

KSK-GH20-3

平成20年度 製造業の基盤的技術の拡充強化に関する  
研究等補助事業

## 加工技術高度化に関する研究

平成21年3月

財団法人 機械振興協会 技術研究所



この事業は、競輪の補助金を受けて実施したものです。

<http://ringring-keirin.jp/>



# 加工技術高度化に関する研究

## — 目 次 —

硬脆材料超精密加工技術の開発	飯塚 保	1
1. はじめに		1
2. ガラスの延性モード切削		2
3. 加工方法及び加工装置・機器		2
3.1 フライカット		2
3.2 超精密旋盤		3
3.3 MEMS 加速度センサ		3
3.4 被削材		3
3.4.1 石英ガラスの特徴		4
3.4.2 石英ガラスの構造		4
3.4.3 石英ガラスのラマンスペクトル		5
3.4.4 石英ガラスとルミネッセンス		6
3.5 切削工具		6
3.6 USB デジタルストレージオシロスコープ		6
3.7 レーザ・ラマン分光顕微鏡		6
3.8 ファイバ式赤外線温度センサ		7
3.9 切削温度測定用真空チャック		7
4. 加工実験		7
4.1 切削振動測定		7
4.2 石英ガラスのフライカット		9
4.2.1 石英ガラスのフライカット(1)		10
4.2.2 石英ガラスのフライカット(2)		11
4.3 切削温度の測定		17
5. おわりに		18
謝 辞		18
参考文献等		19
加工機械用要素性能向上に関する研究	畠山 実	20
1. はじめに		20
2. 実験装置の製作		21
3. 並列型防振マウントの開発		21
3.1 製作した防振マウントの性能試験		23
3.2 減衰性能の解析		24
4. まとめ		27

参考文献等 .....	27
温度制御による加工技術信頼性向上に関する研究 .....	田中清志.....28
1. はじめに .....	28
2. 実験装置 .....	29
3. 実験方法 .....	30
3.1 実験概要 .....	30
3.2 封入量と作動姿勢による試験 .....	30
3.3 SUSメッシュでの試験 .....	30
3.4 熱入力増減試験 .....	30
3.5 熱抵抗 .....	31
3.6 作動流体の物性値 .....	31
3.7 ウィックの性能 .....	31
4. 実験結果 .....	32
4.1 封入量と作動姿勢の試験結果（焼結金属） .....	32
4.2 封入量と作動姿勢の試験結果（SUSメッシュ） .....	33
4.3 熱入力増減試験 .....	34
5. 考 察 .....	36
5.1 蒸発器内の伝熱抵抗 .....	36
5.2 最大熱輸送量 .....	37
5.3 各部の温度予測 .....	39
6. おわりに .....	42
謝 辞 .....	42
参考文献 .....	42
海外技術動向調査 .....	日比野浩典.....43
1. はじめに .....	43
2. 国際会議 WSC2008 調査 .....	43
3. 米国国立研究所 NIST 調査 .....	47
4. おわりに .....	49
参考文献等 .....	49

## 硬脆材料超精密加工技術の開発

飯塚 保<sup>※</sup>

Study on the Ultra-Precision machining technology for hard-brittle material

Tamotsu IIZUKA

### 1. はじめに

本研究は、硬く割れやすい「硬脆材料」を対象に超精密加工技術の開発を課題とする。対象とする硬脆材料はガラスとし、光学機器、理学機器等の機械加工分野における延性モード切削加工技術の高度化を目指し、基礎的な加工実験を主体とした研究を行う。具体的には、当研究所で開発した超精密旋盤を使用し、フライカットによるソーダ石灰ガラス、石英ガラスの延性モード切削加工について、加工面の品質向上を主眼に置いた研究を行う。これらの加工実験を主体とした研究により、硬脆材料の超精密加工に向けた問題点を顕在化させ、その解決法及び問題点克服につながる基礎的なデータ取得を行う。

デジタル家電とは、薄型テレビやDVDレコーダ、デジタルカメラなど、映像や音声をデジタル方式で入出力する家電製品の総称である。デジタル家電には映像を扱うための高度な光学技術が必須であり、超精密加工技術の優劣がレンズ、導光板などの光学機器の性能を決定する。代表的な光学機器として、非球面レンズがあげられる。非球面レンズは樹脂もしくはガラスでできているが、映像の高画質化に伴ってガラス製の比重が高まっている。したがって、ガラス加工の技術(硬脆材料超精密加工技術)がデジタル家電の性能の一端を担っているといっても過言ではない。

「デジタル家電 寡占が加速」は2009年1月12日(月)の日本経済新聞の第一面トップの見出しである。さらに「2強シェア5割超：昨年9品目」

と続き、上位2社のシェア合計は主要11品目のうち7品目が昨年より伸びており、9品目で50%を超え、それぞれ1品目、前年より増えている。また、金融危機による消費低迷の影響が大きく「需要減、在庫増、値崩れ」という負の連鎖が進む中、円高基調もあり、各社の収益は軒並み悪化し、生き残り競争が激しくなっている。「市場でのメーカ選別の動きが強まれば、下位メーカは事業存続の可否を迫られる。」「限られたパイの奪い合いには限界があり、大手を巻き込んだ再編の動きが広がる可能性がある。」と記述されている。

さらに、同日の日本経済新聞9面には「デジタル家電寡占化 量販店再編が後押し」「仕入れ一本化 品数絞り大量調達」の見出しの付いた記事がある。これは、量販店が売れ筋商品を大量かつ安価に仕入れて下位メーカの扱いを減らしているため、上位メーカのシェアが上がるという内容である。「今後も上位メーカへのシェア集中が進む可能性がある。」と記事は結ばれている。

同様に、情報技術系市場調査会社のBCN<sup>1)</sup>が発表したBCN AWARD 2008(全国の主要パソコン専門店や家電量販店などから収集したPOSデータを年間で集計し、分野別に販売数量が最も多かった企業を表彰する賞。選考にあたっては、複数人の学識者からなる認証委員会を設置し、第三者が公正な選考を検証できる仕組みを設けている。2008年1月から12月までのデータを集計した)においてもデジタル家電のシェアが発表されており、その結果(製品別のシェア)の一部を以下に示す。液晶テレビ(40インチ未満)：上位3社で76.8%、液晶テ

※ 生産技術部 加工技術課

テレビ(40インチ以上)：上位3社で98.2%，プラズマテレビ：上位2社で98.2%，デジタルカメラ(レンズ一体型)：上位3社で48.9%，デジタルカメラ(レンズ交換型)：上位3社で89.2%である。

以上のように、デジタル家電の競争・シェアの集中は年々激化しており、景気悪化でさらにこの状況が進むと考えられる。他社との差別化を図れる高機能を有した安価な新製品の投入が企業の生き残りを左右しており、製品開発のキーテクノロジーの一つとして硬脆材料に対する超精密加工技術が存在する。

## 2. ガラスの延性モード切削

ガラス、単結晶Si、セラミックス等の硬脆材料は、切り取り厚さが微小になると延性モードによる加工が可能となることは良く知られており、多くの研究がなされている<sup>2)3)</sup>。代表的な硬脆材料であるガラスを切削加工する場合、金属同様の切り込み量(ミリメートル単位)では脆性破壊が生じるが、切り取り厚さを $1\mu\text{m}$ 以下の微小な値に設定すると脆性破壊の生じない延性モードによる切削が可能となる。この延性モードで加工が可能になる最大の切り取り厚さを臨界値と呼び、被削材と工具刃先形状などによって異なるが、ガラスでは $0.1\mu\text{m}$ 近辺である。当研究所では、超精密旋盤を用いたガラスの超精密加工の研究において、光学ガラスBK7への正面切削では延性モード加工を実現している。しかしながら、切り取り厚さ(切り込み深さ)が $0.1\mu\text{m}$ 程度に限られ、加工能率は非現実的な低い値となってしまう。旋削でガラス製光学機器(レンズ等)を製造すると、低い加工能率、高価な加工装置(超精密旋盤)、単結晶ダイヤモンドなどの高価な工具の激しい摩耗等によって加工コストが上昇し、商品価値とは掛け離れた商品価格になってしまう。このため、旋削では延性モード切削によるガラス加工の実用化は困難である。

ガラスの延性モード切削において、加工能率を高める手法として回転工具を使用するフライカットがある。本報告では、フライカットによるガラスの延性モード切削について記述する。フライカットはガラスの延性モード切削による除去加工の手法として最も現実的な加工方法のひとつであり、

大きな可能性を秘めている。フライカットを研削・研磨に匹敵する実用的なガラスの加工方法とするため、実験を主体とした研究を進めている。

## 3. 加工方法及び加工装置・機器

本章では、加工方法(フライカット)、加工装置(超精密旋盤)、及び加工実験に使用した機器類の特徴などについて記述する。

### 3.1 フライカット

通常の旋盤加工(旋削)では、工作物に回転運動を与え、工具は並進運動を行って切削加工を行う。フライカットはフライス加工と同様に工具へ回転運動を与え、工作物には並進運動を与えて断続切削を行う。工具の回転方向と工作物の送り方向によってアップカットとダウンカットが存在する。アップカットとダウンカットでは、工作物に加わる力の方向と工具と工作物の接触時における切り取り厚さが異なる。

フライカットでは一刃あたりの切り取り厚さと工具全体の切り込み量が大きく異なるため、ガラスの延性モード切削が可能で厚さを大きく超えた切り込み量でも延性モードによる加工が可能となる(図3.1参照)。昨年度までの研究成果では、深さ $15\mu\text{m}$ のクラックのない溝をソーダ石灰ガラスへ1ストロークの延性モード加工によって実現している。通常の旋削では切り込み深さが $0.1\mu\text{m}$ 程度なので、150倍もの切り込み深さで延性モード切削を実現した。また、旋削加工では工具と工作物は常に接触しているが、フライカットでは断続切削のために接触・非接触を繰り返す。そのため、刃先温度は非接触時に冷却されるために低下し、熱的損傷が軽微となって工具寿命が延長される。

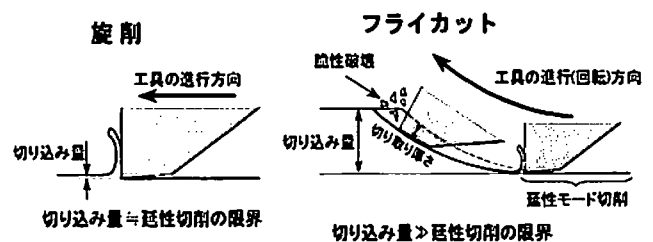


図3.1 旋削とフライカットの比較

以上のように、フライカットはガラスの延性モード切削において加工能率、工具寿命ともに旋削を上回り、ガラス切削に適した特徴を有している加工方法である。

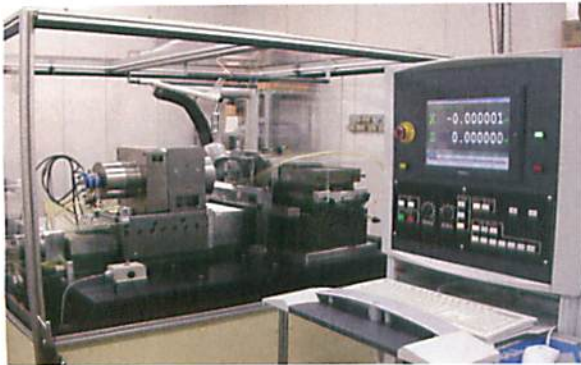


図 3.2 超精密旋盤

### 3.2 超精密旋盤

本研究で用いる超精密旋盤は、レンズ金型の切削用に国内光学機器メーカーと開発した装置のプロトタイプである(図 3.2 参照)。グラナイトをベッドに使用した X-Z 直交二軸タイプの正面旋盤で、空気静圧スピンドル、油静圧スライドを備えている。各スライドの真直度は  $0.2\mu\text{m}/150\text{mm}$  以下、静剛性は  $784\text{N}/\mu\text{m}$  以上の仕様で製作され、NC コントローラにはパソコン NC のデルタ・タウ社製 PMAC を使用している。この旋盤はレンズ金型用に開発されたために正面切削に特化した構造になっており、X 軸スライド側面に工具台を設け、Z 軸スライド上に設置した主軸には工作物の脱着が容易な真空チャックを備えている。開発の基本コンセプトは「一般空調でも精度が出せる機械」であり、特徴を以下に示す。

- ・ X 軸中心と主軸中心を一致
- ・ アップエラー最少のスケール配置
- ・ メトロロジ・フレームの採用
- ・ 分解能  $0.67\text{nm}$  のガラススケール
- ・ 最小設定単位  $1\text{nm}$  のパソコン NC (PMAC)
- ・ 低粘度作動油、低圧力、低流量
- ・ 大容量作動油タンク

この超精密旋盤を使用し、フライカットによる切削実験を行うための改造を行った。主軸スピンドルの真空チャックを外し、回転工具を取り付けた。X 軸スライドの工具ホルダを外し、工作物把持用の真空チャックを取り付けた。

### 3.3 MEMS 加速度センサ

近年、半導体製造技術によって機械要素部品、センサ、アクチュエータ、電子回路を一つのチップに集積することが可能となり、MEMS (メムス: Micro Electro Mechanical Systems) と呼ばれる製品として圧力センサ、加速度センサなどのセンサ類が市販されている。特に加速度センサは自動車やゲーム機に使用されているため、市場に大量かつ安価に出回っており、容易に入手が可能である。

実験に使用した加速度センサ (Kionix 社製、KXM52-1050) の特性は、測定レンジ:  $\pm 2\text{g}$ 、感度:  $660\text{mV}/\text{g}$ 、周波数帯域:  $10\sim 1,500\text{Hz}$  である。このセンサは小型であるため、被削材のガラス板に直接接着が可能となる。また、軽量 ( $1.28\text{g}$ ) であるため、工作機械及び真空チャックの固有振動数に与える影響は少ないと考えられる。図 3.3 の左に MEMS センサと一般的な水晶圧電式加速度センサの大きさの比較、右に被削材のガラスに接着した MEMS センサを示す。この MEMS センサを使用して加工中の工作物の振動 (加速度) を測定した。

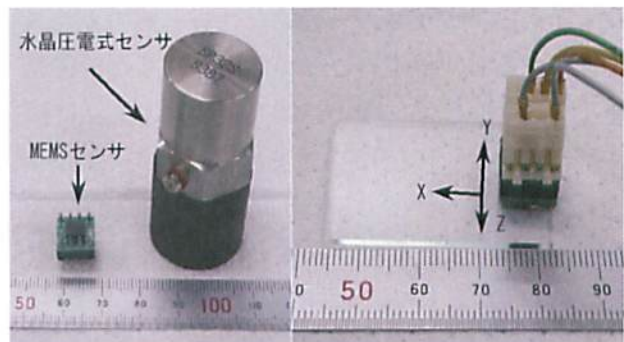


図 3.3 加速度センサ

(左: 大きさの比較, 右: 被削材に接着した MEMS センサ)

### 3.4 被削材

本研究の最終的な目的はガラス製光学部品の加工であるが、近年、理学・医学機器においてもガラス加工の必要性が高まってきている。そのため、被削材となるガラスの種類をソーダ石灰ガラス製の顕微鏡用スライドガラス (松浪硝子工業製、 $76\times 26\times 1.5\text{mm}$ ) だけではなく、合成石英ガラス (エドモンド・オプティクス社製合成石英光学ウィンドウ:  $\phi 25\text{mm}\times 2\text{mm}$ , 東ソー・クォーツ製 ES:  $25\times 13.5\times 1.5\text{mm}$ ) も加えて実験の対象とすることにした。

図 3.4 に顕微鏡用スライドガラス(上)と石英ガラス(下左:エドモンド・オプティクス社製合成石英光学ウィンドウ, 下右:東ソー・クォーツ製 ES)の外観を示す. なお, 顕微鏡用スライドガラスは半分(38×26×1.5mm)にカットして使用した.



図 3.4 被削材

**3.4.1 石英ガラスの特徴** 石英ガラスは一般のガラスとは異なり, 成分は高純度な  $\text{SiO}_2$  である. 他のガラスと比較すると金属不純物が極めて少なく(数 10ppm~10ppb), 製造方法によって水素(Si-OH 基)や塩素(Si-Cl 基)が若干(0.1%以下)存在する. 石英ガラスの一般的な性質と他のガラスを比較すると, 以下のことがあげられる<sup>4)</sup>. ①光をよく通す, ②熱に強い, ③高純度, ④薬品に侵されにくい.

石英ガラスの硬度はBK7と同等(ヌーブ硬度 590~610kg/mm<sup>2</sup>)であるが, 軟化点はソーダ石灰ガラスの約 600°Cを大幅に上回る約 1,700°Cである.

主な用途は, 半導体製造装置, 光ファイバ, 液晶ディスプレイ関係, 光学部品・セル, ランプ用管材・ヒータ, レーザ核融合関係などである. また, 石英ガラスは医学や薬学などのバイオ分野関連でのデバイスであるマイクロ流路(マイクロチップ)に多用されており, DNA 分析を目的としたマイクロ TAS, 創薬を目的としたマイクロリアクタなどが代表的である. 石英ガラスの持つ以下の特徴が樹脂や PDMS(ポリジメチルシロキサン)に勝るため, 幅広い分析用途に適用されている. ①高い機械的強度, ②低熱膨張率, ③化学的安定性, ④光の高透過率, ⑤親水性, ⑥蛍光の自然発光がない. マイクロ流路に求められる加工精度は一般的に  $\pm 1\mu\text{m}$  以下, 表面粗さではできるだけ平滑で

あることが求められている<sup>5)</sup>.

**3.4.2 石英ガラスの構造** 石英ガラスは純度の高い  $\text{SiO}_2$  である.  $\text{SiO}_2$  はシリカと呼ばれ, 石英ガラスはシリカガラスとも呼ばれる. シリカには様々な種類の結晶があり, 水晶はその中の一つである. シリカは  $\text{SiO}_4$  からなる正 4 面体を単位とした正 4 面体構造(図 3.5<sup>6)</sup>をしている. Si-O-Si の角度は大きく変化はしないが, 各結合の周りでは自由に回転ができるためにさまざまな組合せが可能となり, 結晶構造が多種存在する. 石英ガラスは結晶構造をしておらず, 非晶質(アモルファス)構造である. 石英ガラスはアモルファスのために  $\text{SiO}_4$  の正 4 面体が不規則に並んでおり, これらが不規則に結合するために構造には無理が生じてしまう. この無理は Si-OH や Si-Cl 等の不純物, または構造欠陥で補われている. 本実験で被削材として用いる東ソー・クォーツ製の合成石英ガラス ES は OH を 1,000ppm 含んでいる.

石英ガラスの構造欠陥には数種類があり, 代表的なものを表 3.1<sup>4)</sup>に示す.

シリカの  $\text{SiO}_4$  正 4 面体は短距離構造といわれ, 頂点の酸素を共有して立体的につながっている. この正 4 面体が集まって構成された構造を中距離構造と呼ぶ. 結晶では短距離構造 Si-O-Si の結合角が一定の値をとるが, ガラスでは結合角が広い範囲(約 130° ~180°)に分布する. そのため,  $\text{SiO}_4$  正 4 面体が集まって 3~8 員環と呼ばれる環構造(網目構造)を形成する. 図 3.6<sup>6)</sup>に 3 員環と 4 員環を示す. 図 3.7 にシリカのガラス構造と結晶構造の違いを示す<sup>7)</sup>.

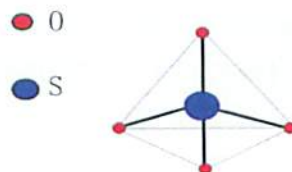


図 3.5  $\text{SiO}_4$  正 4 面体構造<sup>6)</sup>

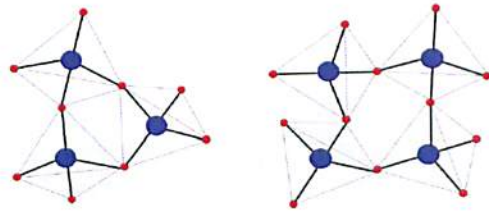


図 3.6 SiO<sub>4</sub>の3員環と4員環<sup>6)</sup>

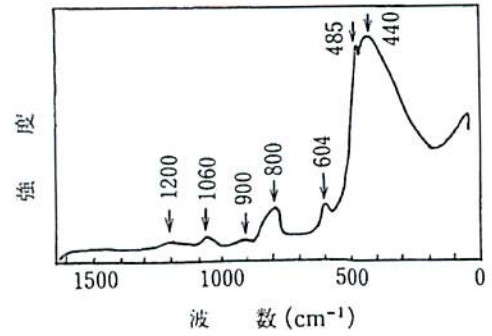


図 3.8 石英ガラスのラマンスペクトル<sup>8)</sup>

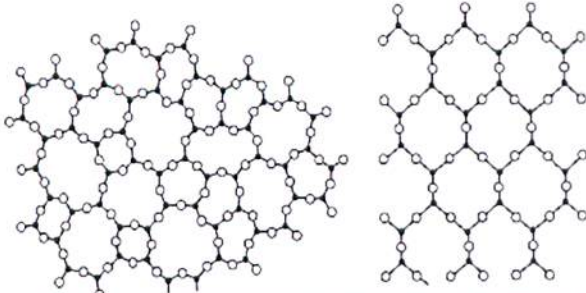


図 3.7 シリカのガラス構造(左)と結晶(右)<sup>1)</sup>

表 3.1 石英ガラスの欠陥<sup>4)</sup>

名称	構造
酸素欠乏結合 (ODC)	≡Si-Si≡
過酸化ラジカル (PDR)	≡Si-O-O·
E' センター	≡Si·
非緩和酸素欠乏欠陥	≡Si-Si≡
非架橋酸素空孔欠陥 (NBOHC)	≡Si-O·
過酸化結合 (PL)	≡Si-O-O-Si≡

注)-は化学結合、·はラジカルを示す

石英ガラスの構造は温度や圧力によって変化することが知られており、ラマンスペクトルの変化を研究した例は多くある<sup>6)</sup>。図 3.9(左)に温度によるスペクトルの変化の例を示し、図 3.9(右)に圧力による変化の例を示す。また、石英ガラスを粉碎破壊すると構造変化が生じて高密度化するという報告<sup>10)</sup>もある。この報告では、石英ガラスヘインデンテーション(圧子押し込み)を行うと、圧痕生成の永久変形全体のうちで 50%(圧痕体積の半分)が高密度化によって生じていると記述されている。石英ガラスの密度変化はラマンスペクトル形状にも影響を与え、変化が現れる。

石英ガラスに機械加工を行い、加工の有無によるラマンスペクトルの変化については研究例が見当たらない。加工によって石英ガラスの構造に変化が生じていると、得られるラマンスペクトルにも変化が生じるはずである。

**3.4.3 石英ガラスのラマンスペクトル** 石英ガラスのラマンスペクトルについては、多くの研究がなされている。図 3.8 に N. Shibata ら<sup>8)</sup>によって得られた石英ガラスのラマンスペクトルを示す。このラマンスペクトルの 200-2,000cm<sup>-1</sup>の範囲では、以下のように帰属されている<sup>9)</sup>。

- ・ 440cm<sup>-1</sup> 及び 485cm<sup>-1</sup> のバンド : Si-O-Si 結合の変角振動
- ・ 800cm<sup>-1</sup> のバンド : O-Si-O は対称結合伸縮運動
- ・ 1,060cm<sup>-1</sup> 及び 1,200cm<sup>-1</sup> のバンド : O-Si-O 非対称結合伸縮運動

石英ガラスのラマンスペクトルには SiO<sub>4</sub> の構造に帰属されるピークが存在し、485cm<sup>-1</sup> の D1 と呼ばれるピークが 3 員環、604cm<sup>-1</sup> の D2 と呼ばれるピークが 4 員環に対応していると解釈されている。

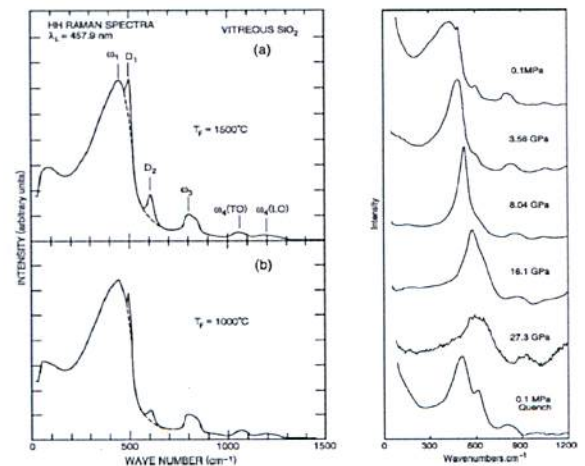


図 3.9 石英ガラスのラマンスペクトルの変化<sup>6)</sup>  
(左 : 温度による変化, 右 : 圧力による変化)



**3.4.4 石英ガラスとルミネッセンス** エネルギーを吸収した後、ルミネッセンス(luminescence)という現象で光を再放出できる物質が存在する<sup>11)</sup>。再放出光の光子は、固体中での電子遷移によって生じる。電子は励起エネルギー準位に昇位するときのエネルギーによって生じる。そして、その電子がエネルギーのより低い準位に戻るとき、 $1.8\text{eV} < h\nu < 3.1\text{eV}$  ならば可視光を再放出する。

ルミネッセンスはエネルギーの吸収から再放出(発光)までの遅延時間によって分類されている。光の再放出が1秒よりずっと短い場合を蛍光(fluorescence)と呼び、もっと長い時間を要する場合を燐光(phosphorescence)という。物質に光を照射して異なる波長の光が発生する場合はフォトルミネッセンス(photo-luminescence)、物質に電圧を加えて発光する場合はエレクトロルミネッセンス(electro-luminescence)<sup>12)</sup>、固体が破壊するときの発光ではフラクトルミネッセンス(fracto-luminescence)と呼ばれる。石英ガラスはフラクトルミネッセンスを示す材料である。

物体にはそれぞれ固有のバンドギャップがあり、そのバンドギャップより低いエネルギーの光(長い波長)は吸収せずに透過するため透明となる。石英ガラスのバンドギャップは約9eVであるが、不純物や構造欠陥があるとバンドギャップ間にエネルギー準位(バンド間準位)が生じ、これによって光の吸収や蛍光が発生することがある<sup>4)</sup>。

石英ガラスの機械加工と発光現象に関する研究もなされており、研削加工時の発光現象に関する報告<sup>13)</sup>、研削面でのエキシマレーザー誘起による発光特性を調査した報告<sup>14)</sup>などがある。これらの報告では、機械加工によって石英ガラスに生じた構造欠陥(非架橋酸素空孔欠陥:NBOHC)が発光の原因であるとされている。

### 3.5 切削工具

加工実験には、安価かつ入手が容易なK10相当の超硬合金工具(タンガロイ製 TH10: DCGW11T304, 三菱マテリアル製 HTi10: DCMW11T304)を主に使用した。一部、バインダレス cBN(マイクロ・ダイヤモンド製)も使用した。工具形状は統一し、すくい角 $0^\circ$ 、逃げ角 $7^\circ$ 、ノーズR0.4mmである。外観

を図3.10に示す。



図 3.10 切削工具

### 3.6 USBデジタルストレージオシロスコープ

MEMS 加速度センサ、ファイバ式赤外線温度センサからの出力データをPCに取込むため、USB デジタルストレージオシロスコープ(日本データシステム社製, UDS-5204S)を使用した。外観を図3.11に示す。



図 3.11 USB デジタルストレージオシロスコープ

### 3.7 レーザ・ラマン分光顕微鏡

ガラスの延性モード切削を行った加工面の観察及び測定・評価には、レーザー・ラマン分光顕微鏡を用いた。この分光顕微鏡は、共焦点レーザー顕微鏡とラマン分光分析器の双方の利点(目的物の高分解能な観察, 化学的・構造的性質の分析)兼ね備えた装置である。外観を図3.12に示す。



図 3.12 レーザ・ラマン分光顕微鏡

### 3.8 ファイバ式赤外線温度センサ

加工現象の把握には切削温度の測定は必要不可欠である。切削温度の測定には熱電対が温度センサとして使用される例が多いが、被削材の中にセンサを埋め込むためにガラスへ穴あけが必要となる。また、熱電対の取付け穴がクラック発生の起因となって延性モード切削時の温度が測定できない可能性が高い。そのため、非接触で温度を測定できる温度センサが必要となり、ファイバ式赤外線温度センサ(ジャパンセンサー製, FTZ6-R300-5B12)を使用することにした。外観を図 3.13 に示し、仕様を表 3.2 に示す。このセンサを用いて加工時に発生する切削温度を測定するため、ガラスの裏側からガラスを透過した赤外線を捕らえるため、真空チャックを新たに製作した。真空チャック吸着面の裏側へ温度センサを取り付ける。



図 3.13 ファイバ式赤外線温度センサ

表 3.2 ファイバ式赤外線温度センサの仕様

項目	基準値
測定範囲	300~2,000°C
実効波長	1.95~2.5μm
検出素子	InGaAs(電子冷却)
レンズ径	Φ15
ファイバ計	Φ0.1
測定距離	50mm
標的サイズ	Φ0.3

### 3.9 切削温度測定用真空チャック

被削材として用いるガラスは円盤及び板状であるため、真空吸着による把持(真空チャック)が最も効率的である。フライカットの工具は回転するため、工具に温度センサを取り付けることは困難である。また、工具の回転に伴って切屑・切削油剤等が飛散するため、ファイバ式赤外線温度セン

サのレンズ面の汚染による測定温度の信頼性低下、さらにはレンズの破損等も考えられる。そのため、温度センサは加工地点に近づけることが困難となる。測定距離の長い温度センサもあるが、標的サイズが大きくなるために正確な切削温度の計測ができない(赤外線温度センサの測定温度は、標的内で放射される赤外線の総量であるために標的内の温度が平均化される)。したがって、切削温度の測定には被削材のガラスを透過する赤外線を真空チャックの裏側から計測する手法が最善であると考え、切削温度測定用真空チャックを製作した。外観を図 3.14 に示す。

加工面の裏側から切削温度を測定するため、真空チャックの吸着部には温度測定用の穴を設けた。図 3.14 の右は真空チャックの吸着部であり、温度センサの標的を示す赤色 LED の光が撮影されている。真空チャック下部という限られた空間にセンサヘッドを取り付けなければならず、センサヘッド先端に直角ミラーを装着して光軸を 90° 曲げ、加工面と温度センサの標的を一致させた。

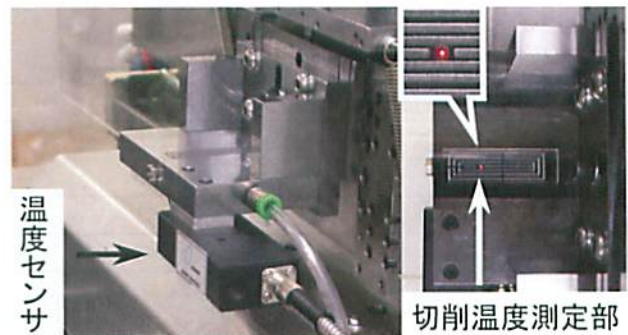


図 3.14 切削温度測定用真空チャック

## 4. 加工実験

本工実験では、フライカットによるガラスの延性モード切削を行い、加工面の品質向上を主眼に置いた研究を進める。そのため、基礎的な加工現象の把握として、MEMS 加速度センサによる切削振動の測定、石英ガラス加工面のレーザ・ラマン分光分析による評価、及び切削温度の測定を行った。

### 4.1 切削振動測定

フライカットは断続切削となるため、工具と工作物の接触、及び切削力の周期的な変動が起因となって、振動が発生する可能性が高い。機械構造

部の剛性が高い超精密旋盤の構造部分では問題にはならないが、フライカットのために改造した真空チャックやツールホルダは構造部に比べて剛性が低くなる。また、振動発生源となる切削力は、これらの剛性の低い部分に直接作用する。フライカットの加工メカニズムはフライス加工と同様であり、最大切り取り厚さを図 4.1 に示す。また、最大切り取り厚さは(1)式で算出<sup>15)</sup>が可能であり、主軸回転数 2,000min<sup>-1</sup>、送り 4mm/min の加工条件における各切り込み量の計算結果を表 4.1 に示す。

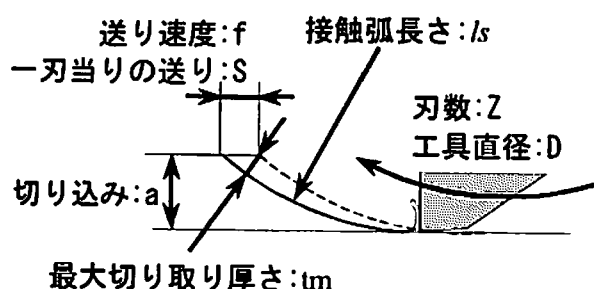


図 4.1 最大切り取り厚さ

$$tm = 2S \sqrt{\frac{a}{D}} \quad (1)$$

表 4.1 切り込み量と最大切り取り厚さ (μm)

切り込み量(a)	最大切り取り厚さ(tm)
5	0.046
10	0.065
15	0.081
20	0.093

昨年度までの研究において、切り込み量は 10 μm 程度(最大切り取り厚さは 0.1 μm を下回る)であることが多いにもかかわらず、クラックが発生していた。レンズ等の光学機器では製品にクラックの存在は許されないため、このクラック発生理由について考察することにした。

一昨年度に行った実験では、クラックはダウンカットに多く発生する結果を得ていた<sup>16)</sup>。昨年度になって行った実験では、逆の結果<sup>17)</sup>が得られた。特に、バインダレス cBN 工具では、ダウンカットにクラックはほとんど発生していない。加工条件(主軸回転数 2,000min<sup>-1</sup>、送り 4mm/min、極圧潤滑皮膜剤塗布)と被削材(ソーダ石灰ガラス)は変えておらず、唯一の相違点は被削材を吸着する真空チャックの構造である。一昨年の実験では、切削

力測定用に製作した 3 成分力センサを内蔵する真空チャック(図 4.2 参照)を使用した。昨年度は図 4.3 に示す鋼板製の真空チャックを使用している。両者の相違点でクラック発生に最も影響を与える因子は、真空チャックの剛性と考えられる。3 成分力センサを内蔵した真空チャックは、吸着部、力センサ、及び支持部と 3 つの部品を積み上げた構造である。それらの接合面には構造上研削加工が困難なためにエンドミル加工を行っており、加工面の粗さが低く密着性が劣る。そのため、3 成分力センサを内蔵した真空チャックは、鋼板製真空チャックと比較して剛性が低いと考えられる。

断続切削のフライカットでは、工具と工作物の接触時はインパルス加振と同様であると考えられ、真空チャックには振動が発生する。エンドミルを使用したガラスの溝切削の研究<sup>18)</sup>では、エンドミルのシャンク長さが脆性損傷(クラック)の発生に影響を与える結果が示されていた。クラックが発生しない一刃あたりの送り量(最大切り取り厚さ)とシャンク長さには相関があり、シャンクが長くなると送り量は少なくなるという実験結果であった。シャンク長さの違いはエンドミル剛性の違いであり、フライカットでも同様に剛性の違いが加工現象に影響を与えていると考えられる。切削時の振動振幅が大きい場合には、これがクラック誘発の原因になっていると思われる。

工作機械などの動剛性の測定には、インパルスハンマ法がよく用いられる。この手法は、加振力の測定が可能なハンマを用いて構造体へインパルス加振を行い、構造体に取り付けた加速度センサによって構造体の振動振幅を計測する。加振力と振幅から、構造体の動剛性を算出する手法である。しかしながら、真空チャックでは対象が小型軽量なために、水晶圧電式振動センサ(図 3.3 左)を取り付けると、固有振動数や振動特性に影響が出てしまい適応が困難である。したがって、切削中の振動を測定し、各真空チャックの振動特性を比較する実験が有効である。そのため、被削材であるガラス板に直接取り付けることが可能であり、小型軽量で真空チャックの振動特性に与える影響が軽微な MEMS 加速度センサ(図 3.3 右)に着目した。この加速度センサを用いて加工中の振動(加速度

波形)を測定することにした。

小型軽量の MEMS 加速度センサを被削材であるガラス板(顕微鏡用スライドガラス)に瞬間接着剤によって直接貼り付け、フライカット(ダウンカット)時の振動を測定した。工具に超硬合金(三菱マテリアル製 HTi10)を使用し、加工条件は、主軸回転数  $2,000\text{min}^{-1}$ 、送り  $4\text{mm}/\text{min}$ 、極圧潤滑皮膜剤塗布である。図 4.4 に測定中の加速度センサを示す。図 4.5 は力センサ内蔵真空チャックの測定結果であり、Z 方向の加速度は約  $27\text{m}/\text{s}^2$  である。図 4.6 には鋼板製真空チャックの測定結果を示し、Z 方向の加速度は約  $17\text{m}/\text{s}^2$  である。各真空チャックの比較をすると、加速度では力センサ内蔵が鋼板製の約 1.6 倍であった。また、振動の減衰では力センサ内蔵が約半分の時間で収束していた。加速度センサ出力の比較によって、真空チャックの構造が振動特性に影響を与えていることがわかった。

図 4.5 と図 4.6 の結果だけでは真空チャックの動剛性を比較することはできないが、真空チャックの振動特性がクラック発生に影響を与えていることがわかった。当然のことであるが、高剛性の真空チャックの方がクラック発生率は低くなり、加工面精度も高くなることが類推される。この切削力に対する剛性については、ツールホルダも同様な結果をもたらすと考えられる。

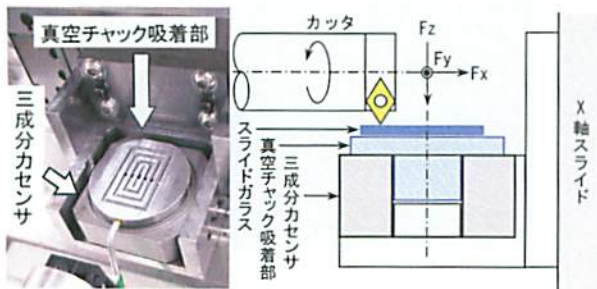


図 4.2 カセンサ内蔵真空チャック

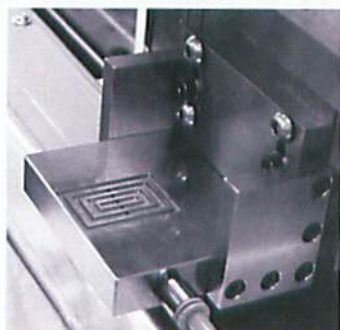


図 4.3 鋼板製真空チャック

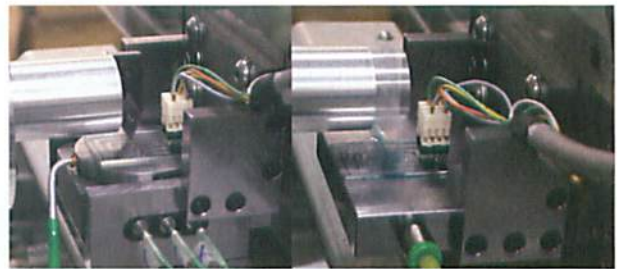


図 4.4 測定中の加速度センサ

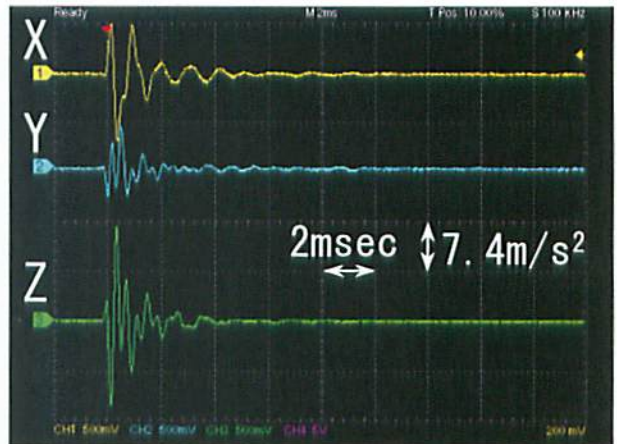


図 4.5 カセンサ内蔵真空チャックの加速度波形

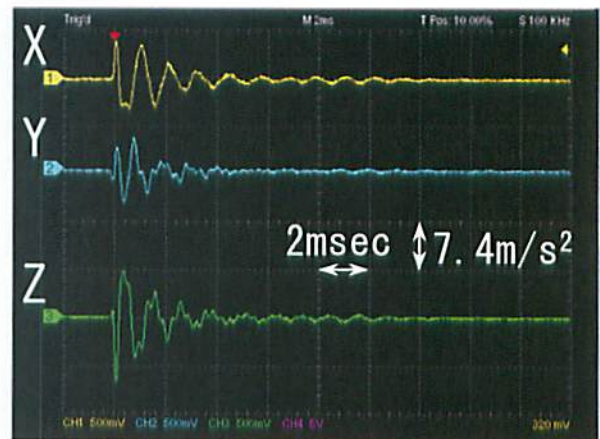


図 4.6 鋼板製真空チャックの加速度波形

## 4.2 石英ガラスのフライカット

石英ガラスの用途は多岐にわたっているが、フライカットによる延性モード切削が応用できる用途として、マイクロ流路の加工があげられる。ガラスを材料としたマイクロ流路切削の代表的な研究<sup>19)</sup>ではエンドミルを工具として使用しているが、被削材は主にクラウンガラスである。石英ガラスを被削材としたマイクロ流路加工の研究例<sup>20)</sup>は少ない。そこで、フライカットによる石英ガラスの加工実験を試み、加工面の評価を行うことにした。

旋削(正面切削: 主軸回転数  $2,000\text{min}^{-1}$ 、送り

2mm/min, 切り込み 0~1  $\mu\text{m}$ , 極圧潤滑皮膜剤塗布) による石英ガラスの切削加工は行った経験があり, バインダレス cBN 工具を使用して延性モードによる切削が可能であった. 加工面の表面粗さは 1.9nmRa であり, BK7 と同等であった.

**4.2.1 石英ガラスのフライカット(1)** 被削材にエドモンド・オプティクス社製合成石英光学ウィンドウ(図 3.4 下左, 直径 25mm, 厚さ 2mm) を使用し, 加工実験を行うことにした. フライカットによる石英ガラス加工は未経験なため, 加工条件はソーダ石灰ガラスと同一(主軸回転数 2,000 $\text{min}^{-1}$ , 送り 4mm/min, 極圧潤滑皮膜剤塗布)で行い, 工具にはバインダレス cBN を用いることにした. 中心部付近に 5mm の間隔をあけ, アップカット及びダウンカットによる溝加工を行った(図 4.7 参照). その結果, 加工溝はすべて脆性破壊を起こしており, アップカットとダウンカットによる差もなかった. 加工溝のレーザ顕微鏡像を図 4.8 に示す. これらの溝深さを非接触三次元測定装置(三鷹光器 NH-3SP 改)で測定すると, 4~12  $\mu\text{m}$  であった. 最大切り取り厚さ  $t_m$  は式(1)を用いて計算すると, 0.04~0.07  $\mu\text{m}$  となる. 加工溝長さが約 50mm で工具逃げ面摩耗幅は 17  $\mu\text{m}$  であった(図 4.9 参照). バインダレス cBN によるソーダ石灰ガラスのフライカットでは, 溝長さが 130mm で逃げ面摩耗幅は約 15  $\mu\text{m}$  であった<sup>17)</sup>. ほぼ同等の逃げ面摩耗幅であるが, ソーダ石灰ガラスの加工距離は合成石英ガラスの約 2.6 倍である. 以上の加工実験より, 合成石英ガラスの加工性はソーダ石灰ガラスに比較するとかなり低いことがわかった.

フライカットによる石英ガラスの延性モード切削を実現するためには, 加工条件を見直す必要がある. 石英ガラスの硬度は BK7 と同等なので, 安価かつ入手の容易な超硬合金 K10(タンガロイ製 TH10)を用いることにした. 加工の可否を確認するため, 回転数と送りは変更せず, 切り込み量を若干減少させて加工実験を行った. その結果, 超硬合金工具でも加工は可能であることが判明し, 加工溝の一部が延性モードで加工されていた. そこで, 送り量を半減(2mm/min)させた条件で加工を行

った. すると, 延性モードで加工された範囲が増加していた. 図 4.10 は加工溝のレーザ顕微鏡写真であり, 左には脆性破壊部分(溝深さ: 約 7  $\mu\text{m}$ , 最大切り取り厚さ  $t_m$ : 0.028  $\mu\text{m}$ ), 右には一部が延性モードで加工されている部分(溝深さ: 約 0.5  $\mu\text{m}$ , 最大切り取り厚さ  $t_m$ : 0.007  $\mu\text{m}$ )を示す. 石英ガラスのフライカットでは, 加工溝の長さが約 50mm で工具逃げ面摩耗幅は 52  $\mu\text{m}$  であり, ソーダ石灰ガラスを 130mm の長さで溝加工を行った結果と同等の摩耗量である.

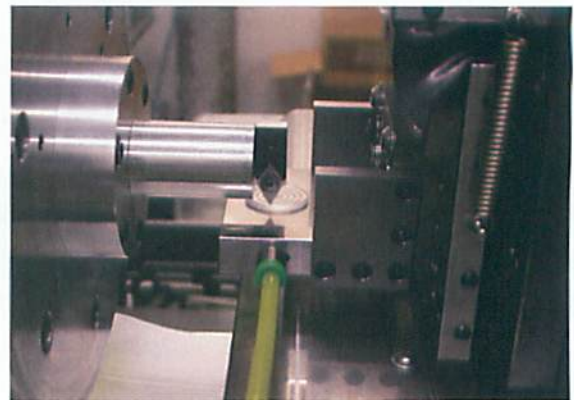


図 4.7 石英ガラス円盤のフライカット

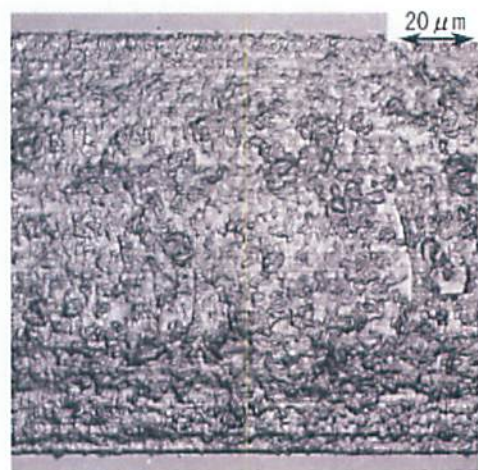


図 4.8 加工面のレーザ顕微鏡像

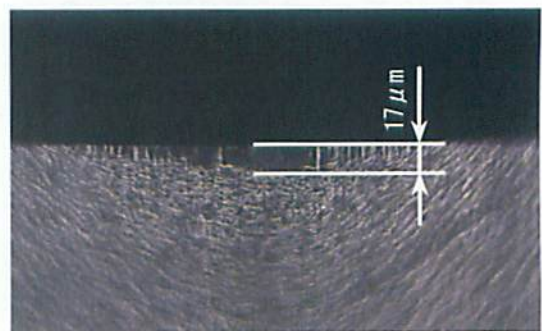


図 4.9 バインダレス cBN の逃げ面摩耗

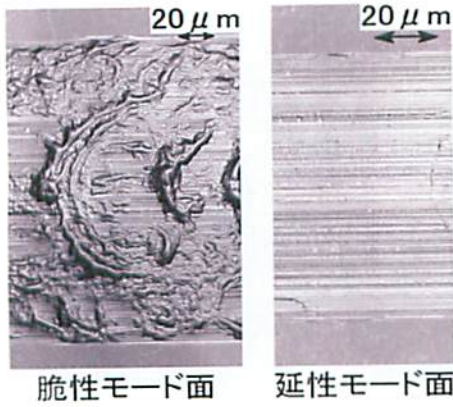


図 4.10 加工面のレーザ顕微鏡像

マイクロ流路では試料の光学的な分析を行うため、流路の加工によって石英ガラスへ構造変化、構造欠陥が生じていると蛍光や発光などのノイズが発生し、分析機器として支障をきたす。そこで、レーザ・ラマン分光顕微鏡を使用し、石英ガラスの構造変化等を調査することにした。フライカットによって石英ガラスの構造に変化が生じているならば、得られるラマンスペクトルにも変化が生じていると考えられる。そこで、石英ガラス円盤の未加工部分、脆性破壊部分、延性モード加工部分を対象にラマン分光分析を行った。図 4.11 に得られたラマンスペクトルを示す。図中のスペクトルは赤線が未加工部分、青線が延性モード加工部分、薄緑が脆性破壊部分である。図 4.11 を見ると、各スペクトルは  $200 \sim 500 \text{cm}^{-1}$  の範囲では完全に重なっているが、 $500 \sim 1,900 \text{cm}^{-1}$  では薄緑の脆性破壊部分の強度が波数の増加に伴い上昇している。加工状態によってラマンスペクトルに差が見られ、 $1,900 \text{cm}^{-1}$  以降にも大きなピークが存在する可能性があるため測定波数の範囲を広げてラマン分析を行った。図 4.12 に  $200 \sim 5,000 \text{cm}^{-1}$  のラマンスペクトルを示す。脆性破壊部分の  $2,900 \text{cm}^{-1}$ 、 $3,000 \sim 3,500 \text{cm}^{-1}$  付近にピークが見られる。

#### 4.2.2 石英ガラスのフライカット(2)

フライカットによる影響を確認するため、被削材を板状の東ソー・クォーツ ES(図 3.4 下右)に変更し、加工実験を行うことにした。被削材変更の理由は、東ソー・クォーツ ES では特性データ(純度、化学的、光学的、熱的、機械的、電気的特性)が明らかになっているが、エドモンド・オプティクス社製

合成石英光学ウィンドウでは光学的特性しか技術データがなく、豊富な特性データと加工しやすい形状から東ソー・クォーツ ES を選択した。

まず、エドモンド・オプティクス社製合成石英光学ウィンドウで延性モード切削面が得られた加工条件(主軸回転数  $2,000 \text{min}^{-1}$ 、送り  $2 \text{mm/min}$ 、極圧潤滑皮膜剤塗布、超硬合金工具 TH10 : DCGW11T304)で加工実験を行った。その結果、ほぼ全面が脆性破壊を起こしており、延性モード加工はできなかった(図 4.13)。次に送りを半減( $1 \text{mm/min}$ )させて加工を行ったが、加工面に変化は見られなかった。

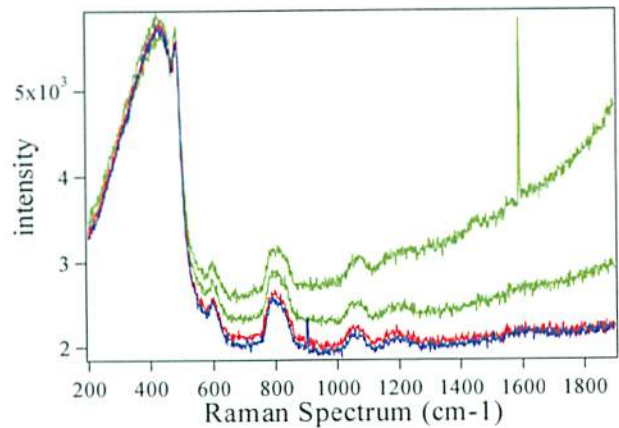


図 4.11 石英ガラス円盤のラマンスペクトル ( $200 \sim 1,900 \text{cm}^{-1}$ )

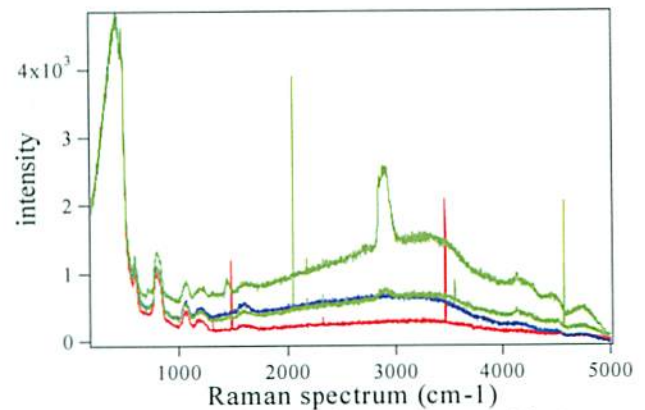


図 4.12 石英ガラス円盤のラマンスペクトル ( $200 \sim 5,000 \text{cm}^{-1}$ )

超硬合金エンドミルによるクラウンガラスへの溝加工では、切削油剤として水が多く用いられている<sup>19)</sup>。また、石英ガラスへ単結晶ダイヤモンドエンドミルによって溝加工を行った報告<sup>20)</sup>では、油より水の方が良好な加工面を得ている。そこで、フライカットにおいても水を切削油剤として用い

ることとした。エンドミル加工では被削材を水中に沈めて加工を行う例が多いが、本実験では水を霧状に加工地点に噴霧することにした。図 4.14 に水噴霧によるフライカット状況を示し、図 4.15 に水の噴霧に使用したルブリケータ(クロダニューマティクス製, L508-02)を示す。加工条件は主軸回転数  $2,000\text{min}^{-1}$ 、送り  $2\text{mm}/\text{min}$  で行った。その結果、ダウンカットによる加工開始直後は延性モードで切削が行われていたが、加工半ばで極圧潤滑皮膜剤塗布と変わらずに脆性破壊を起こしていた。送り速度を緩和( $1\text{mm}/\text{min}$ )したが、さほどの効果は出なかった。

水噴霧加工実験において、実験中に切削液噴霧用のルブリケータのタンク(容量  $30\text{ml}$ )へメチルアルコールを誤って追加してしまい、加工実験を行った。その結果、クラックの見られない加工溝(図 4.16 参照)が得られた。水に混入したアルコールの効果を確認するため、アルコール噴霧による加工実験を行うことにした。アルコールは人体に有害なメチルアルコールではなくエチルアルコールに変更し、水を混入させずに加工実験を行った。その結果、多少のクラックは発生したが延性モード加工が可能であった。小倉らによる研究<sup>21)</sup>によると、BK7 への旋削においてメタノール、エタノール雰囲気ではドライ、水雰囲気より延性モードの切削痕深さが向上すると報告されている。アルコールの影響により、脆性破壊が抑制されて延性モード加工が可能になったと考えられる。

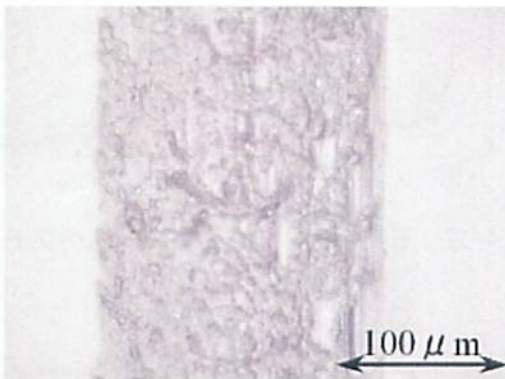


図 4.13 極圧潤滑皮膜剤を塗布した石英ガラスの加工面

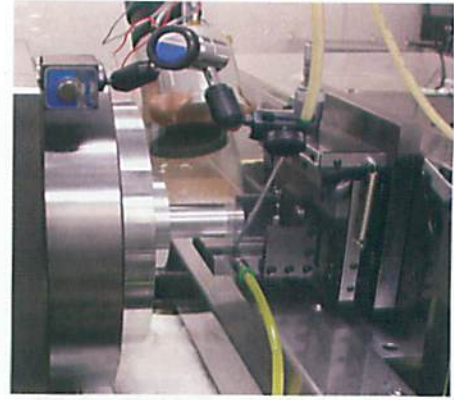


図 4.14 水噴霧によるフライカット

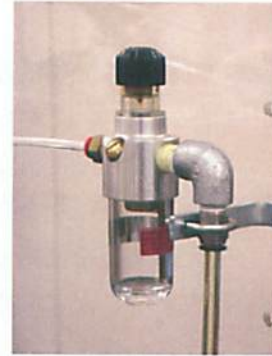


図 4.15 水噴霧に使用したルブリケータ

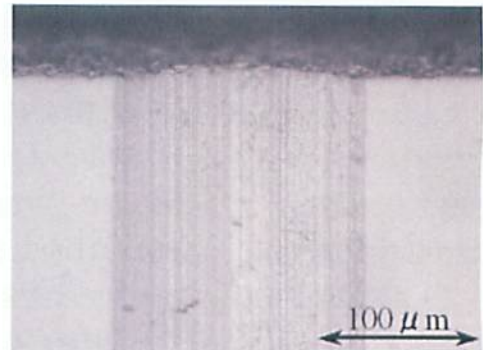


図 4.16 水+アルコール噴霧による石英ガラスの加工面

エドモンド・オプティクス社製合成石英光学ウインドウのフライカット加工面をラマン計測した結果(図 4.11)では、 $200\sim 500\text{cm}^{-1}$ の範囲においてペクトルには違いを見出せなかった。スペクトルの測定範囲が広すぎ、 $1\sim 2\text{cm}^{-1}$ の変化が観察できなかったことが原因として考えられる。水噴霧による加工面を  $200\sim 2,000\text{cm}^{-1}$ の範囲に限定して計測したが、前回同様に加工の有無によってスペクトルに変化は見られなかった(図 4.17 参照)。

石英ガラスの構造が変化していると、ラマンスペクトルに変化が現れるのは図 3.9 のように  $200\sim 1,500\text{cm}^{-1}$ の範囲が主である。しかしながら、

図 4.11 では  $200\sim 500\text{ cm}^{-1}$  の範囲では全く変化がなく、図 4.17 においても強度の違いはあるがピーク波数の違い(ピークシフト)はスペクトル波形の図からは確認できない。石英ガラスの透過性はラマン分析に用いるレーザー光の波長(488nm)では高い。図 4.11, 図 4.12, 及び図 4.17 に示したラマンスペクトルは図 4.18 に示すように石英ガラス加工面に直交する方向へレーザー光を照射していた。フライカットによって構造変化を起こした部分が薄い層であるならば、図 4.19 のようにレーザー光が透過して構造変化の情報が希薄になり、スペクトルに影響が現れなかったと考えられる。

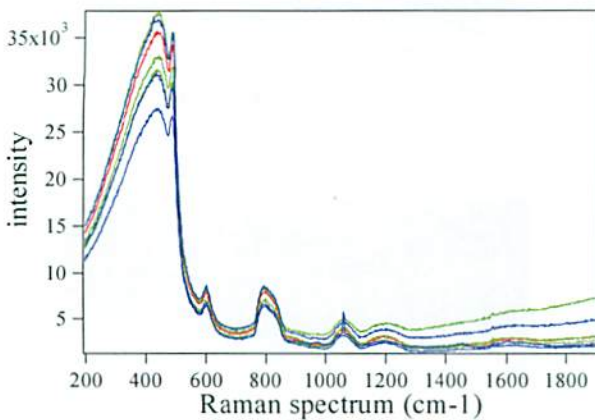


図 4.17 水噴霧加工のラマンスペクトル

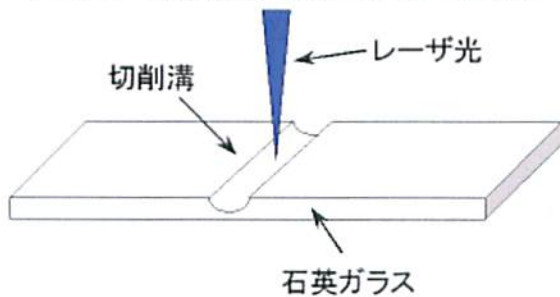


図 4.18 石英ガラスへのレーザー光照射方向

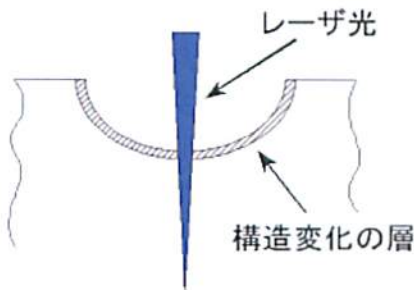


図 4.19 レーザ光と構造変化の層

フライカットと石英ガラスの構造変化を確認するため、ラマン分光のレーザー照射方向を変更し、

詳細な検討を行うことにした。石英ガラスの被削材は東ソー・クォーツ製合成石英ガラス：ES(25×13.5×1.5mm)であり、超硬合金工具(TH10)、主軸回転数  $2,000\text{min}^{-1}$ 、送り  $1\text{mm}/\text{min}$ 、メチルアルコール噴霧の条件で加工したものをを用いた。

ラマン分析におけるレーザー光をガラス加工面に垂直ではなく、図 4.20 に示すように石英ガラスの断面方向からレーザー光を照射する。また、加工の影響を受けた部分(構造変化)の厚みを確認できるよう配慮し、図 4.21 に示すように加工溝直下から深さ方向へ  $1\mu\text{m}$  ピッチで 15 箇所計測した。未加工部分も比較のために同様な計測をした。

被削材として用いた石英ガラス板の側面は摺りガラス状に加工されており、断面もシャープではないので加工溝の特定が困難となり、ラマン分析を行うと摺りガラス加工の影響が現れる可能性もある。これら为了避免するため、摺りガラス状になっている部分を除去する研磨加工を行うことにした。

はじめに、成分分析用等で試料を研磨するラップ盤を用い、ガラス板端面の摺りガラス部分の除去を行った。ガラス板の端面は透明になったが、石英ガラス板を手で押さえていたため端面エッジにダレが生じており、顕微鏡では加工溝断面部分に焦点が合わなかった。そこで、単結晶ダイヤモンドの研磨に用いられるダイヤモンド工具研磨盤(イマハシ製作所製：DTP-300A)を使用することにした(図 4.22 参照)。スカイフと呼ばれる鋳鉄製ラップ定盤( $\phi 310\text{mm}$ )には、高い回転精度を得るために空気静圧スピンドルを採用している。一般にダイヤモンド工具の研磨では、スカイフ上面にオリーブ油とダイヤモンドパウダーを混合させたものを塗布し、研磨剤として使用する。石英ガラス板はエッジをシャープにするため、タングと呼ばれるワーク保持具に製作した治具を介して取り付けた(図 4.23 参照)。切り込み量の設定は、タングの上下位置を  $0.02\text{mm}$  単位で調節可能な送りねじを使用するが、鉛直下方には自重で移動することになる。スカイフ上面に  $\#1,000$  のダイヤモンドパウダーを塗布し、回転数  $100\text{min}^{-1}$  程度で石英ガラス板の研磨を行った。その結果、石英ガラス板には脆性破壊が生じ、再び摺りガラス状になってしまった。スカイフへの石英ガラス板押し付



け圧の調節を行ったが、改善できなかった。次に、ガラスの研磨剤としてよく用いられる酸化セリウム粉末(粒度不明)を水道水で溶き、スラリー状にしてスカイフに塗布したが、石英ガラス板の研磨面には変化は見られず改善できなかった。そこで、スカイフ中心部分に cBN 砥粒研磨用に貼付(ポリエステルフィルム)の裏面は粘着テープになっている)していた約  $\phi 60\text{mm}$  のダイヤモンドラッピングフィルム(#8,000)を使用することにした。このラッピングフィルムは超硬工具や cBN 工具の研磨に多用しており、ダイヤモンド砥粒の脱落が目立つ。そのため、ダイヤモンド砥粒による研削効果より酸化セリウムの研磨効果が高いと考え、このラッピングフィルム上にスラリーを塗布して石英ガラス板の研磨(回転数  $160\text{min}^{-1}$ )を行った。すると、摺りガラス状の脆性破壊部分が除去されて透明になり、良好な研磨を行うことができた。研磨後に光学顕微鏡で撮影した石英ガラス加工溝部分(幅約  $130\mu\text{m}$ 、深さ約  $5.5\mu\text{m}$ )を図 4.24 に示す。

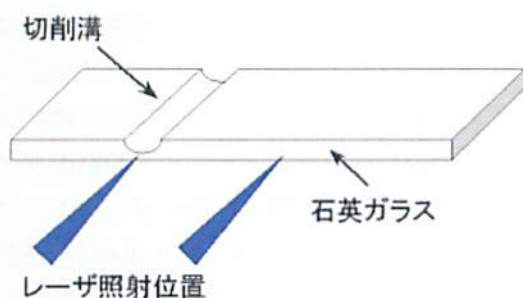


図 4.20 石英ガラス側面へのレーザー光照射

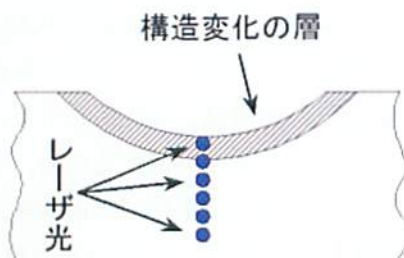


図 4.21 レーザ光照射位置と構造変化の層



図 4.22 ダイヤモンド工具研磨盤

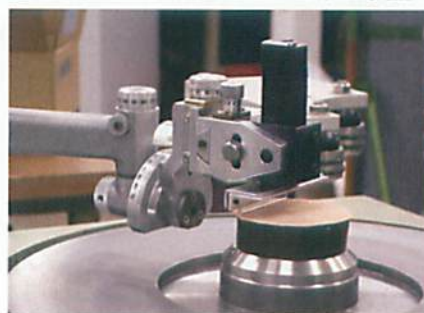


図 4.23 石英ガラス板断面研磨用治具

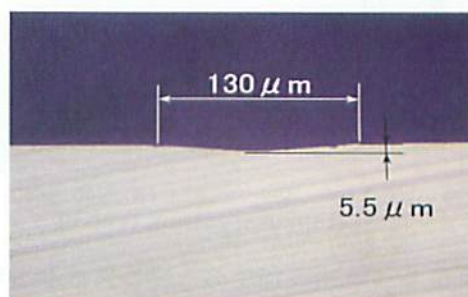


図 4.24 加工溝断面の光学顕微鏡像

レーザー照射方向と位置を図 4.20 に示す加工溝直下と未加工部分で計測したラマンスペクトルを図 4.25 と図 4.26 に示す。  $3,500\text{cm}^{-1}$  付近を頂点とするブロードなピークの有無が明確に異なっている。図 4.27 は加工溝の直下から  $1\mu\text{m}$  毎に  $15\mu\text{m}$  まで計測を行ったスペクトルを重ねた結果である。加工溝からの距離に応じて  $3,500\text{cm}^{-1}$  付近を頂点とするピークの強度が下がっていることがわかる。未加工部分も同様に石英ガラス板表面直下から内部へ図 4.27 と同様の計測を行ったが、得られたスペクトルに変化はなかった。

図 4.25 及び図 4.27 に見られるブロードなピークはフライカット加工面からの乱反射とレーザー誘起の発光が考えられる。発光の有無を調査するため、加工溝に波長  $288\text{nm}$  のレーザーを照射した。すると、加工溝は明るく発光し、未加工の石英ガラスは全く発光しなかった。

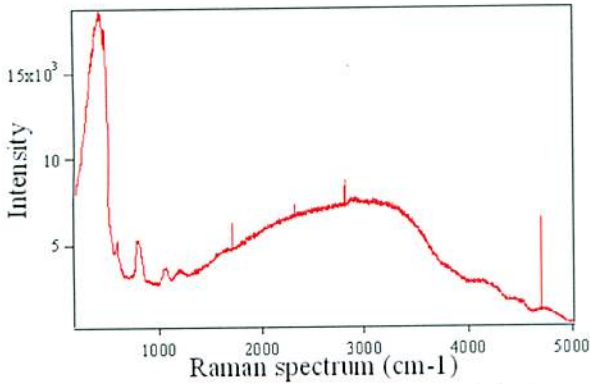


図 4.25 加工溝直下のラマンスペクトル

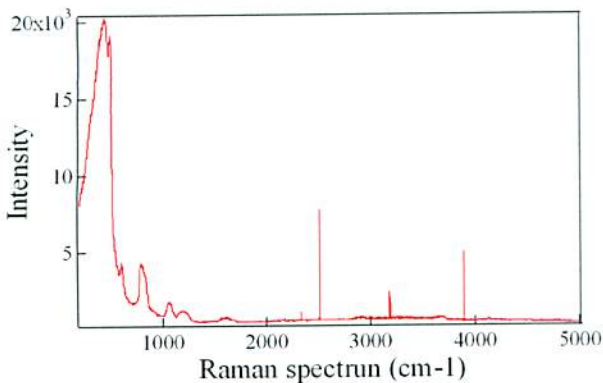


図 4.26 未加工部分のラマンスペクトル

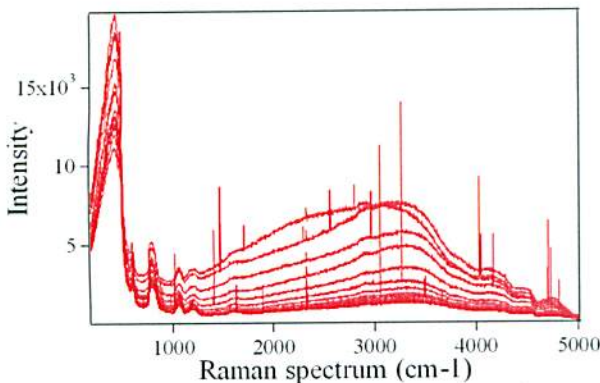


図 4.27 加工溝直下から 15 $\mu$ m までのラマンスペクトル

フライカットによる影響を詳細に確認するため、D1, D2 ピークの波数を  $1\text{cm}^{-1}$  単位で求められるカーブフィットを行うことにした。カーブフィットは、ラマンスペクトルをガウス関数、ローレンツ関数などの多数の関数に分解してピークの波数を求める手法である。フライカット加工面と未加工部分のスペクトルから D1, D2 のピーク波数を求め、加工によってピーク位置(波数)に影響が現れているかを確認する。機械加工による石英ガラスのラマンスペクトル変化に関する報告は無く、機械加

工と石英ガラスの構造変化の関係を明確にし、加工面の評価方法の一つとして提案する。

カーブフィットの手法を以下に示す。ラマンスペクトルを複数個のガウス関数、ローレンツ関数による曲線に近似し、計算によって合成した近似曲線のピークを算出してラマンスペクトルのピークを得る。この作業には WaveMetrics 社製の Igor Pro というソフトウェアを使用した。  $200\text{cm}^{-1}$  から  $1,900\text{cm}^{-1}$  のラマンスペクトルを 9 個のガウス関数、2 個のローレンツ関数及び 1 個の指数関数で近似した。このラマンスペクトルのカーブフィットでは、D1, D2 のピークには先端の鋭いピークであるため、ローレンツ関数を適用し、その他のピークにはガウス関数を適用した。また、  $3,000\text{cm}^{-1}$  ~  $3,500\text{cm}^{-1}$  のブロードなピークの影響と見られるベースラインには、指数関数を適用している。

図 4.27 に示したラマンスペクトルの  $200\sim 1900\text{cm}^{-1}$  に着目し、カーブフィットを行って各スペクトルのピークの特定制をした。図 4.28 にカーブフィットの一例を示す。ラマンスペクトルは赤、ガウス関数は緑、ローレンツ関数は黒、カーブフィット後の曲線は青で分類してある。図 4.20 の方向で測定したラマンスペクトル(加工・未加工部分: 各 15 箇所)すべての D1, D2 の波数の変動(ピークシフト)、強度変化を調べた。図 4.29 に加工部分と未加工部分における D1 のピーク波数を深さ方向にプロットしたグラフを示す。図中の加工部分を赤線、未加工部分を青線で色分けした。図 4.30 には D2 における同様のグラフであり、色分けも同一である。これらのグラフから、ピークシフトには深さに伴う変動は観察されず、加工の有無によって大きな違いもなかった。図 4.31 には石英ガラスのラマンスペクトルで最も強度の高い  $\omega_1$ (オメガワン:  $440\text{cm}^{-1}$ ) と呼ばれるピーク強度に対する D1 の比率深さ方向にプロットしたグラフを示す。図中の加工部分を赤線、未加工部分を青線で色分けした。図 4.32 には D2 における同様のグラフであり、図中の色分けも同一である。これらのグラフからも加工の有無によって D1, D2 のピーク強度には深さに伴う変動は観察されなかった。したがって、フライカットによる加工では、石英ガラスの構造に変化が現れる程の影響は与えていないと考える。

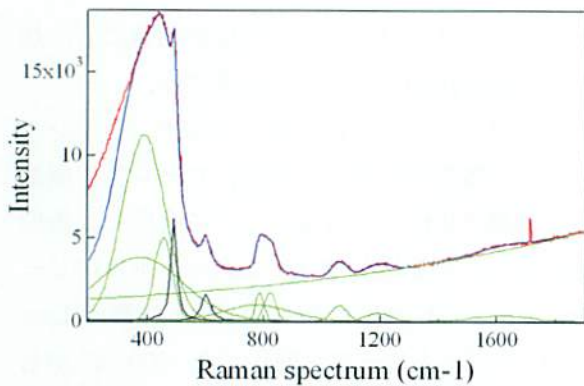


図 4.28 ラマンスペクトルのカーブフィット

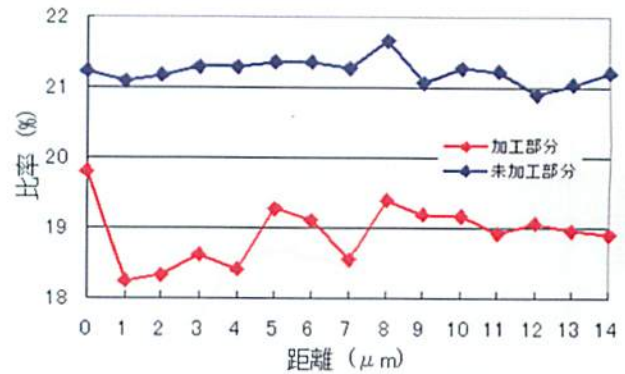


図 4.32  $\omega_1$  に対する D2 の強度変化

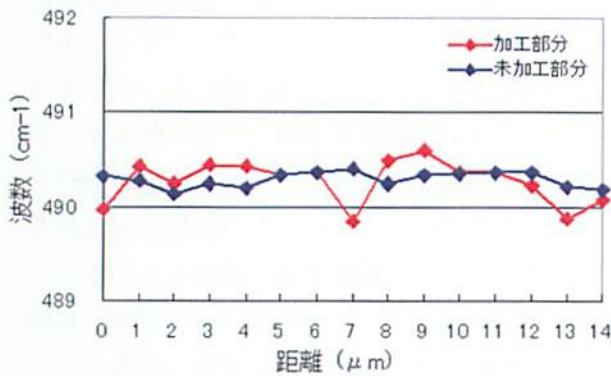


図 4.29 D1 のピークシフト

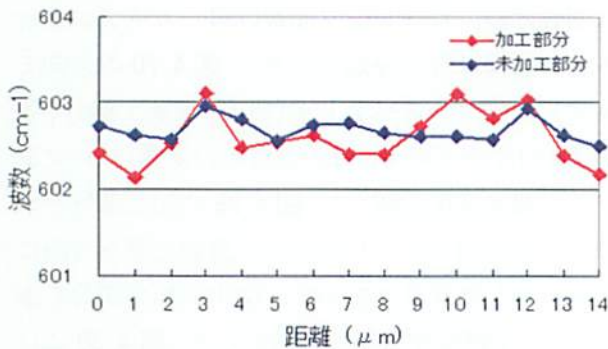


図 4.30 D2 のピークシフト

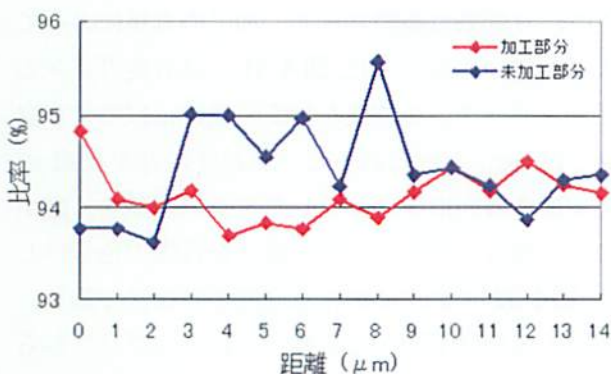


図 4.31  $\omega_1$  に対する D1 の強度変化

石英ガラスの研削面(#150のダイヤモンド砥石によるロータリー研削)でのエキシマレーザー誘起による発光特性を調査した報告<sup>14)</sup>では、この発光は石英ガラスの欠陥が原因であるとされている。図 4.33 に同報告書の発光スペクトルの測定結果を示す。同図の 1.9eV ピークが非架橋酸素空孔欠陥(NBOHC)、2.7eV が酸素欠乏結合(ODC)、3.5eV は原因不明だが不純物か汚染と報告されている。また、石英ガラスの研削加工時の発光現象に関する報告<sup>12)</sup>では、石英ガラス製の光ファイバをダイヤモンド電着砥石(SD200, 直径φ10, 幅1mm)で乾式切断研削した際に発生する発光を光電子倍増間で計測している。得られた発光スペクトルのは $\lambda = 450\text{nm}$ と $630\text{nm}$ のピークがあった(図 4.34 参照)。この報告によると、630nm のピークは Si と O の原子間結合が切断されてできる非架橋酸素空孔欠陥(NBOHC)が原因であると述べられている。

フライカットの影響と考えられる図 4.25 の $3,500\text{cm}^{-1}$ 付近のブロードなピークと石英ガラス研削面の発光スペクトル(図 4.33)及び石英ガラス研削加工時における発光スペクトル(図 4.34)の関連を以下の手順で調べた。

石英ガラス研削面の発光スペクトルの単位は eV であるため、ラマンスペクトルの  $\text{cm}^{-1}$  と単位を統一する必要がある。エネルギーの基本方程式  $E=h\nu$  ( $h$ =プランク定数)で光の波数はエネルギーと結び付られており、 $\text{cm}^{-1}$  を eV へ換算するには  $12,398.5 \times 10^{-8}$  の換算係数<sup>22)</sup>を用いれば算出できる。ラマンスペクトルは散乱光であるために光源のレーザー(波長 $488\text{nm}$ :  $20,491\text{cm}^{-1}$ )からの差を求める必要があり、 $20,491 - 3,500 = 16,991\text{cm}^{-1}$  が実際の波数となる。この波数に換算係数を乗じて  $16,991 \times$

12, 398.5 × 10<sup>-8</sup> = 2.1 (eV) を得た。

石英ガラスの研削加工時の発光では、単位が nm であるため eV に換算する必要がある。図 4.34 の 630nm を eV の単位に変換するには下記の式<sup>11)</sup>に数値 (h : プランク定数, c : 光速) を代入し, 1.97eV の値を得た。

$$E = \frac{hc}{\lambda} = \frac{(4.13 \times 10^{-15})(3 \times 10^8)}{630 \times 10^{-9}} \approx 1.97(\text{eV})$$

ラマンスペクトルの 3,000cm<sup>-1</sup> を超えた領域ではラマン分光器の一般的な使用範囲から外れており、特性や感度の信頼性は低くなる。ラマンスペクトルの 3,500cm<sup>-1</sup> のピーク、及び石英ガラス研削面のエキシマレーザー励起による発光と石英ガラスの研削加工時の発光現象の原因は非架橋酸素空孔欠陥 (NBOHC) に起因する発光であり、ラマン散乱光とは異なると考えられる。また、石英ガラスに紫外線レーザー (波長 288nm) を照射すると、未加工部の光学研磨面は透過するが加工溝では発光が観察された。これは上記と同様の現象であると考えられる。また、石英ガラスの延性モード研削時には発光現象が観察されないと文献<sup>22)</sup>では報告されており、加工時における加工モードの判別装置<sup>23)</sup>が同研究者らによって開発されている。

光学研磨面では紫外線レーザーの照射によって発光は観察できない。そのため、紫外線レーザー等による発光現象は、加工面の状態判別に応用が可能であると考えられる。石英ガラスの加工において、加工面の評価には表面粗さだけではなく構造変化や欠陥発生も評価に加える必要があり、加工面の発光現象を利用する方法は非接触・非破壊で短時間に評価が可能となるので、有効な評価方法になると考える。

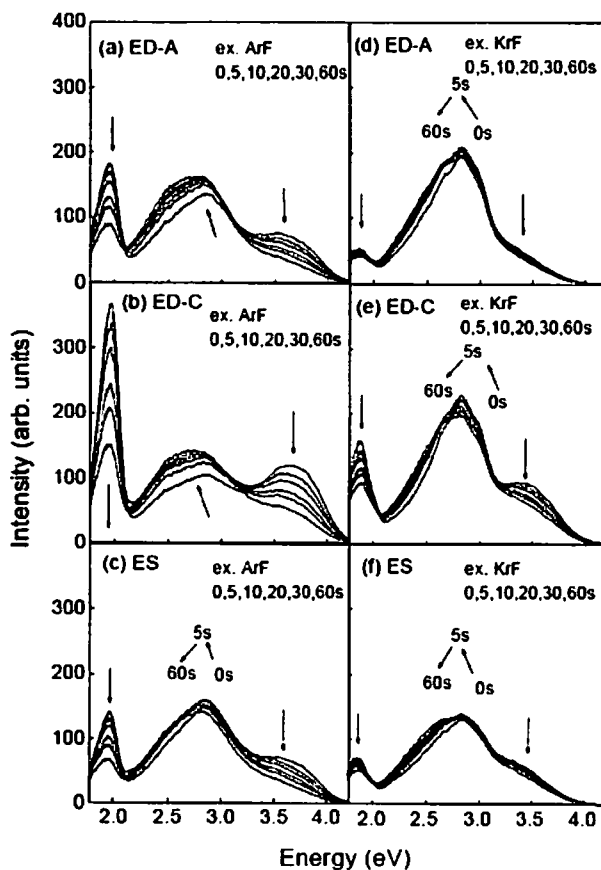


図 4.33 石英ガラス研削面の発光スペクトル<sup>14)</sup>

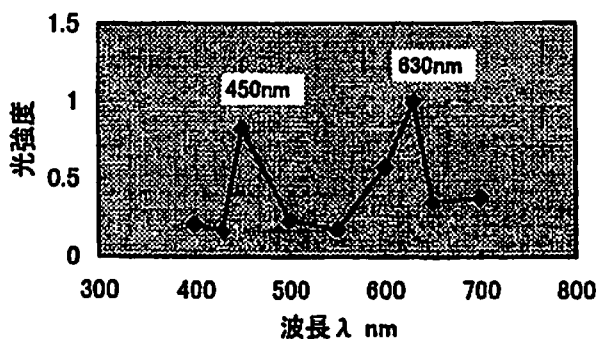


図 4.34 石英ガラスの研削加工時における発光スペクトル<sup>13)</sup>

### 4.3 切削温度の測定

加工現象の把握には切削温度の測定は必須であり、ガラス切削においても同様である。ソーダ石灰ガラスを乾式でフライカットした実験では、加工面には溶融したガラスの付着物と溶融軟化したガラスの塑性流動も観察された<sup>24)</sup>。ファイバ式赤外線温度センサ (図 3.13) の測定範囲は 300℃ ~ 2,000℃ であり、被削材の軟化温度 (ソーダ石灰ガラス : 約 600℃, 石英ガラス : 約 1,700℃) ならば十分検出が可能である。フライカット一回転の切削で除去される範囲は、加工溝の幅と接触弧長さ

で決定される。接触弧は図 4.1 と (2) 式<sup>15)</sup> から、溝幅は (3) 式によって算出が可能である。主軸回転数 2,000min<sup>-1</sup>、送り 2mm/min の条件において、線幅を b とし、工具のノーズ半径を R とした計算結果を表 4.2 に示す。切削温度の検出は、接触弧長さ と溝幅から赤外線センサの標的サイズ (直径 0.3mm) ならば十分可能である。

$$ls = \sqrt{aD} \pm \left( \frac{f}{2NZ} \right) \quad (2)$$

$$b = 2\sqrt{R^2 - (R-a)^2} \quad (3)$$

表 4.2 切り込み量に対する接触弧と溝幅 (mm)

切り込み量 (a)	接触弧 (ls)	溝幅 (b)
0.005	0.44	0.11
0.010	0.62	0.15
0.015	0.75	0.19
0.020	0.87	0.22

ファイバ式赤外線温度センサにはアナログ出力があり、切削温度はこの出力から USB デジタルストレージオシロスコープを用いて PC へ取り込むことにした。切削温度の測定は、主軸回転数 2,000min<sup>-1</sup>、送り 2mm/min、乾式 (ドライ) の条件で加工実験を行い、切削温度の測定を試みた。

加工実験では温度センサから出力がなく、切削温度の検出ができなかった。その理由として、センサ標的の内を工具が通過する時間が短いため、センサが温度を検知できなかったと考えられる。そのため、回転数を低下させて工具通過時間を増加させる実験を行った。回転数は 1,000, 500, 300min<sup>-1</sup> で実験したが、切削温度は検出されなかった。温度センサが正常に作動しているか確認するため、真空チャックに吸着させたガラス板に半田鍍 (はんだごて) をあててみた。すると、半田鍍の温度は検出され、アナログ出力もされていた。温度センサのカタログを調べると、応答時間が 0.001~600 秒と記述されている。そこで、標的の径 0.3mm を工具が通過する時間の計算を行った。結果を表 4.3 に示す。回転数が 300min<sup>-1</sup> においても、通過時間は 1msec 以下である。このファイバ式赤外線温度センサでは応答時間が不足しており、

切削温度の測定はできなかった。ただし、応答時間を 0.1msec に短縮する改造が可能なので、切削温度の測定実験は再度試みたいと思う。

表 4.3 主軸回転数と通過時間

回転数 (min <sup>-1</sup> )	通過時間 (msec)
2,000	0.075
1,500	0.10
1,000	0.15
500	0.30
300	0.5

## 5. おわりに

本研究では、「硬脆材料」を対象とする超精密加工技術の高度化を目指した加工実験を行った。対象とする硬脆材料にはガラスを選択し、加工方法は延性モード切削 (フライカット) である。

フライカットによる延性モード切削では、加工面の品質向上を主眼に置いた加工実験中心の研究を行い、以下の結果を得た。

- ・真空チャックの振動特性が、クラック発生に影響を与えていることが確認できた。
- ・石英ガラスのフライカット加工面におけるラマンスペクトルでは、D1, D2 のピーク波数に加工の有無で変化は現れていなかった。したがって、フライカットでは石英ガラスの構造が変化するほどの影響は与えていないと考えられる。
- ・フライカットによって非架橋酸素空孔欠陥が発生し、それによる発光現象が観察された。この紫外線レーザによる可視光の発光現象は、光学ラップ面では生じない。この発光現象は加工状態の判別に利用が可能であり、有効な評価方法になると考えられる。
- ・切削温度の測定では、ファイバ式赤外線温度センサの応答時間が不足していたために切削温度を検知できなかった。

## 謝 辞

なお、本研究は競輪の補助金によって行われたものであり、ご支援いただいた関係各位に深く感謝する。

## 参考文献等

- 1) 株式会社 BCN : <http://www.computernews.com/>
- 2) 宮下政和 : ぜい性材料の延性モード研削加工技術—ナノ研削技術への道, 精密工学会誌, 56, 5, (1990)782
- 3) R. Brehm, K. van Dun, J. C. G. Teunissen and J. Hasma: "Transparent single-point turning of optical glass": A phenomenological presentation, PRECISION ENGINEERING, 1979, 207-213
- 4) 葛生伸: 石英ガラスの世界, 工業調査会, 1995, 32
- 5) 大久保博之他: 石英ガラスの高精度微細加工技術及びその応用, 日立電線技報, No25 (2006-1)
- 6) 非晶質シリカの中距離構造 : <http://staff.aist.go.jp/k.awazu/Japanese-folder/oubutsu3244.pdf>
- 7) 日本板硝子テクノロジーサーチ株式会社 HP : [http://www.nsg-ntr.com/column/g\\_univ/univ04.html](http://www.nsg-ntr.com/column/g_univ/univ04.html)
- 8) N. Shibata, M. Horiguchi and T. Eda: "Raman spectra of binary high-silica glasses and fibers containing GeO<sub>2</sub>, P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> and B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>", Journal of Non-Crystalline Solids, vol. 45, issue 1, pp.115-126 (1981)
- 9) 作花済夫: ガラス科学の基礎と応用, 内田老鶴圃, 1997, 144
- 10) 松岡純: ガラスの破壊における永久変形と構造変化, Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol. 56, No. 6 (2007/6), pp. 489~494
- 11) W. D. キャリスター: 材料の化学と工学(3)材料の物理的・化学的性質, 培風館, 2002, 184
- 12) 小林洋志: 発光の物理, 朝倉書店, 2000, 10
- 13) 越水重臣, 大塚次郎: 石英ガラス研削加工時の発光現象に関する研究, 砥粒加工学会誌, 44, 5(2000), 216
- 14) Yoshizo Kawaguchi and Nobu Kuzuu : Characteristics of Excimer-Laser-Induced Luminescence of the Ground Surface of Silica Glass, Jpn, J. Appl. Phys, 39(2000)pp180-185
- 15) 佐久間敬三, 斉藤勝政, 松尾哲夫: 機械工作法, 朝倉書店, 1988, 73
- 16) 飯塚保, 上野滋, 森田昇: 研磨レス レンズ金型用超精密旋盤の開発(第6報)—フライカットによるガラスの切削力—, 2007年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, p429-430
- 17) 飯塚保, 上野滋, 森田昇: フライカットによるガラスの延性モード切削に関する研究(第1報)—工具材種による加工面への影響— 2008年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, p1033-1034
- 18) 松村隆: エンドミルのシャンク形状がガラス切削の脆性損傷に及ぼす影響, 2008年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, P153-154
- 19) T. Matsumura and T. Ono; "Glass Machining with Ball End Mill", Transactions of the North American Manufacturing Research Institution of SME, 33(2005)pp. 319-326
- 20) 森俊道他: ダイヤモンド工具によるマイクロ流路の延性モード加工: 東京都産業技術研究所研究報告, 第7号(2004)
- 21) 小倉一朗他: シングルポイントダイヤモンド旋削による光学ガラスの延性モード切削加工に関する研究, 精密工学会誌, 66, 9, (2000), 1431
- 22) G. ヘルツベルグ: 原子スペクトルと原子構造, 丸善, 1964, 9
- 23) 越水重臣, 大塚二郎: FL等を用いた硬脆材料の加工モード判別装置, 特開平 10-309665
- 24) 飯塚保: 2006年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, p922

畠山 実\*

Performance-improvement for machine tool element

Minoru HATAKEYAMA

1. はじめに

未曾有の不況の中、我が国の産業が、近年台頭してきた中国やインドなどの新興国に対して、競争力を維持していくためには、更なる技術の進展を求めていかななくてはならない。特に我が国から高性能の加工機械が、これらの国々に輸出され、今まで熟練工の技術無しには加工出来なかった領域にまで、NC工作機械の加工精度が迫ってきている現状を考えると、現状維持に甘んじていては容易に追いつかれてしまうことは、明らかである。

幸い、高精度化の要求は年々厳しくなる一方で、更なる高精度化を求めるための伸び代は、十分確保されている状態である。特に超精密加工の分野では、数年後に nm やサブ nm の精度が求められるという予測<sup>1)</sup>もされており、これらの領域に十分対応出来る工作機械や、加工技術が求められている。しかし、従来の送りねじ機構では、非線形な摩擦特性やポー

ルねじの振れ回り(図1)等が障害となり、高精度な位置決め要求への対応が困難になってきている。この問題を解決するために、従来型の送りねじによる粗動機構と、圧電素子やボイスコイルモータなどの微動機構を組み合わせた複合送り機構が提案され、製品化されているが、機構が複雑になることと、機構が2重化されたことに合わせて制御系も複雑になってしまい、コストの上昇が避けられない。

一方、近年急速に普及してきたリニアモータ(図2)は、非接触駆動にすることが出来るため高速化しやすく、高速な移動が要求される分野で利用されることが多かった。しかし、直進性と制御応答性に優れているため、高精度が要求される分野でも利用されるようになってきており、特にハイエンドの超精密加工機の送り機構によく用いられるようになってきている。

しかし、リニアモータは世に登場してまだ日が浅いため、案内機構とのマッチング等についての検討が十分なされていない点について前報<sup>2)</sup>で述べてきたが、リニアモータは静止させているだけでも送りねじ機構よりも大きな電力が必要となる場合が多く、

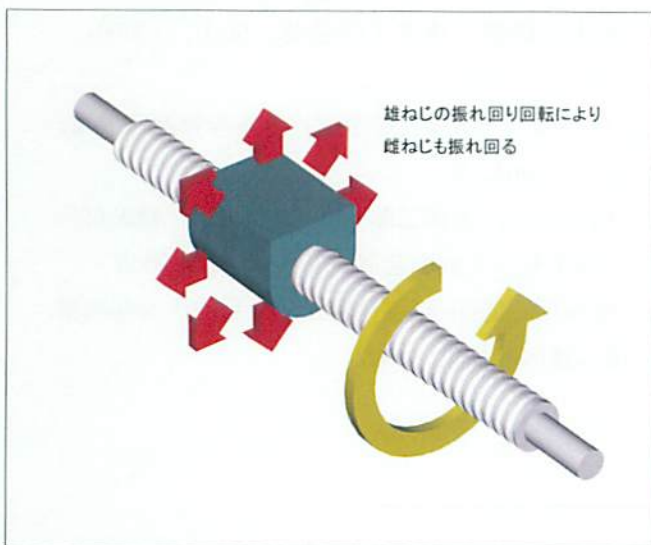


図1. ボールねじの振れ回り

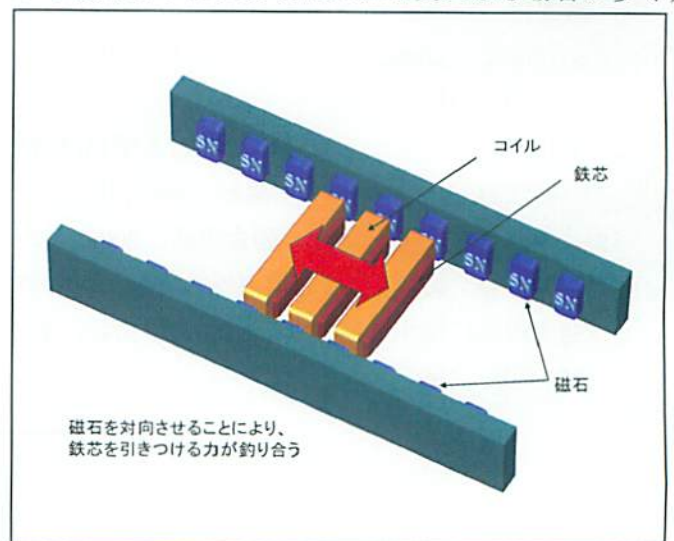


図2. リニアモータの例

\*生産技術部

特に重力が作用する方向への移動軸として使用する場合には、特に多くの電力を消費してしまうため、エネルギー消費の面については、必ずしも有利とは言えない状況である。

本研究においては、従来の送りねじ機構とリニアモータとの比較を行い、案内機構を含めた全体的な構成で、リニアモータ駆動機構を検討し、外乱に強い送り機構を開発することを目的とする。本年度は、様々な案内機構との組み合わせを検討し、実験を行うための装置開発を目的とする。

## 2. 実験装置の製作

本研究の駆動機構の位置決め精度は数 10nm 程度を目標としており、駆動機構の案内精度を高めるため、非常に高い加工精度が求められる。また、本研究で提案している2つの駆動機構の内、V-V案内溝を用いた方式(図3)は、本来であれば工作機械製作の熟練作業

者が専用の治具や定盤を用いながら、キサゲなどの手作業で仕上げを行う、重要な部分である。今回の装置は理論的な検証を行うためのテストベンチであり、製品レベルでの絶対的な精度要求ではないため、理論検証に必要なレベルの精度確保と、研究の進行過程での容易な設計変更にも対応出来るようにするため、5軸加工機(図4, FANUC ROBODRILL)を用いて、実験装置の加工を行った(図5)。本機は基本的には3軸加工出来であるが、トラニオンタイプの2軸テーブルを搭載することにより、5軸同時加工を実現している。本研究においては、この5軸機構を有効に使用することにより、V-V案内溝の凸面と凹面の角度を精度良くそろえることが出来、凹面側に組み込む、加振機構も容易に加工することが出来た。

## 3. 並列型防振マウントの開発

前報において、地面などから伝わってくる振動が機械

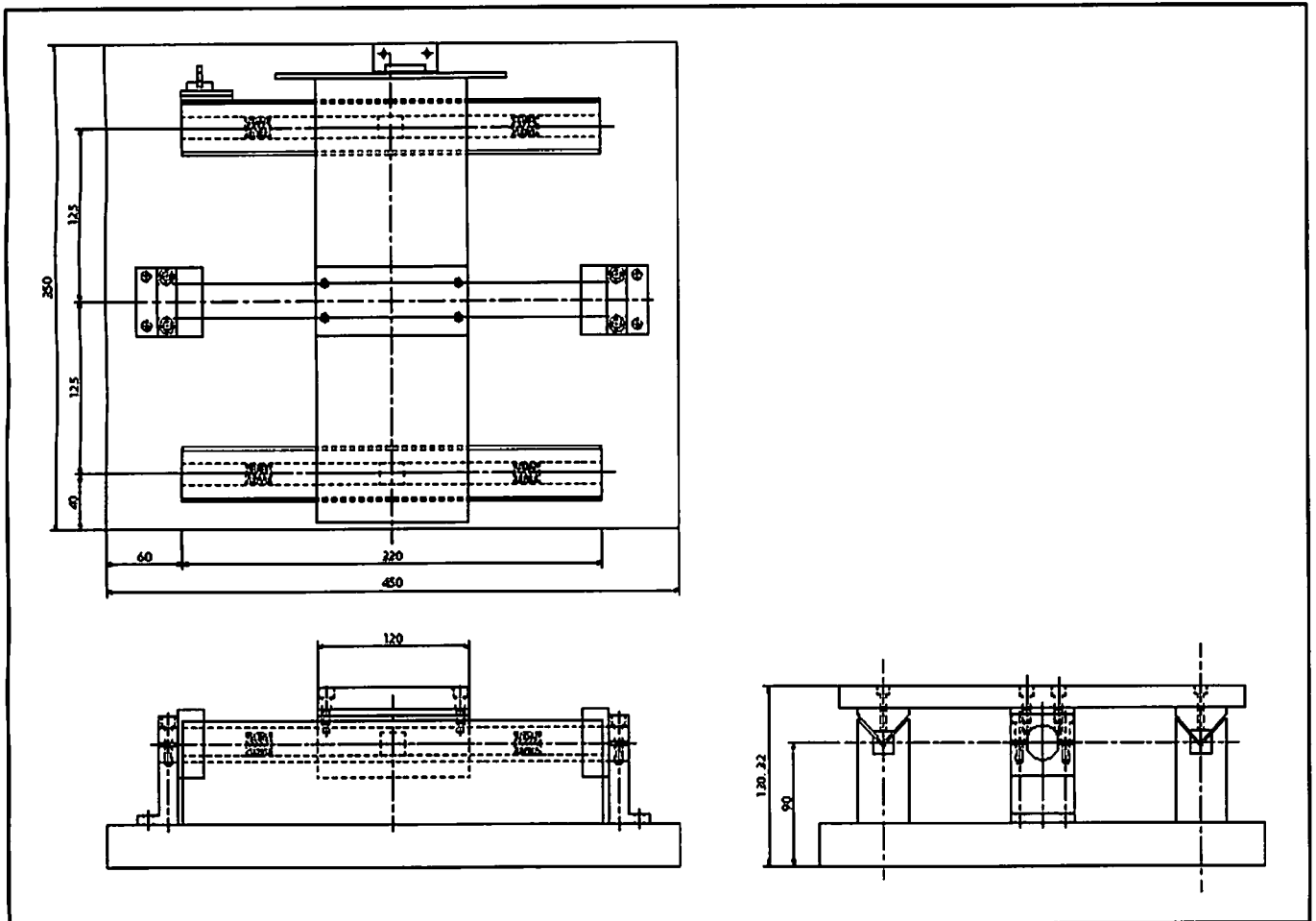


図3. 実験装置概要





図 4. FANUC ROBODRILL α-T21iF

装置本体に伝わるのを防ぐための新しい防振マウントを提案した。本報においては、従来型の防振ゴムパッドを積層させるタイプの防振マウントを直列型防振マウントと呼び、本研究で提案する防振マウントを並列型防振マウントと呼ぶこととする。以下に、両方式の防振マウントについて簡単に説明する。

図 6. a が従来からある直列型防振マウントで、高い防振性能を持たせるためには、複数の防振パッドを積層させて使用する。この方式は、防振性能を高めるためには単純に防振パッドを積層させる数を増やせば良いため、非常に簡便で、安価に防振性能を向上させることが出来る。しかし、各防振パッドには、工作機械等の大きな重量が等しくかかることになり、積層させる枚数を増やしても、その重さが分散されることはない。そのため、減衰性能の高い防振パッドは、耐荷重限度が低いことが多いことから、同様の製品が使い難い欠点がある。また、積層する枚数が多くなると、横方向の剛性や曲げ剛性も低くなり、全体的に不安定になり、機械装置の重量部分が移動すると、機械全体が傾きやすくなってしまい、加工精度に影響が出やすくなってしまふ。

図 6. b が本研究で提案している並列型防振マウント

で、直列型と同じように防振パッドは直列に並んでいるものの、防振パッドとしての働きは、パッド間に配置された板を通して並列に働くため、この名称で呼ぶこととした。

並列型防振マウントの特徴は、積載した工作機械等の重量が、分散されて防振パッドに加重される点で、並列させる防振パッドの数を多くすればするほど、防振パッドにかかる荷重を少なくすることが出来る。このことは、耐荷重の制約を少なくし、より減衰性の高い防振パッドを採用出来ることとなり、数を増やしたことによる不安定さが増すことも直列型より大幅に少なくすることが出来る。

積載する工作機械の底面に全体的に敷き詰めても同様の効果を得ることが出来るが、工作機械の底面は平らであることは少なく、マウントの配置出来る個所は限られている場合が多いため、実際にこの方式で実現することは難しい場合が多い。また、工作機械のマウントは機械装置の外周部に設けられていることがほとんどであるため、並列型マウントが外周部に配置されることが多く、ピッチングやヨーイングの振動減衰に対しても、外周部の方が変位量が大きくなることから、減衰性能を発揮しやすいと思われる。

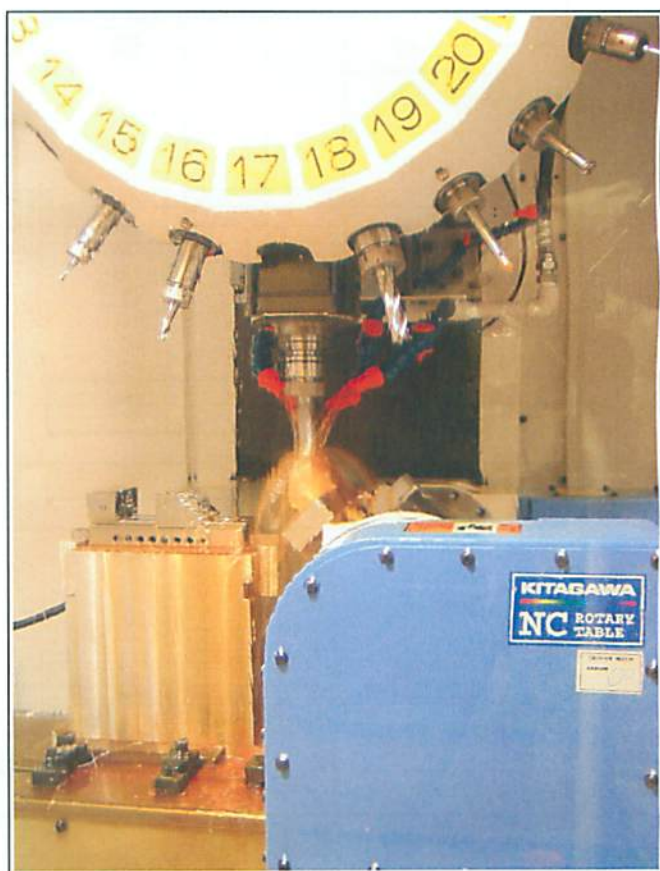


図 5. 加工方法

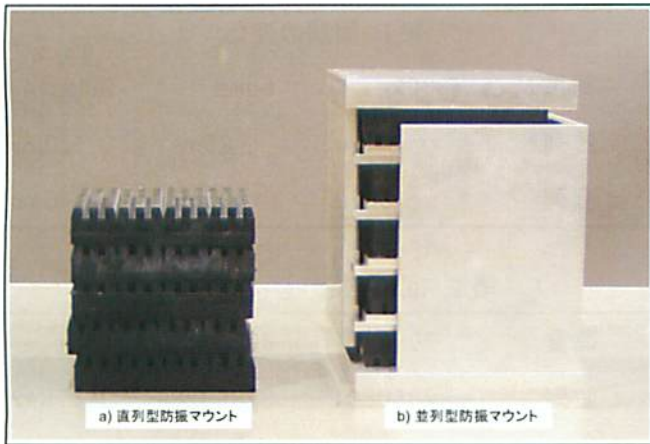


図 6. 防振マウント

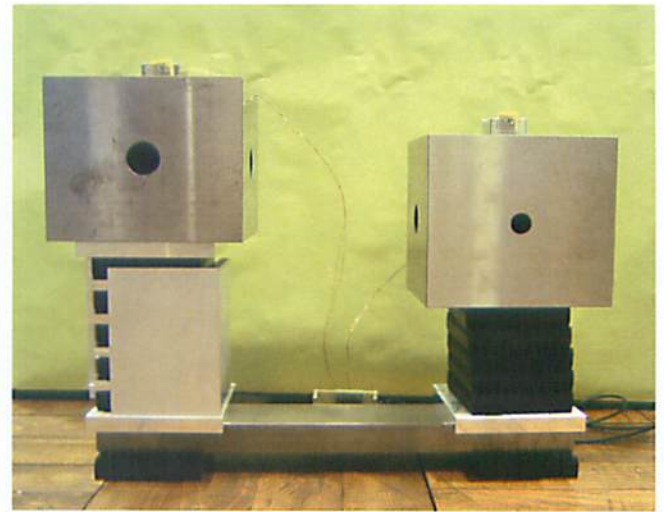


図 9. 加振実験の様子

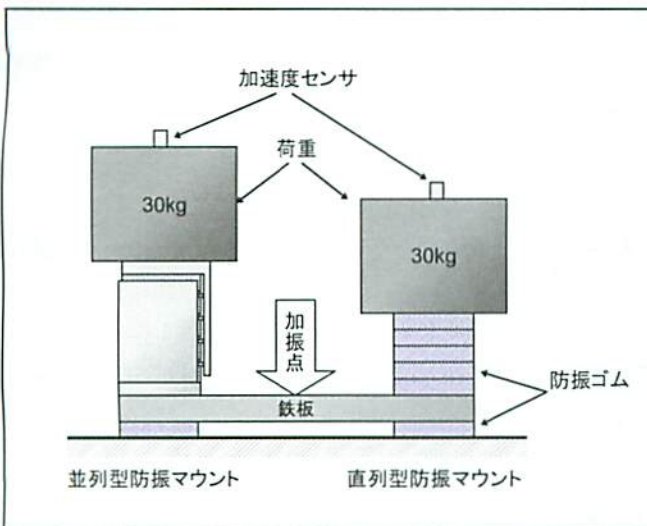


図 7. 防振性能試験方法

### 3.1 製作した防振マウントの性能試験

製作した防振マウントの性能を確認するため、簡便な方法で、並列型防振マウントと従来の直列型防振マウントとの性能比較を行った。図 7 の様に厚さ 30mm の鉄板上に各防振マウントを配置し、その鉄板の中間点をプラ

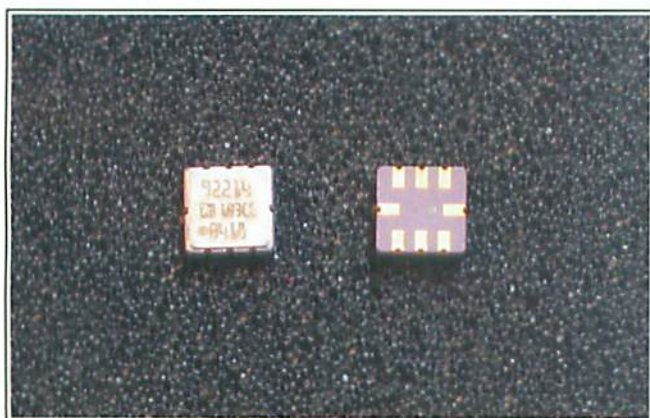


図 8. 加速度ピックアップ (ADXL103)

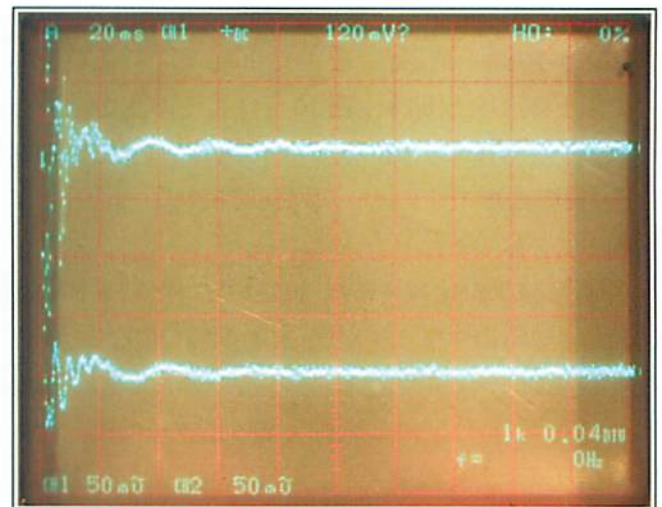


図 10. 30kg の重りを載せたときの加振テスト

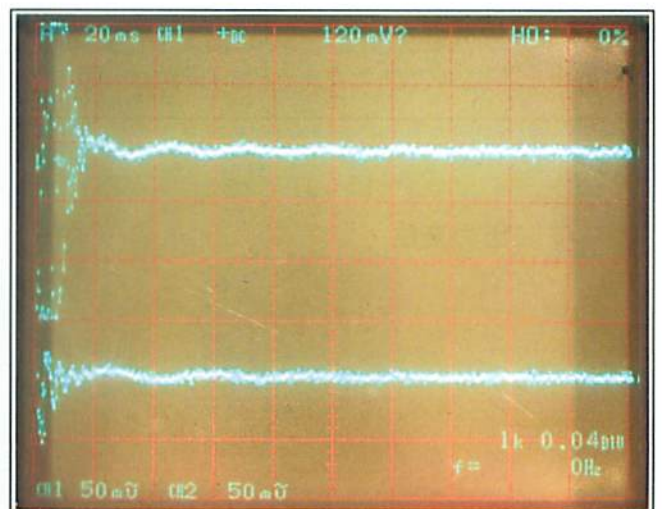


図 11. 60kg の重りを載せたときの加振テスト

スチックハンマやゴムハンマにて加振を行う実験を行った。振動の測定には、MEMS 型の加速度ピックアップ (ADXL103, ANALOG DEVICES 社製) を、両者に積載

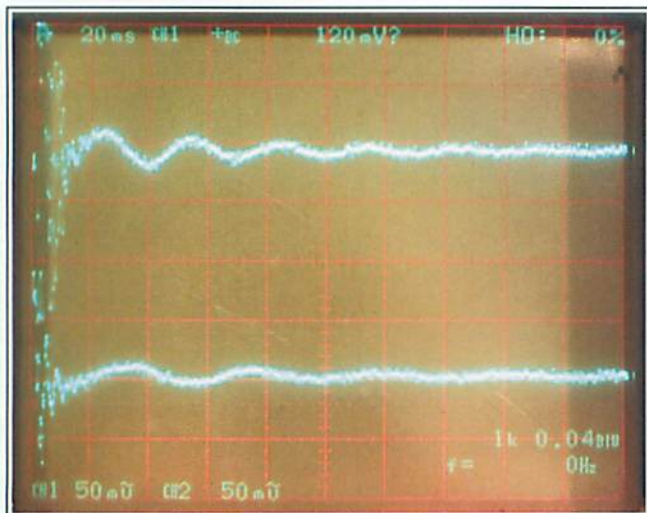


図 12. 90kgの重りを載せたときの加振テスト

した荷重の上に設置して測定を行った。荷重は 30 kgの鉄製のブロックを使用し、最大で 90kg までの荷重をかけて測定を行った(図 9)。図 10~11 にその測定結果を示す。測定結果の上側のチャンネルが、並列型防振マウントの振動波形で、下側が直列型防振マウントとなっている。

各測定結果を比較すると、想定していた結果とは逆に、直列型防振マウントの方が振動振幅も少なく、減衰性能が高いような挙動を示している。また、共振周波数については、並列型の方が高く、直列型の方が低くなっている。しかし、荷重を大きくするにつれて減衰性能の差は小さくなる傾向を示しており、特に加重の増加に伴い、直列型の減衰時間が伸びる傾向を示している。

### 3.2 減衰性能の解析

質量  $m$  を防振マウントで支えると言う構造は、図 13 の

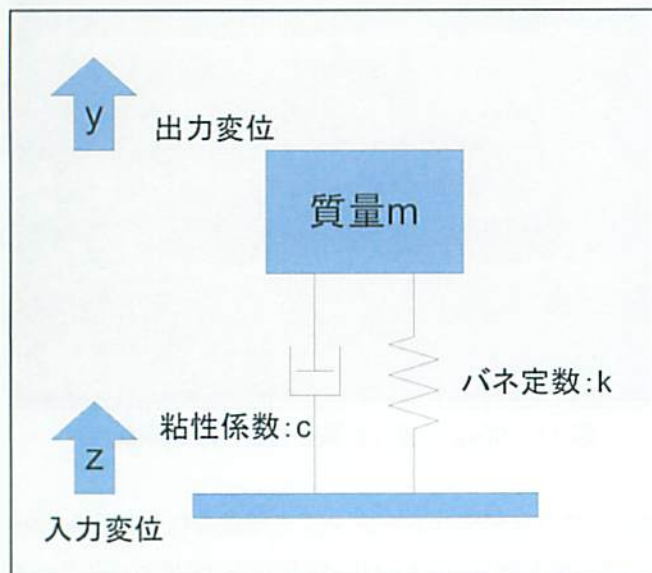


図 13. 一般的な振動モデル

表 1. 周期の変化

荷重	30kg	60kg	90kg
並列	20ms	25ms	30ms
直列	30ms	35ms	40ms

表 2. ばね定数(kg/m)の変化

荷重	30kg	60kg	90kg
並列	2960881	3789928	3947842
直列	1315947	1933637	2220661

様なモデルで表すことが出来る。このときの角振動数  $\omega_0$  とばね定数、重りの質量の関係は式 1 で表される。

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}} \dots\dots\dots (式1)$$

よって、ばね定数  $k$  は式 2 で表される。

$$k = \left(\frac{2 \cdot \pi}{T_0}\right)^2 \cdot m \dots\dots\dots (式2)$$

よって、測定結果から周期を求めた表 1 より、図 13 のモデルに当てはめた場合のばね定数は、式 2 より表 2 の結果となる。

表 2 より、並列型の方がばね剛性が高く、両者とも重りの重さが増えるにつれて押しつぶされて硬くなり、ばね定数が大きくなっていることがうかがえる。ばね定数が高ければ、積載した機械装置をしっかりと支えることが出来、姿勢が安定することから、機械装置にとっては良いことであり、このあたりは、当初予想したとおりである。また、図 14 の防振ゴムのたわみ特性が示すように、防振ゴム

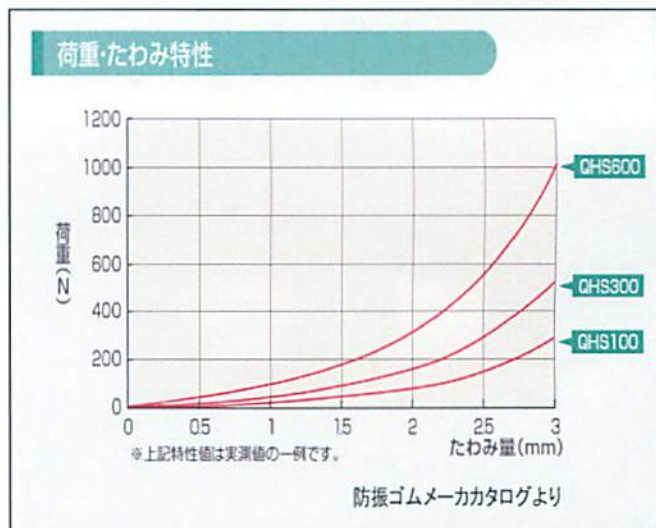


図 14. 防振ゴムの荷重・たわみ特性

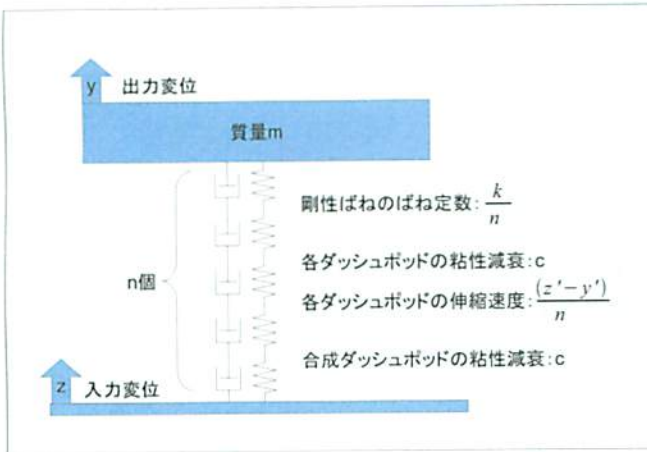


図 15. 直列型防振マウントの振動モデル図

はたわみがある程度大きくなると、荷重を加えてもたわみ量が増加しなくなってくる。つまり、防振ゴムのたわみ量はある臨界値を持ち、臨界値に近づくと急激にたわみにくくなることから、防振ゴムは臨界値に近づくとつれ、バネ剛性が高まることがわかる。また、減衰力は粘性抵抗が速度に比例して働くことから、たわみにくくなればなるほど、変位が小さくなり、それにつれて速度も小さくなることから減衰力が低下するものと思われる。

今回、期待した効果が得られていないのは、残りの要素である減衰力がうまく作用していなかったことが原因ではないかと予想されるので、さらに詳細な解析を進めることとする。

図 13 の振動モデルのとき、重力による力と、モデルに示すバネが押し返す力がバランスして、静止した状態を初期状態(変位 0)とすれば、微小な領域での振動問題であれば、両者は常に打ち消し合うため、重力による影響を省略することが出来る。すると、運動方程式は、加振による床面の変位を  $z$ 、防振パッドのバネ成分のバネ定数を  $k$ 、粘性減衰係数を  $c$  とし、重りの変位を  $y$  とす

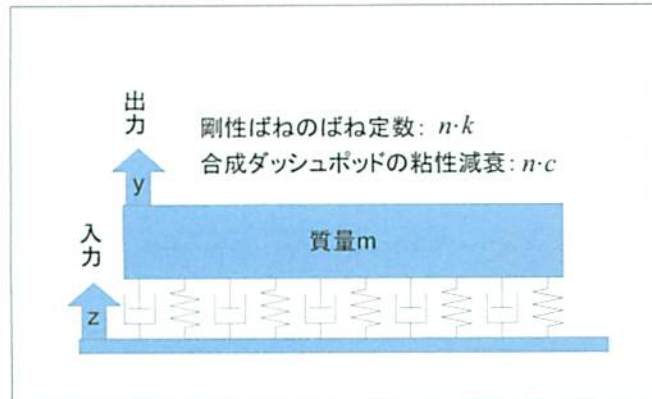


図 16. 並列型防振マウントの振動モデル図

```
clear
xbasco()
s=%s;
m=30; // 質量
k=2960881*5; // バネ定数
c=1000; // ダンピング
n=5; // 防振パッドの数
yy=[];
t=0:0.0001:0.2;
g1=(c*s+k)/(m*s^2+c*s+k/n); // 直列型
gs=syslin('c',g1);
y=csim('impuls',t,gs);
yy=[yy;y];

g2=(c*s+k)/((m*s^2)/n+c*s+k); // 並列型
gs=syslin('c',g2);
y=csim('impuls',t,gs);
yy=[yy;y];

xset('font size',6)
xset('thickness',2)
plot2d(t,yy,leg='Series Type@Parallel Type',rect=[0,-3000,0.2,3000])
xgrid(4)
xtitle('Impulse Response (30kg weight)','time(sec)','displacement')
```

リスト 1. インパルス応答を求めるプログラム

ると、式 3 となる。

$$m \cdot y'' = k(z - y) + c(z' - y') \dots\dots (式3)$$

これを  $z$  と  $y$  について整理すると、式 4 となり、

$$m \cdot y'' + c \cdot y' + k \cdot y = c \cdot z' + k \cdot z \dots\dots (式4)$$

これをラプラス変換すると、式 5 となり、

$$(m \cdot s^2 + c \cdot s + k) Y_{(s)} = (c \cdot s + k) Z_{(s)} \dots\dots (式5)$$

式 5 から変位の比を求めることにより、このシステムの伝達関数(式 6)が得られる。

$$\frac{Y_{(s)}}{Z_{(s)}} = \frac{c \cdot s + k}{m \cdot s^2 + c \cdot s + k} \dots\dots\dots (式6)$$

同様の計算を並列型防振マウントと直列型防振マウントで行うとすると、まず、従来型の直列型防振マウントは図 15 のようなモデルで表現される。このとき、直列につながれた  $n$  個のバネの成分は、バネ定数が  $1/n$  となった合成バネで置き換え可能で、 $n$  個のダッシュポッドについては、 $n$  個分の減衰力を足し合わせたものになるものの、各ダッシュポッドが受け持つ相対速度も  $1/n$  になってしまうため、全体の減衰力としては、1 個のときと等しくなってしまう。つまり運動方程式は式 7 となる。

$$m \cdot y'' = \frac{k}{n}(z - y) + c(z' - y') \dots \dots \text{(式7)}$$

この運動方程式より、先ほどと同様に伝達関数を求めると、式8となる。

$$\frac{Y(s)}{Z(s)} = \frac{c \cdot s + \frac{k}{n}}{m \cdot s^2 + c \cdot s + \frac{k}{n}} \dots \dots \text{(式8)}$$

並列式の場合は、図16の様に各要素が独立して働くため、ばね要素、ダッシュポッドともにn倍することとなり、運動方程式は、式9となる。

$$m \cdot y'' = n \cdot k(z - y) + n \cdot c(z' - y') \dots \dots \text{(式9)}$$

式9より、伝達関数は、式10となる。

$$\frac{Y(s)}{Z(s)} = \frac{c \cdot s + k}{\frac{m \cdot s^2}{n} + c \cdot s + k} \dots \dots \text{(式10)}$$

これらの式6,7により、ScicosLab-4.3によってインパルス応答を求めるプログラムをリスト1に示す。また、求めた応答のグラフを図17~18に示す。ばね定数kと、粘性減衰係数の値は、図13の振動モデルを基にした式から、実際の振動波形に近くなるものを求め、それぞれ的方式の振動に近くなるように調整してある。

これらのグラフでは並列型の方が固有振動数が高く、減衰も早いことがうかがえる。そして、荷重を増やしていくにしたがって、しかし、質量を大きくしても実験で観察された直列式と並列式の差が小さくなる傾向は観察されず、常に並列方式の振動の方が直列方式の振動よりも早く減衰している。

これは運動方程式が、質量によって防振ゴムのばね定数や粘性減衰係数が変化することを考慮に入れていないため、前述した様に実際の防振ゴムは積載された加重により押しつぶされて硬くなり、ばね定数が大きくなったり、減衰力が低下したりする傾向を組み込むことが出来れば、実際の減少に近づくものと思われる。並列型防振マウントは、加重を分散させることが出来るため、この点で有利なはずで、特に減衰力は高いが、耐荷重の低い発泡性の防振ゴムやゲルタイプの利用に向いているものと思われる。

解析した結果からも、並列型防振マウントは従来型の直列型の防振マウントよりも制振性能が優れているはずであり、原因を追究するために、ばね定数kと粘性減衰

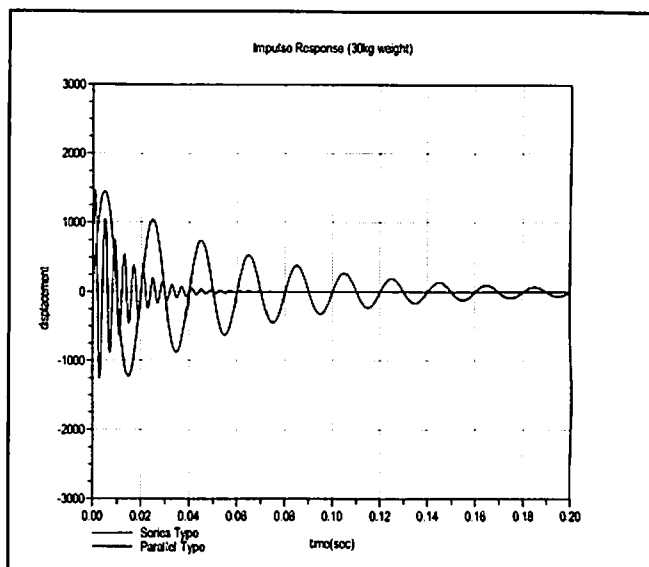


図17. 荷重30kg時のインパルス応答

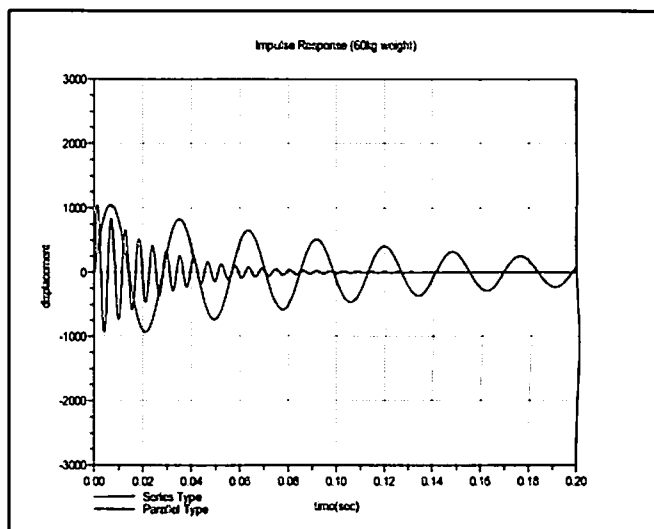


図18. 荷重60kg時のインパルス応答

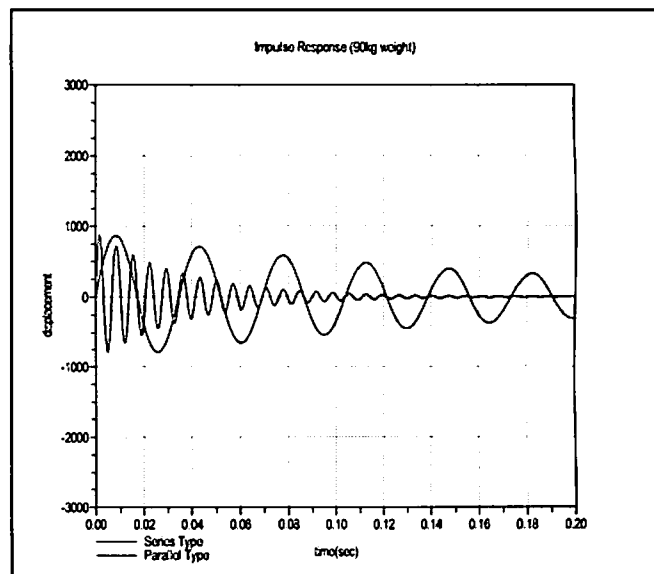


図19. 荷重90kg時のインパルス応答

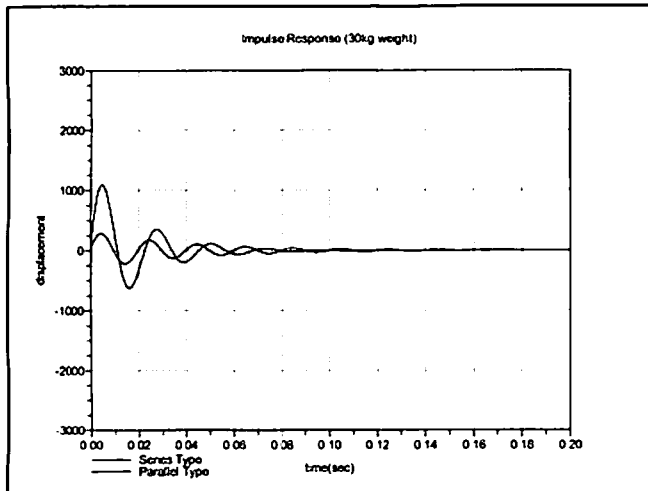


図 20. 測定結果により調整した時のインパルス応答

係数  $c$  を両者で違う値を設定して、実際の測定結果に近づくように調整してみた。その結果が図 20 で、このときの防振ゴムパッド 1 枚あたりのばね定数と粘性減衰係数は、直列型の方が 10 倍高い値を設定している。

今回の並列型防振マウントは、実験用ということもあり各仕切り板ははめ込み式で、荷重が加わることによりかみ込むようにして固定されるようにしてある。そのため、接合部分の強度が十分確保されておらず、地面からの振動が防振ゴムパッドに十分伝わらず、粘性減衰力を生み出すに十分な伸縮を与えられていない可能性がある。今後は、この接合方法を改善し、強度を増す方法を検討したい、また、防振ゴムの材質もより減衰性の高い材質を試してみることとしたい。

#### 4. まとめ

並列型の防振マウントを製作したが、期待した効果は得られなかった。しかし、解析した結果では、減衰性能に対して良い結果が出ており、問題点と考えられる仕切り板の接合部の剛性を上げる方法を検討し性能の向上を図りたい。また、ばね剛性が上がる点においても機械装置の姿勢安定と言う面で有効と考えられるので、その効果を評価する方法についても検討したい。今回は、新規に導入した 5 軸加工機の整備や操作の習得に時間がかかり、実験装置の製作に時間がかかってしまったが継続して実験を行っていきたい。

本研究は、競輪の補助金を受けて実施したものである。

#### 参考文献等

- 1) 谷口紀男, 東京理科大学, 「超精密加工技術」, 砥粒加工研究会熊谷記念会編
- 2) 畠山実, 機械振興協会, 「加工技術高度化に関する研究 (KSK-GH19-3)」, P17-25, 2008. 3, 機械振興協会

## 温度制御による加工技術信頼性向上に関する研究

田 中 清 志<sup>1)</sup>

The study of reliability advancement in processing technology by controlling the temperature

Kiyoshi TANAKA

### 1. はじめに

近年の技術革新に伴い電子機器の高性能化・高集積化・高密度化が一層進み、冷却装置にも高性能・省スペース化が要求されており、熱設計が重要な課題となっている。その一方で、世の中の環境に対する意識は高まっており、今後、ますます重要になってくるCO<sub>2</sub>削減が求められている。これらの要求を満たす一つのキーテクノロジーとして、ヒートパイプ(HP: Heat Pipe)による冷却方式が注目されており、電子機器に限らず、宇宙飛行体から産業機械に至るまで、さまざまな装置の冷却にヒートパイプが用いられている。具体例として、ゲーム機、半導体テスター機器、半導体レーザー、ノートパソコンやサーバーのMPU、電車電源制御装置、デジタルカメラやビデオカメラのCCD、自動車用電子機器等の冷却にヒートパイプが利用されている。さまざまな装置への実用化がなされるには、当然、熱設計を行う上でヒートパイプの諸特性の把握は重要であり、現在に至るまでさまざまなヒートパイプの研究がなされている。

パソコン機器では、1993年にPentiumプロセッサが採用されてから、プロセッサ性能と消費電力が年々増加する傾向が顕著になってきている。例えば1993年にはPCで使用されるプロセッサのクロック周波数はMHz台であったが、2000年にはクロック周波数が約1GHz、消費電力は20Wに達し、さらに2005年にはクロック周波数が約3GHz、消費電力が130Wに達した。放熱量は増加しているが、反対にプロセッサのチップサイズは同じままか小さくなり、そのため熱流束は高くなっている。2000年には、熱流密度は約10~15 W/cm<sup>2</sup>

だが、2006年には100 W/cm<sup>2</sup>に達した。

電子部品の熱管理は、製品化を成功させる鍵を握る技術の一つである。受動的冷却技術から低温技術まで、冷却技術は数多く存在する。例えばファンを備えたフィン付きヒートシンク、熱電冷却器、冷凍機、液体冷却などをあげることができる。どの冷却技術を選択するかは、熱流束、放熱量、信頼性、静音性、実装性、保守、コストなどの要因に左右される。すなわち、必要な冷却性能をできるだけ安価なランニングコストで実現できる技術が必要とされている。

現在のデスクトップPCとサーバーのプロセッサは概して、放熱量が100Wを超え、熱流束も100W/cm<sup>2</sup>を超えている。受動的冷却ではもはや冷却要求条件を満たすことはできない。液体冷却、熱電冷却、冷凍機などの冷却技術は、必要な冷却性能を提供することができ、コンピュータの冷却のために実用化されている。しかし、これらの冷却技術はいまだ広く実用化されていない。その理由として、システムへの実装が困難であり、信頼性が低い、現時点での大量生産に不向き、さらに特にコストが他の技術より高いなどがあげられる。技術的に成熟し、ランニングコストが最も低いという理由で、コンピュータの冷却に最も広く用いられているのは空冷である。

熱を発生するプロセッサのチップ表面は通常小さく、面積が約1cm<sup>2</sup>である。効率的な冷却のためには、熱源と放熱部品間の温度勾配はできるだけ小さい方がよく、最もよく知られている低い熱抵抗を持つ効率的な熱輸送デバイスはヒートパイプである。基本的に、ヒートパイプは2相熱輸送デバイスであって、少量の作動流体の入った密封された真空容器である。その一方の端が暖められると、内部の液体が蒸発し、その蒸気が容器の冷

<sup>1)</sup> 技術協力センター

たい他端に移動して凝縮する。蒸発時の潜熱が大きいので、容器の一方の端と他端との非常に小さな温度差で多くの熱を輸送できる。したがって、ヒートパイプは非常に高い熱伝導率を持つデバイスであり、その熱伝導率は、同じ寸法の中実銅製デバイスの数百倍に相当する。

ラップトップPCは25～50W、デスクトップPC、およびサーバーは80～130W 発熱量を放熱する必要がある。デスクトップPCとサーバーは、その多くが依然としてアルミニウムフィン、ヒートシンクなど従来からの冷却方式を用いている。また、最近では、ヒートパイプが用いられてきている。しかし、年々増加するCPU発熱量や省スペース化といった要求を、従来の冷却技術を用いた冷却システムで対応することには限界がある。これらの問題点の解決策としてループヒートパイプ(LHP: Loop Heat Pipe)の開発が行われている。通常のヒートパイプは金属コンテナ管内に毛管材料を設置しているため、長距離熱輸送が困難であり、また、熱サイフォン式では、還流に重力を利用しているため、熱輸送が制限されるという欠点がある。上記の点でLHPは有利であり、今後、ますます増加するCPUの発熱量に対応するための冷却技術として、有望である。

本報告においては、前年度試作したLHPの性能試験結果について述べる。

## 2. 実験装置

LHPの仕様を表2.1に、また、性能試験装置の概略図を図2.1に示す。蒸発器、蒸気管、凝縮器、液管から構成され、ウィックが蒸発器内に挿入されている。液体の蒸発と凝縮による潜熱と、蒸発器内のウィックの毛細管力により液を還流させるシステムである。蒸発器に加えられた熱は、蒸発器内の液体を気化させ蒸気として、蒸気管を流れ凝縮器内で凝縮する。このとき蒸気が液化した熱を外部に放出することで熱を輸送する仕組みである。凝縮した液体は、液管を流れ蒸発器内のウィックの毛細管力により蒸発器に戻る。

LHP全体の大きさは、400mm×200mmで、蒸発器は外径19mm、内径12.7mm、蒸気管は外径5mm、内径4mm、凝縮管と液管は外径3.5mm、内径

2.5mmである。材質は、銅を使用している。

図2.2に実験装置のシステム全体図を示す。LHPへの加熱は、蒸発部下面からヒーターを用いており、LHPの各部温度はT型熱電対を用いて計測した。凝縮部では、冷却ファンを用いて空冷を行った。ヒーターへの熱入力力はデジタルマルチメータ(電流計・電圧計)を用いて行った。温度測定には、データロガーとパーソナルコンピュータによりデータの採取を行った。

表 2.1 LHP の仕様

項目	仕様
蒸発器	外径:19mm,内径:12.7mm
ウィック	外径:12.7mm,内径:6mm
蒸気管	外径:5mm,内径:4mm,長さ:250mm
凝縮器	外径:3.5mm,内径:2.5mm,長さ:600mm
液管	外径:3.5mm,内径:2.5mm,長さ:250mm
作動流体	メタノール

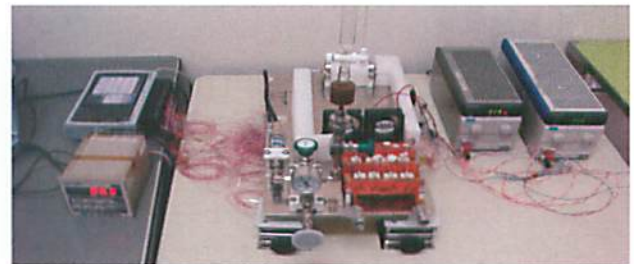


図 2.1 性能試験装置の概略図

また、図2.3にLHP装置の熱電対位置(TC1～TC17、圧力センサ18)の配置を示す。

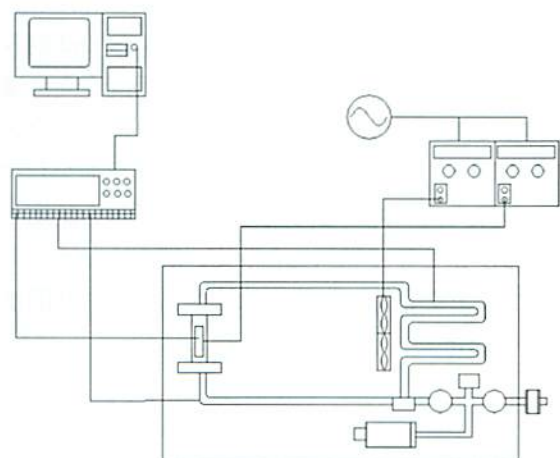
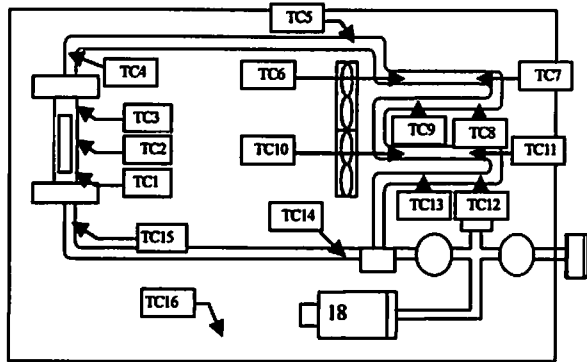


図 2.2 実験装置のシステム全体図





TC1~3: 蒸発部温度, TC4: 蒸気管入口温度,  
TC5: 蒸気管出口温度, TC6~13: 凝縮部温度,  
TC14: 液管入口温度, TC15: 液管出口温度,  
TC16: 実験装置プレート温度, TC17: 室温,  
18: 圧力センサ

図 2.3 LHP 装置の熱電対取り付け位置

### 3. 実験方法

#### 3.1 実験概要

本研究の研究項目には、まず LHP の基礎的な性能特性の把握があげられる。そこで、LHP の封入量を変更して試験を行い、最適封入量を把握し、最適条件での熱入力増加試験やヒートアップ、ヒートダウン試験を行うことで熱抵抗、温度分布等、伝熱特性の調査を行う。

以下、その詳細について説明する。

#### 3.2 封入量と作動姿勢による試験

作動流体にメタノールを用いて試験を行った。LHP 容積 12.6cc に対して、少ない量から 1ml 刻みで封入量を増加して試験を行った。円周方向に溝を加工したウィックで試験を行った。実験パラメータを表 3.1 に示す。熱入力は蒸発部下面から加え、各熱入力における時間と温度の関係を測定した。10W きざみで熱入力を加え、定常になるまでサンプリングした。実験ではサンプリング時間は 20 分とした。

表 3.1 実験パラメータ

サンプリング時間 (分)	20(取得間隔:10 秒)
作動流体封入量 (ml)	4,5,6,7,8,9,
加熱量 (W)	10,20,30
装置位置	水平, 凝縮器 1cm up, 蒸気管 1cm up
ウィック	焼結金属(Cu, Groove 6, Circumference of ditch)

#### 3.3 SUSメッシュでの試験

焼結金属ウィックを用いずに液管に SUS メッシュを詰め、蒸発部底面にも SUS メッシュをしたサーモサイフォンのような状態で試験を行った。

本試験の目的は、二つある。一つは、焼結金属ウィックは加工が難しくコストが非常に高いため、焼結金属ウィックなしでも CPU 冷却の要求に応じる性能が得られるかを確認する。もう一つは、ウィックありでの試験と比較して、凝縮部に液がどの程度あるかを確かめることである。

蒸発器内の詳細を図 3.1 に示す。本試験の、実験パラメータを表 3.2 に示す。各熱入力における時間と温度の関係を測定する。

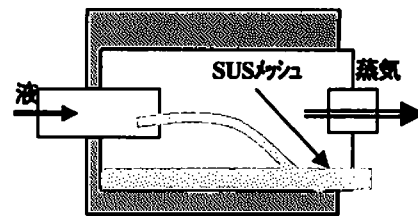


図 3.1 SUS メッシュの構造

表 3.2 実験パラメータ

サンプリング時間 (分)	20(取得間隔:10 秒)
作動流体封入量 (ml)	4,5,6,7,8
加熱量 (W)	10,20,30
装置位置	水平, 凝縮器 1cm up, 蒸気管 1cm up
ウィック	SUS Mesh(#200)

#### 3.4 熱入力増減試験

本試験はメタノールで行った。熱入力を 20W から 10W 刻みで増やしていき、最高で 70W まで入力する。その後逆に 10W 刻みで 20W まで熱入力を下げた。ウィックありでの実験パラメータを表 3.3 に、SUS メッシュでの実験パラメータを表 3.4 に示す。

表 3.3 実験パラメータ

サンプリング時間 (分)	20(取得間隔:10 秒)
作動流体封入量 (ml)	6,7,8,9
加熱量 (W)	20,30,40,50,60,70
装置位置	凝縮器 1 cm up
ウィック	焼結金風(Cu, Groove 6, Circumference of ditch)

表 3.4 実験パラメータ

サンプリング時間 (分)	20(取得間隔:10 秒)
作動流体封入量 (ml)	5,6,7,8,9
加熱量 (W)	20,30,40,50,60,70
装置位置	Condenser 1 cm up
ウィック	SUS Mesh

### 3.5 熱抵抗

ドライアウトおよび最大熱輸送量の定義について説明する。本研究においてドライアウトとは、蒸発部平均壁面温度と凝縮部平均壁面温度の差が増大し始める点であり、熱抵抗が増加し始める前の熱入力量を最大熱輸送量と定義する。おのおの熱抵抗は以下に示す式 (4.1) ~ (4.3) により算出した。

$$\text{熱抵抗 (全体)} : R_{ec} = \frac{T_{eave.} - T_{cave.}}{Q} \quad (4.1)$$

$$\text{熱抵抗 (蒸発部)} : R_{ec} = \frac{T_{eave.} - T_{sat}}{Q} \quad (4.2)$$

$$\text{熱抵抗 (凝縮部)} : R_{ec} = \frac{T_{sat} - T_{cave.}}{Q} \quad (4.3)$$

$T_{eave.}$  : 蒸発部平均壁面温度 [°C]

$T_{sat}$  : 断熱部壁面温度 [°C]

$T_{cave.}$  : 凝縮部平均壁面温度 [°C]

$Q$  : 入力熱量 [W]

### 3.6 作動流体の物性値

LHP の性能は、HP と同様に作動流体の特性に作用する。式(4.4)で示される液輸送因子(メリット数)が大きいほど LHP の性能が高くなる。

$$\text{メリット数} : M = \frac{\rho_l \cdot \sigma \cdot \gamma}{\mu_l} \quad (4.4)$$

$\rho_l$  : 液密度(kg/m<sup>3</sup>)  $\sigma$  : 表面張力(N/m)

$\gamma$  : 蒸発潜熱(J/kg)  $\mu_l$  : 液粘性(Pa·s)

したがって、大容量かつ効率的な熱輸送を行うために、作動流体は以下のような条件を備えていることが望まれる。

- ① 蒸発の潜熱が大きい
- ② 表面張力が大きい
- ③ 液密度が大きい
- ④ 熱伝導率が大きい
- ⑤ 液粘性が小さい
- ⑥ 化学的に安定、使用材料との適合性がある

表 3.5 に代表的な作動流体の特性と計算で求めたメリット数を示す。

機械製品の温度制御のために使用される LHP には、安全性と取り扱いのよさが求められる。したがって、作動流体に水、もしくはメタノールを用いることが望ましい。

表 3.5 作動流体の特性

	水	メタノール	アンモニア
液密度(kg/m <sup>3</sup> )	997.1	784.9	600.3
表面張力(mN/m)	72.74	22.03	20.13
蒸発潜熱(kJ/kg)	2257	1190	1263
液粘性( $\mu$ Pa·s)	891	533	137
メリット数	1.837E+11	3.86E+10	1.114E+11

### 3.7 ウィックの性能

#### (1) 空隙率

実験では、ウィック材の固体の部分の体積は以下の式より求めることができる。

$$V_w = \frac{m_2 + m_w + m_1}{\rho_l} \quad (4.5)$$

$m_1$  : ウィック付の質量

$m_2$  : ウィックなしの質量

$m_w$  : ウィックの質量

空隙率  $\varepsilon$  は、

$$\varepsilon = 1 - \frac{V_w}{V_a} \quad (4.6)$$

ただし、 $V_a$  はウィックを中空円筒とみなしたときの体積である。

推定法では、Marcus は素線が交差していることを無視して以下の式で求めた。

$$\varepsilon = 1 - \frac{\pi S N d}{4} \quad (4.7)$$

N : メッシュ係数

S : 縮れ係数 (代表値 : 1.05)

空隙率は、上記のように実験的に求めるか、計算で求めるか、製造業者のデータを利用する。

## (2) 浸透率

実験では、図 3.2 において、まずバルブをひねり実験装置にタンクから水を流す。その結果、生じたウィックホルダ前後の圧力損失をマンオメータにより測定する。その値を用いて、以下に示すダルシーの法則から浸透率の値を計算する。

$$K = \frac{\nu \rho l u}{\Delta P} \quad (4.8)$$

P : 圧力水頭差

$\nu$  : 動粘性係数

m : 質量流量

$\rho$  : 液体密度

l : 流路長さ = 0.11(m)

推定法では、以下の式を用いる。

メッシュウィック

$$K = \frac{d^2 \varepsilon^3}{122(1-\varepsilon)^2} \quad (4.9)$$

焼結金属ウィック

$$K = \frac{(2r_c)^2 \varepsilon^3}{150(1-\varepsilon)^2} \quad (4.10)$$

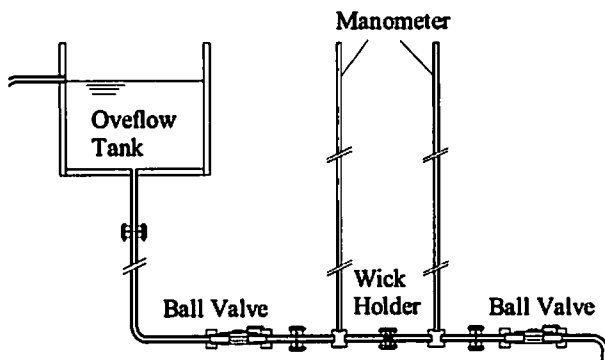


図 3.2 浸透率測定装置

## (3) 毛細管力

実験では、図 3.3 の実験装置において、まず水をウィック試料の上端まで満たし、試料内の気泡をとり除く。その後、右側のガラス管をゆっくりと下げていく。そうしていき、左側の管の液柱が落ちるとき右側のガラス管の水面の試料下端からの高さを計測する。得られた高さの値から毛細管力を計算する。

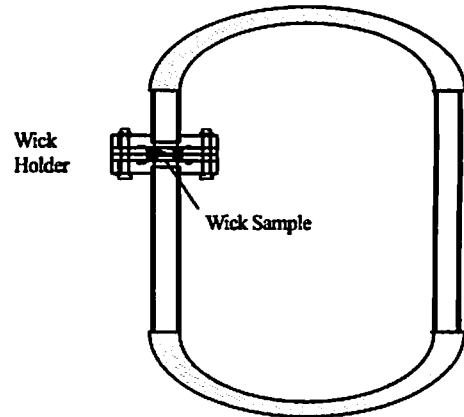


図 3.3 毛細管力測定装置

推定法では、まず実効細孔半径を考える必要がある。メッシュウィックと焼結金属ウィックの実効細孔半径の推定法を以下に示す。

メッシュウィック

$$r_c = \frac{w+d}{2} \quad (4.11)$$

d : 素線太さ, w : 素線間距離

焼結金属ウィック

$$r_c = 0.41r \quad (4.12)$$

となり、これらの値を毛細管力の計算に用いた。

## 4. 実験結果

### 4.1 封入量と作動姿勢の試験結果 (焼結金属)

表 3.1 のパラメータに従って行った試験結果を、封入量と蒸発部温度の関係にまとめたものを図 4.1~図 4.3 に示す。また、封入量と熱抵抗の関係にまとめたものを図 4.4~図 4.6 に示す。

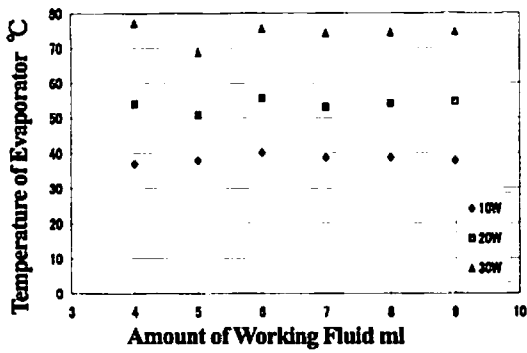


図 4.1 実験結果 (水平)

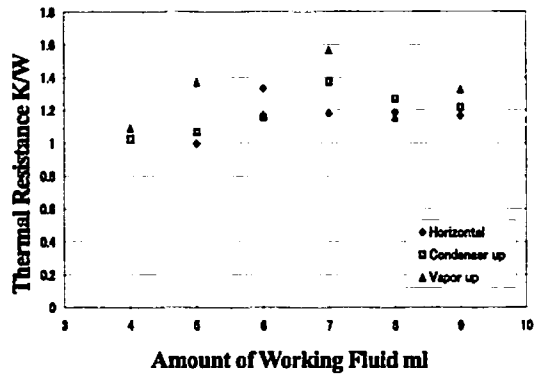


図 4.5 各姿勢における熱抵抗 (20W)

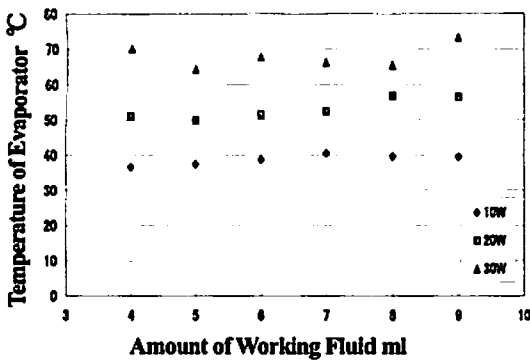


図 4.2 実験結果 (凝縮器 UP)

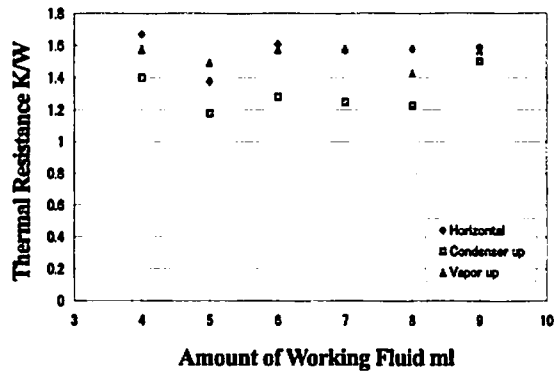


図 4.6 各姿勢における熱抵抗 (30W)

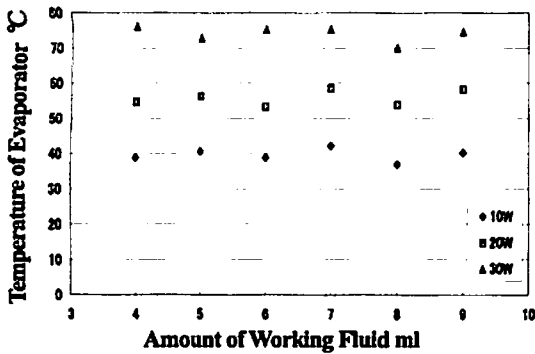


図 4.3 実験結果 (蒸気管 UP)

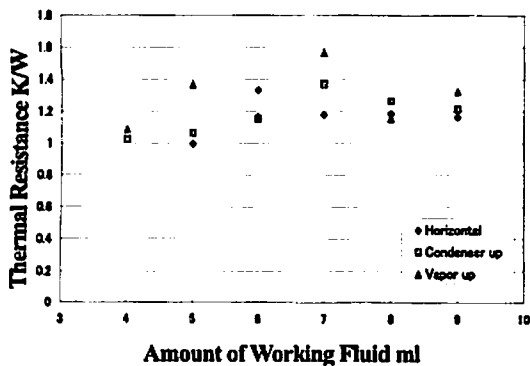


図 4.4 各姿勢における熱抵抗 (10W)

実験結果から、以下のことがわかった。

- ・ 熱入力に対する蒸発部温度をみると、作動姿勢は、凝縮器を上げた状態、蒸気管を上げた状態、水平姿勢の順で良い。
- ・ 10W の熱入力では、蒸気管温度は上がらなかった。また、図 4.4 から熱抵抗はばらつき、うまく作動しなかった。
- ・ 20W の熱入力では、蒸気管温度は上昇した。図 5.5 をみると、熱抵抗は 4~6ml で低くなった。
- ・ 凝縮器を上げた状態では封入量 5~8ml の時 (全容積の 40~60%) が熱入力に対する温度が低くなった。

#### 4.2 封入量と作動姿勢の試験結果(SUS マッシュ)

表 3.2 のパラメータに従って行った試験結果を、封入量と蒸発部温度の関係にまとめたものを図 4.7~図 4.9 に示す。また、封入量と熱抵抗の関係にまとめたものを図 5.10~図 5.12 に示す。

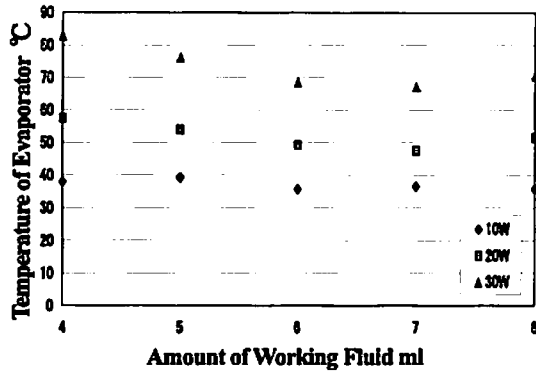


図 4.7 実験結果 (水平)

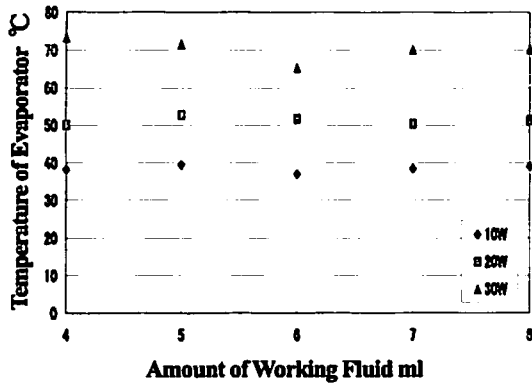


図 4.8 実験結果 (凝縮器 1cmUP)

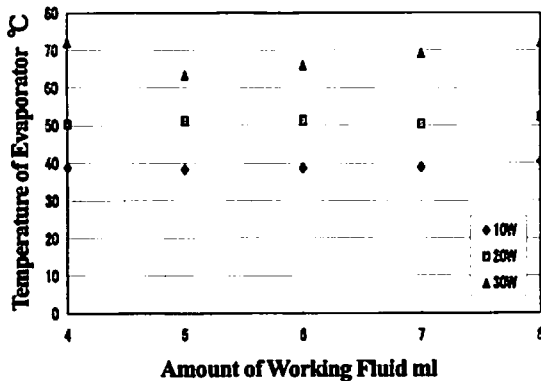


図 4.9 実験結果 (凝縮器 3cmUP)

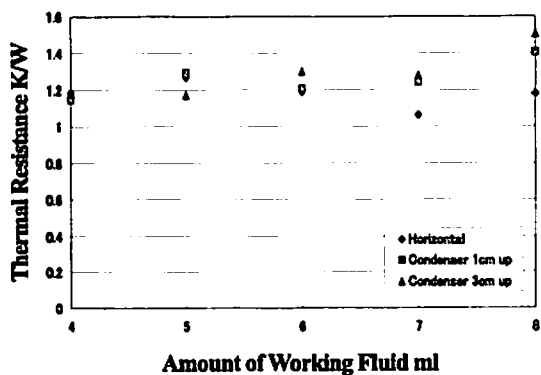


図 4.10 各姿勢における熱抵抗 (10W)

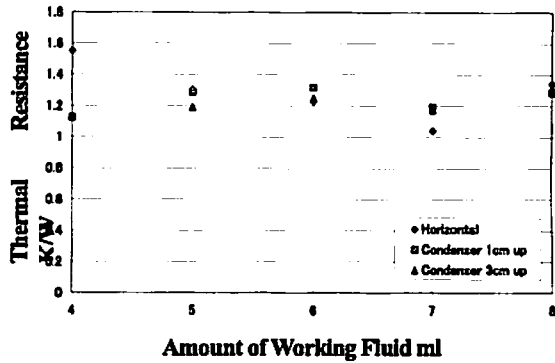


図 4.11 各姿勢における熱抵抗 (20W)

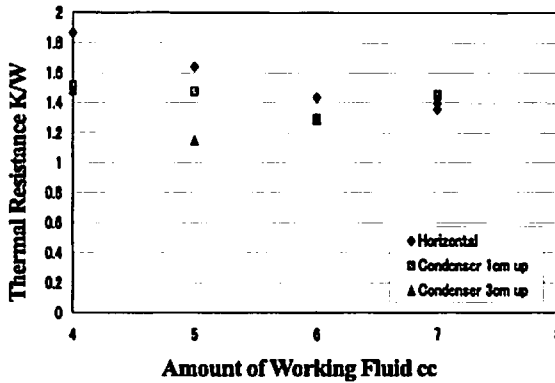


図 4.12 各姿勢における熱抵抗 (30W)

実験結果から、以下のことがわかった。

- ・ 熱入力に対する蒸発部温度をみると、作動姿勢は、凝縮器を3cm上げた状態、凝縮器を1cm上げた状態、水平姿勢の順で良い。
- ・ 10Wの熱入力では、蒸気管温度は上がらなかった。また図 4.10 から熱抵抗はばらつき、上手く作動しなかった。
- ・ 凝縮器を上げた状態では封入量5~7mlの時、熱抵抗が低くなった。

### 4.3 熱入力増減試験

表 3.3 のパラメータ(焼結金属ウィック)に従って行った試験結果を、封入量と熱抵抗の関係にまとめたものを図 4.13~図 4.15 に示す。

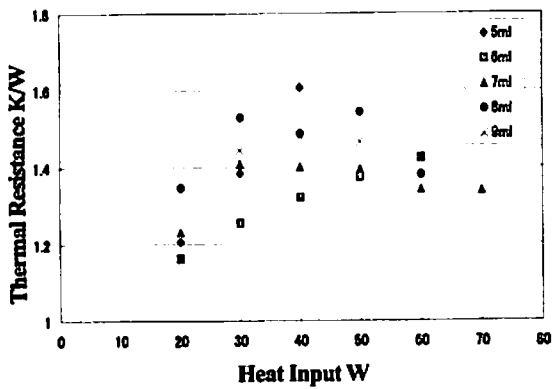


図 4.13 封入量と熱抵抗の関係

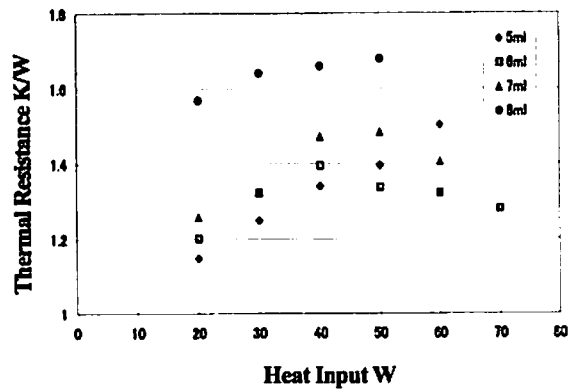


図 4.16 封入量と熱抵抗の関係

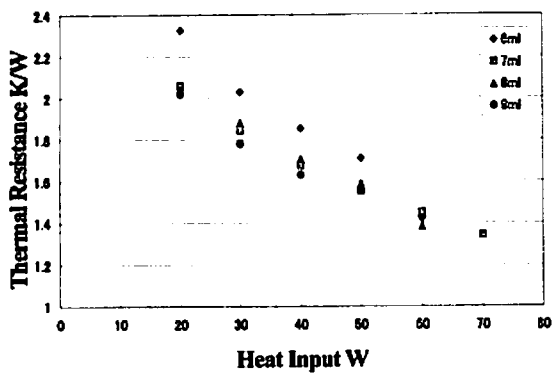


図 4.14 封入量と熱抵抗の関係

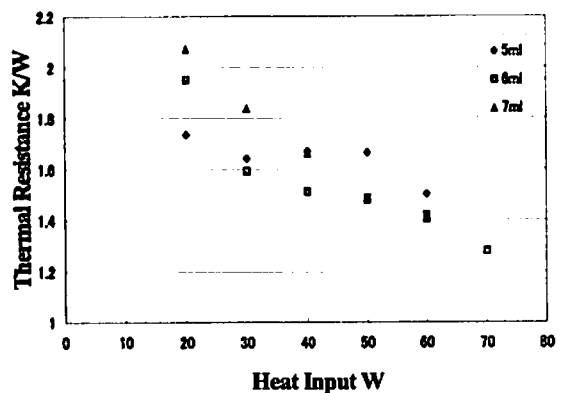


図 4.17 封入量と熱抵抗の関係

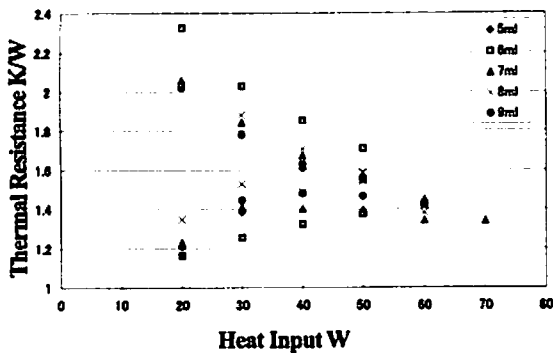


図 4.15 封入量と熱抵抗の関係

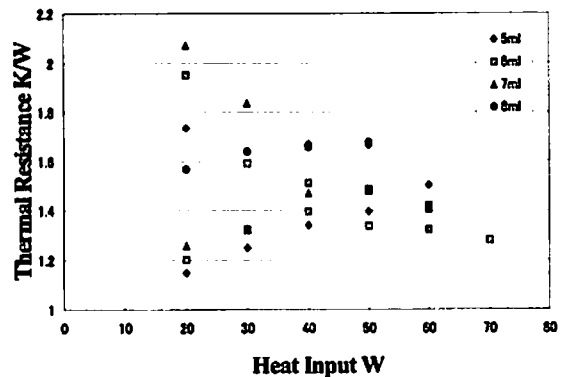


図 4.18 封入量と熱抵抗の関係

表 3.4 のパラメータ (SUS メッシュ) に従って行った試験結果を、封入量と熱抵抗の関係にまとめたものを図 4.16~図 4.18 に示す。

焼結金属ウィックでの試験結果では、5ml と 6ml では、熱入力を増加させるに伴い、熱抵抗が増加している。7ml, 8ml, 9ml では、熱入力を増加させるに伴い、熱抵抗は減少するが、70W 入力できたのは、7ml であった。

SUS メッシュでの試験結果では、5ml では、熱入力を増加させるに伴い、熱抵抗が増加しており、8ml では最初の入力から熱抵抗は高い値となった。

6ml, 7ml では, 熱入力を増加させるに伴い, 熱抵抗は減少するが, 70W 入力できたのは, 6ml であった. これらの結果から最適封入量は, 焼結金属ウィックを取り付けた時は, 7ml, SUSメッシュでは6mlであると考えられる.

## 5. 考察

### 5.1 蒸発器内の伝熱抵抗

内部の状態を確認するため, 焼結金属ウィック, SUSメッシュを入れた状態のそれぞれの理論熱抵抗を算出した. それぞれウィックには作動流体が満たされており, その状態を図 5.1 に示す.

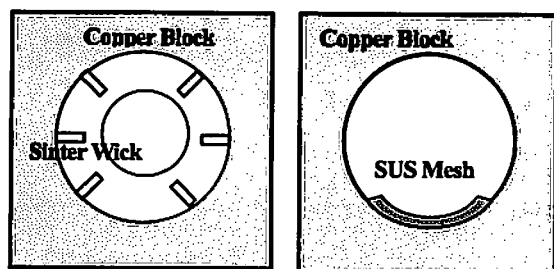


図 5.1 蒸発器断面

従来, LHP の伝熱機構は基本的に LHP の外壁を通る伝導の熱抵抗, 作動液と金属によって形成されるウィック層を通る伝導の熱抵抗, 蒸気空間の蒸気の流動抵抗, 気液界面における蒸発・凝縮抵抗から成る. しかし, 蒸気の流動抵抗と蒸発・凝縮による熱抵抗は他の熱抵抗に比して通常無視し得るほど小さいため, 今回熱抵抗の算出には壁面を形成する銅部材の熱抵抗とウィックの熱抵抗を用いた.

LHP 蒸発器内部は円筒形であるが, SUSメッシュは蒸発器下面にあるため, 平板形と考える. 壁面・焼結層・メッシュ層における各熱抵抗は次式から求めることができる.

円筒形

$$R_i = \frac{\ln(r_{out} / r_{in})}{2\pi k_i L} \quad (5.1)$$

$r_{out}$ : 各層の外半径 [m]

$r_{in}$ : 各層の内半径 [m]

$k_i$ : 各層の熱伝導率 [W/mK]

$L$ : LHP の長さ [m]

平板形

$$R_i = \frac{t}{Ak_i} \quad (5.2)$$

$A$ : 表面積[m<sup>2</sup>],  $t$ : 厚さ[m]

ここで, 外壁にあたる層には銅の熱伝導率を用い, 焼結金属ウィック, メッシュウィック各層の有効熱伝導率は以下の式から算出する.

以下, 焼結金属ウィック, メッシュウィック各層の有効熱伝導率を  $k_{w1}$ ,  $k_{w2}$  とする.  $k_{w1}$  は, 矢木・国井の式を適用する.

$$k_{w1} = k_i \left\{ \varepsilon + \frac{1 - \varepsilon}{\phi + (2/3)(k_i / k_s)} \right\} \quad (5.3)$$

ここで,  $\phi$  は粒子間の空隙内の液体平均厚さと粒子直径の比であり,

$$\phi = \phi_2 + (\phi_1 - \phi_2)(\varepsilon - 0.26) / 0.216 \quad (5.4)$$

ここで,

$$\phi_i = \frac{(1/2)((\kappa - 1)/\kappa)^2 \sin^2 \psi_i}{\ln\{\kappa - (\kappa - 1)\cos\psi_i\} - ((\kappa - 1)/\kappa)(1 - \cos\psi_i)} - \frac{2}{3\kappa} \quad (5.5)$$

と表せる. 上式において,  $i$  は 1 または 2 であり,  $\psi_1 = 54.74^\circ$ ,  $\psi_2 = 22.33^\circ$ ,  $\kappa = k_s / k_l$  である.

また, メッシュウィック層の有効熱伝導率  $k_{w2}$  にはマックスウェルの式を適用する.

$$k_{w2} = k_i \left\{ \frac{k_l + k_s - (1 - \varepsilon)(k_l - k_s)}{k_l + k_s + (1 - \varepsilon)(k_l - k_s)} \right\} \quad (5.6)$$

$k_s$ : 固体の熱伝導率

$k_l$ : 液体の熱伝導率

$\varepsilon$ : ウィックの空隙率

以上より, 焼結金属ウィック, メッシュウィックの有効熱伝導率を求めると,  $k_{w1} = 2.52 \text{ W/mK}$ ,  $k_{w2} = 0.35 \text{ W/mK}$  となった. この値を用いて熱抵抗を求めた結果を表 5.1 に示す. ただし, SUSメッシュは厚み 0.1mm として計算している.

表 5.1 熱抵抗

	熱抵抗(K/W)	
	焼結金属	SUS メッシュ
蒸発器	0.0027	0.0027
ウィック	1.16	0.238
凝縮器	0.00023	0.00023
熱抵抗(理論値)	1.163	0.241
熱抵抗(実験値)	1.4	1.2~1.4

しかし、計算結果と実験結果は一致していない。そこで、ウィックと銅ブロックの間に非常に小さなボイドが存在していると仮定して計算を行った。

蒸発器では、容器とウィックには公差があり、最大で0.07の隙間を生じる。この隙間に作動流体が入り込み、その熱抵抗を算出すると、1.05K/Wとなる。

また、SUS メッシュは蒸発器内で固定されていないので、焼結金属ウィックと比べて大きな隙間が生じていると考えられる。実験結果と合うように隙間0.5mmとすると、その熱抵抗は1.28 K/Wとなる。

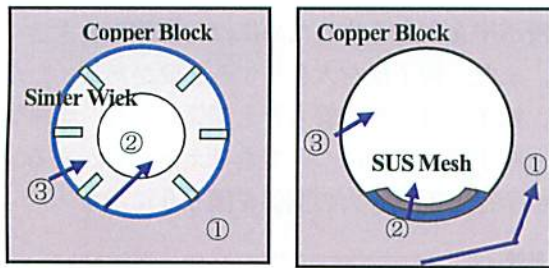


図 5.2 蒸発器断面

表 5.2 ボイドを考慮した熱抵抗

	熱抵抗(K/W)	
	焼結金属	SUS メッシュ
蒸発器	0.0027	0.0027
ウィック	1.16	0.238
凝縮器	0.00023	0.00023
ボイド	0.26	1.04
熱抵抗(理論値)	1.423	1.281
熱抵抗(実験値)	1.4	1.2~1.4

以上より、理論熱抵抗は、ウィックと蒸発器容器との隙間を考慮することにより、実験値に近づいた。このことから、熱伝導率の悪い作動流体が

ウィックとの隙間に入り込むことにより、伝熱が阻害されるため、隙間を生じさせない必要がある。また、各部熱抵抗を考えると、ウィック部熱抵抗が支配的であり、ここでの熱抵抗を小さくすることが重要である。

## 5.2 最大熱輸送量

最大熱輸送量は、毛管限界と LHP 内の圧力損失から予測した。毛管力によりループを循環した作動液は蒸発器内に再び供給されるが、熱負荷が増すにつれて全作動循環量が増し、全圧力損失が増大し限界に至る。液管はすべて液で満たされていると考え、蒸気管には蒸気、蒸発器は気液二相流とし、各部の圧力損失を算出する。これを用いて、毛細管力と各部圧力損失との釣り合いを考えることで最大熱輸送量を評価する。毛細管力と圧力損失のバランス式は式(5.7)で表される。

$$\Delta P_{cap} \geq \Delta P_w + \Delta P_e + \Delta P_v + \Delta P_{con} + \Delta P_l + \Delta P_b + \Delta P'_w \quad (5.7)$$

それぞれの項を以下に詳述する。

- $\Delta P_{cap}$ : ウィックの毛細管力

$$\Delta P_{cap} = \frac{2\sigma \cos \theta}{r_c} \quad (5.8)$$

$\sigma$ : 表面張力 [Nm]

$r_c$ : 実効細孔半径

$\theta$ : 接触角

- $\Delta P_w$ : ウィック中の液流圧力損失

$$\Delta P_w = \frac{\mu_l L_{eff} Q}{KA_w \rho_l h_{fg}} \quad (5.9)$$

K: 浸透率(m<sup>2</sup>)(Blake-Kozeny による)

$L_{eff}$ : 有効長さ

$A_w$ : ウィック断面積

- $\Delta P_e, \Delta P_{con}$ : 蒸発と凝縮の圧力損失

$$\Delta P_e = \Delta P_{con} = \sqrt{\frac{RT}{2\pi}} \frac{Q}{(h_{fg} - RT/2)rL} \quad (5.10)$$

r: 管径, L: 管長さ



- $\Delta P_v, \Delta P_l$  : 蒸気管と液管の圧力損失

$$\Delta P_v = \Delta P_l = \lambda \frac{l}{d} \frac{v^2}{2} \rho \quad (5.11)$$

$\lambda$  : 流体摩擦係数(層流の場合  $64/Re$ )

- $\Delta_b$  : 体積力の圧力損失

$$\Delta P_b = (\rho_l - \rho_v) gl \quad (5.12)$$

- $\Delta P'_w$  : 蒸気溝を通る圧力損失

$$\Delta P'_w = \lambda'_m \frac{l}{4m} \frac{v^2}{2} \rho \quad (5.13)$$

$m$  : 水力平均深さ

上記を作動温度と圧力損失にまとめた結果を図 5.3 に示す。

各部圧力損失を見ると、ウィック部圧力損失が全体の圧力損失の占める割合の中で大きいことがわかる。したがって、LHP の性能向上にはウィック部圧力損失を抑える必要がある。

ウィック部圧力損失は式(5.9)で表される。作動流体と形状が決まった場合、ウィック部圧力損失を小さくするには、浸透率に大きくする必要がある。

焼結金属ウィックの浸透率は、次式で表される。

$$K = \frac{d^2 \varepsilon^3}{150(1 - \varepsilon)^2} \quad (5.14)$$

$d$  : 粒子径[m]

空隙率( $\varepsilon=0.46$ )を一定にして粒子径と浸透率の関係をまとめたものを図 5.4 に示し、粒子径( $d=100\mu\text{m}$ )を一定にして空隙率と浸透率の関係をまとめたものを図 5.5 に示す。

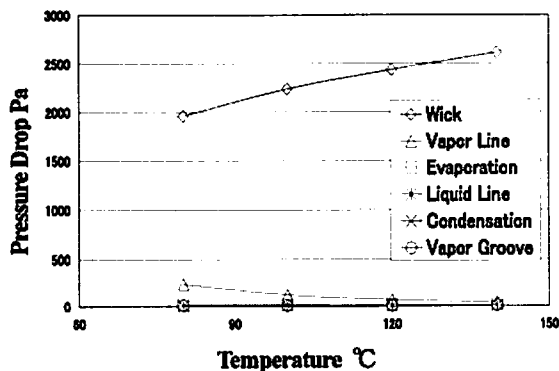


図 5.3 作動温度と圧力損失の関係

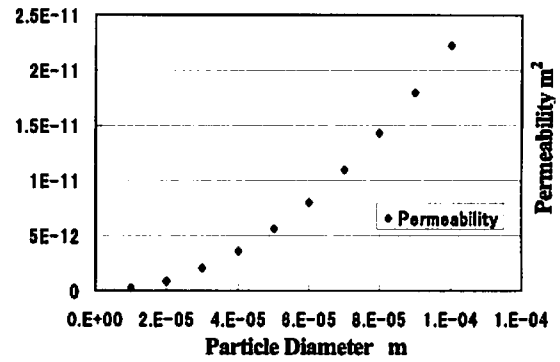


図 5.4 粒子径と浸透率の関係

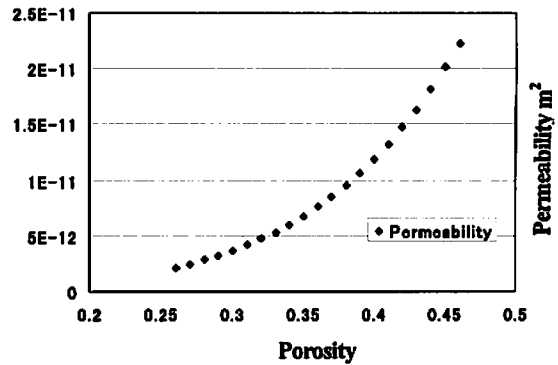


図 5.5 空隙率と浸透率の関係

浸透率を大きくするためには、空隙率を大きくし、また、粒子径を大きくする必要がある。ただし、粒子径は、毛細管力とも関係があり、毛細管力と粒子径の関係についても考える必要がある。

粒子径と毛細管力の関係を図 5.6 に示す。

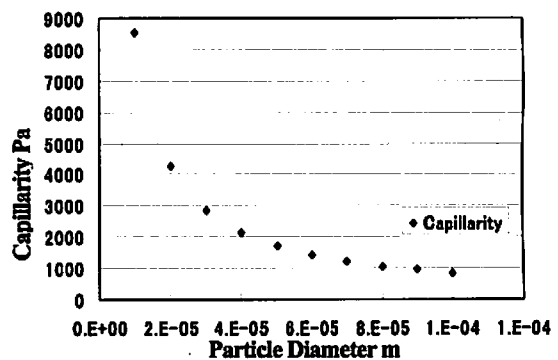


図 5.6 粒子径と毛細管力の関係

図 5.6 をみると、粒子径が大きくなるに伴い、毛細管力は減少している。

粒子径を大きくすると、浸透率は増加するが、毛細管力は減少する。よって、最大熱輸送量は両者の変化によるものと考えられる。

浸透率は、(5.14)式をみると、粒子径の二乗で大きくなる。したがって、浸透率の上がり方が毛細管力の下がり方より大きくなるので、結果として熱輸送量は大きくなると考えられる。

最後に、圧力バランス式を解いて、熱入力と最大熱輸送量の関係に実験値をプロットしたものを図 5.7 に示す。

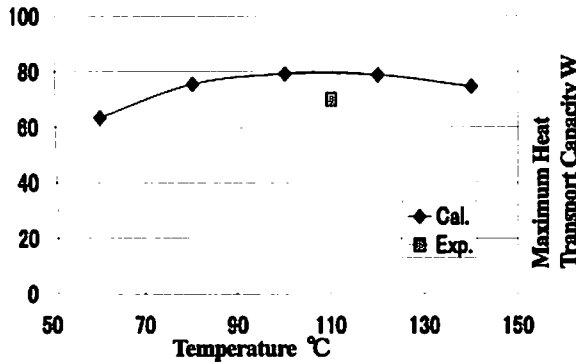


図 5.7 最大熱輸送量 (実験値と解析値の比較)

### 5.3 各部の温度予測

LHP の動作方向に従って、熱バランス式を立てることで各部温度を求める。凝縮器では、二相流域と液相であるため、凝縮長を求め、二相流域と液相域の分布を把握し、各部温度を算出する。LHP 各部温度予測のフローチャートを図 5.8 に示す。

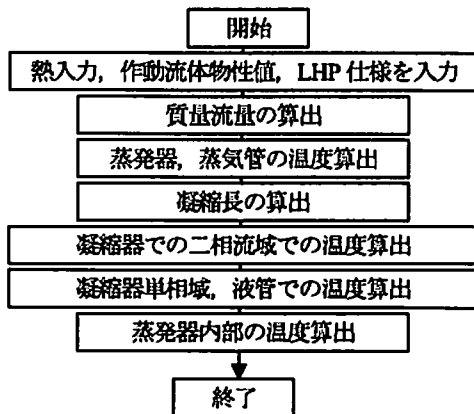


図 5.8 温度予測のフローチャート

蒸発器、凝縮器、蒸気管、液管について以下に示し、計算結果と実験結果を比較する。

#### ① 蒸発器

熱入力の大部分 (90%) は、ウィックでの温度上昇と液体を気化させるために使われ、残りの熱

(ヒートリーク, 10%) は、ウィックの内側で液体を気化させるために用いられると仮定する。蒸発器の断面図を図 5.9 に示す。

蒸発器では、熱源  $Q_1$  から蒸発器へ伝導し、さらにウィック外面で液の蒸発が起こり、蒸気溝に排出される蒸気は、蒸気管へ運ばれる。

$$Q_1 = g_{s-v} L_p (T_{source} - T_p^{(v)}) \quad (5.15)$$

$g_{s-v}$ : 熱源-蒸気溝の平均熱伝導率

$$g_{s-v} = \frac{1}{\frac{1}{g_{s-p}} + \frac{1}{\pi D_w^{(o)} h_w^{(o)}}} \quad (5.16)$$

$g_{s-p}$ : 熱源-ポンプの熱伝導率

蒸発部では、境膜熱伝達率を考慮する必要がある。すなわち、蒸発器本体とウィックとの間の有効蒸発境膜伝熱である。熱は蒸気溝で液体を気化させるために、ウィックと液体を通して伝導する。低熱入力では、境膜熱伝達率は、蒸発器本体とウィックを液で埋めているため低く、熱流束が増加したとき、断続的な蒸気泡はウィック受熱面下で形成されるのが見られ蒸気溝に移動する。この沸騰状態は、より効果的な伝熱を与え、より大きな境膜熱伝達率を与える。

次に、作動液が循環して蒸発器に戻ってきた状態を考える。蒸発器でのエネルギーバランス式は、

$$\dot{m}_l c_p^{(l)} T_{LL} - \int \dot{m}_w(s) c_p^{(l)} T_{CORE} ds + Q_2 = 0 \quad (5.17)$$

$\dot{m}_w$ : 液質量流量

$T_{CORE}$ : ウィック内面温度,

$Q_2$ : ヒートリーク

液体の質量流量は、液体が気化する割合と等しいため、

$$\dot{m}_w(s) = \frac{1}{h_{fg}} g_{1-2}(s) (T_{SOURCE}(s) - T_p^{(v)}(s)) \quad (5.18)$$

上式を解いて、蒸発器内の温度を求める。

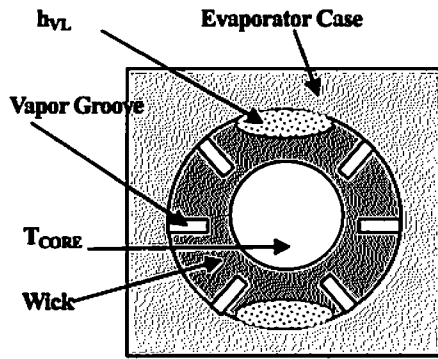


図 5.9 蒸発器の断面

## ② 凝縮器

凝縮器では、二相流域と液相であると考えられる。まず、凝縮長を求め、二相流域と液相域の分布を把握し、各部温度を算出する。二相流域では、二相流の圧力損失と境膜係数のための半実験的な相関関係が用いられる。

まず、凝縮長について考える。飽和温度より低温の固体壁面を凝縮液膜が覆って、それに蒸気が凝縮した場合が膜状凝縮である。単一成分の飽和蒸気の場合には、熱抵抗は液膜の厚さおよびその流れが層流か乱流かに関係する。凝縮量は伝熱量を潜熱で割ったものになる。凝縮量と同量の蒸気が伝熱面に供給されるので、液膜の厚さは蒸気の流れから受けるせん断力と体積力によって決まる。

### (i) 液膜が層流の場合の平均熱伝達係数

$$(Nu)_L = \left\{ (2x_1)^4 (Re)_L^2 + 0.78 \frac{(Ga)_L Pr_L}{H} \right\} \quad (5.19)$$

ここで、

$$(Nu)_L = \frac{dl}{\lambda_L} \quad (5.20)$$

$$x_1 = 0.45 \left( 1.2 + \frac{Pr_L}{RH} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (5.21)$$

$$(Re)_L = \frac{U_{\omega} l}{\nu_L} \quad (5.22)$$

$$(Ga)_L = \frac{l^3 g}{\nu_L^2} \quad (5.23)$$

$$H = \frac{c_{PL}(T_s - T_w)}{r} \quad (5.24)$$

$$R = \left( \frac{\rho_L \eta_L}{\rho_v \mu_v} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (5.25)$$

式(5.19)は  $RH/Pr_L < 10$  で成り立つ近似理論式であるが、 $H < 0.1$  でかつ  $(Nu)_L 1 \times 10^4$  の範囲で実験値と一致する。

### (ii) 液膜が乱流の場合の平均熱伝達係数

・式(5.19)で第1項が無視できる場合(体積力対流凝縮)

$(Ga)_L Pr_L / H < 2.0 \times 10^{17}$  では、式(5.19)より求まる熱伝達係数を1.5倍する。 $H > 0.1$  の場合にはさらに若干高い熱伝達係数となる。

・式(5.19)第2項が無視できる場合(強制対流凝縮)

$$(Nu)_L = 0.15 \{ (Re)_L Pr_L / R \}^{0.8} \quad (5.26)$$

これは経験式であって式(5.19)より精度が若干劣る。 $H < 0.1$  の場合には、 $(Nu)_L 1 \times 10^4$  の範囲で適用される。 $H > 0.1$  の場合には式(5.19)と式(5.26)で算出される  $\alpha$  のうち高い方を用いる。

一方、熱収支より、次式が成り立つ。

$$\left( \frac{\pi}{4} \right) d^2 Mr = \alpha (T_s - T_w) m dl \quad (5.27)$$

式(5.15)と式(5.27)より凝縮長を求めると、5.9cm となった。

次に、二相流域の各部温度を算出する。二相流域では次の式を用いた。

$$\frac{\dot{Q}_c}{h_{fg}} C_p \frac{dT}{dz} = \lambda_{C-S}^L (T - T_{SINK}) + \lambda_{C-A}^L (T - T_{AMB}) \quad (5.28)$$

$\dot{Q}_c$  : 凝縮管二相流域での伝熱量

$\lambda_{C-S}^L$  : 凝縮管内面-シンクの熱伝導率

$\lambda_{C-A}^L$  : 凝縮管内面-周囲の熱伝導率

## ③ 蒸気管

輸送機構管での質量流量は一定で、式(5.29)で表される。

$$\dot{m}_1 = \frac{1}{h_{fg}} g_{S-V} (T_{source} - T_P^{(v)}) \quad (5.29)$$

$g_{S-V}$  : 熱源-蒸気の平均熱伝導率(ウィックの熱伝導とウィック外側での蒸発プロセスの組み合わせ)

$T_P^{(v)}$  : 蒸気溝温度

蒸気管について、熱バランス式を立てると、式(5.30)になる。

$$\dot{m}_1 c_p^{(v)} \frac{dT_v}{ds} = -g_{V-A} (T_{VL} - T_{AMB}) \quad (5.30)$$

$T_{VL}$  : 蒸気管温度,  $T_{AMB}$  : 周囲温度  
上式を解くと,

$$T_{VL}(s) = T_{AMB} + (T_e - T_{AMB}) \exp\left(-\int \frac{g_{V-A}}{\dot{m}_1 c_p^{(V)}} ds\right) \quad (5.31)$$

ここで,  $g_{V-A}$  は蒸気と周囲の平均熱伝導率で, 管内を流れる流体の対流, 蒸気管の熱伝導, 蒸気管外面から周囲への熱伝導であり, 以下のように表される.

$$g_{V-A} = \frac{1}{\left(\frac{1}{\pi D_{VL}^{(I)} h_{VL}} + \frac{\ln(D_{VL}^{(O)} / D_{VL}^{(I)})}{2\pi k_{VL}} + \frac{1}{g_{VL-A}}\right)} \quad (5.32)$$

$h_{VL}$  : 境膜熱伝達

$k_{VL}$  : 蒸気管熱伝導率

$g_{VL-A}$  : 蒸気管-周囲の熱伝導率

蒸気管についての温度は, 熱伝導方程式を考慮することで, 位置の関数として導くことができる.

#### ④ 液管

液管では, 蒸発器から熱伝導が生じており, 液管温度は高くなっている. ここでは, 液管が大気中にあり, 蒸発器から熱伝導を生じている場合と, 蒸発器からの伝熱量を発熱項として考慮した場合を考える.

##### (i) 大気中にある銅棒

図 5.10 に示すように液管が大気中にあり, 蒸発器から熱伝導を生じていることを考慮し, 液管温度を計算する.

温度  $T_{evp}$  の蒸発器から長さ  $L$ , 断面積  $A$ , 断面の周長  $s$  の細長い棒が温度  $T_{AMB}$  の大気中に存在する伝熱を考える. 液管は断面積が長さに対して小さく, 液管温度  $T_{LL}$  は  $x$  軸に直角な断面上では一様になっていると仮定する. 液管の伝導率を  $\lambda_{LL}$ , 液管と大気間の熱伝達率を  $h_{FCONV}$  とし, 液管の根元から  $x$  の距離にある液管の微小部分  $dx$  についての熱のつりあいを取ると,

$$\lambda_{LL} A \frac{d^2 T}{dx^2} = h_{FCONV} S (T_{LL} - T_{AMB}) \quad (5.33)$$

$A$  : 断面積

$h_{FCONV}$  : 液管と大気間の熱伝達率

$s$  : 断面の周長

ただし,

$$Q_1 = -\lambda_{LL} A \frac{dT}{dx} \quad (5.34)$$

$$Q_2 = -\lambda_{LL} A \frac{d}{dx} \left( T_{LL} + \frac{dT}{dx} dx \right) \quad (5.35)$$

$$Q_3 = h_{FCONV} (T_{LL} - T_{AMB}) S dx \quad (5.36)$$

ここで,  $\Theta = T_{LL} - T_{AMB}$ ,  $m^2 = h_{FCONV} S / \lambda_{LL} A$  とおくと, LHP 内の質量流量は,

$$\frac{d^2 \Theta}{dx^2} = m^2 \Theta \quad (5.37)$$

となり, 一般解は次のようになる.

$$\Theta = C e^{mx} + D e^{-mx} \quad (5.38)$$

ここで, 境界条件は,  $x=0$  :  $\Theta_0 = T_{evp} - T_{AMB}$ ,  $x=0.25$  :  $\Theta_{0.25} = T_{Lim}$  より, 積分定数を求め, 液管での温度を算出する.

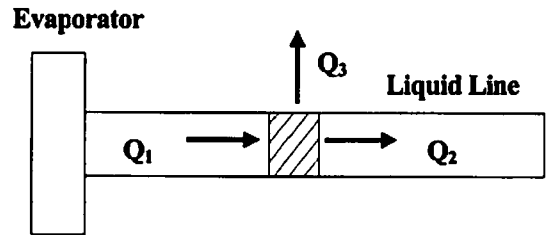


図 5.10 計算モデル

##### (ii) 蒸発器からの伝熱量を発熱項として考慮

図 5.11 に示すように, 液管での蒸発部からの伝熱を発熱項として考慮し計算を行う. その際, 発熱項は管を伝わる熱量とする.

$$\dot{m}_1 c_p^{(L)} \frac{dT}{ds} = -g_{L-A} (T_{LL} - T_{AMB}) + S_h \quad (5.39)$$

$$S_h = \lambda \Delta T \quad (5.40)$$

式(5.39)を解くと,

$$T_{LL}(s) = T_{AMB} + \frac{S_h}{g_{L-A}} +$$

$$\left( T_{Lim} - T_{AMB} - \frac{S_h}{g_{L-A}} \right) \exp\left(-\int \frac{g_{V-A}}{\dot{m}_1 c_p^{(V)}} ds\right) \quad (5.41)$$

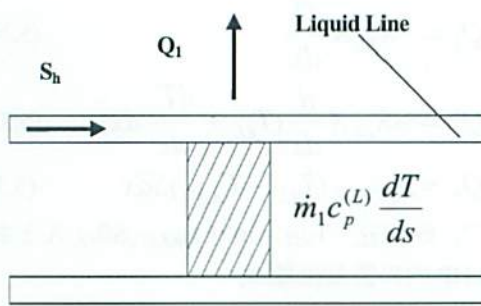


図 5.11 計算モデル

### ⑤ 計算結果と実験結果の比較

(①) ~ (④) の計算をした結果と実験結果の比較を図 5.12 に示す。

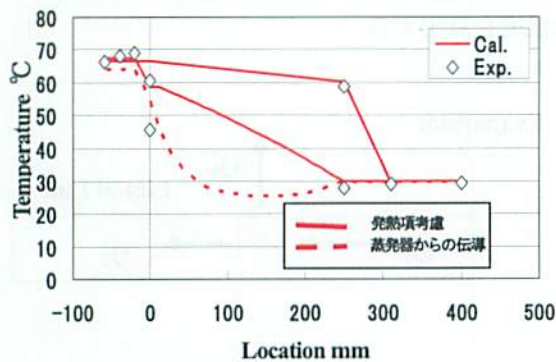


図 5.12 実験値と解析値の比較

## 6. おわりに

本研究により以下の成果が得られた。

- ①熱抵抗は、ウィック部熱抵抗およびウィックと蒸発器容器との隙間に侵入した作動流体の熱抵抗に大きく依存する。
- ②最大熱輸送量は、ウィック粒子径を大きくすると、毛細管力以上にウィック部圧力損失が減少するため増加する。
- ③熱バランス式を構築することで、LHP 各部温

度を予測する手法の提案を行った。

今後、本年度の結果を用い、加工技術等への適合性の評価を行っていく所存である。

## 謝 辞

この研究は、競輪の補助金を受けて行われたことを付記して謝意を表する。

## 参考文献

- 1) G. Eckert and M. Drake, "Analysis of Heat and Mass Transfer", McGraw-Hill, Inc
- 2) F. Incropera and D. Sewitt, "Fundamentals of Heat and Mass Transfer", John Wiley & Sons
- 3) D. Reay and P. Kew, "Heat Pipes", Butterworth-Heinemann
- 4) 藤井 哲・太田博司・野津 滋, 冷凍, No.52-672(1980), 3435-3446
- 5) 田中清志, 勝田正文他, 宇宙用キャピラリーポンプルーブ(CPL)に関する研究, 日本機械学会論文集 B, 1996
- 6) Tanaka, K., Katsuta, M., Okamoto, A., Ijichi, K. and Wakabayashi, A., "Thermal Performance of the Capillary Pumped Deployable Radiator" 12<sup>th</sup> International Heat Transfer Conference., Grenoble, France, 4(2002-8), 447-452
- 7) 田中清志・勝田正文, 機 講 論, No.71-706, B(2005), 155-162
- 8) 大串哲朗, リザーバー内蔵ループヒートパイプの熱特性に関する研究, 日本機械学会論文集 B 編, 2006
- 9) 田中清志, 温度制御による加工技術信頼性能向上に関する研究, 加工技術高度化に関する研究, 2008

## 海外技術動向調査

日比野浩典\*

### Trend survey on manufacturing simulation technologies in USA

Hironori HIBINO

#### 1. はじめに

産業界を取り巻く環境は、グローバルな企業競争の激化、技術開発スピードの極端な短期化、予測不可能な需要変動への対応など、過去には経験したことがない難しい状況に置かれている。このような状況において、ものづくりの競争力を更に高めるためには、その基礎となる加工技術の高度化が重要であるのみならず、効率的な生産システムを柔軟かつ速やかに立ち上げることが極めて重要になりつつある。このような生産システムの構築に際して、実際に生産システムを構築する前に、コンピュータ上のデジタル情報を活用して事前に確実にシステムの挙動を検証することが重要である。このような事前検証のためには、コンピュータによるシミュレーション技術が注目されている。

そこで、本動向調査では、米国の生産システムのシミュレーション技術の動向調査および研究成果の普及を実施した。本調査は、平成20年12月3日(水)から12月12日(金)の日程で米国を訪問した。具体的には、世界最大のシミュレーション技術の国際会議WSC2008(Winter Simulation Conference 2008)に参加し、研究成果の普及と技術動向の調査を実施した。次いで、米国国立研究所のNIST(National Institute of Standards and Technology)を訪問して、最新の生産システム

のシミュレーション技術の動向を調査した。

#### 2. 国際会議WSC2008 調査

WSC(Winter Simulation Conference)は、毎年12月に米国で開催されるシミュレーション技術に関する世界最大の国際会議である。今回のWSC2008は、1967年にニューヨークで開催された第1回WSC以来、通算41回目にあたり、フロリダ州マイアミで開催された。次回のWSC2009は、テキサス州オースティンでの開催が予定され、2012年には、WSCとしては初となる海外開催がドイツ・ベルリンで予定されている。WSCは、シミュレーションのモデリングや最適化などのコンピュータサイエンス分野での基礎研究から、軍事、生産システム、サプライチェーンなど分野を絞り込んだシミュレーションの応用研究まで幅広く研究発表の場を与えている(図1参照)。WSCは、基本的には米国国内の研究者向けの国際会議であったため、多くの発表は米国の大学、企業の研究者であった。近年は、国際化が進み、欧州、アジア、BRICsなどの講演が従来に比べて多くなっている印象を持つ。アジア勢では、韓国やシンガポールの研究者が増えている。特に、シンガポールの研究者の発表件数が多く、この分野の研究が活発である印象を持つ。残念ながら日本からの講演は、私を含めて5件程度のみにとどまった。WSCでは、シミュレーションベンダの展示会場が設けられ、シミュレーションベンダはブースを構え、最新情報の提供やデモンストレーションなどが

---

\* 生産技術部 システム課

行われる(図2参照)。そのため、WSCではシミュレーションの研究開発およびその利用に関して最新情報が得られるため、研究者・技術者の聴講者も多い。さらに、WSCに掲載される論文は、米国の学会であるINFORMS (The Institute for Operations Research and the Management Sciences)のHP上にpdfファイル形式で登録され無料で閲覧可能になる。その結果、WSC開催後にも多くの研究者が論文を参照している。その意味で、WSCは最新動向の調査のみならず、研究成果の普及という面からも適した国際会議である。今回の参加者数は、1,000名を超え、発表件数は、通常250の発表に対して、今回は過去最高の400件であった。通常14のセッションがあるが、今回は18セッション用意され、生産システム分野の研究発表のマニュファクチャリングアプリケーションのセッションが、平行セッション(同時刻帯に2つのセッションがスケジュールされる)になっていた。理由としては、シミュレーションの重要性がますます高まっていることに加え、シミュレーションが利用される領域が広がっていることがあげられる。ヘルスケア、セキュリティの関係の分野へも広がりを持つ。

以下に、今回WSCのセッション名を記す。

- Advanced Tutorials
- Analysis Methodology
- Business Process Modeling
- Case Studies
- Construction and Project Management
- General Applications
- Health Care
- Introductory Tutorials
- Logistics, Transportation and Distribution
- Manufacturing Applications
- Military Applications
- Modeling Methodology
- Risk Analysis
- Security and Emergency Response
- Simulation Around the World
- Simulation Education
- Semiconductor Manufacturing (MASM2008)

## Simulation Interoperability

日比野の講演はマニュファクチャリングアプリケーションセッション内に今回から新設されたエミュレーションという新しいオーガナイズセッションにプログラムされた。講演会場は盛



図1 WSC2008の講演会の様子



図2 シミュレーションベンダの展示会場

況で40名近くが聴講した。他のセッションと比べて聴講者がかなり多く講演が注目されていると感じた。エミュレーションという新しいオーガナイズセッションは、従来、最もシミュレーションの利用が進展していた生産準備段階のシミュレーションの領域の下流にあたる、より実際の生産構築に近い、設備実装や電気実装などのエンジニアリング活動を支援するシミュレーション技術領域の技術である。

今回の講演タイトルは、「Emulation in Manufacturing Engineering Processes」で、エミュレーション技術の生産構築段階での利用について、分析し、包括的に利用する方法を提案したり、これまで部分的なエミュレーション関係の要素技術に関する論文は散見するが、エンジニアリングプロセス全体を包含する利用についての論文がこれまでなく、座長からは、論文として価値が高い旨の説明を受けた。

エミュレーションでの他の講演としては、韓国の大学発ベンチャー企業のUDMTEK社、米国のAuburn University大学の発表があった。

UDMTEKの講演<sup>2)</sup>では、開発したシミュレーションとPLCの接続に関して、論理結線の提案やI/Oの情報変更とその情報のシミュレータへの伝播方法などが示された。具体的な事例としては、自動車産業の溶接ラインへの適用が示された(図3参照)。韓国の自動車会社の現代自動車や起亜自動車のラインで実際に適用した模様。現時点では、8つの工場で導入している。内訳は、米国2箇所(アラバマ、ジョージア)、チェコ1箇所、中国2箇所(北京等)、韓国3箇所(チョンジン等)である。導入効果として、一旦、導入すればシミュレーションモデルのリニューアルにより改善活動や次の新型車投入時の設計活動のリードタイムが改善できることを説明した。サポートしているPLCとしては、シーメンス、三菱電機、ロックウエル、フジ、アレンブラッドレなど主なPLCメーカをカバーしている。質疑応答では、エミュレーションにより設備のサイクルタイムの精密な解析評価ができれば、各工程のサイクルタイムのばらつきに伴う生産システムの評価が早い段階でより精密に実施で

き、とても有効である旨の質問があった。その回答として、ロボット単体ではリアリステックシミュレーション技術を利用して、サイクルタイムを計測できるが、複数の設備が存在するセルレベルのエミュレーションでは、残念ながら現時点では、決められた動きを再生することはできるがバラツキまでの評価はできない旨の回答があった。

米国のAuburn University大学の発表<sup>3)</sup>は、基礎研究段階の研究内容で、実適用のレベルに達していない印象を持った。ただし、商用の生産システムシミュレータのAREANAをベースにエミュレーションを開発しており(図4参照)、仮に、実用レベルの技術が開発されれば、産業界での導入効果は高い可能性があると考えられる。

その他の講演で特に興味を持った2つの講演の概要を以下に記す。ただし、NIST関連の発表については、3章にまとめて記すことにした。

まず、ケーススタディのセッションで、ボーイング社のエバレット工場のサプライチェーン設計に関する講演があった。この講演内容はボーイング社の次世代航空機の787型機の製造に関する講演であり、最新情報の講演であったため、残念ながら論文の掲載がなかった(図5参照)。787型機は、従来の他の機種との製造法とは異なり、トヨタ生産方式を導入し、グローバルなJIT方式で、仕掛在庫を極量減らす生産方式により製造される。具体的には、従来の船で



図3 UDMTEKの自動車産業の溶接ラインへの適用事例



の航空部品の輸送に代えて、新規に開発した787型機の専用部品輸送機ドリームリフターによる世界各地で分散して製造する航空部品を空輸するサプライチェーンマネジメント手法に切り替えた。その最大の理由は、生産リードタイムの短縮、生産管理の効率化、仕掛在庫の圧縮、安定した計画製造などがあげられる。このため、例えばイタリアの企業で製造される航空部品は、イタリア軍の管理する空港の利用許可を取り付けており、日本企業で製造される部品は、中部国際空港が拠点になる模様。いずれも、夜間に部品のドリームリフターへの詰め込み作業を行う（オーバーナイト作業）。そのために、荷積み作業を短時間で実施できるように、例えば、ドリームリフターでは、従来の航空機先頭部からの部品搬入ではなく、胴体後方部を大きく開き、すばやく部品の搬入をできるように改善している。サプライチェーンのシミュレーションでは、空便の削減、搬入出のジグの最適化、最適生産スケジュール、最適メンテナンススケジュールなどの評価を実施する。主な制約を以下に記す。

- 部品が大きくて空港のストレージに入りきらず、空港内に部品置き場がないため、部品製造企業から空港へはJITで輸送が必要。
- 詰め込み時間が掛かる。
- 駐機場の関係で一晩の間で、詰め込みを終える。

最大の懸案は、一度でも空の空輸が発生して

しまうと大きな損失が発生するため、空の空輸の回数を減らすことである。シミュレータとしては、AREANAシミュレータを利用した模様である。現在もサプライチェーンの設計を引き続き実施している模様である。サプライチェーン以外では、ボーイングでは製造現場で以下の課題があることが示された。

- 取り扱う部品点数が多く、管理が大変である。
- 必要な部品がない場合、部品を倉庫から組立ラインへ供給するために約25分かかる。

上記の課題の解決をRF-IDを活用して実施している模様。

次に、シンガポールのSIMTECH社より、分散シミュレーションの同期手法の講演<sup>4)</sup>があり、実用的な手法の提案であり、分散シミュレーションを産業用に利用するためには、参考になる講演であった。具体的には、分散シミュレー

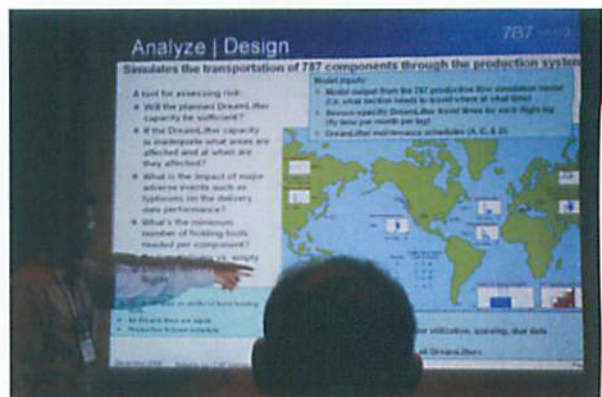


図5 ボーイング社の講演の様子

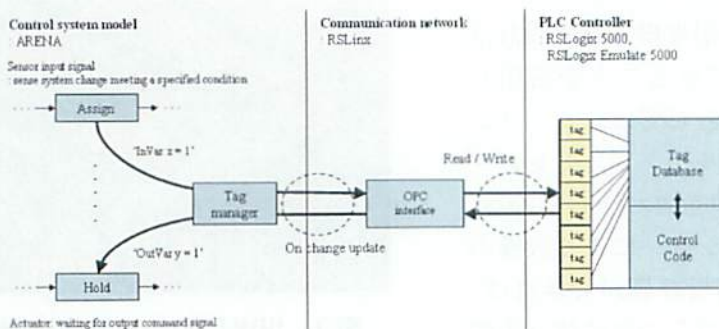


図4 AREANA を利用するエミュレーション事例

シヨンのコンサバティブ同期手法に予測機能を付けることで、処理時間を高速化する手法を開発した。これにより30%以上の実行速度を改善した。開発した手法は、半導体工場で実際に適用した。大規模の半導体工場を2つに分割して、分散シミュレーションで結合した。

### 3. 米国国立研究所NIST 調査

NIST(National Institute of Standards and Technology)が2002年から開発に取り組んでいる生産システムシミュレーションの標準モデルのCore Manufacturing Simulation Data (CMSD)がいよいよ研究が一段落し、米国内のシミュレーション技術の標準団体であるS I S O (Simulation Interoperability Standards Organizations)標準の獲得に向けて、実際に動き出した。従来、異なる商用の生産システムシミュレータでは、シミュレーションモデルのモデル化手法が異なり、異なるシミュレータ間では情報交換ができない課題があった。この課題に対してNISTが中心となり米国内外の企業、大学、研究機関を束ねるコンソーシアムを結成し、生産システムシミュレーションの標準モデルCMSDを開発していた(図6、図7参照)。コンソーシアムの成果をまとめた報告書が近日中にリリース予定である。

CMSDの実適用のテストとして、米国のボーイング社とスウェーデン企業のボルボ社が、実際の設計、改善段階でCMSDを利用し、良好な成果があったと報告された。

まず、ボーイングの事例としては、生産システムの設計段階では、2種類の商用の生産システムシミュレータのEnterprise Dynamics<sup>5)</sup>とPlant Simulation<sup>6)</sup>間で、生産システムシミュレーションモデルの交換が可能になり、実設計において部分的に活用された(図8参照)。設計のターゲットは、現行モデルのボーイング777機と次期型モデルのボーイング787の2機の製造ラインの設計に利用した。また、2種類の生産システムシミュレータの情報モデルは、上位のデータベースを介して、2機の航空機の部品を

製造する工場とボーイングの工場間の物流や生産管理を最適化するサプライチェーンの評価を実施するAREANAシミュレータとのシミュレーションモデルの交換に利用可能であることが実証された。これにより、生産システムの設計とサプライチェーンの設計がNISTの開発した生産システムシミュレーションの標準モデルを利用して、並列的に進めることが可能となり、今度、サプライチェーンを含めた生産システムのシミュレーションを利用する設計が、より一層効率化される可能性が出てきた。

次に、ボルボの事例としては、塗装ラインへの適用が実施された。NISTのデータモデルのCMSDでモデル化されたデータモデルから商用の生産システムシミュレータのEnterprise Dynamicsのモデルに変換して、ボルボ社の塗装ラインのシミュレーションモデルが作成された旨の説明があった。具体的には、コンベアーモデルとエレベータモデルを利用して、それなりに複雑なモデルが生成可能であった。また、商用の生産システムシミュレータのProModel<sup>7)</sup>とEnterprise Dynamics間をCMSDを利用して、シミュレーションモデルが共有化できるデモが紹介された。この研究はスウェーデンの国立大学のシャルマー大学とNISTの共同研究で実施された。テスト段階ではあるが、複雑で大規模な塗装ラインモデルをCMSD情報への自動生成が容易に可能であるとのコメントがあった。今回の共同研究は、スウェーデンの国家プロジェクトFACTSの一部で実施された。FACTSは、生産準備の特に早い段階でのフロントローディングに焦点を当てている。3年プロジェクトで、2009年には、総まとめをする予定。予算規模は、100万ドル×3年。10名程度の研究者で構成。2つの

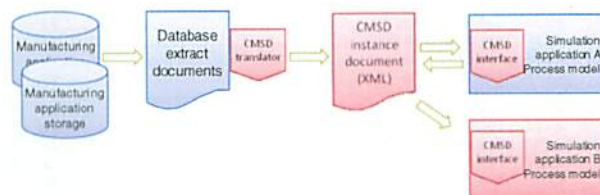


図6 CMSDの概要

DRAFT

Core Manufacturing Simulation Data (CMSD)  
Information Model

PART 1: UML Model

CMSD Product Development Group  
Simulation Interoperability Standards Organization

Revision Date: February 28, 2006

Table of Contents

<b>1</b>	<b>OVERVIEW</b>	<b>1</b>
1.1	SCOPE	1
1.2	PURPOSE	1
1.3	INTRODUCTION	1
1.3.1	CMSDIM Modeling Language - UML	2
1.3.2	CMSDIM UML Modeling Approach	3
1.3.3	XML Schema Influence on CMSDIM UML Definitions	3
1.3.4	Manufacturing Information Categories Covered By The CMSDIM	4
<b>2</b>	<b>REFERENCES</b>	<b>5</b>
<b>3</b>	<b>DEFINITIONS/ABBREVIATIONS/ACRONYMS</b>	<b>5</b>
<b>4</b>	<b>CMSDIM SPECIFICATION</b>	<b>7</b>
4.1	CMSD PACKAGE	9
4.2	SUPPORT PACKAGE	10
4.3	BASIC TYPES PACKAGE	11
4.3.1	Identifier Data Type	11
4.3.2	IdentifierList Data Type	11
4.3.3	Day Data Type	11
4.3.4	DayList Data Type	11
4.3.5	TimeUnit Data Type	11
4.3.6	CurrencyUnit Data Type	12
4.3.7	CoarseryCode Data Type	12
4.3.8	ResourceOperationalState Data Type	12
4.3.9	ResourceType Data Type	12
4.3.10	ResourceMaintenanceState Data Type	12
4.3.11	EmploymentStatus Data Type	12
4.3.12	LengthUnit Data Type	12
4.3.13	WeightUnit Data Type	12
4.3.14	AreaUnit Data Type	13
4.3.15	TemperatureUnit Data Type	13
4.3.16	VolumeUnit Data Type	13
4.3.17	SpeedUnit Data Type	13
4.3.18	PowerUnit Data Type	13
4.3.19	Length Data Type	13
4.3.20	Weight Data Type	14
4.3.21	Area Data Type	14
4.3.22	Volume Data Type	14
4.3.23	Temperature Data Type	14
4.3.24	Power Data Type	14
4.3.25	Speed Data Type	14
4.3.26	Currency Data Type	14
4.3.27	ElapsedTime Data Type	14

4.3.28	Quantity Data Type	15
4.3.29	WorkItemState Data Type	15
4.3.30	PrecedenceRelationship Data Type	15
4.3.31	Time Data Type	15
4.3.32	Date Data Type	15
4.3.33	Timeamp Data Type	16
4.3.34	URI Data Type	16
<b>4.4</b>	<b>BASIC STRUCTURES PACKAGE</b>	<b>17</b>
4.4.1	CostSummary Class	17
4.4.2	Event Class	17
4.4.3	DistributionData and Related Classes	18
4.4.4	DistributionDefinition Class	18
4.4.5	Duration and Related Classes	19
4.4.6	ResourcesRequired Class	20
4.4.7	PrecedenceConstraint and Related Classes	21
4.4.8	ContactInformation and Related Classes	22
4.4.9	PartGroup Class	23
4.4.10	PartInstanceGroup Class	24
<b>4.5</b>	<b>KEY DEFINITION PACKAGE</b>	<b>25</b>
4.5.1	Generic Keys	25
4.5.2	Basic Keys	26
4.5.3	Complex Keys	27
<b>4.6</b>	<b>CONTEXT DEFINITION PACKAGE</b>	<b>28</b>
4.6.1	ContextEntry Class	29
4.6.2	RootContextEntry Class	29
4.6.3	NonRootContextEntry Class	29
4.6.4	IdentifyingContextEntry Class	29
4.6.5	RelatingContextEntry Class	30
4.6.6	GroupingContextEntry Class	30
4.6.7	SimpleContextEntry Class	30
4.6.8	CMSD Class	30
<b>4.7</b>	<b>RESOURCE INFORMATION PACKAGE</b>	<b>32</b>
4.7.1	Resource Class	32
4.7.2	ResourceStatus, ResourceStatusParameter, and Related Classes	33
4.7.3	ResourceCharacteristics, ResourceCharacteristic, and Related Classes	35
4.7.4	SkillDefinition and SkillLevel Classes	39
4.7.5	SetupDefinition and Related Classes	40
4.7.6	SetupChangeover Class	40
<b>4.8</b>	<b>PART INFORMATION PACKAGE</b>	<b>42</b>
4.8.1	Part and PartSpecification Classes	42
4.8.2	BillOfMaterials and Related Classes	43
<b>4.9</b>	<b>PRODUCTION OPERATIONS PACKAGE</b>	<b>45</b>
4.9.1	WorkEffort and Related Classes	45
4.9.2	WorkItem Class	48
4.9.3	Order Class	48
4.9.4	OrderItem Class	49

4.9.5	Job Class	49
4.9.6	Task Class	50
4.9.7	MaintenanceOrder Class	51
4.9.8	Schedule Class	52
<b>4.10</b>	<b>PRODUCTION PLANNING PACKAGE</b>	<b>55</b>
4.10.1	Calendar, Shift, Holiday, and Related Classes	55
4.10.2	Organization and Related Classes	57
4.10.3	ProcessPlan and Related Classes	59
4.10.4	OperationDefinition and Related Classes	64
4.10.5	MaintenanceDefinition and Related Classes	65
<b>A.</b>	<b>APPENDIX A</b>	<b>67</b>
<b>B.</b>	<b>APPENDIX B</b>	<b>67</b>

図7 2006年2月にリリースされたCMSDの仕様書

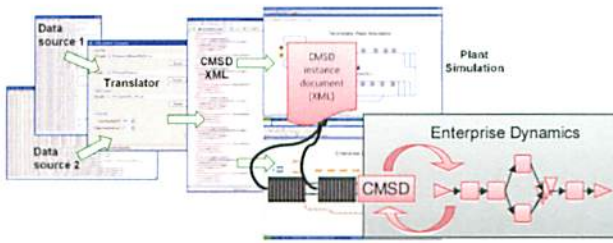


図8 ボーイング社のCMSDへの適用事例

大学（シャルマー大学を含む）、2つの企業（Volvoとその関係会社）。今後の研究動向の調査が必要である。

これら米国のボーイング社とスウェーデン企業のボルボ社の成功事例を受け、NISTへの賛同者が増えつつある。また、実際に賛同者が仕事をしつつある。NISTの定期的なミーティングでは米国内の研究者やエンジニアを中心として、20名程度の規模で実施している。

シミュレーションモデルの変更に必要なトランスレータは、現状、試作としてNISTが開発している。将来的には、シミュレーションベンダーが、トランスレータをシミュレータ内に実装することになると考えられる。データベースとしては、SAPなどの利用を考えている。なお、レイアウト情報に関する標準データモデルもNISTから提案済みであり、今後は、より緻密にシミュレーションモデルの情報交換が可能となる可能性がある。

NISTが開発した生産システムシミュレーションの標準モデルのCSMDについて、SISO標準を目指すのは、SISOが、シミュレーション技術のインターオペラビリティをリードして、かつ、SISO標準はハードルが低いことのみならず、NISTの長期予算が立てづらいことも関係している。SISO標準獲得後は、IEEE標準を目指す。その理由は、SISO標準とIEEE標準は、交換・移行が容易になっている仕組みがあるからである。IEEE標準を獲得するためにも比較的長期の時間が掛かり、獲得のための会議の回数も多く、そのためには、予算が必要になる。ISO標準は、更に、敷居が高く、時間が必要になる。

## 4. おわりに

本動向調査では、米国の生産システムのシミュレーション技術の動向調査および研究成果の普及を実施した。世界最大のシミュレーション技術の国際会議WSC2008(Winter Simulation Conference 2008)に参加し、研究成果の普及と技術動向の調査を実施した。次いで、米国国立研究所のNIST(National Institute of Standards and Technology)を訪問して、最新の生産システムのシミュレーション技術の動向を調査した。産業界のシミュレーション技術に対する期待は海外においてもますます大きくなっていることが分かる。以下に、本動向調査の結果を手短にまとめる。

- ・ 生産準備段階のシミュレーションにおいては、異なるシミュレータ間の情報交換ニーズが高く、NISTを中心として、生産システムシミュレーションの標準モデルのCore Manufacturing Simulation Data (CMSD)が提案され、今後標準化に向けた活動が活発化していることが分かった。
- ・ CMSDの実適用のテストとして、米国のボーイング社とスウェーデン企業のボルボ社が、実際の設計、改善段階でCMSDを利用し、良好な成果があった。
- ・ サプライチェーンを含めた生産システムのシミュレーションを利用する設計が、CMSDによりより一層効率化される可能性が出てきた。
- ・ より実際の生産構築に近い、設備実装や電気実装などのエンジニアリング活動を支援するエミュレーション技術に対する期待が高く、今後、この技術領域の研究開発が活発化する傾向にある。

## 参考文献

- 1) Hibino H., Fukuda Y., Emulation in Manufacturing Engineering Processes, the Proceedings of Winter Simulation Conference 2008, p1785-1793.

- 2) Thapa D. et.al., Architecture for Modeling, Simulation, and Execution of PLC Based Manufacturing System, Proceedings of Winter Simulation Conference 2008, p1794-1801.
- 3) Smith J., Cho Y., Offline Commissioning of a PLC-Based Control System Using Arena, Proceedings of Winter Simulation Conference 2008, p1802-1810.
- 4) Liang Y., Turner S., Gan B., Predictive-Conservative Synchronization for Commercial Simulation Package Interoperability, Proceedings of Winter Simulation Conference 2008, p1103-1111.
- 5) <http://www.enterprisedynamics.com/>(2009).
- 6) [http://www.plm.automation.siemens.com/en\\_us/products/tecnomatix/plant\\_design/plant\\_simulation.shtml](http://www.plm.automation.siemens.com/en_us/products/tecnomatix/plant_design/plant_simulation.shtml)(2009)
- 7) <http://www.promodel.com/>(2009)

研 究 報 告 書

KSK-GH20-3

加工技術高度化に関する研究

平成 21 年 3 月 31 日発行

発行所 財団法人 機械振興協会 技術研究所  
(〒 203-0042) 東京都東久留米市八幡町一丁目 1 番 12 号  
電話 042-475-1155 (代表)

印刷所 株式会社 アトミ  
(〒 187-0031) 東京都小平市小川東町五丁目 13 番 22 号  
電話 042-345-1155