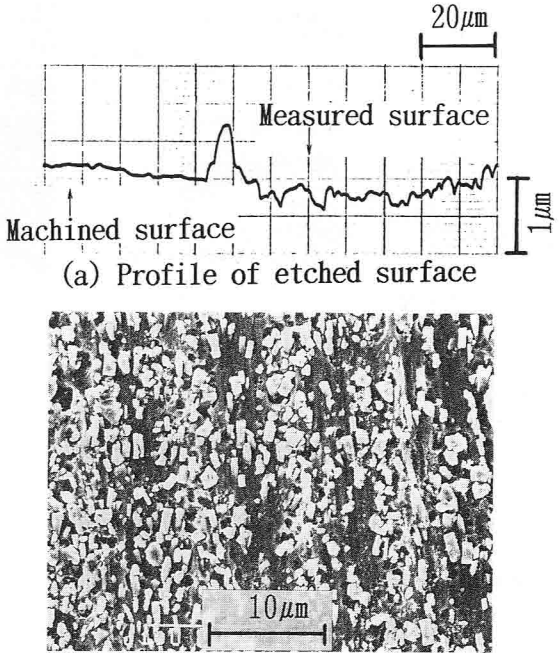


図３－２５　単結晶ダイヤモンド工具で切削した場合の
仕上げ面下のＳｉＣウィスカの状態
(Type C, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=5μm)

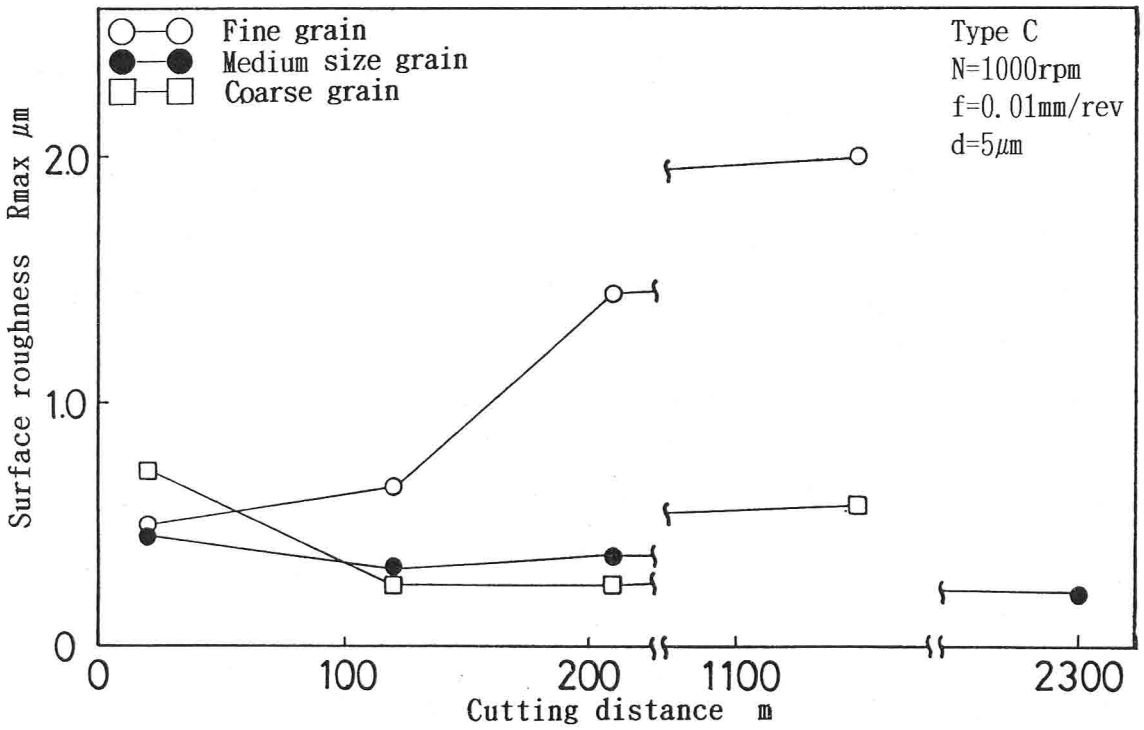


図２－２６　焼結ダイヤモンド工具の粒径を変えた場合の
切削距離に対する仕上げ面粗さの変化

(a) Fine grain
Cutting distance:1225m

(b) Medium size grain
Cutting distance:2450m

(c) Coarse grain
Cutting distance:1225m

図2－27　焼結ダイヤモンド工具の損傷の状態

ここでも，Type Cの切削方式を採っている．細粒は切削距離が増えるにつれて，仕上げ面粗さは0.5～2.0μmとなり劣化傾向を示している．中粒，粗粒は0～245m の切削の範囲では差異は生じてないが，粗粒が切削距離 1150mで0.3μmから0.6μmへと劣化傾向となるのに対して，中粒は切削距離 2300mで0.4μmから0.2μmへとかえって良くなる．これらの仕上げ面粗さの変化は，単結晶ダイヤモンド工具，超硬工具の工具損傷が仕上げ面粗さを劣化させたように，焼結ダイヤモンド工具でも工具損傷と仕上げ面に同様の対応を示している．仕上げ面の輪郭度についても同様のことが言え，中粒，粗粒では0.5μm 以下と良い結果を示しているが，細粒では2μm と悪くなっている．それは **図3－27** の切れ刃部分を詳細に示したＳＥＭ写真を観察すれば分かる．細粒は切れ刃から逃げ面にわたってダイヤモンド結晶粒子が崩れるように脱落している様子がうかがえる．中粒は粒子部分でのアブレシブ摩耗と，切れ刃において粒界から脱落が起こっていることが分かる．これに対して，粗粒は粒子のアブレシブ摩耗，切れ刃部分での粒界脱落に加えて，逃げ面でも粒界から脱落した痕跡を認めることができる．また，工具損傷量は細粒で75μm，中粒35μm，粗粒55μmとなっており，中粒が細，粗粒の２倍の切削距離であるにもかかわらず，摩耗量が極めて少ない．

焼結ダイヤモンド工具を構成するダイヤモンド粒子と結合材に注目し，この点から，前述の３種類の粒径で耐損傷性が異なった理由について考察する．粒子については，粒径が小さい方が破壊しても短い距離で粒界に達するため，損傷を受けた場合に規模が小さくなり耐損傷性に対しては有利であると考えられる．これに対して，結合材はCoとWCを混合したものであり，３種類の粒径の工具とも同一の成分を有している．このため，結合材が粒子を保持する単位面積当たりの力は各工具でほぼ一定であると考えられる．粒径が小さいと粒子の表面積が小さくなるから，結合材が粒子を保持する力は小さくなる．これらの基礎的事項を基に推論を進める．まず，細粒の耐摩耗性が悪くなる原因は，粒子自体は切削による負荷を持ちこたえられても，粒径が小さいことにより粒子が脱落しやすいためであると考えられる．結局，細粒は中粒，粗粒に比べて切削性能が劣ることになる．一方，中

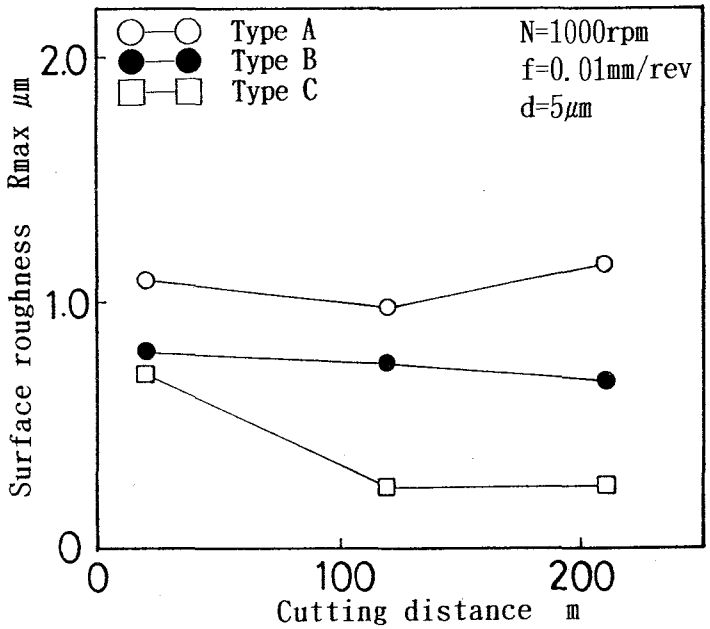
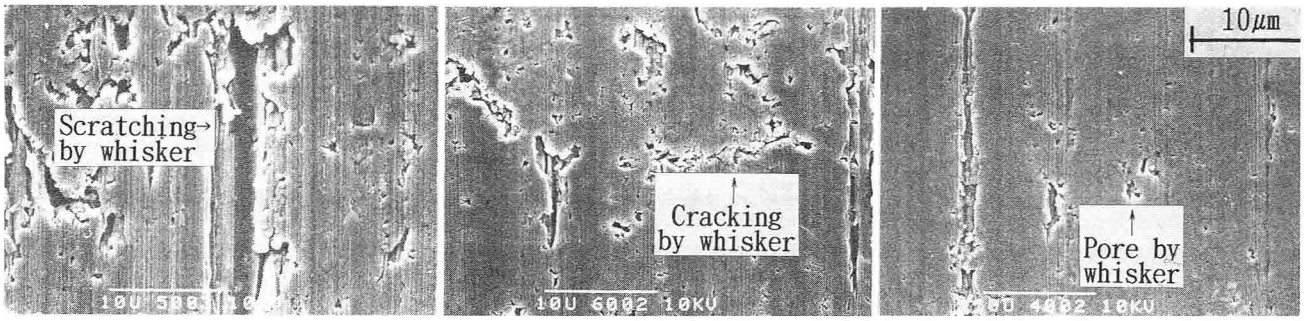


図２－２８　ウィスカ配向方向を変えた場合の切削距離に対する仕上げ面粗さの変化（粗粒焼結ダイヤモンド工具）

粒と粗粒の違いに関しては，粗粒の場合，粒子が大きくなると単結晶ダイヤモンド工具が受けた損傷と同様に粒内での損傷の規模が大きくなる．更に，脱落する粒子の大きさも原因すると考えられる．大きな粒子の粗粒の場合，粒子が徐々に粒内で損傷を受けた後粒子の脱落が起きれば切削抵抗は増え，切れ刃に加わる力が大きくなる．その結果，ますます粒子の脱落が促進されることになる．このため，中粒に比べて粗粒の工具損傷が大きくなったものと考えられる．この場合，最適な粒径が存在して，それが5μm程度であったということになる．

３．３．４　ウィスカ配向方向が仕上げ面生成に及ぼす影響

図３－２８ はウィスカ配向方向と仕上げ面，切削方向を３種類変えた場合の，仕上げ面粗さの変化を示す．Type Aの仕上げ面粗さが最も悪く，1.0~1.2μmであり，次いで，Type B,Cの順になっている．また，Type A,Bともに切削距離に対して仕上げ面粗さがほとんど変化しないことが分かる．**図３－２９** は切削距離120mでの各々の仕上げ面の状態を示すＳＥＭ写真である．Type Aの場合は，ウィスカが脱落する時に仕上げ面を切削方向に切れ刃によって引きずられた跡が全面に生成され，これが仕上げ面粗さを悪くしている直接の原因となる．Type Bの場合はウィスカが脱落したあとの配向方向に延びるクラック，また，ウィスカ脱落に原因すると考えられる切削方向に引きずられた痕跡も認められる．Type Cでは若干の引きずられた跡が見られるものの，前述のように，ウィスカが引き抜かれた後の穴が仕上げ面に点在している．なお，工具の損傷量および仕上げ面の輪郭度を求めたが，



(a) Type A　　(b) Type B　　(c) Type C

図３－２９　ウィスカ配向方向を変えた場合の仕上げ面の
ＳＥＭ写真（粗粒焼結ダイヤモンド工具）

３種類の場合で特に差異は認められなかった．

SiCw/A6061をダイヤモンド切削した場合の仕上げ面生成は，ウィスカの挙動により支配されると考えられる．仕上げ面生成段階で一定の刃先力が作用したとき，ウィスカが脱落しやすく，更に，脱落したウィスカが切れ刃によって切削方向に仕上げ面上を最も引きずられやすいのは，切れ刃の進行方向とウィスカの配向方向が同一である Type A の場合であると考えられる．すなわち，切れ刃の作用でウィスカが母材を押しのけていくときにウィスカが絡まってできた塊が形成され，これが仕上げ面にきずをつけていく．これに対して，配向方向が仕上げ面とは平行であるが，切れ刃の進行方向とは直角となるType Bでは，Type Aほどではないがウィスカの脱落が起こりやすく，脱落した場合には刃先により引きずられる．この場合には，塊は大きく成長せずきずは大きくならない．また，脱落に至らないときはクラックが形成されることになる．Type Cでは，配向方向が切れ刃進行方向，仕上げ面ともに直角になるため,最もウィスカの脱落・移動を起こしにくく，このため,ウィスカは仕上げ面で切断され母材部分をきずつけることはないと考えられる．実用的な加工方法としては，ウィスカ配向方向と仕上げ面が平行である面を加工するためには，Type Bの方法で切削する方がよい仕上げ面が得られることになる．

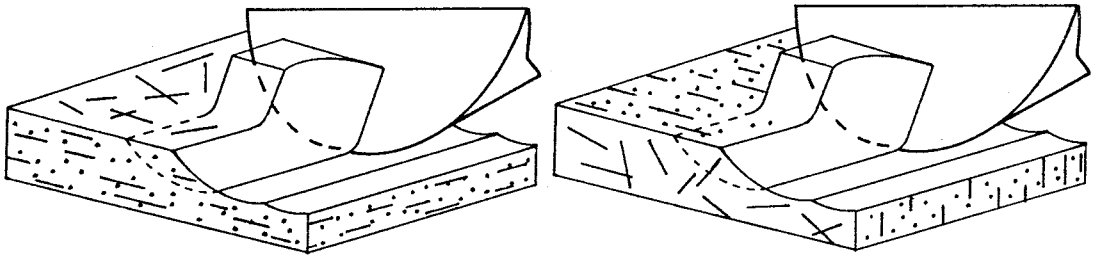
３．４　炭素繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工 [13)]

３．４．１　実験方法

実験に用いた被削材を 表３－４ に示す．母材はAl-Mg 合金鋳物であり，強度，破断伸びともに高いため耐衝撃性の材料として使用されているものである．強化材の炭素繊維としてはピッチ系炭素繊維とメソフェーズピッチ系炭素繊維の２種類のものを用いた．各複合材を以下にピッチ系，メソフェーズピッチ系と略す．ピッチ系のものは，石油ピッチを

表３－４　被削材

<table>
<tr><td>Carbon fiber/AC7A</td><td>Material constants of fibers
<table>
<tr><td></td><td>Pitch based</td><td>Mesophase pitch based</td></tr>
<tr><td>Diameter of fiber</td><td>12.5μm</td><td>7-16μm</td></tr>
<tr><td>Length of fiber</td><td>0.22-1.5mm</td><td>0.22-1.5mm</td></tr>
<tr><td>Tensile strength</td><td>686MPa</td><td>1960MPa</td></tr>
<tr><td>Young's modulus</td><td>33.3GPa</td><td>441GPa</td></tr>
<tr><td>Elongation</td><td>2.1%</td><td>0.5%</td></tr>
<tr><td>Density</td><td>1.63×10^{3}Kg/m^3</td><td>2.08×10^{3}Kg/m^3</td></tr>
<tr><td>Weight fraction of carbon</td><td>> 99wt%</td><td>99.5wt%</td></tr>
</table>
Matrix material　AC7A
Volume fraction of fiber　10%, 20%
Processing method　High pressure casting</td></tr>
<tr><td>AC7A</td><td>Chemical composition
<table>
<tr><td>Si</td><td>Fe</td><td>Cu</td><td>Mn</td><td>Mg</td><td>Cr</td><td>Ni</td><td>Zn</td><td>Ti</td><td>Al</td></tr>
<tr><td>0.04</td><td>0.11</td><td>0.00</td><td>0.52</td><td>3.79</td><td>0.01</td><td>0.01</td><td>0.00</td><td>0.12</td><td>Res</td></tr>
</table>
Young's modulus　71.0GPa
Tensile strength　267MPa</td></tr>
</table>



(a) Type A:Fiber orientation is parallel to surface

(b) Type B:Fiber orientation is at right angle against surface

図３－３０　繊維配向と仕上げ面の関係

原料として，力学的特性が汎用型[6]のものであり，メソフェーズピッチ系は液晶ピッチを原料とする高強度，高弾性率の高性能型[6]である．２種類の繊維とも，引張り強さとヤング率から得られるひずみ量がほぼ破断伸びの値になることからわかるように，塑性変形をほとんど起こさず繊維は破壊に至ると考えることができる．複合状態はほぼ２次元ランダム配向をしている．切削方式は配向方向と仕上げ面との関係から，**図３－３０**に示すように，Type A,Bの２種類である．工具と切削条件を**表３－５**に示す．単結晶ダイヤモンド工具の結晶方位は，すくい面でほぼ(100)面となっている．使用機械，被削材の取り付け方法，並びに実験室条件は**３．２．１**の方法と同様である．

表３－５　工具および切削条件

Type	Throw-away type single crystal diamond	
Tool geometries	Rake angle	0°
	Clearance angle	5°
	Approach angle	30°
	Rounded radius	0.4mm
Cutting conditions	Spindle speeds	1000rpm
	Cutting speeds	145-393m/min
	Feed rate	0.01mm/rev
	Depth of cut	10μm
	Cutting fluid	Synthetic oil

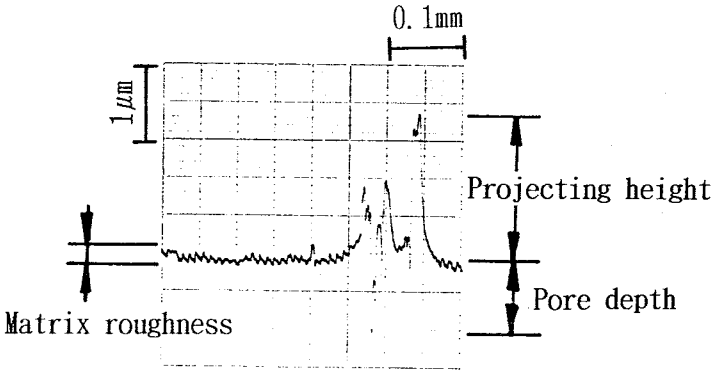


図３－３１　仕上げ面形状パラメータ

仕上げ面の微細形状の測定には，触針式表面形状測定器（小坂研究所 ET-30HK）を用い，基準長さ0.8mm，１２か所測定した平均値を測定値とした．なお，測定した仕上げ面形状パラメータは **図３－３１** に示すように，母材部分の平均粗さ，繊維の突出量，並びに穴の深さである．工具摩耗量としては工具顕微鏡（ニコン MM－11U）を用いて，フランク摩耗量を測定した．また，切削抵抗は動力計（キスラー 9251A）を工具ホルダと刃物台間に固定し，記録には断続切削で高速現象となるためＦＦＴアナライザ（小野測器 CF- 940）を用いた．

３．４．２　ダイヤモンド切削による仕上げ面生成機構

アルミニウム基複合材の高精度切削加工を行うと，複合されるている強度の異なる各材料を同一の工具で破壊・変形させるために，仕上げ面はそれぞれ異なる形状を示す．すなわち，比較的平滑な形状を示す母材のアルミニウム合金部分，表面欠陥の生ずる強化材部分，さらに，強化材と母材界面部分に分類できる[2) 5)]．ここでは，繊維の種類，繊維配向と仕上げ面，および繊維含有率との関係を変えた場合の仕上げ面生成状態を把握して，生成機構について考察する．

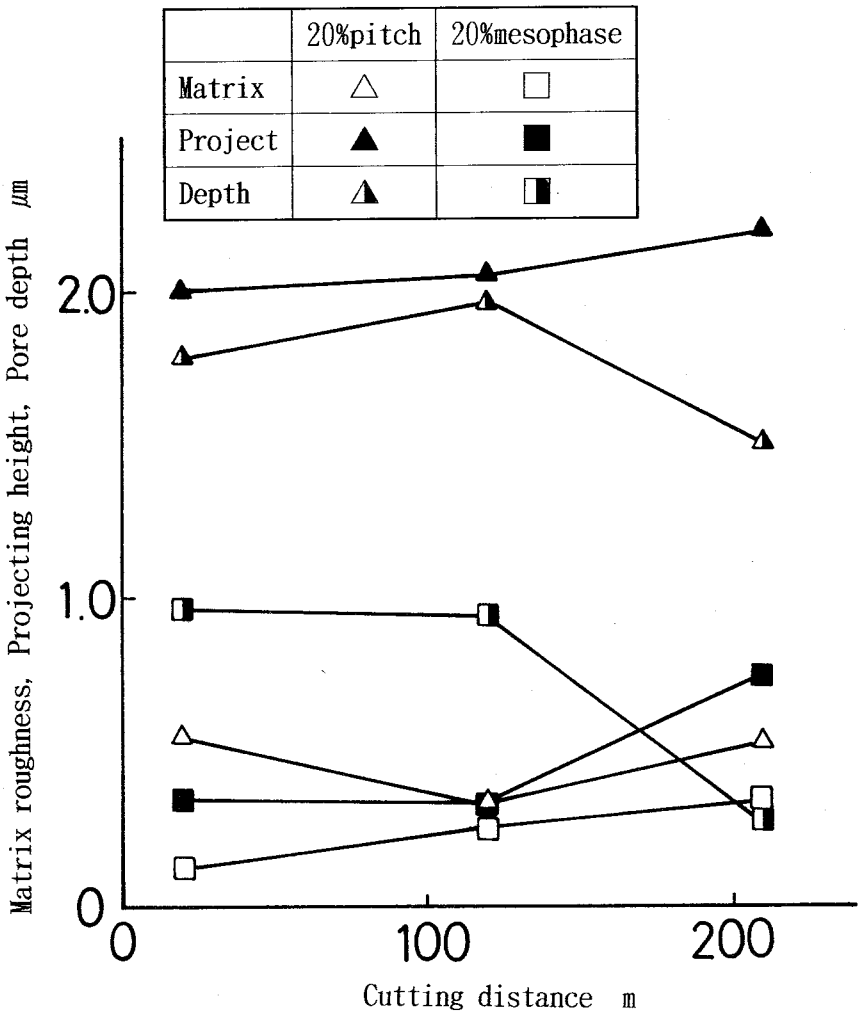
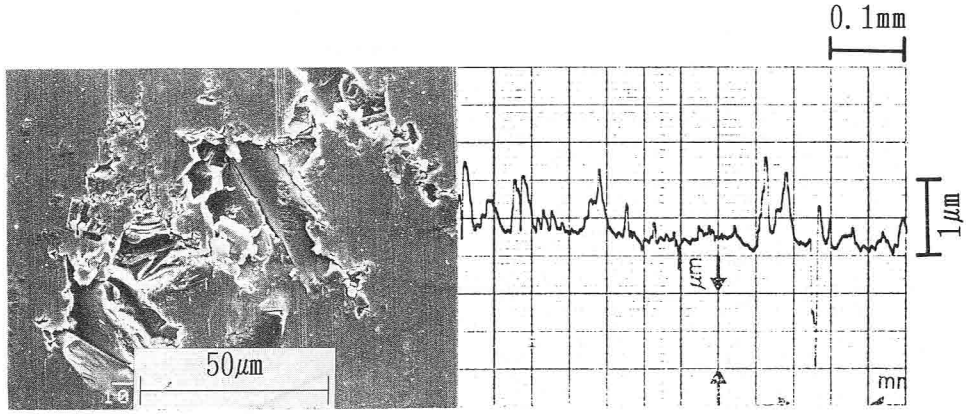


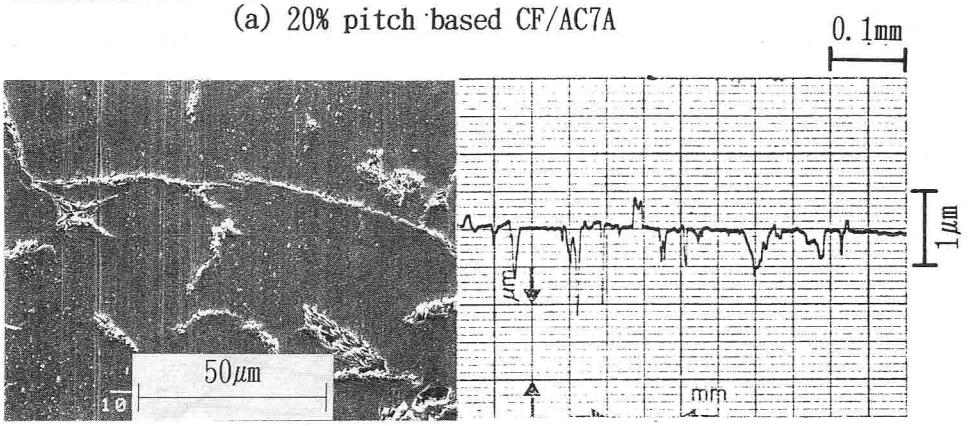
図３－３２　ピッチ系炭素繊維強化複合材およびメソフェーズピッチ系炭素繊維強化複合材切削の切削距離に対する仕上げ面形状パラメータの変化（Type A, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm）

(1) 炭素繊維の種類と仕上げ面生成

図３－３２ はダイヤモンド工具を用いて切削実験した場合の，切削距離に対する母材の粗さ，突出量，並びに穴の深さの各仕上げ面形状パラメータの変化を示している．図から，メソフェーズピッチ系がそれぞれのパラメータについてよい結果が得られている．切削方式はType Aである．ピッチ系では突出量が穴の深さの値よりも大きくなっているのに対して，メソフェーズピッチ系では逆に繊維脱落による穴の深さのほうが大きい．また，２種類の複合材とも穴の深さは減少傾向となっている．**図３－３３** はダイヤモンド工具を用いた場合の，仕上げ面のＳＥＭ写真と表面形状測定器による断面曲線を示す．図は切削距離120m付近の状態を示している．ＳＥＭ写真から，突出部分は炭素繊維が仕上げ面から突出している部分であり，穴の部分は繊維が脱落した跡の部分であることがわかる．



(a) 20% pitch based CF/AC7A



(b) 20% mesophase pitch based CF/AC7A

図３－３３　ダイヤモンド工具で切削した場合の仕上げ面
のＳＥＭ写真および断面曲線
(Type A, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm, L=120m)

２種類の炭素繊維の物性を比較してみると，**表３－４** より，メソフェーズピッチ系の方がヤング率が大きいのに対して伸びが小さいことからかなりもろいと言える．また，繊維自体が等方性の構造ではなく紡糸状となっているため，繊維は小さく裁断され，破断した繊維は脱落しやすくなり繊維の突出量は少ない．また，繊維が紡糸状となっている理由から **図３－３３(ｂ)** に示されるように，繊維が根こそぎ脱落せず穴に残っている場合が多くなる．メソフェーズピッチ系炭素繊維は，ヤング率が294GPa，降伏強さが1.76 GPaであるアルミナ繊維と比較的類似な物性を示している．このため，切削過程において工具で繊維を破壊する機構が，アルミナ繊維と類似であると考えることができ，ダイヤモンド切削による仕上げ面生成では，繊維の破壊・脱落による穴が形成されるものと推測できる．これに対して，ピッチ系の場合はヤング率が母材より小さいのに対して，引張り強さが母材の２．６倍と大きくなっており，母材が著しい歪みを受けても繊維が破壊しにくくなっている．そのため，２次元配向している繊維を配向面に平行に切削していることから，必ずしも繊維は破壊されるとは限らず，ヤング率が母材より小さい理由により，工具切れ刃通過後の弾性回復で繊維が突出するようになる．そこで，繊維が破壊・脱落して穴が形成

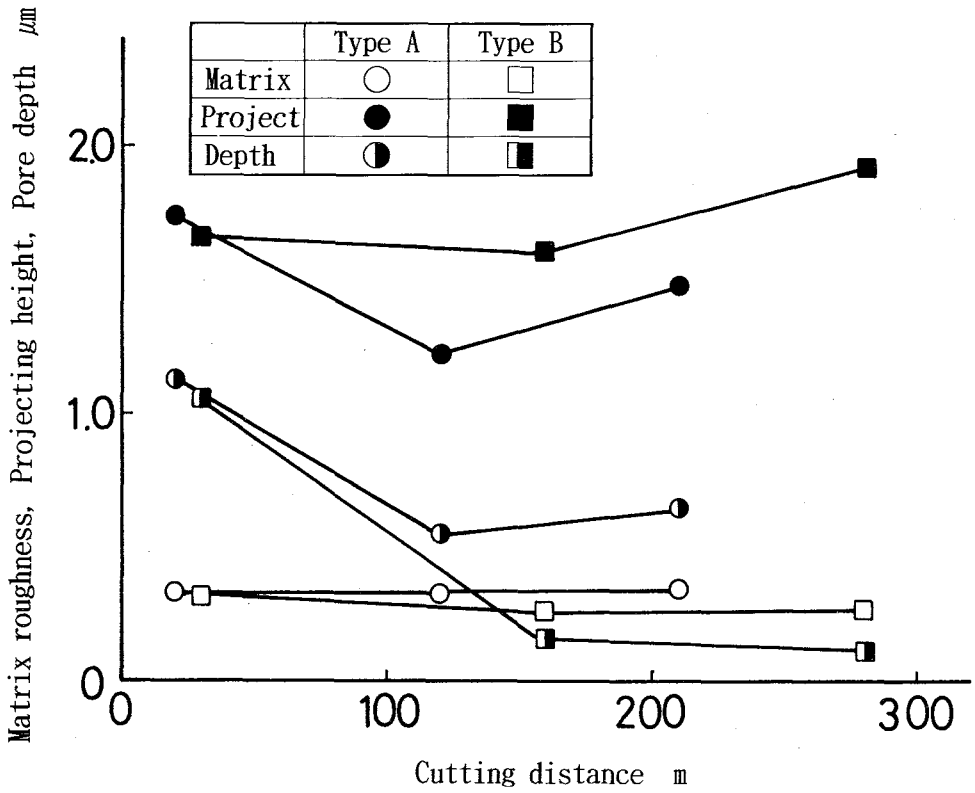


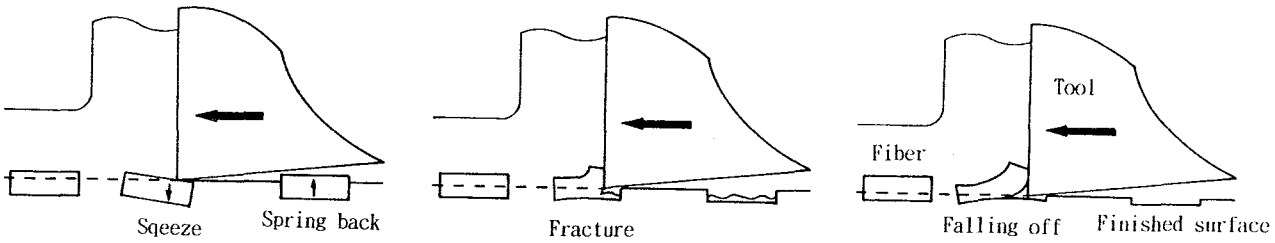
図３－３４　配向方向を変えた場合の切削距離に対する仕上げ面形状パラメータの変化(10%ピッチ系炭素繊維/AC7A, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

される場合は比較的少なくなり，繊維が仕上げ面に残りやすくなる．**図３－３２**で示された，突出量と穴の深さの大小がピッチ系とメソフェーズピッチ系で逆の関係になったことは，上述の繊維破壊・脱落機構によるものと考えることができる．

(2) 繊維配向方向と仕上げ面生成

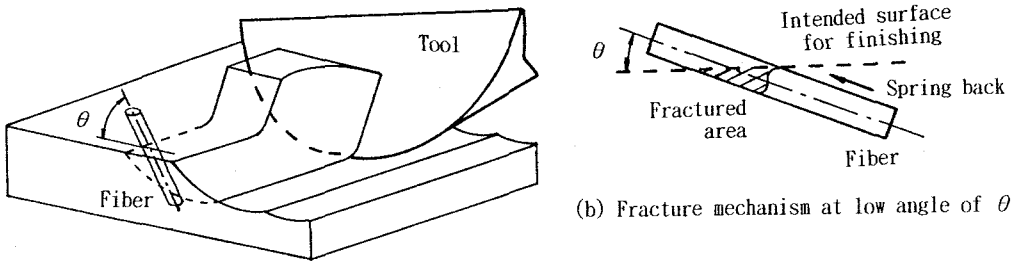
次に，繊維の突出が起こりやすいピッチ系の場合について，繊維配向方向と仕上げ面の関係を変えたときの仕上げ面生成について検討する．**図３－３４**は２種類の切削方式での，切削距離に対する仕上げ面形状パラメータの変化を示す．母材の粗さは２種類の切削方式でほとんど変わらず，切削距離によってもほとんど変化しない．突出量はType Bの方がやや大きく，切削距離の増加によって漸増傾向にある．これに対して，穴の深さは切削距離が増すに従って減少し，その傾向は，Type Bの方が著しくなっている．

これらの実験結果により，仕上げ面生成機構について検討を加える．Type A は繊維の配向軸方向と仕上げ面がほぼ平行であるため，繊維の仕上げ予定面からの深さによって**図３－３５**に示す３種類の生成機構が考えられる．**図３－３５(a)**は，繊維上部が仕上げ予定面のわずか上方にある場合で，繊維は切れ刃によって破壊されず押し込まれ，切



(a) Sqeeze and spring back model　(b) Fracture and falling-off model　(c) Complete falling-off model

図３－３５　平行配向の場合の仕上げ面生成機構



(a) Angel between fiber oriented direction and finished surface

(b) Fracture mechanism at low angle of θ

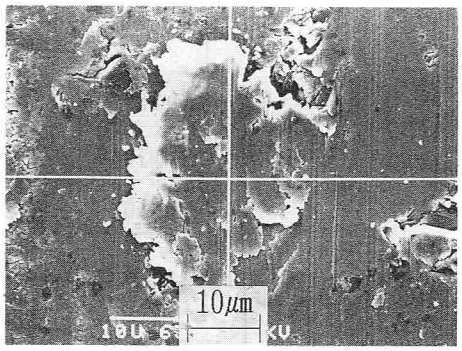
図３－３６　繊維配向軸と仕上げ面生成機構

れ刃通過後は弾性回復により突出する．**図３－３５(ｂ)**は繊維が仕上げ予定面の中間に位置する場合で，繊維は切れ刃によって破壊され，脱落し穴を形成する．この場合，穴には繊維が残存する．さらに繊維が仕上げ予定面より上方に位置すると，**図３－３５(C)**に示すように，繊維が切れ刃によって掘り起こされ根こそぎ脱落し穴が形成される．

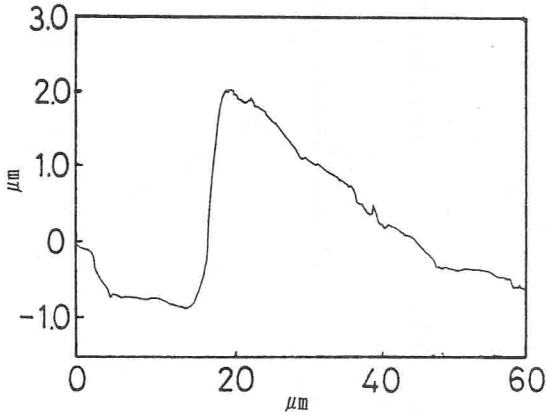
Type Bでは，切れ刃の進行方向と繊維が配向している面は直角であるが，繊維配向軸と仕上げ面の関係は，**図３－３６(ａ)**に示すように交差角θが任意の角度をとる．θが0°に近い状態の仕上げ面と繊維がほぼ平行な場合は，**図３－３５**で示した仕上げ面生成機構となり，繊維の突出と穴が繊維の仕上げ予定面からの深さにしたがって形成される．さらにθがわずかに増えた段階では，繊維の突出と穴が併存する状態になると考えられる．繊維が切れ刃によって切断される際に，破壊域が**図３－３６(ｂ)**のハッチングで示される部分にまで及ぶものと考えられる．これは，破壊するとき繊維は配向軸に直角にき裂が進行しやすいためと，繊維と母材界面の結合力がこの場合小さいと考えられるためである．直角に切断された繊維は，弾性回復をして，繊維の一部が突出した穴が形成される．さらにθが大きくなると，繊維は破壊されても穴はできず突出する．この場合，同一量の弾性回復であってもθが大きい方が，仕上げ面から測った突出量は大きくなるから，θが小さい場合に比べて突出量は大きくなる．また，仕上げ面の深さ方向に繊維が長いType Bの特長として，工具が摩耗するほど繊維は切断されにくくなるから，工具が繊維に接触してかなり進行しないと繊維は切断されないため，繊維が引き抜かれ，さらに突出量は増加する

ものと考えられる．

図３－３４ に示される，切削距離に対する穴の深さの減少の原因は，**図３－３７** でのＳＥＭ写真およびＳＥＭの座標測定で求めた断面曲線が示すように，母材の塑性流動により穴をふさぐためであると考えられる．切削距離が増え工具の摩耗が進行すると，逃げ面が母材に与える塑性流動作用が大きくなる．また，Type Bでは **図３－３６** に示すθが0°の状態で分布する確率は少なくなるから，仕上げ面で切り取られる１本の繊維の面積が小さくなって，穴の面積が小さくなり穴をふさぎやすくなる．θ= 0°の多くなるType Aでは，穴の大きさが大きくなるため全面をふさぐまでには至らない．このため，Type AよりもType Bの方が穴の深さの減少傾向が著しくなるものと推測することができる．



(a) SEM photograph of machined surface



(b) Profile curve on the same place

図３－３７　繊維脱落穴がふさがれた仕上げ面のＳＥＭ写真と断面曲線

(3) 繊維含有率と仕上げ面生成

図３－３８ はピッチ系の場合について，繊維含有率を10%と20%としたときの切削距離に対する仕上げ面形状パラメータの変化を示す．いずれのパラメータとも2 0%の場合の方が悪い結果となっており，穴の深さが著しく大きくなっている．なお，ここではType Aの切削方式をとっている．

繊維含有率の増加による，仕上げ面の劣化について考察する．繊維含有率が増加するとランダム配向をしている関係で，繊維と繊維が重なり合う頻度が高くなる．繊維が重なるとType Aのランダム配向面に平行に切削している関係で，**図３－３６(ｂ)** のθが小さい値をとる繊維の分布状態となり，穴が形成されやすくなる．また，繊維の重なりにより，穴の仕上げ面に占める面積は大きくなるから，母材の塑性流動により穴を全面にわたってふさぐことができず，穴の深さが著しく大きくなったものと考えられる．

更に，もうひとつの原因として考えられることは，繊維含有率が大きくなれば，仕上げ面に存在する繊維の数も増え，表面欠陥も増えてくることもあげられる．**図３－３１** に示すように，突出量および穴の深さの値は仕上げ面に存在する個々の表面欠陥のそれぞれの規模を示すものではなく，一定の測定長さにおける各パラメータの最大値をとったもの

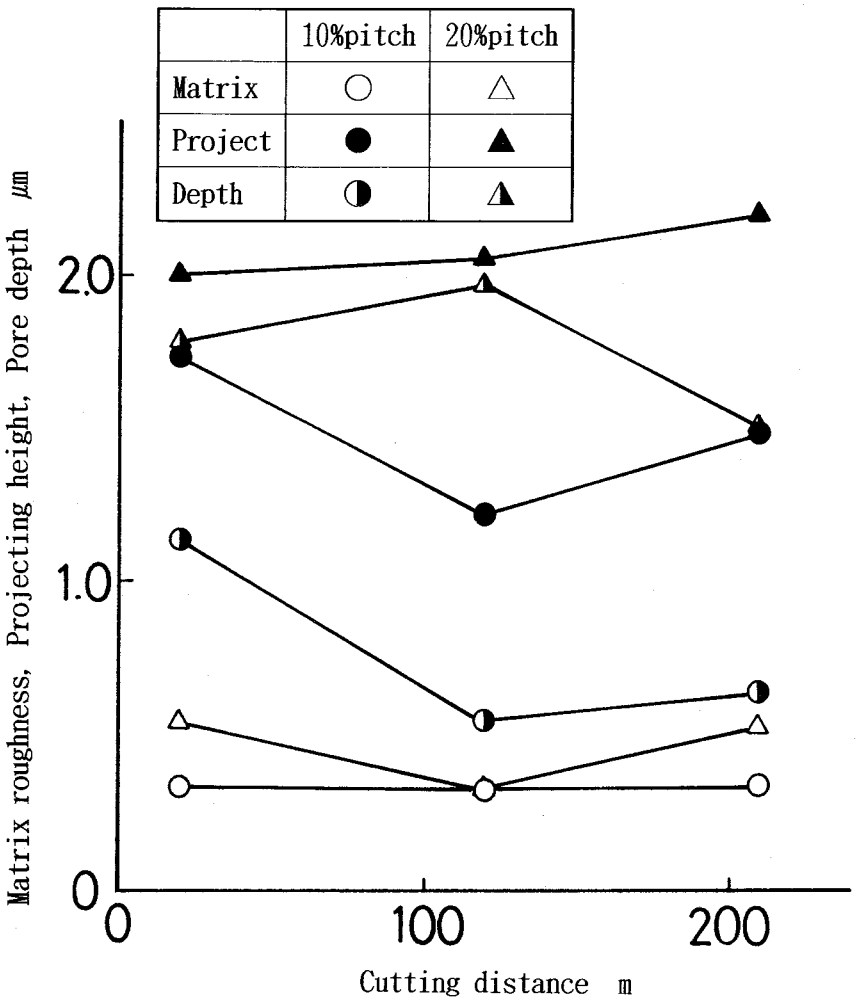


図３－３８　繊維含有率を変えた場合の切削距離
に対する仕上げ面形状パラメータの変化
(Type A, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

である．Type Aのように２次元配向状態ではあるが，繊維の配向が仕上げ面に平行な面内でランダムになり，それぞれ異なっている状態では，仕上げ予定面からの繊維の深さが変わり，**図３－３５**に示す生成機構に従って形成される仕上げ面欠陥の規模も比較的ランダムな値となると考えられる．突出量および穴の深さは，仕上げ面欠陥の数が増えれば大きな値をとりやすくなる．母材部分の粗さに関しては，繊維が増えることによって，切れ刃が繊維を破壊するときに，母材を切削するとき以上の力を生じ，切れ刃と被削材間の相対変位が増えるため，母材部分の粗さも悪くなるものと考えられる．

３．４．３　炭素繊維がダイヤモンド工具の損傷に与える影響

高精度な仕上げ面を維持するためには，工具摩耗量を可能な限り小さくする必要がある．ここでは，切削距離を増加させて行った場合の，仕上げ面精度と工具摩耗量の関係につい

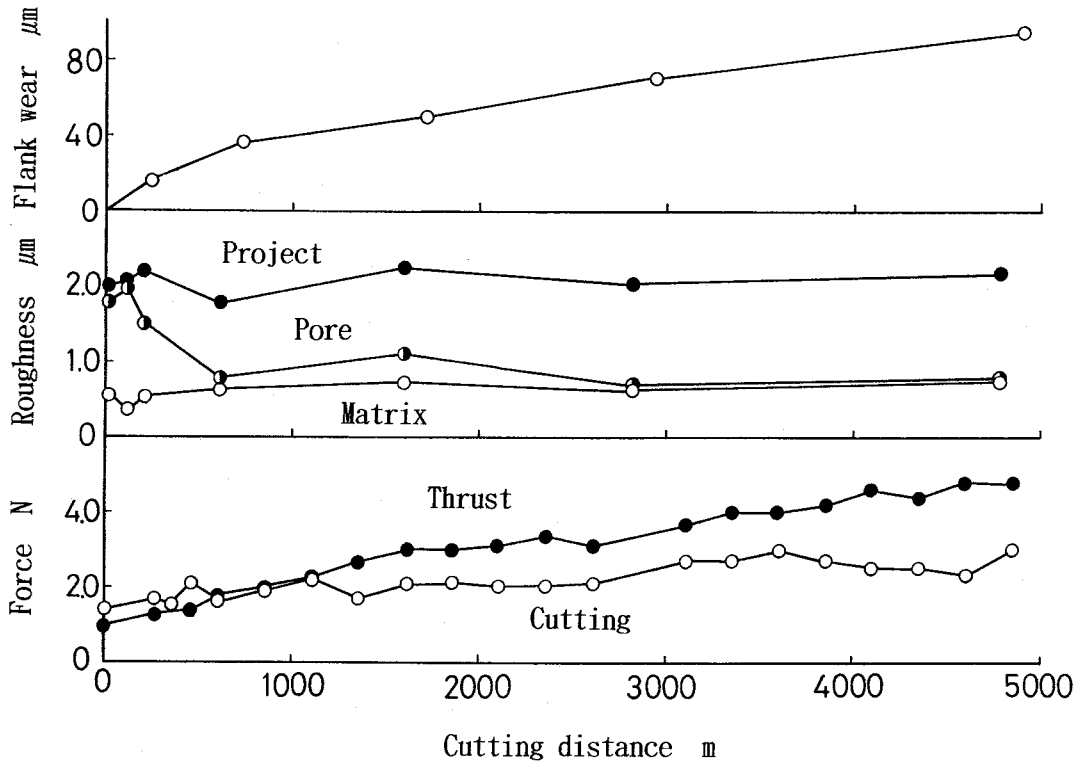
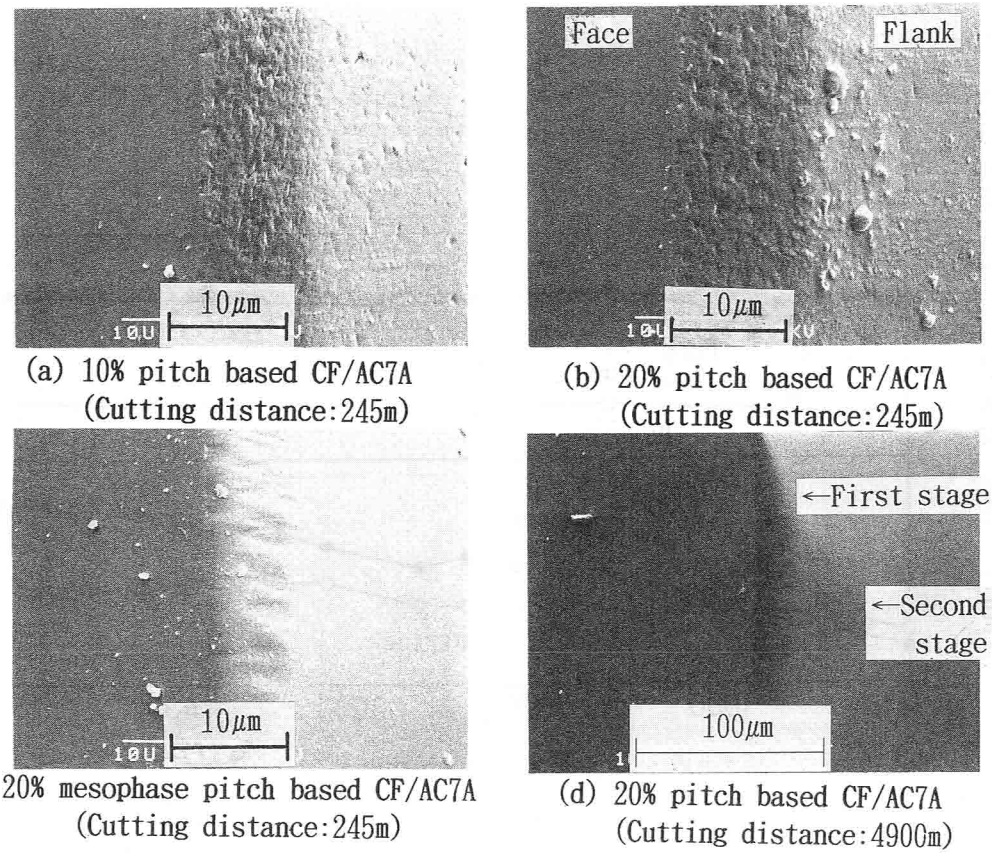


図３－３９　ダイヤモンド切削における切削距離に対するフランク摩耗量，仕上げ面形状パラメータ，切削抵抗の変化
(20%ピッチ系炭素繊維/AC7A, Type A, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

て検討する．**図３－３９**は20%ピッチ系を4900mまで切削したときの仕上げ面形状パラメータ，フランク摩耗量，並びに切削抵抗の変化を示す．切削方式はType Aである．ここで，切削抵抗の測定は工具摩耗の進行状態を予測する[2]ために行っている．繊維の突出量は切削距離が増え，工具摩耗が進行してもほとんど変化がないことがわかる．これは，工具が摩耗しても**３．１(２)**で述べた繊維突出の仕上げ面生成機構が変わらないことを示している．繊維脱落による穴の深さは，切削初期段階から減少傾向にあり，約 1.0μmでほぼ一定になる．逃げ面摩耗が原因で起こる母材の塑性流動に基づく穴をふさぐ効果は，工具の初期摩耗段階以降，工具摩耗が進行してもほとんど変わらないと考えられる．フランク摩耗量は急激な初期摩耗後ほぼ一定した増加傾向を示し，切削距離 4900mでは95μmにも達する．切削抵抗は主分力，背分力ともフランク摩耗量に対応して漸増傾向にあるが，背分力の方が増加率が大きいことから，逃げ面摩耗の進行が著しいことを裏付けている．

図３－４０(ａ)～(ｃ)はダイヤモンド工具を用いて，ピッチ系およびメソフェーズピッチ系を245m切削した後の工具摩耗部分を示し，**図３－４０(ｄ)**は20%ピッチ系を 4900ｍ 切削した後の摩耗部分の全体を示したＳＥＭ写真である．10%Al_2O_3/A4032の場合では，アルミナ繊維又は析出Siによる極く微小なチッピングの積み重ねと考えられ，比較的均一



(a) 10% pitch based CF/AC7A (Cutting distance:245m)

(b) 20% pitch based CF/AC7A (Cutting distance:245m)

(c) 20% mesophase pitch based CF/AC7A (Cutting distance:245m)

(d) 20% pitch based CF/AC7A (Cutting distance:4900m)

図３－４０　ダイヤモンド工具の損傷状態
(Type A, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm)

なアブレシブ形摩耗を示す[2]が，炭素繊維強化複合材の場合，ピッチ系の場合はピット状の穴を伴う不均一な摩耗状態となっている．更に，メソフェーズピッチ系では仕上げ面に擦られる方向にすじ状の溝のある不規則な摩耗形態となって，それぞれ特異な摩耗状態を示している．摩耗の進行した工具の **図３－４０(ｄ)** は逃げ面の一部が２段階に摩耗しており，第２段階は第１段階の摩耗よりは著しくない．これは，繊維が弾性回復をしながら逃げ面を擦り，摩耗を進行させているものと考えられる．このため，摩耗は著しくならず，仕上げ面に悪影響を及ぼすまでには至らないと考えられる．

３．５　結　　言

３種類の複合材について行った被削性の検討は要約すると次のようになる．

(1) アルミナ短繊維強化アルミニウム合金のダイヤモンド切削を行うと，形成される仕上げ面は繊維の脱落によって生ずる微細な穴，繊維・母材境界での盛り上がり，並びに母材部の粗さにより構成される．

(2) アルミナ短繊維強化アルミニウム合金切削では，焼結ダイヤモンド工具のほうが単

結晶ダイヤモンド工具よりも工具摩耗量が少ない．また，仕上げ面精度は切削距離 500 m までは単結晶ダイヤモンド工具による切削が優れているものの，それ以上の切削距離ではほとんど差はなくなる．

(3) アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の切削に関して，刃先形状を平バイトとし，セッティング角を－0.2°～－0.1°にすると繊維脱落穴の深さおよび盛り上がり量が少なくなり，工具摩耗，面の輪郭度に良い結果が得られる．また，切込みを小さくするほど工具摩耗，面の輪郭度が良くなる．

(4) アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の繊維配向方向と切削方向，仕上げ面の関係を変えて切削すると，配向方向と仕上げ面を平行にした場合，脱落穴の深さが大きくなる．更に，配向方向と切削方向を同一の状態とすると最も脱落穴が深くなる．これに対して，直角配向とランダム配向では表面欠陥が少なくなる．

(5) アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の繊維含有率を増すと，脱落穴の深さが大きくなる．しかし，工具摩耗量に大きな差は生じない．

(6) ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金の高精度な仕上げ面を生成するのに最も適した工具は，焼結ダイヤモンド工具であり，平均粒径 5μmのものがよい．得られる精度は仕上げ面粗さで0.2μm，輪郭度で0.5μmである．工具損傷量に影響を与えるのは，ダイヤモンド粒子の粒界からの脱落と粒内での摩耗であり，粒径が大きすぎても小さすぎても脱落を促進させる．

(7) ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金のウィスカ配向方向と仕上げ面，切削方向の関係を変えて切削すると仕上げ面の生成状態が変わる．ウィスカ配向を仕上げ面に平行にすると，ウィスカが脱落しやすくなり仕上げ面が劣化する．

(8) 炭素繊維強化アルミニウム合金のダイヤモンド切削において，繊維がピッチ系の複合材では，仕上げ面に繊維脱落による穴も形成されるが繊維が突出しやすい．メソフェーズピッチ系では繊維が破壊・脱落し穴を形成しやすい．

(9) ピッチ系炭素繊維強化アルミニウム合金の切削による繊維の突出，脱落穴の生成は，繊維配向軸と仕上げ面の角度に依存する．直角に近くなるほど繊維の突出量は大きくなり，平行に近くなるほど繊維脱落による穴は形成されやすい．また，繊維含有率が増加すると繊維同士の重なりなどの原因により，繊維の突出量，脱落穴の深さは大きくなる．

(10) 炭素繊維強化アルミニウム合金のダイヤモンド切削では，工具はアブレシブ摩耗を伴う特異な摩耗状態を示す．

参 考 文 献

1) 田中淳夫：自動車部品へのＭＭＣの適用，溶接学会全国大会講演概要第４６集，

1990-4,47.
2) 古沢利明，日野　裕，野呂瀬　進，磯貝　毅，中村　示，山田国男，貴志浩三：アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工（第１報），精密工学会誌,57,12(1991)2169.
3) 小林保夫：アルミニウム基複合材料の発展と用途，アルトピア，1990-11,106.
4) 森本啓之：アルミニウム基複合材料の成形と応用，日本材料学会，第１３回材料講習会,105
5) 古沢利明，日野　裕，野呂瀬　進，磯貝　毅，中村　示，山田国男，貴志浩三：ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金のダイヤモンド切削，精密工学会誌,59,5(1993)827.
6) 奥田謙介：炭素繊維と複合材料，共立出版(1988)7.
7) 金枝敏明：ＣＦＲＰ（炭素繊維強化プラスチック）の切削機構に関する研究（第３報），精密工学会誌，57,3(1991)491.
8) 大石健司：ＦＲＭ振動切削時の工具摩耗，精密工学会誌，56,7(1990)1253.
9) 花崎伸作，藤原順介，峠　　睦，深江　守：ＦＲＭ切削時の工具摩耗の機構，1989年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集(1989)463.
10) 古沢利明，日野　裕，野呂瀬　進，磯貝　毅，中村　示，山田国男，貴志浩三：アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工（第２報），精密工学会誌,58,4(1992)641.
11) 新井　実，中山一雄，王　暁渡：短繊維強化アルミニウムの切削仕上面品位，精密工学会誌,57,1(1991)172.
12) M.C.Shaw:Metal Cutting Principles,Clarendon Press,Oxford(1984)241.
13) 古沢利明，日野　裕，野呂瀬　進，中村　示，山田国男，貴志浩三：炭素繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工（投稿中）.

第４章　仕上げ面生成機構の解析

４．１　緒　　言

ダイヤモンド切削で得られるアルミニウム基複合材の仕上げ面微細形状は，強化材の種類，配向方向，使用工具の種類等によって異なり，仕上げ面には欠陥が形成されることを第３章で示した．仕上げ面欠陥は複合化されている強化材と母材の組み合わせごとに形状が変わるため，欠陥を分類する場合，強化材の部分，母材の部分，並びに強化材・母材界面部分に分けて整理する必要がある．特に，強化材の部分は強化材の脱落による穴又は突出となり，母材との段差のない均一な材料を切削したときのような平滑な面に仕上げるのは困難となる．すなわち，工具切れ刃での強化材に対する切削過程の変形・破壊過程が仕上げ面の生成を支配しており，一般の金属切削とは異なった状態を示していると言える．そのため，アルミニウム基複合材の高精度な面を得るためには，強化材の変形・破壊過程を解明することが必要となる．この解析により，アルミニウム基複合材に限らず，他の種類の複合材の高精度加工へのいとぐちをみいだすものである．

本章では，可能な限り欠陥のない仕上げ面を得るためには，仕上げ面生成の機構を解明する必要があると考え，仕上げ面の形状の中でも，主に，強化材部分の変形・破壊過程の解析の検討を進める．更に，最終的にアルミニウム基複合材の仕上げ面生成機構のモデルを分類・整理する．さて，仕上げ面欠陥の測定に関して，一定の領域内の欠陥の大きさを求めただけでは，欠陥の概略の規模はわかっても，個々の欠陥の大きさは正確にわからない．そこで，先ず，３．２．１で述べた座標測定機能付のＳＥＭを用いた測定により，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の仕上げ面に生成される繊維脱落による穴の測定を行う．また，切込み，刃先形状を変えたときの脱落穴の深さの変化から，欠陥生成に影響を与える因子を明らかにする[1)]．次に，弾塑性有限要素法を用いて，工具切れ刃によるアルミナ短繊維の変形・破壊過程，および破壊・脱落により生成された脱落穴の深さを解析する．その結果を実験結果と比較し，検討する[2)]．また，第３章において実験した他の種類の強化材，配向方向を変えた場合の，強化材の変形・破壊状態を解析・検討し，実験結果と比較し考察する．これらの結果を基に実験結果と対比させて，アルミニウム基複合材の仕上げ面生成機構のモデル設定を試みる．

４．２　アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の仕上げ面生成機構

４．２．１　実験方法

被削材は３．２．１で使用した10%Al_2O_3/A4032である．切削方法は２次元切削と実用切削である３次元切削であり，工具と切削条件は**表４－１**に示すとおりである．使用機

表４－１　２次元，３次元切削における工具および切削条件

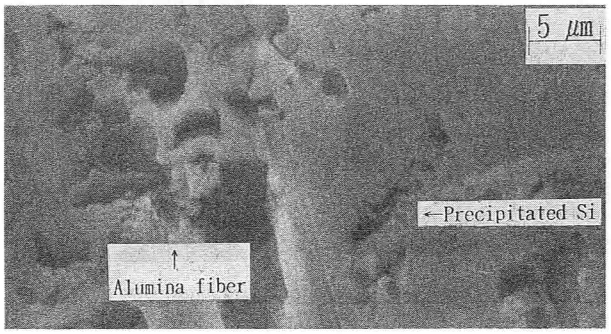
Quasi-orthogonal cutting		
Tool	Single crystal diamond tool	
	Rake angle	3°
	Clearance angle	3°
	Length of cutting edge	1.0 mm (Straight tool)
Cutting condition	Work inclined angle	7/1000
	Cutting speeds	about 20 m/min
	Cutting fluid	Not used
Three dimensional cutting		
Tool	Throw away type single crystal diamond tool	
	Rake angle	0°
	Clearance angle	5°
	Approach angle	30°
	Length of cutting edge	0.8 mm (Straight tool)
	Rounded radius	0.4, 1.6 (Rounded corner tool)
Cutting condition	Spindle speeds	1000 rpm
	Cutting speeds	145-393 m/min
	Feed rate	0.01 mm/rev
	Depth of cut	10 μm
	Cutting fluid	Synthetic oil

械，実験室条件，並びに被削材の取付け方法は，　３．２．１　と同一であるが，２次元切削の場合，試料を接着剤で１枚張り付けている．なお，２次元切削では，試料面を切削，および研削による方法で仕上げると，繊維脱落による穴が生成されるので，繊維が1μm 以内に突出するように試料表面を #2000のサンドペーパで研磨し実験に用いた．母材部分の表面粗さは2.5μmR_{max}である．いずれの切削実験も，繊維を配向軸方向と直角に切断している．

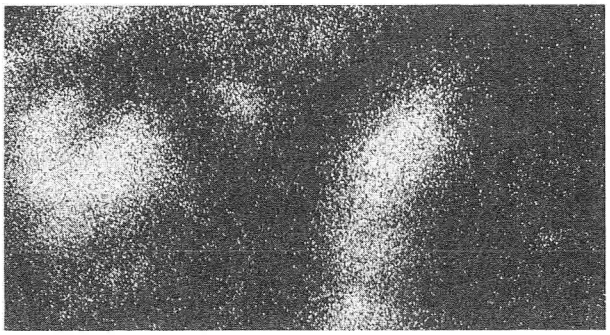
穴の深さはＳＥＭ法で測定しており，　３．２．１　の　**図３－２**　に示すように，穴の最も深い部分を測定中心とし断面曲線を求め，基準長さ40μmにおいて基準位置から測定する．繊維直径は繊維が必ずしも丸い形状ばかりではないので縦と横の和の半分の値を直径とした．データは１０５か所測定し，平均している．なお，仕上げ面には析出Siによる表面欠陥も形成される．これについてＸＭＡ分析の結果を　**図４－１**　に示す．Al_2O_3 繊維の分布はO-Kαから，析出 Siの分布はO-Kαの検出されないSi-Kαの分布から判定できることから，両者を比較すると析出Si はAl_2O_3 繊維に比べて欠陥の規模が小さく，概して不定形をしていることがわかる．本研究ではこのような欠陥は測定対象から除外しAl_2O_3 繊維の欠陥のみを検討した．

４．２．２　仕上げ面生成のプロセス

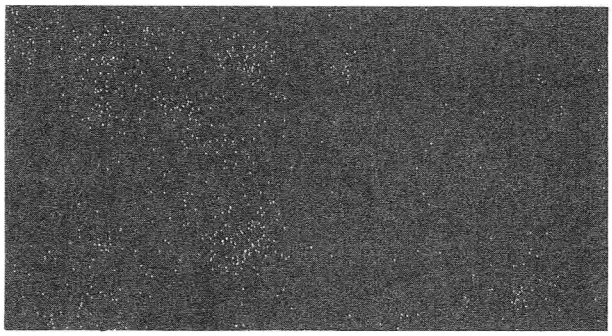
仕上げ面は母材部分，繊維自体の部分，並びに繊維と母材の境界部分に分類され，更に，



(a) SEM photograph



(b) Si-Kα

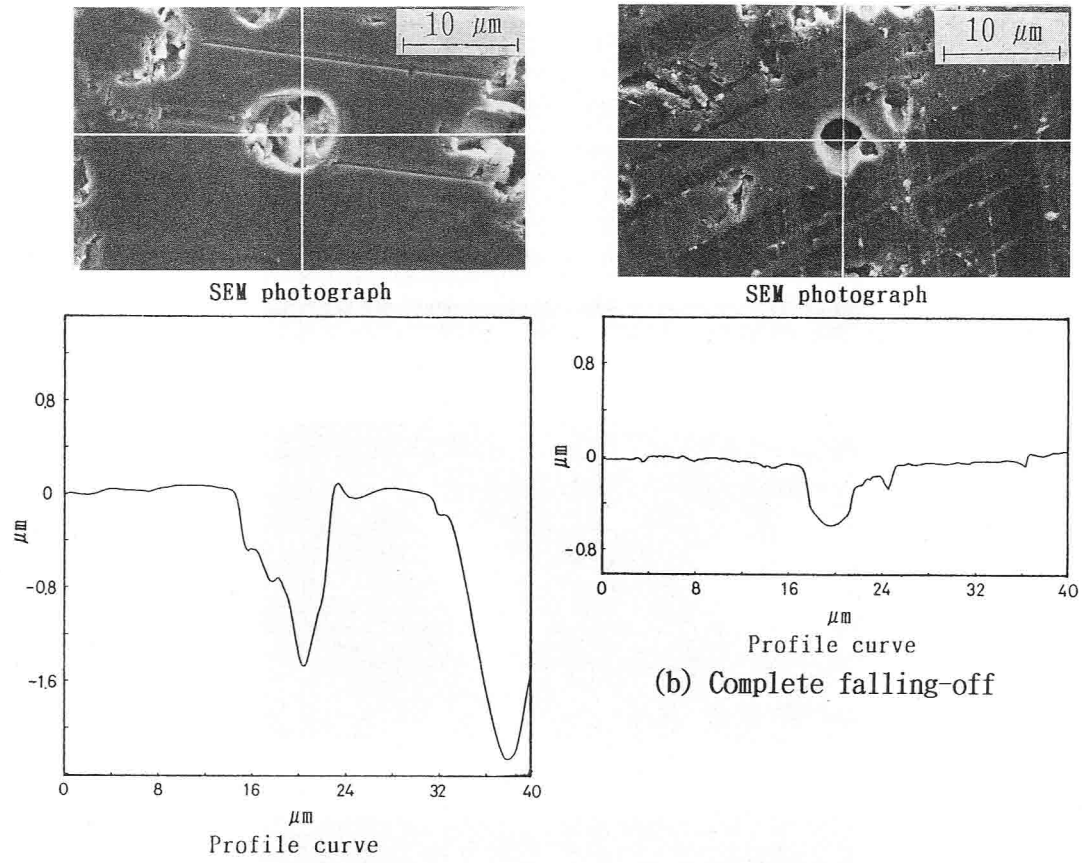


(c) O-Kα

図４－１　アルミナ短繊維強化アルミニウム合金仕上げ面のＸＭＡ分析

母材部分は硬質な析出Si部分と軟質なAi－Si系合金部分に分けられる[3)]．なお，繊維周りの母材の盛り上がりは刃先の形状によって，ある程度の制御が可能であった[3)]．しかし，繊維の脱落によってできる穴は少なからず発生することになり，仕上げ面欠陥としての規模も大きい．仕上げ面の改善をするうえでは，脱落穴の生成機構の解析は必須であると考える．以下に検討結果を示す．

まず，仕上げ面の微細形状を観察したところ，脱落穴には２種類存在することが確認された．すなわち，**図４－２**のＳＥＭ写真および同一場所での断面曲線が示すように繊維が残留している穴（**図４－２(a)**）と残留していない穴（**図４－２(b)**）である．また，脱落穴の深さは残留している穴のほうがしていない穴に比べて深かった．これらの結果か



(a) Fracture and falling-off　(b) Complete falling-off

図４－２　穴部分のＳＥＭ写真と断面曲線

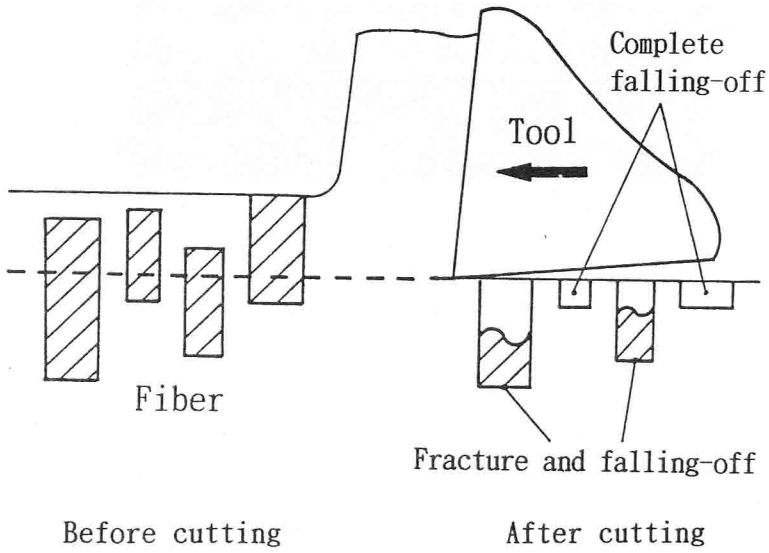


図４－３　アルミナ短繊維強化アルミニウム合金を
ダイヤモンド切削したときの仕上げ面生成過程

ら，切削過程を図示してみると，仕上げ面における脱落穴は，**図４－３** に示すように仕上げ面下十分深く存在する繊維が切削力により破壊され抜け落ちる場合，並びに比較的浅い繊維が根こそぎ抜け落ちる場合の２種類のプロセスによって生成される．この原因を被

削材における繊維自体と繊維と母材界面の物性から考えてみる．まず，繊維は高強度をもつがセラミックス特有のもろさをもっている．これに対して，繊維・母材界面の結合力は母材のAl-Si 系合金に対する繊維のAl_2O_3と同一元素のAlが，更に，Al-Si系合金又は析出Siに対する繊維含有のSiO_2と同一元素のSiがそれぞれ含まれていることから，比較的強いと考えられる．そのため，切削現象としては繊維の引抜き[4]，又は工具切れ刃による繊維の押込みを起こさずに，脱落穴が生成する仕上げ面生成機構となったものと考えられる．これに対して，切りくず中の繊維の状態について観察すると，切りくず裏面のＳＥＭ写真及び断面曲線を示したのが **図４－４** である．切断された繊維の切り口は切りくずの母材が形成する面とほぼ同一面内にあり，欠けや大きな突出しが見られないことから，切りくず中の繊維は脱落していないことが分かる．そのため，穴となった部分にあった繊維は切りくずとともに排出されたのではなく，脱落していくものと推察できる．

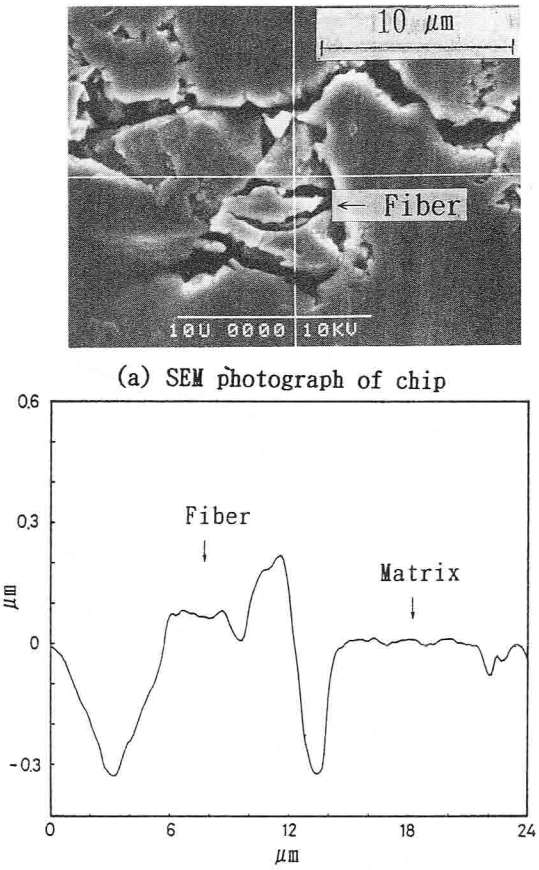


図４－４　切りくず裏面のＳＥＭ写真と断面曲線

４．２．３　繊維の脱落による穴の生成機構

脱落穴の生成には切りくず生成過程における切れ刃近傍の応力の状態が影響を与えるものと考えて，切削力を変化でき応力状態の変わる切込み漸増形切削を行った．そして切削力による変化，すなわち切込みに対する脱落穴の深さを検討する実験を行った．まず，破壊・脱落する繊維の穴について，切込み量 0.7μmにおける繊維直径と穴の深さの散布図を **図４－５** に示す．繊維の母材中での複合状態，すなわち，繊維形状，直径，長さ，並びに繊維の切込み方向の深さのばらつき，また，繊維自体および母材との界面部分での強度のばらつきが考えられることから，現象を正確に解明するために測定値の信頼性解析を行う．穴の深さと繊維直径との相関係数は0.707 であり，Ｆ分布を利用した検定を行うとサンプル数１０５であるので1%の危険率では相関係数が0.251であるため$r=0.707 > 0.251$となり，1%の危険率で有意である．また図には最小二乗法により求めた回帰直線も示してある．これから，近似的に穴の深さと繊維直径の比が一定の関係にあることが分かる．すな

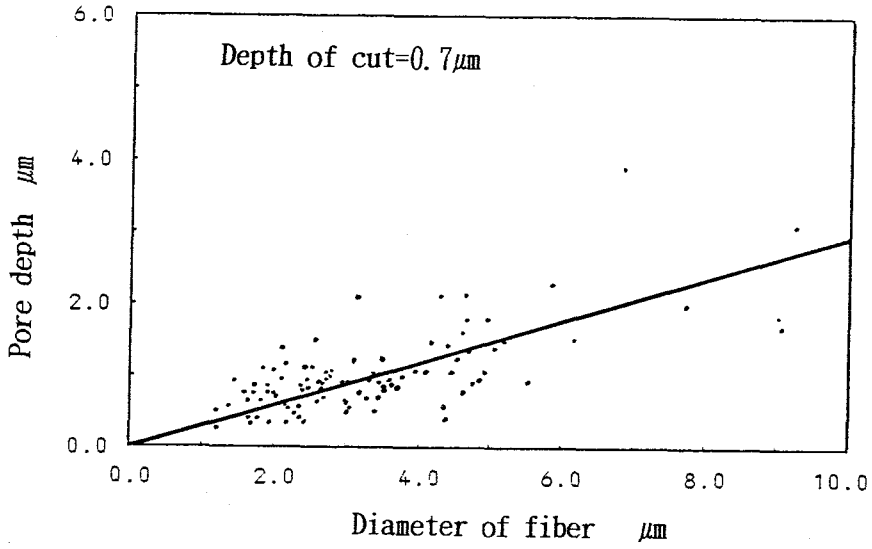


図４－５　繊維直径に対する穴の深さの分散図および回帰直線

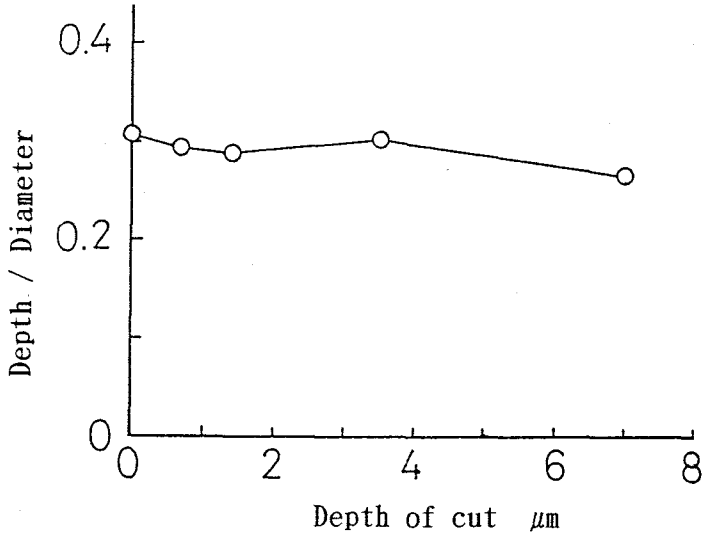


図４－６　切込みに対する r_p 値の変化

わち，破壊を受ける大小の繊維間で脱落穴の深さと繊維直径は比例関係になる．

次に，**図４－６** は切込みを変化させたときの繊維直径に対する脱落穴の深さの比（脱落穴の深さ／繊維直径を以下r_pと略す）を示したものである．切込み 0.7μmと同様に各切込みとも穴の深さと繊維直径が相関をもっており，r_pは0.27~0.31とほぼ0.3で一定である．この理由は，切込みの増加とともにすくい面から排出される切りくずの量は増え切削力は増加するにもかかわらず，繊維破壊の機構はほとんど変わらないことが考えられる．

以上，繊維が破壊し脱落する場合のr_pの値を統計的に予想することができた．これに対して，根こそぎ脱落する繊維の穴の生成は，繊維の深さが小さく工具切れ刃の接触によって破壊せず，刃先近傍での引張応力によって根こそぎ取り去られることによって起こると

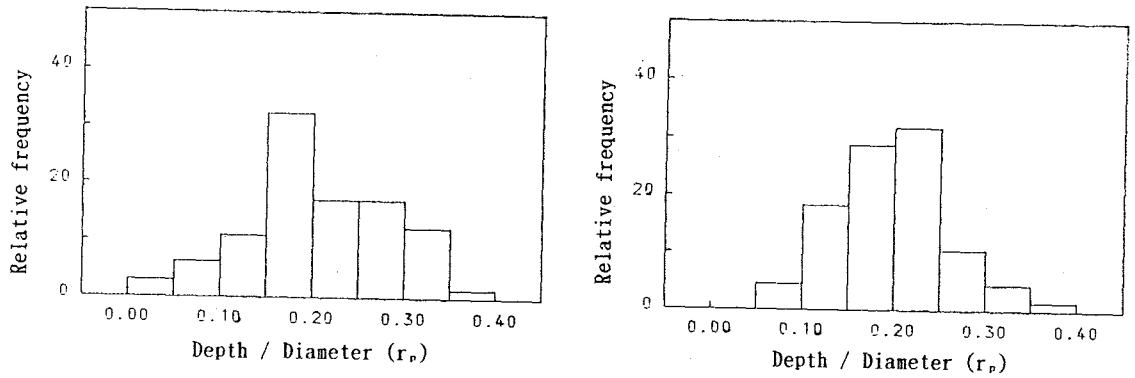


図４－７　根こそぎ脱落の場合のr_p値のヒストグラム

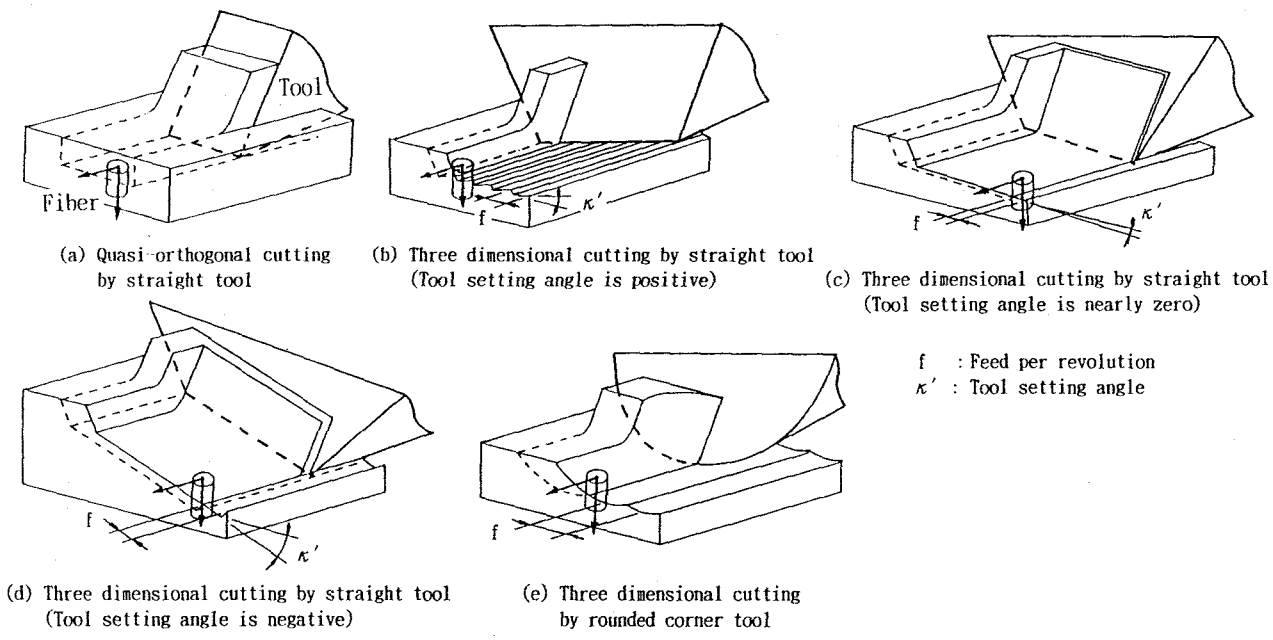


図４－８　２次元切削と３次元切削における繊維切断の機構

考えられる．切込み0.7，7.0μm における根こそぎ脱落した繊維の穴についてのr_pのヒストグラムを求めたのが **図４－７** である．r_p= 0.3以上の確率は小さくなっており，分布の形も最頻値が0.2～0.3に寄った形状になっている．これは，繊維が破壊し脱落する場合のr_pは，**図４－６** に示すように0.3 程度であり，0.3以上で根こそぎ脱落する繊維が少なくなるためと考えられる．

４．２．４　３次元切削による仕上げ面生成機構

図４－８（ａ） に示すように切込み漸増形切削は直線の主切れ刃のみを使用する準２次元状態の切削である．しかし，実用の仕上げ加工は主切れ刃，副切れ刃，又は円弧状の切

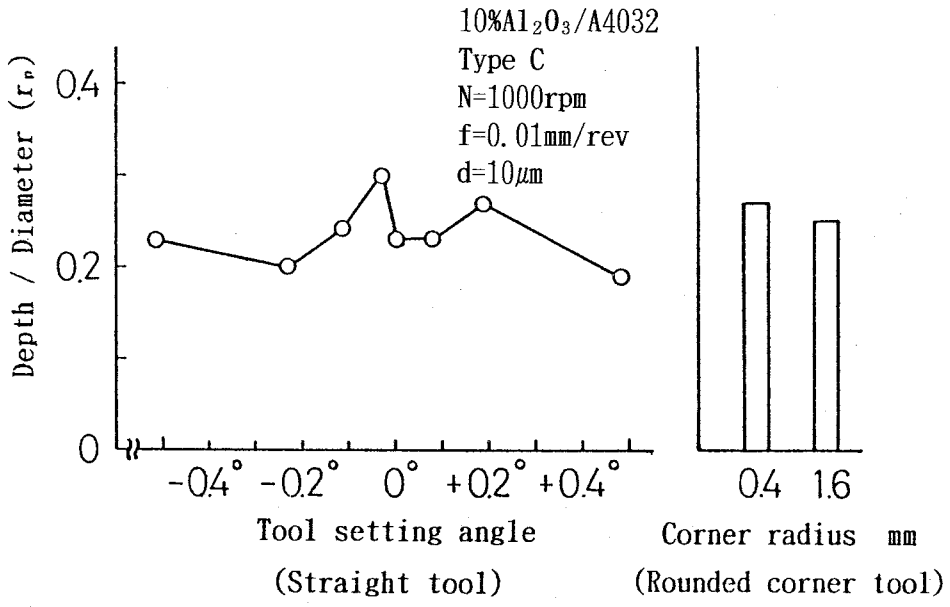
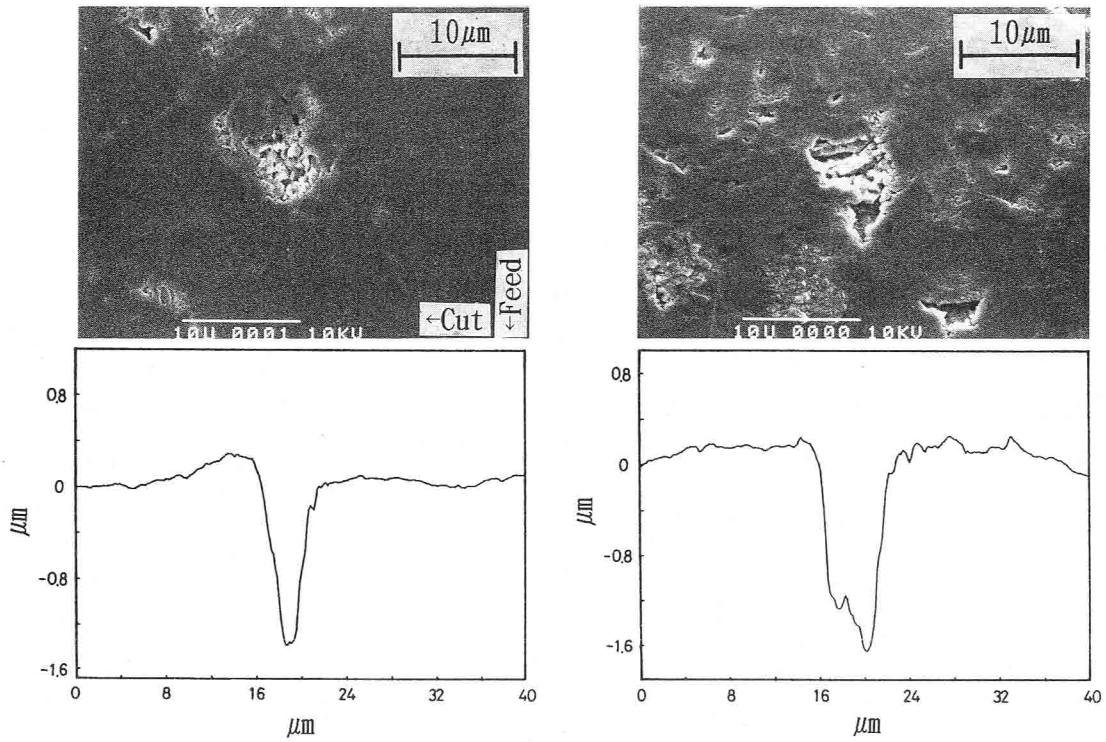


図４－９　３次元切削における刃先形状に対する r_p 値の変化

れ刃等による **図４－８(b)～(e)** に示す３次元切削で行われる．**図４－９** は平バイト，先丸バイトを用いた **３．２** の **図３－１０** の結果について，r_p を求めたものである．r_p は0.19～0.30となっている．平バイトセッティング角-0.02°で最大値0.3をとり，切込み漸増形切削と同等の値を示す．また，前切れ刃設定角を正又は負に大きくとると r_p が小さくなる．この理由は，繊維と母材の破壊ひずみの違いが，各切削方法での繊維切断過程に影響を及ぼしたものと考えられる．更に考えられることは，セッティング角を0°付近にすると **図４－８(c)** に示すように，前切れ刃での切取り厚さが極めて小さくなる．ここで，切れ刃稜丸み半径の小さなダイヤモンド工具であっても，相対的に切削において丸み半径が大きく作用し，切れ刃稜が通過した後の仕上げ面での弾性回復量を大きくする[5]．この作用は，１回転当たりの送り量が0.01mm に対して切れ刃長さが0.8mmであることから，仕上げ面上の同一場所を極く小さい切取り厚さで多数回切削することになり，脱落穴がさらに深くなるのではないかと推察できる．それに対してセッティング角を正又は負に大きくする **図４－８(b)** および **(d)** では仕上げ面生成部分での切取り厚さは大きく，切れ刃稜丸み半径は相対的に小さく作用して，弾性回復量を小さくし，脱落穴の深さを小さくしているものと考えられる．また，先丸バイトは **図４－８(e)** に示すように，直線状の主切れ刃ほどでないにしても切取り厚さが比較的小さくなるため，r_p の値はセッティング角0°に近い場合と同様に大きい値となっている．

このことから，仕上げ面生成での切取り厚さが極めて小さくならないような切削方法，例えば母材部分の仕上げ面粗さが悪くならない範囲で，平バイトでのセッティング角を大きくする方法で切削した方が r_p を小さくできる．なお，本材料の実際の部品への適用は，



(a) Swell around fiber　　(b) No swell around fiber

図４－１０　切削方向，複合材の分布状態に対する盛り上がりの変化

繊維脱落によってできた穴の摩擦時における油だまりの効果が期待できる[6]ことから，本来摩擦材として使用される本材料に穴の深さを制御することによって，更に摩耗特性の向上が見込める．

次に，繊維周囲の盛り上がりについて検討する．盛り上がりの形態，および盛り上がり量が刃先形状によって変わることを ３．２．３ で述べた．ここでは，刃先形状を変化させた中で最も盛り上がり量の大きい先丸バイト $r\varepsilon=0.4$の場合の仕上げ面を観察して，盛り上がりの機構について考察する． **図４－１０** は仕上げ面におけるＳＥＭ写真と切削方向の断面曲線を測定したものを示す． **図４－１０(ａ)** では，切削方向に盛り上がっているが， **図４－１０（ｂ）** では盛り上がりは認められない．繊維が脱落する方向は，工具切れ刃により力の作用する方向が関係するものと考えられる，すなわち，破壊し分離した繊維は，工具が進行する方向に，切れ刃により引き起こされた母材の塑性流動とともに押されるから，反対側の境界に盛り上がりを生ずる．この機構が **図４－１０（ａ）** に示す場合と考えられる．この機構が起こるのは，繊維に接して析出Siが存在する場合，又はごく近傍に他の繊維や析出Siが存在しない場合である．析出Siを切削する場合や繊維，析出Siが密に存在する場合は，盛り上がり量は **図４－１０（ｂ）** のように少なくなってくる．以上より，盛り上がりは繊維が脱落する際に工具切れ刃から受ける力の方向と，周囲の繊維や析出Siの分布状態によると考えることができる．

4．3　アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の仕上げ面生成機構の解析

4．3．1　解析の目的と方法

アルミナ短繊維強化アルミニウム合金をダイヤモンド切削すると，仕上げ面には繊維の破壊・脱落による穴が形成されることを 4．2．2 で述べた．さらに詳細な検討により，穴の深さに対する繊維の直径の比はほぼ一定の関係であった．これは，繊維破壊・脱落を伴う仕上げ面生成機構に規則性が存在することを予測させるものであり，アルミニウム基複合材に限らず，他種類の複合材の仕上げ面生成機構解明にもいとぐちをみいだすものであると考える．さて，仕上げ面生成機構を明らかにしようとするに際しての本研究の立場は，繊維は破壊と脱落の経過を経て穴が形成されていることから，繊維の破壊過程と繊維・母材界面の力学的状態に注目することにする．

まず，複合材切削の特異性について考察する．一般の金属切削では，局所的ではあるが切りくずせん断域のひずみは1.0 以上[7]となり，大ひずみの状態で材料の破壊が起こり仕上げ面が形成される．これに対して，本複合材の切削では，アルミナ繊維がほとんど塑性変形を起こさない完全弾性体に近い特性を示すことから，切削における破壊過程も一般の金属とは異なったものとなると考えられる．また，繊維材料のセラミックスの場合，局所的な破壊が全体の破壊に結び付くことから，局所的な破壊の原因となるクラックの発生場所を予測することが特に重要となる．なお，破壊の判定，すなわち，破壊のクライテリオンについては 4．3．3 繊維の破壊クライテリオンで述べる．

本研究の解析方法は，切削過程を工具刃先近傍での局所的破壊の連続過程であるという立場で，繊維破壊が始まる前の段階で，破壊の可能性について弾塑性有限要素法を用いることにより，応力場の解析から求めようとするものである．今までの有限要素法を用いた切削過程の解析[8]は，被削材の破壊の条件が満たされた後刃先で節点解放の処理を行うが，ここでは，破壊開始の段階が複合材切削の場合には重要であると考えて，このような方法をとるものである．なお，母材と繊維の破壊強度が著しく異なることが，本解析を許容しうるものであると考える．また，繊維の破壊する位置が仕上げ面下の工具刃先から離れた位置であることから，大ひずみ状態の切りくずせん断域から影響を受けないと考えることができることも，本解析が大きな誤差をもたないと考えられる理由でもある．

4．3．2　計算モデル

解析対象とする複合材は，繊維配向がほぼ一方向の10%Al_2O_3/A4032である．本解析の主な目的は，切削過程を模擬することではないが，切削の状態に可能な限り近づけることは必要であると考える．以下に，実験に近い諸元を与える．対象の切削過程は切込み10μm程度でダイヤモンド工具を使用している．計算のモデルは **図4－11** に示すように，繊維直径を1.0 として無次元化し，これを基準に繊維長さ，切込みをそれぞれ実際の値に近い3.0 に設定している．繊維を配向方向と直角に切断する状態となる．繊維の複合状態は切

込み方向に位置がランダムであるが，切れ刃の進行によって繊維上部を切断する状態とする．工具すくい角は0°として，節点T_1～T_7から以下に述べる切削現象を近似する方法で境界条件を与える．なお，単結晶ダイヤモンド工具の切れ刃丸み半径は20～45nm[9]であると言われており，切込みに対しては1/200 以下と小さいので，丸み半径を0.0 として切れ刃丸みを付けた要素分割をしていない．切削の進行に伴う繊維破壊の状態を知るため，工具が繊維右端を基準に1.0，0.5，　0.0の位置にあるところの解析を行い，また，繊維切断中の状態として繊維中央部でも解析を行った．各計算モデルを順にStage A，B，C，Dと呼ぶ．Stage Aでの要素数は574，節点数307である．また，実際の材料は，繊維がある領域内に複数個存在し材料の強化に関与している．切削での応力場でもこの強化の効果が関係し，繊維の破壊・脱落にも係わってくるものと考えられる．そこで，**図4－12** は繊維を２本配置した場合の計算モデルを設定した．繊維形状，境界条件は１本の繊維の場合と同じであり，繊維間隔を3.0に設定した．要素数 909，節点数478である．

工具すくい面から与え

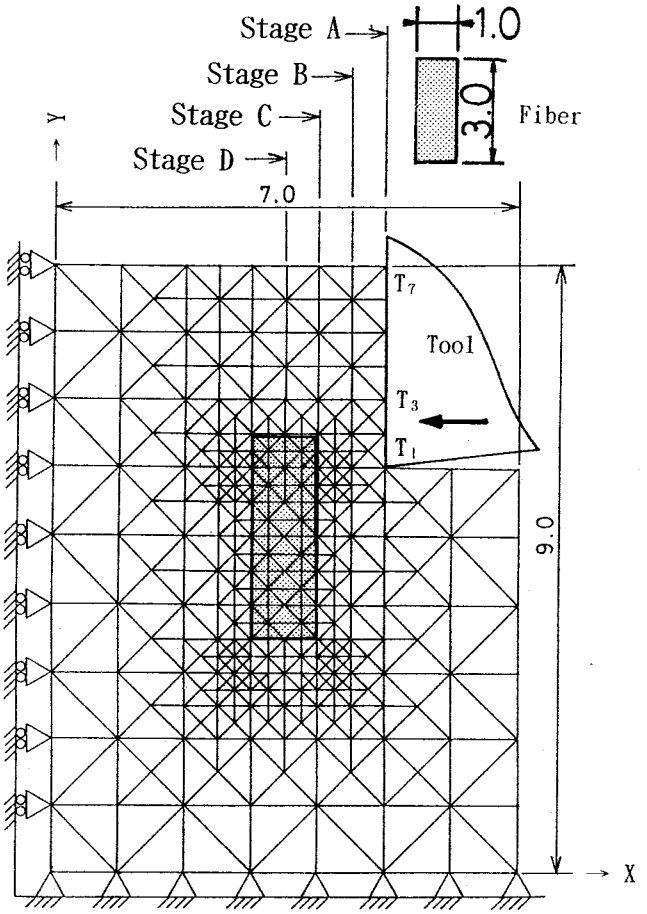


図４－１１　１繊維の場合の有限要素モデル

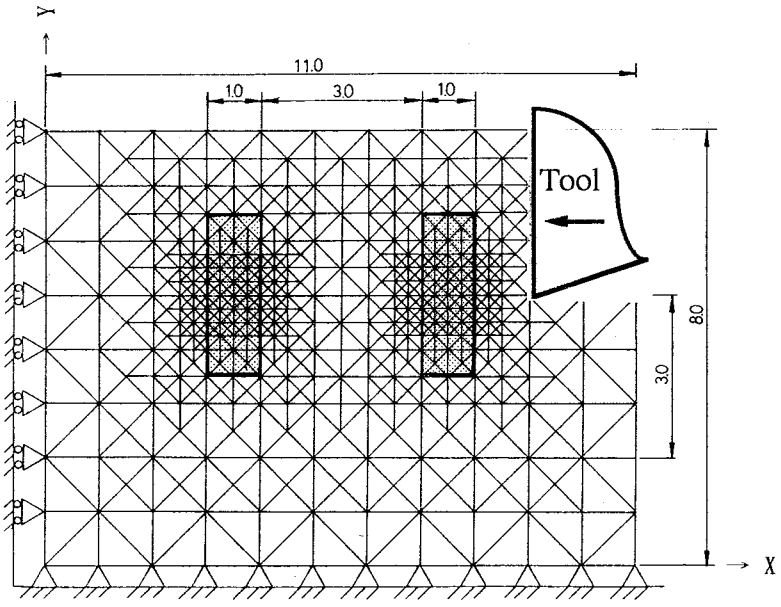


図４－１２　２繊維の場合の有限要素モデル

る境界条件を検討する．節点T_1～T_7は工具進行方向の速度Vと，切りくず流出速度 V_cの成分を持つ．各速度の比は切取り厚さt_1と切りくず厚さt_2から式(1)により得られる．

$$\frac{V_c}{V}=\frac{t_1}{t_2} \qquad (1)$$

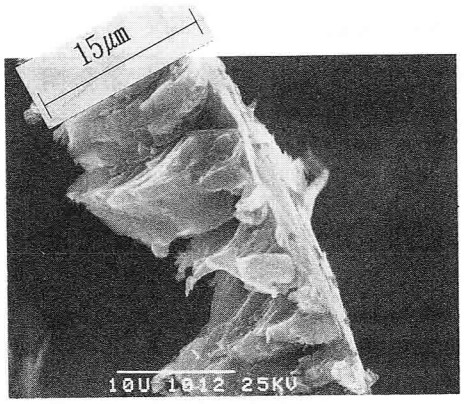


図4－13　切取り厚さ１０μmの場合の切りくずのＳＥＭ写真

図4－13 はt_1=10μmにおける切りくずのＳＥＭ写真を示す．切りくず厚みにばらつきがあるものの，t_2=15μmとして近似でき，式（1）より，$V_c/V=0.667$となる．なお，解析プログラムでは節点速度で境界条件を与えられないので，速度比を変位量の比として与えている．

解析は変形状態が弾性域と塑性域に分かれるので，応力は式（2）により近似できる．

$$\sigma=E\varepsilon_e+H\varepsilon_p \qquad (2)$$

なお，Eはヤング率，ε_eは弾性ひずみ，Hは加工硬化係数，ε_pは塑性ひずみである．弾塑性解析は節点T_1～T_7の変位量を漸次増加させていき，母材要素について（3）式の相当応力σ が降伏応力σ_Yに達したとき，その要素を降伏要素として弾性応力－ひずみマトリックスを塑性応力－ひずみマトリックスに順次置き換えて平面ひずみ場問題として解析した．なお，繊維要素については **4．3．3** で述べる破壊のクライテリオンに従って，弾性状態から塑性状態への置換を行う．

$$\sigma^2=\frac{1}{2}\{(\sigma_x-\sigma_y)^2+(\sigma_y-\sigma_z)^2+(\sigma_z-\sigma_x)^2+6(\tau^2_{xy}+\tau^2_{yz}+\tau^2_{zx})\} \qquad (3)$$

本解析は山田らによる有限要素法弾塑性応力解析プログラム[8]を使用した．

4．3．3　繊維の破壊クライテリオン

解析を進めるにあたっては繊維が破壊するためのクライテリオン（条件）を設定する必要がある．アルミナなどのセラミックスが破壊するときの条件を考えるとき，セラミックスは，一般の金属のような塑性変形を起こさず，弾性状態から破壊に移行する．このときセラミックスは一般に欠陥を持つものとして考えられている．表面や内部の欠陥による応力集中が破壊の起点となることを仮定したぜい性体の破壊は，グリフィスの理論によって表される．　**図4－14** に示す長さ２ａのクラックを持つ無限大の単

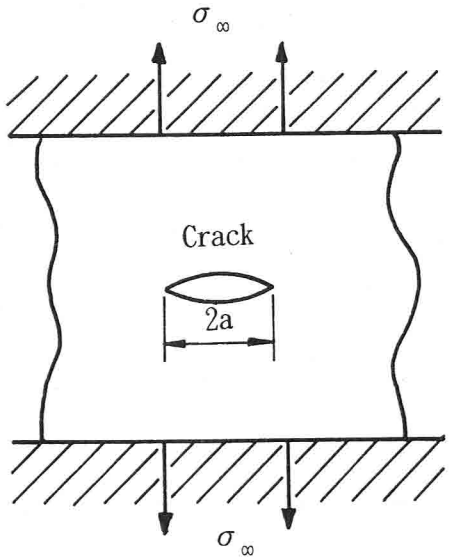


図4－14　グリフィスのモデル

位長さの板を考え，弾性ひずみエネルギの減少が表面エネルギの増加をちょうどまかなうときに，クラックが成長を始め破壊に至るという考え方のもとに，破壊応力σは式（4）で表される[11]．

$$\sigma=\sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a}} \qquad (4)$$

ここで，Eはヤング率，γ_sは表面エネルギである．しかし，式（4）の適用は，何らかの原因によりクラックが導入された後の検討段階のことであり，例えば，クラック発生後，そのクラックが成長せず破壊に結び付かないような場合の検討に用いられるものである．極めて応力条件の厳しい切削過程であるから，クラックが生じれば破壊に結び付くと考えるのが自然である．ここでは，クラックのない状態で計算した応力場から，破壊に結び付くクラックの発生を予測するための破壊のクライテイオンを設定するために検討を行うことにする．

破壊のクライテリオンには従来から使用されてきた代表的なものとして，最大主応力説，最大せん断応力説，せん断ひずみエネルギ説が著名である．これらは，多軸応力下の主応力をσ_1，σ_2，σ_3（$\sigma_1>\sigma_2>\sigma_3$），単軸応力下の静的強度を$\sigma_s$とすると，最大主応力クライテリオンが式（5），最大せん断応力クライテリオンが式（6），せん断ひずみエネルギクライテリオンが式（7）で表すことができる．

$$\sigma_1=\sigma_s \qquad (5)$$

$$\sigma_1-\sigma_3=\sigma_s \qquad (6)$$

$$(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2=2\sigma_s^2 \qquad (7)$$

ここでは，本解析に適切な破壊のクライテリオンをみいだすために，３種類のクライテリオンを検討する．

４．３．４　繊維の降伏強度の推定

使用しているアルミナ繊維は複合前の単体で引張り強さが平均値で1.76GPa である．繊維と母材の界面では，母材のAl-Si系合金に対する繊維のAl_2O_3と同一元素のAlが存在し，また，Al-Si 系合金および析出Siに対する繊維含有のSiO_2と同一元素のSiが存在する．複合する過程で高温の状態になったとき，界面にAlおよびSiの化学反応を起こし，繊維表層に凹凸を生じる．その結果，繊維が負荷を受けたときクラック発生場所となり，強度が劣化することが十分に考えられる．そのため，複合化した後の繊維の強さを正確に推測することは困難となる．そこで，繊維の強度を設定するために，短繊維複合材の引張り強さの複合則[12]を用いた．また，繊維の破壊には，繊維・母材界面のせん断応力が関係すると考えられる．ここでは，界面のはく離に対する強度が母材の強度以上にはなることはないという理由で，以下に述べるように，界面のせん断強さを母材の降伏強さとして取り扱っている．

求める繊維の降伏強さσ_fは，母材自体の降伏強さσ_mと複合材の降伏強さσ_cとの間に，

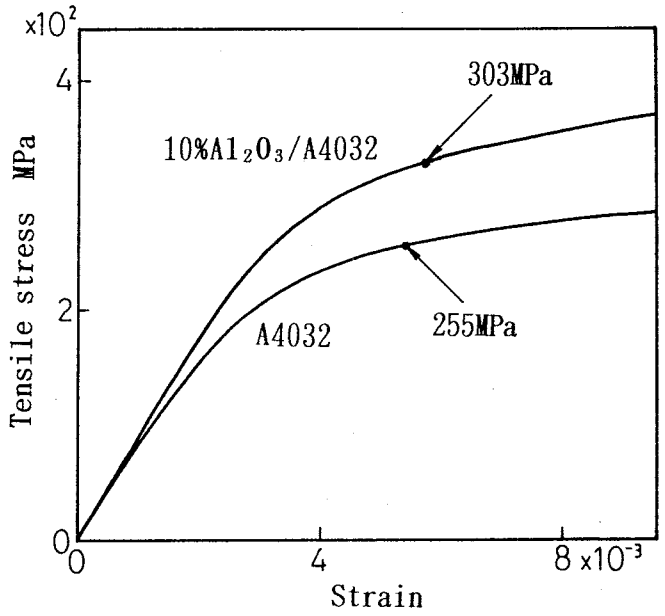


図4－15　10%Al_2O_3／A4032と
A4032の引張り応力－ひずみ曲線

複合理論に基づく応力のつり合いから導かれる式（8）の関係をもつ．また，界面のせん断強さと繊維の降伏応力のつり合い条件から導かれる式（9）の関係にある．

$$\sigma_c=\sigma_f\left(1-\frac{l_c}{2l}\right)V_f+\sigma_m(1-V_f) \quad (8)$$

$$l_c=\frac{\sigma_f d}{4\tau_m} \quad (9)$$

ただし，V_fは繊維含有率，dは繊維直径，lは繊維長さ，τ_mは界面のせん断強さであり，l_cは繊維限界長さである．l_c以上の長さを母材中の繊維が持つことによって，短繊維が強化効果を有していること示す．σ_fを求めるためには，式（8），（9）からl_cを消去してσ_fに関する2次方程式を解く．**図4－15** は複合材および母材を引張り試験したときの結果である．降伏強さとして0.2%耐力をとると，図からσ_m=255MPa，σ_c=303MPaを得ることができる．また，**4．3．2** で述べたようにd=3.6μm，l=10.8μm，V_f=0.1である．ここで，界面のせん断強さは母材の降伏強さとしている．以上から，σ_f=1180MPaを得ることができる．複合前の状態に対して67% に強度が低下していることがわかる．解析に与えた物性定数を **表4－2** に示す．ここで，アルミナ繊維はほとんど塑性変形を起こさないと考えられるが，計算の便宜上，加工硬化係数をヤング率の1/10とする．

4．3．5　繊維の破壊クライテリオンと降伏域の変化

図4－16 はStage Cで，工具すくい面から同一の変位を与えたときの，繊維の破壊が開始した段階における，最大主応力クライテリオン，最大せん断応力クライテリオン，せん断ひずみエネルギクライテリオンに基づく降伏域の変化を示す．要素が黒く塗りつぶ

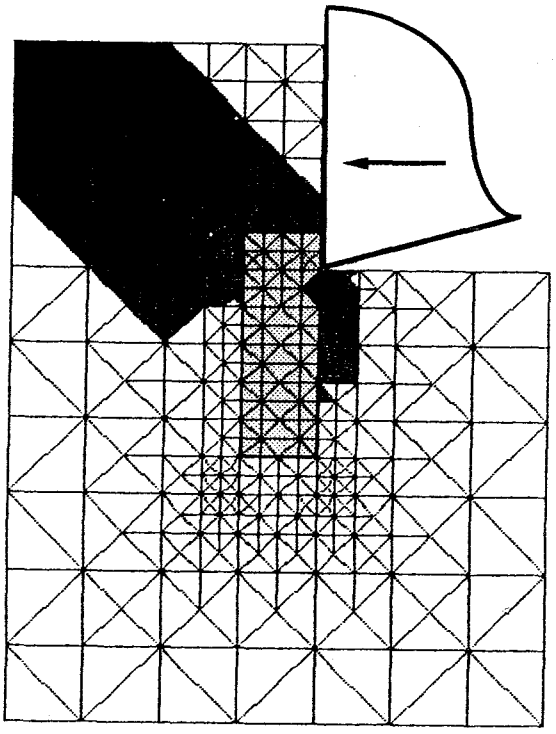
表４－２　アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の物性定数

Material	Alumina fiber	Matrix(A4032)
Young's modulus(GPa)	294	78.0
Poisson's ratio	0.3	0.33
Yield stress(MPa)	1180	255
Strain hardening rate(GPa)	29.4	0.686

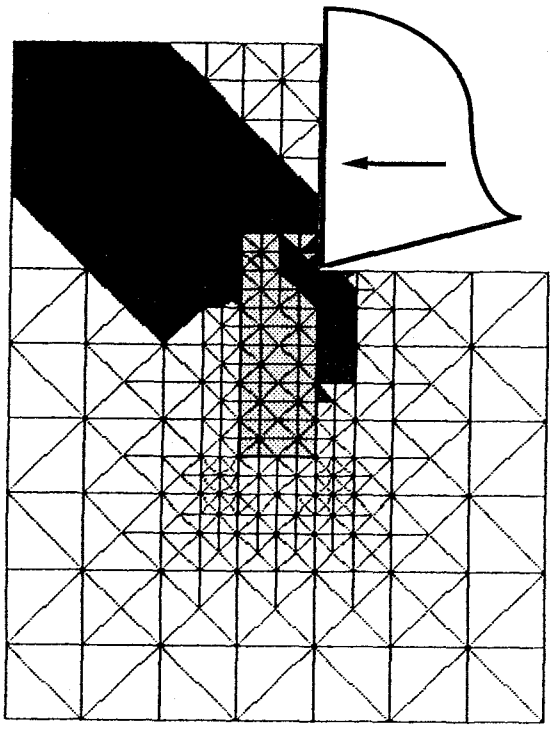
されている部分が，降伏中又は既に降伏したところである．工具すくい面から境界条件として与える，切りくず流出の変位量はU_x，U_yで表記する．また，**図４－１７**に繊維付近の最大・最小主応力，および主せん断応力の分布を示す．ここで，応力の大きさは矢印の線の長さで表し，圧縮応力の場合は矢印に丸印を付してある．

図４－１６（ａ）の最大主応力クライテリオンでは，繊維の破壊は強い圧縮応力の作用する工具すくい面ではみられず，工具刃先下の部分でみられる．**図４－１６（ｂ）**の最大せん断応力クライテリオンは他のクライテリオンに比べて最も降伏域が広くあらわれ，降伏域の分布は刃先下部とともに，圧縮応力の高い工具すくい面と接触する部分，および繊維内部にまで及んでいる．**図４－１６（ｃ）**のせん断ひずみエネルギクライテリオンは，最大せん断応力クライテリオンと降伏応力の最大のずれが15%と言われている[13]ように，降伏域の分布にほとんど差がない．また，いずれのクライテリオンも繊維が降伏する深さは0.5 となっている．本解析の目的は，強化材の破壊の有無，仕上げ面からの繊維の破壊する位置を主に論じているから，各クライテリオンでの結果にほとんど差がないといえる．また，セラミックスは引張り強さに対する圧縮強さの比が1/10～1/40と言われる[14]ほど，引張り応力場には弱くなっている．**図４－１６（ａ）**に示されるように，各クライテリオンによって降伏を起こし，仕上げ面下の部分はほとんど引張応力場となっており，繊維の降伏とするには十分であると考える．

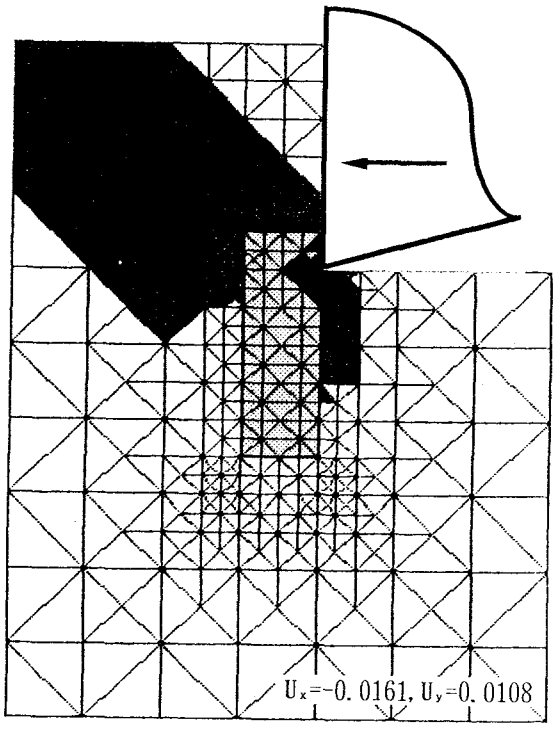
材料強度学の立場からは，従来，アルミナのようなぜい性材料の破壊のクライテリオンは，最大主応力説によると言われてきた[15]が，横堀らの研究により，必ずしもこの説が有効でないことが証明[16][17][18]されている．本研究での解析の立場は，切削過程で応力分布が組合わせ応力状態であることから，最大主応力や最小主応力ばかりを使用することではなく，その他の応力を含んだ条件でクライテリオンを設定したほうが，より現実的であると考えられる．この理由により，３軸応力を降伏状態あるいはひずみ硬化に関して等価な単軸応力に換算する式(３)に示す相当応力σを用い，これを破壊の条件式とすることにする．破壊クライテイオンとすれば，せん断ひずみエネルギ説に基づく条件式を採用することになる．



(a) Maximum stress criterion



(b) Maximum shear stress criterion



(c) Shear strain energy criterion

図４－１６　各破壊クライテリオンに基づく降伏域

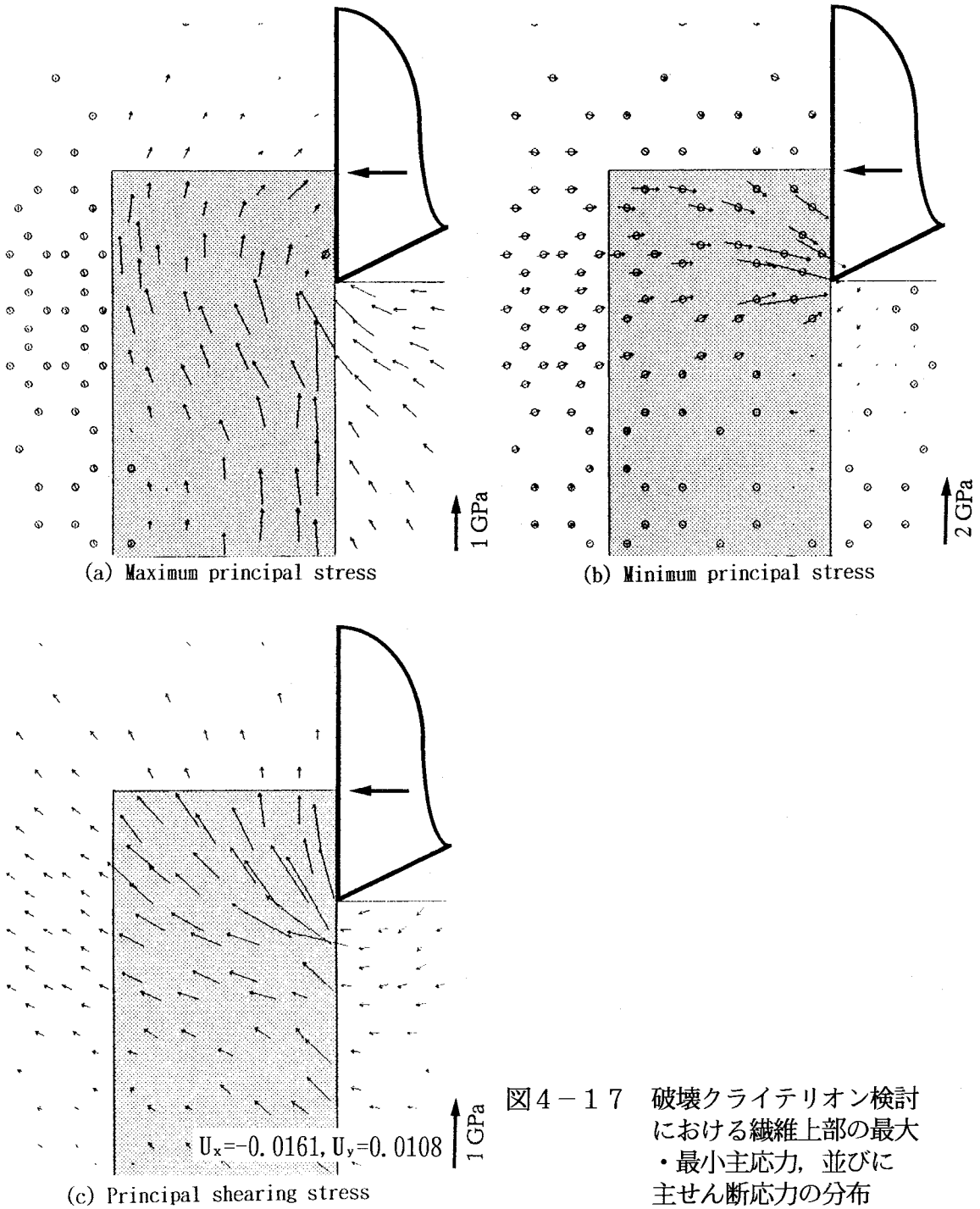


図４－１７　破壊クライテリオン検討における繊維上部の最大・最小主応力，並びに主せん断応力の分布

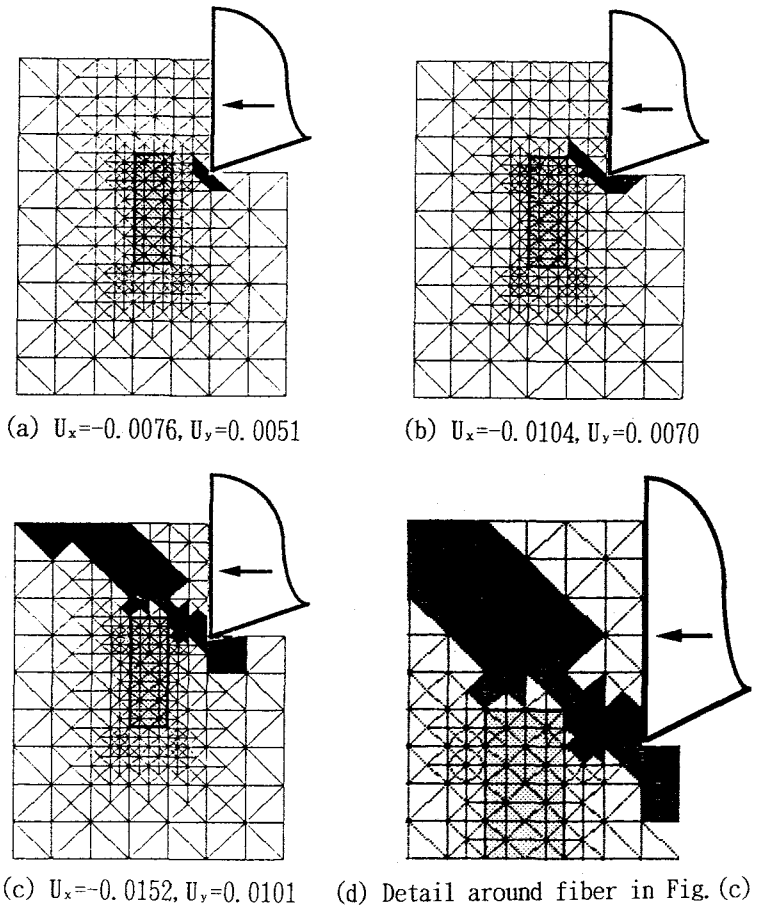


図4－18　Stage Aにおける降伏域

4．3．6　切削過程での繊維の破壊

本解析の処理は，工具すくい面から与える変位量を逐次増加することにより，要素を次々と降伏させていく．**図4－18**はStage Aについて，図中に示す3段階の変位量における降伏域の変化を示す．変位量の増加に従って降伏域が拡大し，**図4－18(c)**の段階に至り切りくずせん断域が完全に形成される．この状態を過渡的な切削から定常状態になったと考えることができる．実際の切削では，工具の進行により切れ刃先端で被削材の分離を生ずる．しかし，以下の近似が可能であると考える．定常切削状態において，被削材を固定して考えると工具の移動に付随して切りくずせん断域が移動すると考えられる．ここで，完全に切りくずせん断域が形成された段階の状態を検討対象とすることによって，各工具位置での切削状態とする．本解析では，工具と繊維との位置関係における切削状態をこのように近似的に扱うこととする．さて，**図4－18(c)**の繊維部分に注目すると，定常切削状態に達していても降伏している部分がないことがわかる．更に，工具を進行させたモデルを検討する．0.5近づけたStage Bの結果を**図4－19**，接触させたStage Cの結果を**図4－20**に示す．Stage Bでは定常切削状態であっても，繊維の降伏はなく，

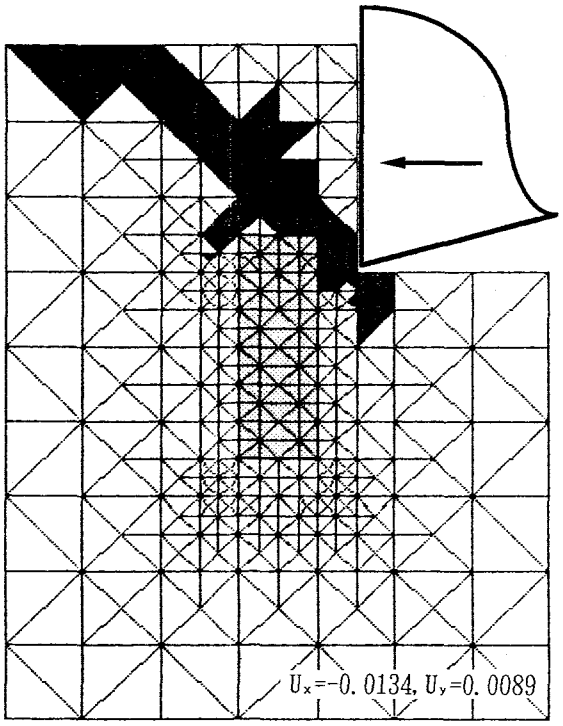


図４－１９　Stage Ｂにおける降伏域

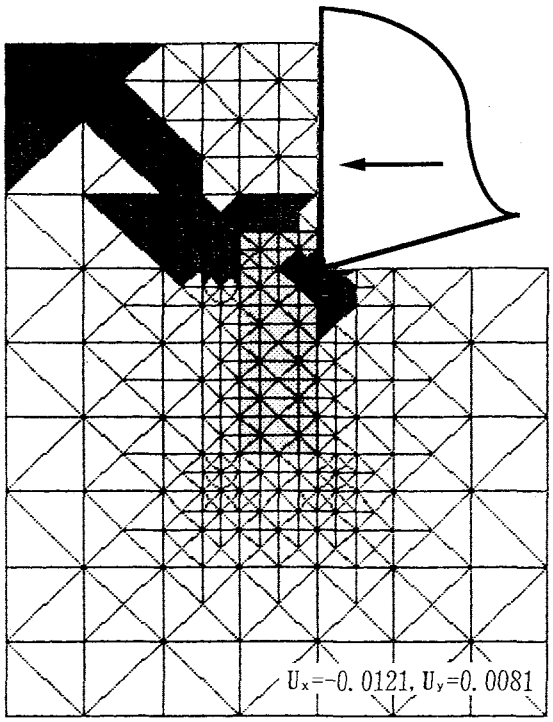


図４－２０　Stage Ｃにおける降伏域

Stage Ｃに至って，初めて繊維が降伏を始めることがわかる．アルミナの場合，降伏を開始した状態を破壊した状態と考えることができるから，繊維の破壊は工具が直接当たって起こると推測できる．

繊維の破壊・脱落による穴の深さに関して，切削実験では繊維直径に対する穴の深さの比が0.3 となり，この比はほぼ一定であることを報告[1] した．繊維と工具が接触した状態の解析について，さらに検討を加える．Stage ＣおよびStage Ｄについて，定常切削状態における結果が **図４－２０，２１** である．**図４－２０** において定常切削状態で0.5 までしか仕上げ面下の繊維は破壊を起こしていないことがわかる．同様に，**図４－２１** に示すStage Ｄの状態でも，繊維は0.5 を越えて深くまで破壊することはない．さらに工具が進み，この深

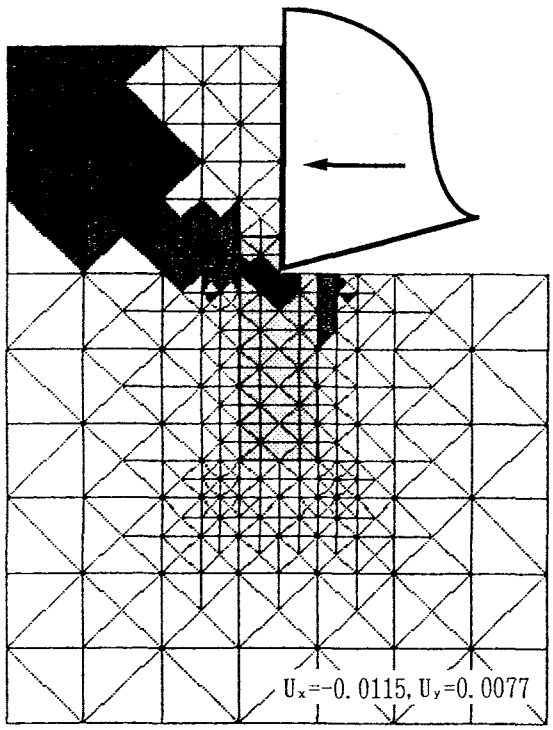


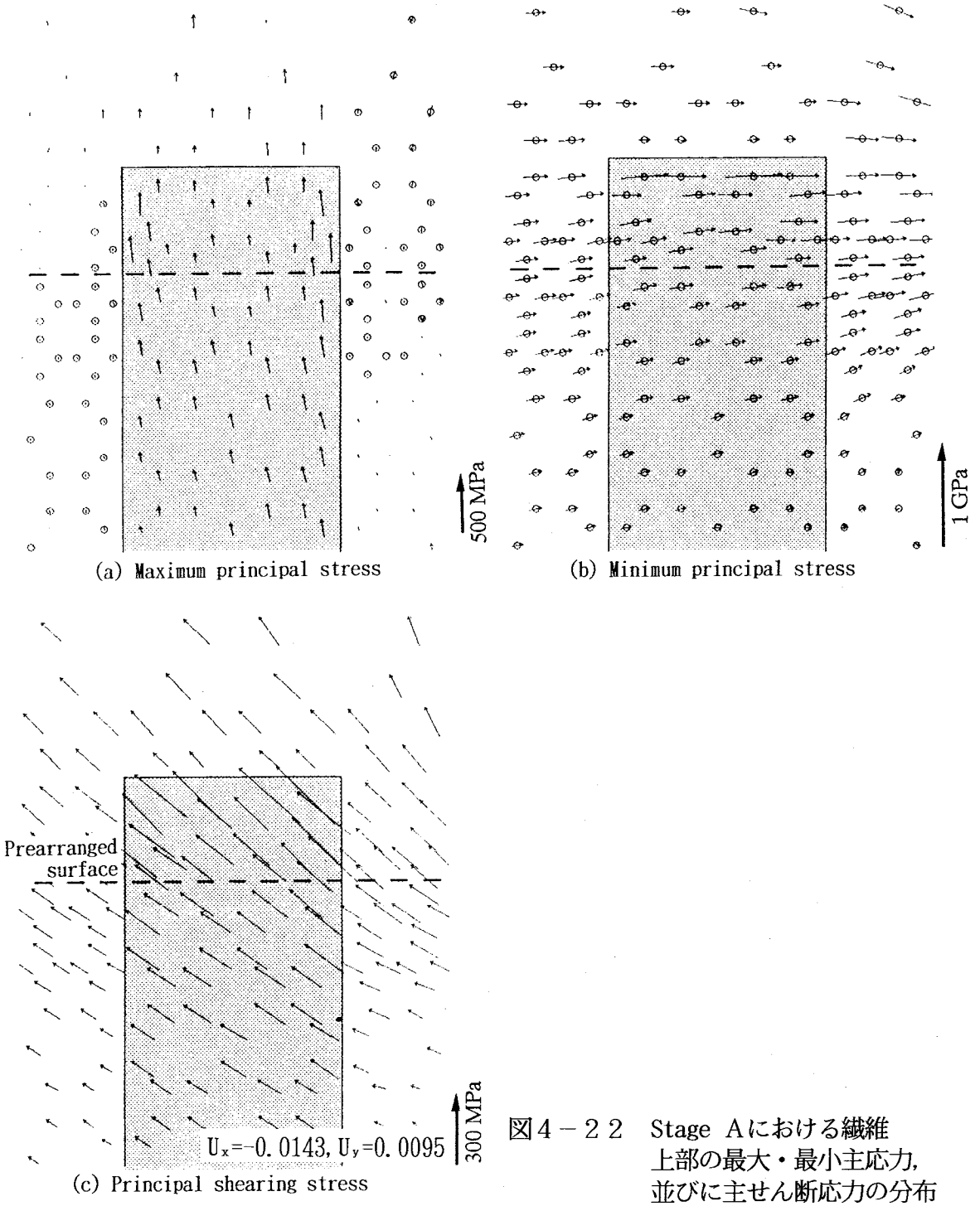
図４－２１　Stage Ｄにおける降伏域

さの状態で繊維を工具が通過し切断に至ると考えられる．この解析結果の範囲では，繊維直径に対する穴の深さの比は0.5 である．しかし，解析における深さ方向の要素分割数が少ないこと，一方，実験における穴の測定精度から考えると，解析値と実験値が比較的良い一致を示していると考えることができる．

４．３．７　繊維の破壊と応力分布

定常切削状態におけるStage Aでの最大・最小主応力，および主せん断応力の繊維付近の分布を **図４－２２** に示す．**図４－２２(ａ)** の最大主応力分布において，繊維内部の特に界面近傍に比較的大きな引張り応力が作用し，これに対して，母材の方は圧縮応力が作用していることがわかる．この応力分布から繊維の破壊について考察する．繊維は，本解析で採用したせん断ひずみエネルギクライテリオンに従って計算すると，**図４－１８(ｃ)** に示したように破壊を起こさない．また，最大主応力および最大せん断応力クライテリオンでも破壊しない．しかし，アルミナの機械的性質としては，一般に圧縮強さに比べて引張り強さはかなり小さい値となる[14]ことが言われている．更に，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の場合 **４．３．４** で述べたように，繊維の強度に大きく関与する界面の状態が悪いため，繊維はますます破壊されやすい状態であると推測できる．また，母材の圧縮応力に対する繊維の引張り応力と応力差が大きくなっていることも，界面の応力集中を促し破壊を助長する．さらに考えられることは，繊維が上方に引っ張られているため繊維が破壊した場合に脱落させる力として作用する，すなわち，繊維は切削における切りくずせん断過程でかなり破壊・脱落されやすくなっていると考えることができる．そのため，**４．３．６** の結果に示したように，解析の範囲では，繊維は工具に接触する以前で破壊することはないが，強度にばらつきをもつ材料を取り扱っている以上，応力分布から見る範囲では破壊に至る可能性をもつことが考察できる．切削において，繊維が工具と接触して破壊するか，接触する以前に破壊するかは工具が受ける損傷に関係し，工具の摩耗に大きく係わってくるものと考える．さらに詳細な検討は今後の課題である．

図４－２３ はStage Cの場合の，繊維の破壊が進行している状態での各応力の分布を示す．**図４－２３(ａ)** に示す最大主応力の分布から，降伏を起こしている仕上げ面より下の部分では引張り応力が大きくなっており，繊維破壊には引張り応力が強く関与していることがわかる．また，降伏を起こしている部分と下に接する部分の各応力に注目すると，いずれも値が小さくなっている．繊維の破壊が仕上げ面下0.5 以上に深部まで及ばない応力分布となっていると考えることができる．**図４－２４** は繊維を２本配した場合の最大主応力の分布を示す．工具に近い側の繊維は，前述のとおり，繊維内部で引張り応力，界面に近い母材部分で圧縮応力が作用しているが，もう一方の工具から遠い繊維も応力値は小さいながら繊維内に引張り応力の作用する同様の応力分布を示している．アルミナ繊維とアルミニウム合金のヤング率の著しく異なる材料の組み合わせでは，切削過程で繊維が引張り応力を受け破壊されやすい状態となっていると考えられる．

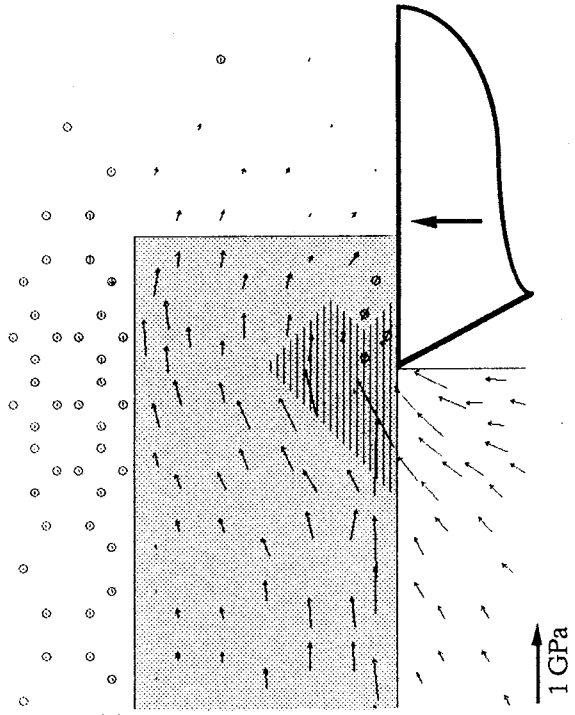


(a) Maximum principal stress

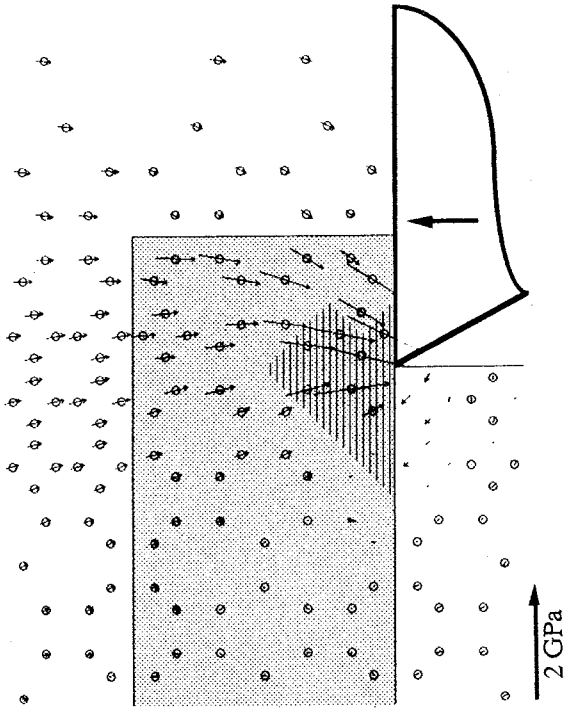
(b) Minimum principal stress

(c) Principal shearing stress

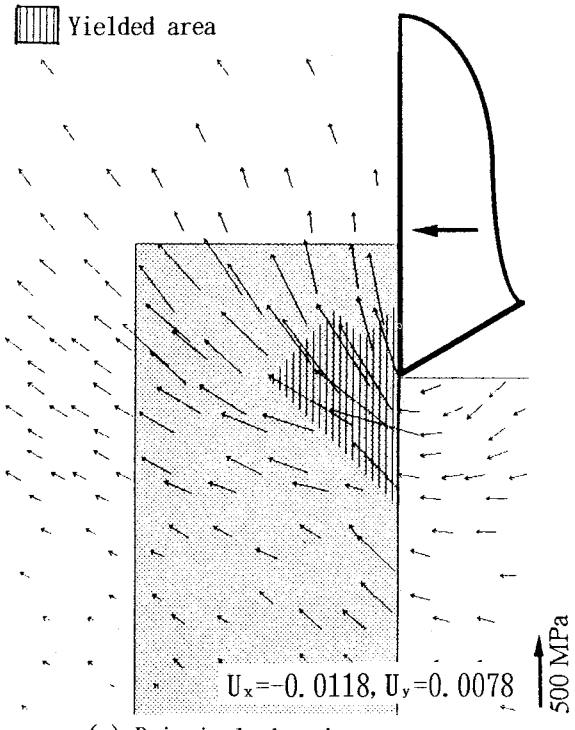
図4－22　Stage Aにおける繊維上部の最大・最小主応力，並びに主せん断応力の分布



(a) Maximum principal stress



(b) Minimum principal stress



(c) Principal shearing stress

図4－23　Stage Cにおける繊維上部の最大・最小主応力，並びに主せん断応力の分布

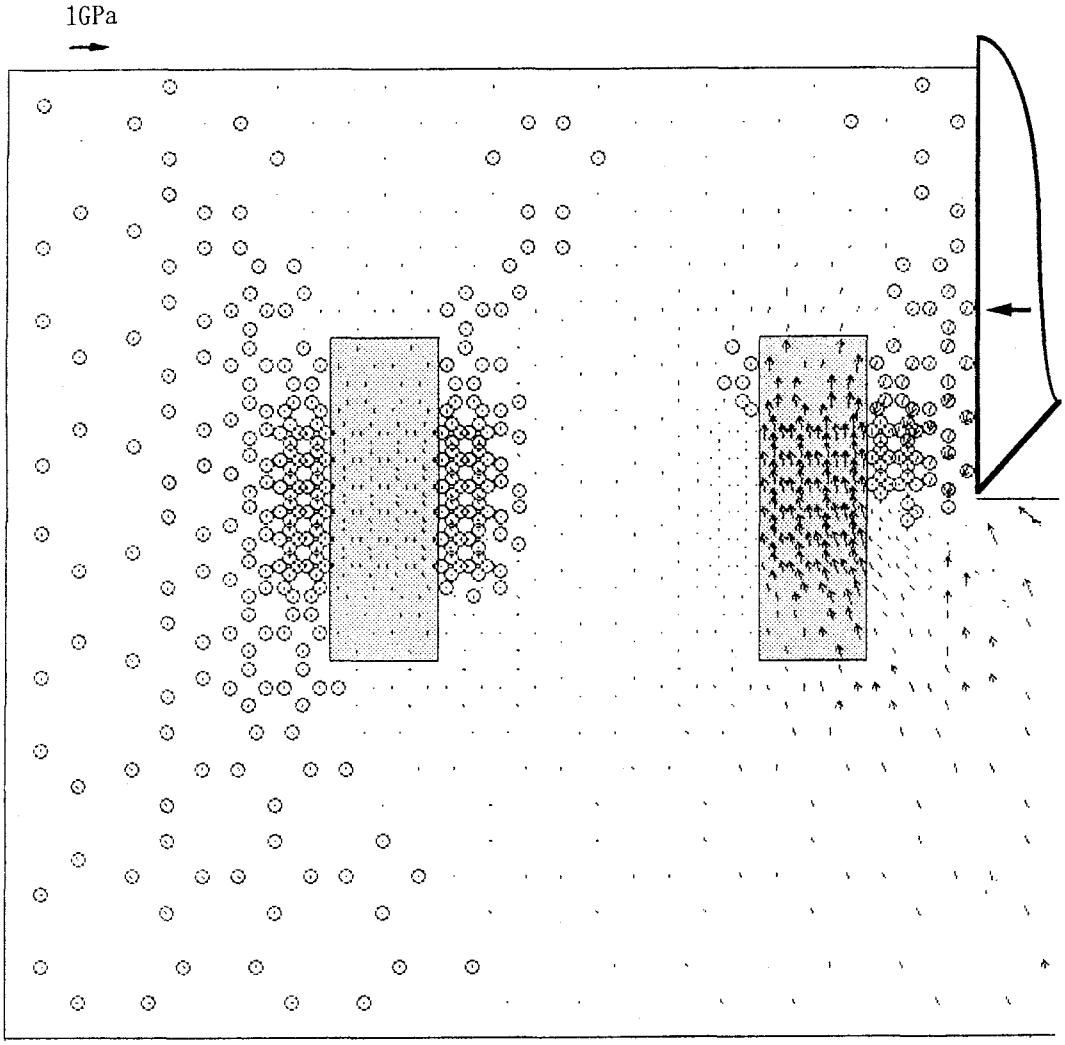


図４－２４　２繊維モデルの最大主応力分布（U_x=-0.0271, U_y=0.0181）

４．４　ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金の仕上げ面生成機構の解析

４．４．１　解析の目的

強化材のＳｉＣウィスカはアルミナ繊維に比べて，硬さも硬いうえに，引張り強さはアルミナ繊維が1.76GPaに対して20.6GPaと極めて高強度である．ＳｉＣウィスカをアルミニウム合金で複合してダイヤモンド切削をすると，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金に比べてかなりの難削性を示した．ここで，仕上げ面はウィスカが抜けたあとの1～10μm 程度の穴が多数存在する状態であることを ３．３．２ で報告した．また，配向方向と切削方向，仕上げ面の関係を変えた実験では，配向方向が仕上げ面と平行な場合は，直角の場合に比べて仕上げ面粗さが悪くなっていることを ３．３．４ で示した．更に，配向方向，

表４－３　ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金の物性定数

Material	SiC whisker	Matrix(A6061)
Young's modulus(GPa)	481	68.6
Poisson's ratio	0.2	0.33
Yield stress(MPa)	20600	274
Strain hardening rate(GPa)	48.1	0.686

仕上げ面，切削方向がすべて平行の状態では最も結果が悪くなった．この現象は強化材をアルミナ繊維とした場合においても，３．２．５で述べたように同様の結果となった．

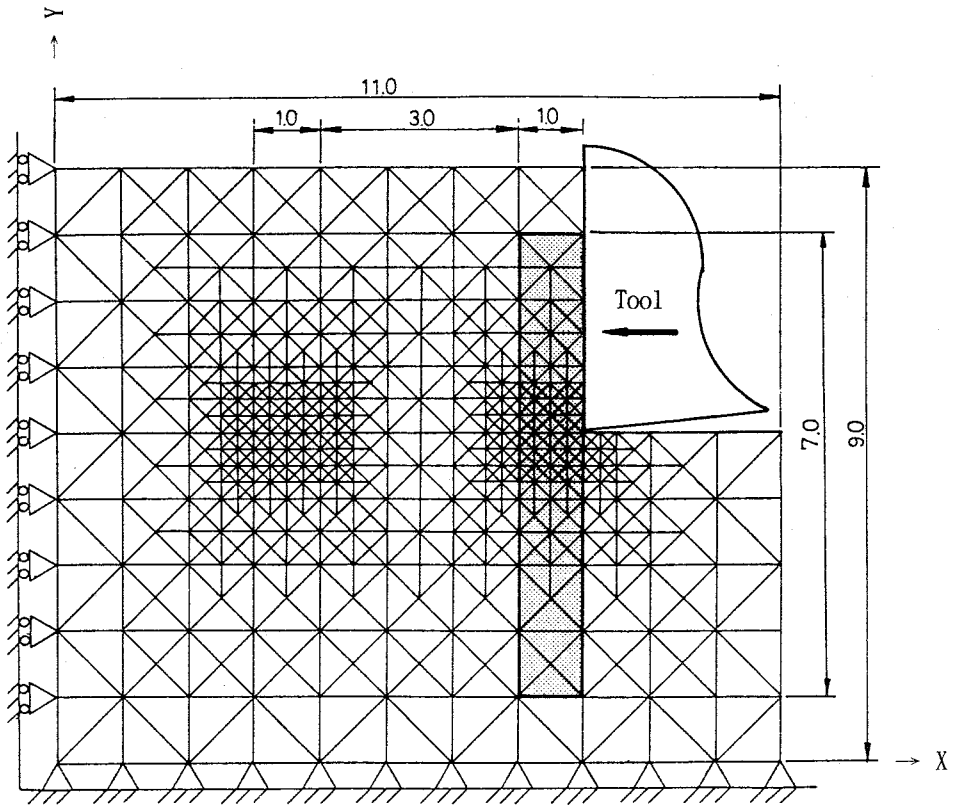
ここでは，仕上げ面生成機構に関して，ウィスカ配向方向と仕上げ面が直角な場合の，ウィスカの抜けによる穴の生成を弾塑性有限要素法用いて詳細に検討する．更に，平行配向の場合の機構についても，強化材をＳｉＣウィスカ，アルミナ繊維として検討する．

４．４．２　計算モデル

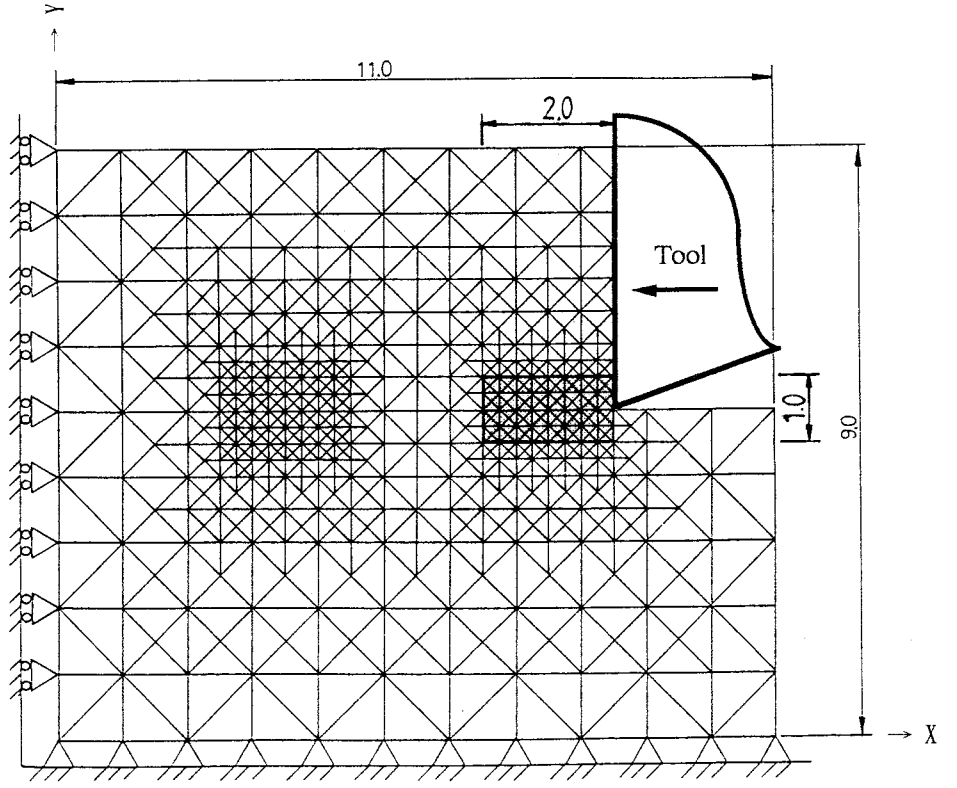
使用する計算モデルを**図４－２５**に示す．ウィスカ配向が切削方向に垂直方向の場合と縦方向の場合である．**３．２．１**の**図３－１**のType ＣおよびType Ａに対応する．**４．３．２**の**図４－１２**の２本繊維を配置した計算モデルを修正し１本のみとし，工具切れ刃と接触させた状態にしてある．これはＳｉＣウィスカの強度が高く容易に降伏しないため，降伏域増加の過程で可能な限り境界からの影響を少なくしようと考えたからである．また，強化材の形状に関して，ＳｉＣウィスカは**３．３．１**の**表３－２**に示すように，直径0.05～1.5μmに対してアスペクト比が50～200と，アスペクト比が大きくなっている．ここでは，計算可能な要素数に制限があり，実際の形状どおりは計算モデルを設定できないため，直角な場合は直径1.0に対して長さを7.0とし，平行な場合は直径 1.0に対して長さ 2.0として，降伏域の変化，応力分布からウィスカの破壊および界面のはく離を検討する．ＳｉＣウィスカおよび母材の A6061の物性定数を**表４－３**に示す．破壊のクライテリオンは式（３）に示す相当応力が降伏応力に達したときとし，加工硬化係数は**４．３．４**のアルミナ繊維同様にヤング率の1/10としている．なお，ＳｉＣウィスカと母材界面はアルミナ繊維のような化学反応が起こりにくく，界面せん断強さは母材のせん断強さには達しないで，大きな引張り応力を受けた場合界面はくりが起こるであろうと考えられる．また，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金と切削状態が大きく変わらないと考え，工具すくい面から与える境界条件は**４．３．２**と同様とした．配向方向が仕上げ面と平行な場合のアルミナ短繊維強化アルミニウム合金切削については，計算モデルを**図４－２５（ｂ）**とし，物性定数は**４．３．６**の**表４－２**に示すものを使用する．

４．４．３　ＳｉＣウィスカの破壊と界面はく離

まず，切削においてウィスカが破壊する場所について検討する．以下に述べるように，

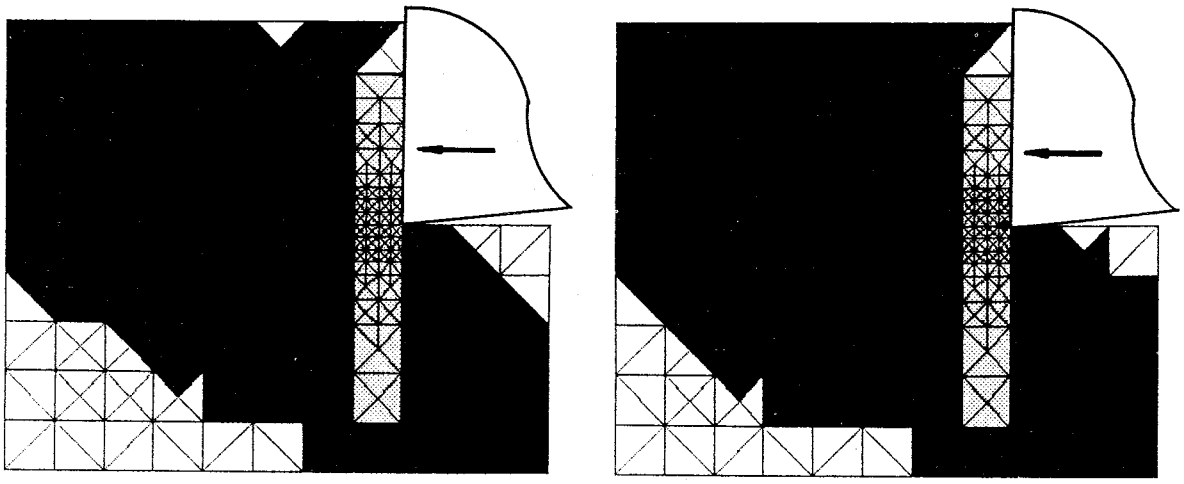


(a) Cutting direction : Normal



(b) Cutting direction : Longitudinal

図４－２５　ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金切削の有限要素モデル



(a) U_x=-0.2078, U_y=0.1386　　(b) U_x=-0.3270, U_y=0.2181

図４－２６　ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金切削における降伏域

ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金での仕上げ面生成機構でのウィスカの挙動は，破壊か抜けかいずれか一方が起きると考えられるので，ここでは，抜けの起こらないウィスカが仕上げ面下に十分深くある状態について扱う．解析プログラムでは界面での節点解放の処理をしていないので，ウィスカと母材は接着した状態と考えることができ，考察にはなんら支障はないと考える．**図４－２６**は降伏域の変化を２段階について示す．**図４－２６(ａ)**の段階で，すでに母材の降伏域が進展し，ウィスカの下部にまで及んでいることがわかる．**図４－２６(ｂ)**の段階に至り，ウィスカは刃先先端の部分から降伏を始める．**図４－２７**はウィスカの降伏が始まる**図４－２６(ａ)**と**(ｂ)**の中間の段階において，ウィスカの中心部分について，最大・最小主応力，および主せん断応力を刃先を原点としてＹ方向に求めたものである．なお，ウィスカの底部で値が増加しているのは，計算モデルの下部での拘束による影響を受けたものと考えられ，下部での拘束位置が十分離れていればせん断応力は単調に減少するものとみられる．ここでは，各応力とも単調に減少するものとして取り扱った．刃先は解の特異点であり，また，実際の切削過程では著しいひずみを受けている部分であるから，この解は若干の誤差を伴っていると考えられる．しかし，この場合母材部分でかなりのひずみを受けていることを考慮すると，刃先で各応力の絶対値が最大値をとっており，破壊のクライテリオンに達しやすくなっていて，破壊は切れ刃先端から起きる可能性が高くなっている．また，３応力の中では引張り応力の最大主応力が最も大きいことから，負荷応力の種類の中では引張り強さに弱いと考えられるウイスカはますます破壊されやすい．

ウィスカが仕上げ面下に浅く複合されている場合，又は，仕上げ面下の浅い位置でウィスカに欠陥が生じていて破壊に結び付きやすい場合は，母材との界面ではく離が起こり，ウィスカが引き抜かれることが考えられる．**図４－２８**はウィスカが降伏する前の，母

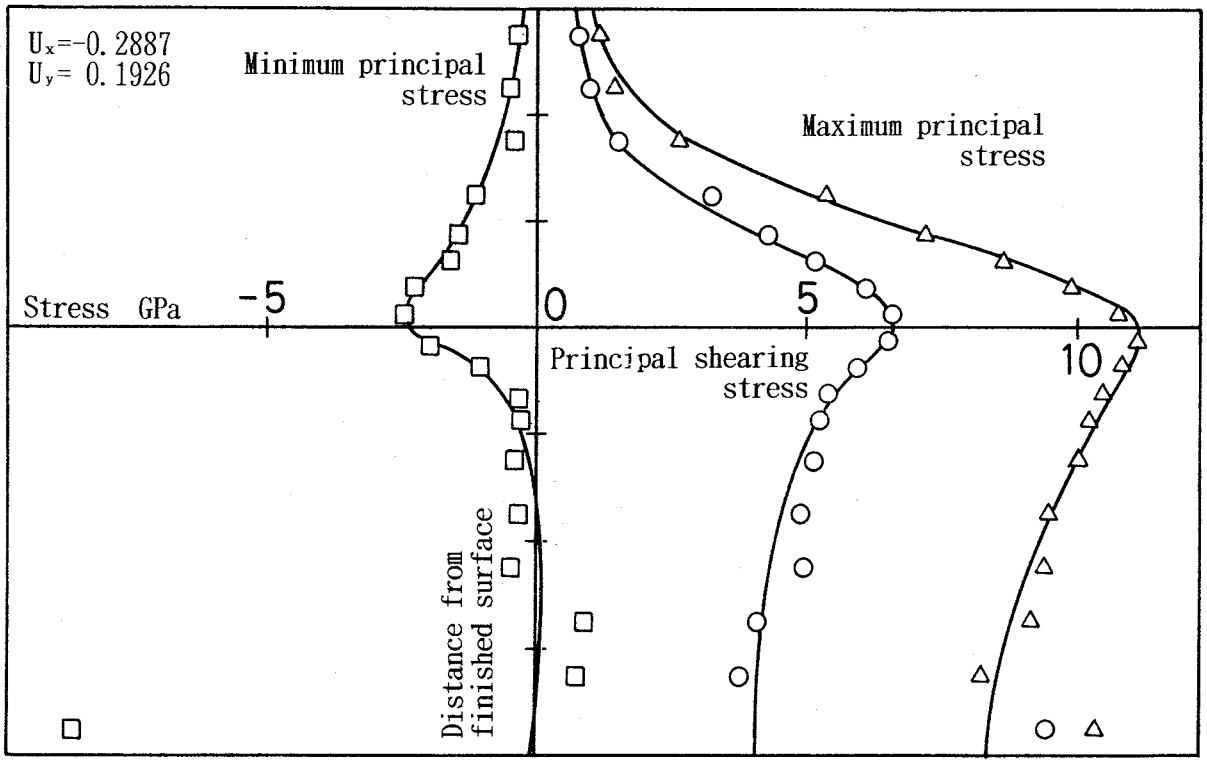
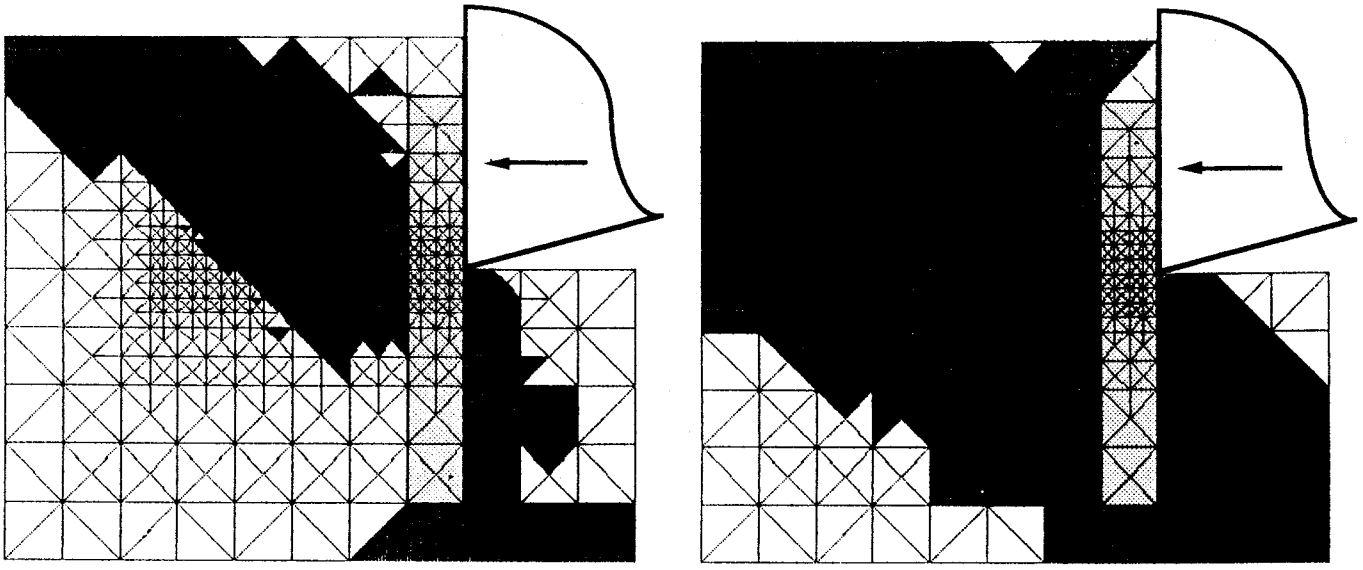


図４－２７　ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金切削における
繊維内の最大・最小主応力，並びに主せん断応力の分布



(a) U_x=-0.0440, U_y=0.0294　　(b) U_x=-0.1680, U_y=0.1120

図４－２８　ＳｉＣウィスカ破壊前の母材の降伏域

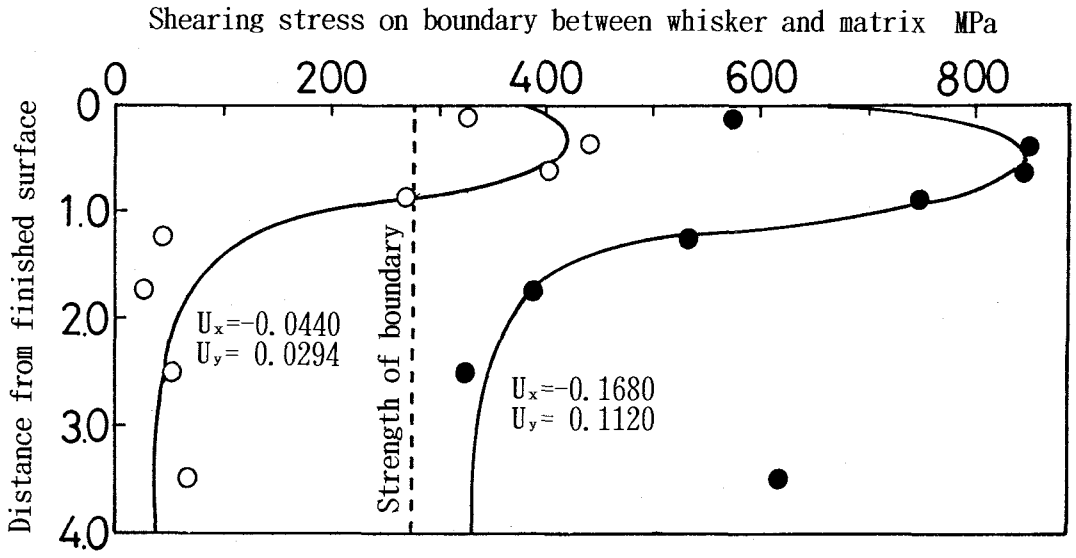


図４－２９　ウィスカ・母材界面のせん断応力の変化

材の降伏が進展している２段階を示す．**図４－２９**がこれら２段階の界面せん断応力τ_{xy}をウィスカと工具が接触している反対側で，仕上げ面から深さ方向に求めたものである．ただし，ウィスカ底部での応力の取り扱いは，前述のように単調に減少するものとした．界面のせん断応力は仕上げ面下約0.2～0.3で最大値を示す．図中，τ_{xy}＝274MPaに破線が付してあるのは，この応力値が母材の降伏強さであることを示す．界面せん断強さは母材の降伏強さ以下であると考えられるから，$\tau_{xy}\leqq$274MPaの条件で界面ははく離を起こしている．**図４－２８**と**図４－２９**を対比させると，降伏域と界面はく離を起こしている領域はほぼよい対応を示している．前述のように，本複合材の場合，界面強度はアルミナ短繊維強化アルミニウム合金に比べて弱いと考えられるから，ウィスカに接する母材で降伏に達した状態では，界面はく離を起こしているものと推察できる．

ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金の仕上げ面生成機構について考察する．ウィスカが複合されている深さが仕上げ面下から浅い場合は，根こそぎ引き抜かれることがわかる．しかし，ウィスカが仕上げ面下から十分深い場合は，母材の降伏域は深部まで及ばないと考えられるので引き抜きは起こらない．この場合，**図４－２６（ｂ）**および**図４－２７**に示すように，ウィスカの降伏・破壊は切れ刃先端の部分で起こる．更に，切断された後，ウィスカは引張り応力を受けているため縮んで仕上げ面下に後退する．ここで，仕上げ面下近傍のウィスカと母材の界面のはくりはこの段階ですでに起きているため，ウィスカは容易に後退できる．そのため，母材の盛り上がりは少なくなると考えられる．実験結果では**３．３．３**で示したように仕上げ面では，ウィスカの抜けた後の穴の深さは0.2～0.3μmとなっていた．切れ刃で切断されて後退すれば，ほぼ同程度の深さになると推察できる．ウィスカはアスペクト比が 50～200であるから，ほとんどのウィスカは切れ刃で切断されると考えられる．解析の結果，**３．３．２**で述べたウィスカの抜けは，大部分はウィス

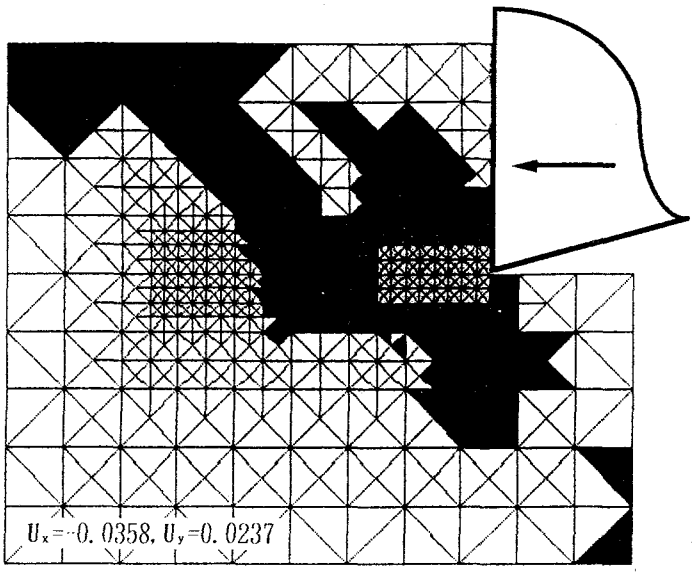


図４－３０　ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金
切削における平行配向の場合の降伏域

カの切れ刃による切断，後退の機構であることがわかった．

４．４．４　強化材の配向が仕上げ面生成に及ぼす影響

３．２．１ の **図３－１** において示した，配向方向，仕上げ面，および切削方向の関係のType Ｃの状態はすでに解析しているので，計算モデルはType Ａの状態の **図４－２５（ｂ）** である．Type Ｂの状態はType Ａの状態から予測する．**図４－３０** は切りくずせん断域が形成された段階における降伏域である．ウィスカの降伏部はないのに対して，母材部分はウィスカの下側まで降伏が進んでいる．**図４－３１** は工具切れ刃とウィスカ付近の最大・最小主応力分布，および主せん断応力の分布を示す．**図４－３１（ａ）** の最大主応力の分布を見ると，ウィスカが上方に引っ張られ，工具切れ刃によって掘り起こされる状態となっている．すなわち，母材が降伏を起こしていることから，ウィスカ・母材界面では工具切れ刃側からはく離が進行し，ウィスカの掘り起こしが進むものと考えられる．本解析では，ウィスカの直径を1.0 と無次元化して解析しているので，全体のモデルの寸法に対するウィスカの寸法は大きくなっているが，実際は直径0.5～1.5μmであるため，仕上げ面から強化材下端までの実際の距離が小さく，掘り起こしは起こりやすくなる．掘り起こしが起きれば，強化材周囲の母材もともに根こそぎ脱落させられ，欠陥は大きくなる．Type ＢはType Ａ同様に，強化材が掘り起こされていると考えられる．ただし，切れ刃稜と強化材の配向方向が平行になっていることから，Type Ａ の直角の状態よりは強化材は容易に掘り起こされ，母材が受ける欠陥は少ないものと考えることができる．

次に，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金切削における，配向方向が仕上げ面と平行な場合についても考察を加える．**図４－３２** は切りくずせん断域が形成される過程での降伏域の変化を示す．繊維下部での境界の母材に降伏域が形成される以前の段階で，繊維

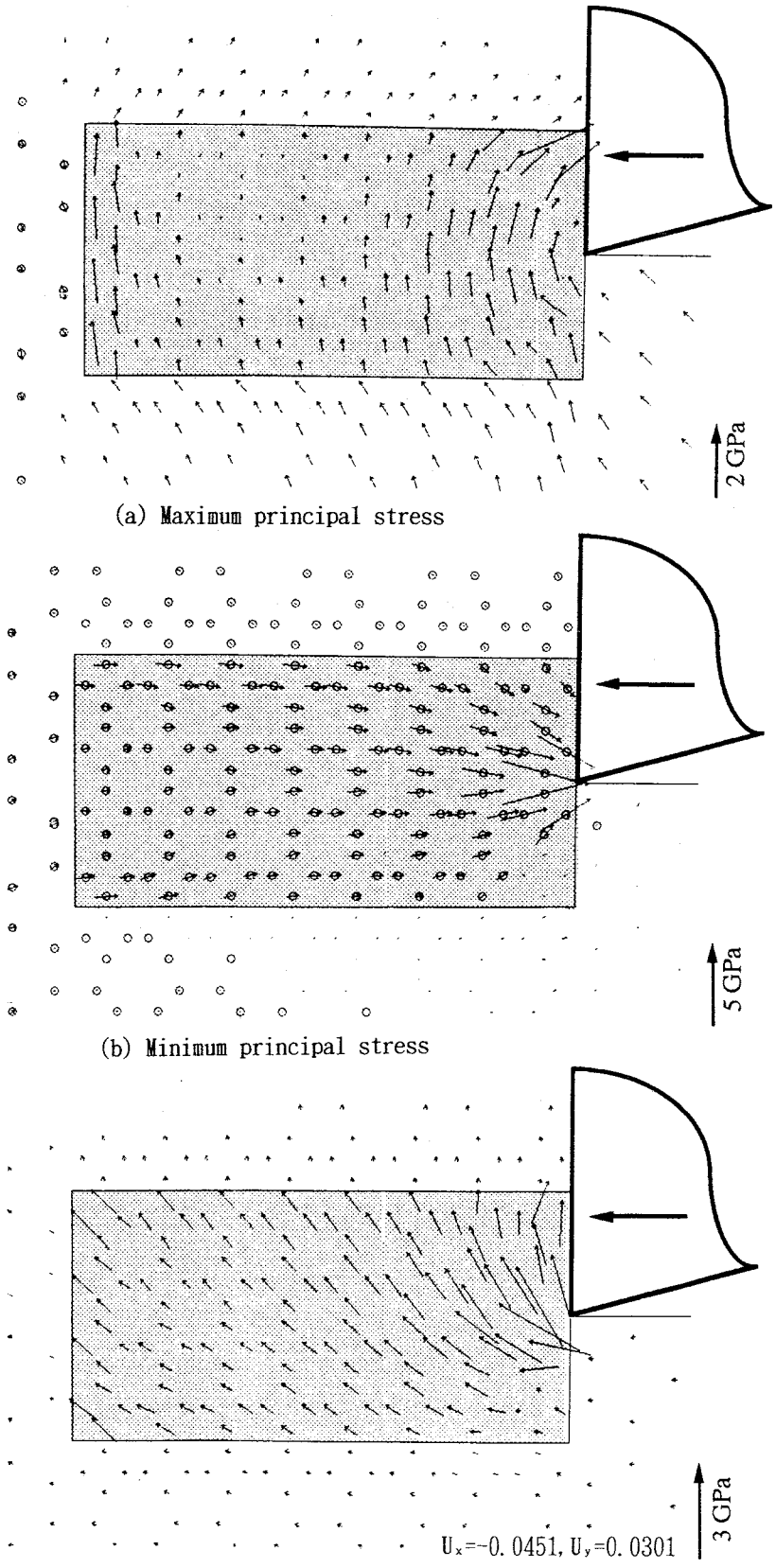
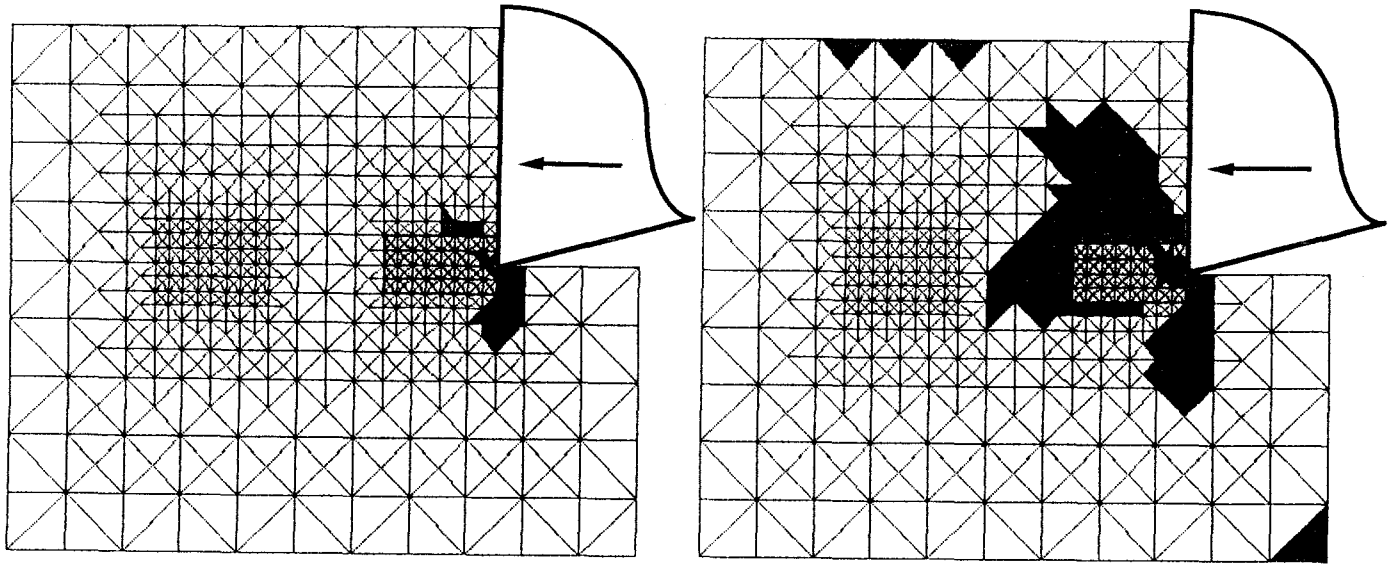


図４－３１　ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金切削における平行配向の場合の最大・最小主応力，並びに主せん断応力の分布



(a) U_x=-0.0158, U_y=0.0106　　(b) U_x=-0.0242, U_y=0.0161

図４－３２　アルミナ短繊維強化アルミニウム合金
切削における平行配向の場合の降伏域

の降伏がみられる．このため，仕上げ面生成の過程は繊維が界面はく離により脱落せず，４．３．６ で述べた配向方向が仕上げ面と直角な場合と類似の繊維の破壊・脱落によると予想される．３．２．５ の 図3－１５ （a），（b） のＳＥＭ写真を詳細に観察すると，繊維が脱落した穴に残存していることが認められ，解析はこの現象を裏付けていると考えられる．以上，同様の配向方向，切削方向，仕上げ面の関係での切削であっても，強化材が異なれば仕上げ面生成機構は異なる．すなわち，ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金では根こそぎ掘り起こされ，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金は繊維の破壊・脱落による穴の生成である．これらのことが，弾塑性有限要素法によって詳細に解析することができた．

４．５　炭素繊維強化アルミニウム合金の仕上げ面生成機構の解析

４．５．１　解析の目的

ピッチ系炭素繊維およびメソフェーズピッチ系炭素繊維をアルミニウム合金で複合してダイヤモンド切削したとき，仕上げ面の状態が２種類の複合材で異なることを ３．４ において示した．ピッチ系複合材では繊維の突出と繊維脱落による穴が生成され，メソフェーズピッチ系では主に繊維脱落による穴が生成される．また，ピッチ系複合材について，２次元ランダム配向の複合材を配向面に平行な場合と直角の場合に切削したときでは，仕上げ面生成機構が異なる．すなわち，配向面に平行な切削では，仕上げ予定面と繊維の位置によって，工具切れ刃による繊維の押し込みと工具通過後の繊維の突出，繊維破壊・脱

落による穴の生成，根こそぎ繊維が脱落することによる穴の生成の３種類の仕上げ面生成機構があることがわかった．直角配向の場合は，繊維の突出量が大きくなることを示した．

ここでは，繊維の種類，並びに配向方向や工具刃先からの深さなどの繊維の分布状態による仕上げ面生成機構について，弾塑性有限要素法を用いて解析し，３．４で予測したモデルについて検証する．

４．５．２　計算モデル

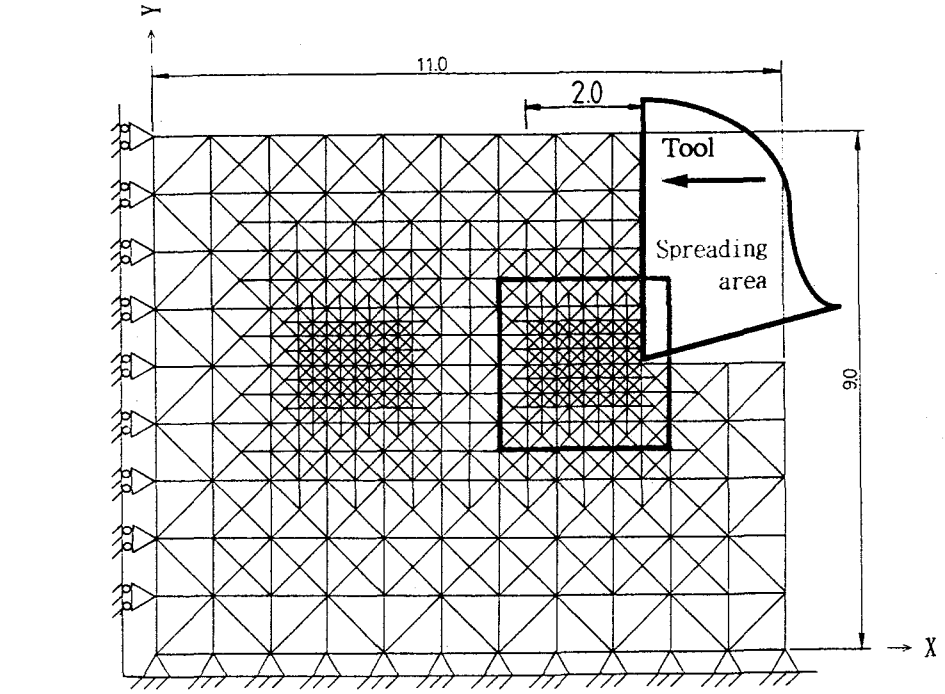
仕上げ面と繊維配向方向との関係を変えた仕上げ面生成機構を検討するために，２種類のモデルを設定する．すなわち，仕上げ面と繊維が直角な場合は計算モデルにアルミナ短繊維強化アルミニウム合金の解析に用いた**図４－１１**のType Cを使用する．これに対して，配向面に平行に切削する場合は，切削方向に対して繊維は平行配向と近似して，SiCウィスカ強化アルミニウム合金の解析に用いた**図４－２５**の計算モデルを修正して使用する．ここで，繊維と仕上げ位置との関係により**図４－３３**に示す３種類のモデルを用いる．なお，繊維直径，アスペクト比，切込みの寸法比が実験と異なるのは，工具刃先下の仕上げ面生成を対象としており，主に繊維の破壊，界面のはく離の現象のみを検討しているためである．また，境界条件は前述のとおりであり，破壊のクライテリオンも同様に扱う．

ピッチ系およびメソフェーズピッチ系炭素繊維，並びに母材のAC7Aの物性定数を**表４－４**に示す．加工硬化係数は前述同様にヤング率の1/10としている．炭素が高温で比較的安定していることから，繊維と母材の界面は複合の過程で界面での化学反応は起こりにくいと考えられ，界面せん断強さは小さいであろうと推察される．そのため，母材のせん断強さに達する以前で界面はく離が起きるものと考える．

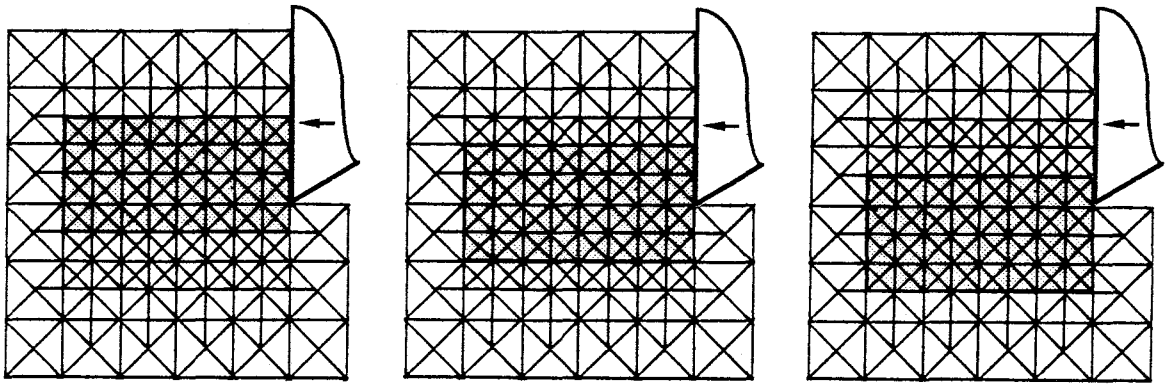
４．５．３　繊維の種類および配向方向が仕上げ面生成に及ぼす影響

図４－３４は平行配向でType Bの状態における，メソフェーズピッチ系炭素繊維複合材の降伏域を示す．切りくずせん断域が形成される前の，比較的工具変位量の小さな段階で，繊維の降伏が始まっており，繊維は切れ刃によってぜい性的に破壊されることを示している．材料の物性が類似なため，繊維はアルミナ繊維と同様に，破壊して脱落すると考えられることから３．４．２(１)の実験結果に示したように，メソフェーズピッチ系炭素繊維複合材の切削では，繊維の突出量の少ない繊維脱落穴の形成される仕上げ面となる．

これに対して，ピッチ系炭素繊維複合材の場合の降伏域を**図４－３５**に示す．**図４－３４**に比べて，かなり工具変位量が増加しないと降伏が始まらないことがわかる．**表４－４**に示すように，ピッチ系炭素繊維の降伏強さは686MPaと材料自体の強度は高いとは言えないが，母材に比べてヤング率が小さいことと降伏強さが大きい理由により，繊維は降伏しにくくなっている．**図４－３６**は，直角配向の場合の降伏域の変化を示す．平行配向の場合と同様に，繊維はかなり工具変位量が増加しないと，破壊を始めないことがわかる．ここで，ピッチ系炭素繊維複合材が切削方向と直角に配向している場合の，仕



(a) Finite element mesh



(b) Type A　(c) Type B　(d) Type C

図４－３３　炭素繊維強化アルミニウム合金切削の有限要素モデル

表４－４　炭素繊維強化アルミニウム合金の物性定数

Material	Pitch based fiber	Mesophase pitch based fiber	Matrix (AC7A)
Young's modulus(GPa)	33.3	441	71.0
Poisson's ratio	0.25	0.25	0.33
Yield stress(MPa)	686	1960	267
Strain hardening rate(GPa)	3.33	44.1	0.686

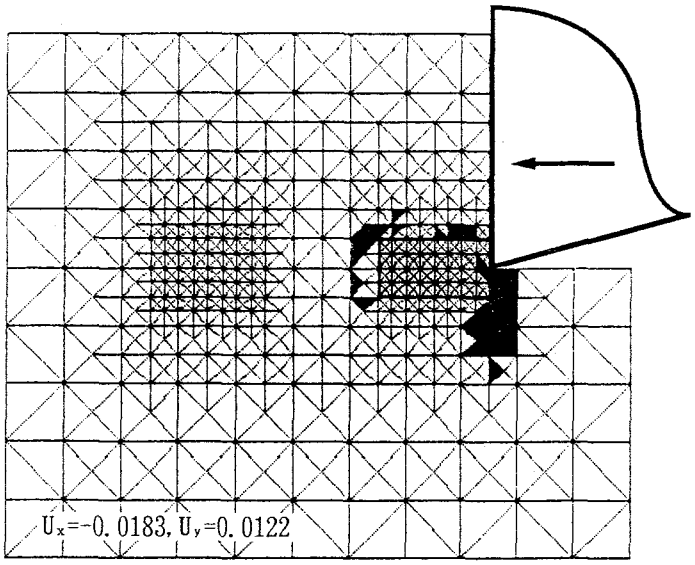


図4－34　メソフェーズピッチ系炭素繊維強化アルミニウム合金
を平行配向において切削した場合の降伏域

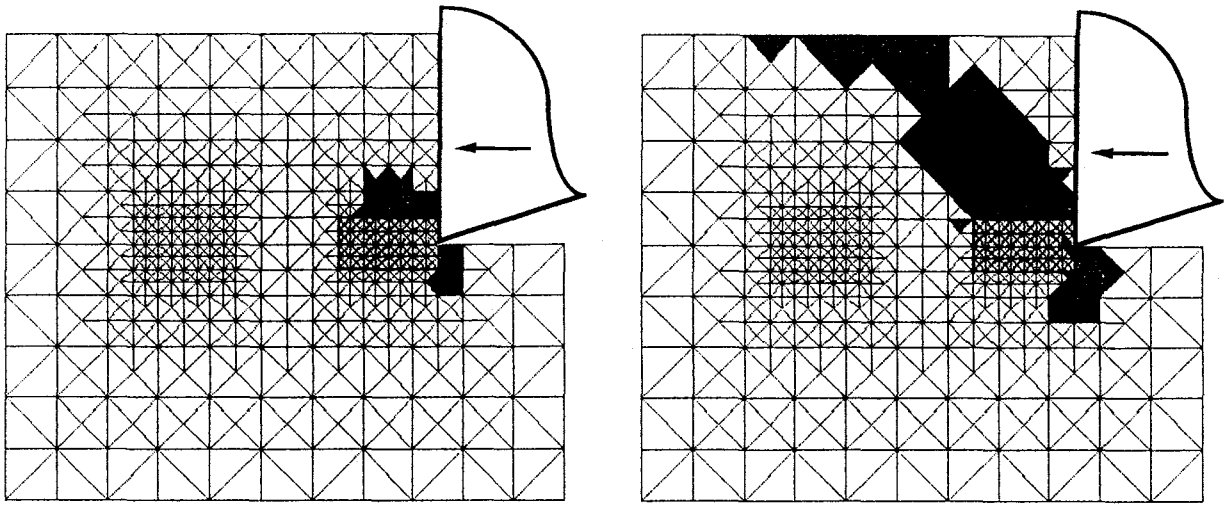
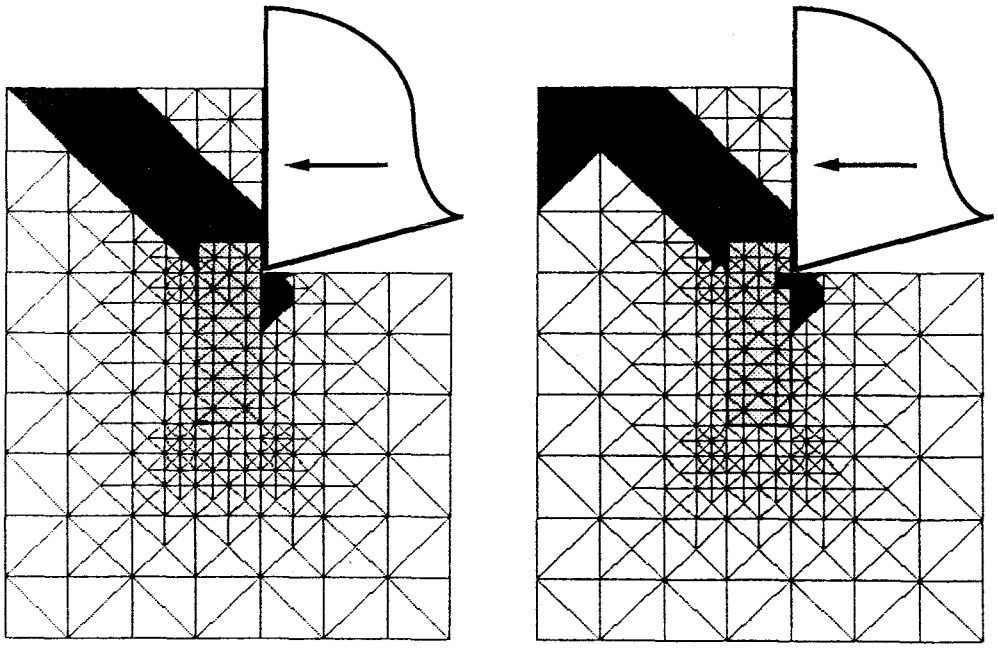


図4－35　ピッチ系炭素繊維強化アルミニウム合金
を平行配向において切削した場合の降伏域

上げ面生成機構について考察を加える．繊維は切断されにくいため，繊維と母材の界面せん断強度が小さいので界面はく離を起こした状態で，工具移動に伴って引っ張られ切削方向に大きく引き伸ばされ，切断されるものと考えられる．そのため，繊維が仕上げ面から比較的浅く複合されている場合は，根こそぎ引き抜かれることになる．深く複合されている場合は，仕上げ面下の繊維内部の欠陥部分から破壊し，引っ張られ，仕上げ面に繊維が突出したままとなる．

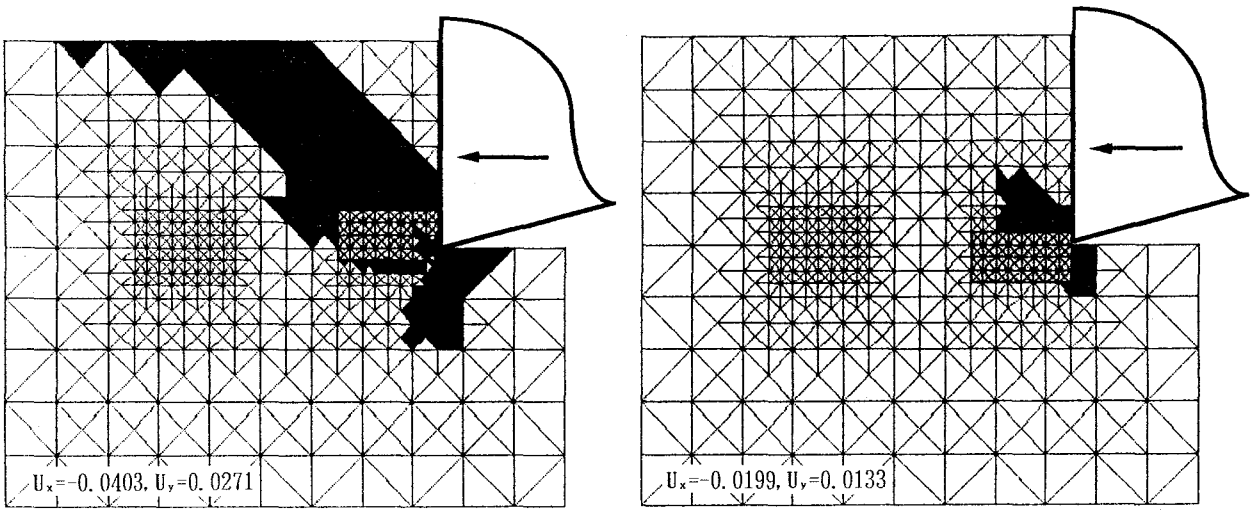
4．5．4　繊維の工具刃先からの深さが仕上げ面生成に及ぼす影響

ここで，ピッチ系炭素繊維複合材の平行配向の場合の，仕上げ面生成機構が３種類に分



(a) U_x=-0.0174, U_y=0.0116　　(b) U_x=-0.0200, U_y=0.0133

図４－３６　ピッチ系炭素繊維強化アルミニウム合金
を直角配向において切削した場合の降伏域



(a) Type A　　(b) Type C

図４－３７　ピッチ系炭素繊維強化アルミニウム合金
切削のＴｙｐｅ　Ａ，Ｃにおける降伏域

類されたことについて検討を加える．**図４－３５**　は繊維の軸が仕上げ予定面上にあるType Bの場合で，**図４－３５（ｂ）**に示すように，工具刃先下で繊維が破壊し穴が形成されつつあることがわかる．しかし，繊維下部の母材部分で降伏が始まっているのが認められ，界面せん断強度が小さいことを考慮すると，界面はく離を起こして根こそぎ脱落する可能性を含んでいるものと考えられる．**図４－３７（ａ）**は繊維軸が仕上げ予定面の上方

にあるType Aの場合で，繊維が下部の界面まで降伏していることと，繊維の下の母材が大部分降伏していることから，根こそぎ脱落するものと考えられる．**図４－３７(ｂ)**は繊維軸が仕上げ予定面の下方にあるType Cの場合で，かなりの工具変位量に至るまで繊維が降伏しないことがわかる．本解析では，大変形の状態まで扱っていないため，工具の進行により，繊維が母材中に押し込まれるところまでは解析できないが，工具により押し込まれる可能性が大きいことが推察される．以上から，仕上げ面が配向面と平行な場合の **４．３．２（２）** で設定した３種類の仕上げ面生成機構が，解析の結果からもほぼ妥当であると言える．

４．６　強化材の挙動と仕上げ面形態

アルミニウム基複合材をダイヤモンド切削したとき，仕上げ面生成に影響を与える因子として以下のものをあげることができる．まず，強化材に関しては，縦弾性係数，強度等の材料物性，直径，長さ等の形状，複合されている仕上げ面下の深さ，配向方向がある．また，母材自体の物性，強化材と母材界面の物性も影響する．実際の複合材を対象とした場合，これら各因子の組み合わせによって，次の５種類のモデルを設定することができる．**図４－３８** に示すモデルは破壊・脱落モデルである．アルミナ短繊維強化アルミニウム合金，およびメソフェーズピッチ系炭素繊維強化アルミニウム合金の繊維が仕上げ面下十分深く複合されている場合に該当する．強化材は工具切れ刃が接触して始めて破壊を受けるが，破壊される部分は刃先部分だけではなく仕上げ面下深部にまで及ぶ．このモデルが起こる原因は強化材がもろい場合である．この場合，強化材の脱落は界面のせん断強さが大きい場合は脱落しにくくなるため，脱落するときに母材部分を盛り上げる．

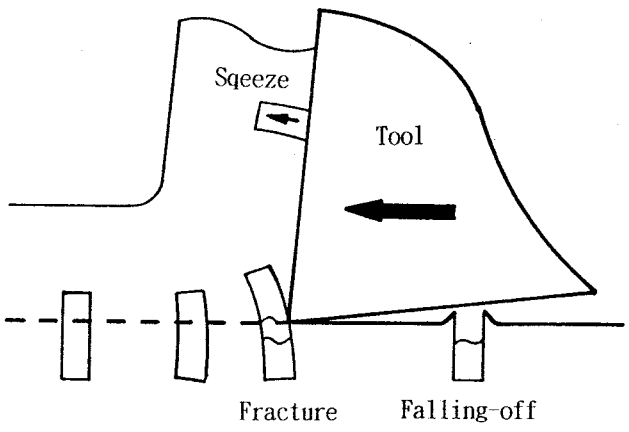


図４－３８　破壊・脱落モデル

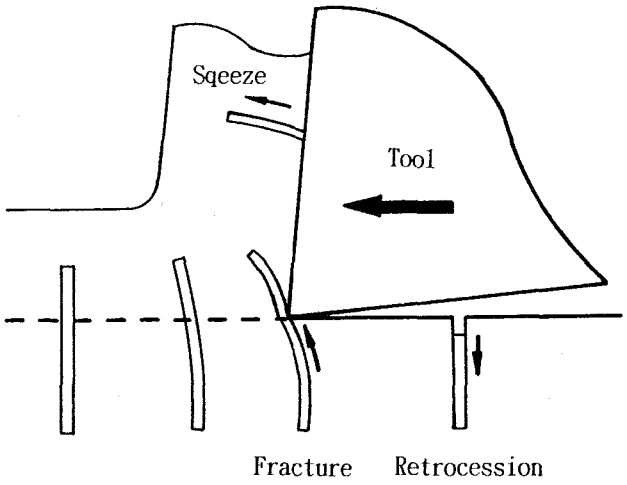


図４－３９　破壊・後退モデル

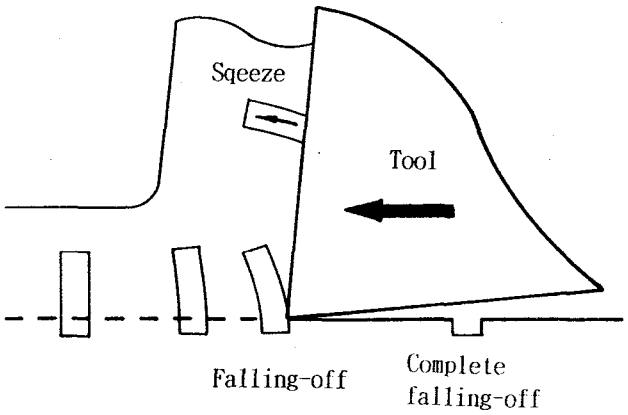


図４－４０　根こそぎ脱落モデル

強化材の破壊・後退モデルを **図４－３９** に示す．ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金のウィスカが仕上げ面下十分深く複合されている場合に該当する．強化材は切れ刃により破断され，強化材の弾性により仕上げ面下に後退する．この強化材の挙動は強化材の強度が高く，母材の界面のせん断強さが比較的小さいときに起こる．すなわち，強化材が破断しにくいため，切れ刃で切削方向に引張られ界面はく離を起こしていることから，強化材の後退はますます助長されるためである．また，強化材直径の小さい場合も，界面せん断力が小さくなるからこのモデルは起こりやすくなる．この場合は母材の盛り上がりは少ない．

図４－４０ に示す根こそぎ脱落のモデルは，強化材の分布状態が仕上げ面に対し浅いときに起こる．工具切れ刃による強化材の掘り起こしである．強化材と母材の物性の影響はさほど受けないと考えられるので，全ての複合材に対して起こり得るケースである．ただし，強化材と母材界面のせん断強さが大きい場合は，盛り上がりを伴う．

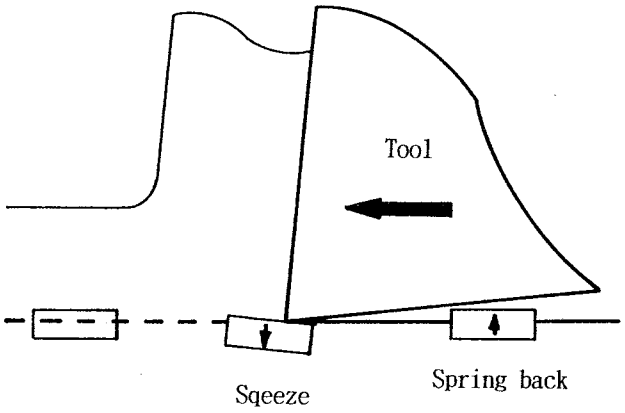


図４－４１　押し込み・突出モデル

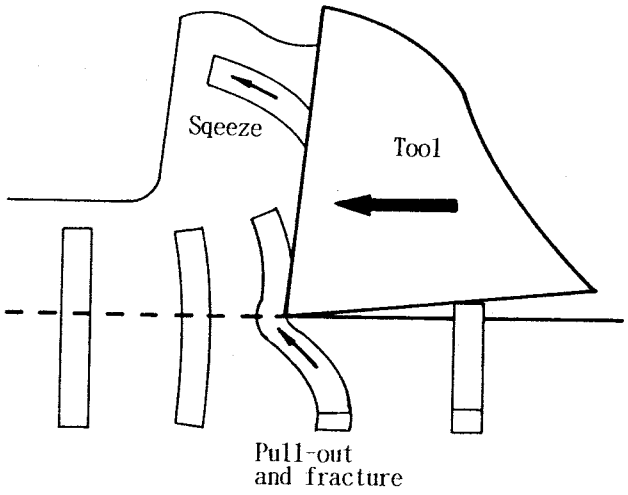


図４－４２　引抜き・破壊モデル

図４－４１ は押し込み・突出のモデルである．ピッチ系炭素繊維強化アルミニウム合金の繊維が仕上げ面下十分深く複合されている場合に該当する．強化材は切れ刃の通過時に母材中に押し込まれ，通過後は母材の弾性回復によって仕上げ面に突出する．工具切れ刃から強化材に対する作用力が大きいと強化材の破壊をひき起こすため，強化材が比較的大きな靭性を持っていることと，切削方向と強化材配向方向が同一の場合にこのモデルは起きやすい．

強化材が強靭で切削方向と強化材配向方向が直角な場合は，**図４－４２** に示す引き抜き・破壊モデルに従った仕上げ面生成となる．ピッチ系炭素繊維強化アルミニウム合金の切削方向に直角配向の場合に該当する．強化材は強靭なため破壊しにくく，さらにヤング率が小さいことで切削方向にかなり引張られる．強化材が比較的浅く複合されている場合は，**図４－４０** に示す根こそぎ脱落となるが，深く複合されている場合は，仕上げ面下

の欠陥部分から破壊が起こり引き抜かれ，強化材が突出したままとなる．

母材部分の粗さに関しては，単に母材のみを切削するよりは仕上げ面粗さは悪くなると考えられる．すなわち，切れ刃が強化材を破壊するときに，母材を切削するとき以上の力を必要とし，切れ刃と被削材間の相対変位が増えるためである．しかし，幾何学的な粗さ，すなわち，刃先形状と送り速度を変えることによって，仕上げ面粗さはある程度制御できる．

4．7 結　言

アルミニウム基複合材の仕上げ面生成機構を検討してわかったことは，以下のようになる．

(1) アルミナ短繊維強化アルミニウム合金をダイヤモンド切削すると，仕上げ面には繊維の脱落によって生ずる微細な穴が生成され，繊維の脱落には途中で破壊し脱落する場合，並びに根こそぎ脱落する２種類の過程がある．

(2) 繊維の形状，寸法，強度がばらつきをもつと考えられることから信頼性解析を行うと，繊維が破壊する深さと繊維直径の比はほぼ0.3 と一定であった．また，切込みを変化させる実験によってもこの比は変わらないことがわかった．更に，根こそぎ脱落する場合の比の分布をとると，繊維が破壊する深さ 0.3を最大値として分布している．

(3) 実用切削の３次元切削においては，切れ刃の仕上げ面生成に関係する部分で切取り厚さが極めて小さくならないようにしたほうが，繊維が破壊する深さを小さくできる．また，繊維周囲の盛り上がりは，工具切れ刃からの切削力の作用する方向と，周囲の繊維，析出Siの分布状態によって決まる．切削力が作用する反対側の繊維・母材界面に母材の盛り上がりが生ずるが，周囲に繊維やSiが分布していると盛り上がりを小さくする．

(4) アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の繊維の降伏強度を複合則で計算し，仕上げ面生成機構について弾塑性有限要素法解析したが，繊維は工具切れ刃と直接接触することによって破壊を開始する．しかし，工具が繊維に接触する以前でも繊維内部において，相当の大きさの引張り応力が発生し，繊維が破壊・脱落しやすい状態となっている．

(5) 穴の深さの解析値は繊維直径に対して0.5 となり，実験値 0.3と比較的良い一致を示す．

(6) ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金の仕上げ面上の穴の生成機構は，ウィスカが高強度であることから切断されず，刃先近傍の母材との界面ではく離を起こす．さらに工具が進行すると，刃先部分で切断された後，弾性による収縮によってウィスカは仕上げ面下に後退し，穴が形成される．

(7) 強化材の配向方向を仕上げ面に平行にした解析をすると，強化材がＳｉＣウィスカの場合は，直角としたものより母材部分の降伏が進み，強化材が掘り起こされやすくなる．強化材がアルミナ繊維の場合は，直角配向の解析結果と同様に，繊維が破壊・脱落して穴が形成されやすくなる．

(8) 炭素繊維強化アルミニウム合金の繊維をメソフェーズピッチ系炭素繊維にして解析すると，繊維脱落穴が形成されやすくなることがわかる．ピッチ系炭素繊維では，繊維は切断されにくくなり仕上げ予定面からの深さの深い順に根こそぎ脱落，破壊脱落，押し込みの機構となる．また，直角配向では，繊維が引き抜かれやすい．

(9) アルミニウム基複合材の仕上げ面は，破壊・脱落モデル，破壊・後退モデル，根こそぎ脱落モデル，押し込み・突出，並びに引き抜き・破壊モデルに分類できる．

参 考 文 献

1) 古沢利明，日野　裕，野呂瀬　進，磯貝　毅，中村　示，山田国男，貴志浩三：アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工（第２報），精密工学会誌，58,4(1992)641.

2) 古沢利明，横堀寿光，佐々木　茂，磯貝　毅，日野　裕，野呂瀬　進，中村　示，山田国男，貴志浩三：短繊維強化複合材切削の弾塑性解析（投稿中）

3) 古沢利明，日野　裕，野呂瀬　進，磯貝　毅，中村　示，山田国男，貴志浩三：アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工（第１報），精密工学会誌，57,12(1991)2169.

4) 新井　実，中山一雄，王　暁渡：短繊維強化アルミニウムの切削仕上面品位，精密工学会誌，57,1(1991)172.

5) 井川直哉，島田尚一：超精密ダイヤモンド切削とその問題点，日本機械学会誌，87,791(1984)38.

6) 古沢利明，野呂瀬　進，日野　裕，磯貝　毅，中村　示，山田国男：アルミナ短繊維強化アルミニウム複合材の摩耗（第１報），トライボロジスト，37,8(1992)654.

7) M.C.Shaw:Metal Cutting Principles,Clarendon Press,Oxford(1984)183.

8) 臼井英治：現代切削理論，共立出版，1990,61.

9) 淺井昭一，田口佳男，堀尾健一郎，河西敏雄，小林　昭：改良型走査電子顕微鏡（ＳＥＭ）による単結晶ダイヤモンド工具の切れ刃稜丸み半径の測定と解析，精密工学会誌，56 ,7 (1990)1311.

10) 山田嘉昭：コンピュータによる構造工学講座Ⅱ-2-A，培風館(1972).

11) 横堀武夫：材料強度学，岩波全書，1988,117.

12) 林　毅：複合材料工学，日科技連(1985)36.

13) 山田嘉昭，木原諄二：金属塑性学，丸善，1973，46.
14) (社) 日本セラミックス協会：セラミックスの機械的性質，技報堂，1988，50.
15) 日本機械学会：機械工学便覧，日本機械学会，1968, 4-25.
16) 横堀武夫，沢木洋三，中西征二：ミクロとマクロを結合したき裂の力学による切欠きぜい性破壊のクライテリオン，日本機械学会論文集A編，45，398 (1979)，1183.
17) 横堀武夫，石崎保博，横堀寿光：モードIおよびモードII形組合せ負荷によるき裂材の破壊に関する研究，日本機械学会論文集A編，46，406 (1980)，590.
18) 横堀武夫，横堀寿光，佐藤　清，面谷　信：モードIおよびモードII形組合せ負荷によるき裂材の破壊とフェライト結晶粒大きさに関する研究，日本機械学会論文集A編，48，430 (1982)，707.

第５章　仕上げ面の改善方法

５．１　緒　　言

第２章において，アルミニウム基複合材の高精度切削加工を達成させるための基本的条件は，精度の高い工作機械と優れた性能を有する工具の使用であることを述べた．また，第３章では，各複合材の被削性に関する検討の中でより精度を向上し，工具寿命を可能な限り延ばすための条件について検討を加えた．本章では，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金をさらに精度を高めるための試みについて，切削加工での方法と研削加工による方法について実験し考察する．

切削加工による方法は，形成された繊維脱落後の穴を逆に利用して，このような前加工面を微小切削をすることによって，可能な限り繊維の切削を減らして，工具摩耗の減少と仕上げ面の向上を図ろうとするものである．また，研削加工では砥粒に微小な切れ刃が数多くあり，小さな切込みを与えることができるので，切削加工よりも微小切削のプロセスを制御しやすいと考えられる．そこで，本章では，研削実験を行い，その仕上げ面の状態について切削加工の場合と比較・検討した．

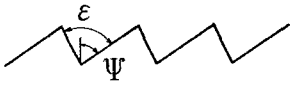
５．２　超精密ダイヤモンド工具による微小切削

５．２．１　実験装置および方法

切削実験で使用した工具および切削条件を **表５－１** に示す．仕上げ切削に使用した工具は輪郭度 2μm以下の精度をもつ超精密加工用の単結晶ダイヤモンドである．なお，先丸バイトを選定した理由は，平バイトのように繁雑な刃先調整を必要としないため，実作業への適用が容易であると考えたためである．前加工の精度は10μmの切込みで，平バイトのセッティング角を±0.5°の範囲に小さくすると，面の真直度が1μm 程度と大きくなる[1]ため，微小切削をすると切込みにばらつきを生ずる．そこで，真直度を向上させるために切込みを5μm と小さくし，かつ，アプローチ角を大きくして前加工した．また，先丸バイトでの前加工も別に行った．前加工面の真直度は0.2μm 以下となるよう微小切込みで数回切削して調整している．ここでは前加工面を送りマークの形状から，それぞれ，三角形状，円弧形状と命名する．表面粗さは約 2.0μmを目安としてアプローチ角，コーナ半径から送り速度を設定した．なお，前加工の工具および切削条件は **表５－１** に示すとおりである．なお，仕上げ切削における切込みは，**図５－１** に示すように前加工面をごく一部残しておいて谷部から測定したものである．

被削材は10%Al_2O_3/A4032を用い，使用機械，被削材の取付け方法，並びに実験室条件は **２．１** と同様である．なお，使用機械の工具送り台は分解能 0.5μmの切込み設定機能を

表５－１　仕上げ，前加工の工具および切削条件

Finishing		
Tool	Ultra-precision single crystal diamond tool	
	Tool geometry	Rounded corner
	Corner radius	2.0 mm
	Rake angle	0°
	Clearance angle	10°
Cutting condition	Cutting speeds	120 - 560 m/min
	Feed rate	0.01 - 0.078 mm/rev
	Depth of cut	0.5 - 3.9 μm
	Cutting fluid	Synthetic oil
Pre-finishing		
Triangular type Cutting direction →  Ψ : Approach angle ε : Included angle	Throw away type single crystal diamond tool	
	Tool geometry	Straight
	Included angle	120°
	Rake angle	0°
	Clearance angle	5°
	Spindle speeds	1000 rpm (145-393 m/min)
	Feed rate	0.01 mm/rev
	Depth of cut	5 μm
	Cutting fluid	Synthetic oil
Circular type Cutting direction → rε : Corner radius	Throw away type single crystal and sintered poly-crystalline diamond tool	
	Tool geometry	Rounded corner
	Corner radius	1.6 mm
	Rake angle	0°
	Clearance angle	5°
	Spindle speeds	1000 rpm (145-393 m/min)
	Feed rate	0.15 mm/rev
	Depth of cut	5 μm
	Cutting fluid	Synthetic oil

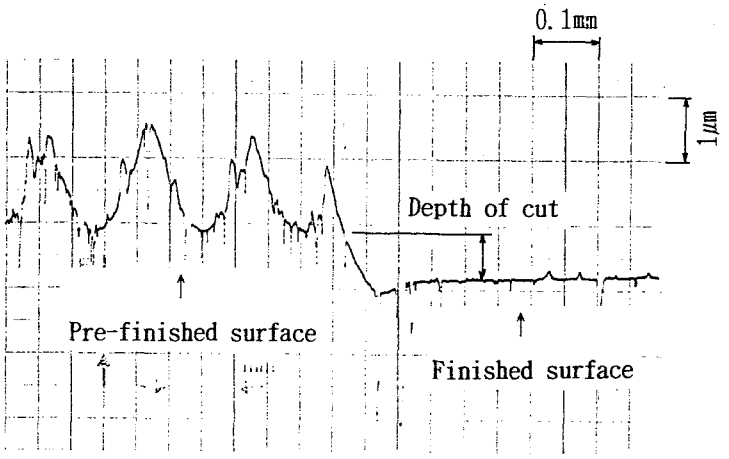
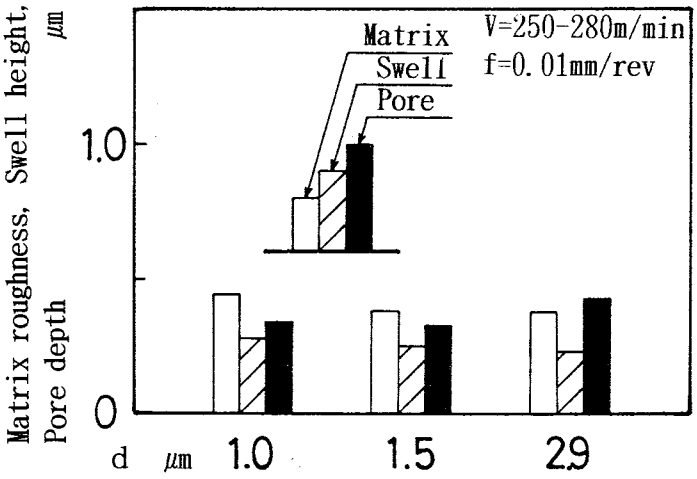


図５－１　切込みの定義



Pre-finishing : Straight tool
N=1000rpm(V=145~393m/min),
f=0.01mm/rev, d=10μm

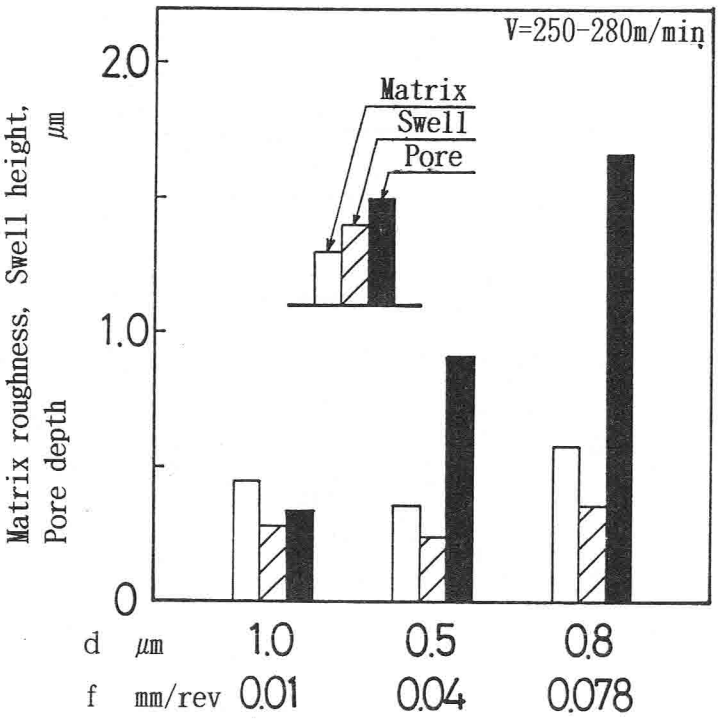
図5－2　切込みに対する母材の粗さ，盛り上がり量，並びに穴の深さ

もっている．仕上げ面の測定は，触針式表面形状測定器（小坂研究所 ET-30HK）を用い，基準長さ 0.8mm，測定点数１２か所の平均値を求めた．また，座標測定機能付走査型電子顕微鏡（エリオニクス　EMM-3000）を用いた脱落穴の測定も行った．この場合，基準長さ40μm，測定点数１０５か所である．工具摩耗量の測定[2)]には同一のＳＥＭを用いている．

５．２．２　実験結果および考察

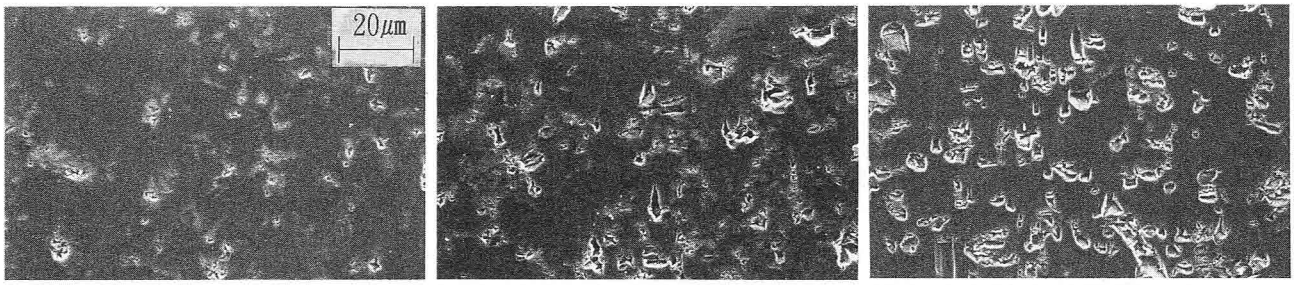
まず，仕上げ切削における切削条件の影響を検討する．**図５－２** は三角形状の前加工面に対して，送り速度0.01mm/revで，切込みを1.0～2.9μmまで変化させた場合の結果を示す．切込みを変えても母材の平均粗さ，繊維周りの母材の盛り上がり量，繊維脱落後の穴の深さともにほぼ変化しないことがわかる．これに対して，**図５－３** は同一形状の前加工面に対して，切込みを 1μm以下で送り速度を 0.01～0.078mm/revにした場合の結果を示す．送り速度を大きくすることによって穴の深さが大きくなっている．この場合の各送り速度の仕上げ面のＳＥＭ写真を示したのが **図５－４** である．f=0.078mm/rev では各繊維部分で明瞭に脱落穴が形成されているのに対して，f=0.01mm/rev では部分的に明瞭な脱落穴が空いている所があるものの，脱落穴がふさがれたような状態となっている．f=0.04mm/revは明瞭な脱落穴とふさがれた脱落穴の混在する中間的な状態を示している．

ここで，送り速度の変化により脱落穴の深さが変化する理由について考察する．**図５－５（ａ）** は仕上げ面形成時の切削領域と切取り厚さについて示す．切りくずとして生成される部分はハッチングで示される部分であり，仕上げ面として形成される部分は送りマークの山部から山部までの領域となる．また，面と垂直方向に測った切取り厚さは，工具



Pre-finishing : Straight tool,
N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm

図5－3　送り速度に対する母材の粗さ，盛り上がり量，並びに穴の深さ



(a) d=1.0μm
f=0.01mm/rev

(b) d=0.5μm
f=0.04mm/rev

(c) d=0.8μm
f=0.078mm/rev

Pre-finishing : Straight tool, N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm

図5－4　送り速度に対する仕上げ面のＳＥＭ写真

のコーナ半径，切込み，および送り速度に依存し，送りマークの山部からの距離ｘに対してはｈとなる．そこで，**図5－3** で示した3種類の切込みと送り速度の組合わせにおけるｘとｈを求めると，工具コーナ半径 2.0mmであるから **図5－5(b)** に示す3種類の曲線が得られる．図から，先丸バイトでの切取り厚さは，工具コーナ半径が大きいために切込みよりも送り量のほうが大きな影響を与えていることが分かる．これに対して，ダイヤ

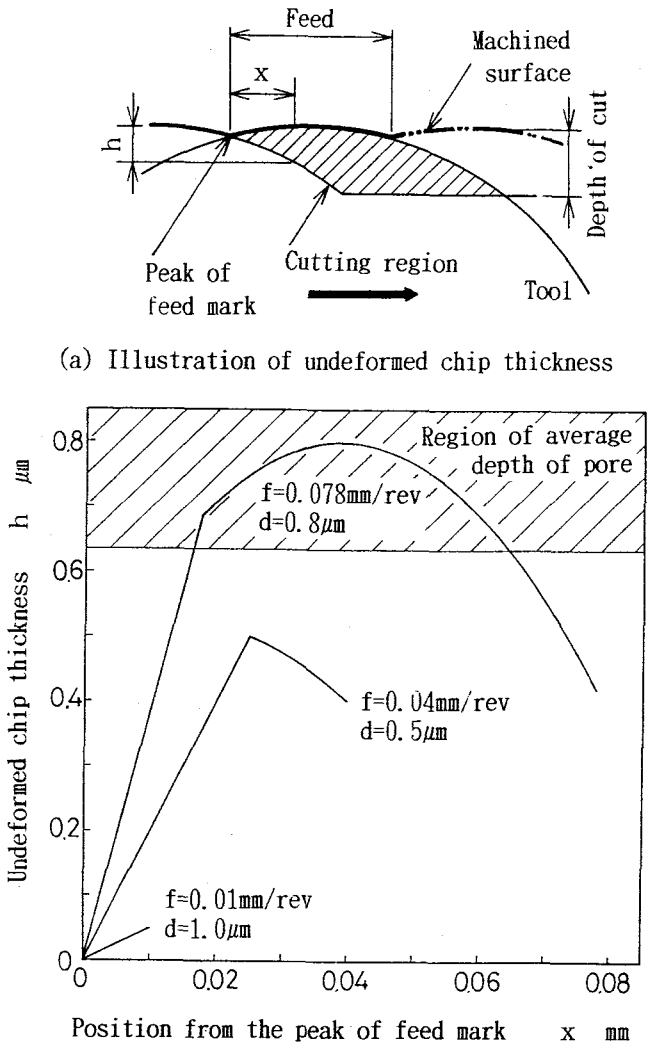
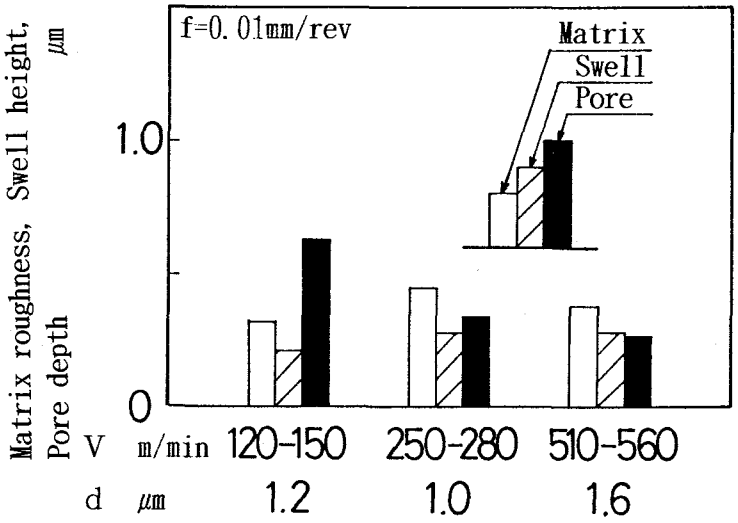


図５－５　切込み，送り速度と切取り厚さの関係

モンド切削で仕上げ面に形成される繊維脱落による穴の深さの0.62μm以上では，底に繊維が残存している確率が高くなる[3]．このため，f=0.078mm/rev では穴の底に残っている繊維を切削することになり繊維を破壊して穴の深さが大きくなる．一方，f=0.01mm/revでは削らず，母材の塑性流動により，かえって穴に母材を埋める効果をもたらし，穴の深さが小さくなったものと推察できる．f=0.04mm/revにおいて，図からは切取り厚さが0.62μm以下の領域ではあるが，前加工面に2.0μm の凹凸があるため切込みは一定でないことや，材料の弾性変形，また，繊維の切込み方向の深さのばらつきが考えられる．このため，実質的に切取り厚さが大きくなり，繊維を切削する確率が高くなったものと考えられる．これは同様の理由で，f=0.01mm/revでも言えることであり，**図５－４** に示すように部分的に明瞭な穴が形成されている．



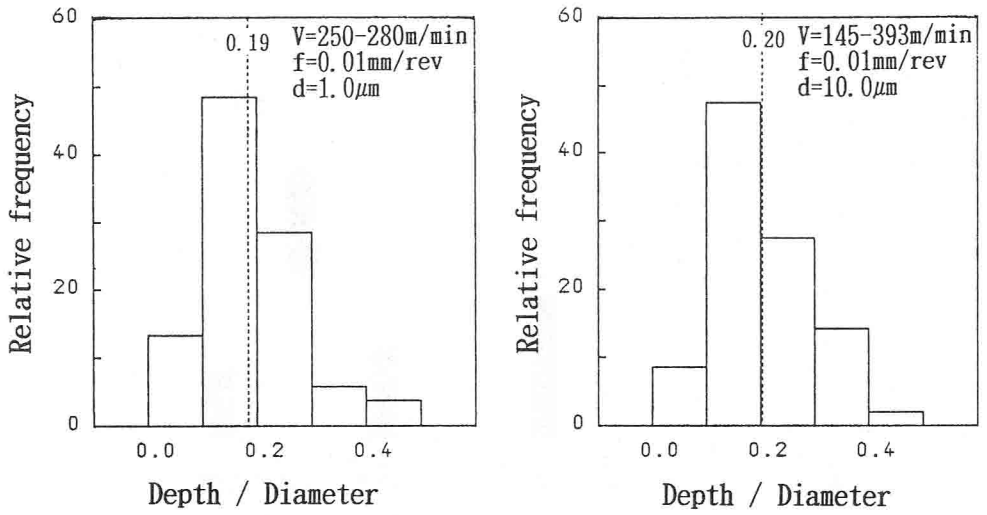
Pre-finishing : Straight tool,
N=1000rpm, f=0.01mm/rev, d=10μm

図5－6　切削速度に対する母材の粗さ，盛り上がり量，並びに穴の深さ

また，**図5－6** は切削速度を変化させた場合の結果を示す．切削速度を増すことによって繊維脱落後の穴の深さが小さくなっていることが分かる．これは切削速度を増すことによって切削温度が上昇し，母材部分が塑性流動しやすくなるため，繊維脱落後の穴に母材を埋める作用が助長され，脱落穴の深さが小さくなったものと考えられる．

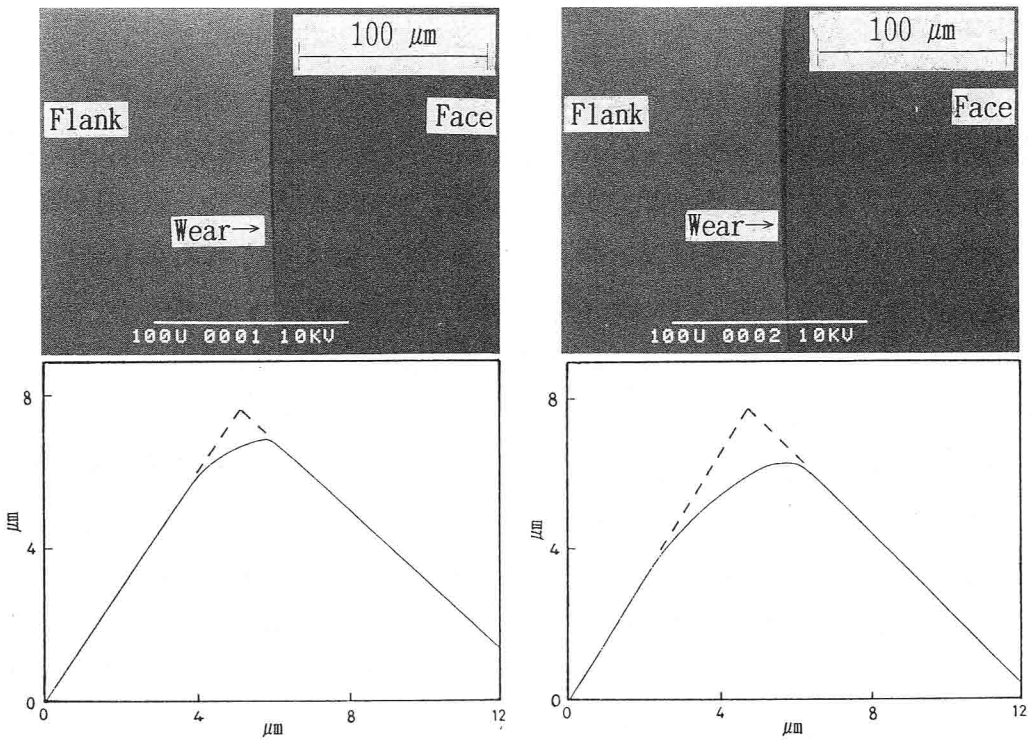
次に，超精密ダイヤモンド工具による精度向上への効果について述べる．**3．2** で使用したスローアウェイ式工具と本章における超精密工具との切削性能の違いを示したのが**図5－7** である．なお，スローアウェイ式工具の場合は，繊維脱落による穴の深さについて最も結果の良かった平バイトセッティング角－0.23°での切削実験結果[1)]を示してある．ここで，**図5－2，3** に示した結果は仕上げ面欠陥の測定領域内での規模を示しているので，個々の仕上げ面欠陥について検討するため脱落穴の深さをＳＥＭ法で測定する．繊維直径に対する穴の深さの比[3)]で仕上げ面欠陥の程度を評価すると，比の平均値はスローアウェイ式工具の場合0.20に対して超精密工具であると0.19となっている．超精密工具の方がわずかに良い結果がとなっているものの，比の分布の形状もほぼ同様となっており，脱落穴の深さはほとんど変わらないと言える．この理由は，脱落穴の深さに対しては切取り厚さの影響が大きく，超精密工具とスローアウェイ式工具で異なる切れ刃の輪郭度，並びに切れ刃の鋭利さの効果は脱落穴の深さに影響を及ぼさなかったものと考えられる．

これに対して，工具摩耗の効果を次に述べる．**図5－8** は切込み0.8μmと3.9μmにおける切削距離245mの場合の，切れ刃上方から観察した工具摩耗部分のＳＥＭ写真と写真中央部分の断面曲線である．断面曲線からフランク摩耗量を求めると切込み0.8μmの場合2μm，



(a) Ultra-precision tool　　(b) Throw away tool

図５－７　超精密ダイヤモンド工具とスローアウェイ式
ダイヤモンド工具での仕上げ面欠陥の相違



(a) d=0.8μm　　(b) d=3.9μm

Pre-finishing:Rounded corner tool rε=1.6, N=1000rpm, f=0.15mm/rev, d=5.0μm
Finishing:Ultra precision diamond tool rε=2.0, N=1000rpm, f=0.01mm/rev

図５－８　２４５ｍ切削後の工具摩耗と断面曲線

3.9μmで4μmとなっており，明らかに切込みの小さいほうが，摩耗量が小さくなっている．この場合送り速度は同一であるから，切込みを小さくして切取り厚さを小さくし，脱落穴の部分を削るようにすれば繊維を切削する回数が減少させることができる．このため，工具摩耗量を少なくすることができたものと考えられる．さらに，切削距離に対する工具摩耗量が減れば，仕上げ面精度を維持させることが可能であることが言える．また，３．２での結果と対比させると，刃先形状が類似の先丸バイトｒε=1.6の場合の摩耗量は，切込み10μmで7μmとなっており，切込み0.8μmの場合と比較すると７０％の改善が見られる．微小切削による工具摩耗量減少の効果があらわれていると言える．

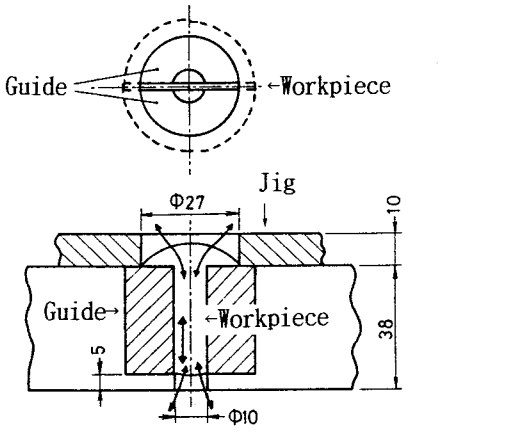
５．３　砥粒流動加工による仕上げ面向上

５．３．１　実験装置および方法

被削材として10%Al_2O_3/A4032および A4032を用いる．アルミナ短繊維強化複合材の研削加工では，熊谷ら[4]による母材を A6061とした被削材で，ＧＣ砥粒およびレジノイドダイヤモンド砥石を用いた研究がある．砥石を損耗させ，研削抵抗および仕上げ面粗さの増加をもたらしていて，切削加工同様に難削性を示している．また，繊維脱落による穴も形成されている．これは，被削材の母材が被研削性の悪いアルミニウム合金であるのと，被削材の強度が高いため，固定砥粒であると研削抵抗が大きくなり，更に，切りくず排出が困難であるため，流れ型の切りくずを生成できるような円滑な研削とならないためと考えられる．本研究では，砥粒を流動砥粒とすることによって研削抵抗を減少させ，また，切りくず排出を容易にして，仕上げ面に与える損傷を軽減させようとするものである．実験では，粘弾性媒体中に砥粒を混練させたものに，圧力を加えて流動させて加工する砥粒流動加工機（東洋エクスツールドホーン　MARK Ⅲ-80,120）を使用する．研削条件を **表５－２** に示す．被削材は前加工としてダイヤモンド切削した物を使用する．砥粒が流動する際のガイドと試片固定の働きをする２個のR10mm の半円筒物で試片を挟み，上からジグで固定

表５－２　砥粒流動加工の研削条件

Abrasive	SiC　#46 and #60(as same rate) SiC　#220 Diamond #600
Media	Abrasive:Slug≒3:1(Weight rate)
Extrusion pressure	4.9GPa
Flowing time	3min(Passage interval=30sec)
Jig and workpiece	



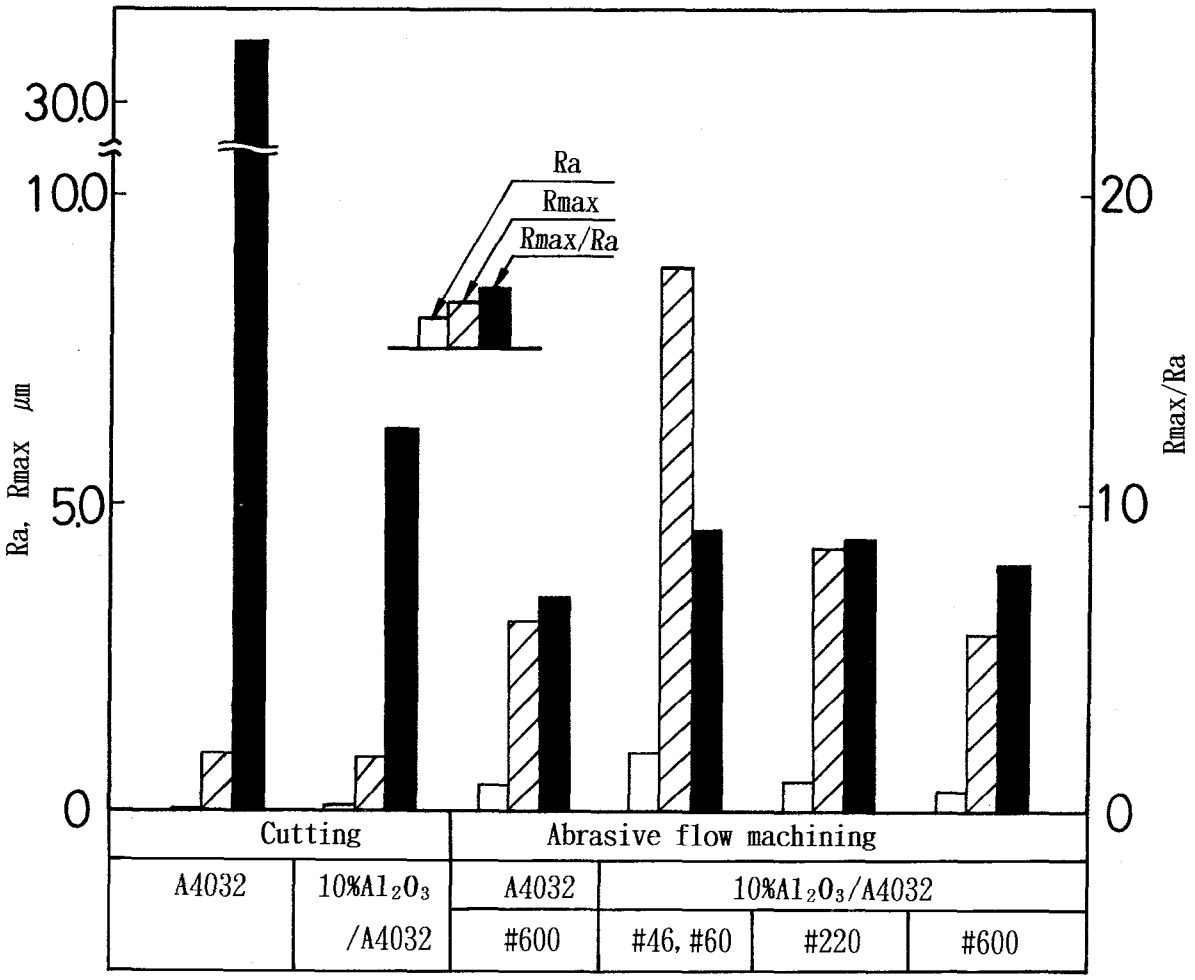


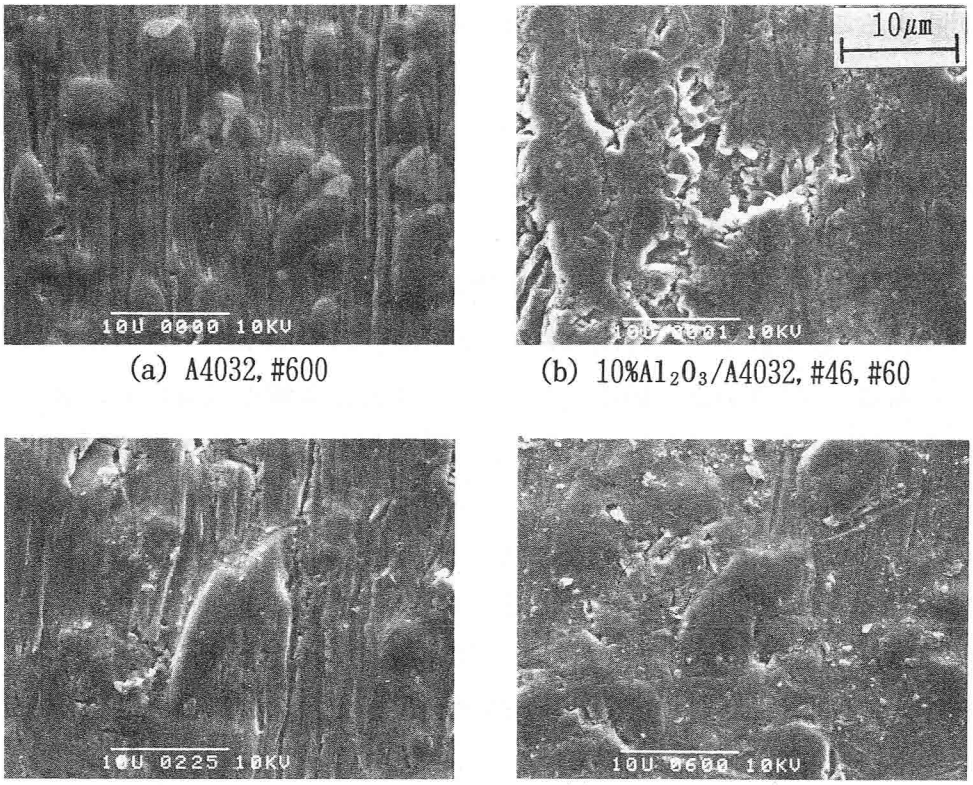
図５－９　ダイヤモンド切削および砥粒流動加工による仕上げ面のRa, Rmax, Rmax/Ra

する．そのため，研磨媒体が試片と半円筒物の隙間を流動することにより研削が行われる．ここでは，繊維配向軸方向に直角に研削する．なお，研削面に若干の加工むらが生じたので，仕上げ面が比較的良く研削されている部分を観察・測定した．

仕上げ面粗さの測定は，触針式表面形状測定器（小坂研究所　SE-40D）を用いた．カットオフ値0.8mm，測定長さ2.4mmでR_aおよびR_{max}を同時に求めた．１２か所測定し平均値を求めている．

５．３．２　実験結果および考察

図５－９ は#46 と#60 の混合砥粒，#220，#600の砥粒で10%Al_2O_3/A4032を研削した場合，および#600の砥粒でA4032 を研削した場合のR_a，R_{max}，並びにR_{max}/R_aを示す．また，図中には 10%Al_2O_3/A4032，A4032を ２．２ の加工条件でダイヤモンド切削した場合の結果もあわせて示す．図から10%Al_2O_3/A4032に関して，#220，#600の砥粒を用いた場合において，R_a の値では砥粒流動加工の方が切削加工よりも優れていることがわかる．



(a) A4032, #600　(b) 10%Al_2O_3/A4032, #46, #60

(c) 10%Al_2O_3/A4032, #220　(d) 10%Al_2O_3/A4032, #600

図５－１０　砥粒流動加工による仕上げ面のＳＥＭ写真

しかし，R_{max} の値では砥粒流動加工は切削加工に比較してかなり大きい値を示している．砥粒流動加工による試料を比較してみると，砥粒粒径を小さくした方が高精度な仕上げ面が得られている．#600の砥粒で研削した 10%Al_2O_3/A4032とA4032では，ほぼ同程度の仕上げ面となっている．**図５－１０** は **図５－９** に示す各条件で砥粒流動加工した A4032および10%Al_2O_3/A4032の仕上げ面のＳＥＭ写真である．#46，#60の大きい砥粒で研削すると繊維部分で穴が形成されてしまうのに対して，#600へと砥粒を小さくしていくと繊維は破壊されずに残り，母材部分が研削されて仕上げ面に条痕が残っているのがわかる．中間の#220は繊維脱落による穴と表面から突出した繊維が混在する仕上げ面の状態となっている．

研削による仕上げ面生成機構について，切削の場合と比較しながら考察する．粘弾性媒体と砥粒の混合体は圧力一定で被削材に作用しているから，砥粒が媒体から受ける圧力は一定と考えることができる．このため，大きい砥粒ほど被削材に作用する力は大きくなる．複合材を加工した場合には，砥粒による繊維への作用力を増加させ，繊維が破壊され易くなる．これに対して，小さな砥粒は繊維への作用力が小さくなって繊維の破壊が起こらない．更に，小さな砥粒の場合単位体積に占める砥粒の数が多くなるから，選択的に軟質な Al-Si 合金のみを削り取ることができるものと考えられる．これに対して，切削では工具

切れ刃の剛性は大きいため，繊維，母材と選択して削ることはできず，切れ刃によって直接繊維を切断することになる．切断により破壊が深部まで及び，大きい砥粒と同様に穴を形成することになる．

次に，仕上げ面形状について考察を加える．まず，**図５－９**に示したR_{max}/R_aに関して，この値は粗さ曲線の形状によって値が変わる．曲線が規則的な矩形波ではその値が2.0であり，規則的な三角波では4.0となる[5]．ダイヤモンド切削によって得られた面はR_{max}/R_aの値が大きく，A4032では32.0と極めて大きくなっている．これは，**２．４**でA4032の切削で示したように，析出Siの脱落による穴の面積が小さい割りには深いためである．この場合，R_aは小さな値となり，R_{max}は大きな値となるから，R_{max}/R_aは大きな値をとる．10%Al_2O_3/A4032では，アルミナ繊維が析出Siに比べて直径が大きいため，規模の大きな繊維脱落による穴又は盛り上がりが増えて，R_aの値がA4032に比べて大きな値となりR_{max}/R_aは小さな値となる．A4032を#600の砥粒で研削した場合は，**図５－１０(a)**に示すように析出Siが突出し，ほとんどSi脱落による穴が形成されないため，R_{max}/R_aは比較的小さい値となってくる．10%Al_2O_3/A4032も同様であり，砥粒を粗粒から細粒へと変えていくに従って，アルミナ繊維又は析出Siの脱落による穴が少なくなり，その部分で突出してR_{max}/R_aの値は小さくなってくる．

さて，仕上げ面品位という立場[6]からいうと，仕上げ面粗さ，うねり，残留応力などの被削材の材料的特性のほかに，耐摩擦・摩耗性や疲労特性などの性能的特性を仕上げ面は持っている．本被削材は，摩擦材として使用するときに，摩擦面の接触部で荷重を支える役割を繊維に課すことによって，耐摩耗性を向上させる意図があるから，その意味では繊維を突出させる必要がある．摩擦・摩耗特性については第６章で述べるが，本被削材の優れた性能特性が繊維を突出することにあるとすれば，切削および固定砥粒による加工方法では達成できないことになり，砥粒流動加工による方法が達成し得る方法のひとつとなると考える．その場合，繊維突出の程度を定量的に評価するには，上記R_{max}/R_aのパラメータが好都合であると考えられる．

５．４　結　　言

アルミナ短繊維強化アルミニウム合金のさらに一層の高精度加工をめざして，微小切削と砥粒流動加工を行い，以下のことがわかった．

(1) 超精密ダイヤモンド工具を使用して，切込み1.0μm，送り速度 0.01mm/revの切削を行うことにより，工具摩耗量は切込み10μmの切削に比べると70%程度の改善がみられ，仕上げ面欠陥も改善される．これは，微小切削を行っているため，前加工によって形成された繊維脱落による穴の部分を削ることになり，工具による繊維切断が少なくなったためである．

(2) 砥粒流動加工の砥粒を#220より砥粒径の大きい場合，繊維が破壊を受け脱落による穴を形成するが，#600と砥粒を小さくすると母材のみが削られ繊維は破壊を受けない．また，繊維および析出Siを突出させることができるため，R_{max}/R_aの値は小さくなる．

参 考 文 献

1) 古沢利明，日野　裕，野呂瀬　進，磯貝　毅，中村　示，山田国男，貴志浩三：アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工（第１報），精密工学会誌，57,12(1991)2169.

2) 淺井昭一，田口佳男，堀尾健一郎，河西敏雄，小林　昭：改良型走査電子顕微鏡（ＳＥＭ）による単結晶ダイヤモンド工具の切れ刃稜丸み半径の測定と解析，精密工学会誌，56 ,7 (1990)1311.

3) 古沢利明，日野　裕，野呂瀬　進，磯貝　毅，中村　示，山田国男，貴志浩三：アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工（第２報），精密工学会誌，58,4(1992)641.

4) 熊谷信男，福永秀春，亀井　清：ＦＲＭの研削加工に関する研究（第３報），昭和６２年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集，91.

5) 藤村善雄：実用切削加工法，共立出版，1980,142.

6) 精密工学会：研削工学，オーム社，1987,60.

第６章　高精度加工面の摩擦・摩耗特性

６．１　緒　言

耐摩耗性材料として繊維強化複合材が使用されるのは，繊維が摩擦面の接触部で大きな荷重を支えることができることと，接触部分近くの母材が繊維によって強化されるためはく離等の材料表面部分での破壊が起こりにくい効果をもつためであると考えられる．材料としての用途では，特に，自動車関連分野で研究開発が進められており，ピストンの一部分[1]等に使用され実用化の段階に入りつつある．今後さらに多くの用途に応用するためには詳細な摩擦・摩耗特性の解明が必要になってきている．

本章では，高精度を要求される摺り合わせ面への応用を想定して，超精密ディスク旋盤を用いて単結晶ダイヤモンド工具による切削加工を行い[2)3)]，生成された仕上げ面の摩擦・摩耗特性を検討する．ここでは，まず，繊維強化していない母材のみの試片と繊維強化試片を比較することにより，繊維強化による摩擦・摩耗特性の違いを調べる．次に，切削加工条件を変えることによって変化する仕上げ面微細形状が摩擦・摩耗特性に与える影響を検討する．更に，母材部分の粗さに注目して，摩耗特性を明らかにする．

６．２　実験装置および方法

試片は ３．２．１ の 表３－１ に示す条件によって加工された，10%Al_2O_3/A4032を用いている．なお，繊維の配向は一方向性を有し，配向軸と直角に加工面を作成した．繊維は加工面に垂直に配向しており，この面を摩耗試験に供している．ここで，表面性状として母材部分の粗さ，および残留応力と繊維部分の脱落穴と盛り上がりの欠陥の規模を検討の対象とする．母材部分の粗さは ３．２．２ の 図３－３ が既に得られているので，図６－１ として示す．更に，繊維の欠陥は同様に ３．２．２ の 図３－７ に示されているので， 図６－２ として再掲する．母材部分の残留応力をここでは母材部分の硬さとして測定する．微小硬度計（島津製作所　M形）で荷重0.25N，負荷時間30secで測定した結果を 図６－３ に示す．工具セッティング角の違いによる硬さの変化が， 図６－２ に示した繊維脱落による穴の深さの変化に対応していることがわかる．これは，前切れ刃による圧縮力で母材の残留応力が大きくなり，仕上げ面が硬化したものと考えられる．そして，圧縮力の増加は，繊維の破壊・脱落による穴の深さを深くする．また，母材（A4032）を平バイトセッティング角を－0.1°で切削した試片を実験に使用したが，仕上げ面粗さは0.19μmR_{max}であった．母材部分の粗さが摩耗特性に及ぼす影響を検討するために行った実験で，粗さの大きさは普通精度の範囲内で設定した．なお，仕上げ面の凹凸と油による潤滑状態が高精度仕上げ面での状態と大きく変化しないように留意してある．試片の加工

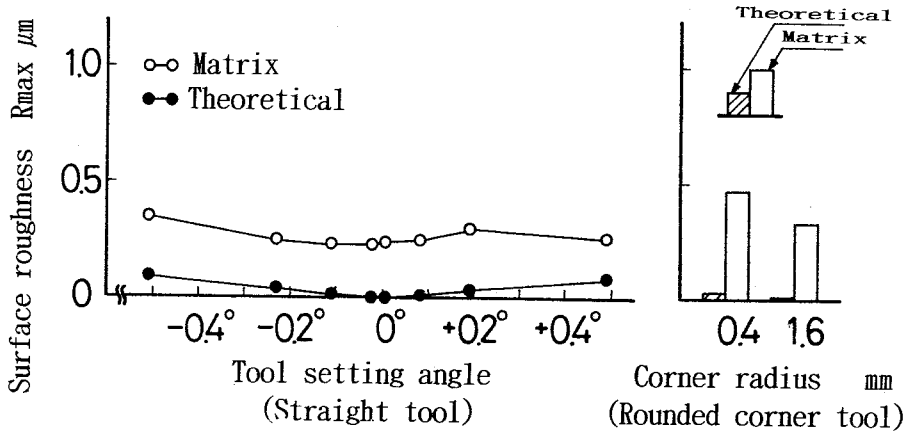


図6－1　工具設定条件に対する母材部分の粗さと理論粗さ

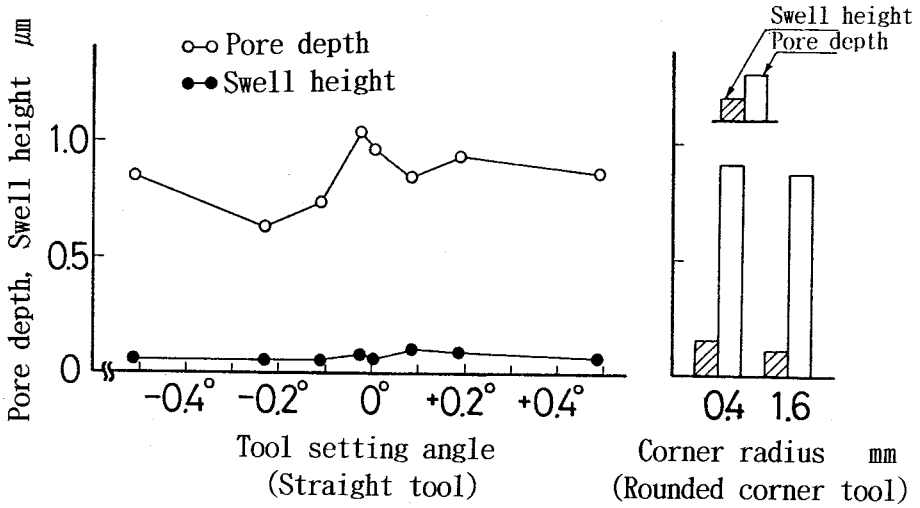


図6－2　工具設定条件に対する繊維脱落による穴の深さ，
および繊維周囲の盛り上がり量

は先端角120° の平バイトを使用し，工具セッティング角約5° で工具送り速度を0.05mm/rev として，複合材と母材のみの材料を同時に加工した．粗さは複合材，母材のみの材料ともに約2.0μmR$_{max}$となった．

一方，複合材を摩擦材として使用するための意図は，摩擦面の接触部で荷重を支える役割を繊維に課すことによって，摩擦・摩耗特性を向上させようとすることであるから，繊維を突出させて摩擦を行う必要があると考えることができる．また，実際に自動車のピストンの一部への用途も繊維を突出させた状態で使用されている．ここでは，複合材の一般的な使用における摩擦・摩耗特性を明らかにするため，また，高精度切削加工により面に生じた微小な穴の影響と対比させるために，繊維を母材から突出させた試片を実験に供し

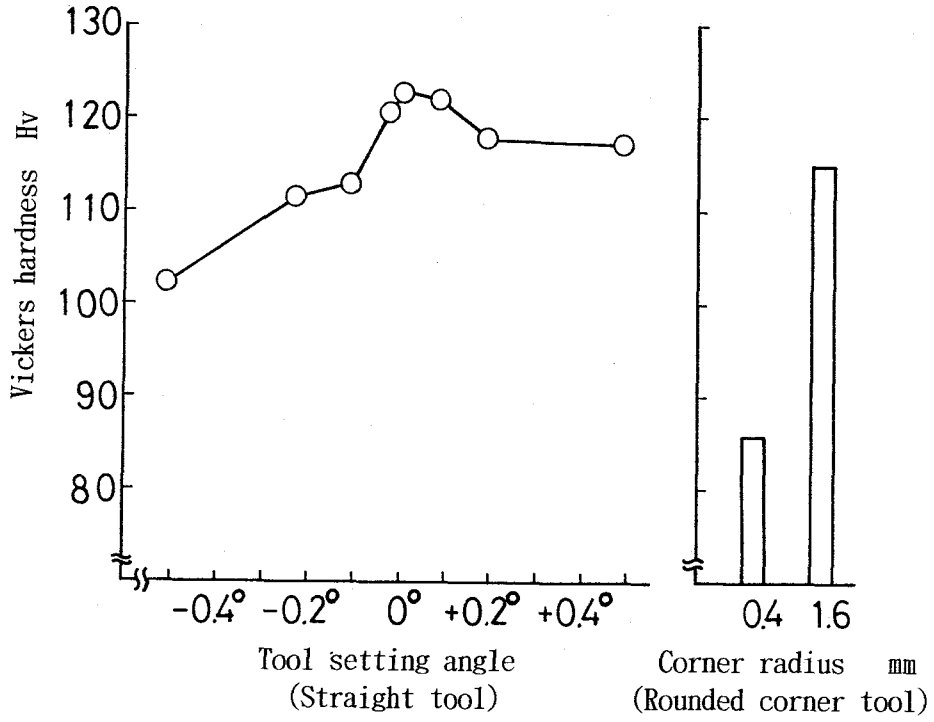
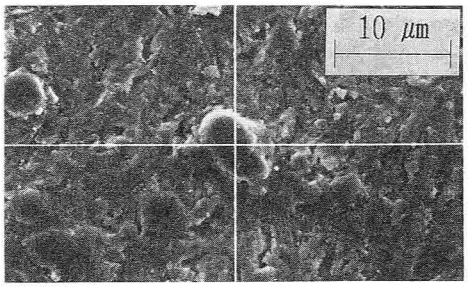


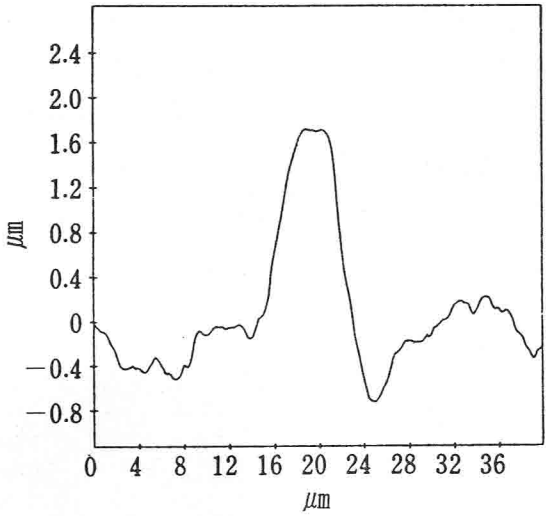
図6－3　工具設定条件に対する母材部分の硬さ

た．試片は高精度切削により面を生成後，#2000 のサンドペーパで研磨し作成した．この場合の粗さは2.5μmR$_{max}$であり，形状精度は切削した試片と同程度である．**図6－4** に繊維の突出状況のＳＥＭ写真と断面曲線を示す．

摩耗試験は，荷重押し付け力を精度良く一定に保つことができる空圧ベロフラムシリンダを有するリングオンディスク方式の試験機を使用して行った．ディスク側に複合材を用いた．リング試片はＳ４５Ｃを用いたが，試験条件の詳細を **表6－1** に示す．ここで，Ｓ４５Ｃの粗さは円筒の半径方向で約3.0μmR$_{max}$としてある．なお，給油した面の油膜厚さは給油量と試片の表面積から換算すると約 8μmであり，この量は接触界面を油で満たすのに十分な量であると考えられる．更に，摩擦係数の測定結果は試片の組合わせおよび摩擦距離のいかんにかかわらず0.1～0.2の範囲にあり，このことからも油量のばらつきが実験結果に影響を及ぼしていないものと考えている．ディスク試片の摩耗量の測定手順は，試片をアセトン中で超音波洗浄後，13Paの真空チャンバー中で３０分間脱ガスした後，直示天秤（島津製作所　L-200SM：総合器差±0.1mg）で計測した．一方，リング試片も同様にアセトン中で超音波洗浄し，大気中乾燥後測定した．なお，**表6－1** にも示すように71.5m ごとに両試片を取外して摩耗量の測定を行っているが，油潤滑下のため摩耗量が極く微量であることから摩耗粉の堆積はほとんど問題にならず，摩耗粉による影響は少なくなっている．更に，試片取付け誤差が生じない試験機であることから，摩擦面の接触状態



(a) SEM photograph of the ground surface



(b) Cross-section curve of the same place

図６－４　♯2000サンドペーパで研磨した面の表面形状

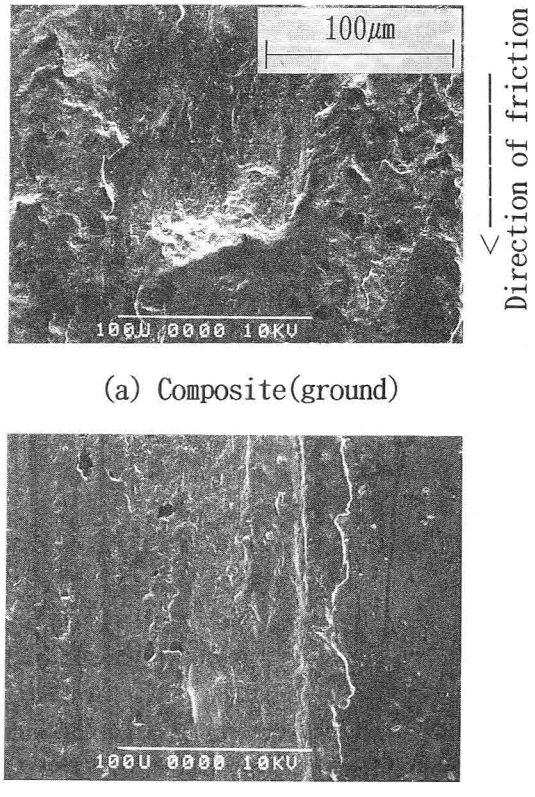
表６－１　摩耗試験条件

Friction abrasion tester type	Ring-on-disk Ring (S45C normalized) (φ20.0-φ25.5)×15 Disk (composite tested) φ40×2
Compression force	300N (pneumatic bellow-phragm cylinder type)
Contact area	200mm^2
Spindle speed	100rpm (peripheral speed 0.10-0.13m/s)
Oil used	Low viscosity base oil with no additives
Test method	Both specimens were washed every 71.5m (1000 revolutions) and the disk was coated with the base oil (oil thickness: about 8μm)

の変化はないことより，試片取外しが摩擦・摩耗特性に影響を及ぼさないと考えられる．また，摩耗機構を論ずるための参考としてＸＭＡによる摩耗面の分析を行い，摩擦材同士の移着状態を調べた．

６．３　短繊維複合化による摩耗特性への影響

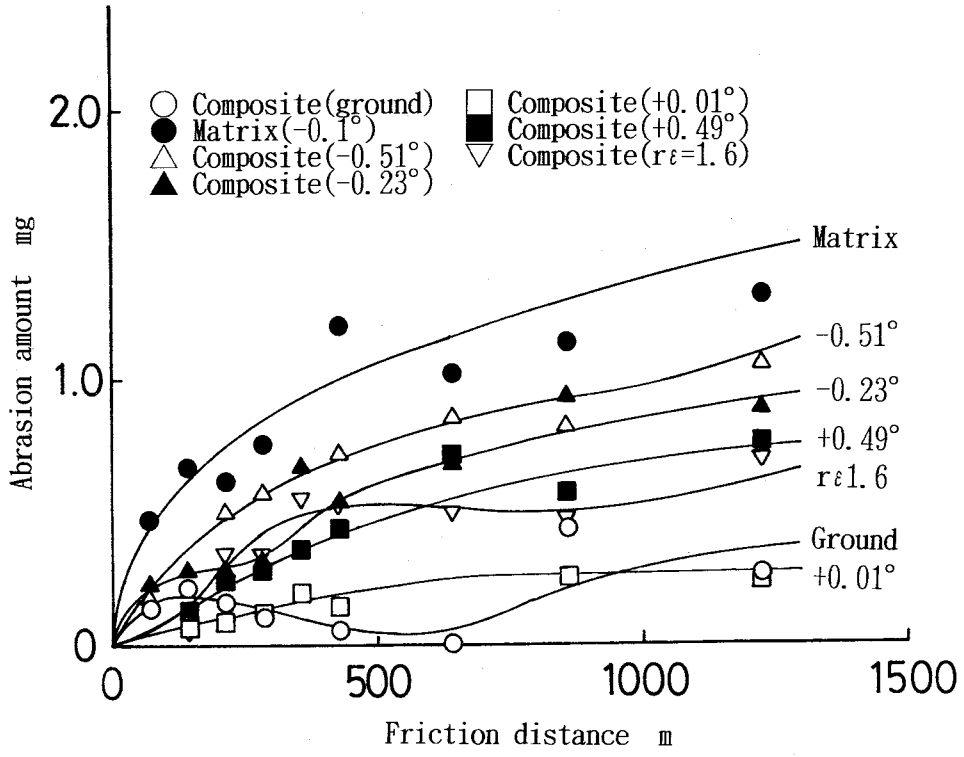
図６－５ は複合材を平バイト，先丸バイトで切削した試片，および研磨した試片，並びに，繊維強化していない母材のみを切削した試片の摩耗試験結果を示しており，**図６－５（ａ）** がディスク試片，**図６－５（ｂ）** がリング試片の結果を示している．1287m 摩擦時で，ディスク試片は摩耗量1.3mg 以下と微量であるのに対して，リング試片では摩耗量大のものであると4.6mg と大きくなっている．更に，摩耗の進行状況を見ると，ディスク試片，リング試片とも，摩耗率の高い初期摩耗からやがて摩耗率の低い定常摩耗に落ち着く状況を示している．このような摩耗形態は切削形の摩耗（アブレシブ摩耗）では生じないことがわかっており，いわゆる凝着形の摩耗が生じたものと考えられる．母材試片の結果を見ると，Ｓ４５Ｃリングによって母材の A4032が摩耗させられていることが分かる．また，繊維を突出させている研磨試片の場合，複合材自体は摩耗せず，リング試片が大きく摩耗している．その進行状況が直線的であることから，突出した繊維によりリング材が削られる，いわゆるアブレシブ形の摩耗が生じたものと考えられる．しかし，摩擦面の状況を観察すると，**図６－６（ａ）** に示すＳＥＭ写真からも分かるように幅 100μm程度のクレータ状の掘り起こし痕が発生しており，**図６－６（ｂ）** に示す母材試片の連続的な摩耗痕と異なった状況を示している．このように，複合材といえども摩擦面界面において損傷が生じ，凝着による破壊が摩擦面界面だけでなく摩擦面内部にも及んでいることが分かる．



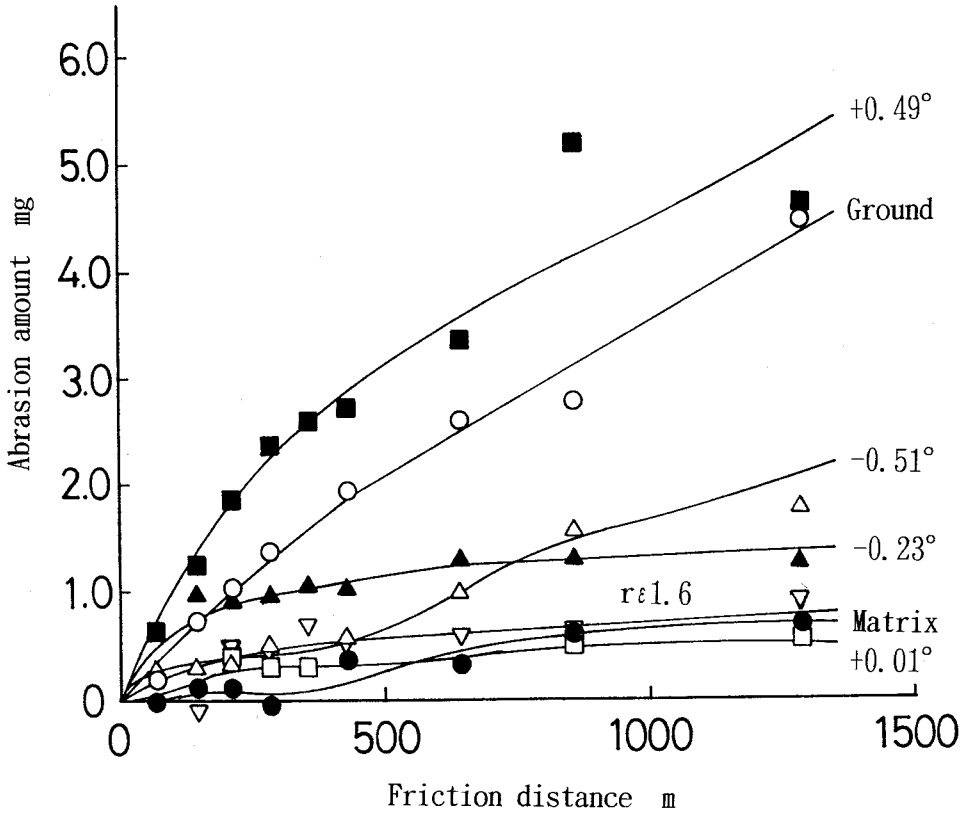
(a) Composite(ground)

(b) Base material

図６－６　摩擦面に生ずる掘り起こし痕



(a) Disk specimen



(b) Ring specimen

図6－5　各試片の摩耗経過曲線

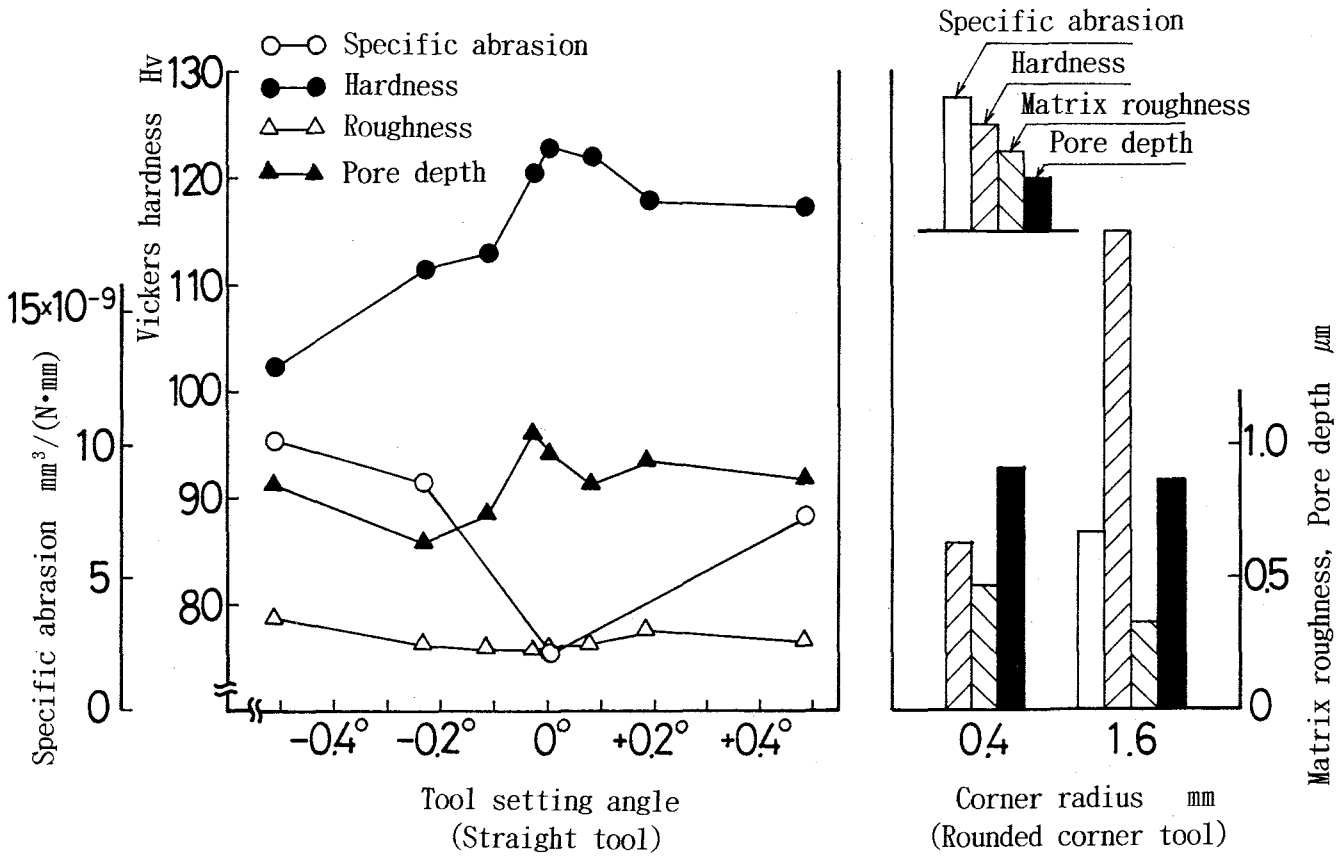
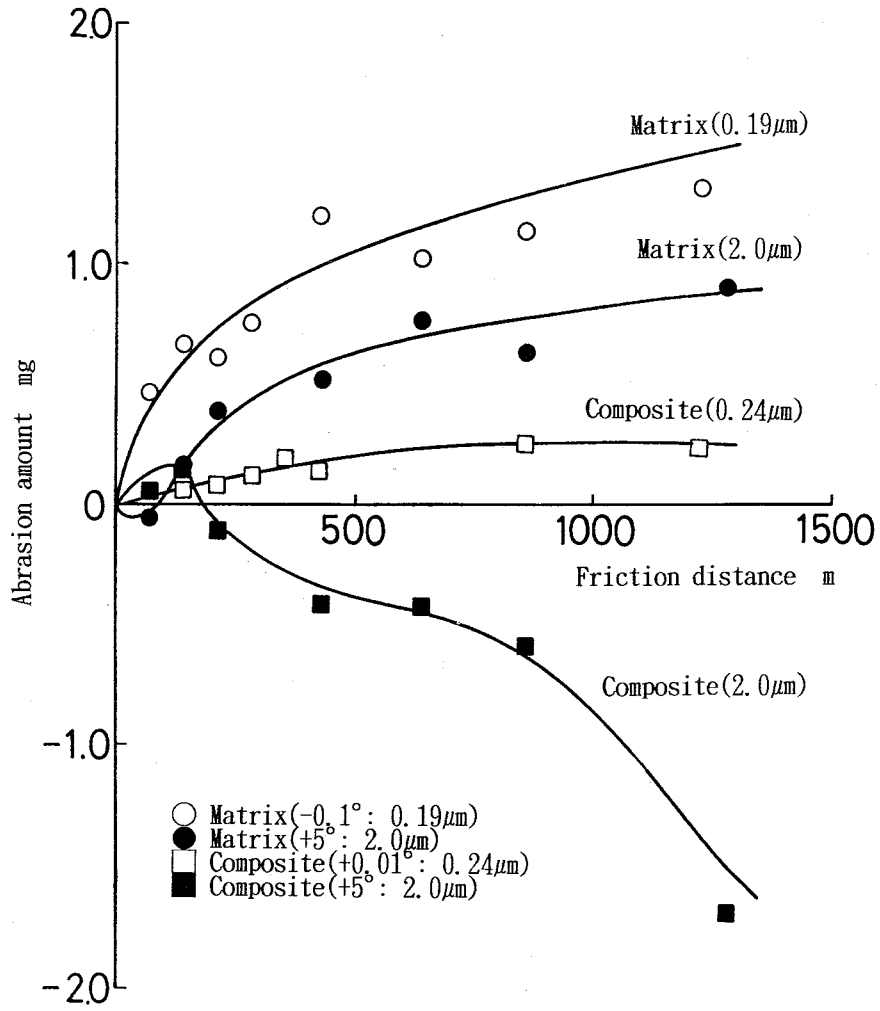


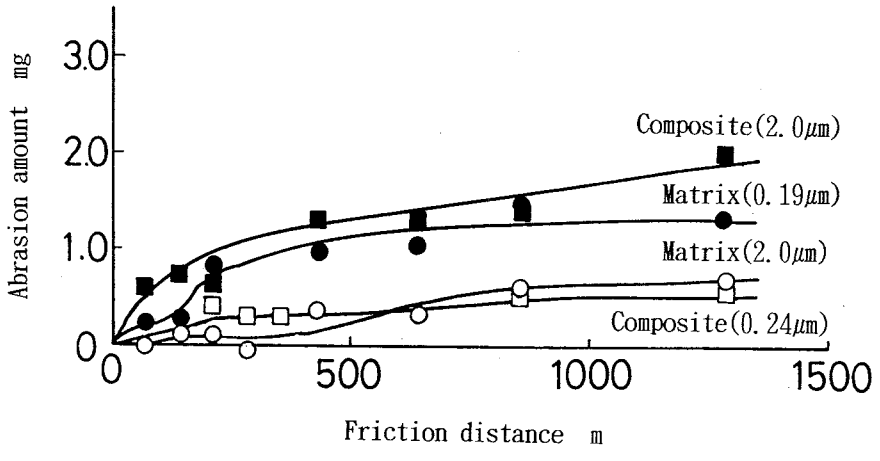
図6－7　工具設定条件に対する比摩耗量，繊維脱落による穴の深さ，硬さ，並びに母材の粗さ

6．4　短繊維複合材の仕上げ面微細形状による影響

図6－5 に示した平バイトおよび先丸バイトで切削したディスク試片の摩耗量をみると，平バイトセッティング角＋0.01°の場合，最も摩耗量が少なく，進行曲線も約 500mの摩擦後にはほとんど摩耗しない状態を示している．これに対し，平バイトセッティング角 -0.51°，-0.23°，+0.49°，先丸バイトrε=1.6は摩耗量が大きく1287m 摩擦時でもまだ摩耗が進行している．**図6－5** における縦軸の摩耗量の値はそれほど大きなものではないが，摩耗が進行しているか，いないかの差は長時間の摩耗においては大きなものとなる．一方，リング試片は平バイトセッティング角+0.01°，先丸バイトrε=1.6は摩耗が少なく，平バイトセッティング角+0.49°は大きい．**図6－7** は，**図6－1** の母材部分の仕上げ面粗さ，**図6－2** に示す繊維脱落後の穴の深さ，および **図6－3** の母材部分の硬さと比摩耗量の関係をプロットし直したものである．ただし，比摩耗量は1287m 摩擦時の摩耗容積を摩擦距離と押し付け力の積で除したものである．３種類の各因子とも比摩耗量と比較的関係の深いことが分かり，摩耗抑制に相互に関係していることをうかがうことができる．この結果から，切削による仕上げ面の摩耗に及ぼす影響因子は次の３種類が考えられる．まず，



(a) Disk specimen



(b) Ring specimen

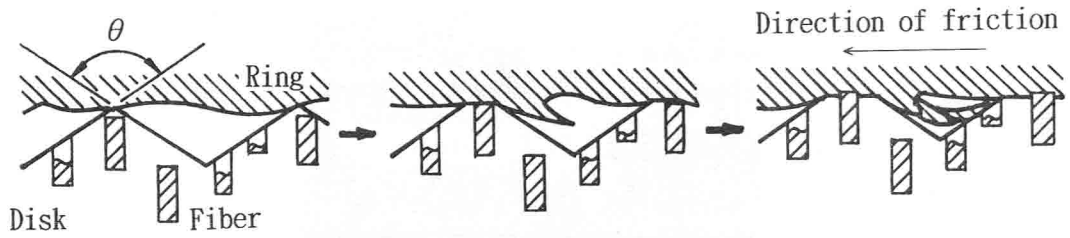
図6－8　複合材，母材のみの材料の仕上げ面粗さを変えた場合の摩耗経過曲線

母材部分の粗さである．表面の凹凸の大きい，すなわち粗さの大きい面の方が接触点の減少による荷重集中で，複合材自体が摩耗しかつ相手材の鋼を多く摩耗させると考えられる．また，本研究の想定では，荷重は母材部分が支えているということであるから，母材部分の粗さは重要であると考える．次に，繊維脱落後の表面の穴の存在の影響である．穴が油だまりとなることによる摩耗の抑止効果が考えられる．もう一つは，母材の加工硬化層の効果である．凝着部の硬いほうが微小な破壊を少なくすることができると考えられる．

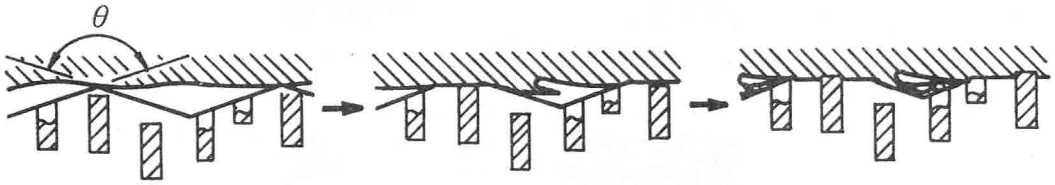
６．５　母材部分の粗さが摩耗特性に及ぼす影響

ここでは，母材部分の粗さの変化が短繊維複合材の摩耗特性に及ぼす影響について述べ，繊維脱落後の穴の深さ，並びに母材の加工硬化層との関係を明らかにする．**図６－８** は，複合材と母材のみの材料の表面粗さを変えた場合の摩耗試験結果を示す．複合材において大きい粗さの場合，ディスク試片は初期に摩耗がわずかに見られた後，摩擦距離が増えるに従って相手材Ｓ４５Ｃからの移着が増えていく．そのため，リング試片の摩耗量は他の条件での結果に比べて摩耗量が大きくなっていて，特に，初期摩耗の段階の摩耗量は大きい．これに対して，粗さが小さい場合は，ディスク試片，リング試片とも他条件の結果に比べて最も小さい摩耗量を示し，前述のように，ほとんど摩耗は進行しない．母材のみの材料では粗さを大きくすると，ディスク試片の場合，粗さの小さい場合よりは摩耗量は小さいが，リング試片側では逆に粗さが大きいほうが摩耗量は多くなる．

以上の結果から，摩耗機構について考察を加える．まず，リング試片である相手材S45Cの摩耗に関しては，ディスク試片の母材部分の粗さを大きくすることによって摩耗量が大きくなることが，複合材，母材のみの材料ともに言える．これに対して，ディスク試片の摩耗機構は複合材と母材のみの材料で異なると考えられる．複合材の粗さの違いによる摩耗機構の模式図を **図６－９** に示す．粗さが大きい場合は **図６－９(ａ)** に示すように，ディスク試片の初期摩耗の段階で，仕上げ面形状の山部が削り取られる．これは，粗さが大きいことによりディスク試片とリング試片の接触点が少なく荷重が集中するために，山の部分は摩耗するからである．同時に，リング試片はディスク試片の山部分で削られる．ここで，その切削作用は，山部の先端角 θ が小さいために大きくなる．この現象は **図６－８(ｂ)** に示される，初期に表れるリング試片の著しい摩耗となる．摩耗が進行し，母材部分が削り取られ繊維が摩擦面に露出して，摩擦により母材に加工硬化層が形成されると，複合材側の摩耗は減少すると考えられる．この段階に至って，母材部分の粗さが小さい場合にみられた加工硬化層の効果があらわれてくる．また，繊維が摩擦面に露出するようになるから，脱落穴は少なくなり油だまり効果はあらわれにくい．更に，摩耗の過程は，リング試片の切りくずが仕上げ面形状の谷部分を埋めるようになり，目づまり状態となるために，リング試片の摩耗量は少なくなる．これは，**図６－１０** にＸＭＡの分析結果が

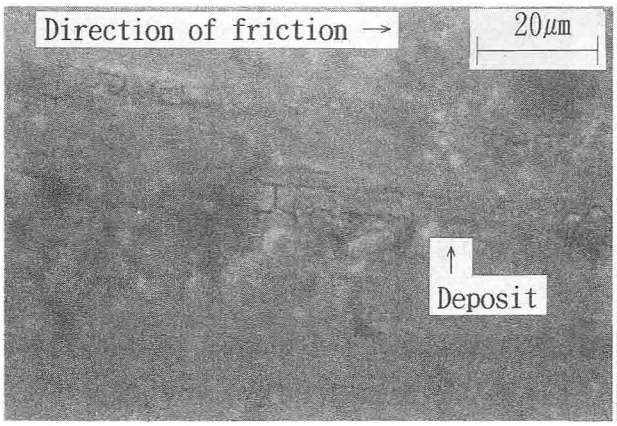


(a) Coarse surface roughness of matrix

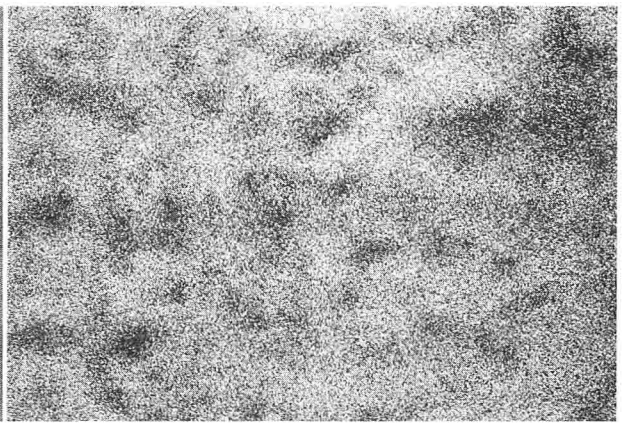


(b) Fine surface roughness of matrix

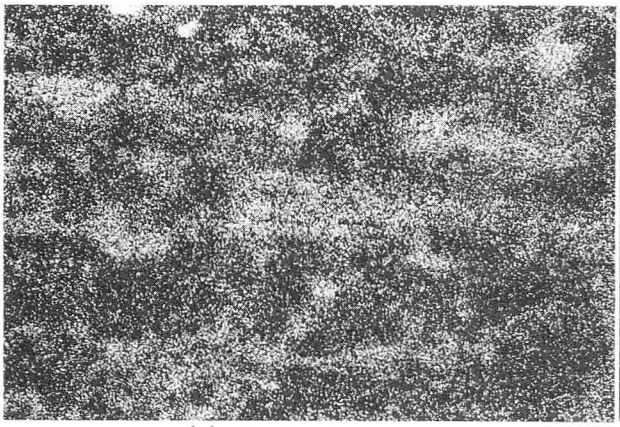
図6－9　複合材の粗さの違いによる摩耗機構



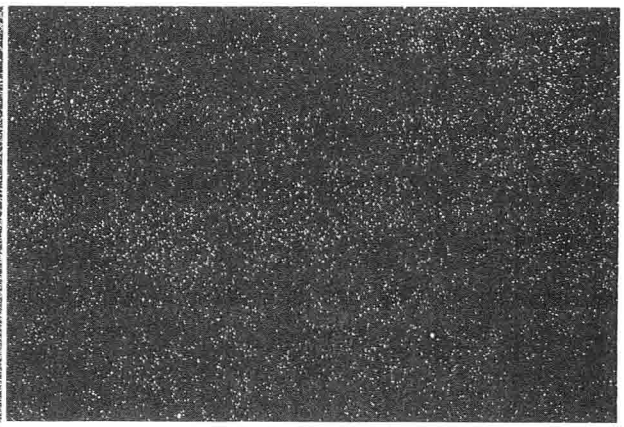
(a) Reflection electron image



(b) Al-Kα image

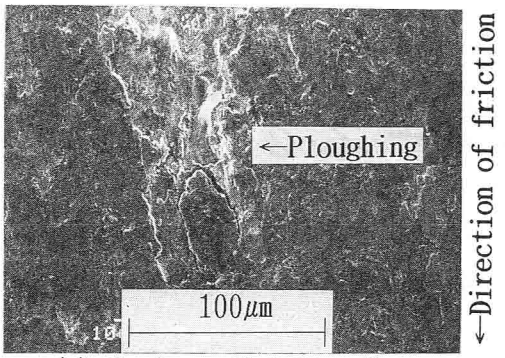


(c) Fe-Kα image

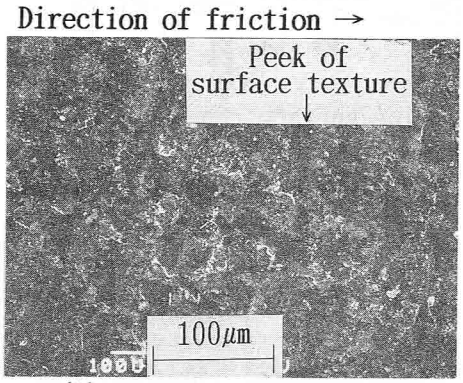


(d) O-Kα image

図6－10　複合材ディスク試片における仕上げ面谷部の堆積物のＸＭＡ分析結果



(a) Surface of 0.24μm Rmax



(b) Surface of 2.0μm Rmax

図６－１１　摩擦距離１２８７ｍにおける複合材
ディスク試片摩擦面のＳＥＭ写真

示すように，Feが仕上げ面形状の谷部分に堆積していることからもわかる．これに対して，粗さが小さい場合は，山部分の先端角が大きくなるから切削作用は小さく，初期にリング試片が削り取られる量は少なくなる．また，切りくずだまり容量が小さくなるため，リング試片の摩耗量は減少する．ディスク試片の複合材は，繊維による複合効果により大きな表面はく離には至らず，繊維脱落穴および谷部分での油だまり効果により，小さな摩耗量となる．

母材部分の粗さの違いによる摩擦面の損傷を検討する．**図６－１１**は摩擦距離 1287m におけるディスク試片のＳＥＭ写真を示す．粗さが小さい場合は，摩擦方向に引きずられる掘り起こしが形成されていることがわかる．これに対して，粗さが大きい場合には，母材部分での掘り起こしは認めらず谷部に相手材が堆積してくる．**図６－６（ａ）**の繊維を突出させた研磨材で観察されたように，掘り起こしが起こる原因は摩擦面での繊維の挙動が関係しているものと考えられる．すなわち，粗さが大きい場合は，**図６－９（ａ）**に示すように切りくずが谷部分を満たすために，複合材と相手材が直接接触する部分は少ないが，粗さを小さくすることにより，**図６－９（ｂ）**に示すように山部の先端角θが大きいこともあって接触面積は増加する．摩耗が進み接触面積が増えて摩擦面へ繊維が出てくる

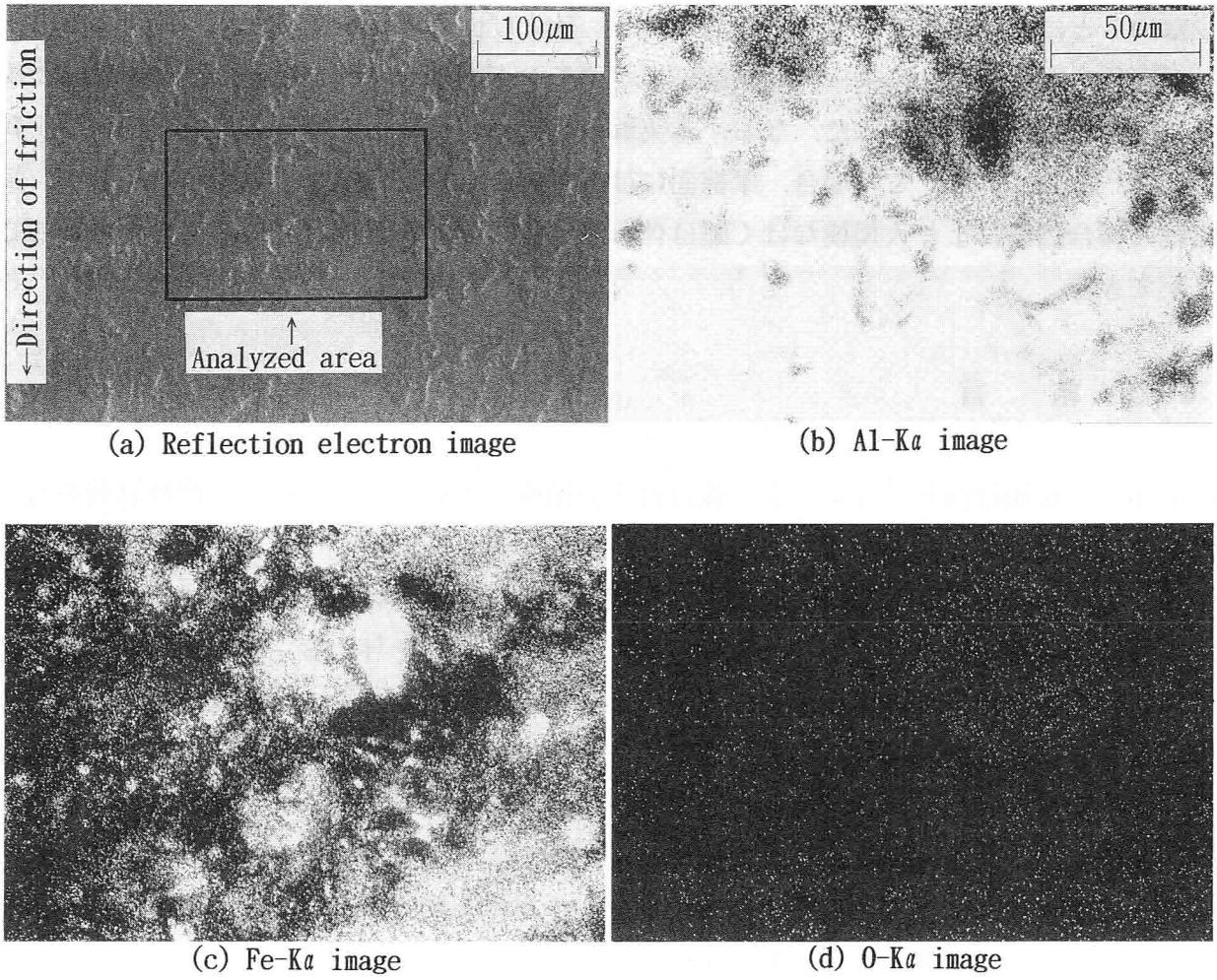


図６－１２　母材のみの材料摩擦面のＸＭＡ分析結果

状態になると，繊維部分を起点として掘り起こしが起こるものと推察することができる．

次に，母材のみの材料について考察する．粗さが大きい場合は，まず，ディスク試片の仕上げ面形状の山部分で相手材と摩擦するため，谷部分に油がたまり潤滑作用により直接接触が緩和され，摩耗量が少ない状態となる．結果として，凝着摩耗における定常状態に移行したものである．凝着摩耗とはいわゆる切削作用によるアブレシブ摩耗ではなく，摩擦材が相互に凝着し，引きちぎられるようにして摩耗が進行する摩耗形態である．これに対して，粗さが小さくなると，摩擦面間に介在する油の量が減るから油の潤滑効果は減少し，凝着摩耗が激しくなる．なお，一般に異種金属の混合状態では酸素に対する活性が大きくなると言われており[4) 5)]，この場合もアルミニウムと鉄が混合した状態は酸素を呼び込みやすくなる．これは **図６－１２** に示すＸＭＡの分布から，アルミニウムと鉄の混合状態で酸化物を形成されていることからわかる．形成された酸化物は脱落して，また新しい酸化物が形成される典型的な凝着摩耗の形態をこの場合は示したものと考えられる．

優れた耐摩耗性材料とは，材料自体の摩耗量が小さいこととともに，相手材の摩耗量も少ないことは必要条件である．この観点から，仕上げ面の評価をすると，バイトのセッティング角を変えることによって高精度にダイヤモンド切削した仕上げ面は，最も優れた摩耗特性を示すことがわかった．なお，本実験の場合は平バイトを使用し，セッティング角を±0.1°としている．この場合，摩擦面には掘り起こしによる損傷が見受けられるが，短繊維の複合効果により大規模なはく離は伴わず，耐摩耗性を維持しているものと考えることができる

6．6 結　言

アルミナ短繊維強化アルミニウム複合材を高精度加工してＳ４５Ｃとの摩耗試験を行った結果，以下のことがわかった．

(1) 母材部分の粗さ0.2μmR$_{max}$程度の短繊維複合材の摩耗特性には，母材部分の粗さ，繊維の破壊・脱落による穴，母材の加工硬化層が影響を与える．母材部分の粗さが大きいと複合材自体の摩耗が大きく，相手材を多く摩耗させる．繊維脱落後の穴は油だまりとなり，摩耗の抑止効果となる．また，母材の加工硬化層が硬いほうが摩耗はしにくくなる．なお，切削における工具形状の平バイトセッティング角を±0°として高精度に加工することにより，摩耗特性を向上できることがわかった．

(2) 短繊維複合化による耐摩耗性の効果は，従来複合材の摩耗形態と一般的に考えられているような繊維を突出させた状態で摩擦すると，複合材自体は摩耗しないが相手材を摩耗させる．しかも，複合材の表面には掘り起こし痕が発生する．

(3) 短繊維複合材の母材部分の粗さをさらに大きくして2.0μmR$_{max}$にすると，複合材は仕上げ面形状の山部の切削作用により著しく相手材を摩耗させる．切削作用を受けた相手材の切りくずが谷部を埋めるようになり，目づまり状態となると，凝着摩耗へと移行する．なお，脱落穴による油だまりの効果は少なくなる．また，高精度な仕上げ面に比較して摩擦面の損傷は少なくなる．

参　考　文　献

1) 糀谷　幸：ＦＥＭの現状と将来，自動車技術，40,8(1986)956.

2) 古沢利明，日野　裕，野呂瀬　進，磯貝　毅，中村　示，山田国男，貴志浩三：アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工（第１報），精密工学会誌，57,12,(1991)2169.

3) 古沢利明，日野　裕，野呂瀬　進，磯貝　毅，中村　示，山田国男，貴志浩三：アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の高精度切削加工（第２報），精密工学会誌，

58.4(1992)641.

4) 野呂瀬　進，笹田　直，丸山圭一：積層材料の耐摩耗性，潤滑，30,9.

5) T. Sasada, H. Ohmura, S. Norose : The Wear and Mutual Transfer in Cu/Fe Rubbing, Proc. 15th Jap. Congr. Mater. Res. 1972,1.

第７章　総　　括

宇宙開発関連産業，航空機産業，原子力産業など，高度な技術を必要とする産業が活発になってくるに伴って，高度の比強度，比弾性率，耐熱性，耐摩耗性等の特性を有する材料が要求され，各種の材料開発が進められている．それらの代表的なものはファインセラミックス，複合材料，アモルファスなどの新素材と呼ばれるものである．複合材料の中でもアルミニウム基複合材は実用化が自動車関連で主に進められており，上記産業をはじめ多くの分野にも広く使用されようとしている．また，製品の高精度化によって材料の優れた性能をひきだせることから，アルミニウム基複合材の高精度加工は，近い将来における重要な課題となりつつある．

本研究はこのような背景のもとに，極めて難削性の高いアルミニウム基複合材の高精度機械加工の達成を目的としている．そこで，加工精度に影響を及ぼす誤差要因の解明を行うとともに，複合材の被削性の検討と高精度のための加工方法の改善，強化材の変形・破壊過程と仕上げ面生成機構の解明，微小切削，砥粒流動加工による高精度化の追究，並びに生成された高精度加工面の応用としての摩擦・摩耗特性の検討を順次系統的に行ったものである．

本研究の結果明らかになったことは，それぞれの章の結論で述べているので，ここではそれらを通観して主要な事項について述べる．

(1) 第１章では，アルミニウム基複合材の高精度加工の研究の重要性と従来の研究結果を略述するとともに，本研究の目的および意義について述べている．

(2) 第２章では，工作機械と工具が仕上げ面精度に及ぼす影響の検討を行い，運動精度の高い工作機械である超精密旋盤を使用し，切削性能のよいダイヤモンド工具を用いた場合に，仕上げ面粗さがよくなることを確認した．また，複合材の難削性の程度を調べるために，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金切削による仕上げ面粗さと工具摩耗を，母材のみの材料とAl－Mg合金切削における結果と比較した．その結果，母材のみの材料とアルミナ短繊維強化アルミニウム合金切削では，繊維又は析出Siの脱落による穴が形成され，これが仕上げ面粗さを劣化させていることがわかった．また，繊維脱落穴の深さは，超精密旋盤とダイヤモンド工具を使用した場合に最も小さくなっていることが明らかになった．更に，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の切削は工具を著しく摩耗させることを示した．

(3) 第３章では，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金，ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金，炭素繊維強化アルミニウム合金の高精度加工における被削性について述べている．アルミナ短繊維強化アルミニウム合金では，繊維配向方向，繊維含有率を変えて，切削条件，工具材種・形状による仕上げ面精度，工具摩耗，面の輪郭度，並びに切削抵抗への影響を検討した．工具材種では，焼結ダイヤモンド工具での切削が工具摩耗量が少なく，切

削状態が優れていることが明らかになった．仕上げ面精度に関しては，単結晶ダイヤモンド工具の方が切削開始時には優れているが，切削距離が増え工具摩耗量が増加すると，ほとんど差はなくなることがわかった．繊維配向を仕上げ面に直角にした切削では，繊維の脱落による穴，繊維と母材界面での盛り上がりが仕上げ面に形成され，切削条件，工具形状によってこれらの値は変化することを示した．切削条件の中では特に切込みを小さくすることにより，工具摩耗，面の輪郭度はよくなることがわかった．刃先形状では平バイトによるセッティング角-0.2°～-0.1°で繊維脱落穴の深さ，盛り上がり量，並びに母材の粗さがよくなり，工具摩耗，面の輪郭度もよい結果となることがわかった．繊維配向方向を仕上げ面と平行にした切削では，直角とした場合に比べて繊維脱落による穴の深さが大きくなり，配向方向，切削方向，仕上げ面がそれぞれ平行な切削が結果は最も悪いことを示した．繊維含有率が増えると，繊維脱落穴の深さが増えるが，工具摩耗量はほとんど差がないことが明らかとなった．

ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金を最も精度よく仕上げるのに適する工具は焼結ダイヤモンド工具であり，ダイヤモンド粒子の平均粒径 5μmのものがよいことを示した．これは，ダイヤモンド粒子の受けるアブレシブ摩耗と粒界からの脱落を小さくすることができ，工具損傷によい結果をもたらすためである．仕上げ面粗さで0.2μmR_{max}，面の輪郭度0.5μm という結果が得られた．ウィスカ配向方向を変えて切削すると，結果はアルミナ短繊維強化アルミニウム合金切削の場合と同様になり，配向方向と仕上げ面を平行にすると，ウィスカの脱落により仕上げ面は劣化することがわかった．

炭素繊維強化アルミニウム合金の繊維の種類を変えてダイヤモンド切削すると，繊維の突出，繊維脱落による穴の仕上げ面欠陥が形成されることを示した．ピッチ系炭素繊維複合材では繊維が突出しやすく，メソフェーズピッチ系炭素繊維複合材では破壊・脱落が起こりやすく穴を形成しやすいことがわかった．仕上げ面欠陥の生成は，繊維配向軸と仕上げ面の角度に関係し，直角に近いほど繊維は突出しやすいことが明らかとなった．繊維含有率の増加は，繊維同士の重なりなどの原因により仕上げ面欠陥を大きくすることがわかった．工具摩耗は特異な摩耗を伴うアブレシブ摩耗となることを示した．

(4) 第４章では，アルミニウム基複合材の強化材の破壊過程に注目して，仕上げ面生成機構の検討をした．まず，アルミナ短繊維強化アルミニウム合金をダイヤモンド工具を用いて２次元切削し，仕上げ面をＳＥＭを使用して精密測定することによって，繊維脱落による穴および盛り上がりの定量的評価を可能にした．その結果，繊維脱落による穴には，繊維が途中で破壊し脱落する場合と，根こそぎ脱落する場合があることを明らかにした．繊維が破壊する深さは切込みに関係せず，繊維直径との比をとると一定であることを示した．また，３次元切削においては，切取り厚さを小さくすると繊維脱落による穴の深さが大きくなることがわかった．これに対して，ＳＥＭによる測定から，繊維周囲の盛り上がりは，切削力の作用方向と近傍の繊維又は析出Siの分布状態によって変化することがわかった．

アルミナ短繊維強化アルミニウム合金を切削したときの仕上げ面に形成される繊維破壊・脱落による穴の生成機構について，弾塑性有限要素法により検証した．複合材製造時に繊維界面が平滑でなくなるため，繊維単体のときの強度が維持できなくなることから，降伏強度を複合則で計算し，複合材切削過程を模擬した．計算結果から，繊維は工具切れ刃と直接接触することによって破壊し，破壊の深さと繊維直径の比は測定値の0.3 に近い値となり，母材中の繊維切削過程を明らかにすることができた．

ＳｉＣウィスカ強化アルミニウム合金の仕上げ面に形成される穴の生成機構に関する検討を行い，切れ刃によりウィスカが切断された後，弾性による収縮で仕上げ面下に後退することによって穴が生成されることを明らかにした．仕上げ面に対する強化材の配向方向を変えた解析では，繊維周囲の母材の降伏域の状態から，配向方向と仕上げ面を平行にした切削が強化材の掘り起こしが最も起こりやすくなる結果が得られ，ウィスカの脱落しやすさを明らかにした．

炭素繊維強化アルミニウム合金切削の解析において，繊維の種類を変えた場合の繊維の破壊過程を検証した．メソフェーズピッチ系炭素繊維は破壊しやすく，繊維脱落による穴が形成されやすいことを示した．これに対して，ピッチ系炭素繊維は，破壊しにくく仕上げ予定面からの繊維の複合されている深さによって，根こそぎ脱落，破壊・脱落以外にも，押し込み・突出が起きることを明らかにした．

以上から，アルミニウム基複合材の仕上げ面欠陥の生成モデルは破壊・脱落，破壊・後退，根こそぎ脱落，押し込み・突出，並びに引き抜き・破壊の５種類に分類できた．

(5) 第５章では，さらに高精度加工を達成するための微小切削による方法と，砥粒流動加工による方法を示した．まず，微小切削に関して，前加工によって生成した繊維脱落による穴を利用して，繊維をできる限り切断しないような切込み1.0μm 程度の微小切削を行うと，切込み10μmの場合に比べて工具摩耗量が７０％減少することがわかった．また，仕上げ面の改善も若干みられることを示した．次に，母材がアルミニウム合金であることにより被研削性が悪いため砥粒流動加工を行うと，砥粒を#600と小さくすることによって，繊維部分は研削されず軟質な母材部分のみが削り取られ，仕上げ面が改善されることを示した．

(6) 第６章では，高精度加工されたアルミナ短繊維強化アルミニウム合金の摩擦・摩耗特性を検討した．仕上げ面の母材部分の粗さ，繊維の破壊・脱落による穴，および母材の加工硬化層が摩耗特性に影響を及ぼすことがわかり，工具を平バイトセッティング角±0.1°として加工することにより摩耗特性を向上できることがわかった．複合材自体の摩擦による表面損傷は母材からの掘り起こしによって進行するが，大きなはく離にまでは至らないことを明らかにした．なお，掘り起こしは母材部分の粗さ2.0μmR_{max}と大きくすることによって少なくなるが，相手材を著しく摩耗させることを示した．

謝　辞

本論文を結ぶに当たり，終始変わらぬ暖かいご指導並びにご鞭撻を賜りました，大阪大学工学部井川直哉教授に深甚の謝意を表すとともに，有益なご助言を賜りました，大阪大学工学部森勇蔵教授，岸田敬三教授，花崎伸作教授に厚く感謝いたします．また，本論文の完成に当たり，有益なご助言，ご指導を賜りました，大阪大学工学部川邊秀昭教授，芳井熊安教授，片岡俊彦教授，梅野正隆教授に深く感謝いたします．

本研究を進めるに当たり，直接ご指導いただきました，帝京大学理工学部中村示教授，野呂瀬進助教授，宇都宮大学工学部貴志浩三教授，元帝京大学理工学部教授山田国男先生，東北大学工学部横堀寿光助教授，並びに本研究に対して貴重なご助言をいただきました，帝京大学理工学部日野裕助手，磯貝毅助手，機械・精密システム工学科の諸先生方に深く感謝いたします．

また，本研究に使用した複合材料を提供していただきました，古河電気工業株式会社，並びにダイヤモンド工具を提供していただきました，大阪ダイヤモンド工業株式会社に厚くお礼申し上げます．

更に，本研究の実験遂行に関して各種のご協力をいただきました，日立精工株式会社，宇都宮機器株式会社，株式会社エリオニクス，株式会社小野測器，並びに株式会社東洋エクスツルードホーンに厚くお礼申し上げます．