

# 硬質皮膜を施した温・熱間鍛造型の塑性変形抵抗に

## 及ぼす熱負荷の影響

有明工業高等専門学校 機械工学科

教授 南 明宏

(平成 17 年度一般研究開発助成 AF-2005022)

キーワード：焼き戻し軟化，変形抵抗，硬質皮膜

### 1. 緒言

熱間鍛造において，金型と鍛造材料との接触近傍域において鍛造中に 100℃～1000℃ほどの温度差が生じ，それらが 1 秒弱から数秒のサイクル間隔で接触と離脱を繰り返している．この際に，金型の表面部は急激な加熱と冷却の熱サイクルを受ける．さらに，冷却時には一般には潤滑剤が塗布されるため，その冷却効果によりさらに厳しい熱負荷が金型にかかる．このため金型表面では熱軟化を起こしたり，塑性変形や摩耗が生じたりする<sup>1)～6)</sup>．

また，型の表面と内部との温度勾配によって熱応力を生じ，その周期的な変動により，型の表面層が熱疲労し，亀裂（ヒートチェック）を起こし，型寿命に至る．その他に成形圧力に耐えられずに起こるフィレット部やコーナー部の割れ，成形圧力の繰り返しによる疲労などがある．これらの型の損傷は製品の寸法，精度，表面仕上がりなどに直接影響を及ぼすので，これらの因子も考慮に入れなければならない．

鍛造後の後加工，後処理が極力少ない，もしくは不要となるニアネットシェイプ（near-net shape）およびネット（net shape）成形の要求が高まってきている．また，最近では形状・寸法ばかりでなく低コストで優れた材質の部品製造の要求が高まっており，いわゆるネットシェイプ+ネットクオリティ成形を目指す時代になってきたといえる．コスト，リサイクルの面からも合金成分を変えることなく材質をつくり分ける技術に対する期待は大きい．これらは精密鍛造に近い成形法と言える．この精密鍛造の主な目的は，①切削仕上げ加工の困難な複雑形状の成形を行うこと，②鍛造独自の鍛流線を有効に活かして部品を高強度化し寸法と重さを低減すること，③削る箇所を減らしたり削り代を小さくして材料歩留まりを高めること，④生産性の向上，などが挙げられる．これらの精密鍛造は他の鑄造，切削加工等と激烈な競争を展開している．とりわけ，熱間鍛造型に求められる条件は益々苛酷で厳しい状況である．金型材としては従来から S K D 61，62 などの合

金工具鋼，セミハイス，超硬などが用いられるが，熱軟化やヒートクラック等に耐えて数千から数万回の鍛造を満足に行うことは容易ではない．また，近年の鍛造現場における若手技術者の不足あるいは鍛造従事者の経験不足は今後も深刻な問題となることが予想される．従って，所要の目的の鍛造を達成するためにはいかなる金型を選択し，どのような鍛造条件（鍛造成形速度，冷却・潤滑条件，鍛造温度，金型と鍛造材料間の接触面圧など）の下で加工を行えば最適であるかを示すデータベースの蓄積するための基礎実験ならびに現場の経験不足を補足するための鍛造シミュレーション解析を行うことが必要不可欠となってくる．

本研究では，第一に，マトリックスハイスの一種である D R M 1（大同特殊鋼製）を用いて静的な焼き戻し軟化試験を行い，焼き戻しパラメータを利用して熱軟化式を作成することである．これらの実験結果は硬質皮膜の最適条件に関する情報を蓄積するためのシミュレーション温度解析や変形解析等に重要となる．

第二に，後方（間接）押出し型モデルを想定し，有限要素法（FEM）を適用して準定常温度解析を行う．また，その際に，解析モデルにはイオン窒化皮膜相当の硬質皮膜を施した後方押出し型を想定し，鍛造材料初期温度，型と被加工材料との接触熱コンダクタンス（接触熱抵抗の逆数），および接触時の（強制）冷却熱伝達係数，型と被加工材料界面の摩擦せん断係数，型コーナー半径および型コーナー部の傾斜角などの各種鍛造パラメータを変化させた場合のパンチの温度分布，最高温度等について評価を行い，型寿命を延長させるために最適な鍛造条件を導き出すことも試みる．

### 2. 静的焼き戻し試験

#### 2.1 静的焼き戻し軟化実験

焼き戻し軟化実験に使用した試験片材質はマトリックス高速度工具鋼の 1 種である D R M 1 材 [大同特殊鋼（株）]であり，焼入れ（1120℃で 35 分保持後油冷もしくは 1160℃35 分保持後ガス冷）と焼き戻し（540℃1 時間保

持後空冷 1 回 + 560°C 1 時間保持後空冷 2 回の計 3 回の熱処理を施した。イオン窒化は処理温度 510°C、処理時間 10 時間で行った。試験片の寸法は 5mm×10mm×5mm である。熱処理および窒化処理後の平均硬度はそれぞれ 680HV, 1158HV である。また、窒化層の膜厚は約 0.2mm である。

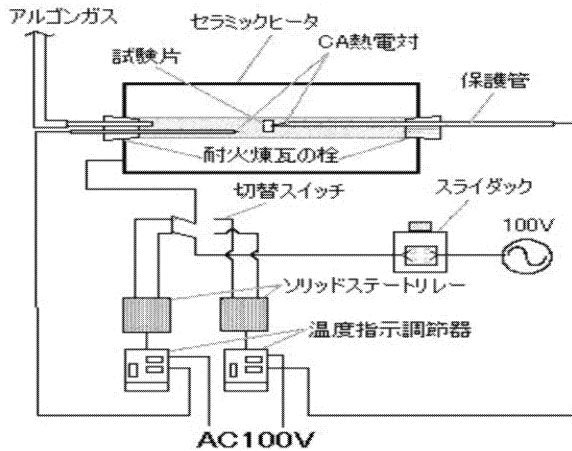


図 1 静的焼戻し軟化実験装置概要図

静的焼戻し軟化実験は図 1 に示すように、セラミック炉（内径φ32×外径φ89×長さ305mm）の片側より中央部まで CA 熱電対（線径 0.32）を挿入し、炉内雰囲気温度が設定温度になった後、もう片側から試験片（熱電対を試験片に直接スポット溶接）を入れる。試験片温度が設定温度に到達した後、所定時間焼戻す。各所定時間経過後、炉内から試験片を取り出し、常温まで油冷する。その後表面はアルミナ研磨剤を用いてラッピング研磨した後ビッカース硬度測定する。今回の軟化実験では焼戻し温度は 600°C, 650°C, 680°C, 700°C の 4 種類とし、焼戻し時間は 20 分, 40 分, 60 分, 100 分, 200 分, 400 分および 800 分までの累積時間とした。

## 2.2 静的焼戻し軟化実験結果と考察

焼戻し軟化実験により得られた窒化試験片および調質試験片の焼き戻し硬さをそれぞれ図 2 に示す。

参考までに、同じマトリックスハイスの 1 種である YXR33 [日立金属(株)] および熱間金型工具鋼の 1 種である SKD61 の場合も図に示す。

また、硬さを基にして本研究室で従来から用いている焼戻しパラメータ R で整理した母曲線を図 3 に示す。ここで、図 3 における実線および破線はそれぞれ DRM1, YXR33 と SKD61 の R パラメータを含む軟化式である。この図より実測硬度値と軟化式による硬度値との最大誤差はどちらも約 20HV 以内で、比較的良好な精度で一致していることが分かる。ただし、DRM1 窒化型に関しては硬度のばらつきがやや大きいため、今回は R を

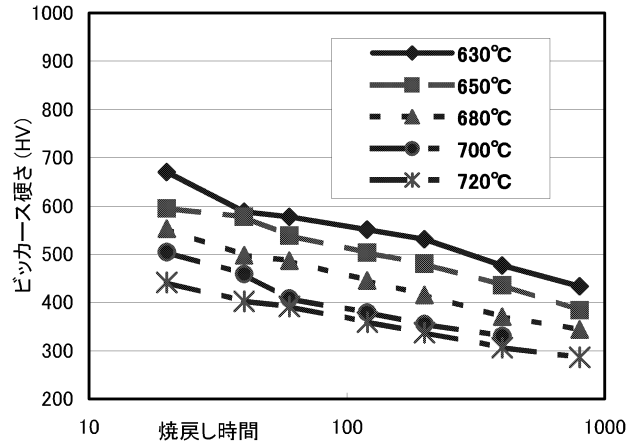


図 2 (a) 焼戻し条件と硬さ (DRM1 調質)

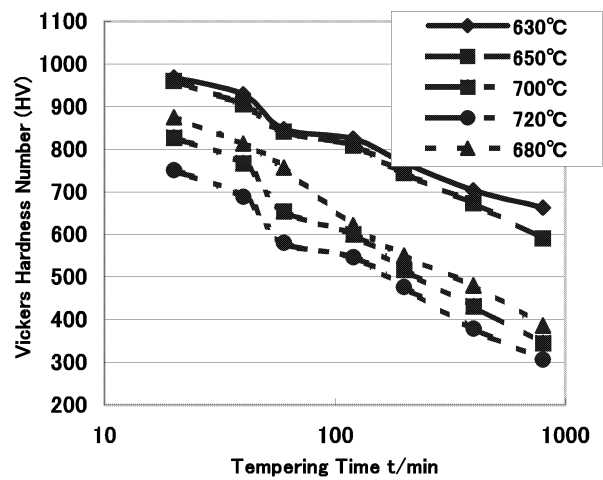


図 2 (b) 焼戻し条件と硬さ (DRM1 窒化)

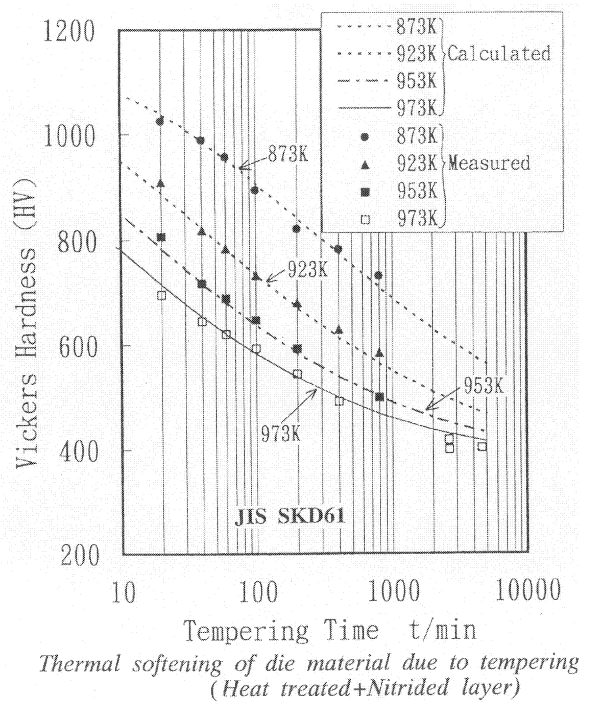


図 2 (c) 焼戻し条件と硬さ (SKD61 窒化)

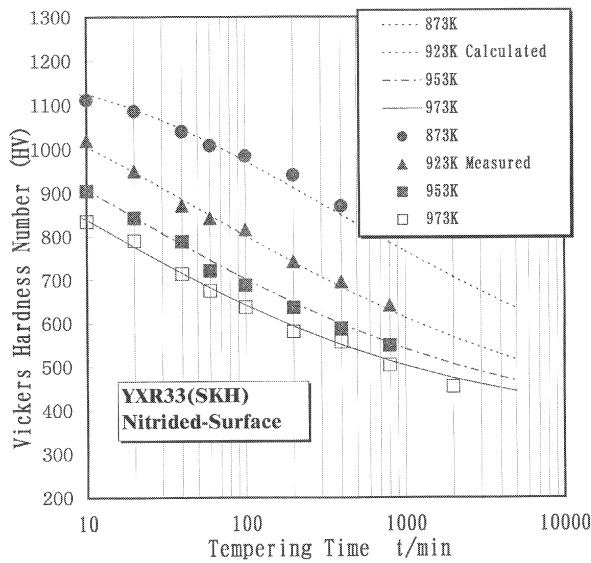


図 2 (d) 焼戻し条件と硬さ (YXR33 窒化)

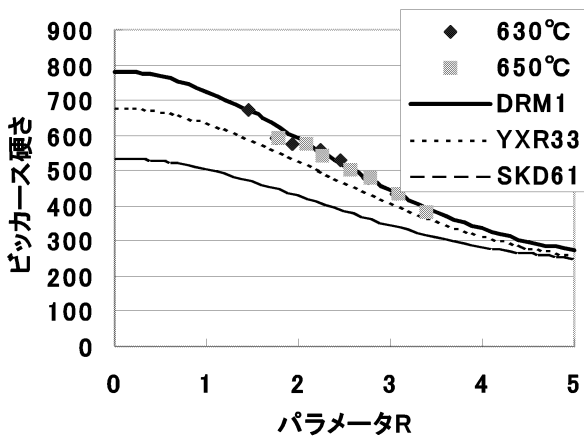


図 3 (a) R パラメータによる焼戻し母曲線 (調質型)

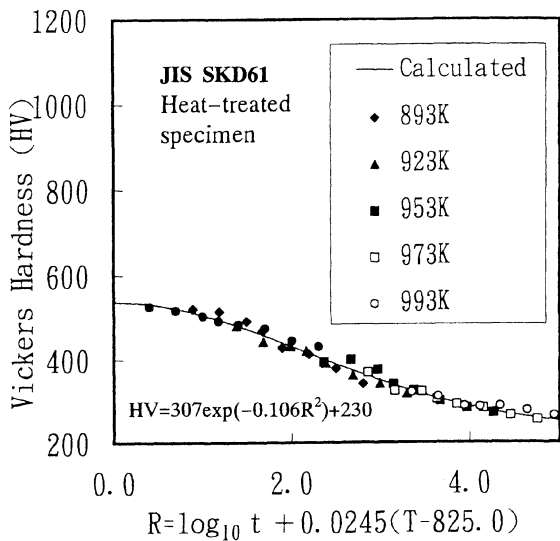


図 3 (b) 焼戻し母曲線 (SKD61 調質型)

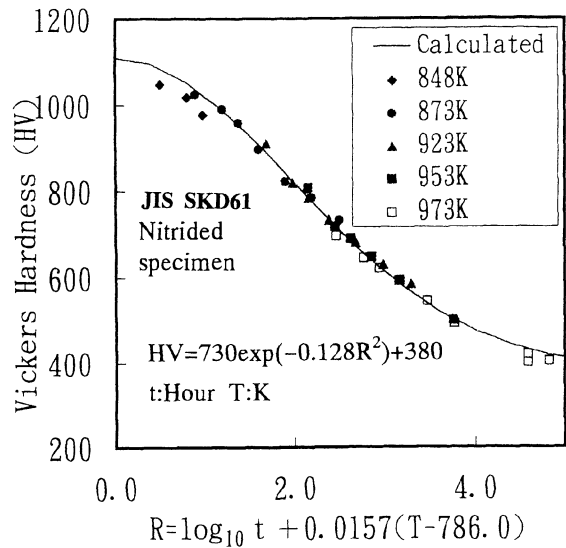


図 3 (c) 焼戻し母曲線 (SKD61 窒化型)

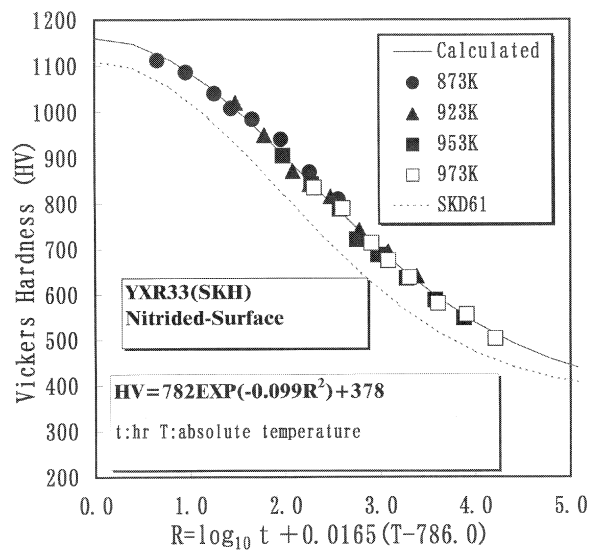


図 3 (d) 焼戻し母曲線 (YXR33 窒化型)

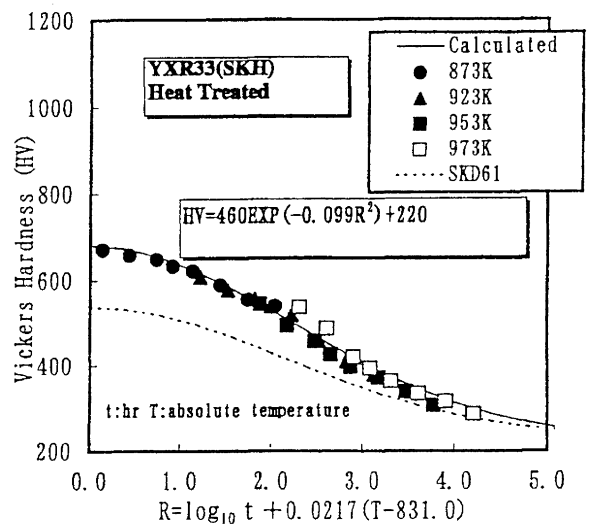


図 3 (e) 焼戻し母曲線 (YXR33 調質型)

用いて整理する段階までには至らなかった。今後、もう少し実験精度を向上させる必要がある。

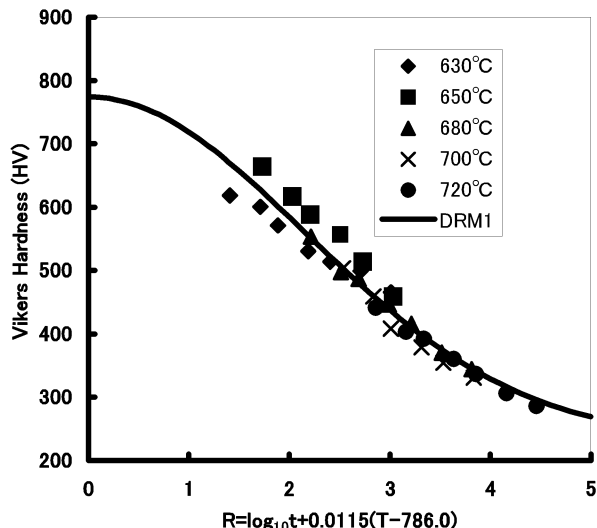


図 3 (f) 焼戻し母曲線 (DRM1 調質型)

### 3. 準定常温度解析

鍛造肌をそのまま利用するネットシェイプを目的とした加工精度の向上やコストの低減など熱間鍛造型に求められる要求は高まる一方である。そのためには、金型構造(型組精度)、型の変形予測、金型材料の高強度化、型温度の管理、型寿命予測、型摩擦対策等<sup>1)</sup>を考慮する必要がある。特に、熱負荷が厳しく、材料が回流するポンチ角部などでは型の摩耗や塑性変形および熱劣化を起点とする割れが生じることとなり、これらが型寿命を支配する主要な因子となる<sup>7)~19)</sup>。

後方押しモデルに摩擦すべり、表面皮膜、型形状等の鍛造パラメータを考慮した温度場を求め、これらのパラメータが型内部および型表面に及ぼす熱負荷の影響について検討する。

#### 3. 1 準定常温度解析

既報<sup>8)~19)</sup>で述べたモデルに類似した図4のような形状を用いて準定常温度FE解析を行う。パンチ材質をSKD61(直径20mm, 高さ60mm), 被加工材の材質をS45C(初期高さ30mm), 押し込み量25mmとし、主な解析条件として、素材初期温度  $T_{Mo}=1150^{\circ}\text{C}$ , パンチベース温度:  $T_{BASE}=150^{\circ}\text{C}$ , 鍛造サイクルタイム:  $t_{cy}=3.3$  秒~4.03 秒, 接触熱コンダクタンス:  $Kc=27.6\text{kW/m}^2\text{K}$  および  $36.08\text{kW/m}^2\text{K}$ , 接触時間:  $t_c=0.05$  秒, 0.08 秒, 0.11 秒, 0.15 秒, 摩擦せん断係数:  $m_m=0.0\sim 0.9$  まで0.1刻みで増加, 面取り角度:  $\alpha_c = 0^{\circ}, 5^{\circ}, 15^{\circ}, 25^{\circ}, 30^{\circ}, 35^{\circ}, 45^{\circ}$ , コーナ半

径:  $R=0\text{mm}\sim 6\text{mm}$  まで1mm刻みで増加, 皮膜厚さ:  $t_h=0.1\text{mm}$  とした。

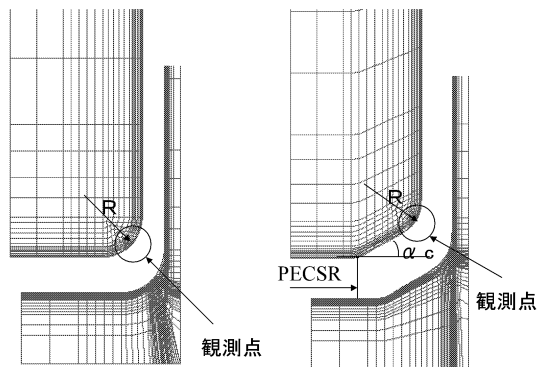


図 4 FEM 温度解析モデル

後方押し1サイクル行程は図5に示すように分割される。図中の番号はそれぞれ

- ①: 材料が下型上に乗る。
- ②: 加工
- ③: エジェクト
- ④: 自然冷却
- ⑤: 強制冷却
- ⑥: 準強制冷却

の各工程を示している。このうち②と③はさらにそれぞれ2分割されるため鍛造工程は1サイクルで8つの時間ブロックに分割された形で解析する。以下にその説明を述べる。

- ①: 鍛造材料が下型上に乗る。  
高温に加熱された鍛造素材が、下型上に置かれている状態。このとき上型は空冷状態となっている。
- ②: 加工(鍛造)  
上型によって、加工されている状態。時間とともに素材とパンチ表面との接触面積が増加し、金型に熱が大量に流出する。このため型表面は急激に温度上昇し、1サイクル中に最高温度に到達する。
- ③: エジェクト  
加工完了後、上型が上昇し、鍛造製品(素材)がエジェクトされるまでの時間。加工時ほどではないが、金型素材が密着しているため、このときにも熱が流入する。しかし金型内部に拡散する熱量の方がそれを上回るため、表面温度は徐々に低下する。
- ④: 自然冷却  
鍛造製品(素材)のエジェクト後、強制冷却が始まるまでの時間。この間、空冷状態となり、パンチ内部と雰囲気へ大量の熱が拡散して、パンチ表面は急速に温度が下降する。なお、パンチの定常状態での解析を目的としているため、定常域意外の素材温度については解析を省略する。
- ⑤: 強制冷却  
潤滑剤の吹きつけによるミスト冷却時間。強制冷却の熱伝達係数を与える。本研究では水冷(比較のため一部空冷)相当の熱伝達係数を与える。
- ⑥: 準強制冷却  
強制冷却が終わり、次の鍛造材料が装填されるま

での時間.このときパンチ表面は空冷状態となり,表面温度は緩やかに下降する.

図6に解析のフローチャートを示す.

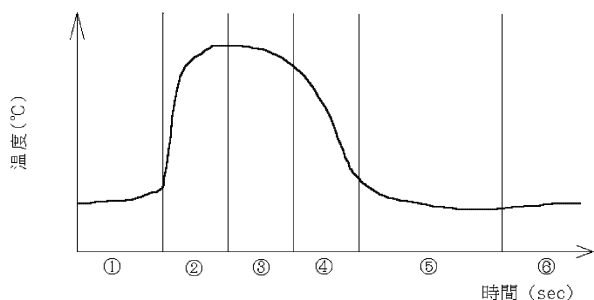


図5 1サイクル工程と温度との関係

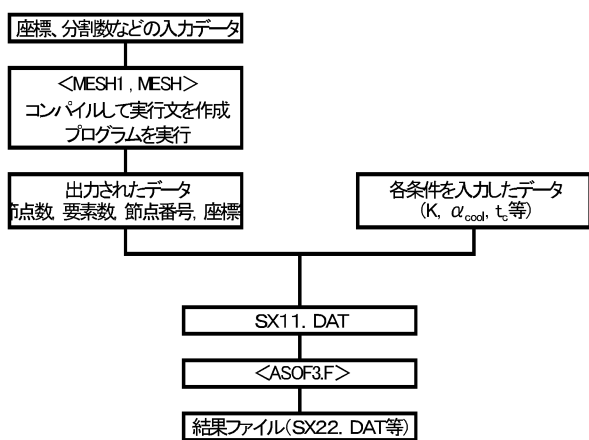


図6 解析フローチャート

### 3.2 型角部および型表面の熱軟化評価

図7は素材初期温度  $T_{Mo}=1150^{\circ}\text{C}$  における摩擦せん断係数:  $m_m$  とパンチ最高温度:  $T_{MAX}$  との関係を示している. いずれの場合にも  $m_m$  が大きくなるほど, パンチと被加工材との接触時間が長くなるほど  $T_{MAX}$  は上昇する. ただし, 摩擦せん断係数の増加に伴い, 接触時間が短い方が最高温度の上昇の度合いが大きくなり,  $m_m$  がある値を超えると逆転現象が生じる場合もある. これは  $t_c$  が短いということは, パンチの圧下速度が速くなるので, パンチと被加工材との接触による熱の移動よりも  $m_m$  による摩擦発熱等の影響をより強く受けているためと考えられる.

また, 同一の解析条件で断面減少率のみを変化させた場合, 断面減少率 60%, 70%, 80% と 10% ずつ増加するごとにパンチ右角部の最高温度が約  $50^{\circ}\text{C}$  ずつ上昇する傾向にある(図8参照).

図9は面取り角度とパンチ最高温度および最低温度との関係を示している.

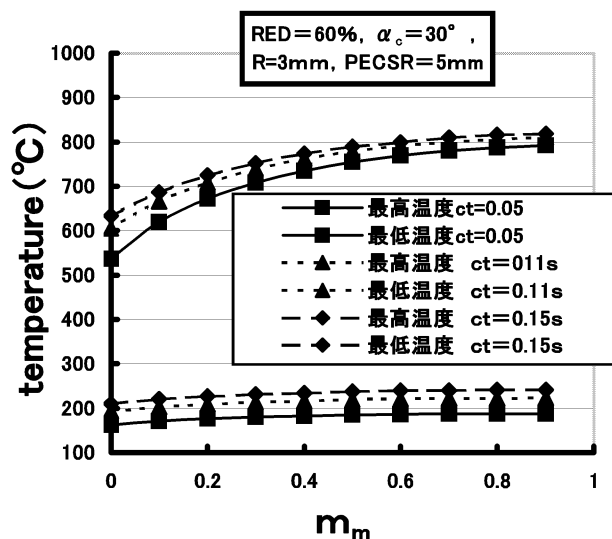


図7 パンチ最高温度と摩擦せん断係数との関係 (断面減少率: 60%)

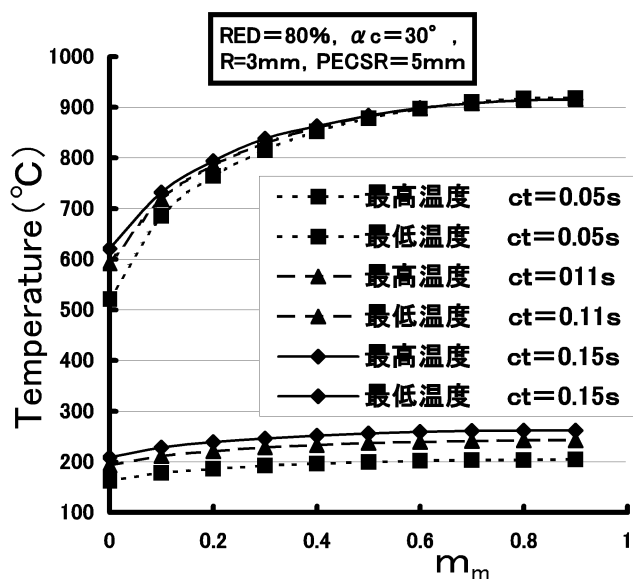


図8 パンチ最高温度と摩擦せん断係数との関係 (断面減少率: 80%)

$R=0\text{mm}$  のときには, 面取り角度が大きくなるに従って, 最高温度:  $T_{MAX}$  は減少し,  $\alpha_c$  が  $0^{\circ}$  のときに比べて  $45^{\circ}$  では約  $100^{\circ}\text{C}$  程度低下する. 一方, 最低温度:  $T_{MIN}$  は  $0^{\circ}$  のときに比べて  $45^{\circ}$  では約  $40^{\circ}\text{C}$  増加する.  $R=3\text{mm}$  のときには,  $\alpha_c$  の増加とともに  $T_{MAX}$  および  $T_{MIN}$  いずれもともに増加し,  $\alpha_c$  が  $0^{\circ}$  のときに比べて  $45^{\circ}$  ではどちらも約  $40^{\circ}\text{C}$  上昇する.

図10はパンチ角部に  $R$  を施した場合の最高温度  $T_{MAX}$  の変化を示している.

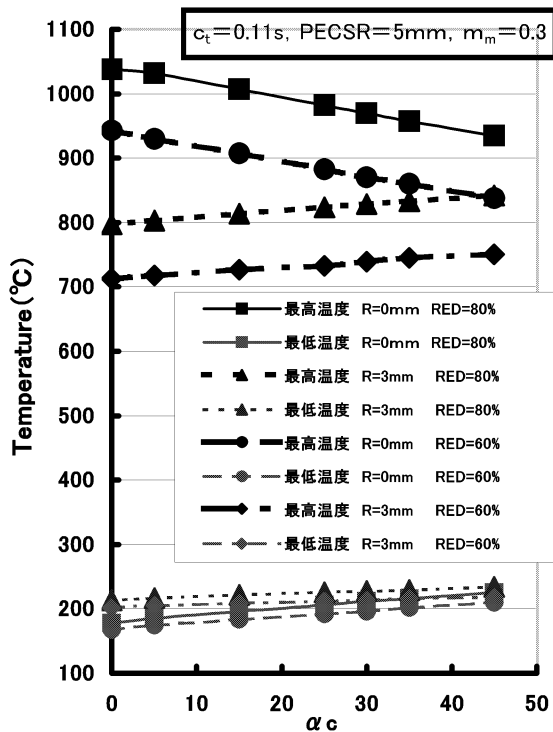


図9 パンチ最高温度および最低温度と面取り角度  $\alpha_c$  との関係

本研究で使用したモデルについては  $R=2\text{mm}$  までは  $T_{\text{MAX}}$  の上昇を大幅に抑制することができる。この傾向は面取りの有無に関わらず同じである。

図11および図12はそれぞれパンチ温度分布を示している。摩擦せん断係数が増加するにつれて、また、面取り角度も大きくなるに従っていずれも最高温度領域はパンチ先端平坦部+斜面部から斜面部+角部へと移行していくのが分かる。

### 3.3 変形抵抗

後方押し出し加工においては、パンチと鍛造材料との接触面に摩擦が生じるので、摩擦せん断係数が0のときのように、鍛造材料によって決まる固有値とはならない。そこで、変形抵抗という概念が大事となる。この変形抵抗は塑性変形をしている物体の客観的な強さを意味し、応力-ひずみ曲線の応力、すなわち、相当応力、広義の降伏応力と同義である。材料の変形抵抗を硬さで書き換えると、HVは、ひずみ  $\epsilon$ 、ひずみ速度  $\dot{\epsilon}$ 、温度  $T$  および材料の化学組成、組織など  $\beta$  により変化し、つぎの式で表現される。

$$HV = f(\epsilon, \dot{\epsilon}, T, \beta)$$

準定常温度解析によって得られた温度分布データ

から、型表面の変形抵抗を求める際に使用する変形抵抗近似式を以下に示す。

[パンチ材質硬さ近似式(変形抵抗近似式)]

$$0 \sim 500^\circ\text{C} \quad HV = -0.0004t^2 - 0.1282t + 554.2$$

$$500 \sim 625^\circ\text{C} \quad HV = -0.0107t^2 + 10.533t - 2204.6$$

$$625 \sim 750^\circ\text{C} \quad HV = 0.0115t^2 - 17.158t + 6427$$

$$750 \sim 900^\circ\text{C} \quad HV = -0.1677t + 169.75$$

$$Y_t = 9.81 \times HV / 3 \quad (\text{MPa})$$

[硬質皮膜硬さ近似式(変形抵抗近似式)]

$$0 \sim 800^\circ\text{C} \quad HV = -0.0004t^2 - 0.1282t + 554.2 + 537$$

$$800 \sim 900^\circ\text{C} \quad HV = -8t + 7028.1$$

(HV  $\rightarrow$  MPa 換算式)

$$Y_t = 9.81 \times HV / 3 \quad (\text{MPa})$$

ここで、 $Y_t$ : 変形抵抗,  $t$ : 鍛造温度(K)

準定常温度解析で得られたパンチおよび鍛造材料温度履歴情報を上記の温度と硬度との換算式により、硬度を推定し、さらに、硬度と変形抵抗との換算式によってパンチ内部の変形抵抗が導出される。ここで導出された変形抵抗を利用して、鍛造中のパンチ表面の硬質皮膜領域や母材である内部領域のひずみ分布等を推測することが可能である。

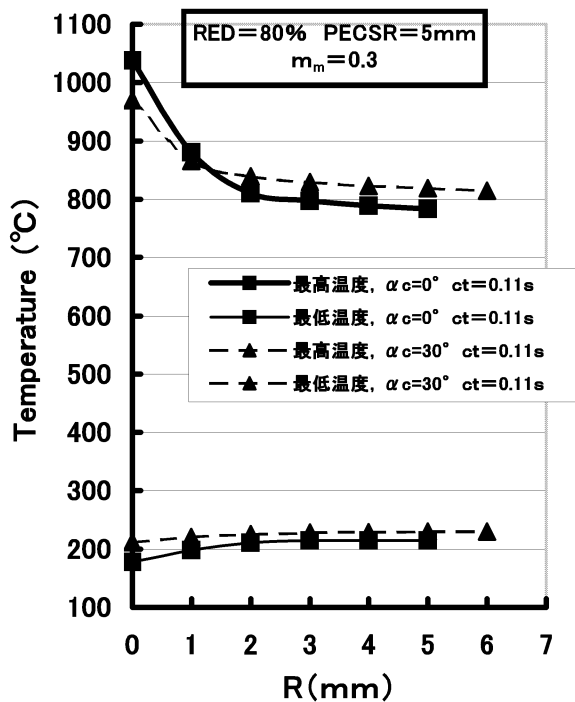


図10 パンチ最高温度および最低温度とコーナ半径  $R$  との関係

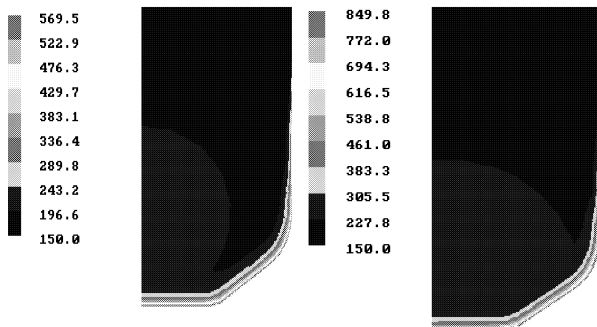


図 11 パンチ温度分布

( $T_{MO}=1150^{\circ}\text{C}$ ,  $t_c=0.05\text{sec}$ ,  $\alpha_c=30^{\circ}$ , RED=80%):

(a)  $T_{MAX}=569.5^{\circ}\text{C}$ ,  $m_M=0.0$  (b)  $T_{MAX}=849.8^{\circ}\text{C}$ ,  $m_M=0.6$

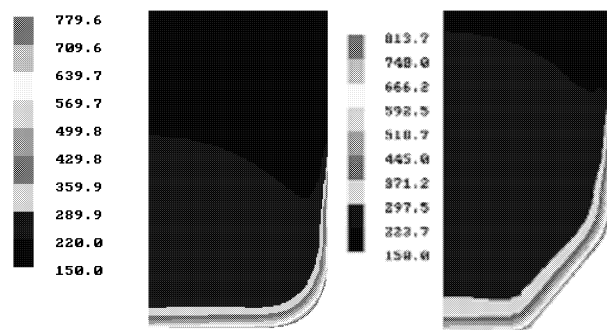


図 12 パンチ温度分布

( $t_c=0.05\text{sec}$ , R=3mm,  $m_m=0.3$ , RED = 80%):

(a)  $T_{MAX}=779.6^{\circ}\text{C}$ ,  $\alpha_c=0^{\circ}$  (b)  $T_{MAX}=813.7^{\circ}\text{C}$ ,  $\alpha_c=45^{\circ}$

#### 4 . 結 言

静的焼き戻し軟化試験および鍛造中の型の熱軟化状況を FE 解析により求めた結果より以下のような結論が得られた。

(1) 熱処理のみとそれに窒化処理を施した場合の焼き戻し軟化を従来用いている焼き戻しパラメータ R を含む以下の式である程度の精度でそれぞれ表示することができた。

$$HV=541\exp[-0.108R^2]+233 \text{ (HV)}$$

ここで,  $R=\log_{10}t+0.0161(T-786.0)$  (熱処理のみ)

$$HV=920\exp[-0.128R^2]+171 \text{ (HV)}$$

ここで,  $R=\log_{10}t+0.0165(T-786.0)$  (窒化層部有り)

(2) パンチ角部 R, 面取り角, 摩擦せん断係数, 断面減少率等の鍛造パラメータを適切に選定することによって, パンチ角部の熱軟化や摩耗を抑制でき, これらの影響を考慮し, 工程設計や表面皮膜構造を決定することによって型の寿命向上や改善が期待される。

最後に本研究は天田金属加工機械技術振興財団の研究開発助成を戴いて実施したものであることを明記し, ここに甚大なる謝意を表します。

#### 参考文献

- 1) 南・濟木他：熱間鍛造型の熱負荷シミュレーションの効率化, 日本機械学会地方講演論文集, No.968-2, 58-60, 1996.7.
- 2) 南・濟木他：表面窒化処理を施した温・熱間鍛造金型の熱負荷解析, 第 46 回塑性加工連合講演会, 249-250, 1995.9.
- 3) 南・濟木他：表面窒化処理を施した熱間鍛造金型の熱軟化予測, 第 27 回塑性加工春季講演会, 210-211, 1996.5.
- 4) A. MINAMI, H. SAIKI, Effect of Surface Hardening by Nitriding on Thermal Softening and Deterioration of dies in Warm and Hot Forging, Proceeding of the 5th International Conference on Technology of Plasticity, vol.1, 389-392, 1996.10.
- 5) 南：温・熱間鍛造用金型の熱軟化に関する研究, 有明工業高等専門学校紀要第 31 号(1995), 107-111.
- 6) 南・濟木他：表面窒化処理を施した熱間鍛造用マトリックス高速度工具鋼の熱軟化予測, 第 50 回塑性加工連合講演会, 111-112, 1999.10
- 7) 南・濟木：熱間鍛造における型温度評価に対する鍛造パラメータの選択, 第 32 回塑性加工春季講演会, 321-322, 2001.5.
- 8) 南・濟木・丸茂他：熱間鍛造の塑性変形抵抗に及ぼす熱負荷の影響, 第 52 回塑性加工連合講演会, 95-96, 2001.10.
- 9) 南・濟木・丸茂他：熱間鍛造の塑性変形抵抗に成形条件および表面皮膜の影響, 第 36 回塑性加工春季講演会, 173-174, 2005.5.
- 10) 南・吉川：傾斜硬質皮膜を施した後方押し型の塑性変形抵抗解析, 日本高専学会第 11 回年会・研究発表会講演会, 109-110, 2005.10.
- 11) 南・濟木・丸茂他：硬質被膜処理を施した熱間鍛造型の塑性変形抵抗に及ぼす熱負荷の影響, 第 56 回塑性加工連合講演会, 159-160, 2005.11.
- 12) 南・吉川：傾斜硬質皮膜を施した後方押し型の塑性変形抵抗解析, 日本機械学会九州学生会第 37 回卒業研究発表講演会, No.068-2, 115-116, 2006.3.
- 13) A. MINAMI, H. SAIKI, Y. MARUMO, Effect of Surface Structure on the Resistance to Plastic Deformation of a Hot Forging Tool, Journal of Materials Processing Technology, vol.113, 2001, 22-27.

- 14) A. MINAMI, H. SAIKI, Y. MARUMO, Evaluation of Thermal Contact Conductance between Die and Workpiece in Closed Die Forging and Forward Extrusion Forging, Memories of the Engineering Kumamoto University, vol.47, 2002, 45-57.
- 15) A. MINAMI, H. SAIKI, Y. MARUMO, Effect of the Thermal Loads Including Frictional Heat on the Resistance of Plastic Deformation of Hot Forging Tools with Hard Coating, Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Conference on Technology of Plasticity, vol.1, 2002, 199-204.
- 16) A. MINAMI, Y. MARUMO, H. SAIKI, Evaluation of Tool Temperature in Hot Forging, Journal of Chinese Society of Mechanical Engineers, Vol. 26, No. 4, 391-396, 2005.10.
- 17) A. MINAMI, Y. MARUMO, H. SAIKI, Investigation of Estimation Tool Life in Hot Forging, Journal of Chinese Society of Mechanical Engineers, Vol. 26, No. 4, 387-390, 2005.10.
- 18) A. MINAMI, Y. MARUMO, Effect of Simulation Conditions on Evaluation of Tool Temperature in Hot Extrusion-Forging, Proceeding of the 11th International Conference on Metal Forming, 251-255, 2006.9.
- 19) 南・田中・丸茂他：熱間鍛造型の温度分布に及ぼす加工条件及び型形状の影響，第40回塑性加工春季講演会，291-292，2009.5.