

三次元鍛造変形CAE解析の適用によるハブ素形材の熱間鍛造工程改善

中崎 盛彦*1, 明珍 洋之*2, 中溝 利尚*2

Improvements of hot forging process with hub bearing part by using 3D CAE analysis.
Morihiro Nakasaki, Hiroyuki Myochin and Toshihusa Nakamizo

Synopsis: Parts for hub bearing outer of the second generation hub unit have a non-axisymmetric flange. Since recent personal computers operate fast enough to cope with 3-D models, 3-D CAE analysis is now popular and useful for solution of various problems in forging processes.

In this report, the CAE analysis conditions were adjusted to get the accurate 3-D metal flow.

This 3-D CAE analysis technology was applied to the process design for the actual hub parts forging in order to get the optimum process. Consequently, the followings were found;

- (1) Consideration of both friction coefficient and heat conductivity from a die was required to get accurate metal flow.
- (2) The forging process without burr generation was established by using this deform-thermo-simulation technology.

key words: hot forging, hub bearing, friction coefficient, 3-D CAE simulation, metal flow, burr, deform-thermo-simulation

1. 緒言

当社では、サントクテック(株)に3000t縦型鍛造プレスを導入し、ハブ内輪、外輪の素形材を熱間鍛造にて製造している。新規型番の工程設計については、CAE(Computer Aided Engineering)解析を適用しており、試作回数の削減・金型負荷の低減などに成果を挙げている。

これまで、二次元鍛造解析の事例を報告してきた^{1)~3)}。二次元解析により鍛造時のおおまかな挙動を表現することは可能であるが、三次元解析によって、従来よりさらに精密かつ詳細な情報を得ることが可能になる。しかし、計算によって実現現象を精密に再現するためには、要素数・計算速度と言った計算環境面の整備のみならず、それに見合う厳密な計算条件の入力が必要となる。

近年、コンピュータの発達に伴い、計算速度・容量ともに向上した結果、三次元解析は実用化段階に入ったと言える。第二世代以降のハブ外輪は非軸対称形状の物がほとんどであり、二次元解析でもある程度再現可能と考えられるが、非軸対称形状であることに起因する現象の再現には三次元解析が必要である。

そこで本報では、ハブ外輪の熱間鍛造を取り上げ、三次元CAE解析の高精度化を検討した後、実際のハブ素形材に適用し、鍛造工程改善を図ったので報告する。

2. メタルフローの合わせ込みによる三次元解析高精度化

2・1 現状工程の課題

サントクテック(株)の3000t縦型鍛造プレスの基本的な設備概要をTable1に示す⁴⁾。切断ビレットを誘導加熱により所定の温度に加熱し、最大連続5工程で成形する。各工程間はトランスファーによる自動搬送を行い、潤滑剤は黒鉛を使用している。

鍛造時の材料流動に大きな影響を与える因子として、第一に金型と材料の潤滑状態、第二に材料温度が考えられる。金型と材料の潤滑状態には、潤滑剤の濃度・噴霧量といった物理量の他に、金型への抜熱による材料温度の変化が大きな影響を与えると考えられる。また、材料温度に対する影響は、材料の加熱温度に加え、金型による抜熱・金型温度、更に潤滑剤による抜熱効果等が考えられる。従来の解析方法では、摩擦係数は実測値に基づいた値を適用しているが、個々の対象について正確な値を算出する必要がある。さらに、温度の影響を見積もっていないため、実際の挙動と解析結果に微小なずれが生じている可能性がある。

2・2 実験・解析条件

そこで、三次元解析による材料流動の高精度な再現を目的として、3000tプレスにおけるハブの鍛造条件と三次元解析条件の合わせ込みを行った。Fig.1に解析対象とした

*1 研究・開発センター プロセス開発グループ

*2 サントクテック株式会社

Table1. Capacity of 3000t press.

Load capacity /kN	30000
feed attachment	automatic transfer
stroke /mm	360
process stage number	5
maximum product diameter /mm	200

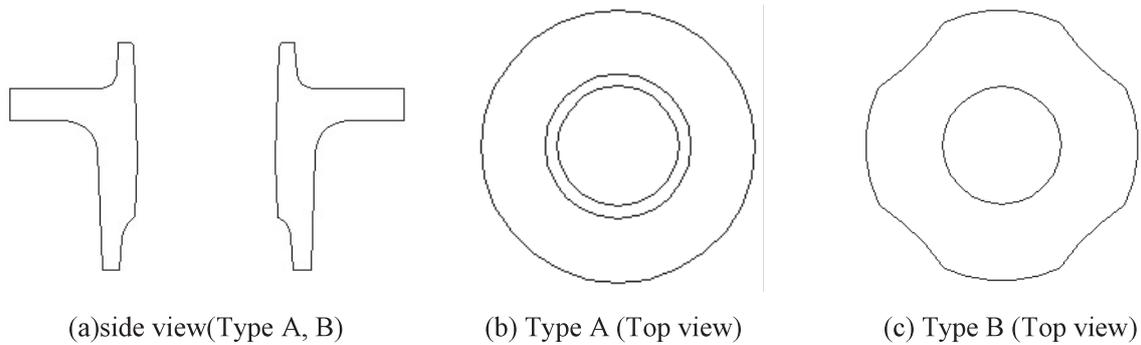


Fig. 1 Forged shape of hub bearing.

Table2. Forging condition

steel type	S53C (JIS)
Forging speed /mm · s ⁻¹	420 (average)
Heat temperature /°C	1150
Lubricant	Graphite and oil

Table3. 3D CAE analysis condition.

analysis code	DEFORM 3D
flow stress /MPa	$\sigma = 1.61 \exp(6168/T) \epsilon^{0.13} \dot{\epsilon}^{0.21}$ (S53C, DEFORM default data)
Friction coefficient	m=0.60 (shear)
element type	4-node tetra element
element value	30000

ハブ外輪2種類 (Type A, B) の外形図を示す。Type A, Bいずれも2世代ハブの外輪である。まず、軸対称形状に近いType Aにて三次元解析の高精度化を行い、その結果を非対称形状であるType Bに適用した。主な鍛造条件をTable2に、解析条件をTable3に示す。三次元解析には市販のDEFORM 3D⁵⁾を用い、加工発熱を考慮しない場合と、加工発熱と金型抜熱を考慮した場合の二通り解析を行った。

3. 実験・解析及び実機試作結果

3・1 上面ピレットエッジ位置による摩擦係数の推定

CAE解析の高精度化のため、摩擦係数の詳細な推定を行

った。摩擦係数の推定は、ピレットエッジ位置を実機と解析で合わせ込むことにより行った。ピレットエッジは、文字通り素材ピレットの角位置であるが、鍛造後も表面から見えるため、表面のメタルフローを容易に判定出来る。鍛造後のピレットエッジ位置を実測し、摩擦係数が異なる条件でCAE解析を実施し、ピレットエッジ位置を推定両者の合わせ込みにより摩擦係数を推定した。

Fig.2にその結果を示す。せん断摩擦係数をm=0.5~0.8の間に変更して計算した結果、ピレットエッジの位置は、素材径の1.6~1.8倍の位置に写像された。一方、実機のピレットエッジは1.7倍の位置となった。両者を比較すると、成形工程はせん断摩擦係数m=0.70であると推定される。

3・2 鍛造途中止め実験によるダイ充填挙動のCAE解析

ダイ下面の材料流動について三次元CAE解析を行った。摩擦係数は前節で求めたせん断摩擦係数 $m=0.70$ を用い、加工発熱を考慮せずに解析を行った。結果をFig.3に示す。解析ではダイ下面側はストローク率95%の段階で既に充填完了しているが、実機では充填しておらず、実機に比べて解析のダイ下面側の充填は早いことがわかった。そこで、ダイ下面での摩擦係数の合わせ込みを行った結果、ダイ側の摩擦係数を $m=0.70 \rightarrow 0.95$ に上げることで、ダイ側先端部の充填が遅くなり、現状の充填挙動に近くなることがわかった。 $m=0.95$ とした場合、ストローク率95%でもダイ先端部で完全に充填せず、実機の挙動と合致していることがわかった。しかし、この摩擦係数はほとんど固着に近い値であるが、実際には金型に固着したような痕跡は認められず、これほど摩擦係数が高いとは考えにくい。

そこで、上面に比べて摩擦係数が高くなる理由は、金型伝熱による局所温度低下の影響であると推定し、金型と材料の温度を考慮して変形解析を行った。考慮した内容は、材料の加工発熱、空冷、金型からの抜熱である。変形抵抗は温度、ひずみ、ひずみ速度依存性とした。

摩擦係数は前節で決定したせん断摩擦係数 $m=0.70$ とし、金型からの抜熱によりインナーの充填が悪くなる条件を模索した。金型温度は文献⁶⁾より 300°C と仮定した。金型と材料の熱伝達係数を $h=10(\text{kW}/\text{m}^2\cdot\text{K})$ として計算を行った結果をFig.4に示す。ストローク率95%でダイ下面が充填しておらず、実際の挙動に近い。すなわち、熱連成解析により、実際のインナー充填挙動が再現されることがわかった。

CAE解析によるフランジ部及びダイ先端部の温度推移と実測値と比較した結果をFig.5に示す。実測値は成形鍛造直後に測温した結果であり、解析上では内部からの熱伝導により急激な温度上昇が見られた。この温度と実測値はよく一致したことから、この温度は妥当であると考えられる。

以上の結果から、温度連成解析により実際の材料挙動を再現することが可能になったと考えられる。

3・3 非軸対称ハブType Bの従来形状と問題点

Fig.6にハブ外輪Type Bの外観図を示す。Type Aと異なり、フランジが丸形状でなく非軸対称形状であることが特徴である。一般に、非軸対称フランジを持つハブ外輪は、いずれも外バリ出し鍛造にて成形している。外バリ出し鍛造とは、余肉を材料外周に張り出させて打つ鍛造のことであり、最終工程または別のプレスにて外バリ部分を抜くことが多い。非軸対称フランジを持つハブ外輪の製造を外バリなし閉塞鍛造で行うことは、工程上難しく、本製品では、鍛造時にフランジ凸部が欠肉し、Fig.7に示すようにフランジ凹部上端にバリが発生していた。

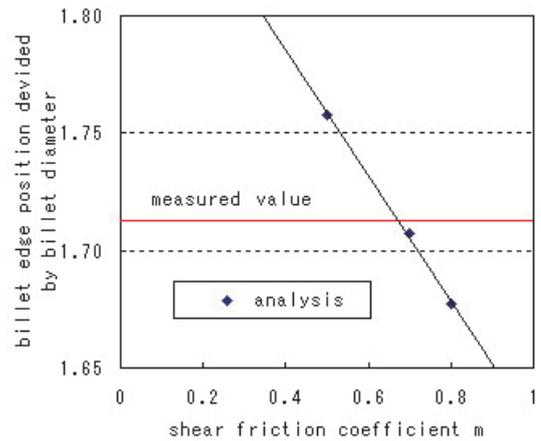


Fig.2 Relationship between shear friction coefficient and billet edge position divided by billet diameter.

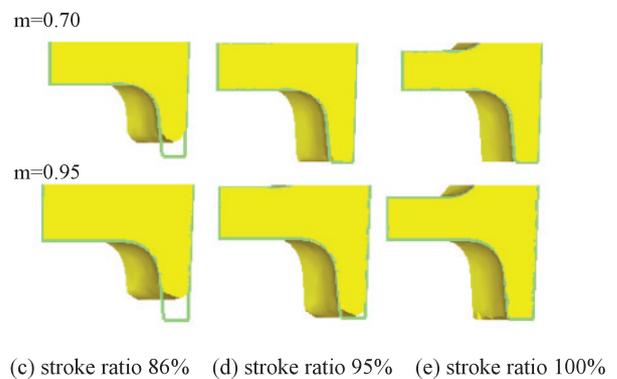


Fig.3 Material filling behaviors to the die by changing friction coefficient

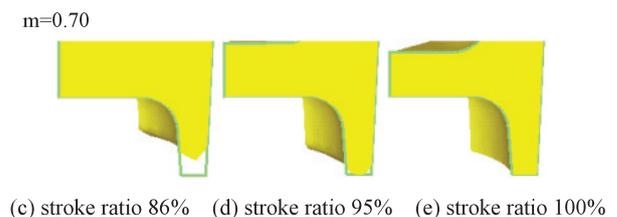


Fig.4 Material filling behaviors to the die part.(with heat and deformation analysis)

3・4 従来形状のCAE解析条件及び結果

従来工程の予成形形状をFig.8に示す。フランジの凹部と凸部が同時充填すればバリは発生しないと考えられるため、従来方式においては、フランジ凹部をフラットに、凸部側に余肉を付けた異形金型を使用していた。

Fig.9に解析結果を示す。従来工程のCAE解析の結果、フランジ凹部に対し凸部の充填が遅いことが確認された。従来の予成形では凹部と凸部の広がりあまり差は認められず、ほぼ同心円状に材料が広がっていることがわかった。

3・5 三次元CAE解析による予成形形状の改善

そこで、凹部と凸部の変形挙動に差を付けることを目的として、新規予成形を設計した。Fig.10に凹部・凸部それぞれのパンチ断面形状を、Fig.11に解析結果を示す。

この予成形により、凹部と凸部の外形広がり差をつけることが可能となり、凹部と凸部でダイ内周に接触する時期が同じとなった。また、Fig.12に、成形工程における外径の広がり挙動を示す。改善した点は以下の2点である。

- ①凸部と凹部の体積バランスを変更し、従来より凸部への体積配分を増加
- ②パンチの形状を、凹部上面の材料広がりを拘束する方式に変更

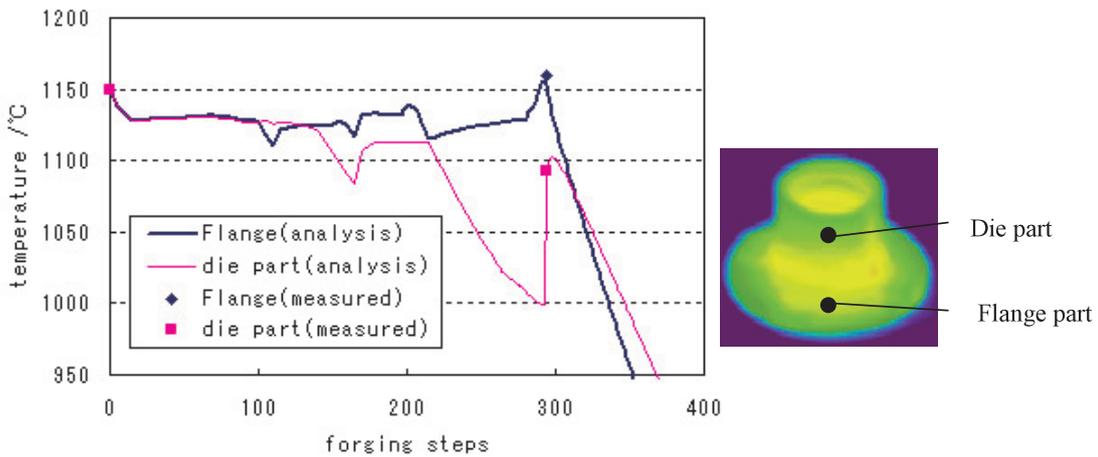


Fig.5 Transition of temperature in forging.(analysis)



Fig.6 Forged products of HUB bearing (type B)

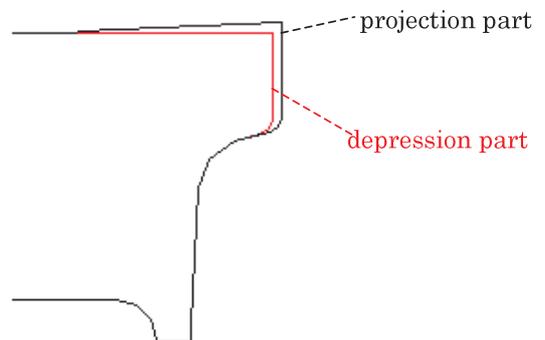


Fig.8 Former work profile of pre-process

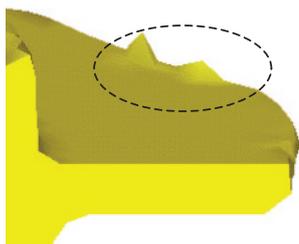


Fig.7 Burr in flange (analysis)

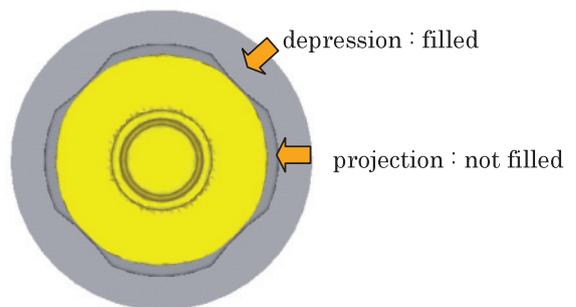


Fig.9 Filling behavior of former process (CAE analysis)

②の項目について説明する。Fig.13に材料拘束の考え方についての説明図を示す。一般に、閉塞鍛造において、エネルギー最小の原理から、材料は変形余地が十分ある方に優先的に流れる。凸部を広げる従来方式では変形余地が十分大きいため凹部・凸部とも同じような材料流れとなり、結果として両者の差が付きにくい。一方、凹部を狭くする今回の方式では、凹部の変形余地が小さいことに加え、材料流動を摩擦及び金型形状により拘束しているため、凹部の径が広がりにくくなり、凹凸部の外径差を付けやすくなったと考えられる。Fig.12から分かるとおり、初期外径は本予成形のほうが大きく、また凹凸部の外径差も大きい。

以上の結果を基に、Fig.10の金型を作成し、量産試作を行った。その結果、凹部のバリが発生することなく閉塞鍛造可能となった。

4. 結言

熱間鍛造ハブの鍛造条件について実験及び三次元CAE解析を行い、以下の知見を得た。

- (1) 熱間鍛造における三次元解析に必要なデータを測定・確認した。精密にメタルフローを再現するためには潤滑剤による摩擦係数の他に、温度の要因が非常に大きく、温度連成解析が必要であることが分かった。
- (2) 温度連成結果を適用して異形フランジハブの予成形形状を検討した。その結果、バリの発生を抑制する事が可能となり、閉塞鍛造にて量産を行うことが可能になった。

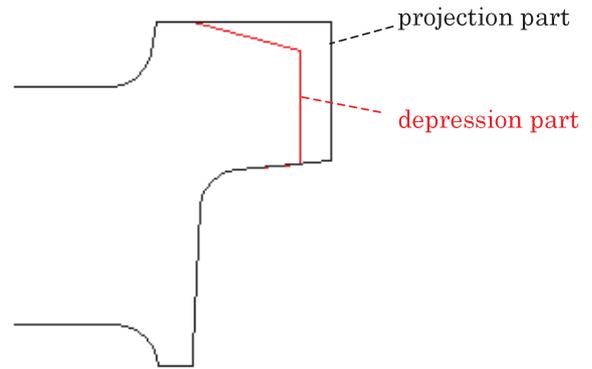


Fig.10 Proposal punch profile for preform.

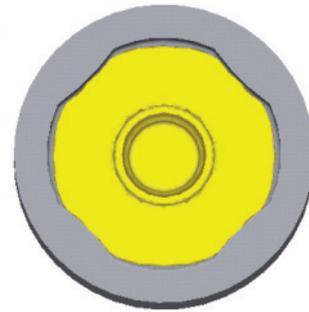


Fig.11 Filling behavior of proposal process (CAE analysis).

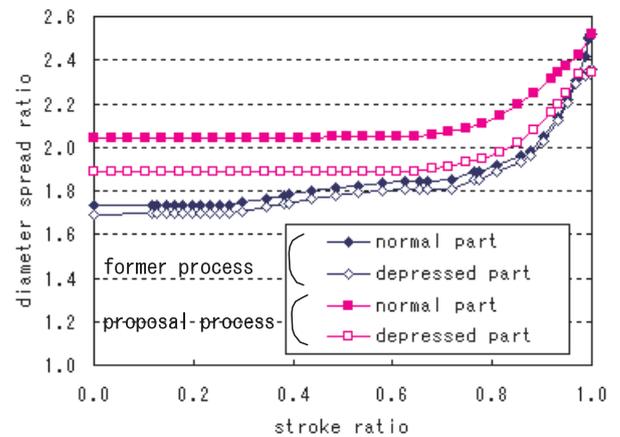


Fig.12 Comparison former process and proposal process of diameter spread ratio.

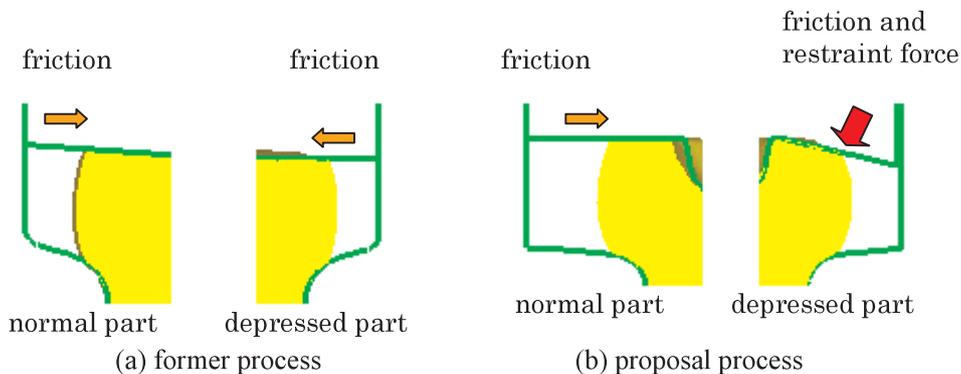


Fig.13 Comparison former process with proposal process in filling behavior of flange.

参考文献

- 1) 吉田ら：山陽特殊製鋼技報,3-1(1996),25
- 2) 尾崎ら：山陽特殊製鋼技報,5-1(1998),32
- 3) 中溝ら：山陽特殊製鋼技報,9-1(2002),27
- 4) 杉下寛：山陽特殊製鋼技報,10-1(2003),61
- 5) Oh, S.I., et al. : J.Mater. Process. Technol.,27(1991),25-42
- 6) 渡邊ら：平成16年度塑性加工春季講演会論文集,(2004),363

■ 著者



中崎 盛彦



明珍 洋之



中溝 利尚

