

# 鍛造加工汎用シミュレータの開発 2

## ——非軸対称複合鍛造の解析——

Development of Forging Operation Relational Multipurpose Simulator (FORMS) 2

木内 学\*・村松 勁\*・今井 敏博\*  
Manabu KIUCHI, Tsuyosi MURAMATSU and Toshihiro IMAI

### 1. はじめに

筆者らは、UBETを応用した鍛造加工汎用シミュレータ(FORMS図1)の開発を目指し一連の研究を進めている。これは、すでに開発した基本解析モデルを結合して、複雑・多様な解析モデルを構成し、互いに連立・適合を図りつつ解析を進め、鍛造加工の総合的解析を行う汎用シミュレータである。この解析方法は、鍛造工程および型の設計への応用が可能であり、簡便かつ経済的であり、特に、非軸対称鍛造に対し、現時点では有望と考えられる。

前報<sup>1)</sup>では、このFORMSの概要・構成・解析手法を示した。また、その解析例として、非軸対称すえ込みと非軸対称押し出しの複合加工を取り上げ、解析結果、実測値と比較した結果を示し、解析モデルの妥当性を確認した。

今回、FORMSの構成要素の拡張として、非軸対称後方押し出しに対応する解析モデルの開発を行った。後方押し出し加工を解析した例は、軸対称問題として剛塑性有限要素法を用いた例<sup>2)</sup>や簡単な速度場で上界法を適用した例<sup>3)</sup>があるが、非軸対称問題となると解析例は少なく、一般的汎用速度場を構成し解析する方法が研究<sup>4)</sup>されている。

本報では、解析モデルの構成および各要素の動的可容速度場を示す。また、解析例として軸対称前方押し出しを伴う複合加工の解析結果を示し、検討を加える。またその妥当性について実験と比較した結果もあわせて報告する。

### 2. 解析モデルと動的可容速度場

本研究は図2の鍛造工程を想定している。この工程は非軸対称後方押し出し(内径部にギアあるいはカムを成形)と軸対称前方押し出しの複合加工と考えられる。このような工程では、工程設計の段階において、加工荷重ばかりでなく自由表面の形状(だれ)および前方と後方の流出量の差などが問題となる。そこで、このような問題に着目して解析モデルの構築を行った。

解析対称を図3のように要素分割する。前方押し出し部分には軸対称汎用モデルを用いる。本研究では、後方押し出し部分の速度場の定式化を行った。結果のみを表1に

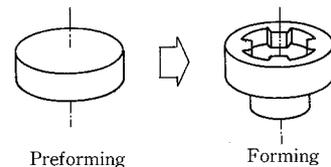


図2 鍛造工程

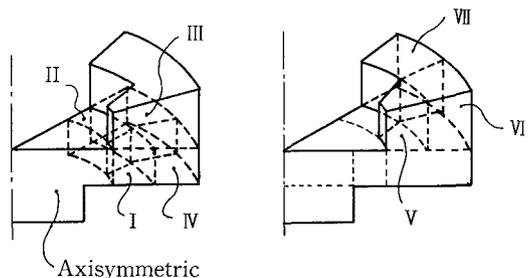


図3 解析モデルおよび要素分割

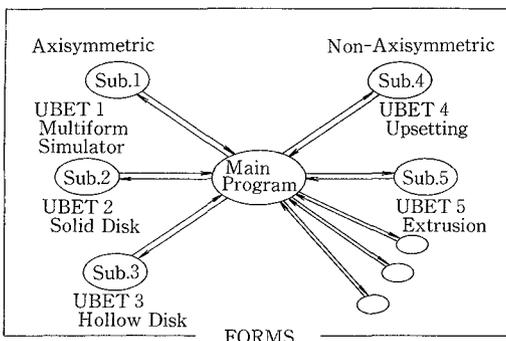


図1 FORMS

\*東京大学生産技術研究所 第2部

表 1 動的可容速度場

| Element | $\dot{U}_r$ ( $\dot{U}_s, \dot{U}_t$ )   | $\dot{U}_\theta$ ( $\dot{U}_\phi, \dot{U}_\beta$ )                                       | $\dot{U}_y$  |
|---------|--|--|--|
| I       | $-\frac{1}{s}(\int sG(s, \phi) ds + \int \frac{F(s)}{\phi^*} ds - f(\phi))$            | $F(s)\frac{\phi}{\phi^*}$  | $G(s)(y-y_{11})$   |
| II      | $-\frac{1}{2}tY_1 + \frac{1}{t} \int \frac{F(t-t_0)}{\beta^*} dt + \frac{g(\beta)}{t}$ | $F(t-t_0)\frac{\beta-\beta^*}{-\beta^*}$   | $Y_1y + Y_2$   |
| III     | $W_{22}(\theta)R1(r)$  | $H(r)\frac{\theta-\theta_0}{\theta^*-\theta_0} + I(r)(\theta-\theta_0)(\theta-\theta^*)$ | $-\frac{1}{r} [W_{22}(\theta)R2(r) + \frac{H(r)}{\theta^*-\theta_0} + I(r)\{2\theta-\theta_0-\theta^*\}](y-y_{11})$      |
| IV      | $W_{21}(\theta)R1(r) + K(\theta)(r-r_{12})(r-r_{13})$                                  | $H(r)\frac{\theta}{\theta^*}$  | $-\frac{1}{r} [W_{21}(\theta)R2(r) + \frac{H(r)}{\theta^*} + K(\theta)R3(r)](y-y_{11})$                                  |
| V       | 0  | 0  | $G(s)(y_{12}-y_{11})$  |
| VI      | 0  | 0  | $-\frac{1}{r} [W_{21}(\theta)R2(r) + \frac{H(r)}{\theta^*} + K(\theta)R3(r)](y_{12}-y_{11})$                             |
| VII     | 0  | 0  | $-\frac{1}{r} [W_{22}(\theta)R2(r) + \frac{H(r)}{\theta^*-\theta_0} + I(r)\{2\theta-\theta_0-\theta^*\}](y_{12}-y_{11})$ |

Function  
 $G(s), F(s), H(r)$  : Pseudo-independent function Ex.  $G(s) = As + B, F(s) = Cs + D, H(r) = Er + F$   
 $A, B, C, D, E, F$  : Pseudo-independent parameter

$f(\phi) = S1(\frac{W_{11}}{\cos\alpha_{11}} + F(S1)\frac{\phi}{\phi^*} \tan\alpha_{11}) + \int^{S1} sG(s) ds + \int^{\phi} \frac{F(s)}{\phi^*} ds$   
 $g(\beta) = T1(\frac{W_{11}}{\cos\alpha_{21}} - F(T1-t_0)\frac{\beta-\beta^*}{-\beta^*} \tan\alpha_{21} + \frac{1}{2}T1Y_1) - \frac{1}{\beta^*} \int^{T1} t-t_0 dt$   
 $W_{21}(\theta) = W_{21}'(\phi) = \dot{U}_s \cos\alpha_{12} - \dot{U}_\phi \sin\alpha_{12} \quad W_{22}(\theta) = W_{22}'(\beta) = \dot{U}_t \cos\alpha_{22} - \dot{U}_\beta \sin\alpha_{22}$   
 $K(\theta) = \frac{-1}{r_{12}(r_{12}-r_{13})} \{r_{12}G(S2) + W_{21}(\theta)\frac{2r_{12}-r_{13}}{r_{12}-r_{13}} + \frac{H(r_{12})}{\theta^*}\}$   
 $I(r) = \frac{1}{\theta^*-\theta_0} \{R2(r)\{W21(\theta^*) - W22(\theta^*)\} + K(\theta^*)R3(r) + H(r)(\frac{1}{\theta^*} - \frac{1}{\theta_0})\}$   
 $S1 = -r_0 \cos\phi + r_{11} \{1 - (r_0/R_{11} \sin\phi)^2\}^{1/2} \quad \alpha_{11} = \sin^{-1}(r_0/r_{11} \sin\phi)$   
 $S2 = -r_0 \theta \cos\phi + r_{12} \{1 - (r_0/R_{12} \sin\phi)^2\}^{1/2} \quad \alpha_{12} = \sin^{-1}(r_0/r_{12} \sin\phi)$   
 $T1 = r_1 \cos(\beta^* - \beta) + r_{11} \{1 - (r_0/R_{11} \sin(\beta^* - \beta))^2\}^{1/2} \quad \alpha_{21} = \sin^{-1}(r_1/r_{11} \sin(\beta^* - \beta))$   
 $T2 = r_1 \cos(\beta^* - \beta) + r_{12} \{1 - (r_0/R_{12} \sin(\beta^* - \beta))^2\}^{1/2} \quad \alpha_{22} = \sin^{-1}(r_1/r_{12} \sin(\beta^* - \beta))$   
 $\phi = \tan^{-1}\{r \sin\theta / (r \cos\theta - r_0)\} \quad \beta^* - \beta = \tan^{-1}\{r \sin(\theta_0 - \theta) / (r \cos(\theta_0 - \theta) + r_1)\}$   
 $R1(r) = \frac{r-r_{13}}{r_{12}-r_{13}} \quad R2(r) = \frac{2r-r_{13}}{r_{12}-r_{13}} \quad R3(r) = 3r^2 - 2(r_{12}+r_{13})r + r_{12}r_{13} \quad Y1 = -\frac{U_d}{y_{12}-y_{11}} \quad Y2 = \frac{-y_{11}U_d}{y_{12}-y_{11}}$

示す。各要素の速度場は体積一定の条件、境界条件および要素間の境界における連続条件を満たしている。なお、各要素の速度場は図4の座標系および記号に準じている。

表1の各要素の速度場の特徴を簡単に以下に述べる。

① 軸対称汎用モデルとの結合を可能にするために、軸対称部との境界速度  $W_{11}$  を一様として扱うことが可能(要素 I, II)。

② 要素 I の  $y$  方向速度  $\dot{U}_y$  は任意の関数を用いることが可能。本報ではだれの形状が半径方向の長さに比例するとして、 $s$  の 1 次関数  $As + B$  を用いた。

③ 自由表面の形状を求めるために、

1) 要素 I と IV および要素 III と IV の要素間境界において  $\dot{U}_y$  は連続である。

2) 押出された部分(後方フラッシュ)は、加工の進行に伴って体積が増加する要素 V ~ VII を考える。これらの要素では  $\dot{U}_y$  のみが存在し、要素 I, III, IV の  $\dot{U}_y$  と連続かつ要素内で  $y$  方向には一定である。自由表面の形状は表面上に配置した点で表し、この点は計算ステップごと

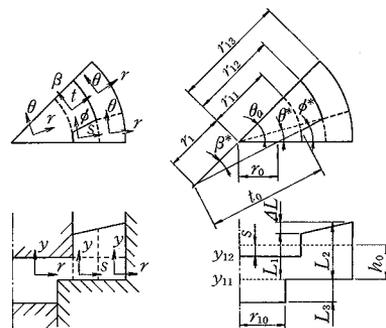


図 4 座標系および記号

に表面での変位増分に応じて移動させる。

表中にも示したように、後方押し部分の速度場に含まれる最適化パラメータは 6 個である。軸対称部のそれと合わせ、これらについて全仕事率の最小化を図り、速度場の最適化を行う。最小化手法としては、F.P.S.法を用いた。

3. 解析例

3.1 解析結果1

以上の解析モデルを用いて鍛造工程の解析を行った。図5はその結果を示したものである。図5(a)において  $S/h_0=0.4$  で相対圧力が上昇している。これは前方に押出された部分(前方フラッシュ)が工具(カウンタパンチ)に当たって充満し、前方への流出が止まるためである。この前方フラッシュは、後方押し出しがある程度進行してから伸び始めることがわかる(図5(c))。図5(b)において、後方フラッシュのギア先端部高さ( $L_1$ )は、工具(パンチ)により引き込まれ、一旦減少した後、増加している。また、外周部高さ( $L_2$ )は断面①と断面②で高さに差が生じている。 $L_1$ と $L_2$ の差( $\Delta L$ )は、加工の進行に伴って大きくなるが、 $S/h_0=0.4$ 程度でその差の変化は無くなり、ほぼ定常状態にあるといえる。しかし、図6(a)は断面①の形状を表したものであるが、定常状態とした $S/h_0=0.4$ 以上でも中間部分の盛り上がり認められ、厳密には定常状態とはいえない。これは、本解析モデルでは、フラッシュ部の要素の $\dot{U}_y$ はその下の要素

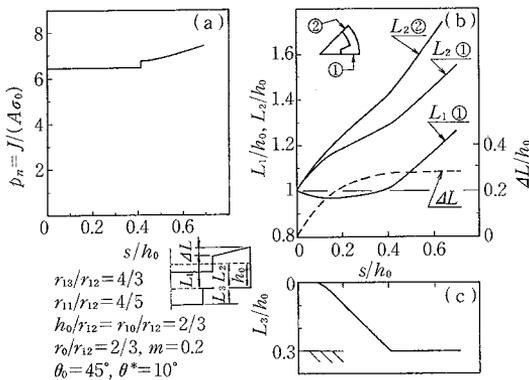


図5 解析結果1-1

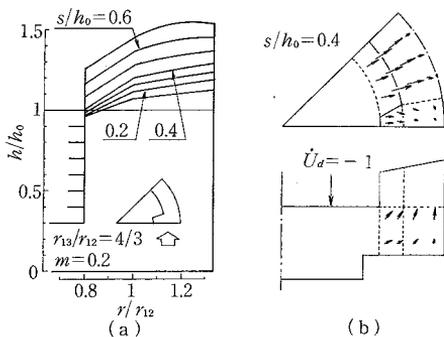


図6 解析結果1-2

と連続かつ要素内一定(y方向)としているため、完全に定常状態を表現するのは難しいと考えられる。図6(b)は $S/h_0=0.4$ における速度ベクトルである。

3.2 解析結果2

摩擦定数を変化させて計算を行った。その結果を図7に示す。当然のことであるが、摩擦定数が大きい場合、相対圧力は大きくなっている。また、摩擦定数が大きい場合、前方フラッシュが早く伸び、充満の時期も早くなっており、摩擦の影響で後方への流出抵抗が大きくなっていることが考えられる。後方フラッシュ高さについては、摩擦の増大に伴って、外周部高さ( $L_2$ )は低くなる。また、ギア先端部高さ( $L_1$ )は、外周部への流出量と前方フラッシュへの流出量が相互に影響し、今回の計算条件では、 $m=0.4$ の場合が最も高くなっている。

3.3 解析結果3

次に、外形寸法(ブランク外径)のみ変化させて計算を行った。その結果を図8、図9に示す。相対圧力は、加工前半において、外径が小さいほうが高く、後半では、外径の大きいほうが高くなっている。また、外径の小さい場合、ギア先端部と外周部の高さの差( $\Delta L$ )は、加工の後半において減少している。図9より、外周部に代わって、中間部の盛り上がりが大きくなっていることがわかる。

以上、摩擦定数や寸法を変化させた結果を示した。結果は妥当であると考えられる。

4. 実測値との比較

次に本解析モデルの定量的評価を行うために実際の鍛造工程との比較を行った。図10と図11に実測値と計算結果を比較して示す。

実測値では外周部高さ( $L_2$ )の断面①と断面②の差はほとんどなかったのに対し、計算結果では差が生じている。実測値は計算結果の中間にある。また、ギア先端部高さ( $L_1$ )について、加工の前半で、パンチの食い込み

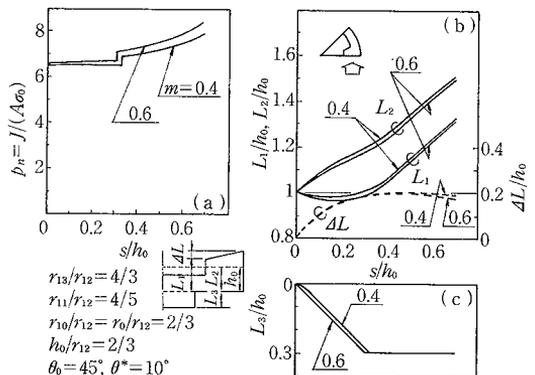


図7 解析結果2-1

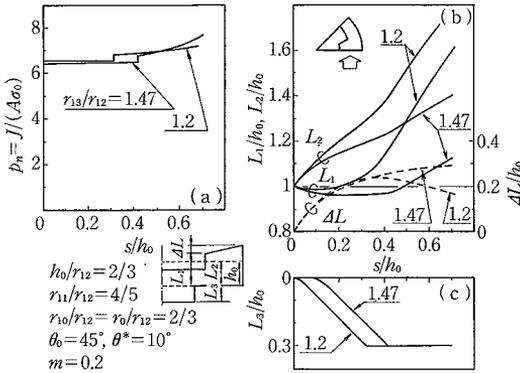


図8 解析結果 3-1

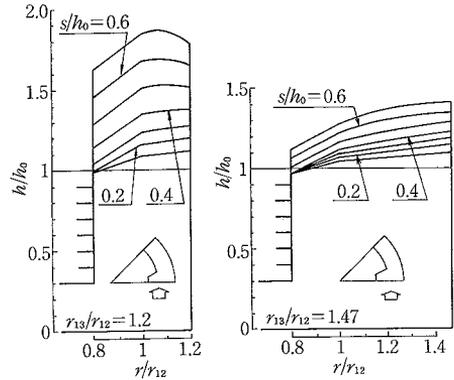


図9 解析結果 3-2

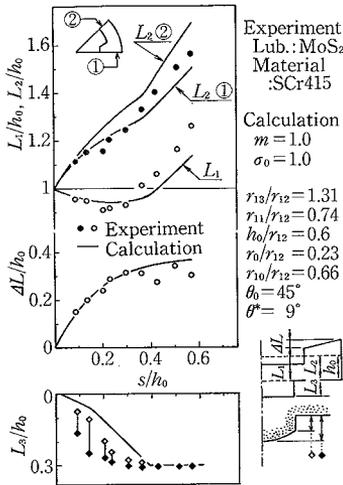


図10 実測値との比較 1

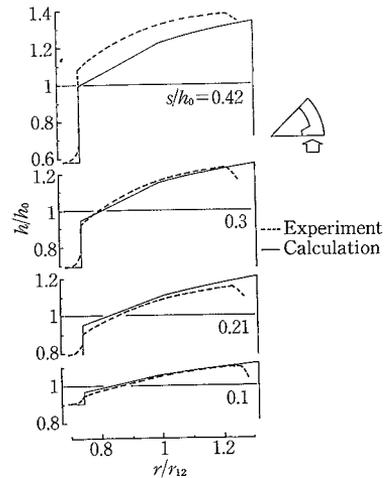


図11 実測値との比較 2

5. ま と め

に伴う周辺部の引き込み量を、本解析モデルは過小に評価している。加工の後半で、 $L_1$ の計算結果は実測値より小さくなっている。これらの原因については、まず本解析モデルは、ひけ（裏面の外縁が型から離れる現象）を考慮していないことが考えられる。実験ではギア部の裏にわずかにひけが生じている。さらに、前方フラッシュの充満の時期が計算結果は実測値より少し遅いこと、本解析モデルは剛完全塑性体を仮定していることなどが考えられる。

図11は後方フラッシュの断面①の形状を示したもので、加工の前半では、前述した差はわずかにあるがほぼ一致している。後半においても、全体的な高さの差はあるものの、形状はほぼ良い対応を示している。

以上のことから、本解析モデルは、全般的に良い結果を与えるが、上記のような解析モデルおよび速度場の設定や、摩擦の取り扱い等を含め改善の必要性がある。

本研究はFORMSの構成要素の拡張を目指すものである。本報では、今回新たに開発した非軸対称後方押し出しに対応する解析モデルと、それをを用いた解析例について述べた。非軸対称後方押し出しと軸対称前方押し出しとの複合加工の解析を試み、摩擦定数や寸法が加工荷重や自由表面の形状に及ぼす影響について検討した。また、上記の複合加工における実測値と計算結果を比較し、本解析モデルが妥当性のある結果を与えることを確認した。なお、精度向上のために、裏面のひけの考慮などの改善の必要性およびその余地があることもあわせて確認した。

(1987年10月1日受理)

参 考 文 献

- 1) 木内学・村松勤・今井敏博：第37回塑加連講論，89.
- 2) 森謙一郎・小坂田宏造：第31回塑加連講論，231.
- 3) B. Avitzur：“Metal Forming: Processes and Analysis”，278. Mc Graw-Hill.
- 4) 木内学・星野倫彦・飯島茂男：第37回塑加連講論，135.