

温・熱間鍛造型の硬質皮膜処理による熱軟化抑制効果

有明工業高等専門学校 創造工学科メカニクスコース

教授 南 明宏

(平成 28 年度 一般研究開発助成 AF-2016038)

キーワード：硬質皮膜，熱軟化，温・熱間鍛造

1. 研究の目的と背景

温・熱間鍛造品の多品種少量生産，高精度化，高精密化，複雑形状化を可能(ニアネットシェイプもしくはネットシェイプ)にするために，温・熱間鍛造金型にかかる熱負荷や変形抵抗負荷等が大きくなってきており，最終的には型寿命改善や向上が重要となっている．型寿命を改善そして向上させるための1方策として，冷間型は型表面にPVD(物理蒸着)，CVD(化学蒸着)，温・熱間型はプラズマ窒化，軟窒化(窒化+浸炭)，等の硬質被膜処理を施すのが主流となっている．しかしながら，硬質皮膜の厚さや皮膜材と母材との組み合わせ方によっては型表面に割れが発生したり，硬質皮膜が型母材から剥離する等，却って型の塑性変形が大きくなったり，劣化を助長したりする場合もあり，最適な皮膜条件を把握する必要がある．

本研究では，第一に，マトリックスハイスの一種であるDRM1(大同特殊鋼製)を用いて，モデル鍛造試験機による温・熱間鍛造熱負荷試験を行い，鍛造中の型と鍛造材料の温度履歴情報を把握することである^{1)~7)}．

温・熱間鍛造中の型および鍛造材料の温度履歴を基にして，型の熱軟化を評価(主に硬度)することができれば，型寿命予測あるいは改善・向上が実現可能である．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，型コーナ半径および型コーナ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. モデル鍛造実験方法

図1はモデル鍛造型熱劣化試験機の概略図である．この装置では，カム機構③によってアーム②が上下動し，アーム末端下のホルダに取り付けられた型材試験片①と温度制御装置によって設定温度に表面が加熱さ

れた素材と接触・離脱を繰り返す．接触面圧はアーム上のデッドウェイトによって設定し，単位時間当たりの熱負荷サイクル数： N_{cy} および接触時間 t_c は，変速装置とカム形状の変更によって行う．ここでは，接触冷却の1サイクル： t_{cy} は2sec(接触時間 $t_c=0.49\text{sec} \sim 0.65\text{sec}$ ，冷却時間 $t_{cool}=1.35\text{sec} \sim 1.51\text{sec}$)とした．素材表面の酸化膜の制御と素材加圧面近傍での温度こう配を小さく一様に保つために，マグネシウム脱酸炉を経由してアルゴンガスを電気炉中に流入する．素材はSUS304で鍛造材料初期設定温度が $500^\circ\text{C} \sim 1150^\circ\text{C}$ のときアルゴンガス流量は $1.5 \sim 1.6 \text{ L/min}$ である．素材温度の制御には素材表面にスポット溶接したPR熱電対を利用した．試験片の固定部基準温度の上昇を抑え，安定化するために，冷却水を試験片ホルダ内に常時循環させた．

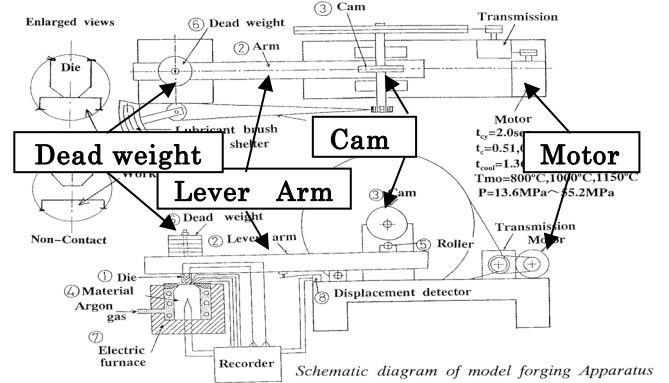


図1 モデル鍛造試験機概要図

本実験では，金型試験片にマトリックスハイス材のDR1 [大同特殊鋼(株)製]を使用する．焼入れは韌性重視と硬度重視に分けて条件を変える．前者は 1120°C 加熱，35分保持後油冷，後者は 1160°C 加熱，35分保持後ガス冷却とした．焼戻しはいずれも $540^\circ\text{C} \sim 560^\circ\text{C}$ 加熱，3時間保持後空冷を3回繰り返した．表面硬質皮膜処理はプラズマ窒化処理を施した(510°C ，10時間保持，窒化層厚さ 0.2mm)．金型形状および溝形状を図2に示す．金型は，円錐台形状の2個1組からなっており，このうち一方の割型分割面に放電加工を行い，深さ約 0.25mm の溝を彫り込む．その溝に，絶縁フィルムをエポキシ樹脂接着剤で張り電気絶縁する．接触表面から指定された深さに直径 0.1mm のCA熱電対をスポッ

ト溶接したのち、絶縁フィルム上に熱電対を配線する。さらにその上に絶縁フィルムを張り付け、電気絶縁する。鍛造材料の温度測定には、 $\phi 0.5\text{ mm}$ のPR（白金、白金ロジウム）熱電対を2組使用する。PR熱電対は、補償導線を通してデジタル温度指示調節計に接続する。鍛造実験設定温度は 800°C 、 1000 、 1150°C である。

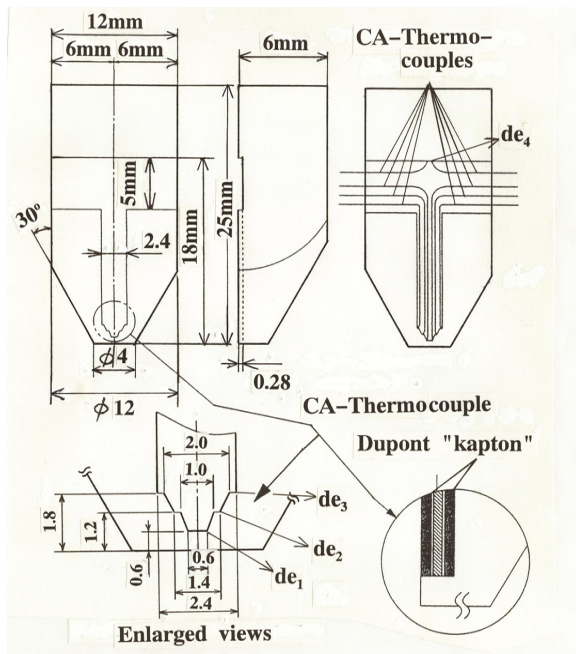
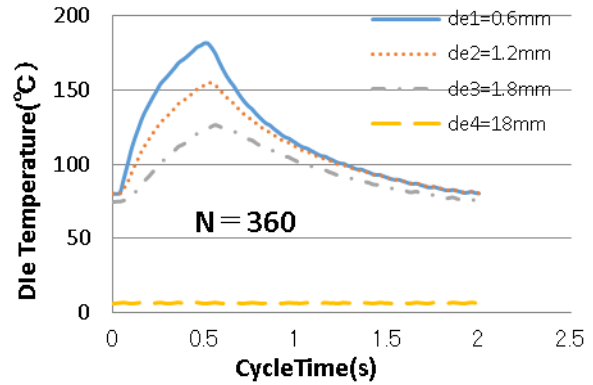


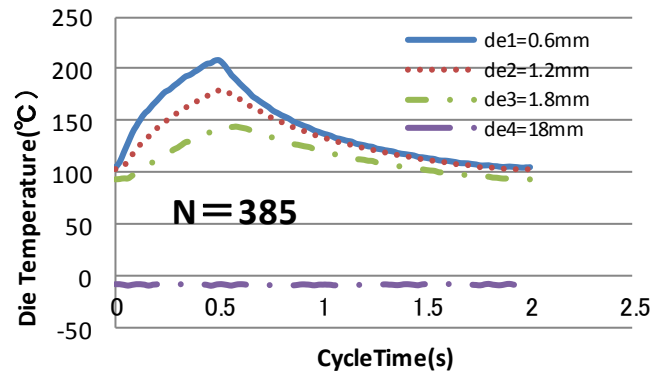
図2 二分割金型形状

図3(a)は鍛造材料中心初期温度： $T_{m0} = 800^{\circ}\text{C}$ 、 $t_c = 0.49\text{ sec}$ において、鍛造回数360サイクル後の温度サイクルを示している。金型先端から最も近い計測点である $de_1 = 0.6\text{ mm}$ (1ch)においては、金型と鍛造材料との接触開始から終了までの温度は $T_{\min} = 78^{\circ}\text{C}$ から $T_{\max} = 180^{\circ}\text{C}$ まで上昇しており、温度振幅： $\Delta T = T_{\max} - T_{\min} = 102^{\circ}\text{C}$ となっている。同様に、図3(b)において、 $T_{m0} = 1150^{\circ}\text{C}$ 、 $t_c = 0.49\text{ sec}$ の場合には、 $\Delta T = T_{\max} - T_{\min} = 210^{\circ}\text{C} - 105^{\circ}\text{C} = 105^{\circ}\text{C}$ となり、温度振幅はほぼ同じ値になった。また、 F_p が約 16.2 MPa から約 31.8 MPa に上昇すると、 $de_1 = 0.6\text{ mm}$ において、 $T_{m0} = 800^{\circ}\text{C}$ 、 1150°C ではそれぞれ約 80°C 、約 40°C 上昇した。これは鍛造圧力が増加すると型先端と鍛造材料表面との熱通過率が上昇して熱流入量が増加するからと推察される。

図4は $t_c = 0.65\text{ sec}$ と接触時間が長い場合における金型の1サイクル温度履歴である。この1サイクルは鍛造開始から60分後の1800ショット時の温度履歴である。

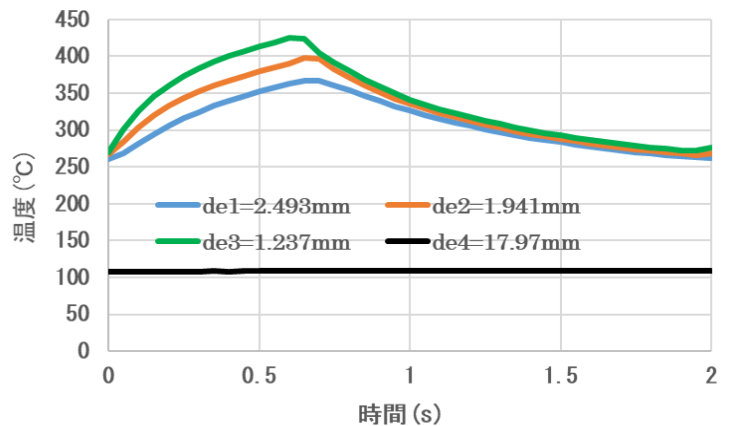


(a) $T_{m0} = 800^{\circ}\text{C}$ 、 $t_c = 0.49\text{ s}$

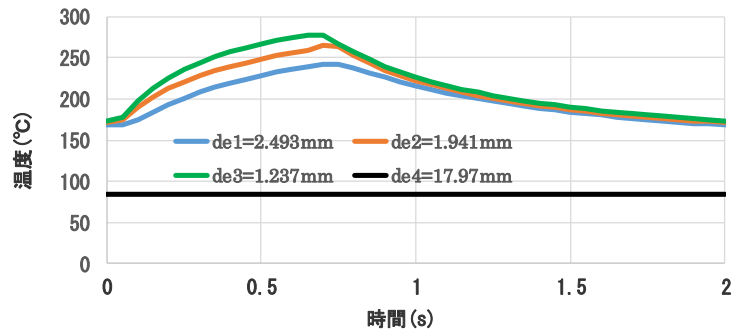


(b) $T_{m0} = 1150^{\circ}\text{C}$ 、 $t_c = 0.49\text{ s}$

図3 金型の1サイクル温度履歴



(a) $T_{m0} = 1150^{\circ}\text{C}$ 、 $t_c = 0.65\text{ s}$



(b) $T_{m0} = 850^{\circ}\text{C}$ 、 $t_c = 0.65\text{ s}$

図4 金型の1サイクル温度履歴

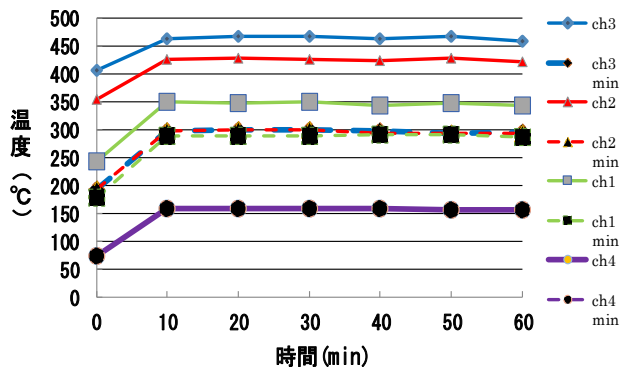


図5 Tmax および Tmin の温度軌跡(1150°C)

図5は $T_{mo}=1150^{\circ}\text{C}$ における最高温度： T_{max} と最低温度： T_{min} の温度軌跡を表したものである。鍛造開始から約10分までは温度上昇が著しく、非定常温度状態と言える。その後は定常温度状態となっていることが分かる。

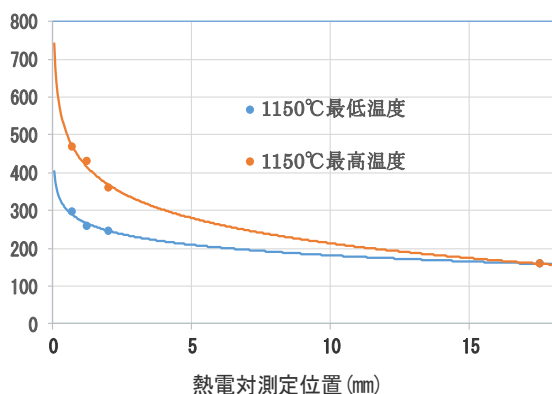


図6 熱電対測定位置における T_{max} , T_{min}

図6は金型内の4つの熱電対測定温度から金型表面の最高温度： T_{max} および最低温度： T_{min} の推定温度を示している。このときの鍛造材料初期温度： T_{mo} は 1150°C であり、表面最高温度は約 750°C 、最低温度も約 400°C となっている。

3. 準定常温度および変形解析方法

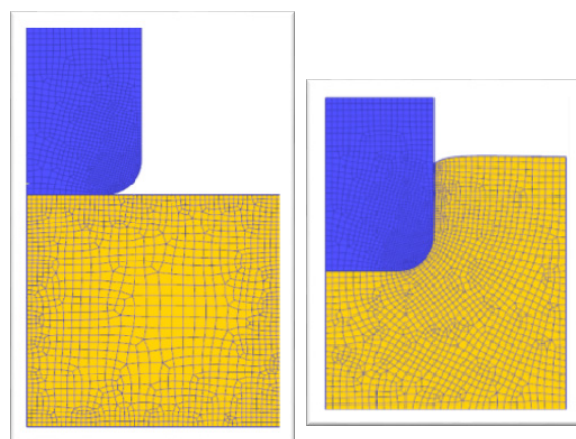
鍛造肌をそのまま利用するネットシェイプを目的とした加工精度の向上やコストの低減など熱間鍛造型に求められる要求は高まる一方である。そのためには、金型構造(型組精度)、型の変形予測、金型材料の高強度化、型温度の管理、型寿命予測、型摩耗対策等¹⁾を考慮する必要がある。特に、熱負荷が厳しく、材料が回流するポンチ角部などでは型の摩耗や塑性変形および熱劣化を起点とする割れが生じることとなり、これらが型寿命を支配する主要な因子となる^{7)~19)}。

後方押し出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。

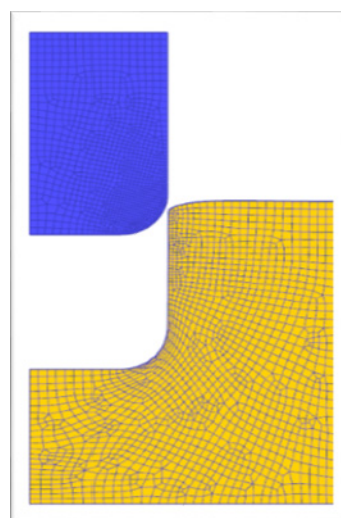
3.1 準定常温度解析

既報^{8)~19)}で述べたモデルに類似した図7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 $T_{mo}=1000^{\circ}\text{C}$ 、 1150°C 、 1250°C 、パンチベース温度： $T_{base}=100^{\circ}\text{C}$ 、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： $K_c=27.6\text{kW}/\text{m}^2\text{K}$ および $36.08\text{kW}/\text{m}^2\text{K}$ 、接触時間： $t_c=0.05$ 秒、 0.08 秒、摩擦せん断係数： $m_m=0.0\sim 0.4$ まで0.1刻みで増加、コーナ半径： $R=2\text{mm}$ 、 3mm 、 4mm まで1mm刻みで増加、皮膜厚さ： $t_h=0.2\text{mm}$ とした。



(a)①材料セッティング

(b)②押し出し加工



③エジェクト、④⑤⑥冷却

図7 FEM 温度解析モデル

後方押し1サイクル行程は図8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。

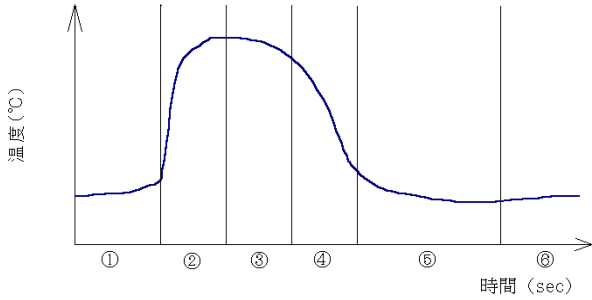


図8 1サイクル工程の温度-時間曲線

3.2 準定常温度解析結果と考察

図9は硬質皮膜の有無による金型最高到達温度： T_{max} の影響を示している。鍛造材料初期温度： $T_{mo}=1150^{\circ}\text{C}$ ，接触時間： $t_c=0.08\text{sec}$ ，硬質皮膜厚さ： $Th=0.0\text{mm}$ （皮膜無）， 0.2mm ，パンチ先端半径： $Rc=4.0\text{mm}$ である。この図から硬質皮膜を施した方が皮膜無しするときより T_{max} が高くなっている。これは、硬質皮膜の熱伝導率がパンチ母材より小さいため、硬質皮膜内部に熱が留まりパンチ母材部への熱流入を抑制することで皮膜が施されているパンチ表面の温度が高くなったと考えられる。

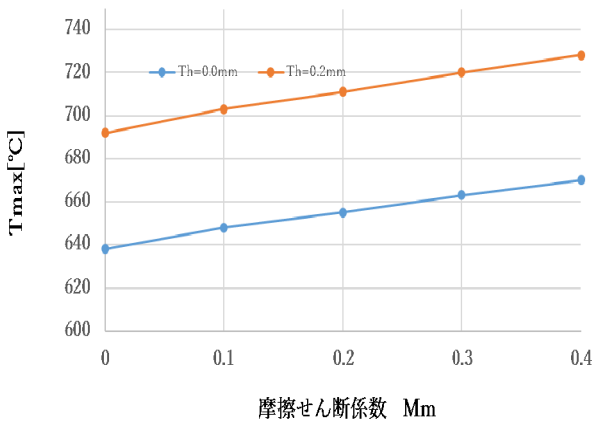
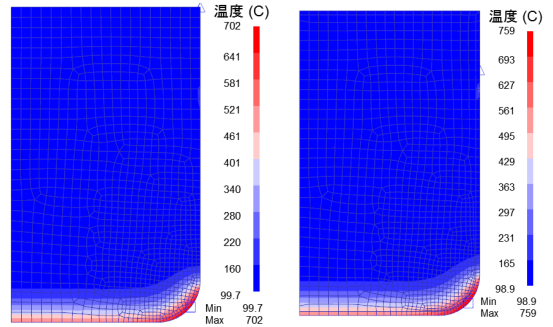


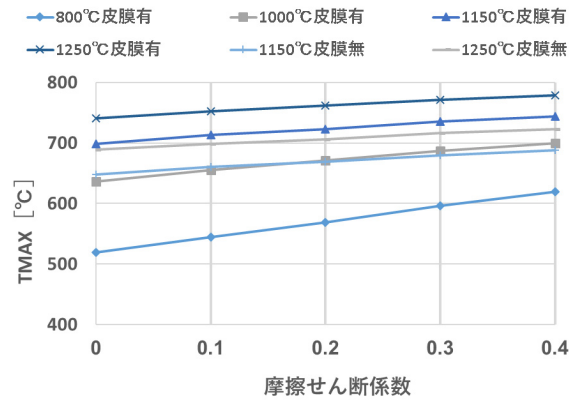
図9 硬質皮膜の有無と T_{max} の関係

実際に皮膜内部には高い温度領域が分布しており（図10参照），この皮膜が金型母材部に熱が流入するのを抑える効果があると思われる。

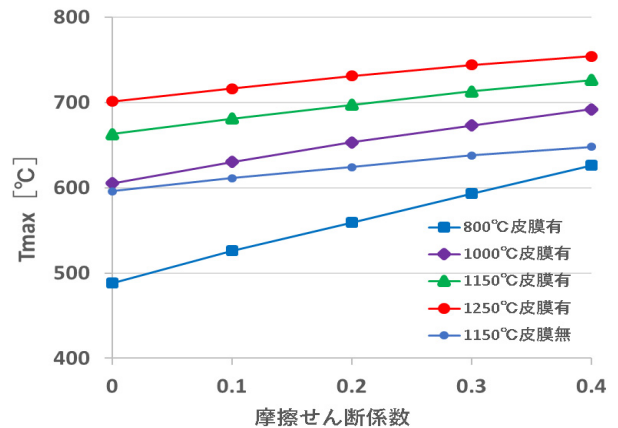


(a) $Th=0.0\text{mm}$ (b) $Th=0.2\text{mm}$
図10 硬質皮膜の有無と温度分布

図11は $T_{mo}=800^{\circ}\text{C}$ ， 1000°C ， 1150°C ， 1250°C における硬質皮膜の有無による T_{max} の変化を示している。図11(a)は $t_c=0.08\text{sec}$ ，図11(b)は $t_c=0.05\text{sec}$ である。当然ながら，接触時間(加工時間)が長くなるほど T_{max} は高くなっている。



(a) $t_c=0.08\text{sec}$



(b) $t_c=0.05\text{sec}$

図11 摩擦せん断係数と T_{max} との関係

図 12 は鍛造材料初期温度： $T_{mo}=1000^{\circ}\text{C}$ 、 1150°C 、摩擦せん断係数： $Mm=0.4$ 、接触時間： $t_c=0.05\text{sec}$ 、硬質皮膜厚さ： $th=0.0\text{mm}$ （皮膜無し）、型先端半径： $Rc=2.0\text{mm}$ における金型内の相当応力分布を示している。鍛造材料初期温度が温間相当の場合には相当応力の最低応力： σ_{min} は 210MPa 、最高応力： σ_{max} は 550MPa に対し、熱間相当になると σ_{min} =約 160MPa 、 σ_{max} =約 380MPa まで低下する。つまり鍛造材料初期温度が高くなると金型は熱軟化によって塑性変形し易くなることを意味している。

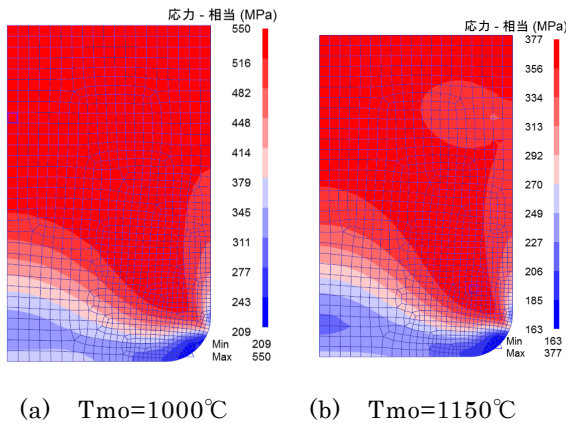


図 12 鍛造材料初期温度と相当応力分布

接触時間の違いによる相当応力分布を示したものが図 13 である。接触時間が長くなるほど σ_{min} 、 σ_{max} ともに低下することが分かる。これは接触時間が長くなると型内の T_{max} や T_{min} も高くなり、温度分布も全体的に高温状態となる。つまり熱軟化により相当応力が低下し、塑性変形し易くなる。

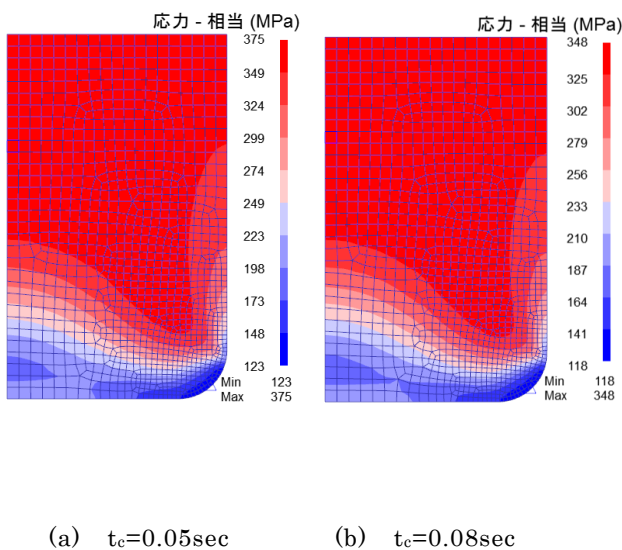


図 13 接触時間と相当応力分布

4. 結言

モデル鍛造試験による動的熱負荷および鍛造中の型の熱軟化状況を FE 温度および応力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)モデル鍛造試験において、鍛造材料初期温度： $T_{mo} = 850^{\circ}\text{C}$ 、 1000°C 、 1150°C 、鍛造面圧 $P_c=15.6\text{MPa}$ 、 23.4MPa 、 39.6MPa の条件において金型昇温試験を行い、金型温度および鍛造材料温度履歴に関する有用なデータを得ることができた。
- (2)モデル鍛造試験開始から約 10 分まで非定常状態で温度サイクルが上昇傾向にあり、また、その後、1 サイクルの開始時と終了時の温度がほぼ同じとなり、定常状態になっていることが分かった。
- (3)FEM による数値解析において、鍛造材料初期温度： T_{mo} を高くすると、金型最高到達温度は高くなり、また、金型の変形抵抗 (=相当応力：金型が塑性変形する応力) が小さくなるの、塑性変形を起こしやすくなる。したがって、鍛造材料初期温度を可能な限り低くした状態で押し出し加工が実現できれば型の熱軟化を抑制することができる。ただし、成形の観点から見れば鍛造材料の変形能を十分に確保するには T_{mo} が高い方が良い。そのため、 T_{mo} を適切な温度に設定することが大切である。

(4)同じく FE 解析において、摩擦せん断係数： Mm は小さい方が熱軟化を抑制でき、パンチの塑性変形も防止できて好ましいが、 Mm の値は鍛造加工中に鍛造材料と金型との相互のせん断応力によって変化する。そのため、鍛造加工中に適切な潤滑材を使用することにより Mm を可能な限り小さくすることで型寿命の改善・向上につながる。

(5)パンチと鍛造材料の接触時間： t_c を短くすると、熱流入量の減少によりパンチの温度の上昇を防ぐことができ、より大きな相当応力にも耐えることが出来るようになる(変形抵抗が大きくなるので塑性変形しにくい)。したがって、パンチ母材の熱軟化が抑制され、型寿命改善・向上につながる。

最後に本研究は公益財団法人天田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：表面窒化处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：表面窒化处理を施した熱間鍛造用マトリックス高速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 7th 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.