

型鍛造工程へのプロセスシミュレーション技術の適用

吉田忠継*・尾崎勝彦*²・中崎盛彦*²・矢野正和*²・笠原義夫*³

Application for Advanced Process Simulation of Die Forging with Computer Aided Engineering and Plasticine Model
Tadatsugu Yoshida, Katsuhiko Osaki, Morihiko Nakasaki, Masakazu Yano and Yoshio Kasahara

Synopsis: Hot die forging processes of axially symmetric parts such as blank for large bearing, gear, and parts for an automobile were simulated by rigid plastic FEM, plasticine (one kind of clay) model and partly real press machine. As a result, almost identical patterns of material flow were obtained from both calculations and experiments. Qualitative correspondence of forging load was also obtained. This process simulation system has high reliability and large applicability, since it is based on two different fundamental technologies. One is physical simulation technology using plasticine model that can avoid the influence of temperature, and the other is FEM that has been adopted to many types of metal forming analyses, especially forging analyses by many researchers. This system is useful for prediction of 1) patterns of metal flow in forged parts, 2) forging load and 3) pressure and slipping on the tool surface.

Key words: special steel; die forging; hot forging; near net; process simulation; CAE; FEM; rigid plastic finite element method; plasticine simulation; material flow; coefficient of friction; horizontal hot transfer former.

1. 緒言

近年、鍛造部品の大口顧客である自動車製造業などでは、産業の空洞化の回避などを目的とした国際競争力向上に関する取り組みの一環として、各種部品の製造原価の抜本的な低減を指向しており、特に、省工程・高付加価値化を図るキーテクノロジーとして、型鍛造技術に対する期待が従前にも増して高まっている。即ち、複数の部品を統合・一体化して部品点数の減少を図ることや、鍛造部品のニアネット化を行って機械加工などの後工程の負荷を軽減、または省略する各種プロセス改善の検討がなされており、そのため鍛造部品の複雑化、さらには精密化に拍車がかかっている¹⁾。

当社は、特殊鋼専業メーカーとして、鍛造加工に使用する素材および工具材料の供給を行っている立場から、多様な顧客ニーズに応じた素材の研究・開発を推進しており²⁾、近年、更に顧客ニーズを製品の品質に的確に反映させるために、鍛造加工のプロセス研究も実施している。その基本は、①各種鋼材の加工特性評価技術の開発、および②本報で紹介するプロセスシミュレーション技術の開発であり、特に後者に関し当社開発中のものは、「情報を活かして物を造る」ための強力な手法として近年俄かに注目され

ているCAE (Computer Aided Engineering : 計算機支援技術)³⁾と、圧延機などの塑性加工プロセスのシミュレーション技術として確立しているプラスチックシミュレーション^{5) 6)}の有機的な結合を図っている。そのため、本プロセスシミュレーション技術はプロセス研究に必要な解析の信頼性と柔軟性を合わせ持つという特徴を有する。

本論文では、これまでに実施した研究の中で、特に、熱間型鍛造加工における、①メタルフローと製品の鍛流線位置の関係、②摩擦係数と鍛造荷重特性の関係、③メタルフローと工具負荷の関係、に着目した3種類の解析例に基づき、当社の鍛造加工に関するプロセス研究の現状を紹介する。

2. 熱間型鍛造工程のプロセスシミュレーション

2.1 シミュレーション方法

2.1.1 解析モデル

解析には、圧縮性材料の塑性力学に基づく剛塑性有限要素法⁷⁾を使用した。Fig.1に解析の流れ図を示す。要素分割はFig.2に示すように、中心軸を含む被加工材の断面を四角形要素で不等分割し、境界条件、物性値等のデータを指定する。これらの作業はプログラムに付属のプリプロセッ

* 技術研究所プロセス研究室、工博

*² 技術研究所プロセス研究室

*³ (株)OSテック (〒704岡山市九幡557-5)

サーによりコンピュータとの対話形式で行い、ソルバーの入力ファイルを作成する。材料の変形が大きい場合には、解析の途中で局所的に要素が著しく変形するために計算が途中終了するので、リメッシュとよばれる再要素分割の作業を行って計算を続行させた。要素数を150から250程度に設定し、最適な要素分割を指定するために、プリプロセッサを利用して人手を介入させて行った。この作業を所定の加工が終了するまで反復し、得られた結果をファイルに出力する。結果の解析を、出力ファイルに対して、付属のポストプロセッサを用いて、変形状況のアニメーション表示、応力、ひずみの等高線表示などの図形化処理により行った。尚、リメッシュを適用することにより節点が移動するため、最初の材料の任意点の位置が加工後の材料のどの位置にくるか特定できなくなる。本解析では、ポイントトラッキングテクニック⁸⁾を用いて、変形前の材料に指定した複数点を結ぶ線が加工後にどの位置に移動するかを調べた。

2・1・2 プラスティシシミュレーション (付録参照)

色の異なるプラスティシシの積層材から切り出した試料を、炭酸カルシウムを潤滑剤として工具および試料表面に塗布した後、石膏製の型を用いて、位置制御式の油圧プレスで加工した。得られた試料を中心軸を含む面で切断し、その面の縞模様の変化により鍛造によるメタルフロー（材料流れ）を測定した。

2・1・3 実機試験

横型フォーマーを用いて同一の型で圧下量を種々に変化した複数の部品を加工することにより、加工途中の部品の形状を再現した。得られた試料を中心軸を含む断面で切断し、切断面を研磨した後加熱した濃塩酸で腐食して、加工前の試料に存在する中心軸に平行な繊維組織の縞模様を顕在化させ、その変化により鍛造によるメタルフローを調査するマクロ組織観察を実施した。

2・2 大形ベアリング用素形材の熱間鍛造におけるメタルフロー特性の検討

Fig.3は圧延機などに用いられる大形ベアリング用素形材の鍛造工程の概略図であり、丸断面の鋼片から切り出した円柱状の素材を据込み鍛造し、押込みポンチで中心部を穿

孔した後、得られた素形材をリングローリングにより延伸して寸法を拡大しながらベアリングレースにする。素形材の鍛流線の形状を把握するためには、ポンチ穿孔におけるメタルフロー特性を調査しなければならない。

そこで、Table 1の条件で2段階の鍛造解析を実施し、加工前の素材の繊維組織が加工後にどのように変化するかを調べた。また、1/9スケールモデルのプラスティシシシミュレーションを実施し、メタルフローを解析結果と比較した。

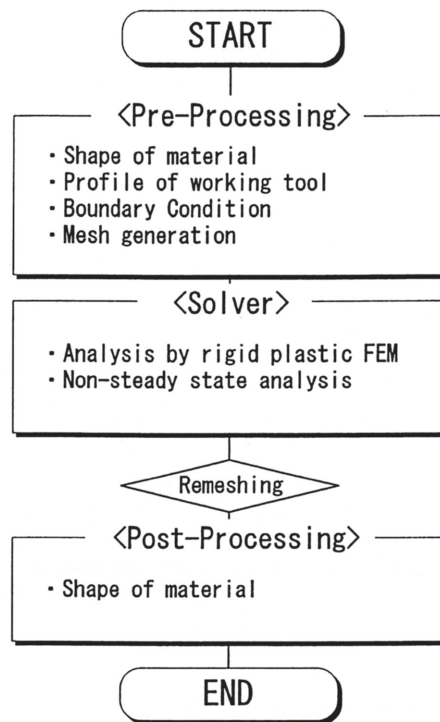


Fig.1. Flow chart of analysis. (manual remeshing)

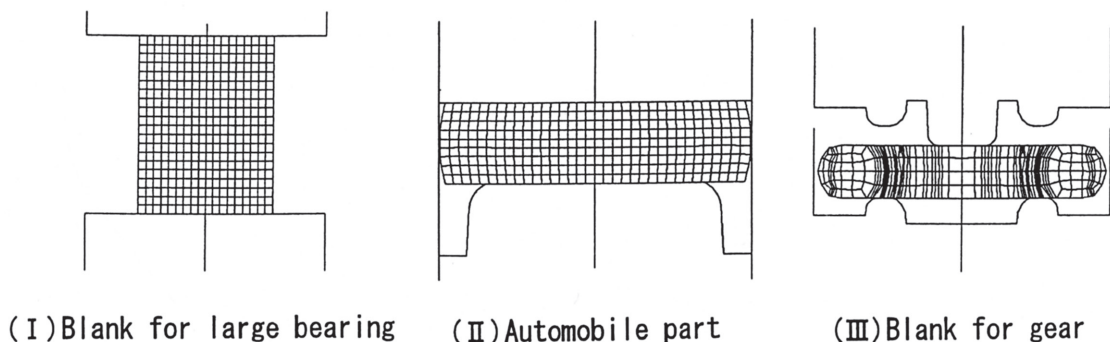


Fig.2. Mesh generation.

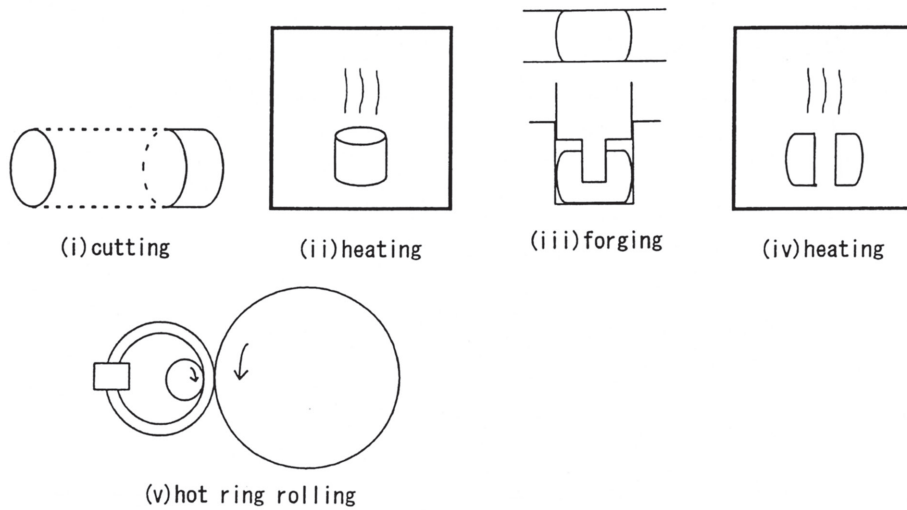


Fig.3. Forging process of large bearing blank.

Table 1. Condition of calculation. (Material for large type bearing)

Condition	1st process	2nd process
Number of element	180	277 (max.)
Number of node	210	313 (max.)
Stroke velocity/mm/sec	800	
Element type	4-node isoparametric square element	
Flow stress/MPa	$\sigma = 100 \dot{\epsilon}^{0.1}$	
Friction coefficient	Coulomb friction $\mu = 0.2$	
Coefficient dependence on pressure	$1/g = 500$	
Steps of calculation	60	

2・3 自動車用足まわり部品の熱間後方押し出し工程における型充填特性の検討

Fig.4に示す横型フォーマーは従来の鍛造装置に比べて圧倒的に生産性が高いことに特徴がある反面、その基本構造から成形荷重が制限されるため、Fig.5のような変形の大きい製品を加工する際に、過荷重による材料の型未充填の発

生が懸念される。そこで、Fig.5の後方押し出しに必要な荷重ストローク特性をTable 2の条件で解析により求め、加工終了時近傍の荷重特性を調査することにより材料の型充填に必要な鍛造機的能力を検討した。また、成形荷重に対する潤滑条件の影響を調べるために、工具と素材間の摩擦係数を変化させた解析も実施した。

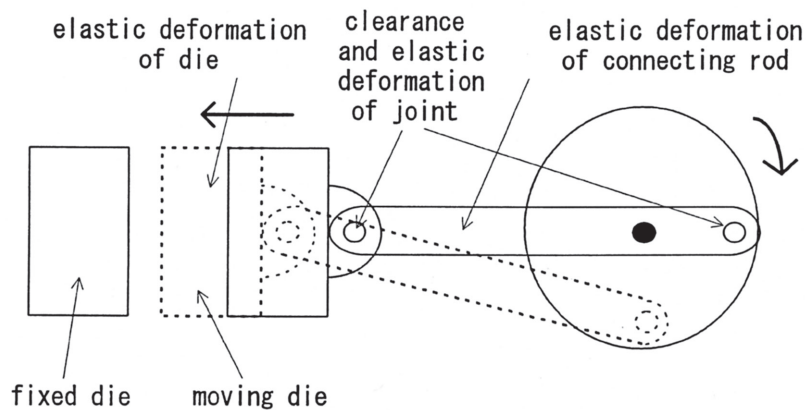


Fig.4. Working mechanism of horizontal hot transfer former.

Table 2. Condition of calculation. (auto mobile part)

Condition	1st process	2nd process
Number of element	205 (max.)	238 (max.)
Number of node	203 (max.)	242 (max.)
Stroke velocity/mm/sec	800	
Element type	4-node isoparametric square element	
Flow stress/MPa	$\sigma=100 \dot{\epsilon}^{0.1}$	
Friction coefficient	Coulomb friction $\mu=0, 0.1, 0.2, 0.3$	
Coefficient dependence on pressure	1/g=500	
Steps of calculation	60	

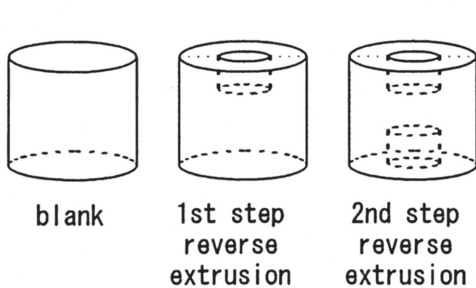


Fig.5. Forging process of automobile part.

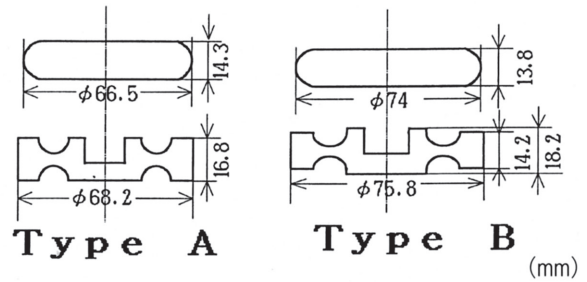


Fig.7. Dimension of upset and forged blank.

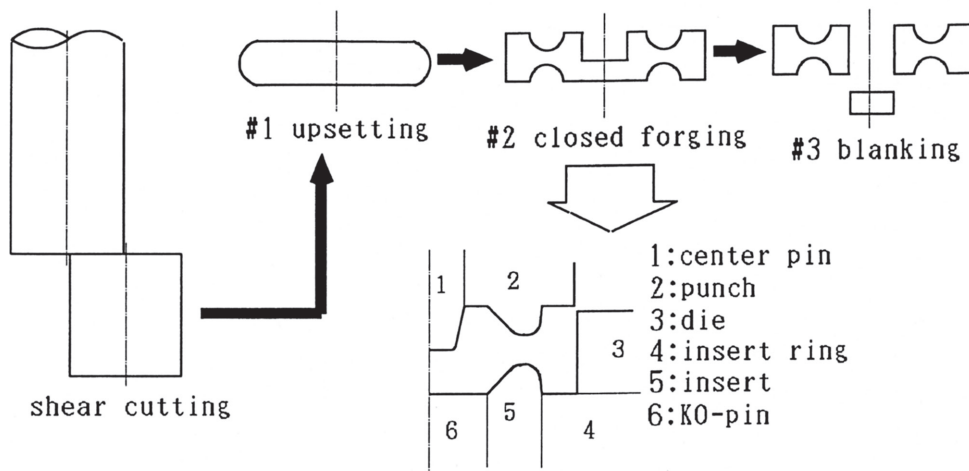


Fig.6. Hot forging process of blank for gear by horizontal hot transfer former.

2・4 ギヤ用素形材の熱間型鍛造における型への負荷特性の検討⁹⁾

Fig.6のギヤ用素形材の熱間型鍛造工程では、切削などの後加工を少なくするために、ニアネットシェーブ化が図られており、そのため型設計の自由度が制限されるのでメタルフローが複雑になる。特に流線が密になる工具の突起部で、工具表面への応力負荷および熱負荷が局所的に増加して、型の早期損傷など工具寿命低下の問題が生じやすい。工具寿命の延長を図るためには、メタルフロー特性を把握

し、工具表面への応力や工具と材料の相対滑り距離などの負荷因子を緩和するように型設計を行う必要がある。そこで、Table 3の条件でCAE解析により、Fig.7に示すように型の寸法・形状が若干異なる2種類の型のメタルフローを求め、両者の差を比較し、工具負荷を緩和する成形条件を検討した。また、1/1スケールモデルのプラスティンシミュレーションおよび実機試験でメタルフロー特性を求め、解析結果と比較しシミュレーション精度の検証を行った。

Table 3. Condition of calculation(blank for gear)

Condition	Type A	Type B
Number of element	164	148
Number of node	203	185
Stroke velocity/mm/sec	904	800
Element type	4-node isoparametric square element	
Flow stress/MPa	$\sigma=91.89 \dot{\epsilon}^{0.1}$	
Friction coefficient	Coulomb friction $\mu=0.2$	
Coefficient dependence on pressure	$1/g=100, 500$	
Steps of calculation	30	

3. 解析結果

3・1 大形ベアリング用素形材の熱間鍛造におけるメタルフロー特性

Fig.8は、大形ベアリング用素形材のメタルフローを、加工前の円柱状素材の軸心に垂直および平行な2方向に描いた基準線が鍛造加工により変化する状況をCAE解析およびプラスティン実験により求めた結果である。両者の結果がほぼ一致していることから、本解析結果が妥当であると判断される。第1工程の円柱の据込み鍛造では、工具と材料の接触界面に作用する摩擦による端部材料流れの拘束のためタル状変形が生じており、タル状変化率は約28%である。しかし、これによる基準線の曲りは小さい。

第2工程の穿孔工程において、タル状変形率は18%で、第1工程に比べて若干減少する。一方、穿孔用工具と材料の接触界面近傍の基準線が局部的に大きく曲ることから、この部分に変形が集中することが判る。また、孔底部は中心軸に垂直な基準線の間隔が加工により密になっており、材料の体積が加工により変化しないことから、第1段の据込み鍛造工程と同様に、この部分の材料が周辺に流れ出すことが予想される。実際、中心軸に平行な基準線に着目すると、孔底部でタマネギの断面のような形状に変化しており、材料の流れ出しの影響が大きいことが判る。しかし、メタルフローは孔底部を第1工程の円柱据込みと見立てて予想されるものに比べて複雑であり、工具と材料の接触界面の摩擦拘束以外に、孔底部と周辺部の材料間のせん断変形の影響がかなり大きいと推定される。しかし、製品となる円筒部のメタルフローは孔底部に比べて単純であり、素材の平行繊維がタル状に変形するだけであるから、製品の特性にほとんど影響は無いものと考えられる。また、素材の中心軸近傍部分はほぼ孔底に位置し、この部分は打ち抜きにより製品から除外されることも判る。

Fig.9は、縦軸に加工荷重、横軸にストローク率をとり、各工程毎に示したものである。第1工程はリメッシュ無しで解析したので、荷重変化が滑らかである。また、圧下率の増加とともに荷重が単調に増加しており、これは圧下に

より接触面積が増加すること、およびこれに伴って端部の摩擦拘束が大となり面圧が増加することによる。一方、第2工程では工具角部近傍の要素の変形が大であることからリメッシュを多用しており、図中に矢印で示す時期に総計7回適用した。リメッシュの前後で荷重に若干の変化が認められ、これはリメッシュの適用による誤差と考えられるが、その影響は最大で10%程度であった。第2工程では工具と材料の圧下方向の接触投影面積が一定であることから、ストローク率が60%程度まで荷重がほぼ一定になっている。60%以上では荷重が増加する傾向が見られ、これは孔底の厚みが減少して工具との摩擦拘束の影響が顕著になるためと理解される。

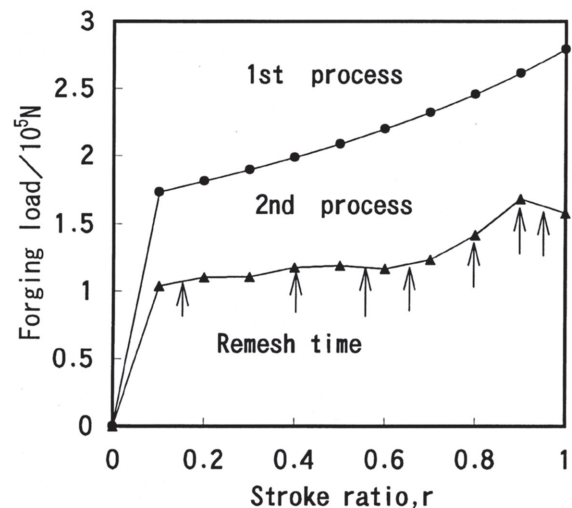


Fig.9. Influence of stroke ratio on forging load in hot forging of blank for outer race of large bearing.

Fig.10は解析により求めた静水圧応力および相当ひずみの分布を示す。静水圧応力は抜きとなる孔底で圧縮、製品となるその他の部分で引張になるが、後者ではほぼ均一に分布している。相当ひずみはせん断が生じる工具の角部に集中しており、製品となる円筒部分では小さいことが判る。

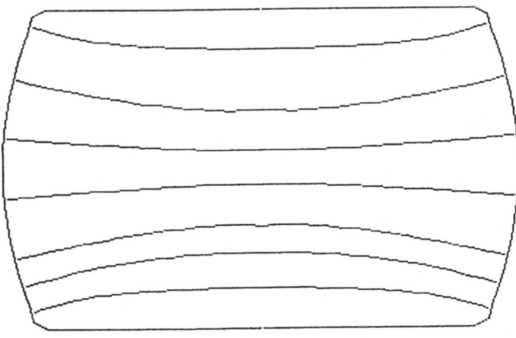
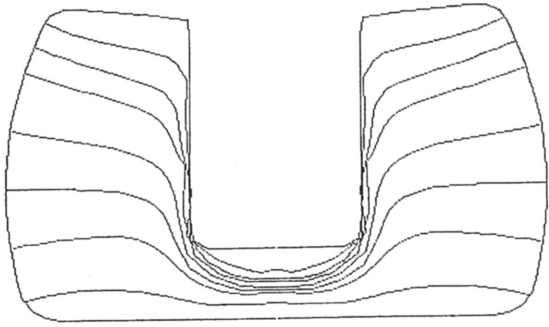
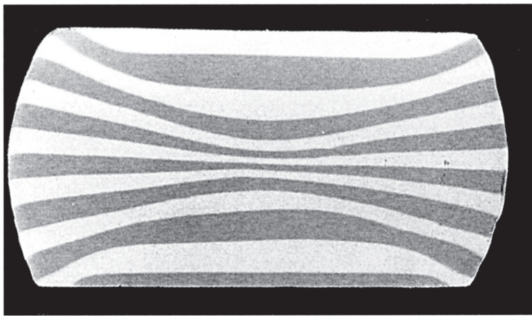
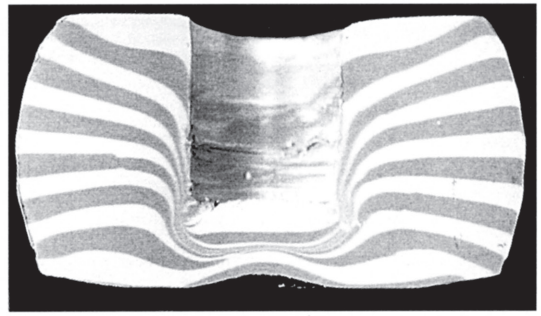
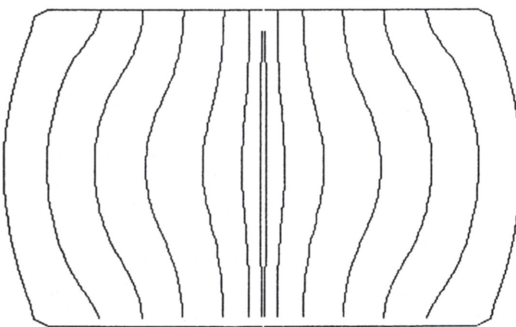
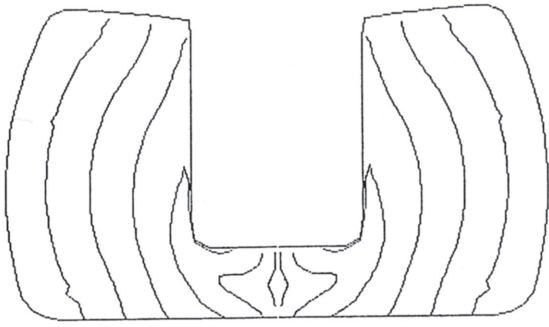
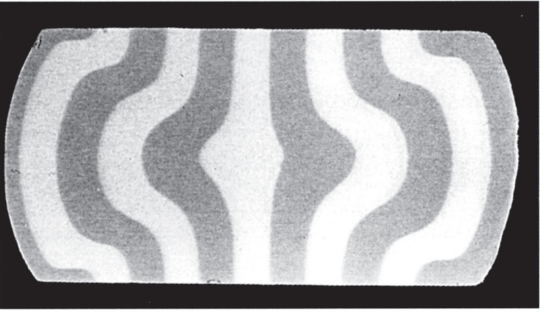
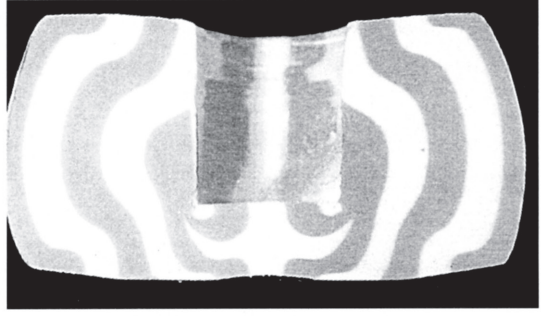
	1st process (Stroke ratio 1.0)	2nd process (Stroke ratio 0.9)
CAE analysis		
Plasticine experiment		
CAE analysis		
Plasticine experiment		

Fig.8. Comparison between results of CAE analysis and those of plasticine experiment.

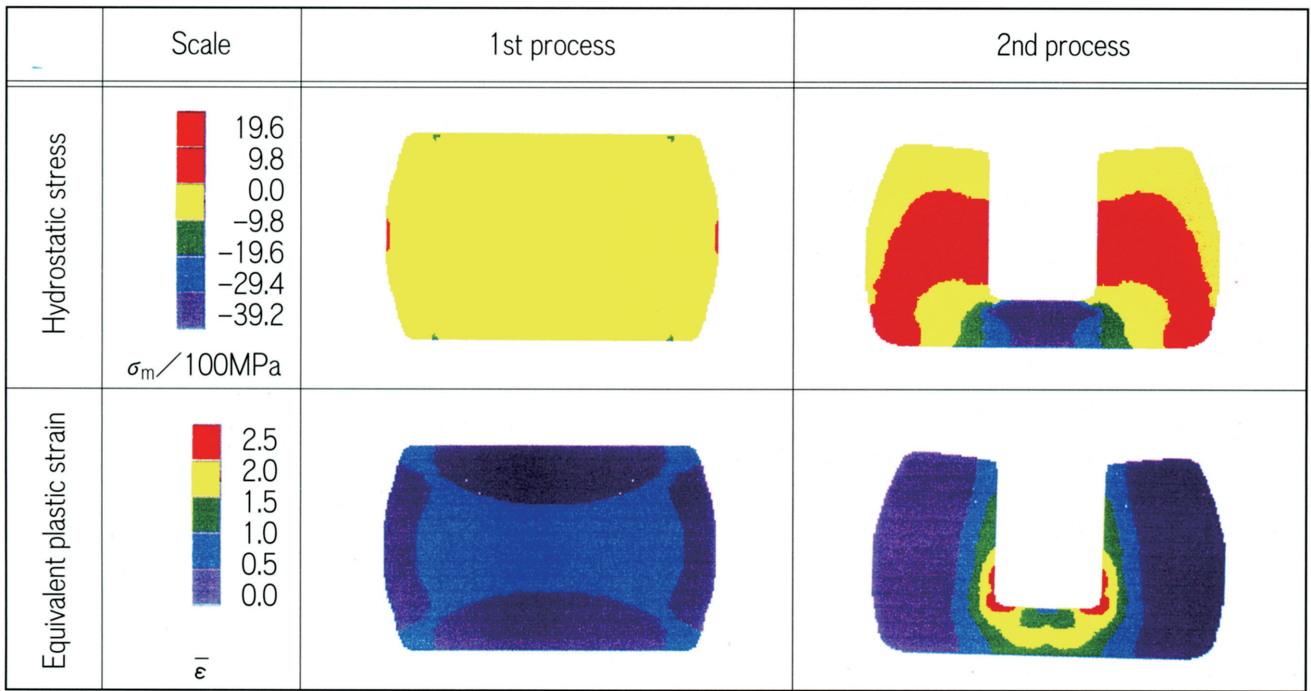


Fig.10. Distribution of stress and strain in hot forging of blank for outer race of large bearing.

3・2 自動車用足まわり部品の熱間後方押し出し工程における型充填特性

Fig.11は第1工程および第2工程の後方押し出し鍛造加工における材料の型内充填状況を、成形中のストローク率を変えて、中心軸を含む断面で表示したものである。材料に碁盤目状に描いた線は解析に用いた有限要素分割様式を示しており、パンチの肩部近傍の要素が局部的に変形するので、リメッシュにより亀甲状のパターンを発生させて要素の形状を修復しながら解析した。後方押し出し鍛造の場合、変形の自由度は型と接しない材料先端部で律速されるので、型充填が進む程自由度が低下する。そのため、型充填直前では材料先端部の要素分割数を増加させて変形の自由度を確保し、荷重精度が低下することを防止した。

Fig.12は摩擦係数 $\mu=0.2$ の場合に、縦軸に加工荷重、横軸にストローク率をとり、各工程毎の荷重を示した図で、実線で第1工程、破線で第2工程を示しており、各工程で荷重の差はほとんど見られない。これはFig.11に示すように、第1工程で型に充填した材料は第2工程では変形しないので、第2工程で実質的に変形する部分を取り出して第1工程と比較すると境界条件がパンチ底の材料の厚さ以外はほとんど無いと考えると両工程において荷重差がないことが理解できる。図中の矢印は、リメッシュの適用時期を示しており、リメッシュ適用前後の荷重変化はほとんど認められない。これは、材料と工具の接触面が大きいいため、リメッシュ適用前後で工具接触面積の変化が少ないためと考えられる。ストローク率が95%以上の型充填直前で、両工程とも荷重が急激に増加する傾向が認められる。これは、材

料の先端が工具面に接触し始めるためと考えられ、後方押し出しの形状に基因する本質的な現象と理解される。

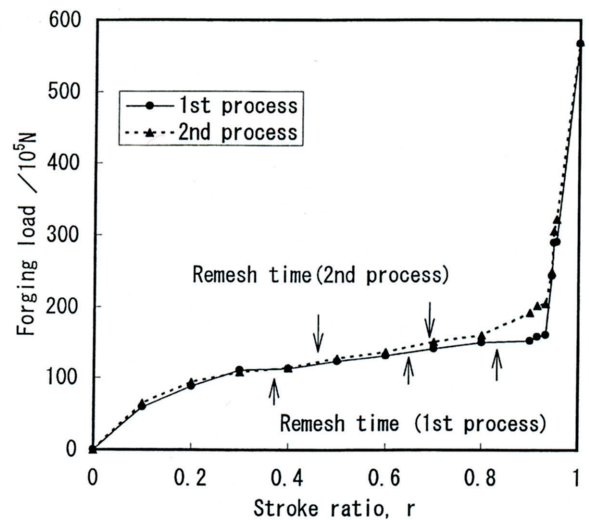


Fig.12. Influence of stroke ratio on forging load in hot forging of automobile part.

Fig.13は縦軸に加工荷重、横軸に工具と材料の接触界面における摩擦係数をとり、ストローク率をパラメータにした図である。ストローク率が40%の線は20%の線をほぼ上方に平行移動したものであるが、ストローク率が40%以上では傾向が異なる。即ち、摩擦係数 $\mu=0$ において、ストローク率が20%以上では荷重がほぼ一定となる。Fig.11よりストローク率40%以上では材料の先端がパンチの肩部を

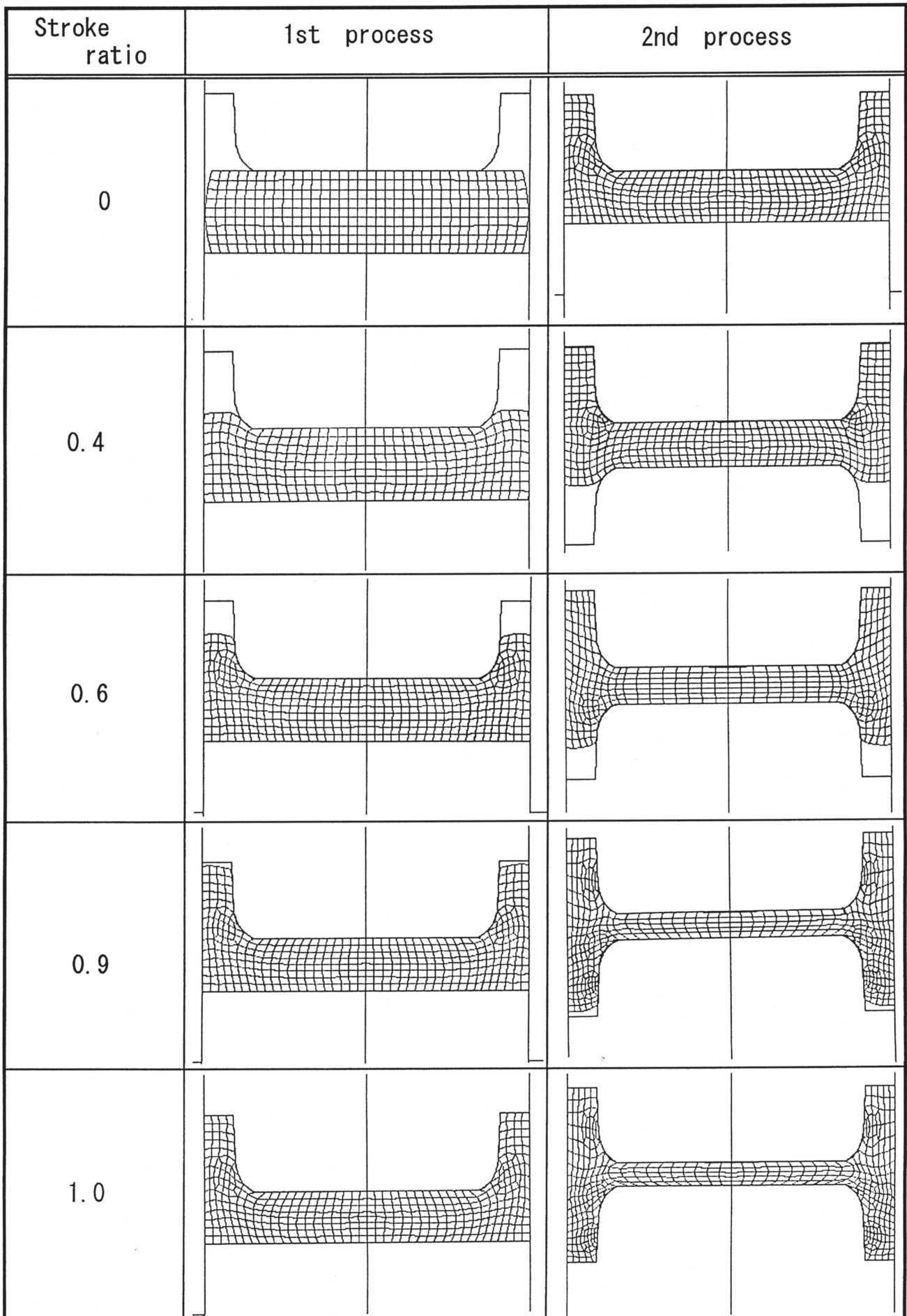


Fig.11. Fill-up situation of inner space of the die. ($\mu=0.2$)

通過したあとであり、パンチの肩部から材料の先端までの部分が荷重増加に寄与しないことを意味する。実際、肩部を通過した材料は剛体移動のみでほとんど変形しないこと、および摩擦係数 $\mu = 0$ ではこの部分の材料と工具間のせん断応力が0であることから、前記の解析結果がほぼ妥当なものであると結論される。摩擦係数が増加すると、荷重はほぼ直線的に増加し、ストローク率が大きい程その変化率が大きくなる。これは、ストローク率が大きいほどパンチの肩部から材料の先端にかけての部分と工具の接触面積が直線的に増加すること、および工具・材料間のせん断力がクーロンの摩擦則で支配されることから、容易に理解できる。ただし、摩擦係数が0.33程度以上では固着摩擦状態になり、それ以上では荷重は変化しないので、それに伴って摩擦係数が0.2以上では荷重が飽和する傾向が見られる。Fig.13に斜線で示す領域は、工具と材料間の摩擦に基因する荷重増加代であり、この部分がしめる割合は大きいので、加工荷重を低減させるためには潤滑を強化して摩擦係数を減少させることが重要である。

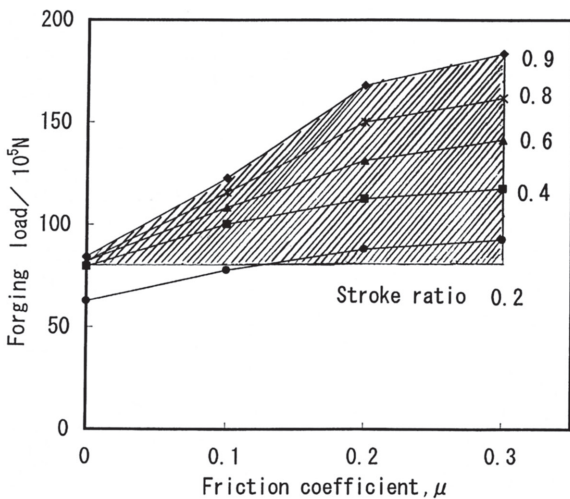


Fig.13. Influence of friction coefficient and stroke ratio on forging load.

Fig.14 (a) は縦軸に鍛造荷重、横軸に鍛造部品の高さをとり、実線で鍛造荷重と圧縮後の鍛造部品の高さの関係、破線で型にかかる荷重と弾性変形による型開き位置の関係を示す。実線は解析的に求められ、破線は実機の鍛造装置の剛性を実測して得られるもので、これらが既知であれば、実線と破線の交点 (h_0, P_0)、即ち被加工材と鍛造装置の荷重の釣り合う点で鍛造製品の寸法およびその際に生じる鍛造荷重を推定できる。この検討方法は、板圧延理論における板圧予測方法^{10) 11)}を応用したもので、鍛造時のセットアップに適用できる。

Fig.14 (b) は、Fig.14 (a) をセットアップに適用する場合の検討例を示す説明図で、破線で示すような特性の鍛造装置を用いて、実線で示すような荷重特性を持つ製品を所

定高さ h_0 で加工するために必要な潤滑条件の検討を行う。実線はCAE解析により摩擦係数を μ_1 とそれより小さい μ_2 の2水準とし、鍛造装置の荷重限界を P_{limit} 、型の設定限界を h_{limit} とする。摩擦係数 $\mu = \mu_1$ の場合、型の設定位置を h_1 とした場合に、加工により鍛造装置が弾性変形して製品寸法が h_0 、その際の鍛造荷重が P_1 となる。この場合、型の設定位置および鍛造荷重とも制限範囲外になるため実際には成形できない条件と判断される。一方、摩擦係数 $\mu = \mu_2$ では、同様の手順で型の設定位置および鍛造荷重が h_2 と P_2 となり、これらは何れも制限値内となるため実際に成形できる条件と判断される。即ち、潤滑を良くして摩擦係数を低減させることにより、成形できる製品の範囲を拡大できることが容易に理解される。

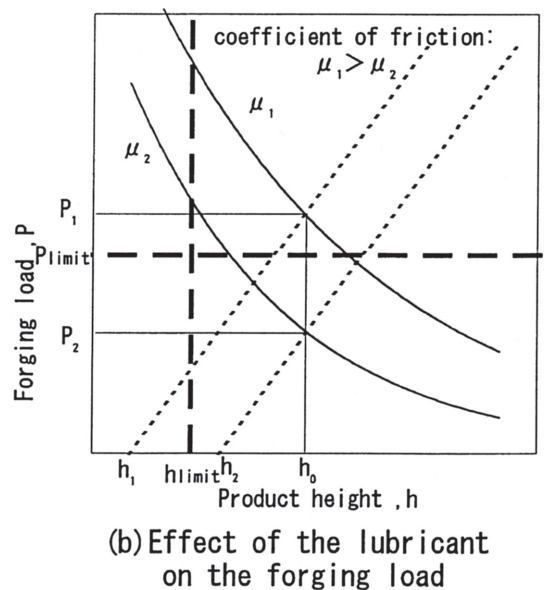
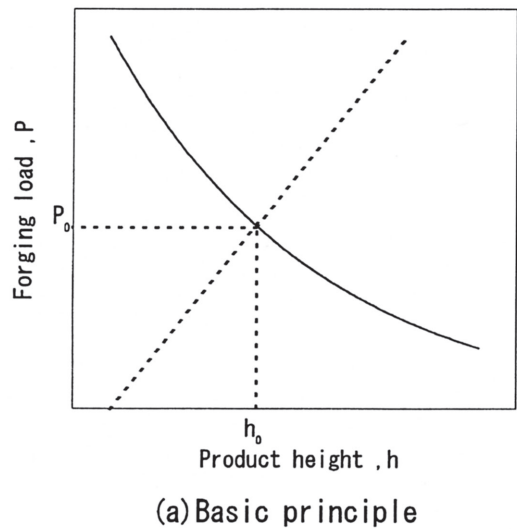


Fig.14. Estimation of product height and forging load considering of mill stiffness.

	Type A	Type B
stroke 0.25		
stroke 0.50		
stroke 0.75		
stroke 0.875		

Fig.15. Comparison between plasticine simulation and Finite Element analysis.

3・3 ギヤ用素形材の熱間型鍛造における型への負荷特性

Fig.15は成形体Aおよび成形体Bの型内充滿状況を、中心軸を通る断面で調べた結果で、中心軸から右側の要素分割パターンがある図はCAE解析結果、左側の写真の部分はプラスチック実験による結果を示す。両者の形状が良く一致していることから、解析結果はほぼ妥当であると考えられる。CAE解析に際して、解析の途中でリメッシュを一度も適用しておらず、そのため、加工前後の各要素の変形状況からメタルフローを把握することができる。即ち、工具突起角部近傍の材料が大きなせん断変形を受けて、その部分で流線が変化していることが判る。また、ストローク率が87.5%で成形体Aは外側を除いて充滿しているのに対し、成形体Bでは内側も未充滿であることから、両者の型充滿特性に差があることが理解できる。

Fig.16は、成形体Bの実機試験による中心軸を含む断面の変形状態を示すもので、途中止めした試料の変形状態がFig.15の状況と良く一致しており、特に最終压下直前で未充滿の部分が成形体の内側にもあることが解析結果と良く対応をする。また、中心軸を含む断面の腐食処理により、加工前に中心軸に平行であった材料の加工繊維が、加工により変形する状況を調べており、据込み鍛造で若干非軸対

称モードの変形の発生が認められることを除き、Fig.15の結果と定性的な傾向は一致する。

upset blank	
stroke 0.60	
stroke 0.75	
stroke 0.90	

Fig.16. Metal flow of real hot forged steel.

Fig.17は縦軸に工具表面に生じる平均面圧を平均変形抵抗で除した無次元平均面圧を、横軸にストローク率をとり、2種類の成形体の解析結果および成形体Bのプラスティン実験結果を示す。成形体Bにおいて、解析結果とプラスティン実験結果が定性的に良く一致し、成形荷重に関して本解析が妥当であることが判る。成形体Aと成形体Bの結果を比較すると、ストローク率が84%程度で成形体Aの荷重が急に増加し始め、96%程度まで成形体Bよりも工具面圧が大となる。

成形中に型と材料によって形成される内側の空間を①、②とし、両成形体の線図の脇にその番号を記すことにより、各空間が材料充満により閉塞する時期を示した。成形体Aは空間①と②の充満時期がストローク率86%であるのに対して、成形体Bでは①と②の空間が充満する時期がストローク率で94%となり、前者に比べて8%遅くなる。そのため荷重が増加する圧下後期において、成形体Bでは①と②の空間に材料が流動するので、荷重を低減するのに有効な方法として近年注目されている分流法¹²⁾の原理から成形荷重が低く抑えられることになる。

Fig.18は、ストローク率が80%以上の領域で静水圧応力および材料速度の変化を両成形体で比較したもので、それぞれ成形体Aと成形体Bを示す。各図の右半分が静水圧応力の等高線図であり、図中に矢印で示す局部損傷の生じる工具突起部との接触部分近傍の圧力は成形体Aの方が、成形体Bに比べて約4割程度大きくなっている。また、各図の右側半分が各要素接点の速度分布図であり、Fig.19の矢印で示す工具突起損傷部分の速度が両成形体で大きくなっている。実際の工具の寿命は成形体Aの方が成形体Bよりも短い結果となっており、型充満の後期に生じる局部的な負荷の増加がその原因であることが推定される。

Fig.19は以上の解析により仮定した工具の局部損傷に関するモデルで、任意の工具表面に作用する圧力と、その部

分の相対すべり量が同時に大きい場合に工具への負荷が大であると考えられる。そして、その指標として圧力×摩擦係数×相対すべり量を考えると、これは材料が工具表面で摩擦摺動により生じる仕事に相当する。この量が大きい程工具のダメージが大であると考えれば、この値は工具寿命を予測するパラメータになる可能性がある。

このパラメータと、き裂の発生または伝播過程の関係について、今後の検討が必要である。

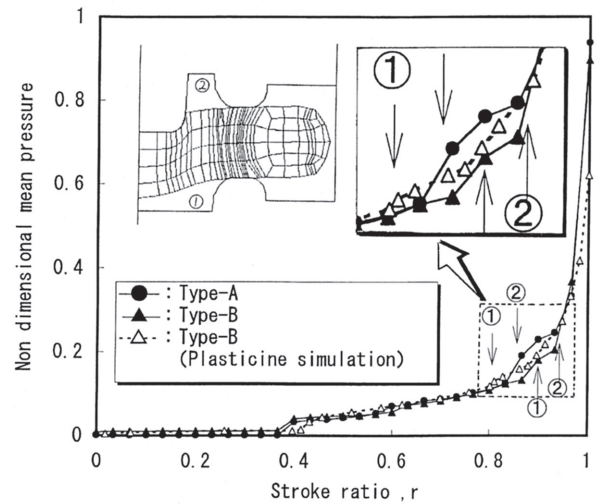
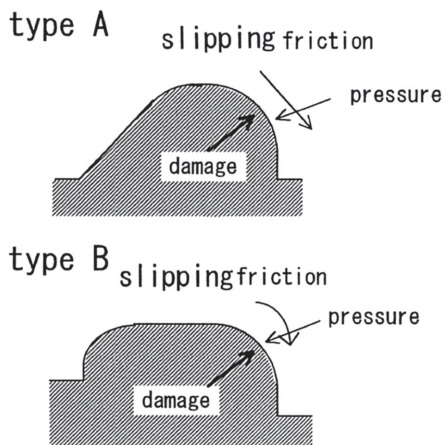


Fig.17. Comparison Finite Element analysis and plasticine experiment of relationship between stroke ratio and non dimensional mean pressure.

4. 結言

大型ベアリング用素形材、自動車用足まわり部品およびギヤ用素形材の鋼製軸対称形状部品の熱間型鍛造における変形シミュレーションを、剛塑性FEM解析、プラスティン



	pressure	low	high
slipping		○ (long life) (type B)	△
	a little	○ (long life) (type B)	△
	much	△	× (short life) (type A)

○:without damage
△:slight damage
×:serious damage

Fig.19. Tool damage caused by pressure and material slipping on its surface.

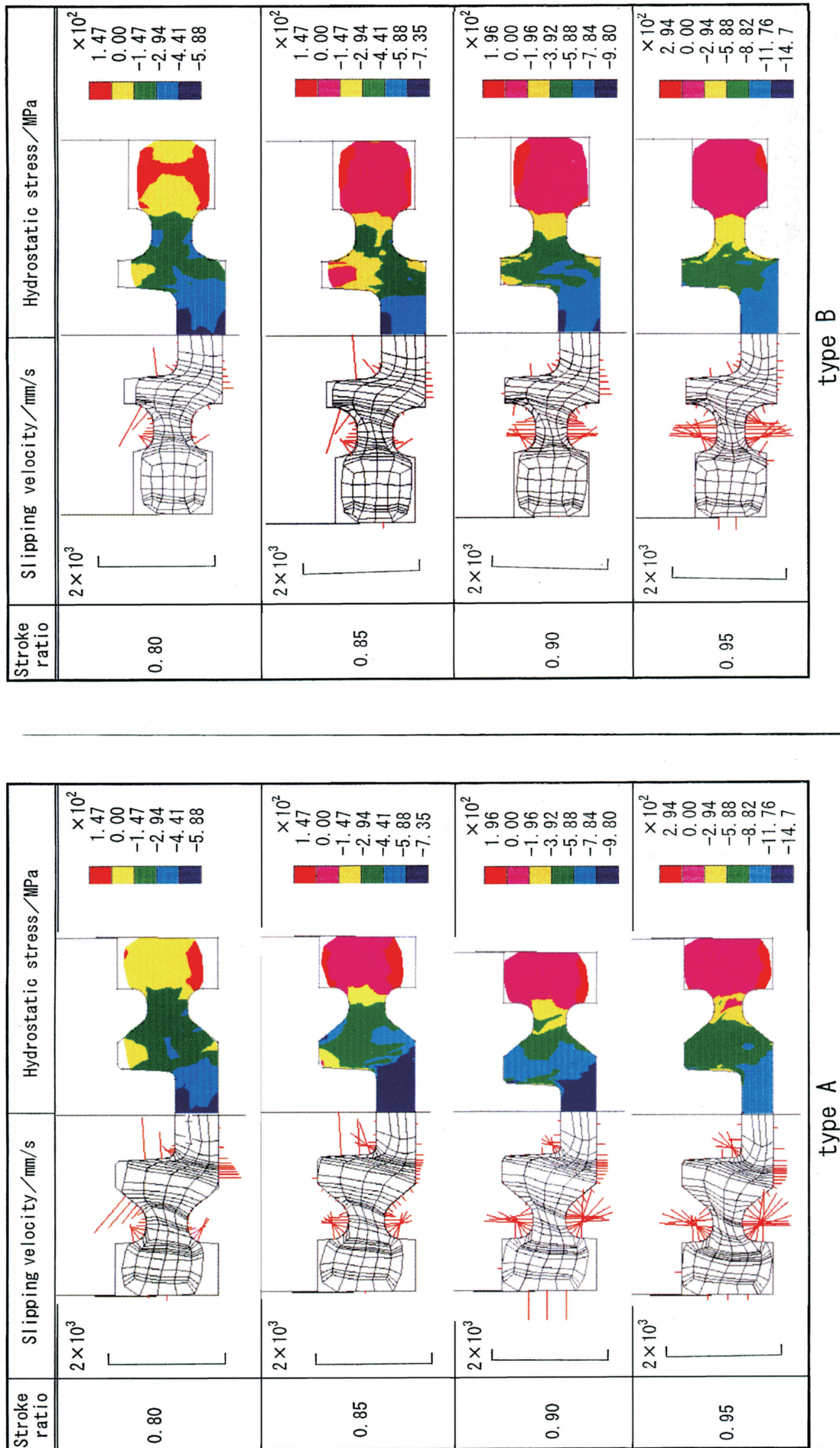


Fig.18. Distribution of hydrostatic stress and material slipping velocity on the tool surface.

ン実験および一部実機試験で実施した。その結果、何れの形状の部品においても、解析および実験から得られたメタルフローがほぼ一致し、荷重も定性的に一致することが明らかになった。本プロセスシミュレーションは、常温で評価を行うことにより温度外乱の影響を排除する物理シミュレーションと、塑性加工解析に実績のあるFEM解析を併用するため、信頼性と柔軟性を有しており、①鍛造部品のメタルフロー（材料流れ）の推定、②鍛造荷重の推定、③工具への負荷の推定などにおける鍛造プロセスシミュレーション技術として有効であることが判明した。

謝 辞

本解析では、阪大の小坂田研究室で開発された剛塑性有限要素プログラム「RIPLS-FORGE」を使用させて頂きました。記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 西山三郎：日本塑性加工学会鍛造分科会，第23回鍛造実務講座テキスト，(1995)，p.65
- 2) 佐藤紀男：文献1)，p.1
- 3) 矢野裕司：文献1)，p.23
- 4) 仲町英治編：「ヴァーチャルファクトリー」，(1994)，[工業調査会]
- 5) 栗野泰吉：金属，25 (1955)，p.641
- 6) 五弓勇雄，斎藤好弘：鉄と鋼，53 (1967)，p.599
- 7) 森謙一郎，島進，小坂田宏造：日本機械学会論文集，45-396，(1979)，p.965
- 8) S.I.Oh, W.T.Wu, J.P.Tang and A.Vedhanayagam: Journal of Materials Processing Technology, 27, (1991), p.25
- 9) 尾崎勝彦，中崎盛彦，吉田忠継：第46回塑性加工連合講演会講演論文集 (1995)，p.253
- 10) 鈴木弘：機械の研究，44 (1992)，p.1276
- 11) 鈴木弘：機械の研究，45 (1993)，p.70
- 12) K. Kondo, Y. Imamura, K. Yamauchi, I. Iwasaki, N. Itoh and Y. Yokoo: 27th ICFG Plenary Meeting, (1994), Paper

付録 プラスティシンシミュレーション

(a) 標準実験条件

本法は各種熱間加工方法において、鋼材の変形挙動を調査するために開発された物理的なシミュレーション方法で、被加工材として炭酸カルシウムとワセリンを主成分とする油粘土（商標：PLASTICINE）を、工具材料として石膏を、工具と材料間の潤滑剤として炭酸カルシウムを用いることに特徴がある。この標準実験条件は、先人による長年のプロセス研究の結果として得られたもので、その選択の理由は、①プラスティシンの変形挙動が高温の鋼のそれに概ね近い、②摩擦係数が熱鋼と工具間の摩擦係数にほぼ等しい、ことによる。

プラスティシンと工具間の摩擦係数を、標準的な摩擦係数測定実験法であるリング圧縮実験により求めた結果、Table A1の標準実験条件では摩擦係数は0.25~0.3程度と推定された。この値は、一般に鋼の熱間加工における摩擦係数として報告されている値であることから、摩擦係数に関する限りこの標準実験条件はほぼ妥当であると判断される。

(b) メタルフローの検証

プラスティシン実験の手順を以下に示す。①真空混練機で均一に混ぜ合わせた後、②押し機で直径110mm程度の棒状に押し出し加工し、③これを鍛造機で毎回圧下率70%程度で十数回繰り返して鍛錬した後、④所定形状に加工して試料とする。ポイントは混練作業において空気を材料内に巻き込まないこと、および鍛錬を十分行って材料を均質に

することで、これらが十分でない場合には、加工を行った際に試料に割れを発生する。

プラスティシンは白色と黒色の物が供給されており、後者は前者に比べて軟らかいので、白色材に黒色材を重量で約5%程度混入させて硬さが白色材とほぼ同じ灰色材として使用する。本文で行ったメタルフローの調査実験は、白色材と灰色材から5mm程度の薄板を切り出して交互に積層し、これを長時間かけて加圧接着させた後、所定寸法に切り出して実験に供する。さらに高精度のシミュレーションを行うには、格子状の試料を作製し、面内の詳細なメタルフローを調査できる。Fig. A1に例として、ストライプ状の試験片とそれを鍛造に供した際のフローパターンを示す。筆者らはこれまでにこの手法を用いて、異形材押し出し、分塊圧延、鍛伸、鍛造、管圧延などのメタルフローや、人工欠陥の挙動など種々の調査を行ってきた実績がある。当手法とフレキシビリティの高い数値解析とを組み合わせることで、より信頼性の高い結果を得ることが期待できる。

しかし、これらの作業は熟練とノウハウを要するので、専門の作業者を養成することが重要となる。当社では、鉄鋼圧延プロセスの研究のために1983年に導入し、その後発展させてきたもので、本論文ではこの技術を熱間鍛造のシミュレーションに適用したものである。

Table A1. Standard condition for hot steel forming simulation.

Model material	Plasticine (oil clay)
Tool material	Plaster
Lubricant	CaCO ₃
Testing temperature	20°C

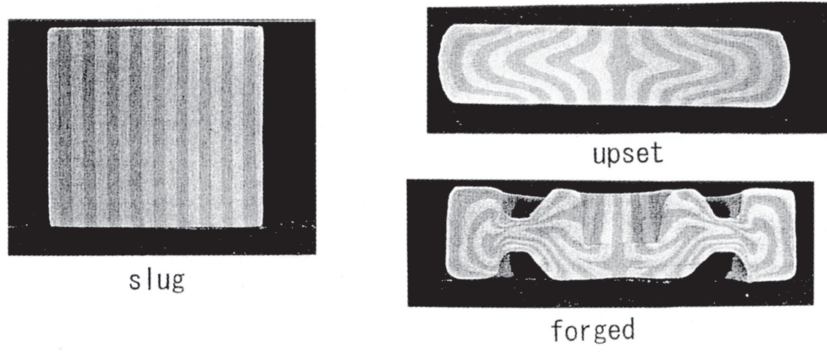


Fig. A1. Plasticine striped model for die forging.

