

技術論文


 Technical Paper

高速鍛造条件下における温熱間鍛造金型の 摩耗予測モデルの開発

 岡島琢磨*¹, 大江章平*², 吉田広明*¹, 五十川幸宏*³, 石川孝司*⁴

Development of Wear Prediction Model for Hot and Warm Forging Die in High Speed Forging

Takuma Okajima, Shouhei Oe, Hiroaki Yoshida, Sachihiko Isogawa, and Takashi Ishikawa

Synopsis

More than 70 % of die failure in warm forging is reported to be adhesive wear caused by pressure and sliding between a work and a die. Provided die wear could be precisely predicted, an adequate shape and cooling control of the die to suppress wear is easily designed. In this study, the warm backward extrusion test using taper punch in average forging speed 85 spm was carried out to measure wear depth. For the test, medium-carbon steel specimens were shot at temperature range of 650-820 °C with punches made of matrix high speed steel DRM1, hot die steel JIS-SKD61 and JIS-SKD7. After 5000 shots, the wear depth was measured from top to end of taper of the punch. The general conventional die wear, basic Archard's model, in which accumulated frictional work and dies material hardness are considered, is widely used to predict die wear. The predicted wear depth profile by the conventional model was not agreeing with measured results. After the analysis using DEFORM, it's shown that the temperature of punch corner part is much higher than that of the taper part. It's assumed that there was not only adhesive wear but also diffusion wear in punch corner area. And the predicted wear profile by a new modified model was agreeing well with measured result.

1. 緒 言

近年、鍛造製品のコストダウンのニーズがますます高まり製造現場ではさまざまな取組がなされている。この取組の例としては、製造工程の高効率化、金型寿命の改善、製品歩留り向上などが挙げられる。この中で金型寿命の鍛造製品コストに及ぼす影響は大きく、金型寿命を延ばす手法の開発ニーズは非常に高い。最近では、CAE(Computer Aided Engineering)を用いて、金型の構造解析から損傷予測まで長寿命化を目指した金型設計の最適化が盛んに取り組まれている^{1,2)}。金型寿命の要因として、初期割れ、摩耗、ヒートチェック、剥離、疲労割れが挙げられる。この中で摩耗要因は全体の約

7割を占めていることが報告されている³⁾。型寿命の適正化には、摩耗予測モデルを用いた工程設計が有効である。実生産では、生産性向上や複雑形状化によって、温熱間鍛造では変形速度が増加しており、金型への負荷がますます増加することから、高強度金型材料への変更や鍛造温度を調整することが多い。従来、鍛造金型の摩耗予測モデルに関する提案⁴⁾がなされてきたが、金型材料や鍛造条件を系統的に変化させ、変形が極めて高速な条件下で検証例が無いことや、金型材質の変化を考慮していないため、このような条件下の摩耗を正確に予測することができていない。

そこで本研究では、温熱間高速鍛造における金型の摩耗を高精度で予測するモデルの開発を目指した。

2011年11月22日受付

* 1 大同特殊鋼(株)研究開発本部, 工博 (Dr., Eng., Daido Corporate Research & Development Center, Daido Steel Co., Ltd.)

* 2 アメディア(株) (AMEDIA Co., Ltd.)

* 3 大同大学 工学部 総合機械工学科, 工博 (Dr., Eng., Department of Integrated Mechanical Engineering School of Engineering, Daido University)

* 4 名古屋大学大学院 工学研究科 マテリアル理工学専攻, 工博 (Dr., Eng., Department of Material Science and Engineering, Nagoya University)

実体の高速鍛造条件を模擬した摩耗評価試験法⁵⁾を用いて、鍛造温度や金型材料による摩耗の変化を系統的に調査し、従来の金型摩耗予測モデルの予測精度の検証を実施し、その適用性を評価した。その結果、従来の金型摩耗予測モデルは、高速鍛造金型の摩耗予測において十分な予測精度を得られなかった。従来のモデルの予測精度が十分でなかった理由は、鍛造速度の高速化によって、定常的な金型表面温度が従来の鍛造条件より上昇することによって、金型材質の変化が著しいためである。そこで、金型材料強度の温度依存性や軟化挙動を摩耗予測モデルに導入した。以上により、鍛造温度や鍛造速度、金型材料が変化した場合の摩耗を高精度に予測できるモデルを開発した。

2. 従来の鍛造金型摩耗予測モデル

鍛造金型の摩耗予測モデルは次式で示される Archard の式が代表的である⁶⁾。

$$W_a = \alpha PL \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 W_a : 摩耗深さ、 α : 材料定数、 P : 面圧、 L : しゅう動距離である。後の研究では、金型の硬さを考慮し、逐次変化する応力と相対すべり速度を正確に計算するため、次式のような式が多くの研究で使用されている⁷⁾。

$$W = k \int \frac{PV}{YS} dt \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 W は摩擦深さ、 YS : 金型強度、 V : 相対すべり速度、 dt : 微小時間、 k : 定数である。本論文では、式(2)を従来の摩耗予測モデルとして取り扱うこととする。

3. 温熱間鍛造金型の摩耗評価試験

3. 1 実験条件

温熱間鍛造金型の摩耗評価試験は、大同マシナリー製の NS5-10PL のパーツフォーマーを用い、Fig.1 に示す形状のパンチにより、Fig.2 に示す鍛造工程を実施した。このパンチの形状による後方押出成形では、テーパ部において安定的な面圧分布と 35 以上の高い表面積拡大比を確保することが可能である⁸⁾。また平均加工速度は通常の高熱間鍛造速度 30 spm⁹⁾(shot per minute) に対し、本試験では 85 spm の高速連続鍛造とした。それゆえ、このパンチ形状と鍛造機の使用は高速鍛造金型の

摩耗を評価する目的として有効な手法であると考えられる。従来の摩耗評価試験では、熱間ダイス鋼 SKD61 もしくはそれに類似した金型材料が対象とされることが多かった。そこで本試験では、金型材料の影響を評価するため、熱間ダイス鋼 SKD61、SKD7 とマトリックスハイス鋼 DRM1 を用いた。硬さはそれぞれビッカース硬さ 550, 600, 720 HV に調質した。本評価試験の鍛造条件を Table 1 に示す。試験終了後、Fig.3 に示すように、パンチ先端部から軸方向上に 0, 0.2, 0.4, 0.6, 1.1, 2.3, 3.5, 4.8 mm の各部位の金型表面に対して垂直の摩耗深さを計測した。

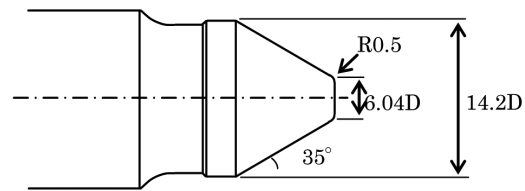


Fig.1. Punch shape of punch damage test.

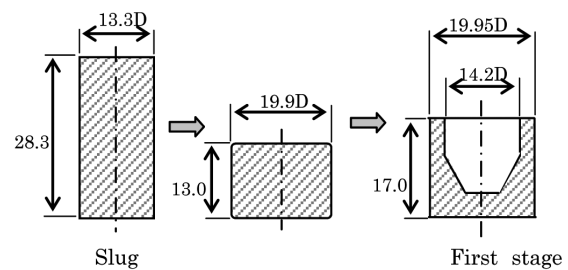


Fig.2. Forging process of punch damage test.

Table 1. Punch damage test condition.

Punch (test piece)	JIS-SKD61
	JIS-SKD7
	DRM1
Forging temperature	650, 720, 820 °C (only DRM1)
	820 °C (all materials)
Forging speed	85 shot/minute
Forging shots	5 000 shots
Lubricant flow rate	3.0 liter/minute

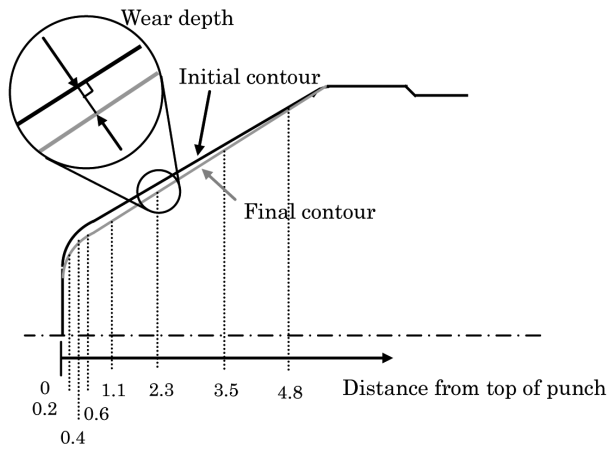


Fig.3. Measuring points of punch wear depth.

3. 2 実験結果

Fig.4に各鍛造条件による5000 shot後のパンチの外観写真を示す。すべての試験条件において、パンチ先端部の摩耗が特に激しく、テーパ部でも摩耗が進行したことが確認された。パンチ材料 DRM1 では、鍛造温度が高いほど摩耗が激しくなり、鍛造温度 820 °C一定でパンチ材料を変化させた場合では、SKD61 の摩耗が最も激しく、次いで SKD7, DRM1 であったことが確認された。Fig.5に各パンチの摩耗プロファイルを示す。すべての水準でパンチ先端より 0.2 ~ 0.4 mm 付近で摩耗深さの最大ピークを示した。Fig.4で観察されたように、パンチ材料 DRM1 では、鍛造温度が高いほど摩耗深さが増加し、この傾向は摩耗深さプロファイルのピーク位置であるパンチ先端部で明確に確認された。ただし、テーパ部で鍛造温度による摩耗深さの差は小さかった。一方、鍛造温度 820 °C一定でパンチ材料を変化させた場合では、SKD61 の摩耗深さが最も大きく、次いで SKD7, DRM1 であったことが確認された。この傾向はパンチ先端部だけでなく、テーパ部でも明確な差が確認された。

る。また、連続鍛造条件下では、金型表面は鍛造中の被鍛造材との接触による昇温と潤滑油による冷却の温度サイクルがあるとはいえ、焼戻し温度以上での累積時間は長時間となるため、金型材料の軟化挙動も同時に考慮することが必要である。そこで、本研究では金型材料の動的圧縮降伏強度と軟化率の温度依存性を調査した。

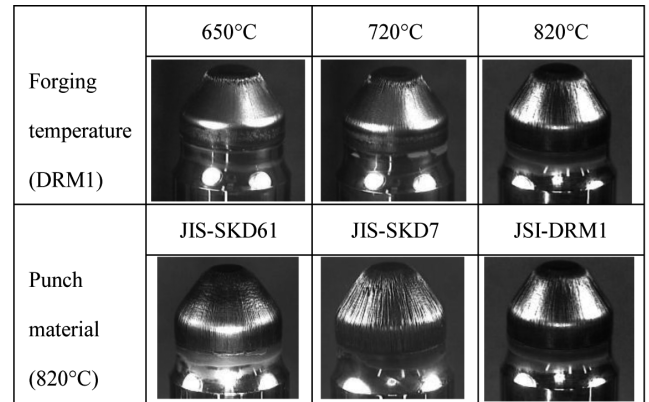


Fig.4. Appearance of punch surface after test.

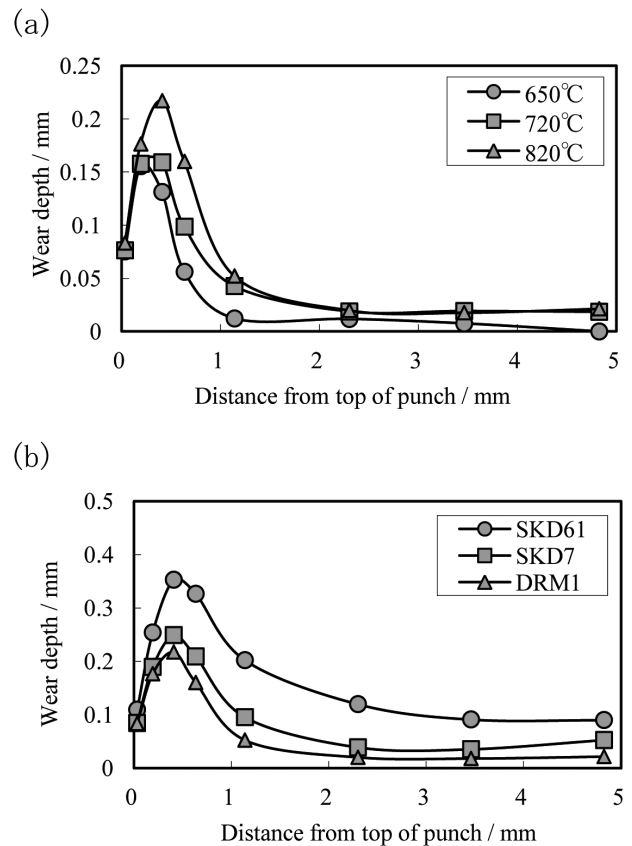


Fig.5. Wear depth profile of punch forging temperature as punch material DRM1 in (a) die material dependence 820 °C in (b).

4. FE(Finite Element) 解析を用いた摩耗予測モデルの構築

4. 1 材料特性の定式化

温熱間鍛造時には金型表面が高温となるため、この条件を反映して FE 解析を用いた摩耗予測を実施するには金型材料の高温強度を把握し、定式化する必要がある。

動的圧縮降伏強度は、φ 15 × 22.5 mm の円柱型試験片を用いて、ひずみ速度 0.5, 6.7 sec⁻¹ にて端面拘束型圧縮試験¹⁰⁾により求めた。動的圧縮降伏強度は、試験で得られた応力-ひずみ線図から永久ひずみ量 0.2 % の応力とした。その結果、Fig.6 に示されるように動的圧縮降伏強度の温度依存性とひずみ速度依存性が確認された。各材料ともに、温度の上昇に伴って動的圧縮降伏強度は低下した。また、ひずみ速度の増加によって動的圧縮降伏強度は上昇した。これより、温度とひずみ速度依存型の金型材料の動的圧縮降伏強度 $YS_{initi.}$ は次式の関数で回帰された。

$$YS_{initi.} = YS_{RT} \cdot F(T, d\varepsilon / dt) \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 YS_{RT} ：室温での動的圧縮降伏強度、 T ：温度、 $d\varepsilon/dt$ ：ひずみ速度である。

一方、金型材料の軟化率は前述の硬さに調質した材料を、ソフトバス炉を用いて加熱温度 625 ~ 725 °C、保持時間 1 ~ 18000 sec としてそれぞれ熱処理後の硬さから次式を用いて軟化率を求めた。

$$Xsoften = (H_{initi.} - H_{present}) / (H_{initi.} - H_{annealed}) \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $Xsoften$ ：軟化率、 $H_{initi.}$ ：初期硬さ、 $H_{present}$ ：熱処理後の硬さ、 $H_{annealed}$ ：完全焼きなまし硬さである。Fig.7 に各金型材料の各加熱温度による保持時間と軟化率の関係を示す。(a)はSKD61、(b)はSKD7、(c)はDRM1の軟化率を示す。すべての材料で保持時間の増加および温度の上昇に伴って軟化率が増加することが確認された。これらの軟化率のデータによく一致するように、次式のAvrami型関数を用いて軟化率の式を得た。

$$Xsoften = 1 - \exp\{C_1(t/t_{0.1})^n\} \dots\dots\dots (5)$$

$$t_{0.1} = C_2 \exp(Q/RT) \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 t ：保持時間、 $t_{0.1}$ ：軟化率が 0.1 を示す保持時間、 Q ：活性化エネルギー、 R ：気体定数、 n 、 C_1 、 C_2 ：定数である。これらの式より、連続鍛造時の金型の軟化を考慮した金型の動的圧縮降伏強度 YS は次式で表わされる。

$$YS = YS_{initi.} (1 - Xsoften) \dots\dots\dots (7)$$

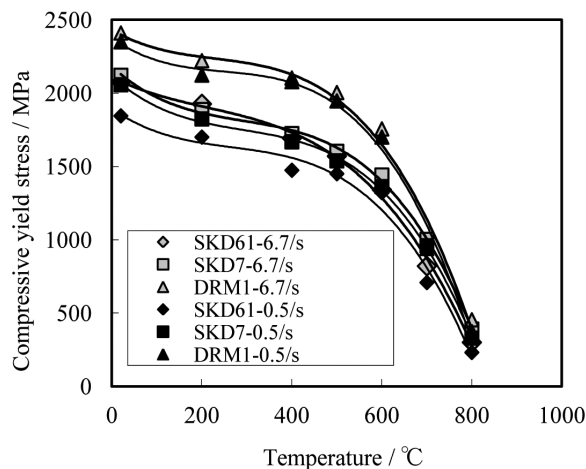


Fig.6. Compressive yield stress of punch materials between room temperature and 800 °C at strain rate 0.5/sec and 6.7/sec.

4. 2 FE 解析モデルと金型表面温度と面圧解析結果

前述の摩耗評価試験をモデル化したFE解析をSFTC社製塑性加工シミュレーションソフトウェアDEFORM-2Dを用いて実施した。解析モデルはFig.8に示すように、被鍛造材とパンチを弾塑性体とし、ダイスを剛体とした応力熱連成、軸対称モデルとした。Table 2に解析に用いた境界条件を示す。せん断摩擦係数は実際の鍛造荷重の測定値より逆解析により求めた。従来の研究⁹⁾では、摩擦係数 0.1 ~ 0.3 を用いられていることからやや高い値となった。熱伝達係数はパンチ先端中央より 2 mm 内部の位置に熱電対を挿入して測定した定常状態の温度サイクルより逆解析により求めた。また、鍛造 1 shot 温度サイクルが定常状態になるまで繰り返し計算を実施した。特に、パンチとワークの熱伝達係数は 90 kW/m²K と従来の研究⁹⁾で利用されていた 35 kW/m²K より明らかに高い値となった。この結果は、パンチ形状がテーパ型で前述のように通常の鍛造条件より表面積拡大比が大きく、さらに高速鍛造のため潤滑油の噴霧時間が通常の鍛造サイクルより短いため、加工中に潤滑油の膜切れに近い条件となって摩擦係数がやや高くなり、この接触条件下では熱伝達が上昇したものと推定される。

FE解析の結果、パンチ先端から軸方向でのパンチ表層の成形下死点における温度分布をFig.9に示す。パンチ表層の温度は鍛造温度が高いほど表層全域において高くなることが確認され、パンチ表層温度の最大値は先端より 0.4 mm 付近に存在し、特に鍛造温度 820 °C

の条件では最高 720 °C まで到達することが確認された。従来の低速の鍛造条件¹⁰⁾では、最高 400 °C 程度であるため、本試験の高速鍛造では明確に金型表面温度の上昇が確認された。一方、鍛造時の金型表層の最大面圧分布を Fig.10 に示す。面圧のプロファイルは鍛造温度が低いほど高く、被鍛造材の低温化による変形抵抗の増大を反映した結果を示した。また、パンチ最先端部で最大の面圧を示し、テーパ部では安定的な面圧分布であることを確認した。

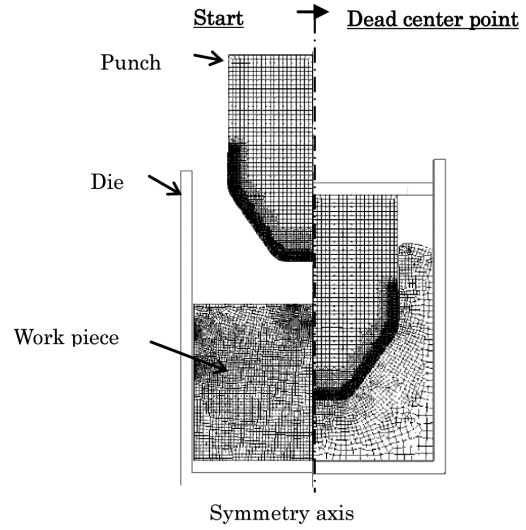


Fig.8. 2D axisymmetric geometries of punch and work piece for FEM analysis.

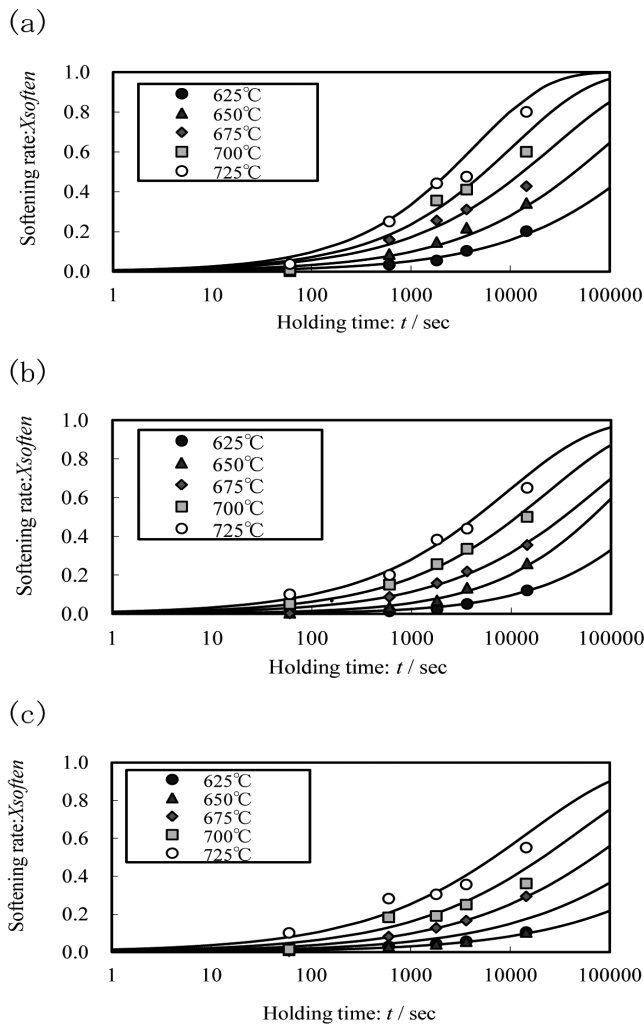


Fig.7 Relationship between holding time and softening rate in (a) SKD61, (b) SKD7 and (c) DRM1.

Table 2. Input data of finite element analysis.

Initial punch temperature	300 °C
Initial work piece temperature	650, 720, 820 °C
Die temperature	250 °C
Shear friction coefficient	0.4
Heat transfer coefficient	
Punch - Work piece	90 kW/m ² K
Punch - Lubricant	2.1 kW/m ² K
Punch - Air	0.2 kW/m ² K
Work piece - Air	0.2 kW/m ² K
Work piece - Die	25 kW/m ² K

4. 3 従来の摩耗予測式による金型摩耗予測結果

従来の摩耗予測式 (2) を用いて FE 解析を実施し、本試験水準のパンチ摩耗深さを予測した。定数 k は、鍛造温度 820 °C にて最大摩耗深さを示す摩耗プロファイルのピーク値に一致するように各パンチ材料に対して求めた。定数 k の値を Table 3 に示す。従来の摩耗予測式による摩耗深さの予測結果を Fig.11 に示す。(a) では鍛造温度が変化した場合、実験結果では鍛造温度の低下に従い摩耗深さは減少したが、予測結果では逆に増

加する傾向を示した。また、テーパ部における摩耗深さを過大に予測しており、摩耗深さのプロファイルが実験結果と顕著に異なる結果を示した。

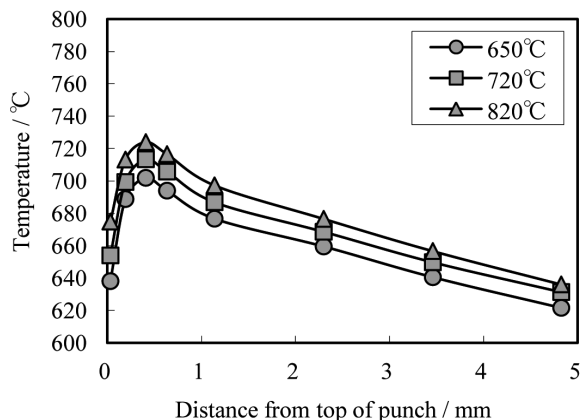


Fig.9. Temperature distribution on punch surface at dead center point.

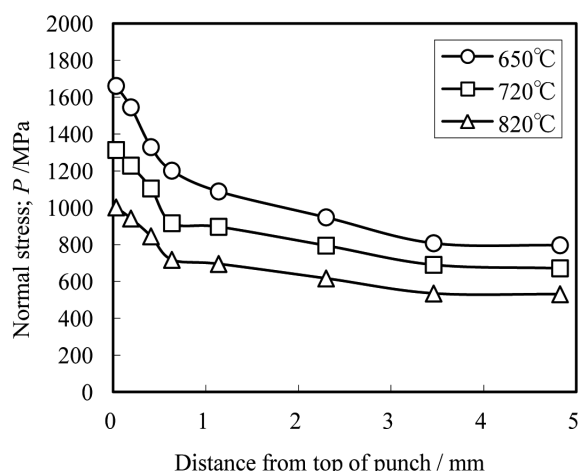
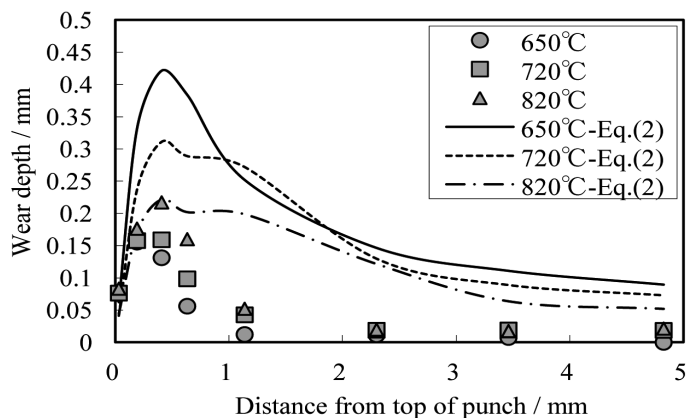


Fig.10. Maximum normal stress distribution on punch surface.

Table 3. Values of constant k in equation (2).

Material	JIS-SKD61	JIS-SKD7	DRM1
Constant k	0.0909	0.0714	0.0769

(a)



(b)

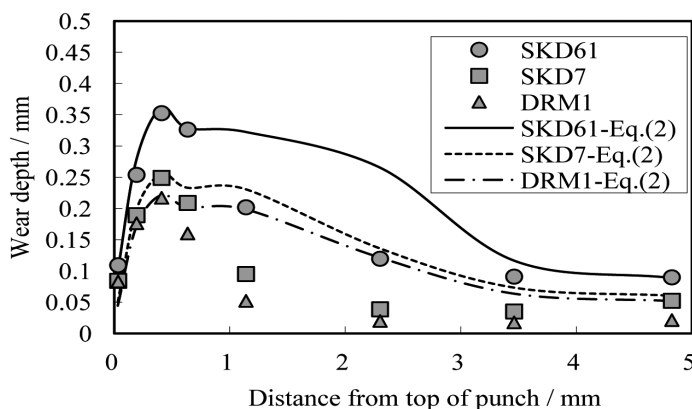


Fig.11. Comparison between measured data and calculation in conventional wear prediction model in dependency of forging temperature as punch material DRM1 in (a), in dependency of die materials at forging temperature 820 °C in (b).

4. 4 新摩耗予測モデルの構築

従来の摩耗予測式では、本試験の鍛造条件である高速連続鍛造の後方押しパンチの摩耗挙動を正確に再現できなかった。そこで、新たに摩耗に及ぼす影響因子の有無についてFE解析を用いて考察した。式(2)に含まれる定数kに他の因子が含まれていないか調査するため、実験における摩耗測定全位置でそれぞれ式(2)の摩耗深さ予測値が実験値に一致するように各測定点の定数kを求めた。その結果、Fig.12に示すように、定数kは同じ測定位置のパンチ最高表面温度の逆数と相関性があることを確認した。最も相関性の良い回帰式の関数形は指数関数であった。これは本実験のパンチの摩耗挙動において温度の拡散因子が含まれていたことを示唆する。また、本試験の潤滑剤には硫黄を含有

した鍛造油を使用した。この鍛造油の硫黄成分は、金型と被鍛造材の間に挟まれて高温、高面圧条件下で鉄と反応し、 FeS_2 、 FeS を生成する¹¹⁾。それらの融点はそれぞれ 642 °C、1193 °C であり、Fig.9 で示されたパンチ表面温度を参照すると 642 °C を超える部位はパンチ先端部に存在する。それゆえ、パンチ先端部では FeS_2 の生成と溶融が加速的に進行し、その結果、摩耗もパンチ先端部で加速的に進行したため摩耗深さプロファイルのピークが同位置に存在することになったと考えられる。このメカニズムは、従来の低速な鍛造条件において最高 400 °C 程度の金型表面温度では確認できなかった現象であると考えられ、本試験の高速鍛造条件下で金型表面温度が 700 °C を超えたため顕在化したと推測される。このような高温で進行する摩耗の例としては、切削工具のすくい面の摩耗が知られている¹²⁾。切削工具のすくい面の加工中の接触界面では 700 °C を超える高温となるため、工具すくい面の温度の影響が非常に大きいことから温度の関数を考慮した摩耗予測モデルが提案されている。鍛造においても、高温下の摩耗を適切に評価するためには拡散の考慮が不可欠と考えられる。

そこで、従来の摩耗予測モデル式 (2) の定数 k に拡散の式を挿入し、新しい摩耗予測式として次式を得た。また、摩耗には摩擦係数の影響も存在すると考えられるため、式中にせん断摩擦係数も含ませた。ただし、本報告では、せん断摩擦係数はパンチの全表面で一定値とした。せん断摩擦係数の分布の存在有無やその影響については今後の議論とする。

$$W_{new} = mC_3 \int \left(\frac{C_4}{T} \right) \left(\frac{PV}{YS} \right) dt + C_5 \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 W_{new} : 摩耗深さ、 m : せん断摩擦係数、 T : 温度、 C_3 、 C_4 、 C_5 : 定数である。

新しい摩耗予測式 (8) を用いて、本実験のパンチの摩耗深さを FE 解析を用いて予測した結果、Fig.13 に示される結果が得られた。Table 4 に式 (8) の各定数を示す。その結果、(a) で示されたパンチ材料 DRM1 の鍛造温度による変化では、従来の摩耗予測モデルでの鍛造温度による摩耗深さの実体と逆の傾向を示す問題や先端部からテーパ部への摩耗深さのプロファイルの大幅な不一致の問題が解決され、摩耗深さの予測精度が大幅に向上した。(b) で示された鍛造温度 820 °C 一定で金型材料を変化させた場合でも、先端部からテーパ部への摩耗深さのプロファイルの不一致の問題も同様に解決さ

れた。以上の結果より、本実験のような温熱間域での高速連続鍛造の後方押し出しパンチでは、従来の摩耗予測モデルにパンチ表面温度を考慮した修正式が最適であることを確認した。この修正式は同様の鍛造条件であるフォーマータイプの鍛造機で用いられる金型の摩耗予測に適用性が高いと考えられる。

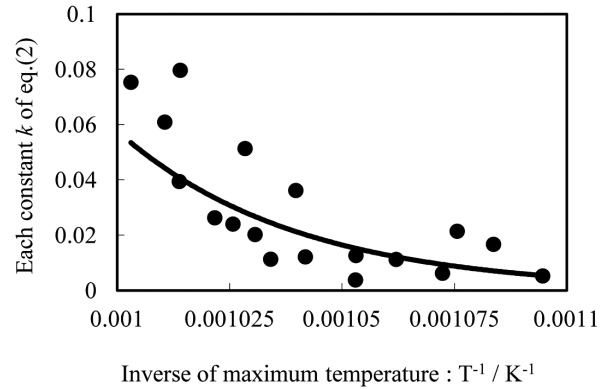


Fig.12. Relationship between inverse of temperature and k in equation (2).

5. 結 論

本研究で得られた知見は以下のとおりである。

- 1) 温熱間域における高速鍛造、後方押し出し型のパンチの摩耗は従来の面圧、しゅう動距離、金型強度のみを考慮した鍛造金型摩耗予測モデルでは十分な予測精度が得られないことを確認した。
- 2) 温熱間域における高速鍛造、後方押し出し型のパンチの摩耗挙動は、パンチの表面温度の影響が大きくなることが確認され、従事の摩擦予測モデルにこの影響を考慮した項を加えた修正式を用いることで、鍛造温度の変化、金型材料の変化にも対応し十分な予測精度を確保できることを確認した。

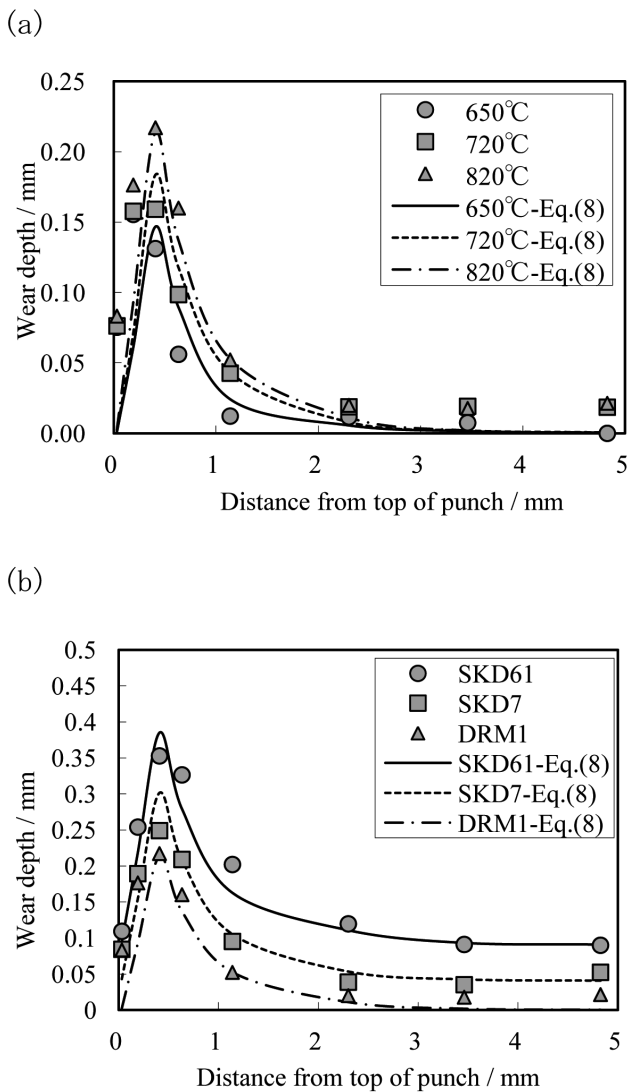


Fig.13. Comparison between measured data and calculation in proposed wear prediction model in dependency of forging temperature as punch material DRM1 in (a), in dependency of punch materials at forging temperature 820 °C in (b).

(文 献)

- 1) 森下弘一, 鈴木寿之: 塑性と加工, 45 (2004), 310.
- 2) 小島久義, 藤川真一郎, 石原章: 塑性と加工, 43 (2002), 331.
- 3) 田村庸, 井上謙一, 長澤政幸: 熱処理, 45 (2005), 295.
- 4) 中溝利尚, 笠井貴之, 高須一郎: 山陽特殊製鋼技報, 9 (2002), 27.
- 5) 岡島琢磨, 伊藤樹一, 吉田広明, 五十川幸宏, 石川孝司: 塑性と加工, 50 (2009), 1034.
- 6) Archard, J. F.: Appl. Phys., 24 (1953), 981.
- 7) B. Painter, R. Shivpuri, T. Altan: J. Mater. Process. Tech., 59 (1996), 132.
- 8) 伊藤樹一, 吉田広明, 五十川幸宏, 土井善久, 堂田邦明: 塑性と加工, 48 (2007), 303.
- 9) 渡邊敦夫, 鈴木寿之, 中西広吉, 田中利秋, 澤村政敏, 与語康宏: トヨタテクニカルレビュー, 54 (2005), 136.
- 10) Osakada, K., et al.: Annals of the CIRP, 30-1 (1981), 135.
- 11) 深谷輝雄: 月刊トライボロジー, 3 (2010), 27.
- 12) 北川武揚, 白樫高洋, 白井英治: 精密機械, 48 (1976), 1178.

Table 4. Each value of constants in equation (8).

Material	C_1	C_2	C_3
JIS-SKD61	6.6×10^{11}	1.3×10^8	9.0×10^{-2}
JIS-SKD7			4.0×10^{-2}
DRM1			0