

第5章 ボールが自由回転して転圧するときの摩擦挙動¹⁾

5.1 緒言

ボールバニシング加工において、ボールは被加工材との接触で被加工材の動きに合わせて回転するが、ボールは回転方向とは別方向にツール送りなどの力も作用する。そのため、ボールは被加工材との接触部で被加工材の動きに完全に追従して回転することができずに、接触部にすべりが生じる。このすべりが存在することで、ボールと被加工材間の摩擦挙動は複雑になる。本章では、最も基本的な状態である、ボールが被加工材の動きに完全に追従する自由回転を扱う。

工具が回転しない一般的な塑性加工では、工具と被加工材は常にすべるため、その摩擦は、材料の流動に大きく影響を与える。そして、摩擦の大きさの違いは加工力の大きさに明確に表れる。一方、ボールが自由に転がりながら塑性加工する場合、ボールの転がりとは明らかにボールと被加工材の間の摩擦によって起こっていると考えられるが、その摩擦が加工力に現れるかどうかは明確ではない（これは転がり摩擦を測定しようとしていることであり、もし現れても極めて小さいと考えられる）。3章で、ボールと被加工材間の摩擦が加工力中に検出可能かどうかをFEM計算によって予測したところ、界面に設定した摩擦係数の違いによって、垂直力と水平力ともに違いは検出できなかった。一方、自由回転のボールの回転速度は、摩擦係数が小さいほど小さかった。前章では、ボールによる転圧時のボールと被加工材間の摩擦挙動を明らかにするための摩擦試験機を製作した。本章では、この装置を用いて実験的に界面の摩擦状態を変えるために、Dryと潤滑ありの潤滑条件を設定し²⁾。ボール転がりによる塑性加工に摩擦はどのように関係するのかを考察する。

5.2 試験条件

本章の転がり摩擦試験には、前章で示した表面粗さ $0.2 \mu\text{mRz}$ の Workpiece A の被加工材を用いた。試験は、スライダの初動時の振動を抑えるために被加工材の送り速度を 10 mm/s とし、被加工材に送り速度を与えた状態で、ボールが所定の押込み量に達するまでラムを移動させた。そして、ボールを被加工材に2秒間押し付け、長さが約 20 mm のディンプル（溝形状ではあるが、本報ではディンプルと呼ぶ）を成形した後、除荷させる。被加工材とボールは試験前に脱脂洗浄し、潤滑条件として無潤滑とVG400（動粘度 $428.9 \text{ mm}^2/\text{s}$ (40°C)、密度 0.8629 g/cm^3 (15°C)) の2種類で行った。潤滑油の有無で摩擦挙動を比較するために、潤滑性の優れる高粘度油であるVG400を選択した。他方、無潤滑とはボールと被加工材の表面を溶剤で脱脂したものをいう。以

上, 試験条件を Table 5.1 にまとめる. また, スライダ上の被加工材を取り付けた時に, 被加工材の上面が傾斜しないよう $2\ \mu\text{m}$ 以下に抑えて試験片を固定した.

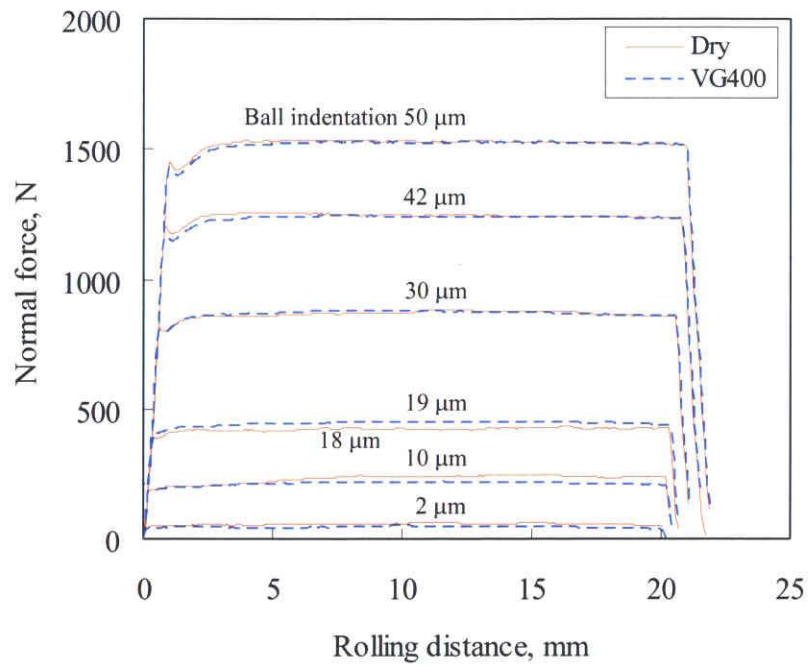
Table 5.1 Experimental condition

Dimension of ball, mm	S ϕ 6
Surface roughness of ball, μmRz	0.1
Feedrate of workpiece, mm/s	10
Lubrication	Dry, VG400
Ball indentation, μm	1 – 50
Rolling distance, mm	20

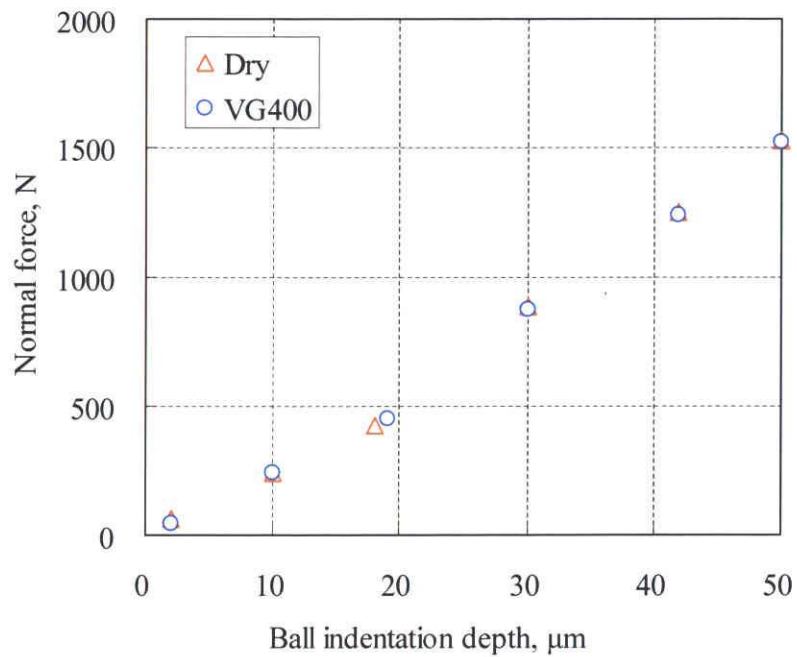
5.3 試験結果

5.3.1 垂直荷重と水平荷重の測定結果

各ボール押し込み量におけるディンプル成形時のボールに作用する垂直荷重および水平荷重を測定した. 得られた結果を Fig. 5.1 (a), Fig. 5.2 (a) にそれぞれ示す. また, 測定値が定常状態となっている転がり距離 5 ~ 15 mm 区間で得られた垂直荷重と水平荷重の平均値とボール押し込み量の関係を Fig. 5.1 (b), Fig. 5.2 (b) にそれぞれ示す. ボールが所定の押し込み量に達した後, 垂直荷重は一度減少し再度上昇に転じた. 無潤滑と VG400 とで比較すると, 垂直荷重の挙動にははっきりとした差は見られなかった. ボール押し込み量が $18\ \mu\text{m}$ 以上において, 転がり距離 1 mm のときに垂直荷重のわずかな減少が観察された. ボールの転がり距離が 4 mm の加工初期において, VG400 を用いて測定される水平荷重と比べ, 無潤滑条件での荷重のほうが低い挙動を示した. それ以降の水平荷重では, VG400 と無潤滑ともにほぼ同じ値となり定常に達した. 潤滑油の有無で水平荷重の挙動を比較したとき, VG400 使用時はすみやかに定常になったのに対し, 無潤滑では転がり距離 4 mm を境に測定値が異なっていた. 垂直荷重と異なり水平荷重の加工初期では潤滑油の使用による差を測定することができた. Fig. 5.1(b), Fig. 5.2 (b) より, 垂直荷重と垂直荷重はボール押し込み量の増加に対して単調増加を示した.

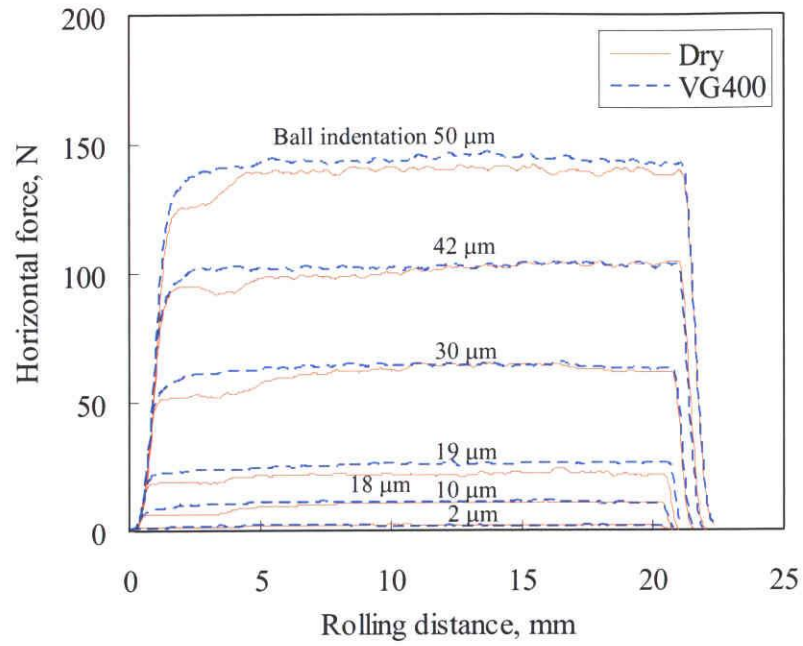


(a) Relation between rolling distance and normal force

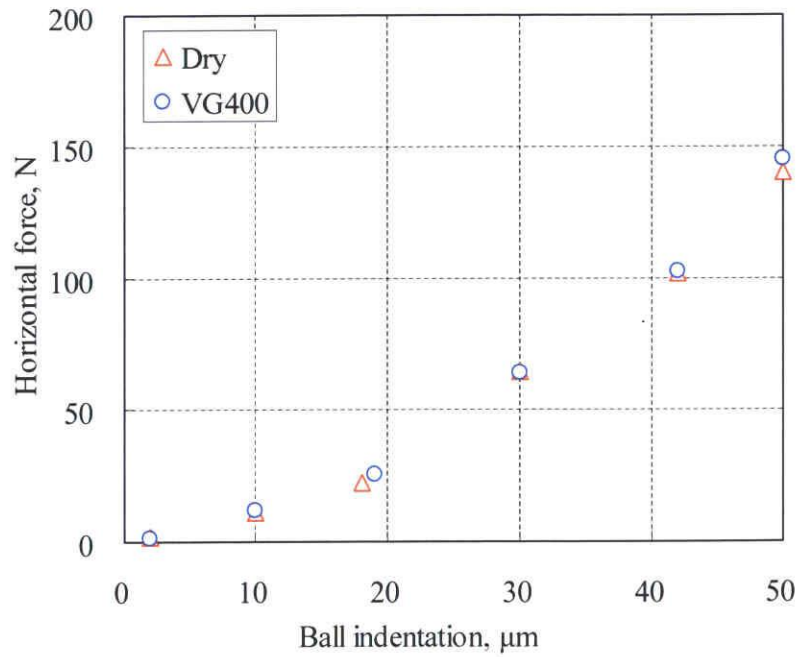


(b) Relation between ball indentation depth and average normal force

Fig. 5.1 Normal force during ball rolling



(a) Relation between rolling distance and horizontal force



(b) Relation between ball indentation depth and average horizontal force

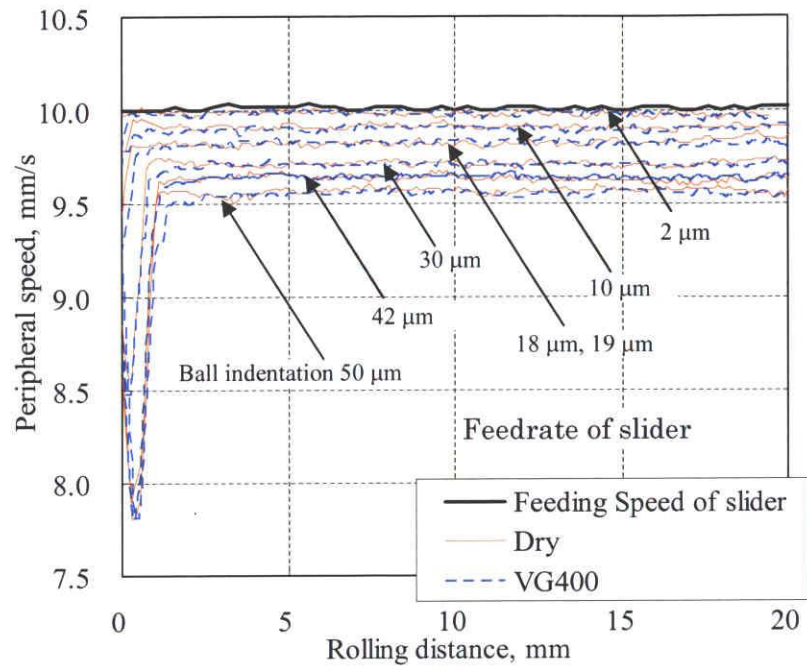
Fig. 5.2 Horizontal force during ball rolling

5.3.2 ボール周速の測定結果

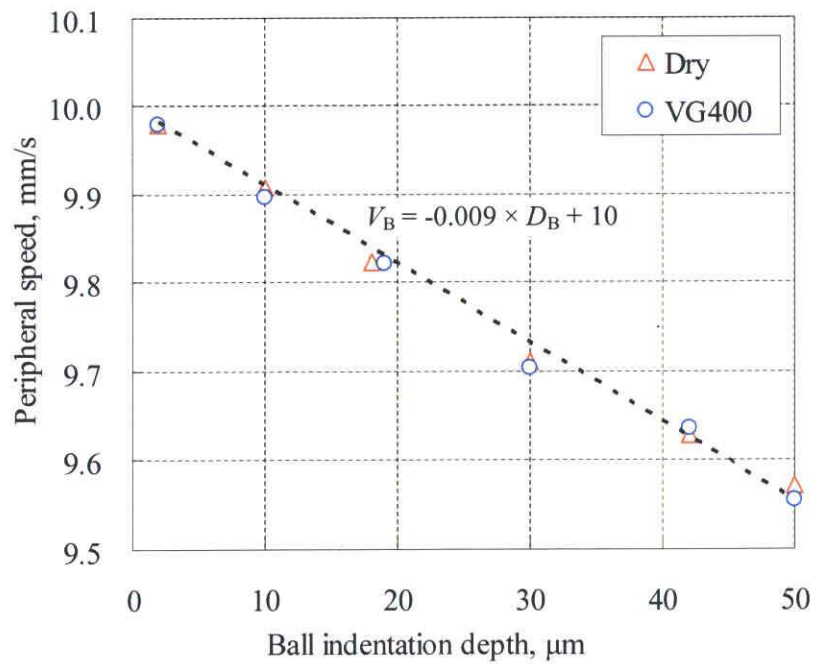
Fig. 5.3 にボール押し込み量毎のボール周速の測定結果を示す. Fig.5.3 (b) のグラフは、周速が定常になった転がり距離が 5 ~ 15 mm 区間でのボール周速の平均値である. ボール押し込み量が増すにつれ、定常時のボール周速は小さくなる傾向が見られた. ボール押し込み量が 2 μm でのボール周速は 9.98 mm/s とほぼ被加工材の送り速度と同じ速度であった. ボール周速の最小値は 9.55 mm/s (押し込み量 50 μm) とボール送り速度 10 mm/s に対して 4.5%の減速であった. また、同図からボール押し込み量とボール周速の間には近似的に式 (5-1) の関係が得られる. ここで、 D_B はボール押し込み量、 V_B はボール周速とする.

$$V_B = -0.009 \times D_B + 10 \quad (5-1)$$

また、転がり距離 2 mm までの加工開始において、無潤滑に比べて VG400 ではボール周速が 0.1 mm/s 程度小さくなっていることが確認できた. 潤滑油の有無を起因とした摩擦状態によるボール周速の差は、加工開始のみに現れた. しかし、転がり距離 2 mm 以降ではボール周速に差は見られなかった.



(a) Relation between rolling distance and peripheral speed of ball



(b) Relation between ball indentation depth and averaged peripheral speed of ball

Fig. 5.3 Peripheral speed of ball during rolling

5.3.3 ディンプル形状の測定結果

ボール転がりで被加工材に成形したディンプル形状の測定を行った。測定は Fig. 5.4 に示す位置にて行い、被加工材の送り方向とその直行方向をそれぞれ測定した。得られた形状測定結果を Fig. 5.5 にまとめて示す。ここで、被加工材表面の位置より盛り上がっている高さを膨らみの大きさ、くぼんでいる深さをディンプル深さと呼ぶ。A-A 断面より、ボールは転がり方向に対してほぼ一定の深さとなっていた。ただし、加工開始部のみはすべての加工条件において深さが 20~30%程度大きくなっていた。B-B 断面よりディンプル周辺には膨らみが発生していた。この膨らみの高さは、ディンプル深さが大きくなるほど大きくなっていった。さらに、ディンプル深さに対する膨らみの高さの割合もディンプル深さが大きくなるほど大きくなっていった。つまり、ボール押し込み量が大きくなるほど材料は表面垂直方向に流動する割合が増えることになる。

B-B 断面でのボール押し込み量とディンプル深さの関係を Fig. 5.6 に示す。近似曲線は潤滑の有無に関わらず両方とも、 $y = 0.69x$ となった。つまり、ディンプルの深さはボール押し込み量の約 0.69 倍となることがわかる。また、潤滑状態はディンプルの深さに影響が小さかったといえる。

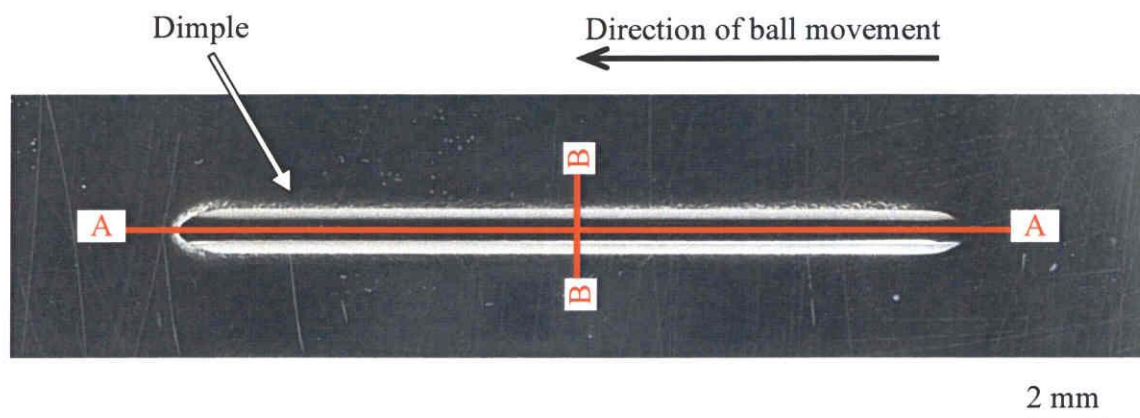


Fig. 5.4 Surface profile direction and place of measurement

Direction of ball movement
←

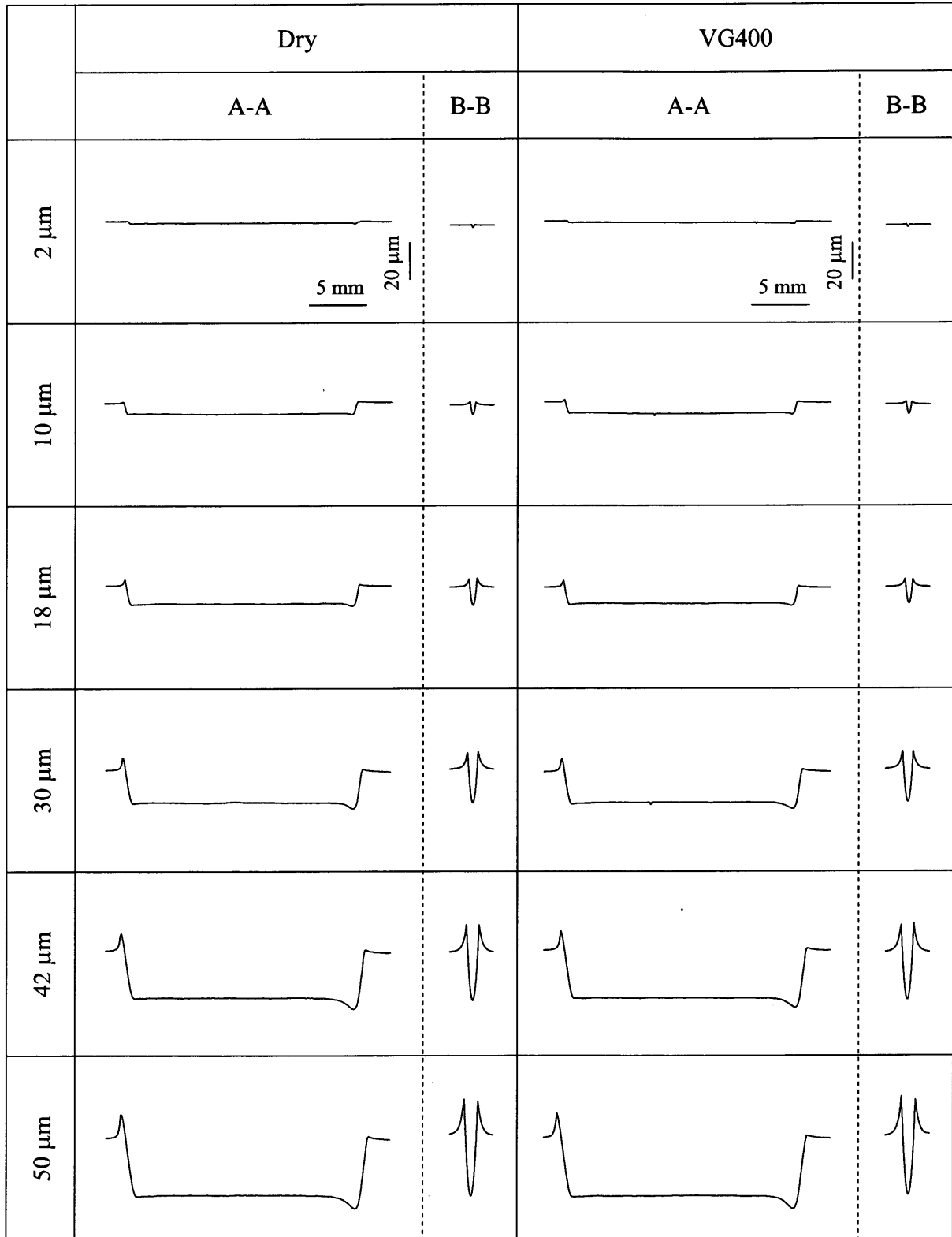


Fig. 5.5 Surface profiles after free rolling

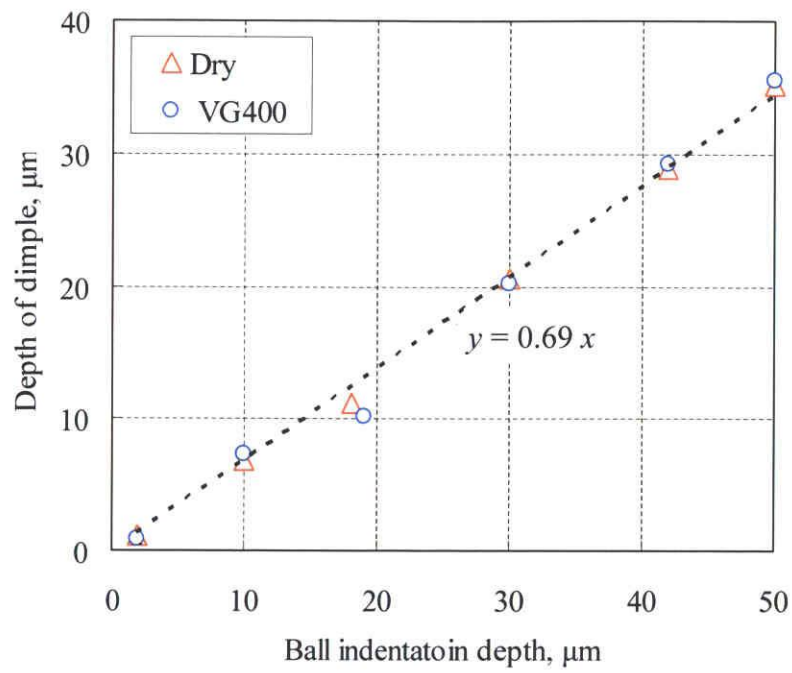


Fig. 5.6 Relation between ball indentation depth and depth of dimple

5.3.4 被加工材の表面観察結果

ボール転がりにおける接触部の摩擦挙動を捕らえるため、ディンプル加工後の表面観察を行った。転がり距離 0, 10, 20 mm の位置 (Fig. 5.7) における表面観察写真を Fig. 5.8 に示す。潤滑の有無に関わらず、ボール押し込み量が増加すると溝周辺の膨らみが大きくなり、その表面が粗面化しているのがわかる。この粗面化の程度も潤滑の有無による違いは見られなかった。ボール押し込み量が 10 μm と 50 μm での転がり位置 20 mm の箇所をさらに拡大して観察した結果を Fig. 5.9 に示す。VG400 で加工した表面には、矢印で示す微細なシワ状の表面形状が多数確認された。このシワ状の表面形状は加工開始から終了までほぼ全域に存在した。シワ状の表面形状の大きさは数十 μm であった。ボール押し込み量が 30 μm 以下になると、シワ状の表面形状は観察されなかった。他方、無潤滑で加工されたディンプル面には、すべての押し込み量において図のようなシワ状の表面形状は観察されなかった。また、潤滑の有無に関わらず、ボール転がりで押し込み量が過度の場合に見られる剥離現象³⁾はここでは見られなかった。

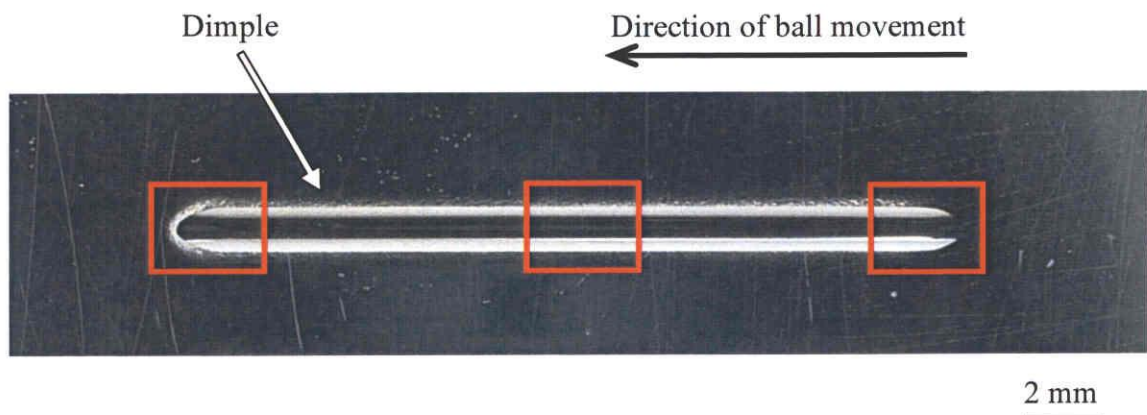


Fig. 5.7 Place of surface observation

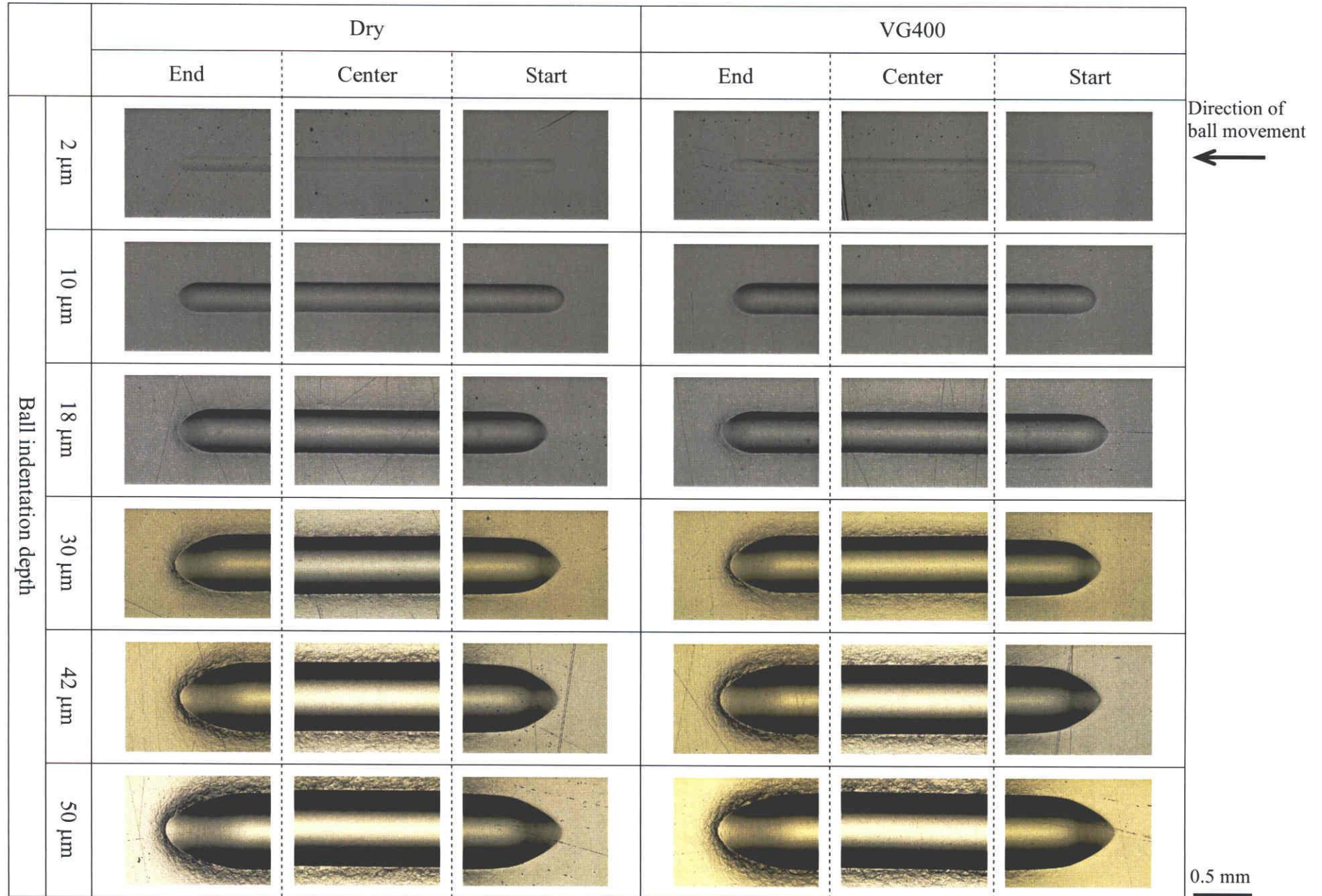


Fig. 5.8 Surface appearance after free rolling

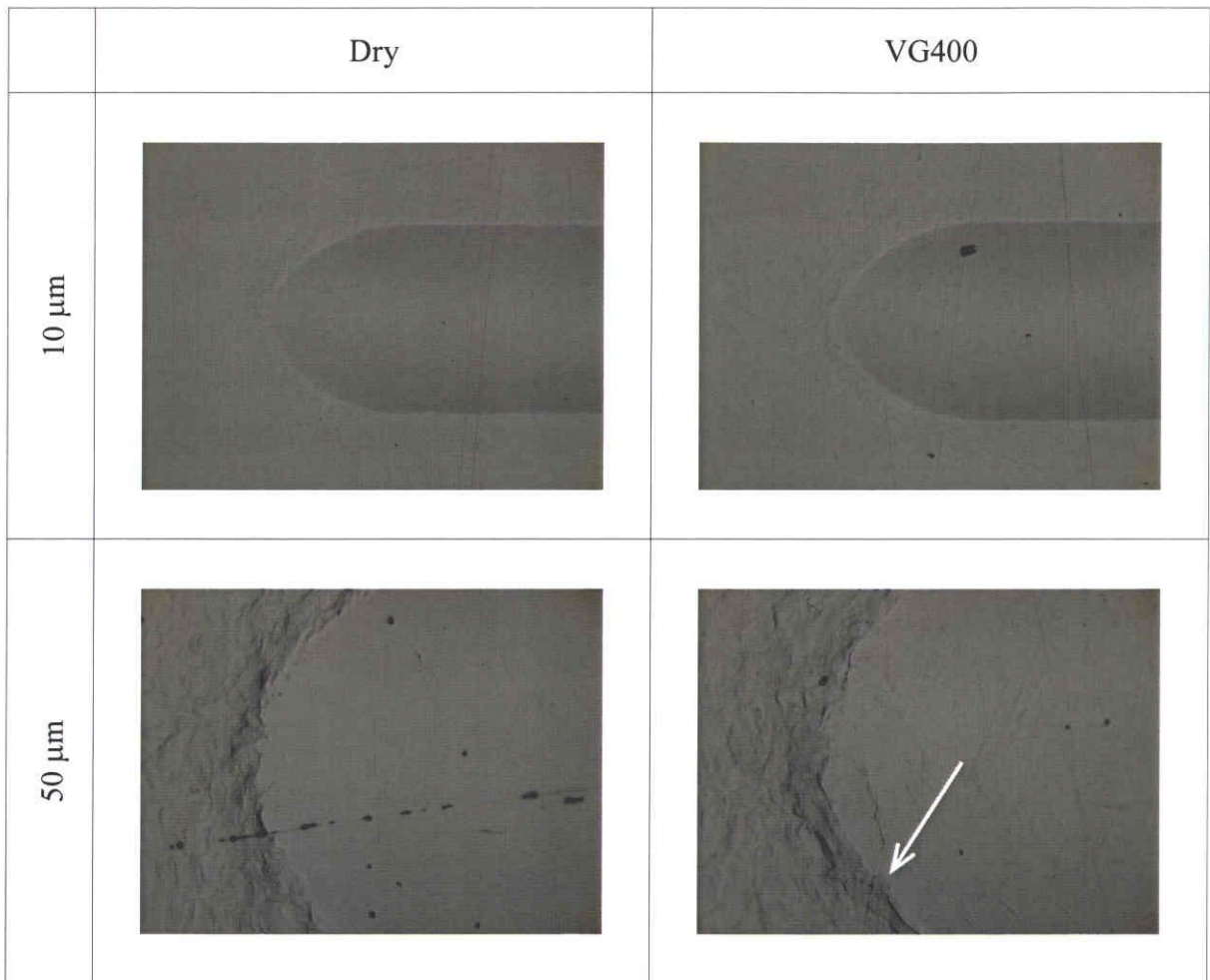


Fig. 5.9 Enlarged micrograph of ending part of dimple

0.1 mm

5.4 考察

5.4.1 ボール転がりの加工荷重とボール周速の変動

水平荷重と垂直荷重およびボール周速の挙動について検討した。

垂直荷重はボールが所定の押し込み量に達した後、潤滑の有無によらず一度減少し再度上昇に転じた。被加工材であるクロムモリブデン鋼の塑性曲線は単調増加であり、降伏時に減少する様子は見られないため (3.3.3 節)、材料の塑性特性による挙動ではないと考えられる。

被加工材に送り速度を与えた状態で、ボールが押し込まれるため、正確にはボールは被加工材に対し斜めに押し込まれることになる。このため、荷重の増減が生じる加工前後では Fig. 5.10 に示すようにボールと被加工材との接触面積が変化すると考えられる。ボールと被加工材の接触部は、ボールの押し込み過程ではボール中心よりも少し後方まで接触しているものの (Fig. 5.10 (a)), ボールの押し込みが終了し水平に送られると、接触部は半円形状になる (Fig. 5.10 (b)). そのため、押し込みが終了したときに接触面積が小さくなることで荷重も減少したと考えられる。また、その後で加工荷重が再度に転じたのは、加工初期に比べ材料の加工硬化により材料の硬度が上昇したためだと考えられる。このことは、材料周辺の膨らみが加工の進行につれて増加し、その後一定となっているボール転がり距離の範囲と一致する。また、Fig. 5.5 においても垂直荷重が増加する範囲では、加工が進むにつれてディンプル深さが小さくなっていった。これも、加工硬化によりボールに働く反力が大きくなったことに起因すると考えられる。

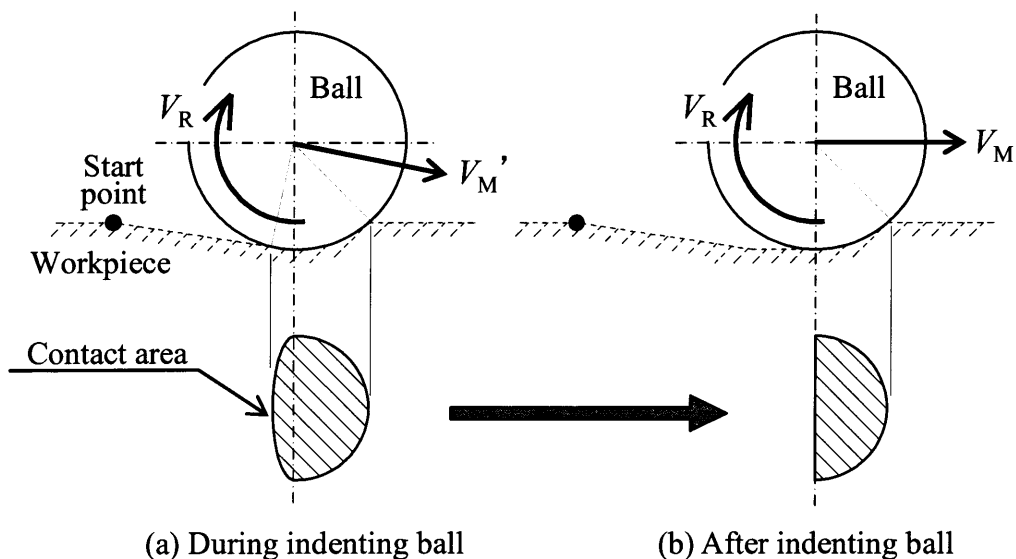


Fig. 5.10 Contact area

加工荷重の測定値が定常に達する前の、転がり開始から 4 mm における測定荷重の挙動について、水平荷重は潤滑条件の違いによって挙動が異なっていた (Fig. 5.2 (a)). ボール - 被加工材間の接触部における摩擦状態の挙動が測定荷重に現れたと考えられる. Fig. 3.1 で示すように接触部に働く摩擦力の大きさは、材料の流動に影響を及ぼす. このとき、測定荷重が加工途中で増加するという、無潤滑条件における水平荷重の挙動は、材料流動の変化が要因と考えられる.

Fig. 5.11 にボール転がりによる加工開始時のボールと被加工材間に働いている荷重の関係について示す. 加工開始直後は前方 (および側方) へ被加工材の盛り上がりが進展する工程と考えると、Fig. 5.11 のように転がり開始時では被加工材の盛り上がりが進展する方向とは逆方向に摩擦力が発生する. 無潤滑条件の方が摩擦力が大きくなるため、材料流動が抑えられ、前方の盛り上がりの進展が遅くなる. ボール前方の盛り上がりによって接触面積が増加するため、水平荷重が大きくなる. 潤滑した場合、接触部に潤滑油が介在するために、ボールからの摩擦力が小さくなり、前方への被加工材の盛り上がりやすみに進展すると思われる. そのため加工開始直後は、無潤滑条件では被加工材の盛り上がり抑えられ、水平荷重が小さくなったと考えられる. そして、転がり距離 4 mm 以降ではボール前方の盛り上がり一定となるため水平荷重に差はほとんど見られなかったといえる. 被加工材の盛り上がりによる接触面積の増加は、垂直荷重にも水平荷重と似た挙動をもたらすと考えられるが、垂直荷重の場合、接触面圧が大きいため測定値の差として現れにくいと思われる. また、被加工材の材料流動について、3 章の FE 解析から摩擦係数の違いによる材料流動の差として、転がり距離と盛り上がり高さの関係を Fig. 5.12 に示す. FE 解析から摩擦係数が小さいほど被加工材は早く盛り上がり進展し、定常状態に達することが分かる. 本章で測定された水平荷重 (Fig. 5.2 (a)) も潤滑した条件では、すぐに定常に達しており被加工材の盛り上がりによる荷重の挙動は FE 解析と矛盾しない結果となっている. しかし、FE 解析で得られた水平荷重では (Fig. 3.13), 摩擦係数による差はほとんど認められず、実験結果と異なる. この要因として、3 章で行った FE 解析は静解析であり、材料流動による慣性力が考慮されていない点が考えられる.

ボールの周速も Fig. 5.3 で示すように加工開始直後のみ、潤滑条件の違いが周速の差として見られた. これは、先述したとおり、盛り上がり部の接触領域でボール回転方向と反対方向の材料流動の速度分布が存在するために、ボール周速が減少したと考えられる. また、ボール押し込み量によって、ボール周速が異なることから、ボール - 被加工材間の固着域の違いが存在しているといえる.

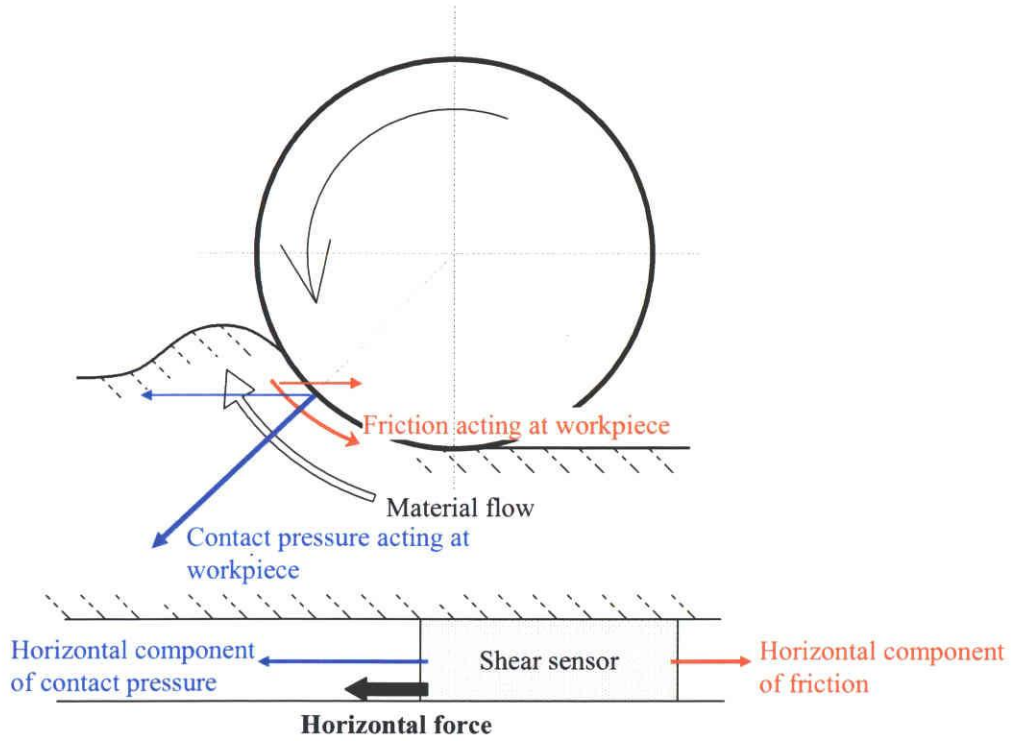


Fig. 5.11 Schematic of horizontal force in bump progressing

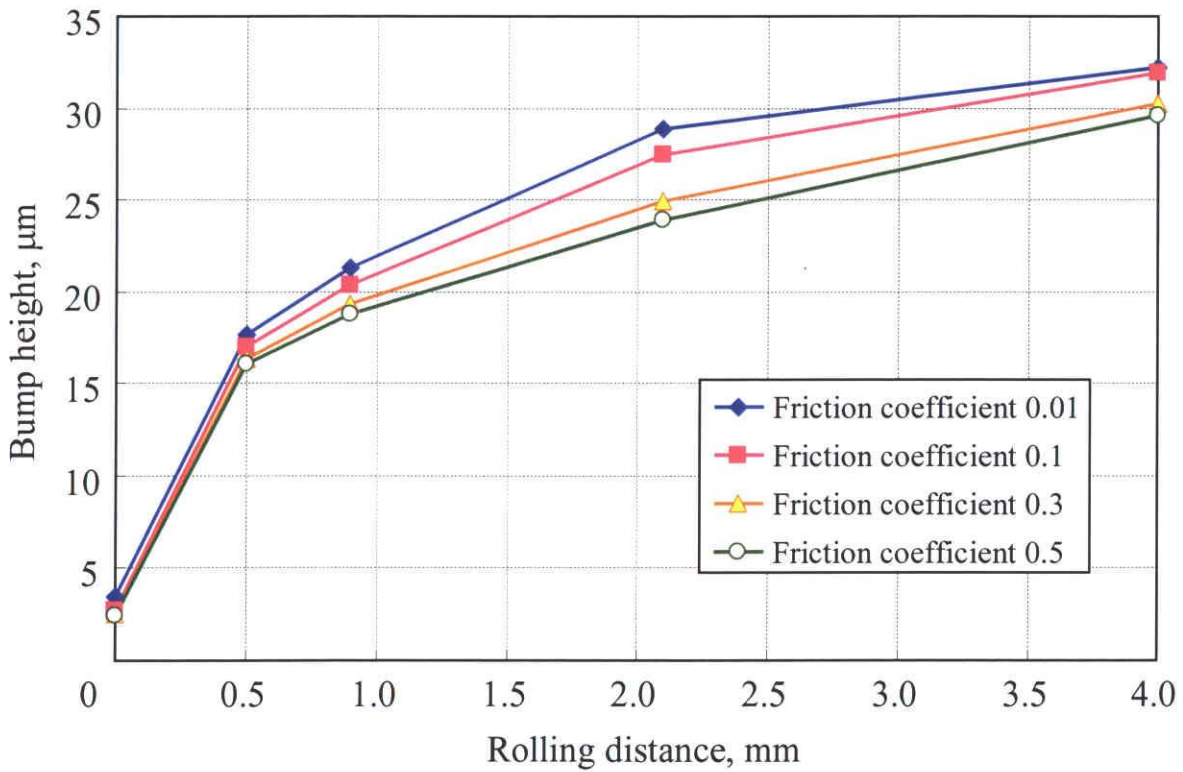


Fig. 5.12 Relation between rolling distance and bump height by FE analysis

5.4.2 加工部表面性状への潤滑状態の影響

ボール転がり時，ボールの押し込みによってボール前方に存在する被加工材表面で粗面化が起きる (Fig. 5.9). そして，ボールバニシング加工と同様，ボールによるバニシング作用によって粗面化した表面は平滑化する．しかし，試験条件によっては平滑面が得られなかった条件があり，潤滑した条件でボール押し込み量が $30\ \mu\text{m}$ 以上の試験条件であった．無潤滑条件ではすべての押し込み量において，平滑面が得られた．潤滑した条件では，大きいボール押し込み量で非平滑面が見られたことから，次のように説明できる．

- (1) ボール押し込みと転がり加工の進展によって，被加工材の加工部周囲の表面が粗面化する．
- (2) 粗面化した表面の谷部に潤滑油が捕捉された状態で，ボールが被加工材の表面を押し付けるため，加工後に粗面部が残存する．

ただし潤滑した条件でも，ボール押し込み量が小さいために材料流動による被加工材前方の粗面化が発生していない，または粗面化の程度が小さい場合となる試験条件では，ボール - 被加工材間に潤滑油が捕捉され難く，加工後の表面は平滑面になるといえる．本試験の場合，ボール押し込み量が $20\ \mu\text{m}$ 以下のときやボール転がり開始直後がこれにあたる．

Fig. 5.13 に平滑面と非平滑面の粗さ曲線をまとめる．顕微鏡写真 (Fig. 5.9) から潤滑の有無で異なる表面性状が観察できるが，粗さ曲線からは明確な差が見られない．そのため，潤滑条件で加工後の表面の最大高さ粗さ R_z が $0.1\ \mu\text{m}$ 程度であることから，潤滑条件の違いにより表面状態に違いを出していたものの，ボールと被加工材間に表面粗さに違いを出すほどの油膜厚さは存在していなかったと考える．

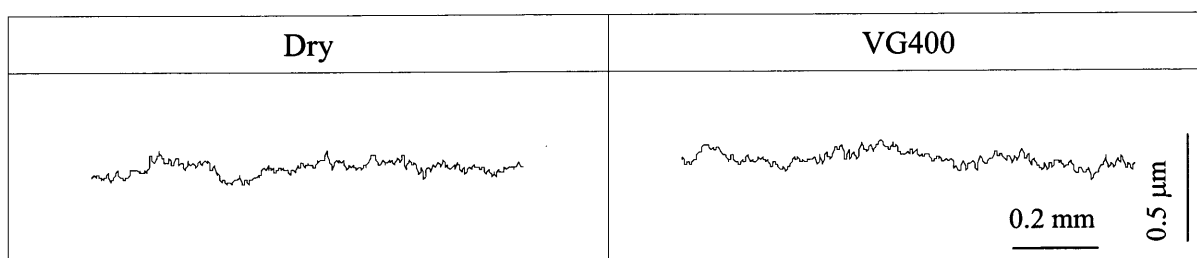


Fig. 5.13 Surface profiles (ball indentation $50\ \mu\text{m}$)

5.4.3 ボール押し込み量と接触面圧

ボールと被加工材間の摩擦力を検討するうえで、接触部での面圧は重要な要素である。第1章で述べたように、Bowden は、鋼平面に硬い球を押し付ける試験を行い、押し込み荷重 W と平均応力 p_m が、押し込み初期では弾性的に増加し、圧こん全体が塑性域に達するとおよそ $3Y$ で落ち着くと示した。ボール転がりにおいても同様の傾向があると推測できる。そこで、Fig. 5.14 にボールと被加工材との接触面積を加工後の溝幅を直径とした半円分と近似し、ボールの押し込み量と面圧の関係を示す。これより、ボール押し込み量が $18 \mu\text{m}$ 以上では面圧が 600 MPa 程度と一定となり、Bowden がまとめた試験結果と同様の傾向が見られた。これは、ボールと被加工材の接触面積が小さいことから、材料がボール周辺に流動しやすいため、 600 MPa 以上に面圧が上がらなかったと考えられる。

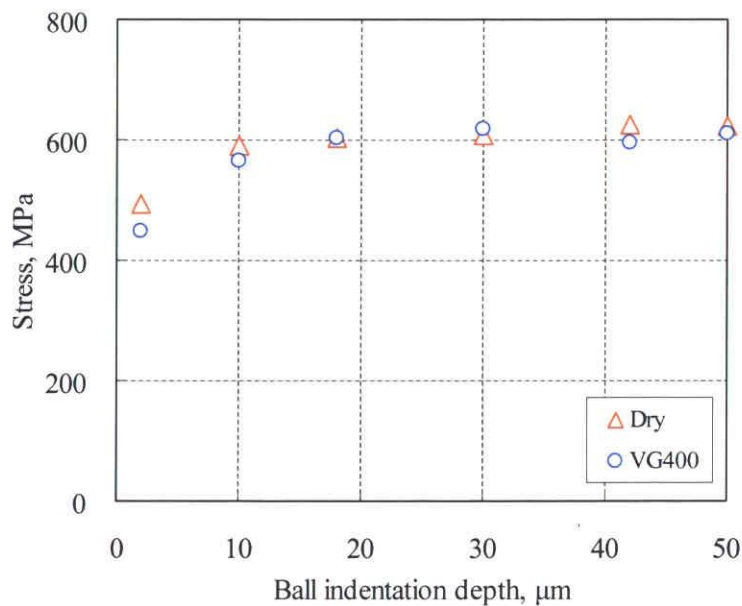


Fig. 5.14 Relation between ball indentation depth and averaged contact pressure

5.5 結論

従来のボールバニシング加工に当たる自由回転するボール転がり試験を行い、測定された加工荷重とボールの周速を示す。測定結果からボールと材料間の摩擦挙動を検討した。得られた結果を以下に示す。

- 1) 加工開始からボールの転がり距離が 4 mm 区間までの間の水平荷重は、無潤滑に

比べて、VG400 の潤滑条件では 20%程度小さかった。転がり距離 4 mm 以降では潤滑条件に依らず、ほぼ同程度の水平荷重であった。無潤滑条件の場合、ボール前方の被加工材の盛上りがボールと被加工材間の摩擦によって抑えられたためである。被加工材の盛上りが進展しにくくなることで、無潤滑条件における水平荷重は定常に達するまでに時間を要した。この盛上りの進展は、FE 解析においても同様の傾向が見られた。

- 2) ボール押し込み量が大きくなるほど、ボール前方への材料流動が大きくなるためにボールの周速が小さくなった。転がり初期において、ボールの周速は無潤滑条件に比べ VG400 の潤滑条件で低下していた。これは 1) で述べたように、転がり初期では VG400 の潤滑条件のほうが前方への材料流動が早くなるためである。
- 3) VG400 の潤滑油を用いボール押し込み量が 30 μm 以上の加工条件において、成形されたディンプルの表面には微細なシワ状の表面形状が多数観察された。材料の前方流動によって粗面化した表面の粗さ谷部に潤滑油が捕捉されたため、加工後にシワ状の表面形状が残存した。無潤滑の場合、シワ状の表面形状は観察されなかった。

以上、ボールが自由回転して被加工材表面を転圧するときの摩擦挙動にはボールと材料間の材料流動の大きさ (すべりの大きさ) が影響した。本章での自由回転によるすべりは、ボールと被加工材によって結果的に決まる値であり、より明確な値としてボール転がりの摩擦挙動を論じる必要があることになる。

第6章 ボールが強制回転して転圧するときの摩擦挙動と塑性変形¹⁾

6.1 緒言

前章では、ボール転がりの転圧による材料の基本的な塑性変形について、被加工材との摩擦によってボールが回転するという自由回転にて試験を行った。その結果、ボールと被加工材間の摩擦挙動には材料流動の大きさ(すべりの大きさ)が影響することがわかった。つまり、ボールの転圧による摩擦挙動を追求するには、任意のすべり速度における摩擦挙動を捉えて検討する必要がある。4章で製作した転がり摩擦試験では、ボールを強制回転させることで、ボールと材料間に任意のすべり速度を与えることができる。すべり速度が存在することで、接触部に摩擦力を発生させることができると考えられる。そこで、本章ではボールと被加工材との間に任意のすべり速度を持たせて転圧を行い、すべり速度の違いによる摩擦挙動についてと、すべりによって発現した摩擦が被加工材の塑性変形に及ぼす影響について明らかにする。さらに、ボールと被加工材間にすべりを与えて摩擦挙動を捉えることは、ボール転がりを活用した実際の加工においてボールと被加工材間にすべりが生じてしまう現象についての解明にもつながる。

また Wanheim ら²⁾は、くさび状の突起を持つ表面について、フラットな工具で材料表面を平滑に変形させる条件から、その接触部に摩擦力が存在すると、表面の平滑化が促進されることを近似解析より示した (Fig. 6.1)。そして、Ike ら³⁾や Mizuno ら⁴⁾によって実験的に検証された。このとき、材料の周囲を拘束しない場合、バルク材としての材料変形が現れ、表層の材料がほとんど変形しなくなるために、表面の平滑化が進まないことが分かった。前章で述べたように自由回転でのボール転がりにおいて、ボールと被加工材間の摩擦力は小さな値となっていることは、被加工材表面の変形量を小さくしていることが予想される。本章では、ボールと被加工材間にすべりを与えることで摩擦力が増加し、表面の変形量を大きく出来ることを見込める⁵⁾。

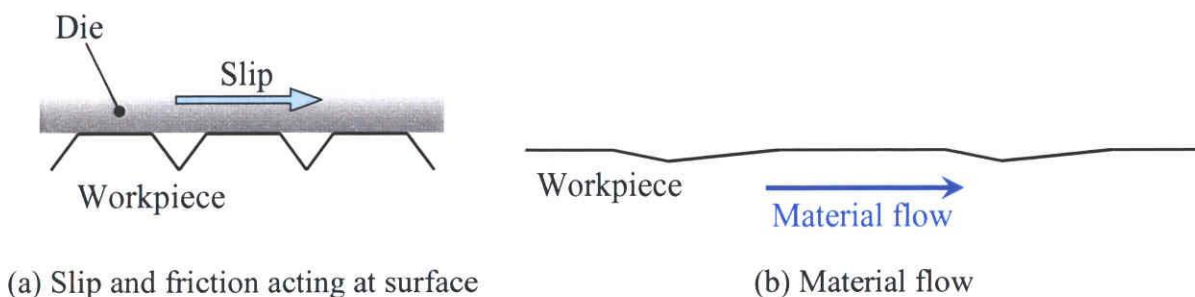


Fig. 6.1 Schematic of surface deformation

6.2 水平荷重の推定

強制回転のボール転がりの試験において、試験条件の選定や強制回転によって生ずる摩擦力を把握するため、ボールに働く水平荷重および摩擦力を見積もる必要がある。接触部に働く応力に関して言えば、摩擦応力は被加工材のせん断降伏応力になると思われる。強制回転させたボール転がりのFE解析から⁶⁾、ボール-被加工材間に $-100 \sim 100 \text{ mm/s}$ のすべり速度を与え、各々の水平荷重の定常値を算出した (Fig. 6.2)。解析結果から、すべり速度が $-1 \sim 0.5 \text{ mm/s}$ の間は比例的にすべり速度が大きくなるほど水平荷重は小さくなった。すなわち、摩擦力に速度依存性が見られた。また、すべり速度が 0.5 mm/s 以上または -1 mm/s 以下の場合、すべり速度に依らずほぼ一定の値となった。被加工材のせん断降伏応力に達したと考えられる。したがって、本研究の強制回転させるボール転がりにおける摩擦力も、すべり速度 S が $-0.5 \text{ mm/s} < S < 0.5 \text{ mm/s}$ の範囲で大きく変動するといえる。

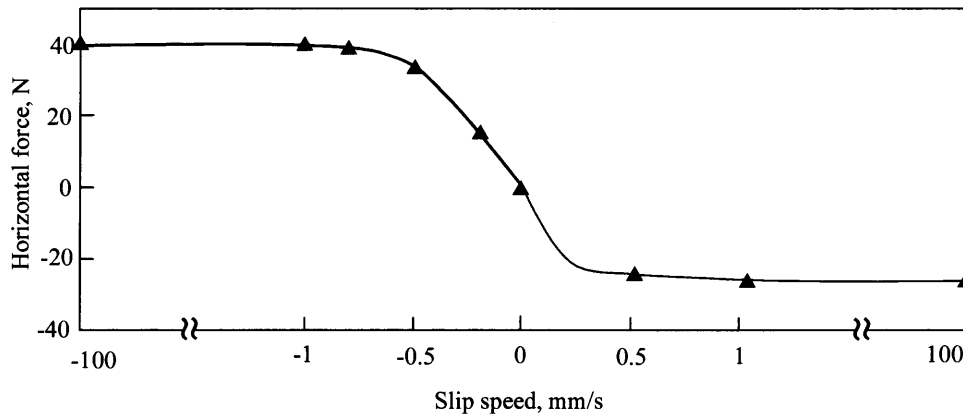


Fig. 6.2 Relation slip speed and horizontal force by FE analysis

6.3 試験条件

被加工材は前章と同じく、SCM420-A をプレート状に機械加工した後、試験面を平面研削によって表面粗さ $2 \sim 3 \mu\text{mRz}$ 程度にそろえた。研削方向は試験時の送り方向に対し垂直とし、加工前後の表面性状の観察を容易にした。

試験は、まず自由回転で試験し、ボール押し込み量 $8, 16, 24 \mu\text{m}$ で転がり加工した。その結果を踏まえ、自由回転での加工表面以上の仕上がりが予測される強制回転の試験を行った。ボール周速を $-100 \sim 100 \text{ mm/s}$ に設定した。前章と同じく被加工材の送り速度は 10 mm/s で行ったため、すべり速度は $-110 \sim 90 \text{ mm/s}$ となる。潤滑条件には、加工表面に及ぼす潤滑油の有無および粘度の影響を調べるため、無潤滑、VG2, VG50 の3条件とし、潤滑油は被加工材の加工面全体に十分塗布した。また、ボール表面と試験面を脱脂したものを無潤滑とした。

接触部に生じる摩擦力は、Fig. 6.3 からすべり速度 $\pm 1 \text{ mm/s}$ 以上もあれば、摩擦力の差を十分捕らえることができる範囲である。しかしながら、しごき試験に代表されるように、すべりを伴う表面層の塑性変形では、材料内部の変形が少なくても、最表面は数百 $^{\circ}\text{C}$ にも上がる可能性があり、被加工材の変形に大きく影響を与えうる。本章の試験条件には、熱的な要因による差異を観察するため、すべり速度を極端に大きくした条件として、ボール周速が $\pm 100 \text{ mm/s}$ となる試験を行った。

Table 6.1 Experimental condition

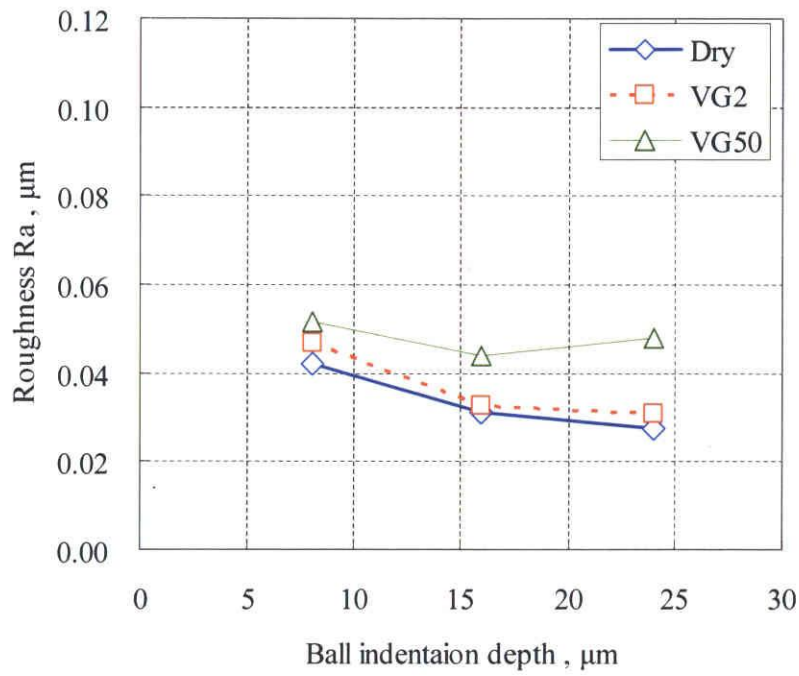
	Free rolling	Forced rolling
Indentation depth, μm	8, 16, 24	8
Peripheral speed of ball, mm/s	–	-100 ~ 100
Dimension of ball, mm	$S\phi 6 (0.1 \mu\text{mRz})$	
Feeding velocity, mm/s	10	
Rolling direction, mm	20	
Lubricant	Dry, VG2, VG50	

6.4 試験結果

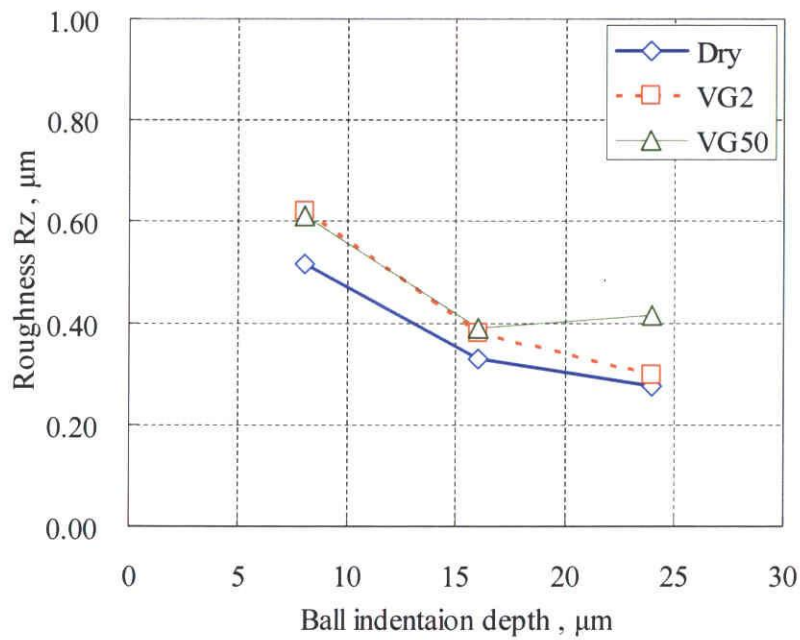
6.4.1 自由回転の転がり加工による表面粗さ

自由回転の転がり加工を行い、加工後の被加工材加工部の観察と計測をした。Fig. 6.3, Fig. 6.4 にそれぞれ表面粗さ測定結果と表面の観察・形状測定結果を示す。Fig. 6.3 より無潤滑、VG2 の潤滑条件では、押込み量が大きくなるほど表面粗さは Ra, Rz とともに減少した。ただし、押込み量 16 μm と 24 μm とでは大きな差はなかった。Fig. 6.4 の表面状態をみても、押込み量の増加により、粗さ形状の谷部が減少しているものの、被加工材の表面に研削傷は残ったままであった。また、VG50 では、押込み量 16 μm と 24 μm の表面粗さはほぼ同程度の 0.4 μmRz 程度でそれ以上の改善が見られなかった。このように潤滑油の粘度が高くなるほど、ボール押込み量を増加させても粗さの改善は小さかった。これは前章で述べたように潤滑油が研削傷の谷部に捕捉され、材料表面の変形を阻害したために、表面粗さの改善が妨げられたと考えられる。

次に転がり加工中の垂直荷重を水平荷重の測定結果を示す (Fig. 6.5)。自由回転では、垂直荷重、水平荷重ともに押込み量に比例して増加しており、潤滑油の有無、潤滑油の粘度が、それぞれの荷重にほとんど影響を及ぼさないことがわかる。しかし、両荷重とも VG50 の条件でわずかに他を上回る結果となっていた。



(a) Ra



(b) Rz

Fig.6.3 Surface roughness of free rolling

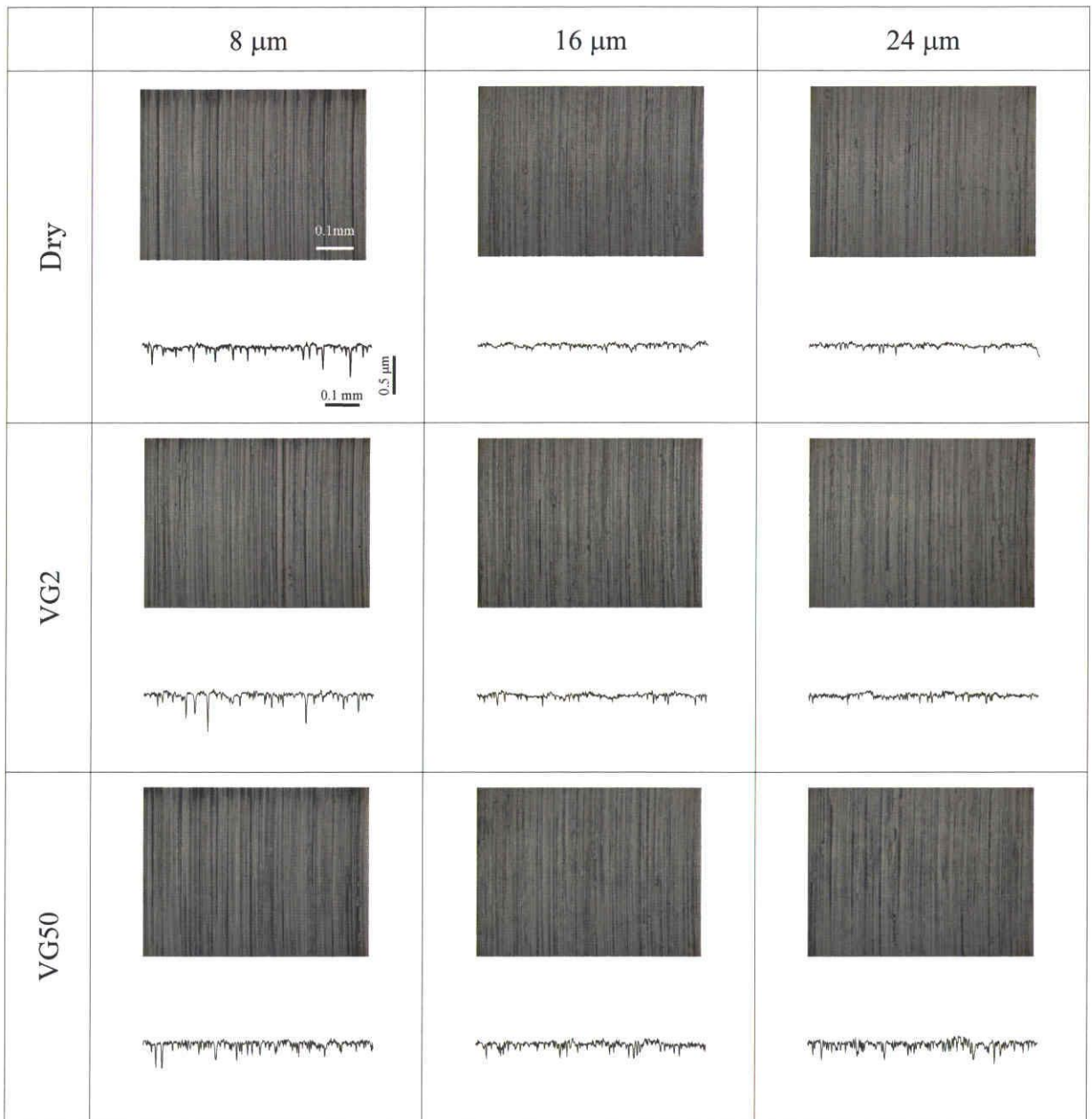
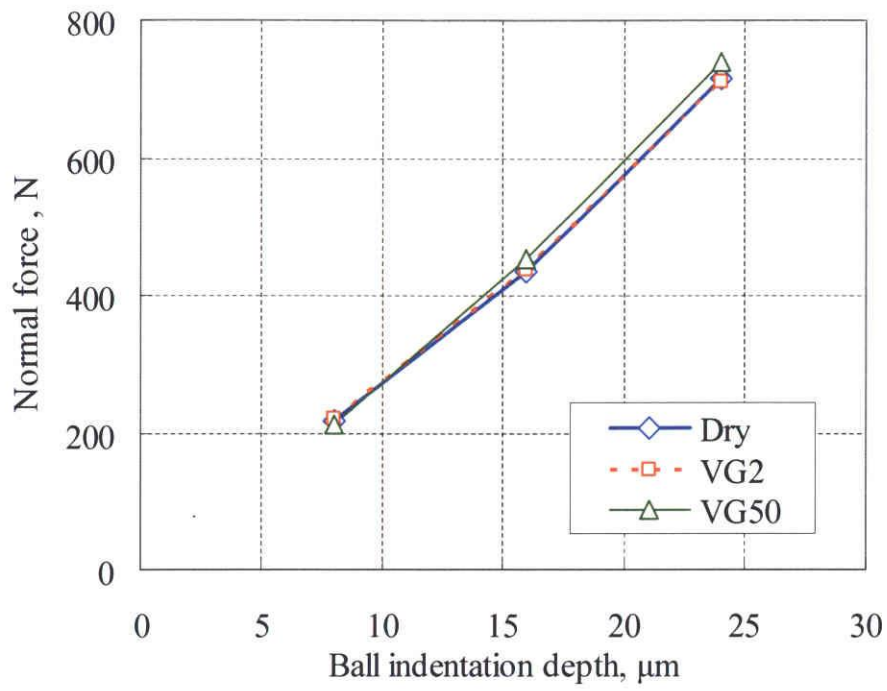
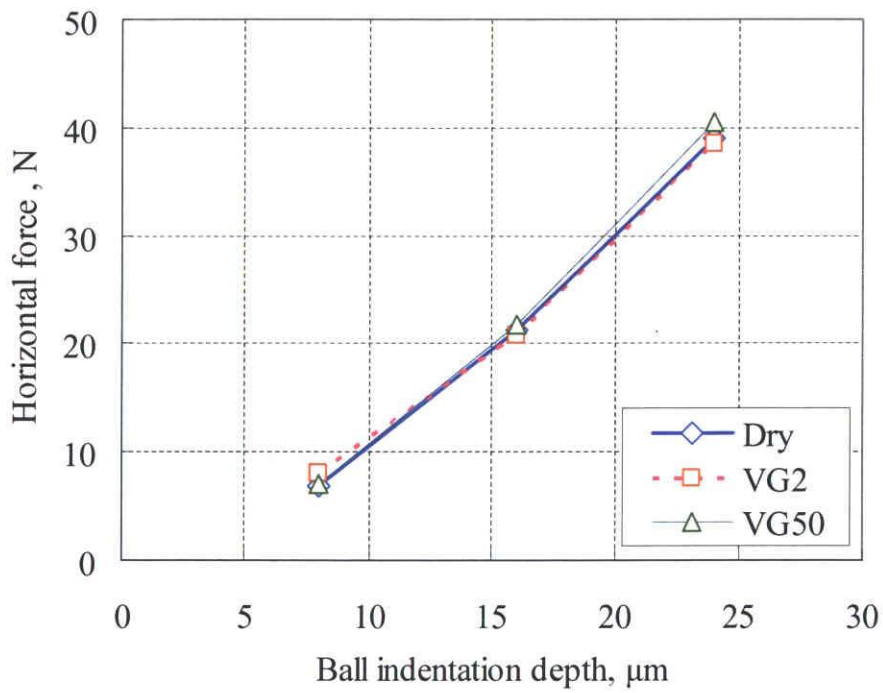


Fig. 6.4 Results of surface profile and appearance



(a) Normal force



(b) Horizontal force

Fig. 6.5 Relation between ball indentation and processing loads

6.4.2 強制回転のボール転がりによる表面粗さ

自由回転の転がり加工で無潤滑の加工条件において、ボール押し込み量を増加させても、加工部の研削傷を完全に除去することは出来なかった。これは、5.4.3 節で述べたように、ボール押し込み量を増加させても材料内部の変形が大きくなるために、接触部の面圧は 600 MPa までしか上昇しない (Fig. 5.11)。そのため、ボール押し込み量が 16 μm 以上では、接触部の面圧を増加させることができず、表面凹凸の変形に大きな違いが出てこなかったと考えられる。そこで、垂直荷重以外でボール-被加工材間の面圧を上げる方法として、この間にすべりを発生させることにした。

ボールを強制回転させボール-被加工材間にすべりを発生させながら転がり加工を行い、加工後の被加工材加工部の観察と計測をした。表面粗さ測定結果と表面の観察・形状測定結果を Fig. 6.6, Fig. 6.7 にそれぞれ示す。Fig. 6.6 から潤滑条件に依らず、マイナス回転側の表面粗さが大きく改善され、加工面は 0.02 μmRa 程度の表面粗さとなった。しかし無潤滑・すべり速度 -10 mm/s の場合、加工面にスクラッチ傷が確認できた。この試験条件では、ボールは無回転となっているため、ボール表面の同じ箇所が擦れることで凝着が進行し、スクラッチの要因となったと考えられる。また、無潤滑・すべり速度 -110 mm/s の試験でも凝着が起こり、表面を急激に悪くした。ボールの周速は -100 mm/s の試験条件であるものの、過度なすべりによる発熱が凝着を引き起こしたと考えられる。1.2 節で触れたが、ボール転がり成形される表面は平坦部と谷部からなるプラトー構造表面であるため、表面粗さの評価には Ra と Rz の 2 つの値を算出した。表面粗さとして算術平均粗さ Ra に着目すると、マイナス回転側のとき、プラス回転側・自由回転と比較して、最も小さい値となった。最大高さ粗さ Rz でも Ra と同様の傾向を示したが、プラス回転であるすべり速度 90 mm/s でも小さい値が得られた。プラトー構造表面という特徴から Rz は表面粗さの谷深さにあたるため、Rz の減少は粗さ谷部の消滅とみなすことができる。

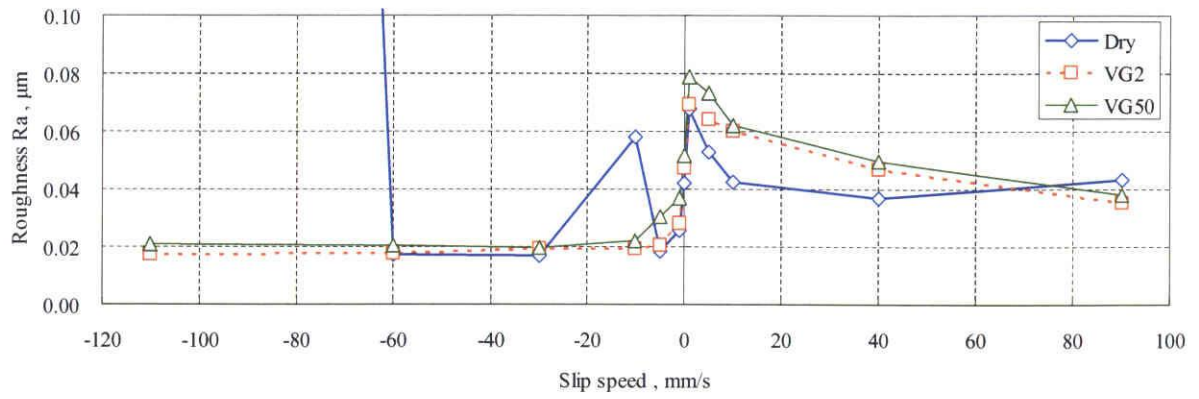
Fig. 6.7 の観察結果より、マイナス回転側では、すべての潤滑条件において加工前粗さの筋目がボール送り方向に湾曲しており、材料の塑性流動が確認できる。すべり速度が -1 mm/s のとき、自由回転と比較すると、粗さ曲線から表面粗さ谷部の消滅が目立つが、表面写真からは筋目は残っている。すべり速度を顕著に大きくした -60 mm/s の場合、無潤滑・VG2 では粗さ曲線・写真観察ともに前加工の表面粗さを大きく消滅させていた。しかし、無潤滑の試験条件では、わずかなスクラッチ傷が確認できた。プラス回転となるすべり速度 1 mm/s の場合、表面粗さ谷部が自由回転のよりも残存していた。すべり速度 40 mm/s とすべり速度を大きくしたとき、マイナス回転

側と同じく表面粗さ谷部が消えたものの、マイナス回転側ほど表面粗さは改善されていないことが粗さ曲線よりわかる。また、プラス回転のとき、筋目は湾曲していないことから、マイナス回転ほどの塑性流動が生じていないといえる。筋目の様子の違いから、マイナス回転では、表面の塑性流動がバルクとしての変形と考えることができ、その変形が表面粗さの減少を促していると思われる。ここで、転がり加工終了地点のボール前方の膨らみ (以下、バルジと呼ぶ) の高さを比較した (Fig. 6.8, Fig. 6.9)。マイナス側では溝深さと同程度のバルジ高さが発生しているのに対し、プラス側ではバルジがほとんど発生していない。そして、すべりの発生がない場合、この中間程度のバルジとなっていた。このバルジの発生はすべりによって生じる摩擦力が寄与していると考えられる。

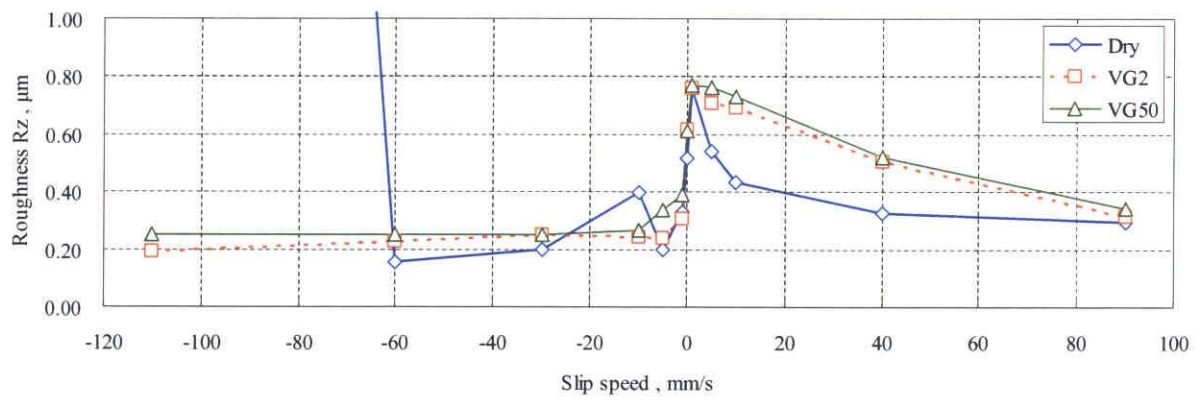
次に加工荷重に着目する。転がり距離 20 mm のうち、5~15 mm の区間での垂直荷重と水平荷重の平均値を算出し、すべり速度に対してまとめた結果を Fig. 6.10 に示す。この場合、ほとんどの条件において測定荷重は定常状態に達している。

すべり速度が存在することで、マイナス回転側の試験条件ではプラス回転側より垂直荷重が最大で 50 N 程度増加する傾向が見られる (Fig. 6.10 (a))。そして、水平荷重はすべり速度ゼロで測定値の正負が明瞭に反転していることがわかる (Fig. 6.10 (b))。潤滑油を用いたとき、高粘度である VG50 のほうでわずかに水平荷重が大きくなった。水平荷重は、ボール状工具による掘起こし力と接触部で生じる摩擦力の合計となる。自由回転のとき、水平荷重はほとんど掘起こし力となり、Fig. 6.10 (b) より 6 N 程度だと分かる。この力は、潤滑条件に依らないと考えられるため、Fig. 6.11 (b) の水平荷重からこの値を差し引いた値がそれぞれの条件で働く摩擦力となる。このとき、マイナス回転のときの摩擦力はおよそ 20 N であり、この摩擦力が表面粗さを大きく減少させた要因だと考えられる。プラス回転でも同程度の摩擦力が働いているはずではあるが、大きいすべり速度のときのみ表面粗さが減少していた (Fig. 6.7)。

水平荷重から掘起こし力を引いた値である摩擦力について、マイナス回転とプラス回転ではほぼ同じ値が働いていると考えられる。このとき、ボール前方のバルジは、プラス回転に比べ、マイナス回転のほうが 2 μm 程度大きい。その分だけボール押し込み量が増加したとすると、2 者間の接触面積はおよそ 25% 増加しているため、摩擦応力が減少しているということになる。被加工材表面の変形は、表面の筋目からマイナス回転側のときに積極的に促していることが読み取れ、表面の変形が摩擦応力を減少させたと考えられる。



(a) Ra



(b) Rz

Fig. 6.6 Surface roughness of forced rolling (8 μm indent.)

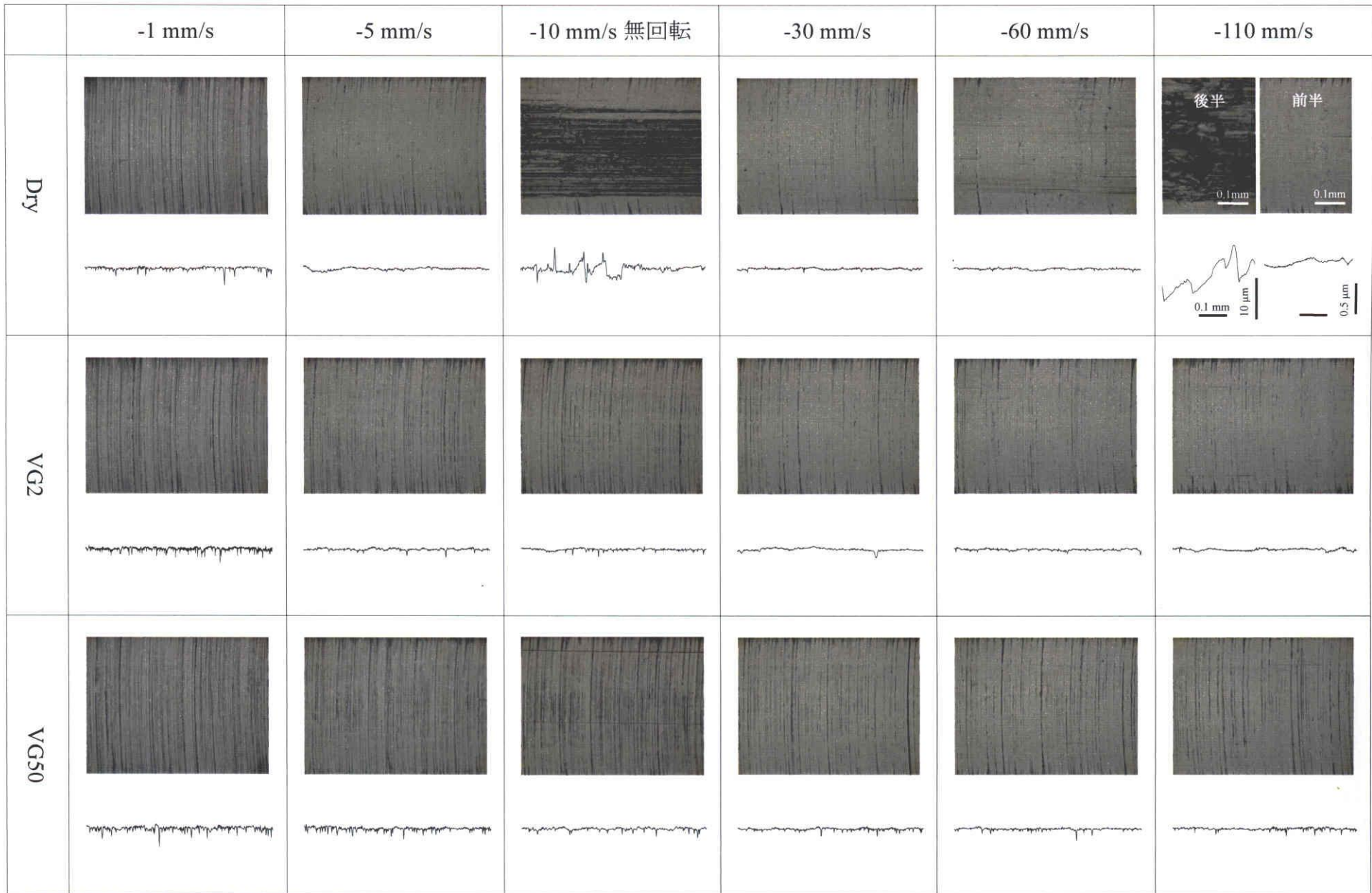


Fig. 6.7-1 Results of surface profile and appearance

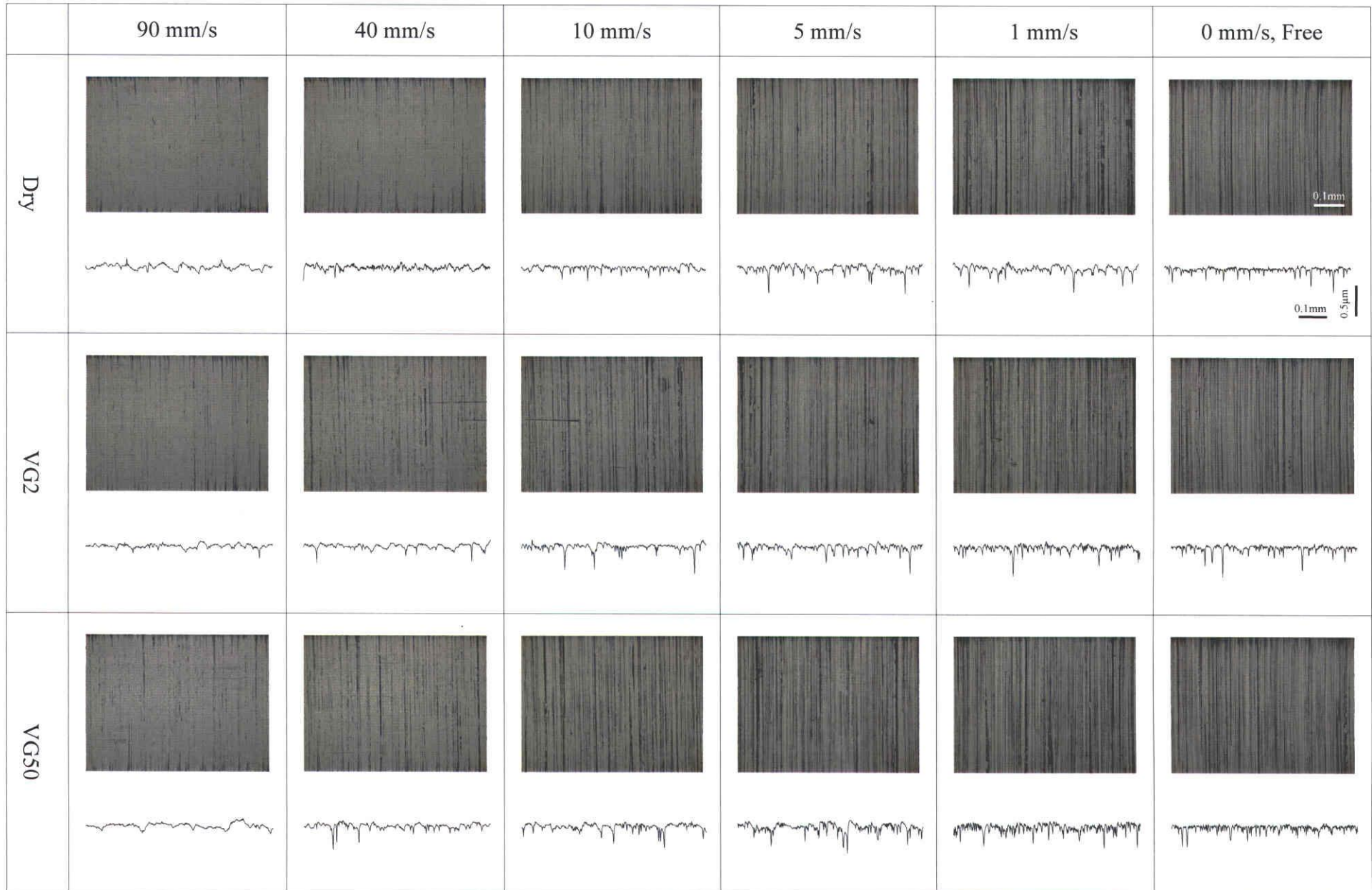


Fig. 6.7-2 Results of surface profile and appearance

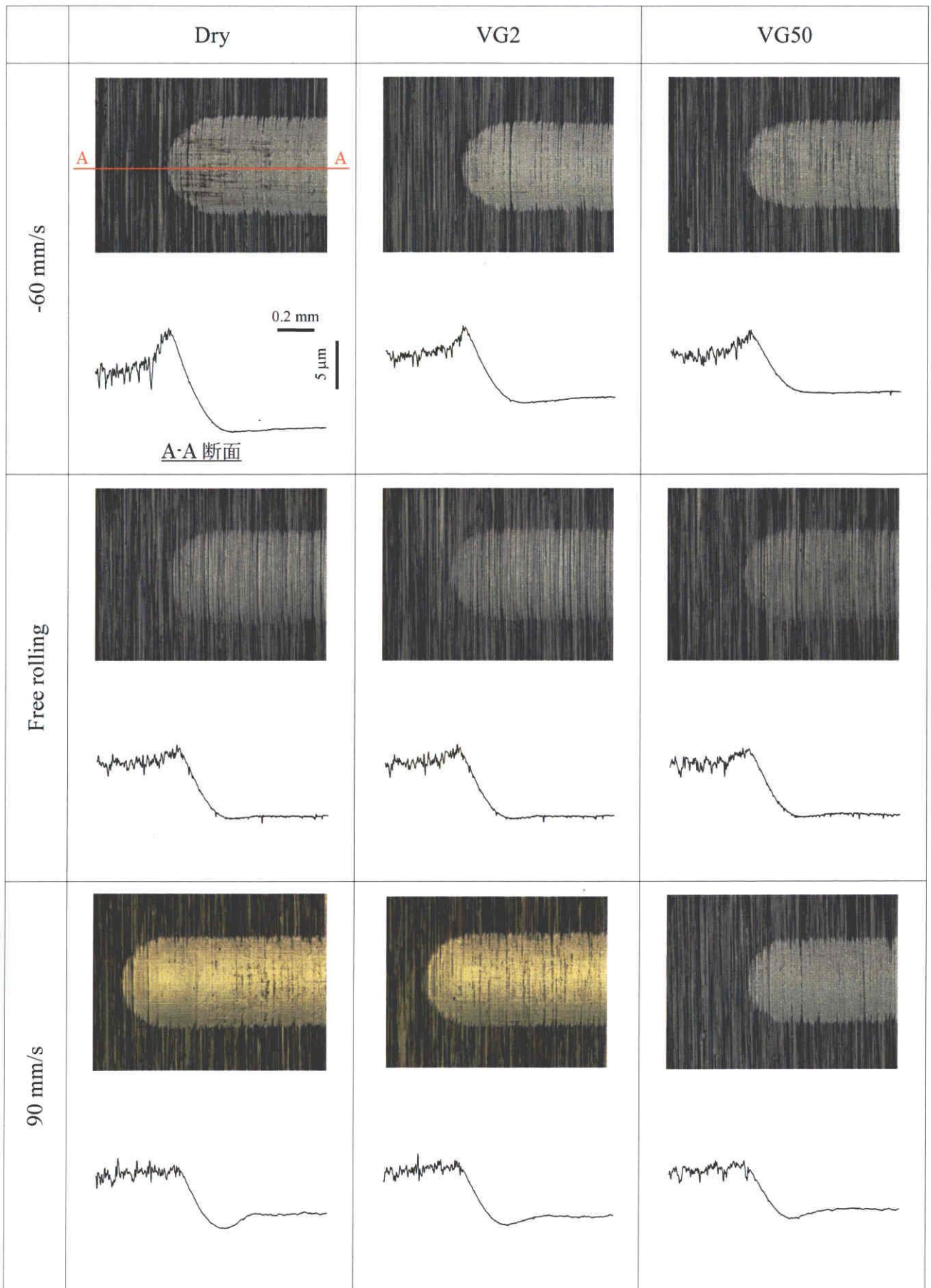


Fig. 6.8 Surface profiles and end-area micrographs

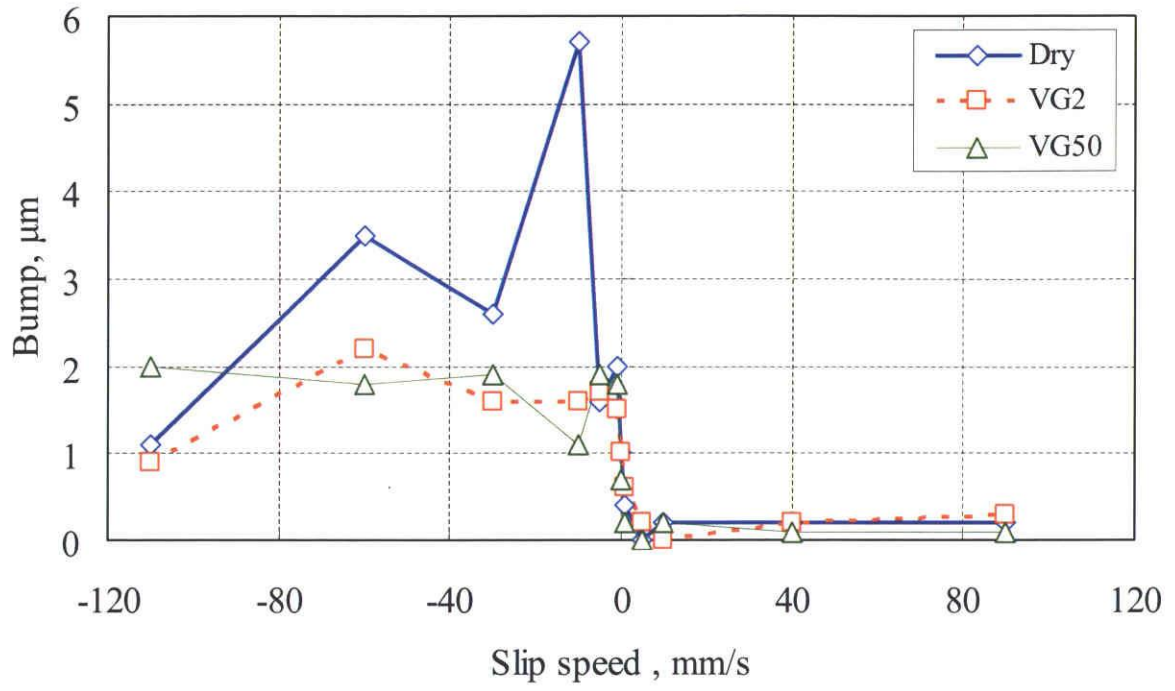
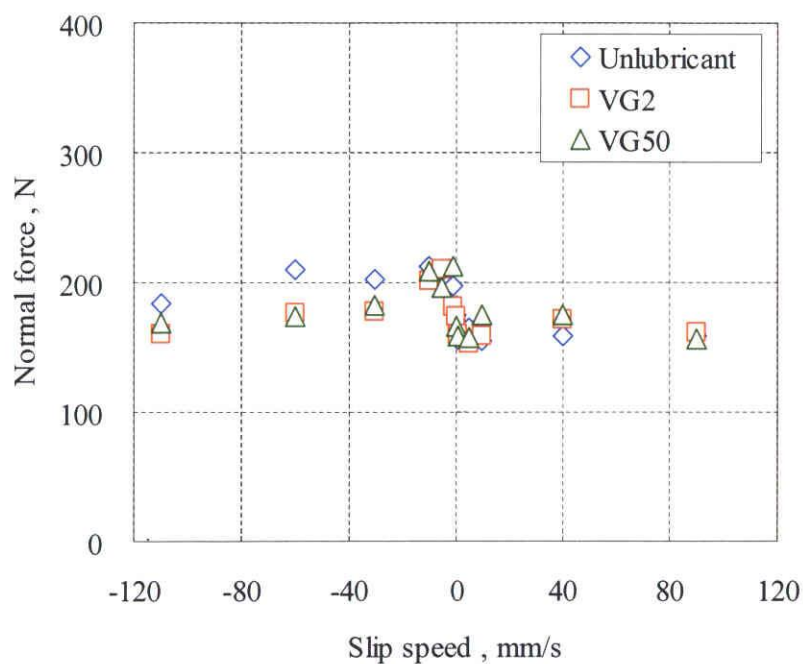
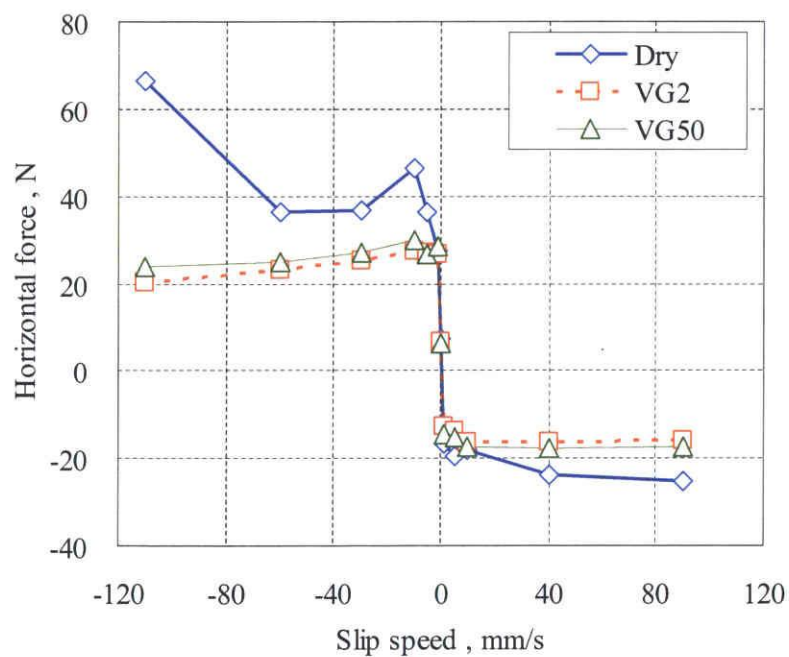


Fig. 6.9 Relation between bump height and slip speed



(a) Normal force



(b) Horizontal force

Fig. 6.10 Forced rolling (8 μm indent.)

6.4.3 スペクトル解析による表面粗さの評価

表面粗さの評価として Ra や Rz だけでは不十分なことが多く⁷⁾, 本研究でも写真観察から表面性状が異なることがわかるものの, Ra と Rz にその差が現れていない. そこで, すべり速度の有無による表面粗さの差異をより明確にするため, 高速フーリエ変換 (FFT) を用いたパワースペクトル解析を行った^{8),9)}. 横軸を表面粗さに含まれる波長成分にし, 縦軸を各波長の振幅から求められるパワースペクトルとした. 窓関数はハミング関数とした.

加工前の被加工材の表面粗さデータと, そのデータから得られるスペクトル解析結果を Fig. 6.12 に並べて示す. スペクトル解析をすることで表面粗さの形状を凹凸の波長ごとで区分してみることができ, その表面粗さを構成する波長に検出強度の差が見られることがわかる. 加工後の粗さ測定結果 (Fig. 6.8) に対してスペクトル解析を行い, 得られた結果を Fig. 6.12 に示す.

加工前のスペクトルは, Fig. 6.11 で示すように主として 0.20 ~ 0.02 mm の波長成分が強く検出された. フリー回転 (すべり速度 0 mm/s) で得られた表面粗さでは, 潤滑条件に依らず 0.2 ~ 0.005 mm と広範囲で波長成分が見られたが, そのパワーは加工前のものと比較して 3%程度に低下しており, 表面粗さが大きく改善されていることを意味している (Fig. 6.12-2, 最上段). すべり速度 -1 mm/s 以下となるマイナス回転側のスペクトル解析結果は, Fig. 6.12-1 にまとめて示す. マイナス回転側での検出波長はほとんど 0.2 mm 付近に集中しており, その検出強度も小さい. しかし, マイナス回転のうち無潤滑・すべり速度 -10 mm/s では, 加工面の凝着が見られたために波長が強く検出されている. マイナス回転の場合, フリー回転では改善できなかった波長域 (0.1 ~ 0.005 mm) が大きく消滅していることから, うねりと表面粗さともに小さく鏡面化が非常に促進されていることがわかる. 高粘度である VG50 では, 0.02 ~ 0.005 mm の波長域がわずかに検出されており, 表面粗さが改善されにくいといえる. 一方, プラス回転 (Fig. 6.12-2) の場合, 波長成分 0.2 mm の検出強度がマイナス回転側の 3 倍以上と強く, また 0.03 ~ 0.01 mm の波長域の検出も目立った. この 0.03 ~ 0.01 mm の波長域が残存することで, プラス回転ではマイナス回転ほどの表面粗さが得られにくいといえる. プラス回転でも, すべり速度が 40 mm/s 以上となると, 先の波長域は減少するものの, 依然 0.2 mm の波長成分が強く残る.

以上, スペクトル解析によって, 加工前後の表面粗さについて詳細に調べた. しかしながら, 定性的な範囲にとどまっている. 加工後の表面粗さにおいて, そのスペクトル解析結果はすべり速度によって特定の波長成分が検出・消滅されやすいことがわ

かった。そこで、Table 6.2 に示す各波長域でパワースペクトルの合計値を算出し、先述した内容について定量的な評価を試みた。表中の各波長域は、Fig. 6.12 の解析結果からすべり速度による差異が認められた区間である。Fig. 6.13 にその結果をまとめる。すべての波長域において、すべり速度 1~5 mm/s 付近で検出強度が最も強くなっており、すべり速度の増加に伴い、短・中波長は検出強度が低下する。マイナス回転側に比べ、プラス回転側ではパワースペクトルが強く検出される傾向にある。そして、長波長でも同様の傾向が得られているが、すべり速度 90 mm/s では無潤滑・VG50 のパワーが強く、VG2 のものと比較して 2~3 倍近くあり、うねりに近い長波長が残るため、表面粗さが向上しにくいことがわかる。

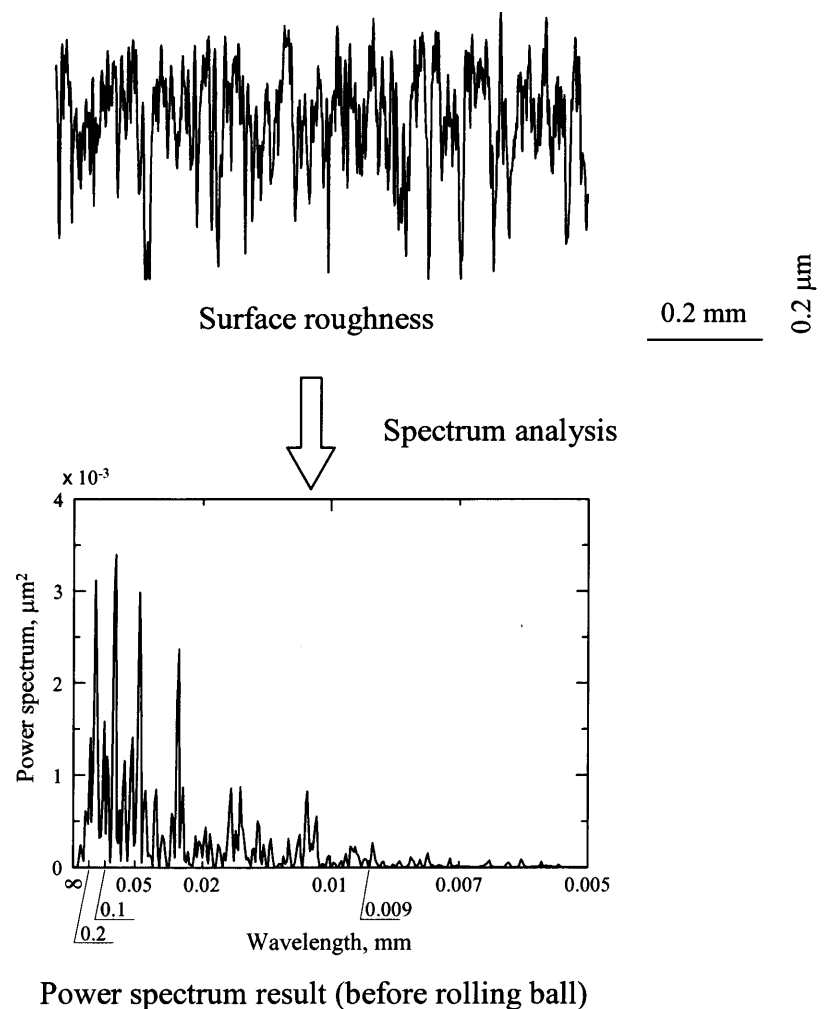


Fig. 6.11 Converting surface roughness result into power spectrum result

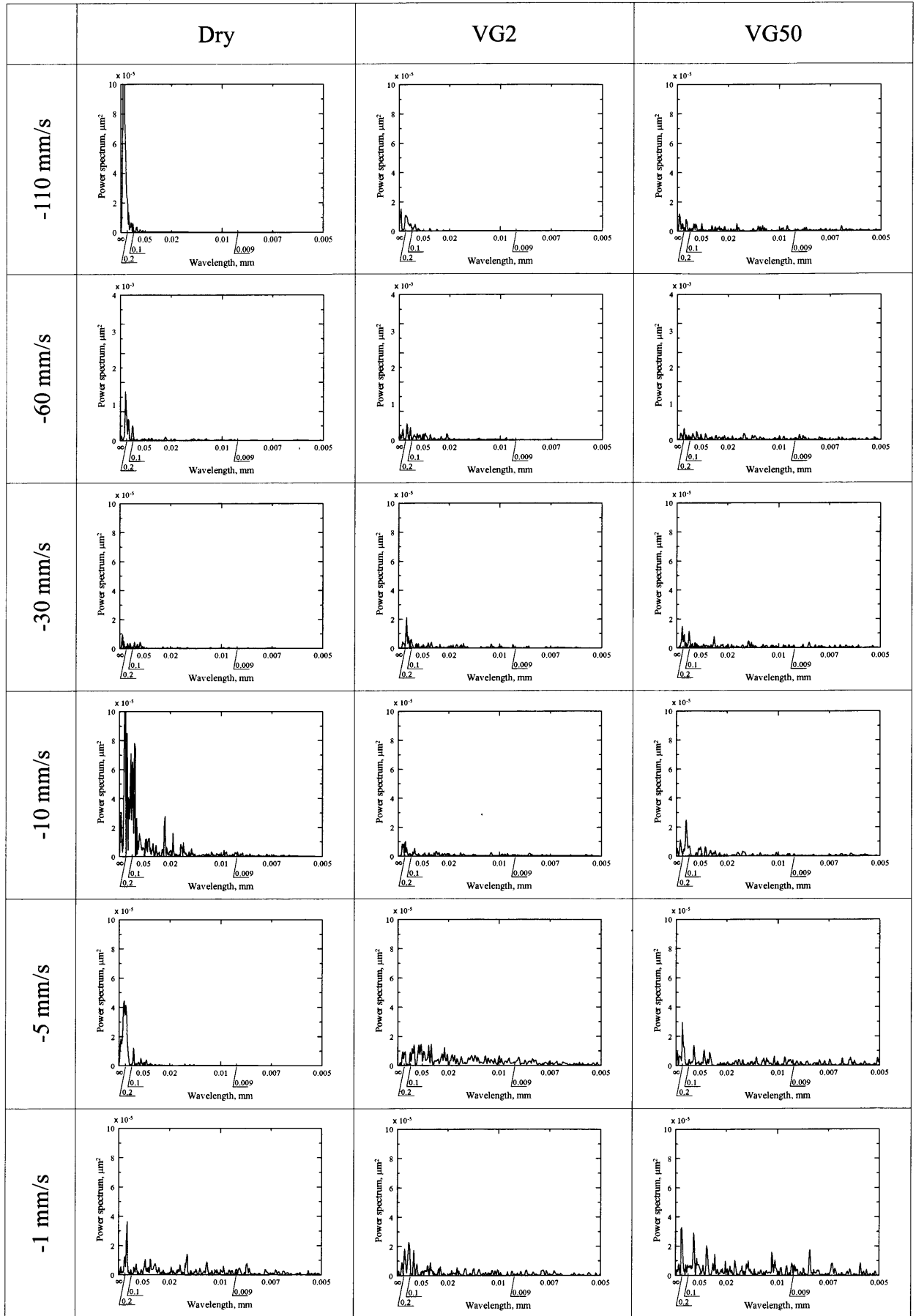


Fig. 6.12-1 Power spectrum analysis

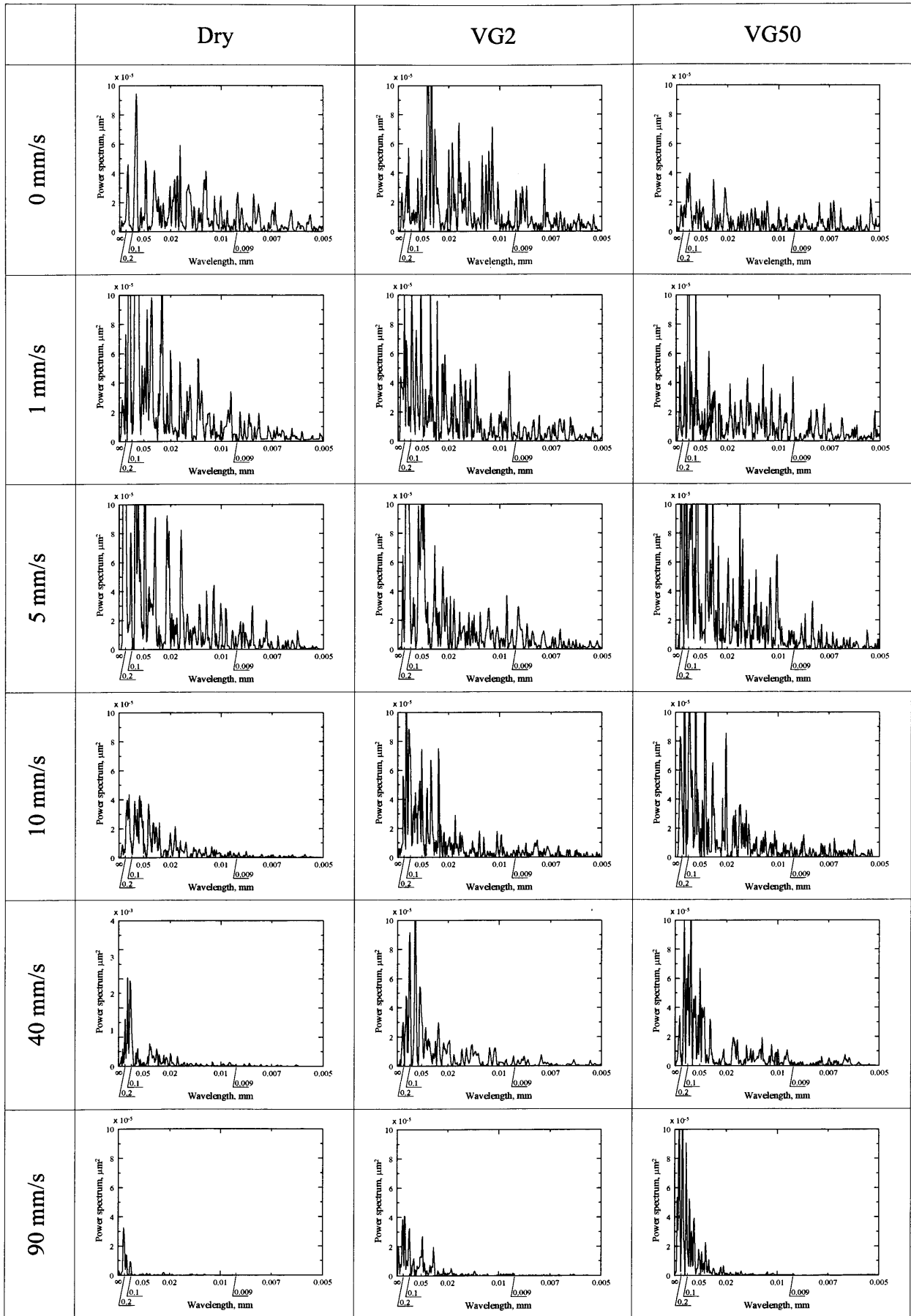
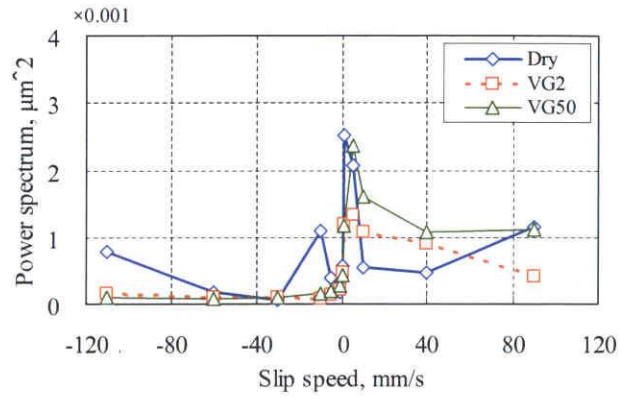


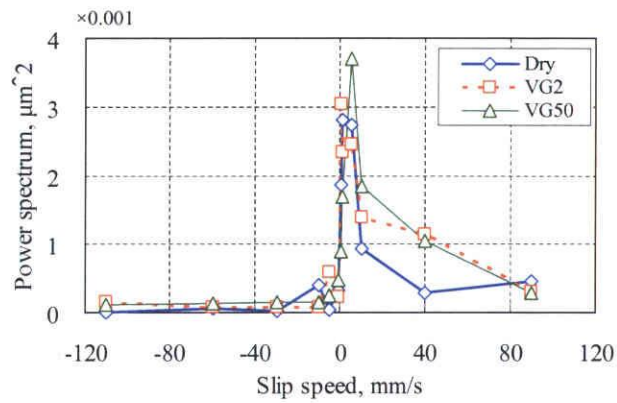
Fig. 6.12-2 Power spectrum analysis

Table 6.2 Classification of detected wavelength

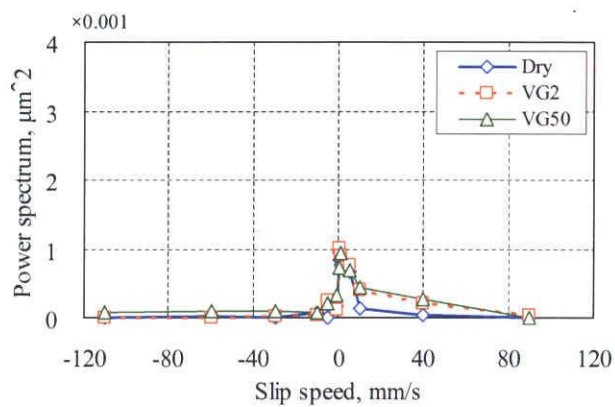
	Long wavelength	Inter. wavelength	Short wavelength
Range	Inf. ~ 0.1	0.1 ~ 0.01	0.01 ~ 0.005



(a) Long wavelength



(b) Intermediate wavelength



(c) Short wavelength

Fig. 6.13 Transitions of total power spectrum

6.5 考察

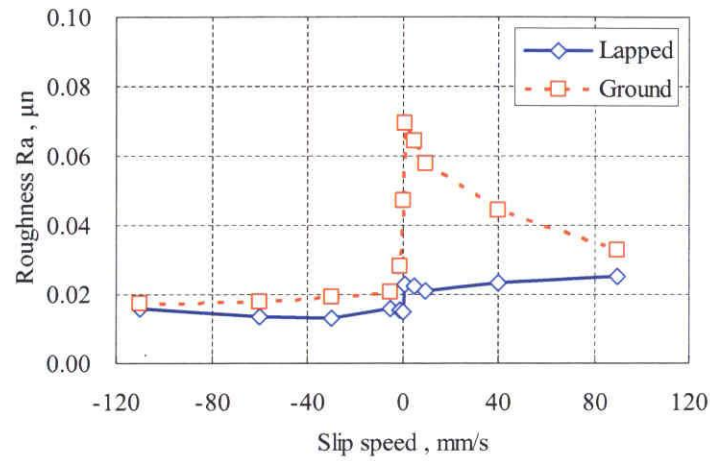
6.5.1 ボール転がりによる平滑化と粗面化

自由回転で転圧した場合の被加工材表面の変形は、強制回転で転圧した場合に比べて小さかった。これは、5章でも述べたように自由回転で転圧した場合のボールと被加工材間の摩擦は小さくなっている。そのため、Fig. 6.1 に示すように材料表面を摩擦方向に引き伸ばすことが出来なかった。

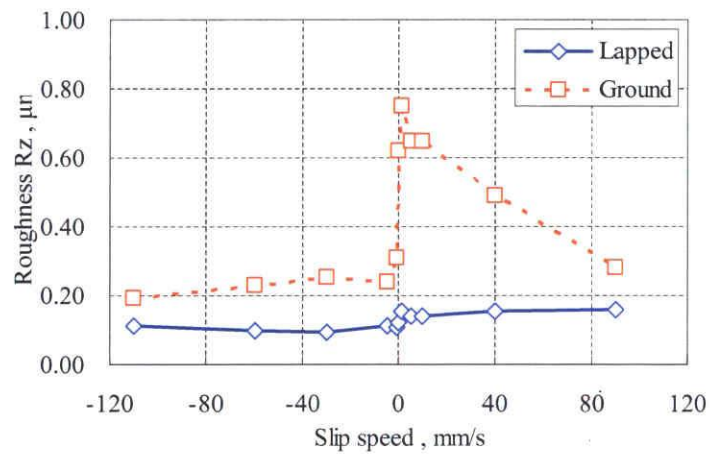
強制回転によって、ボールー被加工材間にすべりを発生させて転がり試験を行った場合、プラス回転側に比べ、マイナス回転側では表面粗さの減少が大きかった。表面の粗さ曲線を見比べても、マイナス回転側は平らに見えるのに対し、プラス回転側では多少波打っていることが確認できた。そして、スペクトル解析結果からプラス回転側の表面粗さは、0.03~0.01 mm の波長域が残存するために、表面粗さが大きくなっていると思われる。しかしながら、すべり速度が -60 mm/s と 90 mm/s の観察写真 (Fig. 6.8) で比較した場合、両方とも研削傷が見えなくなっており、両条件とも研削による谷部を消滅させていることがわかる。このプラス回転側で表面粗さが改善されにくい点について、プラス回転側はマイナス回転側に比べて、「研削による表面粗さを減少させにくい」または「ボール転がりによる材料流動によって材料表面を粗面化させている」ことが考えられる。プラス回転側で検出された波長成分について、5章で用いた表面粗さ 0.2 μmRz の研磨された被加工材を用いて検討を試みた。

表面を研磨され、表面粗さが極めて小さい場合、そのパワースペクトル解析はすべての波長域でほとんど検出されない。研磨された被加工材に対し強制回転で転がり試験を行い、試験後の表面粗さとスペクトル解析を計測した。研削面と研磨面に転がり試験を行った後の表面粗さについて、それぞれの測定結果を Fig. 6.14 に示す。Fig. 6.14 (a) から、Ra と Rz とともにマイナス回転側よりもプラス回転側のほうが大きい値となっているものの、研磨面ではその差が明確ではない。また、90 mm/s においては研削面と研磨面の結果に大きな差がなくなっている。研磨面で得られた表面についてスペクトル解析結果を Fig. 6.15 に示す。研磨面でのプラス回転からは、0.1~0.2 mm の波長域が強く検出され、うねりに近い成分がボール転がりによって生じていることがわかる。また、Table 6.2 にてスペクトル解析をまとめた結果を Fig. 6.16 に示す。Fig. 6.16 から研磨面の場合、短波長域と中波長域の成分はほとんど検出されていないものの、長波長域でパワーが検出されていることがわかる。また、この値はマイナス回転側と比較して、プラス回転側のパワーは3倍程度に強く、すべり速度を増しても減少する様子は見られない。この長波長域のパワーは、ボール転がりによる材料流動によって

生成された可能性があると考えられ、プラス回転側で得られる表面が粗面化される要因を示唆していると思われる。

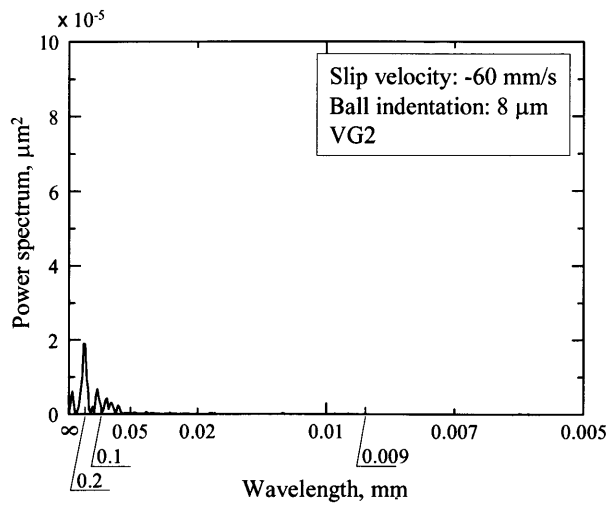


(a) R_a

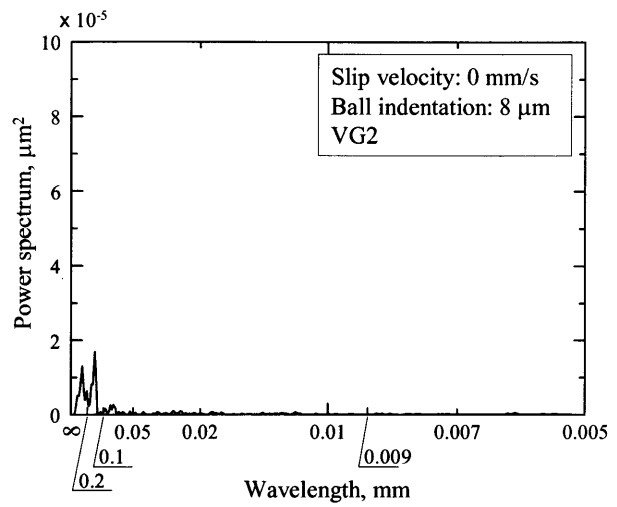


(b) R_z

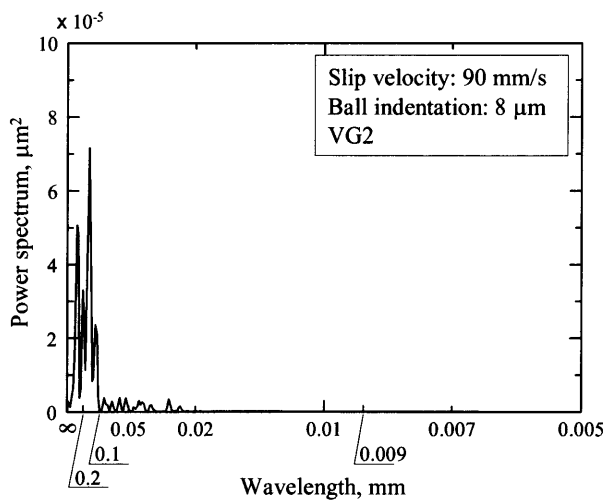
Fig. 6.14 Surface roughness of forced rolling (ground and lapped surfaces)



(a) Minus rotation; -60 mm/s

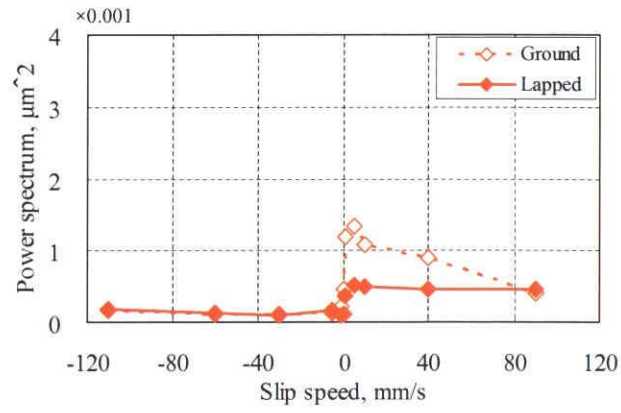


(b) Free rotation; 0 mm/s

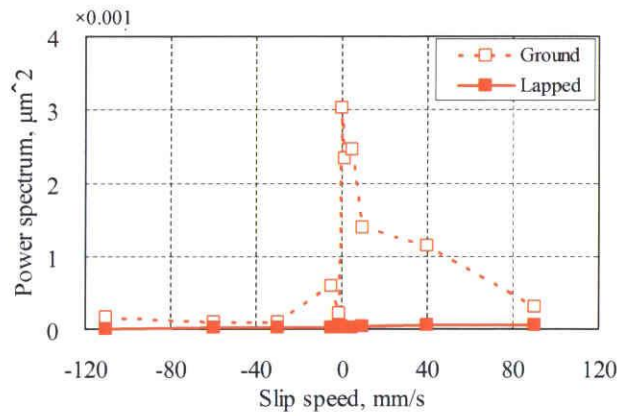


(c) Plus rotation; 90 mm/s

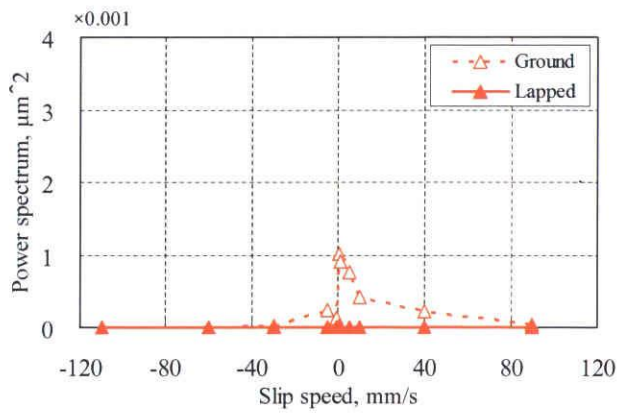
Fig. 6.15 Power spectrum analysis for lapping surface



(a) Long wavelength



(b) Intermediate wavelength



(c) Short wavelength

Fig. 6.16 Transition of total power spectrum (Ground and lapped surface)

6.5.2 潤滑油について

塑性加工によって鏡面や平滑面を創成する場合，一般に工具 - 被加工材間の潤滑油によって平滑化が阻害される．このことは，Ikeら^{3), 10)}やMizuno⁵⁾が実験で示しており，表面粗さ谷部に残存する潤滑油がマイクロプールの体積収縮に対する抵抗となるためであるとされている．本章でも無潤滑に比べ潤滑油下では，表面粗さが小さくなりにくい傾向があり，他の研究論文と同様の結果であった．

無潤滑・すべり速度の値が大きい (-60 mm/s 以下または 90 mm/s) 実験条件では，焼付きによる表面損傷と思われる箇所が観察できた (Fig. 6.17)．小さいすべり速度では観察できないことから，すべり速度が増したことによる摩擦発熱が被加工材の表面温度を上げたと考えられる．そのため，摩擦発熱が材料強度の低下をもたらし，変形しやすくなった．結果，顕著な平滑化を促したと思われる．他方，潤滑油を用いた試験条件では，水平荷重が低下しており，すべり速度が大きくても焼付きは見られない．介在する潤滑油が焼付き防止に寄与していると思われる．しかしながら，VG2・すべり速度 -60 mm/s 以下のように，潤滑油下でも無潤滑と同等の表面粗さが得られている．潤滑油下で仕上げ面を向上させるには，粘度の低い潤滑油を用い，介在する潤滑油を排出させる必要がある¹¹⁾．低粘度油は，早期に焼付きを招く要因になるが，本実験の範囲では潤滑油を用いた場合，焼付きは見られなかった．すべり速度の値が大きいほど，表面粗さ Ra および Rz は低下した (Fig. 6.6)．すなわち，大きいすべり速度ほど介在する潤滑油が排出されていることを示唆している¹²⁾．他の要因としては，加工中に材料の塑性流動につられて潤滑油が排出されることや発熱による潤滑油の粘度が低下することが挙げられる．

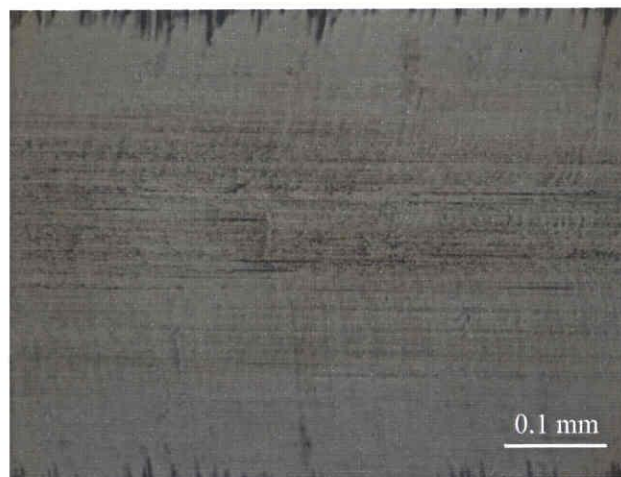


Fig. 6.17 Micrograph of sticking part (8 μm , -110 mm/s, dry)

曲面と平面間の接触部に形成される油膜厚さについて、Chittenden ら^{13),14)}によって弾性流体潤滑の観点からまとめられている。Chittenden らは、潤滑油が介在する環境下において、2物体が弾性変形内で円接触や線接触などの接触面を有するときの油膜厚さを求め、Fig. 6.18 にまとめた。Fig. 6.18 から、線接触に近づくにつれ、介在する油膜が厚くなり、最終的に飽和することがわかる。本研究では被加工材は塑性変形を受けているが、その変形は表面近傍のみであり形状を大きく変えるものではないことから、本試験でも同様の傾向を示すと考えられる。また、Fig. 6.10 で示すように水平荷重が潤滑油によって減少したことから強制回転においても潤滑油は接触部に介在すると考えられ、ボール転がりによる接触では幾何的に油膜厚さを薄くしやすいといえる。

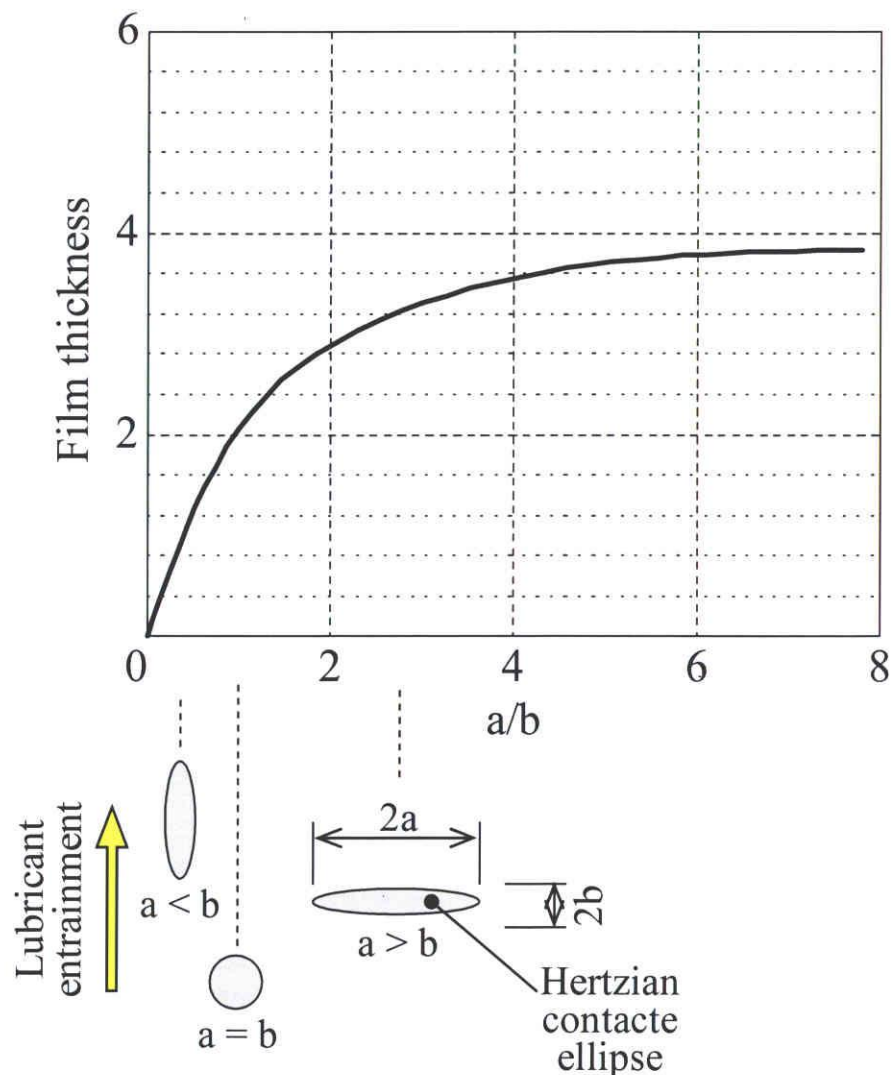


Fig. 6.18 Variation of dimensionless film thickness with the aspect ratio

介在する潤滑油は、くさび効果によって接触部に引き込まれる¹⁵⁾。くさび効果によって引き込まれる潤滑油は、導入角 θ が小さいほど多くなり、接触部に厚い潤滑膜を形成させる。ボール転がりでは、転がり方向の前方に被加工材を流動させバルジを作る (Fig. 6.8)。そのため、導入角 θ が大きくなり、引き込まれる潤滑油を減少させていると考えられる (Fig. 6.19)¹⁶⁾。本章の強制回転では、マイナス回転によって被加工材表面の平滑化が目立った点から見てもくさび効果による説明は矛盾しないと思われる。プラス回転の場合、バルジはあまり形成させない点と、6.5.1節のボール転がりによる粗面化がマイナス回転ほどに表面粗さが改善されない要因と考えられる。

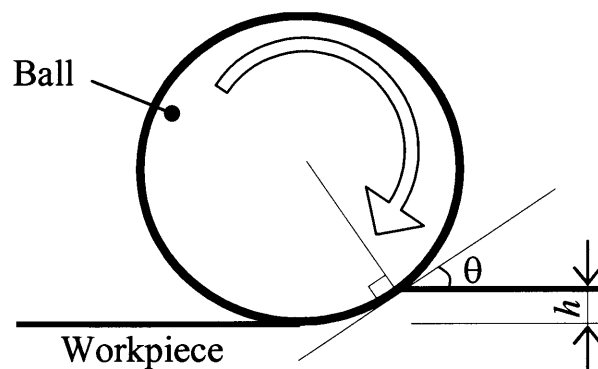


Fig. 6.19 Wedge action of ball rolling

6.6 結論

強制回転によってボールと被加工材の接触部にすべりを発現させ、強制回転のボール転がりにより転圧したときの摩擦挙動と、被加工材の変形に及ぼす摩擦の影響についても検討した。得られた結果を以下に示す。

- 1) すべり速度が ± 1 mm/s の範囲では、すべり速度の大きさに比例して、摩擦力は増加するものの、 ± 1 mm/s を超えるとすべり速度に依らずほぼ一定値を示した。
- 2) 加工中の潤滑油は、接触部の摩擦力を減少させ、焼付きの防止として働く。しかし、高粘度油では表面粗さ谷部に残存しやすく、表面粗さの減少を阻害した。
- 3) ボールを強制回転して転圧した場合に比べて自由回転で転圧した場合は、ボールと被加工材間の摩擦力が小さいため、被加工材表面の変形量に与える影響も小さかった。加工後の表面粗さは自由回転で得られる表面粗さは $0.04 \mu\text{mRa}$ 、強制回転ですべり速度を伴う場合は $0.02 \mu\text{mRa}$ 以下であった。
- 4) マイナス回転による摩擦力は、被加工材のバルジを形成させやすく、くさび効果

による接触部への潤滑油の導入が抑えられた。そのため、マイナス回転では無潤滑と同程度の表面粗さが得られた。

- 5) プラス回転に対しマイナス回転によるすべり速度で生じる摩擦力では、0.1～0.005 mm の短・中波長域を容易に押しつぶすことができ、表面粗さを減少させた。
- 6) ボール転がりの終了地点におけるディンプル周辺の膨らみにおいて、自由回転では1 μm 程度であったのに対して、マイナス回転では1～3.5 μm 、プラス回転では0.3 μm 以下であった。このように、プラス回転ではディンプル周辺の盛り上がりを抑えることができていた。

第7章 総括

本研究は、回転塑性加工を積極的に活用し摺動面の高機能化として有効である、ボールバニシング加工とディンプル成形に着目した。これらの加工によって生成される加工表面では、ボール転がりによる材料の塑性変形とボールと材料間の摩擦挙動が重要であり、本論文はそれらに関する研究を行った。ボール転がりによる被加工材の塑性変形は、ボールを被加工材に押し付けることで発生する接触面圧と、ボール-被加工材間で発生する摩擦力によって大きく決定される。そのため、ボール転がりにおける塑性変形と摩擦挙動を捉えるには、ボール転がりにおけるボールに働く加工荷重と加工後の被加工材の表面状態を把握する必要がある。この目的を達成するため、転がり摩擦試験機を設計・製作した。ボールを自由回転で転圧したときの加工中のボール周速、摩擦挙動および成形される溝形状について検討したところ、摩擦挙動には転圧による材料流動によって生じたボールと材料間のすべりが大きく影響することがわかった。そこでボールを強制的に回転させ、ボールと被加工材間に強制的にすべりを与えることですべりの大きさに対する摩擦挙動について検討した。ここで摩擦力の大きさはすべり速度と潤滑条件に依存することがわかった。各章で得られた結果を以下にまとめる。

第1章では、機能性表面の生成について述べた。機能性表面には、表面に微細構造を設ける手法と表面の材料組織を向上させる手法とがあり、こうした加工方法に回転塑性加工が有効である。塑性加工を活用することで、短時間かつ広範囲に表面を成形できる。バニシング加工やディンプル成形は、材料の塑性変形を積極的に利用し、摺動特性の優れた表面を成形する。この表面成形において、工具と被加工材間の摩擦が加工面の表面品位を決定する重要な因子となる。

第2章では、バニシング加工の特徴である表面粗さの改善と工具形状の転写によるディンプルの二つを兼ね備えたマイクロディンプル成形ツールに述べ、このツールによって成形した被加工材表面について検討した。マイクロディンプル成形ツールでは、バニシング加工によるディンプル成形を可能にし、A2017材のパイプ内面をディンプル成形加工することで、ディンプル深さ1~5 μm でさらに、その周辺に盛り上がりのないディンプルを成形できた。このディンプル成形ツールの機構からローラとボールが同時に回転するが、両者の径が異なるため、必ず外部との接触部ですべりが発生することになる。実際に成形されるディンプルの配置は設計値と若干のずれが確認でき、

接触部のすべりが誤差の要因になった。このとき、ボールは自由に回転しているとは言えず、外から強制的に回転させられている状態となっている。以上、金属パイプ内面に塑性加工を利用したディンプルを成形が可能となったが、ディンプルの形状・分布、表面の平滑作用に対して課題が残った。

ボールバニシング加工で得られる加工表面は、ボール転がりによって得られる加工表面によって決定され得ることから、ボール状工具による材料表面の流動という巨視的な視点に加え、表面粗さに着目した微視的な観点からも、成形される加工表面について議論しなければならない。次章からは、ボール転がりに関する研究成果を述べる。

第3章では、2章で問題となったボール転がりのトライボロジーに着目し、初等理論とFE解析を用いて、ボール状工具に働く垂直応力・せん断応力からボールの水平荷重と垂直荷重から検討を行った。また、ボールの回転数を未知とした自由回転のFE解析モデルを構築し、ボール転がりの解析を行った。ボールが自由に回転して転がる場合、水平荷重・垂直荷重への摩擦力の影響は小さい。この解析結果によれば、水平荷重・垂直荷重に摩擦係数の差はほとんど見られない。しかし、ボール周速は、摩擦係数が大きいほど、ボールの送り速度に対し、減速分は小さくなっていた。自由回転でボールを回転させた場合、被加工材との間でもっともすべりが生じてない。このように試験機には加工荷重とボール周速の把握が求められることがわかった。また、試験においては複数の潤滑条件化で行い、その違いについての検討も必要である。4章以降でこれらの検討を行った。

第4章では、前章までの結果より、ボールと材料間の摩擦挙動を検討するにはボールの回転速度やボールと被加工材間のすべり、加工荷重を測定できる試験機が必要になった。そこで、摩擦挙動を検討するのに必要な測定精度を持たせた転がり摩擦試験機を製作した。本章ではボール転がりの検討に必要な測定精度が確保できているか機能試験を行い、確認した。試験機には、加工中の変化を捉えるために速度の測定精度は $\pm 1\%$ 、荷重の測定は $\pm 1\text{ N}$ 、ボールの回転軸に対する振れは $2\ \mu\text{m}$ 以下、被加工材をホルダに取り付けたときの平行度は $2\ \mu\text{m}$ 以下を必要とした。測定器についてはこの測定が可能なスペックの機器を選定し、測定精度に問題がないことを確認した。試験機部品を組み立てたときの精度については、現合により上記の精度を確保した。ここで製作した摩擦試験機を用いて、ボール転がりの試験を行った。

第5章では、製作した転がり摩擦試験機を用いて、ボール転がりによる転圧において基本的な現象となる自由回転での転圧の試験を行った。そして、測定された加工荷重とボールの周速の測定結果からボールと材料間の摩擦挙動について検討した。得られた結果を次のまとめる。

- 4) 加工開始からボールの転がり距離が 4 mm 区間までの間の水平荷重は、無潤滑に比べて、VG400 の潤滑条件では 20%程度小さかった。転がり距離 4 mm 以降では潤滑条件に依らず、ほぼ同程度の水平荷重であった。無潤滑条件の場合、ボール前方の被加工材の盛上りがボールと被加工材間の摩擦によって抑えられたためである。被加工材の盛上りが進展しにくくなることで、無潤滑条件における水平荷重は定常に達するまでに時間を要した。この盛上りの進展は、FE 解析においても同様の傾向が見られた。
- 5) ボール押し込み量が大きくなるほど、ボール前方への材料流動が大きくなるためにボールの周速が小さくなった。転がり初期において、ボールの周速は無潤滑条件に比べ VG400 の潤滑条件で低下していた。これは 1) で述べたように、転がり初期では VG400 の潤滑条件のほうが前方への材料流動が早くなるためである。
- 6) VG400 の潤滑油を用いボール押し込み量が 30 μm 以上の加工条件において、成形されたディンプルの表面には微細なシワ状の表面形状が多数観察された。材料の前方流動によって粗面化した表面の粗さ谷部に潤滑油が捕捉されたため、加工後にシワ状の表面形状が残存した。無潤滑の場合、シワ状の表面形状は観察されなかった。

第6章では、強制回転によってボールと被加工材の接触部にすべりを発現させ、強制回転のボール転がりにより転圧したときの摩擦挙動と、被加工材の変形に及ぼす摩擦の影響についても検討した。得られた結果を以下に示す。

- 7) すべり速度が $\pm 1 \text{ mm/s}$ の範囲では、すべり速度の大きさに比例して、摩擦力は増加するものの、 $\pm 1 \text{ mm/s}$ を超えるとすべり速度に依らずほぼ一定値を示した。
- 8) 加工中の潤滑油は、接触部の摩擦力を減少させ、焼付きの防止として働く。しかし、高粘度油では表面粗さ谷部に残存しやすく、表面粗さの減少を阻害した。
- 9) ボールを強制回転して転圧した場合に比べて自由回転で転圧した場合は、ボールと被加工材間の摩擦力が小さいため、被加工材表面の変形量に与える影響も小さかった。加工後の表面粗さは自由回転で得られる表面粗さは $0.04 \mu\text{mRa}$ 、強制回転ですべり速度を伴う場合は $0.02 \mu\text{mRa}$ 以下であった。

- 10) マイナス回転による摩擦力は、被加工材のバルジを形成させやすく、くさび効果による接触部への潤滑油の導入が抑えられた。そのため、マイナス回転では無潤滑と同程度の表面粗さが得られた。
- 11) プラス回転に対しマイナス回転によるすべり速度で生じる摩擦力では、0.1～0.005 mm の短・中波長域を容易に押しつぶすことができ、表面粗さを減少させた。
- 12) ボール転がりの終了地点におけるディンプル周辺の膨らみにおいて、自由回転では1 μm 程度であったのに対して、マイナス回転では1～3.5 μm、プラス回転では0.3 μm 以下であった。このように、プラス回転ではディンプル周辺の盛り上がりを抑えることができていた。

最後に、本研究から得られた結果を踏まえ、ディンプル成形加工やボールバニシング加工への応用について述べる。

ディンプル成形加工に対しては、以下の知見を活用できる。

- 1) ディンプルの深さは、押込み量に1次的に比例して増加する。
- 2) ボール周速 (または回転数) は、ボール押込み量が大きくなるほど減少するため、より正確なディンプルの分布予測には、その減少を考慮する必要がある。
- 3) 成形されるディンプル形状は潤滑状態にほとんど左右されない。
- 4) ボールにプラス回転を与え、ディンプルを成形することでディンプル周辺の膨らみを抑えて成形することができる。

ボール (ローラ) バニシング加工に対しては、以下の知見を活用できる。

- 1) 潤滑油は加工時に被加工材表面の谷部に捕捉されて表面粗さの減少を阻害しているが、ボールを強制的に回転させて、摩擦力を発現させることで無潤滑と同程度の表面粗さ (0.02 μmRa) が得られる。
- 2) 強制回転によって生じる摩擦力は材料表面の変形を促進させることから、従来よりも小さい押込み量で平滑面を得ることができる。また、ボールの押込み荷重で製品形状を悪化させてしまうような剛性の小さい部品、例えば薄肉パイプなどへバニシング加工の適用範囲を拡大させることが可能となる。
- 3) 上記と同様の、表面の平滑に必要な加工荷重の低下は、表面粗さの変形が困難な高硬度材の加工が容易になるとことが考えられる。

参考文献

第1章

- 1) 日本塑性加工学会: “塑性加工入門”, コロナ社, (2007), 19-37.
- 2) 藤本英雄: “変わる生産のしくみ”, オーム社, (1994), 19-57.
- 3) Hirschvogel Umformtechnik GmbH: “Forging Technologies for the Automotive Industry”, (2004), 42-54.
- 4) 青木顕一郎, 堀内良: “基礎機械材料学”, 朝倉書店, (1991), 31-48.
- 5) C. R. バレット, W. D. ニックス, A. S. テテルマン (岡村弘之, 井形直弘, 堂山昌男訳): “材料強度 2 —材料の強度特性—”, 培風館, (1980), 63-106.
- 6) 杉本孝一, 長村光造, 山根壽己, 牧正志, 菊池潮美, 落合庄治郎, 村上陽太郎: “材料組織学”, 朝倉書店, (1991), 179-185.
- 7) 日本塑性加工学会: “回転加工—転造とスピニング—”, コロナ社, (1990), 1-10.
- 8) 葉山益次郎: “回転塑性加工学”, 近代編集者, (1981), 1-4.
- 9) 日本塑性加工学会: “回転加工—転造とスピニング—”, コロナ社, (1990), 10-11.
- 10) 葉山益次郎: “回転による塑性加工の特徴”, 日本機械学会誌, 80-699, (1977), 144-149.
- 11) 池浩: “微細表面形状の加工と利用の動向”, 塑性加工学会誌, 36-411, (1995-4), 300-306.
- 12) 山本昌人, 桑原利彦, 新仏利仲, 竹増光家, 天野秀一, 菱田典明: “マイクロオーダー微細溝の転造加工—流体動圧軸受のヘリングボーン溝の試作—”, Journal of the JSTP, 47-546, (2006), 616-621.
- 13) Waldemar Koszela, Pawel Pawlus and Lidia Galda: “The Effect of Oil Pockets size and Distribution on Wear in Lubricated Sliding”, Wear, 263, (2007), 1585-1592.
- 14) 竹増光家, 宮原洋: “二重ねじ機構に基づく極めて緩みにくいボルト締結体の転造加工”, 日本機械学会, 4-15, (2004), 419-420.
- 15) 竹増光家, 宮原洋, 新仏利仲: “二重ねじ機構に基づく極めて緩みにくいボルト締結体の転造加工”, 日本塑性加工学会誌, 47-540, (2006), 44-48.
- 16) 日本塑性加工学会: “回転加工—転造とスピニング—”, コロナ社, (1990), 217-218.
- 17) Paul S. Prev y: “Burnishing Method and Apparatus for Providing a Layer of Compressive Residual Stress in the Surface of a Workpiece”, United States Patent, Patent Number 5826453.

- 18) 田中義信, 津和秀夫: “精密加工法”, 共立出版, (1991), 275.
- 19) 岡島英昭: “センタレス・ローラバニシング法の研究”, (1999), 1-5.
- 20) 日本塑性加工学会: “プロセストライボロジー—塑性加工の潤滑—”, コロナ社, (1993), 1-2.
- 21) 中村保: “塑性加工におけるトライボロジー研究の役割”, 日本機械学会, 71-704, (2005-4), 1117-1122.
- 22) JIS B 0671-2: “プラトー構造表面の特性評価”, (2002).
- 23) 上野崇: “マイクロ HL 円すいころ軸受”, NTN Technical Review, 75, (2007), 100-104.
- 24) M. H. El-Axir, O. M. Othman and A. M. Abodiena: “Study on the Inner Surface Finishing of Aluminum Alloy 2014 by Ball Burnishing Process”, Journal of Materials Processing Technology, 202, (2008), 435-442.
- 25) 岡島英昭: “センタレス・ローラバニシング法の研究”, (1999), 1-5.
- 26) Adel Mahmood Hassan: “The Effects of Ball- and Roller-Burnishing on the Surface Roughness and Hardness of some Non-ferrous Metals”, Journal of Materials Processing Technology, 72, (1997), 385-391.
- 27) M. H. El-Axir, O. M. Othman and A. M. Abodiena: “Study on the Inner Surface Finishing of Aluminum Alloy 2014 by Ball Burnishing Process”, Journal of Materials Processing Technology, 202, (2008), 435-442.
- 28) 岡島英昭: “センタレス・ローラバニシング法の研究”, (1999), 12-16.
- 29) Sugino Machine Limited: “SUPEROLL”, CAT.NO.L2215E, Catalogue.
- 30) ECOROLL AG/ECOROLL Corp.: “Tools & Solutions for Metal Surface Improvement”, (2006-9), Catalogue.
- 31) 喜田義宏, 林部貴行: “ローラバニシング加工に関する研究 (傾斜面のローラバニシング加工)”, 日本機械学会, 34-1, (2003), 17-18.
- 32) 矢澤孝哲, 野口圭太, 福田洋平, 梶田正美, 扇谷保彦, 小島龍広: “高速微細加工装置の開発 (第1報)”, 日本機械学会, 39-73, (2009), 35-39.
- 33) YU YongKai and Masami MASUDA: “Depressing of Bump around Dimples on Indenting Process”, 47-1, (2005), 353-354.
- 34) 鈴木哲哉: “マイクロ・ディンプル成形ツールによる摩擦低減”, ツールエンジニア, 2, (2009).
- 35) 矢澤孝哲, 梶田正美, 黒沼聡, 森弘樹, 高井直樹: “テクスチャ面形成のための連続ディンプル加工”, 日本機械学会, 17-1, (2001), 33-34.

- 36) 辻秀雄, 藤田正仁, 高柳聡, 伊岐見将之: “レーザ加工によるディンプル付き摺動部材の摩擦特性評価”, トライボロジー会議予稿集, (2004), 59-60.
- 37) Izhak Etsion: “State of the Art in Laser Surface Texturing”, Transactions of the ASME, 127, (2005), 248-253.
- 38) V. Brizmera, Y. Kligerman and I. Etsion: “A Laser Surface Textured Parallel Thrust Bearing” Tribology Transactions, 146, (2003), 397-403.
- 39) 矢澤孝哲, 榊田正美, 石橋成海, 東海林幸一, 横山和宏: “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, 73-9, (2007), 1030-1034.
- 40) 斉藤博, 榊田正美, 小澤克己: “インデンティング加工とブラスト加工の塑性域比較”, 日本機械学会 第 4 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, 2-25, (2002), 73-74.
- 41) 高橋孝幸, 山田毅, 石川孝司: “ピーン成形の有限要素解析手法に関する研究”, 日本塑性加工学会誌, 48-553, (2007), 120-124.
- 42) 竹増光家, 三浦秀士, 臼木理倫, 山本昌人, 桑原利彦: “金属射出成形材へのマイクロオーダー微細溝の圧印加工”, 粉体粉末冶金協会, 53-9, (2006), 725-730.
- 43) 山本昌人, 桑原利彦, 新仏利伸, 竹増光家, 天野秀一, 菱田典明: “マイクロオーダー微細溝の転造加工”, 47-546, (2006), 616-621.
- 44) 二村優, 堂田邦明, 牧野武彦, 鈴木哲哉: “パイプ内面のマイクロディンプル加工法の開発”, 50-580, (2009-5), 56-60.
- 45) 岡島英昭, 鈴木哲哉, 二村優, 宮内慎也: “平面用ディンプル成形工具”, ULTRA Patent, 特開 2010-099788.
- 46) D. Tabor: “The Mechanism of Rolling Friction II. The Elastic Range”, Proc. Roy. Soc. Lond. A, 229, (1955), 198-220.
- 47) 石川義雄, 須田稔: “ころがり摩擦の基礎的研究—軌道みぞ形状の影響—”, 精密機械, 44-6, (1978), 52-57.
- 48) 石川義雄, 須田稔: “ころがり摩擦の基礎的研究—表面粗さ形状による摩擦力の変動—”, 精密機械, 45-5, (1979), 49-54.
- 49) 石川義雄, 須田稔: “球単体の転がり摩擦における潤滑油の影響”, 精密機械, 49-8, (1983), 75-80.
- 50) F. P. Bowden & D. Tabor (曾田範宗訳): “固体の摩擦と潤滑”, 丸善, (1961), 9-12.
- 51) K. R. Elderedge and D. Tabor: “The Mechanism of Rolling Friction. I. The Plastic Range”,

- Proc. Roy. Soc. Lond. A, 229, (1955), 181-198.
- 52) F. Klocke, J. Liermann: "Roller Burnishing of Hard Turned Surfaces", *Int. J. Mach. Tools Manufact.* 38-5, (1998), 419-423.
- 53) N. H. Loh and S. C. Tam: "Effects of Ball Burnishing Parameters on Surface Finish—A Literature Survey and Discussion", *Precision Engineering*, 10-4, (1988), 215-220.
- 54) Adel Mahmood Hassan and Sulieman Z. S. Al-Dhifi: "Improvement in the Wear Resistance of Brass Components by the Ball Burnishing Process", *Journal of Materials Processing Technology*, 96, (1999), 73-80.
- 55) Karsten Röttger: "Walzen hartgedrehter Oberflächen", WZL, RWTH Aachen, (2002), German.
- 56) Y. C. Yen, P. Sartkulvanich and T. Altan: "Finite Element Modeling of Roller Burnishing Process", *CIRP Ann.*, 54, (2005), 237-240.
- 57) T. Altan and Ciro Rodriguez: "Finite Element Modeling of Hard Roller Burnishing: An Analysis on the Effects of Process Parameters Upon Surface Finish and Residual Stresses", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 129, (2007), 705-716.
- 58) T. Wanheim, N. Bay and A. S. Petersen: "A Theoretically Determined Model for Friction in Metal Working Process", *Wear*, 28, (1974), 251-258.
- 59) 池浩, 井上純: "平面工具による表面突起の押しつぶし過程に及ぼす素材バルクの塑性変形の影響 (実験的検討)": *Journal of the JSTP*, 30-336, (1991-1), 97-102.
- 60) 小豆島明, 野呂和也, 井柳好貴, 出川浩樹: "冷間圧延における板表面光沢の制御システムの提案", *鉄と鋼*, 76-4, (1990), 576-583.

第2章

- 1) 二村優, 堂田邦明, 牧野武彦, 鈴木哲哉: "パイプ内面のマイクロディンプル加工法の開発", 50-580, (2009-5), 56-60.
- 2) M. Futamura, T. Makino, K. Dohda and T. Suzuki: "Micro-Dimple Forming for Inner Surface of Pipe", *Transactions of NAMRI/SME*, 38, (2010), 515-522.
- 3) 岡島英昭: "センタレス・ローラバニシング法の研究 (第1報): 保持部のない円柱外面のバニシング装置の開発", *精密工学会誌*, 65-4, (1999), 610-614.
- 4) Futamura, M., Shiozawa, K., Nishino, S., Okajima, H.: "Effect of Superroll Processing on Fatigue Behavior of A2014 Aluminum Alloy", *Proceeding of the Annual Meeting of JSME/MMD*, (2003), 287-288.

- 5) Seiji Kataoka, Keisuke Kanno and Junji Kihira: “Effects of Surface Roughness of Workpiece and Lubricant Viscosity on Lubrication Mechanism”, Journal of the JSTP, 29-325, (1988-2), 172-177.
- 6) 山本雄二: “焼付きの発生条件および機構”, 日本塑性加工学会, 24-265, (1983-2), 108-113.
- 7) 檜村徳俊, 竹内雅彦, 小田太, 河原文雄, 尾嶋平次郎, 伴野満: “簡易設備・短時間処理可能な冷間鍛用水溶性潤滑剤の開発”, 41-469, (2000-2), 109-114.
- 8) M. Futamura, T. Makino, K. Dohda and T. Suzuki: “Development of Micro-Dimple Forming Process”, Proceeding of the 3rd JSME/ASME, (2008), 1-7.

第3章

- 1) Jian Cao, Kuniaki Dohda, Rui Zhou, Takehiko Makino and Masaru Futamura: “An Investigation on Bump Formation in Forming of Micro Dimples”, Steel Research International, 81-9, (2010), 1160-1164.
- 2) K. R. Elderedge and D. Tabor: “The Mechanism of Rolling Friction. I. The Plastic Range”, Proc. Roy. Soc. Lond. A, 229, (1955), 181-198.
- 3) K. L. Johnson: “Contact Mechanics”, Cambridge University Press, (1985), 306-311.
- 4) NAM P. Suh: “TRIBOPHYSICS”, Prentice-Hall, Inc., (1986), 96-100.
- 5) 橋本巨: “基礎から学ぶトライボロジー”, 森北出版, (2006), 21-23.
- 6) Karsten Röttger: “Walzen hartgedrehter Oberflächen”, WZL, RWTH Aachen, (2002), German.
- 7) Y. C. Yen, P. Sartkulvanich and T. Altan: “Finite Element Modeling of Roller Burnishing Process”, CIRP Ann., 54, (2005), 237-240.
- 8) Masaru Futamura, Akihiro Ishitani, Takehiko Makino and Kuniaki Dohda: “Frictional Behavior of Ball Rolling with Plastic Deformation”, Submitted to Tribology Online.
- 9) 潘四海, 喜多義宏: “ローラバニッシングに関する研究 (上界法によるローラバニッシング抵抗の解析)”, 日本機械学会論文集 (C編), 67-654, (2001-2), 289-294.

第4章

- 1) M. Futamura, T. Makino, K. Dohda and T. Suzuki: “Micro-Dimple Forming for Inner Surface of Pipe”, Transactions of NAMRI/SME, 38, (2010), 515-522.
- 2) ECOROLL AG/ECOROLL Corp.: “Tools & Solutions for Metal Surface Improvement”,

(2006-9), Catalogue.

- 3) 喜多義宏, 潘四海, 北口嘉亮: “ローラバニッシングによるステンレス鋼の円筒内面仕上げ (最適加工条件の検討)”, 日本機械学会論文集, 66-642, (2000-2), 654-659.
- 4) 喜多義宏, 林部貴行: “ローラバニッシング加工に関する研究 (平面のローラバニッシング加工)”, 山梨講演会講演論文集, (2002), 119-120.
- 5) 喜多義宏, 林部貴行: “ローラバニッシング加工に関する研究 (傾斜面のローラバニッシング加工)”, 日本機械学会講演論文集, 34-1, (2003), 17-18.
- 6) Liviu Luca, Sorin Neagu-Ventzel and Ioan Marinescu: “Effects of Working Parameters on Surface Finish in Ball-Burnishing of Hardened Steels”, Precision Engineering, 29, (2005), 253-256.
- 7) S. S. G. Lee, S. C. Tam and N. H. Loh: “Ball Burnishing of 316L Stainless Steel”, Journal of Materials Processing Technology, 37, (1993), 241-251.

第 5 章

- 1) Futamura, M., Ishitani, A., Makino, T. and Dohda, K.: “Frictional Behavior of Ball Rotation with Plastic Deformation”, Submitted to Tribology Online.
- 2) 二村優, 堂田邦明, 牧野武彦, 鈴木哲哉: “金属平面上のマイクロディンプル成形”, 平成 21 塑性加工春季講演会論文集, (2009), 716-717.
- 3) D. Tabor: “The Mechanism of Rolling Friction II. The Elastic Range”, Proc. Roy. Soc. Lond. A, 229, (1955), 198-220.

第 6 章

- 1) Futamura, M., Ishitani, A., Makino, T. and Dohda, K.: “Proposal of a Ball Burnishing Method with Forced Rotation”, Submitted to Tribology Online.
- 2) T. Wanheim, N. Bay and A. S. Petersen: “A Theoretically Determined Model for Friction in Metal Working Process”, Wear, 28, (1974), 251-258.
- 3) 池浩, 井上純: “平面工具による表面突起の押しつぶし過程に及ぼす素材バルクの塑性変形の影響 (実験的検討)”: Journal of the JSTP, 30-336, (1991-1), 97-102.
- 4) Takaji MIZUNO, Shoji KAMIYA and Michio OKAMOTO, “Lubricant Behaviors in the Compression-Friction Test”, Bulletin of the JSME, 21-159, (1978), 1424-1430.
- 5) 二村優, 堂田邦明, 牧野武彦, 鈴木哲哉: “マイクロディンプル成形における金属表面の変形挙動”, 第 60 回塑性加工連合講演会論文集, (2009), 428-429.

- 6) Jian Cao, Kuniaki Dohda, Rui Zhou, Takehiko Makino and Masaru Futamura: "An Investigation on Bump Formation in Forming of Micro Dimples", *Steel Research International*, 81-9, (2010), 1160-1164.
- 7) 木村好次: "表面粗さの謎", *トライボロジスト*, 43-11, (1998), 915-918.
- 8) 竹増光家, 尾崎龍夫, 松永良一, 宮原洋, 坂口雅司, 富田賢二: "超音波振動付加多段しごき加工によるアルミニウム管の精密表面仕上げ", *Journal of the JSTP*, 41-476, (2000-9), 931-936.
- 9) 小澤亮, 鈴木豊, 森尚子, 矢口富雄, 伊藤順司, 山本恵彦: "表面粗さの評価 / パワースペクトル密度と傾きヒストグラム", *表面科学*, 20-10, (1999), 727-731.
- 10) H. Ike and A. Makinouchi: "Effect of lateral tension and compression on plane strain flattening processes of surface asperities lying over a plastically deformable bulk", *Wear*, 140, (1990), 17-38.
- 11) Azushima, A: "Recent Tribological Technology in Metal Forming", *Tetsu-to-Hagane*, 12, (1992), 16-25.
- 12) 小豆島明, 坪内昌生, 工藤英明, 古田憲明, 峯村憲: "塑性変形中の材料-工具界面におけるマイクロ塑性流体潤滑の直接検証", *Journal of the JSTP*, 30-347, (1989), 1631-1638.
- 13) R. J. Chittenden, D. Dowson, J. F. Dunn and C. M. Taylor: "A theoretical analysis of the isothermal elastohydrodynamic lubrication of concentrated contacts, I. Direction of lubricant entrainment coincident with the major axis of the Hertzian contact ellipse", *Proc. Roy. Soc. Lond. A*, 397, (1985), 245-269.
- 14) R. J. Chittenden, D. Dowson, J. F. Dunn and C. M. Taylor: "A theoretical analysis of the isothermal elastohydrodynamic lubrication of concentrated contacts, II. General case, with lubricant entrainment along either principal axis of the Hertzian contact ellipse or at some intermediate angle", *Proc. Roy. Soc. Lond. A*, 397, (1985), 271-294.
- 15) 小坂田宏造: "冷間塑性加工における潤滑", *塑性と加工*, 12-123, (1971-4), 313-321.
- 16) 北村憲彦, 大森俊英, 団野敦, 川村益彦: "ボール通し試験法による冷間鍛造用潤滑剤の性能評価", *日本塑性加工学会誌*, 34-393, (1993-10), 1178-1183.

付録 A

第3章では、球形工具による掘起こし力について、SUHモデルと潜流モデル、それぞれの垂直荷重と水平荷重より検討した。SUHモデルの詳しい説明は、SUHが書籍にまとめているので、それに譲るとし、本付録では潜流モデルの導出過程を述べる。

A.1 微小面積に働く垂直荷重と水平荷重

球形工具による掘起こしモデルを Fig. A.1 に示す。微小面積 dA に、垂直応力 p とせん断応力 s から成る荷重が働く。このうち、垂直応力 p は、SUHモデルと潜流モデルで同じであるため、SUHモデルの p 項をそのまま利用できる (Fig. A.1)。垂直応力 p から得られる各成分について、Fig. A.2 (b) より次式でまとめられる。

$$dL_1 = p dA \cos \beta \tag{A.1a}$$

$$dF_1 = p dA \sin \beta \cos \gamma \tag{A.1b}$$

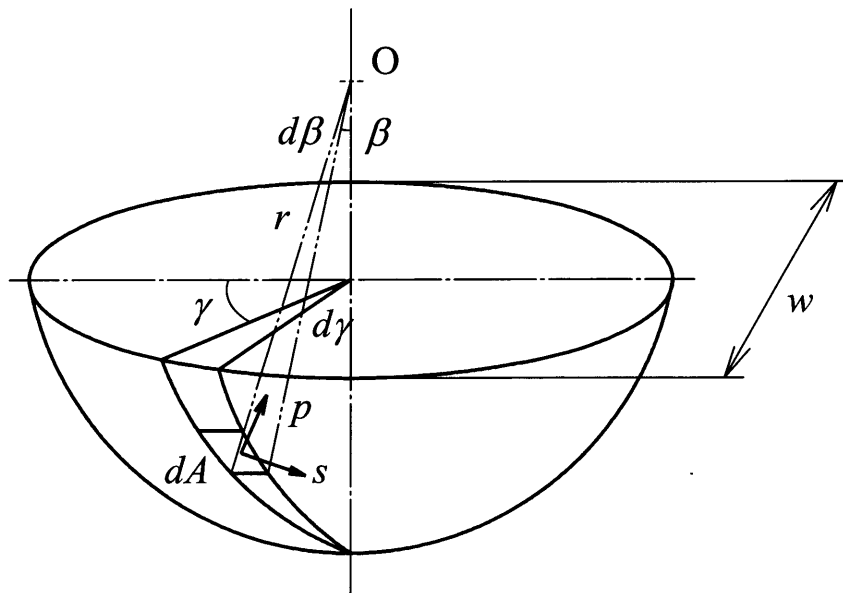


Fig. A.1 Ploughing model for underflow

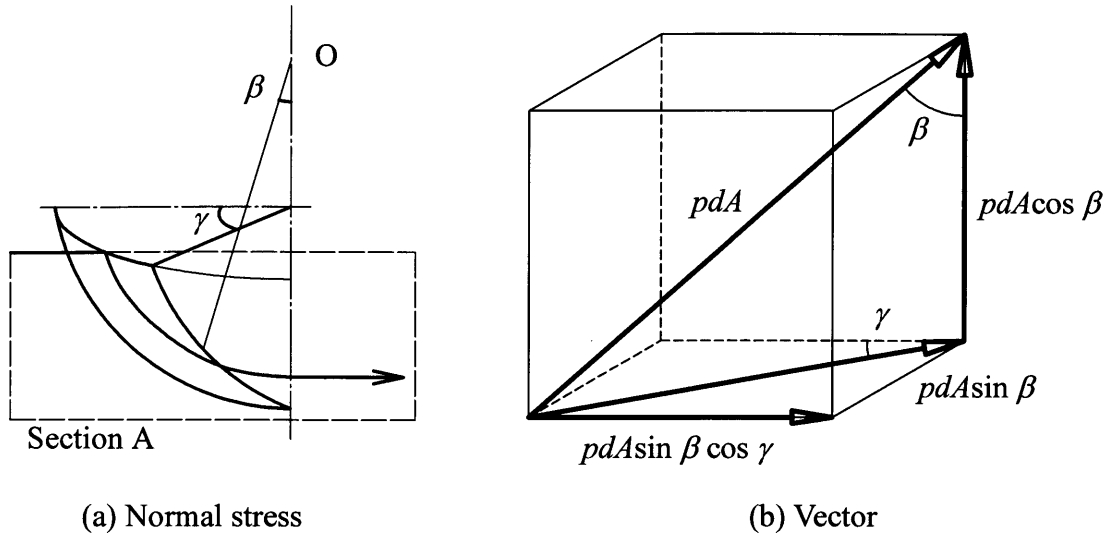


Fig. A.2 Component of normal stress p

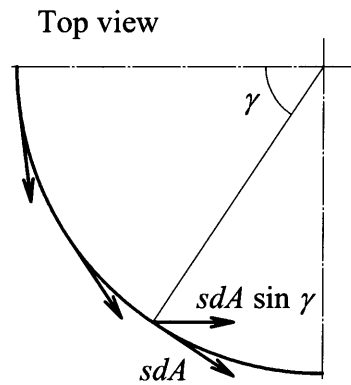


Fig. A.3 Shearing stress component for SUH model

続いて、せん断応力 s 項を求める。SUH モデルの場合、Fig. A.3 より簡単に説明でき、まとめると次式となる。

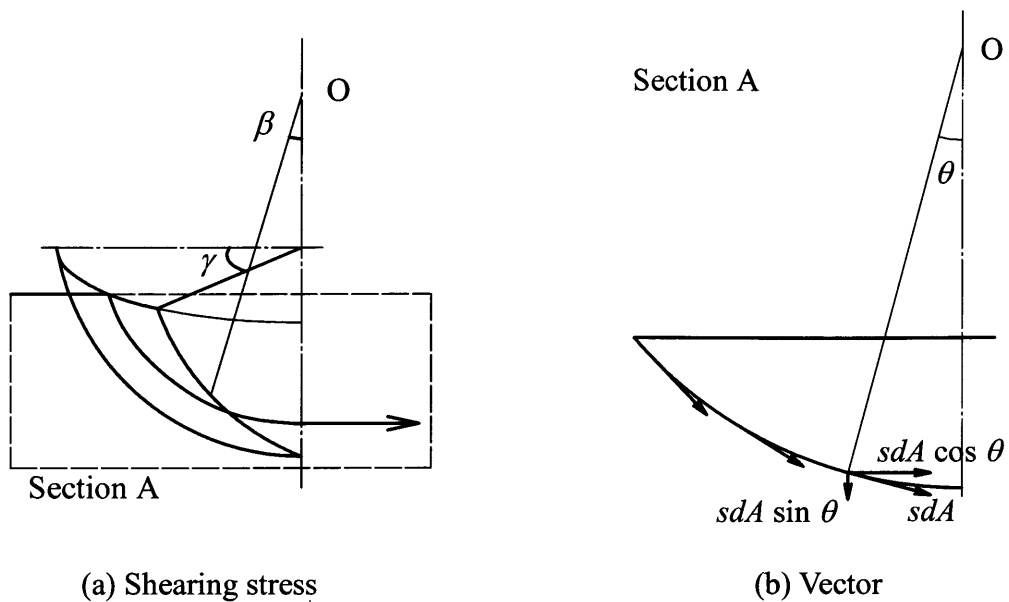
$$dL_2 = 0 \tag{A.2a}$$

$$dF_2 = s dA \sin \gamma \tag{A.2b}$$

潜流モデルの場合、まず Fig. A.4 (b) の断面 A について着目する。角度 γ だけもつ面 (角度 β 上の面) を断面 A に投影して得られる角度を θ とおく。この角度 θ を用いると各成分は次式のように表現できる。

$$dL_2 = -s dA \sin \theta \tag{A.3a}$$

$$dF_2 = s dA \cos \theta \tag{A.3b}$$



(a) Shearing stress

(b) Vector

Fig. A.4 Components of shearing stress s from Underflow model

ここで、角度 β と θ について、Fig. A.5 のような幾何を考える。辺 a, b より、

$$\tan \theta = \frac{a \cos \gamma}{b}$$

$$\tan \beta = \frac{a}{b}$$

であるので、次式が得られる。

$$\tan \theta = \tan \beta \cos \gamma$$

ボール転がりにおいて、相手との硬度差が小さい場合、ボール押し込み量を大きく設定することは困難であり、ボール押し込み量はボール半径に比べ十分小さくなる。このとき、角度 β と θ は小さい値をとる。すなわち、上式は、

$$\theta = \beta \cos \gamma$$

と近似できる。

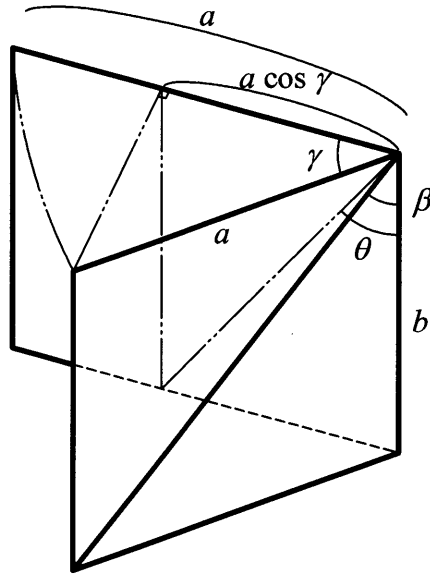


Fig. A.5 Angle β and θ

以上, 式 (A.1) と式 (A.3) より潜流モデルにおける, 微小面積 dA に働く垂直荷重 dL と水平荷重 dF は,

$$dL = p dA \cos \beta - s dA \sin (\beta \cos \gamma) \quad (\text{A.4a})$$

$$dF = p dA \sin \beta \cos \gamma + s dA \cos (\beta \cos \gamma) \quad (\text{A.4b})$$

でそれぞれ表現される. 上式を微小面積 dA で積分することで, ボールに働く荷重を算出できる. 微小面積は $dA = r^2 \sin \beta d\beta d\gamma$ であり, これを

$$\beta: 0 \sim C = \sin^{-1} (w/2r)$$

$$\gamma: 0 \sim \pi/2$$

の範囲で積分し 2 倍すればよい.

A.2 各モデルの垂直荷重と水平荷重

[1] SUH モデル

SUH モデルでの垂直荷重 L と水平荷重 F は, 式 (A.1) と式 (A.2) より得られ, dA で積分すると, 次式が得られる.

$$L = \frac{\pi w^2}{8} p \quad (\text{A.5a})$$

$$F = pr^2 \left\{ \sin^{-1} \frac{w}{2r} - \frac{w}{2r} \left[1 - \left(\frac{w}{2r} \right)^2 \right]^{1/2} \right\} + 2sr^2 \left\{ 1 - \left[1 - \left(\frac{w}{2r} \right)^2 \right]^{1/2} \right\} \quad (\text{A.5b})$$

[2] 潜流モデル

潜流モデルにおける各荷重を以下に導出する.

<垂直荷重の導出>

式 (A.4a) を dA で積分すれば,

$$L = \frac{\pi w^2}{8} p - 2L_2(s) \quad (\text{A.6})$$

$$\begin{aligned} L_2(s) &= sr^2 \int_0^C \int_0^{\pi/2} \sin \beta \sin(\beta \cos \gamma) d\gamma d\beta \\ &= sr^2 \int_0^C \sin \beta \int_0^{\pi/2} \sin(\beta \cos \gamma) d\gamma d\beta \end{aligned} \quad (\text{A.7})$$

で垂直荷重が求められる. 式中の被積分関数 $\sin(\beta \cos \gamma)$ を解析的に解くことはできないので, マクローリン展開を利用すると,

$$\sin(\beta \cos \gamma) \cong \sin \beta - \left(\frac{1}{2} \beta \cos \beta \right) \gamma^2 \quad (\text{A.8})$$

で近似できる. $L_2(s)$ は,

$$\begin{aligned} \int_0^{\pi/2} \left[\sin \beta - \left(\frac{\beta}{2} \cos \beta \right) \gamma^2 \right] d\gamma &= \left[\gamma \sin \beta - \frac{1}{6} \gamma^3 \beta \cos \beta \right]_0^{\pi/2} \\ &= \frac{\pi}{2} \left(\sin \beta - \frac{\pi^2}{24} \beta \cos \beta \right) \end{aligned} \quad (\text{A.9})$$

より,

$$\begin{aligned} L_2(s) &= sr^2 \int_0^C \frac{\pi}{2} \sin \beta \left(\sin \beta - \frac{\pi^2}{24} \beta \cos \beta \right) d\beta \\ &= \frac{sr^2 \pi}{2} \int_0^C \left(\sin^2 \beta - \frac{\pi^2}{48} \beta \sin 2\beta \right) d\beta \\ &= \frac{sr^2 \pi}{2} \int_0^C \left[\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{2} \cos 2\beta \right) - \frac{\pi^2}{48} \beta \sin 2\beta \right] d\beta \\ &= \frac{sr^2 \pi}{2} \int_0^C \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{2} \cos 2\beta \right) d\beta - \frac{sr^2 \pi^3}{96} \int_0^C \beta \sin 2\beta d\beta \\ &= \frac{sr^2 \pi}{2} \left[\frac{1}{2} \beta - \frac{1}{4} \sin 2\beta \right]_0^C - \frac{sr^2 \pi^3}{96} \left[-\frac{\beta}{2} \cos 2\beta + \frac{1}{4} \sin 2\beta \right]_0^C \\ &= \frac{sr^2 \pi}{2} \left(\frac{C}{2} - \frac{1}{4} \sin 2C \right) + \frac{sr^2 \pi^3}{96} \left(\frac{C}{2} \cos 2C - \frac{1}{4} \sin 2C \right) \end{aligned} \quad (\text{A.10})$$

となるから、垂直荷重 L は次式で得られる。

$$L = \frac{\pi w^2}{8} p - 2L_2(s) \quad (\text{A.11})$$

ただし、

$$L_2(s) = \frac{sr^2\pi}{2} \left(\frac{C}{2} - \frac{1}{4} \sin 2C \right) + \frac{sr^2\pi^3}{96} \left(\frac{C}{2} \cos 2C - \frac{1}{4} \sin 2C \right) \quad (\text{A.12})$$

$$C = \sin^{-1} \frac{w}{2r} \quad (\text{A.13})$$

<水平荷重の導出>

式 (A.4b) を dA で積分すると、次式で水平荷重が得られる。

$$F = pr^2 \left\{ \sin^{-1} \frac{w}{2r} - \frac{w}{2r} \left[1 - \left(\frac{w}{2r} \right)^2 \right]^{1/2} \right\} + 2F_2(s) \quad (\text{A.14})$$

$$\begin{aligned} F_2(s) &= sr^2 \int_0^C \int_0^{\pi/2} \sin \beta \cos(\beta \cos \gamma) d\gamma d\beta \\ &= sr^2 \int_0^C \sin \beta \int_0^{\pi/2} \cos(\beta \cos \gamma) d\gamma d\beta \end{aligned} \quad (\text{A.15})$$

先と同様に、被積分関数 $\cos(\beta \cos \gamma)$ にマクローリン展開を適用すると、

$$\cos(\beta \cos \gamma) \cong \cos \beta + \left(\frac{1}{2} \beta \sin \beta \right) \gamma^2 \quad (\text{A.16})$$

となる。 $F_2(s)$ は、

$$\begin{aligned} \int_0^{\pi/2} \left[\cos \beta + \left(\frac{\beta}{2} \sin \beta \right) \gamma^2 \right] d\gamma &= \left[\gamma \cos \beta + \frac{1}{6} \gamma^3 \beta \sin \beta \right]_0^{\pi/2} \\ &||| = \frac{\pi}{2} \left(\cos \beta + \frac{\pi^2}{24} \beta \sin \beta \right) \end{aligned} \quad (\text{A.17})$$

より、

$$\begin{aligned} F_2(s) &= sr^2 \int_0^C \frac{\pi}{2} \sin \beta \left(\cos \beta + \frac{\pi^2}{24} \beta \sin \beta \right) d\beta \\ &= \frac{sr^2\pi}{2} \int_0^C \sin \beta \cos \beta d\beta + \frac{sr^2\pi}{2} \frac{\pi^2}{24} \int_0^C \beta \sin^2 \beta d\beta \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{sr^2\pi}{2} \left[\frac{-1}{4} \cos 2\beta \right]_0^C + \frac{sr^2\pi^3}{48} \left[\frac{\beta^2}{4} - \frac{\beta}{4} \sin 2\beta - \frac{1}{8} \cos 2\beta \right]_0^C \\
&= \frac{sr^2\pi}{2} \left(\frac{-1}{4} \cos 2C + \frac{1}{4} \right) + \frac{sr^2\pi^3}{48} \left(\frac{C^2}{4} - \frac{C}{4} \sin 2C - \frac{1}{8} \cos 2C + \frac{1}{8} \right) \quad (\text{A.18})
\end{aligned}$$

である。したがって、水平荷重 F は、

$$F = pr^2 \left\{ \sin^{-1} \frac{w}{2r} - \frac{w}{2r} \left[1 - \left(\frac{w}{2r} \right)^2 \right]^{1/2} \right\} + 2F_2(s) \quad (\text{A.19})$$

で求められる。ただし、

$$F_2(s) = \frac{sr^2\pi}{8} (1 - \cos 2C) + \frac{sr^2\pi^3}{48} \left(\frac{C^2}{4} - \frac{C}{4} \sin 2C - \frac{1}{8} \cos 2C + \frac{1}{8} \right) \quad (\text{A.20})$$

$$C = \sin^{-1} \frac{w}{2r}$$

謝 辞

本研究をまとめるに臨み、長年にわたって懇切なるご指導ご鞭撻を賜りました名古屋工業大学 堂田 邦明 教授に心より厚く感謝申し上げます。

多くの有益なご教示をいただいた名古屋工業大学 吉成 修 教授，中村 隆 教授ならびに北村 憲彦 准教授に対して深く御礼申し上げます。また，本研究を遂行するにあたり多大なるご指導とご助言をいただいた名古屋工業大学 牧野 武彦 助教に心より感謝申し上げます。

本研究を実施するにあたり，名古屋工業大学での研究の機会を与えてくださるとともに，ご支援を賜った株式会社スギノマシン 常務取締役 江下 邦昭氏，工学博士 精密機器事業部長 岡島 英昭氏，工具部長 枘田 喜夫氏に深く感謝致します。また，いろいろとご協力いただいた技術課長 鈴木 哲哉氏，川隅 勝之氏，石谷 彰浩氏ならびに株式会社スギノマシンの関係各位に御礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり，ご協力いただきました堂田・北村研究室所属の寺野 元規氏をはじめ，研究生の方々に感謝の意を表します。

最後に，本研究に対するご指導だけでなく，一研究者および人としての心構えにいたるまで，時には厳しく，時には暖かく成長を見守っていただきました皆様に，厚く御礼申し上げます。