60HRC 調質後の冷間工具鋼切削時の工具損傷機構*

森下佳奈** 小関秀峰** 井上謙一** 森戸茂一*** 大庭卓也***

Damage of Cutting Tools After Cutting 60HRC Hardened Cold Work Tool Steel

Kana MORISHITA, Shuho KOSEKI, Kenichi INOUE, Shigekazu MORITO and Takuya OHBA

Pre-hardened steel of 40HRC is normally used in plastic mold. Because there is no need to adjust dimensional change after heat treatment. However, pre-hardened steel over 50HRC is not common due to poor machinability. For improving their machinability, TiAlN or TiN coated cutting tools after cutting several types of 60HRC hardened cold work tool steel were investigated through SEM, EPMA, and TEM. The final aim is to realize pre-hardened steel of 60HRC. The results showed the following : First, flank wear was reduced by decreasing primary carbides of steel. Second, there were plastic deformation areas of TiN coating after cutting all types of steel. Third, the plastic deformation and chipping of cutting tools were prevented by Al based oxide and MnS made from the steel as protective film. Finally, Al based oxide could be used in a wide temperature range. Moreover, MnS inclusion prevented deposition of Fe on the cutting tools during the cutting of steel. These results suggest that it is possible to create 60HRC hardened cold work tool steel of good machinability by decreasing primary carbides of steel and using Al based oxide and MnS made from the steel as protective film.

Key words: Cold work tool steel, 60HRC, primary carbide, coating, plastic deformation, Belag

1. 緒 言

冷間金型の製作は、加工能率を重視するため、鋼材を焼鈍状態で粗加工した後、焼入れ・焼戻しにより使用時の硬さに調質し、熱処理の際に生じた変寸・変形を仕上げ加工や磨き処理により修正する方法が一般的である。しかしながら、この方法では、修正工数がかかる他、熱処理割れが生じる場合があり、金型作製の最終工程に不安定要素をかかえることになる¹⁾。

そのため、最終的に使用する硬さの状態での粗加工から仕上げ加工まで実施する直彫り加工が理想的な金型の作製方法である。この方法はプラスチック金型の製作で主流であり、40HRC プリハードン鋼から最終形状まで一括で加工し、実用金型として使用されている²⁾。プリハードン鋼の適用は、熱処理変寸や割れの危険性が無いことに加え、金型作製中の熱処が不要となり、熱処理を実施している間のリードタイムも短縮できる。

工作機械、切削工具、あるいは被削材の進歩により、冷間金型においても 50HRC プリハードン鋼を使用される場合があるが、60HRC に調質した冷間工具鋼を粗加工から仕上げ加工まで実施することは、加工時間の大幅な増加や工具寿命が極端に短くなり工具費がかさむため、量産レベルでは定着していない³⁾。

本研究では、60HRC に調質した冷間工具鋼を粗加工した際の工具損傷状態を観察し、高硬度材が難削性を示す理由と加工能

率向上の可能性について検討した。

2. 実験方法

本報告では、2 種類の実験を実施した。まずはじめに、異なる特徴を持つ 4 種類の冷間工具鋼をそれぞれ 60HRC に調質した供試材を用い、切削時に工具刃先に起こる現象の把握を行った。表 1 に評価に使用した鋼材の主要組成、図 1 にそれらの組織を示す。Steel A は SKD11(JIS 規格)相当の鋼材である。Steel A から Steel D になるに従い、Cr と C 量は低くなり、硬質な一次炭化物が減少している。さらに、Steel B、Steel C は MnS 介在物が存在し、他鋼材より Steel A は低 Si、Steel B は高 Al、Steel C は高 Mn、Mo である特徴を持つ。これらを表 2 に示す切削条件で評価を実施した。加工方法は、金型の粗加工を想定し、刃先交換式インサートを用いた転削加工とした。

Table 1 Chemical composition of steels. (mass%)

	C	Si	Mn	S	Cr	Mo	V	Al
Steel A	1.5	0.3	0.4	0.01	11.9	0.8	0.2	0.02
Steel B	1.0	1.0	0.4	0.07	8.3	0.9	0.1	0.30
Steel C	0.7	2.0	1.0	0.07	6.9	1.6	0.1	0.02
Steel D	0.6	1.0	0.4	0.01	6.1	0.9	0.3	0.01

Fig.1 Optical micrographs of cold work tool steels.

* 原稿受付 平成 27 年 9 月 16 日

掲載決定 平成 27 年 11 月 30 日

** 日立金属株式会社 (島根県松江市北陵町 22)

*** 島根大学総合理工学研究科 (島根県松江市西川津 1060)

次に、冷間工具鋼(60HRC)が難削性を示す理由とその改善方法を検討するため、プラスチック金型鋼(40HRC)を切削した際の温度、抵抗、付着物との比較を実施した。プラスチック金型鋼は転削加工時に既報⁴⁾より工具損傷状態と付着物が異なった2種類を使用した。表3に比較に用いたプラスチック金型鋼の主要組成、表4に切削条件を示す。加工方法は、溝加工した試験片を用いて旋削加工による断続切削とした。温度測定は切削中に工具とワーク間に発生する熱起電力を温度に換算することにより求める工具-熱起電力測定法⁵⁾を用い、切削抵抗は切削動力計により測定した値から合力を算出した。

本実験では、工具母材に超硬合金を使用し、転削加工の被削性評価のコーティングに TiAlN、付着物評価などのその他評価に被削材成分を含まない TiN を選定した。コーティングは、Physical Vapor Deposition (PVD) 法により約 3 μ m の厚さとなるように成膜した。切削後の工具刃先は、Scanning Electron Microscope (SEM)、Electron Probe Micro Analyzer (EPMA)、Wavelength Dispersive X-ray Spectroscopy (WDS)、Transmission Electron Microscope (TEM)、Energy Dispersive X-ray Spectroscopy (EDS)を用いて調べた。

Table 2 Cutting conditions by the indexable milling tool.

Cutter	Diameter	12 mm
	Number of teeth	1/3
Insert	Base material	Carbide
	Coating	TiAlN or TiN
Cutting conditions	Axial depth of cut	0.15 mm
	Radial depth of cut	6 mm
	Cutting speed	70 m/min
	Feed per tooth	0.4 mm/tooth
	Revolution	1856 min ⁻¹
	Feed rate	742 mm/min
	Cutting method	Down cut
	Cutting fluid	Air

Table 3 Chemical composition of steels. (mass%)

	C	Si	Mn	S	Cr	Mo	V	Al
Steel E	0.13	0.3	1.5	-	0.3	0.3	-	0.90
Steel F	0.24	0.3	1.5	0.018	1.8	0.5	0.1	0.01

Table 4 Cutting conditions by the indexable milling tool.

Insert	Base material	Carbide
	Coating	TiN
Cutting conditions	Axial depth of cut	0.3 mm
	Cutting speed	13~300 m/min
	Feed per tooth	0.2 mm/tooth
	Cutting fluid	—

3. 実験結果および考察

3.1 被削性評価結果

図3に切削距離と逃げ面最大摩耗幅の関係、図4に50 m 切削後の工具刃先の SEM 像を示す。本実験では、逃げ面最大摩耗幅はチッピングも含め、母材が露出した幅とした。図より、母材露出幅は、Steel D > Steel A > Steel B > Steel C の順番に大きく、Steel D と Steel A を切削した後の工具はホーニングから逃げ面にかけてチッピングを生じていた。一方、摩耗幅のみで比較すると Steel A $\approx$ Steel B > Steel C $\approx$ Steel D の順に大きい結果となった。

一次炭化物の多い Steel A、Steel B は Steel C、Steel D 切削時に比べて逃げ面の初期摩耗が早いことから、逃げ面の初期摩耗は鋼材中の一次炭化物の影響が大きいといえる。Steel A、B で見られた様な硬質で粗大な一次炭化物により工具刃先に摩耗やチッピングが生じ、工具寿命が低下することが報告されている^{6,7)}。よって、Steel A 切削時は粗大な一次炭化物の影響より工具刃先にチッピングが生じた可能性がある。しかし、比較的一次炭化物が多い Steel B 切削時にチッピングが生じず、一次炭化物が最も少ない Steel D 切削時にチッピングが生じていた。これらの結果から、一次炭化物により生じるチッピングが抑制される要因や一次炭化物以外にチッピングを発生させる要因が存在すると思われる。

図5に10 m 切削後の工具刃先の SEM 像を示す。Steel A と Steel D は、50 m 切削後にチッピングが生じていた類似の箇所でもコーティングが剥離していた。このことから、ホーニング部のコーティングの損傷がチッピングを引き起こす要因の一つと推測する。そこで、次項よりホーニング部に着目して観察を実施した。

Fig.3 Relationship between cutting length and flank maximum wear width.

$$n = 1856 \text{ min}^{-1}, V_f = 742 \text{ mm/min}, a_p \times a_e = 0.15 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$$

Fig.4 SEM images of cutting tool after cutting cold work tool steels.

$$n = 1856 \text{ min}^{-1}, V_f = 742 \text{ mm/min}, a_p \times a_e = 0.15 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}, L = 50 \text{ m}, \text{TiAlN coated tool}$$

Fig.5 SEM images of cutting tools after cutting cold work tool steels. $n = 1856 \text{ min}^{-1}$, $V_f = 742 \text{ mm/min}$, $a_p \times a_e = 0.15 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$, $L = 10 \text{ m}$, TiAlN coated tool

3.2 工具刃先の表面観察

図 6 に 0.25 m 切削後のホーニング部を SEM 観察した結果を示す。50 m 切削時点でチッピングが生じていなかった Steel B と Steel C 切削後のホーニング部には、切削時に切りくずが擦過したことで付着したと考えられる黒い領域が確認された。COMP 像のコントラストは組成に依存し、平均原子番号が小さいほど黒く観察される。

表 4 に図 6 に示す箇所 EPMA の WDS 分析による定量分析結果を示す。分析条件は、加速電圧 15 kV、照射電流 $1.0 \times 10^{-7} \text{ A}$ 、ビーム径 50 μm とした。コーティング成分の Ti が検出されており、付着物とその下のコーティング層を合わせた分析値となっ

たものと考えられるため、分析結果は参考値とする。表より、いずれの工具の付着物にも Fe はほとんど検出されなかった。よって、切りくずの付着・剥離がチッピングを誘発するという報告があるが、今回はそれに該当しないと考える。Steel B, C で観察された黒い領域からは Al と O が多く検出された。

図 7 にすくい面側からの Si, Mn, S, Al, Fe, O の面分析結果を示す。分析条件は、加速電圧 15 kV、照射電流 $1.0 \times 10^{-7} \text{ A}$ 、ビーム径 1 μm とした。面分析結果でも、切りくずと工具が接する箇所において Fe の付着はほとんど検出されなかった。Steel B と Steel C では Al と O, Mn と S が同じ位置に形成しており、Al 系酸化物と MnS がホーニングに付着していると考えられる。

Fig.6 COMP images of cutting tools after cutting cold work tool steels. $n = 1856 \text{ min}^{-1}$, $V_f = 742 \text{ mm/min}$, $a_p \times a_e = 0.15 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$, $L = 0.25 \text{ m}$, TiN coated tool

Fig.7 Elemental maps of cutting tools after cutting cold work tool steels. $n = 1856 \text{ min}^{-1}$, $V_f = 742 \text{ mm/min}$, $a_p \times a_e = 0.15 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$, $L = 0.25 \text{ m}$, TiN coated tool

Table 4 Results of WDS semi-quantitative analysis at Fig.6. (mass %)

	Si	Mn	S	Al	Fe	Ti	O
Area 1	0.2	-	-	0.2	0.9	42.2	6.3
Area 2	0.1	0.2	0.1	4.9	0.3	31.6	31.4
Area 3	0.2	0.5	0.1	0.7	-	39.4	11.3
Area 4	0.2	0.3	0.1	0.1	-	42.3	8.0

3.3 工具刃先の断面観察

図 8 に、図 7 中ホーニングの矢印部分を TEM により断面観察した結果を示す。図より Steel B 切削後の工具表面に 400 nm 程度、Steel C に 100~200 nm 程度の厚みで付着物が観察された。また、切削後の工具における TiN コーティングが、切りくずの擦過方向に 0.4~1.5 μm 程度の塑性変形を生じており、Steel B が最も塑性変形が小さく、次いで Steel C、Steel A、Steel D の順番に塑性変形が小さくなった。さらに、付着物が厚く形成するほどコーティングの塑性変形領域が小さい傾向であった。このことから、切りくずより生じるコーティングへのせん断力が付着物により低減され、ホーニング部の損傷、工具のチッピングが抑制された可能性が考えられる。さらに、著者らはプラスチック金型鋼切削時に TiN の塑性変形を認めておらず⁴⁾、難削材である Ni 基耐熱合金切削時に TiN の塑性変形が確認されている⁹⁾。よって、60 HRC 調質材切削時は、Ni 基耐熱合金と同様、工具刃先における切削温度や切削抵抗が高いため難削性を示すと考えられる。さらに、硬質で粗大な一次炭化物の存在により摩耗の増大を示したと考える。

図 9 に Steel B と Steel C の付着物の拡大像、表 5 に図 9 中の EDS 分析結果をそれぞれ示す。どちらも Al 系酸化物(白層)と MnS(黒層)が確認できたが、Steel B 切削時の付着物は層状、Steel C 切削時の付着物は塊状で存在した。Steel B の Al 含有量は 0.3 mass%、Steel C は不純物程度の 0.02 mass% であり、Al 系酸化物の形成しやすさの違いが影響していると推測する。さらに、著者らの過去の調査ではプラスチック金型鋼切削時に形成された Al 系酸化物上には、被削材の Fe が付着していた⁴⁾が、MnS と混在した Al 系酸化物上には、Fe の付着がほとんど確認できなかった。

Table 5 Results of EDS semi-quantitative analyses at Fig.9. (mass %)

		Si	Mn	S	Al	Fe	O
Steel B	Area 5	9.0	14.3	3.1	47.6	1.7	20.0
	Point 1	6.1	4.9	1.4	59.7	1.0	24.4
	Point 2	6.4	38.2	16.3	19.1	5.2	6.36
Steel C	Area 6	1.9	-	-	70.5	-	27.6
	Area 7	2.1	62.2	32.5	2.0	-	1.2

3.4 各種 Belag の生成条件

被削材成分より工具刃先に付着し、工具寿命を著しく伸ばす保護膜は Belag¹⁰⁻¹²⁾と呼ばれており、Steel B、C 切削時も Belag によりホーニング部の損傷と工具のチッピングが抑制されたと推測できる。これまでに、プラスチック金型鋼⁴⁾、冷間工具鋼を断続切削した際に工具への付着物を調べた結果、Mn-Si 系酸化物、Al 系酸化物、MnS、Fe または Fe 系酸化物が確認された。そこで、Belag の形成が確認された冷間工具鋼(60HRC)の Steel B、C とプラスチック金型鋼(40HRC)の Steel E、F⁴⁾を切削した際の温度、抵抗、付着物の関係性について調査し、60HRC 調質後の冷間工具鋼を切削した際に、難削材である理由と最適な Belag について検証した。切削温度の変化により、同一鋼材切削時に形成される Belag 組成が変化する⁴⁾可能性があるため、切削速度 13~300 m/min の条件で評価を実施した。

3.4.1 切削温度と切削抵抗測定

図 10、11 に切削速度と切削温度、切削温度と切削抵抗の関係を示す。冷間工具鋼(60HRC)切削時は切削速度 150 m/min で工具が欠損したため、100 m/min までの測定結果を示す。70~100 m/min についても工具の損傷が激しいため参考値として扱った。

切削速度 50 m/min 以下の条件で比較すると、同一切削速度の切削温度は Steel B $\approx$ Steel C > Steel E > Steel F、さらに、同一温度で比較した場合、切削抵抗は Steel B > Steel C $\approx$ Steel E > Steel F の順番で大きい結果となった。この結果から、工具刃先にかかる温度と抵抗は、プラスチック金型鋼(40HRC)切削時よりも、冷間工具鋼(60HRC)切削時が高い傾向であり、切削中に工具刃先にかかる機械的・熱的負荷が高いことが難削性の一つの要因であると考えられる。

Fig.8 Cross section TEM images at cutting edge of indexable milling tool.n = 1856 min⁻¹, Vf = 742 mm/min, ap $\times$ ae = 0.15 mm $\times$ 6 mm, TiN coated tool **Fig.9** Enlarged TEM images of Fig.7.n = 1856 min⁻¹, Vf = 742 mm/min, ap $\times$ ae = 0.15 mm $\times$ 6 mm, TiN coated tool

3. 4. 2 切削温度と付着物の関係

60HRC 調質後の冷間工具鋼切削時に利用できる最適な Belag 組成について検証するため、各種鋼材切削時の切削温度と工具刃先に形成された付着物の関係性について調査した。図 12 に各切削温度(切削速度)と工具すくい面に形成された付着物の関係性を示す。面分析結果より、鋼材中の Al 含有量が比較的多い Steel B(0.3 mass% Al)、Steel E(0.9 mass% Al)切削時は、すべての温度領域において Al 系酸化物の形成が認められた。さらに、MnS の形成が確認できた Steel B では、Steel E に比べて Fe の付着が少ないことから、MnS は Fe の付着を抑制する効果があると考えられる。一方、鋼材中の Al 含有量が比較的小さい Steel F(0.01 mass% Al)切削時は切削温度の上昇に伴い、付着物が Mn-Si 系酸化物へと変化し、切削温度 650℃付近で Mn-Si 系酸化物の形成が最も広範囲となった。Steel C(0.02 mass% Al)切削

時は、MnS のみ認められ、図 9 の様な Al 系酸化物の形成が少なく、今回の切削条件で認められなかったと考える。さらに、Steel C は Si、Mn の含有量が最も多いにも関わらず、Steel F 切削時に認められた Mn-Si 系酸化物の形成が確認できていなかった。よって、切削温度以外に C、Cr などの合金元素、切削抵抗などが Belag の形成に関係している可能性があると考ええる。

切削温度と付着物の関係性により、Al 系酸化物の工具刃先への形成は切削温度に依存せず、Mn-Si 系酸化物の形成は切削温度に依存した。Al₂O₃の融点は 2050℃、MnO・SiO₂は 1200℃程度であり¹³⁾、Mn-Si 系酸化物は比較的融点が低いため、保護膜として機能を発揮する温度領域が限定されたと推測する。よって、高硬度材切削時の高温、高压の環境下で安定して形成される Al 系酸化物と Fe の付着を抑制する MnS を同時に Belag として利用することが冷間工具鋼(60HRC)の加工能率向上に有効であると考ええる。

Fig.10 Relationship between cutting speed and temperature.
Vc = 13~300 m/min, fz = 0.2 mm/tooth, ap = 0.3 mm, L = 5 m, TiN coated tool

Fig.11 Relationship between temperature and cutting resistance.
Vc = 13~300 m/min, fz = 0.2 mm/tooth, ap = 0.3 mm, L = 5 m, TiN coated tool

Fig.12 Elemental maps of cutting tools after cutting plastic mold steels and cold work tool steels.
fz = 0.2 mm/tooth, ap = 0.3 mm, L = 5 m, TiN coated tool

3.5 60HRC 調質後の冷間工具鋼の被削性改善方法

図 13 に 60HRC 調質材切削時の工具損傷状態と鋼材中の一次炭化物, Belag 形成に関しての概念図を示す。図中写真は図 3 に示した 50 m 切削後の工具断面図を示す。TiAlN コーティング工具による被削性評価から、鋼材中の一次炭化物が少ないほど切削工具における逃げ面摩耗の進行が遅い結果を得た。また、TiN コーティング工具による工具刃先観察結果から、Al 系酸化物と MnS の Belag が TiN 上に厚く形成されるほど TiN の塑性変形領域が低減された。このことより、切削中に生じるコーティングへのせん断力が Belag により低減され、TiAlN コーティング工具のホーニング部の損傷、工具のチッピングが抑制された可能性が考えられる。さらに、旋削加工による断続切削評価により、冷間工具鋼(60HRC)切削時に最適な Belag は Al 系酸化物と MnS であることを確認した。

よって、60HRC 調質後の冷間工具鋼は、鋼材特性を著しく低下させない程度に、一次炭化物を低減し、Al 系酸化物と MnS からなる Belag を生成する様な成分設計をすることにより、良好な被削性を得ることが出来ると考える。さらに、TiAlN よりも高温・高圧下に耐え得るコーティング材が使われている切削工具を選定し、鋼材と工具の両方から最適化を行うことにより、60HRC プリハードン鋼から最終形状まで一括で加工し、実用金型として使用される可能性が広がると考える。

Fig.13 Conceptual diagram of damage of cutting tools after 60HRC hardened cold work steel.

4. 結 言

冷間工具鋼(60HRC)を転削加工後、工具刃先の観察を実施し、以下の結論を得た。

- (1) TiAlN コーティング工具による被削性評価から、鋼材中の一次炭化物が少ないほど切削工具における逃げ面摩耗の進行が遅くなる傾向であった。
- (2) TiN コーティング工具による工具刃先観察結果から、Al 系酸化物と MnS の Belag が TiN 上に厚く形成されるほど TiN の塑性変形が低減された。
- (3) 切削中に生じるコーティングへのせん断力が Belag により低減され、TiAlN コーティング工具のホーニング部の損傷、工具のチッピングが抑制された可能性が考えられる。

冷間工具鋼(60HRC)とプラスチック金型鋼(40HRC)を旋削加工(断続切削)した際の温度、抵抗、付着物の関係性について調査し、以下の結果を得た。

- (4) 工具刃先に生じる切削温度と切削抵抗は、プラスチック金型鋼(40HRC)切削時よりも、冷間工具鋼(60HRC)切削時の方が高い傾向であった。
- (5) Al 系酸化物の工具刃先への形成は切削温度に依存せず、Mn-Si 系酸化物の形成は切削温度に依存した。
- (6) 高硬度材切削時の高温、高圧下で安定して形成される Al 系酸化物と Fe の付着を抑制する MnS を同時に Belag として利用することが冷間工具鋼(60HRC)の加工能率向上に有効であると考えられる。

参 考 文 献

- 1) 日本金属熱処理工業会編集；全面改訂熱処理技術入門，大河出版，204-207。
- 2) 横井大円，清水敬介，春名靖志；工具鋼の現状と高機能化の動向，Sanyo Technical Report, 15, 1(2008)53-61。
- 3) 並木郁夫；新しい金型づくりと金型材料の動向，電気製鋼，71, 2(2000)157-165。
- 4) 森下佳奈，石川剛史，井上謙一；高硬度金型用鋼切削における工具損傷現象の解析，自動車技術会論文集，43, 2(2012)539-542。
- 5) 藤村善雄；実用切削加工法第2版，共立出版，50。
- 6) 倉田征児，藤井利光；高硬度冷間工具鋼の被削性におよぼす炭化物種類と量の影響，電気製鋼，72, 2(2003)75-82。
- 7) 井上孝司，細井祐三，中島浩衛，竹中宏行，羽生田智紀；高炭素クロム鋼の切削加工におよぼす炭化物分布の影響，鉄と鋼，84, 5(1998)387-392。
- 8) 山根八洲男，鳴瀧則彦；正面フライス切削時の工具損傷に及ぼす雰囲気の影響(第3報)，精密工学会誌，52, 4(1986)87-92。
- 9) 小関秀峰，井上謙一，上原一剛，白杵年；インコネル718 切削加工時の PVD コーティング損傷形態，精密工学会学術講演会講演論文集，2013A(0)，(2013)329-330。
- 10) 渡里宏二，藤原順介，松永和則；Ca 脱酸鋼の Belag 形成におよぼす超硬工具材質の影響，精密工学会誌，78, 6(2012)517-522。
- 11) 古屋論，尾添伸明，関谷克彦，山根八州男；非金属介在物を利用した片状黒鉛鋳鉄高速切削時の快削化(第2報)，精密工学会誌，71, 6(2005)750-755。
- 12) 山根八州男，田中隆太郎，関谷克彦，鳴瀧則彦，白神哲夫；BN 添加鋼の被削性(第2報)，66, 2(2000)229-233。
- 13) 改訂 4 版金属データブック日本金属学会編，丸善株式会社，560，563。