

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	電子機器部品の高精度微細加工プロセスの研究
Title(English)	
著者(和文)	大塚 泰弘
Author(English)	Yasuhiro Otsuka
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:乙第4102号, 授与年月日:2014年6月30日, 学位の種別:論文博士, 審査員:大竹 尚登,平田 敦,水谷 義弘,斎藤 義夫,吉野 雅彦,戸倉 和
Citation(English)	Degree:, Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:乙第4102号, Conferred date:2014/6/30, Degree Type:Thesis doctor, Examiner:,,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

電子機器部品の高精度微細加工プロセスの研究

大塚 泰弘

目 次

第 1 章 緒論

1.1 はじめに.	1
1.2 現状の微細加工技術の特長と課題.	1
1.2.1 半導体微細加工技術.	2
1.2.2 精密機械加工技術.	6
1.3 本研究の目的.	7
1.3.1 除去加工の現状と課題.	9
1.3.2 変形加工の現状と課題.	16
1.3.3 付加加工の現状と課題.	17
1.4 本論文の構成.	19

第 2 章 摩耗現象に着目した精密加工用工具設計の指針

2.1 はじめに.	21
2.1.1 新規加工法で想定される工具摩耗形態.	21
2.1.2 工具摩耗の実験モデル.	22
2.2 工具摩耗モデルの実験方法.	22
2.2.1 印字ワイヤ摩耗試験機および印字条件.	22
2.2.2 印字ワイヤおよび摩耗量測定.	24
2.3 実験結果および考察.	25
2.3.1 摩耗に及ぼすワイヤ材質の影響.	25
2.3.2 摩耗に及ぼすインク剤の影響.	26
2.3.3 摩耗に及ぼすインク剤成分の影響.	28
2.3.4 ワイヤ印字端とインクリボンの接触状態.	28
2.4 摩耗機構およびワイヤ材料選択指針の考察.	31
2.5 印字用ワイヤの摩耗機構と工具摩耗抑制の指針.	34

第 3 章 定圧切込法による 10nm オーダ深さの微細溝切削加工

3.1 はじめに.	37
3.1.1 光ディスク原盤のプリグルーブ.	38
3.1.2 現行の光ディスク原盤製造方法と切削加工法適用の狙い.	39
3.2 微細溝切削加工の精度要因.	40

3.3 定圧切込み方法の検討.	41
3.3.1 定圧加工方法の原理.	41
3.3.2 工作物の構成.	42
3.3.3 ダイヤモンド工具.	43
3.3.4 定圧微細溝加工装置.	43
3.4 定圧加工方法による微細溝加工.	44
3.4.1 定圧加工方法による微細溝の形状精度.	44
3.4.2 膜厚制御切削法の提案.	45
3.4.3 膜厚制御切削法の加工メカニズム.	48
3.5 膜厚制御切削法による長距離加工の検討.	51
3.5.1 金属膜材質と膜構成の最適化.	51
3.5.2 工具の摩耗メカニズムの検討.	54
3.5.3 長距離加工を実現する新規工具形状の検討.	58
3.5.4 工具刃先の形成方法および工具セッティング方法.	60
3.5.5 長距離加工実験.	62
3.6 光ディスク原盤へのプリグルーブ加工の適用検討.	63
3.6.1 微細溝の形状評価.	63
3.6.2 トラッキング特性評価.	72
3.6.3 ダイヤモンドカッティング原盤の再生 C/N 特性.	79
3.6.4 再生 C/N 向上に向けたピッチ精度の改善.	89
3.6.5 2P 用光ディスク原盤への適用検討.	93
3.7 定圧切込み法による 10nm オーダ深さの微細溝切削加工のまとめ.	94

第 4 章 ピエゾ駆動システムによる 100 μ m 領域へのマイクロプレス加工

4.1 はじめに.	96
4.2 マイクロプレスバンプ形成方法の概要.	96
4.3 マイクロプレスバンプ形成機の開発.	98
4.3.1 バンプ形成機の概要.	98
4.3.2 マイクロプレスヘッド.	101
4.4 バンプ形成実験および考察.	105
4.4.1 ダイス穴断面形状の影響.	105
4.4.2 ポンチ先端形状の影響.	106
4.4.3 ポンチとダイスのクリアランスの影響.	107

4.4.4 アクチュエータ駆動条件の影響および生産性の検討.	109
4.5 インナーリードボンディング実験.	110
4.6 狭ピッチ TAB へのバンプ形成検討.	113
4.7 ピエゾ駆動システムによる 100 μ m 領域へのマイクロプレス加工のまとめ.	114
第 5 章 半球状工具による超音波援用ダイレクト・マイクロボンディング	
5.1 はじめに.	116
5.1.1 TAB インナーリード接合における Au バンプ形成方法.	116
5.1.2 ダイレクトボンディング法の課題.	117
5.2 超音波援用ダイレクト・マイクロボンディング (DMB) の原理.	118
5.2.1 ボンディング領域の応力分布.	118
5.2.2 ボンディングツール.	122
5.2.3 ボンディングプロセス.	122
5.3 超音波援用ダイレクトボンディング実験.	125
5.3.1 ボンディングツール形状の最適化検討.	125
5.3.2 実験方法.	129
5.3.3 ボンディングメカニズムの検証.	130
5.3.4 ボンディング条件の最適化検討.	132
5.3.5 信頼性試験.	135
5.3.6 狭ピッチ化接合実験.	136
5.4 超音波援用ダイレクト・マイクロボンディングの今後の展開.	136
5.5 半球状工具による超音波援用ダイレクト・マイクロボンディングのまとめ.	136
第 6 章 結論.	138
謝辞.	141
参考文献.	142
付録.	148

論文目録

1. 大塚 泰弘, 西本 廉 : 印字用ワイヤの摩耗の研究,
精密工学会誌, Vol.53(1987)No.4, p551-557
2. 大塚 泰弘 : ダイヤモンド切削工具を用いた10nmオーダ深さの微細溝加工, 精密工学会誌, Vol.80(2014)No.5, p491-495
3. Yasuhiro OTSUKA and Masashige MITSUHASHI : Fine Fabrication with Diamond Tools, Bull. Japan Soc.of Prec. Engg., Vol.20, No.4(Dec.1986), p280-282
621.9.042,621.795.2
4. 大塚 泰弘, 金子 秀樹 : マイクロプレス加工によるTABインナーリードへの微細バン
プ形成, 精密工学会誌, Vol.80(2014)No.6, p592-597

第 1 章 緒論

1.1 はじめに

情報通信技術(ICT)の進展により、電子機器の小型・薄型化への要求は留まることがなく、それらを構成する部品・デバイスには、高精度、高品質な微細加工の要求が益々高まってきている。特に、近年のクラウドコンピューティング、および無線環境の急速な進展は、デジタル情報を用いた様々なサービスを、何時でも何処でも、時間と空間を選ばずに利用できる環境を実現し、これに伴い、クラウドから提供される情報サービスを活用するための窓口となる電子機器端末には、これまで以上に携帯性を重視した小型・軽量・薄型化の要求が高まっている。さらに、ICTの進化は留まることがなく、電子機器端末には、人が身に着けることができるウェアラブル端末やビッグデータ解析に用いる各種情報をキャプチャリングする小型・低コストの様々なセンシングデバイス等、これまで以上に多種多様な端末開発が要求されるようになり、微細加工技術の重要性が再認識されている。

今後の ICT の大きなトレンドの一つは、多様化するニーズに対応したカスタマイズ・サービス(パーソナライズ化)の提供にある。例えば、ビッグデータ解析による個々人の嗜好にあわせた各種のサービス提供に関する研究^{101)~104)}が盛んに行われている。ネット通販によるレコメンドサービスは、その入り口のサービスと言える。このような情報化社会の進展により、将来的に電子機器端末には、個々のカスタマイズ要求に応じたオプション仕様が異なる、多彩なバリエーションをもった端末開発が要求されるようになると予想される。これを実現する微細加工技術には、かつての工業化社会時代における高品質・大量生産の要求とは異なり、高品質かつ多品種少量にも対応できる、微細加工技術の開発が強く要求されるようになると思われる。

本研究は、このような電子機器端末の動向を鑑みて、現行の微細加工技術と同等以上の高精度加工を実現しながら、単純かつ少ないプロセスで多品種少量の要求にも対応可能な新規の微細加工技術の検討を行ったものである。次節では、特に、微細加工のポテンシャルと多品種少量加工適性の観点から、現状の微細加工技術について、特長と課題を俯瞰し整理した。

1.2 現状の微細加工技術の特長と課題

現行の微細加工技術を大別すると、大きく 2 つに分類される。一つはリソグラフィ技術を核とした半導体製造技術を応用したもの(以後、半導体微細加工技術と呼ぶ)であり、他の一つは、従来からの機械加工技術を高精度化・微細化したものである。なお本論文では、切削、研削、プレス加工、超音波接合のように、工具を用いる加工方法を”機械的

加工方法 (Mechanical processing)”と称し、機械的加工方法を用いた除去加工、変形加工、付加加工の総称を“機械加工 (Machining process)”と呼ぶこととする。

1.2.1 半導体微細加工技術

半導体微細加工技術は、適用する加工寸法により、薄膜プロセス (nm～ μm オーダの加工) と、厚膜プロセス (μm オーダ以上の加工) が使い分けられている。図 1.1 に半導体微細加工技術のプロセス概要を示す。

薄膜プロセスでは、CVD, PVD による成膜工程と RIE (反応性イオンエッチング) によるドライエッチング工程により、深さ方向には nm オーダ精度の微細加工¹⁰⁵⁾を実現している。パターンニング幅は用いる光源に依存するが、エキシマレーザ (ArF) 露光では線幅 20nm の微細なパターン加工を実現¹⁰⁶⁾している。さらに実用化間近の EUV (extream ultraviolet: 波長 13.5nm) 露光では、線幅 14nm 台のパターンを解像できることが報告¹⁰⁷⁾されている。このような薄膜プロセスを用いた、マイクロ形状加工の加工例を図 1.2 に示す。図 1.2(a) は、サブ μm オーダの微細溝が形成された回折格子¹⁰⁸⁾の加工例を示す。図 1.2(b) は、10nm オーダ深さの微細溝がディスク全面に形成された光ディスク原盤のスタンパ¹⁰⁹⁾の加工例を示す。図 1.2(c) は、高さ数 μm の超微細な静電モータ¹¹⁰⁾の加工例を示す。これらの加工は何れも、サブ μm オーダ以下の微細加工が必要であり、現状では唯一、半導体微細加工技術で実現されている加工例である。

厚膜プロセスは、メッキ法やスクリーン印刷による成膜、およびウェットエッチングによる除去工程を用いて加工が行われる。薄膜プロセスに比べ最小加工単位は 1 桁以上大きくなるが、加工寸法の上限は大きく拡大し、数ミクロン～数百 μm オーダの微細加工をサブミクロン～ μm オーダの精度で実現している。厚膜プロセスの適用例としては、図 1.3(a) に示すような高さ数 μm のベアチップ実装用のメッキバンパ¹¹¹⁾、図 1.3(b) に示す数 μm ～数十 μm 寸法が混在したピエゾ方式インクジェットプリンタの圧力室¹¹⁰⁾、図 1.3(c) に示すベアチップ実装用のフライングリード先端に形成した直径数十 μm の微細バンパ¹⁴⁰⁾、図 1.3(d) に示す高さ数 μm の Si バルクプロセスによる静電モータ¹¹²⁾や、図 1.3(e) に示す SU-8 (エポキシ樹脂) による厚さ約 1mm の MEMS 用のギア作製¹¹³⁾等がある。

以上の加工例で示したように、半導体微細加工技術の最大の特長は、微細加工のポテンシャルの高さにある。一方で、図 1.4 に示すように、半導体微細加工技術の課題は、複雑な工程を多数必要とする点にある。成膜、露光、エッチングの一連の大工程 (各大工程内には、洗浄工程、検査工程等の多数の工程を含む) を少なくとも数サイクル行う必要があるため、投入から完成までの時間は長く、短いケースでも数週間の期間を要する。また、品種切り替え時には、下準備に多くの時間を要する。露光工程で使用するレチクル

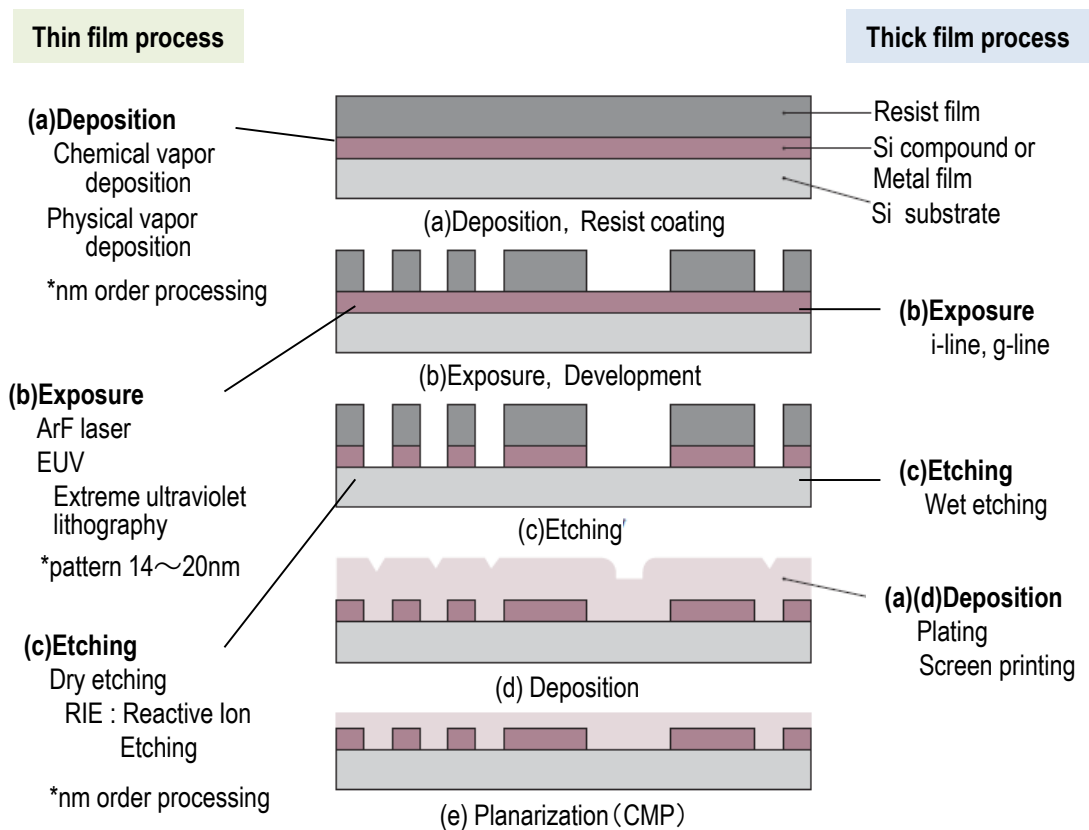


Fig.1.1 The typical micro fabrication using a semiconductor process

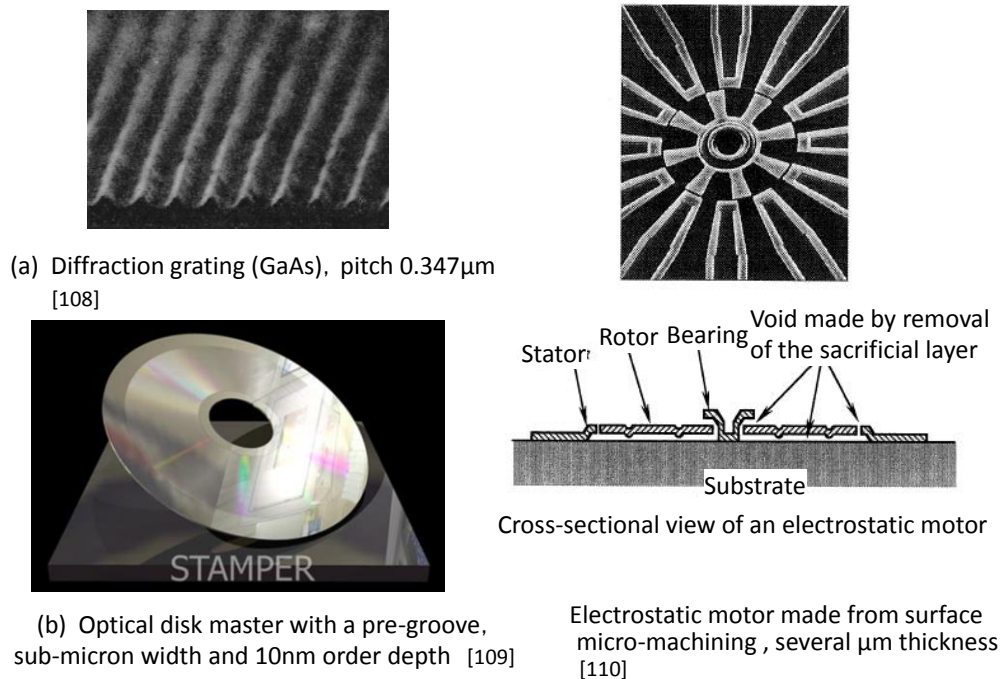
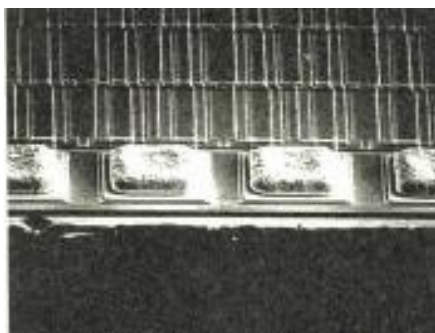
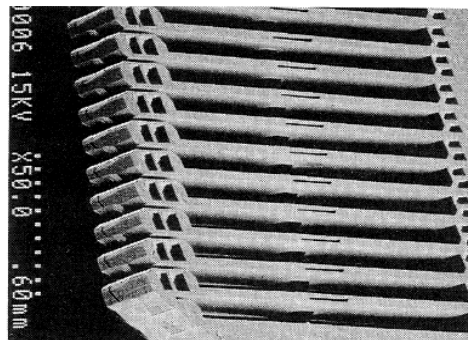


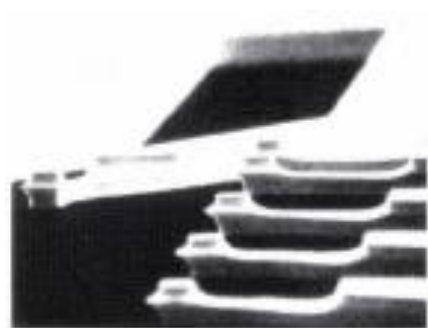
Fig.1.2 Micro-fabrication examples by the semiconductor thin film process



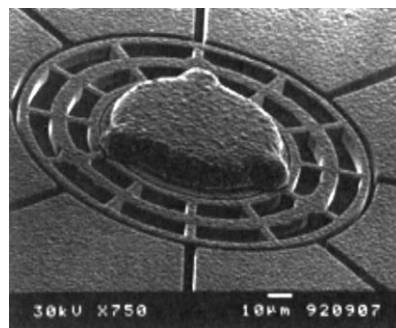
(a) Au bumps on electrodes of semiconductor, 5μm thick plating process [111]



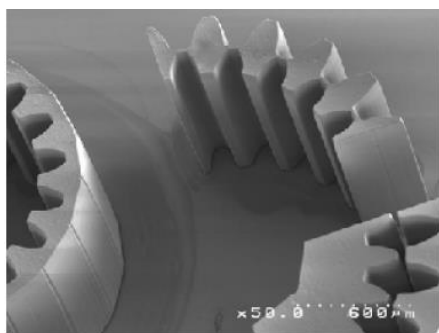
(b) Pressure chamber for PZT ink jet head with 141μm pitch (Si anisotropic wet etching) [110]



(c) Mesa bumps on TAB inner lead [140]



(d) Electrostatic motor (Si MEMS), height of 10μm or more [112]



(d) Gear of about 1mm height using SU-8 [113]

Fig.1.3 Micro fabrication examples by the semiconductor thick film process

*SU-8 は、エポキシ樹脂のネガ型レジストであるが、紫外線の露光後に 95℃程度の高温で加熱(Post Exposure Bake:PEB)することにより、SU-8 の鎖状高分子が架橋し硬質のエポキシ樹脂となるため、図 1.3(d)に示すように構造物として用いることもできる。

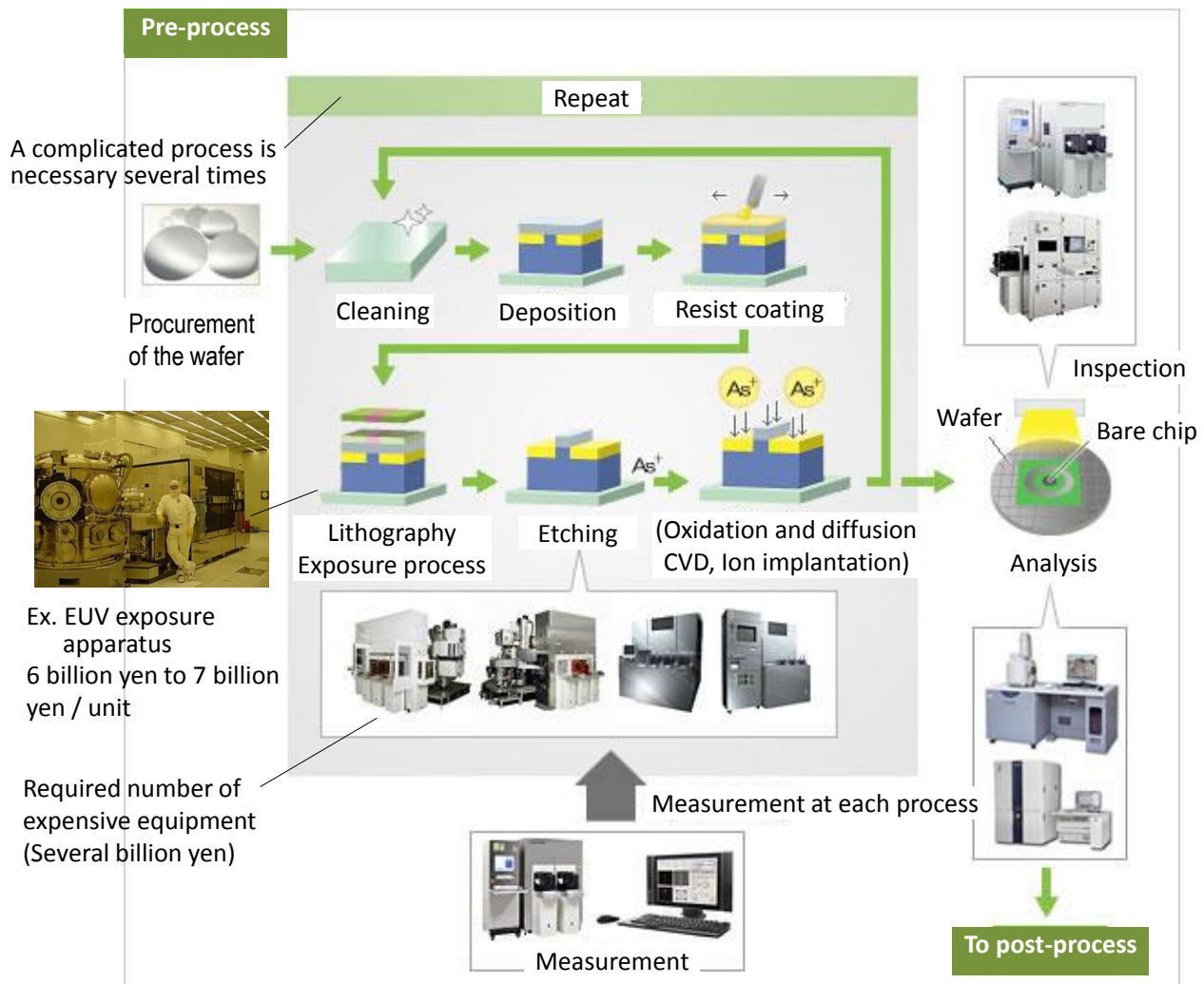


Fig.1.4 Overview of semiconductor pre-process

(マスク)の設計製造に数週間レベルの期間を要し、信頼性確認を含めたプロセス条件出しには、少なくとも数週間、新規の材料の組合せや新規の形状加工を含む場合には、数カ月オーダの期間を要するケースもある

また、各工程毎に高価な設備が必要なため、初期設備投資額と運用コスト(固定費)が高額^{114~116)}になる。加工設備に関しては、一台あたりの単価はユーティリティを含めると1億円を超える場合があり、成膜やエッチング設備はエレメント材料ごとに必要なため、多数の高価な設備が必要となる。例えば最新の露光装置は、1台20億円以上する。次世代の露光技術であるEUVに至っては、現在、実験機が1台70億円¹¹⁷⁾で販売されている。このため、設備費の総投資は数十億円にも及ぶ。また、メンテナンスコストおよび運転のための人件費は設備の3割程度が必要と言われており、運用コストも高額となる。ファウ

ンダリーを活用した場合にも、この運用コストが課題となる。半導体微細加工技術を応用して微小システムを実現する MEMS が、なかなか普及しない大きな原因の一つが、初期設備投資額の大きさと運用コストの高さにあるとも言われている。

以上のように半導体微細加工技術は、極めて高い微細加工のポテンシャルを有するものの、初期設備投資額と運用コスト(固定費)が高額であり、かつ TAT が長いため、多品種少量適性には大きな課題がある。

1.2.2 精密機械加工技術

これに対し機械加工は工程が単純であり、安価な装置を用いて少ないプロセスで加工を実現できる点に最大の特長を有する。また、半導体微細加工技術のような大掛かりな設備メンテナンスやレチクルのような高額な副資材も必要としないため運用コストも安く、多品種少量加工適性に優れた加工プロセスと言える。一方で、通常の機械加工の最小加工単位(加工精度)は $10\mu\text{m}$ ～数十 μm レベルであり、微細加工のポテンシャルには大きな課題がある。このため、極限まで精度を追求した超精密機械加工装置を用い、 $\pm 0.1^\circ\text{C}$ 以下の設置環境の高精度な温度制御、さらには建屋の基礎からの防振対策をも施した超精密機械加工技術が古くから発展してきた。

超精密機械加工では、数 nm オーダの表面粗さとサブ μm オーダの形状精度^{118)~121)}を実現する鏡面加工や、 μm オーダあるいはサブ μm オーダ深さの微細な形状加工^{123)~128)}を実現しており、半導体微細加工技術に迫る高精度な微細加工を実現している。

図 1.5 には、最新の超精密加工機、FANUC の ROBONANO α -OiB を用いた鏡面加工の報告例¹²⁰⁾¹²¹⁾を示す。同図(a)はスキャナレンズ用の金型(f- θ レンズ)加工において 3nmRa を実現した加工例であり、同図(b)は 2.5nmRa の超高精度な鏡面加工を実現したレンズアレイ金型の加工例を示す。但し、超精密機械加工は、上述したような大掛かり

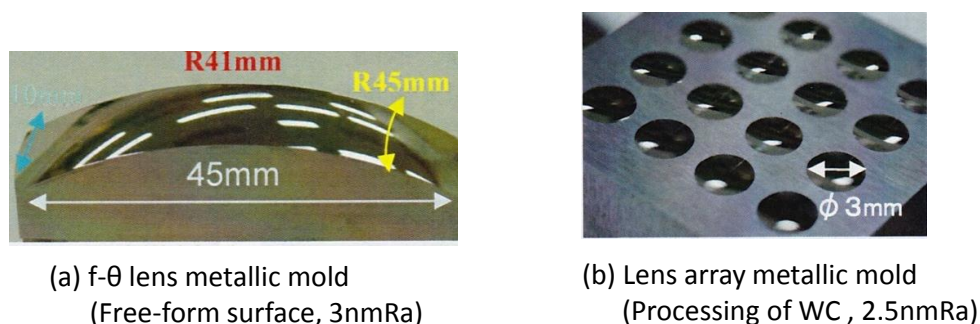


Fig.1.5 Mirror surface cutting with FANUC ROBONANO 5 axis nano processing machine [120]

な設置環境の温度制御や防振対策が必要となるため、通常の機械加工に比べて初期設備投資が遥かに高額となり、機械加工の最大の特長である多品種少量加工適性が損なわれる点に課題が残る。通常の機械加工の初期設備投資額が、数十万円～3000 万円といったオーダに対し、超精密機械加工では、数千万円～数億円オーダの高額な設備投資が必要となる。

1.3 本研究の目的

以上述べてきた微細加工技術の現状と課題をまとめて表 1.1 に示す。また図 1.6 には表 1.1 に基づき、微細加工のポテンシャル(加工の最小寸法と上限の加工寸法)と多品種少量加工適性(固定費と TAT の総合)の 2 軸で整理した現状の微細加工技術の全体俯瞰図を示す(図 1.16 の補足説明については、付録を参照)。

電子機器の小型・薄型・軽量化の要求と、カスタマイズ化(パーソナライズ化)の要求に応えるためには、図 1.6 の第 1 象限にマッピングされる加工技術が要求される。ところが同

Table 1.1 Current status and issues of micro-fabrication technology

	Semiconductor microfabrication		Machining process	
	Thin film process	Thick film process	Ultra Precision machining	Conventional machining
Minimum processing unit	nm order	sub μm order	sub μm order	10 μm
Processing size limit	~10 μm	tens of μm to several hundred μm	more than several hundred μm	more than several hundred μm
Accuracy	nm order	sub μm to μm	sub μm to μm	tens of μm
Amount of capital investment	several billions of yen	several hundreds of million to billions of yen	several tens of million to several hundreds of million yen	several hundreds of thousand to several tens of million yen
Operating costs / year	about 30% of the cost of equipment	about 30% of the cost of equipment	~several million yen	cheap operating costs
TAT	a few weeks to several months	←	→	a few seconds to a few hours
Workpiece	metal, Si compound (much limitation of the materials in comparison with machining,)	metals limited, Si, resin (SU-8) (much limitation in comparison with machining)	→	metal, ceramics, resin, Si compound, etc.
Feature	potential of micro-fabrication of nm order	sub μm to μm accuracy complex shape processing and a simultaneous assembly	sub μm to μm accuracy low operating costs short TAT	many kinds small quantity aptitude low equipment costs low operating costs short TAT
Issue	many kinds small quantity aptitude expensive equipment costs expensive operating costs long TAT	←	expensive equipment costs	processing accuracy

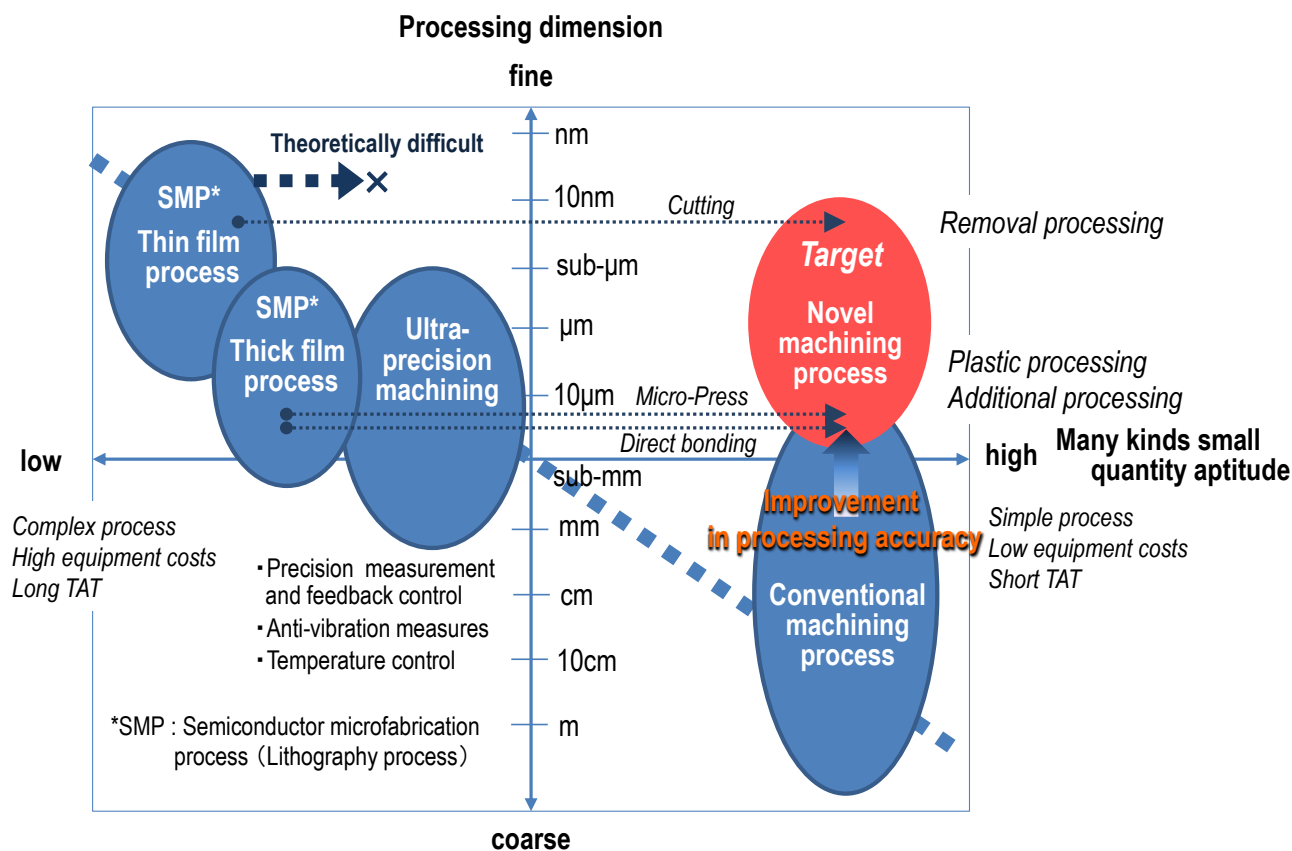


Fig.1.6 Mapping about processing dimension and many kinds small quantity aptitude of current microfabrication process

図に示すように、微細加工のポテンシャルと多品種少量加工適性は相反する関係にあり第 2 象限から第 4 象限の直線状のライン上に現行の微細加工技術はマッピングされる。すなわち、第 1 象限にマッピングされる、高精度微細加工と多品種少量加工を両立した微細加工技術が欠如している点に現状の微細加工技術の課題がある。

そこで本研究では、第 1 象限にマッピングされる微細加工技術の実現を狙いとし、現行の機械加工技術をベースとした新規加工法の検討を行った。なお、第 1 象限にマッピングされる加工技術開発のアプローチとしては、現行の半導体微細加工技術をベースにしたアプローチも考えられるが、半導体微細加工技術の本質が、成膜、露光、エッチングと加工プロセスを機能分離し、これら機能分離した各工程の複雑かつ巧みな組合せにより高精度な微細加工を実現している点を鑑みると、プロセスの簡素化は原理的に困難と考えられる。すなわち、第 1 象限にマッピングされる微細加工実現のためには、機械加工の持つ“単純かつ少ないプロセス”の特長を活かしつつ、微細加工のポテンシャルを大きく高めた新規加工法の開発が必須になると考えられる。

ここで機械加工は、その加工原理により、除去加工、変形加工、付加加工の 3 種類に大別される。そこで本研究では、除去加工、変形加工、付加加工、其々に対し微細加工のポテンシャルを大きく向上する 3 種類の新規加工方法を提案し、第 1 象限にマッピングされる加工技術を実現することを目標とした。新規加工法の開発により解決する具体的な研究課題は、後述するように除去加工、変形加工、付加加工、其々が抱える微細加工に関わる課題の中から、より汎用的な課題(その課題解決により広く応用展開を図れること)と考えられるものを選定した。また、提案する加工方法を電子機器部品の微細加工に適用し、その実用性を実証することにより、半導体微細加工技術の代替が可能なことを提示するとともに、これを持って提案する加工方法が、第 1 象限にマッピングされる加工技術であることを検証することとした。

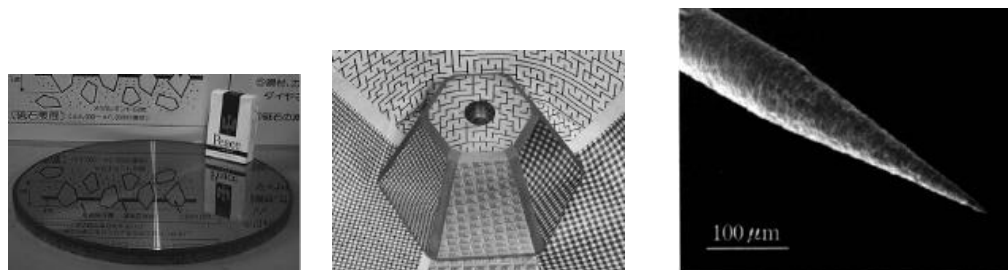
1.3.1 除去加工の現状と課題

除去加工は、その加工目的により、滑らかな表面を形成するための“鏡面加工”と、微細な凹凸を形成するための“微細形状加工”に大別される。

鏡面加工に関しては古くから多数の研究が行われてきており、nm オーダの表面あらさとサブ μm オーダの形状精度を実現できる、高精度な鏡面創成技術として確立されてきた。軟質金属を主な対象とした鏡面加工のとしては、図 1.5 に加工例を示した超精密切



(a) Examples of aspherical optical lenses [129]



(b) Examples of mirror surface finished [130]

(c) Example of micro grinding of tungsten needle [131]

Fig.1.7 Examples of ELID griding

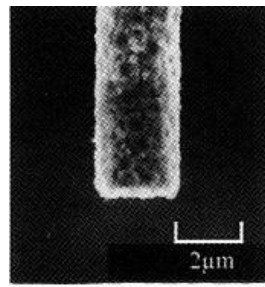
削加工の報告が多数行われている^{118)~121)}。硬脆材料や単結晶シリコンを対象とした鏡面加工は、超精密研削加工で実現されている。超精密研削加工の一例である ELID 研削 (Electrolytic In-process Dressing) では、図 1.7(a), (b) に示すように、硬脆材料、単結晶シリコン、鋼材等の各種材料に対し、数十 nmRmax, 数 nmRa の鏡面加工^{129),130)}が実現されている。このように鏡面加工に関しては、nm オーダの表面あらさと、サブ μm オーダの形状精度を両立する技術として既に確立されている。

一方、微細形状加工に関しては、鏡面加工に比べると研究報告は少なく、微細加工のポテンシャルに関しては、改善の余地が大きく残っている。軟質金属を主な対象とした微細形状加工法としては、超精密切削加工による μm オーダ寸法の鋸刃状の溝や V 溝加工が報告^{123)~128)}されている (切削加工の現状と課題の詳細は後述する)。硬脆材料や各種鋼材を対象とした微細形状加工に関しては、ELID 研削加工、マイクロ放電加工、レーザ誘起エッチング加工を用いた微細形状加工の報告がある。

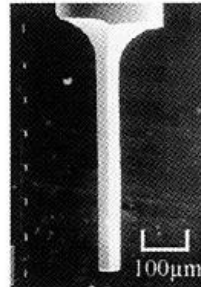
ELID 研削による微細形状加工では、図 1.7(c) に示すようなタングステン針の先端を $R=1\mu\text{m}$ に加工することが可能なこと¹³⁰⁾¹³¹⁾が報告されているが、サブ μm オーダ以下の微細加工に関する報告例はない。

マイクロ放電加工 (EDM) では、図 1.8 に示すように μm オーダから $100\mu\text{m}$ オーダの各種の複雑形状の微細加工が実現されている。ワイヤを用いたマイクロ放電加工 (WEDM) では、図 1.8(a) に示すような直径 $2.5\mu\text{m}$ のタングステンのピンを加工した例¹³²⁾や、数十 μm 角で数百 μm 長さの角棒を加工した例が報告¹³²⁾¹³⁵⁾されている。WEDM では切抜き加工も可能であり、数十 μm オーダの化繊の紡糸用ノズルの加工¹³⁴⁾ (加工例は図示せず) が報告されている。EDM による穴加工では、図 1.8(b) に示すような直径 $5\mu\text{m}$ の微細穴加工¹³²⁾、内径 $15\mu\text{m}$ の注射針、Ni ワイヤへの $\phi 100\mu\text{m}$ の微細穴加工¹³³⁾、3 次元形状のアリ溝加工¹³⁴⁾ (加工例は図示せず) 等が実現されている。ED ミリングでは、図 1.8(c) に示すように、数十 μm オーダの階段状の複雑形状の金型や曲面を含む複雑な形状、あるいは中繰り加工等、複雑に入り組んだ形状のマイクロ加工が可能なが報告¹³²⁾されている。以上のようにマイクロ放電加工では、硬脆材や金属材料に対して μm オーダ～ $100\mu\text{m}$ オーダの複雑な形状加工を実現できることが報告されているが、サブ μm オーダ以下の微細加工に関する報告例はない。

レーザ誘起エッチング (LAE: Laser Assist Etching) 加工は、化学反応性の雰囲気中に置かれた材料の表面にレーザビームを照射することにより、ビームの当たった領域を選択的に除去する加工技術である。化学反応性雰囲気としては、化学液を用いるウェットエッチングと反応性ガスを用いるドライ方式がある。図 1.9 は、PZT に Nd:YAG レーザと

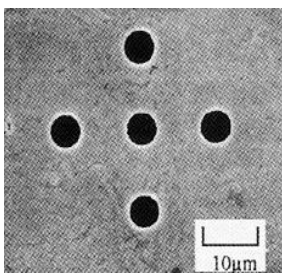


Round bar with a diameter of 2.5μm



Square bar

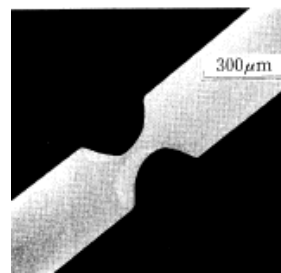
(a) Examples of micro pin by WEDG [132]



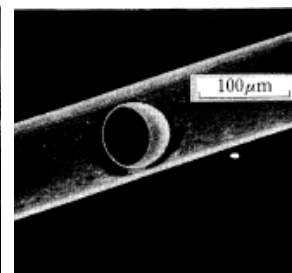
Example of micro hole drilling with 5μm diameter



Examples of needle

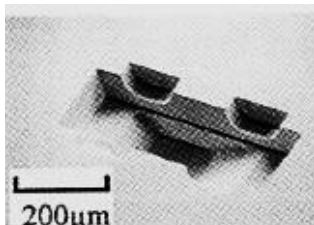


Drilling to the carbide wire with a diameter of 300μm

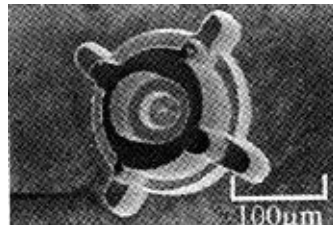


Drilling to the Ni wire with a diameter of 100μm

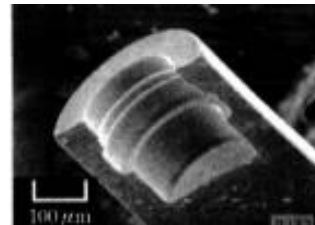
(b) Holes sample [133]



Shape including a free-form Surface [132]



Step-like complex shape [132]



Micro boring by discharge Lathe [135]

(c) Micro shape processing

Fig.1.8 Examples of precision machining by micro electro-discharge machining

KOH 液を用いて 100μm レベルの微細形状を打ち抜いた例¹³⁶⁾である。筆者らが行った、KOH 等のエッチング液中に配置したアルミナ・チタン・カーバイトへの Ar レーザ照射による LAE 加工では、数 μm ~ 10μm オーダの微細な除去加工(磁気ディスクの負圧スライダヘッドにおける負圧発生溝の加工)が可能なが報告¹³⁷⁾されているが、μm オーダ以下の微細加工の報告例はない。

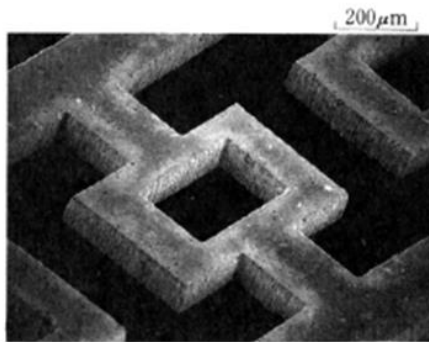


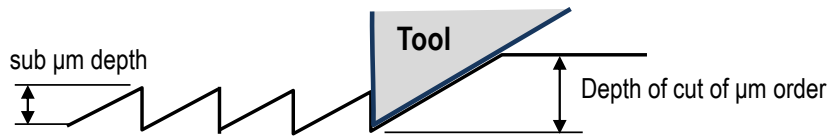
Fig1.9 Micro-fabrication examples of PZT substrate by the Laser Assist Etching [136]

以上のように、切削加工、ELID 研削加工、マイクロ放電加工、レーザ誘起エッチング加工等の現状の微細形状加工技術は、其々の加工方法の特長を活かした様々な微細形状加工を実現しているが、何れの加工方法も μm オーダ以上の加工であり、半導体微細加工技術が実現しているようなサブ μm オーダ、さらには 10nm オーダの微細加工は実現できていない。

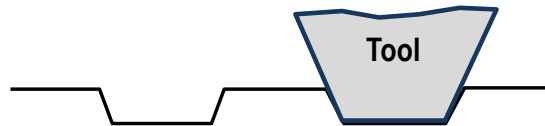
そこで本研究では、 10nm オーダの微細形状加工を実現できる新規加工方法の創出を除去加工の研究課題として設定した。ここで硬脆材料の微細形状加工に関しては、ELID 研削やマイクロ放電加工等の研究が盛んに行われているため、本研究では金属材料を対象とした精密切削加工による微細溝形成に絞り検討を進めた。

精密切削加工による微細溝形成方法は、大きく 2 つの方法がある。一つの方法は、図 1.10(a)に示すように、工具に送りを与え加工物全面を除去加工しながら、工具の切り込み量を相対的に変化させ、所望寸法の微細溝を形成する方法である(以後、全面加工法と呼ぶ)。他の一つは、図 1.10(b)に示すように、鏡面状の工作物上に一筆書きで直接微細溝を形成する方法である。

全面加工法による微細溝加工の一例としては、図 1.11(a)に示す上田らの旋削加工法によるグレーティンレンズの報告¹²³⁾がある。 μm オーダの切り込み量で工具に送りを与えながら被加工物を全面加工し、主切れ刃の軌跡を制御することにより、溝深さ $1.52 \sim 1.60\mu\text{m}$ 、最小溝幅 $2.5\mu\text{m}$ の鋸刃状の微細溝加工をサブ μm オーダ以下の精度で実現している。ミリング加工方法を用いた全面加工法による加工例としては、沢田らのロータリーエンコーダ用回折格子の報告¹²⁴⁾¹²⁵⁾がある。 $3\mu\text{m}$ の切り込み量で V 溝を形成するが、工具の送り量を調整することにより既に形成された深さ $3\mu\text{m}$ の V 溝の片側斜面を切り取りながら溝形成を行い、図 1.11(b)に示すような深さ $0.5\mu\text{m}$ 、ピッチ $1\mu\text{m}$ 、頂角 90° の V 溝加工を実現している。

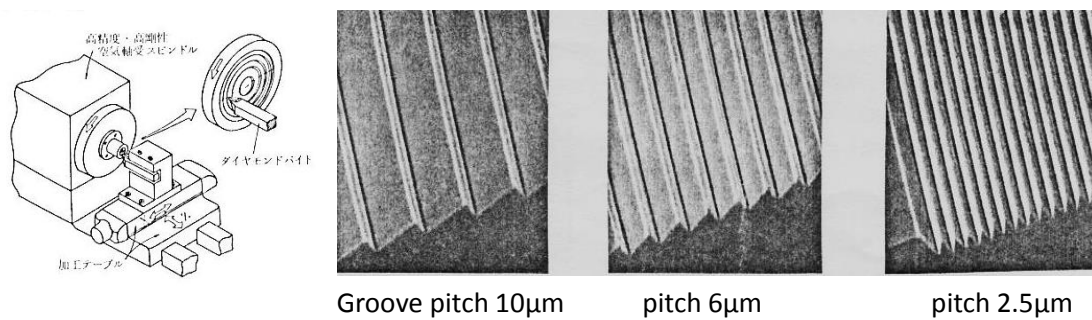


(a) Saw-tooth shaped grooves and V-groove is achieved by processing the entire surface

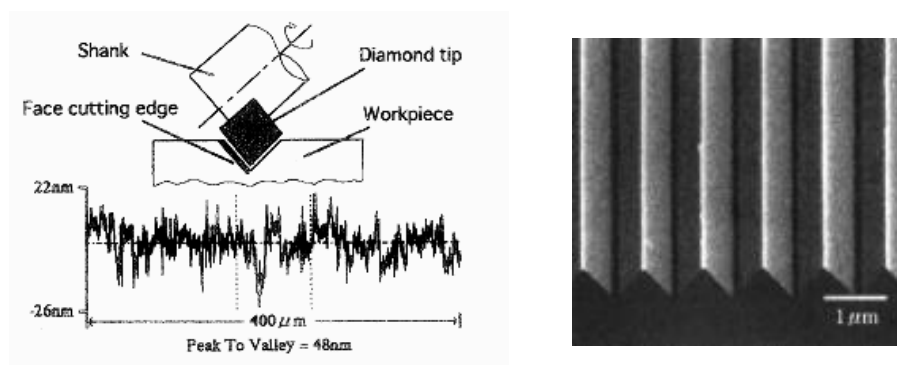


(b) The rectangular groove to the mirror surface can be realized by the transfer of tool geometry

Fig.1.10 Two kinds of microgroove formation method



(a) The grating lens processing by turning [123]



(b) V shaped groove with 1μm pitch processing by milling [124]

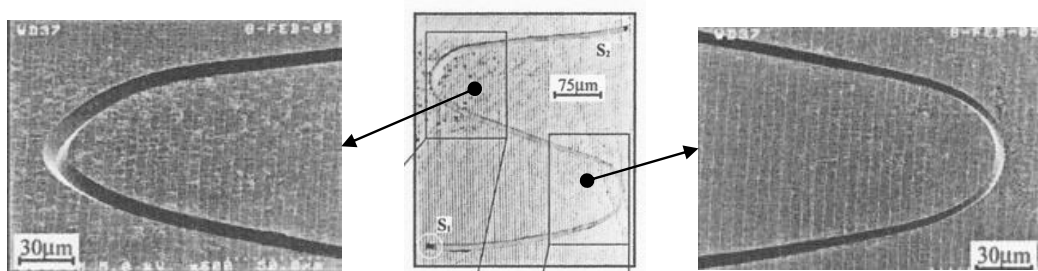
Fig.1.11 V shaped groove of 0.5μm depth and 1.0μm pitch is formed in depth of cut of 3μm by milling

以上、図 1.11 の事例で示したように、全面加工法では、切り込み量(最小加工単位)よりも微小深さの微細溝を形成できる点に特長を有する。図 1.11 の 2 つの報告例では、数 μm の切込量(最小加工単位)ながら、 $1\mu\text{m}$ 強あるいはサブ μm オーダ深さの微細溝をサブ μm オーダ精度で実現している。しかし、このような全面加工法による微細溝形成においても、半導体微細加工技術が実現しているような 10nm オーダ領域の微細加工は実現できていない。

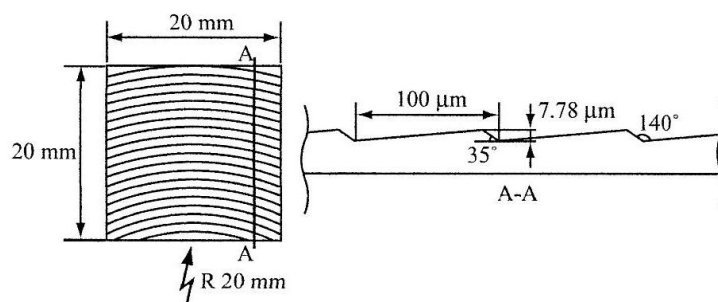
また全面加工法の大きな課題の一つは、加工可能な溝断面形状の自由度が低い点にある。工具切れ刃の運動軌跡により溝形状を制御するため、工具の幾何学的な干渉が原因で、加工できる溝形状に制約が生じる。例えば、両側面が鋭角な斜面を有する台形溝や矩形溝の形成は困難であり、 μm オーダ以下の寸法領域の微細溝加工では、実質的に形成可能な溝形状は鋸刃状か V 溝に限定される点に課題がある。このような、形成できる溝形状の自由度に関しては、半導体微細加工技術も同様の課題を抱えている。半導体微細加工技術では、任意の角度を有する V 溝の形成や非対称形状の微細溝、シェーピングの矩形溝等の実現が困難なことは周知である。

図 1.12(a)～(c)には、シェーピング加工法による鏡面状被加工物への一筆書きによる微細溝の加工例を示す。図 1.12(a)は、米山らによる S 字状曲線溝の報告例¹²⁶⁾であり、鏡面状被加工物への溝深さ $5\mu\text{m}$ 、溝幅 $10\mu\text{m}$ のシャープなエッジを有する V 溝の直接加工を実現している。久門ら¹²⁷⁾は、携帯電話などに使用されるバックライトパネル用の金型加工を狙った、図 1.12(b)に示す深さ $7.78\mu\text{m}$ 、ピッチ $100\mu\text{m}$ 、斜面角度 35° および 5° の非対称形状の微細溝をシェーピング加工法で実現可能なことを報告している。また、室田らの報告¹²⁸⁾では、図 1.12(c)に示すように $0.25\sim 0.5\mu\text{m}$ の切込みを複数回重ねる方法で、 $10\mu\text{m}$ 深さの V 形の止まり溝加工を実現できることが報告されている。

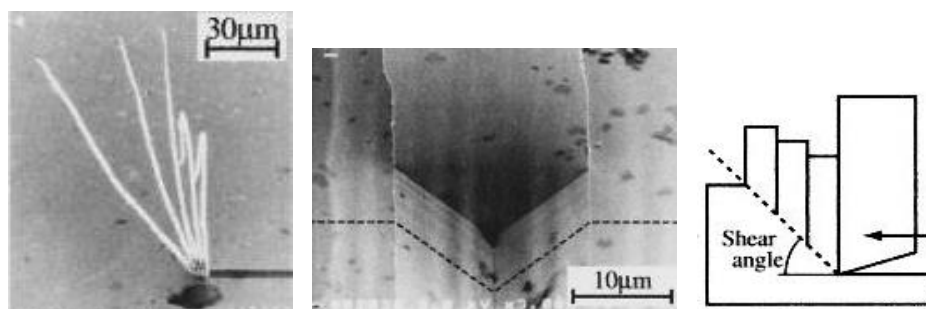
一筆書きによるシェーピング加工では、工具形状を転写した微細溝を形成できるため、全面加工法では実現できなかった矩形溝や非対称形状の微細溝の加工が可能であり、加工可能な溝形状の自由度は大きく広がる。しかし一方で、旋削やミリング加工法のような相対的な切り込み量制御ではなく、被加工物表面を基準面とした直接的な切り込み量制御が必要となるため、原点検知精度($\pm 0.5\mu\text{m}$ レベル)や被加工物に存在する微小うねりへの追従精度(サブ μm オーダ)等の不確定要因の積み上げ結果として、サブミクロンはもとより、 $1\mu\text{m}$ (精度 $\pm 0.1\mu\text{m}$) を切る深さの微細溝形成を実現できていない。図 1.12 に示した微細溝は、何れも μm オーダ深さの加工例の報告であり、 $1\mu\text{m}$ を切る寸法領域に壁があることが分かる。



(a) The S-shaped groove by shaping processing [126]



(b) Asymmetric groove by shaping processing [127]



(c) Dead-end groove formed by shaping process via multiple-step cutting [128]

Fig.1.9 Various micro-groove examples by cutting

Fig.1.12 Examples of direct groove cutting on the mirror-finished surface workpiece

以上、精密切削加工による微細溝加工の現状と課題をまとめると、以下のようなになる。精密切削加工による微細溝形成では、全面加工法および一筆書きによる微細溝形成法の何れの方法においても、半導体微細加工が実現しているような 10nm オーダ深さの微細溝加工の実現に課題がある。一方で精密切削加工法は、一筆書きにより工具形状を転写して微細溝を形成する方法により、半導体微細加工技術では困難な任意の断面形状を有する微細溝加工を実現できる特長を有する。

そこで本研究では、このような精密切削加工法の特長を活かしつつ、課題である微細加工のポテンシャルを高めることができる新規加工方法の創出を狙いとし、除去加工に関する研究課題を

「任意の溝形状を形成できる 10nm オーダ深さの微細溝切削加工の実現」

と設定した。なお、現行の超精密切削加工が抱える高額設備の課題を解決するために、新規加工法の検討においては、設置環境の温度制御や建屋の基礎からの防振対策を行わずに、上記の研究課題を実現することを検討の前提条件とした。提案する加工法の具体的な電子機器部品加工への応用としては、“10nm オーダ深さの矩形溝加工が要求される光ディスク原盤のプリグルーブ加工”を選定した。

1.3.2 変形加工の現状と課題

変形加工(プレス加工)は、半導体微細加工技術では実現できない、機械加工法の大きな特長の一つである。工具を押圧するだけの極めて単純なプロセスで、数 μm ～数百 μm オーダの微細加工をサブミクロン～ μm オーダの精度で、かつ極めて高い生産性で実現することができる。高精度な微細加工の報告例としては、直径 $5\mu\text{m}$ の微細穴の加工例¹³⁸⁾や、 $\phi 1.7\mu\text{m}$ のマイクロポンチを用いた微細穴加工の検討報告¹³⁹⁾がある。複雑形状部品の加工例としては、図 1.13(a)に示すような円柱断面とテーパ断面を結合させたインクジェットプリンタ用ノズルの加工例¹⁴⁰⁾がある。ノズル加工では、 $\pm 0.5\mu\text{m}$ 以下の出口径の寸法精度とともに、半導体微細加工技術が苦手とする高精度なテーパ加工が要求される微細加工であり、高い生産性を含め、プレス加工の特長を十分に活かした加工事例である。また、他の複雑形状部品の加工例として、図 1.13(b)に示すような平板状のプレス加工品を積層して複雑な 3 次元形状部品を実現した、インクジェットプリンタの流路

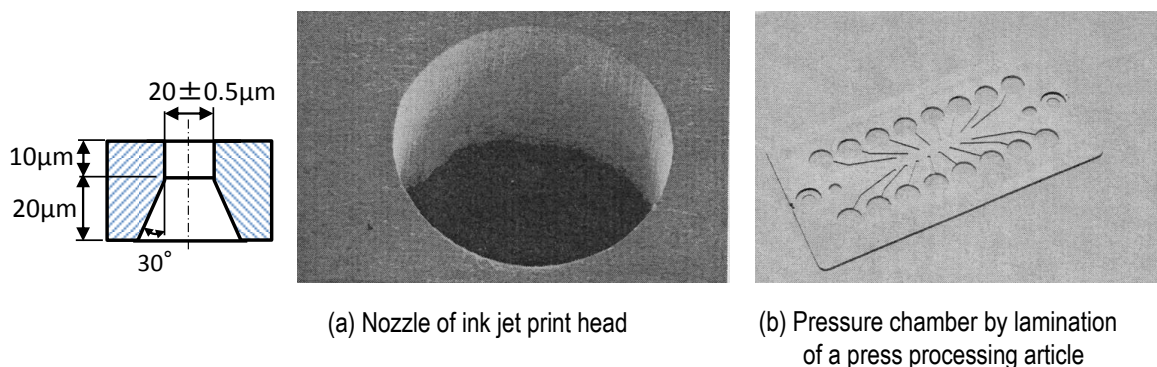


Fig.1.13 Examples of fine shape processing by pressing [140]

形成の報告例¹⁴⁰⁾がある。板厚 50 μm ～200 μm のステンレス鋼にプレス加工で型貫きを行い、異なる型貫形状を有する 10 数枚の板材を積層接合して、3 次元的な流路を実現している。

このようにプレス加工は、極めて単純なプロセスにより高精度な微細加工を実現できる特長を活かし、数 μm ～数百 μm オーダの微細加工技術として様々な用途に適用されている。しかし現行のプレス加工では、電子部品の加工、プリント配線板の加工、あるいは研究レベルにおける各種のプレス加工の報告、何れにおいても対象とする被加工物は平板状の材料^{141)～145)}に限られており、切削加工のように任意の 3 次元形状を有する被加工材に対するプレス加工は実現できていない。この点にプレス加工の大きな課題がある。平板状材料に限らず、任意の 3 次元形状を有する被加工材へのプレス加工が可能となれば、プレス加工の適用範囲は、さらに大きく広がると考えられる。

そこで本研究では、変形加工に関する研究課題を、

「任意の 3 次元形状を有する被加工物の微小領域に対し、局所的にプレス加工を可能とするマイクロプレス加工の実現」

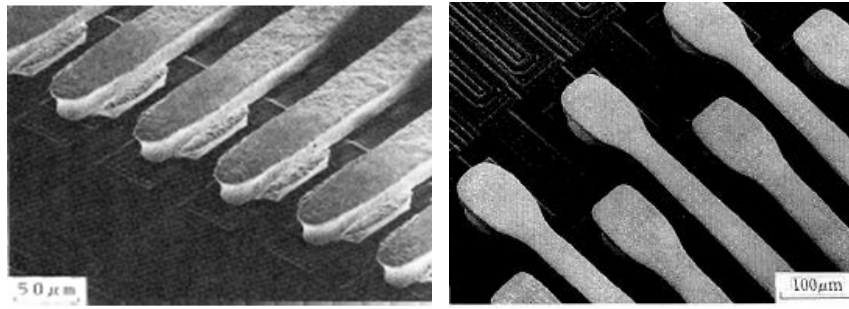
と設定した。提案する加工方法の具体的な電子機器部品加工への応用としては、ベアチップ実装の一つである“TAB 実装における、インナーリード先端への微細バンプの形成”を選定した。幅数十 μm の片持ち梁構造のインナーリード(フライングリード)先端に、直径数十 μm の微細バンプを形成することが要求される。

1.3.3 付加加工の現状と課題

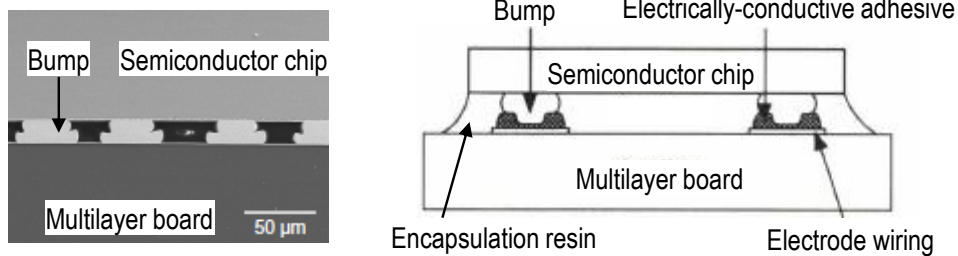
付加加工に関しては、エレクトロニクス部品のマイクロ接合(半導体のベアチップ実装)にフォーカスして検討を行った。半導体のベアチップ実装は、図 1.14(a)に示すような TCP(Tape carrier packaging)系の実装^{146)～148)}と、図 1.14(b)に示すようなフリップチップ実装¹⁴⁹⁾¹⁵⁰⁾の 2 方式に大別される。

TCP(Tape carrier packaging)系の実装では、ベアチップ電極上に形成したバンプを介して、フィルムキャリア上のリードを電極面に熱圧着、あるいは超音波併用熱圧着¹⁵¹⁾により接合する。フリップチップ実装では、バンプを介してベアチップを直接基板面に接続するフェースダウン方式の表面実装である。フェースダウン実装では、半田ボールのような溶剤バンプを用いるか、あるいは異方性導電接着剤または異方性接着フィルム(ACF)とバンプとの組合せにより、電氣的にも機械的にも接合が行われる。何れの接合方法においても、接合部の大きさ、接続ピッチはともに、数十 μm オーダである。

このようなマイクロ接合は、機械加工法で行われているが、何れの方式においても接合前に半導体微細加工技術の厚膜プロセスを用いた高価なバンプ形成工程が必須となる



(a) Semiconductor packaging of TCP system [147][148]



(b) Flip-chip bonding cross-sectional view [149][150]

Fig.1.14 Two kinds of semiconductor bare chip mounting method

点に課題があった。また、バンプの微細化限界が接続ピッチの限界を決めることもあり (TCP 系の実装では図 1.14(a)の右図に示すように、チップサイズが多少犠牲になるが、千鳥配列の電極が採用されることもある)、バンプ形成工程の改善が望まれていた。フリップチップ系の実装ではバンプ形成は必須となるが、TCP 系の実装に関しては、原理的にはリードをベアチップ電極に直接接合することは可能であり、機械加工法だけで実現できる、安価かつ簡易プロセスのバンプレス・マイクロ接合技術の開発が強く望まれていた。

そこで本研究では、付加加工の研究課題を、

「半導体微細加工技術によるバンプ形成工程を不要とした、TCP 系リードとベアチップ電極とのダイレクト接合の実現」

と設定した。提案する加工方法の具体的な電子機器部品加工への応用としては、TAB 実装におけるインナーリード接合を選定した。

1.4 本論文の構成

本論文は、6 章から成る。

第 1 章「緒論」では、微細加工がリソグラフィ技術を核とした半導体微細加工技術に大きく依存している現状を概観し、この技術が極めて高い機能を有するものの複雑な多くのプロセスを必要とすることを指摘し、単純かつ少ないプロセスで微細加工を実現できる可能性のある機械的手法の検討が必要であることを提示した。そして、従来、半導体微細加工技術により行われていた電子機器部品の微細加工を機械加工法に置き換えることを狙いとし、除去加工、変形加工、付加加工のそれぞれに対応した 3 種類の新規加工法を提案し、各々を具体的な電子機器部品の微細加工に適用し、半導体微細加工技術を代替することの可能性を明らかにすることが本論文の目的であることを述べた。

第 2 章「摩耗現象に着目した精密加工用工具設計の指針」では、機械加工による高精度加工実現に大きく影響を与える工具摩耗抑制について検討した。工具摩耗と共通した複数の摩耗機構の総合により損耗が進行するドットインパクトプリンタ印字ワイヤの摩耗を題材とし、その摩耗機構の解明を行い、次章以降で提案する新規加工法における工具設計の指針を提示した。繰り返し衝撃荷重を受ける印字ワイヤの摩耗は、摩耗初期には疲労領域に相当する大きな衝撃荷重を受けて疲労摩耗とアブレシブ摩耗の混合により摩耗が進行すること、定常摩耗領域では摩耗の進行によりワイヤの先端面エッジ部に作用する応力が低下して疲労摩耗は抑制され、アブレシブ摩耗を主体とした摩耗が進行することを明らかにした。アブレシブ剤の 1.3 倍以上の硬さの工具材質を選定すること、疲労摩耗により工具エッジ部に丸みが発生することを与件として加工方法を検討する必要があることを、工具設計指針として提示した。印字ワイヤの摩耗ではトライボケミカル摩耗は認められなかったが、本論文で提案する 3 種類の加工法に対しては、トライボケミカル摩耗への対策が重要であることを指摘した。

第 3 章「定圧切込み法による 10nm オーダ深さの微細溝切削加工」では、除去加工による高精度微細加工について述べた。半導体微細加工技術以外では実現できなかった 10nm オーダ深さの微細溝加工を切削加工により実現することを試みた。背分力に釣り合う垂直荷重を工具に作用させて切込み量を制御する定圧切込み方式を採用することで、研磨したガラス基板上に形成した軟質金属膜に、膜厚に等しい 10nm オーダ深さの微細溝を高精度に形成できることを示した。本加工法を 10nm オーダ深さのスパイラル溝が必要とされる光ディスク原盤のプリグルーブ加工に適用し、光ディスクとして良好な記録再生特性を実現可能なことを確認した。

第 4 章「ピエゾ駆動システムによる 100 μ m 領域へのマイクロプレス加工」では、変形加工による高精度微細加工について述べた。従来、プレス加工の対象は平板状材

料に限られていたが、任意の 3 次元形状を有する被加工材の $100\ \mu\text{m}$ 角程度の微小領域に局所的に的確にプレス加工を実現することにより、半導体微細加工技術で行われていた微細加工を機械加工法で置き換えることを試みた。フォトリソ法以外の手法では実現が困難であった半導体実装用フライングリード先端への数十 μm オーダのマイクロ形状加工を提案した。これを実現するためにピエゾ駆動によるマイクロプレスヘッドを開発するとともにプレス加工条件について検討し、最適条件を提示した。本技術を半導体のベアチップ実装の一つである、TAB (Tape Automated Bonding) 実装におけるインナーリード先端へのバンプ形成に適用し、半導体ベアチップとの接合実験を行うことにより、低コストのバンプ形成技術として実用可能なことを確認した。

第 5 章「半球状工具による超音波援用マイクロボンディング」では、付加加工による高精度微細加工について述べた。半導体の電極パッドと接続リードとの接合において半導体微細加工技術により接合部材の役割を果たす Au バンプの形成が必須であったが、この高価な Au バンプ形成工程を省いてバンプを介さずにダイレクトに接続リードと電極パッドを接合する技術が求められていた。これに対し、超音波接合方式をベースとした半球状工具によるマイクロボンディング法を提案した。柔らかい Au バンプを用いないダイレクトボンディングを実現するためには電極パッドのダメージを抑制する必要がある、電極パッドの損傷メカニズムを解明した上で、硬い銅製リード材と電極パッドの直接接合において電極パッドのダメージを発生させない新規形状のボンディングツールおよび同ツールを用いたボンディングシーケンスを提示した。本技術を TAB インナーリード実装に適用し、十分な強度を有する信頼性の高い接合ができ、さらに従来法に比べ低コストかつ狭ピッチ接合が可能となることを確認した。

第 6 章「結論」では、本研究で得られた成果について総括した。

第 2 章 摩耗現象に着目した精密加工用工具設計の指針

2.1 はじめに

工具摩耗の抑制は、機械加工における高精度加工を実現するための必須条件となる。次章以降、除去加工、変形加工、付加加工に対応した 3 種類の新規加工方法の提案を行うが、提案する各々の加工方法において、加工精度に影響を及ぼすレベルの工具摩耗が発生しないように、提案の初期段階で加工プロセスおよび被加工材との関連性を考慮した上で、精密加工用工具設計（以後、工具設計と呼ぶ）の指針を明確化しておくことは極めて重要である。

そこで本章では、提案する加工方法において発生する可能性がある工具の摩耗機構を予め机上検討で抽出し、想定される摩耗機構を含む工具摩耗に関するモデル実験を設計し、摩耗実験を実施した。モデル実験で得られた摩耗抑制に関する知見は、提案する 3 種類の新規加工法に対する工具設計の指針として展開を図った。

2.1.1 新規加工法で想定される工具摩耗形態

新規加工方法で生じる可能性がある工具摩耗機構に関し、机上検討を行った結果をまとめ、表 2.1 に示す。

第 3 章で提案する微細溝切削加工では、工具すくい面および逃げ面と被削材間のアブレシブ摩耗、および腐食摩耗の発生が予測される。第 4 章では、マイクロプレス法による新規の打ち抜き/半抜き加工方法の提案を行うが、プレス加工では、工具と被加工材せん断面とのアブレシブ摩耗、腐食摩耗、および凝着摩耗が発生する可能性が考えられる。またプレス加工時に繰り返し衝撃応力が作用するため、疲労摩耗発生の可能性が考えられる。第 5 章で提案する付加加工では、新規の超音波援用金属接合法による、多ピンリードとベアチップ電極とのシングルポイント接合法の提案を行うが、マイクロプレス加工と

Table 2.1 The wear mechanisms assumed by new mechanical processing proposals

	Fine groove cutting	Micro-press	Ultrasonic metal bonding
Abrasive wear	Wear of rake face and flank	Punching of the workpiece	Ultrasonic vibration between the workpiece and tool
Corrosion wear	Chemical reaction with the workpiece	Chemical reaction with the workpiece	Chemical reaction with the workpiece
Fatigue wear	—	Repeated impact load	Repeated impact load
Adhesive wear	Check the actual system	←	←

同様に、工具を被接合材に押し込み密着させる際に発生する、繰り返し衝撃応力による疲労摩耗を検討する必要がある。また、工具を被加工材に密着させた状態で超音波振動を印加するため、工具-被接合材間のアブレイブ摩耗、腐食摩耗、および凝着摩耗の可能性も検討する必要がある。

以上の机上検討から、繰り返し衝撃荷重が作用する系を含み、かつアブレイブ摩耗と腐食摩耗の発生機構を含む系を、工具摩耗に関するモデル実験の設計条件とした。なお凝着摩耗に関しては、実際の系で実施しないと発生の有無を判断できないこと、および仮に凝着摩耗が発生した場合にも、工具あるいは被加工材の材料変更や工具表面のコーティング等、対策が明確であるため、モデル実験の条件からは除外した。

2.1.2 工具摩耗の実験モデル

繰り返し衝撃荷重が作用する系を含み、かつアブレイブ摩耗と腐食摩耗の発生機構を含む工具摩耗検討用の実験モデルとして、かつてのプリンタの主役であったインパクト式ワイヤドットプリンタを選定し、印字用ワイヤの摩耗機構の解明検討を行った。ここで、印字用ワイヤの摩耗の研究については既に、Engelら²⁰¹⁾、前田ら²⁰²⁾、平岡ら²⁰³⁾の研究があり、ワイヤ印字端の摩耗は主にインナーリードリボン中のカーボンブラックによるアブレイブ作用^{201),202)}により進行すること、インク剤成分と化学反応を生じやすいワイヤ材質の場合には、主として腐食により進行^{202),203)}することが報告されている。また前田ら²⁰²⁾は、繰り返し応力による疲労摩耗の影響も考慮する必要があることも指摘している。但し、これらの報告では、腐食に関する摩耗機構は述べられているが、アブレイブ摩耗および繰り返し応力の影響については、その機構が十分に明らかにされていない。

そこで本章では、新規加工方法へ知見を展開するために、アブレイブ摩耗、および疲労摩耗を含むワイヤ印字端の摩耗機構の解明検討を行った。

2.2 工具摩耗モデルの実験方法

2.2.1 印字ワイヤ摩耗試験機および印字条件

実験に用いた摩耗試験機の概略を図 2.1 に示す。摩耗試験機は、並列に配置した 3 基のワイヤ駆動用アクチュエータとプラテン、紙テープおよびインクリボンの送り装置から構成される。直径 $\phi 0.35\text{mm}$ の印字用ワイヤは、図 2.2 に示すように電磁石の吸引力を利用したアクチュエータによりフリーフライト方式で駆動される。プラテンは回転させず、直径 26mm の静止型のプラテンとした。TAB インナーリード先端へのバンパ形成では、Cu 基材を挟んで、超硬性のポンチとダイスが繰り返し衝突する。このため、プラテン材料としては柔らかいゴム系材料ではなく、硬い炭素鋼を用いた。紙テープおよびインクリボンの

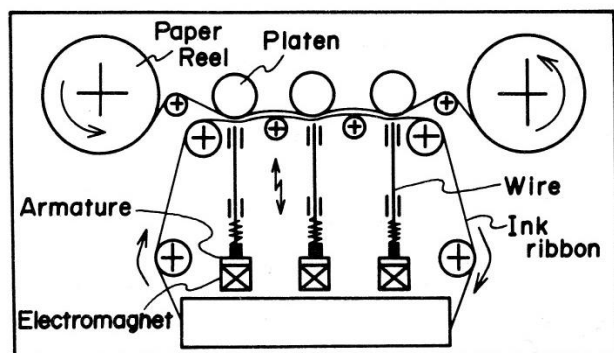


Fig.2.1 Schematic diagram of wear test apparatus for print wire

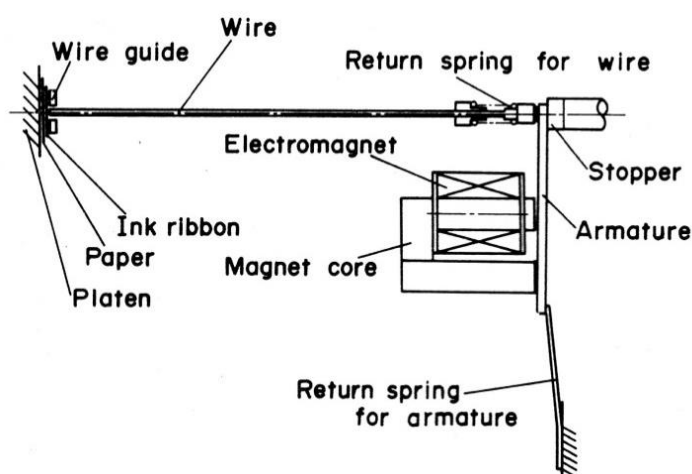


Fig.2.2 Driving mechanism of print wire for printing

送り速度は、それぞれ 65.5mm/s, 18.3mm/s とした。用いた紙テープは、情報交換用紙テープ 8 単位 (JIS C6243 白色無地, 厚さ 108 μ m), インクリボンは大型カセットリボン (厚さ 113 μ m, パイロット製), ナイロン 66 製メッシュリボンにインク剤を含浸させたものを用いた。ワイヤの印字速度は、400dots/s とし、印字力はインパクト式ワイヤドットプリンタとしては最も厳しい条件となる、複数枚の同時複写をとることを想定した 14.7N とした。印字力は、図 2.2 に示すプラテン位置に取り付けたフォーストランスデューサにより測定した。なお、フォーストランスデューサの測定面は力センサの保護を兼ねてプラテン材質と同一材質で構成した。

上述の印字条件のもとで紙テープに直線状に連続印字を行い、 10^7 回印字ごとにワイヤ印字端の摩耗量測定、形状変化および摩耗面の観察を行った。なお、プラテン面のくぼみ変形を極力防止し、ワイヤ印字端とプラテン接触状態をできる限り一定に保つために、 10^7 回印字ごとにプラテンをその取り付け軸上で僅かに回転させ、プラテン面の打撃位置を変えた。

2.2.2 印字ワイヤおよび摩耗量測定

実験に用いたワイヤの材質およびビッカース硬さを表 2.2 に、その形状・寸法を図 2.3 に示す。未使用のワイヤ印字端は、ワイヤの軸心に対し直角な平面（以後、平面形状印字端と呼ぶ）に仕上げられているが、印字開始後は摩耗により、次第に凸面へと変化する。ことが実験の結果分かった。そこで本研究では、ワイヤの摩耗量を便宜的であるが、図 2.4 に示すように印字開始前の端面から摩耗後の凸面先端までの距離変化 ΔL で表した。実際には、ワイヤ円柱面上に設けた測定用原点から印字端までの距離 L を印字開始前、および所定回数印字後において測定顕微鏡で測定し、その差から摩耗量 ΔL を求めた。上述の測定用原点に、ワイヤ円柱面の円周方向に、ほぼ等間隔で設けた 4 つのビッカース圧痕の中心を用い、それぞれの原点から印字端までの距離の平均値を L の値とした。

Table2.2 Materials and hardness of print wire

Material	Vickers hardness
Cemened carbide, WC	1 270
Precious metals alloy	830
Tungsten alloy, W-Re	680
Tungsten, W	600
Stainless steel, SUS 304	560
Piano wire, SWRS 72	470

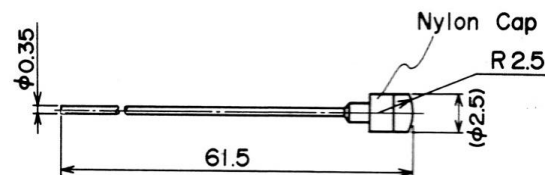


Fig.2.3 Shape and size of print wire

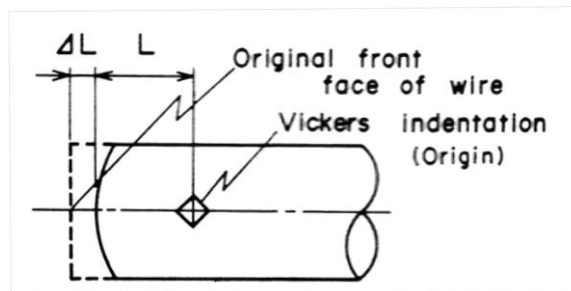


Fig.2.4 Wear measurement of wire

2.3 実験結果および考察

2.3.1 摩耗に及ぼすワイヤ材質の影響

表 2.2 示す 6 種の材料のワイヤについて 10^8 回まで印字を行い, 10^7 回ごとにワイヤの摩耗量を測定した. 得られた印字端の摩耗量と印字ドット数の関係を図 2.5 に示す. これより次の事が分かる.

- (1) 何れの材質においても, 摩耗量と印字ドット数の間には, ほぼ比例関係が成立する.
- (2) 摩耗量は材質により異なり, 大きく 3 つのグループに分けられる.
 - ① 摩耗量の著しく大きい, ピアノ線材 SWRS72, およびステンレス鋼 SUS304
 - ② 摩耗量の著しく少ない, 超硬合金 WC, および貴金属系合金
 - ③ それらの中間的な摩耗量のタングステン(以後, W と表す), およびタングステン・レニウム合金(以後, W-Re と表す)
- (3) 上記(2)の関係を表 2.2 に示すビッカース硬さと対比すると, ワイヤの印字端の耐摩耗特性は, ほぼ硬さの順に優れていることが分かる. しかし, W-Re 合金と貴金属系合金とでは, 硬さの差は僅かであるにもかかわらず, 摩耗量には顕著な差が生じた.

次に, 印字端の摩耗面状態を電子顕微鏡により観察した. 図 2.6 は, W ワイヤについて, 印字開始前, 2000 万回印字後, および 1 億回印字後の印字端面の SEM 観察写真を示す. 同図より, 印字端の形状は印字開始前には平面形状を有しているが, 印字を重ねるに従い, 半球面状に変化することが分かる(以後, 印字端が半球面状に変化したワイヤを摩耗ワイヤと呼ぶ). しかし, 摩耗面はその全面にわたって滑らかな表面を有しており

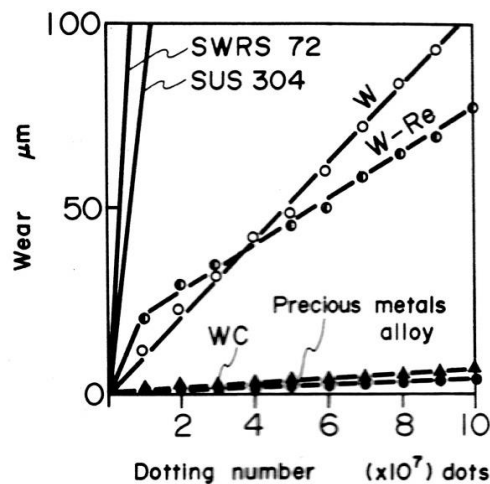


Fig.2.5 Wear of the print wires of various materials

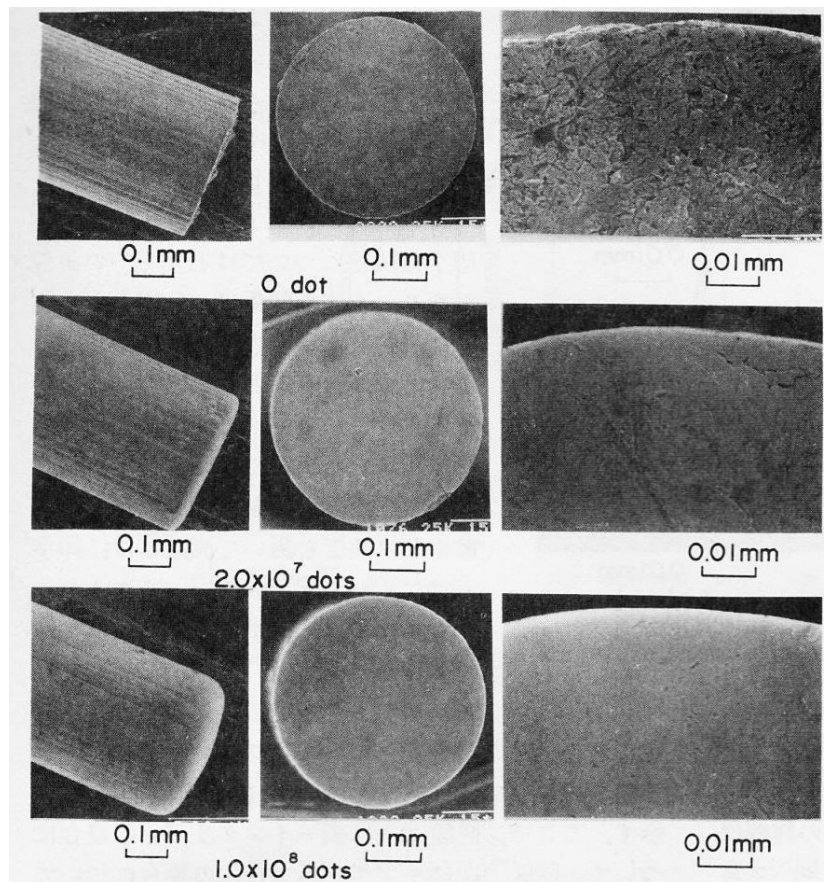


Fig.2.6 SEM photographs of print face of tungsten (W) wire
(Ink ribbon + paper)

凝着摩耗面に見られるような相手材料および摩耗粉の凝着，焼き付け，スカuffィング等を一切，生じていないことが分かる。

2.3.2 摩耗に及ぼすインク剤の影響

インク剤および紙がワイヤ印字端の摩耗に及ぼす影響を検討する目的で，W ワイヤを用い，紙およびリボンの組合せを以下の 3 種類に変えて摩耗実験を行った。

- (1) 紙+インクリボン(通常の印字状態)
- (2) インクリボンのみ(基材リボンにインク剤を含浸させたもの)
- (3) 基材リボンのみ(ナイロン 66 製，より糸のメッシュ織り)

摩耗量と印字ドット数の関係を図 2.7 に示す，図 2.7 より，摩耗量は(1)紙+インクリボンの場合が最も大きく，次いで(2)インクリボンのみの場合が大きく，(3)基材リボンのみの場合，(1)および(2)に比べて著しく小さいことが分かる。

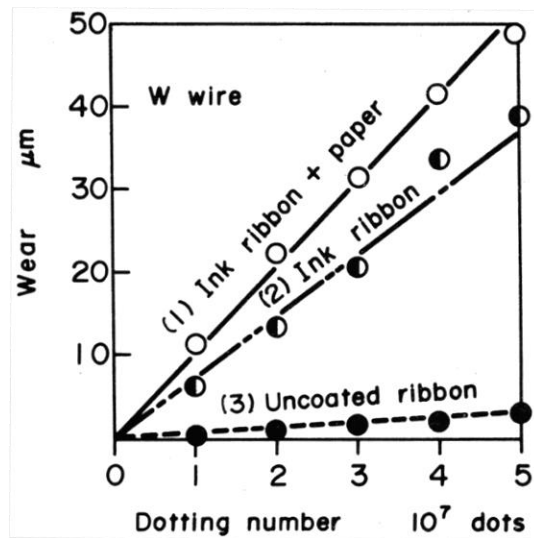


Fig.2.7 Influence of ink ribbon and paper on the wear of wire

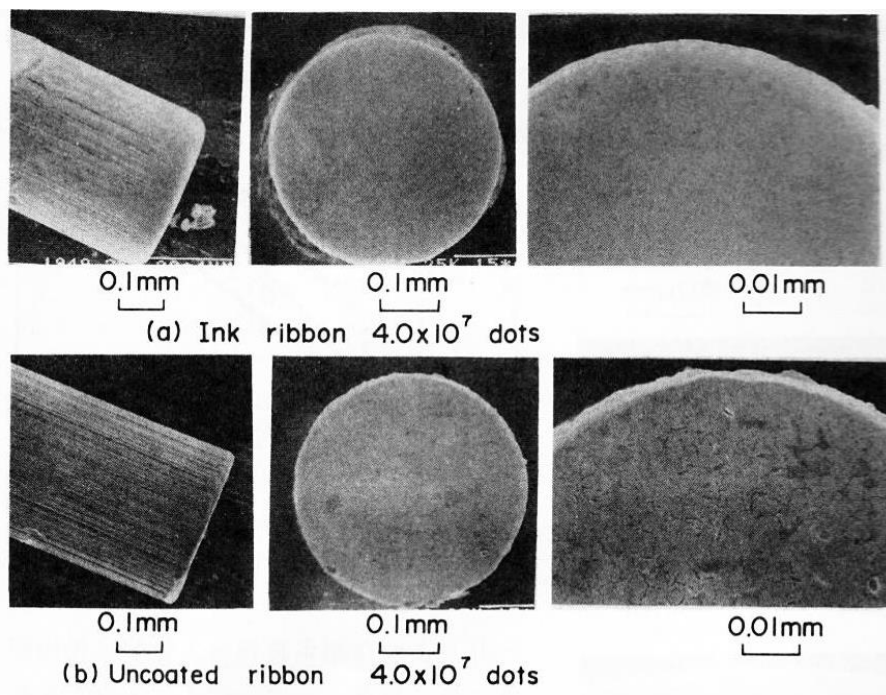


Fig.2.8 SEM photographs of worn print face of W wire
(Ink ribbon and uncoated ribbon)

次に、摩耗面の SEM 観察写真を図 2.8 に示す。同図(a)は、(2)インクリボンのみの場合の 4000 万回印字後の摩耗面で、図 2.6 の(1)紙+インクリボンの場合と同様に、摩耗により滑らかな光沢のある半球状面に変化していることが分かる。一方、図 2.8(b)に示すように、(3)基材リボンのみの場合は、ワイヤ印字端全面にわたって僅かに摩耗が生じているが、4000 万回の印字においても印字端の形状には大きな変化は見られず、印字端面外

周部に僅かなダレが観察されるだけであった。

以上により、ワイヤ印字端に発生する摩耗の主因子はインク剤であることが分かる。なお、印字用紙の印字端面の摩耗に及ぼす影響は二次的であると考えられる。

2.3.3 摩耗に及ぼすインク剤成分の影響

インク剤の成分について調査した結果、その分子構造までの詳細は明らかにはできなかったが、インク剤は炭化水素、エステル、アルコール性 OH、カーボンブラック、および Fe, Ti, S 等を含む極微量の無機化合物からなることが分かった。これよりインク剤は、顔料にカーボンブラック、粘着剤に油脂、アルコール等を用いていることが分かる。そこで、油脂を構成する脂肪酸の一つで、常温で油状液体をなすオレイン酸 ($\text{CH}_3(\text{CH}_2)_7\text{CH}=\text{CH}(\text{CH}_2)_7\text{COOH}$) を取り上げ、オレイン酸による腐食摩耗の可能性を検討した。

実験は、表 2.2 に示す 6 種類のワイヤについて、紙と基材リボンの組合せで、ワイヤ先端にオレイン酸を滴下しながら印字動作を行った。その結果、何れのワイヤにおいても摩耗量は著しく少なく、W ワイヤの場合 3000 万回の印字で摩耗量は約 $3\mu\text{m}$ と、図 2.7 で示した基材リボンのみの場合の摩耗量とほぼ同じであった。また、印字端の摩耗面状態を観察したところ、何れのワイヤにおいてもワイヤ印字端の形状には、殆ど変化が見られず、しかも、摩耗面には腐食摩耗に特有なピットは全く観察されなかった。

基材リボンとワイヤ印字端接触部に十分オレイン酸が存在する状態で、繰り返し衝撃を行っても腐食が進行しなかったことから、インク剤による印字端の摩耗は、インク剤成分による腐食摩耗ではなく、顔料によるアブレイブ摩耗によるものと考えられる。

2.3.4 ワイヤ印字端とインクリボンの接触状態

インクリボンおよび紙の圧縮変位と印字力の関係の測定、およびワイヤの衝突により生じるインクリボンの変形状態の観察を行い、ワイヤとインクリボンの接触状態を検討した。

インクリボンおよび紙の圧縮変位と印字力の関係については、石川²⁰⁴⁾らの研究があり、上述の関係は、印字力を静的に作用させた場合と動的に作用させた場合とで、殆ど変わらないことが報告されている。そこで、印字力を静的に作用させた場合のインクリボンおよび紙の圧縮変形量を、図 2.9 に示す試作微小変位装置を用いて測定した。印字力は、フォーストランスデューサにより、紙およびインクリボンの変形量はワイヤ印字端の変位として電気マイクロメータにより測定した。なお、変位測定精度の低下を下げるため、印字ワイヤの長さをできる限り短くして曲げ剛性を高めた。測定結果を図 2.10 に示す。ここで、同図 (a) は、紙 + インクリボンの場合について、同図 (b) はインクリボンのみの場合を示す。

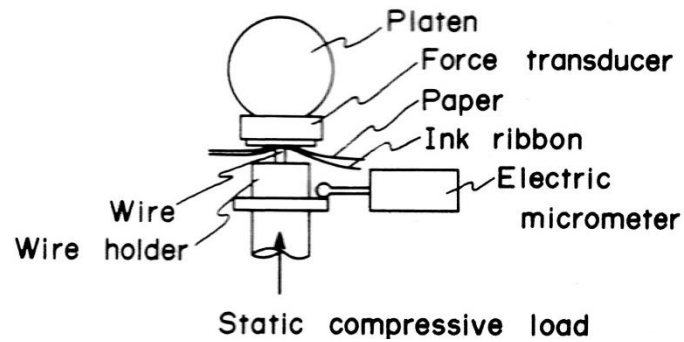


Fig.2.9 An experimental apparatus for measuring static compressive characteristic of ink ribbon and paper

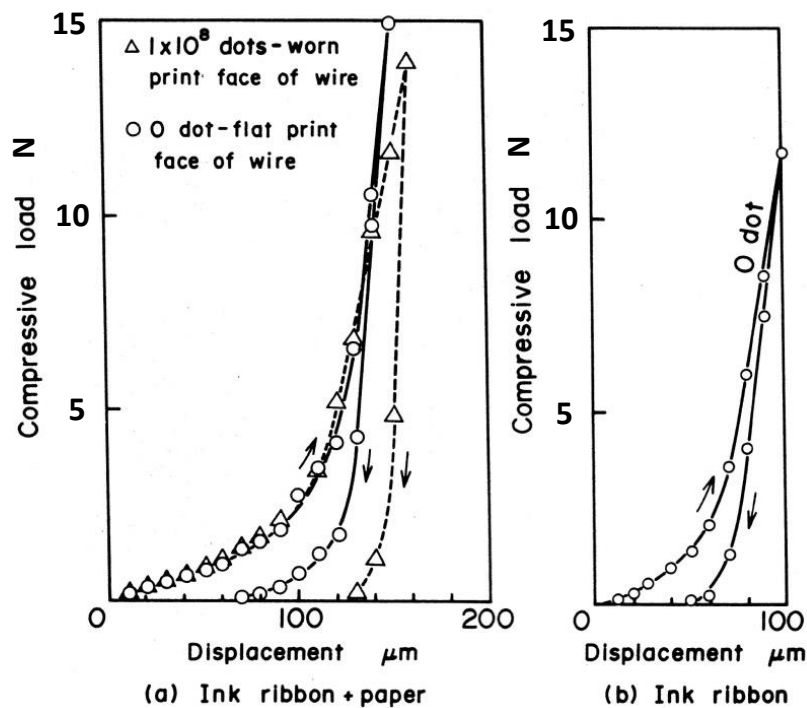


Fig.2.10 Static compressive load vs. displacement
(Ink ribbon + paper and ink ribbon)

図 2.10(a)より、紙+インクリボンの通常の印字状態において、圧縮変位と印字力の関係はワイヤ印字端の形状に関係なく、ほぼ同じであることが分かる。また、図 2.10(a), (b)より、紙+インクリボンの場合に比べ、インクリボンのみの場合の方が、同じ圧縮変位を生じさせるのに必要な荷重は僅かに大きく、かつ圧縮変位の限界値は小さいことが分かる。

次に、ワイヤ印字端とインクリボンの接触状態の観察を以下のようにして行った。ワイヤ

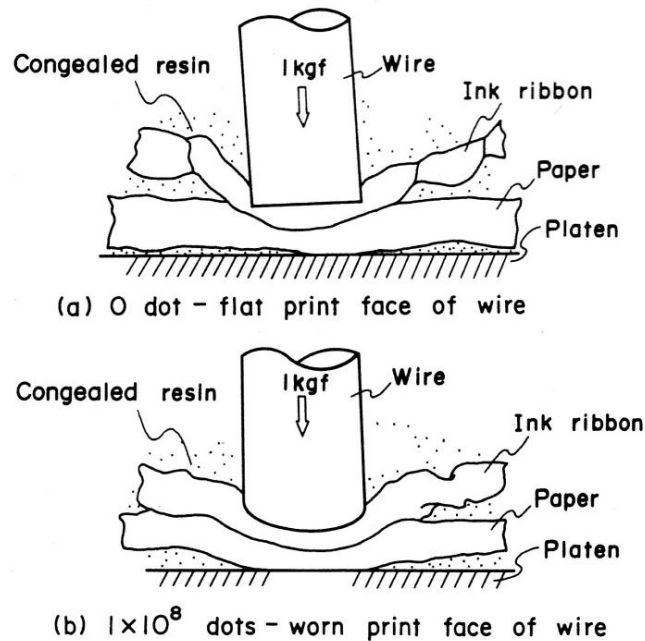


Fig.2.11 Contact conditions between wire print face and ink ribbon (at 9.8N)

印字端を静的な印字力 9.8N でインクリボンに加圧接触させ、その接触部に埋め込み樹脂を流し込んで硬化させ、接触状態を固定した。次いで、ワイヤ軸心とリボン長手方向を含むワイヤ断面を研磨により研ぎ出し、その断面についてワイヤ印字端接触部を光学顕微鏡により観察した。図 2.11 は、観察した顕微鏡写真を分かりやすくするためにトレースしたものである。同図(a)は、未使用ワイヤについて、同図(b)は摩耗ワイヤについての観察結果を示す。図 2.11(a),(b)より、未使用ワイヤ及び摩耗ワイヤの何れも、ワイヤ印字端は印字端全面でインクリボンと接触していることが分かる。しかし、図 2.11(a)より、未使用ワイヤの場合、ワイヤ印字端面下のインクリボンの圧縮変形は不均一で、その変形量は印字端周縁部で最も大きく、中心部に向かうにつれて小さくなっていることが分かる。一方、摩耗ワイヤでは、図 2.11(b)より、ワイヤ印字端接触面下のインクリボンの圧縮変形は、全面にわたりほぼ一様であるが、中心部の方が印字端周縁部よりわずかに大きいことが分かる。

ワイヤ印字端接触面下のインクリボンの変形量は、印字端接触面に作用する圧力分布に関係すると考えられる。すなわち、平面形状印字端の未使用ワイヤでは、中心部よりも周縁部で大きな圧力が、半球面状印字端の摩耗ワイヤでは、印字端主演部より中心部で僅かに高い圧力が作用すると推測される。このような印字端に作用する圧力分布については、Conway ら²⁰⁵⁾の研究がある。Conway らによると、図 2.12 に示すように、平面形

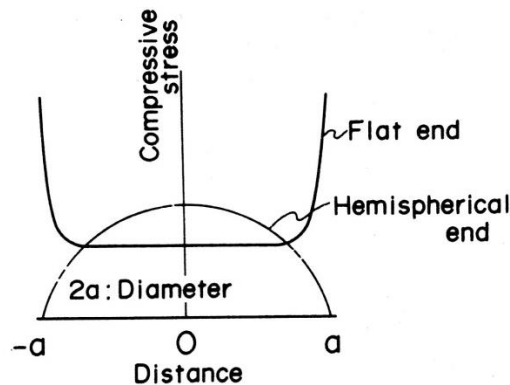


Fig.2.12 Schematic diagram of pressure distributions under flat-ended indenter and hemispherical-ended indenter [205]

状印字端では、圧力は中心部から外周へ向けて次第に増大し、外周部で急激に大きくなる分布である。それに対して、完全な半球面を有する印字端では、平面形状印字端と異なり、圧力が中心部で最大となる分布である。以上の Conway らの解析結果より、前述のワイヤ印字端面に接するインクリボンの圧縮変形量から推測される圧力分布は妥当であることが分かる。

2.4 摩耗機構およびワイヤ材料選択指針の考察

前述したように、印字時にはインクリボンに厚さ方向の圧縮変形がワイヤ印字端との円形状接触部に生じる。この圧縮変形に伴い、上述の円形状接触部の中心から半径方向外周部に向かい、インクリボンは伸び変形を生じることが考えられる。このインクリボンの伸び変形は、インクリボンとワイヤ印字端面との間に微小すべりを生じさせる。また、インクリボンは一定速度で送られているので、ワイヤ印字端面が印字時にインクリボンに接触してから離れるまでの間に、インクリボンはワイヤ印字端面に接触しながらすべり運動を行う。以上のように印字時に、インクリボンはワイヤ印字端面と既に述べたような圧力分布で接触しながらすべり運動を行う。

このため、印字端には、ほぼ印字圧力分布に比例した摩耗が生じ、その結果印字端は平面形状から次第に半球面状へと変化するものと考えられる。ここで図 2.10 に示したように、印字用紙はインクリボンの圧縮変位を大きくするので、前述の微小すべりを大きくすると考えられる。また、図 2.10(a)に示したように、インクリボンの圧縮変位は、印字端形状に依らずほぼ一定であるため、すべり距離は印字回数に比例する。2.3.1 項で明らかにしたワイヤの摩耗量と印字回数の比例関係は、アブレイブ摩耗における摩耗量とすべり距離の間の比例関係²⁰⁶⁾に相当し。アブレイブ剤には 2.3.2 項および 2.3.3 項から、顔料のカ

ーボンブラックが相当すると考えられる。

以上のように、ワイヤ印字端面がプラテン面上のインクリボンに繰り返し衝突することにより生じるワイヤの摩耗は、実質的には大きな接触圧力下での印字端面とインクリボン間のすべり運動により起きる摩耗であることが分かる。しかし、ワイヤ印字端面に作用する圧力の大きさによっては、疲労摩耗および表面塑性流動が生じることが考えられる。そこで次に、これらの可能性について検討した。

印字力 14.7N の場合について、平面形状印字端面に作用する圧力を Conway らの報告²⁰⁵⁾に基づき概算すると、中心で約 0.15GPa、半径=0.95r (r:ワイヤ径)で 0.4GPa、さらにその外周部には 0.4GPa 以上の大きな圧力が作用することが分かる。各ワイヤ材質の動的降伏応力 σ_p^H および疲労限 σ_w' を中沢ら²⁰⁷⁾の方法により概算すると表 2.3 に示

Table 2.3 Dynamic yield σ_p^H and fatigue limits σ_w' of wire material

	σ_p^H GPa	σ_w' GPa
Cemented carbide, WC	1.12	0.32~0.45
Tungsten, fW	0.42~2.09	0.29~0.46
Piano wire, SWRS72	1.47~1.61	0.32~0.46
SUS304	0.42	0.32

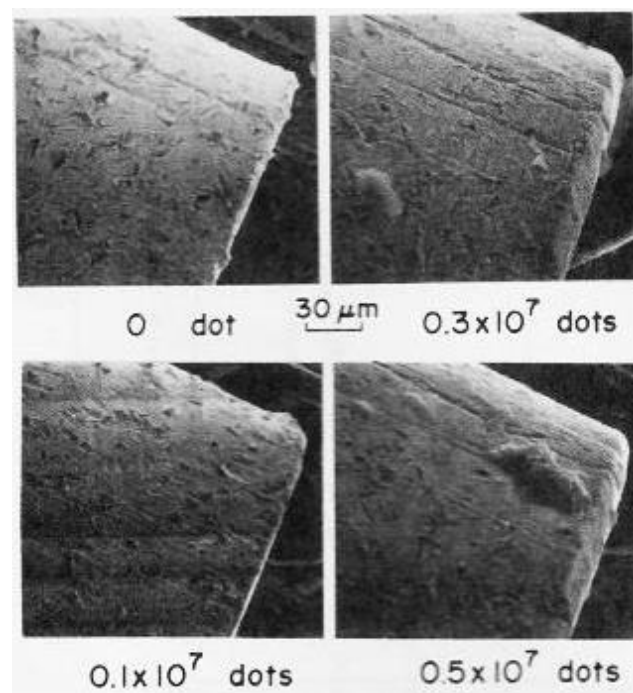


Fig.2.13 The profile change of print face of W-Re wire caused by impacting uncoated ribbon repeatedly

す値となる。表 2.3 から、印字端面の外周から少なくとも直径 $0.95r$ の範囲では、疲労限を越える圧力が作用する場合があるので、この範囲では表面疲労の発生が考えられる。そこで、インクを含まない基材リボンへの繰り返し衝突を W-Re 合金ワイヤについて行い、印字端面外周部の形状変化を観察し、表面疲労について検討した。観察結果を図 2.13 に示す。

摩耗面のワイヤ印字端面の形状は、ほぼ平面であるが、100 万回の衝突によって、僅かであるが印字端面外周部にダレが観察された。300 万回の衝突後の印字端面は、ダレの範囲が僅かに増加し、ダレ面に微細な筋状の凹凸が見られた。しかし、500 万回衝突後の印字端面の形状は 300 万回衝突後の形状とほぼ同じであり、顕著な変化は認められなかった。上述のダレ部に見られた微細な筋状の微小凹凸の生成は、表面疲労によるものと推測される。また、印字端面外周部のダレの先端部には所々に微細なバリが見られる。このバリの発生は、微小表面塑性流動が生じていることを示すものと考えられる。

インク剤を含まない基材リボンへの衝突によるワイヤ印字端面の摩耗は、2.3.2 項で示したように、僅かではあるが印字端面全面にわたって生じていることより、主として基材リボンのゆるやかなアブレイブ作用により進行するものと考えられる。しかし、上述のように摩耗初期においては、印字端面外周部に高い接触ある直が作用するため、ダレの生成に表面疲労および表面塑性流動が二次的な役割を果たしていることが考えられる。同様に、紙＋インクリボンの通常印字においても、ダレの生成に表面疲労および表面塑性流動が二次的な役割を果たしていることが考えられる。しかし、印字端外周部のダレが大きくなるとともに外周部に作用する圧力は減少し、上述の二次的要因は摩耗の極く初期において消滅すると考えられる。

以上のことからワイヤの摩耗は、アブレイブ摩耗により主に進行することが分かる。アブレイブ摩耗においては、摺動材の耐摩耗性は硬さが高い程大きい²⁰⁶⁾とされているが、摺動材のアブレイブ剤に対する硬さ比により、耐摩性は図 2.14 に示すように大きく異なることが明らか²⁰⁶⁾にされている。この関係を 2.3.1 項の実験結果に適用すると、超硬合金 WC および貴金属系合金は、摩耗が極めて少ない低摩耗領域に、ピアノ線材 SWRS72 およびステンレス鋼 SUS304 は、摩耗の著しい高摩耗領域に、W および W-Re 合金はそれらの中間の遷移摩耗領域に属する金属に相当する。また、低摩耗領域に属する金属の硬さは、アブレイブ剤の硬さの約 1.3 倍以上とされているので、逆算するとカーボンブラックの硬さは Hv600 程度と推定される。

以上の実験結果ならびに考察から、ワイヤ材は、インクリボンに用いられる顔料よりも硬く、かつ動的降伏応力および疲労限の高い材料であることが望ましいと考えられる。そ

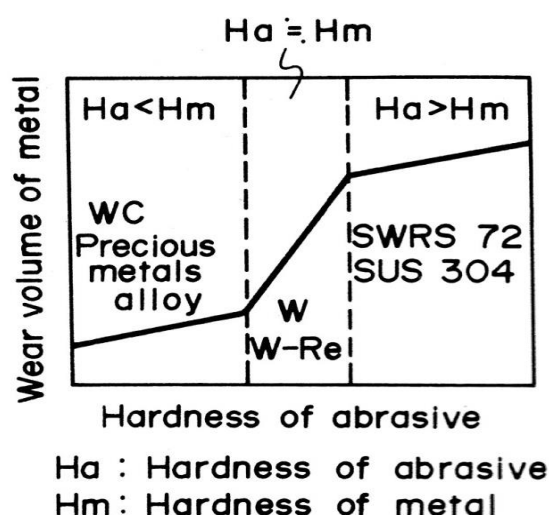


Fig.2.14 Influence of the hardness of the abrasive on the wear of metals [206]

ここで、上述のワイヤ材の選択指針に基づき、耐摩耗性向上の一方法として、耐摩耗性に及ぼす高硬度 TiC 膜(常温で、Hv2000 以上)の被膜効果について検討した。母材ワイヤには、高摩耗領域のステンレス鋼 SUS304 および遷移摩耗領域の W ワイヤを用い、TiC を PVD 法により 2 μ m 厚さに被覆した。この 2 種類のワイヤについて摩耗実験を行った結果、3000 万回印字後の摩耗量は W 母材で約 10 μ m と約 1/3 に減少し、ステンレス鋼 SUS304 母材で約 16 μ m と、耐摩耗性が著しく向上されることが分かった。PVD 法による高硬度の TiC 被膜形成は、耐摩性の改善に有効であることを確認した。

2.5 印字用ワイヤの摩耗機構と工具設計の指針

(1)アブレジブ摩耗機構と工具設計の指針

ワイヤ印字端の摩耗は、主にインク剤に含まれる顔料とのアブレジブ作用により進行し、表 2.4 に示すように、ワイヤ材の硬さにより摩耗量は大きく 3 グループ(低摩耗領域、遷移

Table 2.4 Relation between wire material hardness and the amount of wear

	Wear volume at 100 million dots	Wire material	Vickers hardness	
			wire	Versus abrasive material
Low abrasion domain	Several μ m	Hard metal WC	1270	2.1times
		Precious-metals alloy	830	1.4
Transition region	Tens of microns	W-Re alloy	680	1.1
		W (Tungsten)	600	1.0
High abrasion domain	100 μ m or more at 10 million-dots	Stainless steel, SUS304	560	0.9
		Piano wire rods, SWRS72	470	0.8

領域、高摩耗領域)に分けられることが分かった。

● アブレッシブ摩耗に着目した工具設計の指針

切削加工、プレス加工、超音波金属接合においてもアブレッシブ摩耗は十分に考慮する必要がある。摩耗モデル実験の結果から、アブレッシブ摩耗抑制のためには工具材料としてアブレッシブ剤の 1.3 倍以上の硬度の材料を選定する必要があることを工具設計の指針として得た。後述する切削加工、プレス加工、および超音波ボンディングでは、何れの加工方法においても、被加工材は軟質金属(Hv20~100 のオーダー)であり、微細溝切削用工具材料としてダイヤモンド(Hv7000~15,000)、プレス用のポンチおよびダイの材料として超硬合金(Hv1900)、超音波金属接合用のボンディングツールとして超硬合金を用いることにより、顕著なアブレッシブ摩耗は抑制できると考えられる。

(2)凝着摩耗と工具設計の指針

ワイヤ印字端の摩耗面は、凝着、焼き付け、スカuffingなどの見られない、滑らかな面であり、凝着摩耗は発生しないことを確認した。

● 凝着摩耗に着目した工具設計の指針

前述したように、凝着摩耗の発生の有無は実際の系で加工を実施しないと判断できないが、仮に実際の加工で発生した場合には、耐アブレッシブ摩耗も考慮して、高硬度材料(ex. TiC 等)の工具へのコーティング検討等を実施することで凝着摩耗を回避できると考えられる。

(3)腐食摩耗機構と工具設計の指針

前田ら²⁰²⁾、平岡ら²⁰³⁾の報告では、印字用ワイヤに腐食摩耗が大きく関与することが示唆されていたが、本実験に用いたインクリボンとの組み合わせでは腐食摩耗は生じなかった。

● 腐食摩耗に着目した工具設計の指針

今回のモデル実験では腐食摩耗は発生しなかったが、何れの加工方法においても腐食摩耗が発生する可能性は十分に考えられる。第 3 章以降で提案する微細溝切削加工、プレス加工、超音波金属接合加工の何れの加工方法においても、工具材料と被加工材料の組合せとして、化学的に不活性な材料の組合せを選択することが必須条件となる。微細溝切削加工では、ダイヤモンド工具と軟質金属の組合せであれば、腐食摩耗は生じないと考えられる。プレス加工、および超音波ボンディングに関しては、超硬合金(WC)の工具と軟質金属の被加工材の組合せであれば、腐食摩耗は発生

しないと考えられる。

(4) 疲労摩耗機構と工具設計の指針

ワイヤ印字端面の形状変化は, Conway らの報告にあるように, 印字時にワイヤ印字端面に作用する Hertz の接触理論に基づく圧力分布と関係し, 圧力分布が平準化されるように平面形状から半球面状へと変化する。端面の形状変化は, 前述したアブレシブ摩耗とともに, 先端が鋭利な角部を有する初期には, 表面疲労摩耗および表面塑性流動が関与することが分かった。但し, 摩耗の進行とともに印字端角部に丸みが形成されると, 角部に作用する応力も疲労限以下に減少し, 以後, 疲労摩耗は発生せず, アブレシブ摩耗により摩耗が進行するようになる。

● 疲労摩耗に着目した工具設計の指針

疲労摩耗に関しては, プレス加工と超音波金属接合では留意する必要がある。モデル加工実験から, 繰り返しの衝撃荷重により, 加工初期には工具先端のエッジ部に疲労限を超える応力が作用し, 角部にダレが発生することが考えられる。工具先端エッジ部のダレを回避するためには, 疲労限の大きな材質を工具材料として選定することが重要となる。但し, 工具先端のエッジ部が極限まで鋭利なツールを用いた場合には, Hertz の接触理論から推定されるように, 工具先端エッジ部には無限大の応力が作用することになる。すなわち, 繰り返し衝撃応力が作用するプレス加工や超音波ボンディングにおいてシャープなエッジを有する工具を用いる場合には, 疲労摩耗により工具先端エッジ部に必ずダレが発生することを与件として, 加工条件を検討する必要がある。あるいは, 予め工具に丸みを形成しておき, 疲労摩耗による工具形状の変化を抑制することで, 安定した加工を実現することが重要となる。

第 3 章 定圧切込み法による 10nm オーダ深さの微細溝切削加工

3.1 はじめに

本章では、従来、半導体微細加工技術以外の手法では実現できなかった 10nm オーダ深さの微細溝加工を、単結晶ダイヤモンド工具を用いた微細溝切削加工法で実現することを狙いとし、定圧切込み法による微細溝加工の検討を行った。

単結晶ダイヤモンド工具を用いた超精密切削加工は、サブ μm オーダの形状精度とナノメータオーダの表面粗さを同時に実現できる特徴を活かし、光学部品を中心とした鏡面創成加工技術^{301),302)}および微細加工技術³⁰³⁾⁻³⁰⁷⁾として発展してきた。特に微細加工の領域では、フォトリソグラフィ法やイオンビーム加工法等の半導体製造法では困難な“滑らかな斜面や曲面の加工が可能、溝エッジ部にダレのないシャープエッジ加工が可能、材料選択の自由度が高い”等の特徴を有し、回折格子等のオプトエレクトロニクス部品や $\mu\text{-TAS}$ 等の MEMS、バイオメディカル分野における微細加工技術として発展してきた。

これらの微細加工の報告例では、高精度なサブ μm オーダ深さの微細形状加工を実現しているが、10nm オーダ深さの微細加工に関する報告例はない。また第 1 章でも述べたように、現状の超精密切削加工の最小加工単位(工具切込み量)は μm オーダ³⁰³⁾⁻³⁰⁶⁾であり、工具送り時の切込み量の相対的な差によりサブ μm オーダの形状加工を実現するものであり、鏡面状工作物にサブ μm オーダ深さ以下の微細溝を直接形成することは実現できていない。なお、ルーリングエンジンによる回折格子の製作^{308), 309)}では、鋸刃状断面を有する 10nm オーダ深さの高精度な微細溝加工を実現しているが、ルーリングエンジンにおける溝加工は、バニシング加工(塑性加工)による溝形成であり、本研究で対象とするような矩形状の微細溝をバリの発生を抑制して高精度に形成することは実現できていない。

以上のように現行の超精密切削加工では、10nm オーダ深さの微細溝加工はもとより、サブ μm オーダ深さの微細溝加工に関しても、工作物表面に直接溝形成を行うことは実現できていない。このため、10nm オーダ深さの微細加工が要求される電子機器部品の加工(例えば光ディスク原盤の加工)や、鏡面部品の一部にサブ μm オーダ深さ以下の微細な形状加工が要求される各種の部品加工は、唯一、半導体微細加工技術を用いて実現されているのが現状である。

そこで本章では、鏡面状工作物に 10nm オーダ深さの微細溝を形成可能とする新規の微細溝切削加工法を提案し、その原理検証を行うとともに、提案する加工方法を光ディスク原盤のプリグルーブ加工に適用し、製品レベルでの実用性を検証することにより、半導体微細加工技術の代替技術として同加工方法を適用可能なことを検証することを目的とした。

3.1.1 光ディスク原盤のプリグループ

光ディスクのプリグループとは、図 3.1 に示すように、追記型光ディスクで用いる光ヘッドのトラッキング用ガイド溝であり、サブ μm オーダの溝幅、10nm オーダの溝深さを有する微細溝が光ディスク上にスパイラル状に形成されている。高速で回転する光ディスクは、ディスク担体の回転軸の軸振れや中心穴および信号が記録されるトラックの偏心により、記録再生光の位置とトラック中心との間に誤差が生じる。そこで、ディスク上にトラッキング用の案内溝(プリグループ)を形成し、トラッキング制御を行う。図 3.2 に示すように、1 本の光ビームをディ

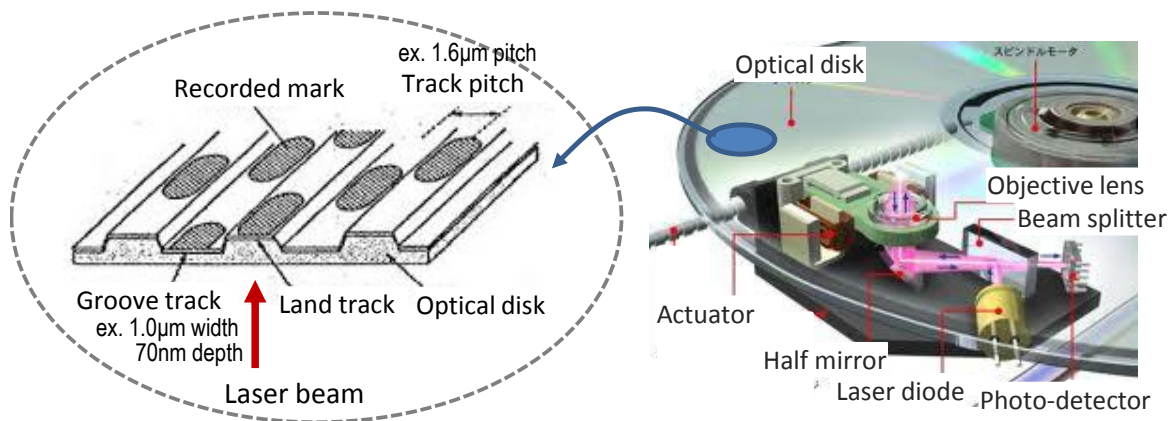


Fig. 3.1 Overview of the optical disk device and groove structure on the optical disk

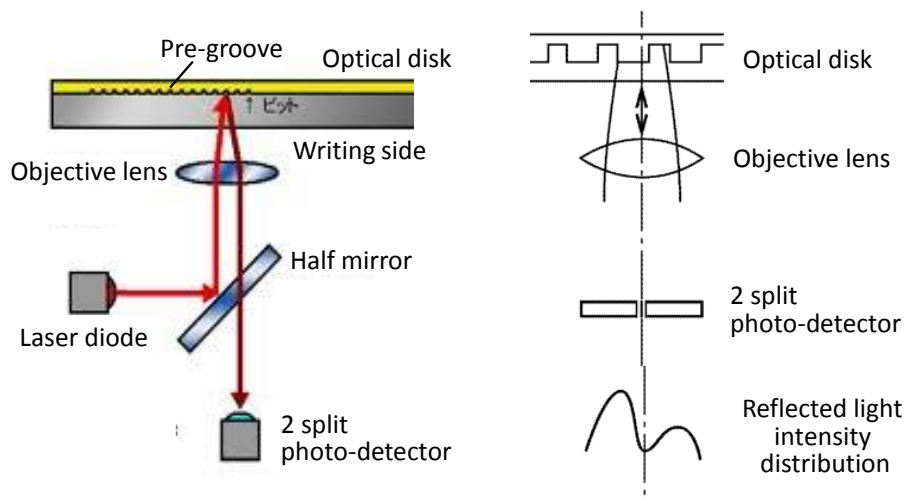


Fig. 3.2 Tracking mechanism of optical disk

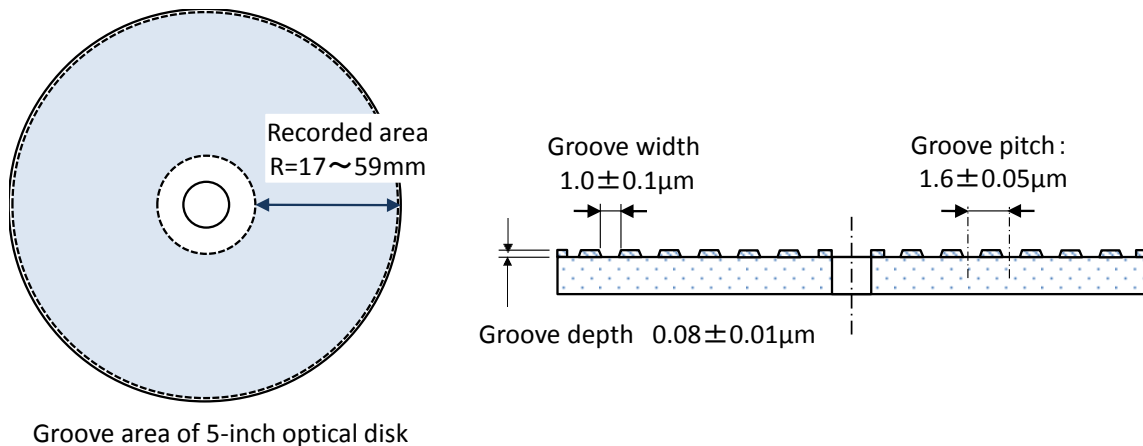


Fig. 3.3 Pre-groove shape of optical disk

スク面に照射し、プリグルーブから反射してくるビームを2分割した受光素子で受光し、2つの受光素子の受光量が同じになるように、光ヘッドの対物レンズをアクチュエータにより光ディスクの半径方向に移動させ(図 3.1 参照)、トラック中心位置に光ヘッドを追従させる。

安定した良好なトラッキングを実現するために、プリグルーブには全長 5km (5 インチディスクの場合) にわたる軸対象性に優れた均一形状の微細溝形成が要求される。また記録再生特性の観点からは、C/N 特性(Carrier 信号と Noise の比)に影響を及ぼさないように、プリグルーブ長手方向に形状変化が無い均一形状の高精度な微細溝が要求される。

そこで本研究では光源波長 780nm の光ディスクを想定し、図 3.3 に示すような寸法および精度の矩形状微細溝を、5 インチディスク全面に全長 5km にわたりスパイラル状に形成することを目指した(溝幅 $1.0 \pm 0.1 \mu\text{m}$, 溝深さ $0.08 \pm 0.01 \mu\text{m}$, 溝ピッチ $1.6 \pm 0.05 \mu\text{m}$)。なお、溝深さは原盤から複製された樹脂製ディスクの深さが $0.07 \mu\text{m}$ となるように、樹脂の収縮を見越して溝深さを $0.08 \mu\text{m}$ に設定した。

3.1.2 現行の光ディスク原盤製造方法と切削加工法適用の狙い

現行の半導体リソグラフィ技術を用いたプリグルーブ付光ディスク原盤の製造工程の概要を図 3.4 に示す。最初に、カッティングマシンと呼ばれる記録機を用い、フォトレジストを塗布したガラス原盤にレーザ露光し、現像工程を経てプリグルーブの原型となるレジストパターンを形成する。このレジストパターンにスパッタ法により金属薄膜を成膜し、導電化処理を施す。次いで、メッキ法により約 0.3mm の厚さに Ni 膜を成膜する。この Ni メッキ層をガラス基板から剥離し、洗浄し、原盤となるスタンプを形成する。スタンプは裏面を研磨して完成する。製品となる樹脂ディスクは、スタンプを金型として用い、射出成形法により製造される。このような現行の原盤作成方法をレーザカッティング法(レーザカッティング原盤)と呼ぶ。

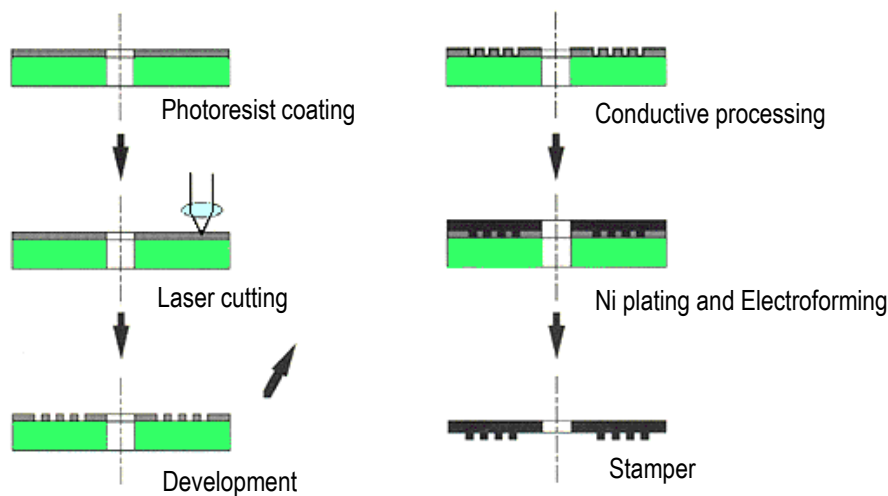


Fig.3.4 Manufacturing process of the optical disc master by photolithography

現行のレーザカッティング原盤に対し、ダイヤモンド切削加工法による光ディスク原盤（以後、ダイヤモンドカッティング原盤）では、以下のような特長が期待される。

- (1) 原盤を 2P (Photo-Polymer) 法用のスタンパとして直接用いることができるため、レーザカッティング原盤のように Ni スタンパ複製で生じる精度低下がなく、記録再生特性に優れた成形樹脂ディスクの獲得が期待できる。
- (2) 工程が単純で、少ないプロセスで原盤加工が可能のため、1 台の設備で種々のサイズ of 原盤加工に容易に対応できる。
- (3) 原盤形成装置の設備投資額、および運用コストを著しく低減できる。

ここで 2P 法とは、基板上に塗布した液状の光硬化樹脂を型となるモールドで加圧変形させ、UV を照射することで樹脂を硬化、離型する方式であり、ナノインプリント法³¹⁰⁾等でも用いられている成形方法である。

上記した機械加工の特長を実現することを狙いとし、ダイヤモンド切削加工法による 10nm オーダ深さの微細溝加工の検討を行った。

3.2 微細溝切削加工の精度要因

切削加工の精度限界を決めるものは、ある切削系における「最小加工単位もしくは最小切り厚さ」、「切り厚さに含まれる不確定量」および「到達可能な仕上げ面あらさ」の三つで

あると報告³¹¹⁾されている。10nm オーダ深さの微細溝を形成するためには、これら三つの要因に起因する誤差を総合的に $\pm 10\text{nm}$ 以下にすることが必須となる。このうち「最小切り取り厚さ」に関しては、ダイヤモンド工具の切れ刃の分解能は、理想的には 1nm にも達する³¹²⁾と報告されている。また、「nm オーダの仕上げ面粗さ」に関しては、過去の研究報告例^{301)・304)}から十分に実現可能と考えられる。一方で、「切り取り厚さに含まれる不確定量」を $\pm 10\text{nm}$ 以下に制御することは極めて困難であり、この不確定量の制御方法の開発が 10nm オーダ深さの微細溝加工実現の鍵となるとの考えのもと、新規加工方法の検討を進めた。

従来、このような不確定量の抑制・制御は、超高精度・高剛性の切削加工装置の開発に加え、 $\pm 0.1^\circ\text{C}$ オーダの部屋全体の温度制御や防振床構造等の周辺環境の整備により実現してきた。その結果、サブ μm オーダの形状加工が実現可能となったが、さらに 1 桁下の 10nm オーダの形状加工となると、その実現は極めて困難な課題であった。ここで「切り取り厚さに含まれる不確定量」の主な要因を列举すると、工作機械および工作物の熱変形、自重や切削力等による撓み、工作物表面の微小うねりへの追従誤差、加工原点の検知誤差、振動等であり、振動以外の外乱は、何れも工具と工作物の相対的な位置を、基準点からの距離(長さ)で制御しているために発生する誤差と捉えることができる。

そこで本研究では、長さ以外の制御因子で工具切込み量を制御することを狙いとし、工具に印加する垂直荷重(背分力に相当する力)の大きさを工具切込み量を制御する“定圧切込み方法”に着目し、10nm オーダ深さの微細溝加工の検討を行った。

3.3 定圧切込み方法の検討

3.3.1 定圧加工方法の原理

まず最初に、切削抵抗理論から定圧加工法における制御因子を抽出した。式(3.1)は、2次元切削理論(図 3.5 参照)から求めた切込み量 t と背分力 Ft との関係を示す。式(3.1)から、せん断角 ϕ 、工作物の降伏せん断応力 τ_s 、すくい角 α 、切削幅 b 、およびすくい面上の摩擦角 β を一定に保てれば、工具に印加する垂直荷重 F の大きさにより切込み量 t を制御できることが分かる。また同時に式(3.1)は、加工中、振動等の外乱を排除して、垂直荷重 F の変動を抑止することが極めて重要となることを示唆している。このように定圧加工方法では長さ基準ではなく、力(垂直荷重)基準で工具切込み量を制御するため、長さ基準で必要とされた“熱変形や撓みに対する対策や工具刃先の原点検知”は不要であり、図 3.6 に示すような工作物の微小うねりに対しても、式(3.1)の力の釣合いを保つように工具刃先が追従することが期待できる。

$$\text{垂直荷重 } F (= \text{背分力 } Ft) = \frac{b\tau_s \sin(\beta - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \alpha)} t \quad \cdots \text{式(3.1)}$$

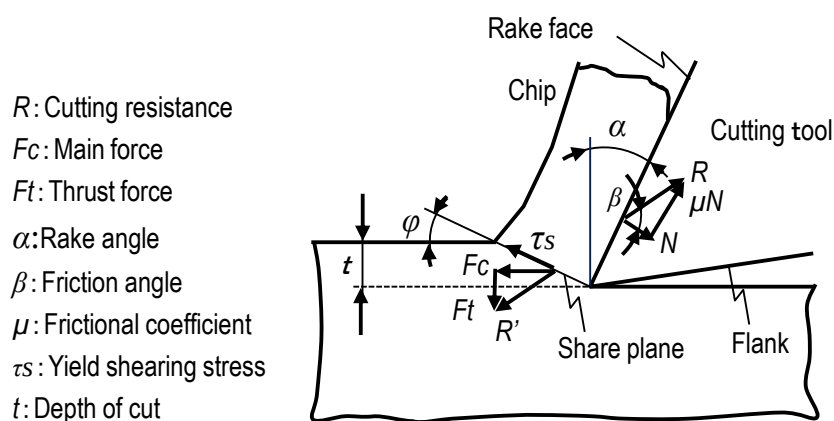


Fig. 3.5 Mechanics of orthogonal cutting

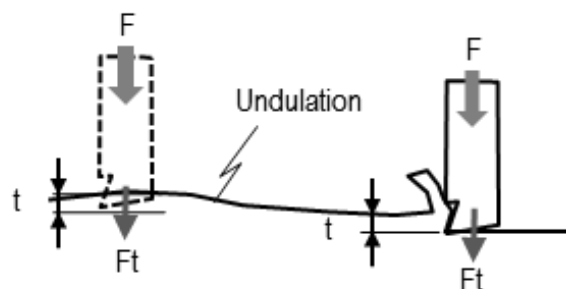


Fig. 3.6 Constant-pressure cutting principles

3.3.2 工作物の構成

前項で述べたように定圧加工方法では、加工中のせん断角や降伏せん断応力、摩擦係数の変動抑制が極めて重要であり、工作物には高い均質性と等方性が要求される。また工具摩耗の点から、工作物はダイヤモンドと化学的に不活性な物質であること、および少なくとも 10nm 以下の表面粗さの鏡面を有することが要求される。そこで本研究では、図 3.7 に示すように 20mm 角、厚さ 5mm の研磨したガラス基板上にスパッタ法、あるいは蒸着法で形成した

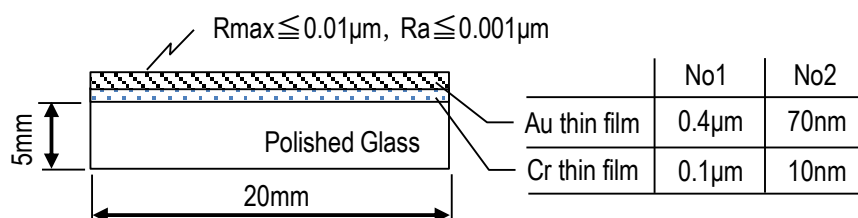


Fig. 3.7 Workpiece

アモルファス状の軟質金属膜を工作物として用いた。軟質金属膜には Au のスパッタ膜を標準膜として用い、ガラス基板との付着力向上のために Cr 下地膜を形成した。以降、Cr 膜と Au 膜の膜厚の組合せにより、Cr(0.1 μ m)+Au(0.4 μ m)を試料 1, Cr 膜(10nm)+Au 膜(70nm)+を試料 2 と呼ぶ。なお、工作物の表面粗さは、 $R_{max} \leq 0.01\mu$ m, $R_a \leq 0.001\mu$ m を満たすようにガラス基板の表面を研磨加工し、鏡面に仕上げた。

3.3.3 ダイヤモンド工具

微細溝形成実験に用いた 2 種類のダイヤモンド工具(以後、工具と呼ぶ)を図 3.8 に示す。図 3.8(a)は、頂角 160 度の V 溝加工用工具であり、以後 160 度バイトと呼ぶ。図 3.8(b)は、刃幅が 1.0 μ m 前後の頂角 60°の矩形溝形成用工具であり、以後 60 度バイトと呼ぶ。何れの工具も耐アブレシブ摩耗性に優れる(1 1 1)面を逃げ面を選定した。なお、切刃稜丸みは 0.01 μ m 以下の仕様で工具製造メーカーにて作成頂いた。

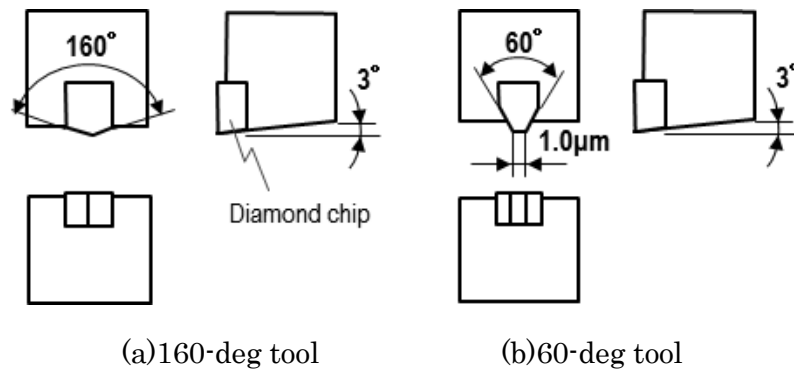


Fig. 3.8 Diamond cutting tools

3.3.4 定圧微細溝加工装置

定圧加工法では、工具は切込み方向には自由に運動ができ、その他の方向の運動は十分に拘束された切込み装置が必要となる。本研究では、図 3.9 に示すような梃の原理を応用した定圧切込み装置を採用した。定圧切込み装置は、支点の廻りに回転可能なアームと、その先端に取り付けられたダイヤモンド工具、および他端に取り付けられたバランスウェイトとボイスコイルモータ(VCM)により構成される。工具に作用させる垂直荷重は、バランスウェイトの位置を調整し概ね荷重の釣り合いを取った後に、VCM に流す電流値の大きさと精密に荷重制御を行った。設定荷重分解能は 0.01mN であり、最大荷重 49mN まで発生可能なように VCM を設計した。

微細溝の加工は、ワークホルダー上に固定した工作物上に工具を一定の垂直荷重 F で押圧しながら、微小切込み装置(工具)をエアスライダーにより一定速度で移動することにより、直線状に溝形成を行った。工具に作用させる垂直荷重は、切り込み時の衝撃力による工具

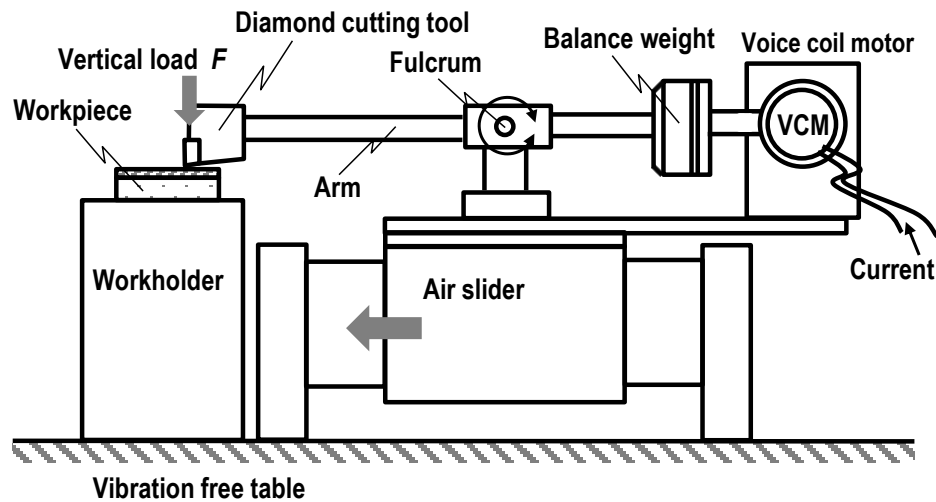


Fig. 3.9 Constant-pressure cutting apparatus for producing fine grooves

刃先のチッピングを防止するため、VCM に流す電流を制御し、目標荷重まで徐々に増加させた。以上のように本研究の微細溝加工装置には、温度調整機構やインライン測長等のフィードバック制御系は一切配備していない。このようなオープンループ制御の定圧切削加工方法で、どの程度の加工精度を実現できるか、以下、実験的に検討を行った。

3.4. 定圧加工方法による微細溝加工

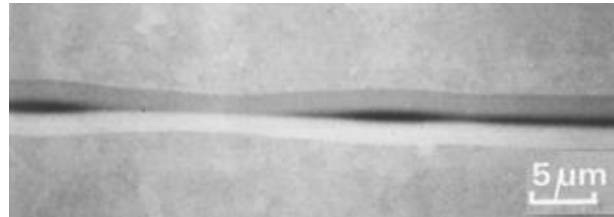
3.4.1 定圧加工方法による微細溝の形状精度

まず最初に、160 度バイトを用いて V 溝加工実験を行った。工作物は試料 1 を用い、すくい角 $\alpha=0^\circ$ 、切削加工速度 1.0mm/s で溝形成を行った。工具に作用させる荷重を徐々に増加していくと、垂直荷重 0.47mN で切削が開始したが、この切削開始点では、図 3.10(a)に示すようにラビング状態が混在した不安定な状態であり、溝深さは 0~0.17 μm の間で変動した。この領域は、井川らの報告³¹⁾による安定切削開始前の不安定領域に相当すると考えられる。なお本研究では、溝深さの測定は、接触式表面あらさ計タリスステップにより測定した。荷重をさらに増加していくと、図 3.10(b)に示すように垂直荷重 2.45mN でラビング状態は消え切削状態(最小切取り厚さに相当)へと移行したが、依然として工具切込み量は安定せず、0.30~0.38 μm の溝深さ変動が生じた。このような溝深さの変動は、工具のすくい角($\alpha=-5^\circ\sim 2^\circ$)や加工速度(0.05~10mm/s)等の加工条件を変化させても改善できなかった。また、60 度バイトを用いた実験でも同様の溝深さ変動が生じた。以上から、定圧切削加工方法の実力は、最小切取り厚さはサブ μm オーダ、溝深さ精度はレンジで 0.1 μm 程度となることが分かった。

以上のように、材料の均質性と等方性に優れるスパッタ膜を工作物として用い、せん断。



(a) Vertical load $F=0.47\text{mN}$



(b) Vertical load $F=2.45\text{mN}$

Fig. 3.10 Grooves fabricated by constant-pressure cutting method with 160deg tool

角や降伏せん断応力の変動抑制を図っても、単純な定圧加工方法では、高精度な微細溝形成は困難であることが分かった. このような溝深さ変動の原因は、切り屑と工具すくい面との摩擦力の変動や、式(3.1)では考慮されていない工作物と工具逃げ面間の摩擦力変動に起因する切削抵抗(背分力)の変動が主要因と考えられる

3.4.2 膜厚制御切削法の提案

そこで本研究では、このような背分力変動が生じて、安定して一定形状の微細溝を形成できる、新規の定圧切削加工方法を提案した. 本研究では、同加工方法を“膜厚制御切削法”と呼ぶ. 膜厚制御切削法とは、図 3.11 に示すように、ガラス基板を工具切込み量を決定するストッパー層として用い、ガラス基板上に形成した金属薄膜の膜厚に等しい、一定深さの微細溝を形成する定圧切削加工方法と定義する. 膜厚制御切削法では、すくい面や逃げ面の摩擦状態の変化に起因した背分力変動が生じて、工具刃先が常にガラス基板面と弾性的に接触するように、膜厚制御切削実現に必要な最小荷重 F_{min} よりも大きな垂直荷重を工具に作用させて微細溝加工を行う. F_{min} 以上の余剰な垂直荷重は、ガラス基板の弾性変形に費やされる.

このような膜厚制御切削法を 160°バイトを用いた V 溝加工に適用した. 垂直荷重 F を 2.45mN から徐々に増加させると、 $F=2.94\text{mN}$ で所々ダイヤモンド工具刃先がガラス基板に接触するようになった. さらに垂直荷重 F を $F=4.41\text{mN}$ まで増加すると、図 3.12 に示すような溝幅 5.67μm、溝深さ 0.5μm、頂角 160°の一定形状のサブ μm オーダ深さの V 溝形成が可能となった. 溝形成後、Au 膜、Cr 膜をエッチング除去しガラス基板の表面粗さを測定し

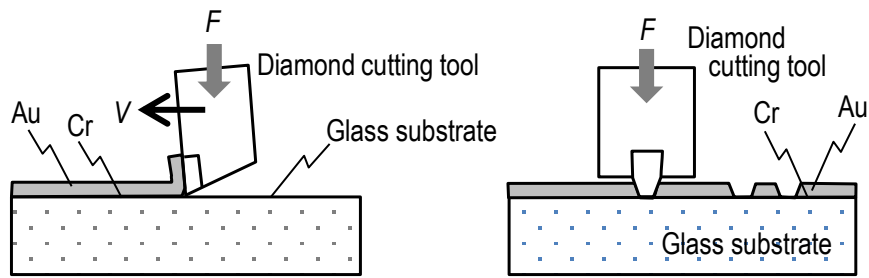


Fig. 3.11 A novel diamond cutting method, “Thickness Control Cutting Method “ (TCCM)



Fig. 3.12 Sub-micron order depth V-shaped groove by Thickness Control Cutting Method

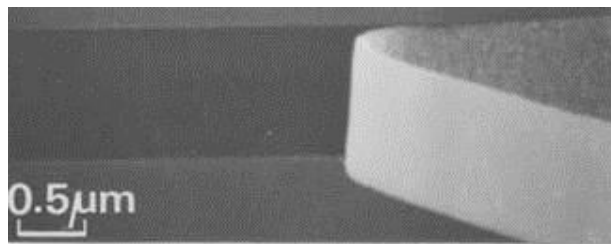


Fig. 3.13 10-nm order depth groove and a cutting chip by Thickness Control Cutting Method

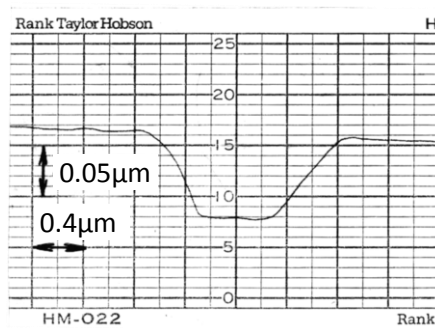


Fig. 3.14 Groove profile (Talystep)



Fig. 3.15 SEM photograph of a chip

た所, ガラス基板には加工痕はなく, ガラス基板がストッパー層として作用していることを確認した.

次に刃幅 $1.0\mu\text{m}$ の 60° バイトを用いて 10nm オーダ深さの矩形状の微細溝加工を試みた. 工作物は試料 2 を用い, すくい角 $\alpha = -1^\circ$, 加工速度 1.0mm/s で直線状に溝形成を行った. 垂直荷重を徐々に増加していくと, $F=1.67\text{mN}$ で安定した膜厚制御切削が可能となった. 図 3.13 に形成した溝の SEM 観察写真を, 図 3.14 に表面あらさ計タリステップによる形成溝のプロファイル(溝長手方向に対し, 斜めに針先を走査)を示す. 図 3.13, 図 3.14 より, 溝エッジ部にはバリの発生が殆どなく, 溝幅 $1.0\mu\text{m}$, 深さ 80nm の微細溝を高精度に形成できたことを確認した. 溝深さが, Cr+Au 薄膜の合計膜厚に等しいことから, ガラス基板が溝深さを決定するストッパー層として作用したことが分かる. また図 3.15 に示すように, 生成した切り屑は流れ型の切り屑であり, 切削が安定した状態で行われたことが分かる.

以上のように, 提案した膜厚制御切削法により, 高精度かつ容易に 10nm オーダ深さの微細溝を形成できることを確認した.

3.4.3 膜厚制御切削法の加工メカニズム

膜厚制御切削法では、図 3.16 に示すように、工具に作用させる垂直荷重 F を増加すると、溝深さは一定のままで溝幅が徐々に増加することが分かった。膜厚制御切削法では、工具刃先がガラス基板と弾性的に接触しながら溝加工が行われるため、垂直荷重 F の増加によりガラス基板の弾性変形量が増加することが考えられる。このようなガラス基板の弾性変形量に起因して溝幅が変化すると仮定した。但し、金属薄膜がガラス基板と一体となって変形した場合には、工具刃先と金属薄膜との相対的な位置関係に変化が生じないため、溝幅の変化は生じない。

そこで膜厚制御切削法では、図 3.17 に示すように、切り屑の生成ポイントが工具刃先前方に形成されると仮定した。すなわち溝底面は、この工具刃先前方の切り屑生成ポイントにおける切削作用と工具逃げ面のバニシング作用により形成され、溝側面は、図 3.17 に示す A 点から B 点間の切刃稜による切削作用で形成されると仮定した。同加工モデルでは、ガラス基板の弾性変形量に応じて A 点から B 点の切刃稜位置が変わるため、垂直荷重 F の増加により、溝深さ一定のままで溝幅が増加したものと仮定した。

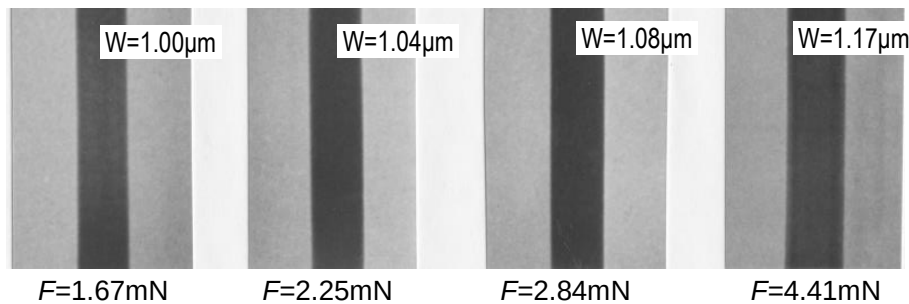


Fig. 3.16 Vertical load F vs. groove width using 60-deg tool

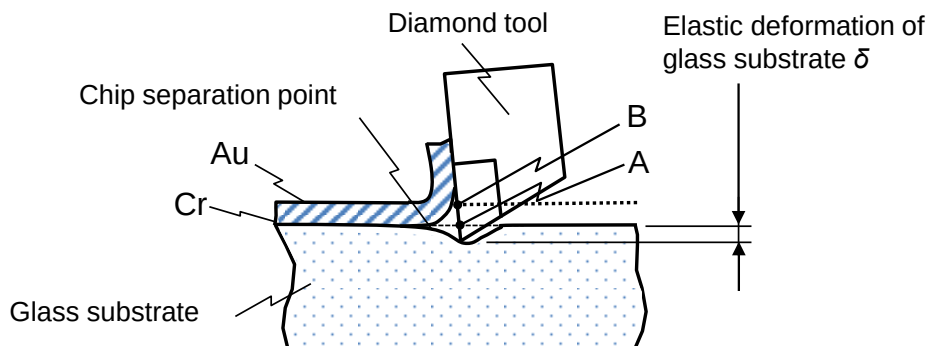


Fig. 3.17 Cutting principle of Thickness Control Cutting Method

このようなガラス基板の弾性変形を伴った加工モデルの妥当性を検証するために、図 3.18 に示すバニシング工具(以後、90 度バイト)を新たに作成した。ここで、すくい面と逃げ面が形成する稜線をクロスエッジと呼ぶ。図 3.19 に示すように、このようなバニシング工具を用いた溝加工では、クロスエッジ近傍のすくい面はガラス基板と弾性的に接触し、溝形成はクロスエッジ前方の C 点から D 点の領域のすくい面および切刃稜で行われる。同一のガラス基板の弾性変形量で比較すると、溝幅は 60 度バイトの約 4 倍増加するように設計された工具である。以下、60 度バイトと 90 度バイトの間に、このような溝幅変化量に関する関係が成立するかどうか、実験検証を行った。

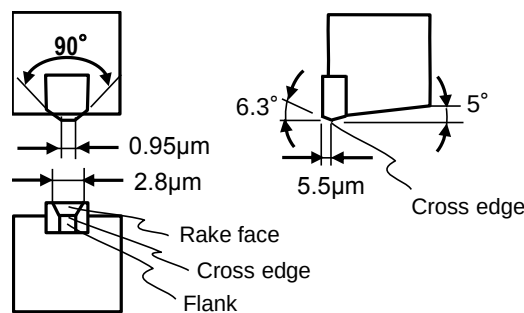


Fig. 3.18 90-deg tool for examining machining principle of TCCM

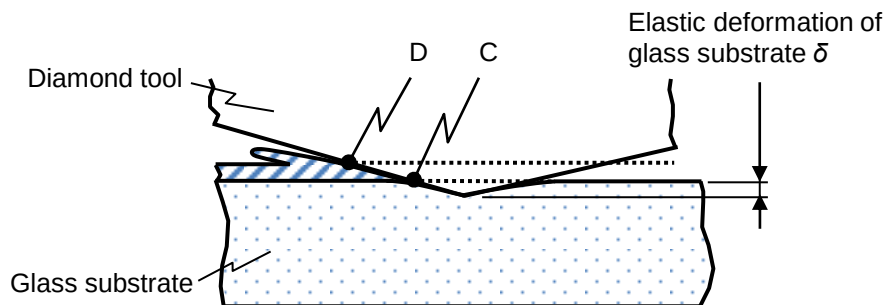


Fig. 3.19 The groove formation by burnishing using 90-deg tool

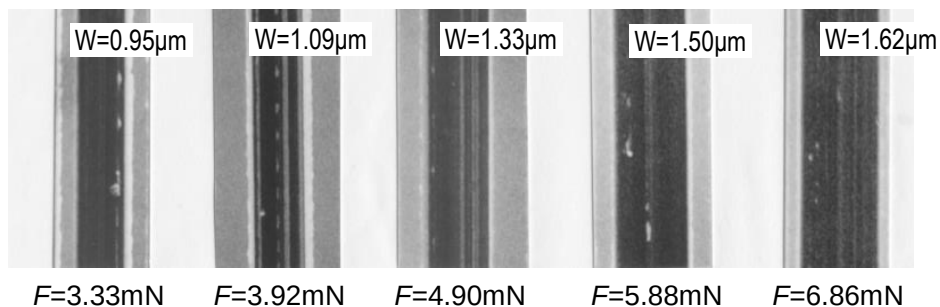


Fig. 3.20 Vertical load F vs. groove width using 90-deg tool

図 3.20 に 90 度バイトにより形成した微細溝の SEM 観察写真を示す。90 度バイトは、過大な負のすくい角を有す工具のため、塑性流動により溝エッジ部に大きな“かえり”が発生したが、図 3.16 に示した 60 度バイトによる実験結果と比べ、溝幅が大きく変化していることが分かる。図 3.21 に、膜厚制御切削が可能となる最小荷重 $F_{\min}$ からの荷重増分 $\Delta F = F - F_{\min}$ とガラス基板の弾性変形量の関係を示す。ガラス基板の弾性変形量は、図 3.17 に示した加工モデルに従い、形成された微細溝の溝幅と工具すくい面形状から逆算して求めた。図 3.21 から、同一荷重増分で比較すると、90 度バイトの方がガラス基板の弾性変形量が小さくなることが分かる。これは、90 度バイトでは、ガラス基板の弾性変形量の増加に伴い、逃げ面だけでなく、すくい面の接触面積も増加するためと考えられる。一例として、荷重増分 0.59mN におけるガラスの弾性変形量を比較すると、90 度バイトは 60 度バイトの約 0.8 倍であった。

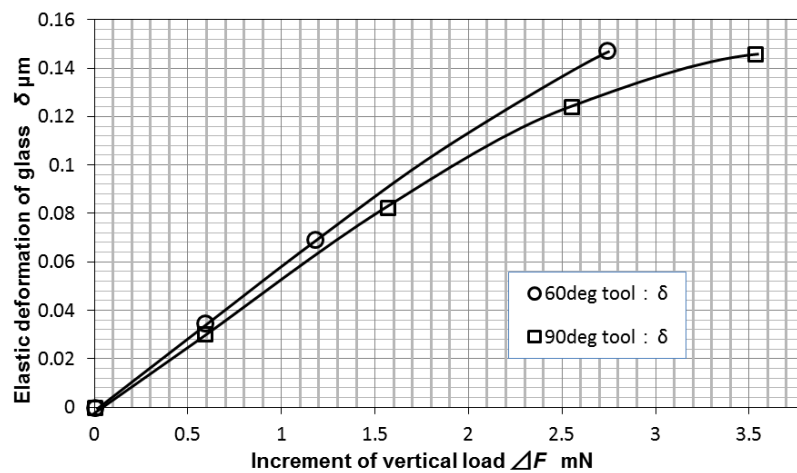


Fig. 3.21 Increment of vertical load vs. elastic deformation of glass

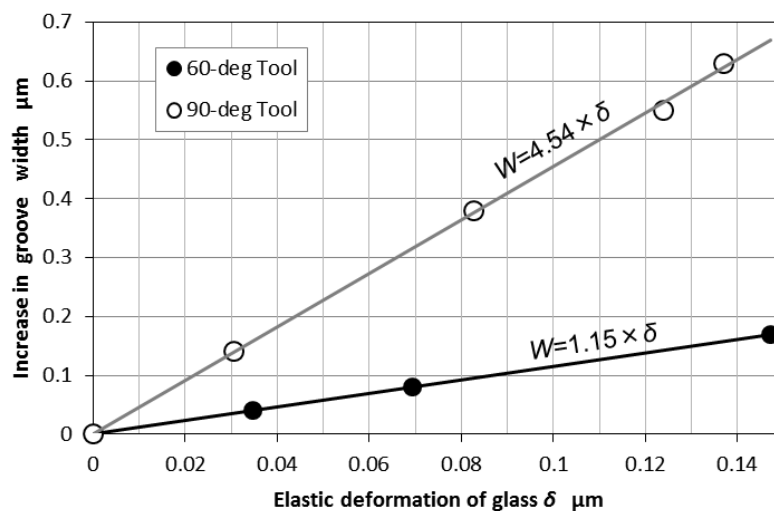


Fig. 3.22 Elastic deformation of glass vs. increment in groove width

次に、図 3.21 の関係から垂直荷重 F をガラス基板の弾性変形量に換算し、ガラス基板の弾性変形量と溝幅増加量の関係を求めた。その結果、図 3.22 に示すように、同一のガラス基板の弾性変形量で比較すると、90 度バイトの溝幅の増加量は、60 度バイトに比べ約 4 倍となることが分かった。以上から、図 3.17 に示した膜厚制御切削法の加工モデルの妥当性を確認できた。

ここまでの検討により、膜厚制御切削法により、ガラス基板上に形成した軟質金属膜の膜厚に等しい 10nm オーダ深さの微細溝を高精度に形成できることを確認した。そこで次節では、膜厚制御切削法の実用化に向けた検討として、長距離加工の検討を行った。

3.5 膜厚制御切削法による長距離加工の検討

3.5.1 金属膜材質と膜構成の最適化

長距離加工の検討を行うにあたり、加工特性(快削性)の観点から、被削材層である金属膜の膜構成の最適化検討を行った。被削材層は、第 2 章で得た工具の設計指針に基づき、軟質金属の中から選定することとした。

ここまで述べてきた全ての微細溝形成実験は、ガラス基板上に形成した Au 薄膜(下地膜は Cr)を被削材として用いてきたが、本項では表 3.1 に示す試験片 TP1~TP5 を作製し、軟質金属膜および下地膜の材質と膜厚の最適化検討を行った。膜構成の最適化は、(1)工具形状の転写性、(2)切り屑の連続排出性、(3)酸化防止、(4)ガラス基板との密着性の 4 つの視点から検討を行った。

また、ストッパー層と被削材層の 2 層からなる工作物であれば、膜厚制御切削法を広く適用可能なことを検証することを目的とし、ガラス基板以外の 2 種類のストッパー層材料を用いた試験片 TP6,7 を作製した。

Table3.1 Test piece structure

Test piece	Stopper layer	Work material
TP1	Glass	Cr (5nm) +Au (75nm)
TP2		Cu (80nm)
TP3		Ag(80nm)
TP4		Al(80nm)
TP5		Cu(40nm) +Au(40nm)
TP6	Si	Cr (5nm) +Au (75nm)
TP7	Al ₂ O ₃ +TiC	

(1) 工具形状の転写性

ガラス基板上に形成する軟質金属膜として、Au(試験片 TP1)に加え、Cu, Ag, Al をスパッタ形成した試験片 TP2~TP4 に対し、微細溝形成実験を行った。その結果、Cu と Ag は Au と同様に快削性に優れ、工具形状を正確に転写した高精度な微細溝形成が可能なことを確認した。一例として図 3.23(a)に、Ag 膜上に形成した微細溝の顕微鏡写真を示す。これに対し Al 膜は、極めて粘り気の強い材料であり、連続した切り屑排出が困難であり、図 3.23(b)に示すように所々に切り残しが発生した。Al 膜は、工具形状を転写した溝形成が困難であり、溝形状精度の観点から、被削材層としては適用困難であることが分かった。

(2) 切り屑の連続排出性

Au, Ag, および Cu 膜に関しては、さらに溝形成の安定性を示す一指標と考えられる切り屑の連続排出性の観点から比較を行った。その結果、延性が高い Cu は、切り屑の連続排出性に極めて優れ、少なくとも数 mm といった長さに亘り、連続した切り屑が排出されることが分かった。一方、Au と Ag においても連続型の切り屑を排出したが、Cu のように数 mm といった長さではなく図 3.23(c)および図 3.15 に示したように、数百 μm 程度の長さで切り屑が分断されることが分かった。ここで図 3.23(c)は、切り屑をブロー除去する前の Au 膜加工直後の顕微鏡写真を示す。以上のように、切り屑の連続排出性の観点からは、Cu 膜が最も優れることが分かった。

(3) 酸化防止

酸化防止の観点からは、Au 以外の被削材は大気中で容易に自然酸化が生じ、表面性状が悪化する課題がある。Cu や Ag を被削材として用いる場合には、酸化防止対策が必須となる。そこで酸化防止の観点から、最表面層に Au 膜を形成する構成を選択した。

(4) ガラス基板との密着力

ガラス基板(ストッパー層)との密着力に関しては、Cu は十分な密着力を有するが、Ag は Au と同様にガラス基板との付着強度が不十分であり、スタンプ(転写型)として用いるには付着強度を増加するための下地膜の形成が必須となることが分かった。そこで次に、下地膜の検討を行った。

一般に軟質金属膜の下地膜としては Cr や Ni が用いられるが、Cr や Ni はダイヤモンドと化学的に活性な材料であり、第 2 章でも示したように工具摩耗の懸念がある。確認のため Cr 膜および Ni 膜に対し微細溝加工を行ったところ、Ni 膜では予想通り工具摩耗が著しく、僅か数 μm ~ 数十 μm といった加工距離で溝形成が行えなくなった。Cr 膜は、Ni 膜よりも摩耗の進行は遅いが、Ni 膜と同様に工具摩耗が進行し、僅か数十 μm ~ 数百 μm といった加工距離で、溝形成が行えなくなった。膜厚制御切削用の下地膜としては、ダイヤモンドと化学的に不活性

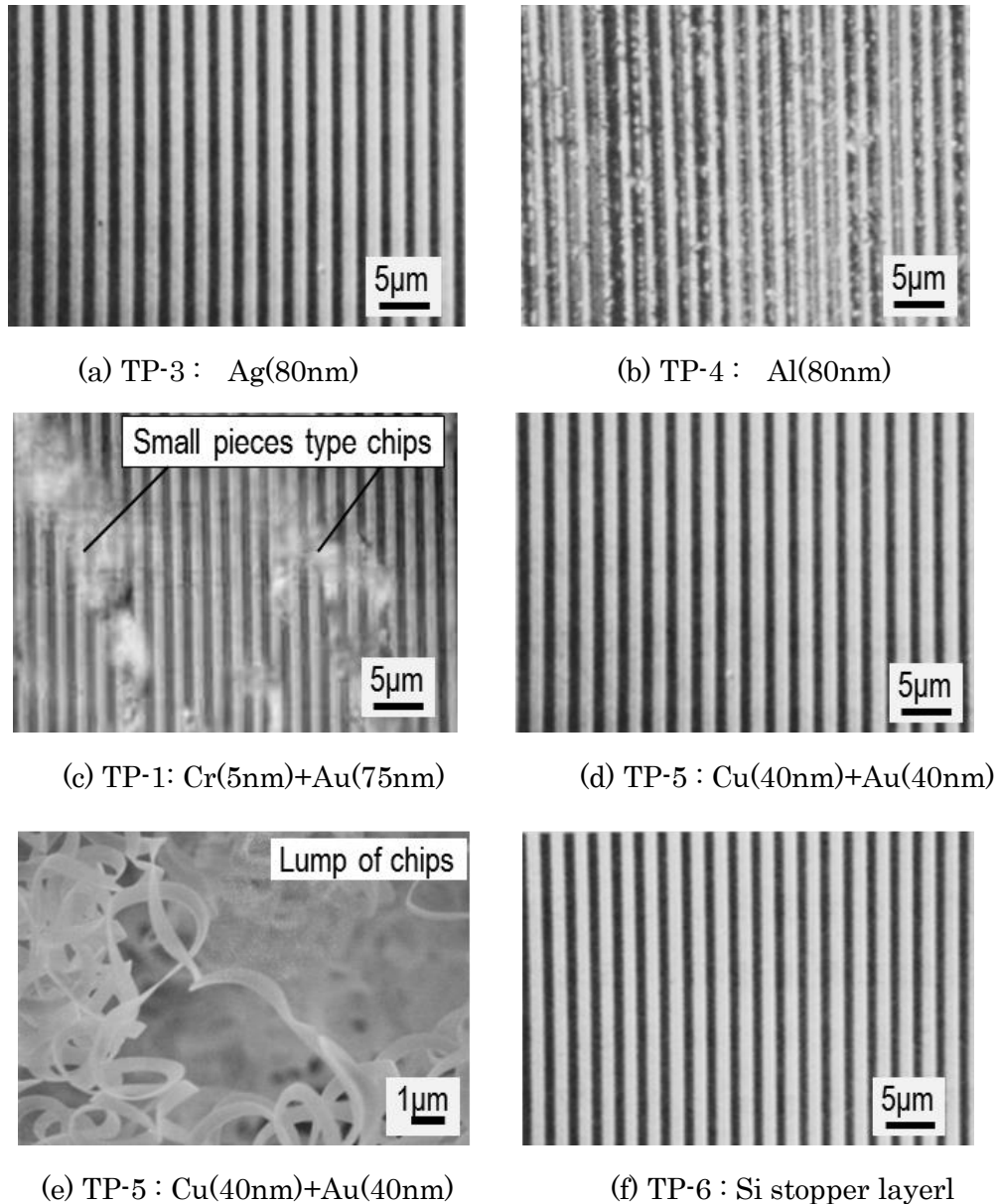


Fig. 3.23 Fine grooves formed on the various workpieces using TCCM

な材料で、かつガラス基板との密着力に優れることが必要となる。そこで本研究では、Cu を下地膜として選択した。

以上の検討結果から、膜厚制御切削用の最適金属膜の構成として Cu(40nm) + Au(40nm) を標準試料として選択した。Cu と Au は、ダイヤモンドと不活性な材料であり、工具転写性にも優れる理由で選定した。下地膜としての Cu は、ガラス基板との密着力の観点から選定し、Au は酸化防止膜の役割を兼ねて表層材料として選択した。ここで下地膜の膜厚は、一般的には密着力確保が目的のため 5nm といった薄い膜厚が選択されるが、Cu 膜の連続

した切り屑排出性の特長を生かすため、下地膜としては若干厚めの 40nm の膜厚を選定した。図 3.23(d)は、標準試料である Cu(40nm)+Au(40nm)上に形成した微細溝の顕微鏡写真を示す。同図に示すように、工具形状が正確に転写された高精度な微細溝形成が可能なことを確認した。図 3.23(e)は、排出した切り屑の SEM 写真を示す。数 mm といった長さに亘り、安定した連続型の切り屑が排出されることを確認した。

次に、ストッパー層の検討を行った。鏡面研磨した Si およびアルミナ・チタン・カーバイドをストッパー層として用いた試験片 TP6,7 を用い、微細溝形成を行った。その結果、両試験片とも、安定した膜厚制御切削が可能なことを確認した。図 3.23(f)に、ストッパー層として Si 基板を用いた試験片 6 上への微細溝形成結果を示す。以上の検討結果から、ストッパー層と被削材層の 2 層構成の工作物であれば、膜厚制御切削が可能なことを確認した。

なお本報告では、ストッパー層としてガラス基板等のバルク材を用いたが、蒸着法等により成膜した SiO₂ 層等をストッパー層として用いることができれば、膜厚制御切削法の適用範囲を大きく拡大することが期待できる。この点に関しては、今後の課題として検討する。

3.5.2 工具摩耗メカニズムの検討

標準試料を工作物として用い、膜厚制御切削法による長距離加工の検討を行った。プリグルーブ付光ディスク原盤加工への適用を想定し、図 3.24 に示すような形状の微細溝を 5 インチディスクの直径 $\phi 35 \sim \phi 118\text{mm}$ の領域にスパイラル状に全長 5km に亘り形成することを目標とした。

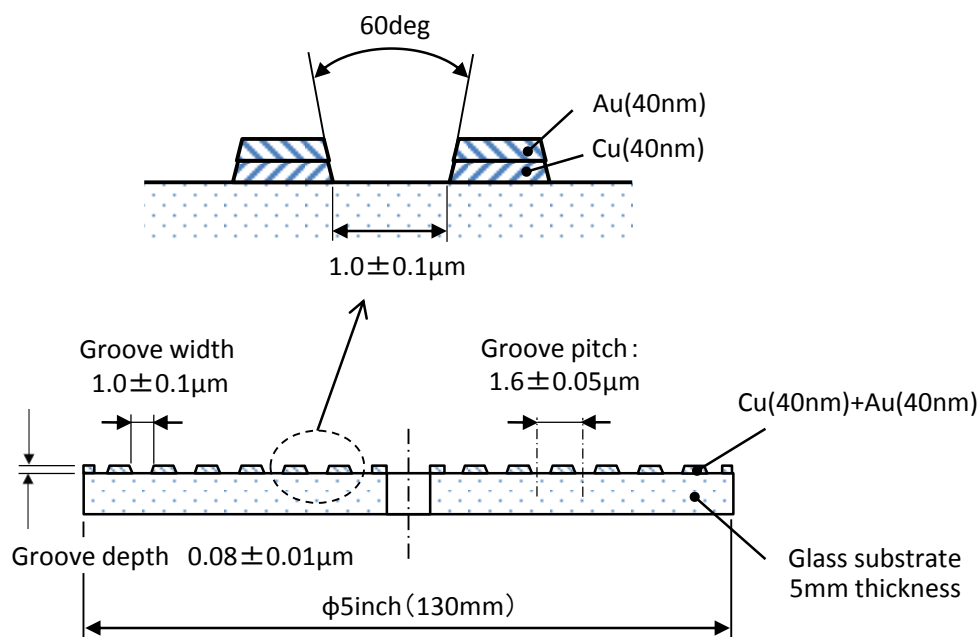


Fig.3.24 Schematic view of the pre-grooved optical disc master

図 3.25 は、光ディスク原盤のプリグルーブ加工用の微細溝加工装置の概要を示す。エアスピンドル上に固定した 5 インチディスク(工作物)を一定回転速度で回転しながら、定圧微小切込み装置によりダイヤモンド工具を5インチディスク上に押圧し、被削材層に切込みを与え、同時にエアスライダーをディスク半径方向に一定速度で移動することにより、スパイラル状に微細溝形成を行った。

ガラス基板上に Cu(40nm)+Au(40nm)のスパッタ膜を形成した 5 インチディスク上に 60 度バイトを用い、溝幅 1.0 μ m、溝深さ 80nm の矩形溝を 0.3m/s の切削速度でスパイラル状に形成したところ、加工を始めて僅か 100m 程度の加工距離で著しい工具損傷が発生し、溝形成が行えなくなることが分かった。図 3.26(a)に典型的な工具損耗面の SEM 観察写真を示す。工具損耗は主に逃げ面に生じており、工具刃先とガラス基板との接触界面で何等かの原因により、工具損耗が進行することが分かった。そこで、このような工具損耗のメカニズム解明を目的とし、ダイヤモンド工具とガラス基板単体との押圧すべり摩耗実験を行った。

押圧すべり摩耗実験は、図 3.25 の微細溝加工装置を用い、被削材層を形成していないガラス基板上にダイヤモンド工具を接触荷重 0.98mN、すべり速度 0.3m/s で押圧することで行った。摩耗実験後、工具刃先の損耗状態を SEM 観察し、図 3.26(b)に示す逃げ面摩耗長さ L の変化を測定した。

図 3.27 に、すべり距離と逃げ面摩耗長さ L の関係を示す。同図に示すように、工具損耗の進行には典型的な 2 通りのタイプがある事が分かった。一つは図 3.27 の実線で示すように、初期摩耗において急激な摩耗が生じる場合で、以後 A タイプ損耗と呼ぶ。なお、図 3.26(a)は、典型的な A タイプ損耗後の工具刃先の SEM 写真を示す。他の一つは、初期摩耗領域と定常摩耗領域が存在する場合であり、以後 B タイプ損耗と呼ぶ。

A タイプ損耗の原因を検討したところ、図 3.28 に示すように、局所的にガラス基板が削られている(微小破壊の発生)ことが分かった。ガラス切削時の衝撃力で主切れ刃に大規模なチッピングが生じ、急激な初期摩耗が発生したと考えられる。なお、A タイプ損耗が発生する確率は 90%以上であり、A タイプ損耗が発生した場合には、直ちに溝形成は行えなくなった。一方 B タイプ損耗の場合でも、図 3.29 に示すように程度は小さいが初期摩耗の段階で工具刃先に微小チッピングが生じ、主切れ刃稜に丸みが増加することが分かった。また僅かながら、逃げ面摩耗も発生した。図 3.29 の例では、主切刃稜丸みは数 nm オーダからサブ μ m オーダに増加したことが分かる。このような B タイプ損耗の初期摩耗は、工具刃先がガラス基板面のうねりに追従する際に受ける反力により、主切れ刃稜に微小チッピングが発生したものと推定される。初期摩耗後は、主切れ刃稜の丸みの増加により、工具刃先に作用する接触圧力が著しく減少するため、微小チッピングが発生しなくなり、逃げ面摩耗が進行する定常摩耗

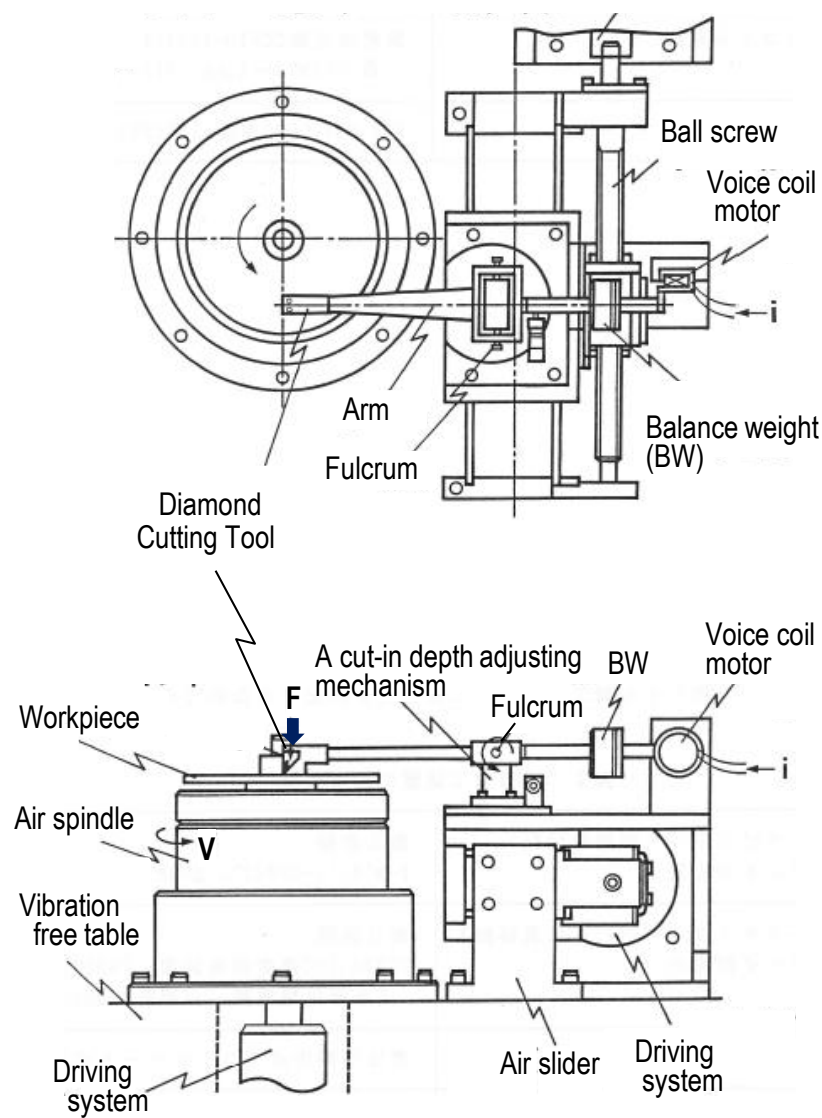
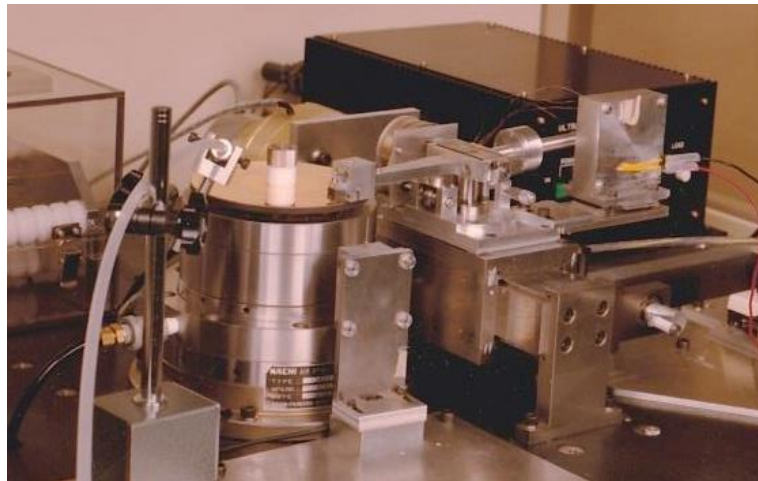
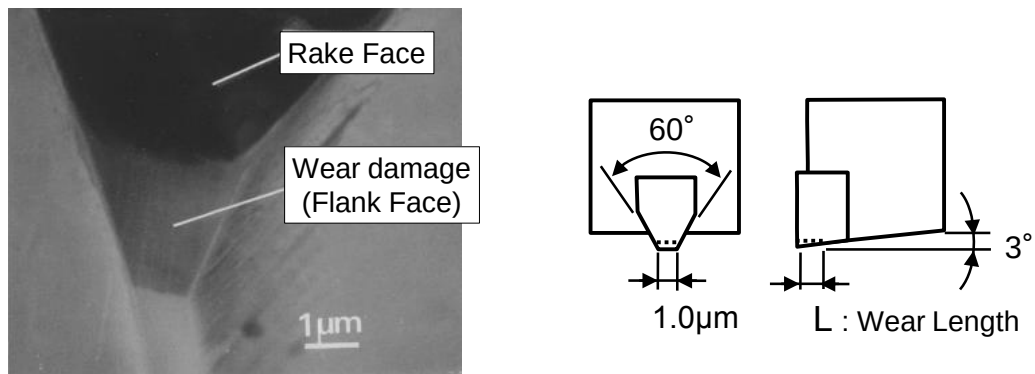


Fig.3.25 Diamond cutting apparatus for forming a spiral groove



(a) Observation of edge damage

(b) Definition of the wear amount L

Fig. 3.26 Wear damage of cutting tool

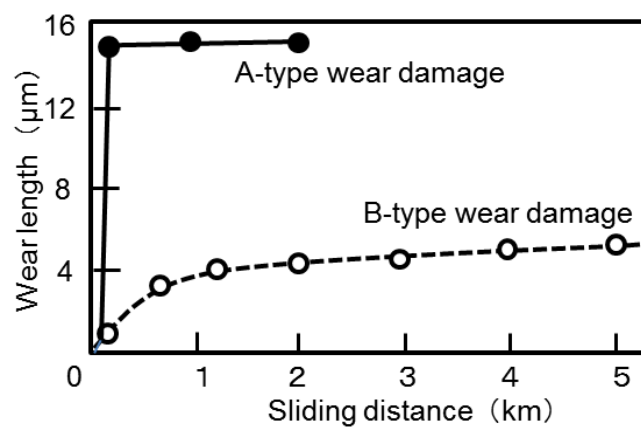


Fig.3.27 Sliding wear experiment of a tool and the glass substrate

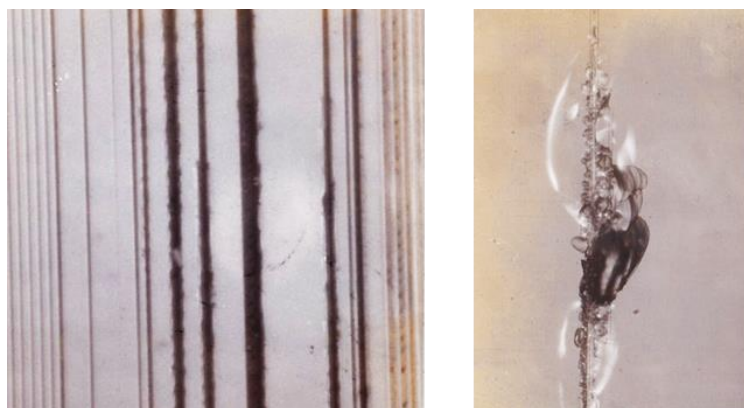


Fig.3.28 Cracks in the glass substrate during groove cutting

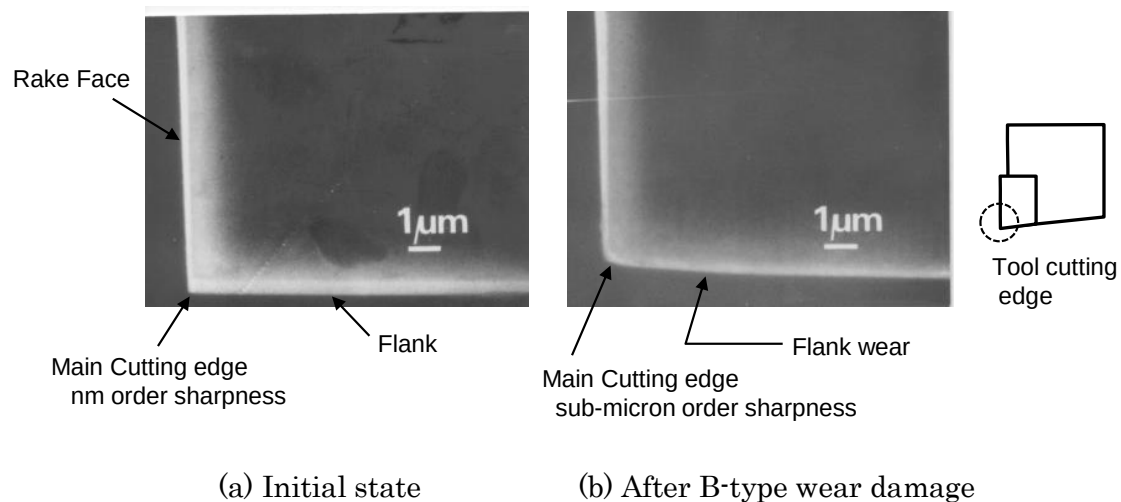


Fig.3.29 Damage of cutting edge in B-type wear

領域へと遷移する。

ここで、A タイプ損耗とは異なり B タイプ損耗が発生しても、切刃稜丸みの増加、および逃げ面接触面積の増加によるガラス基板の弾性変形量減少分を補うように垂直荷重を増加させることで、継続して膜厚制御切削法で 10nm オーダの微細溝を形成できることを確認した。主切れ刃稜丸みがサブ μm オーダに増加しても、10nm オーダ深さの微細溝を形成できるのは、図 3.17 に示したように、工具刃先前方に微小隙間が存在し、金属膜とガラス基板との剥離作用で溝底面が形成されるためと考えられる。

3.5.3 長距離加工を実現する新規工具形状の検討

以上から、工具の長寿命化を計り長距離加工を実現するためには、まず第一に、工具刃先の大規模なチッピングを抑制して A タイプ損耗を防止すること、第二には、B タイプ損耗の定常摩耗領域で逃げ面摩耗が徐々に進行しても、安定した膜厚制御切削状態を維持できるような工具形状の設計と荷重条件の設定が重要であることが分かった。そこで、これらの条件を満足する図 3.30 に示す新規形状の工具と、図 3.31 に示す同工具を用いた新規の膜厚制御切削法を考案した。

新規に考案した工具は図 3.30 に示すように、2 つの逃げ面(前逃げ面、後ろ逃げ面)を有する点に特長がある。図 3.31(a)に示すように、2 つの逃げ面の交線であるクロスエッジが工作物に最初に接触するように工具をセットする。前逃げ面の角度は僅かに 0.2° であり、クロスエッジがガラス基板面に接触した段階で、主切れ刃はガラス基板の約 $0.02\mu\text{m}$ 上方に位置する。ガラス基板に約 $0.02\mu\text{m}$ 以上の弾性変形が生じるような垂直荷重 F を作用させることにより、

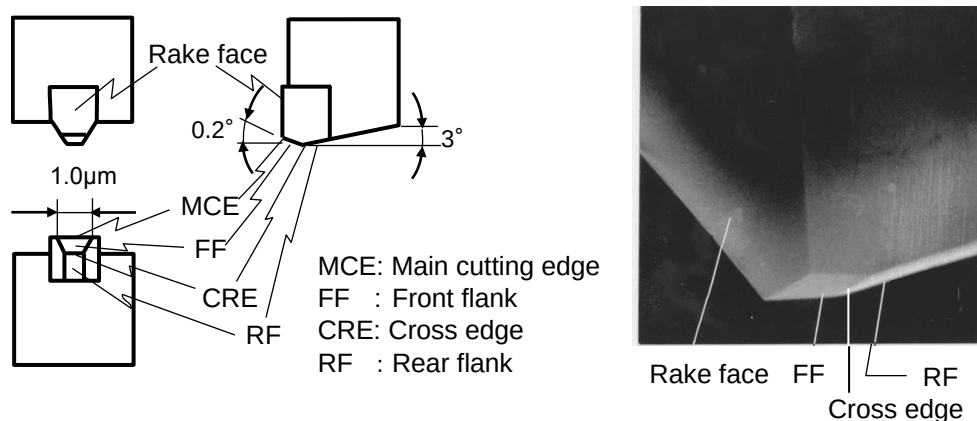


Fig.3.30 Newly designed tool having two flanks, Front Flank and Rear Flank

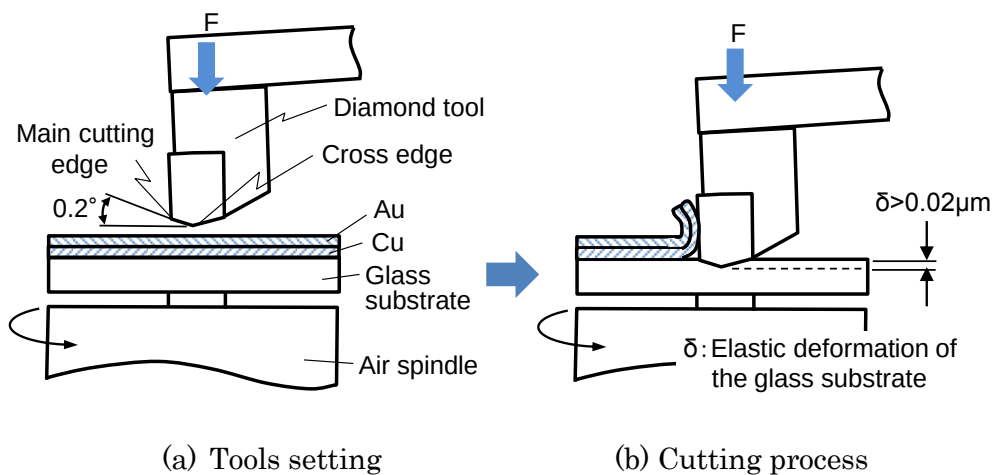


Fig.3.31 Improved Thickness control cutting method capable of preventing cutting edge damage using the newly designed tool

図 3.31(b)に示すように、主切れ刃稜がガラス基板に接触した状態で切削加工が行われるようになる。図 3.8(b)に示した従来工具を用いた膜厚制御切削法では、鋭利な主切れ刃がガラス基板と線接触していたため、僅かな外力の変動によりガラス基板を損傷するような過大な応力が発生する課題があった。一方、図 3.31 に示す新規の加工方法では、工具逃げ面がガラス基板と初期状態から面接触しており、僅かな外力の変動が生じて、ガラス基板に損傷を与えるような過大な応力を抑制することができる。しかも、ガラス基板からの反力は主にクロスエッジ近傍で受けるため、主切れ刃稜の大規模なチッピングを抑制する効果がある。

3.5.4 工具刃先の形成方法および工具セッティング方法

このような新規加工方法を実現するためには、工作物に対する工具クロスエッジ部の平行度を nm オーダの精度で設定すること、さらには上述したように、主切れ刃稜がクロスエッジ部よりも約 $0.02\mu\text{m}$ 上方に位置するような工具セッティングが必要となる。このような工具セッティングを高精度かつ容易に実現する方法として、図 3.25 の加工装置上で工作物と同一形状の研磨板を用いて工具刃先を研磨し、工作物に対する工具姿勢を工具研磨と同時に決定する方法を検討した。

工具の研磨は、ダイヤモンドと化学的に活性な Ni スパッタ膜とのメカノケミカル作用を利用して行った。図 3.32 に示すように、ガラス基板上に Ni 薄膜を形成した研磨板を図 3.25 に示した微細溝加工装置上にセットして、ダイヤモンド工具を Ni スパッタ膜に押圧しながら研磨を

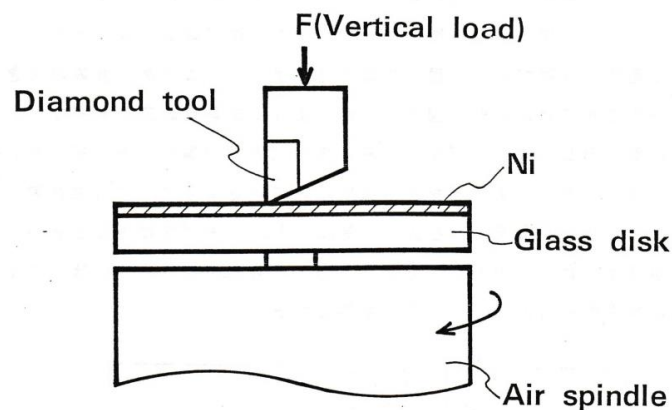


Fig.3.32 The polishing method of a diamond tool

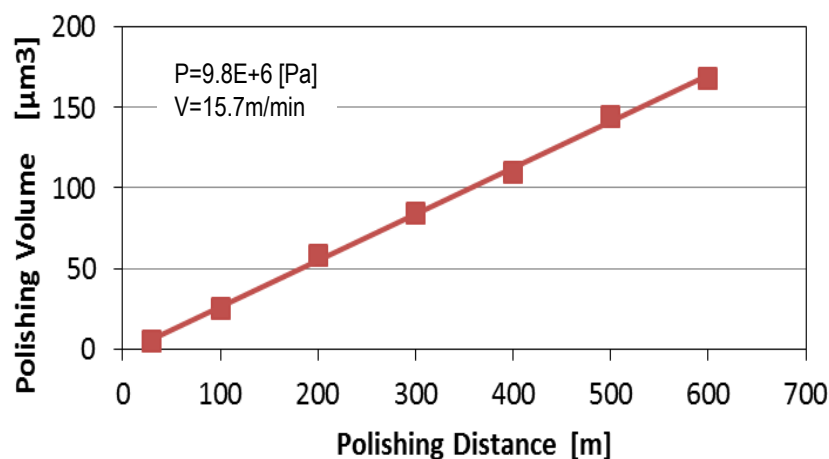


Fig.3.33 Polishing distance vs. polishing volume

行った. なお, 研磨板の回転方向は, 切削時とは逆方向に回転させた. 図 3.33 にダイヤモンド工具の研磨特性を示すが, すべり距離を制御因子として, 研磨量を正確に制御できることが分かった. そこで, 研磨前の工具として刃幅 $0.8\mu\text{m}$, 逃げ角 3 度の 60 度バイトを用い, 逃げ面を研磨することにより, 図 3.30 に示すような主切れ刃の刃幅 $1.0\mu\text{m}$, 前逃げ角 0.2° のダイヤモンド工具を研磨成形した. 図 3.30 に示した研磨後の工具刃先の SEM 観察写真から, 研磨面は極めて滑らかな面性状を有しており, 鋭利な切れ刃稜を形成できていることが分かる. 以上のように, ダイヤモンドの C 原子を Ni 中に拡散させる化学的作用により, 所望の工具刃先形状と所望の工具姿勢を同時に実現することが可能となった.

工具前逃げ面の角度設定は, 以下のようにして行った. 微小切り込み装置は, 図 3.25 に示したように梃子の原理を利用したものであり, 工作物の高さを変えることで, 工具の設定角度を変えることができる. そこで研磨時のガラス基板の厚さと, グループ形成時のガラス基板の間に厚さの差を設けることにより, 微小な前逃げ角を高精度に設定した. 具体的に 0.2° の前逃げ角の設定は, 図 3.34 に示すように研磨板とグループを形成する基板(以後, 原盤と呼ぶ)の間に 0.5mm の板厚差を設けることで行った. 図 3.34 では, 0.5mm 薄い Ni 研磨板を用いたが, 原盤加工時に 0.5mm 厚さのスペーサを挿入する方法でも同じ効果を得られることを確認した. 図 3.34 の工具セッティング方法では, Ni 研磨板と原盤間の平行度は高精度に保たれているため, 逃げ面と工作物表面との平行度, クロスエッジと工作物との平行度のセッティングも容易, かつ高精度に実現可能となった.

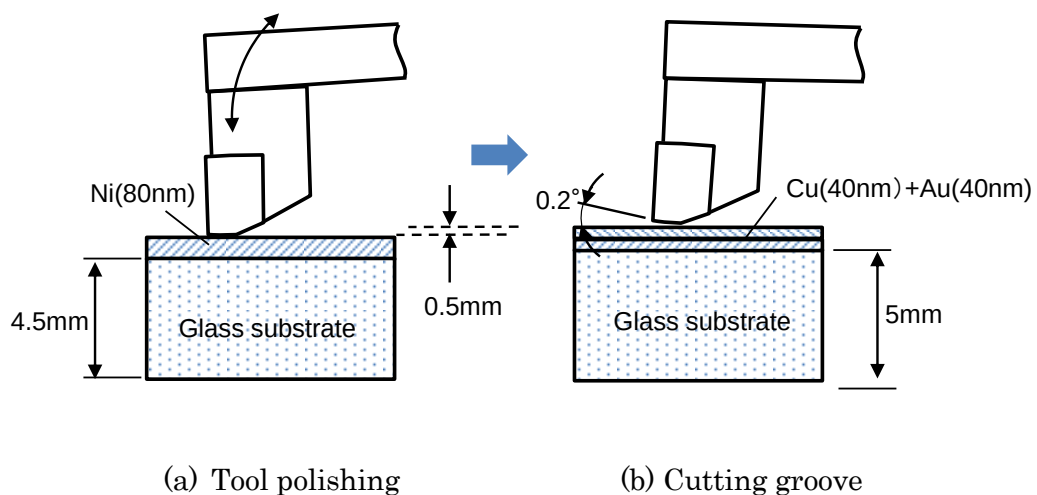


Fig.3.34 Tool setting and alignment method

3.5.5 長距離加工実験

以上に述べた新規ダイヤモンド工具と新規膜厚制御切削法により、長距離にわたる微細溝形成実験を行った。垂直荷重 F を徐々に増加すると、 $F=4.9\text{mN}$ で切り屑排出を開始した。図 3.35(a) に表面粗さ計による、切削開始時点の溝形状測定結果を示す。なお、溝形状の測定は溝長手方向に対して、約 25° の角度でスタイラスを走査した。 $F=4.9\text{mN}$ では、主切れ刃がガラス基板に接触しておらず、膜厚制御切削に至っていないため、溝底面には 10nm レベルの Cu 膜の凹凸が発生した。垂直荷重をさらに増加していくと、 $F=12.7\text{mN}$ で図 3.35(b) に示すように、スパッタ膜厚に等しい深さ 80nm の微細溝加工が可能となった。垂直荷重 $F=12.7\text{mN}$ にて、ガラス基板に $0.02\mu\text{m}$ 以上の弾性変形が生じ、主切れ刃がガラス基板に接触するようになり、安定した膜厚制御切削が可能になったと考えられる。

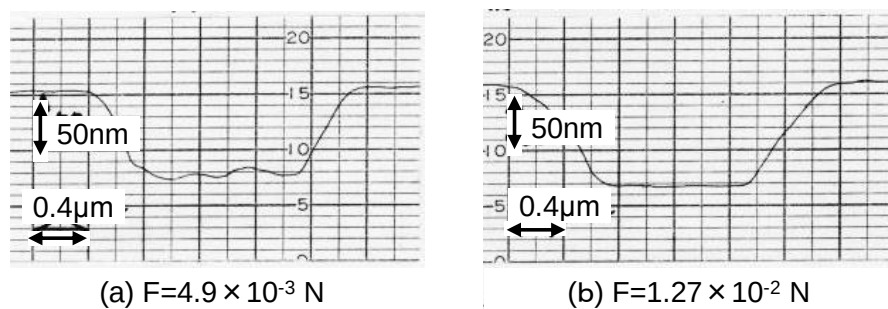


Fig.3.35 Groove profiles fabricated by using newly designed diamond tool and improved TCCM cutting method

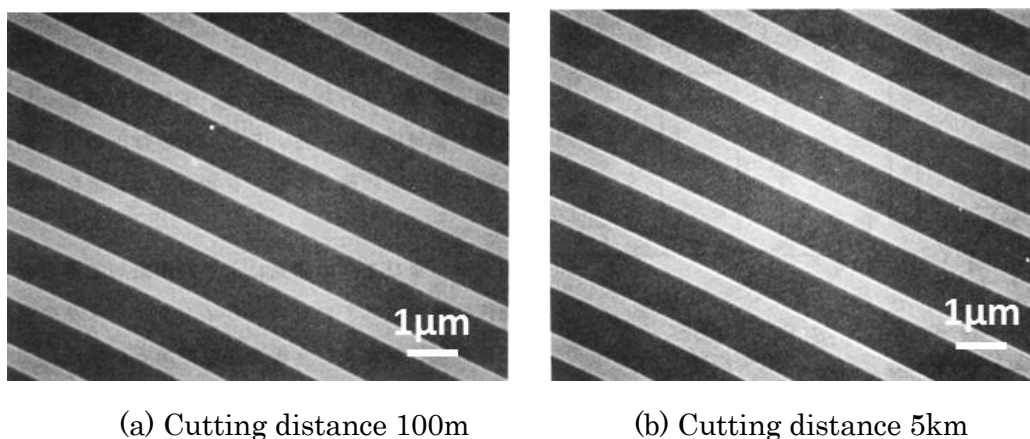


Fig.3.36 SEM photographs of 80nm depth groove fabricated by using newly designed diamond tool (cf. Fig. 3.30) and improved Thickness control cutting method (cf. Fig.3.31)

そこで同条件にて、5インチディスク状の工作物に、溝幅 $1.0\mu\text{m}$ 、深さ 80nm の矩形溝をピッチ $1.6\mu\text{m}$ でスパイラル状に形成した。図 3.36 に、加工始め(加工距離 100m)と加工終わり(加工距離 5km)における微細溝の SEM 写真を示す。形成した微細溝の詳細評価は次節で行うが、図 3.36 に示した微細溝の SEM 観察結果から、全加工距離 5km に亘り溝エッジ部にかえりの発生もなく、均一な微細溝形成が可能となったことを確認した。以上のように、図 3.30、図 3.34、図 3.31 に示した、新規形状の工具、高精度な工具セッティング方法、および新規の膜厚制御切削法により、図 3.36 に示すように長距離に亘り 10nm オーダの微細溝形成が可能となった。なお、 5km 加工後の工具摩耗は大幅に抑制されており、クロスエッジ部近傍の逃げ面摩耗は L =約 $2\mu\text{m}$ 程度、主切れ刃稜丸みは $0.1\mu\text{m}$ 程度であった。

3.6 光ディスク原盤へのプリグループ加工の適用検討

3.6.1 微細溝の形状評価

本節では、膜厚制御切削法の光ディスク原盤プリグループ加工への適用を目的とし、形成した微細溝の物理形状評価とともに、光学特性を含めた光ディスク原盤としての詳細な特性評価を行った。グループ形成条件を表 3.2 に示す。ガラス基板は、後述する 2P 基板作製用スタンパとして用いるため、保有する 2P 装置との整合性から 1.2mm 厚さの基板を用いた。

Table 3.2 Groove forming conditions and specification

ITEM	SPECIFICATION
Glass substrate	Diameter 130mm (5inch), Thickness 1.2mm Corning CGW0313
Metal Layer	Cu(40nm)+Au(40nm)
Groove region	Radius : 17.5mm~59mm
Groove width	$1.0\pm 0.1\mu\text{m}$
Groove depth	$0.08\pm 0.01\mu\text{m}$
Groove pitch	$1.6\pm 0.05\mu\text{m}$
Diamond tool	60deg tool having 2 flank faces, cf. Fig. 3.29
Front relief angle	0.2deg
Rear relief angle	2.8deg
Front flank length	$6\mu\text{m}$
Rake angle	0.2deg
Cutting speed	300rpm : 0.88m/sec~1.88m/sec
Vertical Force	$F=1.27\times 10^{-2}\text{N}$

まず最初に、電子線表面形態解析装置(エリオニクス社製 ESA-3000)を用いて、形成した微細溝の断面形状および表面性状を測定した。図 3.37(a),(b)に、加工距離 100m(加工始め)および 5km(加工終部)における微細溝の断面形状測定結果を示す。同図から、グルーブピッチに若干の変動($\pm 0.15\mu\text{m}$ 程度)が生じているものの、5 インチディスク全面でバリの発生はなく、溝幅も溝深さも、ほぼ一定であることが分かる。加工距離 100m における溝幅は、 $1.01\sim 1.03\mu\text{m}$ 、溝深さは $77\sim 80\text{nm}$ 、加工距離 5km における溝幅は、 $1.03\sim 1.08\mu\text{m}$ 、溝深さは $76\sim 80\text{nm}$ であった。グルーブピッチ変動に関する考察は、3.6.4 項で詳細に検討する。

ここまでのグルーブの形状評価は、断面形状の評価を中心に行ってきた。光ディスクでは、溝形状および表面性状の長手方向の変動が、トラッキング特性、および記録再生信号に対するノイズとして影響する。そこで次に、グルーブ底面、ランド面およびグルーブ斜面の長手方向の表面あらさを測定した。図 3.38(a)~(c)に、それぞれグルーブ底面、ランド面およびグルーブ斜面の表面あらさの測定結果を示す。同図から、グルーブ底面、ランド面ともに $R_{\text{max}}=0.01\mu\text{m}$ 以下、 R_a は、それぞれ $0.001\mu\text{m}$ 以下であり、極めて良好な表面あらさに仕上げられていることが分かる。ここで図 3.38 の測定結果から分かるように、 R_{max} は、波長 $10\mu\text{m}$ 程度の低周波の表面のうねりに相当し、 R_a は高周波成分の表面粗さを示す。

一方、グルーブ斜面の R_{max} (低周波の表面うねり)は、若干悪化しており、 $0.0181\mu\text{m}$ R_{max} であった。高周波成分である表面あらさ R_a は、グルーブ底面およびランド面とはほぼ同等であり、 $0.0011\mu\text{m}$ R_a であった。グルーブ底面は、前逃げ面および後ろ逃げ面のバニシング作用により極めて平滑な面に仕上げられるが、グルーブ斜面は横切れ刃の切削作用だけで面が形成される。実際には、切れ刃稜の丸みに起因した塑性流動も付加され表面が形成されるが、グルーブ底面のようなバニシング仕上げは行われなため、斜面の表面性はグルーブ底面よりも若干悪化したものと考えられる。なお、刃先先端に過度の丸みが発生すると、溝エッジ部に“かえり”が発生する。かえりを含めたグルーブ斜面の面性状は、再生 C/N に大きく影響することが考えられる。この点に関しては、記録再生特性の項(3.6.3 項)で述べる。

図 3.38(d)には、比較のため、現行のレーザカッティング法で作成したスタンパを用い、射出成形により成形したポリカーボネート基板(以後、PC 基板)に、光磁気記録膜(以後、MO 膜)を成膜した光ディスク基板のランド面の表面あらさの測定結果を示す。MO 膜を成膜した PC 基板の高周波の表面あらさは、 $0.008\mu\text{m}$ R_a であった。ダイヤモンドカッティングにより作成した原盤は、PC 基板(MO 膜)と同等の表面あらさを有することが分かった。一方、PC 基板(MO 膜)の低周波の表面あらさは、 $0.0156\mu\text{m}$ R_{max} であり、ダイヤモンドカッティングにより形成した原盤の方が優れる結果となった。この原因を明らかにするために、ダイヤモンドカッティング原盤にも MO 膜を成膜し、未加工フラット面の表面性状を測定した。その結果、

**** ESA-3000 (Y PROFILE) ****

NY=1 TO 512

Y: Z=1: 10.

< REMARKS >

1989/9/6

*B000

R=30

PHOTO 104

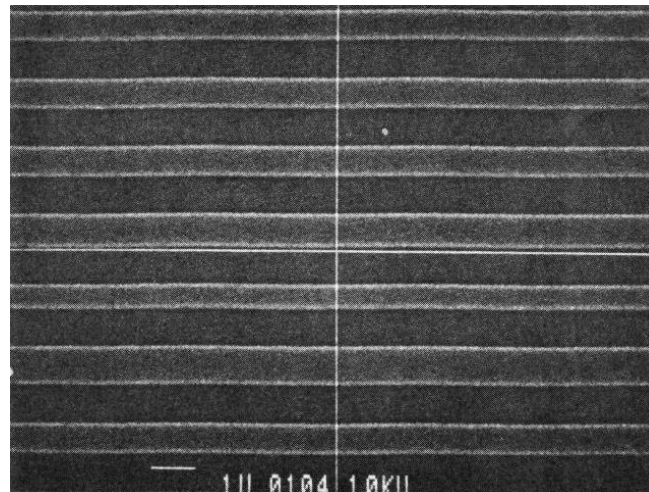
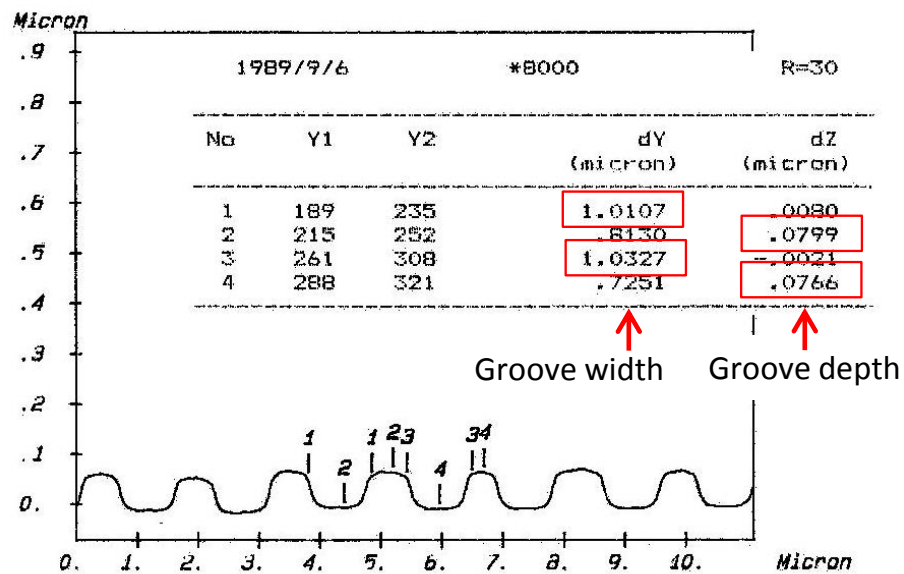


Fig.3.37(a) Groove shape measurement results cutting distance 100m of most internal circumference (radius 30mm)

**** ESA-3000 (Y PROFILE) ****

NY=1 TO 512

Y: Z=1: 10.

< REMARKS >

1989/9/6

*8000

PHOTO 103

R=60

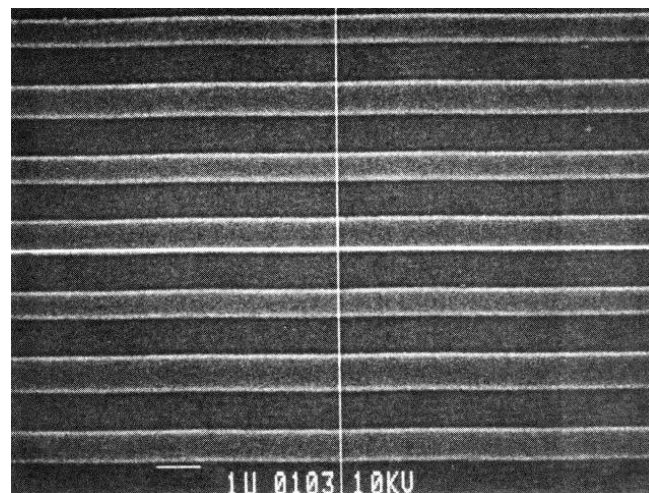
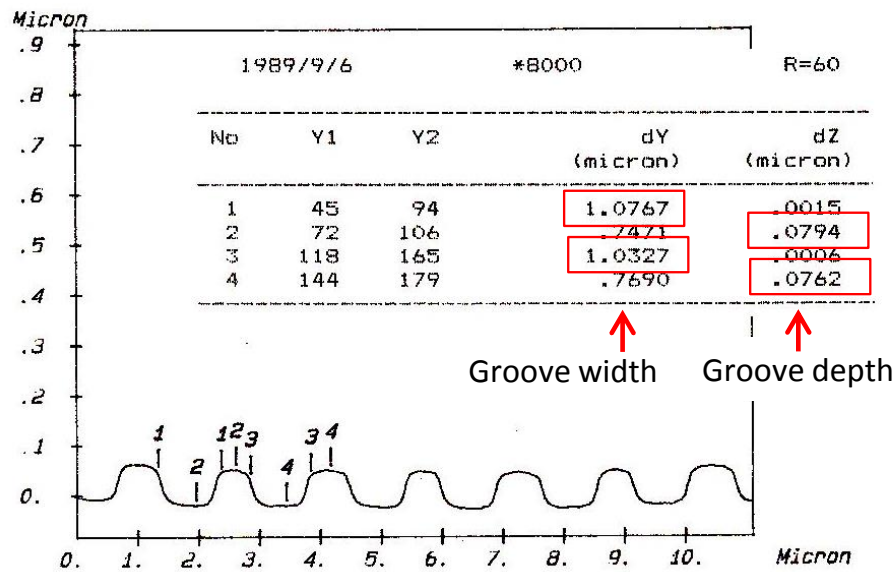


Fig.3.37(b) Groove shape measurement results cutting distance 5km
of most circumference (radius 60mm)

0.0182 μm Rmax と MO 膜を成膜する前に比べ Rmax は悪化し, PC 基板 (MO 膜) と同等の Rmax となった. 以上から, MO 膜成膜時に, Rmax を悪化させる膜厚ムラが発生していることが分かった. 上記したグループ長手方向の表面あらかの測定結果をまとめて, 表 3.3 に示す.

Table 3.3 Surface roughness of groove bottom, land surface and groove slope

Measurement Surface		Ra (μm)	Rmax (μm)	Rz (μm)
Groove bottom	Au film	0.0006	0.0088	0.0044
	MO film	0.0008	0.0191	0.0040
Land surface	Au film	0.0010	0.0094	0.0067
	MO film	0.0080	0.0185	0.0043
Groove slope	Au film	0.0011	0.0181	0.0081
	MO film	0.0010	0.0210	0.0082
Raw surface	MO film	0.0008	0.0182	0.0056
PC substrate	MO film	0.0008	0.0156	0.0066

** ESA-3000 (X PROFILE) **

NX=1 TO 512

X: Z=1: 50.

< REMARKS >

1989/9/6

AU

B7105

*10000

ON GROOVE

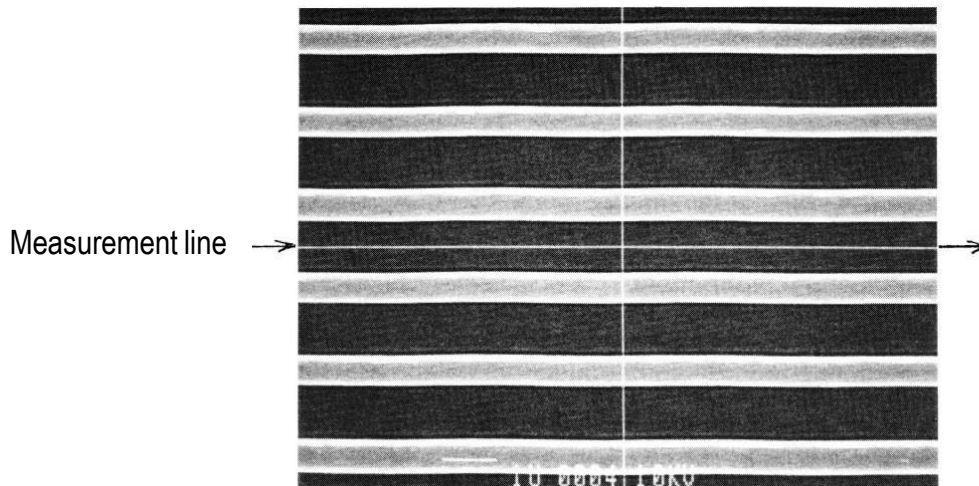
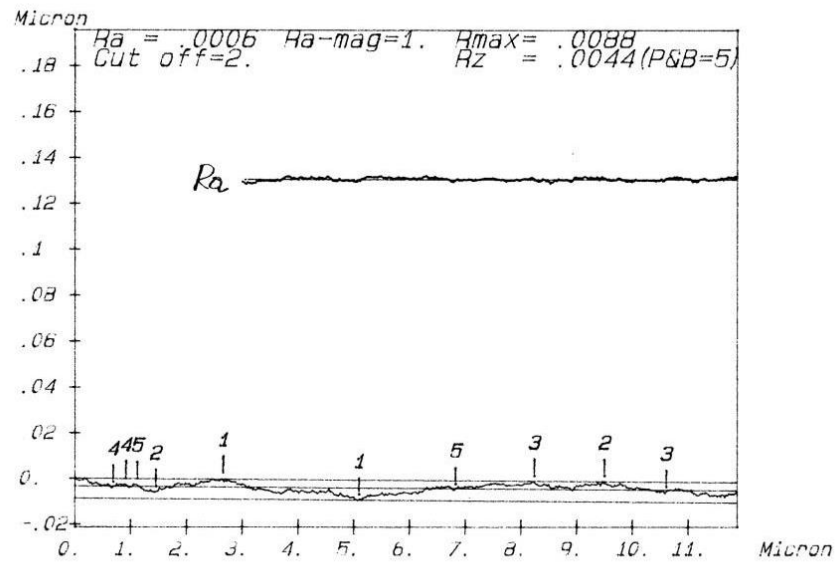


Fig.3.38(a) Surface roughness of the groove bottom surface
(Au sputtered surface)

** ESA-3000 (X PROFILE) **

NX=1 TO 512

X: Z=1: 50.

< REMARKS >

1989/9/6

AU

8763

*10000

ON LAND

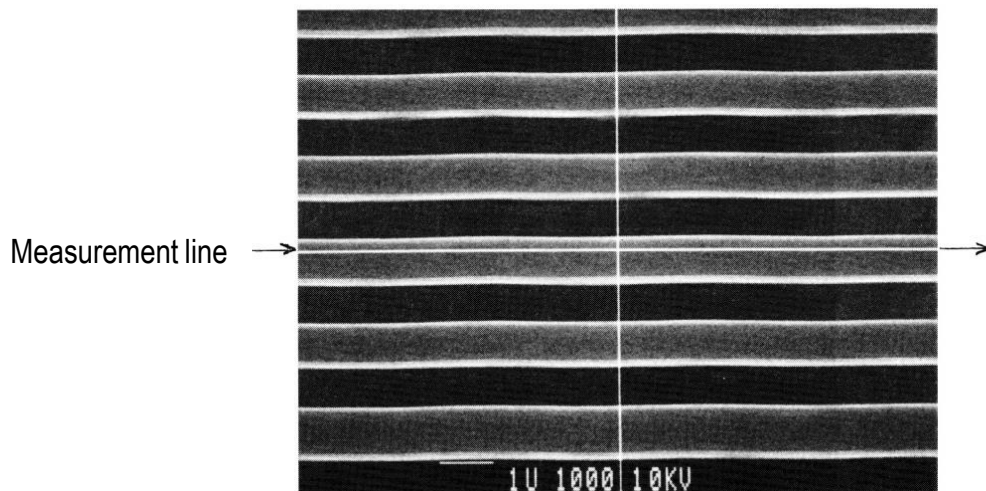
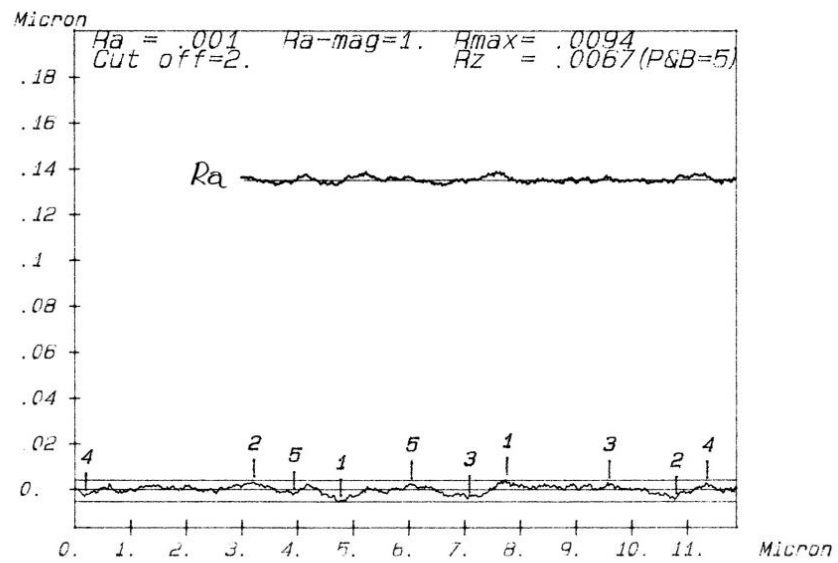


Fig.3.38(b) Surface roughness of the land surface
(Au sputtered surface)

** ESA-3000 (X PROFILE) **

NX=1 TO 512

X: Z=1: 50.

< REMARKS >

1989/9/6

PHOTO 10001

8763

Au

*10000

ON EDGE

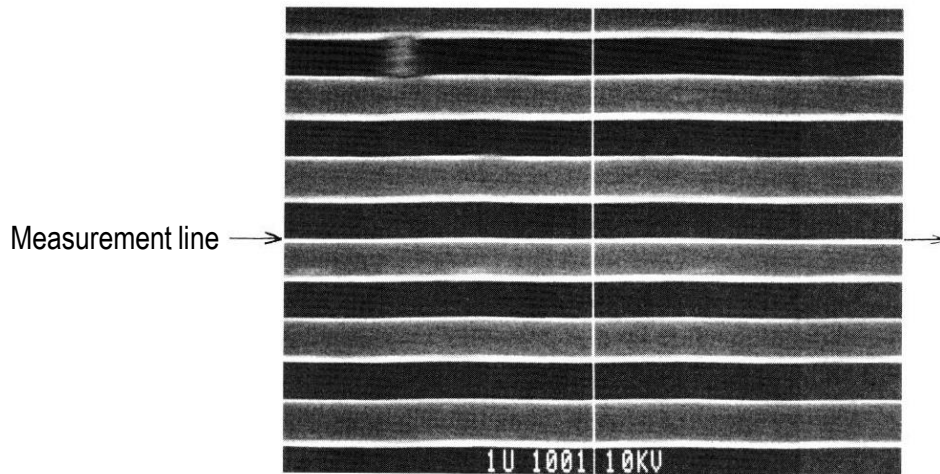
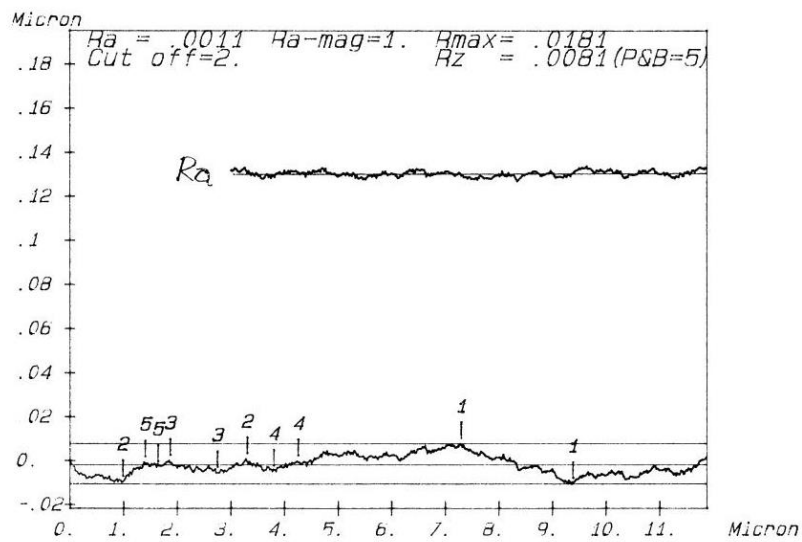


Fig.3.38(c) Surface roughness of the groove slope
 (Au sputtered surface)

 ** ESA-3000 (X PROFILE) **

NX=1 TO 512

X: Z=1: 60.

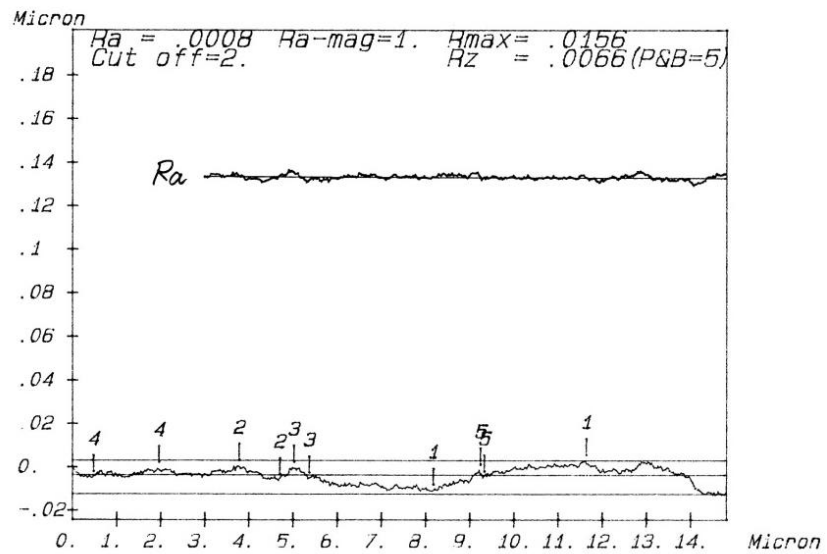
< REMARKS >

1989/8/21

PC-DISK

*8000

ON LAND



Measurement line →



Fig.3.38(d) Surface roughness of the land surface of the polycarbonate substrate
 (MO sputtered surface)

3.6.2 トラッキング特性評価

(1) トラッキング特性の現状

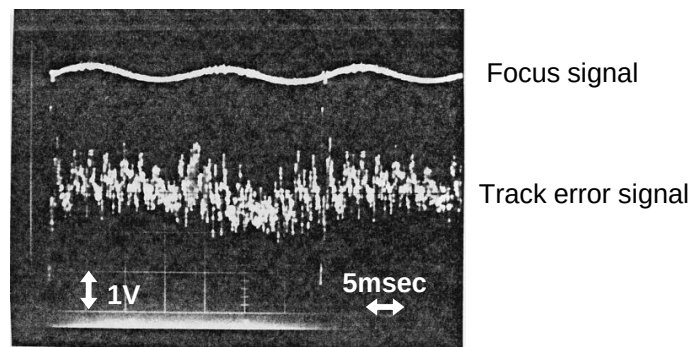
膜厚制御切削法により、一定ピッチでスパイラル状に長距離にわたるグルーブ形成を行ったところ、直線状の溝形成では検知できなかった微小な溝深さ変動が周期的に発生していることを、グルーブの外観観察(光学的な干渉)から明らかになった。溝深さ変動の周期は数 mm オーダであり、極く微小な溝深さ変動(数十 nm オーダ)をグルーブ長手方向に数 mm のレンジで測定することができないため、現状では定量的な評価は行えていない。断片的に計測した断面形状測定結果から推定すると、レンジで 10nm 程度の極微小な深さ変動が周期的に発生していると考えられる。そこで、このような溝深さ変動がトラッキング特性に及ぼす影響を調べるとともに、トラッキング特性の測定結果から、溝深さ変動の原因を考察した。

図 3.39(a)に、ダイヤモンドカッティング原盤を用いて試作した 2P 基板のトラックエラー信号波形の一例を示す。ここで原盤は、加工速度 40rpm にてグルーブ形成を行った。トラックエラー信号の測定は、光ヘッドのフォーカスおよびトラッキングサーボを ON とし、ディスク回転数 1800rpm で測定を行った。同図から、トラックサーボをかけているにもかかわらず大きなエラー信号が発生しており、光ヘッドがグルーブに十分に追従できていないことが分かった。

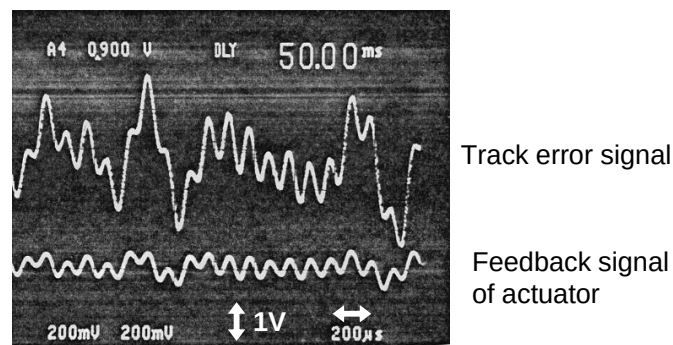
図 3.39(a)のトラックエラー信号を時間軸(横軸)を拡大して観察したところ、図 3.39(b)に示すようにトラックエラー信号波形には周期性があり、上記した周期的な微小な溝深さ変動がトラッキング特性に大きく影響していることが分かった。そこでスペクトラムアナライザ(アドバンテスト TR-4171)を用い、トラッキングおよびフォーカスサーボを ON とした状態のディスク回転数 1800rpm におけるトラックエラー信号の周波数分析、すなわち溝深さ変動の周波数分析を行った。

図 3.40(a)にトラックエラー信号の周波数分析結果を示す。同図から、2P 基板のグルーブ上に約 7kHz(およびその整数倍)のノイズ成分が存在することが分かった。すなわち、1800rpm 回転時において、約7kHzの周波数で溝深さ変動が生じていることが分かる。ここで原盤の加工速度(プリグルーブの切削速度)は 40rpm で行ったため、加工時には約 $150\text{Hz}(=7000\text{Hz}\times 40\text{rpm}/1800\text{rpm})$ の周波数の溝深さ変動が生じていると考えられる。

比較のため、図 3.40(b)には PC(polycarbonate)基板のトラックエラー信号の周波数分析結果を示すが、PC 基板の場合、エラー信号のピーク周波数は存在せず、光ヘッドが十分にグルーブを追従していることが分かる。ダイヤモンドカッティング原盤を用い作成した 2P 基板では、光ヘッドが追従できない高周波の溝深さ変動が存在し、図 3.39 に示すようなトラックエラー信号波形になったことが明らかになった。なお、光ヘッドの追従周波数は 1kHz 以下である(7kHz の変動には、光ヘッドのアクチュエータが追従できない)。

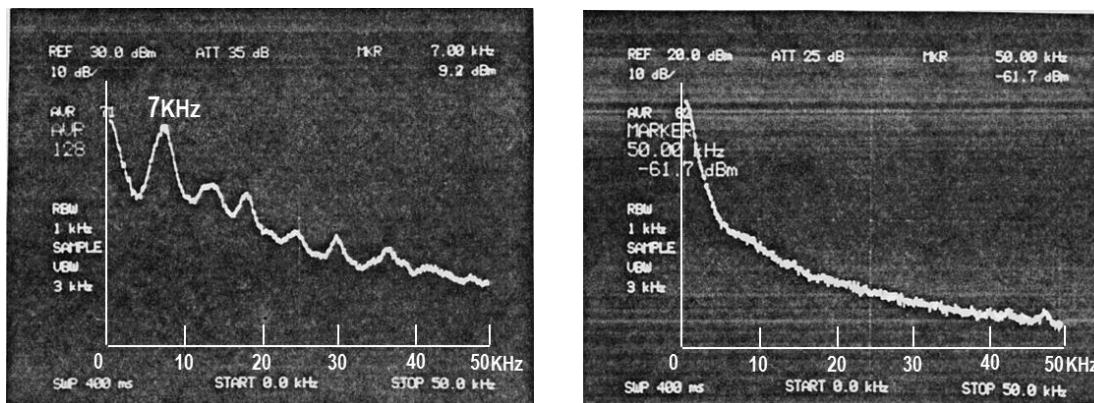


(a) Track error signal and focus signal



(b) Track error signal feedback signal of actuator

Fig.3.39 Track error signal of 2P transfer disk using diamond cutting master



(a) 2P transfer disk (Diamond cutting master) (b) PC disk (Laser cutting master)

Fig.3.40 Frequency analysis of the tracking error signal

(2) 周期的溝深さ変動の原因説明

このような周期的な溝深さ変動の発生原因としては、大きく 2 つの可能性が考えられる。一つは、工具刃先とガラス基板間で生じる自励振動であるスティックスリップ、他の一つは加工装置の共振による工具刃先の強制振動である。まず最初に、加工装置の共振の可能性を検

討した. 加工装置を構成するそれぞれの要素(スピンドル, スライダ, 他)の固有振動数を測定し, 加工装置の共振の可能性を検討した. その結果, 加工装置の構成要素の中に固有振動数が 150Hz に一致する要素は存在しなかったことから, 周期的な溝深さ変動はスティックスリップが原因で発生していると考え, 以下, その原因説明を実施した.

スティックスリップはすべり面の一方がある程度の弾性自由度を持ち, かつ二面間の静摩擦係数が高く, 動摩擦係数が小さい場合に発生し易くなる. このような系は, 図 3.41 に示すような単純な単振動で近似でき, その振動は式 (3.2) で表せる.

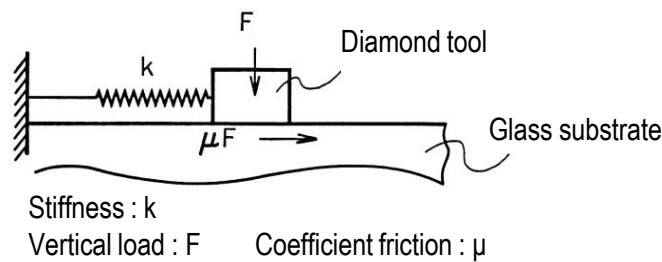


Fig.3.41 Stick-slip model

$$X = F/k \{ (\mu_s - \mu_k) \cos \omega t + \mu_k \} \quad \cdots \text{式 (3.2)}$$

X : 振動振幅 F : 接触荷重 k : ばね定数

μ_s : 静摩擦係数 μ_k : 動摩擦係数 $\omega^2: k/m$ t : 時間

m : 弾性自由度を持つ物体の質量

基本的には, 接触する二物体間の摩擦力の変動(静摩擦と動摩擦の繰り返し)により, 周期的な付着—すべり運動(間欠運動)を生じるのが, スティックスリップの発生メカニズムである. このためスティックスリップが原因で溝深さ変動が発生した場合には, 加工速度, 工具すくい角, 加工荷重といったパラメータは, 溝深さ変動の周期には一切影響しないはずである. 溝深さ変動が, スティックスリップによるものであることを確認するために, 上記の加工条件と溝深さ変動周波数の関係を調べた. グループ形成条件の一覧を表 3.4 に示す.

表 3.4 の No1~No11 に示すように, 加工速度を 20~80rpm に変化させてグループ形成を行い, 各々のグループのトラックエラー信号の周波数分析を行い, 加工速度の溝深さ変動への影響を調べた. これらの測定結果をまとめ, 表 3.5 に示す. 表 3.5 より, 測定時の溝深さ変動の周波数は, 加工速度に反比例して減少することから, 加工時には加工速度に依らず一定の周波数, 約 150Hz で溝深さ変動が発生していることを確認した. また表 3.4 に示すように, 工具すくい角を 1°から 2°に変化させても, あるいは加工荷重を 4.9mN から 13.7mN に

Table 3.4 List of groove formation conditions

No	Disk	Bite	Cutting speed	Vertical load	Rake angle	Natural frequency
1	A	a	20rpm	9.8mN	1.0deg	149Hz
2			40			147
3			60			153
4			80			164
5	B	b	20	5.88		152
6			40	4.9		147
7			60			150
8			80			158
9	C	b	40	6.86		144
10			60			148
11			80			158
12	D	c	30	5.88	-2	159
13			100	8.82		160
14	E	d		9.8	-1	156
15				13.72		166
16	F	e	60	5.88	-2	159
17			100	8.82		165
18	G	f		4.9	-1	173
19		g		11.76		160
20	H	h	60	9.8	1	153
21				7.84		153
22				8.82		147
23				9.8		150
24	I	i		5.88		156
25						156

Table 3.5 Cutting speed dependence of groove depth fluctuation frequency

Cutting speed	Mode	Disk A	Disk B	Disk C
20rpm	Cutting	149Hz	152Hz	-
	Measurement	13.45KHz	13.65KHz	-
40	Cutting	147Hz	147Hz	144Hz
	Measurement	6.60KHz	6.60KHz	6.50KHz
60	Cutting	153Hz	150Hz	148Hz
	Measurement	4.60KHz	4.50KHz	4.45KHz
80	Cutting	164Hz	158Hz	158Hz
	Measurement	3.70KHz	3.55KHz	3.55KHz

変化させても、溝深さ変動の周波数には全く影響しないことを確認した

以上の確認実験結果から、スティックスリップが原因で溝深さ変動が発生していると断定した。式(3.2)から明らかなように、スティックスリップを低減するためには静摩擦係数と動摩擦係数の差を小さくすることが最も効果的であることが分かる。一般にすべり速度を増大すると両摩擦係数の差は小さくなり、ある臨界速度に達するとスティックスリップは消滅し、運動は滑らかになると報告³¹³⁾されている。しかし、加工速度を大きくするとガラス基板面のうねり(厚さ1.2mmのガラス基板には、1回転1周期となる振幅10~20 μ mのうねりが存在する)に起因して工具刃先に作用する衝撃力が増大し、工具損傷が生じやすくなる欠点を有する。実験的に検討したところ、スティックスリップが消滅する臨界速度に達する前に工具損傷が著しく発生し、グループ形成が行えなくなることが分かった。

また式(3.2)からスティックスリップを低減する方法として、工具系のばね定数kを増加する方法が考えられる。工具系のばね系が微小切込み装置のアームに存在すると仮定し、アームの剛性を増加し(断面二次モーメントの増加および材質をアルミ系からステンレスに変更)グループ形成を行ったが、顕著な効果は見られなかった。ばね系が工作物側に存在することも考えられ、まだ、スティックスリップの振動系を十分に特定できていないのが現状である。この点に関しては、今後の課題として取り組む。

以上、現時点では摩擦力変動を直接低減することは困難であることが分かった。そこで、工具刃先とガラス基板との間に摩擦力変動が、工具切り込み方向の力変動として変換されにくくすることを狙いとし、図3.42に示すように、摩擦力の作用線上に工具の回転支点が一致するように微小切込み装置を改良した。このように、微小切込み装置の回転支点の廻りに回転モーメントが発生しないように改善した、図3.42に示す微小切込み装置によりグループ形成を行ったところ、従来装置に比べスティックスリップによる溝深さ変動を小さくすることができた。図3.43(a), (b)にそれぞれ、摩擦力の作用線と回転支点の距離が9mmの場合(従来装置)と、摩擦力の作用線上に回転支点を一致させた場合に形成されたグループ(形成条件は同一)の顕微鏡写真を示す。同図に示すように、摩擦力の作用線上に回転支点を一致させることにより、スティックスリップによる溝深さ変動の影響を低減できることが分かった。

そこで次に、このような溝深さ変動に対する改善策の適用を含め、良好なトラッキング状態を実現するための改善検討を行った。

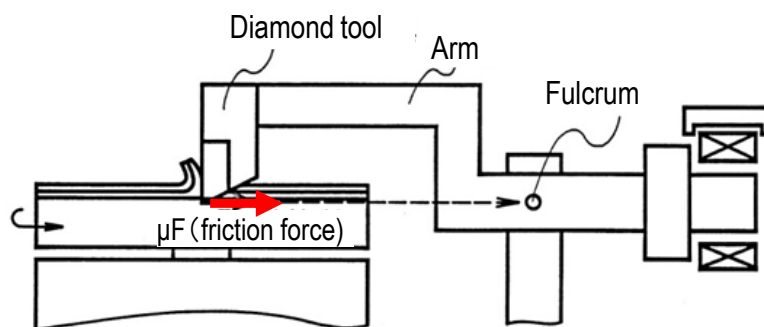
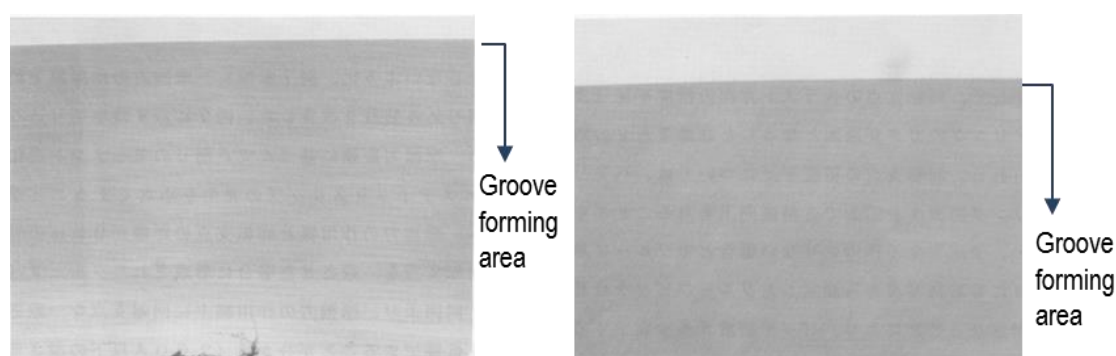


Fig.3.42 Improvement of a cut-in adjustment mechanism (change of arm shape)



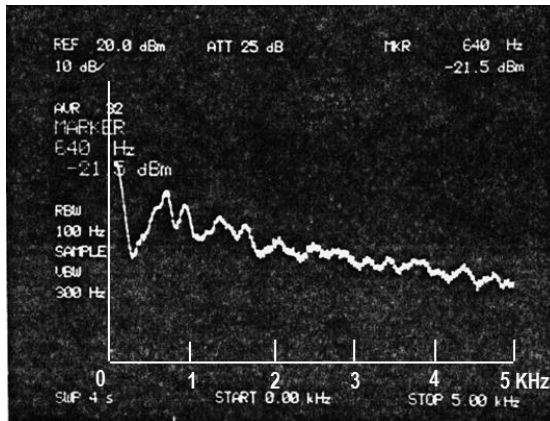
(a) Difference in height of the fulcrum and the line of action of the friction force is 9mm (b) Place the fulcrum on the line of action of the friction force

Fig.3.43 Reduction of stick-slip due to improved arm

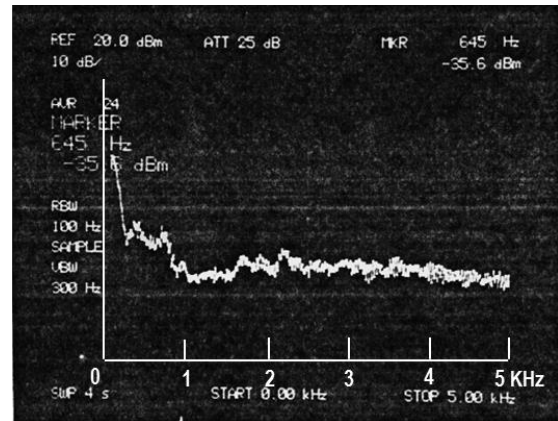
(3)トラッキング特性の改善

トラッキング特性の改善方法としては、ここまで述べてきたように、スティックスリップ自体を抑制して、溝深さ変動の振幅を低減する方法と、溝深さ変動があっても光ヘッドが追従可能なように、測定時の溝深さ変動周波数を光ヘッドが追従できる 1kHz 以下の低周波数側にシフトさせる方法がある。そこで、溝形成時の加工速度を増加し、トラッキング特性を向上できるか、実験的に検討を行った。加工速度を 100, 200, 400, 600rpm に変化させグループ形成を行った。図 3.44(a), (b)にそれぞれ、加工速度 100 および 200rpm で形成したグループのトラックエラー信号(300rpm 再生)の周波数分析結果を示す。同図から、加工速度の増加により、明らかに光ヘッドの追従性が向上していることを確認した。測定回転数 300rpm では、加工速度 200rpm において光ヘッドが十分にグループに追従できているため、加工速度を 200rpm 以上に増加してもトラッキング特性には、ほとんど差が生じなかった。そこで測定回転数を通常の 5 インチディスクの再生速度、1800rpm まで増加し、さらに加工速度の影響について検討した。

図 3.45(a)~(c)にそれぞれ、加工速度 200, 400 および 600rpm にて形成したグループの

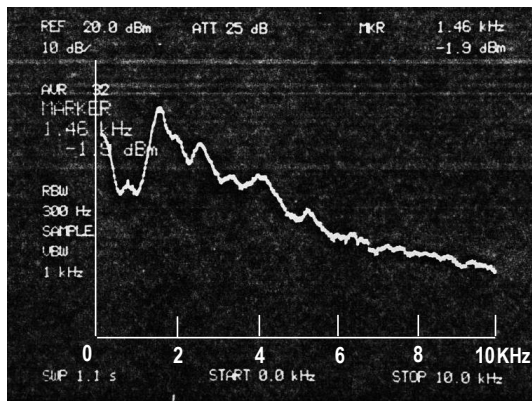


(a) Cutting speed 100rpm

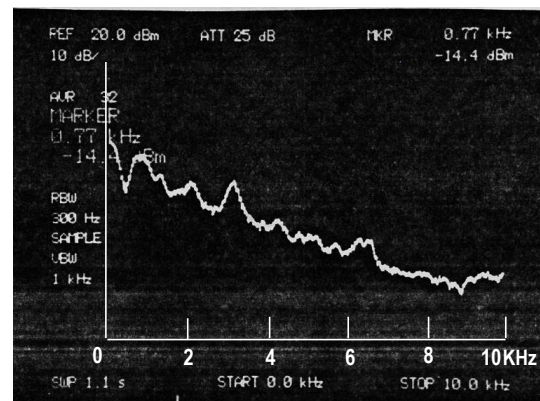


(b) Cutting speed 200rpm

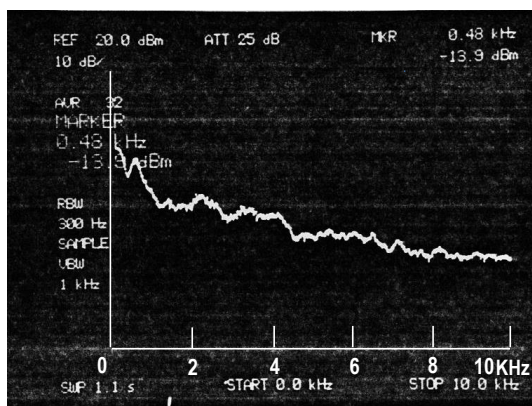
Fig.3.44 Frequency analysis of the tracking error signals
at measurement rotational speed 300 rpm



(a) Cutting speed 200rpm

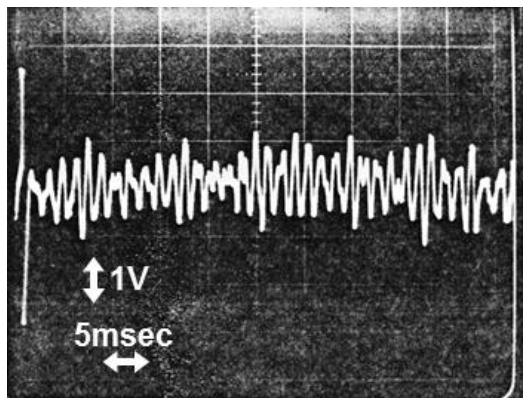


(b) Cutting speed 400rpm

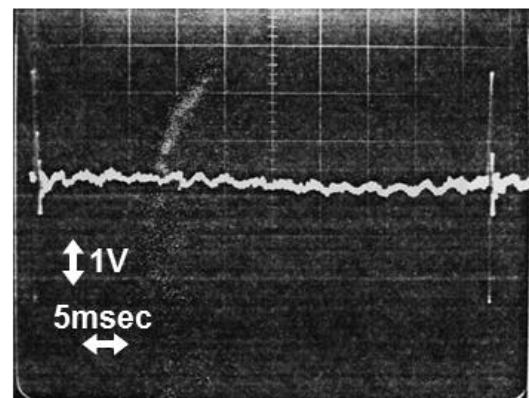


(c) Cutting speed 600rpm

Fig.3.45 Frequency analysis of the tracking error signals
at measurement rotational speed 1800 rpm



(a) Cutting speed 200rpm



(b) Cutting speed 600rpm

Fig.3.46 Improvement of tracking characteristics due to cutting speed increase

トラックエラー信号の周波数分析結果を示す. 図 3.45(a)より, 加工速度 200rpm の場合, 測定回転数を 1800rpm まで増加すると, トラッキング特性が若干不安定(エラー信号のノイズレベルが増加)になることが分かる. 一方, 図 3.45(b), (C)より, 加工速度 400rpm 以上では, 測定回転数 1800rpm においても比較的安定したトラッキング特性が得られることが分かる. 図 3.46(a), (b)はそれぞれ, 加工速度 200rpm および 600rpm において形成したグルーブのトラックエラー信号を示す. 同図より, 加工速度を 600rpm に増加することにより, 明らかにトラッキング特性が向上していることが分かる.

以上のように加工速度を増加することにより, トラッキング特性を向上できることが分かった. ただし加工速度を増加する程, ガラス基板から工具に作用する衝撃力が増加し工具破損が生じ易くなる. 実験的に加工速度の限界を調べたところ, 加工速度を 600rpm から 700rpm に増加する途中で, 工具破損が生じた. 工具刃先の損傷は, 工具刃先がガラス基板に追従する際にガラス基板から受ける衝撃的な反力(ガラス基板の振れや, 表面に存在するうねりに起因した反力と考えられる)によると考えられ, 原盤の板厚を増加するなどによるガラス基板の振れの減少により, さらなる高速加工は可能であると考えられる.

3.6.3 ダイヤモンドカッティング原盤の再生 C/N 特性

(1) 測定条件

加工速度を 300rpm 以上に増加してグルーブ形成を行い, トラッキング特性を改善した原盤を作成し, MO 膜を成膜したダイヤモンドカッティング原盤の再生 C/N を測定した. なお測定は, ナカミチ製 OMS-1000 により行い, 原盤にカバーディスクを取り付け膜面入射で行った. また比較のため PC 基板についても, ダイヤモンドカッティング原盤と同じロットで MO 膜を成膜し, カバーディスクを取り付け膜面入射で再生 C/N の測定を行なった. 主な測定条

Table 3.6 The main measurement conditions of C/N value

Measurement equipment	Nakamichi OMS-1000
Recording/Reproducing speed	5.65m/sec
Record frequency	3.7MHz
Incidnet direction	Record film side incidence
Writing power	9mW
Reproducing power	1mW
C/N measurement	Spectrum analyzer TR-4171 Advantest

件を表 3.6 に示す. 記録パワーを 6mW~10mW に変化させ, 再生 C/N を測定したところ, ダイヤモンドカッティング原盤および PC 基板ともに記録パワー 9mW 時に最も高い C/N が得られることが分かった. そこで以後の測定は全て, 記録パワーを 9mW として行なった.

(2) 測定原盤

被測定原盤の主なグループ形成条件とグループ形状の測定結果を表 3.7 に示す. グループ幅 WL(ランド面と同一高さ位置の溝幅)およびグループ底面における幅 WG(μm), グループ深さ H(μm), グループエッジ部の微小隆起 Burr(μm), およびグループ底面に発生した筋状凹凸 Stripe (μm)の測定は, 電子線表面形態解析装置 ESA-3000 で行なった. ここで, グループ斜面の傾斜角度は, 何れも約 25° 前後であったため, グループ斜面がノイズに与える影響は, 上記の 13 ケのグループではほぼ同一と考えられる. そこで, 以後の解析では, 溝幅はグループの斜面をも含むランド面高さ上での溝幅 WL を用いて考察を行った.

なお, 原盤ごとにグループ深さに若干のバラツキがあるのは, Cu+Au 薄膜の着膜時の膜厚(仕様は, $0.08\pm 0.005\mu\text{m}$)のバラツキに加え, 前項で述べたスティックスリップが影響していると考えられる. スティックスリップによる深さ変動は, 最大で $0.01\mu\text{m}$ 程度と推定される. ここで最適なトラッキング特性を得るためのグループの理論深さは約 $0.07\mu\text{m}$ であるが, 前述したように 2P 法により基板転写を行なうことを想定し, 基板転写時の樹脂の収縮率約 10%を見込んで Cu+Au の膜厚を $0.08\mu\text{m}$ に設定した.

(3) ダイヤモンドカッティング原盤の再生 C/N

表 3.7 に 13 種類のグループおよび PC 基板について, 再生 C/N を測定した結果を示す. ここで表 3.7 の Groove or Land とは, グループ上を測定したか, ランド上を測定したかを示し, N はノイズレベル, C はキャリアレベルを示す.

Table 3.7 C/N measurement results of grooves formed under various conditions

Disk No.	Cutting speed	Groove shape				Groove or Land	C/N(dB)	N(dBm)	C(dBm)
		WL	H	Burr	Stripe				
CN-1	300rpm	0.88μm	72nm	-	-	G	45.9	-61.1	-15.2
						L	46.9	-60.8	-13.7
CN-2	400	1.03	69	-	-	G	46.5	-61.1	-14.6
						L	47.6	-61.3	-13.7
CN-3	500	1.04	77	-	-	G	46.5	-61.8	-15.3
CN-4	400	1.06	80	-	-	G	45.9	-61.4	-15.5
						L	45.6	60.6	-15.0
CN-5	400	1.10	73	-	-	G	47.1	-61.5	-14.4
						L	46.0	-61.0	-15.0
CN-6	500	1.22	70	-	-	G	46.1	-61.5	-15.4
						L	46.1	-60.9	-14.8
CN-7	400	1.24	66	-	-	G	48.3	-61.7	13.4
						L	48.1	-61.7	-13.6
CN-8	300	0.84	76	35nm	-	G	42.2	-59.4	-17.2
						L	44.2	-59.4	-15.2
CN-9	400	1.05	92	-	10nm	G	44.8	-61.0	-16.2
						L	44.7	-60.4	-15.7
CN-10	300	0.99	80	25nm	-	G	42.5	-58.2	-15.7
CN-11	400	1.00	75	25nm	-	G	44.7	-60.5	-15.8
CN-12	400	1.05	77	30nm	-	G	44.8	-60.4	-15.6
						L	41.5	-57.3	-15.6
CN-13	300	1.14	66	-	8nm	G	46.7	-62.3	-15.6
						L	45.7	-61.5	-15.8
PC _{substrate}	—	1.20	95	-	-	L	47.9	-61.4	-13.5

Rake angle : -1.0deg

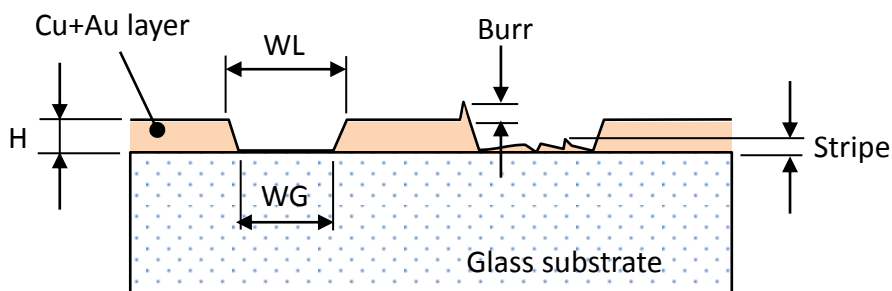


表 3.7 より, 再生 C/N, ノイズレベルおよびキャリアレベルは, グループ幅と密接な関係があることが分かる. 図 3.47(a)~(f)に, それぞれ CN-1,3,4,6,7 および PC 基板のグループの SEM 観察写真, およびグループ・プロファイルを示す. 図 3.48(a)~(c)にはバリおよび Stripe の発生が無い CN-1~7 の 7 種類の Disk に関し, それぞれグループ幅と再生 C/N の関係, グループ幅とノイズレベルの関係, およびグループ幅とキャリアレベルの関係を示す.

<グループ面の再生 C/N>

図 3.47(a)～(e)に示すように、CN-1～7 Disk は溝幅は異なるが、バリも Stripe 状の欠陥も発生しておらず、良好なグループが形成できていることが分かる。ここで、CN-1～7 の溝幅は、それぞれ 0.88 μm , 1.03 μm , 1.04 μm , 1.06 μm , 1.10 μm , 1.22 μm , 1.24 μm である。但し、図 3.47(c)に示す CN-4 Disk では、溝深さにレンジで 10nm 程度の変動が生じていることが分かる。また図 3.47(d)に示すように CN-6 Disk では、グループ斜面に数 nm～10nm オーダの微小な段差が発生していることが分かった。図 3.47(f)には、参考として現行の PC 基板のグループ・プロファイルを示すが、CN1,2,3,5Disk は PC 基板と同等の表面性状を有することが分かる。以下、グループ幅が再生 C/N に及ぼす影響、グループ斜面の極わずかな微小段差および溝深さの変動が再生 C/N に及ぼす影響について検討した。

図 3.48(a)に示すように、グループ斜面に段差が発生した CN-4、および溝深さ変動が生じた CN-6 では、再生 C/N が悪化することが分かった。この 2 つの Disk を除くと、再生 C/N はグループ幅にほぼ比例して向上(最大で約 2.5dB の差)することが分かった。またグループ幅を 1.2 μm 以上とすることにより、PC 基板と同等の再生 C/N を達成できることを確認した。このようなグループ幅依存性は、岡崎らによる結果³¹⁴⁾と一致する。以下、グループ幅の再生 C/N への影響、および CN-4,6 Disk の再生 C/N 悪化の原因について考察を行った。

図 3.48(b),(c)に示すように、ノイズレベルはグループ幅の増加に伴い、極く僅かだが減少し、キャリアレベルは反対に増加する傾向があることが分かる。キャリアレベルの増加は、溝幅の増加により、反射光量が増加したためと考えられる。ノイズレベルの減少は、グループ斜面の表面あらさの影響度合いが、グループ幅により変化するためと考えられる。図 3.38 に示したように、溝斜面の表面あらさ(20nmRmax のレベル)は、グループ面の表面粗あらさ(10nmRmax 以下)に比べ若干悪化する。再生レーザの光強度はガウシアン分布を有するため、グループ幅の増加によりグループ斜面の表面あらさの影響が軽減され、ノイズレベルが減少したものと考えられる。

溝斜面に段差が発生した CN-6 では、図 3.48(b),(c)に示すようにノイズレベルの増加は見られないが、キャリアレベルが低下していることが分かる。ノイズレベルに変化が生じなかったことから、微小な段差はグループ長手方向に均一に発生していると推察される。一方で、10nm レベルの僅かな段差が斜面に発生することにより反射光量が減少し、キャリアレベルが著しく減少することが明らかになった。また、10nm オーダの溝深さ変動が生じた CN-4 も同様に、ノイズレベルは変化せず、キャリアレベルが悪化することが分かった。記録再生信号は μm レベルのピット長で記録されるのに対し、溝深さ変動は 10 μm 以上の長周期で変動が発生(Rmax の周期から推定)しているため、ノイズレベルには影響しなかったものと推定される。一方、キャリアレベルが著しく低下したことから、10nm レベルの僅かな溝深さ変動が反射光

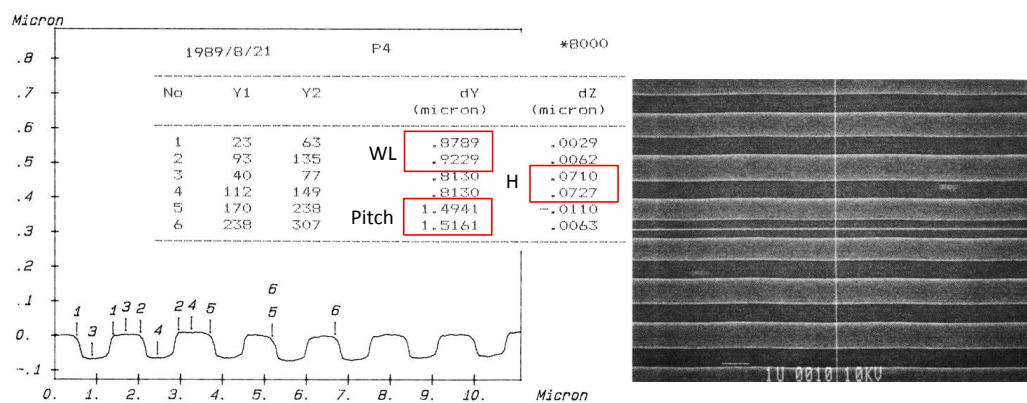


Fig.3.47(a) Groove profile and SEM photograph of CN-1 Disk

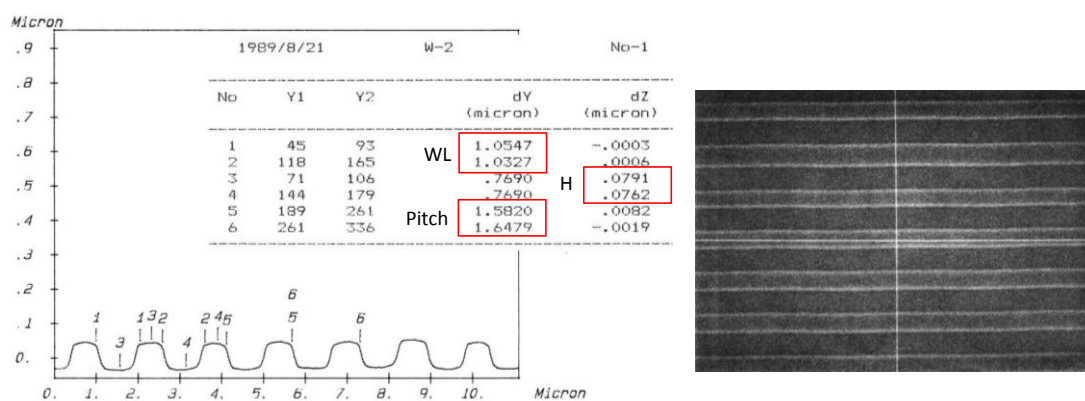


Fig.3.47(b) Groove profile and SEM photograph of CN-3 Disk

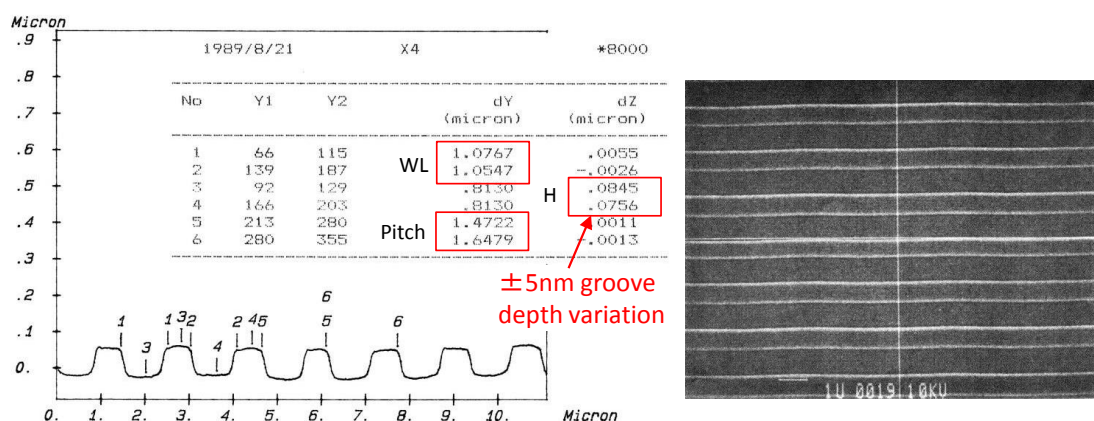


Fig.3.47(c) Groove profile and SEM photograph of CN-4 Disk

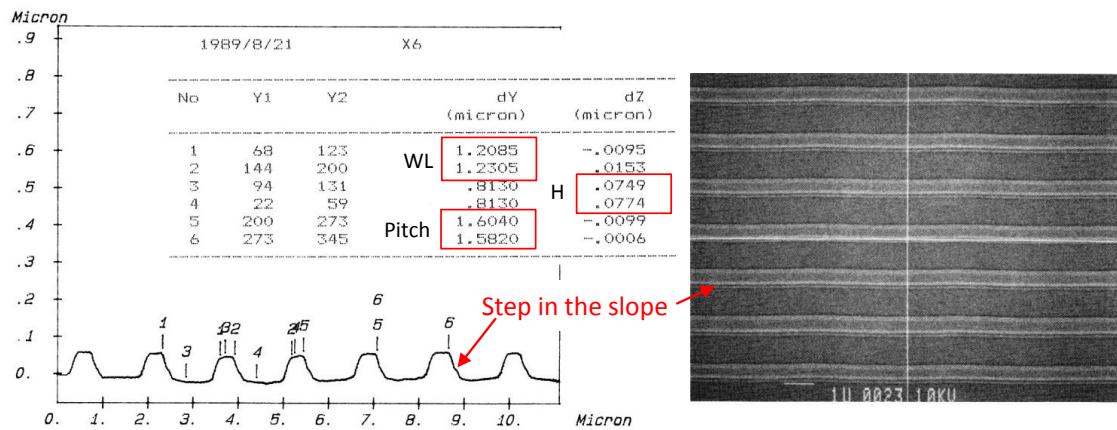


Fig.3.47(d) Groove profile and SEM photograph of CN-6 Disk

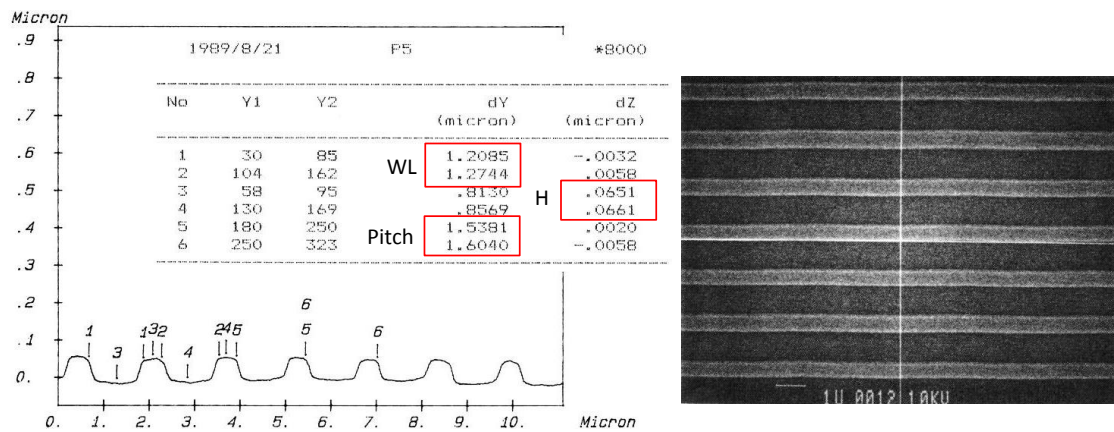


Fig.3.47(e) Groove profile and SEM photograph of CN-10 Disk

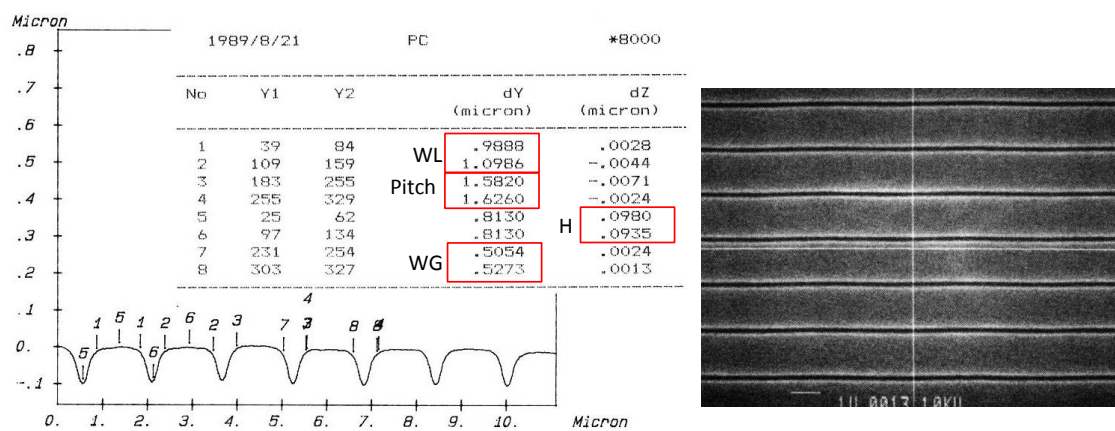
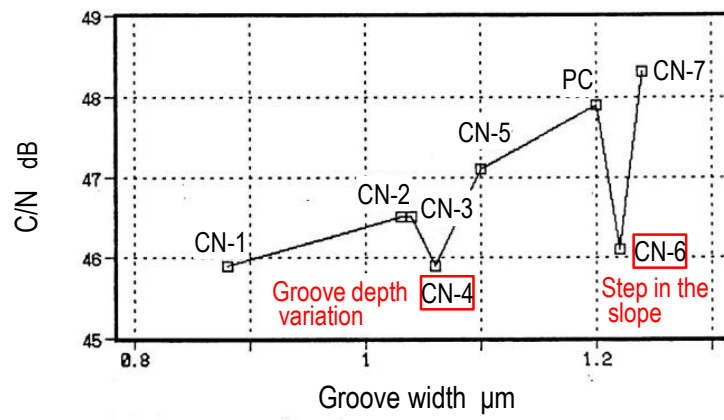
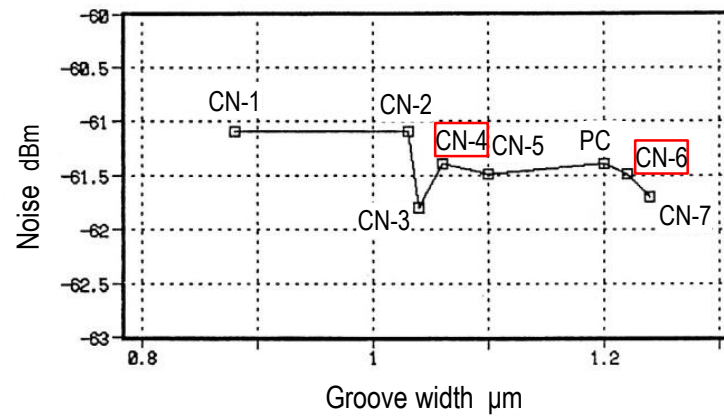


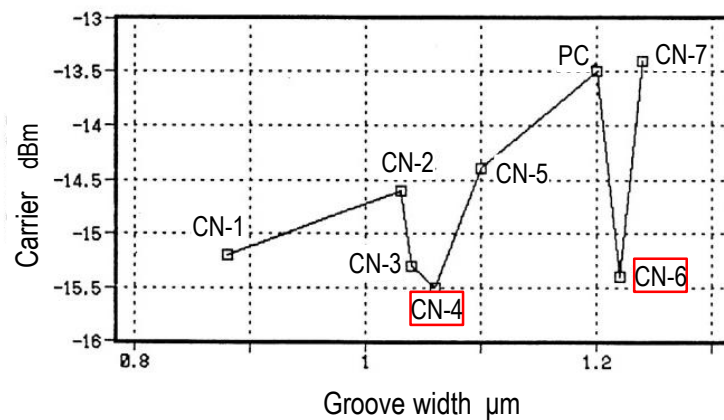
Fig.3.47(f) Groove profile and SEM photograph of PC Disk



(a) C/N value



(b) Noise level



(c) Carrier level

Fig.3.48 Relationship of C/N value and groove width

量に影響する(形状変化を検知できる)ことが分かった。これらのことは、良好な記録再生特性を確認できたグループは、バリ、Stripe、溝斜面の段差、および溝深さ変動は発生しておらず、5 インチディスク全面に亘り均一なグループが形成されたことを示唆するものと考えられる。

<ランド面の再生 C/N>

図 3.49(a)～(c)にそれぞれ、ランド幅と再生 C/N、ランド幅とノイズレベルおよびキャリアレベルの関係を示す。ランド幅と再生 C/N、ランド幅とノイズレベルおよびキャリアレベルの間には、グループ部に見られたような明確な相関は見られなかった。ランド部でグループ部に見られたような、ランド幅依存性が見られなかったのは、ピッチ精度不足が原因していると考えられる。図 3.49 に示したランド幅は、ピッチは $P=1.6\mu\text{m}$ で一定とし、ランド幅 = $(1.6\mu\text{m})-(\text{グループ幅})$ として求めた。ところが実際には、グループピッチには $\pm 0.2\mu\text{m}$ 程度の変動が発生していることが分かった。グループ幅は工具刃幅により決まるため常に一定のため、ピッチ変動が生じるとランド幅に変化が生じる。したがって単純に上式から算出したランド幅と実際に測定したランド部の幅には、最大で $0.4\mu\text{m}$ の差が生じる可能性がある。このようなピッチ精度不足が原因で、単純計算により求めたランド幅と再生 C/N の間に明確な相関が見られなかったものと考えられる。

しかし図 3.49 から、ランド部の最良の再生 C/N(ランド幅が十分に広い部分は 48dB を実現)は、グループ部の最良の再生 C/N と同等であり、しかも 3.6.1 項で述べたようにグループ部とランド部の面粗度は同等の良好な表面性状を有することから、グループ幅とランド幅が等しい場合には、同等の再生 C/N が達成できると考えられる。

(4) 微小隆起が再生 C/N に及ぼす影響

図 3.50(a)～(c)には、グループエッジ部に微小隆起あるいは底面に筋状の欠陥が発生した CN-8～13 の 6 種類の Disk に関する、グループ幅とグループの再生 C/N の関係、グループ幅とノイズレベルおよびキャリアレベルとの関係を示す。図 3.51(a)は、溝底面に筋状の欠陥が発生した CN-9 グループの SEM 写真およびプロファイルを、図 3.51(b)には溝エッジ部に微小隆起が発生した CN-12 グループの SEM 写真およびプロファイルを示す。

図 3.50 から、微小隆起や筋状欠陥が発生したグループにおいても、図 3.47 に示したようにグループ幅の増加により再生 C/N が向上する傾向が見られる。図 3.50(a)に示す微小隆起や筋状欠陥が発生したグループの再生 C/N を、図 3.47(a)に示した良好な形状のグループと比較すると、25～35nm 高さの微小隆起の発生により再生 C/N は 2～4dB 程度悪化することが分かる。またグループ CN-9,13 に見られるように、僅か 8～10nm 高さの溝底面の筋状欠陥の発生により、再生 C/N は 1dB 程度悪化することが分かる。図 3.50(b), (c)より、再生

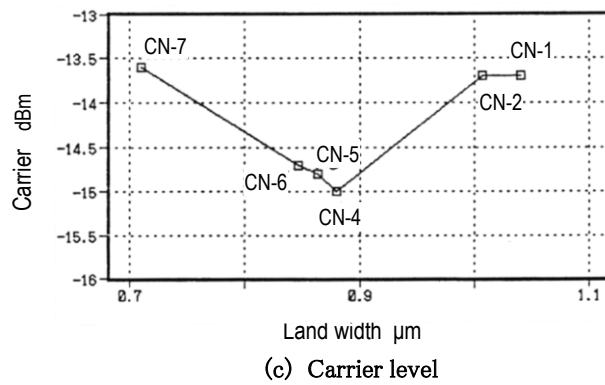
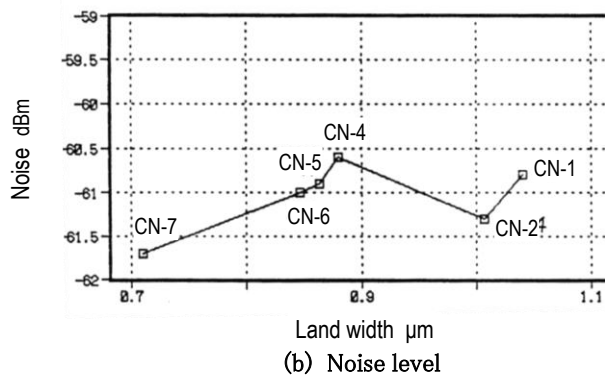
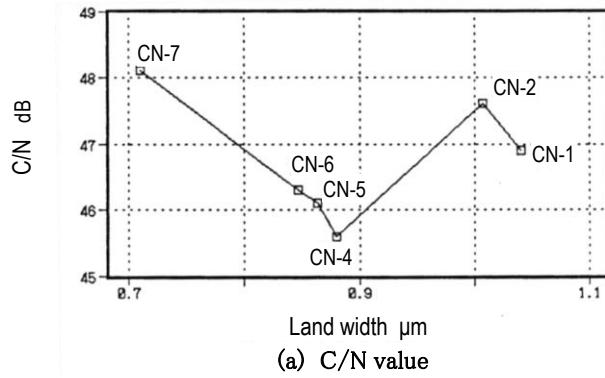


Fig.3.49 Land width vs. C/N value

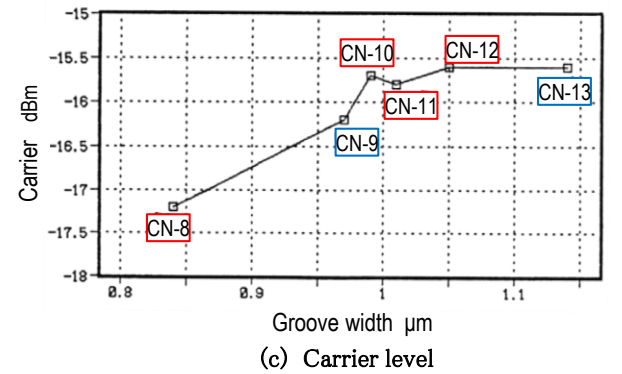
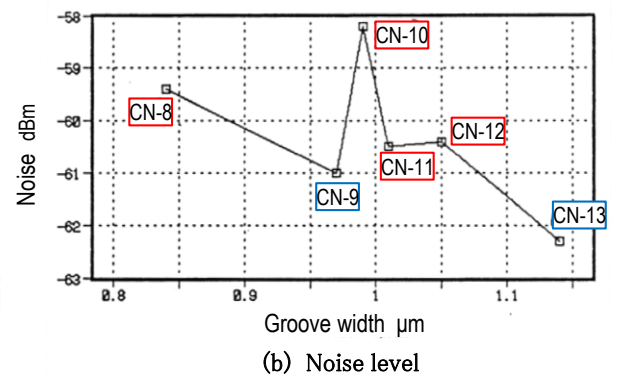
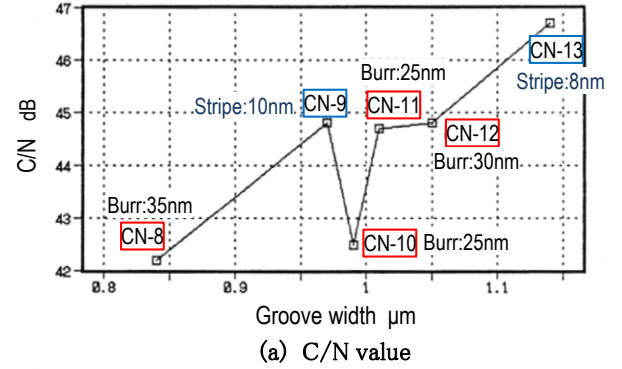


Fig.3.50 Groove width vs. C/N value

Groove with burr in the edge (CN-8,11,12,13) and groove with the irregularity of the stripes in the groove bottom (CN-9,13)

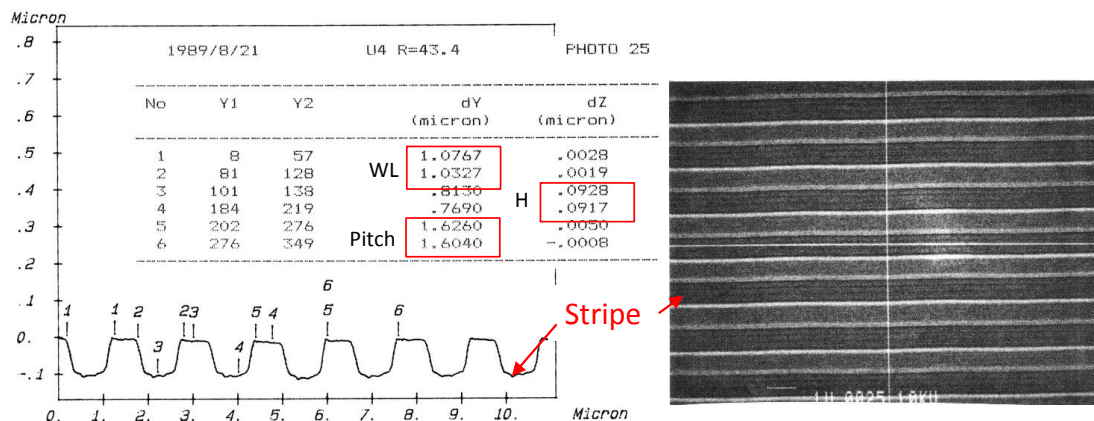


Fig.3.51(a) Groove profile and SEM photograph of CN-9 disk, burr occurs in the groove edge

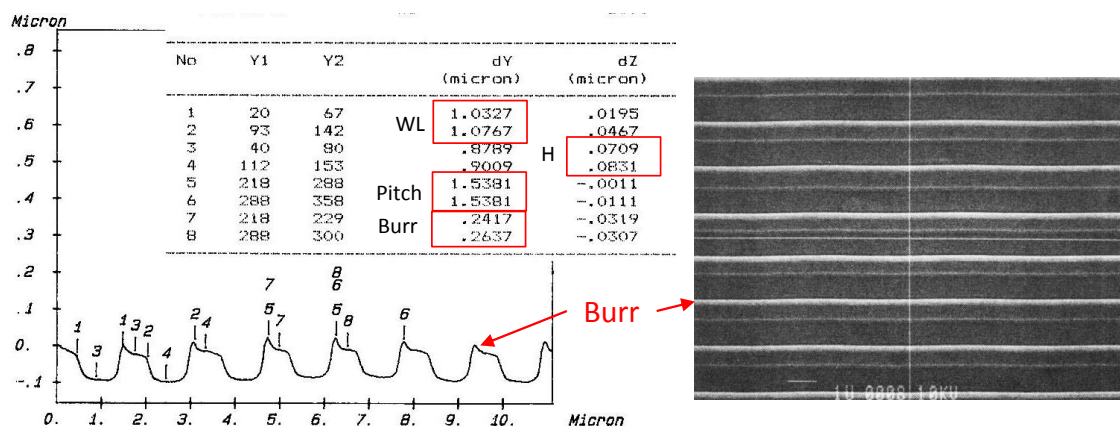


Fig.3.51(b) Groove profile and SEM photograph of CN-12 disk, unevenness of stripes occurs in the groove bottom

C/N の悪化原因は、反射光量減少によるキャリアレベルの低下(約 2dBm)とともに、溝形状の不均一な変動によるノイズレベルの増加にあることが分かる。特に CN-8 や CN-10 では、グループ長手方向にバリ形状が変化し、ノイズレベルが悪化したものと推察される。良好な再生 C/N の実現のためには、微小隆起や溝底面の筋状欠陥の発生防止が必須であり、工具刃先の損耗抑制(刃先丸み抑制)が極めて重要であることを確認した。また同時に、再生 C/N の測定により、数 nm オーダのバリや筋欠陥の検出が可能であり、グループ長手方向の溝形状の均一性評価手法として、再生 C/N の測定が有効であることを確認した。

3.6.4 再生 C/N 向上に向けたピッチ精度の改善

(1) ピッチ精度不足の原因

現状のダイヤモンドカッティング原盤のピッチ精度は $\pm 0.2\mu\text{m}$ であり、トラッキング特性の改善とともに、ランド面の再生 C/N 改善の観点からもピッチ精度向上は重大課題の一つとなる。ピッチ精度に影響する因子としては、ディスクを回転するスピンドルの回転精度、ダイヤモンドエ具に送りを与えるエアースライダの送り精度、および微小切込み装置部の精度が考えられるが、スピンドルおよびエアースライダー等の駆動精度の影響は少なくとも 10nm オーダ以下であり、図 3.52 に示すように微小切り込み装置部のアーム回転支軸のアキシャル方向のガタに起因するアームの水平面内での剛性不足が、ピッチ変動の原因であることが分かった。

(2) ピッチ精度改善策の検討

アーム回転支軸のガタが原因であれば、幾何学的にアーム長が長く成る程ピッチ精度は悪化する。そこでアーム長を短くした微小切込み装置を試作し、ピッチ精度の向上を計れるかどうか検討した。なお微小切込み装置のアームは、 $\phi 8"$ 原盤の加工が可能なように約 160mm のアーム長を採用していた。今回作成した微小切込み装置では、図 3.53 に示すようにアーム長を 50mm まで縮め、アームを上方から吊ることにより $\phi 8"$ 原盤加工が可能な構成とした。

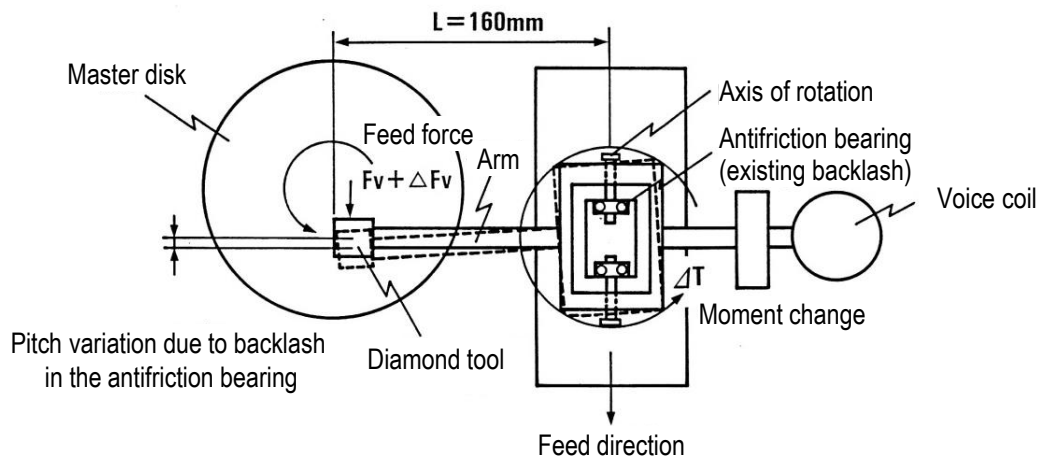


Fig.3.52 Pitch variations due to backlash in the antifriction bearing

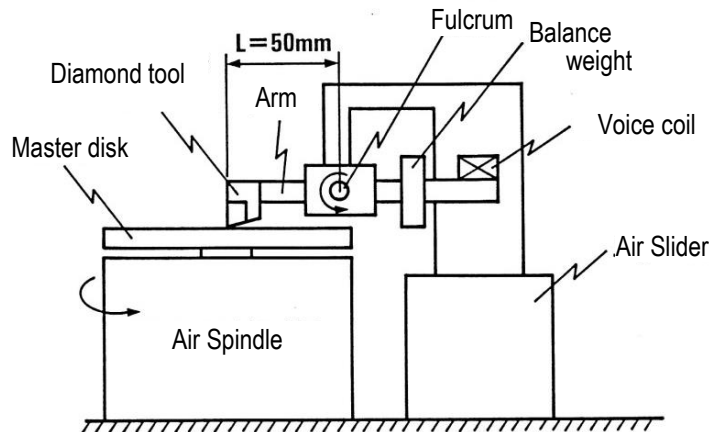


Fig.3.53 Diamond cutting apparatus having short arm length for improving groove pitch accuracy

(3) 改善後のピッチ精度の測定結果

ピッチ精度の測定は、ESA-3000 を用いて行った。図 3.54(a), (b)にそれぞれ、従来のアームを用いて形成したグルーブ、およびアーム長を短くした微小切込み装置を用いて形成したグルーブのピッチ精度の測定結果を示す。同図から、アーム長を短くすることにより、ピッチ精度を著しく向上できることが分かる。なお長さ 50mm のアームでは、ピッチ精度の比較のみを目的としたため、刃幅が約 $2\mu\text{m}$ の再研磨工具を用いてピッチ $2.7\mu\text{m}$ でグルーブ形成を行った。ここで、従来アーム(160mm)によるグルーブはピッチ $1.6\mu\text{m}$ で形成した。

図 3.54 から、従来アームで形成したグルーブのピッチは、連続した 9トラックで $1.37\sim 1.79\mu\text{m}$ であり、ピッチムラが $0.42\mu\text{m}$ も発生している。これに対し、長さ 50mm のアームで形成したグルーブでは、連続した 9トラックでピッチは $2.69\mu\text{m}\sim 2.75\mu\text{m}$ であり、ピッチムラはレンジで僅かに $0.06\mu\text{m}$ とピッチ精度を著しく向上することができた。アーム支点のガタに起因するピッチムラは、幾何学的にアーム長と比例関係となる筈である。しかし今回の測定結果から、アーム長を約 1/3 に減少しただけで、ピッチ精度は約 7 倍向上(幾何学的には約 3 倍の向上が狙い)した。ピッチ変動は図 3.52 に示すように、工具に作用する切削抵抗の工具送り方向成分 F_v の変動により生じる。この F_v の変動量が一定の場合、アーム長が短い程支点に作用する水平面内のモーメントの変動 ΔT も減少する。したがってアーム長を短くすることで、幾何学的なアームずれ量の減少とともに、支点回りのモーメント ΔT の変動量を減少でき、相乗効果により著しいピッチ精度の向上が可能となったものと考えられる。

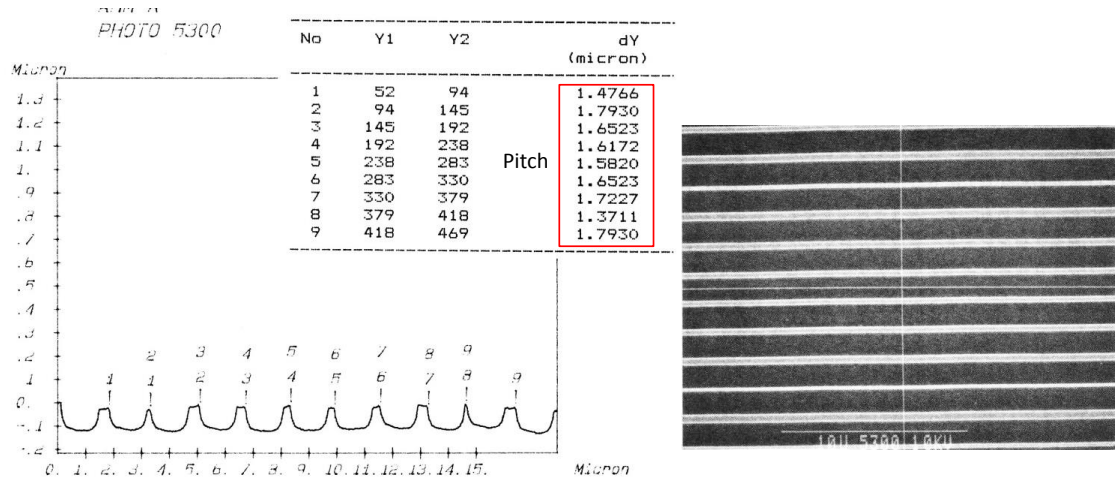


Fig.3.54(a) Groove pitch accuracy using 160mm length long arm

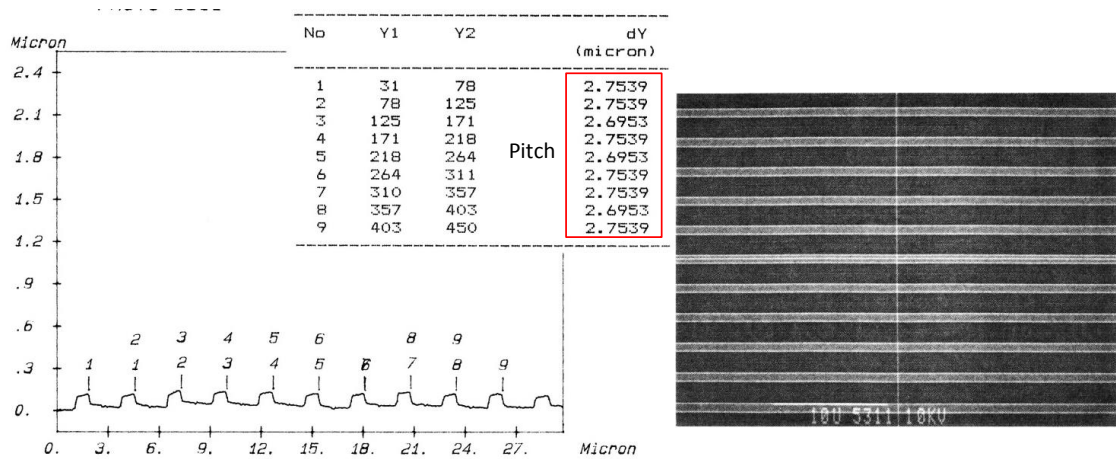
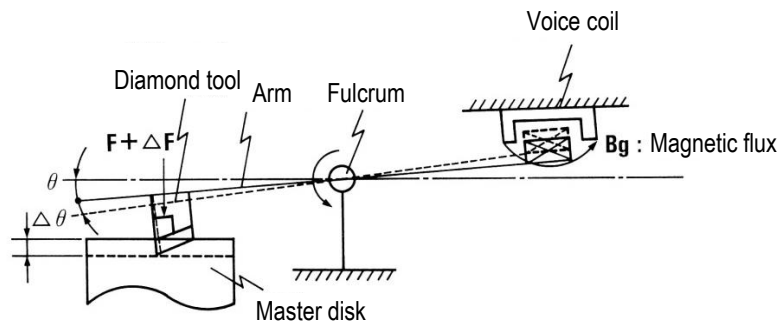


Fig.3.54(b) Groove pitch accuracy using 50mm length short arm

(4) ピッチ変動と荷重変動抑制の両立

しかし単純にアーム長を短くすると、加工中の垂直荷重 F の変動が大きくなる課題が生じた。ここで図 3.55 に示すように加工中、アームが水平面からなす角度を θ とする。原盤表面には数 μm ～数十 μm の微小"うねり"が存在し、加工中角度 θ に変動が生じる。またスティックスリップの発生によっても、角度 θ の変動が生じる。角度 θ の変動が生じると、ボイスコイル内のコイルを貫く磁束の状態に変化が生じ、コイル電流 i を一定にしても垂直荷重 F に変化が生じる。角度 θ の変動は幾何学的にアーム長が短くなる程大きくなり、垂直荷重の変動量も大きくなる。従来の 160mm 長のアームと 50mm 長のアームについて、上述の原因に起因する垂直荷重 F の変動量を実験的に比較した。



Change of the cutting edge position due to waviness of the workpiece
or stick-slip between a diamond tool and the workpiece surface
⇒ change in $\angle\theta$
⇒ Change in the magnetic flux passing through the coil
⇒ Change in the vertical load ΔF

Fig.3.55 Variations in vertical load due to the waviness of the glass substrate and stick-slip

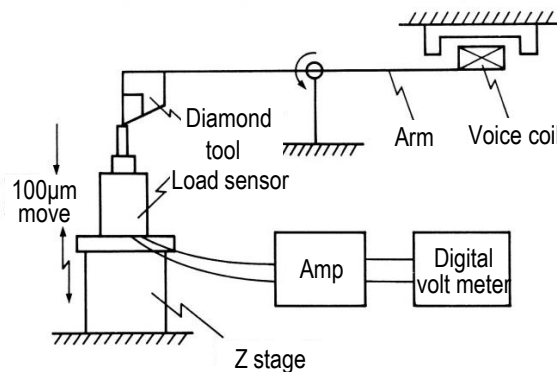


Fig.3.56 Method of measuring the vertical load change due to variations in cutting edge height position

図 3.56 に示すように、ロードセル上にダイヤモンドエ具を垂直荷重 $F=9.8\text{mN}$ で押し当てながら、ロードセルを Z ステージにより $100\mu\text{m}$ 下方に移動し、垂直荷重の変化を測定した。その結果、従来の 160mm 長のアームでは垂直荷重が 9.2mN と 0.588mN 減少した。一方、 50mm 長のアームでは垂直荷重が半減し、 4.9mN と著しく減少した。以上から、アーム長を短くすると、加工中の垂直荷重に大きな変化が生じ、溝深さ精度に大きく影響を及ぼすことが分かる。溝深さ精度を低下することなくピッチ精度の向上を図るためには、極カアーム長を長くし、しかもアーム支点部のアキシャル方向の剛性を増加することが重要となる。

支点を従来のころがり軸受から、高剛性かつ高精度である空気軸受や油圧軸受、あるいは磁気軸受に変更することにより、深さ精度を低下することなくピッチ精度の向上($\pm 0.05\mu\text{m}$ 以

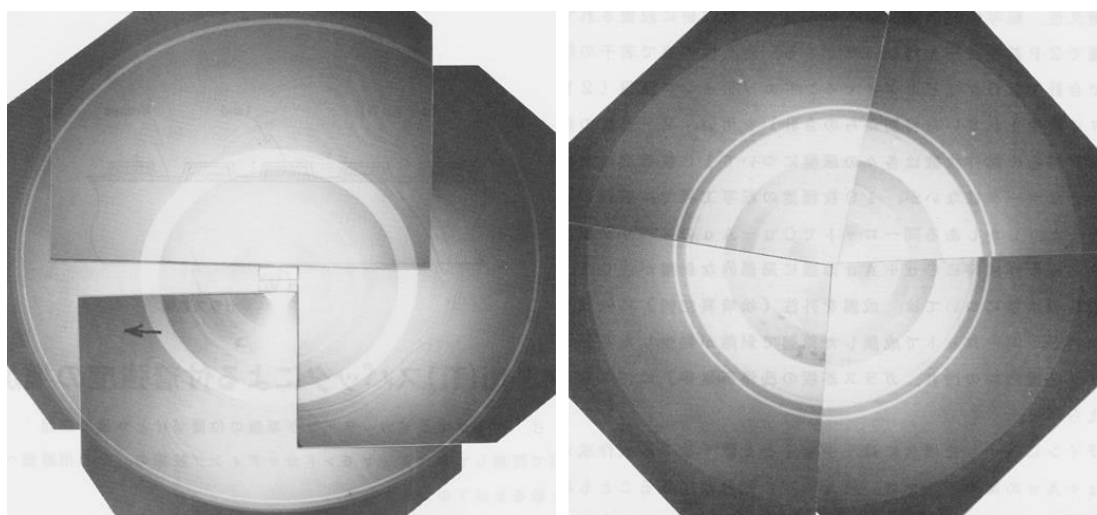
下)を達成できると考えられる. この点に関しては, 今後の課題である.

3.6.5 2P 用光ディスク原盤への適用検討

ダイヤモンドカットting法を 2P 用原盤加工に適用した場合の大きな特徴の一つとして, 原盤の高平坦性, すなわち作成した 2P 基板の高平坦性がある. ダイヤモンドカットting原盤を用い $\phi 5$ インチサイズの 2P 基板(ガラス基板)を試作し, その平坦性をシャドーグラフ像により評価した. 図 3.57 にダイヤモンドカットting原盤を用いて作成した $\phi 8$ インチサイズの 2P 基板, および通常のレーザカットting法により製作した Ni スタンパ(ダイセル製の原盤)を用いて作成した 2P 基板のシャドーグラフ像を示す.

図 3.57(b)に示すダイヤモンドカットting原盤を用いた 2P 基板のグルーブ領域のシャドーグラフ像では, 2~3 の気泡の存在が見られるものの, 表面歪みや流紋状の模様や対角線状に伸びる筋ムラは観察されず, 極めて平坦性に優れた面に仕上げられていることが分かる. 一方, 図 3.57(a)に示す, 従来のレーザカットtingにより作製した Ni スタンパを用いて作成した 2P 基板では, 流紋状の模様や対角線状に伸びる筋ムラが観察され, 平坦性がダイヤモンドカットting原盤を用いた 2P 基板に比べ明らかに劣ることが分かる.

以上のように, ダイヤモンドカットting原盤の 2P 基板作製用のスタンパとしての適性を確認できた.



(a) Conventional laser cutting master

(b) Newly developed diamond cutting master

Fig.3.57 Shadowgraph images of the 5 inch size 2P disks

3.7 定圧切込み法による 10nm オーダ深さの微細溝切削加工のまとめ

本章では、従来、半導体微細加工技術により行われていた 10nm オーダ深さの微細溝加工を、単結晶ダイヤモンド工具を用いた微細溝切削加工で置き換えることを狙いとし、定圧切削加工法による新規の微細溝切削加工法の検討を行い、以下のような結果を得た。

- (1) 研摩したガラス基板上に形成した金属薄膜上に、一定の垂直荷重でダイヤモンド工具を押圧しながら工具を移動し、ガラス基板を溝深さを決定するストッパー層として用いることにより、金属薄膜の膜厚に等しい深さの微細溝を形成する、新規の定圧切削加工方法“膜厚制御切削法”を提案した。同加工方法では、切込み量のフィードバック制御や環境温度の制御や建屋の基礎からといった大掛かりな防振工事は一切不要であり、オープンループ制御の極めて単純なプロセスで、10nm オーダ深さの微細溝を $\pm 10\text{nm}$ 以下の精度で実現できることを示した。
- (2) 単純な定圧切削加工方法では、材料物性の均質性、等方性に優れるスパッタ膜を被削材として用いても、工具と被削材間の摩擦変動等に起因する切削抵抗の背分力変動が生じるため、サブ μm オーダ以下の深さの高精度な微細溝加工は困難であることを明らかにした。
- (3) 膜厚制御切削法の加工メカニズムを明らかにした。微細溝加工中、工具刃先はガラス基板と弾性的に接触し、工具刃先前方に切り屑の生成ポイントが形成され溝形成が行われる。溝底面は、切り屑生成点における切削作用と工具逃げ面によるバニシング作用により形成され、溝側面は工具の横切刃稜による切削作用で形成されることを示した。
- (4) ストッパー層と被削材層の 2 層構造の工作物であれば、提案した膜厚制御切削法を広く適用できることを示した。
- (5) 膜厚制御切削法では、工具刃先に生じる微小チップングが課題として抽出されたが、工具刃先に作用する応力を著しく減少できる新形状のダイヤモンド工具および加工方法を新たに開発し、長距離にわたり高精度な微細溝加工が可能であることを示した。
- (6) 開発した膜厚制御切削法を 10nm オーダ深さの微細溝形成が要求される光ディスク原盤のプリグループ加工に適用し、トラッキング特性、再生 C/N 特性、および 2P 基板作製のスタンパ適性の観点から評価を行い、実用化可能なことを実験実証した。但し、記録再生特性は、レーザーカッティング原盤と同等であり、記録再生特性に関しては明確な優位性を得るまでには至らなかった。
- (7) 形成した溝の詳細な形状評価を電子線表面形態解析装置、および光学特性(トラッキング特性と C/N 特性)により行った。表面性状の測定結果から、良好に形成されたグループ底面の

表面あらさは、ガラス基板上に形成した Cu+Au スパッタ膜の表面あらさと同等の $R_{max} \leq 10\text{nm}$ に仕上げられていることを確認した。光学特性の測定結果から、溝エッジ部には少なくとも 10nm を越えるような微小隆起(かえり)は、発生していないことを確認した。ここで、溝エッジ部に発生した 8nm といったオーダの微小隆起は、 1dB の C/N 値の悪化として検出できることを示した。トラッキング特性および C/N 特性評価から、全長 5km にわたり、ほぼ均一形状の溝が形成されていることを確認した。

- (8)膜厚制御切削法では、ダイヤモンド工具と被加工材(ガラス基板)との間のスティックスリップにより、加工時に約 150Hz の周波数で $\pm 5 \sim 10\text{nm}$ 程度の深さ変動が発生することが明らかになった。加工速度の増加により、所望のトラッキング特性を実現できたが、スティックスリップの発生メカニズムはまだ十分に解明できていない。この点は、今後の検討課題である。
- (9)現行の梃の原理を利用した定圧切込み装置は、支点部に、ころがり軸受けを用いており、軸受けの遊びに起因したアームの振れが発生、ピッチ精度に $\pm 0.2\mu\text{m}$ 程度の変動が発生している。今後、支点部にエアースピンドルや磁気軸受等を適用した定圧切込み装置を開発し、ピッチ精度を大幅に改善する必要がある。この点は、今後の検討課題である。
- (10)膜厚制御切削法を実現する微細溝加工装置の構成要素のうち高額部品は、エアースピンドル、エアースライダー、防振台の 3 点だけであり、数百万円のオーダの初期投資で、 10nm オーダ深さの微細溝形成を実現できることを実験実証した。また、特別な副資材等も必要がないため、運用コストは殆どかからないことを確認した。
- (11) 5 インチディスクの加工時間は、 5 インチディスクの半径 $17.5\text{mm} \sim 59\text{mm}$ の領域にピッチ $1.6\mu\text{m}$ でスパイラル状に溝加工(約 $26,000$ 本)を行った場合、回転速度 600rpm では約 44 分、回転速度 400rpm では 65 分で加工が完了する。ダイヤモンド工具の研磨工程を含めても 1 時間 ~ 1.5 時間程度で光ディスク原盤のプルグループ加工を実現できることを確認した。
- (12)ダイヤモンドカッティング原盤を 2P 基板用のスタンパとして適用可能なことを確認した。

以上のように、提案する膜厚制御切削法は、 10nm オーダの微細加工のポテンシャルとともに、多品種少量加工への適性に優れた微細溝加工方法であり、半導体微細加工技術を代替できることを実験実証できた。また、これにより本加工方法は、図 1.6 に示す第一象限にマッピングされる加工技術であることを検証できた。

第 4 章 ピエゾ駆動システムによる 100 μ m 領域へのマイクロプレス加工

4.1 はじめに

プレス加工(変形加工)は、工具を押圧するだけの極めて単純なプロセスで、数十 μ m から数百 μ m オーダの微細加工を μ m オーダの高精度で実現できる、半導体微細加工技術にはない、機械的加工手段の特長的な加工方法の一つである。高い生産性と加工安定性を誇ることから、その適用分野が今後一層広がることが期待されている。

プレスによる微細加工では、せん断、曲げ、圧縮、絞り、およびこれらのプレス加工法の組合せにより、複雑形状を有する電子部品、MEMS 用部品、メカトロ機構用部品の微細加工⁴⁰¹⁾⁻⁴⁰³⁾が高精度かつ安価に実現されている。穴あけ加工の例では、インクジェットプリンタのノズル加工等、直径 10 μ m~数十 μ m オーダの微細加工^{140),404)}が実現されている。ただし、これらの微細プレス加工の報告では、被加工材として平板状の材料に限られており、任意の 3 次元形状を有する被加工材(部品あるいは半完成部品)への局所的な微細加工が実現できれば、プレス加工の応用範囲が大きく広がると考えられる。

そこで本章では、平板状の被加工材料に限らず、任意形状の被加工材に対し、局所的に数十 μ m オーダサイズのプレス加工を実現することを狙いとしたマイクロプレス加工技術の開発⁴⁰⁵⁾を行った。開発したマイクロプレス加工法を、半導体のベアチップ実装法の一つである TAB(Tape Automated Bonding)実装のインナーリード接続用のバンパ形成に適用し、従来、厚膜プロセスによる半導体微細加工技術以外に実現手段がなかった TAB インナーリード接続用のバンパ形成を、提案する新規のプレス加工で置き換えることの可能性を検討した。

4.2. マイクロプレスバンパ形成方法の概要

本研究で提案するマイクロプレス加工法(以後、MP 法)では、ポンチとダイスのセットを加工点に逐次移動し、加工点近傍の微小領域のみを局所的にプレス加工する。被加工材全体ではなく、局部へのプレス加工のため、任意の 3 次元形状を有する被加工材の所望部位に、微細加工を行うことができる。

このような MP 法を適用した TAB インナーリード先端へのバンパ形成の概要を図 4.1 に、インナーリードの外形寸法を図 4.2 に示す。図 4.1 に示すように、1 組のポンチとダイスをインナーリード先端位置に位置決めし、インナーリード先端の約 100 μ m $\times$ 100 μ m の微小領域をプレス加工することにより、全インナーリードの先端に直径 70 μ m、高さ 26 μ m

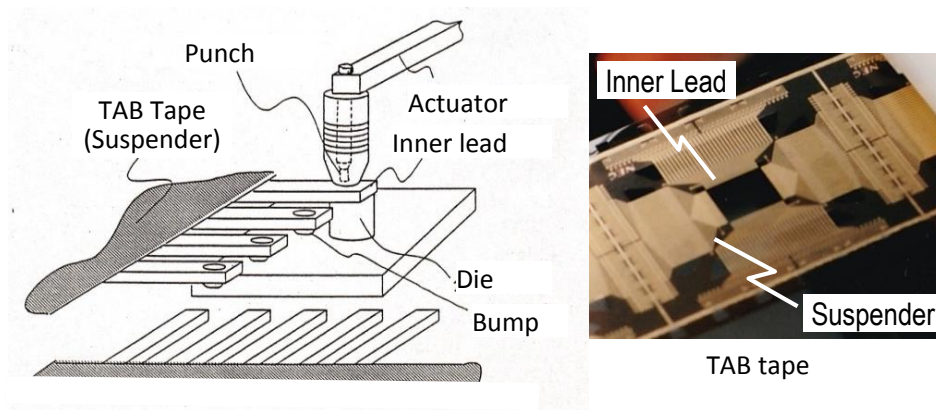


Fig.4.1 Bump formation process on TAB inner leads

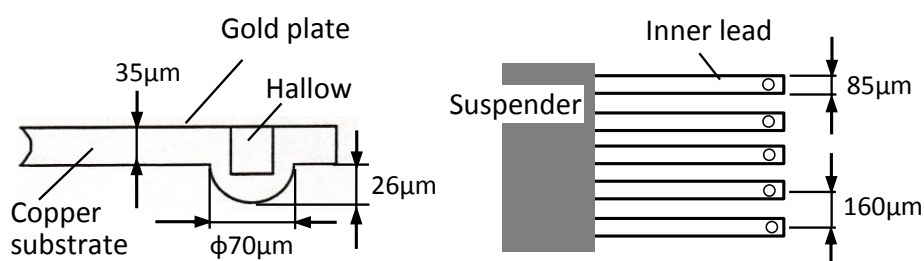


Fig.4.2 Bump structure and inner lead shape

のドーム状の中空バンプを形成する. インナーリードは図 4.2 に示すように, 幅 $85\mu\text{m}$, 厚さ $35\mu\text{m}$ の銅基材に $1\mu\text{m}$ 厚さの Au メッキが施されたものであり, ピッチ $160\mu\text{m}$ で配列されている.

一般に TAB インナーリード接続用の微細バンプ形成は, メッキやフォトリソグラフィ等のフォトリソグラフィ法により, インナーリード先端, あるいはベアチップの電極上に Au バンプが形成される⁴⁰⁶⁾. フォトリソグラフィ法は, 高精度な微細加工が可能である反面, 複雑な製造工程に課題がある. 一方, プレス法によるバンプ形成では, 高価な Au バンプ材料を必要とせず, 僅かプレス1工程でバンプを形成できる簡易プロセスのポテンシャルを有する. 但し, 隣接インナーリードとの干渉を避けて, 幅 $85\mu\text{m}$ のインナーリード先端に数十 μm オーダの微細バンプを形成するためには, 新たな局所的バンプ形成技術の開発が必要であった.

そこで本研究では, $100\mu\text{m}$ 角といった微小領域のみを局所的にプレス加工可能とする小型・高精度なマイクロプレスバンプ形成機の開発と, 同バンプ形成機を用いた高精度な中空バンプ形成技術の検討を行った.

4.3 マイクロプレスバンプ形成機の開発

4.3.1 バンプ形成機の概要

加工に用いたポンチおよびダイスの外観を図 4.3(a), (b)に示す. ポンチおよびダイス材質は, 第 2 章で述べた耐アブレシブ摩耗, および耐腐食摩耗に対する工具設計の指針に基づき, 超硬合金 (WC) を用いた. ポンチの製作は精密研削により, ダイスの製作は放電加工により行った. 隣接インナーリードとの干渉を回避するため, 図 4.3(b)に示すように, ダイス穴は 100 μm 角の凸部に形成した. 図 4.4 に開発したマイクロプレスバンプ形成機の概要を示す. バンプ形成機はポンチを駆動する圧電アクチュエータ, ダイスおよびダイスの昇降機構, ポンチとダイス軸心のアライメント機構, ポンチとダイスをバンプ形成位置へ移動する XY ステージ, TAB テープの搬送機構, および画像処理装置から構成される. 図 4.5 に, バンプ形成機の概観写真を示す. 図 4.5(a)は, プレス部近傍の拡大写真を, 図 4.5(b)は, TAB インナーリードバンプ形成装置の外観写真を示す. 以下, バンプ形成工程をシーケンスに沿って説明する.

最初に, ポンチとダイスの軸心合わせを実施する. プレス加工においては, ポンチとダイスの軸心精度は, 加工精度に大きく影響を及ぼす^{407),408)}ため, 軸心合わせは重要な工程である. 本研究では, サンプル部材にバンプ形成を行い, ダイス穴の外周痕とバンプ凸部の中心位置のズレ量を画像処理により求め, アライメント機構により $\pm 1\mu\text{m}$ 精度で軸心調整を行った. 軸心合わせ以降の工程は, 全自動で行われる.

- (1) リール状 TAB テープを搬送し, プレス加工領域に TAB テープを粗位置決めする.
- (2) 画像処理装置で TAB テープのアライメントマークを読み取る. ポンチおよびダイスとの位置関係を認識し, 全インナーリード先端の座標位置を算出する.
- (3) XY ステージにより, ポンチとダイスをインナーリード先端位置に移動する.
- (4) ダイス昇降機構によりダイスを上昇させ, インナーリードに対するダイスの鉛直方向の位置決めを行う.
- (5) 圧電アクチュエータによりポンチを駆動し, インナーリード先端にバンプを形成する.
- (6) ダイス昇降機構によりダイスを下方に逃がし, 次の加工点である隣接インナーリード先端位置にポンチとダイスを位置決めする.

これらの一連の動作を繰り返し, 全インナーリード先端に全自動でバンプが形成される.

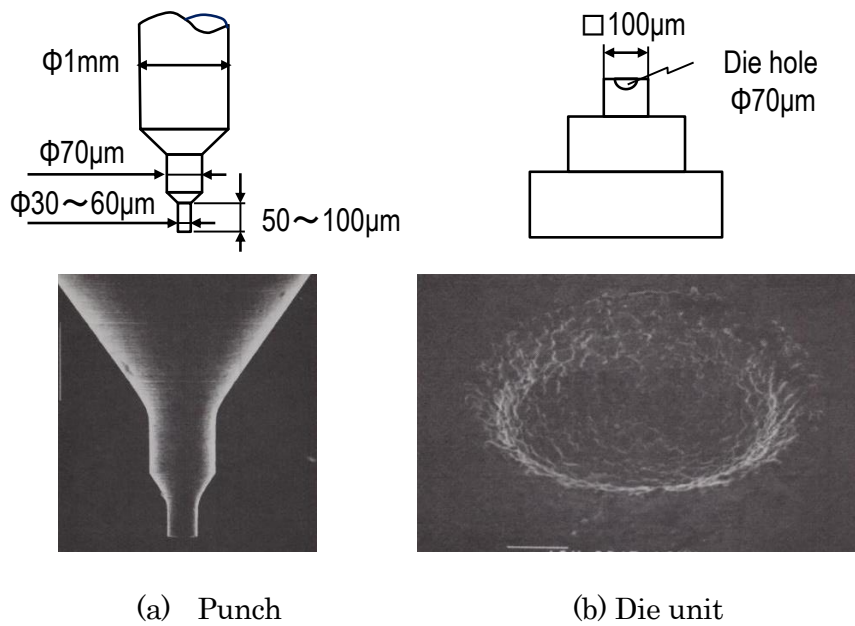


Fig.4.3 Punch and die unit

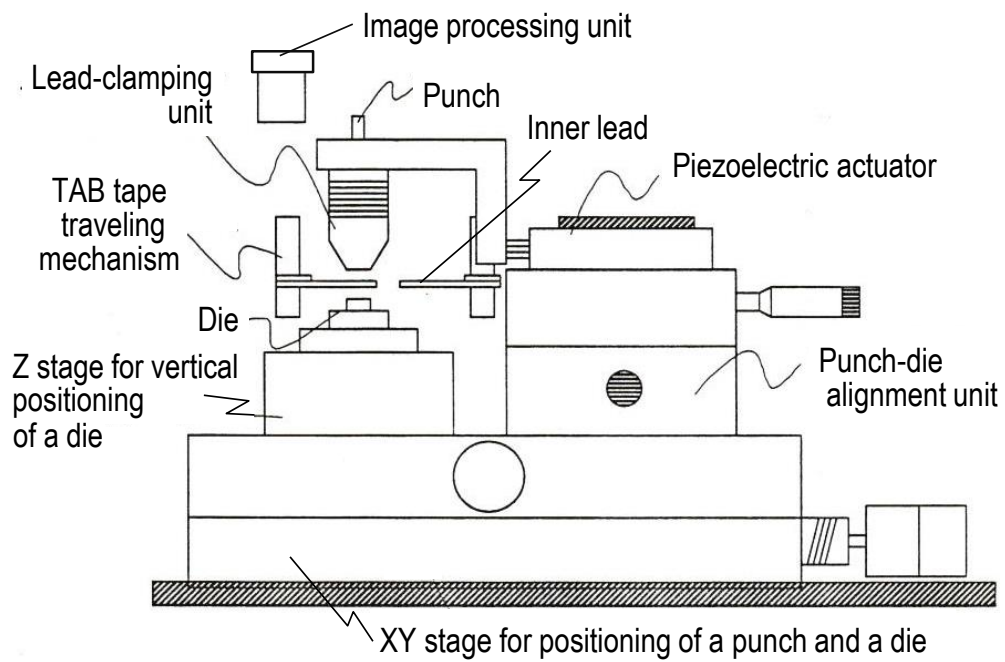
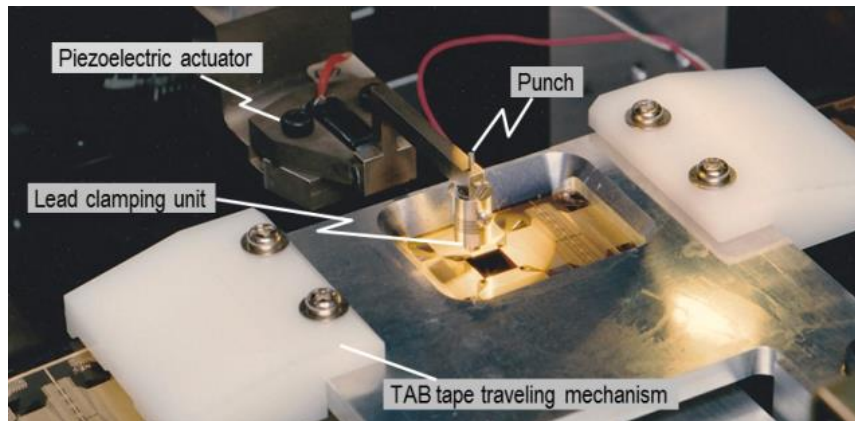
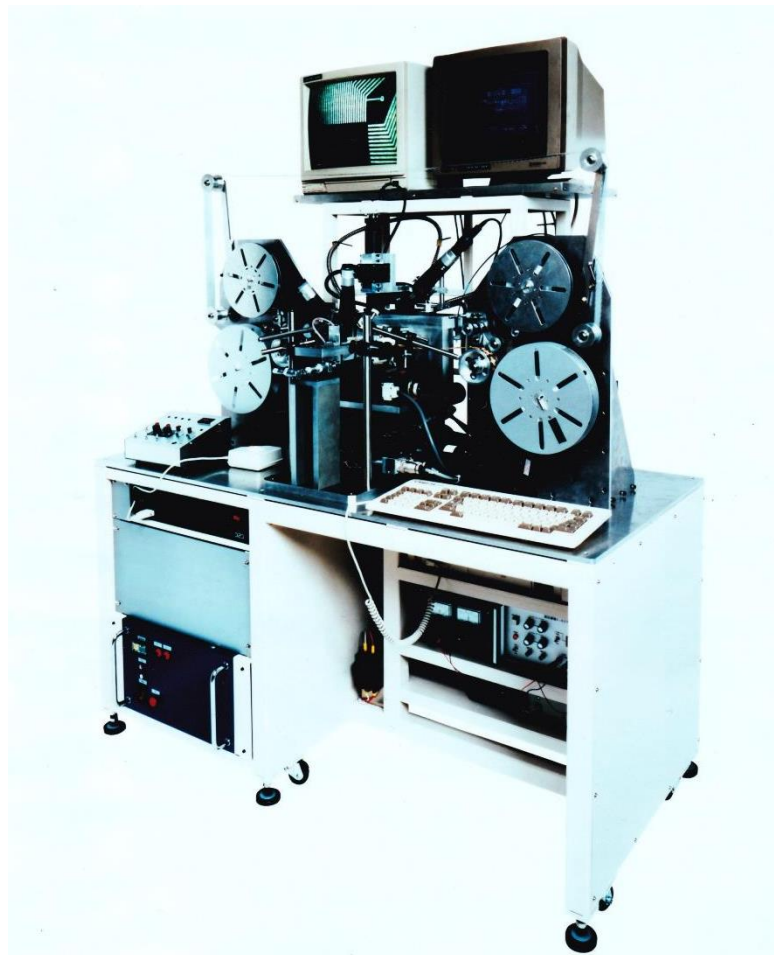


Fig.4.4 Schematic diagram of Micro-Press bump formation apparatus



(a) Photograph of pressing section



(b) TAB inner lead bump forming apparatus

Fig.4.5 Photograph of Micro-Press bump formation apparatus

4.3.2 マイクロプレスヘッド

(1) 圧電アクチュエータおよび駆動回路

以上のバンプ形成プロセスを実現するためには、インナーリード先端への局所プレス加工を実現する、超小型のマイクロプレスヘッドの開発が必須となる。これまでに、圧電素子を用いた小型のマイクロプレスヘッドが、いくつか報告されている。ピエゾ素子の微小変位を槌の原理を利用して拡大したマイクロプレスヘッドとしては、図 4.6(a)に示す青木らの打ち抜き加工用のプレスヘッドの報告⁴⁰⁹⁾や、図 4.6(b)に示す笹田の鍛金加工用のプレスヘッドの報告⁴¹⁰⁾がある。ピエゾ素子の変位を直接利用したものとしては、図 4.6(c)に示す W.Presz らの報告⁴⁰²⁾や、図 4.6(d)に示す小谷らの報告⁴¹¹⁾がある。図 4.6 に示すように、何れのマイクロプレスヘッドもプレスヘッドはベース部材に固定されており、ポンチとダイスを加工点に移動できるような小型マイクロプレスヘッドの報告はない。

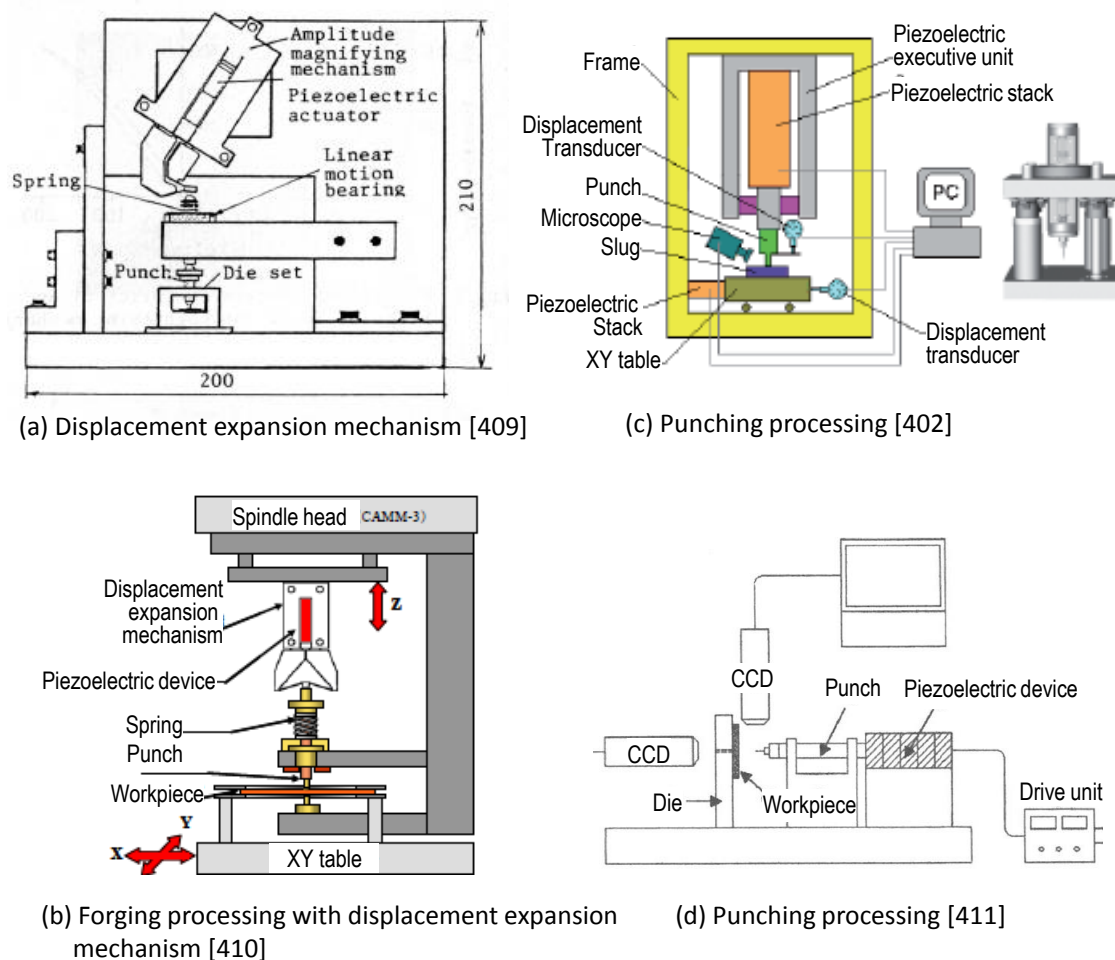


Fig.4.6 Micro-Press apparatus using piezoelectric device

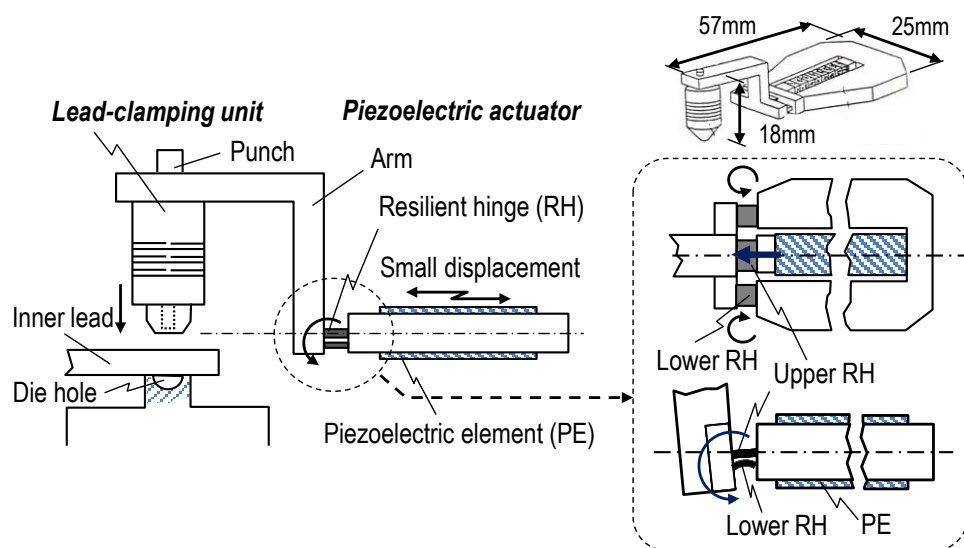


Fig.4.7 Micro press head

そこで本研究では、ポンチとダイスを加工点に移動可能な、手のひらサイズの小型マイクロプレスヘッドを開発した。図 4.7 に、開発したマイクロプレスヘッドの概略を示す。同図に示すように、マイクロプレスヘッドは、圧電アクチュエータとインナーリード押さえ機構から構成される。

圧電アクチュエータは、てこの原理を応用した弾性ヒンジ拡大機構により、積層圧電素子(5×5×18mm)の微小な水平方向の変位(電圧 150V で最大 20μm の変位)を約 20 倍に拡大し、かつ鉛直方向の運動に変換する。厳密には、ポンチ先端部は弾性ヒンジを回転中心とした円弧運動に変換されるが、ポンチ先端位置をヒンジの軸心と一致させることにより、ほぼ鉛直方向の直線運動に変換している。弾性ヒンジ拡大機構は変位拡大とともに、軸受ガタがないため、再現性の高いポンチの運動軌跡を実現でき、かつ摺動部がないため、クリーンルーム内でも使用可能なコンタミフリーを実現できる。

圧電アクチュエータには、バンプ形成に必要な十分な発生力および十分なストロークとともに、生産性の点から高速動作が要求される。設計目標値は、アクチュエータ単体で 100Hz 駆動を狙いとし共振周波数は 300Hz 以上、ストロークは 300μm 以上、ストローク 300μm における発生力は 1.34N 以上とし、ヒンジ部寸法、アーム長等の設計を行った。ここで発生力 1.34N とは、厚さ 35μm の銅箔(せん断抵抗値 25MPa)に、直径 50μm の穴を打ち抜き可能なプレス加圧力として設定した。図 4.8 に開発したアクチュエータの変位・発生力曲線を示す。図 4.8 に示すように、圧電アクチュエータの発生力は、ストローク増加とともにリニアに減少し、最大変位時に発生力はゼロとなる。図 4.9(a),(b)にそれぞれ圧電アクチュエータの駆動回路の概略、および駆動波形を示す。駆動波形は、可変抵抗

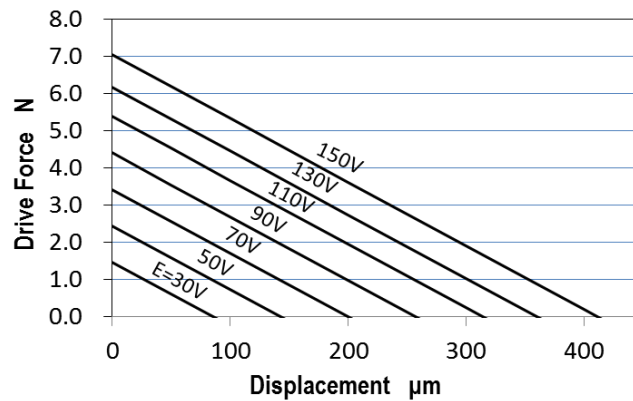


Fig.4.8 Drive force vs. displacement of the piezoelectric actuator

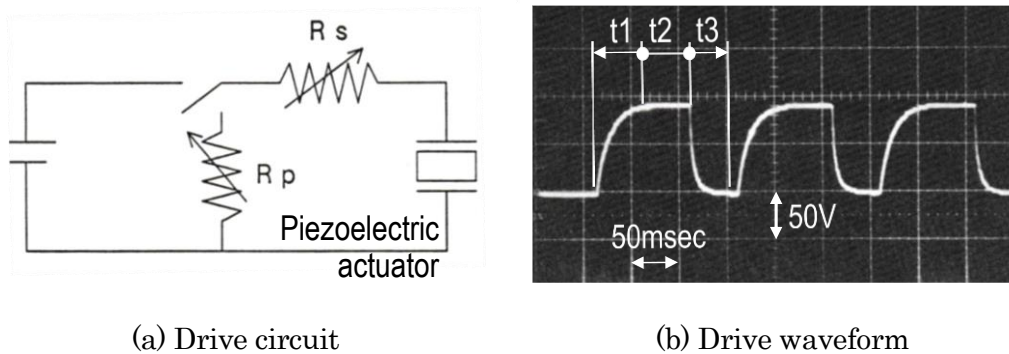


Fig.4.9 Schematic view of a drive circuit and drive waveform for the piezoelectric actuator

R_s および R_p の値により時定数の調整が可能であり、アクチュエータの立ち上がり時間 t_1 および立下り時間 t_3 を可変できる構成とした。

(2) インナーリード押さえ機構

バンプ形成基礎実験から、MP 法ではバンプ形成時のインナーリードの曲り変形を防止するインナーリード押さえ機構の開発が必須となることが分かった。インナーリード押さえ機構がない場合には、ポンチをインナーリードに押し込む際に図 4.10(a)に示すようなインナーリード先端の変形が、ポンチをインナーリードから離脱する際には、ポンチとバンプ中空部の内壁の間の摩擦力により、図 4.10(b)に示すようなインナーリード全体の曲り変形が生じた。このようなインナーリード変形を防止するためには、図 4.10(c)に示すようなインナーリード押さえ機構が必要となるが、形成済みの隣接インナーリード上のバンプとの干渉を回避するためには、バンプ周辺の $100\mu\text{m}$ 角といった微小領域のみを固定できるリード押さえ機構の開発が必須となる。

そこで本研究では、図 4.11 に示すようなポンチと一体構造となった、底部に直径 $\phi 100\mu\text{m}$ のリード押さえ部を有する小型のインナーリード押さえ機構を開発した。インナーリード押さえ機構の動作原理を以下に示す。図 4.11(a)に示すように、ポンチは複数の円弧状板ばねを有する円筒状ポンチホルダ内部に挿入され、円弧状板ばねの上方位置で固定ネジによりポンチとポンチホルダが固定されている。この時ポンチ先端は、ポンチホルダ底面（インナーリード押さえ面）よりも、 $0\sim 30\mu\text{m}$ 程度上方に位置するように調整し固定する。圧電アクチュエータによりポンチが駆動されると、図 4.11(b)に示すようにポンチホルダ底面が最初にインナーリードに接触し、ポンチホルダ底面とダイスの間でインナーリードが固定される。さらにアクチュエータのストロークが増加すると、図 4.11(c)に示すように、板ばねが収縮しポンチがポンチホルダから押し出され、インナーリード上にバンプが形成される。ポンチをインナーリードから離脱する際には、図 4.11(d)に示すようにバンプ形成時と逆動作となり、板ばねが伸び、ポンチがインナーリードから離脱する。さらにアクチュエ

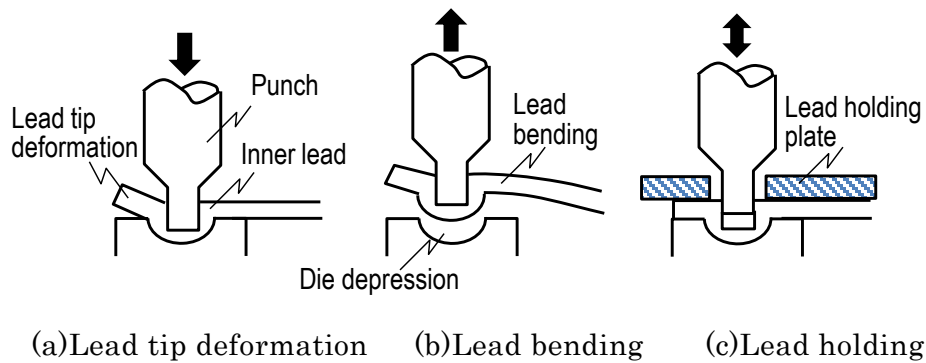


Fig.4.10 Deformation of inner leads during bump formation

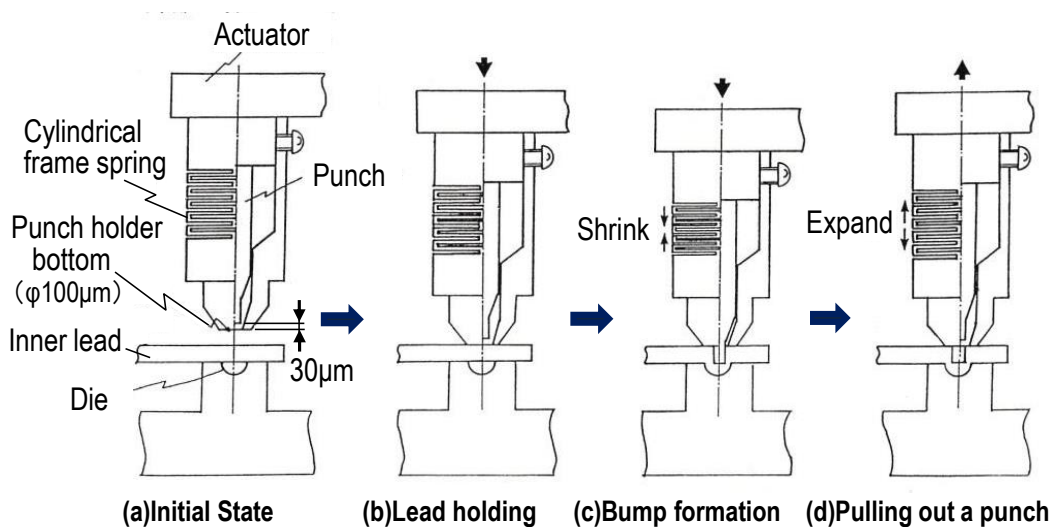


Fig.4.11 Explanatory diagram for the inner lead clamping unit mechanism

ータを上方に動かすことにより、インナーリードの固定が自動的に解除され、インナーリードに変形を生じることなく、片持ち梁のインナーリード先端に微細バンプを形成することが可能となった。

以上に述べたマイクロプレスバンプ形成機を用い、ダイス穴形状、ポンチ先端形状、ポンチおよびダイスのクリアランス、およびアクチュエータ駆動条件がバンプ加工特性に及ぼす影響について実験的に検討を行った。

4.4. バンプ形成実験および考察

4.4.1 ダイス穴断面形状の影響

MP法では、ダイス穴形状を転写してバンプを形成するため、ダイス穴の最適化は極めて重要である。そこで、まず図 4.12(a)に示す貫通穴と図 4.12(b)に示す円柱断面の止め穴ダイスとの比較を行った。ここで、ポンチ径－ダイス径の組合せは $\phi 50\mu\text{m}$ － $\phi 70\mu\text{m}$ とした。図 4.13 に貫通穴および止め穴ダイスを用いて形成した 20 ケのバンプの高さばらつきを示す。同図に示すように、貫通穴を用いた場合の高さ精度は $26\pm 2\mu\text{m}$ であり、バンプ

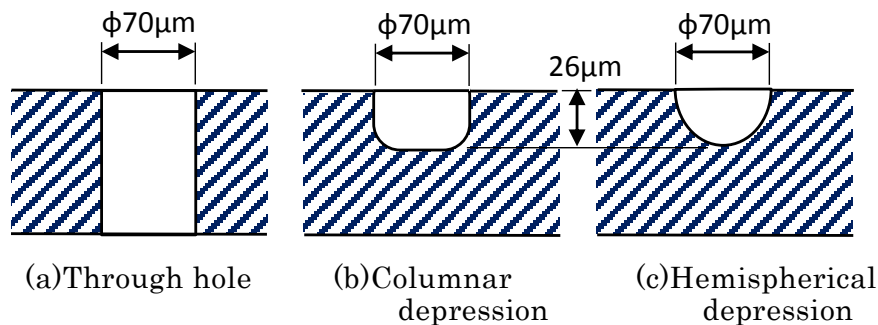


Fig.4.12 Die cavity shape

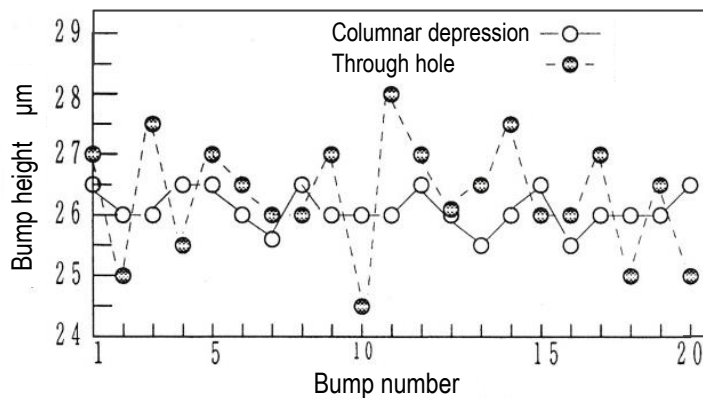
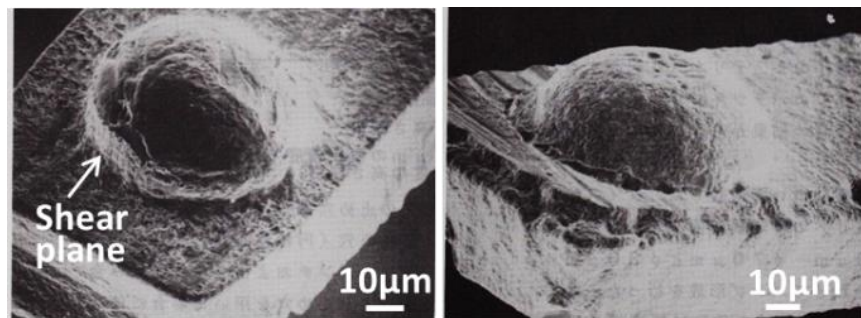


Fig.4.13 Bump height variation

高さに若干のばらつきが発生することが分かった。一方、止め穴を用いた場合には、ダイスの深さが正確に転写され、高さ精度 $26\pm0.5\mu\text{m}$ と均一高さのバンプ形成が可能であることが分かった。そこで以後の実験では、全て止め穴ダイスを用いて実験を行った。

止め穴に関しては、さらに図 4.12 (b),(c)に示した円柱状断面と半球状断面のダイスを用い、バンプ加工特性の比較を行った。ダイス深さはいずれも $26\mu\text{m}$ とし、ポンチ径－ダイス径の組合せは、 $\phi 50\mu\text{m}-\phi 70\mu\text{m}$ とした。形成したバンプの SEM 観察像を図 4.14 に示す。図 4.14(a)に示すように、円柱断面ダイスでは、バンプ側面にせん断面が発生していることが分かる。バンプ側面にせん断面が発生すると、バンプ構造強度の低下とともにバンプがダイス穴に密着し、バンプがダイスから離型できなくなることが分かった。一方半球状ダイスを用いた場合には、図 4.14(b)に示すように、せん断面は発生せず良好なバンプが形成されておりバンプとダイスの密着も生じなかった。

以上のようにダイス穴の断面形状は、安定したバンプ形成を行う上で極めて重要であり、半球状止め穴ダイスを選択した。



(a) Columnar depression

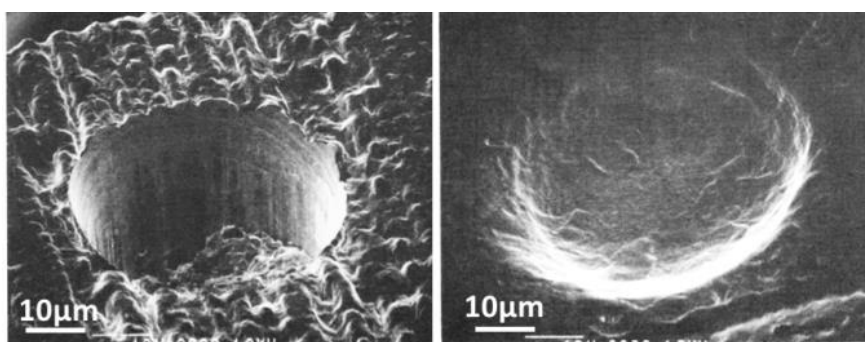
(b) Hemispherical depression

Fig.4.14 Die shape effect on bump formation

4.4.2 ポンチ先端形状の影響

先端エッジが鋭利なポンチおよび先端が半球状丸みを有するポンチを用いてバンプ形成を行った。図 4.15(a), (b)に、バンプを中空部側から観察した SEM 観察写真を示す。同図から先端が鋭利なポンチを用いた場合には、せん断変形により中空部が形成されるが、先端が球面状のポンチを用いた場合には、せん断面は観察されず張り出し成形によりバンプが形成されることが分かった。但し、何れのポンチを用いた場合にもダイス穴形状が正確に転写され、バンプ突起側の形状には差異は生じなかった。先端が鋭利なポンチは、半抜き加工とともに打ち抜き加工も可能であり、プレス加工の適用範囲が広がる。そこで本研究では、先端エッジ部が鋭利なポンチを標準ポンチとして選択した。

なお、以上のように半球状丸みを有するポンチを用いても良好な半抜き加工が可能



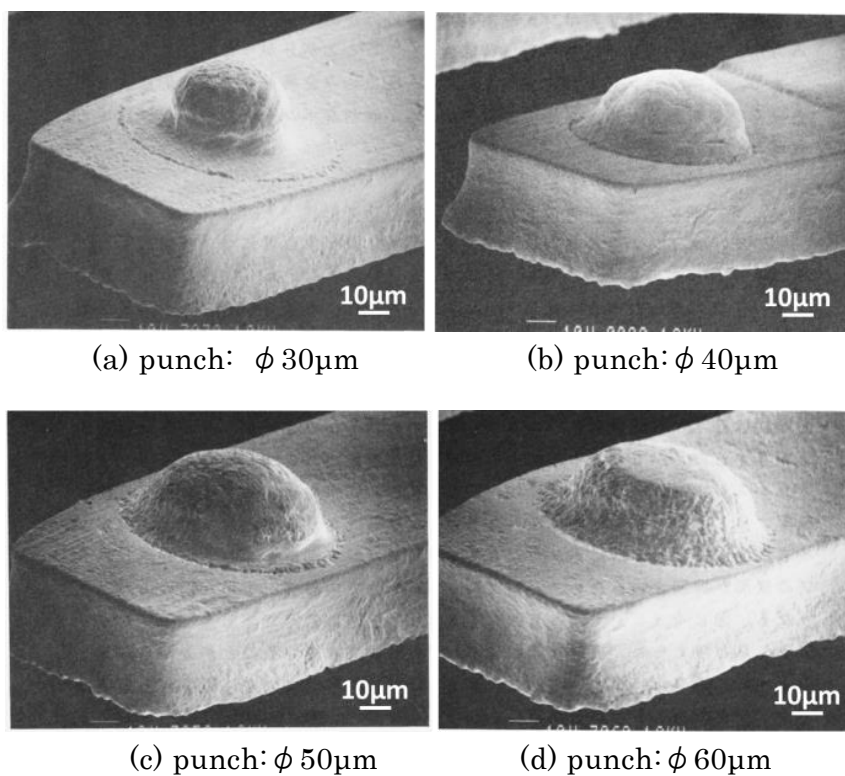
(a) Punch with sharp edge (b) Punch with round edge

Fig.4.15 SEM photograph of the bump hollow portion

なことから、第 2 章で懸念していたようなポンチ先端角部に微小丸みが発生しても、バン
プの形状特性には大きな影響を及ぼさないと判断した。

4.4.3 ポンチとダイスのクリアランスの影響

直径 $\phi 70\mu\text{m}$ 、深さ $26\mu\text{m}$ の半球状止め穴ダイスに対し、ポンチ径を $\phi 30, 40, 50, 60\mu\text{m}$
に変化させてバンプ形成を行った。図 4.16(a)～(d)に形成したバンプの SEM 観察像を
示す。図 4.16(a)に示すように、クリアランスが過剰に大きい場合には、ダイス側面形状を



(a) punch: $\phi 30\mu\text{m}$

(b) punch: $\phi 40\mu\text{m}$

(c) punch: $\phi 50\mu\text{m}$

(d) punch: $\phi 60\mu\text{m}$

Fig.4.16 Influence of punch and die clearance on bump shape : die $\phi 70\mu\text{m}$

転写することができず中心部のみが隆起した形状のバンプとなる。一方、クリアランスが極端に小さい場合には、図 4.16 (d)に示すようにダイス側面形状は転写され全体的に凸となるバンプが形成されるが、バンプ中心部がダイス底面に接触する前にポンチがバンプ側壁を介しダイス側面と接触しバンプの変形が抑制され、バンプ高さが不十分で中心部が平坦な形状のバンプとなる。図 4.16(b), (c)はダイス形状を正確に転写できる点で適正なクリアランスであり、良好な形状にバンプが形成できていることが分かる。

また、バンプのダイスからの離型性の観点からも、クリアランスの最適化が必要となることが分かった。図 4.16(d)のようにクリアランスが小さい場合には、バンプがダイスに強固に固着し、バンプのダイス穴からの離型性に課題が生じる事が分かった。図 4.16(c)でも、僅かながらバンプとダイスの間に密着が生じた。図 4.16(a), (b)の場合には、全く密着は生じなかった。ここでバンプのダイス穴からの離型は、以下のようにして行われる。

図 4.17(a)に示すように、バンプ形成時のダイスの鉛直方向の位置は、ダイス面がインナーリードに対して $30\mu\text{m}$ 下方に位置するようにセッティングした。バンプ形成時には、インナーリード先端は $30\mu\text{m}$ 下方に弾性変形し撓んだ状態となる。バンプ形成後にインナーリード押さえ機構が解放されると、インナーリードには図 4.17(b)に示すような鉛直上向きの復元力が作用する。このインナーリードの復元力がバンプとダイスの密着力より大きい場合にバンプのダイス穴からの離型が可能となる。このようにバンプの離型を容易に行うためには、バンプ形成時のインナーリードの撓み量やインナーリード材質、およびインナーリード形状から決まるインナーリードの復元力を考慮した上で、クリアランスを最適化する必要があることが分かった。

以上のように、ダイス形状のバンプへの転写性と、形成したバンプのダイス穴からの離型性の両観点から、本実験においては、ポンチ径 $\phi 50\mu\text{m}$ 、ダイス径 $\phi 70\mu\text{m}$ の組合せを最適クリアランスとして選定した。

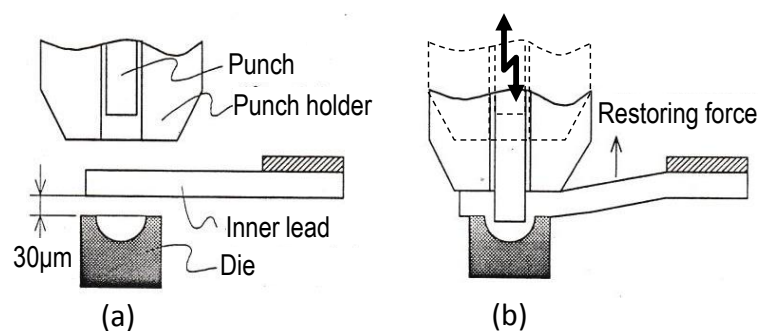


Fig.4.17 Release mechanism of the bump from die depression

4.4.4 アクチュエータ駆動条件の影響および生産性の検討

アクチュエータの駆動条件(発生力と駆動速度)が、バンプ形成に及ぼす影響を検討した。図 4.18 は、アクチュエータの発生力とバンプ形状(高さ)の関係を示す。図 4.18 から、バンプ高さはアクチュエータの発生力に比例して増加し、発生力 1.0~1.2N(印加電圧は 65~70V)の範囲ではダイス穴形状が正確に転写され、一定高さ($26\pm0.5\mu\text{m}$)のバンプを形成できることが分かった。止め穴ダイスを用いることにより、アクチュエータの発生力、すなわちプレス圧力に関しては十分にマージンが広く、印加電圧を厳密に管理することなく、高精度にバンプ形成が可能であることが分った。

次にせん断速度の観点から、アクチュエータの駆動速度がバンプ加工特性に及ぼす影響について実験的に検討を行った。駆動波形(図 4.9(b)参照)の立ち上がり時間 t_I の時定数を 4ms~30ms に変化させてバンプ形成を行った。その結果、図 4.19 に示すように、この範囲のせん断速度(立ち上がり時間)では、バンプ形状に差異がなく、時定数

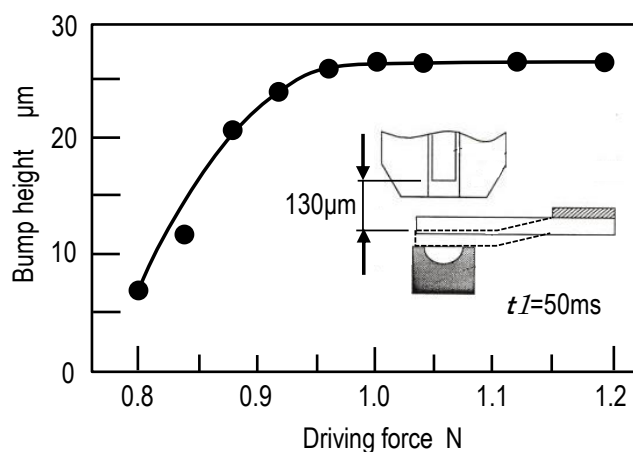


Fig.4.18 Relation between driving force of actuator and bump height

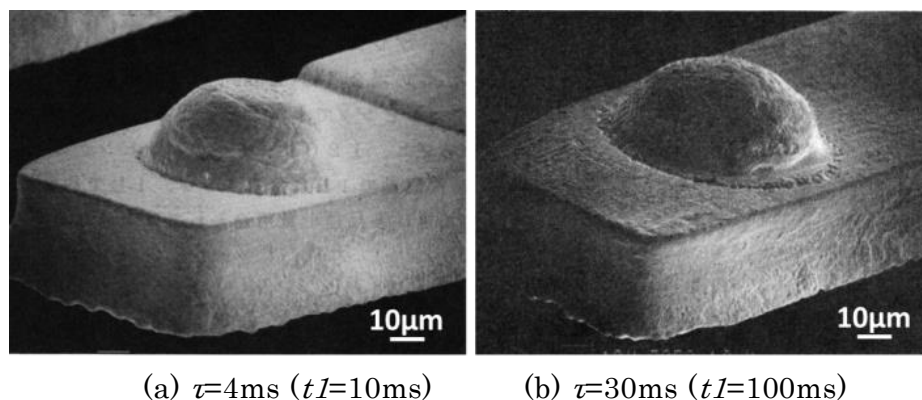


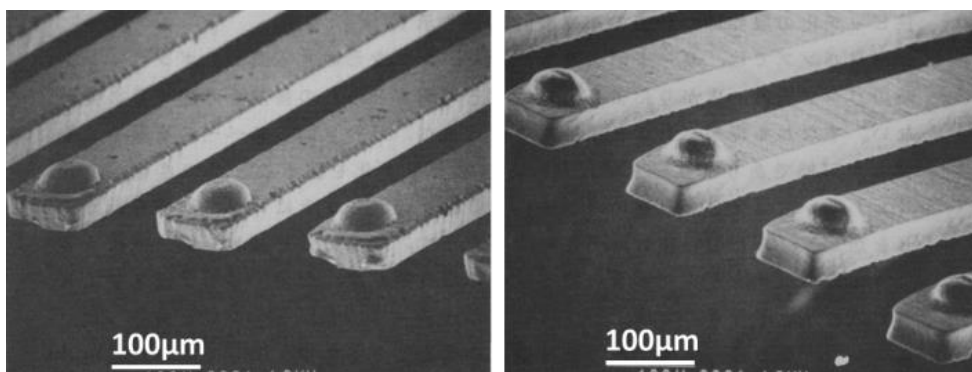
Fig.4.19 Constant time (τ) of piezoelectric actuator vs. bump shape

4ms(立ち上がり時間 $t1=10\text{ms}$)の高速バンピングが可能なことを確認した. 駆動電圧の保持時間 $t2$ に関しては, $t2$ を 0~100ms に変化させてバンパ形成を行った. その結果, $t2$ はバンパ形状には影響せず, $t2=0\text{ms}$ でも十分にバンパ形成が可能なことが分かった.

現状の試作装置の構成では, $t1$ は最小 10ms(時定数は 4ms), $t3$ は最小 10ms, プレスヘッドの隣接インナーリードへの移動時間は最小 50ms(ピッチ 180 μm)であり, 最大で約 14Hz でバンパ形成が可能なことを確認した. この場合, 120リードの TAB テープに対して約 8.4s でバンパ形成が完了する. 画像処理の時間および TAB テープの送り時間を考慮して, 120リードへのバンピング時間の合計を 10 秒と仮定すると, 24 時間稼働で 1 日に 8640 ケ, 1 ヶ月で約 26 万ケのバンパ付き TAB テープを生産でき, 多品種少量用途としては十分なバンピング速度を有すると考えられる. バンパ形成のショット数に換算すると, 850spm となる.

4.5. インナーリードボンディング実験

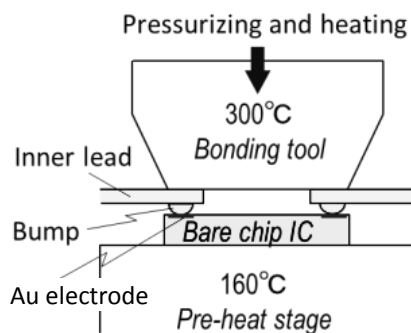
以上の検討結果から, 半球状止め穴ダイス(深さ 26 μm), 先端エッジ部が鋭利なポンチ, ポンチ径-ダイス径の組合せ $\phi 50\mu\text{m} - \phi 70\mu\text{m}$, 駆動速度 $t1=50\text{ms}$, プレス圧力 1.2N の条件にて, インナーリード上に中空バンパを形成した. バンパ付きインナーリードの SEM 写真を図 4.20 に示す. インナーリードに曲り変形もなく, 均一なバンパが形成されている様子が分かる. バンパ形成の安定性を確認するために, 3 リール(TAB テープ 1650 個, 約 20 万バンパ)連続でバンパ形成を行った所, バンパ形状には変化が無く, 安定したバンパ形成が可能なことを確認した. そこで, 形成した中空バンパを用い, Au 電極を有する半導体ベアチップと TAB インナーリード接合の可能性を検討した.



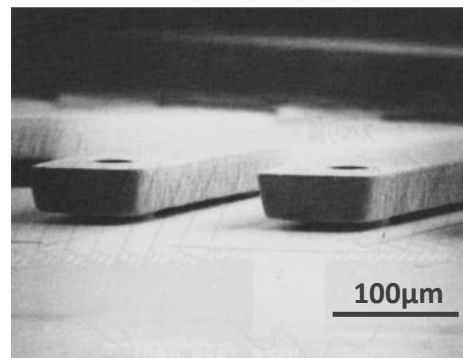
(a) Rolled copper leads

(b) Electrolytic deposition copper leads

Fig.4.20 Bumps used for a TAB inner lead bonding study



(a) Schematic of bonding apparatus



(b) TAB inner lead bonding

Fig.4.21 Application to TAB Inner lead bonding on Au electrodes

図 4.21(a)に示すように、160℃にプレヒート加熱されたベアチップ上の Au 電極にインナーリードを位置決めし、約 300℃に加熱したボンディングヘッドで一括してインナーリードを加圧加熱し、インナーリード上の Au メッキと Au 電極間の Au-Au 拡散接合により接合を行った。その結果、図 4.21(b)に示すように中空バンプを介して、電極とインナーリード間に一定のギャップを形成しつつ、かつプル強度試験でリード破断が生じる、従来の Au バンプを用いた接合と同等の十分な強度で良好に接合可能なことを確認した。

ここで半導体の電極材料は、一般にはコストが安い Al 系の電極が用いられる。Al 系の電極は、表面に自然酸化膜が形成されるため、図 4.22 に示すように、接合時に酸化膜を破り新生 Al 面を露出させ、インナーリード上の Au メッキと新生 Al との間で Au-Al 系の金属間化合物を形成する必要がある。なお、図 4.22 は、ワイヤボンディングにおける Au ボールと Al 電極との熱圧着接合メカニズムを示した図である。Al 表面の自然酸化膜の破壊は、接合時のバンプの塑性変形時にバンプ表面に発生するすべり面を Al 電極上に刻印することにより行われる⁴¹²⁾。中空バンプを用いて Al 電極との接合実験を行った結果、中空バンプではバンプ表面に十分なすべり面を発生させる前にバンプ全体が側壁から大きく変形し潰れてしまうため、良好な接合が実現できないことが分かった。そこで、中空バンプの剛性を高め、バンプ表面にすべり面を発生させることを狙いとし、中空部に Cu 材料を埋め込んだ半中空バンプの加工を試みた。

半中空バンプは、以下のようにして形成した。中空バンプ形成後、ダイス穴にバンプを保持した状態で、中空部上方に厚さ 20μm のリボン状の銅箔を供給し、中空バンプを形成した同一のポンチで銅箔を打ち抜き、直径 50μm、厚さ 20μm の円柱状の Cu 材料を中空部に埋め込んだ。ここでは、中空バンプに Cu 材料を埋め込んだバンプを半中空バンプと呼ぶ。図 4.23(a)に、形成した半中空バンプの断面 SEM 観察像を示す。同図に示

すように、中空部に良好に Cu 材料が埋め込まれている様子が分かる。図 4.23(b)には、形成した半中空バンプを用いた Al 電極との接合状態を観察した SEM 写真を示す。同図に示すように、埋め込んだ Cu 材料が中空の蓋となるような形で接合されている様子が観察される。埋め込んだ Cu 材料によりバンプ剛性が増加し、バンプ表面にすべり面を発生させることができ、従来の Au バンプを用いた接合方法と同等の強度で、Au メッキを施したインナーリードと Al 電極間を接合できることを確認した。

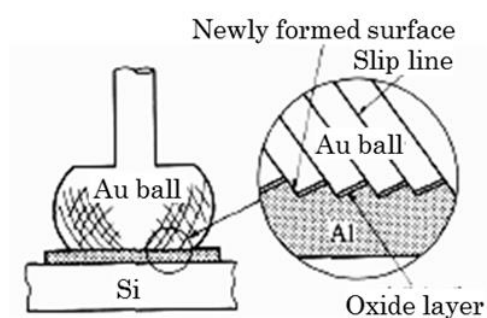
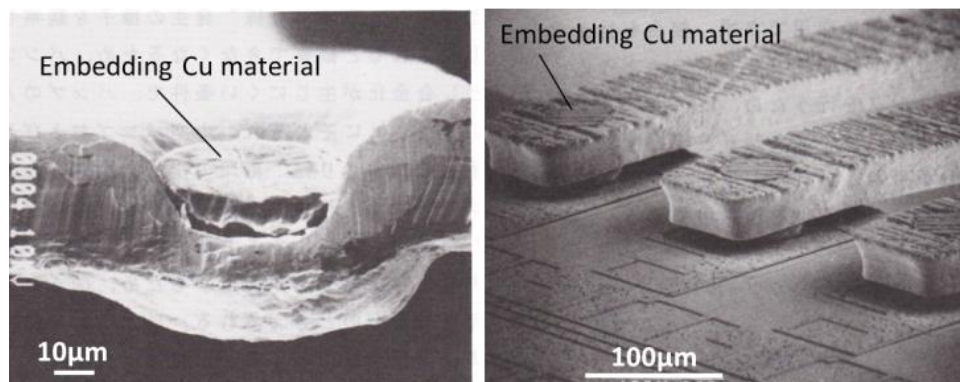


Fig.4.22 Bonding mechanism of the thermo-compressing bonding



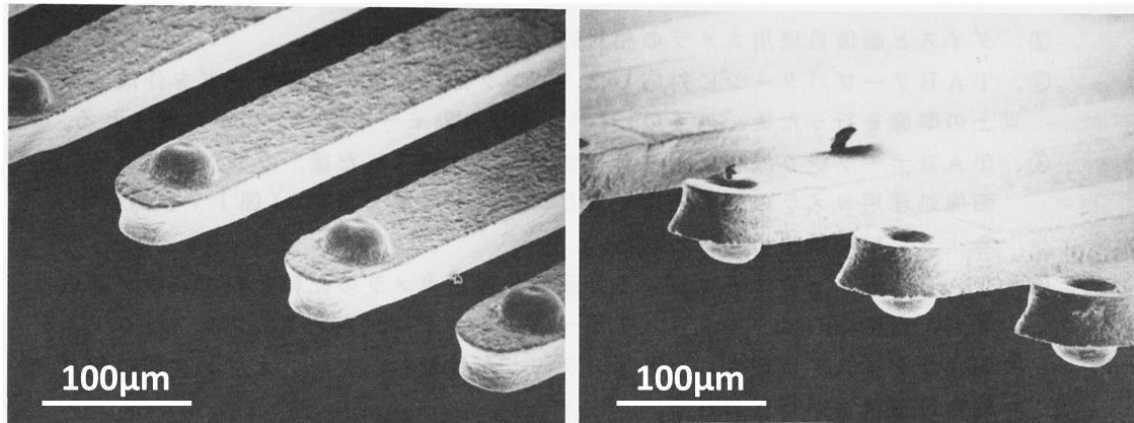
(a) A cross section of semi-hollow bump (b)TAB inner lead bonding

Fig.4.23 Application to TAB Inner lead bonding on Al electrodes using semi-hollow bump

4.6 狭ピッチ TAB へのバンパ形成検討

ここまでの検討は、全てリード幅 $85\mu\text{m}$ 、ピッチ $160\mu\text{m}$ 、厚さ $35\mu\text{m}$ の TAB テープへのバンパ形成結果を述べてきたが、最後に検討中の狭ピッチ TAB へのバンパ形成検討結果について述べる。

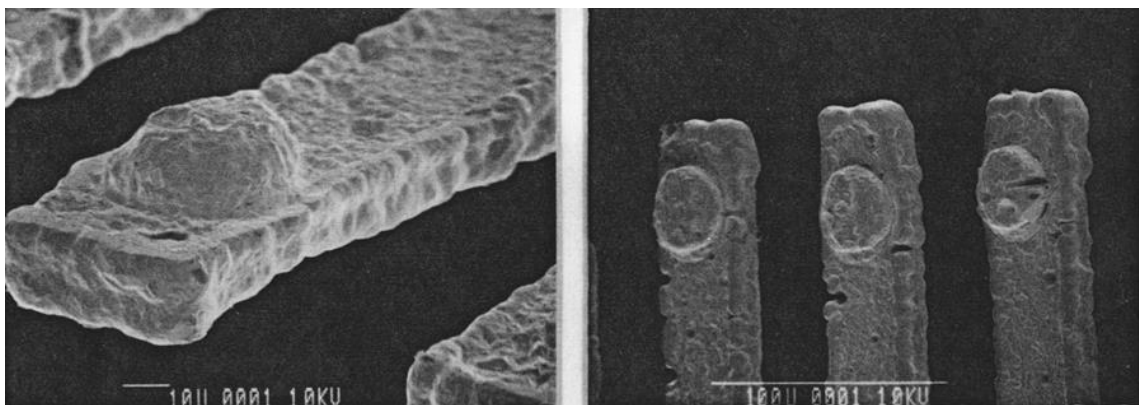
図 4.24 は、リード幅 $60\mu\text{m}$ 、ピッチ $120\mu\text{m}$ 、厚さ $35\mu\text{m}$ の TAB テープ上に、バンパ直径 $40\mu\text{m}$ 、高さ $26\mu\text{m}$ の中空バンパを形成した例を示す。同図(b)は、バンパを中空部側から観察した SEM 写真を示すが、直径 $40\mu\text{m}$ の微細バンパを良好に形成できている事が分かる。なお、TAB テープは、圧延銅箔のエッチングにより形成した TAB テープを用いた。



(a) Bumps $40\mu\text{m}$ in diameter and $26\mu\text{m}$ in height

(b) Photograph from the bump back side

Fig.4.24 Bump formation study on $60\mu\text{m}$ width and $120\mu\text{m}$ pitch leads for narrowpitch bonding



(a) Bump $30\mu\text{m}$ in diameter and $26\mu\text{m}$ in height

(b) Bump shape after pressure welding

Fig.4.25 Bump formation study on $40\mu\text{m}$ and $80\mu\text{m}$ pitch leads for narrow pitch bonding

図 4.25 は、電解メッキ銅により形成した TAB テープを用い、狭ピッチ化検討を行った結果を示す。圧延銅箔のエッチングにより形成する TAB テープでは、ピッチ 100 μm 前後狭ピッチ化にエッチング精度の限界があるため、100 μm ピッチを切る実験には電解メッキ銅により作製したリードを用いた。電解メッキのため表面に大きな凹凸が見られるが、リード幅 40 μm 、ピッチ 80 μm 、厚さ 20 μm のリード上に直径 30 μm 、高さ 26 μm の中空バンプを良好に形成できていることが分かる。なお、用いたポンチの直径は 20 μm 、ダイスは直径 30 μm である。同図(b)は、接合が行われないうに加熱温度を低く設定した状態で、ベアチップ上の電極にバンプを所定の荷重で押圧した後の、バンプの変形状態を観察した SEM 写真を示す。高さ 26 μm のドーム状バンプは、所望の接触面積と数 μm の高さを保持した円柱状の突起に変形していることが分かる。

図 4.24、図 4.25 に示したように、銅箔のような柔らかい材料であれば、直径 20～30 μm の微細ポンチを用い、直径 30～40 μm の中空微細バンプを良好に形成できることを確認した。さらなる狭ピッチ化の検討、および軟質金属以外の材料へのマイクロプレス加工の適用検討は、今後の課題である。

4.7 ピエゾ駆動システムによる 100 μm 領域へのマイクロプレス加工のまとめ

本章では、任意の 3 次元形状を有する被加工物の微小領域に対し、局所的にプレス加工を可能とする新規のマイクロプレス加工法を開発した。従来、フォトエッチング法以外の手法では実現が困難であった TAB インナーリード先端へのバンプ形成に適用し、以下のような結果を得た。

- (1) 約 100 $\times$ 100 角の微小領域に対し、局所的なプレス加工を可能とする圧電アクチュエータとリード押さえ機構から構成される手のひらサイズの超小型のマイクロプレスヘッドを開発し、任意の 3 次元形状を有する被加工材料(片持ち梁構造のインナーリードの先端)に対し、微細プレス加工が可能なことを示した。
- (2) 中空バンプの形成においては、ダイス形状として半球状の止め穴ダイスが最適であることを示した。ポンチとダイスのクリアランスの最適化により、85 μm 幅のインナーリード先端に外形直径 70 μm 、高さ精度 26 μm 、内径 50 μm の中空構造バンプを $\pm 0.5\mu\text{m}$ の高さ精度で実現できることを示した。
- (3) ポンチの駆動条件とバンプ加工特性の関係を明らかにした。ポンチの駆動速度は、立ち上がりの時定数 $\tau = 4\text{ms} \sim 30\text{ms}$ の範囲ではバンプ形状に殆ど影響せず、850spm の生産性を実現する高速駆動が可能なことを示した。また止め穴ダイスを用いたバンプ形成では、ポンチ駆動力の厳密な制御を行うことなく、高さ精度

$\pm 0.5\mu\text{m}$ の高精度なバンプ形成が可能なことを実験実証した。

- (5) 形成した中空バンプの中空部に Cu 箔材料を打ち抜き加工により埋め込んだ、半中空構造のバンプ形成が可能なことを示した。
- (6) インナーリード先端に形成したバンプと半導体ベアチップ上の Au 電極、および Al 電極との接合を行った結果、Au バンプを用いた従来の接合方法と同等の接合強度で、インナーリードをベアチップ電極に直接接合できることを確認した。
- (7) 提案するマイクロプレス加工の微細加工のポテンシャルを検討する目的で、幅の狭いリード上への微細バンプ形成の基礎検討を行った。その結果、幅 $60\mu\text{m}$ のリード上に直径 $40\mu\text{m}$ の中空バンプ形成が可能なこと、さらに幅 $40\mu\text{m}$ のリード上に直径 $30\mu\text{m}$ の中空バンプが形成可能なことを実験確認した。さらなる微細化の検討とともに、軟質金属以外の材料へのマイクロプレス加工の適用検討は、今後の課題である。
- (8) マイクロプレス加工装置は、ポンチとダイス、およびマイクロプレスヘッド、および各種の汎用部品（サーボモータ、XY ステージ、画像処理装置など）で構成され、100 万円を超えるような高額部品を一切用いることなく、安価な装置構成で微細形状加工を実現できることを確認した。

以上のように、マイクロプレス法によるバンプ形成により、従来の複雑なリソグラフィ工程を用いた Au バンプ工程を代替できることを実験実証した。また、これにより提案するマイクロプレス加工方法が図 1.6 に示した第一象限にマッピングされる加工技術であることを検証した。

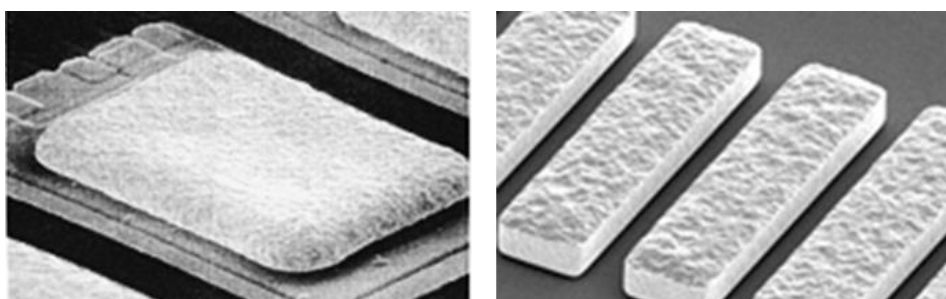
第5章 半球状工具による超音波援用ダイレクト・マイクロボンディング

5.1 はじめに

本章では、金属間化合物の生成により金属同士を接合する付加加工において、TAB インナーリード接合を題材とし、直径数十 μm の微小領域を選択的に直接接合可能とする新規の微細付加加工の検討を行った。従来、半導体の電極パッドとインナーリードとの接合には、フォトリソグラフィ法により形成した接合材の役割をする柔らかい Au バンプ形成が必須であったが、本研究では Au バンプ形成を不要とする、超音波接合方式による金属同士のダイレクト・マイクロボンディングを提案した。

5.1.1 TAB インナーリード接合における Au バンプ形成法

TAB 実装は、LCD のドライバ IC や各種ロジック IC の薄型・高密度実装技術として広く適用されてきた。実装の世界では、薄型・高密度・低コスト化はあくなき要求であり、終わりのない目標である。一般に TAB 実装では、インナーリード接続用のバンプを、電極面かインナーリード先端の何れかに形成する必要がある。実装密度の限界とコストは、このバンプ形成工程が大きく握っている。典型的には、バンプ形成は半導体のベアチップ上に電解メッキ法^{501)・502)}やスタッドバンプ法(ワイヤボンディングでヘッド部分のみを残したバンプ)⁵⁰³⁾で Au バンプを形成するか、photoengraving(写真製版)法によりインナーリード先端に凸部を形成(メサバンプと呼ぶ)⁵⁰⁴⁾するか、何れかの方法でバンプ形成が行われている。図 5.1 に、メッキバンプの SEM 写真を、図 5.2 にスタッドバンプの SEM 写真を、図 5.3 にメサバンプの SEM 観察像を示す。これらのバンプ形成方法では、何れも半導体リソグラフィ技術が用いられており、機械的な加工手段に比べると複雑な工程が多数必要であり、バンプ形成コストが高くなるとともに、微細バンプ形成の限界が狭ピッチ接続の律速になる課題があった。



(a) Mushroom Au bump [501] (b) Straight type Au bump [502]

Fig.5.1 Au plating bumps formed on the semiconductor electrode

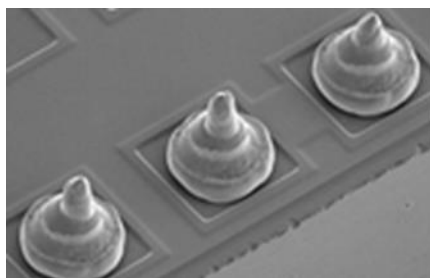


Fig. 5.2 Stud bumps formed on the semiconductor electrode [503]



Fig.5.3 Mesa bumps formed by etching the inner-leads [504]

5.1.2 ダイレクトボンディング法の課題

このため、バンプ形成工程を排除して、インナーリードをベアチップ電極にダイレクトに接合できれば、コストと狭ピッチ化の両観点から理想的な接続方法と言えるが、実際には、以下に示す 2 つの理由のため、インナーリードとベアチップ電極をダイレクトに接合することは困難であった。

- (1) 電極の周囲は、図 5.4 に示すように、パッシベーション層により囲まれており(電極部だけが開口している)、インナーリードを電極面に接触させるためには、凸部となるバンプが必要であった。
- (2) インナーリードは図 5.4 に示すように、硬い銅基材に Au メッキや Sn メッキが施されたものであり、Au バンプのように柔らかくないため、超音波接合時に電極面やパッシベーション膜、さらには電極下層のバリアメタル層等に機械的なダメージが発生しやすい課題があった。

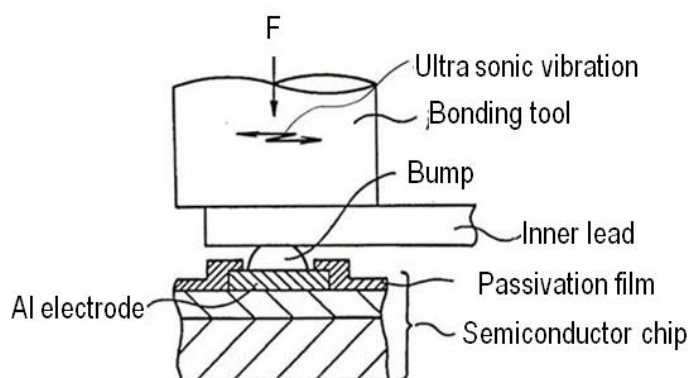


Fig.5.4 Overview of single-point inner lead bonding

以上の理由から、従来はバンプ形成が必須と考えられていたが、HP 社からバンプレスでダイレクトにインナーリードを電極パッドに接続する報告⁵⁰⁵⁾が行われた。このバンプレス方式では、図 5.5 に示すようにインナーリード幅よりも大きな幅の電極を用いることにより、電極がパッシベーション膜に囲まれている(1)の課題を回避しているが、電極サイズが大きくなるため、狭ピッチ化を図れない課題が生じる。また、上記の(2)の課題に対しては、特別な解決手段が開示されておらず、信頼性の観点では課題が残ると考えられる。そこで本研究では、前述した(1)と(2)の課題を解決する、低コストで高信頼かつ狭ピッチ接続を実現できる、新規の超音波援用ダイレクト・マイクロボンディング法の開発を行った。

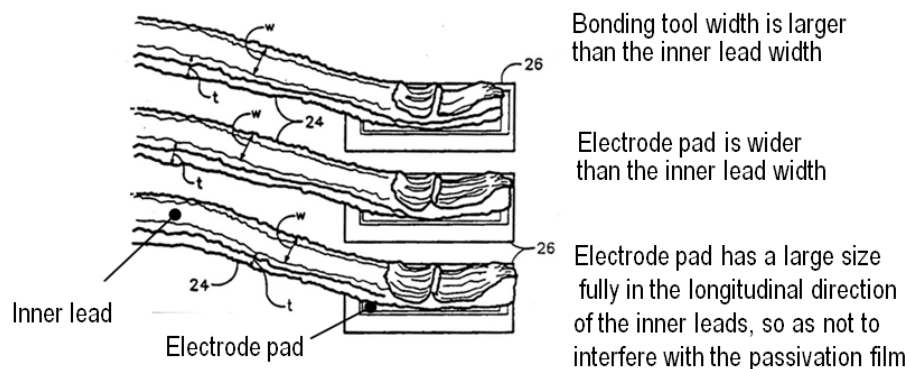


Fig.5.5 Overview of direct bonding method of HP's listed in the US Patent publication

5.2 超音波援用ダイレクト・マイクロボンディング (DMB)の原理

5.2.1 ボンディング領域の応力分布

最も典型的な TAB 接続は、銅基材に Au メッキされたインナーリードと Al 系のベアチップ電極との接合となる。接合は拡散接合により、Au-Al 間で金属間化合物を形成することで行われる。Au-Al の金属間化合物を形成するためには、図 5.6 に示すように、Al 電極表面に形成された自然酸化膜を破壊して、インナーリード上の Au メッキ層が新生 Al 面と接触する状態を作ることが必須となる。従って、より大きな面積で自然酸化膜を破壊することが、十分な接合強度を得るための最重要課題となる。

一括接合では、バンプ変形時のすべり線の刻印により、Al の自然酸化膜を破壊したが、シングルポイントボンディング法では、接合面に作用させるせん断応力により Al の自然酸化膜を破壊する。せん断応力は、ボンディングツールに荷重をかけた状態で超音波振動を印加することにより発生させる。作用させるせん断応力が過剰な場合には、電極直下の基板やパッシベーション膜にクラック等の破損が生じる。ここで、せん断応力の大きさは、

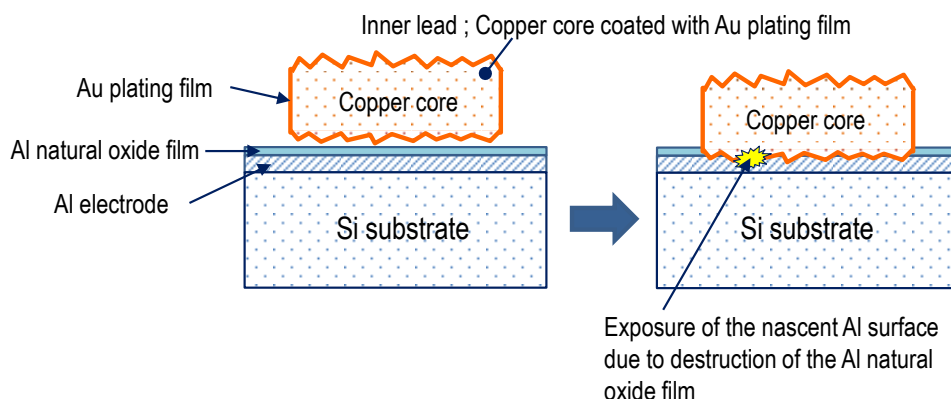


Fig.5.6 Necessary condition for the Au-Al diffusion joining

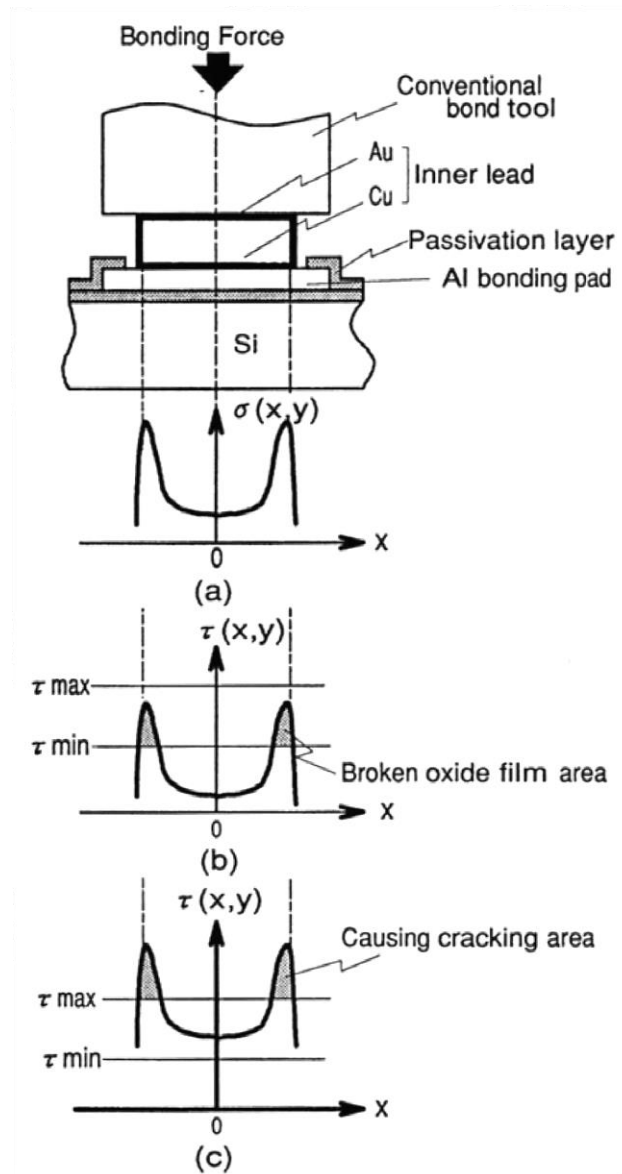
ツールに印加する接合荷重の大きさ、超音波振動の振幅およびインナーリードと電極表面との摩擦係数により決まる。十分な強度で高信頼接続を実現するためには、これら3パラメータのうち接合荷重の分布が最も重要となる。

図 5.7 は、インナーリードボンディング時の Al 電極上の応力分布の概要を示す。Al 電極の中心に原点をとり、Al 電極上の任意の位置 (x,y) におけるせん断応力を $\tau(x,y)$ で示した。また、自然酸化膜を破壊するのに必要な最小のせん断応力を τ_{min} とし、電極にクラック等の破壊を与えない限界せん断応力を τ_{max} とした。この時、次の式を満たす領域 (x,y) では、Au-Al の金属間化合物が形成され、接合が行われる。

$$\tau_{min} < \tau(x,y) < \tau_{max} \quad \dots\dots \text{式(5.1)}$$

電極破壊を起こさないことが第一の条件であり、電極上の全領域で τ_{max} 以下のせん断応力となるような条件で接合を行うことが必要となる。ここで、図 5.7(a) に示すように、先端面が平坦でインナーリード幅よりも大きな幅を有する従来のボンディングツールを用い、Au メッキが施された硬い銅リードをダイレクトに Al 電極に接合する場合の応力分布を考えてみる。この場合、Hertz の接触理論から容易に理解できるように、インナーリード端部には過大な垂直応力 σ が作用する。この状態で超音波振動を印加すると、図 5.7(b) に示すように、垂直応力分布と同様の分布で、インナーリード端部には過大なせん断応力が作用する。式(5.1)を満たす領域は、インナーリード端部の極僅かな領域のみとなる。あるいは、電極中心部においても Al の自然酸化膜を破壊できるようなせん断応力を作用させて接合を行った場合には、図 5.7(c) に示すように、インナーリード端部の接合領域では、電極破壊に至る過大なせん断応力が作用する。

ここで図 5.8 には、汎用有限要素法解析プログラム ANSYS を用いて接合時の電極面上の圧力分布を解析した結果を示す。解析モデルは、ボンディングツールの中心軸に対



(a) Vertical stress distribution
 (b) Shearing stress distribution vs. broken oxide film area
 (c) Shearing stress distribution vs. causing cracking area

Fig.5.7 Stress distribution with conventional direct bonding method

象な2次元円筒座標系モデルで近似した。拘束条件は、LSIチップ底面の変位=0とし、荷重条件は $F=0.49\text{N}$ の垂直荷重を等分布荷重で与えた。各部材の物性値(ヤング率およびポアソン比)を表5.1に示す。図5.8に示すように、インナーリード端部には過大な垂直応力が作用することが分かる。

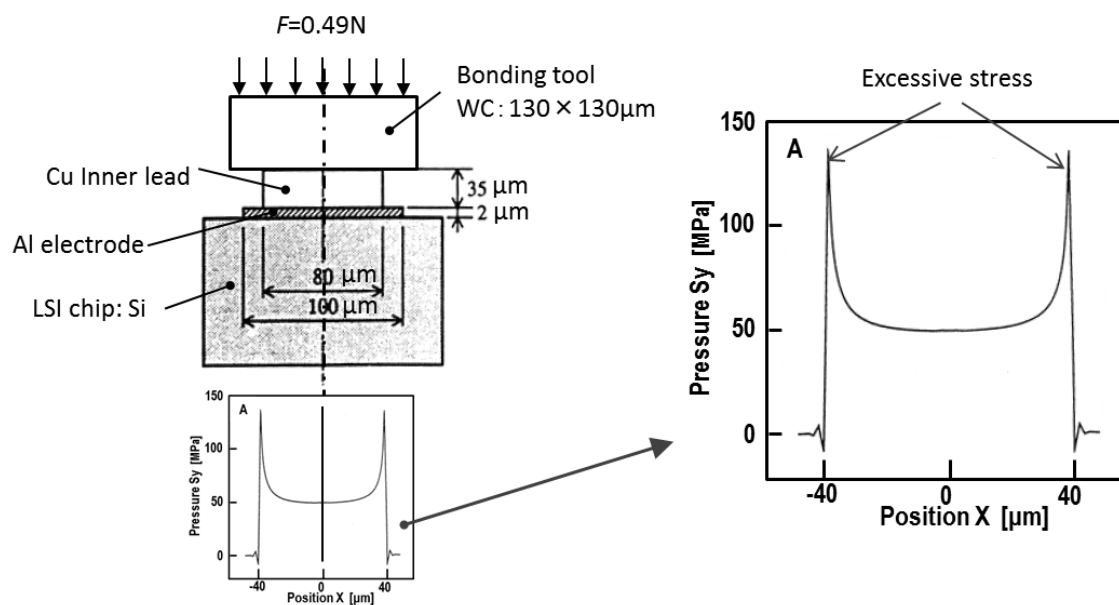


Fig.5.8 Pressure distribution simulation results by direct bonding using the conventional bonding tool

Table 5.1 Physical properties of Young's modulus and Poisson's ratio

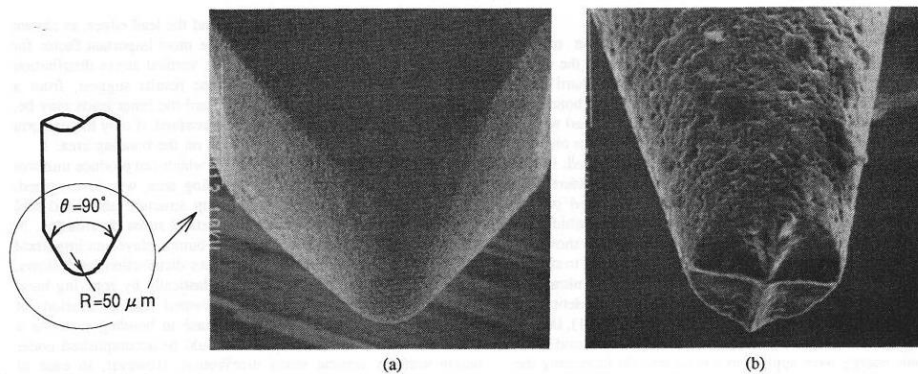
	Si	Al	Cu	WC
Young's modulus GPa	130	70	20	320
Poisson's ratio	0.36	0.355	0.343	0.21

以上から、電極破壊を生じずに十分な強度で接合する”高信頼接続”を実現するためには、電極面に作用する垂直応力の分布が最も重要である事が分かる。別の見方をすると、硬いインナーリードであっても、均一な垂直応力分布を形成することができれば、高信頼接続を実現できることを示唆している。

そこで、電極面の接合荷重を均一分布とする接合方法の検討を行った。従来の Au バンプを用いた接合では、Au バンプの変形が均一な垂直応力分布形成に重要な役割を果たしていた。硬いインナーリードに Au バンプのような塑性変形を期待するのは困難であり、以下に述べるようなボンディングツール形状の最適化と接合プロセスの最適化により、均一なせん断応力分布の実現を検討した。

5.2.2 ボンディングツール

均一な垂直応力分布を実現するために、図 5.9(a)に示すような新規のボンディングツールを開発した。比較のため図 5.9(b)に、従来のボンディングツール先端の SEM 観察像を示す。従来のボンディングツールは、インナーリードとの喰いつきを良くして、超音波振動を確実に伝播するために、平坦なツール先端に十字状に突起が設けられている。また、若干の位置決め誤差が生じて、インナーリード全体を押圧できるように、ツール先端径はインナーリード幅よりも大きく設計されている。一方、図 5.9(a)に示すように、新規に開発したボンディングツールは、先端に丸みを持った円錐形状のツールであり、先端径はリード幅よりも小さいボンディングツールである。このような新規形状の効果に関しては、次節以降で述べる。

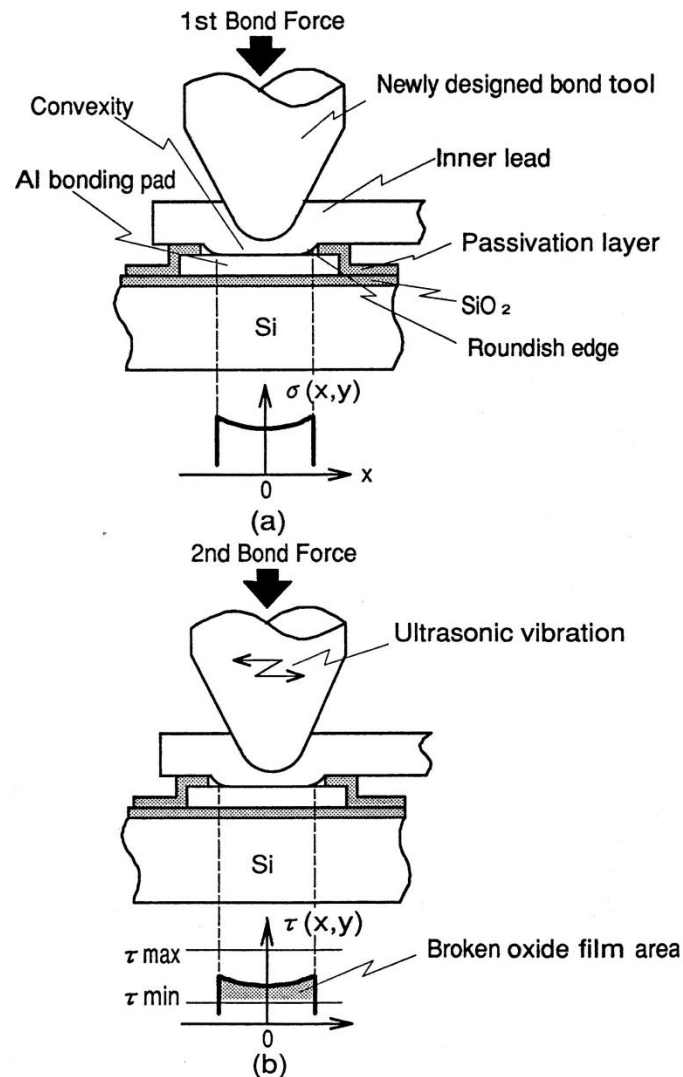


- (a) Newly developed bonding tool design provides a conical round pointed end
(b) Conventional bonding tool design incorporates a crossing groove on the face of the flat end tool

Fig. 5.9 Shape of bonding toolse

5.2.3 ボンディングプロセス

提案する新規のボンディングプロセスを図 5.10 に示す。同図に示すように、極めてシンプルな 2 工程で接合が行われる。第1のボンディング工程では、インナーリードと電極のコンタクトポイントの形成とともに、インナーリードと電極接合面間に均一な垂直応力分布の形成を行う。図 5.9(a)に示した新規ボンディングツールをプレス工具として用い、図 5.10(a)に示すようにインナーリード先端をプレス成形する。ボンディングツール先端がインナーリードに押し込まれボンディングツールとインナーリードの密着状態が作られる。同時にインナーリード反対面には、塑性変形により微小な凸部が形成され、パッシベーション膜の段差を乗り越えて、Al 電極とインナーリード間にコンタクトポイントが形成される。



- (a) 1st bonding process : lead is pressed by the tool
 (b) 2nd bonding process : lead is thermosonically bonded

Fig. 5.10 Proposed Inner lead bonding procedure

プレス荷重は、基板面にクラックが入らない範囲の荷重に調整される。インナーリードはパッシベーション膜とは接触するが、ボンディングツール先端径は電極開口より十分に小さく設計されており、プレス時の垂直応力による直接的なパッシベーション膜の損傷は生じないように配慮されている。

インナーリード反対面の微小凸部は、コンタクトポイントの形成とともに、球面對平面における Hertz の接触理論から容易に理解できるように、接合点近傍の応力分布を均一化する効果がある。図 5.8 に示したような平面同士の接触における、エッジ部の過大応力の

発生を回避することができる。また、インナーリードの表面粗さに起因する過大な垂直応力の発生も、第 1 のボンディング工程で鏡面を有する電極面にインナーリードが押圧され、スムーズな面に塑性変形されることで抑制可能となる。インナーリード表面の平滑化は、真実接触面積を増加して十分な接合強度を実現する上でも極めて重要な工程となる。

続く第 2 のボンディング工程では、図 5.10(b)に示すように、加熱しながら接合面に超音波振動を印加してインナーリードを電極にダイレクトに接合する。ボンディングツールがインナーリードに押し込まれ密着しているため、効果的に超音波振動が接合面に伝わる。均一なせん断応力分布を形成できているため、ほぼ接合面全面で Al の自然酸化膜を破壊することができる。

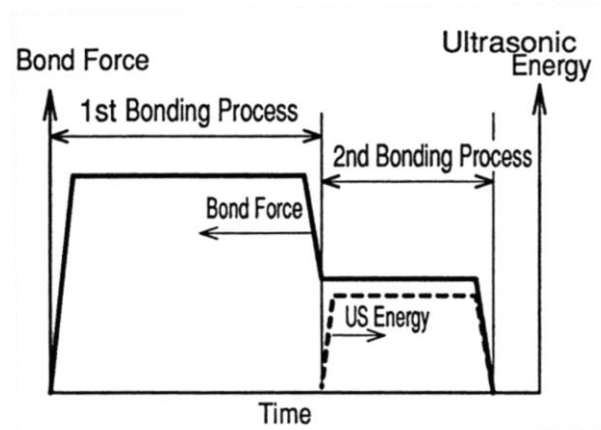


Fig.5.11 Bonding sequence in the proposed inner lead bonding method

図 5.11 は、提案するダイレクトボンディングのボンディングシーケンスを示す。図 5.11 に示すように、第 2 のボンディング工程では、第 2 の接合荷重印加とほぼ同時に超音波振動を印加する。ここで第 2 の接合荷重は、第 1 の接合荷重よりも大幅に減少させる点にシーケンスの特長がある。第 1 の接合荷重は、インナーリード反対面に塑性変形による凸部を形成するのに必要な十分な接合荷重を印加する。第 1 の接合工程でインナーリード凸部と電極間の十分なコンタクトを実現できているため、せん断応力が式(5.1)を満たすように第 2 の接合荷重を大幅に減少し、超音波振動を印加する。以上のように、第 1 の接合工程でせん断応力分布を決定し、第 2 の接合工程でせん断応力の値を調整する。

以上に述べた接合メカニズムを実証するために、実証実験を行った。実証実験を行うにあたり、最初に汎用有限要素法 ANSYS を用いた接合面の応力分布の解析を行い、ボンディングツール形状の最適化検討を行った。

5.3 超音波援用ダイレクトボンディング実験

5.3.1 ボンディングツール形状の最適化検討

ボンディングツールとして、図 5.12 に示すような 4 種類の工具を検討した。図 5.12(a), (b) は先端が円錐台形状のツールであり、以後、頂角 60° のツールを B60, 頂角 90° のツールを B90 と呼ぶ。なお平坦部の直径は、何れも $\phi 25\mu\text{m}$ とした。図 5.12(c), (d) は、それぞれ $R=50\mu\text{m}$, $R=80\mu\text{m}$ の半径を有する頂角 90° の半球状ボンディングツールであり、以後、それぞれを RB90, RC90 と呼ぶ。

以上の 4 種類の工具に対する第 2 の接合工程における電極面の応力分布を ANSYS を用いた弾性解析により求めた。第 1 の接合工程では、ボンディングツールがインナーリードに喰いこみ凹部を形成するとともに、電極面側には極微小な凸部が形成されるが、この微小凸部は直径 $50\sim 80\mu\text{m}$ に対し、高さが $0.5\sim 1.0\mu\text{m}$ オーダの極めてなだらかな凸

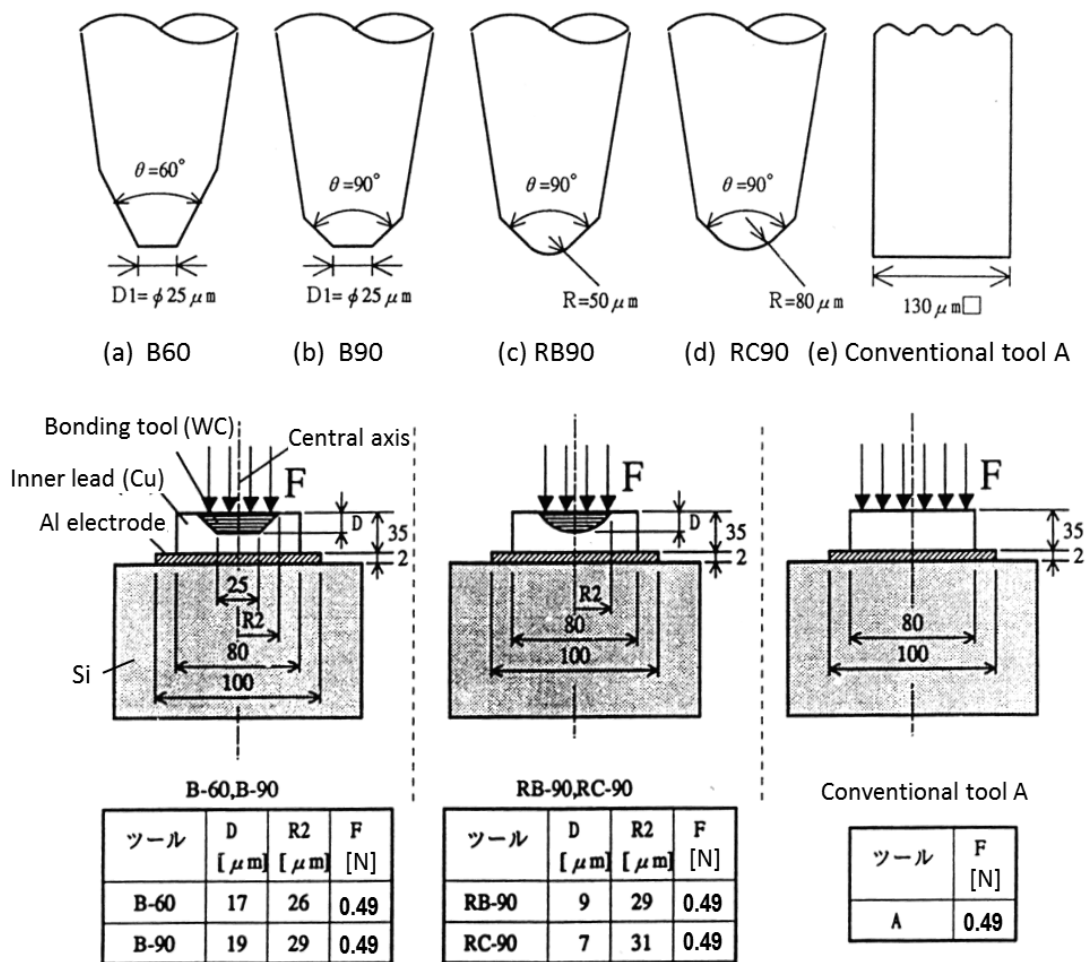


Fig.5.12 Simulation model for the stress distribution on the electrode surface at 2nd bonding process

部であり、凸部形状を実測できなかった。そこで本解析では、凹部のみをモデル化し、凸部はモデル化せずに平坦なモデルで近似した。このため解析結果は、図 5.8 と同様にインナーリードエッジ部近傍に過大な応力が発生した圧力分布となるが、このインナーリードエッジ部近傍の応力は微小凸部の形成により緩和される事を考慮した上で、解析結果を考察することとした。なお凹部形状に関しては、実際に第 1 のボンディング工程を行い、インナーリード上に形成された凹部形状を実測することにより求めた。凹部形状を反映した解析モデルを図 5.12 に、解析結果を図 5.13 に示す。参考まで解析モデルに関しては、従来ツールを用いたモデルも併記して示す。なお、解析条件は図 5.8、および表 5.1 に示した従来ツールを用いた解析と同一であり、拘束条件は LSI チップ底面の変位量=0、第 2 のボンディング工程の接合荷重は、0.49N の等分布荷重として与えた。

図 5.13 に示すように、ツール先端形状により接合面の圧力分布が変化することが分かる。B60 では中心部に応力のピークが発生することが分かる。RB90 と RC90 も中心部が若干応力が大きくなる傾向があるが、ほぼ均一な応力分布が形成されることが分かる。B90 では、逆に中心部の応力は周辺部より若干小さくなる傾向があるが、RB90,RC90 と同様に、ほぼ均一な応力分布が形成されることが分かる。B60 の応力が中心部で大となる原因について考察した。第 1 のボンディング工程で形成する凹部の幅、および深さの影響を解析した結果を図 5.14 に示す。同図(a)に示すように、凹部の深さは圧力分布には影響しないことが分かる。一方で同図(b)に示すように、凹部の幅は圧力分布に影響し、凹部の幅が小さくなる程、中心部に集中応力が作用しピーク応力が発生しやすくなる事が分かる。B60 ツールで中心部の応力ピークが大きくなる理由は、このためと考えられる。

そこで次に、このような応力分布が接合に及ぼす影響を実験的に検討した。第 2 の接合荷重 $F=0.49\text{N}$ にて接合を行い、接合強度と電極直下へのダメージの有無を実験的に調べた。ボンディング実験は、セミオートのシングルポイント TAB ボンダー（海上電気製、SSP-1000）を使用し、リード数 166、リード幅 $80\mu\text{m}$ 、リード厚さ $35\mu\text{m}$ （Cu 基材に $1\mu\text{m}$ の Au メッキ処理）、ピッチ $180\mu\text{m}$ の TAB テープを実験サンプルとして用いた。接合強度はプル強度で評価した。接合後にプルテスターによりインナーリードを上方に引っ張り、プル強度を測定した。各実験ともに 5 個の TAB テープを用い、全リード数 830 の平均強度を求めた。電極直下の LSI チップへのダメージの有無は、接合後に王水でインナーリードおよび Al 電極をエッチング除去し、LSI チップの状態を実体顕微鏡で観察することにより行った。図 5.15 に各ボンディングツールによる平均プル接合強度を、図 5.16 にはクラックの発生率を示す。

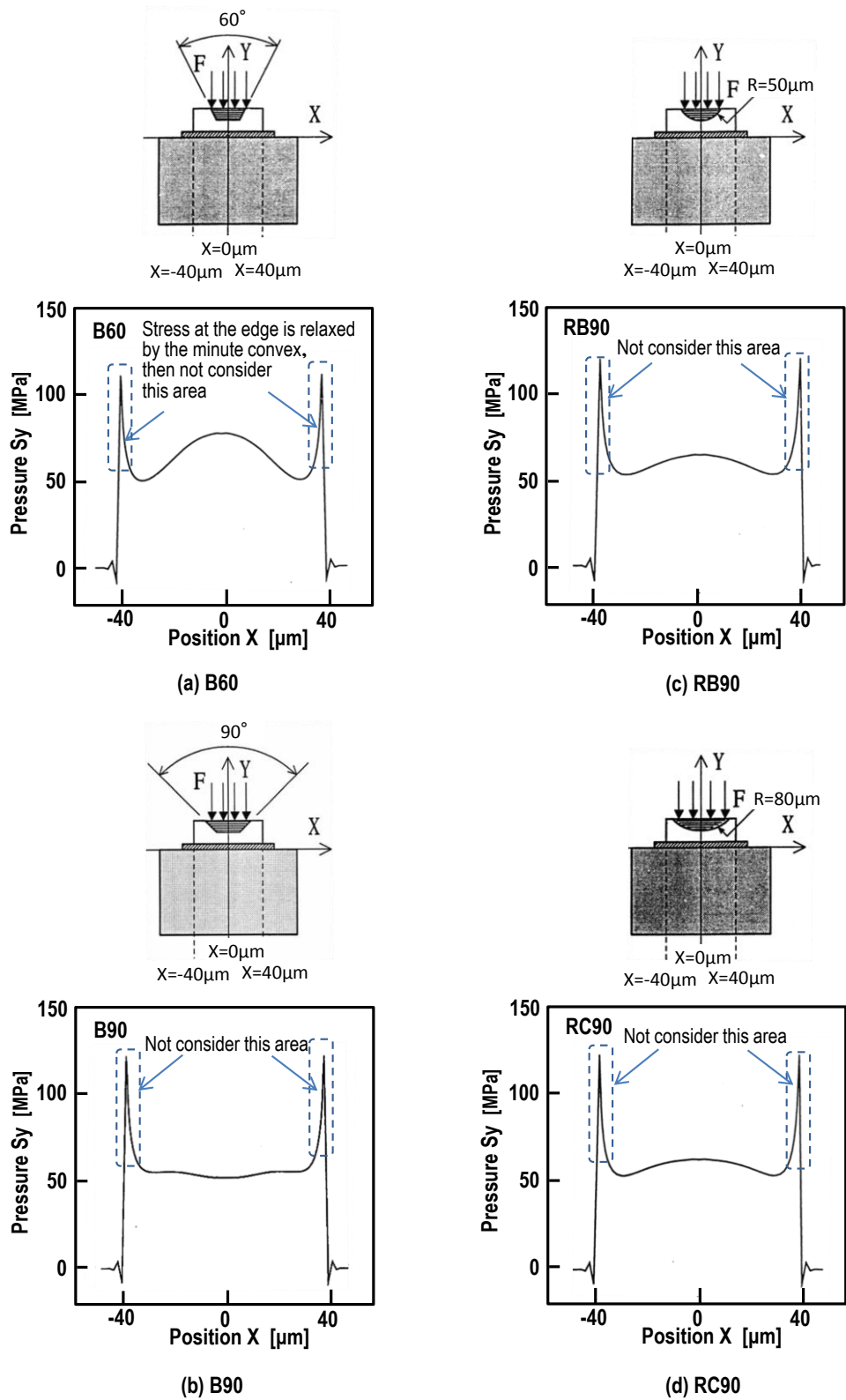


Fig.5.13 Results of the stress distribution on the electrode surface using four kinds of tools having different nose geometry

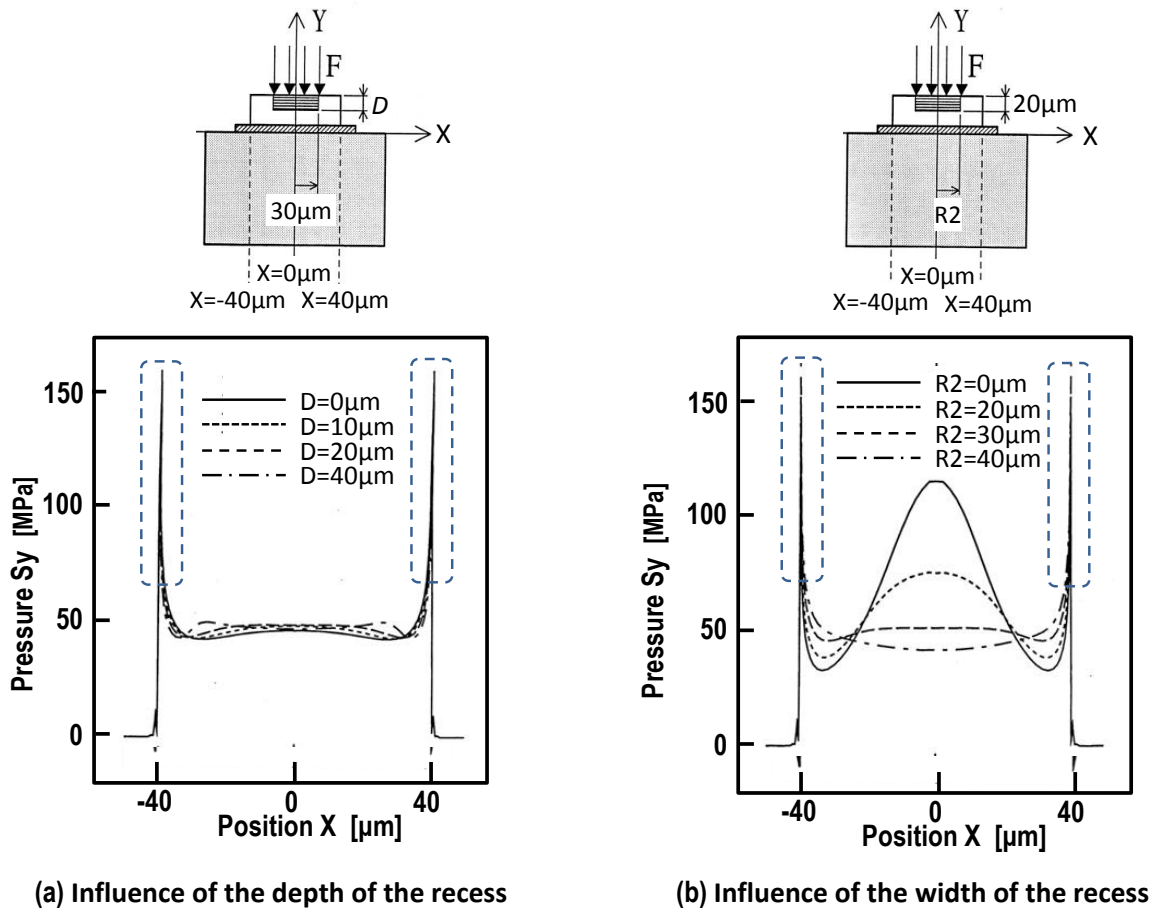


Fig.5.14 Influence of the recess shape formed in the 1st bonding process

図 5.15 に示すように, B90, RB90, RC90 のツールを用いた場合の接合強度は, 何れもインナーリードの破断強度に等しい約 0.43N/lead の接合強度が得られた. 一方で, B60 ツールの接合強度は 0.263N/lead と, 他の 3 つのツールに比べ強度が低下することが分かった. 強度低下は接合面の接触面積が減少することが要因として考えられる. 電極面のクラックに関しては図 5.16 に示すように, 円錐台形状のツールである B60, および B90 ツールでは, 約 25%~30%と大きな確率でクラックが発生することが分かった. 一方で, 先端が半球状のツールでは, 電極直下のクラックは全く発生しなかった. このような円錐台形状ツールと半球状ツールの差異は, 第1の接合工程でインナーリードの電極面側に形成される凸部の形状の差に起因するものと推定される. 半球状ツールの方が, 集中応力を回避するような滑らかな凸部を形成しやすくなるためと考えられる. なお RC90 ツールでは, ツール先端の曲率が大きいため, リードを介して電極の周囲を囲むパッシベーション膜に過大な応力が作用し, パッシベーション膜が破壊されるケースが生じた. ここで, 従来ツールでは, インナーリード長手方向にパッシベーション膜とインナーリードが干渉する

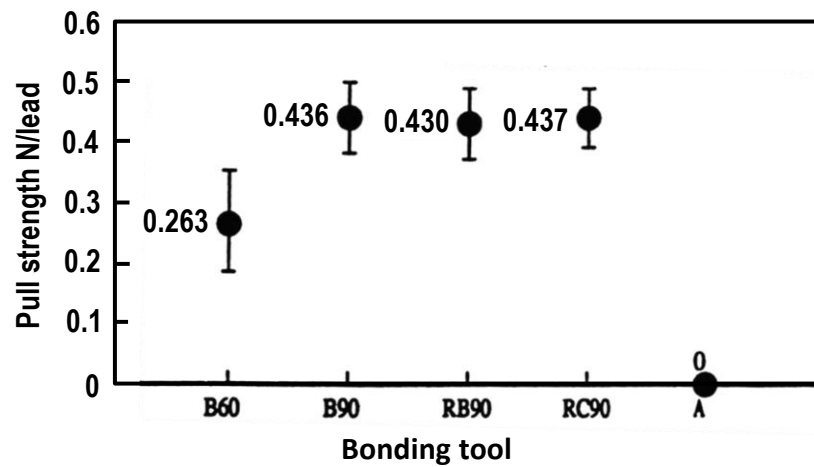


Fig.5.15 Effect on the bonding strength of the tool shape

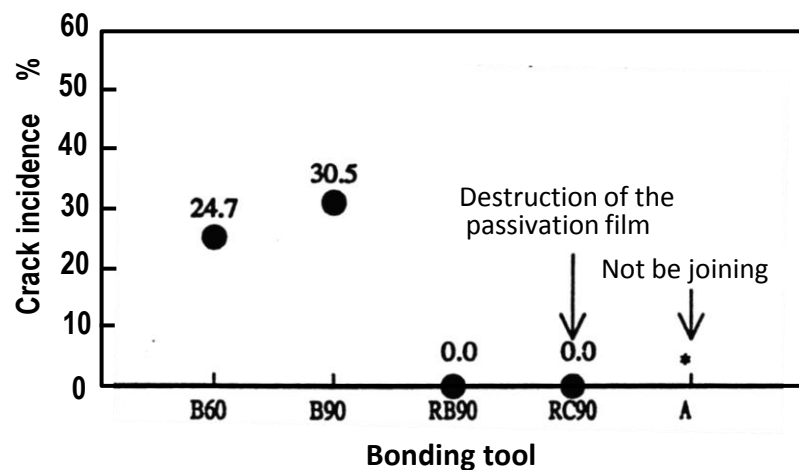


Fig.5.16 Relationship of crack incidence and tool shape

ため(図 5.4 参照), インナーリードと電極面とのコンタクトを十分にとることができず, 接合を全く行えなかった.

以上から, 最適ボンディングツールとして, 先端半径 $50\mu\text{m}$ の半球状ツール RB90 を選択した. 次項以降では, RB90 を用いた接合条件の詳細検討を行った.

5.3.2 実験方法

シングルポイント TAB 接合機は, 現行の Au バンプ用の超音波加熱ボンダー(海上電気製, SSP-1000)を用いた. 通常の超音波加熱ボンダとの唯一の相違は, 図 5.8 で述べたようにボンディングツール形状の差異だけである. 実験に用いた TAB テープは, 以下の 2

種類とした。一つは、総リード数 166 本、リード幅 $80\mu\text{m}$ 、厚さ $35\mu\text{m}$ 、ピッチ $180\mu\text{m}$ の Au メッキを施した 3 層 TAB テープ (以後、166 リード TAB と呼ぶ) であり、他の一つは総リード数 320 本、リード幅 $50\mu\text{m}$ 、厚さ $20\mu\text{m}$ 、ピッチ $80\mu\text{m}$ の Au メッキを施した 2 層 TAB テープ (以後、320 リード TAB と呼ぶ) とした。ここで 3 層テープは、樹脂製のサスペンダーに接着層を介して銅箔を接着し、エッチングによりインナーリードを成形した TAB テープである。2 層テープは、樹脂製サスペンダーに直接電解メッキで成長させてインナーリードを成形した TAB テープである。

166 リード TAB は、 $85\mu\text{m}$ 角の Al 電極を有するベアチップとの接合実験を行い、ボンディング条件の最適化検討を行った。320 リード TAB は狭ピッチ化のポテンシャルを確認するために、 $60\mu\text{m}$ 角の Al 電極を有するベアチップとの接合実験を行った。166 リード TAB 接合に用いたボンディングツールは、先端径 $R=50\mu\text{m}$ 、円錐形頂角 $\theta=90^\circ$ のツールを用いた、狭ピッチ化検討を行った 320 リード TAB では、先端径 $R=25\mu\text{m}$ 、 $\theta=45^\circ$ のボンディングツールを用いた。

5.3.3 ボンディングメカニズムの検証

第 1 のボンディング工程で、インナーリード反対面に電極との十分なコンタクトを実現する凸部を形成することができるか否か、実験的に確認した。凸部は極わずかであり滑らかに変形しているため、インナーリード側の凸部を SEM 観察しても明確な凸部を確認することはできなかった。そこで、電極面に形成された接触痕を観察した。図 5.17 にインナーリード凸部との接触痕を示す。同図に示すように、十分な面積でコンタクトポイントが形成されていることを確認した。さらに、第1の接合荷重と凸部形成との関係を詳細に調査した。

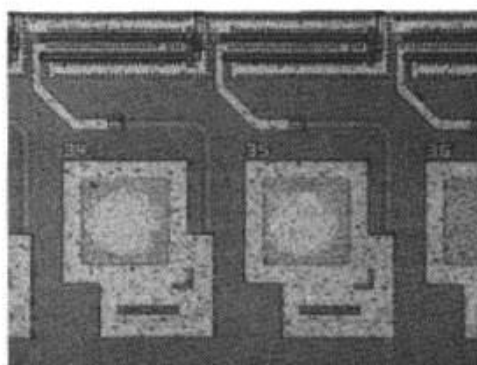


Fig.5.17 Round contact mark impressed into the bonding pads

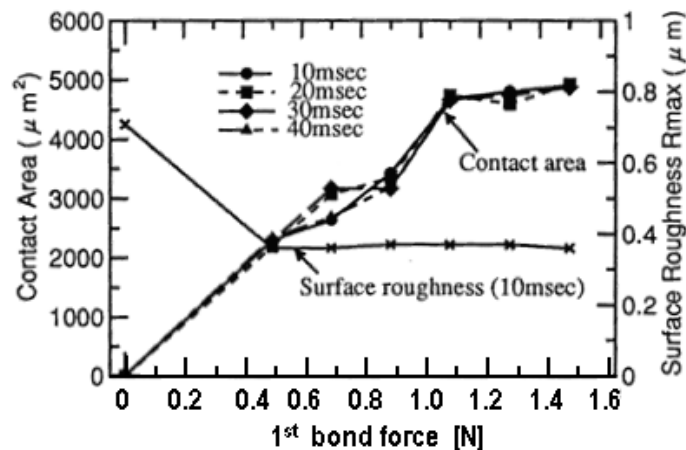


Fig.5.18 1st bond force effects on contact area and surface roughness

図 5.18 に、第 1 の接合荷重とコンタクトポイントの面積の関係、およびインナーリード凸部の表面粗さとの関係を示す。インナーリードの表面粗さは、ELIONIX 社の表面形態解析 SEM(ESA-3000)を用いて測定を行った。コンタクト面積は、SEM 観察結果から接触痕の半径を求め、概算により求めた。

図 5.18 よりインナーリードの表面粗さは、第 1 の接合荷重 0.49N~1.47N の範囲では接合荷重の大きさに依らず、ほぼ半分に減少し、第1の工程で過大応力抑制に効果がある滑らかな表面になることが分かる。また、接合荷重 1.08N まではコンタクト面積は、ほぼ接合荷重に比例して増加することが分かる。接合荷重 1.08N で、ほぼ電極面全体にコンタクトエリアが広がり、以降、接合荷重を増加してもコンタクト面積は一定値となったものと思われる。何れの接合荷重においても、電極面およびパッシベーション膜に損傷は見られないことを確認した。第 1 のボンディング工程に関しては、期待通りの結果となっており、均一な垂直応力分布を形成できていると考えられる。

次に、全工程を通して接合実験を行った。166リード TAB の接合後の SEM 観察写真を図 5.19 に示す。ボンディング条件は、第 1 の接合荷重は 1.08N、第 1 のボンディング時間は 20ms、第 2 の接合荷重は 0.49N、第 2 のボンディング時間は 30ms、超音波エネルギーは 180mW とし、半導体ベアチップの加熱温度は 300℃とした。接合強度を引っ張り強度で測定した。インナーリード接合部と TAB テープのサスペンダーとの間の中央部をプルテスターにより上方に引っ張り、接合強度を調べた。その結果、平均して 0.50N/リード以上の十分な強度で接合が行われていることを確認した。また、接合後にインナーリードをエッチング除去して電極面を観察した結果、電極面には損傷が無いことを確認した。以上のように、想定したボンディングメカニズムの妥当性を実験検証することができた。

そこで次に、さらにボンディング条件の最適化検討を行った

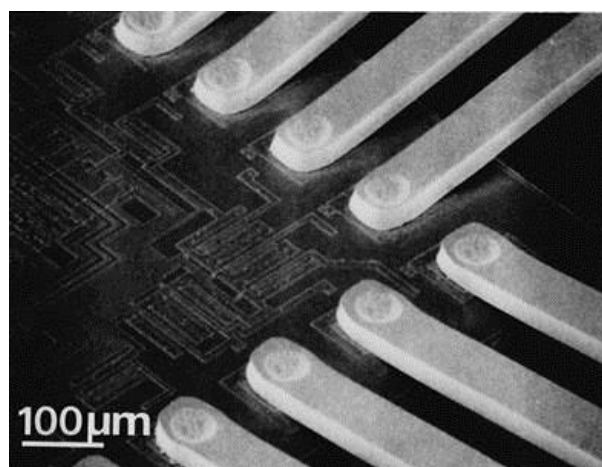


Fig.5.19 166-lead sample view for bond area

5.3.4 ボンディング条件の最適化検討

最初に、第 1 の接合荷重および接合時間とボンディング強度の関係について実験検討を行った。実験結果を図 5.20 に示す。第 1 の接合荷重を増加するにつれ、接合強度は徐々に増加し、第 1 の接合荷重 0.88N で接合強度は、ほぼ一定となった。図 5.18 に示したように、第 1 の接合荷重の増加に伴いコンタクト面積が増加するため、第 1 の接合荷重に比例して接合強度が増加したことが分かる。ここで、166 リード TAB テープのインナーリード自体の破断強度は 0.50N/リードであり、本研究では良好な接合の基準を 0.50N/リードとした。なお、図 5.18 と図 5.20 から、リード破断を起こすのに必要な見かけの触面積は、 $3500\mu\text{m}^2$ 以上と推定される(勿論、真実接触面積は、遥かに小さいと考えられる)。第1の接合荷重は、電極に損傷を起こさない範囲で、最大のコンタクト面積を実現できる荷重として 1.08N を選定した。

第1のボンディング工程におけるボンディング時間を 10ms~50ms に変化させて接合実験を行ったが、図 5.21 に示すように、この範囲では第1のボンディング時間は接合強度に全く影響しないことを確認した。ボンディング時間 10ms は、インナーリードを塑性加工し、反対側にコンタクトエリアを形成するのに十分な時間と考えられる。このため、10ms 以上にボンディング時間を増加しても接合強度に影響しなかったものと考えられる。そこで、第1の接合時間は、生産性を考慮して、10ms を選定した。図 5.22 に半導体チップの加熱温度と接合強度の関係を示す。半導体チップの加熱温度は、熱膨張によるリードと電極とのミスアライメント防止の観点からは、極力、低く抑えたい。一方で、加熱温度が低くなると、アレニウスの式に従った拡散反応の速度が遅くなるため、接合強度が低下する傾向にあ

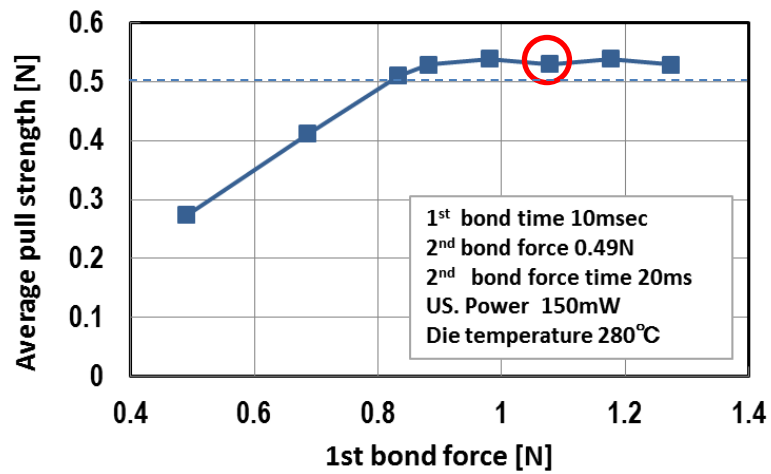


Fig.5.20 Pull strength as a function of 1st bond force

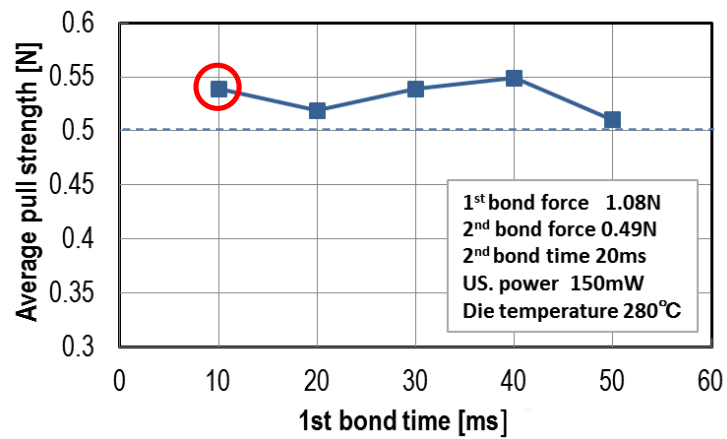


Fig.5.21 Pull strength as a function of 1st bond time

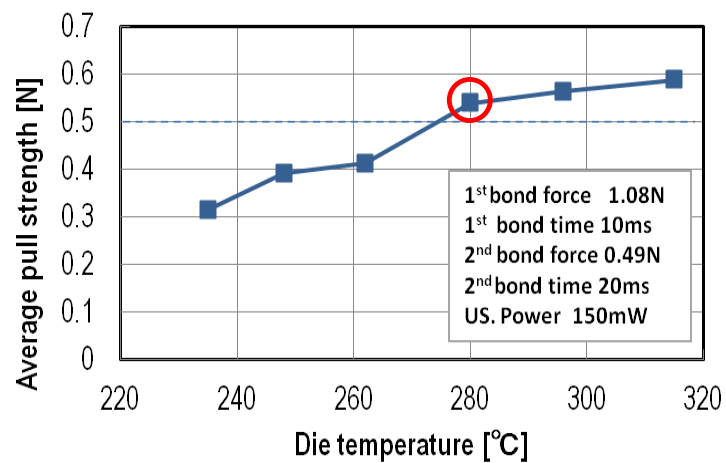


Fig.5.22 Pull strength as a function of die temperature

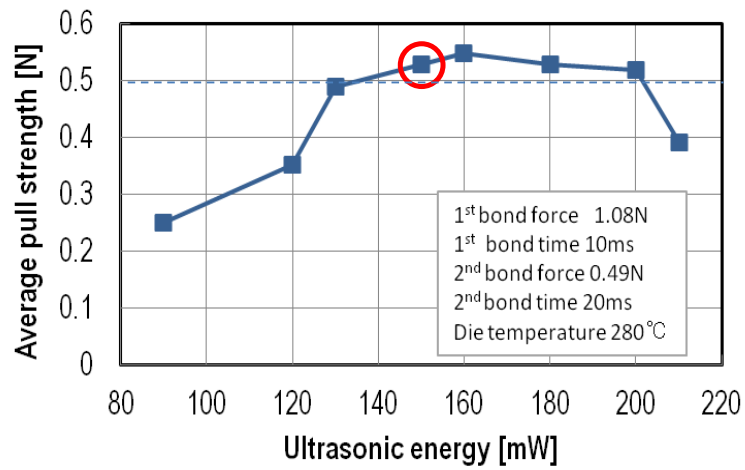


Fig.5.23 Pull strength as a function of ultrasonic energy

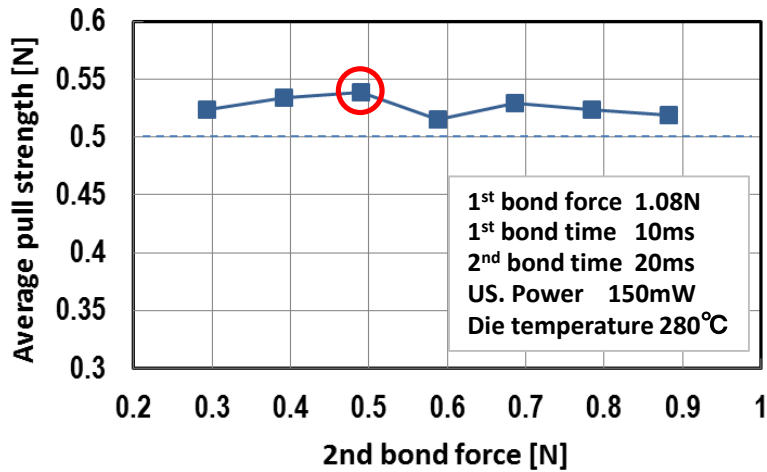


Fig. 5.24 Pull strength as a function of 2nd bond force

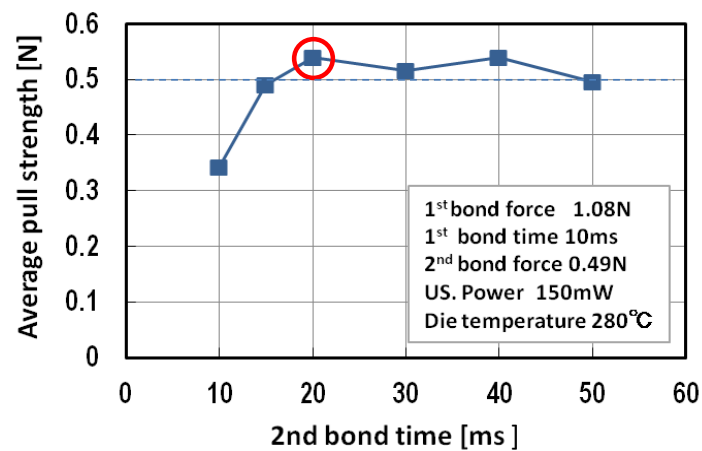


Fig.5.25 Pull strength as a function of 2nd time

る. そこで, 本研究では先に設定した良好な接合のクライテリアである接合強度 0.50N を実現する加熱温度として 280℃を選定した.

図 5.23 に第 2 のボンディング工程で印加する超音波エネルギーと接合強度の関係を示す. 超音波エネルギーに関しては, エネルギーを増加するほど, チップダメージが発生する確率が増加する. 一方で, エネルギーが不十分な場合, Al の自然酸化膜を十分に破壊することができず, 十分な接合強度を実現できなくなる. 本研究では, 接合のクライテリア 0.50N/リードを実現する最小のエネルギーとして, 150mW を最適条件として選定した.

最後に, 第 2 の接合荷重とボンディング時間の影響について検討した. 想定する接合メカニズムをベースに考えると, 式(5.1)を満たしていれば, 第2の接合荷重に依らず, 接合強度は一定値となるはずである. 図 5.24 に, 第2の接合荷重と接合強度の関係を示すが, 第2の接合荷重の大きさに依らず, 一定の接合強度を実現できていることが分かる. そこで本研究では, 第2の接合荷重として0.49Nを標準条件として選定した. この実験結果は, 第1のボンディング工程で均一な垂直応力分布を実現できたことを示している. 図 5.25 に, 第2の接合時間と接合強度の関係を示す. 図 5.25 から, 加熱温度 280℃では, Au-Al 間の拡散を第 2 のボンディング時間 20ms で十分に実現できるものと推定される. そこで生産性を考慮して, 第2の接合時間は 20ms を選定した.

5.3.5 信頼性試験

高温保管実験として, 175℃, 1000 時間の実験を実施した. 高温保管後には, リード自体が変質してしまい, 低い荷重のプル試験でリード破断が発生してしまうため, 真の接

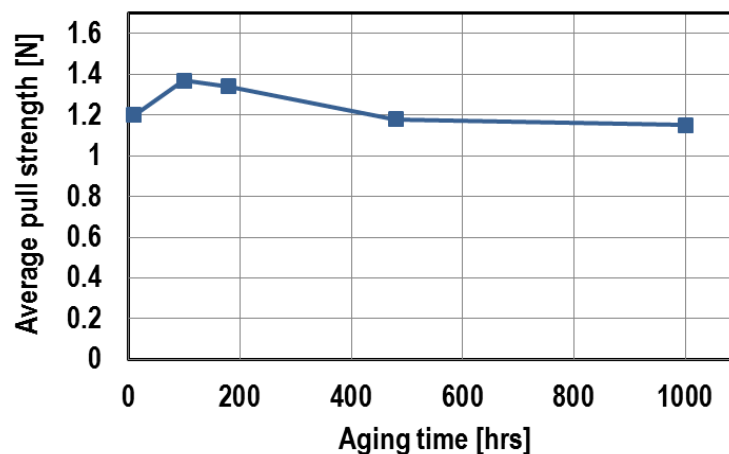
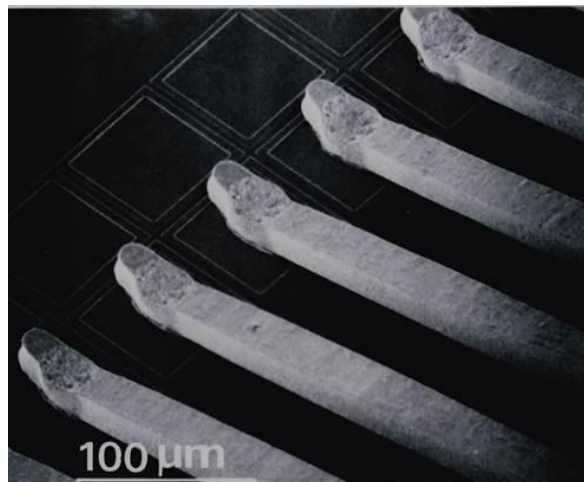


Fig.5.26 Pull strength as a function of 1st bond time

合部の強度評価が行えなくなる。そこで高温保管後の接合部の評価は、接合部に直接せん断応力を印加するシエア試験で実施した。図 5.26 に、エージング時間とシエア強度の関係を示すが、1000 時間にわたり、シエア強度(接合強度)は殆ど変化しないことを確認した。

5.3.6 狭ピッチ化接合実験

320 リード TAB を用いて、80 μ m ピッチの狭ピッチ化接続実験を行った。図 5.27 に示すように、提案するダイレクト・マイクロボンディング法では、僅か 25 μ m 幅のインナーリードを Al 電極に良好に接合可能なことを確認した。接合強度は、0.15N/リードであり、リードの破断強度に等しい強度で接合可能なことを確認した。現状の TAB テープは、スペースが大きいため 80 μ m ピッチ接合となったが、スペースを詰めることで少なくとも 50 μ m ピッ



チの接合は可能と考えられる。

Fig.5.27 320-lead sample view, 25 μ m lead width and 80 μ m bond pitch

5.4 超音波援用ダイレクト・マイクロボンディングの今後の展開

本研究では、ダイレクト・マイクロボンディングを TAB インナーリード実装に適用したが、本技術は半導体のリード接続に限られず、接合部材の片方が 1st ボンディング時のツール押し込みにより塑性変形し、裏面側に微小凸部を形成する条件を満たせば、広く他のマイクロ接合に適用できる可能性がある。この点に関しては、今後の検討課題である。

5.5 半球状工具による超音波援用ダイレクト・マイクロボンディングのまとめ

本章では、超音波援用熱圧着による金属同士の直接接合の検討を行った。半導体の

ベアチップ実装法の一つである TAB インナーリード接合において、従来必要不可欠であった Au バンプ形成工程を不要とした、TAB インナーリードとベアチップ電極との直接接合方法を提案し、その実用性を検討した。

- (1) ダイレクト接合実現のポイントは、接合時の垂直応力分布の均一化と、チップ損傷を発生させない適性なせん断応力の印加にあることを示した。
- (2) 先端が半球状の新規ボンディングツールと、同ツールを用いた新規のボンディングプロセスの開発により、チップ損傷を生じることなくインナーリードをベアチップ電極に直接接合できることを確認した。ボンディング条件の最適化により、従来の Au バンプを用いた接合方法と同等の十分な強度で接合可能なことを示した。
- (3) ダイレクト接合したサンプルの信頼性試験を実施した結果、十分な信頼性を確保できることを確認した。本技術を適用した LSI のベアチップ実装は、多種類の製品に適用され実用化された。
- (4) 狭ピッチ化の基礎実験では、 $25\mu\text{m}$ 幅のインナーリードの直接接合が可能なことを確認し、 $50\mu\text{m}$ ピッチの狭ピッチ接続の可能性を確認した。

以上のように、従来の接合法では必要不可欠であったリソグラフィ工程によるバンプ形成工程を不要とした、TCP 系リードとベアチップ電極との直接接合を実現した。これにより提案する超音波援用のマイクロ・ダイレクトボンディング法が、図 1.6 の第一象限にマッピングされる加工技術であることを検証した。

第 6 章 結論

情報通信技術 (ICT) の進展に伴い、微細加工技術には、高精度微細加工の実現とともに、多品種少量加工に対応した単純かつ少ないプロセスの実現が強く求められるようになってきた。ところが現状の微細加工技術は、複雑な多くのプロセスを必要とする半導体微細加工技術に大きく依存しているのが現状であり、微細加工と多品種少量加工を両立する新たな微細加工技術の開発が強く求められていた。

そこで本研究では、従来、半導体微細加工技術により行われていた電子機器部品の微細加工を機械加工で置き換えることを狙いとし、除去加工、変形加工、付加工のそれぞれに対応した 3 種類の新規加工方法を提案し、各々の加工方法を具体的な電子機器部品の加工に適用し、その実用性を検討した。

本研究により得られた結論を総括すると、次のようになる。

(1) 摩耗現象に着目した精密加工用工具設計の指針

提案する 3 種類の加工方法の検討にあたり、加工精度に大きな影響を与える工具摩耗抑制に関する検討を行った。3 種類の加工方法で発生する可能性のある摩耗機構を事前に机上検討で抽出し、想定される摩耗機構を含んだ実験モデルを設計し、摩耗試験を実施した。

その結果、以下の工具設計に関わる指針を得た。同指針を各加工法に展開した。

- アブレイブ摩耗の抑制: 被加工材の 1.3 倍以上の硬さの工具を用いること
- 腐食摩耗の抑制: 化学的に不活性な被加工材と工具材質の組合せを選定すること
- 疲労摩耗の抑制: プレス加工では、工具先端の角部に微小なダレが発生することを与件とし、加工方法、および加工条件を選定すること
- 仮に凝着摩耗が発生した場合には、工具に凝着を防止するコーティングを施すこと

(2) 除去加工: 「定圧切込み法による 10nm オーダ深さの微細溝切削加工」

従来、半導体微細加工技術以外に実現手段がなかった、10nm オーダ深さの矩形状の微細溝加工を実現する新規の微細溝切削加工方法の検討を行った。研磨したガラス基板上に形成した軟質金属膜に、背分力に釣り合う一定の垂直荷重を作用させたダイヤモンド工具を押圧し工具に切り込みを与え、ガラス基板を溝深さを決定するストッパー層として用いることにより、軟質金属膜の膜厚に等しい 10nm オーダ深さの微細溝を高精度に実現できる新規の微細溝切削法、“膜厚制御切削法”を開発した。

同加工方法を光ディスク原盤のプリグループ加工(溝幅 $1.0\mu\text{m}$ 、深さ 80nm 、ピッチ $1.6\mu\text{m}$ のスパイラル状の連続溝)へ適用した結果、半導体微細加工技術により作製したスタンプを用いた射出成形による現行の樹脂ディスクと、同等の記録再生特性を達成できることを実験実証した。

以上のように、従来、半導体微細加工技術以外に実現手段がなかった 10nm オーダ深さの矩形状の微細溝加工を、膜厚制御切削法による単純、かつ少ないプロセスの機械加工法で置き換え可能なことを示した。

(3)変形加工:「ピエゾ駆動システムによる $100\mu\text{m}$ 領域へのマイクロプレス加工」

従来、平板状の被加工材を加工対象としていたプレス加工を、任意の 3 次元形状を有する被加工材に適用範囲を広げることを狙いとし、新規のマイクロプレス加工技術の検討を行った。一組のポンチとダイスを任意の 3 次元形状を有する被加工材上の加工点に逐次移動し、加工点近傍の約 $100\mu\text{m}$ 角の微小領域を局所的にプレス加工できる、新規のマイクロプレス加工技術を開発した。圧電素子の微小変位(最大 $20\mu\text{m}$)を弾性ヒンジを用いた拡大機構により 20 倍に拡大する、掌サイズの小型圧電アクチュエータと、プレス加工時にポンチ周辺の約 $100\mu\text{m}$ 角の微小領域を固定できる、ポンチ一体型のプレス抑え機構を開発した。これにより、任意の 3 次元形状を有する被加工材上への局所的なプレス加工を実現した。

同加工方法を、従来、厚膜プロセスによる半導体微細加工技術以外に実現手段がなかった TAB インナーリード先端へのバンパ形成に適用し、幅 $80\mu\text{m}$ の片持ち梁のリード先端に直径 $70\mu\text{m}$ 、高さ $26\pm 0.5\mu\text{m}$ の高精度な中空バンパ加工を 850spm の高生産性で実現できることを示した。

以上のように、従来、厚膜プロセスによる半導体微細加工技術以外に実現手段がなかった TAB インナーリード先端へのバンパ形成を、新規に開発したマイクロプレス加工法により代替できることを実験実証した。

(4)付加加工:半球状工具による超音波援用ダイレクト・マイクロボンディング

マイクロエレクトロニクス部品の機械的および電氣的な接合において、バンパ形成を行わずに、ベアチップ電極にリード材をダイレクトに接合可能とする、超音波援用熱圧着接合法による新規の TAB インナーリード接合方法を開発した。

従来、インナーリードとベアチップ電極との接合では、接合時の機械的応力によるチップダメージを抑制するために、ベアチップ電極面上への Au バンパ形成が必須であった。開発したダイレクト・マイクロボンディング(DMB)法では、先端が半球状の新しい形

状のボンディングツールと、新規に開発した一連の 2 工程からなる接合方法により、バンプ形成を不要とした電極面へのインナーリードのダイレクト接合を実現した。

第1の工程では、半導体チップの電極面上に位置決めされたインナーリードに、半球状の丸みを持つボンディングツールを押し込み、インナーリードの電極接合面側に、マイクロプレス加工による微小凸部を形成する。この工程により、インナーリード材と Al 電極接合界面の圧力分布を均一化するとともに、インナーリード材表層を塑性変形により平坦化し、接合界面の真実接触面積を十分に確保する。

第2の工程では、ボンディング荷重を大幅に減少し、同時にボンディングルーツに超音波振動を印加することにより、半導体チップに損傷を与えることなく、Al 電極表層の自然酸化膜を破壊する。露出した新生 Al 面とインナーリードに被覆された Au メッキの間で Au-Al の金属間化合物を形成し、機械的かつ電氣的な接合を実現する。一連の工程は、半導体チップを下加熱装置により 280℃に加熱した状態で行う。

ダイレクト・マイクロボンディング法の開発により、従来、半導体微細加工技術の厚膜プロセスにより形成していた高価な Au バンプ形成工程が不要となり、機械加工法だけでマイクロエレクトロニクス部品の機械的および電氣的な接合が可能なることを実証した。

以上のように本研究では、除去加工、変形加工、付加加工の其々に対応した機械加工をベースとした3種類の新規の微細加工方法を提案し、**機械加工技術は、その特長である簡易プロセスによる「多品種少量加工適性の実現」とともに、半導体微細加工技術を置き換える可能性を十分に保有する「微細加工の高いポテンシャルの実現」を両立できることを提示した。**

謝辞

本学位論文は、筆者が東京工業大学 大学院理工学研究科在籍時に行った研究と日本電気株式会社 研究開発技術本部に在職中に行った研究をまとめたものである。

本研究を学位論文としてまとめるに当たり、お忙しい中、多大なお時間を割いて頂き、終始的確なご指導とご鞭撻を頂きました東京工業大学 大竹尚登教授に心より感謝致します。また、お忙しい中、本論文をご精読頂くとともに、審査員として多くの貴重なご助言を頂きました東京工業大学 齋藤義夫教授、吉野雅彦教授、平田敦准教授、水谷義弘准教授に心より感謝致します。

筆者が東京工業大学 大学院理工学研究科在籍時に行った印字用ワイヤの摩耗の研究では、指導教官として深く学術的なご指導を頂くとともに、研究のイロハからご指導を頂き、未知のものを明らかにしていく研究の楽しさを教えて頂き、研究の道に入るきっかけを作って頂いた恩師である東京工業大学 西本廉名誉教授に深く感謝致します。

ダイヤモンド切削による微細溝加工の研究では、日本電気株式会社 在職時代に上司として日々の確なご指導を頂いた、現ものつくり大学 三橋眞成教授に深く感謝致します。ピエゾ駆動システムによるマイクロプレス加工、およびダイレクト・マイクロボンディングの研究では、研究の機会を与えて頂くとともに、上司として我々若輩研究者を叱咤激励しながら、常に夢を語りかけて頂き、リーディングをして頂いた、元日本電気株式会社 研究開発技術本部の大久保俊雄氏に深く感謝致します。また、日本電気株式会社 在職時の共同研究者である現 ReRaKu 金子秀樹氏とは、来る日も来る日も二人で実験室にこもり、うまく行かないときには夜、夜中まで一緒に実験を行い、また議論を行い、そして一つの壁を乗り越えた時の喜びを共に分かち合う経験をさせて頂きました。この時の苦楽の結果である研究成果を学位論文としてまとめることができましたこと、心から感謝致します。また、マイクロボンディングの研究において、接合面の応力分布の解析を行ってくれた日本電気株式会社 佐々木純一氏に深く感謝致します。

最後に、常に **Passion**「熱」を持って行動をされており、その「熱」を私にも注入して頂き、私自身にチャレンジする意欲を焚きつけて頂くとともに、学位論文に挑戦する機会を与えて頂き、終始多大なご指導とご鞭撻を頂きました東京工業大学 戸倉和名誉教授に心より感謝の意を表し謝辞と致します。

参考文献

第 1 章

- 101) 飯塚久哲, 米村大介, 豊田秀樹:顧客ランクによる行動分析, オペレーションズ・リサーチ, vol48, no2 (2003),94
- 102) NISSHO ELECTRONICS, 顧客のスマートフォンを行動分析に活用 Wi-Fi 位置情報検知ソリューション,
http://www.nissho-ele.co.jp/product/solution/ichi_jyoho/index.html,2014.01.30 アクセス
- 103) リコー,「GR」の外観カスタマイズサービス
http://dc.watch.impress.co.jp/docs/news/20130723_608653.html, 2014..10
アクセス
- 104)Rebecca Angeles:RFID Technologies Supplu-Chain Application and Implementation Issues, Information System Management, 51(2005),65
- 105)藤村 恵, 細田康雄, 勝村昌広, 小林正規, 北原弘昭:ドライエッチングプロセスによるナノパターン制御, PIONEER R&D,Vol16,N02(2006),1
- 106)Tech on:半導体製造:ArF 露光での 22/20nm 量産へ, 凸版印刷がマスク製造ラインを構築, <http://techon.nikkeibp.co.jp/article/NEWS/20100913/185630/>,
202014.2.10 アクセス
- 107)姜 帥現, 井上壮一:半導体デバイスの微細化を実現する EUV リソグラフィ技術, 東芝レビューVol.67,No4(2012),36
- 108)初井宇記:透過型回折格子による軟 X 線分光, 放射光, 192(2006),101
- 109)大寺泰章:高密度光ディスクの成形技術, 成形加工,17,6(2005), 384
- 110)佐藤一雄:マイクロマシンにおけるシリコン加工技術, J.Vac.Soc.Jpn, 43,2(2000),
16
- 111)畑田賢造:新しい TAB 材料, SHM 会誌, 9,4(1993), 22
- 112)藤田博之:立体的マイクロマシンを作る, 表面技術, 49, 8(1998), 844
- 113) Thick Photo-Resist,<http://memscyclopedia.org/su8.html>,2014.2.10 アクセス
- 114)前田龍太郎:チャイナシフト時代のキーテクノロジーを探る, 精密工学会誌, 69,8(2003), 1061
- 115) 藤田博之: MEMS の技術動向と設計技術の役割, 精密工学会誌, 70,9(2004),1133

- 116) 沢田 廉士, 日暮 栄治: MEMS 商用化技術の現状と今後の展望, 精密工学会誌, 76, 5(2010), 491
- 117) 加藤 俊夫, 半導体入門講座 第 4 回リソグラフィ
<http://www.semiconductorjapan.net/serial/lesson/04.html>, 2014.2.10 アクセス
- 118) 田中 克敏: 超精密加工機械の最近の動向および展望, 日本機械学会論文集 (C 編), 75, 757(2009), 2369
- 119) 井川 直哉: 超精密機械加工の現状と展望, NACHI, 50, 2(通巻 110 号), 1
- 120) 稲葉 善治他: 超精密 5 軸ナノ加工機, 第 4 回新機械振興賞受賞業績概要,
<http://www.jspmi.or.jp/system/file/3/881/N04-01.pdf>, 2014.2.10 アクセス
- 121) 河合 知彦, 蛭原 健三, 山本 明, 小田 隆之, 酒井 田康宏, 見波 弘志, 大木 武, 中村 文信, 矢羽 多義和: 超精密加工機の開発-機械加工でマイクロ～ナノ形状に挑戦-,
<http://www.fbi-award.jp/sentan/jusyou/2005/fanuc.pdf>, 2014.2.10 アクセス
- 122) 鍋木 一, 黒田 正己: 熱ナノインプリント実験装置 Reprina-T50, Origin Technical Journal, No.71(2008), 8
- 123) 上田 勝宣, 住谷 充夫: 回折格子の超精密切削, 光技術コンタクト, 26, 3(1988), 208.
- 124) 沢田 潔, 尾高 俊一, 河合 知彦, 竹内 芳美, 佐田 登志夫: 超精密マイクロ溝加工を利用したエンコーダ用回折格子の製作, 日本機械学会論文集 (C 編), 66, 648(2000), 2846.
- 125) 沢田 潔, 河合 知彦, 竹内 芳美, 佐田 登志夫: 超精密マイクロ溝加工, 日本機械学会論文集 (C 編), 64, 627(1998), 332
- 126) 米山 陽介, 石田 徹, 河合 知彦, 竹内 芳美: 非回転工具を用いた自由曲面上への 6 軸制御超精密マイクロ溝加工, 精密工学会誌, 72, 5(2006), 647.
- 127) 久門 哲也, 石田 徹, 竹内 芳美, 河合 知彦, 沢田 潔: 非回転工具を用いた超精密マイクロ V 溝加工, 精密工学会誌, 70, 10(2004), 1301
- 128) 室田 真弘, 鈴木 宣暁, 石田 徹, 竹内 芳美, 河合 知彦, 沢田 潔: 超精密マイクロ V 形止り溝の創成, 精密工学会誌, 70, 5(2004), 677
- 129) 大森 整, 山形 豊, 守安 精, 林 偉民, 森田 晋也: 超精密・超微細加工を実現する ELID 研削法, 表面科学, 22, 3(2001), 17
- 130) 大森 整: ELID 研削加工技術, 精密工学会誌, 70, 6(2004), 757
- 131) 大森 整, 山形 豊, 守安 精, 上原 嘉宏, 片平和 俊, 林 偉民: マイクロ研削加工, 精密工学会誌, 68, 2(2002), 171
- 132) 増沢 隆久: マイクロ放電加工技術の概要, 電気加工学会誌, 35, 80(2001), 5

- 133) 佐藤健夫, 水谷 武, 正木 健, 山本正樹: 放電加工による微細穴加工および微細ポンチの成形, 精密工学会誌, 55,6(1989),29
- 134) 西村雅彦: 微細放電加工機による微細加工技術の研究,
<http://www.mpstpc.pref.mie.lg.jp/KOU/kenhou/h16/NB05.pdf>,
2014.2.10 アクセス
- 135) 増沢隆久: マイクロ放電加工, 精密工学会誌, 68,2(2002),180
- 136) 小藪国夫: レーザアシストエッチング, 精密工学会誌, 54,9(1988), 51
- 137) Masashige MITSUHASHI, Yasuhiro OTSUKA, Norio TAGAWA:
Micro-Fabrication of Ceramic Using Laser Enhanced Etching, Bull. of
JSPE, 23,2(1989),100
- 138) 東レ・プレシジョン株式会社: 精密プレス加工
http://www.tpc-jp.co.jp/technology/tec_a001.html, 2014.2.10 アクセス
- 139) 長峰 勝: $\phi 1\mu\text{m}$ の微細穴プレス加工を目指すマイクロピアスメンブレン, 48, 12
(2010), 28
- 140) 松林雄輔, 小川良仁, 松本哲男: インクジェットプリンタヘッド, プレス技術
28,10(1990), 60
- 141) Ming Yang, Ken-ichi Manabe, Kuniyoshi Ito: Micro press forming and
assembling of micro parts in a progressive die, Journal of Mechanical
Science and technology, 21(2007),1452
- 142) Jie Xu, Bin Guo, Debin Shan, Chunju Wang, Juan Li, Yanwu Liu,
Dongsheng Qu : Development of a micro-forming system for
micro-punching process of micro-hole arrays in brass foil, Journal of
Materials Processing Technology, 212(2012)2238
- 143) 藤野正俊, 増沢隆久: 微細打抜き, プレス技術, 30,11(1992), 23
- 144) 足立達也: 電子部品の高精度プレス技術, 精密工学会誌, 58, 62(1992), 36
- 145) 西 国男: プリント配線板打抜き加工, サーキットテクノロジー, 8,6(1993), 512
- 146) 畑田賢造: インタコネクション技術, エレクトロニクス実装学会誌, 8,2(2005),156
- 147) 廣瀬明夫, 小林紘二郎: エレクトロニクスにおけるマイクロ接合の現状と将来, までり
あ, 33,11(1994)1382
- 148) 町田一道: ボンディング, 日本金属学会会報, 28,1(1989),70
- 149) 西谷祐司, 早川 寿, 大類 研, 神野浩子, 浅見 博: 無電解めつきを用いた IC 微
細接合技術, 表面技術, 54,2(2003),14

- 150) 佐伯啓二: フリップチップ実装工法と実装システムの開発, 回路実装学会誌, 11, 4 (1996), 240
- 151) 福田弘樹, 亀田貴理, 高橋康夫: 超音波併用熱圧着微細接合プロセスの基礎的研究, 溶接学会全国大会公報概要, 第 73 集(2003), 118

第 2 章

- 201) P.A. Engel, J.L.Sirico, S.E. Nemier and R.G.Byer: Study of Print-wire Wear, Wear, **36** (1976), 373
- 202) 前田禎三, 青木 勇, 鈴木 淳, 太田正孝: 高速プリンタのプリント・ワイヤの摩耗に関する研究, 東京大学工学部総合試験所年報, **38**(1979), 115
- 203) 平岡佑二, 高橋貞男, 小島正義: プラスチック複合材料活字の印字寿命と材質, 昭和 56 年度精機学会春季大会学術講演会講演論文全集, (1981), 326
- 204) 石川浩一郎, 高橋邦雄, 板井 清: ドット面積と衝撃印字条件の関係について, 電子通信学会機構部品研究会資料, EMC76-5(1976) 15
- 205) H.D.Conway and R.Schaffer: The Contact Problem in Solid-ink Printing, Exp. Mech., **7**, 1, (1967) 15
- 206) H.Czichos: Tribology, Elsevier Scientific Publ. Co., (1978) 112
- 207) 中沢 一, 本田寛臣: 金属の疲労強度, 養賢堂(1978) 23, 28

第 3 章

- 301) 小林昭: 超精密ダイヤモンド切削加工技術, 日本機械学会誌, **85**, 760(1982), 241
- 302) 日経メカニカル, nm オーダを達成した超精密加工技術 光学機器を中心に用途拡大, 日本経済新聞 4.29(1991), 30
- 303) 上田勝宣, 住谷充夫: 微細溝の超精密切削加工, 精密工学会誌, **52**, 12(1986), 2016
- 304) 藤原三男, 小園利一, 牧芳郎, 永島道芳: 光ディスク原盤の超精密切削加工, 精密工学会秋季大会学術講演会論文集(1989), 141
- 305) 西口隆, 高須周平, 榊田正美: ダイヤモンド溝切削における溝形状の加工精度への影響, 精機学会春季大会学術講演論文集(1983), 327
- 306) 小林篤史, 小島一志: 超精密三次元マイクロ加工用ダイヤモンド切削工具の開発, SEI テクニカルレビュー, **171**, 7, (2007), 63
- 307) 大塚泰弘: 別冊応用機械工学 超精密加工マニュアル ダイヤモンド工具による微細溝加工, 大河出版(1989), 50

- 308) 原田達男, 森山茂夫, 喜多敏昭, 近藤彌太郎: 無収差凹面回折格子用数値制御ルーリングエンジンの開発, 精密機械, 42,9(1976), 68
- 309) 高島幸史: 回折格子の超精密加工-ピエゾ駆動型ルーリングエンジン-, 光技術コンタクト, 26,3(1988), 218
- 310) 古田知伸: ナノインプリント技術と光学デバイスへの応用, 月刊ディスプレイ, '07, 6月号, 54
- 311) 井川直哉: 切削加工の精度限界, 機械の研究, 24,12(1972), 1545
- 312) 井川直哉, 島田尚一, R.R.Donaldson, C.K.Syn, J.S.Taylor, 大森義市, 田中宏明, 吉永博俊: 極微小切削における切りくず形態と最小切取り厚さ, 精密工学会誌, 59, 4(1993), 673
- 313) 曾田範宗: 固体の摩擦と潤滑, 丸善(株), 1961, 95-100
- 314) 岡崎他: 光ディスクの最適形状, National Technical Report, 35,2(1989), 172

第 4 章

- 401) X EROM, <http://www.xerom.jp> 2013.11.30 アクセス.
- 402) W. Presz, B. Andersen, T. Wanheim: Piezoelectric driven Micro-press for microforming, J. Achievements in Materials and Manufacturing Eng., 18, (2006), 411
- 403) M. Yang, K. Manabe, K. Ito: Micro press forming and assembling of micro parts in a progressive die, J. Mechanical Science and Tech. 21, (2007), 1452
- 404) 株式会社ミスズ工業, <http://www.miszu.co.jp/jp/technology/hole.html> 2014.3.8 アクセス
- 405) H. Kaneko, Y. Otsuka, M. Itoh, M. Isikawa, T. Ohkubo: NEW BUMP FORMATION TECHNOLOGY FOR TAB INNER LEAD BONDING, IMC 1992 Proceedings, (1992), 163
- 406) 栗山文夫, 南吉夫, 木村誠章: バンプめつき装置, エバラ時報, 207, (2005), 34
- 407) 木部義幸, 三井公之: 金属薄板のプレス穴あけ加工における加工精度, 精密工学会誌, 75,3(2009), 373
- 408) 三井公之, 木部義幸: マイクロプレス穴あけ加工における適正クリアランスに関する研究, www.amada-f.or.jp/r_report/fttr/2006/2613.pdf 2014.2.10 アクセス
- 409) 青木勇, 矢野健, 樋口俊郎: 振幅拡大機構を用いた圧電マイクロプレスの試作と打ち抜き加工への応用, 精密工学会誌, 58, 2, (1992), 131
- 410) 笹田昌弘: 圧電素子駆動による鍛金加工に関する研究,

http://www.amada-f.or.jp/r_report/ftr/2006/2603.pdf

- 411) 小谷雄二, 鈴木哲志, 梶原 篤, 高橋君好, 青木隆行: 圧電素子を用いたマイクロ打ち抜き加工,

http://www.tec-lab.pref.gunma.jp/research/report/files/H15/H15_25.pdf
2014.2.10 アクセス

- 412) 石坂彰利, 岩田誠一, 山本博司: Au と Al の熱圧着における接合界面の変形と新生面の生成, 日本金属学会誌, **41**, 11(1977), 1154

第 5 章

- 501) G.Silverberg, "Single Point TAB(SPT): A Versatile Tool For TAB Bonding", ISHM '87 Proceedings, p449

- 502) K.Hatada and T.Kawakita, "Bump Property For High Bondability and Reliability in Transferred Bump TAB Assembly Technology", IMC1998 Proceedings, p440

- 503) 日暮栄治: 塑性加工スタッドバンプを用いた低温接合技術の開発, 平成 22 年度一般研究開発助成 AF-2010024, 114

www.amada-f.or.jp/r_report/kkr/26/AF-2010024.pdf

- 504) M.Masuda, K.Sakuma and K.Sakurai, "Development of 3-layer BTAB Technology", Proceedings of 1991 Japan IEMT Symposium, WB2-02, p81

- 505) J.L.Deeny, D.B.Halbert and L.Nobi, "TAB As A High-Leadcount PGA Replacement", Proceedings of the Technical Conference 1990, International Electronics Packaging Conference, p660

付 録 : 図 1.6 軸の補足説明.

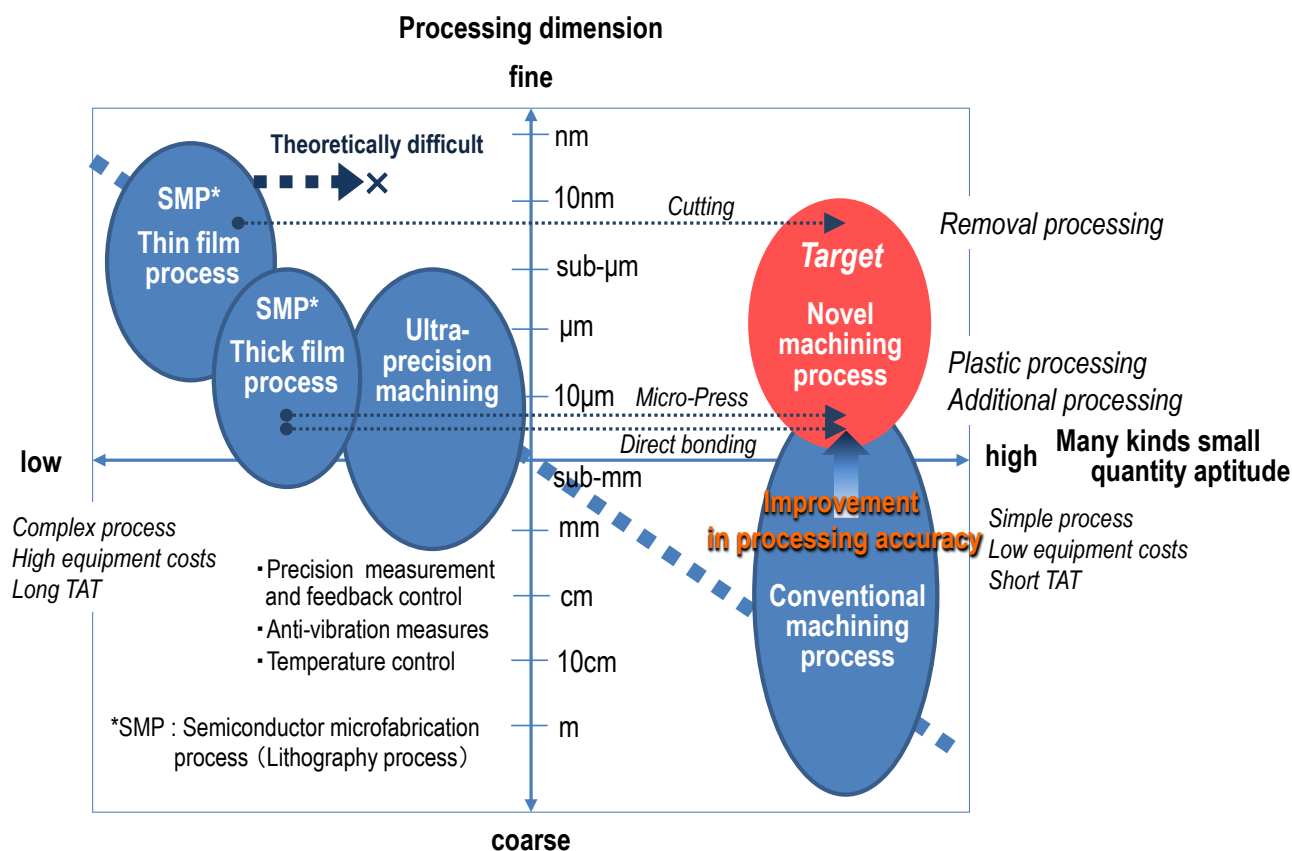


Fig.1.6 A chart of processing dimension and many kinds small quantity aptitude of current microfabrication process

図 1.6 は、多品種少量適性と適用可能な加工領域の 2 軸で各加工プロセスの相対的な位置関係をプロットし、全体俯瞰することを狙いとした(ここでは、絶対値を厳密には議論しない)。同図の横軸は、多品種少量加工に対する適性を以下の指標で示したものである。右端は、個々の要求に対しカスタマイズ化が可能なことを示す。逆に左端は、実質的にカスタマイズ化が困難であり、大量生産を前提とする加工プロセスであることを示す。中心部は、状況に応じて数種類のオプションに対応できる加工プロセスであることを示す。

縦軸は加工量の dimension (以下、オーダーと記す)を示しており、各加工プロセスで実現可能な加工量の目安(オーダー)を楕円プロットで示した。楕円の上端は最小加工寸法、すなわち微細加工の限界寸法を示しており、楕円の下端は適用可能な最大加工寸法を示す。なお、全ての加工条件を一つの図の上で表わすのは困難なため、代表的な加工例である、凹部形成(止め穴加工、溝加工)、凸部形成、貫通穴形成を想定し、各

加工プロセスの対応可能な加工範囲をプロットした。除去加工に関しては凹部形成を想定し、図 7-1(a)に示す D の値で加工範囲を提示した。付加加工は凸部形成を想定し、図 7-1(b)の H の値で加工範囲を提示した。変形加工は、図 7-1(c)の凸部形成と図 7-1(d)の貫通穴加工を想定し、凸部高さ h と穴径 ϕd の値で加工範囲を提示した。

なお本論文では、最小加工寸法と最大加工寸法を以下のように定義した。最小加工寸法とは、その加工プロセスで実現可能な最小加工単位で定義した。但し、繰り返し加工精度が最小加工単位を上回る場合には、加工精度(但し、 μm オーダ以下)を最小加工寸法と定義した。最大加工寸法は、工業的に適用可能な生産性を実現できる加工量であり、かつ μm オーダ以下の加工精度を実現できる最大加工量で定義した。例えば 1 回の除去加工による加工単位が $10\mu\text{m}$ であっても、繰り返し加工により $100\mu\text{m}$ 寸法の凹部や凸部を μm オーダ以下の精度で十分な生産性をもって形成できる場合には、最大加工寸法を $100\mu\text{m}$ と定義した。

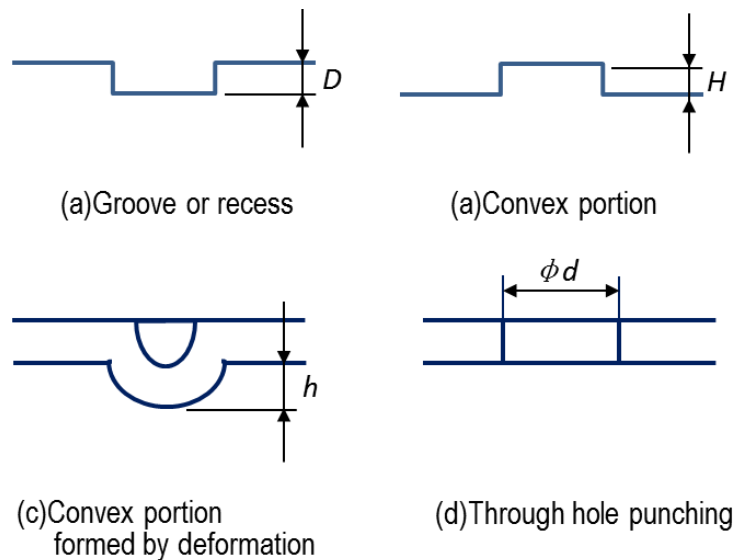


Fig.7.1 Definition of the processing dimension in Fig.1.6

● 半導体微細加工技術の薄膜プロセス:除去加工 D と付加加工 H

除去加工では反応性イオンエッチング法(以後、RIE)により¹⁰⁵⁾、付加加工ではスパッタ法により nm オーダの精度で nm オーダの加工が実現⁷⁰¹⁾⁷⁰²⁾されており、最小加工寸法を nm オーダとして図 1.6 上にプロットした。最大加工寸法は、工業的な生産性の観点と厚膜化で生じる膜応力による付着力低下等の課題から、数 μm オーダ、最大でも $10\mu\text{m}$ が堆積限界と一般的に言われていることから、 $10\mu\text{m}$ を最大加工寸法として図 1.6

上にプロットした. ここでスパッタ法による成膜では, 例えば成膜レートが $35\text{nm}/\text{min}$ の場合, $10\mu\text{m}$ 厚さの成膜を行うのに約 5 時間を要する. 一方で, RIE による Si のエッチングでは $30\mu\text{m}/\text{min}$ といった高速エッチングが可能であり, 数十 μm 深さの除去加工が可能である. このように条件によっては $10\mu\text{m}$ を越える加工の可能性もあるが, 多くの用途では $10\mu\text{m}$ に最大加工寸法の限界があるため, 本論文では $10\mu\text{m}$ を最大加工寸法としてプロットした.

● 半導体微細加工技術の厚膜プロセス: 除去加工 D と付加加工 H

厚膜プロセスは, Wet プロセスを基本に評価した. Wet etching はケミカルな加工であり最小加工単位は分子オーダーと考えられるが, 加工精度はサブ μm ~ μm のオーダー⁷⁰³⁾ 付加加工では, LSI の内部配線加工等の事例があるように, 電気メッキによりサブ μm オーダー厚さの加工⁷⁰⁴⁾ をサブ μm オーダー精度で実現している. 以上から, 厚膜プロセスの最小加工寸法を, サブ μm オーダーとして図 1.6 にプロットした.

最大加工寸法は, 加工精度の制約から決定した. 厚膜プロセスでは, メッキ法や Wet etching により, mm オーダーの加工⁷⁰³⁾ も可能であるが, 実現可能な加工精度は数% ~ 10% 程度であるため, μm オーダーの加工精度を実現できる最大加工量としてサブ mm オーダー⁷⁰⁵⁾ を最大加工量として図 1.6 上にプロットした.

● 超精密加工: 除去加工 D

最小加工寸法は, 切削加工, 研削加工でサブ μm オーダーの除去加工をサブ μm オーダー精度で実現しており, 最小加工寸法をサブ μm オーダーとした. 最大加工寸法に関しては, 機械加工は加工量の制約は少なく cm オーダーの加工も可能であるが, μm オーダーの繰り返し加工精度を実現する条件として, 最大加工寸法は mm オーダーとして図 1.6 にプロットした.

● 機械加工: 変形加工 $\phi d, h$, 除去加工 (切削加工, 研削加工) D

プレス加工による貫通穴加工では, インクジェットヘッドのノズル加工のように, サブ μm オーダーの加工精度で直径数十 μm オーダーの貫通穴加工を実現している. プレスによる凸部加工でも, μm オーダー精度で数十 μm オーダーの凸部加工は可能なため, 最小加工寸法を $10\mu\text{m}$ オーダーで図 1.6 にプロットした. なお, 通常の切削加工や研削加工では, $10\mu\text{m}$ オーダーの最小加工単位で加工は可能だが, 加工精度も $10\mu\text{m}$ オーダーとなるため, 本論文の定義では, 切削加工や研削加工に対しては最小加工寸法は定義できないため, プレス加工の最小加工寸法を採用した.

最大加工寸法に関しては、切削加工や研削加工の加工精度は $10\mu\text{m}$ オーダ以上となるため、本論文の定義では最大加工寸法を定義できないが、全体を俯瞰するために、加工精度の制約を解除して図 1.6 上にプロットした。

701) 小川 慎吾, 安居 麻美, 藤田 学, 宮本 隆志, 村木 直樹: 硬 X 線光電子分光法による有機 EL 素子 ITO/Alq3 膜界面の化学状態解析, SPring-8/SACLA 利用研究成果集, vol.3, (2013) Section B, 2012B1888, 197

702) FURUYA METAL CO., LTD: LTS3 元スパッタ装置,
<http://www.furuyametals.co.jp/products/catalogue/pdf/cmtfmachine.pdf>
2014.4.30 アクセス

703) 加藤勝: 金属エッチング液, The Chemical Times, 193, 3 (2004), 10

704) 森川務 (大阪府立産業技術総合研究所): めっきの基礎知識 (ULSI 銅ダマシン配線),
http://tri-osaka.jp/fields/kinpyou/surface/morikawa/pdf/corr_pdf/Corr.pdf
2014.4.30 アクセス

705) 超厚膜めっき (厚さ $200\sim 450\mu\text{m}$ を μm オーダ精度で実現), 日東光学株式会社,
<http://www.nittohkogaku.co.jp/zoom/surface/nickel-plating.php>, 2014.4.30
アクセス