

伝熱面への微細凹凸形成による沸騰熱伝達促進に  
関する研究

2017年12月

長崎大学大学院工学研究科

中出口 真治

## 目次

第1章 緒論	
1.1 研究背景	1
1.2 ディンプルテクスチャ加工に適した加工方法	2
1.2.1 ディンプルテクスチャ加工の要求項目	2
1.2.2 ディンプルテクスチャ加工方法の現状	3
1.3 ディンプルの有効形状と大きさの検討の現状	4
1.4 ディンプルテクスチャによる接触角の変化	6
1.5 研究目的	7
1.6 論文の構成	7
1.7 主要記号	10
第2章 ディンプル創製システム及び伝熱特性評価システムの開発	
2.1 本章の目的	12
2.2 運動誤差吸収ユニット	13
2.2.1 運動誤差吸収ユニットの構成	13
2.2.2 板ばねの設計	17
2.2.3 運動誤差吸収ユニットでのディンプル精度検証	18
2.3 荷重制御加工	22
2.3.1 荷重制御加工ユニットの構成	22
2.3.2 荷重制御加工ユニットの機構設計	24
2.3.3 スリットブロックの変位量の検証	27
2.3.4 荷重制御加工ユニットの制御回路	29
2.3.5 荷重制御加工ユニットのディンプル精度検証	36
2.4 ディンプルテクスチャの伝熱特性評価システムの開発	38
2.4.1 機能の必要条件	38
2.4.2 伝熱特性評価システムの構成	39
2.5 まとめ	44
第3章 ディンプルが一様に分布するディンプルテクスチャの伝熱性能	
3.1 伝熱性能の実験条件	46
3.2 供試サンプル	46
3.3 ディンプルテクスチャの伝熱性能比較	52
3.3.1 亜鏡面(No.1)と直径 10 $\mu$ m のディンプルテクスチャの場合	52
3.3.2 ディンプル数が同数で、ディンプル直径が異なる場合	52

3.3.3	ディンプル数が異なる場合	53
3.4	ディンプルテクスチャの気泡発生状態	56
3.5	まとめ	58
第4章 ディンプルテクスチャの形状および配列の違いによる核沸騰熱伝達		
4.1	伝熱性能の実験条件	59
4.2	供試サンプル	59
4.2.1	鏡面(サンプル No.7)と歪鏡面(サンプル No.1)	59
4.2.2	ディンプルテクスチャのアスペクト比	59
4.2.3	ディンプルテクスチャの接触角 (撥水性, 親水性)	62
4.3	ディンプルテクスチャの伝熱特性の評価条件	64
4.4	鏡面と歪鏡面の伝熱特性比較	64
4.5	ディンプルテクスチャのアスペクト比での伝熱特性比較	64
4.6	配列, 接触角による伝熱特性比較	64
4.7	ディンプルテクスチャの気泡発生状態	65
4.8	まとめ	68
第5章 結論		
5.1	各章の結論	70
5.2	本研究の工学的および工業的意義	74
5.2.1	ディンプルテクスチャの加工方法と加工設備の設計指針	74
5.2.2	ディンプル形状およびディンプルテクスチャ設計指針の提案	75
参考文献		77
謝辞		84

## 第1章 緒論

### 1.1 研究背景

近年、大電流制御用のインバータなどの素子の発熱量は、処理電流の増大や処理能力の高速化に伴い大きくなっている。発熱量が大きくなると、少ない表面積の素子では単位面積当たりの放熱量を大きくし、高温による素子の破壊を防ぐ必要が有る。素子の冷却システムは、素子の下部に銅などを密着させて熱量を拡散し、空冷または水冷の冷却器で熱を回収する。素子の発熱量の増加の一方で、冷却器の大型化を抑制するには冷却器内の伝熱面の熱伝達性能の向上が求められる。

発熱密度の大きな伝熱面の冷却は、熱伝達率の大きな沸騰熱伝達を利用する場合が多い。Fig.1.1 に、プール沸騰における沸騰曲線を示す<sup>1)</sup>。従来、図中の上向き矢印に示すように極大熱流束点の向上について、例えばシリコンチップの表面に矩形のマイクロピンフィンを形成した面<sup>2)</sup>、プレート熱交換器の伝熱面に円筒突起を形成した面<sup>3)</sup>、合金表面の腐食により得たウヰスカ状の面<sup>4)</sup>、熔融金属を吹き付けた面<sup>5)</sup>等、伝熱表面に様々な形状・パターン<sup>6)</sup>の微細凹凸（以下ディンプルテクスチャと呼ぶ）を付与することにより、沸騰領域での熱伝達性能向上が試みられている。それに対し、図中の横向き矢印のように、核沸騰開始点を早めようとする報告例は少ない。熱流束が増加する沸騰熱伝達<sup>7)</sup>の特性に着目すると、速やかな核沸騰の開始は、水のように比熱の大きな液体を加熱するには、より少ない熱量で沸騰させることができ、熱流束の大きい核沸騰領域に到達するので省エネルギーに有効と考えられる。

また、ディンプルテクスチャによる熱伝達への有効性を示すことができたとしても、実用的な製作への展開は容易ではなく、研究段階から量産化を視野に入れておく必要があると考える。加工精度が核沸騰の発生に及ぼす影響や、重要かどうかについても従来の伝熱系の論文ではほとんど検討が見られない。しかし、加工する側（製作者）の視点では公差を把握し、加工精度が核沸騰の発生に重要かどうかを検討する必要がある。ディンプルテクスチャの形状や配列を効率良く検討するには、その創製方法に以降に示すような仕様が求められる。

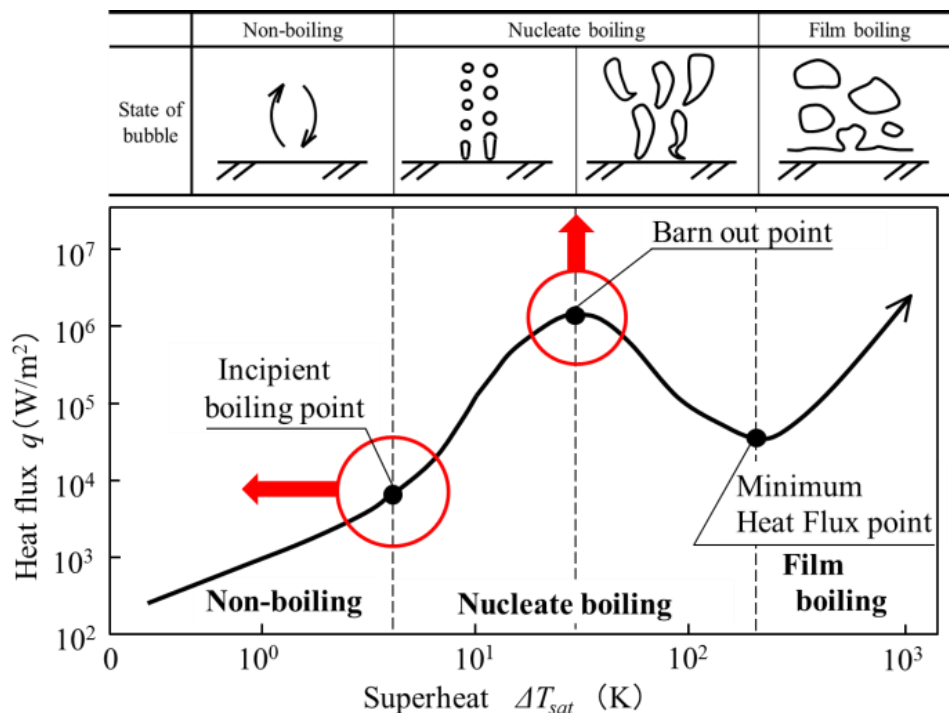


Fig.1.1 Boiling curve

## 1.2 ディンプルテクスチャ加工に適した加工方法

### 1.2.1 ディンプルテクスチャ加工の要求項目

ディンプルテクスチャ加工に求められる項目を以下に挙げる.

#### (1)加工条件の制御性

ディンプルの形状・大きさ・パターンなどの制御項目に対するパラメータの設定や維持が困難であると、作業時間の無駄を生じる。また、加工条件が不安定に変化すると、ディンプル形状精度に影響を与える可能性がある。加工条件の設定容易性と、一定に保つ制御性を有することが必要である。

#### (2)形状精度

形状の異なるサンプルにより伝熱特性を評価することで、ディンプルによる伝熱特性向上のメカニズムを解明できると考えられる。ディンプル形状の影響を正確に比較するには、所望の形状で高精度に加工できることが必要となる。

#### (3)加工時間

ディンプルテクスチャの加工時間は、ディンプル 1 個あたりに費やす時間がディンプルテクスチャ全体の加工能率に直結する。例えば、1 cm<sup>2</sup>に直径 0.01mm のディンプルを密接に配置させると 100 万個となり、単位ディンプルあたり 0.1s で加工しても 28hr 必要となる。しかしながら、この時間は超精密加工機の連続的安定動作の限界に近いので、実用的なサイズ形成には不十分と言わざるを得ない。

#### (4)設備投資の廉価性

工程が多いと使用設備も多くなり経済性が悪化する。また、工程数が少なくても設備が高価だと、これも同様に経済性が悪化する。工業的に有用とするには設備投資額を低く抑える必要がある。

#### 1.2.2 ディンプルテクスチャ加工方法の現状

前節で述べた要求項目に対して、ディンプルテクスチャ加工に適用可能と考えられる種々の方法と特徴の比較を Table1.1 に示す。切削加工は、工具の形状を転写してディンプルを作成するため、形状制御が容易であり、工具の交換によりディンプル形状の変更も容易と考えられる。一方で、工具摩耗や、チップングで工具形状が変化する可能性がある。また、工具形状の転写には工具の回転運動が必要で、加工速度は比較的遅い。フォトリソグラフィは、レジスト塗布や露光、現像、エッチングなど、工程が多いのが難点である。レーザ加工は、大きなエネルギーを小さな面積に集中させるため、ディンプル形状を安定にするには制御項目が多く存在し、条件を一定に保ちながら加工するのが困難である。塑性加工は、圧子（工具）を押込むことで形状を転写し、ディンプルを作成する。このため、ディンプル形状は形状の異なる圧子と交換することで形状の変更も容易である。これらより、塑性加工がディンプルテクスチャの加工法に適していると判断し、加工方法として選定した。

Table1.1 Comparison of each dimpling process

Process	Plastic forming	Cutting	Chemical process	Energy beam
	Indenting tool press	Milling	Photolithography	Laser processing
Control of processed shape	○ Tool shape transfer	△ Tool shape transfer	△ Dyscontrol	× Dyscontrol
Form accuracy	○ Small tool wear	△ Large tool wear	× Sensitive to processing conditions	× Sensitive to processing conditions
Processing time	○ short	× Long	× Long	○ short
Texturing plant investment	○ Small	× Large	× Large	× Large

### 1.3 ディンプルの有効形状と大きさの検討の現状

本研究において検討するパラメータ範囲を決定するために、伝熱促進に有効なディンプルの形状や大きさについて、微細加工、伝熱促進をキーワードとして検索し、さらにその関連文献 2500 件から関連の強い文献を抽出した<sup>2)-77)</sup>。微細凹凸の形状と大きさについて、Fig.1.2 のバブルチャートにその結果を示す。バブルの中の数字は関連文献の件数を表し、件数には伝熱面に対して穴、および突起を合わせて計数した。平滑面以外では、10 $\mu\text{m}$  以下のディンプルまたは突起の検討が少ないことがわかる。

この範囲において沸騰の核(以下発泡点)と成り得るディンプルの形状条件を求める必要がある。Han-Griffith らは、Fig.1.3 に示す円錐断面の窪みのモデルで、核沸騰熱伝達に影響する有効開口直径(以下、ディンプル直径と呼ぶ)を求める式 [1]<sup>77)</sup>を導いている。このモデルにはディンプル深さの影響について考慮されておらず、深さの異なるディンプルでの発泡について精度を欠く。しかし、本研究でのディンプル直径の検討範囲に見当をつけるため、式 [1] を用いて、発泡点と成り得るディンプル直径( $2R_c$ )を算出した。なお、液体を純水として求めた。Fig.1.4 に過熱度( $\Delta T_{sat}$ )に対するディンプル直径( $2R_c$ )の計算結果を示す。この結果から、

- (1) 発泡点に成り得るディンプル直径は、475 $\mu\text{m}$  から  $4.3 \times 10^{-8} \mu\text{m}$  となったが、ディンプル直径の最小値は金属の原子間距離よりも小さく、計算モデルの不完全性が裏付けられること。
- (2) 過熱度の増加に対して反比例の傾向にあるが、最大値は  $\mu\text{m}$  レベルでは変化しないこと。

がわかる。

ディンプルを発泡点とするならば、伝熱促進にとって単位面積当たりのディンプル数を増やすことが有効である。これに加え、前述のディンプル直径が 10 $\mu\text{m}$  以下での検討例が少ないことから、本研究では 475 $\mu\text{m}$  から 10 $\mu\text{m}$  の範囲のディンプル直径について、形状のパラメータの有効性を検討する。Fig.1.2 の網掛け部分に本研究におけるディンプル直径の検討範囲を示す

$$R_c = \pi r^2 = \frac{\delta}{3} \left[ 1 \pm \sqrt{1 - \frac{12 \sigma T_{sat} (v_v - v_l)}{\delta L \Delta T_{sat}}} \right] \quad [1]$$

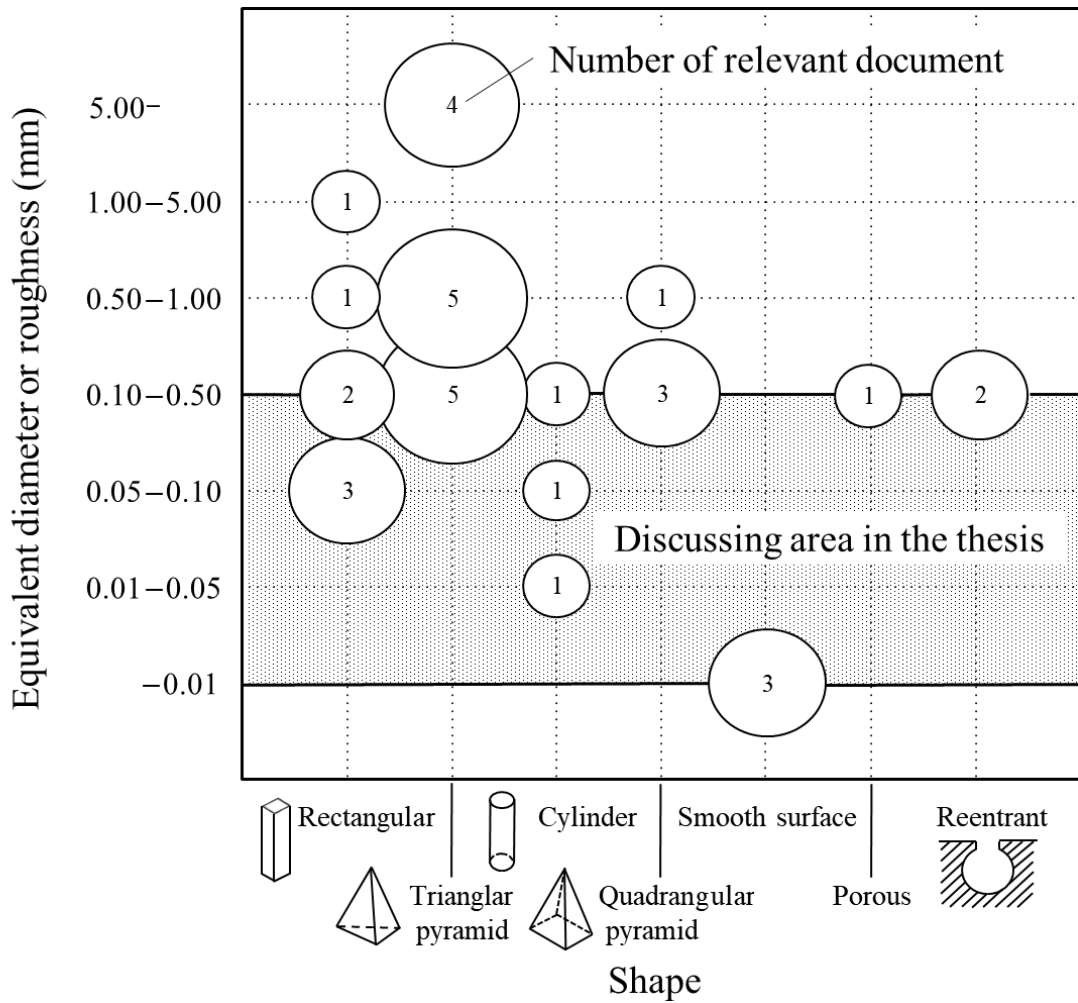


Fig.1.2 Discussion mapping of dimple shape on heat transfer surface

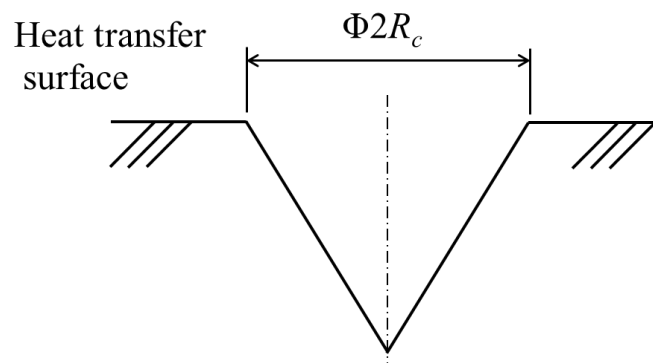


Fig.1.3 Conical hole model of calculation of capable diameter generation of bubbles



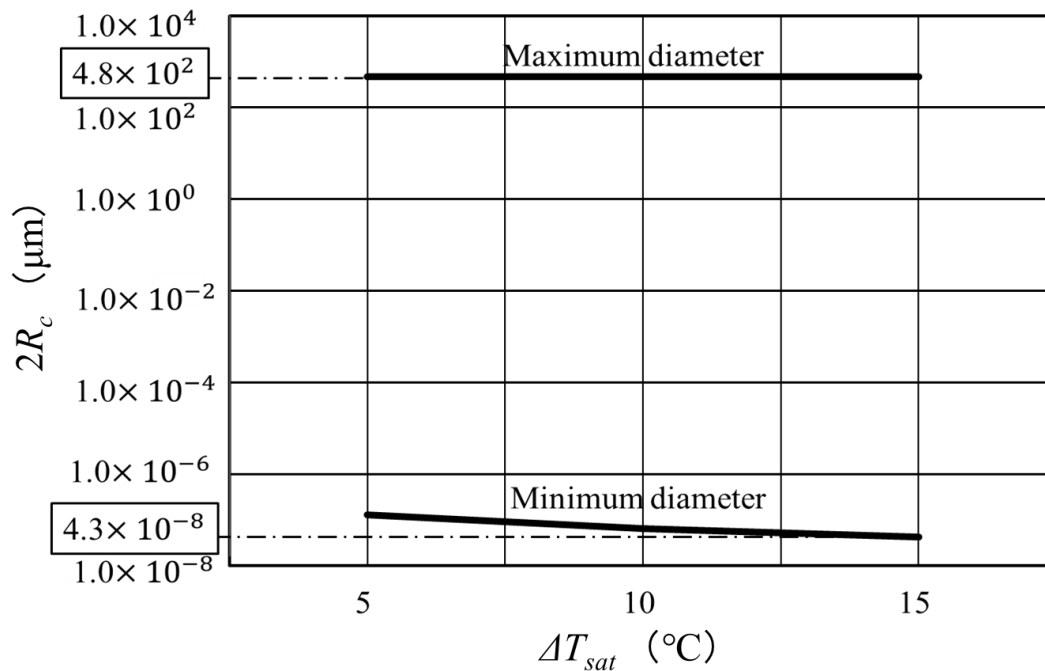


Fig.1.4 Effect of dimple diameter on bubble occurrence

#### 1.4 ディンプルテクスチャによる接触角の変化

固体表面の濡れ性を得て表面の機能を向上させようという試みは多くなされており<sup>79)-92)</sup>、その1つに伝熱性能がある。鳥飼らによれば、濡れ難い狭い伝熱面では、過熱度の上昇とともに熱流束は単調に増加する<sup>89)</sup>。また、撥水面の沸騰曲線は、親水面よりデータのばらつきが大きい<sup>90)</sup>。さらに、徳永らによれば、表面に濡れ勾配を付与することで凝縮の熱伝達率が向上する<sup>91)</sup>。これらの傾向を利用すべく、表面微細構造により濡れ性を変化させる試みもなされており、ディンプルテクスチャの濡れ性を変えることで、濡れの方角を変えられる可能性が有る<sup>92)</sup>。しかし、濡れ難い伝熱面の沸騰熱伝達と気泡の挙動との相関など、未だ明確となっていない部分も有り、表面構造の設計手法を確立するにはこれらを把握する必要がある。ディンプルテクスチャを施すことで Wenzel の式 [2] に示されるように伝熱表面の表面積を元の表面積に対して増加させることで、ディンプルテクスチャに応じて濡れ角を制御できる可能性が有る。形状や大きさやの異なるディンプルを交互に配置することで濡れ角を変化させ、親水性と撥水性を繰り返すことで伝熱表面の熱流束向上を期待できる。

$$\cos\theta = r_f \cos\theta' \quad [2]$$

## 1.5 研究目的

プール沸騰において伝熱表面に様々な微細凹凸を設ける方法では、前述のように発達した核沸騰領域での熱伝達率を高める。しかし、実質的に省エネルギーに寄与すると考えられる低過熱度での沸騰を促進する効果は少ない。微細凹凸の違いによって気泡の成長度合いが大きく異なると考えられる。しかしながら、現状では実験で正確な伝熱性能を予測しており、効率良く種々の仕様の微細凹凸サンプルを製作することが必要である。さらに、低過熱度で速やかに核沸騰に達するための微細凹凸の仕様を提案するには、伝熱表面の伝熱性能を計測するシステムが必要である。

これらを踏まえ、本研究では設備投資額の大きな回転工具を用いる切削や、工程数が多いフォトリソグラフィよりも、金属表面に所望の形状に成形した硬脆材料の圧子を押込み、圧子の先端形状を転写する成形方法を採用し、1 cm<sup>2</sup>レベルの小規模な面積のディンプルテクスチャの評価サンプルを効率よく製作できるようなシステムを構築し、設備の設計指針を提案することを目的とする。

また、この評価サンプルの伝熱性能を評価する方法を構築し、提案することを目的とする。

さらに、ディンプルテクスチャの大きさや、周期性を有する配列、不規則な配列が伝熱特性へ及ぼす影響を調べ、低過熱度で沸騰開始し、省エネに寄与するディンプルテクスチャの設計指針を提案することを目的とする。

## 1.6 論文の構成

本論文は、第1章の緒論から第5章の結論までの全5章で構成されている。構成の流れを Fig.1.5 に示す。以下に各章の概要を示す。

第1章「緒論」では、微細凹凸付与による伝熱促進の現状の調査から課題について述べるとともに、ディンプルテクスチャ加工に要求される項目を分析し、その中で本研究の目的を明らかにしている。

第2章「ディンプル製作及び評価システムの開発」では、直径 500 $\mu\text{m}$  から数 $\mu\text{m}$  のディンプルテクスチャの製作について、2つの方法を検証している。押し付け荷重を多く必要とするディンプル直径が 100 $\mu\text{m}$  以上の加工には稲田<sup>93)</sup>、矢澤、梶田<sup>94)</sup>らにより提案された、工作機械を流用しつつ、運動誤差を板ばねで低剛性化して吸収する運動誤差吸収ユニットを立ち上げ、その加工精度を検証した。

ディンプル直径が 10 $\mu\text{m}$  レベルの加工には、加工装置の走査軸の運動誤差や、工作物表面の微細なうねり、取り付け誤差等が加工精度に直結する。このため、誤差の補正値をフィードバックして加工精度を確保できるシステムとする必要がある。Workpiece への圧子の押し付けの駆動源をピエゾ素子とし、圧子の押し付け荷重を Force gage で検知し、指定値に達した時点で加工を停止する荷重制御

加工ユニットを提案し、その有効性を評価した。

さらに、ディンプルテクスチャによる伝熱性能への影響を評価する装置の必要条件を検討し、伝熱性能評価システムを構築してその有効性を検証した。

これらの、加工および伝熱特性評価のシステムを用いて、以降の章では種々のディンプルテクスチャの伝熱性能の相対評価を行い、その特性を調べた。

第3章「ディンプルが一様に分布するディンプルテクスチャの伝熱性能」では、 $Ra0.085\mu\text{m}$ の表面に周期的なカッターマークを持たない亜鏡面と、ディンプルを有する面の伝熱性能を実験的に比較した。

また、ディンプル直径の違いとディンプル数の違い、ディンプル深さの違いによって、より低い過熱度の沸騰開始をそれぞれ実験的に比較検討した。

第4章「ディンプルテクスチャの形状パラメータ及び配列の違いによる沸騰熱伝達の傾向評価」では、鏡面と亜鏡面、形状パラメータとしてディンプル直径と深さ、ディンプルテクスチャの配列、表面の接触角について、より低い過熱度の沸騰開始をそれぞれ実験的に比較検討した。

第5章「結論」では、上記の検討から得られた結果を総括している。

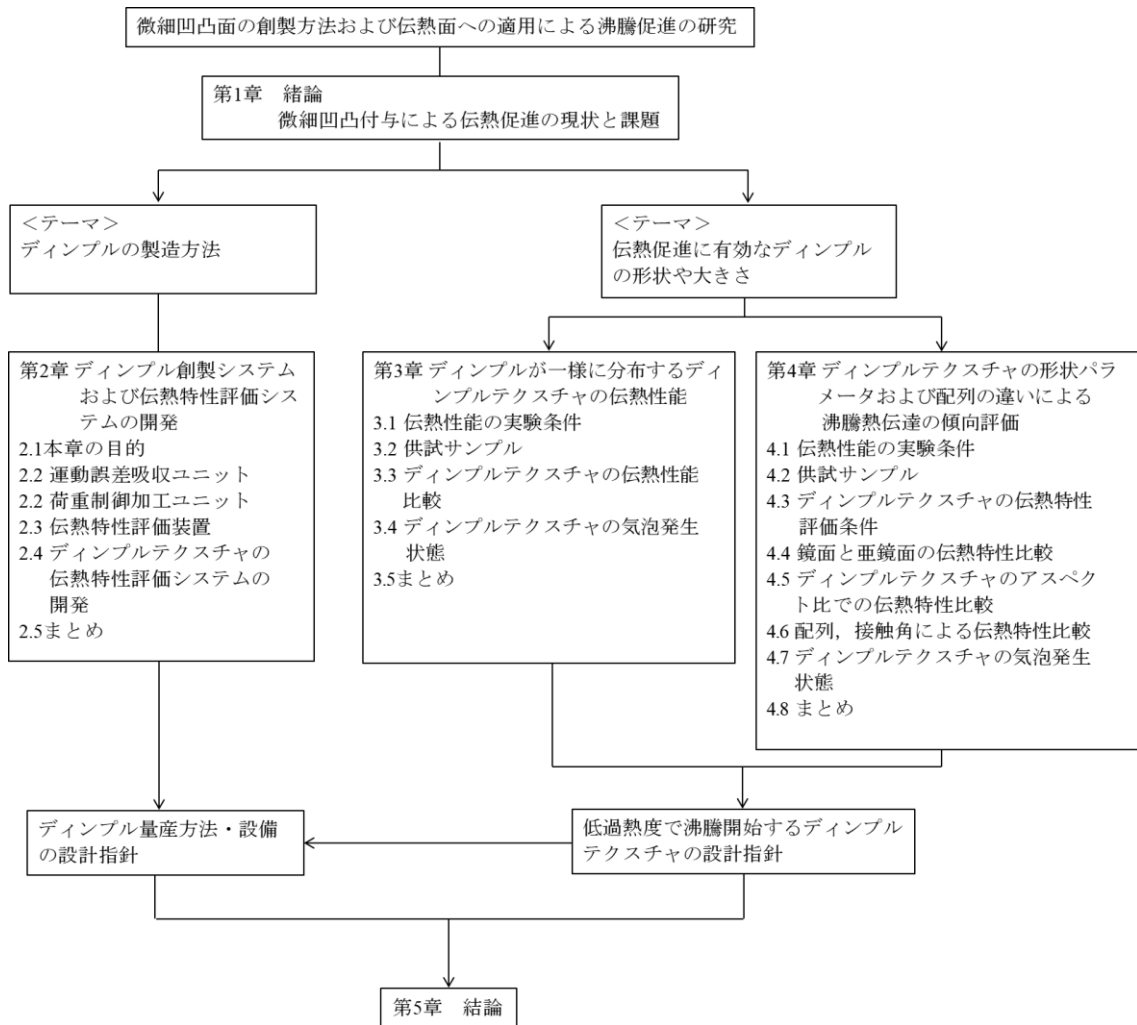


Fig.1.5 Flow chart of thesis

## 1.7 記号の説明

$A$	Area of heat transfer surface area [ $\text{mm}^2$ ]
$a$	Radius of contact circle [mm]
$b$	Height of water droplet [mm]
$C_l$	Coefficient under the atmospheric pressure
$c_p$	Specific heat at constant pressure (water) [ $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ ]
$C_{sf}$	Coefficient 0.013 (In case of water and copper)
$d$	Dimple diameter [ $\mu\text{m}$ ]
$E$	Elastic modulus of material of leaf spring [Pa]
$E_1$	Elastic modulus of sapphire ball [Pa]
$E_2$	Elastic modulus of work surface [Pa]
$E'$	Contact elastic modulus [Pa]
$h$	Dimple depth [ $\mu\text{m}$ ]
$\Delta h$	Evaporation latent heat [J/kg]
$I$	Moment of inertia of leaf spring [ $\text{m}^4$ ]
$K_l$	Stiffness of the leaf spring [ $\text{Pa} \cdot \text{m}^4$ ]
$K_m$	Stiffness of the machine [ $\text{Pa} \cdot \text{m}^4$ ]
$l$	Length of leaf spring [mm]
$Pr$	Prandtl number
$P$	Force [N]
$\Delta P$	Reaction force [N]
$p_x$	Dimple pitch in x direction [mm]
$p_y$	Dimple pitch in y direction [mm]
$Q$	Heat quantity [J]
$q$	Heat flux [ $\text{W}/\text{m}^2$ ]
$R$	Radius of indenter [ $\mu\text{m}$ ]
$R_A$	Thermal resistance [J/K]
$R_c$	Radius of dimple [ $\mu\text{m}$ ]
$r_s$	Radius of sapphire ball [mm]
$r_f$	Roughness factor of Wenzel
$r_w$	Radius of water droplet [mm]
$\Delta T_{sat}$	Superheat [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_{sat}$	Saturation temperature [ $^{\circ}\text{C}$ ]

$T_1$	Temperature of tharmo couple① [°C]
$T_2$	Temperature of tharmo couple② [°C]
$\Delta Z_m$	Positioning error of a machine tool [ $\mu\text{m}$ ]
$\Delta Z_l$	Positioning error of a flat spring [ $\mu\text{m}$ ]
$\delta$	Amount of deformation of leaf spring [ $\mu\text{m}$ ]
$\theta$	Contact angle of unevenness surface [ $^\circ$ ]
$\theta'$	Contact angle of smooth surface [ $^\circ$ ]
$\nu_w$	Kinematic viscosity [m <sup>2</sup> /s]
$\rho_w$	Density (Water) [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_v$	Density (Steam) [kg/m <sup>3</sup> ]
$\sigma$	Standard deviation
$\nu_1$	Poisson ratio of sapphire ball
$\nu_2$	Poisson ratio of work surface

## 第2章 ディンプル創製システムおよび伝熱特性評価システムの開発

### 2.1 本章の目的

伝熱性能の良い伝熱面を形成するためには、ディンプルを持った表面の伝熱メカニズムを把握する必要がある。そのため、仕様の異なる種々の表面サンプルの伝熱性能を比較評価することで、性能向上の特徴を把握でき、伝熱面の設計指針が得られると考える。評価用の表面サンプルを効率的に得るには、ディンプルの形状・大きさ、ピッチ等のパラメータ変更により、定量化された典型的な伝熱面を提供するディンプルテクスチャ加工装置の開発が必要になる。ディンプルテクスチャ加工には、第1章の1.2.1項で述べたように、容易にディンプルの直径や深さ等の形状が高精度に加工できることが求められる。

第1章の1.3節で述べたように、ディンプル直径が475 $\mu\text{m}$ から10 $\mu\text{m}$ の範囲を検討対象とするが、ディンプル直径が100 $\mu\text{m}$ 以上では、圧子の押し付け荷重が大きくなると予想される。ディンプル直径が100 $\mu\text{m}$ 以上の押し付け荷重を大きくする必要のある加工には、第1章の1.6節で述べたように稲田<sup>93)</sup>、矢澤、梶田<sup>94)</sup>らにより提案された、工作機械を流用しつつ、運動誤差を板ばねで低剛性化して吸収する運動誤差吸収ユニットが、比較的単純な押し込み動作で金属表面への工具形状を精度良く転写できている。しかしながら、ディンプル直径が10 $\mu\text{m}$ レベルの加工を行う場合には、装置の走査軸の運動誤差や工作物表面の微細なうねり、取り付け誤差等がディンプルの形状誤差に直結し、 $\mu\text{m}$ レベルの加工精度実現には課題解決が必須となる。

本研究ではディンプルテクスチャの作成範囲を $\square 9\text{mm}$ とした場合のサンプルを効率良くかつ高精度に作成できる装置を提案する。ディンプル直径が100 $\mu\text{m}$ より大きい加工には運動誤差吸収ユニットを設計・試作・評価する。また、10 $\mu\text{m}$ レベルのディンプル直径の加工には荷重制御加工ユニットを提案し、設計・試作・評価する。なお、加工の容易性から、ディンプル形状を球形とした。ディンプル直径 $2r_c$ と、深さ $h$ 、圧子の曲率半径 $R$ は  $2Rc = 2\sqrt{R^2 - (R - h)^2}$ であることから、ディンプル直径を測定してディンプル深さを算出し、これらの加工精度を検証した。

また、製作したディンプルテクスチャの伝熱特性は、伝熱面の温度と周囲の水温の差である過熱度に対して伝熱面を通過する熱流束の関係を表す沸騰曲線を作成して評価する。また、サンプル毎の沸騰開始時の挙動を把握するために、熱流束・伝熱面温度や伝熱面からの気泡発生状態を観察できる評価システムが必要となる。この章ではディンプル創製システムおよび伝熱特性評価システムの開発について詳述する。

## 2.2 運動誤差吸収ユニット

### 2.2.1 運動誤差吸収ユニットの構成

圧子の押し込みにより塑性加工を行う際、ステージ上下運動誤差や加工面の微細なうねり、ツール取付け誤差、動的な動作の際に慣性力で生じる振動、圧子が加工面に衝突した際の影響等により、工具初期位置と加工面の相対距離に、上述した要因により変化が生じる。Fig.2.1 に示すように、圧子を指令に従って下降させた際に工具の押し込み量の増減が生じ、ディンプル直径や深さに誤差が生じる。

このような場合には、Fig.2.2 に示すような板ばねを用いた低剛性化による運動誤差吸収ユニットが提案されている。このユニットの押し込み量の改善原理を Fig.2.3 に示す。Fig.2.3 において、塑性加工で許容される荷重ばらつきを  $\Delta P$  とすると、(a) に示す工作機械の剛性  $K_m$  により許容される工作機械の位置決め誤差は  $\Delta Z_m$  となる。これに対し、(b) の  $K_l$  に許容される位置決め誤差は  $\Delta Z_l$  となり、板ばねを用いることで  $K_m$  を低剛性化している。これに対して (b) の  $K_l$  に許容される位置決め誤差は  $\Delta Z_l$  となり、板ばねを用いることで  $K_m$  を低剛性化している。これより、この系が吸収できる誤差の裕度が増加し、ディンプル形状のばらつきは小さくなる。

ワークと工具の間での加工には、切削や研削等の位置制御加工と、ラッピングやポリシング等の圧力制御加工がある。今回の場合、位置制御加工しようとする、工作機械のドリフトや運動精度誤差により、加工面の位置決めに対してそれぞれ  $\mu\text{m}$  レベルの誤差を集積し、数  $10\mu\text{m}$  の誤差が生じる懸念が有る。このため、位置制御加工すべき工作機械を、剛性を落として圧力制御加工にしている、その代わりに、加工の際のストロークは増加する。

Fig.2.4 は、運動誤差吸収ユニットを工作機械の主軸に取り付けた状態を示す。本ユニットの主な構成要素は板ばね、圧子、歪ゲージであり、加工開始点の正確な鉛直座標値を取得するのに、圧子が工作物に触れた瞬間に生じる歪を接触検知している。

Fig.2.5 に運動誤差吸収ユニットに組み込まれた板ばねの外観写真を示す。圧子をリン青銅で製作した 2 枚の板バネで保持している。圧子側の板バネは圧子部と板ばねを留めるネジ頭が干渉しないように曲げ加工がなされている。一方、工作機械のシャンク側の板ばねには曲げ加工を施していない。加工力と板ばねのたわみ量を反映した詳細設計は、圧子の後端を受ける側のフラットな板ばねを基準とした。なお、この図では歪ゲージを図示していないが、実際の使用では板ばねの両面に貼り付けている。

Fig.2.6 は圧子先端の頂部に接着剤で固着させたサファイア球圧子の外観を示す。本研究では、圧子先端に取り付けるサファイア球の直径を  $\Phi 1.0\text{mm}$  と  $\Phi 0.4\text{mm}$  の 2 種類を用意し、ディンプル深さの影響を調べるため、同一直径で深さの異なるディンプルを製作できるようにした。



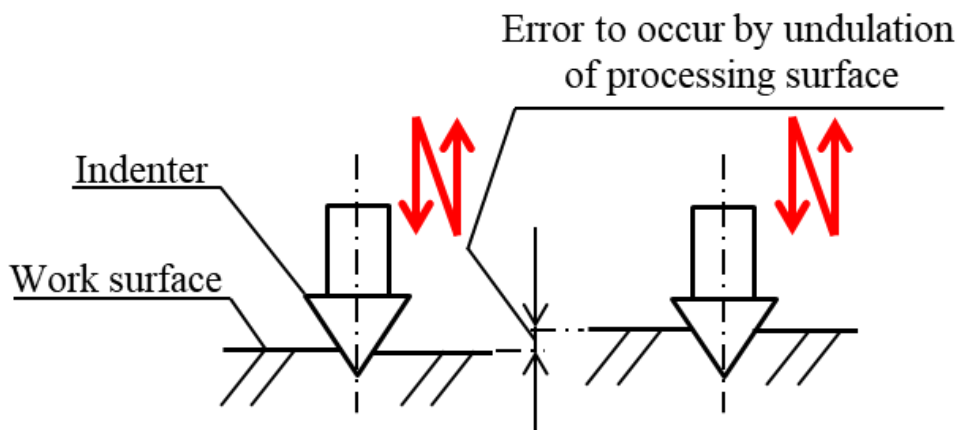


Fig.2.1 Influence on dimple depth of indenter by various kinds of errors

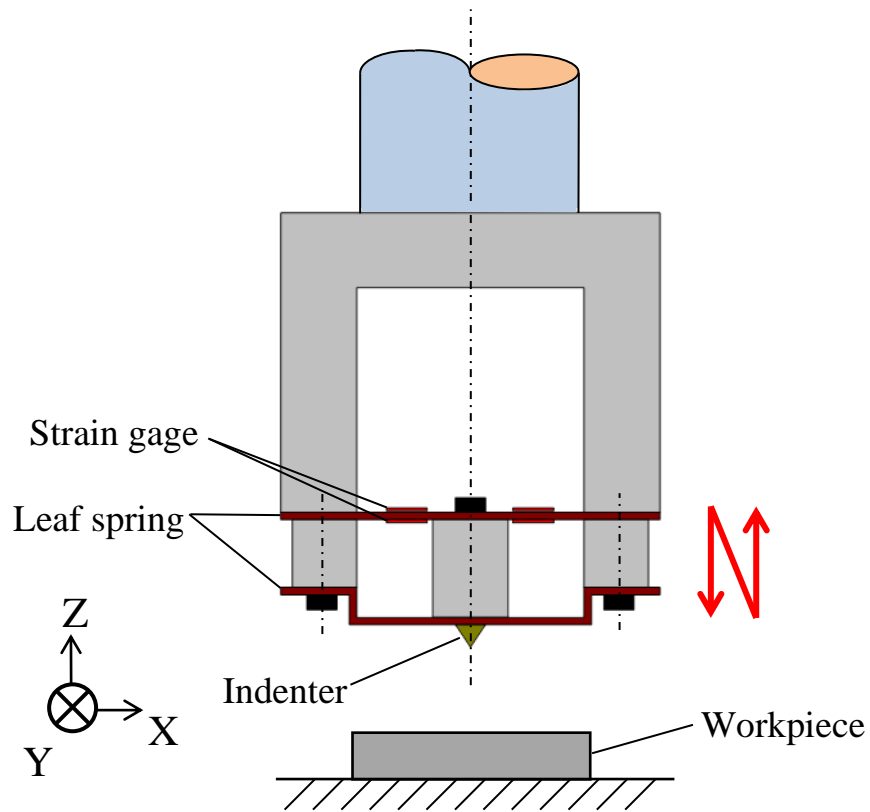


Fig.2.2 Mechanism of movement error absorption system

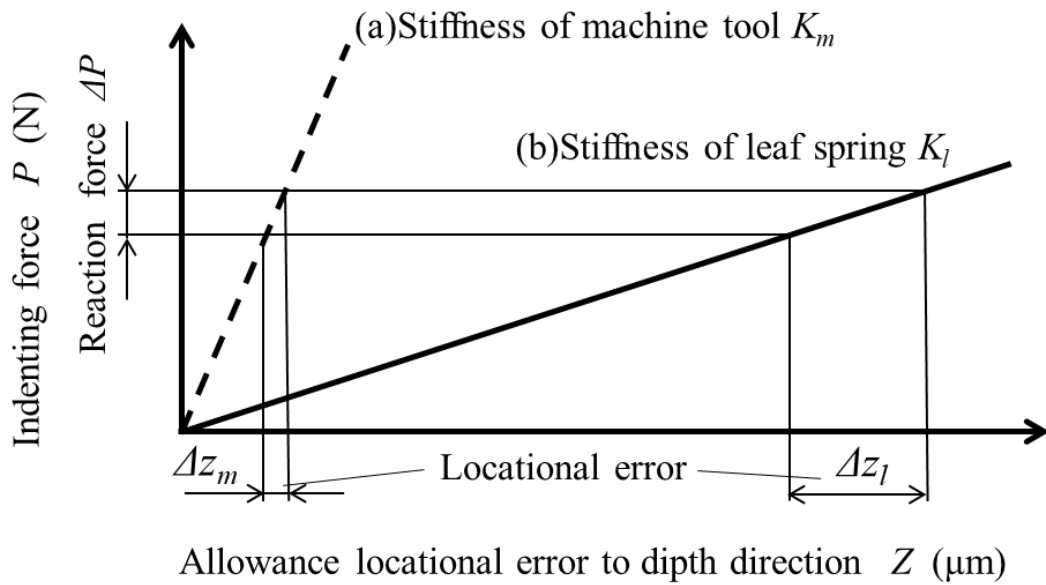


Fig.2.3 Improvement principle of the quantity of indenter depth with the movement error absorption system

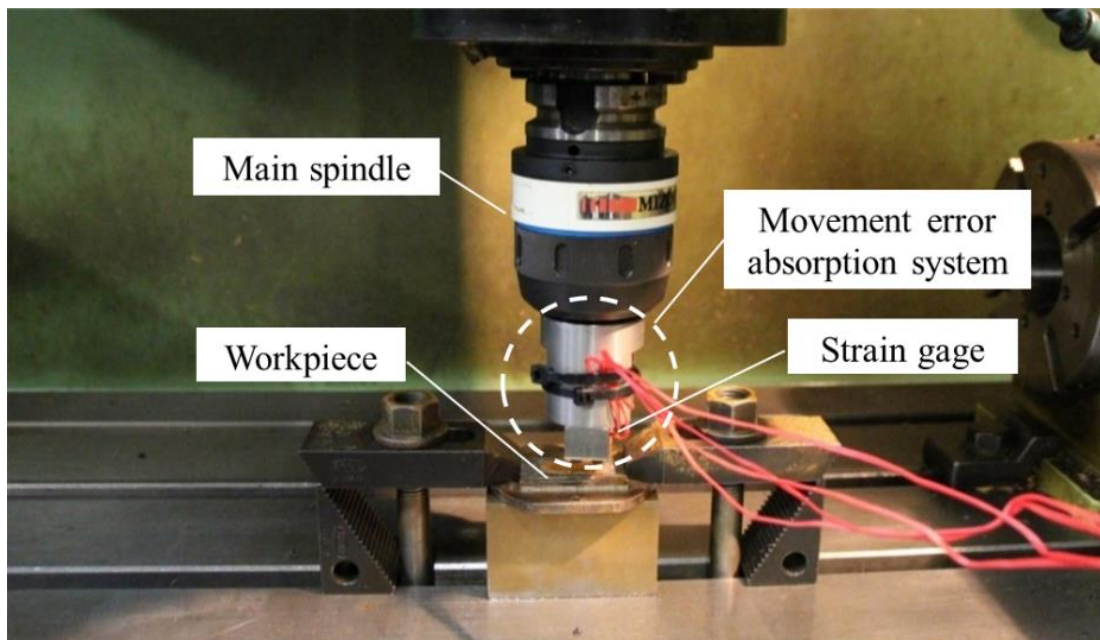


Fig.2.4 Appearance photo of movement error absorption system on machine tool

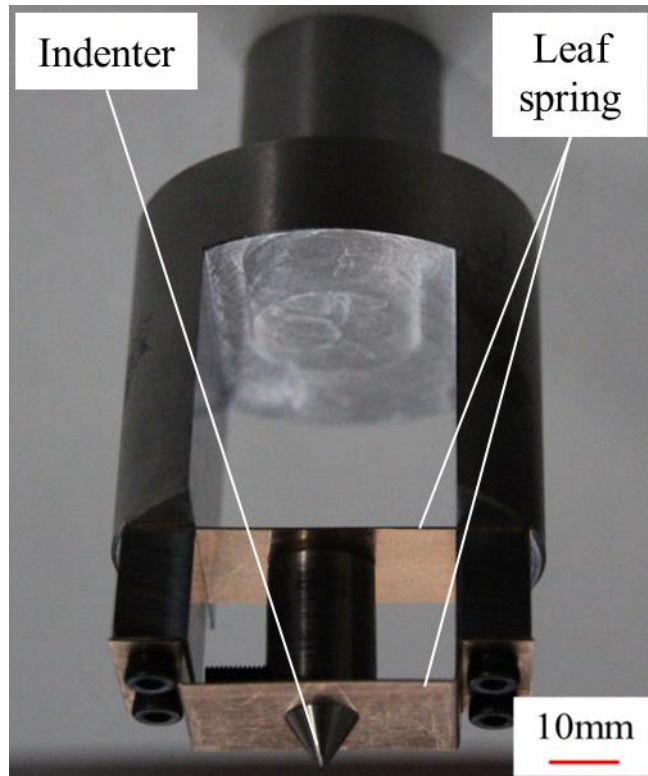
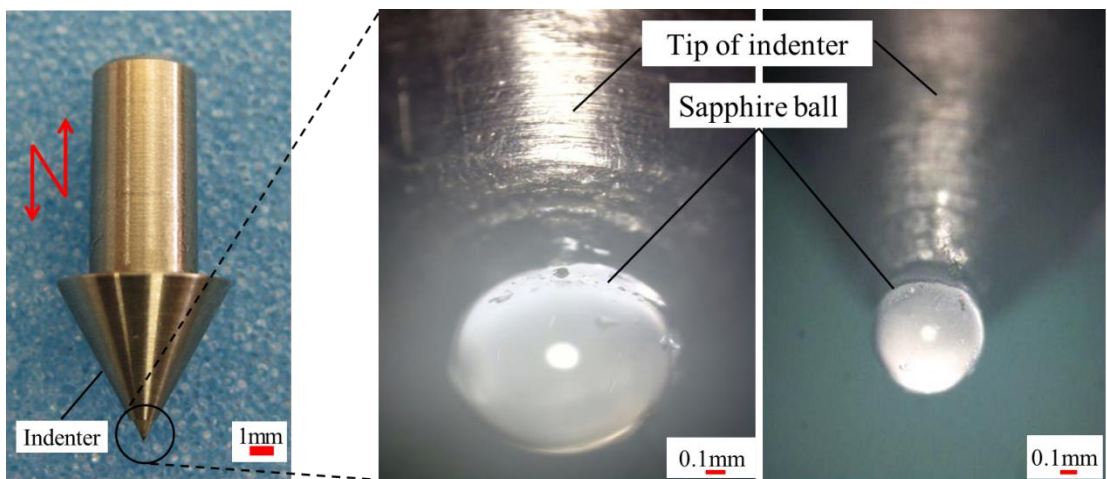


Fig.2.5 Constitution of Movement error absorption system



Diameter of sapphire ball  $\Phi$ 1.0mm    Diameter of sapphire ball  $\Phi$ 0.4mm  
 Fig.2.6 Appearance photos of indenter

## 2.2.2 板ばねの設計

運動誤差吸収ユニットの取付寸法の制約により，板ばねの長さや幅はあらかじめ決定しており，厚さを設計パラメータとした．板ばねの厚さを設計するためには，板ばねに負荷される荷重を見積もる必要が有る．要求するディンプルの直径の加工に必要な押し込み荷重は，被加工材料の弾性範囲までをヘルツの接触応力の式を用いて荷重の見当をつけ，板ばねの厚さの初期値として用いた．被加工材料を塑性領域まで変形させるには，さらに荷重が必要と考え，板ばねの厚さを実験で試行錯誤の未決定した．その結果，数  $\mu\text{m}$  レベルの比較的浅いディンプル深さのディンプルテクスチャを製作する場合には，直径  $1.0\text{mm}$  の サファイア球圧子を用い，その際に使用する板ばねの厚さを  $0.4\text{mm}$  とした．又， $10\mu\text{m}$  以上の比較的深いディンプル深さのディンプルテクスチャを製作する場合には，直径  $0.4\text{mm}$  サファイア球圧子を用い，使用する板ばねの厚さを  $0.7\text{mm}$  とした．

なお，Fig.2.7 にヘルツの接触応力のモデルを示す．押し込み荷重は接触面の半径  $a$  を式 [3] と，接近量（ディンプル深さ  $h$  に相当）を式 [4] から求め，両端固定の集中荷重の梁のたわみを求める式 [6] の計算結果を板ばねの厚さの初期値とした．

$$a = \left( \frac{3Pr_s}{4E'} \right) \quad [3]$$

$$h = \left( \frac{3P}{4E'} \right)^{\frac{2}{3}} \left( \frac{1}{r_s} \right)^{\frac{1}{3}} \quad [4]$$

$$\frac{1}{E'} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad [5]$$

$$\delta = \left( \frac{Pl}{192EI} \right) \quad [6]$$

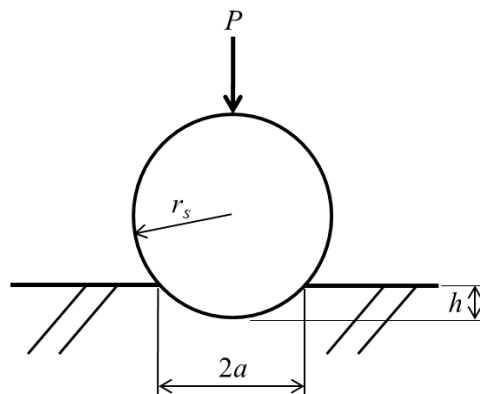


Fig.2.7 Model of hertzian contact stress

### 2.2.3 運動誤差吸収ユニットでのディンプル精度検証

工作機械に取り付けた運動誤差吸収ユニットを用い、ディンプルテクスチャの精度を検証した。ディンプルテクスチャは圧子を Fig2.8 に示すように 4 つの動作を 1 つのサイクルとして製作した。

1. Down 圧子押し込み(下降)
2. Dwell 圧子保持
3. Retract 圧子逃がし(上昇)
4. Wait 次加工点移動

1.Down と 3.Retract では Down feed 方向に慣性力が働く。また、4.Wait で Cross feed 方向へ慣性力が働く。このうち、Down feed 方向の慣性力が圧子の運動誤差に大きな影響を与える。このため、命令に対して圧子の追従性を検証する必要がある。ディンプル直径とディンプル深さの精度は、Table2.1 に示す条件で成形し、押し込み量と直径および深さの関係を検証した。成形中の圧子の振動の影響を抑制するために、圧子の押し込み時に下死点で位置を保持する時間を与えている。

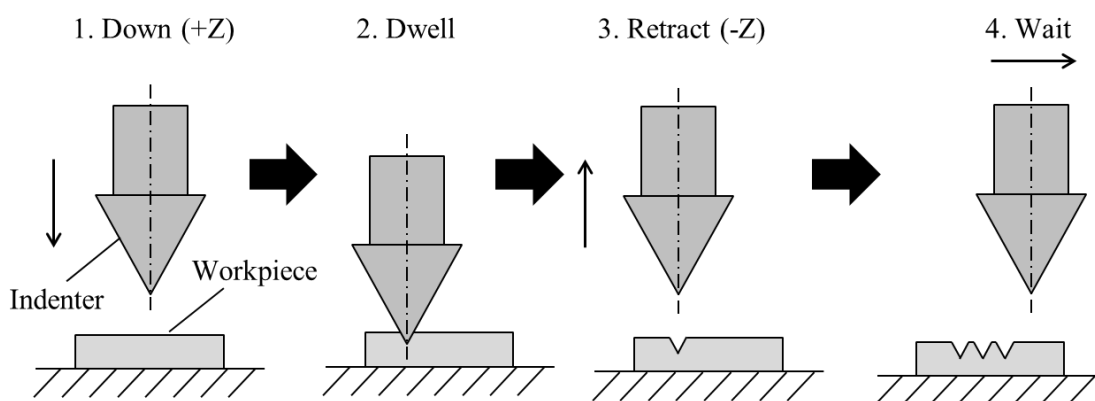


Fig.2.8 Movement cycle of indenting

Table2.1 Experimental conditions

Workpiece	Material	A1070-O
	Dimension	Φ14.2 mm
Indenter	Material	Sapphire (ball)
	Diameter	Φ0.4 mm
Machine tool	MV-Junior (DMG MORI Co.,Ltd.)	
Down feed rate	250 mm/min	
Dwell time	0.1 s	

2.2.1 節で述べたように、同一直径で深さの異なるディンプルを製作するために圧子先端に取り付けるサファイヤ球の直径を 1.0mm と 0.4mm の 2 種類を用意した。ディンプルは自動プログラム運転で製作し、圧子の各押し込み量指令値に対して形成されたディンプル直径を顕微鏡写真により計測した。運動誤差吸収ユニットでは、主に直径 100 $\mu$ m レベルのディンプルテクスチャの製作を目的としている。ディンプルの加工精度のばらつきについてはディンプル直径 150 $\mu$ m で調べた。Fig.2.9 に直径 1.0mm のサファイヤ球を用いた圧子の押し込み量と直径の相関関係を示す。この関係よりディンプル直径 150 $\mu$ m を狙いとする場合は圧子の押し込み量指令値を 35 $\mu$ m とすれば良いことがわかる。押し込み量指令値 35 $\mu$ m に近い 30 $\mu$ m の場合で 5 点直径を測定し、ばらつきを調べた。図中の  $x$  は測定したディンプル直径の平均値を示し、標準偏差の上限を  $+\sigma$ 、下限を  $-\sigma$  としてばらつきの幅を示した。

Fig.2.10 にディンプル直径から算出したディンプル深さを示し、誤差の幅を Fig. 2.9 と同様に示した。Fig.2.9 で述べたようにディンプル直径 150 $\mu$ m では圧子の押し込み量指令値が 35 $\mu$ m となり、Fig.2.10 からディンプル深さは 6.3 $\mu$ m となる。

次に、直径 0.4mm のサファイヤ球の押し込み量と直径の相関関係を Fig.2.11 に示す。直径 0.4mm のサファイヤ球を用いた場合のディンプル直径のばらつきを 150 $\mu$ m で取得し、ディンプル直径の平均値を  $x$ 、標準偏差の上限を  $+\sigma$ 、下限を  $-\sigma$  として図中にばらつきを示した。

本研究では上記の実験で得た圧子の押し込み量指令値とディンプル直径、および圧子の押し込み量指令値とディンプル深さの関係をを用い、ディンプル直径やディンプル深さの異なるディンプルテクスチャのサンプルを製作した。例えば、深さの浅いディンプルを製作する場合、狙いの直径を 150 $\mu$ m とすると、直径 1.0mm のサファイヤ球を用い、Fig.2.9 より圧子の押し込み量の指令値を前述のように 35 $\mu$ m に設定する。この時のディンプル深さは Fig.2.10 より平均で 6.3 $\mu$ m となる。又、比較的深いディンプルを製作する場合、狙いの直径を 150 $\mu$ m とすると、直径 0.4mm のサファイヤ球圧子を用い、Fig.2.11 より圧子の押し込み量指令値を 20 $\mu$ m に設定すると、ディンプル直径が 128 $\mu$ m から 152 $\mu$ m のディンプルが得られ、要求のディンプル直径に対して最大 20%の精度となる。ディンプル深さについては Fig.2.12 に示した結果より、10.5 $\mu$ m から 15.2 $\mu$ m の深さのディンプルが得られる。

なお、参考例として、Fig.2.13 に直径 1.0mm のサファイヤ球圧子を用いた場合の各押し込み指令値でのディンプル直径の顕微鏡写真を示す。

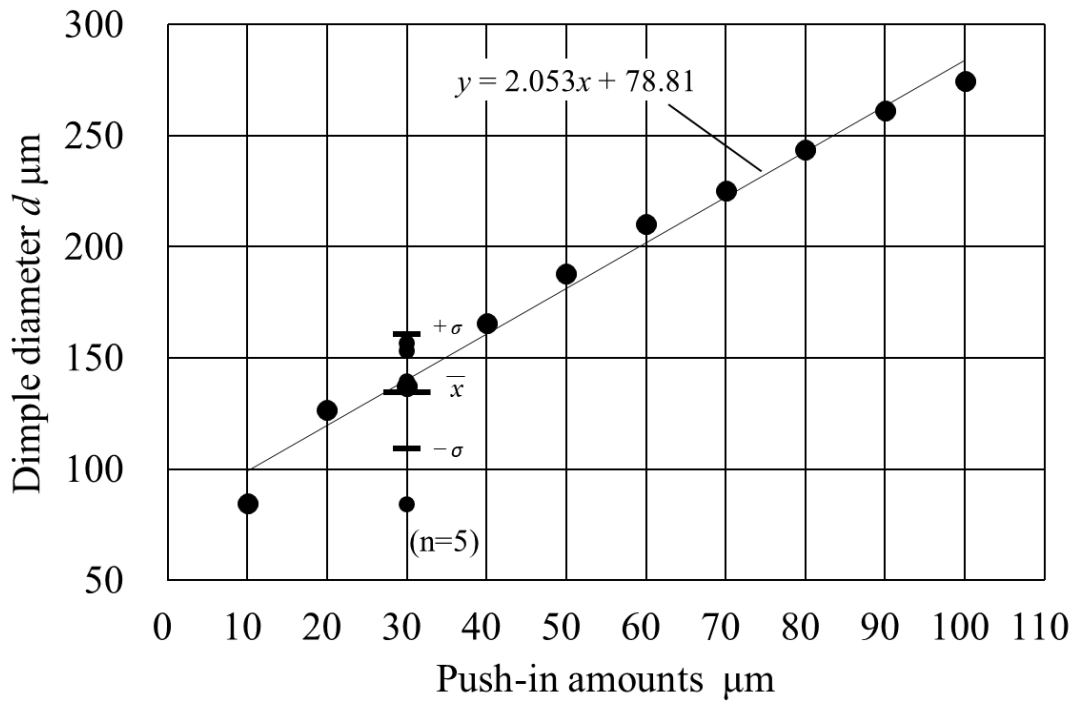


Fig.2.9 Correlation of push-in amounts of indenter and dimple diameter (In case of sapphire ball  $\Phi$  1.0)

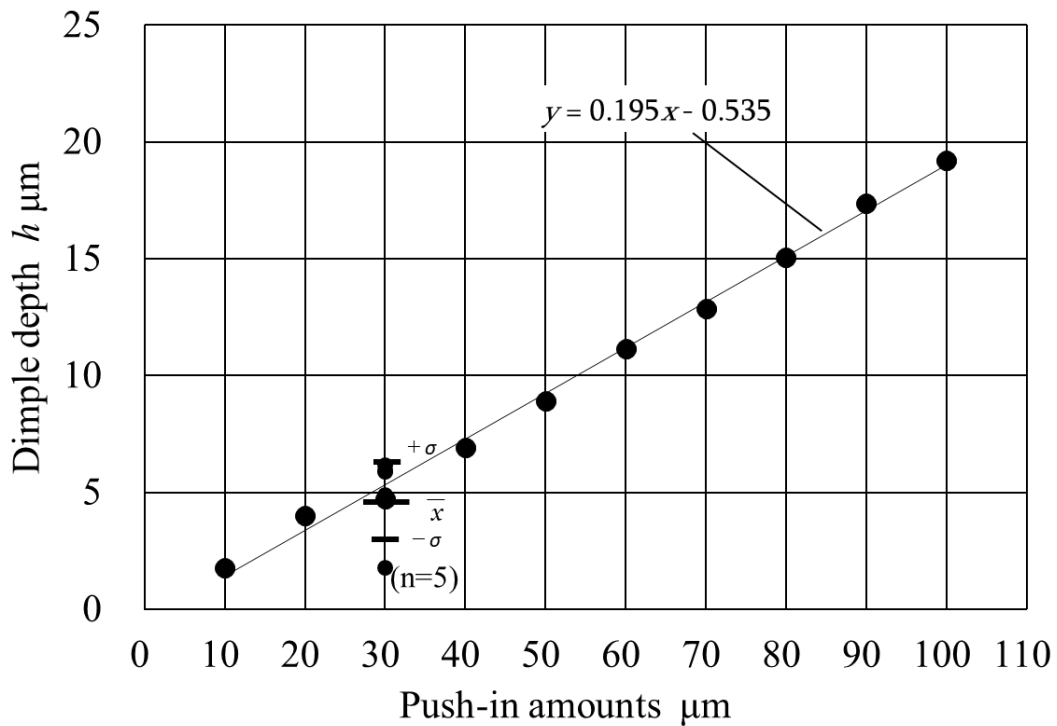


Fig.2.10 Correlation of push-in amounts of indenter and dimple depth (In case of sapphire ball  $\Phi$  1.0)

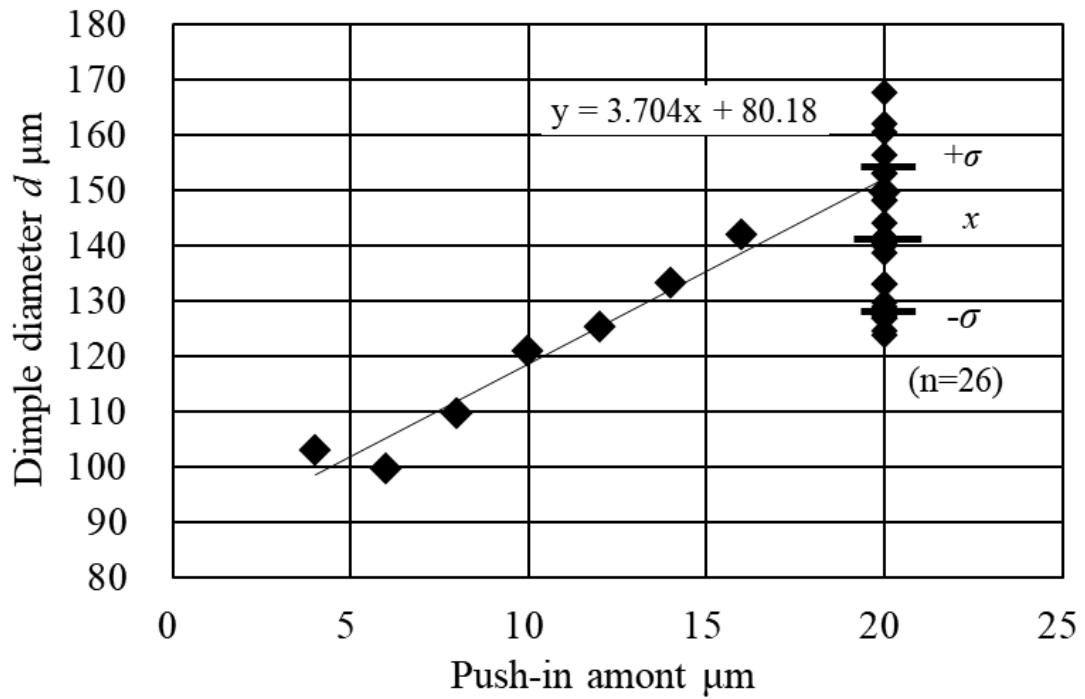


Fig.2.11 Correlation of push-in amounts of indenter and dimple diameter  
(In the case of sapphire ball  $\Phi$  0.4)

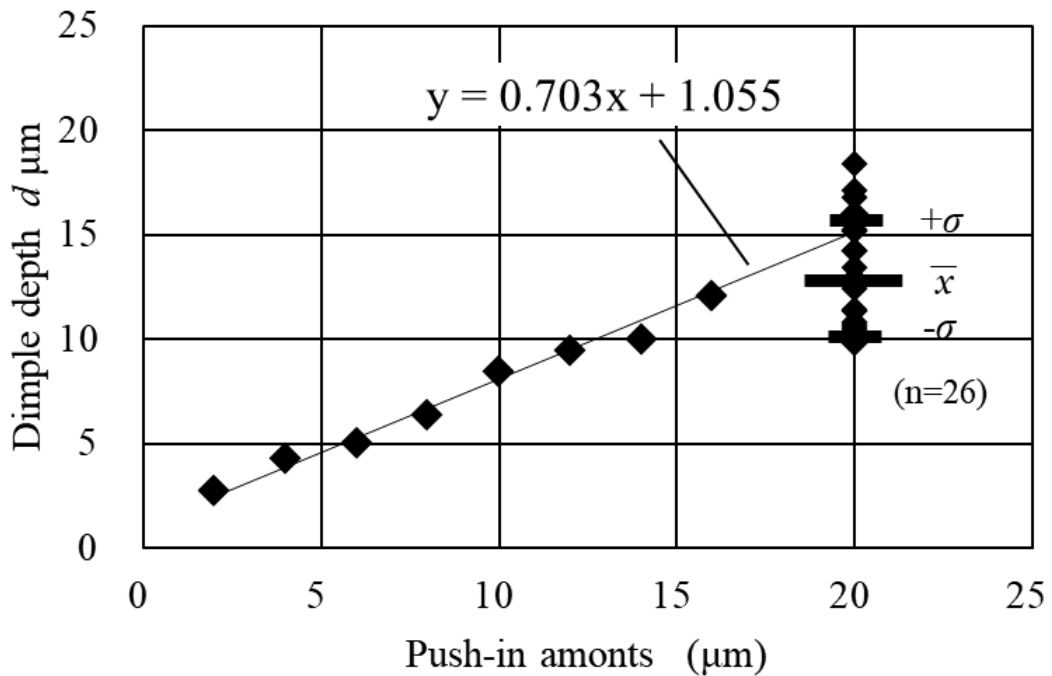


Fig.2.12 Correlation of push-in amounts of indenter and dimple depth  
(In case of sapphire ball  $\Phi$  0.4)



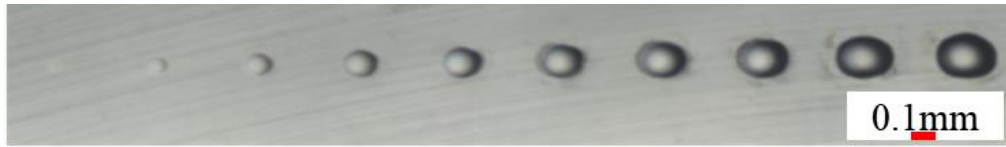


Fig.2.13 Microphotograph of dimples produced with the error absorption system (In case of sapphire ball  $\Phi$  1.0)

### 2.3 荷重制御加工

また、2.2.3 節で述べたように、運動誤差吸収ユニットのディンプル直径に対する加工精度は、要求のディンプル直径に対して 20%と大きいことがわかった。ディンプル直径やディンプル深さの形状精度の向上を図るため、圧子の押し付け荷重を検知して、補正値をフィードバックできる制御方法と、補正値をサブ  $\mu\text{m}$  レベルの微小ステップで指示できるシステムを検討した。圧子の押し付けには補正値を最小の時間遅れで反映させる必要が有る。このため、電圧の変動を微小変位に変換できる PZT アクチュエータを用いて、圧子の加工面への押し付け駆動する方法について次に検討した。

本節では、ディンプルテクスチャの高精度化について、荷重制御加工ユニットを設計、試作した。PZT アクチュエータでは、ディンプル直径  $10\mu\text{m}$  のディンプルテクスチャで形成精度を評価した。

#### 2.3.1 荷重制御加工ユニットの構成

荷重制御加工ユニットのシステム構成を、Fig.2.14 に示す。PC から出力された電圧信号は、DA/AD 変換ボードで DA 変換され、その後、PZT アンプで増幅された信号を PZT アクチュエータに出力する。印加電圧の増減により圧子を上下運動させ、加工面に圧子先端の形状を転写する。加工時の加工面に負荷される荷重は、加工面の下部に取り付けている Force gage により検出し、AD 変換された信号が PC に入力される。次に、PC からステージコントローラを介し、ステージへと信号が伝達され、設定したピッチ分 X,Y ステージが移動する。これを繰り返すことでディンプルテクスチャを製作する。Fig.2.15 に、試作した荷重制御加工ユニットの正面外観写真を示す。

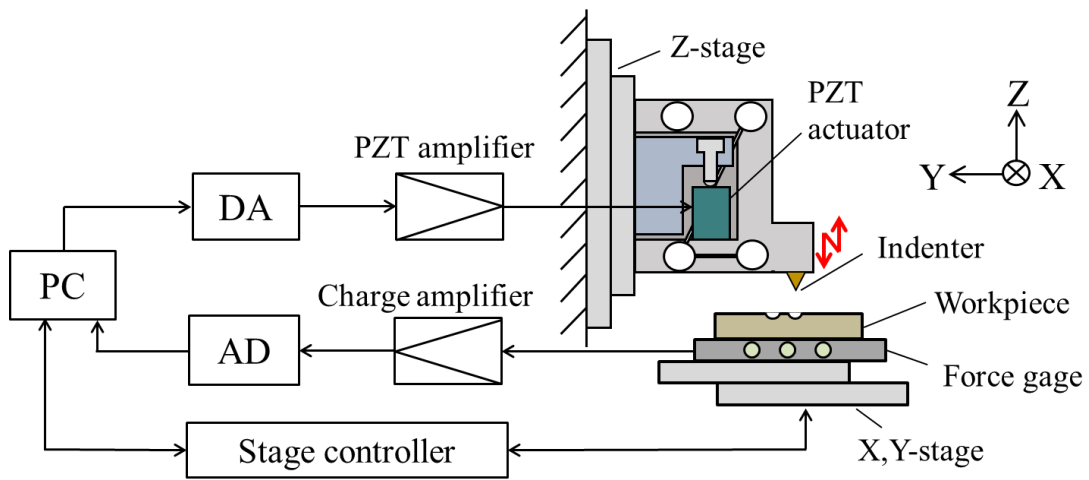


Fig.2.14 System configuration of force control unit

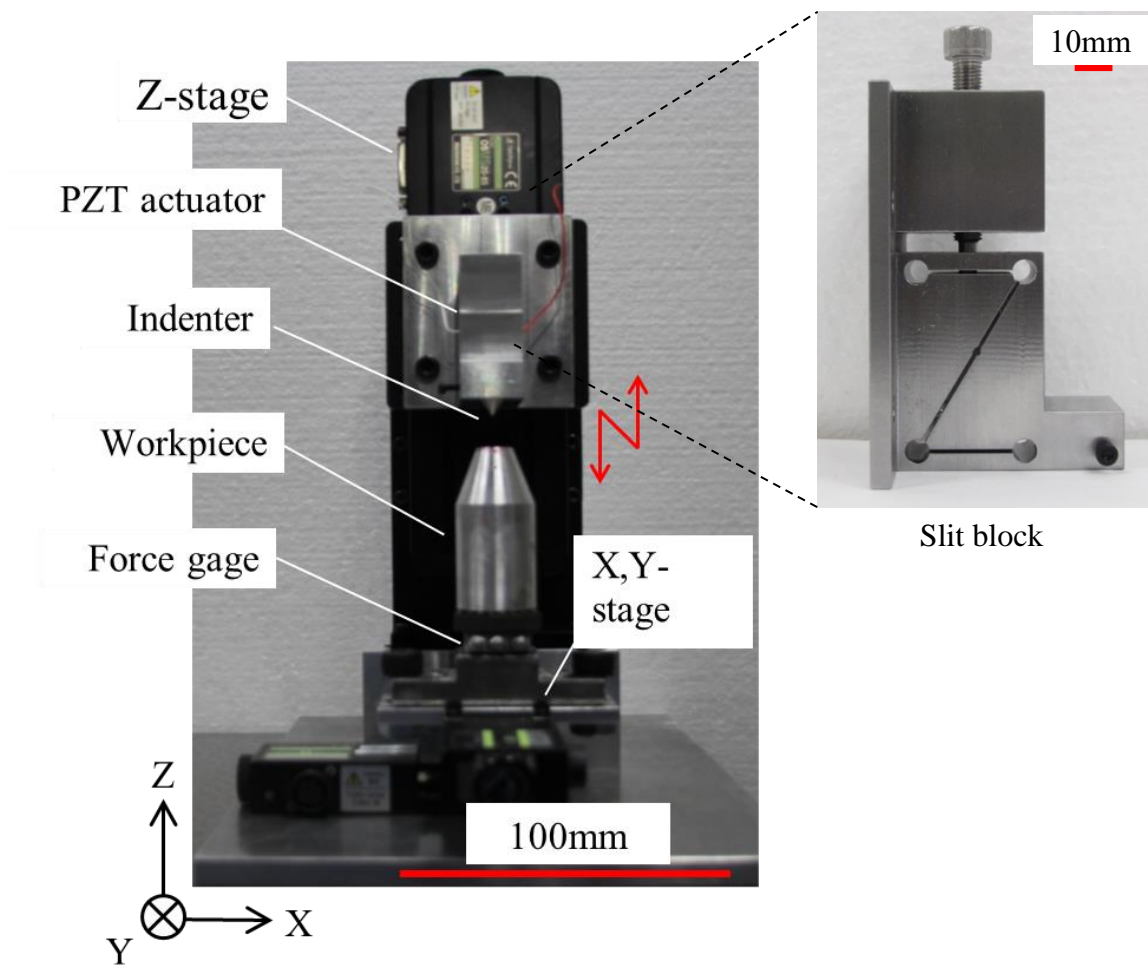


Fig.2.15 Appearance photo of force control unit

### 2.3.2 荷重制御加工ユニットの機構設計

印加電圧の増減により圧子を伸縮変形させる PZT アクチュエータで、押込み変位を微小に指示できる。しかし、ステップ状に電圧を増減させるため、圧子先端と加工面との距離が大きい場合は圧子先端が接触するまでに長時間を要する。そのため、PZT アクチュエータを駆動源とする微小押込み機構の応答性向上には、ハードウェアと制御方法の両面から工夫が必要である。

ハードウェアについて、PZT アクチュエータの変位を制御する信号の駆動周波数が高くなっても正確に追従できる機構を検討し、スリットブロック機構を採用した。Fig.2.16 にスリットブロックの断面図を示す。この機構は金属ブロックに Z:字状のスリットを施して、スリットブロックの Z 軸方向への変形を可能としている。スリットの各コーナー部には円形の切り欠きを設け、PZT アクチュエータの伸長時に切り欠き部が変形することで、スリットブロックの変形を容易にしている。一方で、PZT アクチュエータが縮む時に、スリットブロックの弾性を利用して機構全体の変形応答の向上を狙うものである。このため、スリットブロックの材料は、共振による加工精度の低下を防ぐため、固有周波数が大きいことが求められる。Table2.2 に種々の金属材料の固有周波数を比較した結果を示す。この結果より、スリットブロックの材料には A5056 を選択した。

荷重制御加工ユニットを構成するその他の機器の外観と仕様を、Fig2.17 に PZT アクチュエータの外観写真を示す。また、Table2.3 にその仕様を示す。

ディンプル深さの精度を向上させるために、Fig2.18 に示すキスラー社製 Force gage を用いて、圧子の押込み荷重を検知した。キスラー社製 Force gage の仕様を Table2.4 に示す。

また、ディンプルテクスチャのパターンを、小型の自動ステージの移動量を制御することによって容易に変更可能とした。Fig2.19 に、X 軸と Y 軸のそれぞれに用いた 1 軸用ステージの外観写真を示し、Table2.5 に仕様を示す。

圧子の材料は単結晶ダイヤモンドとし、Fig2.20 に圧子の概略寸法と外観写真を示す。

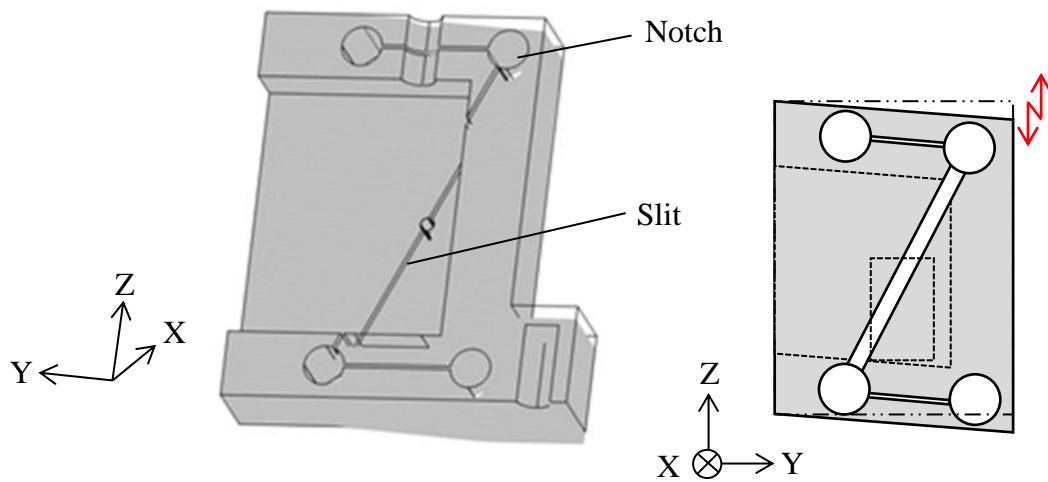


Fig.2.16 Cross section of slit block

Table2.2 Comparison of natural frequency of materials

	A5056	S45C	C5210
Weight[kg]	0.0671	0.1996	0.2235
Generative force[kN]	1.628	4.867	2.555
Natural frequency[kHz]	5.209	5.110	3.554

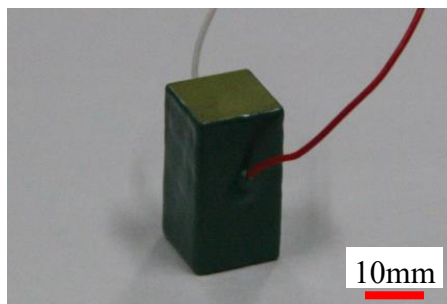


Fig.2.17 Appearance photo of PZT actuator

Table2.3 Specifications of PZT actuator

Operating temperature range [° ]	-25~85
Maximum operating voltage [V <sub>DC</sub> ]	150
Open-loop travel [μm]	18.4±3.5
Maximum pushing force [N]	3500
Unloaded resonant frequency [kHz]	69
Dimensions [mm]	11.5×11.5×20.0



Fig.2.18 Appearance photo of force gauge

Table2.4 Specifications of force gauge

Measurement range Fz [kN]	-5~+5
Sensitivity[pC/N]	$\div$ -4
Cross talk Fx,Fy→Fz[%]	$\leq \pm 3$
Operating temperature range[°C]	-60~150
Rigidity Fz[N/ $\mu$ m]	$\div$ 2600
Weight [g]	32



Fig.2.19 Appearance photo of X,Y stage

Table2.5 Specifications of X,Y stage

Max travel [mm]	15
Maximum speed [mm/s]	5
Weight [kg]	0.35
Alignment accuracy [mm]	0.02
Repetition alignment accuracy [mm]	0.01
Lost motion [mm]	0.01
Resolution [ $\mu$ m] (full step / half step)	1/0.5

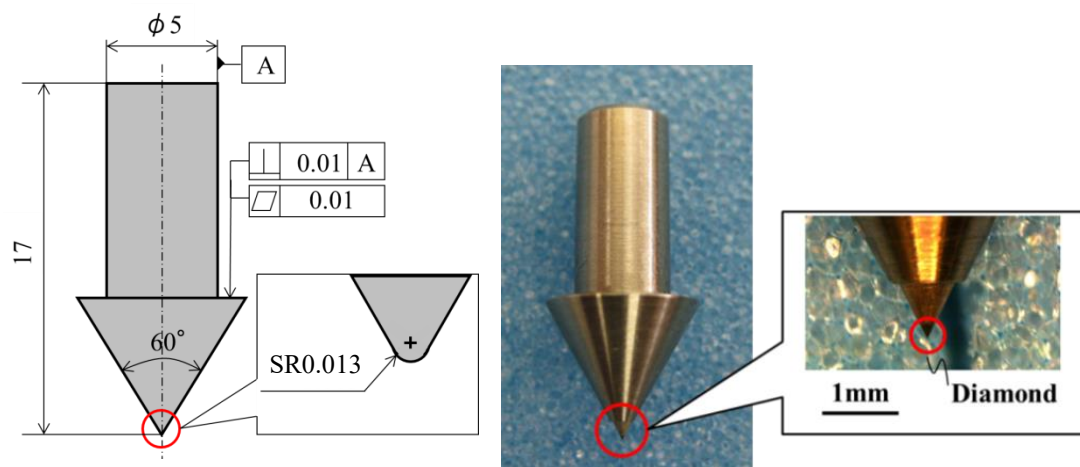


Fig.2.20 Schema and appearance photo of diamond indenter

### 2.3.3 スリットブロックの変位量の検証

スリットブロックの Z 方向の変位量を Fig.2.21 に示す方法で検証した。実験条件を Table2.6 に示す。スリットブロックの内部にプリロード調整用ねじを設置し、プリロード調整用ねじが PZT アクチュエータに接触した点を押し込み量の原点とする。接触後、プリロード調整用ねじを 1/8 ずつ回転させる (0.0625mm ずつ押し込む)。1/8 回転の都度、ファンクションジェネレータより PZT アクチュエータへ正弦波の電圧を出力し、通常、インデンタを設置する場所の変位量を電気マイクロで測定した。変位の測定時は、インデンタを取り外している。電気マイクロは、防振台上に設置した。

Fig.2.22 に、プリロードの値を変化させたときの圧子固定部の変位量の変化を示す。PZT アクチュエータへのプリロード値の増加に伴い、スリットブロックの変位量も増加する。プリロード値が 0.25mm から 0.3mm のときにスリットブロックの変位が 15.2 $\mu$ m で停滞し、その後 0.45mm 近辺で最大値となり、このプリロード値が、PZT アクチュエータとスリットブロックに設置されている部屋とのクリアランスが最小となり、PZT アクチュエータの変位が最も大きくスリットブロックに伝わることをわかった。PZT アクチュエータの変位量はこれを境に減少する。このように、スリットブロックの変位量は 15 $\mu$ m 以上であるため、圧子が上昇して X,Y 方向に移動する際でも、圧子先端と加工面の干渉を防止できる。

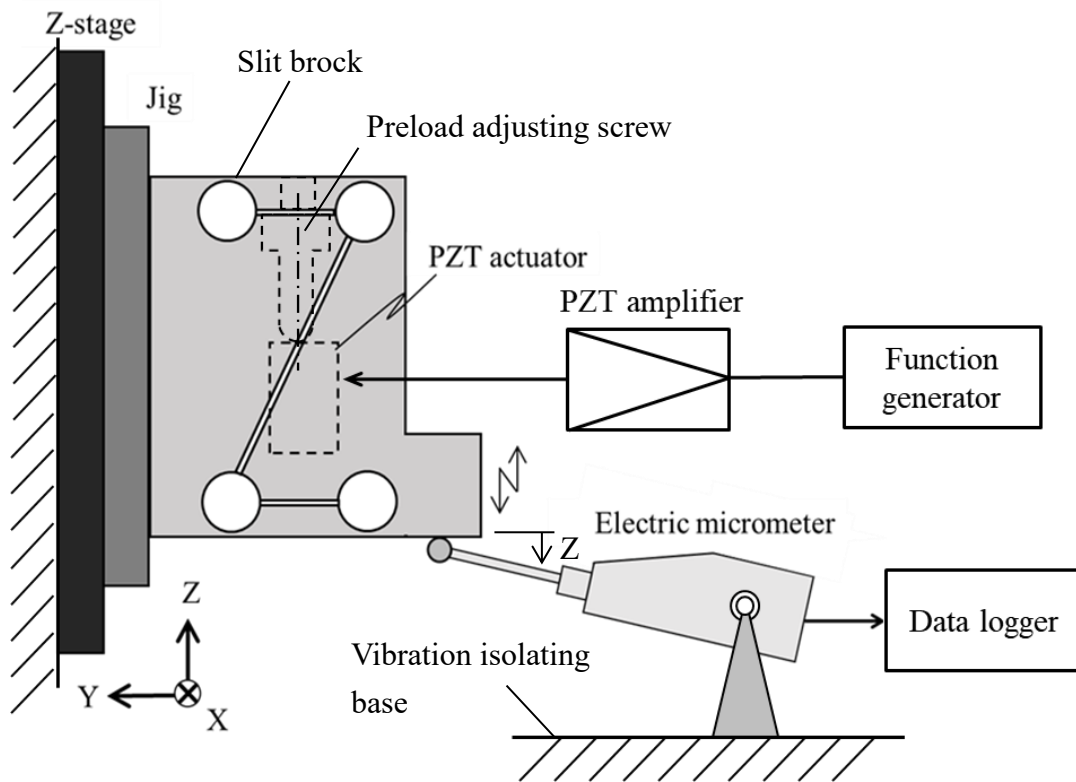


Fig.2.21 Experimental method of displacement amount estimation

Table 2.6 Experimental conditions for displacement amount estimation

PZT input voltage [V]	0~150
PZT input frequency [Hz]	0.1

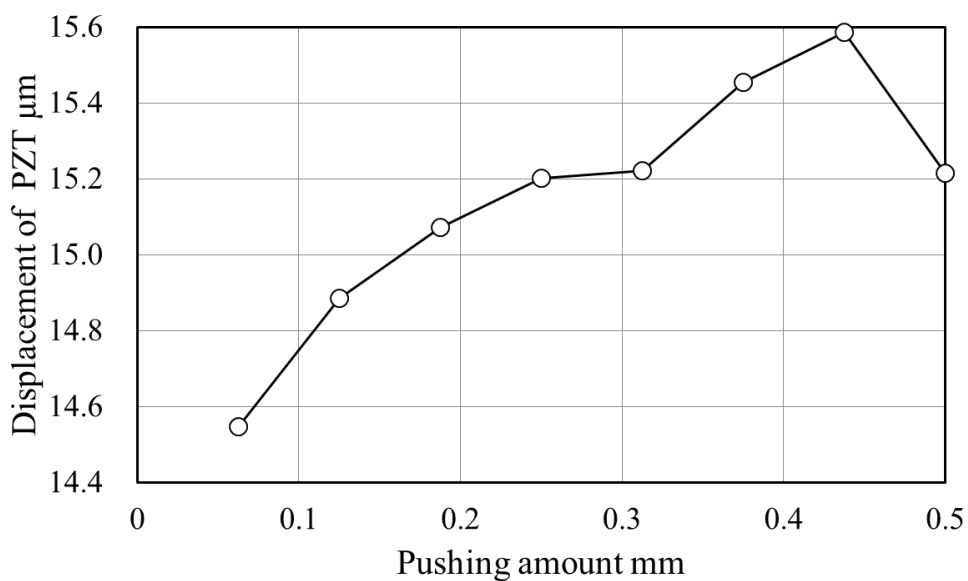


Fig.2.22 Change of displacement amount

### 2.3.4 荷重制御加工ユニットの制御回路

次に、荷重制御加工ユニットの制御回路の構成について述べる。Fig.2.23 に示すように、PZT アクチュエータへの駆動電圧は上昇幅を設定しステップ状の制御を行っている。圧子の押し込み深さの精度向上を図るため、ディンプル 1 個当たりの電圧のステップ出力を 30 回とした。目標加工速度を 35 個/s とすると電圧出力の出力回数は 1050 回/s となり、駆動回路の応答速度は 1050Hz 必要となる。

Fig.2.24 は、本研究で検討した荷重制御加工ユニットの制御回路のブロック図を示す。スリットブロック機構の PZT アンプ、DA/AD 変換ボード、ステージコントローラ等の周辺機器は 1kHz 以上の応答速度が必要と考える。本研究で使用する DA/AD 変換ボードの外観写真を Fig. 2.25 に示す。また、Table2.7 に諸元を示す。この DA/AD 変換ボードを用いて DA 変換（電圧出力）、AD 変換（荷重取得）、プログラム上の処理（荷重比較）の動作を処理する場合、約 12ms の時間を要し、DA/AD 変換の応答速度は、Fig.2.24 で示したように、約 80Hz となり、要求の 1kHz 以上の応答速度を満足しない。

Fig. 2.26 に、ステージコントローラの外観写真を示す。又、Table2.8 に諸元を示す。ステージコントローラ及び Fig.2.19 に示した X, Y ステージを組み合わせで動作させた応答速度は、Fig.2.24 に示すように、約 4Hz となり、これも所要の 1kHz 以上の応答速度を満足しない。

このように、DA/AD 変換ボード、ステージコントローラ、X,Y ステージはいずれも要求の応答速度を満足していない。このため、制御方法の改善策について検討した。

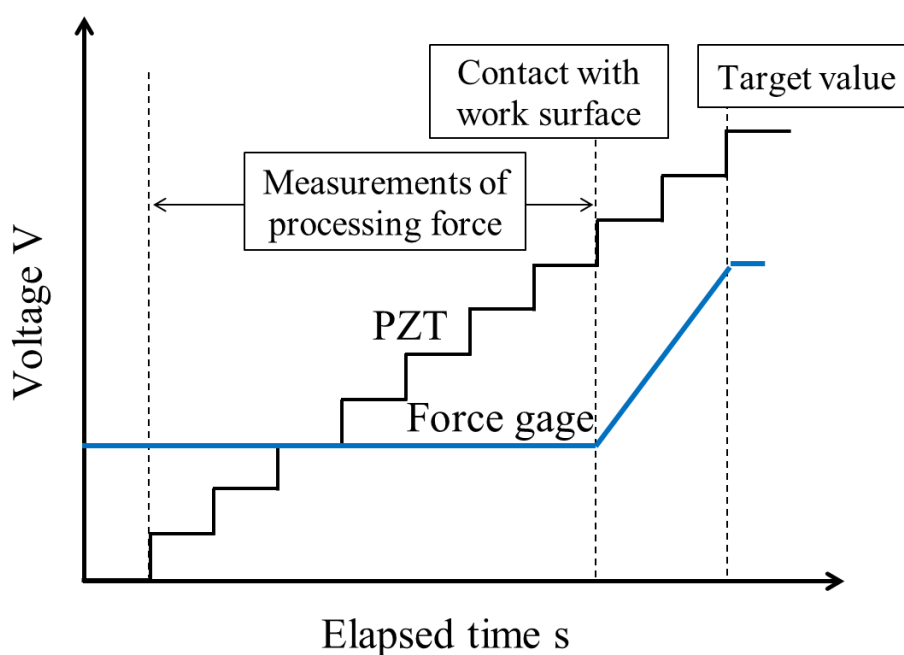


Fig.2.23 Drive voltage of PZT actuator



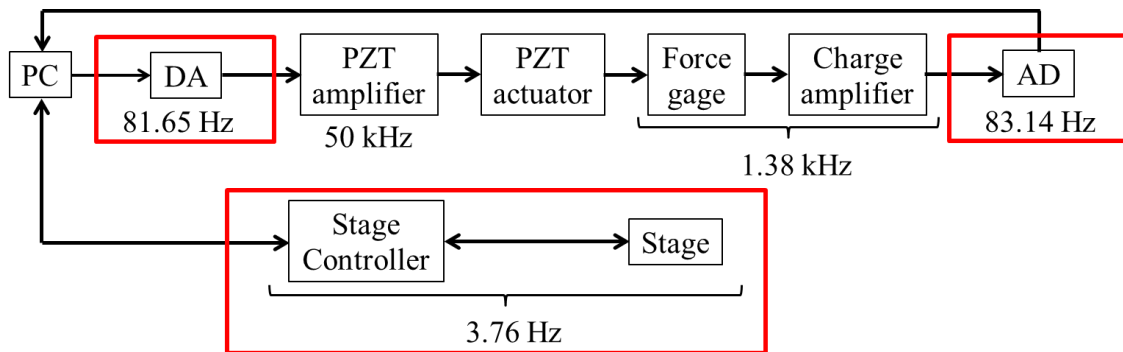


Fig.2.24 Block diagram of force control unit



Fig.2.25 Appearance photo of DA/AD conversion board

Table2.7 Specifications of DA/AD conversion board

Bus	USB
Function	Input , Output
Number of input channels[ch]	32
Input range[V]	$\pm 10$ , $\pm 5$ , $\pm 2.5$ , 0~10 , 0~5 , 0~2.5
Number of output channels[ch]	2
Output range[V]	$\pm 10$ , $\pm 5$ , $\pm 2.5$ , 0~10 , 0~5 , 0~2.5
Resolution[bit]	16
A/D conversion speed[ $\mu$ s]	2
D/A conversion speed[ $\mu$ s]	10



Fig.2.26 Appearance photo of stage controller

Table2.8 Specifications of stage controller

Number of controlled axis	4
Display range of coordinate[pulse]	999999999
Max driving speed[kpps]	500
Min driving speed[kpps]	1
Acceleration and deceleration time[ms]	0~1000
Interface	RS232C/GP-IB/USB
Mass[kg]	6.5

荷重制御加工ユニットの圧子の制御方法を Fig.2.27 に示す。この制御方法は出力前に電圧値を算出し、DA 変換を連続的に行う。変換速度は最小  $10\mu\text{s}$ 、応答速度は  $100\text{kHz}$  となり、必要条件の  $1\text{kHz}$  を大きく上回る。しかし、荷重のフィードバック制御を適用しないため、ディンプルの深さにばらつきが生じる。この制御フローを実現するために、加工を行う前に加工開始点と加工面の相対距離を変位計等で連続的に取得し、圧子の押し込み量を補正する。

荷重制御加工ユニットのステージの制御フローを Fig.2.28 に示す。ステージの移動指示は、PC からステージコントローラを介し、ステージへ送られる。一定時間待機した後、動作状況が PC へと送信される。この一連の動作の応答速度は、Fig.2.24 に示したように約  $3.76\text{Hz}$  であり、この制御方法では DA/AD 変換ボードの応答速度がボトルネックとなる。そこで、スリットブロック機構と X,Y ステージを非同期とした。この非同期制御ではスリットブロック機構の動作中に X,Y ステージは等速で移動する。これにより、ステージコントローラの信号伝達速度に依存せず、応答速度を向上できる。しかしながら、X,Y ステージの等速移動加工では、押し込み加工中もステージが移動しているため、X,Y ステージの移動方向とは逆の方向に圧子を引きずる。これを解消するには加工面への圧子の押し付け時間を短縮する必要がある。スリットブロック機構の応答性が重要となる。このため、加工のタイミングを Fig.2.29 に示すように設定した。X, Y ステージは移動する際、加速、等速移動、減速の過程が有り、加速中に加工開始すると送り方向のピッチ間隔に誤差を生じる。そのため、ディンプルテクスチャを製作する際の押し込み動作を X,Y ステージが等速移動している間に完了させる。

荷重制御加工ユニットの圧子の応答性を実験的に検証した。Fig.2.30 に実験方法の概略をしめす。又、Table2.9 に実験条件を示す。ファンクションジェネレータから PZT アクチュエータへ、周波数を変化させながら正弦波の電圧を与え、圧子取り付け部の変位を出力波としてレーザ変位計で計測し、入力波と比較することでボード線図を作成した。Fig.2.31 にスリットブロック機構のボード線図を示す。応答性は  $55\text{Hz}$  となり、 $1050\text{Hz}$  には到達していないことがわかった。高速化に適した更なる検討が必要であるが、以後のディンプルテクスチャのサンプル作成はこの結果で進めることとした。

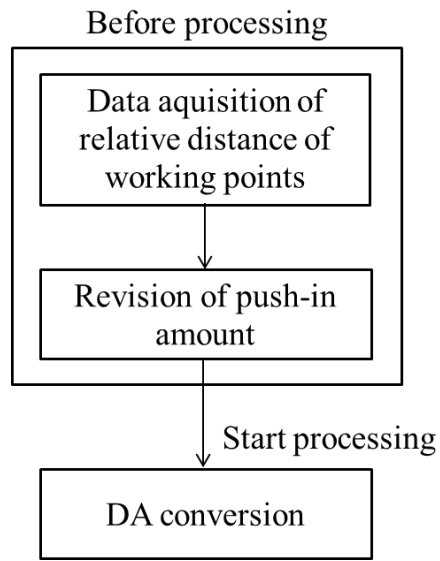


Fig. 2.27 Control method of indenter

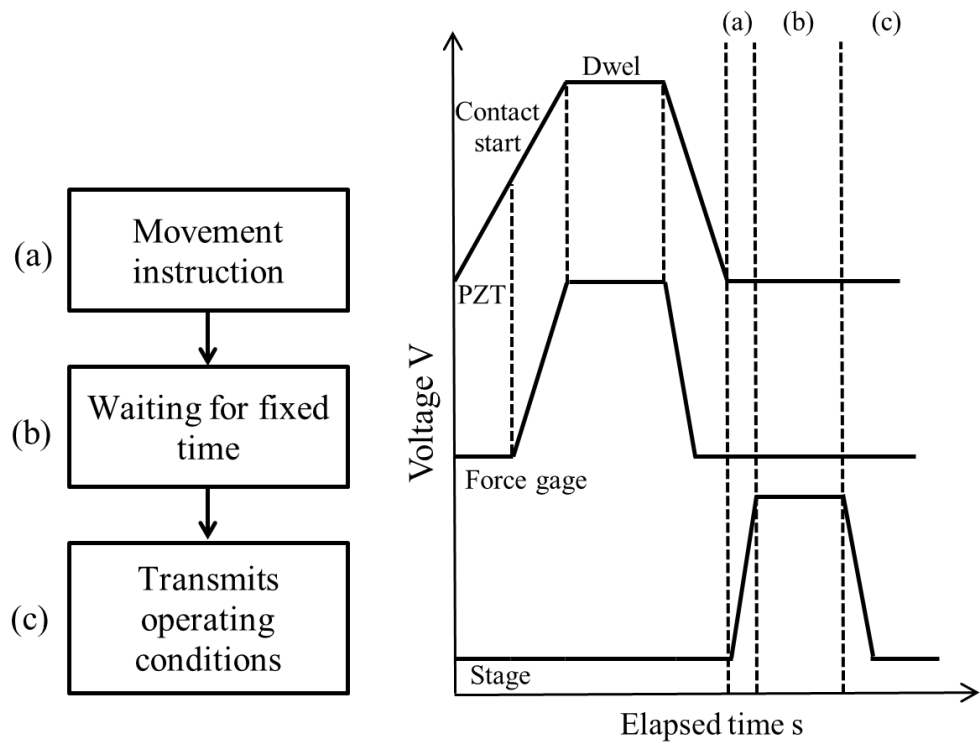


Fig.2.28 Control sequence of stage

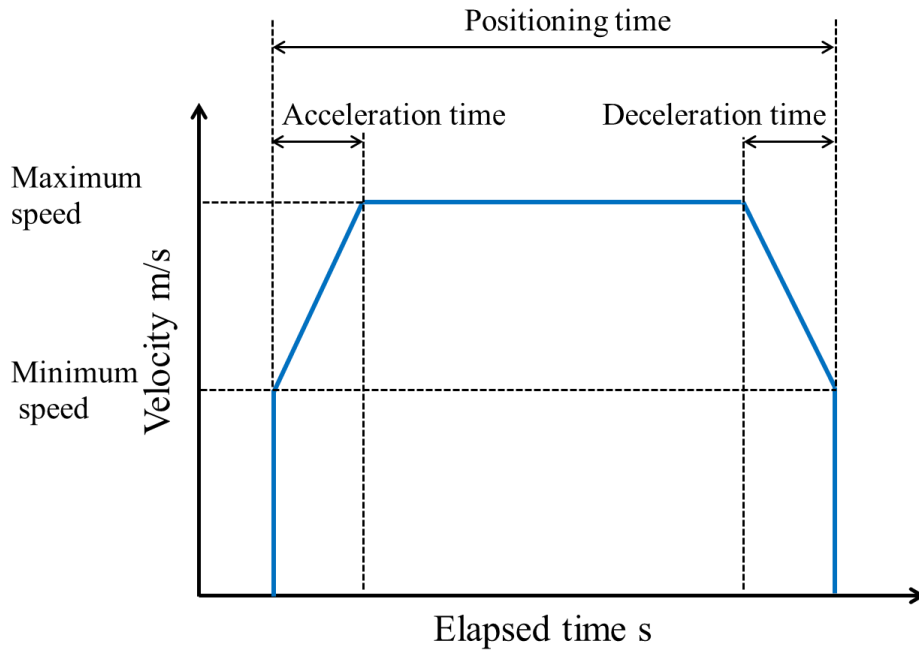


Fig.2.29 Speed diagram of X,Y stage travel

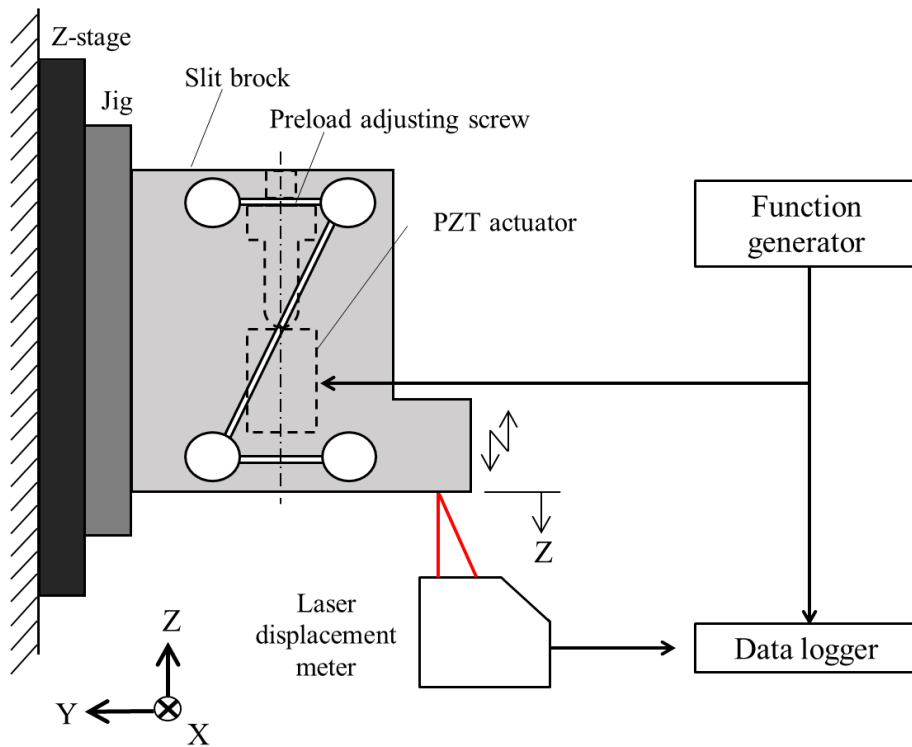


Fig.2.30 Experimental method of frequency response

Table2.9 Experimental conditions of displacement amount evaluation

PZT input voltage [V]	0~150
PZT input frequency [Hz]	1.0~137.0

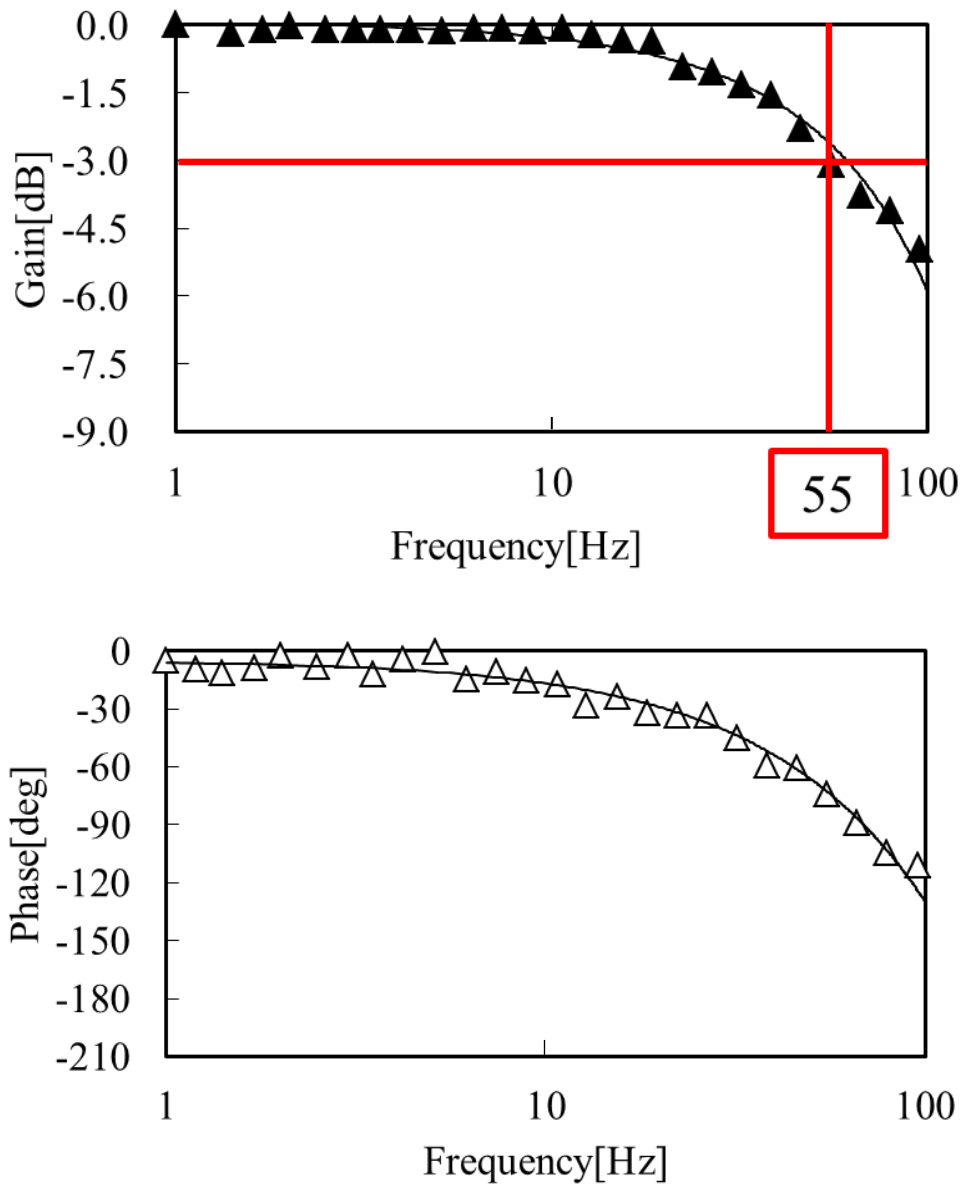


Fig.2.31 Frequency response of slit brock mechanism

### 2.3.5 荷重制御加工ユニットのディンプル精度検証

荷重制御加工ユニットを用いてディンプルテクスチャを試作し、加工精度を検証した。Table2.10 に加工条件を示す。先端曲率半径が  $13\mu\text{m}$  のダイヤモンド圧子を用いて、押し込み力  $0.11\text{N}$ 、X,Y Pitch  $25\mu\text{m}$  としてディンプル総数 50 点を加工した。加工後、ディンプルテクスチャを上から光学顕微鏡を用いて拡大撮影し、加工面と押し込みによって変形しているディンプルとの境界を写真上で読み取り、ディンプル直径とした。ディンプル直径  $2R_c$  とディンプル深さ  $h$ 、圧子の曲率半径  $R_c$  は  $2R_c=2\sqrt{R^2-(R-h)^2}$  であることから、ディンプル直径の測定結果をもとにディンプル深さを算出した。

Fig.2.32 に、ディンプルテクスチャの拡大写真を示す。また、作製したディンプルの直径と深さの測定結果を Table2.11 に示す。ディンプル直径は標準偏差  $0.27\mu\text{m}$ 、最大誤差  $1.09\mu\text{m}$  となり、ディンプル深さでは標準偏差  $0.12\mu\text{m}$ 、最大誤差  $0.51\mu\text{m}$  となった。例えば、ディンプル直径  $10\mu\text{m}$  の目標に対し、標準偏差を反映すると  $9.9\mu\text{m}$ – $10.1\mu\text{m}$  で得られ、ディンプル直径に対して 1%の精度で加工できる。

Table2.10 Experimental conditions of dimple texture process

Indenting force N	0.11
Diamond indenter radius $\mu\text{m}$	SR 13
Work material	A1070-O
X-pitch $P_x$ $\mu\text{m}$	25
Y-pitch $P_y$ $\mu\text{m}$	25
Quantity of dimples	70
Maximum displacement of PZT $\mu\text{m}$	15

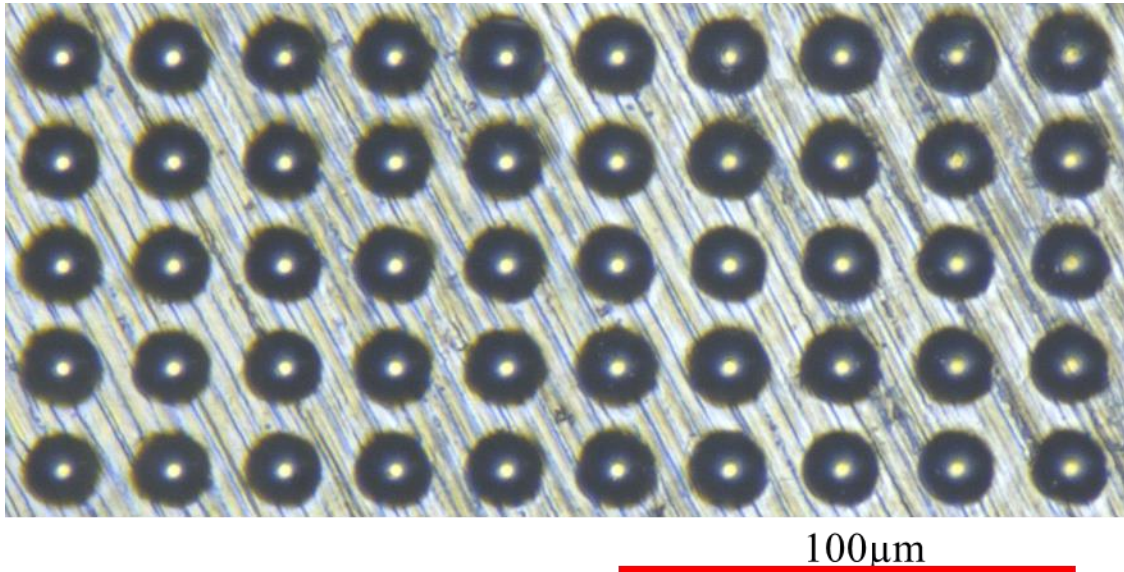


Fig.2.32 Microphotograph of a dimple texture

Table2.11 Forming results in force control indenting

Inspection result	Dimple diameter $d$ $\mu\text{m}$	Dimple depth $h$ $\mu\text{m}$
Average	17.77	3.51
Standard deviation $\sigma$	0.27	0.12
Error range	1.09	0.51



## 2.4 ディンプルテクスチャの伝熱特性評価システムの開発

ディンプルテクスチャの伝熱特性は、沸騰曲線を取得して評価する。評価に必要な測定項目を以下に挙げる。

- (1)ディンプルテクスチャ面（以下、伝熱面と呼ぶ）の温度
- (2)伝熱面を通過する熱流束
- (3)伝熱面の周囲の温水温度（以下、飽和水温度と呼ぶ）
- (4)脱気水の温度
- (5)伝熱面から発生する気泡の写真撮影

### 2.4.1 機能の必要条件

上記に挙げた項目を測定するためにディンプルテクスチャの伝熱特性を評価するシステムには以下の機能が必要である。

- (1) 伝熱面を通過する熱流束の計測機能

ディンプルテクスチャの伝熱性能は、伝熱面の温度と周囲の水温の差である過熱度に対して伝熱面を通過する熱流束の関係を表す沸騰曲線を作成して評価する。そのため、伝熱面温度と伝熱面を通過する熱量を測定する必要がある。

- (2) 脱気水の生成機能

プール沸騰における沸騰曲線を作成するため、使用する水に溶存する不純物の影響で飽和温度が変化する。測定値の誤差を防止するため、伝熱特性評価システムには使用する水を脱気する機能が必要である。

- (3) 飽和水温度の保持機能

過熱度は、伝熱面温度から使用する液体の沸点の差である。このため、使用液体が水の場合は、温度を沸点（飽和温度）に近づけるのが望ましい。伝熱特性評価システムには伝熱面周囲の温水温度を飽和温度に保持する機能が必要である。

- (4) 伝熱表面から発生する気泡の状況の観察機能

伝熱面へのディンプルテクスチャ付与により発泡点が増加することを期待する。これは伝熱促進効果に繋がると共に、ディンプルテクスチャの形状パラメータに起因する気泡の挙動に変化が生じると考えられる。伝熱特性評価システムには伝熱面から発生する気泡の観察及び撮影が可能であることが必要である。

- (5) 評価用のディンプルテクスチャサンプルの交換の容易化

伝熱面に施した形状パラメータのディンプルテクスチャを傷つけることなく、円滑にサンプル交換できることが望ましい。

## 2.4.2 伝熱特性評価システムの構成

2.4.1 項で述べた必要条件を満足させるために、Fig.2.33 に示す伝熱特性評価システムを設計・製作した。図中の赤線はヒータ、青線は熱電対、黒線は温水管を示している。Fig. 2.34 に外観写真を示す。この装置は、①熱流束・伝熱面温度の計測、②脱泡水の生成、飽和水温度の保持、③気泡の観察といった機能を備えている。以下に伝熱特性評価システムの構成にあたって、特に配慮した主要機能について説明する。

### (1)熱流束・伝熱面温度計測機能

Fig.2.36 に伝熱面を通過する熱流束の測定原理を示す。円錐台形状に加工したアルミニウム製ヒータブロックの一端を供試伝熱面とした。ディンプルテクスチャを施した、反対側の端面には熱源となる Fig.2.37 に示すヒータを埋設する。また、伝熱面直下には Fig.2.37 に示すシース型熱電対を、ヒータブロックの中心線上に所定の間隔で複数埋設させている。シース型熱電対のシース部直径は 1mm とし、K タイプの熱電対を用いた。

伝熱面を通過する熱流束は、熱電対①と熱電対②の間の温度差( $T_1-T_2$ )をヒータブロック材料 (A1070) の熱抵抗  $R_{At}$  と伝熱面の面積  $A$  を除して求め、算出式

$$q = \frac{(T_1 - T_2)}{R_A \cdot A}$$

により求めた。

なお、本研究における伝熱面(ヒータブロック上面)の直径は 14mm に統一した。

### (2) 脱気水の生成機能

Fig.2.33 に示したように、内部に蒸発皿を有するタンクに蒸留水を滴下し、ヒータによって過熱された蒸発皿に触れた蒸留水が蒸発し、タンク内で冷却されて結露し脱気水として蓄積される。Fig.2.39 に脱気水生成装置の外観写真を示す。

このようにして生成した脱気水をサブタンクに送り、飽和温度近傍まで予備加熱した後、ヒータブロックのあるメインタンクに送られる。

### (3) 飽和 (水) 温度の保持機能

Fig.2.34 に示すように、メインタンクの外周にリボンヒータを巻き付け、脱気水が飽和温度を維持できるようにした。なお、その外側をガラスウール (図示せず) により断熱する。

#### (4)気泡の観察窓

Fig.2.35 にメインタンクの外観を示す。メインタンク外周部に複数のガラス窓を設け、近傍の気泡の挙動を観察できるようにした。なお、Fig.2.35 に示すメインタンクは、外観を明確に示すためにリボンヒータと断熱材を外して撮影されている。

#### (5)評価用サンプルの交換容易化

形状パラメータの異なるディンプルテクスチャの伝熱性能を比較評価するには、サンプル交換の簡便性と測定精度維持の両立が必要である。

評価用サンプルは、ヒータブロック上面にディンプルテクスチャを施した伝熱面と、ヒータからの熱量によって生じる温度勾配を熱電対で検知する温度勾配検知部を一体とした。これにより、接触熱抵抗による測定精度への影響を排除した。

評価用サンプルは、Fig.2.35 に示すように、メインタンクの背面から交換する構造となっている。

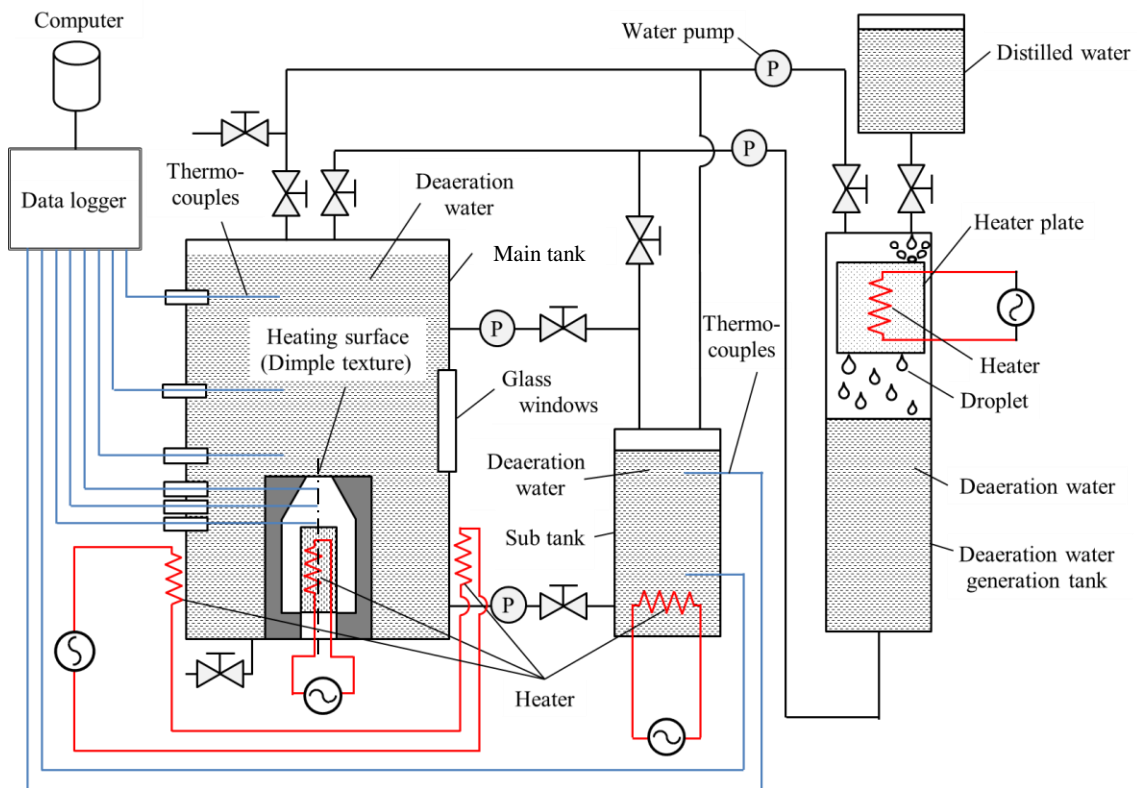


Fig.2.33 Heat transfer performance evaluation system

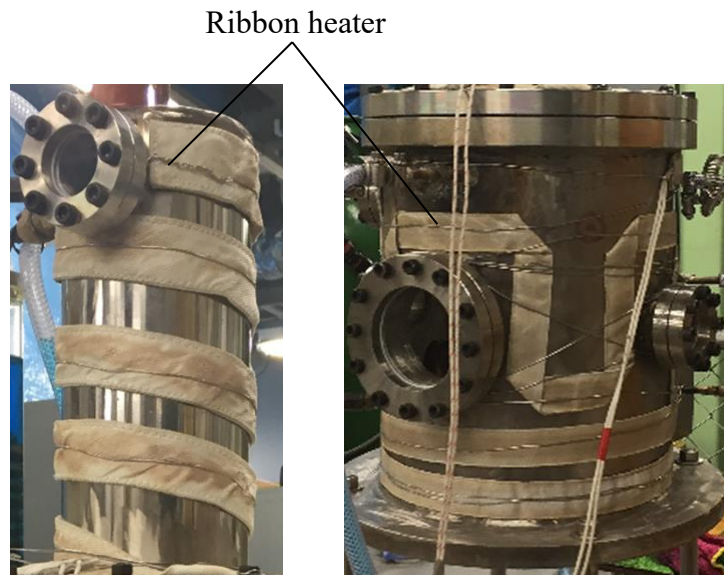


Fig.2.34 Appearance photos of ribbon heater

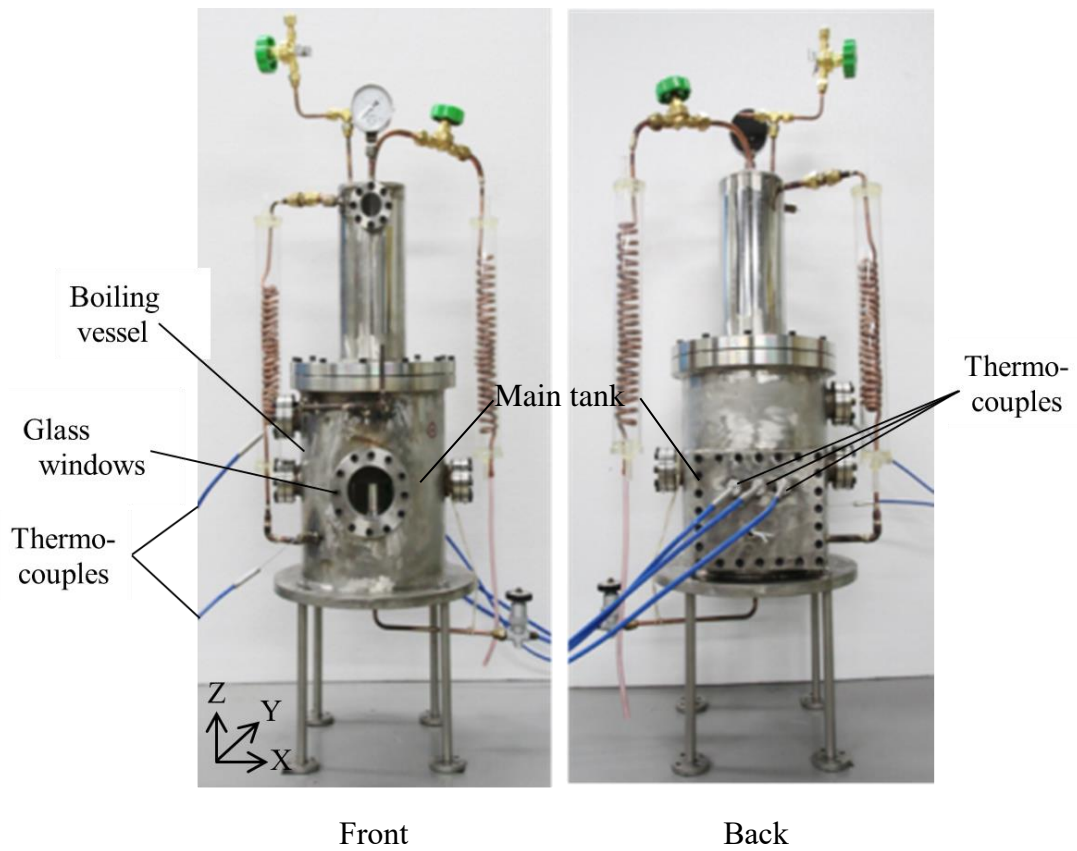


Fig.2.35 Appearance photos of boiling vessel unit

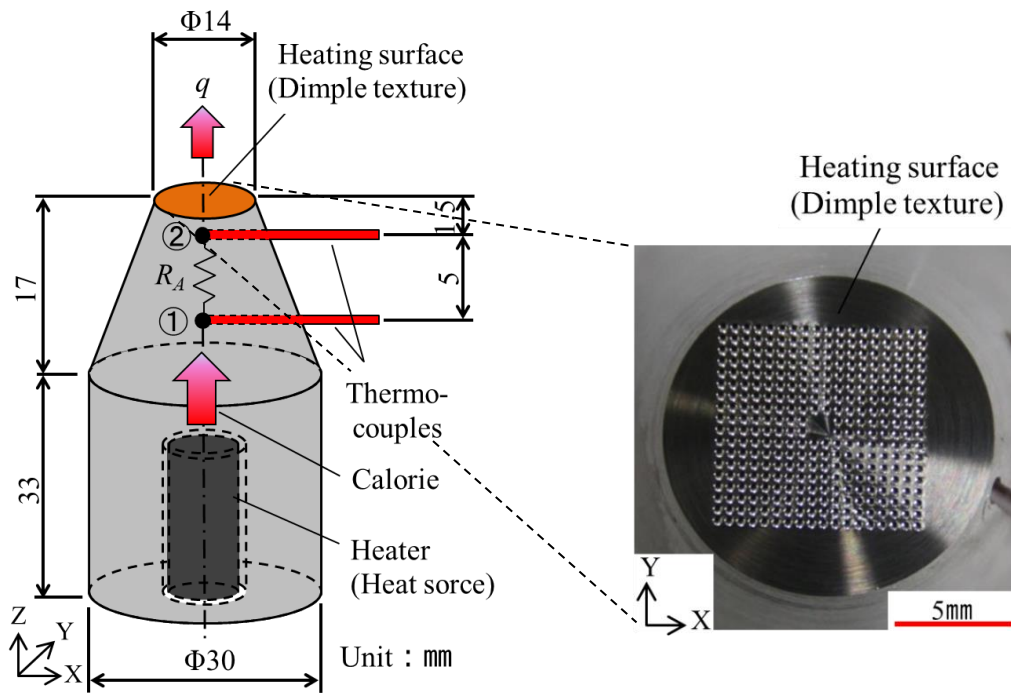


Fig.2.36 Measuring method of calorie which passes through heat transfer surface



Fig.2.37 Appearance photo of heater(120W)



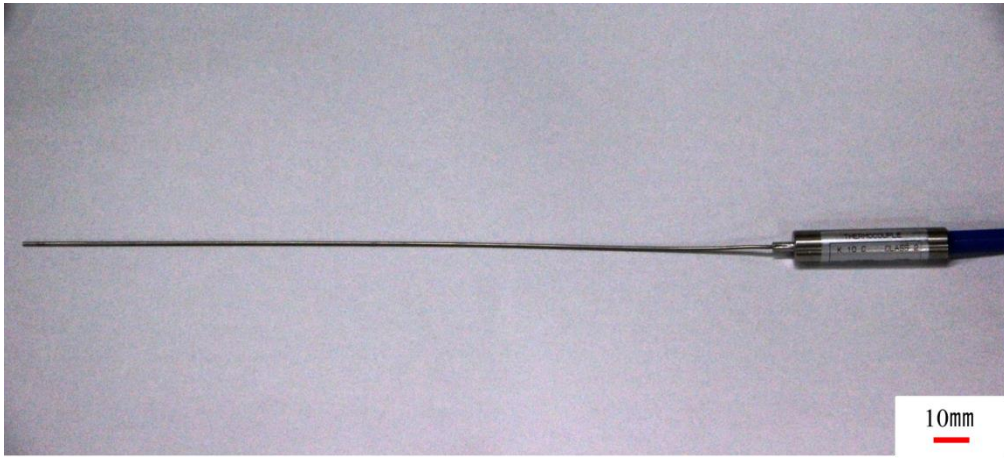


Fig.2.38 Appearance photo of thermocouple



Fig.2.39 Appearance photo of deaeration water generation tank

## 2.5 まとめ

本章では、評価用サンプルを効率的に得ることを目的とした、ディンプル直径、ディンプル深さ、ディンプルピッチ等のパラメータ変更が容易なディンプルテクスチャ加工装置を設計・試作し、ディンプル直径およびディンプル深さの加工精度を評価した。

直径  $100\mu\text{m}$  レベルのディンプルに対しては、工作機械を流用しつつ、工作機械のドリフトや運動精度、加工面の位置決め誤差を板ばねで低剛性化して定圧加工とした運動誤差吸収ユニットを試作した。

また、直径  $10\mu\text{m}$  レベルのディンプルには、圧子の押し込み荷重指令値に達したときに圧子の押し込みを止めて定圧加工とした荷重制御加工ユニットを試作し、ディンプル直径および深さの加工精度を評価した。

また、製作したディンプルテクスチャの伝熱性能や気泡の発生状態を評価するシステムを試作した。これらの有効性について、本実験の範囲において以下の結果を得た。

- (1) 運動誤差吸収ユニットでのディンプルテクスチャ作製において、被加工材料の弾性範囲までヘルツの接触応力の式を用いて負荷荷重を推測し、板ばねの厚さの決定を試みたが、被加工材料を塑性領域まで変形させるには、さらに荷重が必要である。このため、板ばねの厚さを実験により決定した。その結果、本実験範囲において、ディンプル深さが数  $\mu\text{m}$  レベルの比較的浅いディンプルテクスチャは、直径  $1.0\text{mm}$  の サファイア球圧子と板ばね厚さ  $0.4\text{mm}$  で作製できる。

また、ディンプル深さ  $10\mu\text{m}$  以上の比較的深いディンプルテクスチャは、直径  $0.4\text{mm}$  サファイア球圧子と板ばねの厚さ  $0.7\text{mm}$  で製作できる。

- (2) 直径  $1.0\text{mm}$  のサファイヤ球を用いたディンプルの押し込み量と直径の相関関係を調べ、この関係より例えば、直径  $150\mu\text{m}$  を目標とする場合は圧子の押し込み指令値を  $35\mu\text{m}$  とすれば良いことがわかった。この時のディンプル直径のばらつきを標準偏差で示すと上限は  $160\mu\text{m}$ 、下限は  $110\mu\text{m}$  となることを確認した。押し込み指令値は  $35\mu\text{m}$  とすれば良く、この場合のディンプル深さは  $6.3\mu\text{m}$  となる

このことから、直径  $1.0\text{mm}$  のサファイヤ球を用いた場合のディンプル直径の加工精度は  $\mu\text{m}$  レベルでは得られず、数  $10\mu\text{m}$  レベルである。

- (3) 直径  $0.4\text{mm}$  のサファイヤ球を用いたディンプルの押し込み量と直径の相関関係から、例えば、直径  $150\mu\text{m}$  を目標とすると、圧子の押し込み指令値を  $20\mu\text{m}$  とすれば良く、本実験範囲内において、ディンプル直径のばらつきは、標準偏差の上限で

152 $\mu\text{m}$  となり，下限は 128 $\mu\text{m}$  となった．ディンプル深さのばらつきは，標準偏差の上限で 11.0 $\mu\text{m}$  となり，下限で 15.0 $\mu\text{m}$  となった．

このことから，直径 0.4mm のサファイヤ球を用いた場合においても，ディンプル直径の加工精度は  $\mu\text{m}$  レベルでは得られず，数 10 $\mu\text{m}$  レベルにとどまる．所望のディンプル直径が 10 $\mu\text{m}$  レベルの場合，ディンプル直径の目標加工精度は少なくとも  $\mu\text{m}$  レベルが必要となるため，本システム以外の成形方法が必要であると判断した．

- (4) 直径 10 $\mu\text{m}$  レベルのディンプルの製作方法として，サブミクロンオーダの微小送りが可能な圧電素子を駆動源とし，設定した押し込み荷重指令値で定圧加工する荷重制御加工ユニットの機構と制御方法を検討した．

ディンプル直径の精度検証の結果，要求のディンプル直径 10 $\mu\text{m}$  において標準偏差を反映すると，ディンプル直径が 9.9 $\mu\text{m}$  から 10.1 $\mu\text{m}$  の範囲の高精度なディンプルテクスチャの製作が可能となった．

- (5) 荷重制御加工ユニットの圧子側の応答性を実験的に検証し，スリットブロック機構の応答性は 55Hz となり，目標の 1050Hz に到達していないことがわかった．高速化については，さらに応答性改善構造の検討が必要である．

- (6) ディンプルテクスチャの伝熱特性を評価する伝熱特性評価システムを試作開発した．熱流束・伝熱面温度の計測機能の他，脱気水生成は，メインタンクを満たす実験に必要な 6l の脱気水を 10hr で生成できることを確認した．飽和水温度は，ディンプルテクスチャ近傍の脱気水を 98.5 $^{\circ}\text{C}$  から 104.0 $^{\circ}\text{C}$  で保持できることを確認した．また，本評価システムはディンプルテクスチャやその周囲からの発泡を撮影できる．

以上より，ディンプル直径やディンプル深さの異なるサンプルを作製する加工装置と，伝熱特性を評価する装置を試作開発した．これらによって，ディンプルテクスチャサンプルの作製，およびパターン化された熱伝達面の伝熱促進への影響解明を効率的に実施できる．



### 第3章 ディンプルが一様に分布するディンプルテクスチャの伝熱性能

本章では、ディンプル直径とディンプル数を変えて、ディンプルが一様に分布するディンプルテクスチャについて、核沸騰開始や気泡の挙動を比較評価した。また、ディンプルテクスチャと、表面にマクロレベルの周期的なカッターマークを持たない亜鏡面の核沸騰開始や気泡の発生挙動について比較評価した。

#### 3.1 伝熱性能の実験条件

Fig.3.1 にディンプルテクスチャのパラメータを図示する。ヒータブロック上端面中心部 $\square 9\text{mm}$ の範囲に、直径が均一でピッチが $P_x=P_y$ となるようディンプルを配列した。Table3.1 にディンプルテクスチャの形状データを示す。伝熱性能の差を明瞭に検出するために、本実験の範囲内で加工可能なディンプル直径と数量を設定した。本章ではディンプル深さはパラメータの輻輳を避けるため比較対象外とした。

Table3.2 に伝熱性能の評価条件を示す。第2章の2.4節で説明した伝熱特性評価システムの脱気装置を用いて6Lの蒸留水を脱気して温水とした。メインタンク内は大気圧とした。ヒータは120Wで可変抵抗器に接続し、発熱量を制御した。ヒータブロックとディンプルテクスチャ近傍の温水温度測定はKタイプのシーズ型熱電対を用いた。

ディンプルテクスチャ直下の熱電対の温度を1sの間隔で300点サンプリングし、温度の変動が $0.02^\circ\text{C}$ 以内であれば定常に達したと判断した。定常に達した後、各測定点の温度を10msの間隔で10,000点サンプリングし、これを3回連続で実施した結果を平均した。

#### 3.2 供試サンプル

Fig.3.2 に亜鏡面サンプル(No.1)の顕微鏡写真を示す。亜鏡面サンプルの表面は、ダイヤモンド工具で切削したカッターマークにより筋状となっている。Fig.3.3 に亜鏡面サンプルの断面プロファイルの一例を示す。この事例での表面粗さは $Ra0.085\mu\text{m}$ となっている。

Fig.3.4 に直径 $10\mu\text{m}$ のディンプルテクスチャ(No.2)の顕微鏡写真を示す。No.2は、 $\square 9\text{mm}$ の範囲に32,761個のディンプルを加工している。Fig.3.5 に直径 $10\mu\text{m}$ のディンプルテクスチャ(No.3)の顕微鏡写真を示す。No.3は、 $\square 9\text{mm}$ の範囲に3,136個のディンプルを加工している。No.2とNo.3のディンプル数は約10倍の差として、核沸騰開始や気泡の挙動の差を確認した。No.2とNo.3のディンプルテクスチャは荷重制御核ユニットで製作した。

Fig.3.6 に直径 $150\mu\text{m}$ のディンプルテクスチャ(No.4)の顕微鏡写真を示す。No.4は、 $\square 9\text{mm}$ の範囲に3,136個のディンプルを加工している。Fig.3.7 に直径 $150\mu\text{m}$ の

ディンプルテクスチャ (No.5) の顕微鏡写真を示す. No.5 のディンプル数は 361 個とし, No.4 に対して約 10 倍の差とした. Fig.3.8 に直径  $150\mu\text{m}$  のディンプルテクスチャ (No.6) の顕微鏡写真を示す. No.6 のディンプル数は 81 個とし, No.5 に対して約 5 倍の差とした. また, No.4 と No.6 のディンプル数の差を約 39 倍に拡大して核沸騰開始や気泡の挙動を比較した. 直径  $150\mu\text{m}$  のディンプルテクスチャは, 運動誤差吸収ユニットで製作した.

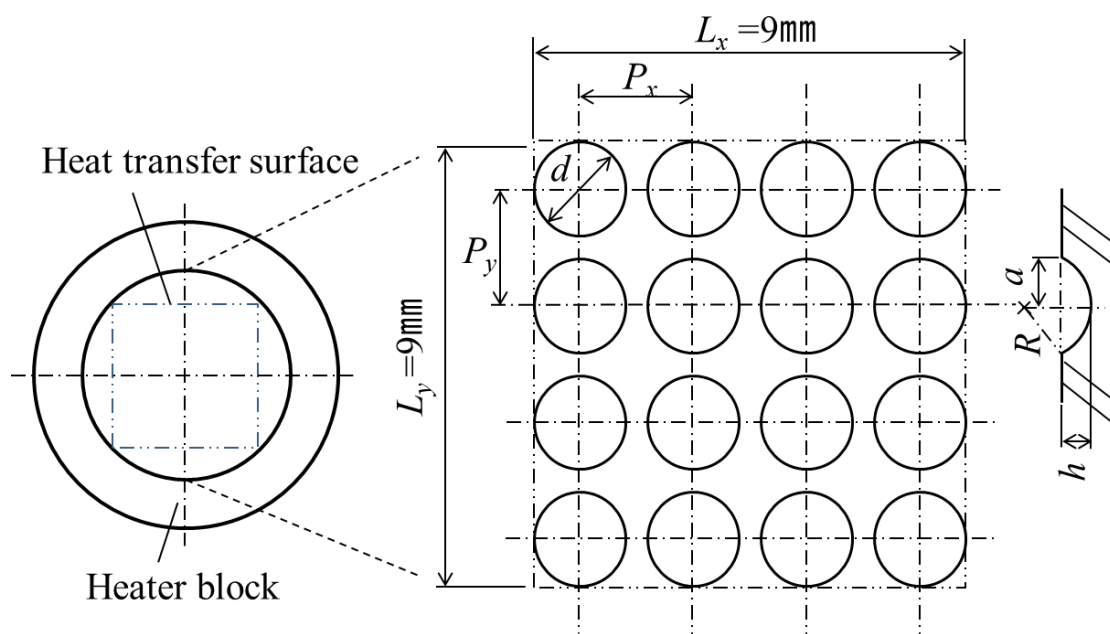


Fig.3.1 Configuration variables of a dimple texture

Table3.1 Shape conditions of dimple texture tested

Sample No.	Dimple diameter $d$ $\mu\text{m}$		Dimple depth $h$ $\mu\text{m}$		Quantity of dimples/ $9\text{mm}^2$
	Nominal	Sample avg.	Nominal	Sample avg.	
1	Micro finishing surface Ra0.085 $\mu\text{m}$				
2	10.0	10.1	3.0	2.2	32,761
3	10.0	10.0	3.0	2.1	3,136
4	150.0	147.3	5.7	2.7	3,136
5	150.0	137.8	5.7	2.4	361
6	150.0	152.7	5.7	2.9	81

Table3.2 Experimental conditions

Refrigerant	Distilled water
Amount of refrigerant	6 L
Ambient pressure	Atmospheric pressure
Heating capacity	120 W
Thermocouple	K type $\Phi 1.0$ mm
Temperature measurement points	Water tank 3points Heater block 2points
Measurement interval	10 ms
Amount of temperature measurement points	10000points

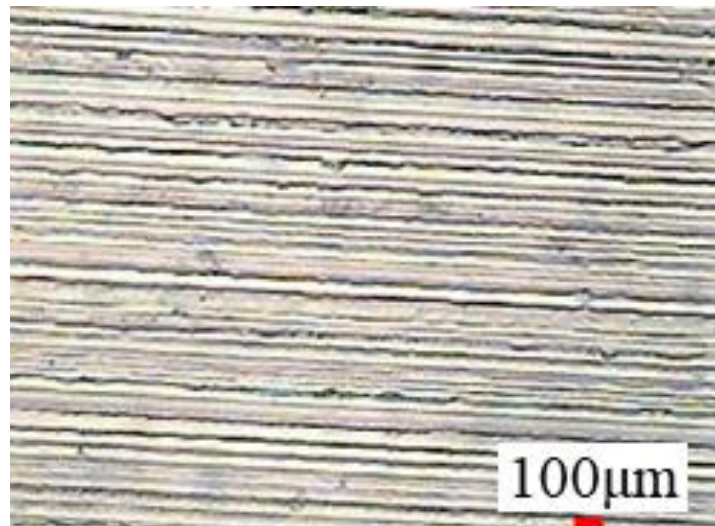


Fig.3.2 Microphotograph of micro finishing surface (Sample No.1)

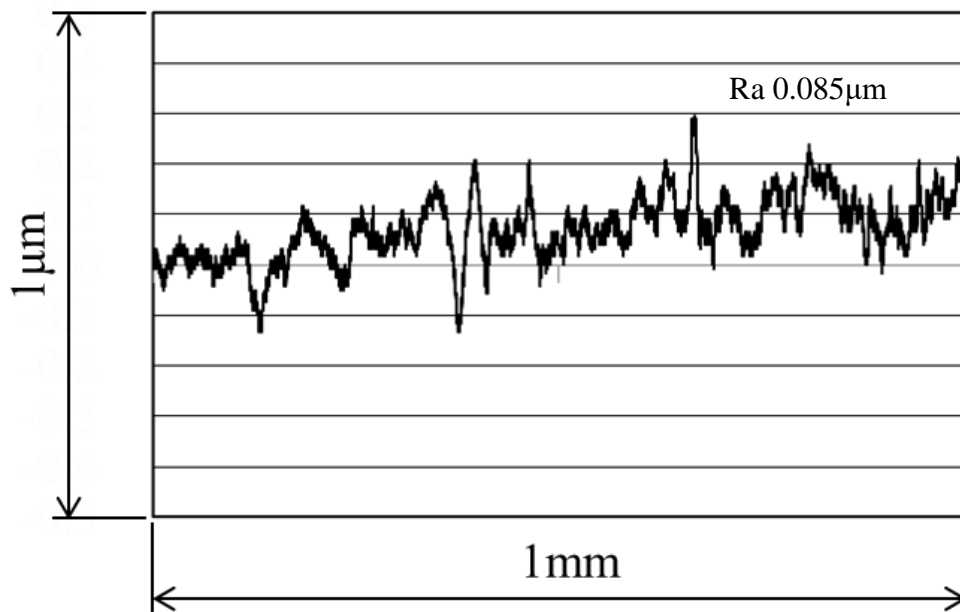


Fig.3.3 An example of surface profile of micro finishing surface

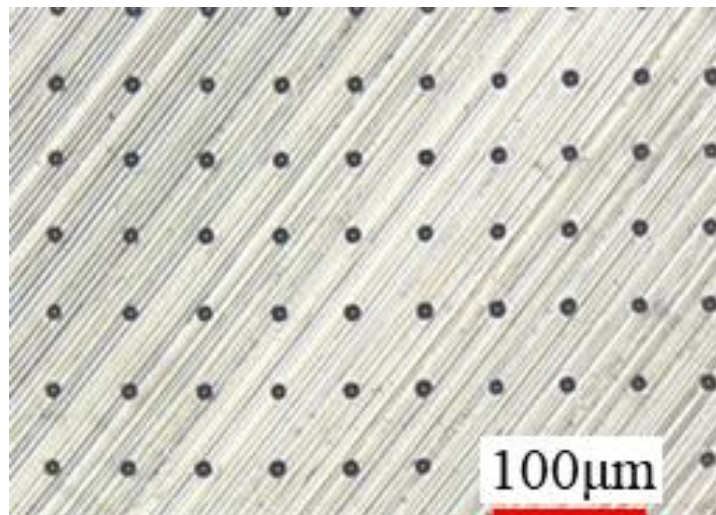


Fig.3.4 Microphotograph of dimple texture (Sample No.2)

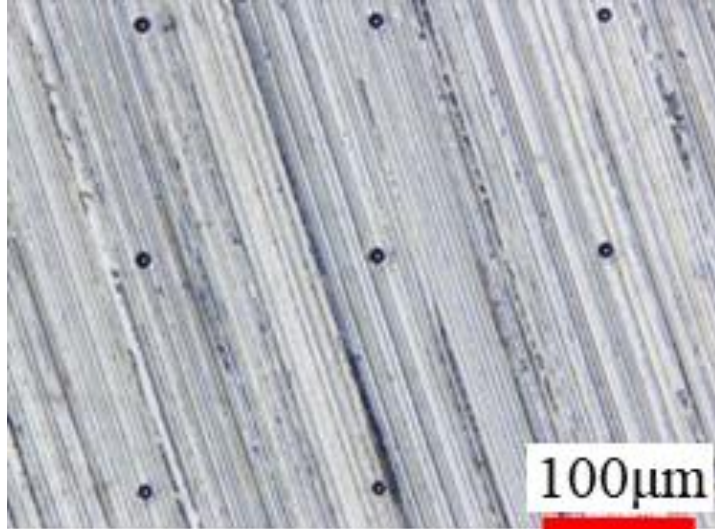


Fig.3.5 Microphotograph of dimple texture (Sample No.3)

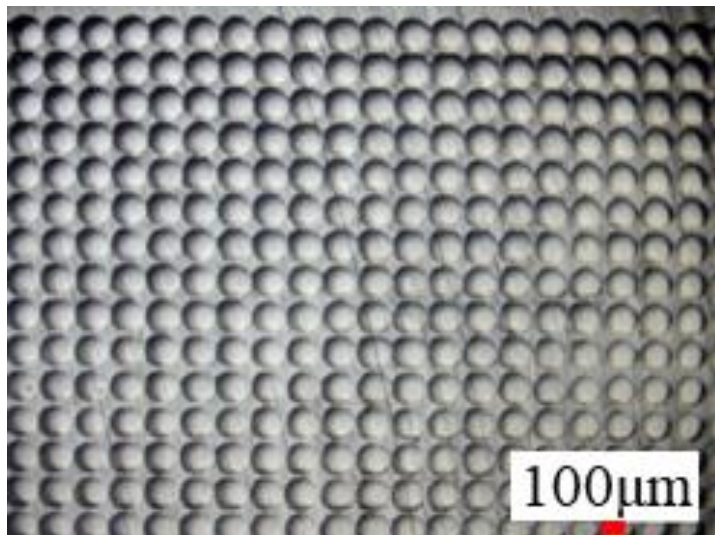


Fig.3.6 Microphotograph of dimple texture (Sample No.4)

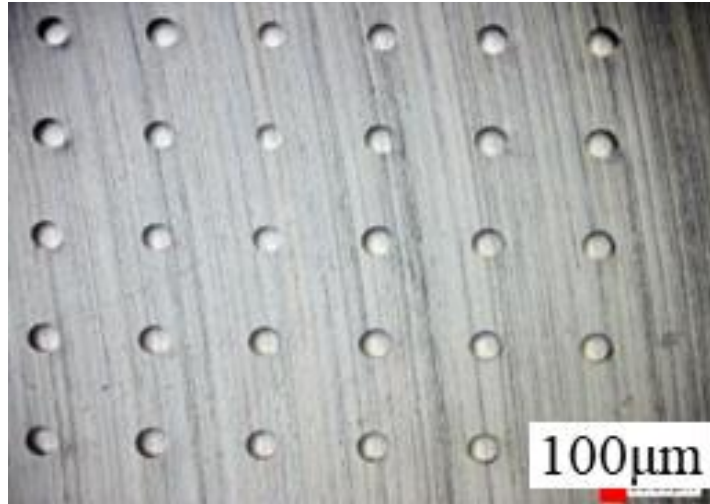


Fig.3.7 Microphotograph of dimple texture (Sample No.5)

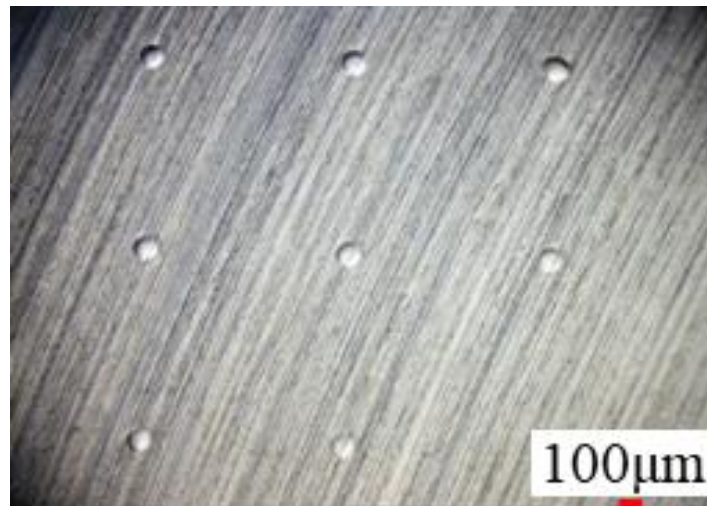


Fig.3.8 Microphotograph of dimple texture (Sample No.6)

### 3.3 ディンプルテクスチャの伝熱性能比較

前節でディンプルが一様に分布したディンプルテクスチャのパラメータを説明した。本節においては、用意したサンプルのディンプル直径とディンプル数の違いによる核沸騰開始と気泡の挙動について比較した結果を説明する。また、ディンプルテクスチャと、表面にマクロレベルの周期的なカッターマークを持たない亜鏡面の核沸騰開始と気泡の挙動について結果を説明する。

核沸騰開始後の熱流束については、プール核沸騰熱伝達として整理されている Stephan-Abdelsalam の式<sup>95)</sup> (2) と Rosenow の式<sup>96)</sup> (3)に基づいて、大気圧下での計算結果を併記した。

$$q = C_1 \frac{1}{0.327} \cdot \Delta T_{sat} \frac{1}{0.327} \quad (2)$$

$$q = \left( \frac{c_p \cdot Pr^{1.7}}{\Delta h \cdot c_{sf}} \right)^{\frac{1}{0.33}} \cdot \left( \frac{\Delta h}{\nu_w} \cdot \sqrt{\frac{g}{\nu_w \cdot (\rho_w - \rho_v)}} \right)^{-1} \cdot \Delta T_{sat} \frac{1}{0.33} \quad (3)$$

#### 3.3.1 亜鏡面(No.1)と直径 10 $\mu\text{m}$ のディンプルテクスチャの場合

全ての実験においてヒータブロック上面の外周縁と断熱保持部材との隙間から先行して発泡しており、ディンプルテクスチャの熱伝達は対流の影響を受けたことも否定できない。このため、核沸騰の開始に関しては、伝熱面のディンプルテクスチャから発泡している結果をもとに考察した。Fig.3.9 に亜鏡面(No.1)と直径 10 $\mu\text{m}$  のディンプルテクスチャの沸騰曲線を示す。核沸騰の開始はそれぞれのディンプルテクスチャからの気泡の離脱を目視確認して決定した。この図より、

- (1) ディンプルテクスチャ面が亜鏡面よりも 0.07 $^{\circ}\text{C}$ と僅かに低過熱度で核沸騰が開始したこと、
- (2) 十分進んだ核沸騰領域において、過熱度 127 $^{\circ}\text{C}$ で比較すると亜鏡面の熱流束が約 50%大きいこと、

がわかる。これらのことから、ディンプルテクスチャは、低過熱度領域での伝熱促進に寄与している。



### 3.3.2 デンプル数が同数で、デンプル直径が異なる場合

Fig.3.10 にデンプル数が同数で、デンプル直径が異なる場合の伝熱性能を示す。この図より、

- (1) デンプル直径の小さい No.3 の過熱度は  $107.2^{\circ}\text{C}$  で、No.4 の  $107.3^{\circ}\text{C}$  よりも僅かに早く核沸騰が始まること、
- (2) 核沸騰開始後は式(2)と式(3)の結果に沿っていること、
- (3) 核沸騰が十分進行した領域では、デンプル直径の小さな No.3 の熱流束が大きいこと、

がわかる。このことから、直径の小さいデンプルテクスチャは、低過熱度領域での伝熱促進に寄与している。

### 3.3.3 デンプル数が異なる場合

Fig.3.11 にデンプル直径  $10\mu\text{m}$  の場合のデンプル数の違いによる伝熱性能を示し、Fig.3.12 に直径  $150\mu\text{m}$  の場合のデンプル数の違いによる伝熱性能の比較を示す。これらの図より、

- (1) デンプル直径  $10\mu\text{m}$  の場合、核沸騰開始後の熱流束は、デンプル数の多い No.2 の方が No.3 より  $0.5^{\circ}\text{C}$  低い過熱度で核沸騰が始まったこと、
- (2) 核沸騰開始後は、式(2)と式(3)の計算結果に沿っていること、
- (3) 十分進んだ核沸騰領域ではデンプル数の少ない No.3 の熱流束が大きいこと、
- (4) 直径  $150\mu\text{m}$  の場合、核沸騰は No.5 が最も早く開始し、次いで No.6、最後にデンプル数の最も多い No.4 の順で始まったこと、
- (5) デンプル数と核沸騰の開始に相関が認められないこと、
- (6) 十分進んだ核沸騰領域において、熱流束とデンプル数との間に相関が認められないこと、

がわかる。このことから、直径に対してデンプル深さが大きい（以下アスペクト比と呼ぶ）直径  $10\mu\text{m}$  のサンプルは、浅底のデンプル直径  $150\mu\text{m}$  のサンプルよりもデンプル数が多いときに低過熱度で僅かながらも核沸騰開始が早まっている。これは予測した結果となっているが、デンプル直径が異なるため、次章で同一のデンプル直径でアスペクト比を変えて改めて比較する。



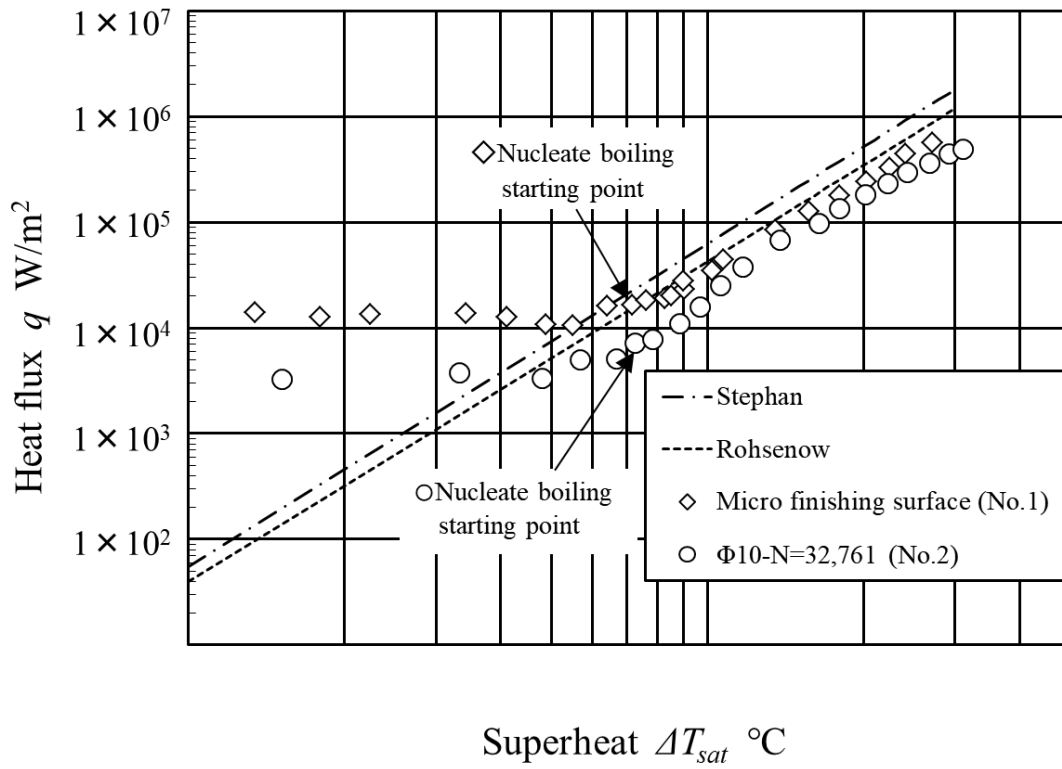


Fig.3.9 Dependence of heat transfer performance on presence of dimple

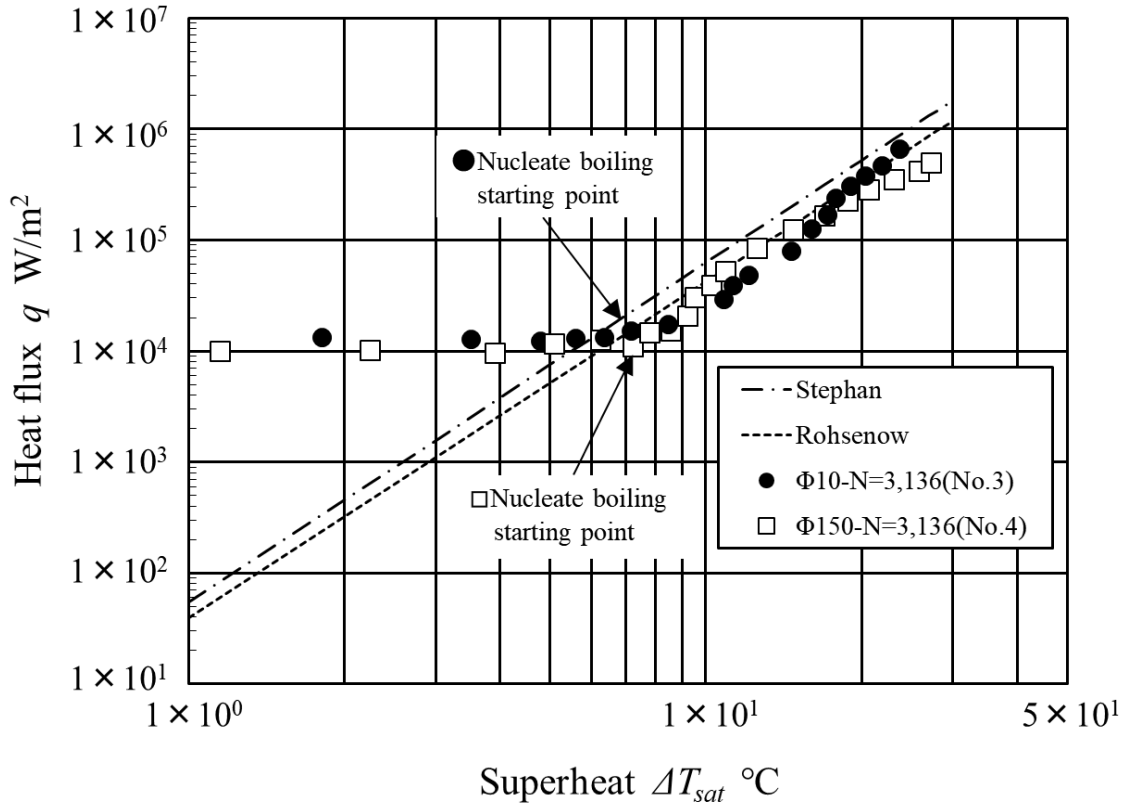


Fig.3.10 Dependence of heat transfer performance on dimple diameters

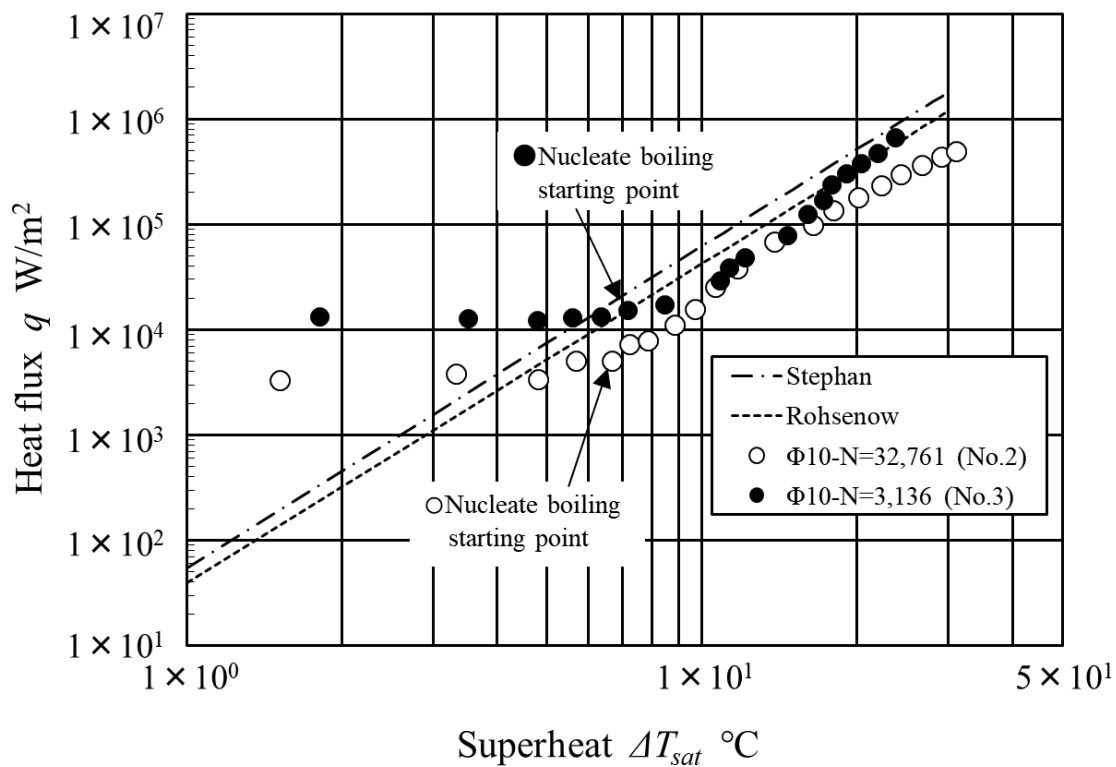


Fig.3.11 Dependence of heat transfer performance on dimple density  
(In case of  $\Phi 10\mu m$ )

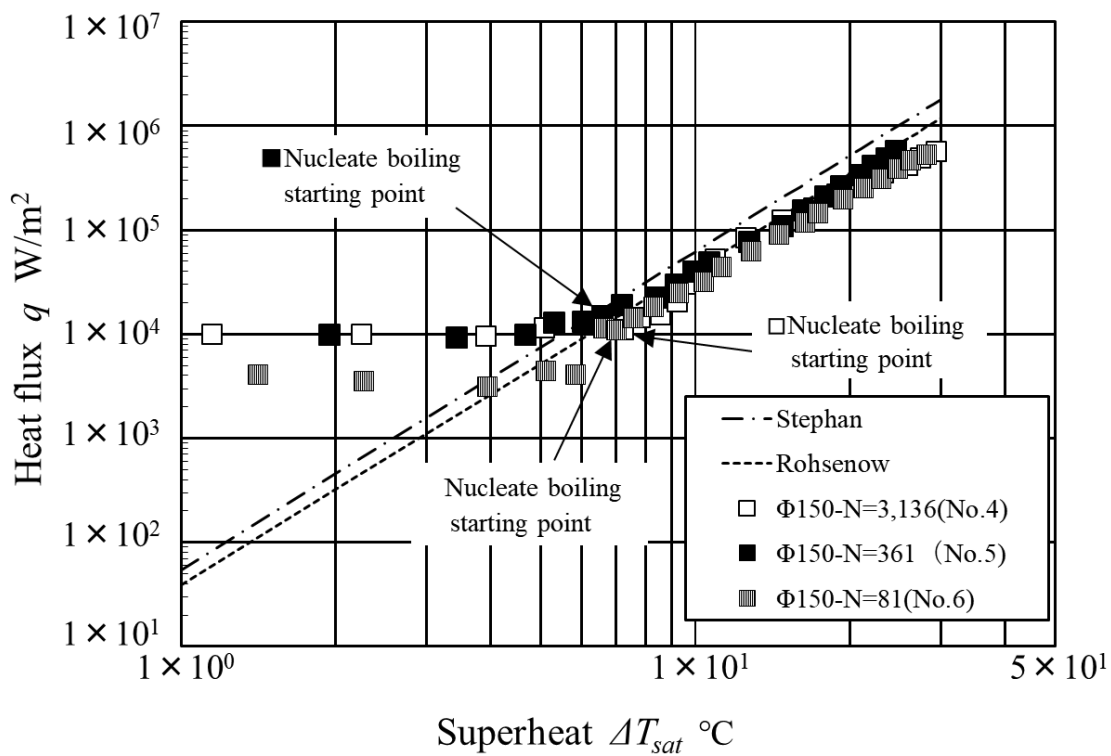


Fig.3.12 Dependence of heat transfer performance on dimple density  
(In case of  $\Phi 150\mu m$ )

### 3.4 ディンプルテクスチャの気泡発生状態

Table3.3 に核沸騰開始時の気泡の発生状態を示す。この表から、

- (1) ヒータブロックの縁と断熱保持部材との隙間からの気泡が多く、ディンプルテクスチャからの発泡は僅かであること、
- (2) ディンプル直径  $10\mu\text{m}$  の No.2 のディンプル数 32,761 個, ディンプル直径  $150\mu\text{m}$  の No.5 のディンプル数 361 個が、核沸騰開始時の伝熱面温度が低いこと、
- (3) 熱流束は亜鏡面が最も大きいこと、

がわかる。ディンプル条件と核沸騰の開始に相関が見られないのは、自然対流の影響が考えられる。

次に核沸騰進行時の気泡の発生状態を、Table3.4 に示す。同一レベルの表面温度では、No.3 の熱流束が最も大きく、ディンプル直径や数の相関は見られない。連続的に発生する気泡によりタンク内が攪拌され、対流の影響を大きく受けたためと考えられる。

Table 3.3 Bubbles at the time of the nuclear boiling start

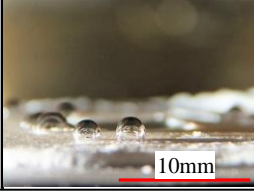
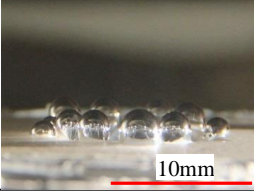
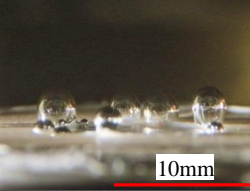
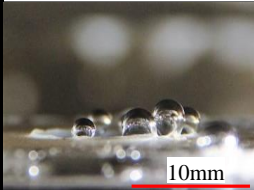
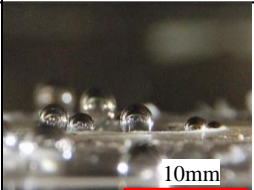
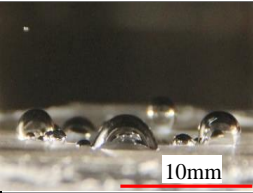
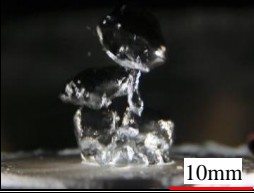
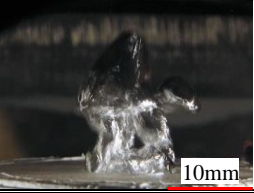
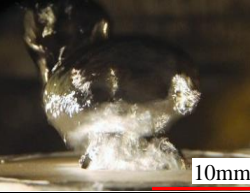
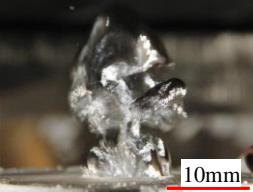
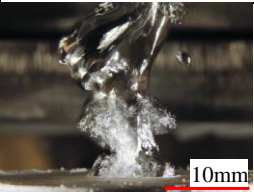
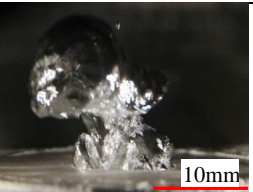
Sample No.	1	2	3
Diameter [ $\mu\text{m}$ ]	—	10.1	10.0
Number of dimples	—	32,761	3,136
Surface temperature [ $^{\circ}\text{C}$ ]	107.2	106.7	107.2
Heat flux [ $\text{W}/\text{m}^2$ ]	$1.6 \times 10^4$	$5.0 \times 10^3$	$1.5 \times 10^4$
State of heat transfer surface			
Sample No.	4	5	6
Diameter [ $\mu\text{m}$ ]	147.3	137.8	152.7
Number of dimples	3,136	361	81
Surface temperature [ $^{\circ}\text{C}$ ]	107.3	106.6	107.0
Heat flux [ $\text{W}/\text{m}^2$ ]	$1.1 \times 10^4$	$1.5 \times 10^4$	$1.1 \times 10^4$
State of heat transfer surface			

Table3.4 Bubbles at the time of the nuclear boiling progress

Sample No.	1	2	3
Diameter [ $\mu\text{m}$ ]	—	10.1	10.0
Number of dimples	—	32,761	3,136
Surface temperature [ $^{\circ}\text{C}$ ]	122.5	122.3	122.6
Heat flux [ $\text{W}/\text{m}^2$ ]	$3.2 \times 10^5$	$2.3 \times 10^5$	$5.5 \times 10^5$
State of heat transfer surface			
Sample No.	4	5	6
Diameter [ $\mu\text{m}$ ]	147.3	137.8	152.7
Number of dimples	3,136	361	81
Surface temperature [ $^{\circ}\text{C}$ ]	123.2	123.6	122.9
Heat flux [ $\text{W}/\text{m}^2$ ]	$3.5 \times 10^5$	$4.8 \times 10^5$	$3.2 \times 10^5$
State of heat transfer surface			

### 3.5 まとめ

本章では、 $Ra0.085\mu\text{m}$  の表面に周期的なカッターマークを持たない亜鏡面および、ディンプル直径とディンプル数を変えた一様に分布するディンプルテクスチャの伝熱特性を実験的に検討し、以下のことが明らかになった。

- (1) 亜鏡面とディンプルテクスチャ面の伝熱性能を比較したところ、ディンプルテクスチャ面では、低過熱度領域での伝熱促進に寄与している。
- (2) アスペクト比の比較的大きな直径  $10\mu\text{m}$  のサンプルは、アスペクト比の小さな直径  $150\mu\text{m}$  のサンプルよりもディンプル数が多いときに僅かであるが核沸騰開始が早まっている。このことから、アスペクト比の大きなディンプルテクスチャでは、ディンプル数が伝熱性能へ影響する。
- (3) アスペクト比が小さいディンプル直径  $150\mu\text{m}$  のサンプルは、ディンプルが増えても核沸騰の開始が早まったとは言えず、伝熱に影響していないことがわかった。このことから、アスペクト比の小さいディンプルテクスチャでは、ディンプル数は伝熱性能へ影響しない。

上記の結果から、ディンプルのアスペクト比は、ディンプルテクスチャの伝熱性能への影響は大きい。しかし、同一のディンプル直径での比較ではなかったため、次章で同一のディンプル直径でアスペクト比を変えて、核沸騰開始の影響を比較する。

また、伝熱特性評価システムは、伝熱面の縁とヒータブロック周囲を覆う断熱保持部材との隙間からの発泡が認められた。ディンプルテクスチャ以外の部分からの発泡による対流の影響を避けるため、伝熱面の周縁とディンプルテクスチャの距離を離す等の対策が必要である。

## 第 4 章 ディンプルテクスチャの形状および配列の違いによる核沸騰熱伝達

第 3 章では、ディンプル直径とディンプル数を変えて、ディンプルが一様に分布するディンプルテクスチャの核沸騰開始や気泡の挙動を比較した。また、ディンプルテクスチャと亜鏡面の核沸騰開始や気泡の発生挙動についても比較した。

本章では、ディンプルの無い表面として鏡面と亜鏡面、形状パラメータとしてディンプル直径とディンプル深さ、一様に分布していないディンプルテクスチャ、表面を濡れ性の観点から異なる接触角における、沸騰熱伝達と気泡の発生挙動を比較評価した。

### 4.1 伝熱性能の実験条件

伝熱特性を比較評価するディンプルテクスチャの配列パターンを Fig.4.1 に示す。ヒータブロック上端面中心部  $9\text{mm}$  の範囲に、

- (a) 直径が均一でピッチが  $P_x=P_y$  となるよう配列した。
- (b) (a)の加工後に  $P_x/2$  及び  $P_y/2$  オフセットしてディンプルを製作した。
- (c) (b)と、直径が均一で Y 方向にディンプルを 2 列毎に配列した。

3 つの配列パターンを用意した。

Table4.1 にディンプルテクスチャのパラメータを図示する。一部のサンプル No. は、第 3 章で説明したサンプル No. と共通である。

### 4.2 供試サンプル

供試サンプル表面の顕微鏡写真を Table4.2 に示す。各サンプルの比較項目を以下に説明する。

#### 4.2.1 鏡面(サンプル No.7)と亜鏡面(サンプル No.1)

表面粗さが  $Ra0.020\mu\text{m}$  で、表面にミクロレベルの凹凸の無い鏡面と、 $Ra0.085\mu\text{m}$  で、ダイヤモンド工具による筋状のカッターマークのある亜鏡面について、伝熱性能を比較する。

#### 4.2.2 ディンプルテクスチャのアスペクト比

第 3 章での結果では、アスペクト比の大きなサンプルは、浅底のサンプルよりもディンプル数が多いときに、低過熱度で核沸騰開始が早まった。アスペクト比の小さいサンプルではディンプルを増やしても沸騰開始が早まったとは言えず、アスペクト比が小さいディンプルは伝熱に影響していないことがわかった。しかし、同一のディンプル直径での比較ではなかったため、本章では同一直径でアスペクト比の異なる場合について比較評価する。第 2 章で説明した運動誤差吸収ユニットを用い、

直径 0.4mm のサファイヤ球圧子でアスペクト比の大きい底深のディンプルを製作した。Table4.1 に示したサンプル No.4 と No.8 で核沸騰開始を比較する。サンプル No.4 と No.8 のディンプル深さの差は 3 倍である。

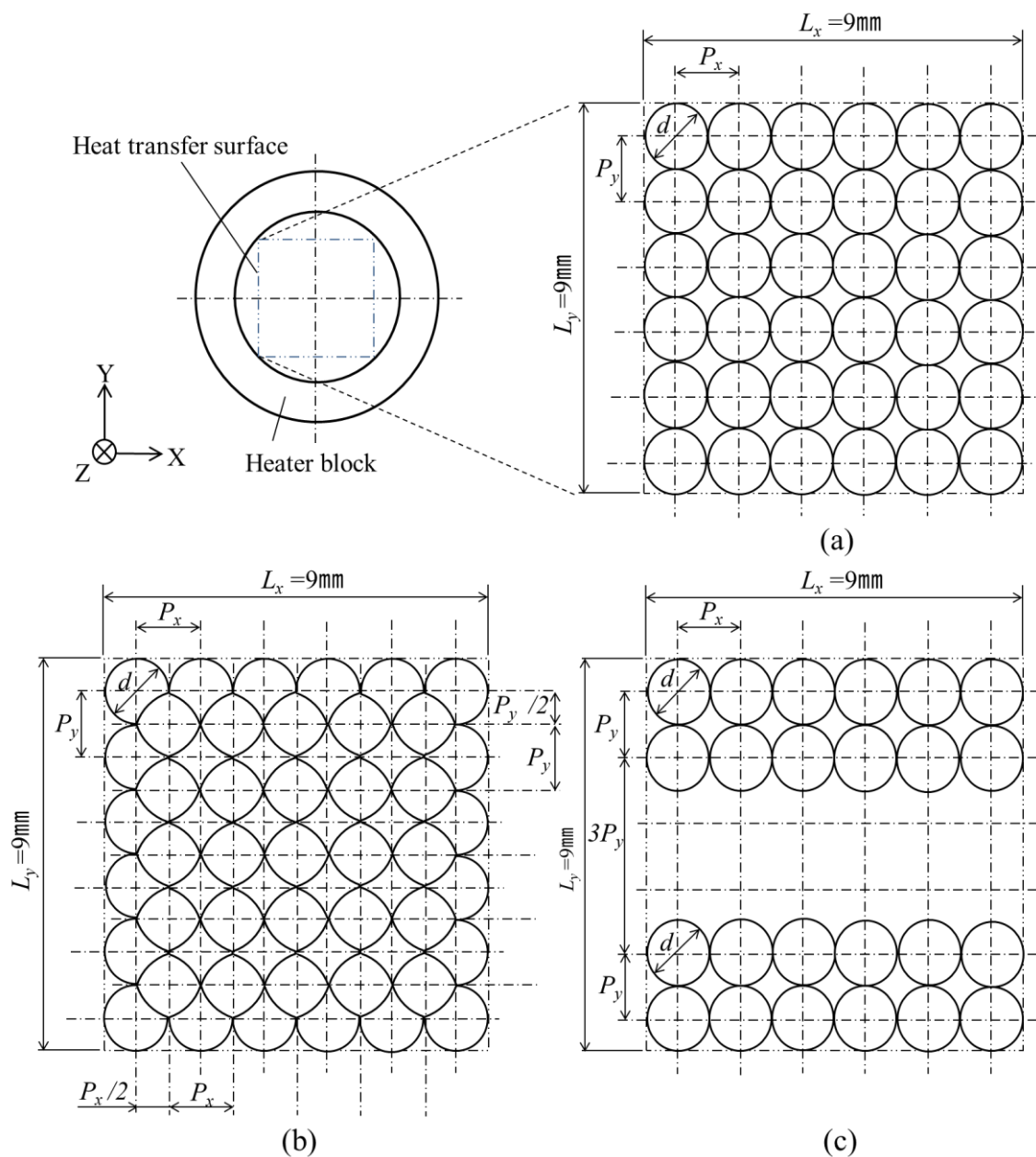
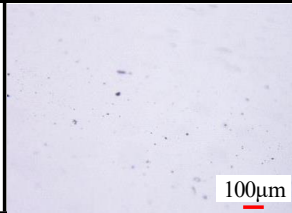
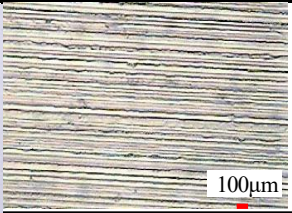
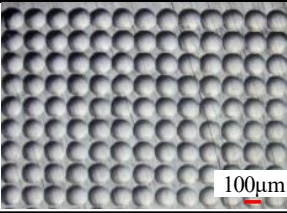
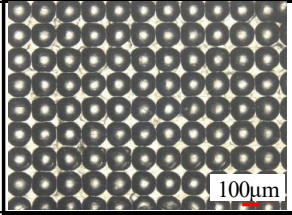
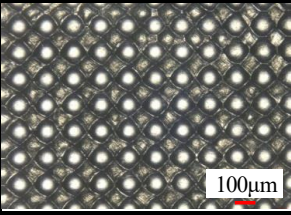
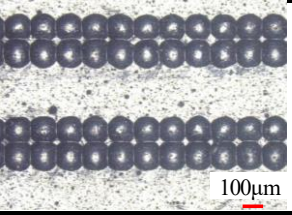


Fig.4.1 Array patterns of the dimple texture tested

Table4.1 Experimental conditions

Sample No.	Dimple diameter	Dimple depth	Pitch $P_x$ $\mu\text{m}$	Pitch $P_y$ $\mu\text{m}$	Quantity of dimples	Array patterns
	$d$ $\mu\text{m}$	$h$ $\mu\text{m}$				
	Nominal	Nominal				
1	Mirror like surface Ra0.020 $\mu\text{m}$					
2	Micro finishing surface Ra0.085 $\mu\text{m}$					
3	150	5	150	150	3,136	(a)
4	150	15	150	150	3,136	(a)
5	150	15	150	150	6,485	(b)
6	150	15	150	150	1,888	(c)

Table4.2 Microphotograph of mirror like surface and dimple texture

Sample No.	1	2	3
Microphotograph			
Sample No.	4	5	6
Microphotograph			



#### 4.2.3 ディンプルテクスチャの接触角（撥水性，親水性）

1.2 節で述べたように、表面の熱伝達特性を左右する因子として、表面に対する液体の濡れ性が挙げられる。一般に金属表面は接触角が小さいと言われている。Wenzel の式(1) によれば、粗さ  $r_f$  は平滑面を基準にした表面積の増加割合を示し（Wenzel のラフネスファクタ）、その割合が大きいほど  $\theta$  が増加し、接触角が大きくなる。これらの知見に基づけば、緻密なディンプルテクスチャや、圧子を加工面に押し付けた時にディンプルの外周に形成される盛り上がりの大きいディンプルテクスチャの接触角が大きくなると予想される。

$$\cos\theta = r_f \cos\theta' \quad (1)$$

仮説を確認するために、Table4.1 に示したディンプルテクスチャの No.1, No.7, No.8, No.9 について接触角を測定した。接触角  $\theta'$  は、鏡面や亜鏡面、ディンプルテクスチャ表面に滴下した水滴の写真から水滴半径  $r_w$  と高さ  $h$  を測定し、Fig.4.2 に示す  $\theta/2$  法(Harf angle method)により  $\theta' = 2\arctan (h/r_w)$  から算出した。水滴の写真撮影を 2 回行い、接触角の測定値を平均した。結果を Table4.3 に示す。全ての結果において  $90^\circ$  以下で親水性を示した。

その中で接触角が最も大きい表面は亜鏡面(サンプル No.1)となった。また、最も接触角の小さい表面は、ディンプルを緻密に正方配置したディンプルテクスチャ(サンプル No.8) で、鏡面や亜鏡面の平滑面と同等の接触角となった。実際の表面では酸化膜の影響により接触角が増加し、このような表面にディンプルテクスチャを施したことで接触角が小さくなったと推測した。

個々の結果を比較すると、鏡面の接触角は  $72.4^\circ$  で亜鏡面の接触角  $73.3^\circ$  よりも小さいが、その差は僅かで有意差は小さい。ディンプルテクスチャ(サンプル No.8) の接触角に比べ、さらにディンプルをオーバーラップさせてより緻密にしたディンプルテクスチャ(サンプル No.9) の接触角は  $73^\circ$  と大きくなり、Wenzel の式(1)による表面積の増加の効果が傾向として現れている。

上記の結果から得られた接触角の小さい表面と大きい表面を組み合わせ配置したディンプルテクスチャの伝熱特性について比較評価する。最も接触角の小さいディンプルテクスチャ(サンプル No.8) と、最も接触角の大きい亜鏡面(サンプル No.1) を Fig.4.1(c)に示す配列パターンとし、Table4.1 のサンプル No.10 のディンプルテクスチャを製作した。

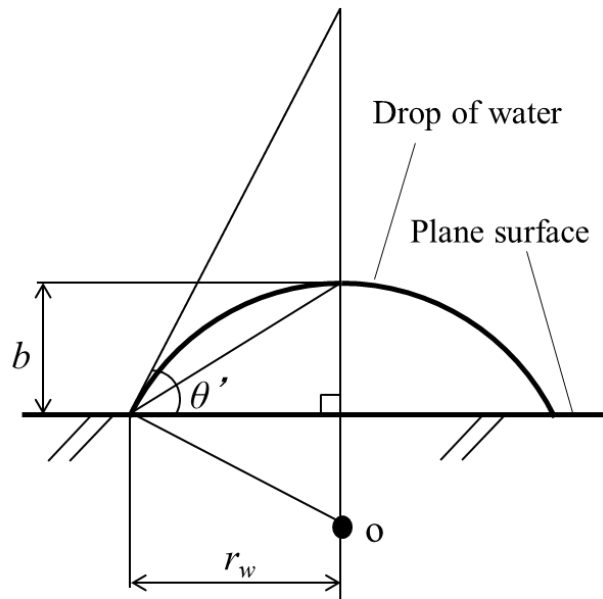
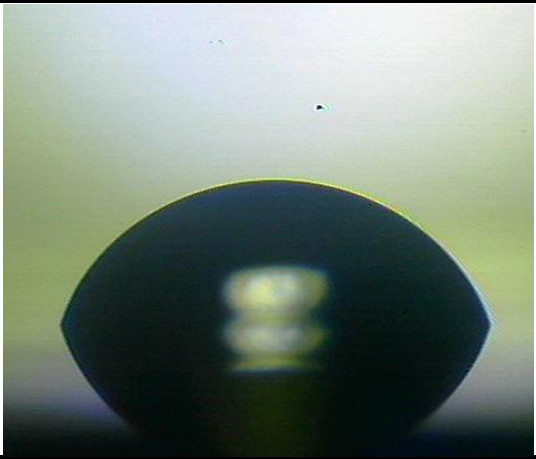
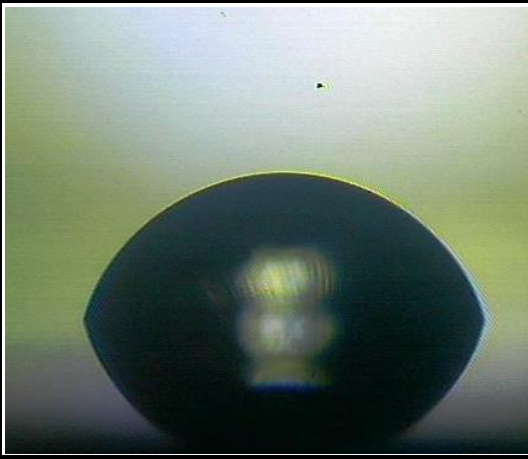
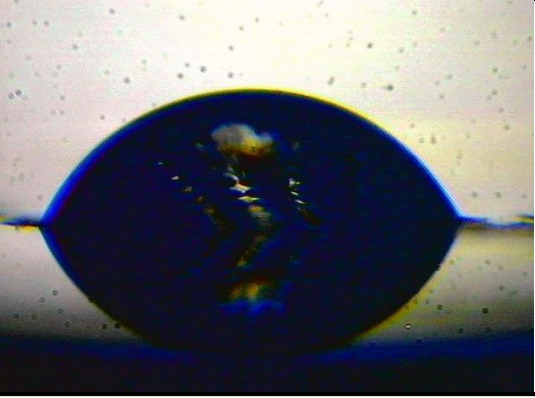
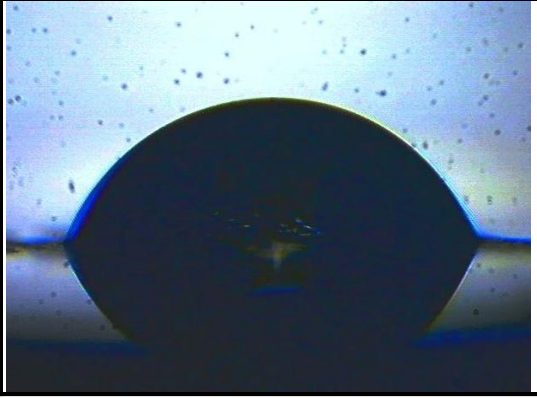


Fig.4.2 Half angle model for estimating contact angle

Table4.3 Results of a measured contact angle

Sample No.	No.1	Sample No.	No.2
Contact angle °	72.4	Contact angle °	73.3
			
Sample No.	No.4	Sample No.	No.5
Contact angle °	63.4	Contact angle °	73.0
			

#### 4.3 ディンプルテクスチャの伝熱特性の評価条件

前節でディンプルの無い表面として鏡面と亜鏡面，形状パラメータとしてアスペクト比（ディンプル直径に対するディンプル深さ），一様に分布していないディンプルテクスチャ，表面の濡れ性として接触角の異なるディンプルテクスチャのパラメータを説明した．本節においては，用意したサンプルの各パラメータの違いによる核沸騰開始と気泡の挙動について比較結果を説明する．

ディンプルテクスチャの伝熱特性を，第3章の Table3.2 に示した条件で評価した．核沸騰開始後の熱流束については，プール核沸騰熱伝達として整理されている Stephan－Abdelsalam の式<sup>95)</sup> (2) と，Rosenow の式<sup>96)</sup> (3) に基づいて，大気圧下での計算結果を併記した．

全ての実験においてヒータブロック上面の外周縁と断熱保持部材との隙間から先行して発泡しており，ディンプルテクスチャの熱伝達は対流の影響を受けたことも否定できない．ここでは，ディンプルテクスチャから発泡している結果をもとに，核沸騰の開始時点を特定した．

#### 4.4 鏡面と亜鏡面の伝熱特性比較

Table4.1 に示した鏡面 (No.7) と亜鏡面(No.1)の沸騰曲線を Fig.4.3 に示す．この図より，

- (1)鏡面よりも亜鏡面の方が  $0.1^{\circ}\text{C}$  低い過熱度で核沸騰が開始しているが，その差は小さく，有意差は殆ど見られず，接触角の比較結果と一致すること，
- (2)過熱度  $107.1^{\circ}\text{C}$  の核沸騰開始時に比べ， $110.0^{\circ}\text{C}$  での鏡面からの熱流束は約 30% 大きいこと．
- (3)過熱度が  $110.0^{\circ}\text{C}$  以上に十分進んだ核沸騰領域では，同一過熱度での鏡面と亜鏡面の熱流束は同等となること，  
がわかる．

#### 4.5 ディンプルテクスチャのアスペクト比での伝熱特性比較

Table4.1 に示したディンプルテクスチャ (No.4) と(No.8)での沸騰曲線を Fig.4.4 に示す．この図より，

- (1)アスペクト比が 0.03 の No.4 に対して，0.10 の No.8 のディンプルテクスチャでは約 2 倍熱流束が大きいこと，  
がわかる．

#### 4.6 配列，接触角による伝熱特性比較

Table3 に示したディンプルテクスチャの No.8, No.9, No.10 の沸騰曲線を Fig.4.5 に示す．この図より，

- (1)No.8 のディンプルテクスチャに、さらにディンプルパターンをオーバーラップさせた No.9 は、No.8 に対して  $0.2^{\circ}\text{C}$  高い過熱度で核沸騰が開始したが、その差は少ない。両者の接触角の比較結果から予測される核沸騰の開始順序と一致していること、
- (2)過熱度が十分進んだ核沸騰領域では、ディンプルテクスチャ No.9 の熱流束が最も大きいこと、
- (3)No.10 では、全サンプルの中で最も低い過熱度で核沸騰を開始したこと、  
がわかる

#### 4.7 ディンプルテクスチャの気泡発生状態

Table4.4 に、全サンプルの核沸騰開始時と十分発達した核沸騰時の気泡の発生状態を示す。この表から、

- (1)核沸騰開始時の気泡の発生状態の比較では、全サンプルでの大きな有意差は認められない。総じて、ヒータブロック上面の外周縁と断熱保持部材との隙間からの気泡の発生が顕著で、ディンプルテクスチャからは僅かであること、
- (2)十分発達した核沸騰時においても、気泡の発生状態の比較で、全サンプルの有意差は小さいこと、  
がわかる。

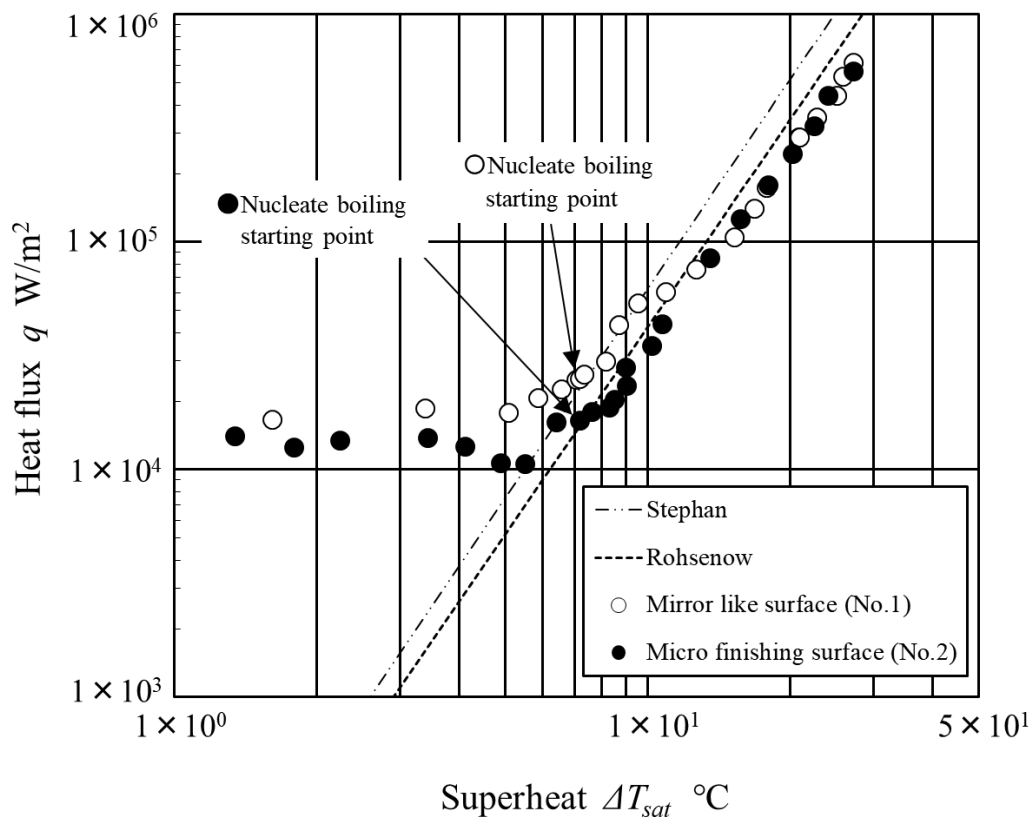


Fig.4.3 Dependence of heat transfer performance on smooth surfaces

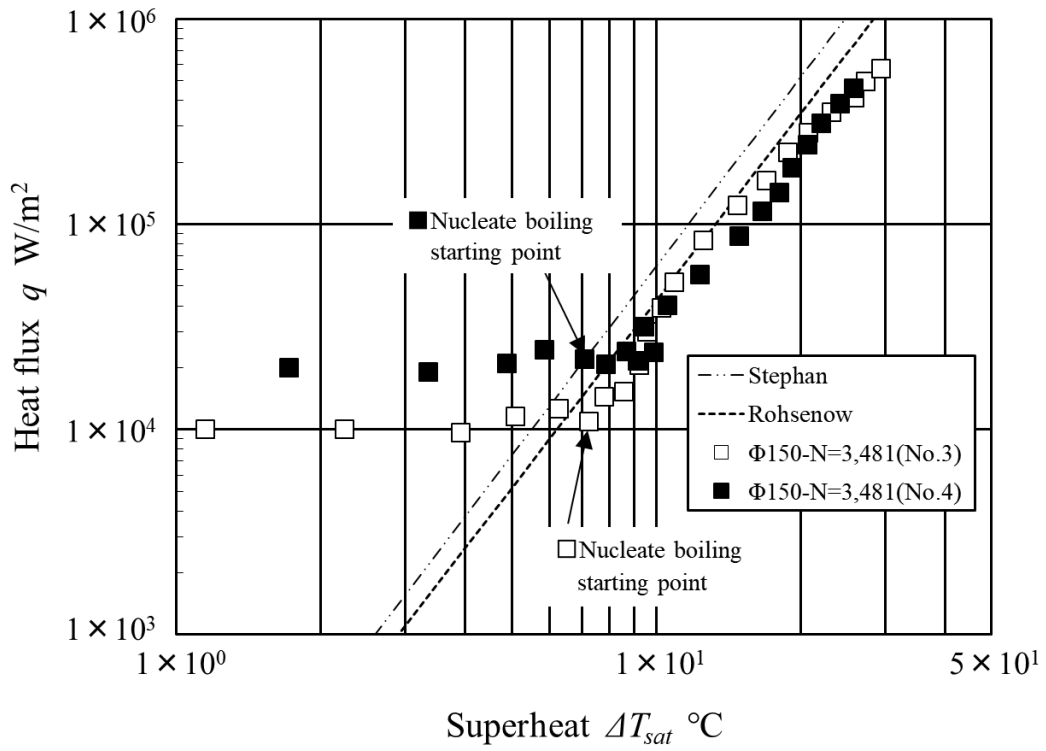


Fig.4.4 Dependence of heat transfer performance on dimple depth

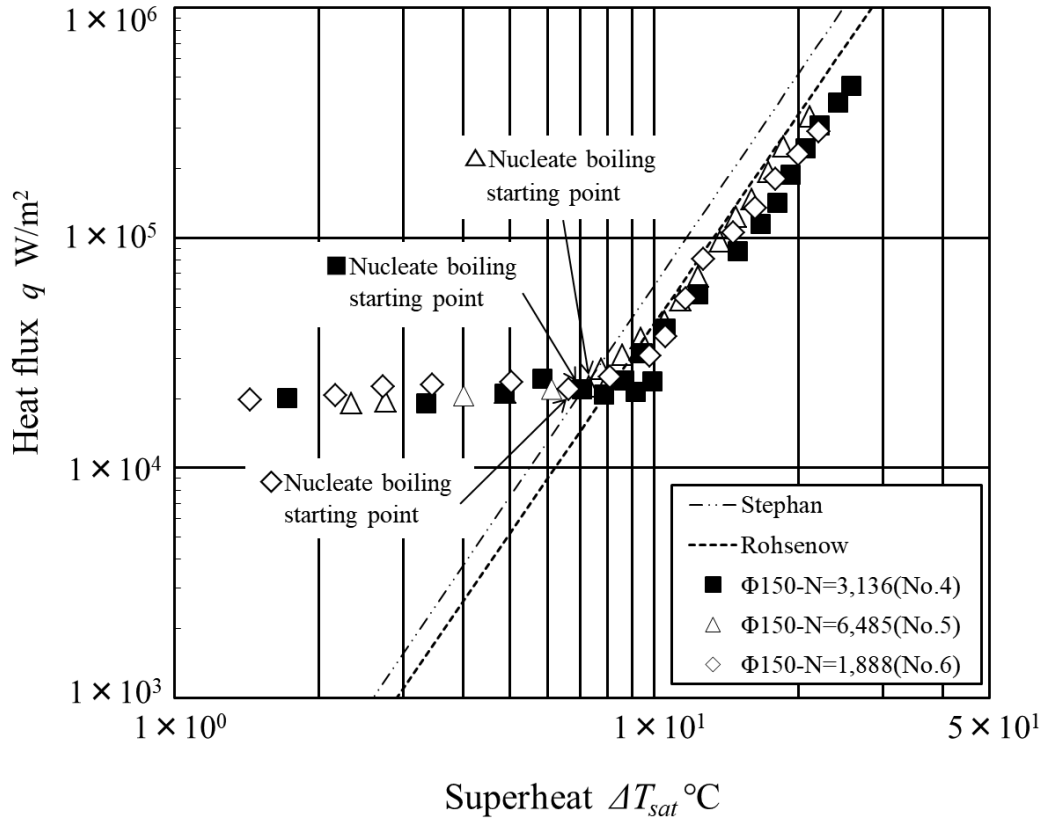
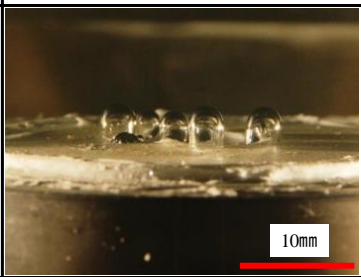
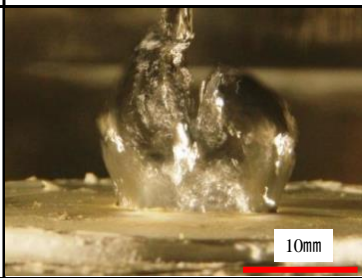
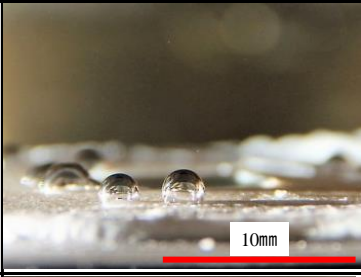

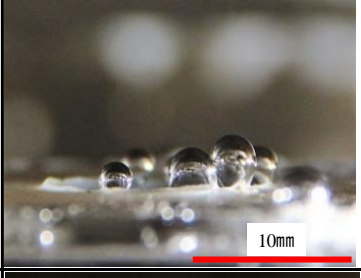
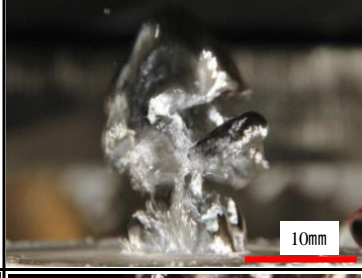
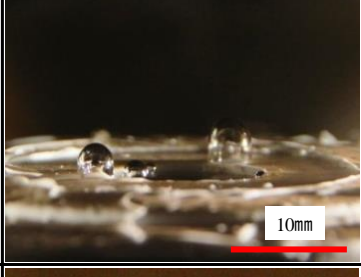
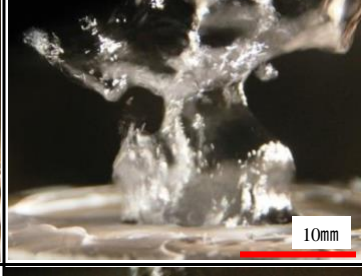
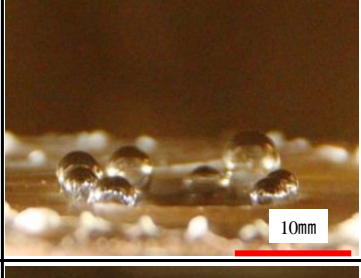

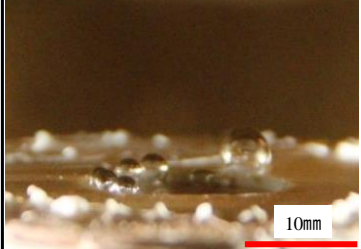
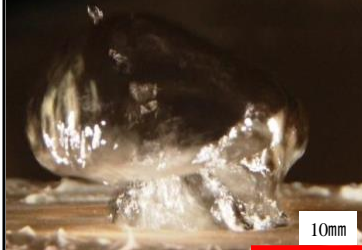


Fig.4.5 Dependence of heat transfer performance on array pattern

Table4.4 Photos of bubbles during nucleate boiling

No.	Nucleate boiling start	Nucleate boiling progressed
1		
2		
3		
4		
5		
6		

#### 4.8 まとめ

本章では、鏡面と亜鏡面、ディンプル直径とディンプル深さ、ディンプルテクスチャの配列による表面の接触角等による熱伝達面のモノフォロジーと、核沸騰の開始との相関を調べた。本実験の範囲内において、以下の結果を得た。

- (1)鏡面と亜鏡面に接触角の有意差は少なく、低過熱度領域での沸騰開始時の伝熱特性についても接触角の比較結果と一致する。
- (2)アスペクト比の異なるディンプルテクスチャの伝熱特性比較では、アスペクト比 0.10 のディンプルテクスチャ (No.8) の方が、アスペクト比 0.03 のディンプルテクスチャ(No.4)よりも低い過熱度で核沸騰を開始し、その時の熱流束に約 2 倍の差が見られた。これにより、伝熱性能の向上が期待できるディンプルとしては、少なくともアスペクト比は 0.10 以上に採る必要があることがわかった。
- (3)接触角  $63.4^\circ$  のディンプルテクスチャ (No.8) のに比べて、さらにディンプルをオーバーラップさせて、より緻密にしたディンプルテクスチャ (No.9) の接触角は  $73^\circ$  と大きくなっており、Wenzel の式(1)による表面積増加に対応し、接触角が増大している。しかし、核沸騰の開始時の過熱度には有意差が殆ど認められず、ディンプル表面の接触角の増大が伝熱性能の向上を表す期待した効果は得られなかった。
- (4)最も接触角の小さいディンプルテクスチャ (No.8) と、最も接触角の大きい亜鏡面 (No.1) を交互に配置して組み合わせたディンプルテクスチャ (No.10) では、最も少ないディンプル数にも関わらず、全サンプル中最も低い過熱度で核沸騰を開始した。これにより、ディンプルテクスチャで接触角を大きくし、伝熱表面に撥水性を付与すれば、親水性の金属表面と組み合わせることで伝熱性能向上に寄与することがわかった。

これらより、亜鏡面と鏡面の核沸騰開始はほぼ同等で、有意差が少なかった接触角の比較結果と一致する。このことから、算術平均粗さ Ra が  $0.020\mu\text{m}$  と  $0.085\mu\text{m}$  レベルの差では伝熱性能には影響を及ぼさない同等レベルの平滑面とみなせる。

伝熱性能へ影響を与えるディンプルの深さについて、アスペクト比が 0.03 のサンプルと 0.10 のサンプルの比較では、0.10 のサンプルの方が早く核沸騰が始まった。また、核沸騰開始時の熱流束は 0.03 のサンプルに対して約 2 倍と大きな値が得られた。このことから、ディンプルのアスペクト比は、ディンプルテクスチャの伝熱性能に対して重要な条件であり、パラメータの検討でさらに伝熱性能の向上を期待で

きる.

ディンプルを密に配置したディンプルテクスチャと、Wenzel のラフネスファクタを大きくする目的で、さらにその上から同じ圧子で半ピッチずらしてディンプルをオーバーラップさせたディンプルテクスチャの接触角の比較では、ディンプルをオーバーラップさせたディンプルテクスチャの接触角が大きくなった。しかし、接触角は  $90^\circ$  以下で撥水性を示すまでには至らず、伝熱性能を発揮するにはラフネスファクタをさらに大きくすることが必要である。

一方で、接触角の小さいディンプルテクスチャと、最も接触角の大きい亜鏡面を交互に配置して組み合わせた場合では、最も少ないディンプル数にも関わらず、低過熱度で核沸騰を開始し、理に適う結果が得られた。このことからラフネスファクタを引き上げて接触角を大きくした表面と、親水性の金属表面と組み合わせることで、伝熱性能を効果的に向上できる。



## 第5章 結論

### 5.1 各章の結論

本研究は、省エネルギーに寄与する低過熱度での沸騰を促進する機能表面の設計および製造の可能性を探索することを目的として、ディンプルテクスチャの評価サンプルを効率よく製作可能にするとともに併せて、伝熱特性を評価するシステムを開発した。これらの開発技術を用いて、表面に周期的なカッターマークを持たない亜鏡面と鏡面、ディンプル直径とディンプル深さ、ディンプルが一様分布したディンプルテクスチャ、ディンプルが一様分布していないディンプルテクスチャ等の伝熱面を試作し、ディンプルテクスチャの配列による接触角の違いを吟味した上で、これら伝熱面の核沸騰開始と気泡の挙動の相対比較評価を行った。

本研究で得られた結論を総括すると以下の通りである。

第1章では、本研究の背景および目的を述べた。

第2章では、ディンプル直径、ディンプル深さ、ディンプルのピッチ等のパラメータの変更が容易なディンプルテクスチャ加工装置を設計・試作し、ディンプル直径およびディンプル深さの加工精度を評価した。

直径  $100\mu\text{m}$  レベルのディンプルに対しては、工作機械のドリフトや運動精度、加工面の位置決め誤差を板ばねで低剛性化して定圧加工とした運動誤差吸収ユニットを試作した。

また、直径  $10\mu\text{m}$  レベルのディンプルには圧子の押し込み荷重指令値に達したときに圧子の押し込みを停止する定圧加工とした荷重制御加工ユニットを試作し、ディンプル直径および深さの加工精度を評価した。

また、製作したディンプルテクスチャの伝熱性能や気泡の発生状態を評価するシステムを試作した。これらの有効性について、本実験の範囲において以下の結果を得た。

(1)試作開発した運動誤差吸収ユニットに用いる板ばね厚さを実験的に求めた。

本実験範囲において、ディンプル深さが数  $\mu\text{m}$  レベルの比較的浅いディンプルテクスチャを、直径  $1.0\text{mm}$  のサファイア球圧子と板ばね厚さ  $0.4\text{mm}$  で製作可能である。また、ディンプル深さ  $10\mu\text{m}$  以上の比較的深いディンプルテクスチャは、直径  $0.4\text{mm}$  サファイア球圧子と板ばねの厚さ  $0.7\text{mm}$  で製作可能である。

(2)直径 1.0mm のサファイヤ球を用いたディンプルの押し込み量と直径の相関関係を調べ、この関係より例えば、ディンプル直径 150 $\mu\text{m}$  を目標とする場合は圧子の押し込み指令値を 35 $\mu\text{m}$  とすれば良いことがわかった。本実験範囲において、ディンプル直径のばらつきは、標準偏差の上限で 160 $\mu\text{m}$ 、下限で 110 $\mu\text{m}$  となる。また、押し込み指令値を 35 $\mu\text{m}$  としてディンプル深さは 6.3 $\mu\text{m}$  となる。

(3)直径 0.4mm のサファイヤ球を用いたディンプルの押し込み量と直径の相関関係から、例えば直径 150 $\mu\text{m}$  が狙いとすると、圧子の押し込み指令値を 20 $\mu\text{m}$  とすれば良く、本実験範囲内において、ディンプル直径のばらつきは、標準偏差の上限で 152 $\mu\text{m}$ 、下限は 128 $\mu\text{m}$  となる。ディンプル深さのばらつきは、標準偏差の上限で 11.0 $\mu\text{m}$  となり、下限で 15.0 $\mu\text{m}$  である。

これらより、直径 0.4mm のサファイヤ球を用いた場合においても、ディンプル直径の加工精度は  $\mu\text{m}$  レベルでは得られず、数 10 $\mu\text{m}$  レベルにとどまる。所望のディンプル直径が 10 $\mu\text{m}$  レベルの場合、ディンプル直径の目標加工精度は少なくとも  $\mu\text{m}$  レベルが必要となるため、本システム以外の成形方法が必要であると判断し、荷重制御加工ユニットの開発試作を行った。

(4)直径 10 $\mu\text{m}$  レベルのディンプルの製作方法として、サブミクロンオーダの微小送りが可能な圧電素子を駆動源とし、設定した押し込み荷重指令値で定圧加工する荷重制御加工ユニットの機構と制御方法を検討した。ディンプル直径の精度検証の結果、要求のディンプル直径 10 $\mu\text{m}$  において標準偏差を反映すると、ディンプル直径が 9.9 $\mu\text{m}$  から 10.1 $\mu\text{m}$  のより高精度のディンプルテクスチャを得られることを明らかにした。

(5)荷重制御加工ユニットの圧子側の応答性を実験的に検証し、スリットブロック機構の応答性は 55Hz となることがわかり、目標の 1050Hz に到達していないことがわかった。高速化については、今後さらに応答性改善構造の検討が必要である。

(6)ディンプルテクスチャの伝熱特性を評価できる伝熱特性評価システムを製作した。熱流束・伝熱面温度の計測機能の他、ヒータで連続加熱の可能な蒸発皿を内蔵した脱気水生成装置により、メインタンクを満たす実験に必要な 6l の脱気水を 10hr で生成できる。飽和水温度は、ディンプルテクスチャ近傍の脱気水を 98.5 $^{\circ}\text{C}$  から 104.0 $^{\circ}\text{C}$  の範囲で保持可能である。

また、本評価システムは、ディンプルテクスチャやその周囲からの発泡を撮

影できる。

以上より、ディンプル直径やディンプル深さの異なる典型的な伝熱面サンプルを製作可能な加工装置、および表面に周期的なカッターマークを持たない亜鏡面と鏡面、ディンプル直径とディンプル深さ、ディンプルが一様分布したディンプルテクスチャ、ディンプルが一様分布していないディンプルテクスチャ等の伝熱面、ディンプルテクスチャの配列による接触角の異なる伝熱面の伝熱特性を評価する装置を開発した。これらによって、ディンプルテクスチャサンプルの製作と、伝熱促進への影響調査を効率的に実施できる。

第3章では、 $Ra0.085\mu\text{m}$ の表面に周期的なカッターマークを持たない亜鏡面と、ディンプルテクスチャを有する面の伝熱性能を比較し、さらにディンプル直径とディンプル数を変えた一様に分布するディンプルテクスチャの伝熱特性を実験的に検討し、以下のことを明らかにした。

- (1) 亜鏡面とディンプルテクスチャを比較したところ、ディンプルテクスチャは、より低い過熱度領域において伝熱促進に寄与している。
- (2) アスペクト比の比較的大きな直径  $10\mu\text{m}$  のサンプルでは、アスペクト比の小さな浅底の直径  $150\mu\text{m}$  のサンプルよりも、ディンプル数が多いときに僅かであるが核沸騰開始が早まっている。このことから、アスペクト比の大きなディンプルテクスチャでは、ディンプル数が伝熱性能へ影響する。
- (3) アスペクト比が小さいディンプル直径  $150\mu\text{m}$  のサンプルでは、ディンプルが増えても核沸騰の開始が早まったとは言えず、伝熱性能に影響していないと言える。このことから、アスペクト比の小さいディンプルテクスチャでは、ディンプル数は伝熱性能へ影響しない。  
上記の結果から、ディンプルのアスペクト比は、ディンプルテクスチャの伝熱性能への影響は大きいと考えられる。しかし、同一のディンプル直径での比較ではなかったため、次章で同一のディンプル直径でアスペクト比を変えて、核沸騰開始の影響を比較する。
- (4) 伝熱特性評価システムは、伝熱面の周縁とヒータブロック周囲を覆う断熱保持部材との隙間からの発泡があった。ディンプルテクスチャ以外の部分からの発泡による対流の影響を避けるため、伝熱面の縁とディンプルテクスチャの距離を離す等の対策が必要である。

本章では、鏡面と亜鏡面、ディンプル直径とディンプル深さ、ディンプルテクスチャの配列による表面の接触角等による熱伝達面のモルフォロジーと、核沸騰の開始との相関を調べた。本実験の範囲内において、以下の結果を得た。

- (1)鏡面と亜鏡面では、接触角の有意差は小さく、低過熱度領域での沸騰開始時の伝熱特性についても、有意差の無かった接触角の比較結果と一致する。
- (2)アスペクト比の異なるディンプルテクスチャの伝熱特性比較では、アスペクト比 0.10 のディンプルテクスチャの方が、アスペクト比 0.03 のディンプルテクスチャよりも低い過熱度で核沸騰を開始し、その時の熱流束に約 2 倍の差が見られた。このことから、伝熱性能の向上が期待できるディンプルとしては少なくともアスペクト比は 0.10 以上に採る必要があることがわかった。
- (3)隣接のディンプルが互いに接するように密にディンプルを配置したディンプルテクスチャの接触角に比べて、さらにディンプルをオーバーラップさせることで、より緻密にしたディンプルテクスチャの接触角は大きくなっており、Wenzel の式による表面積増加に対応し、接触角が増大している。しかし、核沸騰の開始時の過熱度には大差が認められず、当初期待されたディンプル表面の接触角の増大が、伝熱性能を向上させるとのは得られなかった。
- (4)最も接触角の小さいディンプルテクスチャと、最も接触角の大きい亜鏡面を交互に配置して組み合わせたディンプルテクスチャでは、最も少ないディンプル数にも関わらず、全サンプル中最も低い過熱度で核沸騰を開始した。これにより、ディンプルテクスチャで接触角を大きくし、伝熱表面に撥水性を付与すれば、親水性の金属表面と組み合わせることで伝熱性能向上に寄与することがわかった。

第 1 章から第 4 章における研究結果より、開発したディンプルテクスチャ加工装置と伝熱特性評価システムを用いて種々のディンプルテクスチャの作成とディンプルテクスチャ面の核沸騰開始時の熱伝達性能を相対比較できるようになった。ディンプルテクスチャ加工装置で設定できる形状パラメータは、ディンプル直径と深さ、ディンプルテクスチャの配列、ディンプル付与による伝熱面の接触角等である。これらの形状パラメータを変え、低過熱度領域の熱伝達や気泡の発生挙動を観察した。

亜鏡面と鏡面の核沸騰開始は、接触角の違いによる核沸騰開始とほぼ同様に、有意差が認められなかった。このことから、算術平均粗さ Ra が  $0.020\mu\text{m}$  と  $0.085\mu\text{m}$  レ

ベルの差では伝熱性能には影響のない同等レベルの平滑面とみなせる。

ディンプル深さが与える伝熱性能への影響について、同一直径で深さの異なるサンプルを用いて、アスペクト比の差による核沸騰の開始を比較した。アスペクト比が 0.03 のサンプルと 0.10 のサンプルの比較では、0.10 のサンプルの核沸騰が早く始まった。また、核沸騰開始時の熱流束は、0.03 のサンプルに対して、後者では約 2 倍大きかった。このことから、ディンプルのアスペクト比はディンプルテクスチャの伝熱性能に対する重要な要因であり、形状パラメータを最適化することでさらに伝熱性能の向上が期待できる。

これらのことから、ディンプルを密に配置したサンプルに対し、Wenzel のラフネスファクタを大きくする目的で、さらにその上から同一ディンプルを半ピッチずらして配置したサンプルとで、接触角の違いによる核沸騰開始を比較した結果では、半ピッチずらして配置したサンプルの接触角が大きくなり Wenzel の式に従うが、半ピッチずらさないサンプルとで、核沸騰開始に有意差は認められなかった。半ピッチずらして配置したサンプルは接触角が大きくなったが、 $90^\circ$  を超えるに至らず、伝熱性能に寄与するにはさらにラフネスファクタを大きくすることが必要である。

一方で、接触角の小さいディンプルテクスチャと、最も接触角の大きい亜鏡面を交互に配置して組み合わせた場合では、最も少ないディンプル数にも関わらず、低過熱度で核沸騰を開始し、理に適う結果が得られた。このことからラフネスファクタを引き上げて接触角を大きくした表面と、親水性の金属表面と組み合わせることで、伝熱性能を効果的に向上できる。

なお、伝熱特性評価システムの伝熱面の周縁からの発泡については、ディンプルテクスチャと外周の縁との間の寸法を大きくとるなどの対策が必要である。

## 5.2 本研究の工学的および工業的意義

### 5.2.1 ディンプルテクスチャの加工方法と加工設備の設計指針

伝熱性能向上に寄与する伝熱表面の微細凹凸は Han-Griffith らの理論式 [1<sup>106</sup>] によれば核沸騰熱伝達に影響するディンプル直径は  $475\mu\text{m}$  以下であれば、発泡点になり得るとされている。

このようなディンプルテクスチャを加工するには、切削では工具形状の転写のために工具の回転運動が必要で、モータや主軸、軸受けなどの装備で設備費用が大きくなる。

フォトリソグラフィーは、レジスト塗布や露光、現像、エッチングなど、工程が多いのが難点である。

レーザ加工は、大きなエネルギーを小さな面積に集中させるため、ディンプル形状を安定にするには制御項目が多く、条件を一定に保ちながら加工するの

が困難で、熱伝導性の良い材料や低融点金属への適用には難が有る。これらを整理し、ディンプルテクスチャ加工の条件を挙げると以下の通りとなる。

(1)加工条件の制御性

(2)形状精度

(3)加工時間

(4)設備投資の廉価性

これらはディンプルの形状仕様の自由度拡大にも大きく影響し、ディンプルテクスチャサンプルを効率的に製作することは、ディンプルテクスチャの設計指針を実験的に裏付けるために重要である。種々の加工法でのディンプルテクスチャをはじめとした微細凹凸の製作事例は存在するが、前述した(1)から(4)のディンプルテクスチャ加工の条件を満足する加工方法は実現していない。

本研究では、圧子を押し込むことで形状を転写し、ディンプルを作成する塑性加工を提案し、ディンプル直径が  $100\mu\text{m}$  から  $10\mu\text{m}$  のディンプルを圧子形状の選択によって形状仕様を設定し易くした。

また、運動誤差吸収ユニットの試作により既存の工作機械を流用する場合の運動誤差の影響を解決し、また、荷重制御加工ユニットの開発により、ディンプル直径が  $10\mu\text{m}$  レベルの加工精度ばらつきを解決した。

また、既存の工作機械を流用する場合には加工機の連続的安定動作の限界レベルの加工速度となり、 $1\text{ cm}^3$ に  $100\mu\text{m}$  レベルのディンプルテクスチャを製作する場合には実用レベルの加工時間となる。しかしながら  $1\text{ cm}^3$ に直径  $0.01\text{mm}$  のディンプルを密接に配置する場合には、開発した荷重制御加工ユニットの実績としてディンプル1点あたり  $3.5\text{s}$  を要し、数ストローク/sにも達しない結果となった。制御信号に対して構造の応答性改善については検討課題を明確にした。さらに、これらの開発試作により設備投資額を低く抑えられることを検証できた。

これらの実現により、種々の形状のディンプルテクスチャの加工が可能になるため、従来の加工方法の問題である形状の自由度や、形状精度、設備投資の廉価性で有用である。一方で、加工時間に課題を残し、装置開発の当初の目標に対しては  $80\%$ の完成度と言える。

### 5.2.2 ディンプル形状およびディンプルテクスチャ設計指針の提案

ディンプルテクスチャの加工精度が核沸騰の発生に及ぼす影響について、従来の伝熱系の論文ではほとんど検討されていない。しかしながら、加工する側（製作者）の視点ではディンプル直径やディンプル深さ、ディンプル間のピッチの公差を把握し、加工精度が核沸騰の発生に重要かどうかを検討する必要がある。

本研究では伝熱促進に有効なディンプルの形状について、ディンプル直径やディンプル深さ、そしてディンプル数といった条件において、ディンプルが一様に分布したディンプルテクスチャ、ディンプルが一様に分布していないディンプルテクスチャ、ディンプルテクスチャの配列による接触角の違いについて、核沸騰開始と気泡の挙動を比較した。

また、表面に周期的なカッターマークを持たない凹鏡面と鏡面の核沸騰を実験で調べ、ディンプルテクスチャとの核沸騰開始を比較した。

さらに、ディンプルテクスチャの配列による接触角の違いについて、核沸騰開始と気泡の挙動を比較したディンプルテクスチャの設計指針を示した。接触角の小さいディンプルテクスチャと、最も接触角の大きい凹鏡面を交互に配置して組み合わせる場合では、最も少ないディンプル数にも関わらず、低過熱度で核沸騰を開始した。このことからラフネスファクタを引き上げて接触角を大きくした表面と、親水性の金属表面と組み合わせることで、伝熱性能を効果的に向上できる。

上記の技術の研究開発により、精密加工・製造、伝熱、省エネルギー分野において、ディンプルテクスチャ加工の容易化とサンプル作成の効率化と、ディンプル形状およびディンプルテクスチャ設計方法を提案し、例えば、ヒートパイプや熱交換器においては熱交換効率の向上を、大電流制御用のインバータ等の素子冷却においては、2次側の熱交換効率を向上させ、これらの装置の発展に、省エネルギー化や、熱交換効率向上による装置の小型化や、開発スピードの向上等で貢献することを考えている

## 参考文献

- 1) 一般社団法人日本機械学会, 伝熱工学資料改定第5版, pp97-98
- 2) 本田 博司, et al. ; マイクロピンフィンおよびサブミクロン粗さを有するシリコンチップ上の FC-72 の沸騰熱伝達, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.68, No.666,(2002-2),pp229-236
- 3) 池上 康之 et al. ; 表面微細加工を施したプレート式蒸発器による伝熱促進効果に関する研究, 第 47 回空気調和・冷凍連合講演会講演論文集 (2013.4.16~18, 東京), pp111-114
- 4) 瀧本 昭 et al. ; ミスト冷却における超微細構造面の伝熱促進効果 (単一液滴による蒸発実験), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.67, No.658,(2001-6),pp149-154
- 5) 浅野 等 et al. ; 溶射皮膜による核沸騰伝熱促進に関する研究(微小重力場でのプール沸騰実験結果), 混相流の進展I,(2006),pp103-109
- 6) 森 康夫 et al. ; 流路壁の滑らかな突起列による伝熱促進の基礎的研究, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.51, No.461,(昭 60-1),pp160-168
- 7) 有馬 博史 et al. ; プレート式蒸発器の表面微細加工によるアンモニア沸騰熱伝達促進(凹凸溝の向きによる影響), OTEC 佐賀大学工学部附属海洋熱エネルギー変換実験施設,佐賀大学工学部編, Vol.15, (2010), pp19 -26
- 8) 小山 幸平, et al. ; 伝熱面に微細な凹凸を有するプレート式蒸発器のアンモニア流動沸騰熱伝達に関する研究, OTEC 佐賀大学工学部附属海洋熱エネルギー変換実験施設,佐賀大学工学部編, Vol.18, (2013), pp31 -36
- 9) 松島 均 et al. ; 微細ピラミッド型伝熱面を用いた高発熱素子のプール沸騰冷却, Thermal Science & Engineering Vol.23, No.1,(2015),pp15-22
- 10) 川畑 佑介, et al. ; 表面微細加工を施したプレート式蒸発器による伝熱促進効果に関する研究, OTEC 佐賀大学工学部附属海洋熱エネルギー変換実験施設,佐賀大学工学部編, Vol.18, (2013), pp37 -43
- 11) 西山 勝男, et al. ; 周期運動をする凝縮器の伝熱性能に関する研究 (鉛直らせん溝付管凝縮器の場合), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.57, No.538,(1991-6),pp152-156
- 12) 林 勇二郎, et al. ; 抵抗低減界面活性剤水溶液の円管内流れにおける伝熱促進, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.68, No.674,(2002-10),pp186-191
- 13) 儲 仁才, et al. ; 周期運動をする凝縮器の伝熱性能に関する研究 (鉛直らせん溝付管凝縮器の場合), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.57, No.538,(1991-6),pp152-156



- 14) 石橋 英一, et al.; 低圧力状態における表面加工伝熱管の狭い空間沸騰熱伝達特性の比較 (ローレット加工管とクロムメッキ管の場合), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.59, No.557,(1993-1),pp198-203
- 15) 田中 武雄, et al.; 矩形渦発生体の傾斜角度, 迎え角度, 及び配列が伝熱性能に及ぼす影響, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.66, No.645,(2000-5),pp1422-1429
- 16) 中田 春男; 空調機用熱交換器とアルミニウム, 軽金属, Vol.42, No.6,(1992),pp354-357
- 17) 山口 元, et al.; 矩形渦発生体の傾斜角度, 迎え角度, 及び配列が伝熱性能に及ぼす影響, 可視化情報, Vol.20, No.76,(2000-1),pp49-55
- 18) 功刀 能文; 吸収冷凍機とものづくり, 日本伝熱学会誌, Vol.42, No.174,(2002-2),pp23-27
- 19) 水上 浩, et al.; 矩形配列ピンフィン群の伝熱特性: 第1報, ピンピッチの影響, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.68, No.666,(2002-2),pp519-526
- 20) 水上 浩, et al.; 矩形配列ピンフィン群の伝熱特性(第3報局所加熱による熱伝達率測定), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.60, No.575,(1994-7),pp249-254
- 21) 小山 幸平, et al.; 並流型および向流型プレート式熱交換器における FC-72 流動沸騰に関する研究, OTEC 佐賀大学理工学部附属海洋熱エネルギー変換実験施設, 佐賀大学理工学部編, Vol.19, (2014), pp21-26
- 22) 森 康夫, et al.; 微細フィン付き垂直管の凝縮熱伝達に関する基礎的研究 蒸気過熱度, 蒸気流速, 管配列の影響, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.50, No.460,(昭 59-12), pp3000-3007
- 23) 高木 裕登, et al.; 単一キャビティからの非線形発泡挙動に関する実験的研究, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.66, No.652,(2000-12), pp156-163
- 24) 村田 眞, et al.; 内面壁にスパイラル突起を有する 1050 アルミニウム円管の押出加工, 軽金属, Vol.63, No.4,(2013), pp135-140
- 25) 飯田 嘉宏, et al.; 自由粒子層による沸騰伝熱の高性能化に関する研究, 第34回日本伝熱シンポジウム講演論文集, (1997-5), pp295-296
- 26) 露木 敏勝, et al.; 自由粒子層による沸騰伝熱の高性能化に関する研究 (第2報, 平面伝熱面における実験, 第36回日本伝熱シンポジウム講演論文集, (1999-5), pp103-104
- 27) 藤田 恭伸; 沸騰熱伝達の促進と機構, 伝熱, Vol.36, No.141(1997-4),pp27-38
- 28) 田中 収; 熱交換器性能と周辺技術の関係, 伝熱, Vol.45, No.191, (2006-4), pp25-28
- 29) 古谷 正裕; 高熱負荷除去のための微細化沸騰の持続的発生条件, 日本原子力学会和文論文誌, Vol.2, No.2, (2003),pp35-40

- 30) 廣田 真史, et al.; シャープターンをもつ微細溝付き偏平流路内の気液二層流, 日本機械学会論文集, B編, Vol.64, No.623,(1998-7),pp315-321
- 31) 斉藤 和夫, et al.; 低熱流束域における人工キャビティからの気泡の成長に関する考察, 日本機械学会論文集, B編, Vol.47, No.422,(昭56-10), pp2042-2049
- 32) 松本 充弘; ミクروسケールの流体现象: 微笑気泡を中心に, 数理解析研究所講究録, 第1721巻, (2010), pp88-99
- 33) 佐藤 隆登, et al.; 低熱流束域における人工キャビティからの気泡の成長に関する考察, 日本機械学会論文集, B編, Vol.47, No.422,(昭56-10), pp2042-2049
- 34) 本田 博司, et al.; 多孔質排液板の取付けによる水平フィン付き管上の凝縮促進, 日本機械学会論文集, B編, Vol.49, No.445,(昭58-9), pp1937-1945
- 35) 黒崎 潤一郎, et al.; 熱電マイクロジェネレータの作製と評価, 日本機械学会論文集, B編, Vol.74, No.748,(2008-12), pp212-217
- 36) 長田 裕司, et al.; 凝縮を伴うコルゲートルーバフィンに関する研究, 日本機械学会論文集, B編, Vol.65, No.639,(1999-11), pp247-252
- 37) 平沢 茂樹, et al.; 垂直凝縮管の最適表面形状 管材料の熱伝導の影響, 日本機械学会論文集, B編, Vol.48, No.427,(昭57-3), pp527-535
- 38) 佐藤 隆登, et al.; MEMS 技術を用いて作成した人工キャビティ付き伝熱面による核沸騰現象の実験的研究, Thermal Science & Engineering Vol.15, No.3,(2007),pp101-109
- 39) 矢部 彰; 電場による能動的伝熱促進法, 伝熱研究 Vol.30, No.118,(1991),pp73-79
- 40) 緒方 潤司, et al.; EHD 効果を活用する沸騰伝熱促進に関する研究 第1報, 沸騰促進の基礎的研究, 日本機械学会論文集, B編, Vol.56, No.527,(1990-7), pp180-187
- 41) 矢部 彰; ナノテクノロジーと伝熱, 伝熱, Vol.41, No.169,(2002), pp5-14
- 42) 相原 利雄; 急速非定常熱伝達と伝熱制御, 低温工学, Vol.30, No. 7,(1995), pp316-323
- 43) 緒方 潤司, et al.; EHD 効果を活用する沸騰伝熱促進に関する研究 第2報, 沸騰気泡の挙動と伝熱特性, 日本機械学会論文集, B編, Vol.56, No.527,(1990-7), pp188-195
- 44) 大嶋 正裕; 超臨界二酸化炭素を使った高分子成形加工における構造形成と新機能発現, 沸騰気泡の挙動と伝熱特性, 伝熱, Vol.43, No.179,(2004-3), pp12-16
- 45) 大田 治彦; 沸騰現象の観察と熱伝達に及ぼす重力の影響について, 伝熱, Vol.39, No.158,(2000-9), pp23-28

- 46) 鷲尾 邦彦.; 完全固体化レーザーによる精密微細加工, 精密工学会誌, Vol. 65, No. 11, (1999), pp1566-1569
- 47) 廣瀬 宏一, et al.; 外管加熱・内管冷却した水平二重管の配置角度による伝熱特性の変化 (外管が楕円形状管の場合), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.65, No.629,(1999-1), pp282-288
- 48) 大北 裕司, et al.; 平板乱流境界層内に設置された傾斜フェンスまわりの流れ, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.67, No.655,(2001-3), pp57-62
- 49) 秋野 詔夫; 温度と伝熱現象の可視化, 流れの可視化, Vol.7, No.27,(1987-10), pp42-48
- 50) 幡宮 重雄, et al.; 滴状凝縮伝熱機構に関する研究(第 1 報, 低圧水蒸気の凝縮熱伝達率の測定), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.52, No.476,(昭 61-4), pp1828-1834
- 51) 田熊 昌夫, et al.; 環状二相密閉形サーモサイホンの凝縮部伝熱特性, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.52, No.482,(昭 61-10), pp3537-3544
- 52) 斎藤 彬夫, et al.; 過冷却をともなう凝固過程の研究 過冷却解消温度におよぼす伝熱面の影響の測定と統計的処理, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.54, No.502,(昭 63-6), pp1439-1446
- 53) 一宮 浩市, et al.; 局所内部発熱を伴う水平正方形流路内の複合対流, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.70, No.692,(2004-4), pp160-166
- 54) 板谷 義紀, et al.; エネルギー変換と光量子工学, 伝熱研究, Vol.30, No.116,(2010), pp57-65
- 55) 清田 正徳, et al.; 臭化リチウム水溶液膜への水蒸気吸収に及ぼす管表面形状の影響, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.61, No.584,(1995-4), pp220-225
- 56) 儀間 悟, et al.; 二相閉ループ型熱サイフォンによる CPU の冷却に関する実験的研究, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.70, No.694,(2004-6), pp118-123
- 57) 土方 邦夫, et al.; 2 成分蒸気の鉛直管内凝縮に関する研究, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.55, No.518,(1989-10), pp3183-3189
- 58) 井川 直哉, et al.; 超精密切削加工の精度限界, 精密工学会誌, Vol. 52, No. 12, (1986), pp 6-10
- 59) 鹿園直毅, et al.; 細径管を用いた高性能フィンレス熱交換器の提案と基本特性の解明, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.72, No.717,(2006-5), pp187-194
- 60) 松田 理, et al.; ミスト冷却熱交換器に関する研究 I 水平円管まわりの液滴の衝突付着と液膜形成, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.52, No.482,(昭 61-10), pp3545-3553

- 61) 東井上 真哉, et al. ; 冷媒 HCFC123 の水平螺旋溝付鋼管内の蒸発熱伝達と圧力損失に関する実験的研究, 長崎大学工学部研究報告, Vol.34(62), (2004), pp19-24
- 62) 宮下 徹, et al. ; 密閉形二相サーモサイフオンの熱輸送特性に及ぼす加熱面粗さの効果, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.58, No.548,(1992-4), pp252-257
- 63) 藤井 丕夫, et al. ; 鉛直平行平板群からの自然対流に関する実験的研究, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.59, No.566,(1993-10), pp290-295
- 64) 松田 理 et al. ; ミスト冷却熱交換器に関する研究 (第 4 報,水平噴霧流下における円管からの熱伝達), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.54, No.506,(昭 63-10),pp2864-2871
- 65) T. Hibiki et al. ; Active nucleation site density in boiling systems, International Journal of Heat and Mass Transfer, 46, (2003), pp2587-2601
- 66) L. Zhang et al. ; Aperiodic bubble formation from a submerged orifice, Chemical Engineering science, 56, (2001), pp5371-5381
- 67) D.P Rini et al. ; Bubble Behavior and Nucleate Boiling Heat Transfer in Saturated FC-72 Spray Cooling, Journal of Heat Transfer, Vol.124, (2002), pp63-72
- 68) M. Shoji et al. ; Bubbling features from single artificial cavity, International Journal of Heat and Mass Transfer, 44, (2001), pp2763-2776
- 69) G.Son et al. ; Dynamics and Heat Transfer Associated With a Single Bubble During Nucleate Boiling on a Horizontal Surface, Journal of Heat Transfer, Vol.121, (1999), pp623-631
- 70) S.Siedel et al. ; Experimental analysis of bubble growth ,departure and interactions during pool boiling on artificial nucleation sites, Experimental Thermal and Fluid Science, 32, (2008), pp1504-1511
- 71) S.Chatpun et al. ; Experimental study on characteristics of nucleate pool boiling by the effects of cavity arrangement, Experimental Thermal and Fluid Science, 29, (2004), pp33-40
- 72) J.Bonjour et al. ; Experimental study of coalescence phenomenon during nucleate pool boiling, Experimental Thermal and Fluid Science, 20, (2000), pp180-187
- 73) C. Hutter et al. ; Nucleation site interaction between artificial cavities during nucleate pool boiling on silicon with integrated micro-heater and temperature micro-sensors, International Journal of Heat and Mass Transfer, 55, (2012), pp2769-2778
- 74) L. Zhang et al. ; Nucleation site interaction in pool boiling on the artificial surface, International Journal of Heat and Mass Transfer, 46, (2003), pp513-522

- 75) S.Chatpun et al. ; Nucleation site interaction in pool boiling nucleate boiling on a heated surface with tripe artificial cavities, International Journal of Heat and Mass Transfer, 47, (2004), pp3583-3587
- 76) H.C.Lee et al. ; Single bubble growth saturated pool boiling on a constant wall temperature surface, International Journal of Multiphase Flow, 29, (2003), pp1857-1874
- 77) M Shoji et al. ;Studies of boiling chaos :a review, International Journal of Heat and Mass Transfer, 47, (2004), pp1105-1128
- 78) C.H. Han et al. ;The mechanism of heat taransfer in nucleate pool boiling, Contract Nonr-1841(39),Report No.7673-19 M.I.T, pp1-82
- 79) 長山 暁子, et al. ; ナノ微細構造面の濡れ挙動に関する分子動力的研究, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.73, No.728,(2007-4), pp176-186
- 80) 福田 勝哉, et al. ; 高濡れ性液体のプール沸騰限界熱流束, 日本マリンエンジニアリング学会誌, Vol.39, No.10,(2004-10), pp33-41
- 81) 田崎 豊, et al. ; マイクロチャネル型蒸発器における表面性状の沸騰伝熱特性に及ぼす影響, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.70, No.691,(2004-3), pp175-181
- 82) 刑部 真弘, et al. ; 核沸騰特性への汚れの影響, 日本舶用機関学会誌, Vol.32, No. 1,(1997-1), pp50-55
- 83) 水上 紘一, et al. ; 沸騰開始におけるぬれの重要性, 工学ジャーナル, Vol.3, (2004-3), pp1-10
- 84) 奥山 邦人, et al. ; 非定常加熱時の低熱流束膜沸騰遷移に関する研究(第 2 報, 伝熱面材料,性状の気泡挙動に与える影響), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.62, No.595,(1996-3), pp252-258
- 85) 加藤 健司, et al. ; 水平平板下に形成された二次元メニスカスのぬれ挙動(固体面の微小あらさを考慮した微視的見地からの解析), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.55, No.516,(1989-8), pp2397-2403
- 86) 村田 杏坪 ; スケールによる熱伝達の不安定現象, 伝熱研究, Vol.25, No.97, (1986), pp47-55
- 87) 鳥飼 欣一, et al. ; 上向水平粗面のプール沸騰伝熱, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.52, No.480, (1986), pp2998-3002
- 88) 庄司 正弘, et al. ; 接触角のヒステリシスに関する研究(沸騰における加熱面のぬれの問題に関連して), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.58, No.550, (1992-6), pp199-205

- 89) 鳥飼 欣一, et al. ; プール沸騰における伝熱面の状態の影響 (ぬれ難い面と溝付き面の沸騰について), 日本機械学会論文集, B 編, Vol.55, No.511, (1989-3), pp764-769
- 90) 鳥飼 欣一, et al. ; ぬれ難い面の沸騰伝熱, 日本機械学会論文集, Vol.32, No.242, (1966), pp1557-1561
- 91) 徳永 敦史, et al. ; 濡れ勾配を有するマイクロ複合伝熱面における凝縮熱伝達率の測定, 第 52 回日本伝熱シンポジウム講演論文集, (2015-6)
- 92) 諸貫 信行, et al. ; 濡れ性制御のためのテクスチャ設計, 日本機械学会論文集, B 編, Vol.70, No.693, (2004), pp1244-1249
- 93) 稲田 明弘 ; マイクロテクスチャ形状の形成と機能評価に関する研究, 博士論文, 甲第 1661 号, 新潟大学, (2000), pp1-113
- 94) 矢澤孝哲 et al. ; 高速微細加工装置の開発 (第 1 報), 長崎大学工学部研究報告, Vol.39, No.73, (平成 21-8)
- 95) K.Stephan,M.Abdlsalam, International Journal of Heat and Mass Transfer, 23 (1980), pp73-87
- 96) M.Rohsenow, Tech. report, Mass.Inst.Tech, 5 (1951),1
- 97) 矢澤 孝哲 et al. ; 球状ディンプルテクスチャの精密自公転ミーリングの研究(第 1 報), 精密工学会誌, Vol. 73, No. 9, (2007), pp1030-1034
- 98) 梶田 正美 et al. ; マイクロ加工の現状と展望, 精密工学会誌, Vol. 68, No. 2, (2002), pp161-166
- 99) 太田 稔 et al. ; マイクロ-ナノフォーミング装置の開発, 2006 年度精密工学会春季大会学術講演会公演論文集, pp385-386
- 100) 梶田 正美 ; ディンプルの分布面の加工方法, 特開 2007-44695
- 101) 岡崎 祐一 ; 微細表面形状切削加工装置及び微細切削加工方法, 特開 2006-123085
- 102) 中出口 真治 et al. ; 微細凹凸による機能表面創製の研究第一報(伝熱促進機能表面と創製方法の検討), 2015 年度精密工学会九州大会学術講演会公演論文集
- 103) 中出口 真治 et al. ; 微細凹凸による機能表面創製の研究第三報(表面性状による伝熱特性の影響調査), 2015 年度精密工学会春季大会学術講演会公演論文集
- 104) S.Nakadeguchi et al. ; Study on functional surface creation by micro unevenness (2)(Heattransfer characteristic evaluation of micro unevenness surface) , Proceedings of the 4th International Forum on Heat Transfer, IFHT2016

## 謝辞

本研究を遂行し論文作成にあたり、多くのご指導を賜りました、長崎大学大学院・工学研究科 矢澤孝哲教授に深く感謝しております。時に応じて、厳しくご指導いただいたこと、またやさしく励ましてくださったことを通して、私自信の至らなさを実感することができたことは今後の努力の糧になるものであります。

お忙しい中に副査をお引き受け頂きました、新潟大学 梶田正美名誉教授、長崎大学 桃木悟教授に心から感謝の意を表します。

本研究の貴重な助言など、多くのご指導を賜りました、長崎大学工学研究科 小山准教授、山口准教授、森高秀四郎技術職員に心から感謝の意を表します。

装置の設計におけるご指導を賜りました、佐賀大学大学院工学系研究科 光武雄一教授に心から感謝の意を表します。

本研究の遂行にあたり、多大なご理解とご協力を頂きました、三菱電機(株)生産技術センターおよび長崎製作所の方々に厚く御礼申し上げます。

本研究を開始するにあたり、矢澤孝哲教授をご紹介下さった、長崎県工業技術センター 小楠進一氏に心から感謝の意を表します。

さらに本研究を進めるに当たり、様々なご協力、アドバイスを頂いた矢澤研究室、旧加工システム学研究室の諸先輩方、諸同輩、諸後輩に心から感謝の意を表します。

最後に、これまで自分の思う道を進むことに対し、温かく見守りそして辛抱強く支援してくださった両親、家族に対しては深い感謝の意を表して謝辞と致します。

平成 29 年 12 月  
中出口 真治