

KSK-GH21-3

平成21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22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 —

ガラス加工用バインダレス cBN の成形	飯塚 保	1
1. はじめに		1
2. cBN とバインダレス cBN		1
2.1 cBN		1
2.2 cBN 工具		2
2.3 バインダレス cBN		2
3. 加工方法および加工装置・機器		2
3.1 ガラスの延性モード切削		2
3.2 フライカット		3
3.3 超精密旋盤		3
3.4 切削力測定用真空チャック		4
3.5 被削材		6
3.6 切削工具		6
3.7 USB デジタルストレージオシロスコープ		6
3.8 ファイバ式赤外線温度センサ		6
3.9 スカيف盤		7
4. 加工実験		7
4.1 切削力の測定		7
4.1.1 切削力測定実験		8
4.1.2 切削力のベクトル合成		9
4.2 切削温度の測定		9
4.2.1 切削温度測定方法		10
4.2.2 温度計測確認実験		10
4.2.3 切削温度測定実験		11
4.2.3.1 Z 軸方向切削		11
4.2.3.2 X 軸方向切削		12
4.3 スカيفによる工具研磨		13
5. おわりに		15
謝 辞		15
参考文献等		15
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	17
1. はじめに		17
2. LHP の特徴		19

3. LHP の用途とその効果	19
4. LHP の設計	20
4.1 熱解析モデル	20
4.1.1 初期状態	21
4.1.2 最適封入量	21
4.1.3 気液界面の後退	21
4.1.4 作動温度と圧力の計算	21
4.1.2 最適封入量	21
4.2 最大熱輸送量計算モデル	24
4.2.1 毛細管力	25
4.2.2 質量流量	25
4.2.3 ウィック中の液流による圧力損失	25
4.2.4 蒸発による圧力損失	26
4.2.5 蒸気管, 液管での圧力損失	26
4.2.6 凝縮による圧力損失	26
4.2.7 液管での体積力	26
4.2.8 凝縮管, 液管での毛細管力	27
4.2.9 蒸気の動圧	27
5. LHP 設計ツールの開発	27
5.1 概要	27
5.2 設計結果	27
6. 海外出張報告	29
7. おわりに	30
謝辞	30
参考文献	30

ガラス加工用バインダレス cBN の成形

飯塚 保*

The Binder-less cBN Tool for Glass machining

Tamotsu IIZUKA

1. はじめに

本研究は、建築資材、光学部品、さらには医療機器に至るまで身近にあるガラスの加工に焦点を合わせ、切削用工具としてのバインダレス cBN の成形に関するものである。代表的な硬脆材料であるガラスは金属同様に切削することが非常に困難であり、容易に割れ(脆性破壊)が生じる。この硬脆材料に脆性破壊を生じさせない加工方法が延性モード切削と呼ばれ、ガラスでは切取り厚さ(切込み量)が $0.1\mu\text{m}$ 近辺で実現する。当研究所ではガラスの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っている。昨年までの研究結果より、ガラス加工にはバインダレス cBN が最も適した工具材種であった。本研究は、このバインダレス cBN をガラス加工用の工具として最適な形状にするための成形方法を研究目的とする。

ガラスの用途として、光の透過性を利用した光学機器(レンズ)が代表的であり、いうまでもなく加工面には高い表面粗さ・形状精度が要求される。また、理学・医療機器に使用されるマイクロ流路には、できるだけ平滑な表面粗さと一般に $\pm 1\mu\text{m}$ の加工精度が要求される¹⁾。当研究所で行っているフライカットによるガラスの延性モード切削加工では、加工面の品質は光学機器に使用できるレベルには達していない。この加工面の品質向上には、工具と加工条件が重要であることは過去の実験において確認している²⁾。そこで、加工面品質向上のため、工具の品質向上を主眼においてバイ

ンダレス cBN 工具の成形に関する研究を行う。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、その解決法および問題点克服につながる基礎的なデータ取得を行う。

2. cBN とバインダレス cBN^{3)~8)}

2.1 cBN

cBN とは、立方晶窒化ホウ素(cubic Boron Nitride)のことであり、天然には存在せず、結晶はダイヤモンドと同一の構造である。ダイヤモンドは1955年にアメリカ GE 社で人工的に合成された。このダイヤモンド砥粒で鉄鋼材料を研削すると、炭素であるために鉄中へ拡散摩耗してしまう。その対策として元素周期律表の C の両端にある B と N をダイヤモンドと同様に高温高压で合成したのが cBN である。cBN は立方晶の窒化ホウ素であるが、窒化ホウ素には数種類の結晶構造が存在する。結晶構造により、六方晶窒化ホウ素(hBN)、ウルツァイト型窒化ホウ素(wBN)などがある。これらの結晶構造は hBN が黒鉛、wBN が六方晶ダイヤモンドと同じである。cBN はダイヤモンドの炭素原子を一つ置きにホウ素原子(B)と窒素原子(N)に置き換えた結晶構造をしている(図 2.1 参照)。

表 2.1 に工具材料に使用される各種硬質物質の特性を示す。ダイヤモンドは硬さと熱伝導率が群を抜いており、次点に cBN が位置している。TiC、TiN および Al_2O_3 はコーティング工具、WC と TaC は超合金工具の主成分であり、 Si_3N_4 はセラミックス工具に適用される。

* 生産技術部 加工技術課

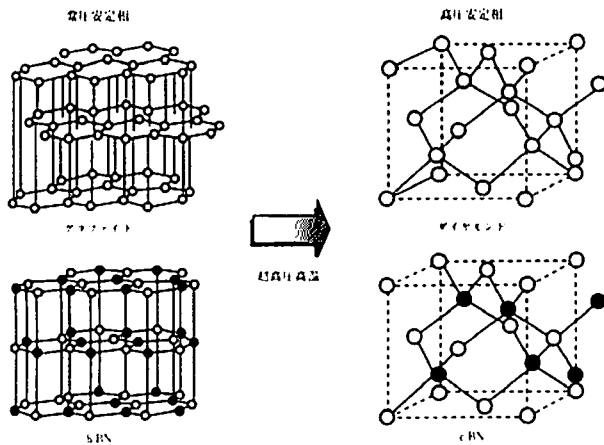


図 2.1 ダイヤモンドと cBN の結晶構造

表 2.1 各種硬質物質の特性

	硬さ (HV)	熱伝導率 (W/m・K)	熱膨張率 ($10^{-6}/K$)
ダイヤモンド	9,000	2,100	3.1
cBN	4,500	1,300	4.7
TiC	3,200	21	7.4
TiN	2,500	29	9.4
Al ₂ O ₃	2,100	29	7.8
WC	2,100	121	5.2
TaC	1,800	21	6.3
Si ₃ N ₄	1,600	100	3.4

2.2 cBN 工具

切削工具として用いられる cBN 工具は、hBN を原料として触媒と共にダイヤモンド合成と同等の高温高压条件(5GPa 以上, 1,300°C 以上)で粉末状の微細な cBN 結晶を合成し、この cBN 粉末を Co や TiN などのバインダ(結合材)を用いた超高温高压焼結で製造される。1970 年代に開発され、それまで困難であった各種鉄系の高硬度材の切削加工が可能となった。特に鋳鉄や焼き入れされた各種合金鋼やハイスなどの加工能率が飛躍的に向上し、エンジンプロック、ギヤ、シャフトおよびベアリングなどの鉄系硬質材料の高効率切削加工には不可欠な工具となっている。現在生産されている cBN 工具のほとんどは結合材(バインダ)を含んでおり、これらは次の 2 種類に大別できる。まず cBN の含有率が 80~90vol% 程度で、cBN 粒子同士が直接接合しているタイプ(鋳鉄・焼結金属切削加工用)である。Co や Al が焼結助剤として用いられている。他方は TiN や TiC などのセラミックスを結

合材とする焼結体(焼入鋼切削加工用)で、cBN の含有率は 40~70vol% 程度と少ない。cBN 粒子は個々に結合することなく、結合剤中に分散している。焼結メカニズムは、前者では金属触媒による液相焼結、後者ではセラミックスと cBN との固相焼結が主体となっている。この結合剤の種類、含有量によって cBN の機械的・熱的特性が大きく左右され、切削工具としての性能にも影響を与える。また、鋼や鋳鉄の高速ミリング加工(切削速度 1,000m/min 以上)の分野では、結合剤の影響で熱衝撃によるクラックが生じやすい。

2.3 バインダレス cBN

バインダレス cBN とは、結合剤を用いられていない cBN 単相の焼結体(多結晶体)のことである。製造方法には、微量の触媒を用いたものと、無触媒で直接的に変換焼結を行う方法があり、双方共に hBN を原料として cBN を製作する。

触媒を用いる方法(触媒変換焼結法)は、微量の Mg₃BN₃ を触媒として hBN に添加し、5.5GPa, 1,350°C の条件で cBN の変換と同時に焼結を行う。これは、3~15 μm の cBN 粒子が直接結合したものである。粒径が粗く、触媒が残留しているため強度や耐熱性に劣り、工具として使用できず、ヒートシンク材料として市販されている。

無触媒の方法(直接変換焼結法)は、7.7GPa, 2,100°C の条件で hBN から cBN への直接変換と同時に焼結を行い、添加物は使用されていない。そのため、介在物のない微細な粒子からなる多結晶体が得られる。この高純度 cBN 多結晶体は 0.5 μm 以下の微細な cBN 粒子が強固に結合した密な組織を有し、以下の特徴を備える。粒子が小さく界面強度が高いため、従来の cBN 焼結体に比べ硬度、強度(抗折力)が高い。粒界破壊が起こりにくく、高温でも抗折力が低下しない。熱伝導率が高く、熱的安定性は純粋な cBN 結晶とほぼ同じで 1,350°C まで安定している。

3. 加工方法および加工装置・機器

3.1 ガラスの延性モード切削

硬くて脆い材料(硬脆材料)はガラス、単結晶 Si、セラミックス等が挙げられ、加工が困難な材料の

代表的なものである。金属同様の加工条件で切削加工を試みると、容易に割れ(脆性破壊)が発生してしまう。しかしながら、切取り厚さを微小にすると金属同様の加工が可能に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⁹⁾¹⁰⁾。代表的な硬脆材料であるガラスを切削加工する場合、金属同様にミリメートル単位の切込み厚さ(切込み量)では脆性破壊が生じるが、切取り厚さを $0.1\mu\text{m}$ 近辺の微小な値に設定すると、脆性破壊が生じない。この金属同様の流れ型の切りくずが発生する加工状態を延性モードと呼び、この状態での切削を延性モード切削と呼ぶ。

延性モード切削による加工では、切取り厚さが微小なために加工能率は非常に低くなる。そのため、レンズなどの光学部品を旋削加工で生産することは、経済的に成立しない。また、単結晶ダイヤモンド工具でガラスを切削すると工具摩耗が激しく、さらに経済性を低下させる要因となる。そこで、延性モード切削で加工能率を高める手法の確立が必要となり、旋削加工以外の加工方法を試みることにした。フライス加工と同様に工具を回転させるフライカットならば、研削加工と同様の加工メカニズムによってガラスの延性モード切削が可能になると考えた。そのため、当研究所で開発した超精密旋盤をフライカットが可能になるように改造し、ガラスの延性モード切削を実現した。

3.2 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取り厚さが異なる。

フライカットでは一刃あたりの切取り厚さと工具全体の切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な切取り厚さを大きく超えた切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、ソーダ石灰ガラスへ深さ約 $15\mu\text{m}$ のクラックのな

い溝を1ストロークで加工している。通常の旋削では切込み深さが $0.1\mu\text{m}$ 程度なので、150倍もの切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て低下し、熱的損傷が軽微となって工具寿命が延長される利点も備える。

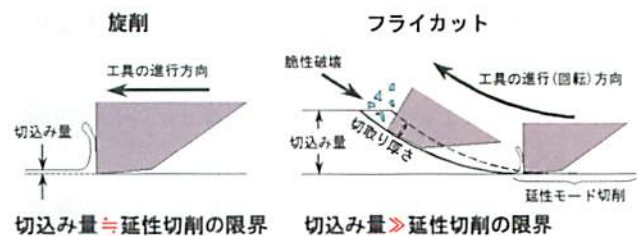


図 3.1 旋削とフライカットの比較

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

3.3 超精密旋盤

本研究で用いる超精密旋盤は、レンズ金型の切削加工を目的として国内光学機器メーカーと共同開発した装置をベースとしている。この装置開発の段階で、プロトタイプとして動作・機能確認に使用したスライドレール、スピンドルなどの構成部品と新規に製作した制御盤を組み合わせ、新たな超精密旋盤(図3.2参照)とした。この超精密旋盤を用いてガラス切削の研究を行っている。

ガラスを金属同様な延性モードで加工を行うには、工具切込み量が延性・脆性遷移点を安定して下回る必要がある。そのためには、加工機械の位置

決め分解能，回転軸振れ，運動精度が延性・脆性遷移点以下でなければならない。また，加工力による変形量が送り分解能未満の工作物・工具支持剛性が必要となる⁹⁾。以上の性能を有し，ガラスの延性モード切削を行うためには以下に列挙する能力¹¹⁾が超精密旋盤に要求される。

- (1) 必要な静剛性値は $100\text{N}/\mu\text{m}$ 以上¹²⁾。
- (2) 加工時の振動を抑制可能な案内。
- (3) $0.1\mu\text{m}$ 以下の切込み量を安定して実現する位置決め機構。
- (4) $0.1\mu\text{m}$ 以下の切込み量を加工範囲で維持可能な運動精度。
- (5) 熱変形により切込み深さが変動しない温度安定性。

これらの能力を実現するため，以下に列挙する機械要素・技術を用いた。

- ・ 1nm 分解能のデジタルスケール
- ・ アップエラー最少のスケール配置
- ・ メトロロジ・フレームによるスケール支持
- ・ 最小設定単位 1nm のパソコン NC (PMAC)
- ・ X-Z 直交二軸構造 (熱対称)
- ・ 油静圧スライド
- ・ X 軸側面に刃物台を設置
- ・ 主軸中心と X 軸中心が一致する構造
- ・ グラナイト定盤のベッド
- ・ 低粘度の作動油を低圧力・低流量で供給
- ・ 大容量作動油タンク，放熱器の設置
- ・ 小型化設計
- ・ 空気静圧スピンドル
- ・ ボールねじの静圧パッドによる推力伝達

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。

3.4 切削力測定用真空チャック

切削現象の解明には，切削力の測定は必須である。そのため，KISTLER 社製，三成分力センサ (型式 9601A3) を組み込んだ切削力測定用の真空チャックを製作した。

切削力の測定を目的として，平成 18 年に三成分力センサ (型式 90607) を組み込んだ真空チャック

を製作している。この真空チャックは超精密旋盤の構造に起因する寸法の制限があるため，小型化を主眼において設計した。しかしながら，力センサを使用するためにはプリロード (加圧) が重要であり， $76\times 60\times 33$ の外形に $55\times 55\times 20\text{mm}$ のセンサを内蔵したのでプリロードが不足した。そのため，信号出力の内部干渉 (クロストーク) が大きく，垂直方向 (機械の Y 方向) の出力以外は信頼性の低いデータとなっていた。そのため，小型の力センサ (型式 9601A3) を導入し，新たに製作することにした。KISTLER 社の担当者と打合せを行い，新型力センサ内蔵真空チャックの設計を行った。力センサの使用に関する注意事項を以下に記す。

1. 力センサには予圧 (プリロード) を加える必要があり，不足すると内部干渉 (クロストーク) 発生の原因となる。
2. プリロードを加えるためには力センサを高剛性のプレートなどで挟み込み，圧力を与える。
3. 力センサは SUS630 材で製作されている。プリロードを加えるための構成要素 (プレート，ボルト，ナットなど) が SUS630 と異なると，熱膨張係数の違いによって温度ドリフトが発生する。
4. 力センサにモーメントが加わるとクロストーク発生の原因となる。そのため，搭載する構造部品は極力小型化すべきである。
5. 力センサ (真空チャック) の固有振動数低下を招くため，真空チャックを構成する部品は極力小型化すべきである。

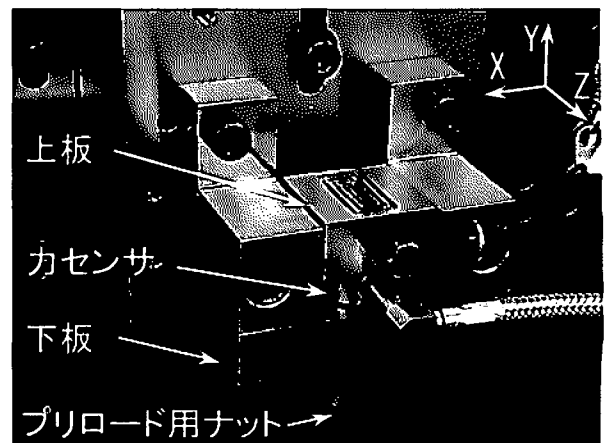


図 3.3 新型真空チャック図

上記の条件を踏まえ，以下の対策を設計に加えた。

1. 限られたスペースに収めるため，力センサは小

型の 9601 (直径 25mm, 厚さ 10mm) を採用する。

2. プリロード用の SUS630 プレートは真空チャックの構造部品と兼用させる。
3. 上板は真空チャックとボルトの一体構造として小型化と部品点数の減少を図る。

製作した新型真空チャックの外観を図 3.3 に示す。上板は力センサおよび下板と組み合わせてプリロードを加えた後、上面を研削加工して吸着面の平面度を向上させた。

製作した新型真空チャックのクロストークを測定し、旧型と比較した結果を以下に示す。測定方法は、真空チャックに鋼球(直径 9.5mm)を落下させ、垂直方向(Y 方向)のみに入力を与える。クロストークが皆無であれば、他の方向(X, Z 方向)には出力は発生しない。旧チャックの鋼球落下による出力例を図 3.4 に示す。Y 方向(垂直方向)入力が約 58N に対し、X 方向は 10N, Z 方向は 22N の出力が発生している。同様に、新チャックでは Y 方向の出力約 100N に対し、X, Z 方向共に約 10N 程度の出力であった(図 3.5 参照)。新・旧チャックのクロストーク比率(平均値)を図 3.6 のグラフに示す。X 方向のクロストーク(出力比率 X/Y)は 17.2% から 10.6% へ低下した。同様に Z 方向は 37.9% から 10.6% へ低下した。新型チャックでは、クロストークが各 10% 程度であるため、切削力の測定には問題なく使用が可能であると考えられる。

新型チャックには KISTLER 社製の力センサが内蔵されており、インパルス加振による応答はアンプ(KISTLER 社 TYPE5073)経由で出力される。加振に用いたハンマは PCB 社製ロードセル(208A05)を内蔵したアルミニウム製ヘッド、エポキシガラス(ガラス繊維で強化したエポキシ樹脂)製のロッドを組み合わせて製作した。ハンマの加振力はアンプ(PCB 社 MODEL4808)経由で出力される。

伝達関数は、真空チャック内の力センサ出力とインパルスハンマ出力を FFT アナライザ(小野測器 CF-360Z)に取り込んで求めた。得られた伝達関数(青)とコヒレンス関数(赤)を図 3.7 に示す。下図の伝達関数には 5.75, 5.125, 4.05kHz のピークが存在し、上記周波数ではコヒレンス関数の値も 1 に近い。以上より、新型チャックの固有振動数は上記 3 点(5.75, 5.125, 4.05kHz)である。

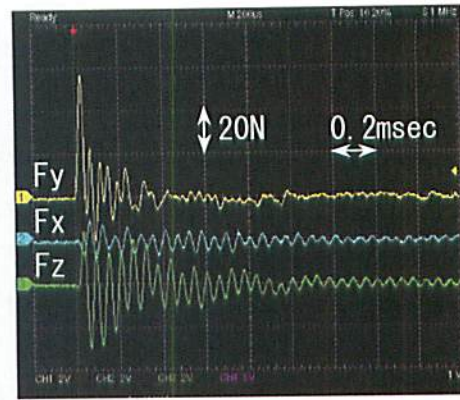


図 3.4 旧チャックの鋼球落下による出力

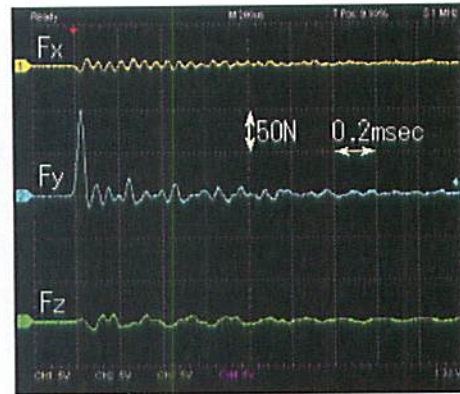


図 3.5 新チャックの鋼球落下による出力

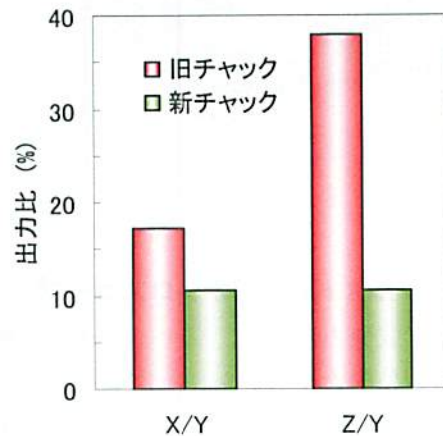


図 3.6 クロストークの比較

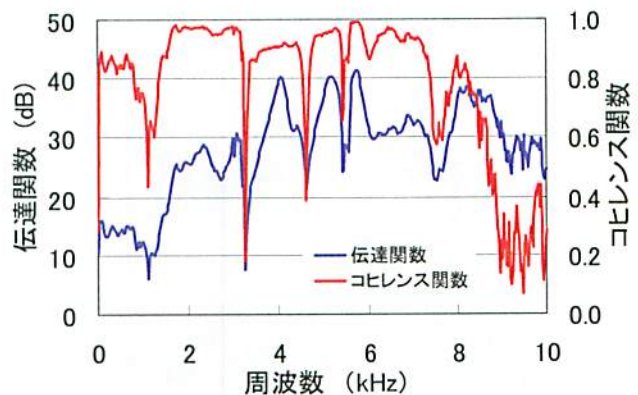


図 3.7 伝達関数とコヒレンス関数

3.5 被削材

本研究の対象となる被削材はガラスである。ガラスはレンズなどの光学部品から DNA チップに代表される理学・医学機器においても多用されており、様々な種類が存在する。そのため、被削材となるガラスの種類は最も一般的なソーダ石灰ガラスとした。顕微鏡用のスライドガラス（松浪硝子工業製、76×26×1.5mm）を真空チャックの大きさに合わせてカットして使用した。また、切削温度の測定には石英ガラスの光ファイバ（睦コーポレーション）を使用した。

3.6 切削工具

切削力測定や切削温度計測の加工実験には、K10 相当の超硬合金工具（三菱マテリアル製 HTi10 : DCMW11T304）を使用した。バインダレス cBN（マイクロ・ダイヤモンド製）は工具研磨に使用した。工具形状はすくい角 0° ，逃げ角 7° ，ノーズ R0.4mm である。外観を図 3.8 に示す。



図 3.8 切削工具

3.7 USB デジタルストレージオシロスコープ

KISTLER 社三成分力センサ、ファイバ式赤外線温度センサからの出力データを PC に取り込むため、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。本装置は 1 台に 2ch の入力があり、2 台をケーブルで接続することによって 4ch の入力を同時処理することが可能となる。外観を図 3.9 に示す。

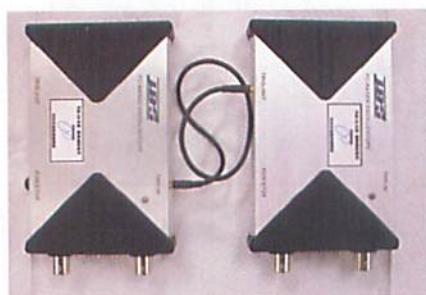


図 3.9 USB デジタルストレージオシロスコープ

3.8 ファイバ式赤外線温度センサ

加工現象の解析・把握には、切削時の温度は必須の情報となる。非接触で温度を測定できる温度センサとして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。昨年度の研究において、ガラスの裏側からガラスを透過した赤外線を捕らえて切削温度を測定する実験を行った。しかしながら、工具が温度計測スポットを通過する時間が短く、センサの応答時間が不足して切削温度の計測は不可能であった。今年度は赤外線温度計に切削用の石英ファイバを取り付け、その石英ファイバを直接切削して切削温度の測定を試みる。加工時に発生した赤外線はファイバを透過し、赤外線温度計に到達すると考える。赤外線温度計と石英ファイバの外観を図 3.10 に示し、仕様を表 3.1 に示す。下図では半田ごてから放射される赤外線がドラムに巻きつけられた切削用石英ファイバ（緑色の被覆、長さ 50m）を透過し、赤外線温度計に半田ごての温度（386°C）が表示されている。

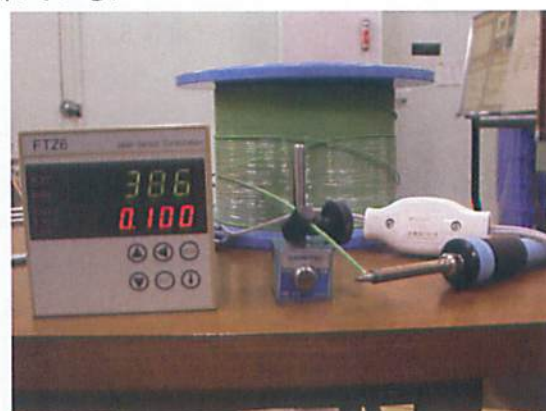


図 3.10 赤外線温度計と石英ファイバ

表 3.1 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	1.95~2.5 μm
検出素子	InGaAs (電子冷却)
レンズ径	$\Phi 15$
ファイバ計	$\Phi 0.1$
測定距離	50mm
標的サイズ	$\Phi 0.3$
アナログ出力	0~1V (300~2,000°C)

3.9 スカيف盤

ダイヤモンドは地上で最も硬度の高い物質であり、その加工には困難を極める。一般に、機械加工を行うためには、被加工物よりも硬い物質の工具が必要となる。ダイヤモンド以上に硬い物質は存在しないので、ダイヤモンドの加工にはダイヤモンドパウダが使用される。宝飾品に用いられるダイヤモンドの研磨(カッティング)には、スカイフ盤と呼ばれる装置が使用される¹³⁾。単結晶ダイヤモンド工具も同様にスカイフ盤によって刃先の研磨が行われる。ダイヤモンドの加工には、ダイヤモンドパウダを使用せず熱化学的な作用を利用する加工方法¹⁴⁾¹⁵⁾、レーザを用いる方法¹⁶⁾、イオンビーム・電子ビームを用いる加工方法¹⁷⁾もある。

本研究では、ダイヤモンド加工用装置として歴史が古く、バインダレス cBN の加工にも応用可能と考えられるスカイフ盤(イマハシ製作所、DTP-300A)を用いることにした。スカイフ盤の外観を図 3.11 に示す。

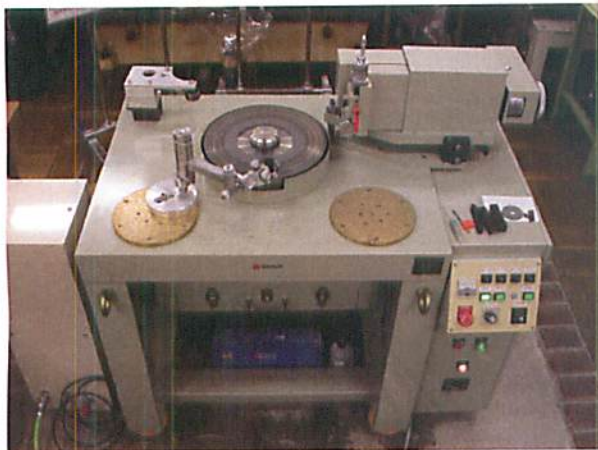


図 3.11 スカイフ盤

スカイフ盤の上面にはスカイフと呼ばれる鋳鉄製の円盤があり、その表面にダイヤモンドペーストを塗布し、ダイヤモンド工具などを押し当てて研磨を行う。工具の切込み装置は存在せず、トングと呼ばれる把持治具にダイヤモンド工具を固定してスカイフに押し当てる。研磨荷重はトングの重量であり、荷重の調節には錘を追加するなどで行う。ダイヤモンド工具の研磨作業には作業者の技能が要求され、その技能によって作業能率・品質は左右される。スカイフ盤の使用法について、マイクロ・ダイヤモンド社の技術者に以下

の話を用い、作業時の参考にした。

- ・スカイフの回転数はφ310で2,500~2,800min⁻¹程度である。
- ・研磨に使用するダイヤモンドパウダの粒度は粗研磨では0~1μm、仕上げ研磨では0~0.1μm程度である。
- ・スカイフ表面にはダイヤモンド砥粒をオリーブ油と共に塗布する。ダイヤモンド砥粒をスカイフ表面に保持させるため、メノウのブロックを使用してスカイフ盤面に砥粒を埋め込む(オイルストーンでも代用可能)。
- ・砥粒塗布直後のスカイフは砥粒の表面が揃っていないため、前(粗)加工に使用すると良い。研磨作業の反復によって砥粒に摩滅が生じた箇所は仕上げに使用する。
- ・研磨能率が低下した領域は使用せず、研磨する場所を変える。
- ・スカイフ全面が摩滅砥粒の領域になったら、スカイフ表面を切削加工で除去し、新たな表面で作業を開始する。
- ・単結晶ダイヤモンド工具研磨においては、ダイヤモンドの結晶方位によって研磨効率に差が出る。研磨能率向上のためには、ダイヤモンドの結晶方位の見極めが必須である。
- ・研磨中にダイヤモンドは高温になるため、水をかけて冷却することがある。

4. 加工実験

本工実験では、ガラス加工に用いるバインダレス cBN 工具の成型を目標とし、ガラスの延性モード切削に関する研究をすすめる。そのため、基礎的な加工現象の把握として今年度は製作した力センサ内蔵真空チャックによる切削力の測定、切削温度の測定、およびスカイフによる工具研磨を行った。

4.1 切削力の測定

製作した新型力センサ内蔵真空チャックを使用し、フライカット時の切削力を測定した。工作物にはソーダ石灰ガラス(顕微鏡用スライドガラス)を使用し、工具には超硬合金を用いた。

フライカットには工具の回転方向と工作物の送り方向の組み合わせによって、アップカット(図

4.1 参照)とダウンカット(図 4.2 参照)の2種類の加工方法がある。アップカットでは、切込み量はゼロから始まり、工具回転と送りによって切取り厚さが増加して行く。一方、ダウンカットでは逆に切取り厚さは工具回転と送りによって減少して行く。また、アップカットでは工具が工作物から離れる際に工作物には引張り応力が発生する。硬脆材料の加工では、この引張り応力によってクラックが誘発されることがある。ダウンカットでは工作物に引張り応力が発生することはないが、加工開始直後が最も厚い切取り厚さとなるため、工作物へ衝撃的に切削力が加わる。切削力の測定によってアップカットとダウンカットの特徴・相違点を明確化し、加工目的・形状に適した加工方法を選定するための有効な情報とする。

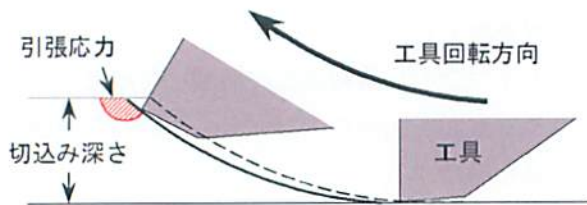


図 4.1 アップカット

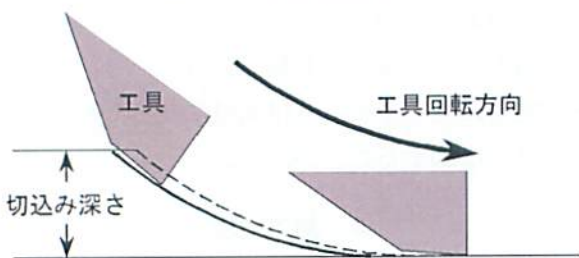


図 4.2 ダウンカット

4.1.1 切削力測定実験 ソーダ石灰ガラスを主軸回転数 $1,000\text{min}^{-1}$ 、送り速度 2mm/min 、超硬合金工具(K10)、湿式(極圧潤滑皮膜剤塗布)、切込み深さ約 $0.5\mu\text{m}$ の条件で切削実験を行い、切削力を測定した結果を図 4.3 に示す。この図では比較を容易にするため、アップカットとダウンカットの結果を重ねて記入した。アップカットは紺色(Y方向切削力)と水色(X方向切削力)である。ダウンカットは赤(Y方向切削力)とオレンジ(X方向切削力)である。Y方向、X方向共にダウンカットの方が大きな値を示している。

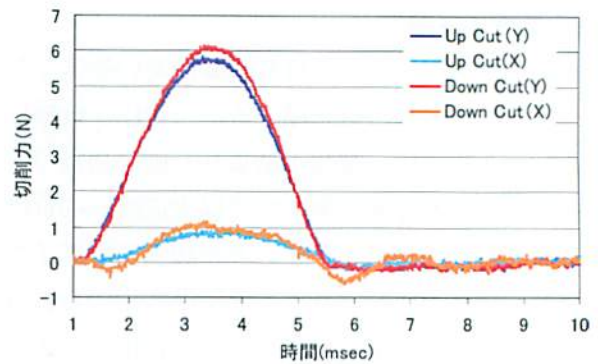


図 4.3 切削力波形

図 4.4 は図 4.3 のアップカットを抽出した切削力波形である。この波形を観察すると、Y 方向切削力が上昇した後、X 方向が遅れてなだらかに上昇していることが確認できる。アップカットの切込みは図 4.1 に示すように 0 から始まり徐々に切取り厚さが増加する。そのため、図 4.4 のような X 方向の切削力波形が得られたと考える。

一方、図 4.5 に示したダウンカットの切削力波形では、Y 方向切削力の上昇直後に X 方向切削力が負になっている。ダウンカットでは加工開始直後に最も切取り厚さが厚くなり、送りと同じ方向に工具が回転する。そのため、工具の回転によって送り方向に引き込む力が発生し、このような波形が得られたと考える。

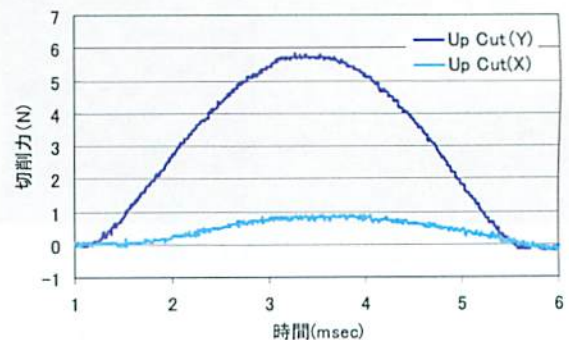


図 4.4 切削力波形(アップカット)

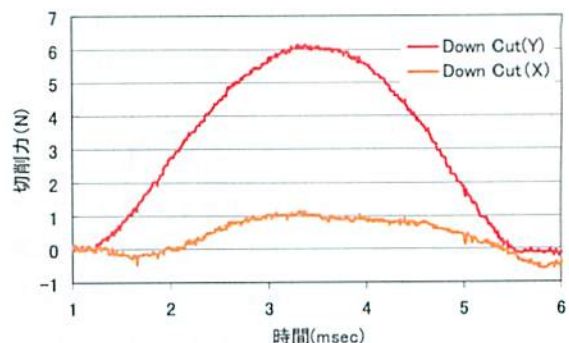


図 4.5 切削力波形(ダウンカット)

4.1.2 切削力のベクトル合成 Y 軸方向の切削力と X 軸方向の切削力をベクトル合成し、工具先端から工作物に作用する切削力の方向を確認した。切削力のベクトル図は工具の回転角に応じて配置し、加工開始直後と終了直前は細かく分割して作図した。図 4.6 にはアップカット、図 4.7 にはダウンカットを示す。アップカット、ダウンカット共に、背分力に相当する成分(切削力)が大きいことが確認できる。

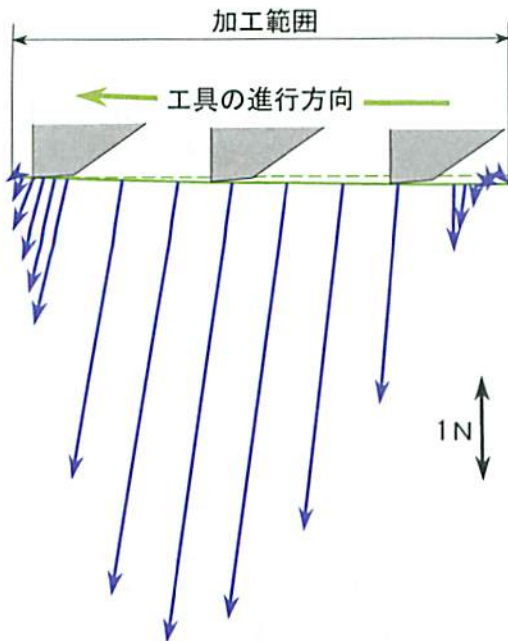


図 4.6 アップカットの切削力(ベクトル合成)

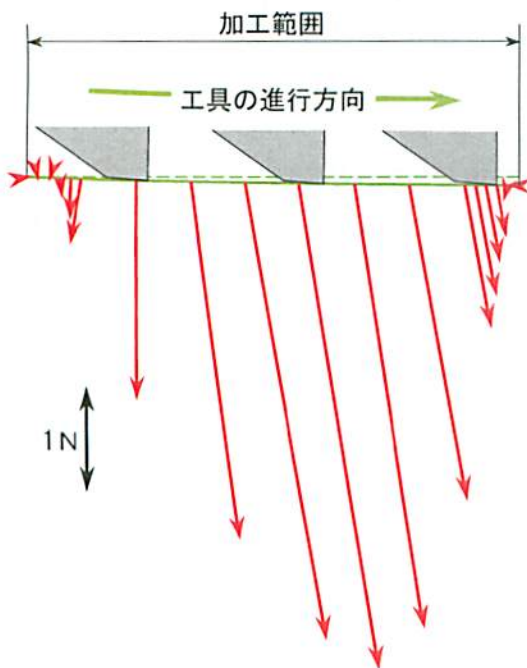


図 4.7 ダウンカットの切削力(ベクトル合成)

力センサ内臓真空チャックを製作したことにより、切削力を高分解能で計測することができた。その結果、アップカットとダウンカットでは波形が異なり、加工メカニズムも切削力波形から解析することが可能となった。

4.2 切削温度の測定

加工現象の把握において、切削温度の測定は必須である。切削温度とは、切削時に発生した熱が切りくずや工具、被削材の温度を高めると同時に外部へ逃げ、それらが均衡した状態の温度のことである¹⁸⁾。

切削熱の発生原因は大きく分けて以下の3つの領域である。

- 1) せん断面(せん断領域)でのせん断変形エネルギー
- 2) 工具すくい面と切りくずとの摩擦
- 3) 工具逃げ面と仕上げ面との摩擦

また、切削条件と切削温度(θ)の関係では、切削速度 V と切削厚さ h が最も大きな影響を与え、以下の実験式が多くの実験から求められている¹⁹⁾。

$$\theta \propto V^{0.5} h^{0.3} \quad (1)$$

固体が他の個体の表面をすべるとき、摩擦力はそれを妨げるように働き、その仕事の大部分は接触面で熱に変わる。丸棒の先端が平板上を速度 V cm/sec ですべるとする。そのときの摩擦仕事はすべて熱になるとすると、発生熱量 Q (cal/sec) は以下の式で表せる²⁰⁾。

$$Q = \frac{\mu W g V}{J} \quad (2)$$

- μ : 動摩擦係数
- W : 丸棒にかかる荷重
- g : 重力加速度
- J : 仕事の熱当量

速度 V 、半径 a で摩擦(接触)している二つの物体(1, 2)が定常状態に達していると仮定する。その接触点温度を T 、両物体温度を T_0 とすると、以下の式が成り立つ²⁰⁾。

$$T - T_0 = \frac{\mu W g V}{4aJ} \frac{1}{k_1 + k_2} \quad (3)$$

- k_1 : 物体 1 の熱伝導率
- k_2 : 物体 2 の熱伝導率

物体1が石英ガラスの光ファイバとすると、物体2は切削工具となる。切削工具の熱伝導率は、超硬合金(WC)が121(W/m・k)、cBNが1,300(W/m・k)である⁸⁾。石英ファイバの切削において、バインドレスcBN工具と超硬合金工具の切削温度を比較すると、(3)式より切削温度は超硬合金工具の方が高くなる。そのため、超硬合金工具を使用することにより、赤外線センサが感知する赤外線の受光量が豊富になる。そのため、切削温度測定の確実性が高まると考える。

ガラスのフライカットにおいても切削温度の測定は重要であるため、昨年度はファイバ式赤外線温度センサ(図3.10)を用いた切削温度測定を試みた。しかしながら、フライカット中の切削温度は検知することができなかった。原因は赤外線放射温度計の標的サイズが0.3mmのため、工具通過時間が短いために温度計の応答時間(1msec)では検知ができなかった(図4.8参照)。今年度は検出方法を変更し、切削温度測定を試みる。

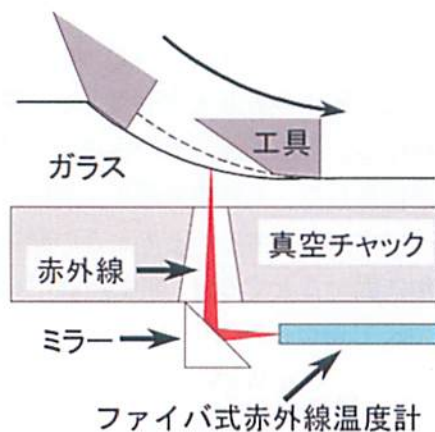


図 4.8 昨年度行った切削温度の測定方法

4.2.1 切削温度測定方法 ファイバ式赤外線放射温度計の応答時間が不足しているため、フライカット工具の法線方向からの温度測定では検知ができない。そのため、フライカット工具の接線方向から温度を測定する手法が必要となる。しかしながら、被削材となるガラス内部の切削部分に赤外線放射温度計の標的を合わせることは困難である。そのため、石英ガラスファイバをフライカットによって切削し、ファイバ内を伝達する赤外線によって切削温度を測定する方法を考案した(図4.9参照)。昨年度購入したファイバ式赤外線放射

温度計に使用されている光ファイバは、FCコネクタを介してセンサに接続する。端面にFCコネクタが接続されている光ファイバは市販されており、長さなどを指定して購入が可能である。その市販の光ファイバを赤外線温度計へ接続し、他方を切削する。光ファイバ切削時に発生した赤外線は、ファイバを透過して赤外線温度計に到達する。以上の方法で切削温度の測定が可能になると考えた。フライカットにはアップカットとダウンカットの2種類の加工方法があり、切削力の加わる方向が異なる。石英ファイバに加わる切削力は、ダウンカットでは引張りと押し付ける方向に加わるが、アップカットではその逆となる。実験に使用する石英ファイバは直径が125 μ mなので剛性が低いため、把持剛性(固定力)は切削力に耐える必要がある。ダウンカットは石英ファイバを固定する治具の方向へ切削力が加わるため、アップカットより石英ファイバの切削に適していると考えられる。

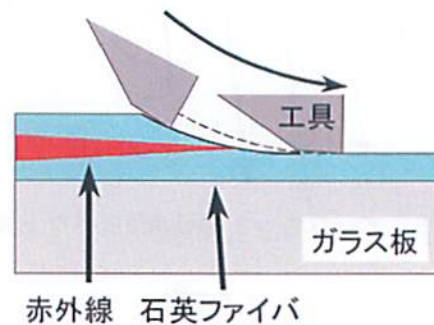


図 4.9 石英ファイバ切削による切削温度測定

4.2.2 温度計測確認実験 切削温度の測定に用いる切削用の石英ファイバは、長さ50mの石英系マルチモードファイバである。この石英ファイバの寸法は、直径が125 μ m、コア径が50 μ mである。また、石英ファイバの片端面には赤外線温度計に使用可能なコネクタ(FCコネクタ)を装着している。購入した石英ファイバを赤外線温度計に接続し、ファイバ内を透過する赤外線によって温度計測が可能か実験を行った。熱源には半田ごてを使用した。温度計の感度を上げるために放射率を0.1に設定し、実験を行った。はじめに赤外線温度計に接続している光ファイバを用いて半田ごての温度(730 $^{\circ}$ C)を測定し、切削用石英ファイバで同様に半田ごての温度(386 $^{\circ}$ C)を測定した。測定され

た温度には差があるが、校正を行えば問題はない。また、切削用石英ファイバを赤外線が伝達し、温度の測定が可能であることを確認した。

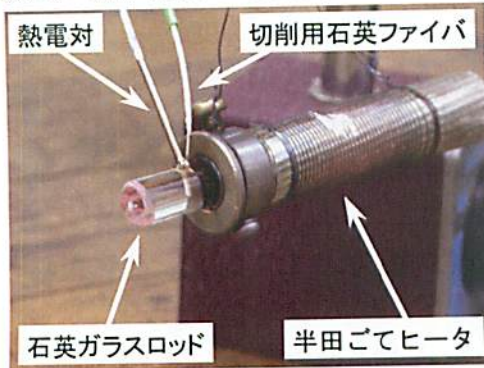


図 4.10 半田ごてヒータによる石英ガラスロッドの加熱と温度測定

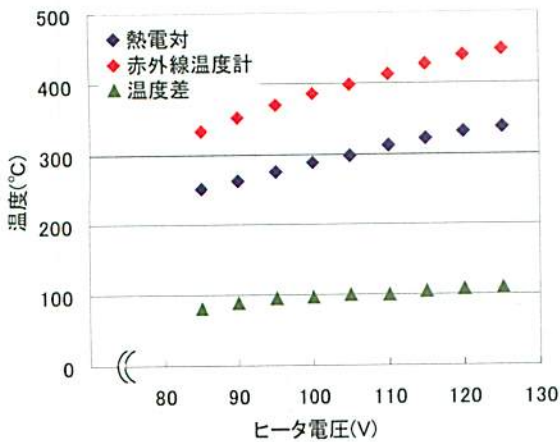


図 4.11 熱電対と赤外線温度計の測定値

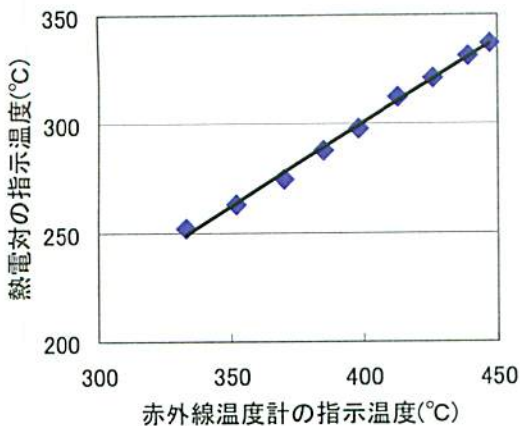


図 4.12 熱電対と赤外線温度計の指示温度

切削実験を行う前には石英ガラスの放射率測定、切削実験用ファイバの校正が必要である。そのため、半田ごて用ヒータによって石英ガラスを加熱し、熱伝対温度計と同時に温度測定を行いながら放射率測定、切削実験用ファイバの校正を行う。熱電対と赤外線温度計に装着した切削実験用フ

アイバを用いて石英ロッドの温度(同時・同一箇所)を測定し、測定値から校正値を得る。半田ごてヒータの中に直径 8mm の石英ガラスロッドを挿入し、加熱した。半田ごてヒータへは単巻き変圧器を利用して印加電圧を調整(85~125V)し、温度を変化させた。石英ガラスロッドには直径 1mm、深さ 5mm の穴を開け、同時・同一箇所での温度測定が可能になるよう熱電対先端と切削実験用ファイバを差込んだ(図 4.10 参照)。測定結果を図 4.11 に示す。熱電対より赤外線温度計(切削実験用ファイバ)による測定値の方が約 100°C 高い値を示している。この温度差から校正値を算出すれば、石英ガラスファイバの温度を得ることが可能となる。図 4.12 に熱電対指示温度と赤外線温度計の指示温度を示す。測定した温度の範囲内では直線性が高く、この線の傾きから石英ガラスファイバによる測定温度(切削温度)の校正ができる。

4.2.3 切削温度測定実験 切削実験に使用する石英ファイバの直径は 125 μm である。この直径ではフライカットを行うための機械的な固定は不可能であるため、スライドガラスへ接着して真空チャックへ固定した。石英ファイバとスライドガラスの接着には、化学反応形接着剤(瞬間接着剤、エポキシ系接着剤)を使用した。

4.2.3.1 Z 軸方向切削 フライカットの被削材は X 軸側面に取り付け、X 軸を移動させて加工を行う。そのため、石英ファイバは X 軸の移動方向と平行にスライドガラスへ接着する必要がある。しかしながら、実現が困難なため工具を Z 軸方向に主軸を移動させて石英ファイバの切削を試みた。Z 軸方向の工具移動であれば、光ファイバの接着には精度が要求されない。接着には瞬間接着剤を使用した。加工条件を表 4.1 に示す。

表 4.1 石英ファイバの加工条件(Z 軸方向)

主軸回転数	500 min^{-1}
送り速度	0.2 mm/min (0.4 $\mu\text{m}/\text{rev}$)
加工方向	ダウンカット
切削油剤	乾式

直径 125 μm の石英ファイバを工具が横切る時間は、 $0.125 \div (0.2 \div 60) = 37.5$ (秒) である。工具が

ファイバを横切る間に回転する回数(切削回数)は、 $37.5 \times (500 \div 60) = 312.5$ 回。切削温度のデータ取得には十分な回数である。また、1回の切込みでファイバが切削される時間は、ファイバを切削する回転角とその角度を通過する回転速度から算出する。まず、直径 $125 \mu\text{m}$ の石英ファイバを切削する回転角は、工具の回転半径が 19mm であるから $\cos^{-1}(19 - 0.125) / 19 = 6.576(^{\circ})$ となる。次に、回転角 6.576° を通過する時間は $(6.576 \div 360) \div (500 \div 60) = 0.0022$ (秒)。石英ファイバを切削する時間は 0.0022 秒なので、ファイバ式赤外線温度センサの応答時間 (0.001 秒) で測定可能な切削時間である。表 4.2 に上記の計算式から切削時間を求めた結果を示す。コアは石英ファイバの中心部分に存在し、光が通過する屈折率の高い部分である。クラッドはコアと同軸の外周で、屈折率の低い部分である。

表 4.2 石英ファイバの切削時間と主軸回転数

	切削時間(sec)	回転数(min^{-1})
コ	0.00277	250
ア	0.00139	500
	0.00092	750
	0.00069	1,000
ク	0.00438	250
ラ	0.00219	500
ツ	0.00146	750
ド	0.00110	1,000

赤外線温度計で検出可能な加工条件(主軸回転数)は、コアの部分では 500min^{-1} 、クラッドでは $1,000\text{min}^{-1}$ であることが分かる。

切削実験は、力センサ内蔵真空チャックにスライドガラスを吸着させ、そこに接着した石英ファイバをフライカットした。切削時に発生する赤外線は、切削力と同期して発生すると考えられる。そのため、切削温度となる赤外線温度計のアナログ出力は、切削力をトリガにして USB デジタルストレージオシロスコープから PC ヘデータを取得することにした。

赤外線温度計で温度測定を行うためには被測定物の放射率(0~1)を設定する必要がある。石英ガラスの光ファイバから発生する赤外線(切削温度)

を測定するので、温度計の放射率は取扱説明書に記載されているガラスの値(0.94)に設定した。

石英ファイバの切削を行ったが、切削力の検出中(光ファイバ切削時)に温度計からの出力は検出できなかった。Z軸方向の送りでは、石英ファイバは側面から加工される。石英ファイバを固定している接着剤も同時に切削されるため、加工の進展に伴って固定力は低下する。そのため、石英ファイバが剥離したと考えられる。したがって、加工方向を変更することにした。

4.2.3.2 X軸方向切削 切削温度を測定するため、X軸方向への加工を試みた。光ファイバをX軸と平行にガラス板などに接着するためには、治具またはガイドが必要となる。被削材をX軸に取り付けてZ軸固定で直線溝をフライカットすると、X軸と平行な溝を掘ることができる。この溝をガイドとして利用すれば、X軸の移動方向と平行に光ファイバを接着することが可能となる。以上の方法でスライドガラスへ溝をフライカットし、その溝の中に光ファイバを接着した。

物体の温度を赤外線温度計で測定する際、放射率を1に設定すると最も低い温度を示し、放射率の値が小さくなると高い温度を示す。したがって、放射率を小さくすると感度が上昇することになる。4.2.3.1では放射率をガラスの0.94に設定し、温度計からの出力測が得られなかった。X軸方向切削では、超硬合金工具(光沢金属:0.05)の放射率に設定して感度を高めることにした。

光ファイバのフライカットでは、主軸回転数 500min^{-1} 、送り速度 $1\text{mm}/\text{min}$ の加工条件で開始した。しかしながら、赤外線温度計の出力が得られないため、回転数と送り速度を低下させて工具と光ファイバの接触時間が増加するように変更した。 250min^{-1} 、 $0.3\text{mm}/\text{min}$ の切削条件で得たデータの例図 4.13 に示す。図中の切削力には、石英ファイバの切削力だけではなく、接着剤(エポキシ系)の切削力も含まれている。前半の切削力は、直径が $125 \mu\text{m}$ の石英ファイバの加工で発生するために出力が低い。後半の切削力はガラス板の切削力(前加工の切残し)となるので、高い出力が検出されている。しかしながら、赤外線温度計の出力(図中赤線)には変化がなく、切削温度の検出はできなかった。

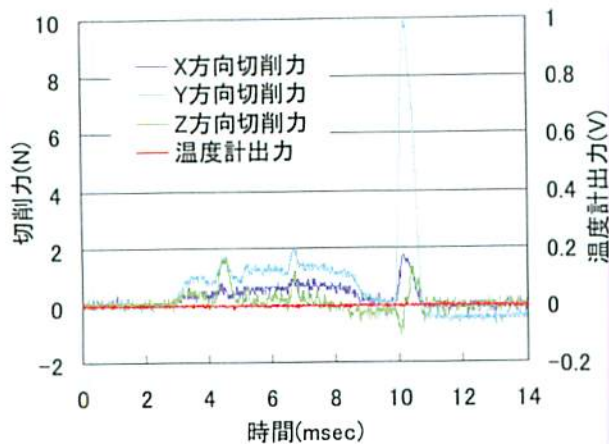


図 4.13 切削力と赤外線温度計の出力(1)

切削温度の計測では、赤外線温度計の応答時間(1msec)で十分対応できるように切削時間が長くなる条件で実験を行った。しかしながら、切削温度が検出されないため、発生熱量(切削温度)を高める条件に変更することにした。前述の(1)、(2)式によれば、切削速度(摩擦速度)の上昇は切削温度(摩擦温度)を上昇させることになる。表 4.2 の計算結果では主軸回転数 $1,000\text{min}^{-1}$ ならば赤外線温度計の応答時間で検出可能となる。したがって、主軸回転数を増加させ、加工実験を行った。主軸回転数 $1,000\text{min}^{-1}$ 、送り速度 $1\text{mm}/\text{min}$ での実験結果を図 4.14 に示す。前加工からの切込み量を $5\mu\text{m}$ 減少させ、切り残しによる切削力の低下を図った。1N 程度のファイバ加工の切削力(前半)と切り残しによる切削力(鋼板)が検出されているが、温度計出力は検出できなかった。ファイバの直径が $125\mu\text{m}$ と微小なために切削熱の発生が少なく、赤外線温度計では検出できなかったと考える。

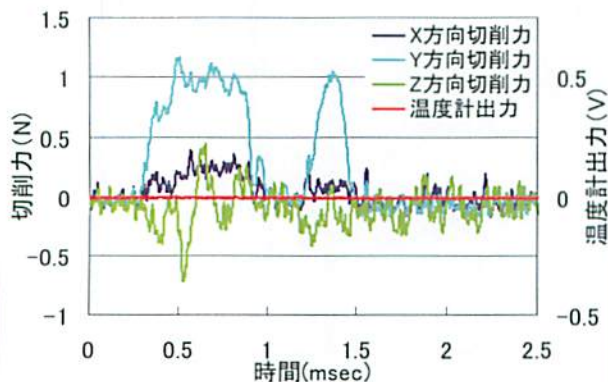


図 4.14 切削力と赤外線温度計の出力(2)

石英ファイバ切削による切削温度の測定は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)では検出できなかった。切削温度の測定は加工現象の解明には重要である。センサの変更など実験方法を見直し、石英ファイバ切削による切削温度の計測を引き続き試みて行きたいと思う。

4.3 スカイツによる工具研磨

スカイツ盤を使用し、超硬合金工具(K10)、単結晶ダイヤモンド、バインダレス cBN 工具の研磨を行った。超硬合金工具とバインダレス cBN 工具は逃げ面を研磨した。単結晶ダイヤモンドはダイヤモンド角柱(住友電工製 PD1540KK)を使用し、角柱の端面に 30° の面取りを施した。スカイツ盤の回転数は約 $1,400\text{min}^{-1}$ ($880\text{m}/\text{min}$)、 $\#1,000$ のダイヤモンドペーストをオリーブ油で希釈してスカイツ表面に塗布した。塗布後はオイルストーンを用いてスカイツ表面に埋め込む作業を行った。工具研磨面の表面粗さは非接触三次元測定装置(三鷹光器 NH-3SP 改)を使用し、研磨方向に対して直角方向および平行方向の測定をした。結果を表 4.3 と図 4.15 に示す。

表 4.3 スカイツ研磨による表面粗さ(μm)

工具材料	表面粗さ(Ra)	
	直角方向	平行方向
単結晶ダイヤモンド	0.00386	0.00239
超硬合金(K10)	0.03248	0.01255
バインダレス cBN	0.10227	0.15804

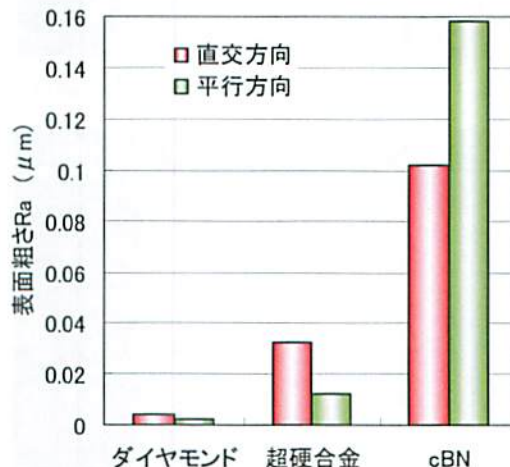


図 4.15 スカイツ研磨による表面粗さの比較

表面粗さは単結晶ダイヤモンド、超硬合金、バインダレス cBN の順となった。加工面の表面粗さの測定方向は、研磨方向(加工方向)と直角では砥粒による加工痕を横切る。そのため、砥粒の大きさ・砥粒間隔の影響を強く受け、一般的に平行方向より測定値が大きくなる。一方、研磨方向と平行に測定すると加工痕の影響は受けなため、測定値は直交方向より低下する。単結晶ダイヤモンドと超硬合金の研磨面では、研磨方向と平行の表面粗さが良好な値となっている。しかしながら、バインダレス cBN では逆の結果となった。

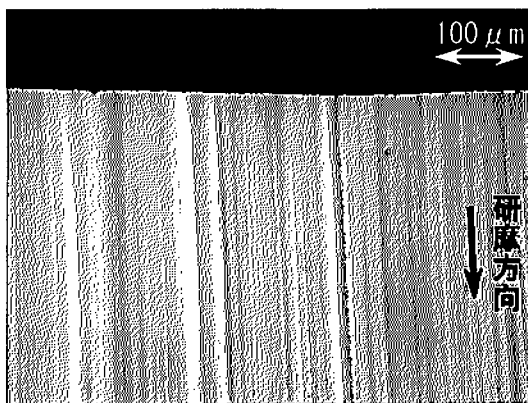


図 4.16 単結晶ダイヤモンド研磨面の光学顕微鏡像

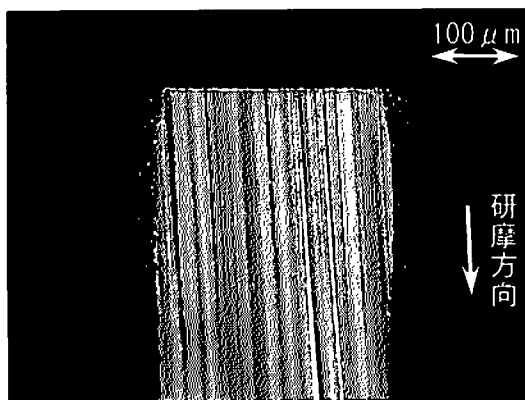


図 4.17 超硬合金研磨面の光学顕微鏡像

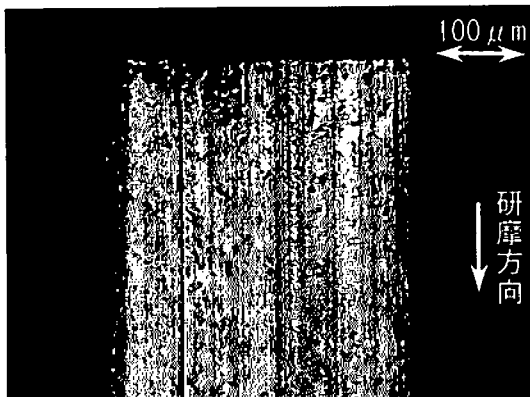


図 4.18 バインダレス cBN 研磨面の光学顕微鏡像

光学顕微鏡による研磨面の像を図 4.16 には単結晶ダイヤモンド、図 4.17 には超硬合金、図 4.18 にはバインダレス cBN、を示す。単結晶ダイヤモンドと超硬合金の研磨面には、研磨痕が見られるがクラックやチッピングは観察できない。バインダレス cBN でも研磨痕は観察できるが、加工面全体に空孔のようなものが観察できる。これが、表面粗さを低下させている原因と考えられる。そのため、バインダレス cBN の研磨面を電子顕微鏡 (SEM) で観察することにした。

図 4.19 はバインダレス cBN 工具を逃げ面方向から観察した像である。逃げ面部分の研磨痕は、光学顕微鏡では明瞭に観察できたが SEM では不鮮明である。撮影倍率を 500 倍に変更し、研磨面を観察した像を図 4.20 に示す。研磨痕と共に空孔と思われるものが観察できる。さらに倍率を拡大し、1,000 倍で撮影した像を図 4.21 に示す。研磨面表面には空孔が鮮明に観察できる。この空孔はスカイフ研磨によって発生したのか、材料中に存在しているものか、確認する必要がある。そこで、スカイフ研磨を行っていない箇所を観察することにした。図 4.22 は工具逃げ面でスカイフ研磨を行っていない箇所の観察像(1,000 倍)である。図 4.21 に見られるような空孔は観察できない。さらに倍率を 3,000 倍に拡大した像を図 4.23 に示す。微細な凹凸が一様に存在している表面であることが分かる。スカイフ研磨によって凸部が消滅し、凹部が残留して空孔となった可能性もある。研磨方法を変更し、バインダレス cBN の表面状態を確認する必要がある。

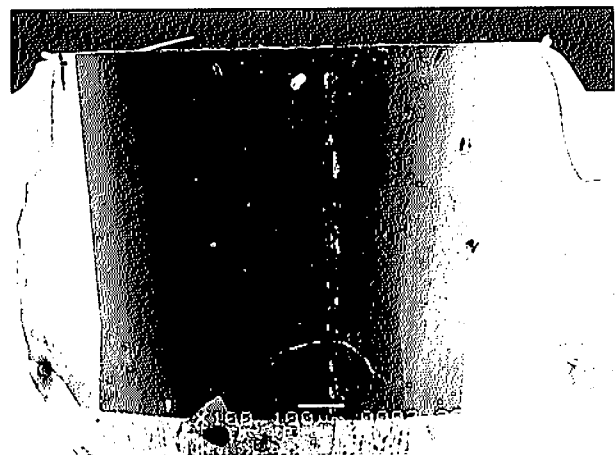


図 4.19 バインダレス cBN 工具の逃げ面 SEM 像

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。

- ・力センサ内蔵真空チャックを製作し、切削力の測定を行った。その結果、加工開始時の X 方向切削力はアップカットとダウンカットでは方向が異なっており、ダウンカットでは工具回転による工作物送り方向への力が計測されていた。
- ・切削温度の測定では、ファイバ式赤外温度計へ石英ファイバを FC コネクタで接続し、その石英ファイバを切削する手法を考案した。しかしながら、ファイバ式赤外温度計の能力(応答時間と計測温度)では切削温度の測定ができなかった。
- ・単結晶ダイヤモンド、バインダレス cBN、超硬合金をスカイフ研磨した。研磨面の表面粗さはダイヤモンドが最も高く、次いで超硬合金、バインダレス cBN の順であった。
- ・バインダレス cBN のスカイフ研磨面には、電子顕微鏡(SEM)観察で空孔が確認された。この空孔の発生原因を確認する必要がある。

謝 辞

本研究は、財団法人 JKA の競輪補助金を受けて実施したものであり、ご支援いただいた関係各位に深く感謝いたします。

参考文献等

- 1) 大久保博行, 北野信延明, 櫻村誠一: 石英ガラスの高精度微細加工技術およびその応用, 日立電線, 工学技術研究誌, 2006-1, No25
- 2) 飯塚 保, 浅倉 豊: 硬脆材料の超精密加工に関する研究, 加工技術高度化に関する研究, KSK-GH19-3, 2008, 9
- 3) 超精密加工編集委員会: 超精密加工の基礎と実際, 日刊工業新聞社, 2006, 52
- 4) 横川和彦, 横川宗彦: 研削加工のすすめ方, 工

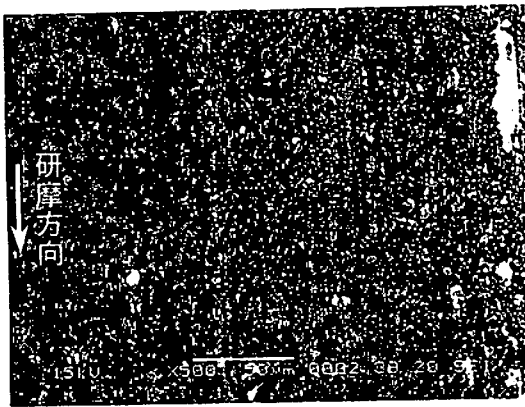


図 4.20 バインダレス cBN 研磨面の SEM 像

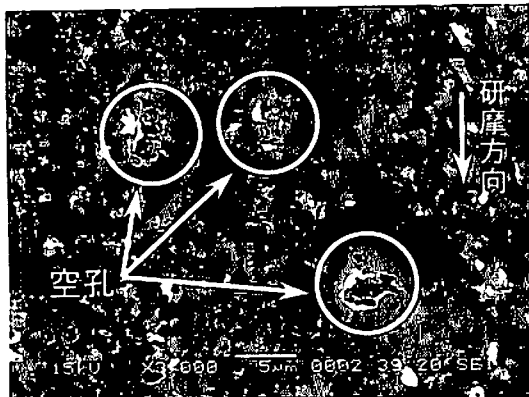


図 4.21 バインダレス cBN 研磨面の SEM 像

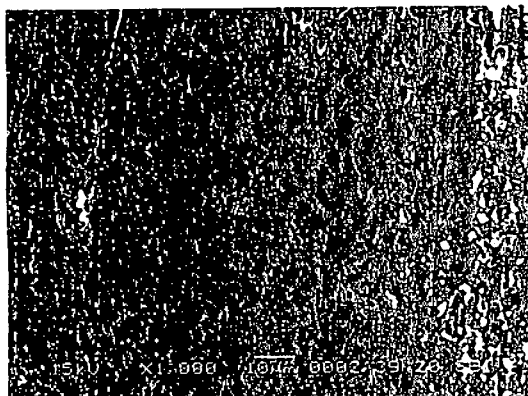


図 4.22 バインダレス cBN 非研磨面の SEM 像

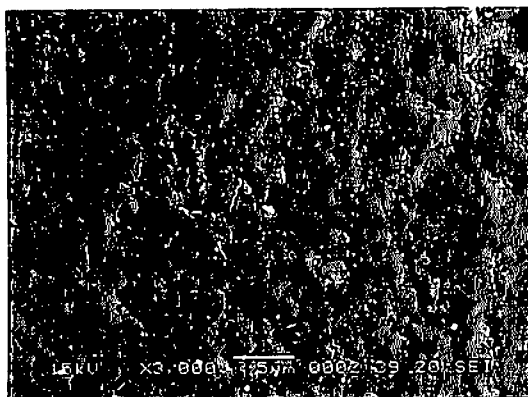


図 4.23 バインダレス cBN 非研磨面の SEM 像

- 業調査会, 1992, 156
- 5) ダイヤモンド工業協会: ダイヤモンド工具マニュアル, 工業調査会, 1979, 48
- 6) 角谷 均: 世界で2番目に硬い物質の実用化, 日本機械学会誌, 103, 979, (2000), 370
- 7) ダイヤモンド工業協会編: ダイヤモンド技術総覧, NGT出版, 2007, 46
- 8) 三菱マテリアル(株): 総合カタログ 2006-2008, F031
- 9) 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
- 10) 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
- 11) 飯塚 保, 上野 滋, 森田 昇: ガラス切削が可能な超精密旋盤の開発, 型技術ワークショップ 2009 in 金沢講演論文集, A-7
- 12) J. France, J. W. Roblee, K. Modemann: Dynamic characteristics of the Lawrence Livermore National Laboratory Precision Engineering Research Lath, PRECISION ENGINEERING, 13, 3 (1991) 196
- 13) 今橋孝弘: 宝石の加工, 加工技術データファイル第9巻別刷, (財)機械振興協会技術研究所, 1986, 79
- 14) 岩井 学, 鈴木 清, 植松哲太郎, 安永暢男, 三宅正二郎: ダイヤモンドの高速摺動研磨法の研究: 第1報: 単結晶ダイヤモンドの研磨への適用, 砥粒加工学会誌, 46(2), 82-87, 20020201
- 15) 安永暢男: ダイヤモンドの熱化学加工, 砥粒加工学会誌, 46(1), 17-20, 20010101
- 16) 宮沢 肇, 村川正夫: ダイヤモンドのレーザ加工, 砥粒加工学会誌, 46(1), 21-24, 20020101
- 17) 宮本岩男, 谷口 淳: ダイヤモンドのイオンビーム・電子ビーム加工, 砥粒加工学会誌, 46(1), 26-28, 20010101
- 18) 横山哲男: モノづくりのための切削加工, 日刊工業新聞社, 2007, 100
- 19) 安永暢男, 高木純一郎: 精密機械加工の原理, 工業調査会, 2002, 72
- 20) バウデン・テイバー: 固体の摩擦と潤滑, 丸善, 1978, 46
-

< 研 究 >

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^{*1}

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

Kiyoshi TANAKA

1. はじめに

ヒートパイプのルーツを探ってみると、1942年に米国オハイオ州にあるG. M社のR. S. Gauglerが特許出願した「Heat Transfer Device(熱輸送装置)」がヒートパイプに関する文献第1号であることがわかる。このヒートパイプは冷凍機への応用を目的としており、蒸発部を凝縮部より上の方へ設け、液体に対し余分な仕事をせず、凝縮部から蒸発部へ液体を戻すというものであったが、当時の米国では実用化されなかった。

1963年に米国原子力委員会(AEC)が出願した「Evaporation-Condensation Heat Transfer Device(蒸発-凝縮の熱輸送装置)」の中で「Heat Pipe(ヒートパイプ)」という名前が初めて使われている。ここでいうヒートパイプは、本質的にはGauglerの特許と同一の伝熱素子であるが、構造的にはパイプ内部の蒸気通路の断面積を一層大きく設定し、機能的には作動温度範囲をはるかに広げた点で異なっている。現実には、GroverはGauglerとは関係なくヒートパイプを発明し、その実用化に成功したのだった。そのGroverはニューメキシコのLos Alamos研究所のヒートパイプ研究所でヒートパイプ研究チームを指導し、その研究業績を学会誌に発表している。この研究所では、人工衛星用ヒートパイプの研究に注力しており、得られた研究成果を基に製作した水-ステンレス鋼ヒートパイプを搭載した宇宙船が初めて打ち上げられたのが1967年であった。そしてヒートパイプは計画通り良好に作動した。

Los AlamosのT. P. Cotterはヒートパイプ内部の蒸気流と作動流体の流れ、そして、その流れによって生じる熱移動に関する理論解析を行い「Theory of Heat Pipe(ヒートパイプの理論)」とい

う論文を発表している。この論文は後に続くヒートパイプ研究者によって読み継がれており、良き入門書としての役割を今でも果たしている。

ヨーロッパでは、英国原子力発電所が熱電子発電装置に高温用ヒートパイプを使うことを目的に研究を開始した。また、イタリアのIspra(Joint Nuclear Research Center)でも同じ目的で研究を始めていた。このIspraでは、C. A. Busseが中心になって高温度(1,600~1,800°C)で作動するヒートパイプの寿命の研究を行ってきた。Ispraの研究業績は、急速に進展し、同研究所は現在まで、引き続きヨーロッパでのヒートパイプ研究の中心的存在になっている。しかし、ドイツのIKE、フランスの核研究所、イギリスのReading大学、IRD社、オランダのESROらの貢献も見逃すわけにはいかない。このように初期の研究は宇宙船への適用を中心に進められてきたのである。

ヒートパイプを初めて商品化したのは、米国のRCA社であり(1966年)、これを契機としてヒートパイプは、世界各国で地上用各種機器の冷却、または均熱化に使用されるようになった。

ヒートパイプ研究の進展ならびに広範囲な用途開発を背景として、国際ヒートパイプ学会(IHPC)が開催されている。現在、日本のヒートパイプは世界のトップレベルにある。そして、ヒートパイプの応用分野は人工衛星をはじめとして、廃熱回収用熱交換器、電気装置・電子素子の冷却、音響機器の冷却、太陽熱や地熱の有効利用、プラスチックモールド用金型の冷却、工作機械の主軸冷却、包装機械、厨房機器、電力ケーブルの冷却、モーター冷却、ブレーキの冷却、エンジン冷却など広範囲にわたっていて、今後より一層の進展が期待されている。

しかし、ヒートパイプは熱輸送量が100W・m程

*1 技術協力センター

度と小さく、さらに駆動力にウィックの毛細管力を利用しているために重力の影響を受けやすく、トップヒートモードでの利用に限界があった。この限界を克服するものとしてループヒートパイプ(LHP: Loop Heat Pipe)とキャピラピポンプループ(CPL: Capillary pumped Loop)の研究が行われている。

1980年代から、大容量の熱輸送素子として毛細管駆動型二相流体ループ(CPL)の研究開発が欧米でなされてきた。CPLは、蒸発器、凝縮器、リザーバ、及びそれらを連結する配管(液管、蒸気管)と作動流体とから構成されている。毛細管力を発生するウィックは蒸発器のみに内蔵され、凝縮器と配管は基本的には平滑管である。

欧米でのCPL開発とほぼ平行して、旧ソビエト連邦でも毛細管駆動型の二相流体ループの開発がなされてきた。当初は抗重力型ヒートパイプと呼ばれていたが、1980年代後半にループヒートパイプ(LHP)と改名された。LHPの構造的特徴は、リザーバが蒸発器と一体化され、熱・流体的に結合していることである。系の構成も、単一の蒸発器と凝縮器が基本となっている。

CPLやLHPは、ウィック等の構成要素の高性能化とともに、複数蒸発器/凝縮器構成とした大熱輸送量化や、凝縮器を蒸発器と同一形状にした双方向熱輸送化、電子機器内部の熱制御を目的とした小型化、そしてプロピレン等を作動流体とした低温領域での使用等、さまざまな分野への応用が進められている。

日本での研究は、宇宙利用関連での応用研究が主で人工衛星内部の電子機器の熱を人工衛星外部の放熱板に輸送する目的で研究が行われた。ひとつは、経済産業省が開発し2002年9月に打ち上げられた人工衛星「次世代型無人宇宙実験システム(USERS)」の実験ミッションとして搭載された「展開ラジエータ(CPDR)」の熱輸送手段としてCPLの開発が行われた。図1.1にCPDRの外観を示す。もうひとつは、宇宙航空研究開発機構が開発し2006年12月に打ち上げられた人工衛星「技術試験衛星VIII型きく8号(ETS-VIII)」の実験ミッションとして搭載された「展開ラジエータ(DPR)」の熱輸送手段としてLHPの開発が行われた。図

1.2にDPRの外観を示す。しかし、地上用を目的とした研究・開発は限られており、図1.3に示すMSI社の例があげられるのみである。この遊園地のループ型ジェットコースターのような形状は、従来のヒートパイプと一線を画するデザインである。MSIではこのユニークなヒートパイプを“CIRCU-PIPE(サーキュ・パイプ)”と呼び、CPUクーラーからのエアフローを利用して効果的な冷却をするとしている。このように地上用としての実用化研究は始まったばかりであり、今後の成果が期待されている状況である。

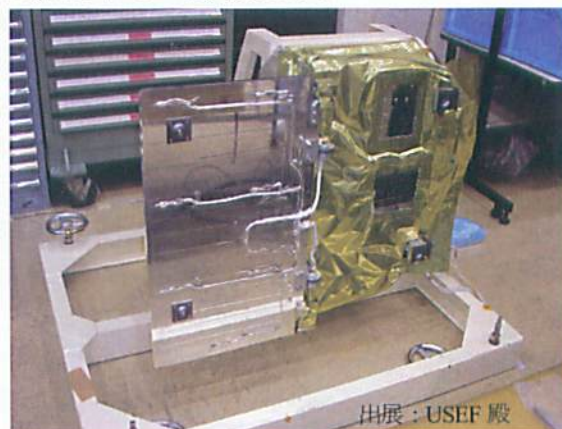


図 1.1 USERS 搭載 CPDR

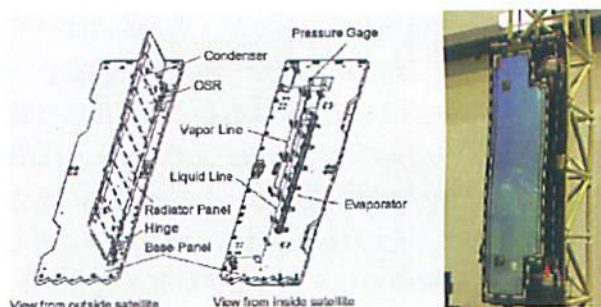


図 1.2 EVS-VIII 搭載 DPR

本報告においては、LHPの伝熱理論を構築するとともに、この理論を用いてある熱入力に対してのLHPの動作温度を予測し、LHPの最大熱輸送量を予測する「LHP設計ツール」の開発結果について述べる。

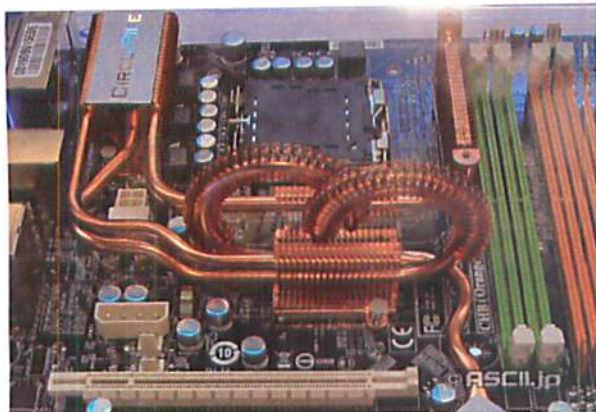


図 1.3 LHP による CPU 冷却

2. LHP の特徴

LHP の原理は HP(Heat Pipe)と同じで、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環流させるシステムである。図 2.1 に LHP の特徴を示す。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する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毛細管力により蒸発器にもどる。

LHP の温度制御は、蒸発器と一体となったアキュムレータ(コンペンセーションチャンバとも言う)により行われる。図 2.1 に示すように一系単一蒸発器、単一アキュムレータ、単一凝縮器の構成が基本となる。

LHP が基本的に HP と相違する点は、蒸気、液の流れが同一方向のため、気液流間の相互作用(飛散限界として現れる)がなく、ウィック部分が蒸発器のみと短いため、ウィック内を流体が流れる際の圧力損失が少なく、大量・長距離の熱輸送が可能であること。また、熱輸送距離の変化に対しては配管の長さやレイアウトを変えることに対応可能である。さらに、アキュムレータを付けることにより、ループ内温度を熱負荷の変化に対して一定に保つことである。

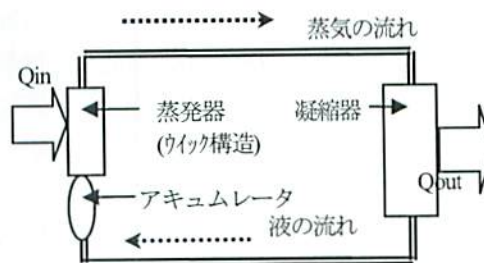


図 2.1 LHP の特徴

3. LHP の用途とその効果

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 $100\text{W}/\text{cm}^2$ 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まだ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^2 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、及びサーバーは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 の発熱量に対応可能とするための冷却技術として、有望である。

現在、IT 機器の省エネが大きな社会問題として浮上してきている。サーバーや通信設備の小型化により、データセンターでは、単位面積あたりの収納台数が増加している。そのため、機器駆動のための電力、さらに排熱を処理するための電力の二重の「エネルギー問題」が深刻化してきている。特に排熱は「IT 産廃」と言われるようになっている。

図3.1は、IT 機器の国内消費電力の予想を示したもので、データセンターの消費電力が、約半分を占めている。そのため、データセンターの機器駆動と排熱機器の省電力化が急務となっている。

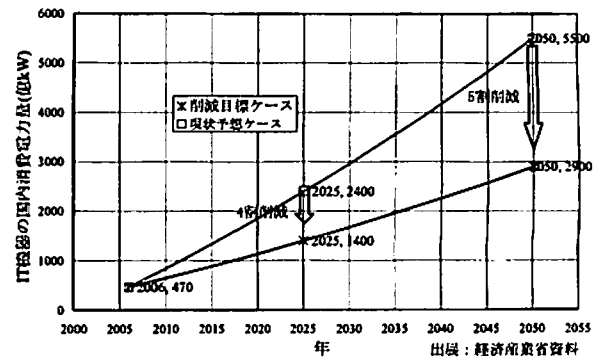


図3.1 IT 機器の消費電力予想

例えば、サーバー50 台程度の小規模のデータセンターで1サーバーに20ユニットあるブレードの空調をファン(4 台)から LHP に変えると約4,200kWh/年の省エネとなり、これは約84 軒分の家庭の年間の消費電力に相当し省エネ効果は大きいと考えられる。

4. LHP の設計

4.1 熱解析モデル

4.1.1 初期状態

LHP の蒸気管と液管が十分に断熱されており蒸発器に加えられた熱が、すべて凝縮器から放出されると仮定すると、無負荷状態で熱の移動があるのは蒸発器のみである。したがって、初期平衡状態は凝縮器温度によって決定されと考えられ、初期平衡状態での液量は以下の(4.1)式から求めることができる。

$$M_{ini} = \rho_{in} V_{ini} = \rho_c' V_{lini} + \rho_c'' V_{vini} \quad (4.1)$$

ここで、

$$V_{loop} = V_{lini} + V_{vini} \quad (4.2)$$

M_{ini} : 初期封入量(kg)

ρ_{in} : 封入液の密度(kg/m³)

ρ_c' : 凝縮器温度での飽和液密度(kg/m³)

ρ_c'' : 凝縮器温度での飽和蒸気密度(kg/m³)

V_{in} : 封入液の体積(m³)

V_{lini} : 初期状態での封入液の体積(m³)

V_{vini} : 初期状態での蒸気の体積(m³)

V_{loop} : LHP の全内容積(m^3)
である。

初期状態においては、LHP 内部に働く力はウィックの毛細管力のみであるため、まず蒸発器のウィックがすべて液で満たされ、次に液管が液で満たされ、残りの液で凝縮器の一部が満たされ、最後に LHP の残りの部分が蒸気で満たされていることになる。この状態での LHP 各部の蒸気・液の分布状態を図 4.1 に示す。

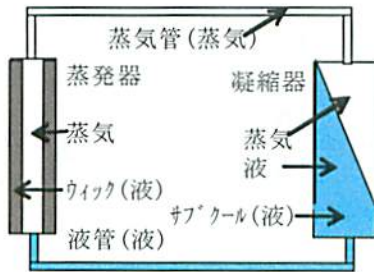


図 4.1 LHP 内蒸気・液の分布状態

4.1.2 最適封入量

上記で示した LHP の初期状態から最適封入量を求めることができる。最適封入量は(4.1)式に図 4.1 の各部の体積を考慮して以下の(4.3)式から求めることができる。

$$\begin{aligned} M_{ini} &= \rho_m V_{in} \\ &= \rho_c' V_{limi} + \rho_c'' V_{vini} \\ &= \rho_c' (V_c + V_l + V_{ew}) + \rho_c'' (V_{ev} + V_v) \end{aligned} \quad (4.3)$$

ここで、

- V_c : 凝縮器の体積(m^3)
- V_l : 液管の体積(m^3)
- V_{ew} : ウィック空孔部の体積(m^3)
- V_{ev} : 蒸発器蒸気部の体積(m^3)
- V_v : 蒸気管の体積(m^3)

である。

4.1.3 気液界面の後退

ウィック内部への液の供給は熱負荷の増加により多くなり、それとともにウィック内部での液の流れによる圧力損失が増加する。さらに、熱負荷が増加するとウィック先端部の蒸発面で湯きが生じ徐々にウィック内部にまで広がっていく。こ

の現象を「気液界面の後退」と定義し、その状態を図 4.2 に示す。

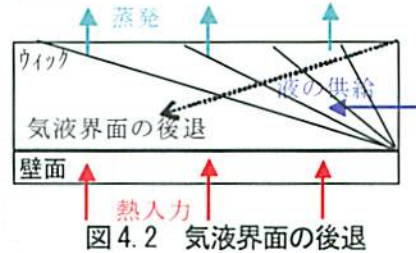


図 4.2 気液界面の後退

図 4.2 における気液界面の傾きは、熱入力、ウィック材質、ウィック長さ・厚さに依存すると考えられる。蒸発がウィック蒸発面で一様に起こると仮定した場合、最大熱負荷状態におけるウィックの実効長は式(4.4)により評価することができる。

$$l_{eff} = \int_0^{l_e} (x/l_e) = l_e/2 \quad (4.4)$$

ここで、

l_{eff} : ウィックの実行長(m)

l_e : ウィック全長(m)

である。

4.1.4 作動温度と圧力の計算

LHP の作動温度と圧力を求める性能予測計算を行うに当たって、以下の仮定を行った。

- (1)LHP の蒸発器と凝縮器以外は、外部と断熱されている
- (2)蒸発は、蒸発器内のウィック伝熱面で一様に起こる
- (3)LHP 内の蒸気は飽和蒸気である
- (4)作動液の温度は、冷却水温度と等しい(凝縮器で十分サブクールされる)

予測計算のフローチャートを図 4.3 に示す。手順は最初に、作動流体の種類、封入量、密度より封入流体の質量(m_{fill})を計算する。次に、冷却水温度(T_c)と熱入力(Q)を決める。次に、LHP の動作温度である飽和蒸気温度(T_{sat})と飽和蒸気圧力(P_{sat})を仮定し、その温度での蒸発潜熱(L)より以下①で示す方法により質量流量(\dot{m})を求める。次に、②で示す方法により凝縮器内での蒸気の凝縮長を求め、LHP 内の蒸気部容積と液部容積を確定し流体の全質量を求める。最後に、先で計算した質量が封入した質量に等しくなるまで飽和蒸気温度(T_{sat})を

仮定し直し繰返し計算を行う。こうしてある熱入力に対する LHP の飽和蒸気温度(T_{sat})と飽和蒸気圧力(P_{sat})が算出できる。

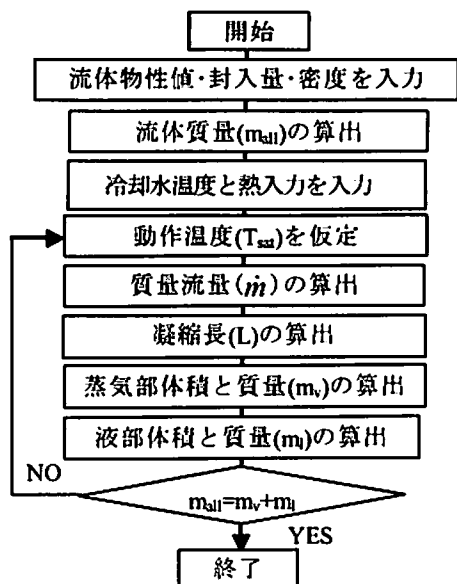


図 4.3 温度予測計算フローチャート

①質量流量の求め方

蒸発器に加えられた入力熱量は、作動液の温度を飽和蒸気温度(T_{sat})まで上げるための顕熱(Q_l)と作動液が蒸発するときの蒸発熱(Q_v)に使われる。顕熱(Q_l)と蒸発熱(Q_v)は、それぞれ質量流量(\dot{m})の関数として以下の(4.5)(4.6)式から求めることができる。

$$Q_v = \dot{m}L \quad (4.5)$$

$$Q_l = \dot{m}C(T_{sat} - T_c) \quad (4.6)$$

$Q = Q_v + Q_l$ より \dot{m} は以下の(4.7)式から求めることができる。

$$\dot{m} = \frac{Q}{L + C(T_{sat} - T_c)} \quad (4.7)$$

ここで、

C : 比熱(J/kg·K)

T_c : 液体温度(K)

注 : (4)の仮定より冷却水温度

L : 蒸発の潜熱(J/kg)

である。

②凝縮長と凝縮による圧力損失の求め方

凝縮器内で凝縮が完了したときの圧力は LHP 内の飽和蒸気圧力から凝縮による圧力損失を引いた値となる。この圧力に対する飽和温度がサブクール前の液温度となる。ここで、凝縮に関する計算には藤井らのフロン系冷媒の水平管内凝縮から導かれた以下の式(4.8)~(4.14)を用いた。なお、計算にあたって蒸気の物性値は飽和温度(T_{sat})の値、液の物性値は式(4.8)で与えられる代表温度(T_{rl})における飽和液の物性値を用いた。

$$T_{rl} = T_o + 0.3(T_{sat} - T_o) \quad (4.8)$$

$$n_u = \begin{cases} N_{uf} & (N_{uf} \geq N_{ub}) \\ N_{us} & (N_{uf} < N_{ub}) \end{cases} \quad f_{\bar{r}} = \begin{cases} f_{if} \\ f_{ib} \end{cases} \quad (4.9)$$

ヌッセルト数 N_{uf} と N_{ub} は、

$$N_{uf} = 0.018 \left(R_{el} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_v}} \right)^{0.9} \left(\frac{x}{1-x} \right)^{0.1x+0.8} \quad (4.10)$$

$$P_{rl}^{1/3} \left(1 + \frac{AH}{P_{rl}} \right)$$

ここで、

$$A = 0.071 R_{el}^{0.1} \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{0.58} \left(\frac{x}{1-x} \right)^{0.2-0.1x} P_{rl}^{1/2}$$

$$H = C_{pl}(T_{sat} - T_o) / L$$

$$R_{el} = 4\dot{m}(1-x) / (\pi d \mu_l)$$

$$N_{uf} = 0.725 \left(\frac{G_a P_{rl}}{H} \right)^{1/4} \frac{\left(1 + 3 \times 10^3 \sqrt{P_{rl}} C^{(3.1-0.5/P_{rl})} \right)^{0.3}}{(1+DB)^{1/4}} \quad (4.11)$$

ここで、

$$B = \frac{\{1 + 1.6 \times 10^{11} (H/P_{rl})^5\}^{1/4}}{\sqrt{\rho_l/\rho_v}}$$

$$\left\{ \frac{(G_a P_{rl}/H)^{1/4}}{\bar{m}_l (x/(1-x))} \right\}$$

$$C = 0.47 \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{0.5} \left(\frac{H}{P_{rl}} \right)^{1/12} (R_{el} x/(1-x))^{0.9}$$

$$/(G_a P_{rl}/H)^{1.1/4}$$

$$D = 20 \exp(-\bar{m}/3000)$$

$$G_a = gd^3/\nu^3$$

$$\bar{m} = \dot{m}/(d\mu_l)$$

$$\bar{m}_l = \dot{m}(1-x)/(d\mu_l)$$

である。

気液界面摩擦係数 f_{if} と f_{ib} は、

$$f_{if} = \frac{0.12}{R_{el}^{0.2} \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right) \left(\frac{x}{1-x} \right)^{0.4-0.2x}} + \frac{u_i}{\bar{u}_v} \quad (4.12)$$

$$f_{ib} = 0.45 \left\{ \frac{(H/G_a P_{rl})^{1/4}}{R_{el} \left(\frac{x}{1-x} \right)} \right\}^{0.2} \left(\frac{H}{P_{rl}} \right)^{1/6} \quad (4.13)$$

ここで、

$$\frac{u_i}{\bar{u}_v} = \frac{w}{\rho_v \bar{u}_v} = \frac{N_u \sqrt{\alpha H/P_{rl}}}{R_{el} \left(\frac{x}{1-x} \right)}$$

である。

静圧勾配 $-dp/dz$ は、

$$-\frac{dp}{dz} = \frac{G^2}{\alpha} \frac{d}{dz} \left(\frac{x^2}{\alpha \rho_v} \right) + \frac{2}{\sqrt{\alpha d}} \left\{ 2u_\delta w + \frac{f_i}{\delta_v} \left(\frac{G_x}{\alpha} \right) \right\} \quad (4.14)$$

ここで、

$$\alpha = \left\{ 1 + \frac{1-x}{x} \sqrt{\frac{\rho_v}{\rho_l}} \right\}$$

$$G = \frac{4\dot{m}}{\pi d^2}$$

である。

ここで、

\dot{m} : 質量流量(kg/s) x : クオリティ

g : 重力加速度(m/s²) H : 相変化数

P_{rl} : 液プラントル数 G_a : ガリレオ数

R_{el} : 液レイノズル数 T_s : 飽和蒸気温度(K)

T_o : 管壁温度(K) d : 管内径(m)

L : 凝縮潜熱(J/kg) ρ : 密度(kg/m³)

C_{pl} : 液の定圧比熱(J/kg)

μ : 液体粘度(kg/ms) α : ボイド率

ν_l : 液体の動粘度(m²/s)

z : 軸方向距離(m) G : 質量速度(kg/m²s)

u_i : 気液界面での吸い込み速度(m/s)

\bar{u}_v : 平均蒸気流速(m/s)

u_δ : 気液界面の速度(m/s)

w : 単位面積・時間当たりの凝縮量(kg/m²s)

である。

凝縮長の計算は、図 4.4 に示すような微小区間を考え、そこに以下に示す(4.15)~(4.17)式をあてはめて、これを満足する Δz を算出し総和を求めらる。

$$\Delta Q = \dot{m}(-\Delta z)L \quad (4.15)$$

$$\Delta Q = \pi N_u \lambda_l (T_s - T_o) \Delta z \quad (4.16)$$

$$\Delta Q = \frac{T_o - T_c}{\frac{1}{2\pi} \left(\frac{1}{\lambda} \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{2}{h_o d_2} \right)} \quad (4.17)$$

ここで、

ΔP_{cap} : 液管の毛細管力

ΔP_{vm} : 蒸気の動圧

式(4.21)を満足する熱量が最大伝熱量となる。最大熱輸送量計算のフローチャートを図 4.5 に示す。

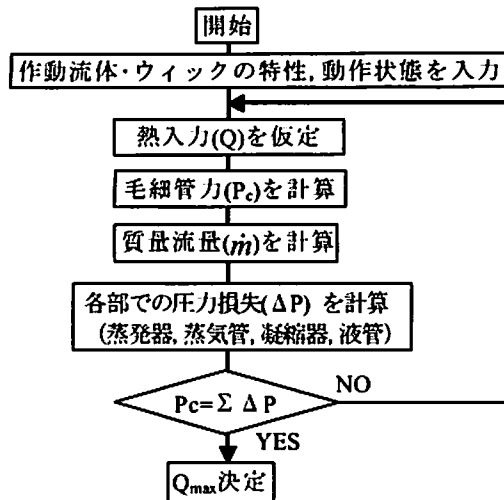


図 4.5 最大熱輸送量計算フローチャート

4.2.1 毛細管力

蒸発器内のウィックの毛細管力は、以下の式(4.22)から求めることができる。

$$\Delta P_{cap} = \frac{4\sigma}{d_c} \dots\dots\dots(4.22)$$

σ : 表面張力(mN/m, Tsat 時の値)

d_c : 最小毛管半径(m)

表 4.1 に代表的なウィック材料の特性(最小毛管径, 空隙率, 透過率)を示す。

表 4.1 ウィック材の特性

	空隙率 ϵ	透過率 $K \times 10^{-11}$	最小毛管径 $D_c(m) \times 10^4$			
			酸化前	酸化後	計算値	
ガラスクロス	0.510	1.151	1.875	1.726	0.3586	
ケブラクロス	0.439	0.4668	2.614	2.346	0.3045	
フェルト	0.746	0.2494	1.930	1.882	0.3135	
メッシュ	#100	0.671	33.72	4.098	2.422	2.660
	#165	0.596	13.72	2.433	1.652	1.536
	#200	0.735	6.443	2.249	1.453	1.256
焼結金属	0.286	1.340	2.356	2.367	2.189	
カーボンクロス	0.5476	4.334	-	4.471	-	

ここで、表 4.1 中のメッシュの最小毛管径は、接触角が 0 の場合は以下の式(4.23) から求めることができる (図 4.6 参照)。

$$D_c = (w + d_w) \dots\dots\dots(4.23)$$

D_c : 最小毛管径(m)

w : メッシュ間隔(m)

d_w : 線径(m)

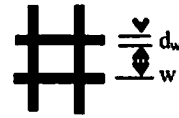


図 4.6 メッシュ構成

4.2.2 質量流量

4.1.1 項の①に示した式(4.5)~(4.7)より求められる。

4.2.3 ウィック中の液流による圧力損失

ウィック中の液流による圧力損失は以下の式(4.24) から求めることができる。

$$\Delta P_w = \frac{\mu l_{eff} m}{K A_w \rho_l \gamma} \dots\dots\dots(4.24)$$

μ : 液粘性(Pa·s)

l_{eff} : 蒸発器の実行長(m)

m : 質量流量(kg/s)

K : 透過率

A_w : ウィックの断面積(m²)

ここで蒸発器の実行長 l_{eff} の評価は以下のように行った。蒸発器において一様に蒸発が起きていると仮定した場合、実行長はウィック中を作動流体が流れる長さを l_e とすると、

$$l_{eff} = \int_0^{l_e} dx = \frac{l_e}{2} \dots\dots\dots(4.25)$$

と表される。

ウィックの断面積 A_w は、気液界面の後退が起きているため、熱負荷の増加とともに減少していく。ウィック中ではどこか一カ所にドライアウトが発生すると、それが全体に広がっていくので、最も気液界面の位置が低い部分の断面積を計算に用いる。

また、透過率 K は、メッシュの場合以下の式(4.26) から求めることができる。

$$K = \frac{d^2 \varepsilon^3}{122(1-\varepsilon)^2} \dots\dots\dots(4.26)$$

ε : 有効率

有効率は、実験的に求めるか、製造業者のデータを利用する。一方、Marcus は素線が交差していることを無視して以下の式(4.27)で求めた。

$$\varepsilon = 1 - \frac{\pi S N d}{4} \dots\dots\dots(4.27)$$

N : メッシュ数/inch

S : 縮れ係数(代表値 : 1.05)

4.2.4 蒸発による圧力損失

蒸発器内での液の蒸発による圧力損失は、以下の式(4.28)から求めることができる。

$$\Delta P_e = Q \frac{\sqrt{(RT_{sat}/2\pi)}}{(L - RT_{sat}/2)r_v l e} \dots\dots\dots(4.28)$$

T_{sat} : 飽和蒸気温度(K)

Q : 加熱量(W)

r_v : 蒸気流路の半径(m)

4.2.5 蒸気管、液管での圧力損失

蒸気管、液管での圧力損失を求める。初めに蒸気管での圧力損失の計算方法を示す。この方法は、液管での圧力損失の計算にも使用できる。

蒸気管の管摩擦による圧力損失 ΔP_f は、ダルシー・ワイスバッハ式(Darcy-Weisbach Equation)より以下の式(4.29)から求めることができる。

$$\Delta P_f = \zeta_b \frac{l}{d} \frac{v^2}{2} \rho \dots\dots\dots(4.29)$$

ζ_b : 管摩擦係数

l : 管長(m)

d : 管径(m)

v : 平均流速(m/s)

ρ : 密度(kg/m³)

平均流速 v は、質量流量を密度と管径で割ることより求まる。管摩擦係数 λ は、層流場合と乱流の場合(ブラジウスの抵抗式)、それぞれ以下のように表される。

$$\text{層流} : \zeta_b = \frac{64}{Re} \dots\dots\dots(4.30)$$

$$\text{乱流} : \zeta_b = 0.316 Re^{(-1/4)} \dots\dots\dots(4.31)$$

さらに、流路にベンドが含まれているときは、ベンドによる圧力損失 ΔP_b も考慮する必要がある。

$$\Delta P_b = \zeta_b \frac{v^2}{2} \rho \dots\dots\dots(4.32)$$

Re(d/r) > 364 の場合

$$\zeta_b = 0.00515 \alpha \theta (r/d)^{0.9} \dots\dots\dots(4.33)$$

Re(d/r) < 364 の場合

$$\zeta_b = 0.00431 \alpha \theta (r/d)^{0.9} \dots\dots\dots(4.34)$$

r : 曲半径(m)

θ : 角度(°)

α : 係数(表 4.2 による)

表 4.2 θ に対する α

θ	α
45°	$1+5.13(r/d)^{1.47}$
90°	$0.95+4.42(r/d)^{1.96}$ (r/d < 9.85 の場合) 1.0 (r/d > 9.85 の場合)
180°	$1+5.06(r/d)^{4.52}$

したがって、蒸気管での圧力損失 ΔP_v は、

$$\Delta P_v = \Delta P_f + \Delta P_b \dots\dots\dots(4.35)$$

となる。

4.2.6 凝縮による圧力損失

4.1.4 項の②に示した式(4.8)~(4.14)より求められる。

4.2.7 液管での体積力

液管での体積力による圧力損失 ΔP_b は、以下の式(4.36)から求めることができる。

$$\Delta P_b = \frac{\rho_l A}{h} g \dots\dots\dots(4.36)$$

h : 配管高さ(m)

g : 重力加速度(m/s²)

4.2.8 凝縮管、液管での毛細管力

凝縮管、液管が液で充満されたときに生じる毛細管力(ΔP_{ccap} , ΔP_{icap})は、式(4.22)と同様に以下の式(4.37)から求めることができる。

$$\Delta P_{ccap} = \Delta P_{icap} = \frac{4\sigma}{d_c} \dots\dots\dots(4.37)$$

d_c : 凝縮管、液管の直径(m)

4.2.9 蒸気の動圧

蒸気が蒸気管内を流れるときに生じる蒸気の動圧 ΔP_{vm} は、以下の式(4.38)から求めることができる。

$$\Delta P_{vm} = \frac{\rho_v v^2}{2} \dots\dots\dots(4.38)$$

5. LHP 設計ツールの開発

5.1 概要

4項の設計結果を用いて、LHPを設計・解析するためのソフトウェア「LHP設計ツール」の開発を行った。本ソフトウェアは、蒸発器に加えられた熱量に対してLHPの動作温度を求め、さらに与えられた形状でLHPの最大熱輸送量を求めるソフトウェア「LHP_PP」と先のソフトをExcel上で動作させる「Excel インタフェース」から成り立っている。LHP_PPは、LHPの各部の詳細(蒸発器形状、ウィックの形状と特性、蒸気管形状、凝縮器形状、液管形状)と作動流体の種類、及び蒸発器での吸熱熱量からLHPの動作温度を予測すると共に、LHPの最大熱輸送量を求めることができる。この機能により、LHPにより熱制御を行いたい対象物とその周り環境から最適なLHPの設計が可能となる。

設計・解析可能なLHPの形状を図5.1に、各部の詳細を表5.1に示す。

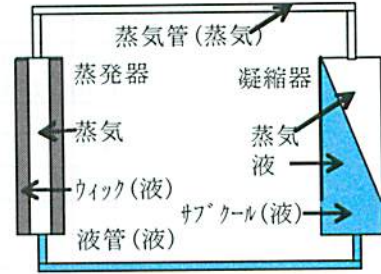


図 5.1 設計・解析可能な LHP 形状

表 5.1 設計・解析可能な LHP 仕様

蒸発器	材質	Al,SUS,Cu
	台数	1
蒸気管	材質	Al,SUS,Cu
	台数	1
ベントとエルボを考慮		
凝縮器	材質	Al,SUS,Cu
	台数	1
液管	材質	Al,SUS,Cu
	台数	1
ベントとエルボを考慮		
作動流体	R11,R113,NH ₄ ,CH ₃ OH,H ₂ O	
ヒートシンク	凝縮器の外壁	

Excel インタフェースは、LHP_PPの入力データ、パラメータデータの入力作業とプログラムの実行と出力データの確認を行う。

5.2 設計結果

LHP 設計ツールは実行時に入力したデータと、あらかじめパラメータファイルに記憶したデータを入力データとして計算を実行して結果をセーブファイル出力する。プログラム処理の流れを図5.2に示す。

プログラム実行時の入力データを表5.2に示す。パラメータファイルを表5.3に示す。

プログラム終了後の出力データを表5.4に示す。

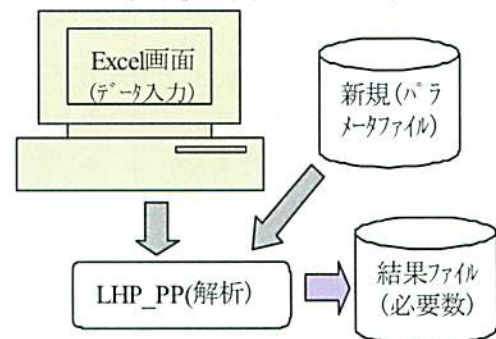


図 5.2 LHP 設計ツール処理フロー

表 5.2 入力データ

作動流体	1:R11,2:RI 13,3:NH ₄ ,4:CH ₃ OH,5:H ₂ O
流体封入量	m ³
流体封入時温度	K
流体封入時温度での流体密度	kg/m ³
セーブファイル名	
計算を開始する熱入力	W
最大熱入力	W
熱入力増加量	W
冷却水温度 1~5	K

表 5.3 パラメータファイル

VLOOP:全体体積	VDEG:蒸気管ベントの角度
AREA_EVAP:蒸発器面積	VID1:蒸気管内径
VLOOP_L:液部体積	VLENGTH1:蒸気管長
T_WICK1:ウィック厚さ	VN_B:蒸気管ベントの数
DCI:ウィック最小毛管径	VN_E:蒸気管エルボの数
KKI:ウィック浸透率	LRHO:液管曲率半径
ID:凝縮管内径	LEDG:液管ベントの角度
OD:凝縮管外径	LIDI:液管内径
RAMDA:凝縮管熱伝導率	LLENGTH1:液管長
CLENGTH:凝縮管長	LN_B:液管ベントの数
VRHO:蒸気管曲率半径	LN_E:液管エルボの数
VZETA_E:蒸気管エルボの損失係数	
LZETA_E:液管エルボの損失係数	

表 5.4 出力データ

冷却水温度(K)	蒸発の圧損(Pa)
作動流体封入量(m ³)	蒸気流の圧損(Pa)
封入流体温度(K)	凝縮による圧損(Pa)
封入時液体密度(kg/m ³)	サブクール時圧損(Pa)
熱入力(W)	液流による圧損 (Pa)
蒸発潜熱分(W)	ウィック内での圧損(Pa)
顕熱分(W)	総圧力損失(Pa)
動作温度 (K)	毛細管圧力(Pa)
サブクール温度(K)	蒸気質量(kg)
動作圧力(Pa)	液質量(kg)
凝縮長(m)	メリット数

計算結果の出力データは、表 5.2 と表 5.3 にまとめた入力データとともにセーブファイルに出力される。

LHP 設計ツールは、Excel 上で入力データとパラメータデータの入力作業、プログラムの実行、及び出力データの確認作業を行う。本プログラムの処理の流れを図 5.3 に示す。Excel 画面の“計算実行” ボタンをクリックすると、プログラムを実行するのに必要な計算条件パラメータ、LHP 形状パラメータの値を Excel のセル上から読み取り、これらをそれぞれファイルに出力すると同時に、

プログラムを実行するためのバッチファイルを作成する。次に実行バッチファイルを起動し、結果ファイルの値を Excel のセルに書き出す。図表示のラジオボタンを選択したとすると、結果の書き込まれている Excel セルより値を読み込み、結果図に値を表示する。

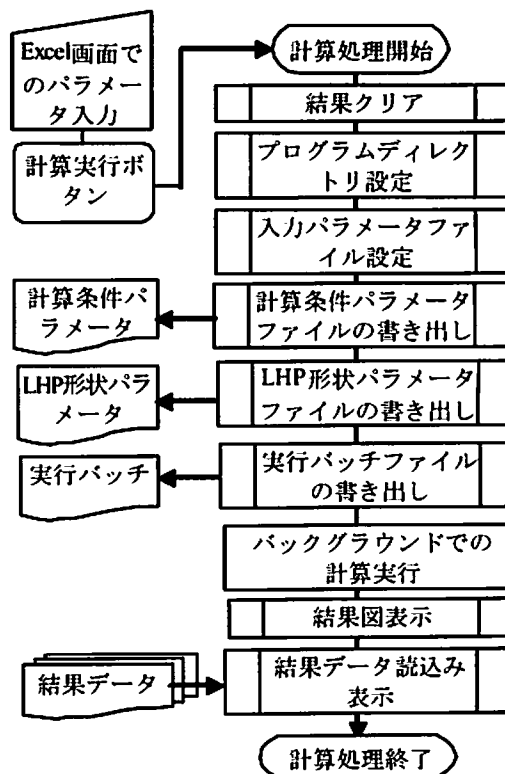


図 5.3 プログラムの処理の流れ

図 5.4 に Excel 画面上でのプログラムの実行方法を示す。図 5.4 の左側(水色)が計算条件パラメータと LHP 形状パラメータをユーザが入力する部分で、ここにそれぞれのパラメータを入力する。図 5.4 の中央上部に“計算実行”ボタンがあり、ユーザが入力した値でプログラムを実行する。図 5.4 の右側(黄緑色)が熱入力刻みごとの計算結果を表示する部分で、熱入力刻みごとのラジオボタンを選択することで右下の図にそれに対応する計算結果を表示する。

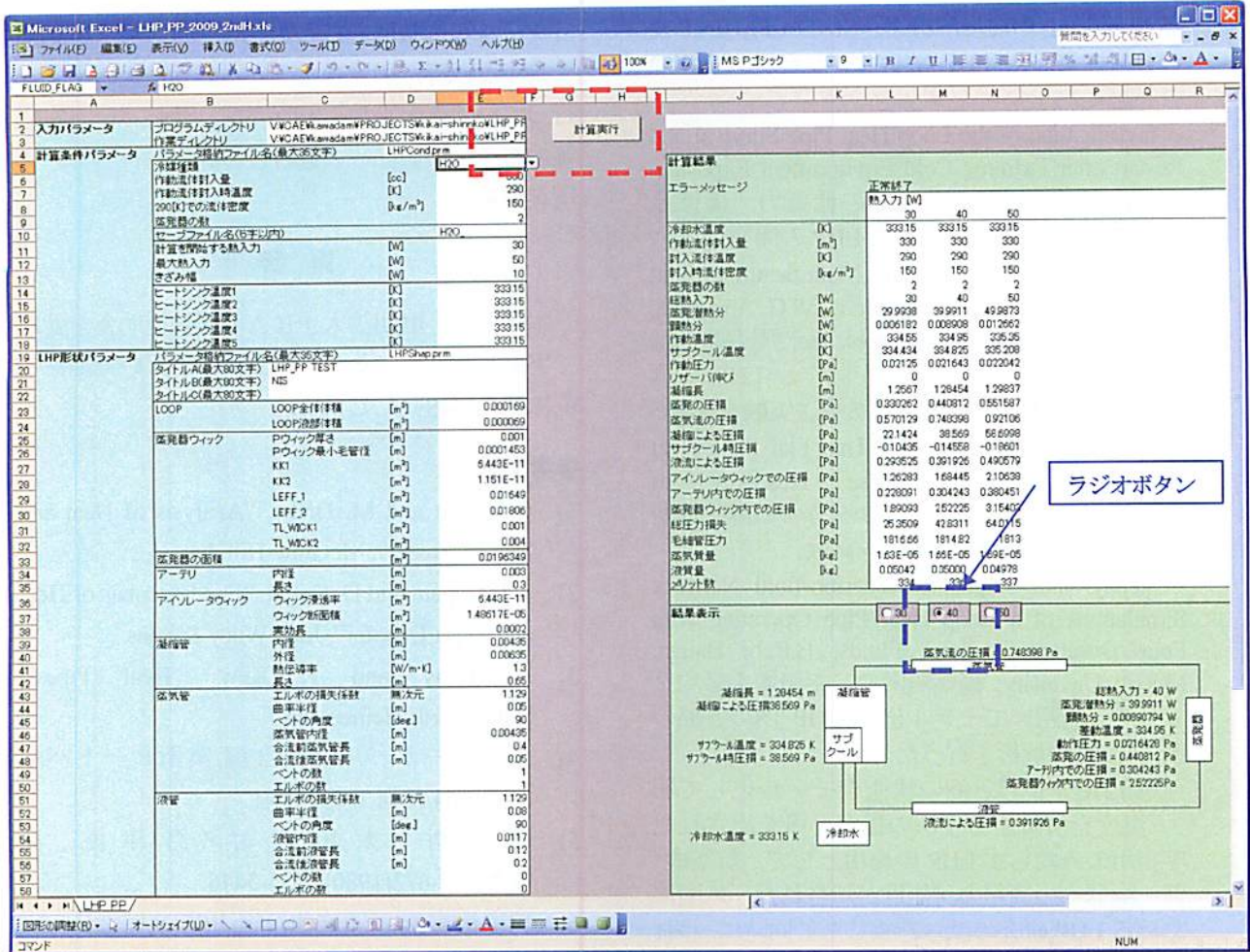


図 5.4 Excel 画面上でのプログラムの実行方法

6. 海外出張報告

- ①出張先；米国，カリフォルニア州，サンフランシスコ
- ②日程；2009.7.19-24
- ③出張目的；2009ASME Summer Heat Transfer Conference において「温度制御による加工技術の信頼性向上」に関する最新の技術動向の調査
- ④内容；2009.7.19-24に Westin St. Francis Hotel において開催された 2009ASME Summer Heat Transfer Conference において「Thermal Performance of the Mini-Loop Heat Pipe」を投稿するとともに，開催された各セッションを受講し「温度制御による加工技術の信頼性向上」に関する最新の技術の動向を調査した．今回の会議では以下のセッションに，総数 330 件の論文が投稿された．

- Heat Transfer in Energy System
- Thermo-physical Property

- Theory and Fundamental Research
 - Heat Transfer Equipment(Heat Pipe, Equipment Design, Electronic Packaging)
 - Fire and Combustion
 - Aerospace Heat Transfer
 - Heat Transfer in Multiphase System
 - Gas Turbine Heat Transfer
 - Heat Transfer in Transport Phenomena in Manufacturing and Material Processing
 - Heat Transfer in Electronic Equipment
 - Heat and Mass Transfer in Biotechnology
 - Low Temperature Heat Transfer
 - Environmental Heat Transfer
 - Computational Heat Transfer
 - Heat Transfer Education
 - Visualization of Heat Transfer
- 今後の LHP 研究の参考となった講演を以下に示す．

- Mathematical Modeling of a Miniature Loop Heat Pipe with Two Evaporators and Two Condenser, Jentung ku, NASA:二台の蒸発器と凝縮器を有す

る Mini-LHP の温度解析を, SINDA/FLUINT 及び独自開発した LHP 解析サブルーチンを用いて実施した。

・ Investigation of the Loop Heat Pipe Survival and Restart after Extreme Cold Environment Exposure, Jentung Ku, NASA: 月面等の低重力, 極低温 (-150°C)での使用を考慮した LHP の開発。

・ Loop Heat Pipe Design, Manufacturing, and Testing-An industrial Perspective, W.G Anderson, Advanced Cooling Technologies, Inc: 周方向と軸方向に溝を有したウィックを試作し LHP の蒸発器, 凝縮器を可視化して熱輸送実験を実施。

・ Thermal Performance of a Thin Flat Plate Heat Pipe, Wei, QU: Chinese Academy of Sciences:7×1×1mm のウィックを有する薄平板型蒸発器を有する LHP の試作・試験。

・ Steady-State Segmented Thermo-fluid Network Simulations of a Loop Heat Pipe Operating with Four Different Working Fluids, B.Rabi Baliga, McGill University: 凝縮器内の二相領域を平均クオリティを用いてモデル化し LHP 内の各部の圧力・温度の解析を行った。

⑤所感:LHP 内の気・液の状態をモデル化して圧力・温度を解析する手法の提案が多く出された。宇宙用のみならず LHP の適用として, 航空機・電子機器への適用の可能性が示された。米国における LHP 研究の深さを感じたと同時に, われわれが模索しているサーバーへの適用は, 非常に妥当な考えであると感じた。

7. おわりに

本研究により以下の成果が得られた。

①LHP は熱輸送のための動力を必要としないため環境配慮の点で優れている。その用途としてサーバー内のブレードの熱輸送に使用すると多大な省エネ効果があることを示した。

②LHP 内の物理現象を分析し, 蒸発器に加えられた熱量に対して LHP の動作温度を予測する方法と, LHP 各部の圧力損失と蒸発器内ウィックの毛細管力との関係から LHP の最大熱輸送量を予測する方法を確立した。

③上記手法を利用して, 例えばサーバー等に LHP を適用するために必要な LHP の形状・材質・作動流体等を決定し, さらに LHP の動作温度と最大熱輸送量を予測する「LHP 設

計ツール」の整備を行った。

来年度以降, 引続き本ツールの妥当性の検証を行っていくとともに, パソコン, サーバー, 家電等の電子機械製品への適合性の評価も行っていく所存である。

謝 辞

本研究は, 財団法人 JKA の競輪補助金を受けて実施したものであり, ご支援いただいた関係各位に深く感謝いたします。

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) 日本ヒートパイプ協会編, 実用ヒートパイプ, (2001), 日刊工業新聞社
- 5) 藤井哲・太田博司・野津滋, 冷凍, No.52-672(1980), 3435-3446
- 6) 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
- 7) Tanaka, K., Katsuta, M., Okamoto. A., Ijichi, K. and Wakabayashi, A., "Thermal Performance of the Capillary Pumped Deployable Radiator" 12th International Heat Transfer Conference., Grenoble, France, 4(2002-8), 447-452
- 8) 田中清志・勝田正文, 機講論, No.71-706, B (2005), 155-162
- 9) 大串哲朗, リザーバ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
- 10) 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, 2007
- 11) 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
- 12) 田中, 第 45 回伝熱シンポジウム講演論文集

(2008), Vol.I, pp.337-338

- 13) K.Tanaka, "Development of the Loop Heat Pipe(LHP)"2008ASME Summer Heat Transfer Conference, Jacksonsville, Florida, USA, HT2008-56047
 - 14) 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, 2009
 - 15) 田中ら, 第 46 回伝熱シンポジウム講演論文集 (2009), Vol.III, pp.713-714
 - 16) K.Tanaka, M.Katsuta, Y.Ohuchi, K.Saitou, "Thermal Performance of the Mini-Loop Heat Pipe(LHP)"2009ASME Summer Heat Transfer Conference, San Francisco, California, USA, HT2009-88403
-

研 究 報 告 書

KSK-GH21-3

加工技術高度化に関する研究

平成 22 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 芳文社
(〒194-0033) 東京都町田市木曾町 2320
電話 042-792-3100