



K. Kawai

# 回転スプリッティングにおける材料流れ

川井 謙一\*

## 1. まえがき

回転スプリッティング (rotary splitting) は、Fig. 1 に示すように回転する円板状ブランクの側面 (円筒面) に頂角  $\alpha$  の算盤玉状のローラーを半径方向に押付けることにより、円板の側面を裂開して頂角  $\alpha$  の V 溝を成形する回転成形 (rotary forming) である。この回転スプリッティングは、単溝プーリーの成形<sup>1)~4)</sup>のほかに、1 ピースアルミホイールの予加工としての裂開<sup>3),5)~7)</sup>、T 形ブレーキシューの予加工<sup>7)</sup>、熱交換器用伝熱管のローフィン先端の Y 形および T 形加工<sup>8)</sup>、エレベーター用 3 条プーリーの初期工程<sup>9)</sup>などに利用されている。回転スプリッティングにおける加工力の解析<sup>10)</sup>や実験結果<sup>11)</sup>との比較も試みられているが、あまり合わない結果となっている。支えローラーを援用した薄円板の回転スプリッティング装置の開発<sup>12)</sup>および軸対称モデルと 20° 円弧モデルによる FEM 解析の試み<sup>13)</sup>もある。近年では、Al 合金の冷間加工<sup>14)~16)</sup>、Mg 合金の熱間加工<sup>17)</sup>の FEM 解析なども試みられているが、裂開という現象が再現できているとは言い難い。一方、円板状ブランクではなく板材の端面のスプリッティングの加工条件と転造条件の検討<sup>18)</sup>も試みられており、近年では板材端面にフランジを成形するスプリッティング (linear flow splitting) における結晶粒微細化による高強度化<sup>19)~21)</sup>なども検討されている。

以下に、ローラーの先端丸み半径があまり大きくなく、確実に裂開を伴う回転スプリッティングにおける加工条件が加工中の材料流れに及ぼす影響の実験結果、また、ローラーの先端丸み半径が大きい場合には、裂開とは異なる材料流れを示す可能性があることを示す実験結果と FEM によるシミュレーション結果などを紹介する。

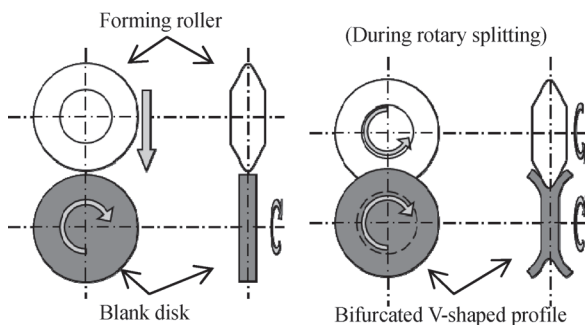


Fig. 1 Rotary splitting of a circular disk using a driving blank and a driven forming roller.

## 2. 実験方法

Fig. 1 のような円板状ブランクの回転スプリッティングを

実現するために、Fig. 2 に概略を示すような実験装置を試作した。無段変速機を介したモーターによって回転する軸に直径  $d_0 = 64$  mm、初期厚さ  $t_0$  の円板状ブランク (試験片) を取付ける。  $N = 72$  rpm で定速回転している円板状ブランクに、外径  $d_R = 80$  mm、先端丸み半径  $r_R = 0.2$  mm、頂角  $\alpha$  のローラーを Fig. 2 の Y 軸方向に押付ければ、円板状ブランクとローラーの間の摩擦によってローラーも回転し、Fig. 1 のような円板状ブランクの回転スプリッティングを実現できる。ローラーは Y テーブル上のローラーホルダーに保持されており、X テーブルは X 軸方向に、Y テーブルは Y 軸方向にそれぞれボールねじで駆動されるので、ローラーの位置は 2 台のサーボモーターのモーターコントローラーによって制御可能である。ローラーホルダーに貼付したひずみゲージによって、回転スプリッティングにおける Y 軸方向の押付け力 (radial force)  $F_r$ 、X 軸方向の軸力 (axial force)  $F_a$ 、円周方向の接線力 (tangential force)  $F_t$  を測定することが可能である。

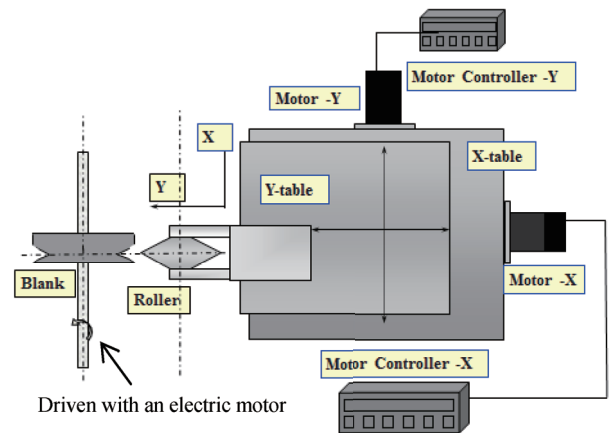


Fig. 2 Scheme of experimental apparatus for rotary splitting of a circular disk.

実験においては、円板状ブランクの初期厚さ  $t_0$ 、ローラーの頂角  $\alpha$ 、送り速度 (押し込み速度)  $v$ 、ローラーの押付け位置 (円板側面の対称位置からのオフセット量)  $\Delta x$  などの加工条件を種々に変化させて回転スプリッティングを行い、加工中の加工力を測定するとともに、加工後の製品の形状を測定した。加工後の製品の断面形状を模式的に Fig. 3 に示す。回転スプリッティングにおいては、V 溝を成形するための成形ローラーのほかに種々の支えローラーを援用すれば所望の形状の断面を成形できるが、本研究では成形ローラーのみによる加工時の材料流れを解明することが主目的であるために支えローラーを使用しておらず、成形された V 溝は Fig. 3 に示すように谷底丸み部、直線部および曲線部で構成される。従って、

\*横浜国立大学大学院工学研究院 教授

測定顕微鏡によって製品の溝の直線部長さ  $l_s$ 、曲線部長さ  $l_c$ 、直線部の角度  $\alpha'$ 、溝底の丸み半径  $\rho$ 、直線部に垂直な壁厚  $t_w$ 、X 軸に平行な方向の厚さ  $t_a$  などを詳細に測定した。

円板状ブランク（試験片）は市販の A1050 棒材から旋削して準備し、潤滑剤を塗布して室温で実験を行った。

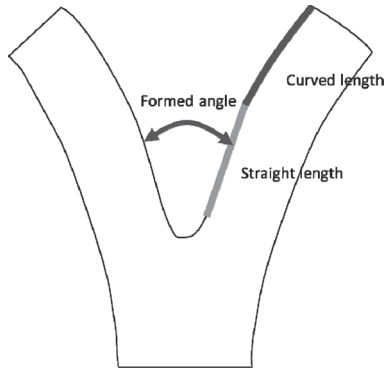


Fig. 3 Formed V-shaped profile.

### 3. 実験結果と考察

#### 3.1 対称押込み

加工条件が材料流れに及ぼす影響を調べるために、円板状ブランクの初期厚さ  $t_0$  に対して、その対称の位置にローラーを押込む対称押込みの実験を行った。加工条件としては、円板状ブランクの初期厚さを  $t_0 = 3, 6, 9$  mm、ローラーの頂角を  $\alpha = 30, 45, 50^\circ$ 、ローラー送り速度（押込み速度）を  $v = 0.1, 0.3, 0.5$  mm/rev の各 3 水準で行ったが、この実験に使用した材料の圧縮試験による応力-ひずみ関係は  $\sigma = 156 \varepsilon^{0.184}$  MPa であった。また、ローラーの押込み量  $s$  は次節の非対称押込みの場合も含めて 6 mm とし、6 mm 押込んだ際の加工力や断面形状などを測定している。

Fig. 4 にローラー頂角が  $\alpha = 60^\circ$  の場合、Fig. 5 にローラー送り速度が  $v = 0.5$  mm/rev の場合の押込み力  $F_r$  を規格化して示す。ブランク初期厚さ  $t_0$ 、ローラー送り速度  $v$  およびローラー頂角  $\alpha$  の増加とともに押込み力  $F_r$  が増加しており、分散分析を行うと押込み力  $F_r$  の増加に対する加工条件の寄与率はそれぞれ初期厚さ 47.2%、送り速度 23.2%、ローラー頂角 17.7% であり、危険率 1% で有意であった。

Fig. 6 にブランク初期厚さが  $t_0 = 6$  mm の場合、Fig. 7 にローラー送り速度が  $v = 0.1$  mm/rev の場合の製品の直線部の長さ  $l_s$  (Fig. 3 参照) を示す。初期厚さ  $t_0$  とローラー頂角  $\alpha$  の増加に対して製品の直線部長さ  $l_s$  が増加しているが、送り速度  $v$  については、Fig. 6 からほとんど製品の直線部長さ  $l_s$  に影響を及ぼさないように見える。分散分析を行うと直線部長さの変化に対する寄与率が、初期厚さ 77.6%、ローラー頂角 18.0%、ローラー送り速度 1.0% であり、ローラー送り速度  $v$  の寄与率は小さいが、実際には危険率 1% で有意である。

Fig. 8 にローラー頂角が  $\alpha = 45^\circ$  の場合の成形後の直線部の溝角度  $\alpha'$  の測定結果を示す。ローラー送り速度  $v$  が大きいほど直線部の溝角度  $\alpha'$  が増加しているが、ブランク初期厚さ  $t_0$  は殆ど直線部の溝角度  $\alpha'$  に影響を及ぼさない。また、成形後の直線部の溝角度  $\alpha'$  は実測した成形ローラー頂角  $\alpha$  ( $45.03^\circ$ ) より小さくなっているため、スプリングバックに

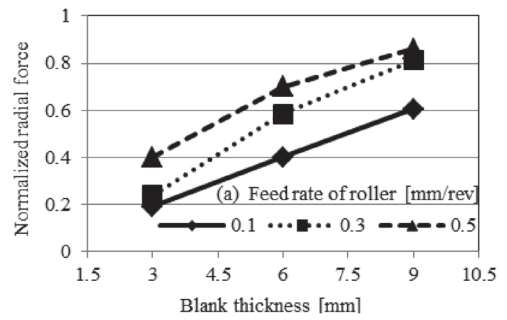


Fig. 4 Effect of initial blank thickness  $t_0$  and feed rate of roller  $v$  on the radial force  $F_r$ , for  $\alpha = 60^\circ$ .

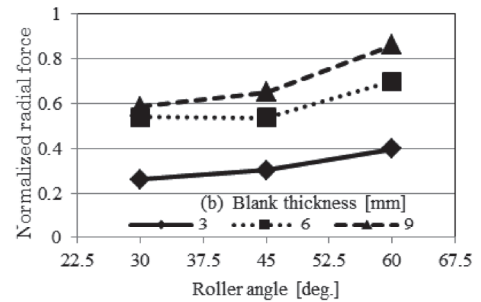


Fig. 5 Effect of roller angle  $\alpha$  and initial blank thickness  $t_0$  on the radial force  $F_r$ , for  $v = 0.5$  mm/rev.

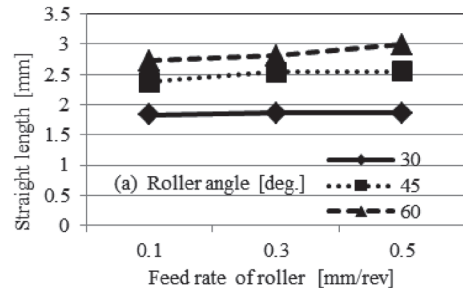


Fig. 6 Effect of feed rate of roller  $v$  and roller angle  $\alpha$  on the length of straight part of formed V-shaped profile  $l_s$ , for  $t_0 = 6$  mm.

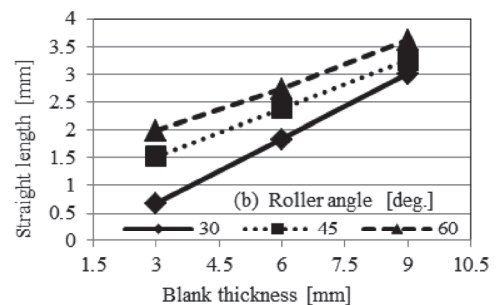


Fig. 7 Effect of initial blank thickness  $t_0$  and roller angle  $\alpha$  on the length of straight part of formed V-shaped profile  $l_s$ , for  $v = 0.1$  mm/rev.

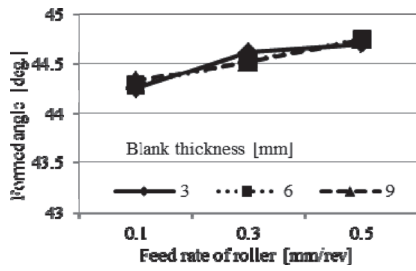


Fig. 8 Effect of initial blank thickness  $t_0$  and feed rate of roller  $v$  on the formed angle of V-shaped profile  $\alpha'$ , for  $\alpha = 45^\circ$ .

相当する現象が生じていることになる。このスプリングバックに相当する角度変化  $\Delta\alpha = \alpha - \alpha'$  はローラー送り速度  $v$  が遅いほど大きくなっている。

加工後の製品断面は Fig. 3 の模式図のような形状をしているが、Fig. 8 から成形後の直線部の溝角度  $\alpha'$  はローラー頂角  $\alpha$  より小さいので、送りを停止する瞬間の押込み量  $s = 6\text{mm}$  においては、Fig. 3 の直線部が頂角  $\alpha$  のローラーと接触しており、除荷により  $\alpha'$  の直線部の溝角度になったものと思われる。Fig. 4 では押込み力  $F_r$  は送り速度  $v$  に依存して増加しているが、Fig. 6 では危険率 1% で有意ではあるものの、ローラーの送り速度  $v$  が成形された溝の直線部の長さ  $l_s$  に及ぼす影響は非常に小さい。回転成形における加工力は被加工物の変形抵抗ならびにローラーと被加工物の間の接触面積の大きさによって決まるが、この接触面積は Fig. 3 の直線部の長さ  $l_s$  と円周方向の接触長さによって決まる。回転スプリットングの場合の円周方向接触長さはローラーの押込み量  $s$  と送り速度  $v$  によって時々刻々変化するので、葉山によるねじ転造における円周方向接触長さの式<sup>22)</sup>と実測した直線部長さ  $l_s$  から押込み方向（半径方向）に垂直な平面上へ投影接触面積  $A_p$  を求めると、ローラー頂角  $\alpha = 60^\circ$  に対して Fig. 9 のような結果が得られて、ローラー送り速度  $v$  の増加とともに投影接触面積  $A_p$  が増加していることが確認できる。他のローラー頂角  $\alpha$  でも同様な関係が確認でき、投影接触面積  $A_p$  はローラーの頂角  $\alpha$ 、送り速度  $v$ 、 blanks 初期厚さ  $t_0$  とともに増加し、それぞれの寄与率は 38.9%、28.1%、25.1% でいずれも危険率 1% で有意である。このようにして、ローラー送り速度  $v$  は成形された溝の直線部の長さ  $l_s$  にはほとんど影響を及ぼさないが、押込み力  $F_r$  には大きく影響していることの原因が説明できる。

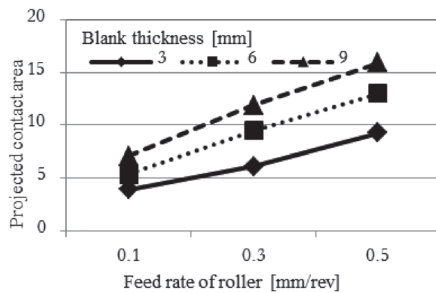


Fig. 9 Effect of initial blank thickness  $t_0$  and feed rate of roller  $v$  on the projected area of contact  $A_p$ , for  $\alpha = 60^\circ$ .

Fig. 10 にローラー頂角が  $\alpha = 60^\circ$  の場合の成形後の直線部に垂直な壁厚  $t_w$  の平均値を示すが、ローラーの頂角  $\alpha$  と送

り速度  $v$  に依存することなく、 blanks の初期厚さ  $t_0$  によって決まっており、その寄与率は 98.6% である。

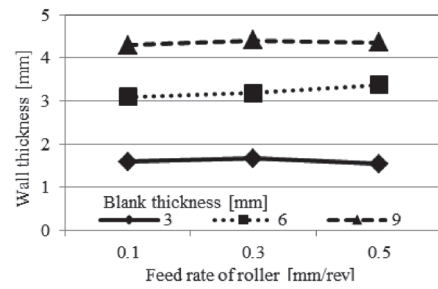


Fig. 10 Effect of initial blank thickness  $t_0$  and feed rate of roller  $v$  on the formed wall thickness  $t_w$ , for  $\alpha = 60^\circ$ .

### 3.2 非対称押込み

Fig. 2 には、ローラーの押込み位置が blanks 初期厚さ  $t_0$  に対する対称位置ではなく非対称の場合を図示しているが、 blanks の初期厚さを  $t_0 = 9\text{mm}$  に固定し、押込み位置を対称位置から  $\Delta x = 0.5, 1.5, 2.5\text{mm}$  だけオフセットさせた実験も行った。この場合、押込む部分の初期厚さが軸方向に非対称で、それぞれ  $5\text{mm}$  と  $4\text{mm}$ 、 $6\text{mm}$  と  $3\text{mm}$ 、 $7\text{mm}$  と  $2\text{mm}$  に対応している。ローラーの頂角  $\alpha$  と送り速度  $v$  は前節の対称押込みの実験の場合と同じ値を選んでいるが、この非対称押込みの実験に用いた blanks 材料の圧縮試験による応力-ひずみ関係は  $\sigma = 153e^{0.195}$  MPa であった。

ローラー送り速度  $v = 0.3\text{mm/rev}$  に対して、押込み位置のオフセット量  $\Delta x$  を変化させた場合の押付け力  $F_r$  を規格化して Fig. 11 に、またオフセット量が  $\Delta x = 0.5\text{mm}$  の場合の押付け力  $F_r$  を Fig. 12 に示すが、押込み位置による押付け力  $F_r$  の変化はほとんど認められず、対称押込みの場合と同様にローラーの頂角  $\alpha$  と送り速度  $v$  の増加とともに押付け力  $F_r$  が増加し、それらの寄与率はそれぞれ 60.0% と 36.8% であり、危険率 1% で有意である。

前節の対称押込みの場合は軸方向 (Fig. 2 の  $X$  軸方向) の加工力を生じないが、非対称押込みにおいては軸方向の加工力 (軸力)  $F_a$  を生じる。Fig. 13 に押込み位置のオフセットが  $\Delta x = 2.5\text{mm}$  の場合、Fig. 14 にローラー送り速度が  $v = 0.1\text{mm/rev}$  の場合の軸力  $F_a$  を示す。ローラーの頂角  $\alpha$ 、送り速度  $v$  およびオフセット量  $\Delta x$  が増加すると軸力  $F_a$  が増加し、それぞれの寄与率は 16.1%、1.7%、77.1% でいずれも危険率 1% で有意であるが、押込み位置のオフセット  $\Delta x$  の影響が

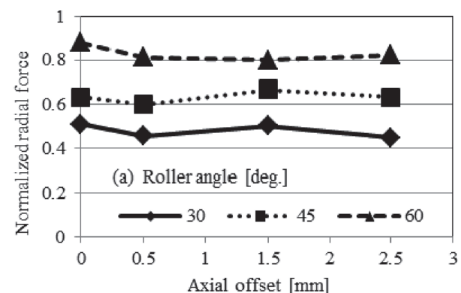


Fig. 11 Effect of axial offset  $\Delta x$  and roller angle  $\alpha$  on the radial force  $F_r$ , for  $v = 0.3\text{mm/rev}$ .

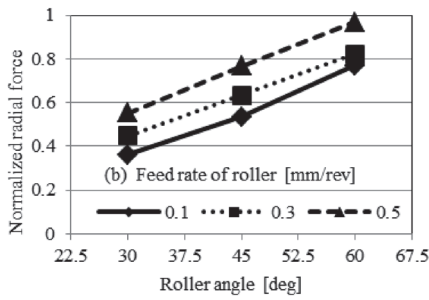


Fig. 12 Effect of roller angle  $\alpha$  and feed rate of roller  $v$  on the radial force  $F_r$ , for  $\Delta x = 2.5$  mm.

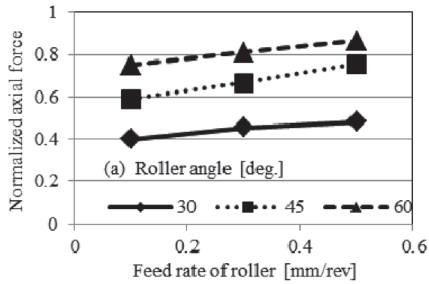


Fig. 13 Effect of roller angle  $\alpha$  and feed rate of roller  $v$  on the axial force  $F_a$ , for  $\Delta x = 2.5$  mm.

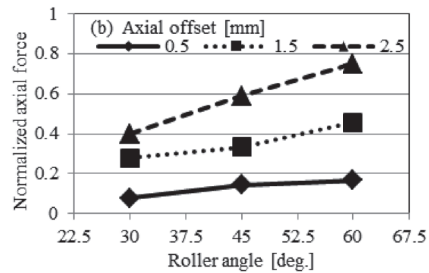


Fig. 14 Effect of axial offset  $\Delta x$  and roller angle  $\alpha$  on the axial force  $F_a$ , for  $v = 0.1$  mm/rev.

最も大きい。

非対称押込みの場合、押込み位置の両側で厚さが異なるので成形後の形状も厚肉側と薄肉側で異なっている。例えば、送り速度  $v = 0.1$  mm/rev の場合の厚肉側の直線部の長さ  $l_s$  を Fig. 15 に示すが、ローラ角度  $\alpha$  と押込み位置のオフセット量  $\Delta x$  の増加とともに厚肉側の直線部の長さ  $l_s$  も増加し、その寄与率は 16.5% と 71.9% である。送り速度  $v$  によっても影響を受け(寄与率 3.9%), いずれも危険率 1% で有意である。

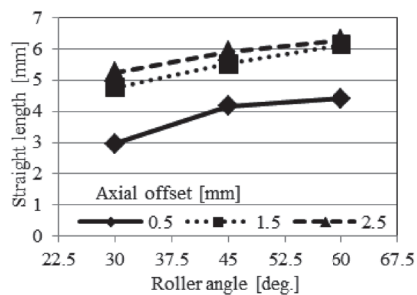


Fig. 15 Effect of axial offset  $\Delta x$  and roller angle  $\alpha$  on the length of straight part of formed V-shaped profile  $l_s$ , for  $v = 0.1$  mm/rev.

### 3.3 ローラ先端丸み半径

3.1 節および 3.2 節では、確実に裂開を伴う回転スプリッティングを行うためにローラの先端丸み半径を  $\rho_R = 0.2$  mm に固定していたが、ローラ丸み半径  $\rho_R$  が回転スプリッティングの材料流れに及ぼす影響も検討した。即ち、ローラの頂角を  $\alpha = 30^\circ$  およびブランク初期厚さを  $t_0 = 9$  mm に固定し、ローラの先端丸み半径を  $\rho_R = 0.2, 0.7, 1.2$  mm とした場合の円板の回転スプリッティングの実験と、汎用構造解析ソフトウェア LS-DYNA を用いた FEM シミュレーションも試みた。本節における実験と FEM シミュレーションで用いた材料の圧縮試験による応力ひずみ関係は  $\sigma = 171\epsilon^{0.244}$  MPa であった。

Fig. 16 にローラの先端丸み半径を  $\rho_R = 0.2$  mm、Fig. 17 に先端丸み半径を  $\rho_R = 1.2$  mm にした場合の成形後の溝形状の測定例を示す。 $\rho_R = 0.2$  mm の場合は送り速度  $v$  の大きさによらずほぼ同様な V 溝形状が得られており、送り速度  $v$  が遅い場合は形成される V 溝が高くなる傾向を示している。一方、ローラ先端丸み半径が  $\rho_R = 1.2$  mm と大きい場合は、ローラ送り速度が  $v = 0.1$  mm/rev と遅くなると曲線部の曲りの形状が著しくなる。

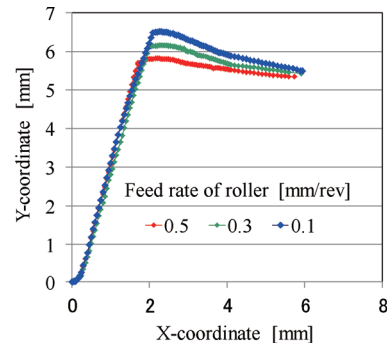


Fig. 16 Measured V-shaped profile for  $\alpha = 30^\circ$  and  $\rho_R = 0.2$  mm under various feed rates of roller  $v$ .

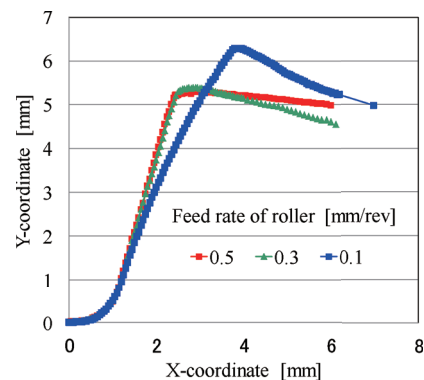


Fig. 17 Measured V-shaped profile for  $\alpha = 30^\circ$  and  $\rho_R = 1.2$  mm under various feed rates of roller  $v$ .

ローラ送り速度が  $v = 0.1$  mm/rev の場合に、ローラの先端丸み半径  $\rho_R$  が成形された V 溝の形状に及ぼす影響を比較するために、V 溝の丸み部を除いた直線部+曲線部の形状の測定顕微鏡による測定結果を Fig. 18 に示すが、ローラ丸み半径  $\rho_R$  が大きくなると直線部から曲線部への移行が速くなるとともに、曲線部の曲率半径が小さくなることを確認できる。ローラの先端丸み半径  $\rho_R$  が大きく、送り速度  $v$

が遅い場合には他とは異なった特異な形状を示しているように思われるが、実験条件の設定ミスや測定エラーではなく、FEM シミュレーションにおいても同様な材料流れが現れる。

Fig. 19 に  $\rho_R = 1.2$  mm,  $v = 0.1$  mm/rev の場合の溝プロフィールの測定結果と FEM シミュレーションによるプロフィールがよく一致している様子を示す。

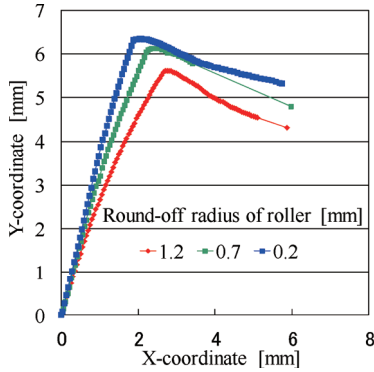


Fig. 18 Comparison of formed V-shaped profiles for  $\alpha = 30^\circ$  and  $v = 0.1$  mm/rev under various round-off radii of roller  $\rho_R$ .

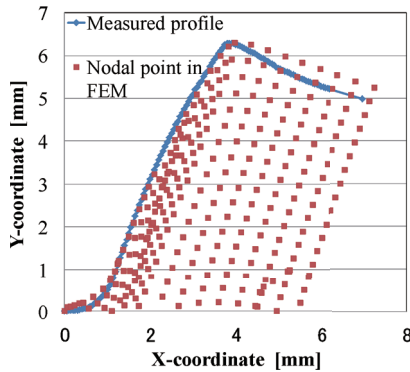


Fig. 19 Comparison of measured V-shaped profile and FEM simulation for  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\rho_R = 1.2$  mm and  $v = 0.1$  mm/rev.

ローラーの頂角  $\alpha = 30^\circ$ , 送り速度  $v = 0.1$  mm/rev に対して、ローラの先端丸み半径  $\rho_R = 0.2$  mm の場合の相当塑性ひずみ  $\epsilon_{eq}$  の分布を Fig. 20 に、また  $\rho_R = 1.2$  mm の場合の相当塑性ひずみ  $\epsilon_{eq}$  の分布を Fig. 21 にそれぞれ示す。通常の有限要素法で Fig. 20 や Fig. 21 のような円板の回転スプリットングを解析しようとする時、ローラーの先端丸み直下の要素に変形が集中して、要素の特異な変形を生じる。

回転スプリットングのローラーの先端丸み直下における材料流れを実現するためには、要素に対して定義される力学的特性がある基準に達した場合に裂開 (splitting) を生じるように工夫する必要がある。Fig. 20, Fig. 21 および Fig. 19 は、対称軸に接する要素の力学的特性がある基準に達した場合に対称軸上への固定条件を解除することによって裂開を実現している。このような裂開条件を導入することによって、ブランク材料はローラー表面に沿ってスムーズに流れ、実験で観察できるような製品プロフィールを得ることが可能となる。

Fig. 20 と Fig. 21 を比較すれば、ローラー先端丸み直下の相当塑性ひずみの値ならびに相当塑性ひずみの分布様式が異なっていることがわかる。Fig. 22 に FEM シミュレーション

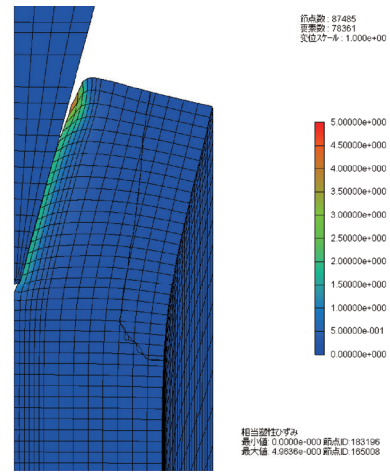


Fig. 20 Distribution of equivalent plastic strain  $\epsilon_{eq}$  for  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\rho_R = 0.2$  mm and  $v = 0.1$  mm/rev.

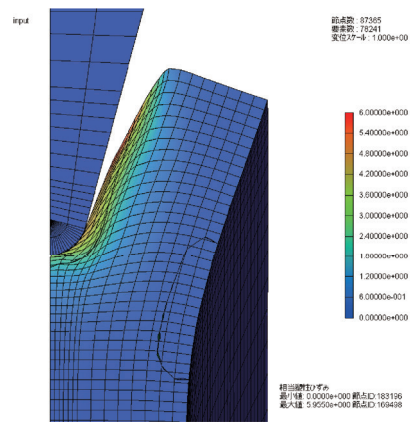


Fig. 21 Distribution of equivalent plastic strain  $\epsilon_{eq}$  for  $\alpha = 30^\circ$ ,  $\rho_R = 1.2$  mm and  $v = 0.1$  mm/rev.

によるローラー先端丸み直下の対称軸に沿う相当塑性ひずみ  $\epsilon_{eq}$  の分布を示すが、ローラーの先端丸み半径  $\rho_R$  が大きくなるとローラ直下の塑性ひずみの値が大きく、同時に塑性変形の広がっている深さも深くなっていることが確認できる。即ち、ローラー先端丸み半径  $\rho_R$  が小さい場合には裂開を伴う回転スプリットングが実現されているが、ローラー先端丸み半径  $\rho_R$  が大きい場合には裂開の後に受ける回転圧縮 (rotary compression) が大きな役割を演じていることになる。

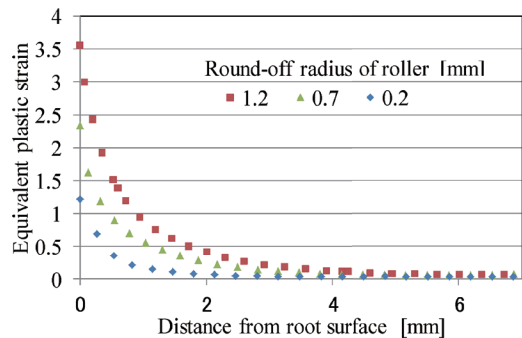


Fig. 22 Distribution of equivalent plastic strain along the symmetric axis beneath the root of rolled profile for various round-off radii of roller  $\rho_R$ .

#### 4. むすび

円板状ブランクに対する回転スプリットングの実験を行い、ローラー頂角  $\alpha$ 、ローラー送り速度  $v$ 、ブランク初期厚さ  $t_0$  の加工条件が押込み力  $F_r$ 、成形後の溝角度  $\alpha'$ 、成形された V 溝の直線部の長さ  $l_s$  などに及ぼす影響を明らかにした。また、非対称の押込みの場合は軸方向にも加工力（軸力  $F_a$ ）が必要となるが、押込み力  $F_r$  や成形された V 溝の直線部の長さ  $l_s$  に及ぼす加工条件の影響は対称押込みの場合とほぼ同様になることを明らかにした。

また、ローラーの先端丸み半径  $\rho_r$  の大きさによって材料流れが変化する可能性があることを実験と FEM による数値シミュレーションで明らかにした。その際、FEM による数値シミュレーションにおいて実験と同様なプロファイル形状や加工力を得るためには、通常の連続体に対する有限要素法による回転押込みだけでは不十分で、スプリットング（裂開）に対応する節点の分離・開口を導入する必要があることを確認した。その意味で、参考文献として引用した従来の数値シミュレーションは溝転造（groove rolling）<sup>23), 24)</sup> の延長の回転押込みに過ぎず、回転スプリットングにおける変形機構を調べているのではないことになる。

本報告は、公益財団法人天田財団からの一般研究開発助成（AF - 2009011）によって行った研究に基づいていることを付記するとともに、同財団に深謝いたします。

#### 参考文献

- 1) C. Packham: Sheet Metal Indust., **55-4** (1978), 441-445.
- 2) D. Pollitt: Proc. 1st Int. Conf. Rotary Metal Working (1st RoMP), (1979), 19-32.
- 3) 芦澤嘉躬：塑性と加工, **21-228** (1980), 2-6.
- 4) E.E. Michaelis: Sheet Metal Indust., **69-9** (1992), 10-12.
- 5) 馬場惇：塑性と加工, **29-324** (1988), 13-20.
- 6) 馬場惇：塑性と加工, **35-400** (1994), 515-521.
- 7) D. Pollitt: Sheet Metal Indust., **72-4** (1995), 31-32.
- 8) 峰久允・野島和夫：素形材, **30-6** (1989), 11-16.
- 9) 田端命生・伊豫田洋海・上野恵尉・星野和志：素形材, **36-5** (1995), 14-19.
- 10) B. Kaftançlı, A. Nassrharand: Advanced Technology of Plasticity 1987 (Edt. by K. Lange), (1987), 1043-1049, Springer-Verlag.
- 11) D. Bauer: J. Mater. Process. Technol., **24** (1990), 225-233.
- 12) D. Schomoeckel, S. Hauk: J. Mater. Process. Technol., **98** (2000), 65-69.
- 13) S. Hauk, V.H. Vazquez, T. Altan: J. Mater. Process. Technol., **98** (2000), 70-80.
- 14) L. Huang, H. Yang, M. Zhan, L. Hu: Trans. Nonferrous Met. Soc. China, **18** (2008), 674-681.
- 15) L. Huang, H. Yang, M. Zhan: Comput. Mater. Sci., **42** (2008), 643-652.
- 16) L. Huang, H. Yang, M. Zhan, L. Hu: Comput. Mater. Sci., **45** (2009), 449-461.
- 17) H. Yang, L. Huang, M. Zhan: Comput. Mater. Sci., **47** (2010), 857-866.
- 18) 上野恵尉・上田雅信・谷口克己：第 36 回塑性加工連合講演会講演論文集, (1985), 389-392.
- 19) C. Müller, T. Bohn, E. Bruder, N. Hirsch, H. Birkhofer: Adv. Technol. Plast. 2008, (2008), 774-779.
- 20) P. Goetz, P. Groche: Adv. Technol. Plast. 2008, (2008), 1513-1518.
- 21) C. Ludwig, D. Vuce, J. Ringler, P. Groche: Adv. Technol. Plast. 2008, (2008), 2026-2031.
- 22) 葉山益次郎：塑性と加工, **9-86** (1968), 190-197.
- 23) K. Kawai, K. Hattori, Y. Inomata: Advanced Technology of Plasticity 1993 (Edt. by Z.R. Wang, Y. He), (1993), 408-413, International Academic Publishers.
- 24) W. Kim, K. Kawai, H. Koyama, D. Miyazaki: J. Mater. Process. Technol., **194** (2007), 46-51.