

塑性加工の複合数値解析に関する研究 第7報

——非軸対称複合鍛造の解析——

Study on Complex Element Method—7th Report
—Analysis of Non-Axisymmetric Complex Forging—柳 本 潤*・木 内 学*
Jun YANAGIMOTO and Manabu KIUCHI

1. はじめに

近年の計算機の能力向上に対応して、塑性加工の工程設計および工具設計を計算機による支援のもとで行い、設計能率の向上ならびに高度化をはかろうとする試みが盛んに行われつつある。各種加工工程における被加工材の塑性変形挙動を総合的に解明することを目的とする数値理論解析 (CAS) 技術は、塑性加工CADシステムの中核をなすものであり、たとえば軸対称鍛造についても従来よりさまざまな解析手法ならびにそれらの適用結果が報告されてきた。

実生産鍛造工程においては、加工中の被加工材には複雑な三次元変形が生じる。したがって、鍛造加工用CASには、実加工プロセスにおける被加工材の三次元変形への適用可能性ならびに経済性が要求される。しかしながら、これまでに適用が試みられている個々の解析手法は、固有の特性に起因する近似精度もしくは適用範囲などに関する多くの問題を包含しており、このことが実用的な鍛造加工CADシステムを構成するうえでの障害となっている。例えば、三次元剛塑性有限要素法は、現状では、矩形ブロック、正方形断面柱¹⁾、ウェッジ形状材²⁾、あるいは矩形リングの圧縮ならびに単純な後方押し³⁾等の比較的単純な加工工程についての適用が行われているにすぎないが、その理由は、複雑な加工工程を対象とする場合の計算機負荷の飛躍的な増大に求めることができる。他方、上界法については、被加工材の塑性変形挙動を単純化して扱わざるを得ないことに起因する近似精度についての問題や、解析を通じて得られる情報についての限界等があり、三次元鍛造加工への一般的な適用については、剛塑性有限要素法と同様多くの問題が残されている。

本研究で提案している塑性加工の複合数値解析法とは、従来の解析手法を単独で適用する場合に生じる近似精度の限界もしくは適用限界を解決するために、既存の解析手法の特徴を生かしつつ有機的な結合を行うことにより新たに構築された解析手法である。既報⁴⁾では、鍛造加工

を対象とする複合数値解析法の構成に関する理論的側面からの考察ならびに軸対称半閉鍛造への適用を試み、その特性につき検討を加えた。本報では、この解析手法の非軸対称複合鍛造への適用結果を示す。

2. 解析法の概要

2-1 解析法の概要ならびに非軸対称複合鍛造への適用法

鍛造加工を対象とする複合数値解析法は、剛塑性有限要素法 (FEM) とUBETとを複合化することにより構成されている。解析法の構成は既報⁴⁾にて詳細に述べたので、以下にその概要のみを記す。

本解析法では、剛塑性FEMおよびUBETの長所・短所を考慮しつつ解析対象とする領域を図2に示すように分割し、型拘束が大きく変形量の少ない領域にはUBET、

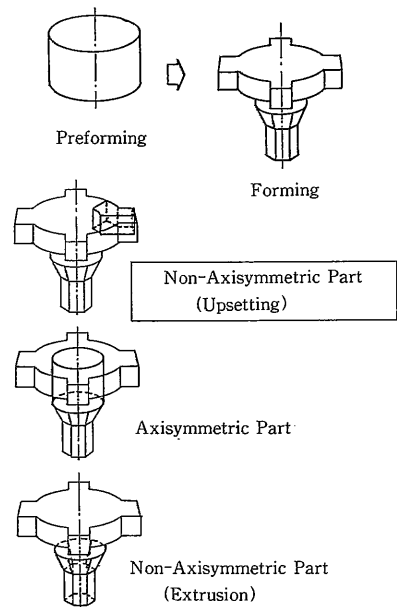


図1 非軸対称複合鍛造

*東京大学生産技術研究所 第2部

研究速報

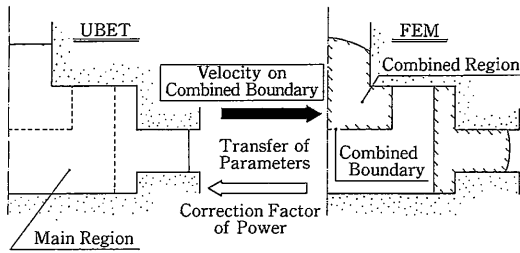


図2 複合数値解析法を適用する際の領域分割

自由表面を含み変形の量が大きい領域には剛塑性FEMを適用する。また、剛塑性FEMおよびUBET解析の結果を相互に連結したものとするために、それぞれの解析法あるいは解析領域相互の間に以下に示す解析パラメータの交換を行う。

- 1) UBETから剛塑性FEMへの解析パラメータ：UBET解析により得られた複合化境界（両領域間の境界）での速度分布
- 2) 剛塑性FEM解析の影響をUBETに反映させるための解析パラメータ：仕事率補正係数

既報⁴⁾にて示した軸対称半密閉鍛造を対象とする一連の解析の結果、複合数値解析法の解析精度は、UBET解析の精度ならびに複合化の際の仕事率補正係数の定義のしかたに影響されることが判明している。この理由は、本解析法においては、被加工材全体にわたる塑性流動の巨視的形態が仕事率補正係数を考慮したUBET解析により決定されるためである⁴⁾。したがって、その適用に際しては、UBET解析および仕事率補正係数に十分な精度を確保することが必要であるが、UBET解析について十分な精度が確保されている場合には、UBETから剛塑性FEMへの解析パラメータ、すなわち複合化境界における

速度分布の剛塑性FEMへの転送を行うのみで、全体的に良好な解析精度を確保できるものと考えられる。

本報で対象とする非軸対称複合鍛造（図4参照）については、すでにUBETによる解析結果が報告されており⁵⁾、自由表面形状の解析精度に関しては若干の問題はあるものの、前方押し部ならびに非軸対称フラッシュ部への流動量（充满度）について良好な精度での解析が可能であることが示されている。そこで以下に示す解析では、図2に示す解析パラメータのうち、複合化境界での境界速度のみをパラメータとしつつUBETと剛塑性FEMとを結合し解析を実行した。すなわち、図3に示す軸対称部～非軸対称部境界を複合化境界とし、UBETにより同図中に示した速度場⁶⁾を用いて計算される複合化境界での速度分布を境界条件とすることにより、非軸対称部についてのみ三次元剛塑性FEM解析を適用し、この部分への材料充满に関する検討を行った。

2-2 非軸対称部の三次元剛塑性FEM解析

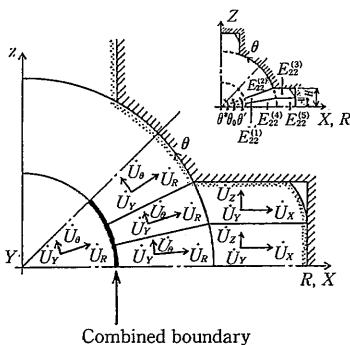
非軸対称部の剛塑性FEM解析については、ラグランジュ乗数法を適用した。FEM分割数は5（半径方向）×8（周方向）×5（軸方向）の200要素、324節点である。各要素の体積積分は、安定化マトリクス⁷⁾を併用しつつ圆心一点で評価し、また、工具との接触面上での摩擦応力は、ガウスの5×5積分で評価した。以下に示す解析結果を得るのに必要な計算時間は約30分（HITAC M682H）である。

3. 解析結果

3-1 計算条件

解析対象とした非軸対称複合鍛造工程⁸⁾を図4に示す。実験において用いた純鉛の変形抵抗式は、単軸圧縮試験により得られた結果をもとに次式で近似した。

$$\bar{\sigma} = 1.25 \text{ [kgf/mm}^2\text{]} \quad (1)$$



Combined boundary

	$\dot{U}_y =$	$\dot{U}_R(\dot{U}_X) =$	$\dot{U}_\theta(\dot{U}_Z) =$
$E_{22}^{(1)}$	$C_{11}Y + C_{12}$	$C_{13}R + a_1 + C_{14}/R + s(R)f(\theta)$	$(C_{15}R - a_1)(\theta - \theta') - t(R)F(\theta', \theta) + PR + Q$
$E_{22}^{(2)}$	$C_{21}Y + C_{22}$	$C_{23}R + C_{24} + C_{25}/R$	$(\theta - \theta')(C_{26}R + C_{27})/(\theta_0 - \theta^*)$
$E_{33}^{(3)}$	$C_{31}Y + C_{32}$	$-C_{31}X - A\Gamma'(0, X) + \delta(Z)$	$A(Z - H)\gamma(X)$
$E_{33}^{(4)}$	$C_{41}Y + C_{42}$	$a_2R + a_3 + C_{43}/R + s(R)g(\theta)$	$(C_{44}R - a_3)\theta - t(R)G(0, \theta)$
$E_{22}^{(5)}$	$C_{51}Y + C_{52}$	$-C_{51}(X - X_0) - (A - H)\Gamma(X_0, X)$	$(A - Z)Z\gamma(X)$

$C_{11} = (\dot{W}_{11}^{(1)} - \dot{W}_{11}^{(2)})/(Y_2 - Y_1)$, $C_{12} = (\dot{W}_{11}^{(1)}Y_2 - \dot{W}_{11}^{(2)}Y_1)/(Y_2 - Y_1)$, $C_{13} = - (C_{11} + 2C_{12})$, $C_{14} = (\theta^* - \theta_0)(\dot{U}_{11}^{(1)}R_2 - \dot{U}_{11}^{(2)}R_1)/(R_2^2 - R_1^2) - R_2F(\theta', \theta_0)/(R_2^2 - R_1^2)/(R_2 - \theta_0) - C_{11}/2 - C_{11}(\theta^* - \theta_0)/(\theta_0 - \theta^*)/2 - a_1/(R_2 + R_1) + \{P/2 + Q\}/(R_2 + R_1)/(\theta_0 - \theta')$, $C_{15} = C_{11}(R_2 - a_1 + \dot{U}_{11}^{(1)})$, $C_{23} = \{C_{11}/(\theta^* - \theta_0) - C_{11}\}/2$, $C_{24} = C_{11}/(\theta^* - \theta_0)$, $C_{25} = R_2R_1(\dot{U}_{11}^{(1)}R_2 - \dot{U}_{11}^{(2)}R_1)/(R_2^2 - R_1^2) - C_{11}R_2R_1/(R_2 + R_1)$, $C_{26} = - (C_{11} + 2C_{12})(\theta_0 - \theta^*) + 2F(\theta', \theta_0)/(R_2 - R_1) + P$, $C_{27} = - \{a_1(\theta_0 - \theta') - R_2F(\theta', \theta_0)/(R_2 - R_1)\} + Q$, $C_{28} = R_1(-a_3R_2 - a_2 + \dot{U}_{11}^{(1)})$, $C_{41} = - (C_{11} + 2a_2)$, $P = C_{11}\theta' - 2G(0, \theta')/(R_2 - R_1)$, $Q = - a_3\theta' + R_2G(0, \theta')/(R_2 - R_1)$, $s(R) = (R - R_1)/(R_2 - R_1)$, $t(R) = (2R - R_2)/(R_2 - R_1)$, $\delta(Z) = \int f(\sin^{-1}(Z/R_2)) - A(Z - H)Zt(\sqrt{R_2^2 - Z^2})/R_2 + (C_{13}R_2 + a_1 + C_{14}/R_2) \cos(\sin^{-1}(Z/R_2)) + C_{11}\sqrt{R_2^2 - Z^2} + A\Gamma'(0, \sqrt{R_2^2 - Z^2})$, $g(\theta) = \{-C_{11}(R_2 \cos \theta - X_0) - (A - H)\Gamma'(X_0, R_2 \cos \theta)\} \cos \theta + R_2(A - H) \sin^2\theta (R_2 \sin \theta) - (a_3R_2 + a_2 + C_{14}/R_2)$, $F(a, b) = \int_a^b f(\theta) d\theta$, $G(a, b) = \int_a^b g(\theta) d\theta$, $\Gamma(a, b) = \int_a^b \gamma(X) dX$, $a_i (i=1 \sim 3)$: pseudo-independent parameters, when $R_2=0$, $a_1=a_2=0$, $\gamma(X)$, $f(\theta)$: pseudo-independent function.

図3 複合化境界ならびに複合領域

図5に、非軸対称フラッシュ部への充填の進行状況を
 図5に、非軸対称フラッシュ部への充填の進行状況を
 図5に、非軸対称フラッシュ部への充填の進行状況を

図5に、非軸対称フラッシュ部への充填の進行状況を

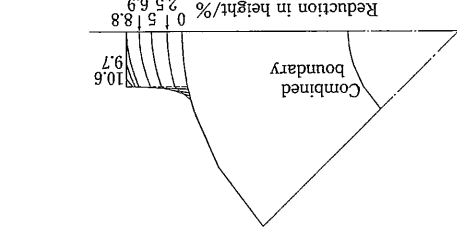


図6 分割断面の位置

摩擦定数としては、前方押し部については $m=0.2$ 、その他の部分については $m=0.5$ を適用した。

3-2 解析結果

図8 外形形状の変化 (断面B)

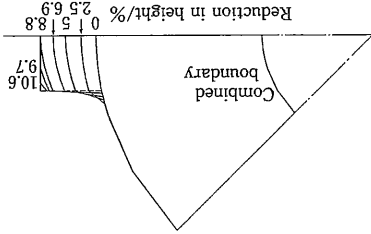


図7 外形形状の変化 (断面A)

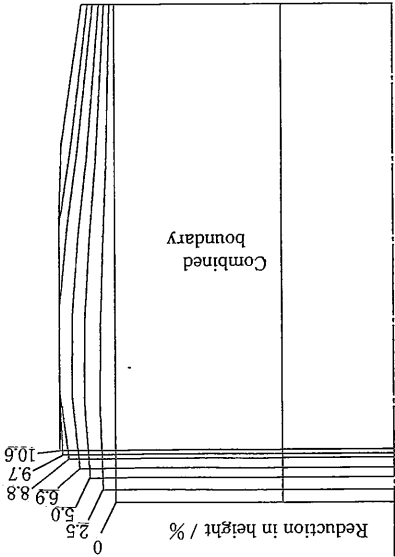


図4 非軸対称複合鍛造工程

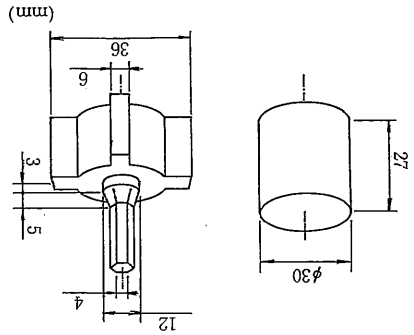


図5(a) 非軸対称フラッシュ部への材料充填の解析結果-1

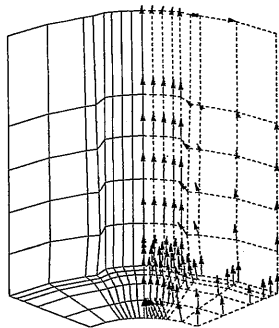


図5(b) 非軸対称フラッシュ部への材料充填の解析結果-2

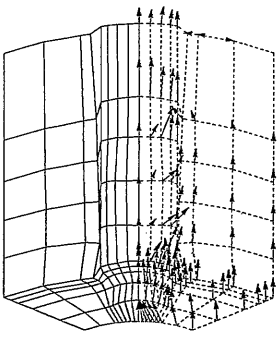


図5(c) 非軸対称フラッシュ部への材料充填の解析結果-3

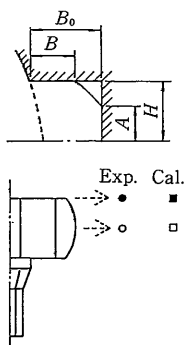


図9(a) 充満率の比較位置

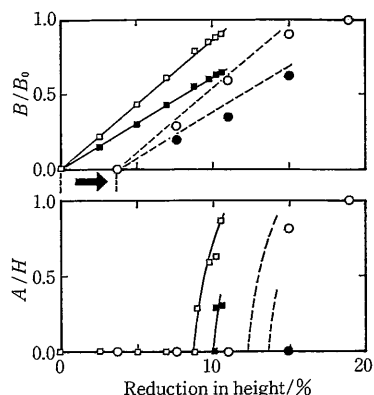


図9(b) 非軸対称フラッシュ部への充満についての解析結果と実験結果との比較

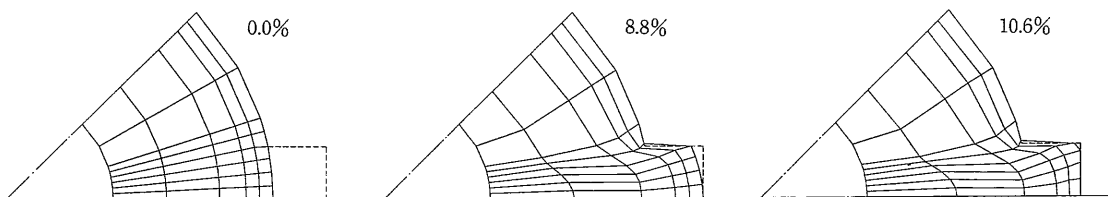


図10(a) 断面B内での変形形状の推移-1

図10(b) 断面B内での変形形状の推移-2

図10(c) 断面B内での変形形状の推移-3

フラッシュ部の自由表面形状は、軸方向・周方向いずれについてもバルジ変形を生じており、また、非軸対称フラッシュ部への材料の充満は圧下率が8.8%以上で急速に進行する。

図9(a)(b)は、フラッシュ部への充満の進行状況について、解析結果と実験結果とを比較して示したものである。フラッシュ部への充満度 B/B_0 、 A/H について、圧下端面での実験値および解析値をそれぞれ●、■で、軸方向に見てバルジ変形が最大となる位置での実験値および解析値をそれぞれ○、□で示す。解析値と実験値との間には若干の食い違いがあるが、これは、実験においては、加工開始時に被加工材と工具との間にすきま(かた)が存在していたことに起因している⁹⁾。そこで、実験により得られた、非軸対称フラッシュ部への充満を開始する圧下率(約3.5%)を、解析における加工開始時とみなし、平行移動した結果を図中に点線で示す。平行移動後の解析結果と実験結果との対応は良好である。

図10は、軸方向横断面(断面B:図6参照)内での被加工材の変形形状を示す。

4. ま と め

既報⁴⁾にて示した鍛造加工を対象とする複合数値解析法を非軸対称複合鍛造へ適用し、フラッシュ部への被加

工材の充満についての解析を行った。解析結果と実験結果との比較の結果、本解析法によりフラッシュ部に生じる被加工材の三次元変形を高い精度で解析することが可能であることが判明した。

複合数値解析法は、被加工材の一部についてのみ剛塑性FEMを適用するため、高精度かつ経済的な解析を行うことが可能である。また、剛塑性FEMによる純三次元解析には計算時間などについての多くの困難が伴うのに対し、複合数値解析法は一般の三次元鍛造加工への広い適用範囲を有しており、この点から見て有効な解析手法であると考えられる。(1990年3月20日受理)

参 考 文 献

- 1) たとえばMori, K., Osakada, K., Nakadoi, K. & Fukuda, M.: Proc. 1st. ICTP vol. 2, (1984), 1009.
- 2) Park, J.J. & Kobayashi, S.: Int. J. Mech. Sci., 26-3, (1984), 165.
- 3) Park, J.J. & Oh, S.I.: 15th NAMR Conf., (1987), 296.
- 4) 木内・柳本: 塑性と加工, 29-330, (1988), 710.
- 5) 木内・村松・今井: 同上. 30-342, (1989), 997.
- 6) 木内・唐戸: 同上. 26-290, (1985), 307.
- 7) 富田・進藤・秋: 同上. 30-338, (1989), 426.