快削鋼の被削性解析（第1報）*

—低合金硫黄快削鋼の摩擦特性と切削機構との関連性—

前 川 克 廣** 久 保 明 彦*** 北 川 武 揚***

Machinability Analysis of Free-machining Steels (1st Report)
— Correlation between Friction Characteristics of Low Alloy
Resulfurized Steel and Cutting Mechanism —

Katsuhiko MAEKAWA, Akihiko KUBO and Takeaki KITAGAWA

A split tool dynamometer was employed to investigate friction characteristics at the tool-chip interface. Compared to a standard steel, a calcium treated, resulfurized steel shows lower frictional stress near the chip leaving point and shorter chip contact length. The friction on the rake face can be expressed by a characteristic equation which is similar to that proposed by Shirakashi and Usui. On the other hand, high strain rate compression tests at elevated temperatures were carried out using the Hopkinson bar method to evaluate flow characteristics of the steels. On the basis of the empirical equations thus obtained, a simulation analysis was conducted to examine a correlation between the material characteristics and cutting mechanism. It shows that the difference in friction characteristics mainly causes the chip flow, temperature and cutting forces to change: the free-machining steel brings better machinability, though its flow properties are almost the same as those of the standard steel.

Key words: free-machining steel, resulfurized steel, calcium treatment, friction characteristics, flow stress, computer simulation, finite element method, cutting mechanism, machinability

1. ま え が き

せん断域でのぜい性付与効果が硫黄快削鋼の快削作用の主因であることは、数多くの研究者によって指摘されてきた。最近、帯川ら¹⁾は解析的に得られた塑性曲線を用いて、ぜい性付与効果に起因する切削状態の改善を定量的に検討している。しかしながら、シミュレーション解析において温度・ひずみ速度効果や鋼中のMnS粒子の潤滑性²⁾については考慮されていない。

本研究では、まず低合金硫黄快削鋼と標準鋼について、温度・ひずみ速度およびそれらの履歴効果を含んだ流動応力特性をホプキンソン棒法圧縮試験により調べる。一方、工具・切りくず間の摩擦特性についても、工具分割型動力計を用いて実切削条件下で測定する。

これらの実験式に基づいて、有限要素法による二次元定常切削過程のシミュレーション解析を行い、とくに摩擦特性の相違が切削機構にどのような変化をもたらすのかを検討する。

2. 流動応力特性の検討

供試材はB社製低合金硫黄快削鋼および標準鋼である。化学成分を表1に示す。前者は脱酸剤としてCaも使用しているために、介在物はMnSの他に、(Ca, Mn)Sシエルの中に主にCaO・6Al₂O₃とCaO・2Al₂O₃の酸化物が混入した粒子³⁾から成っている。切削の変形域と同様なひずみ速度、ひずみおよび温度の条件下での流動応力特性を調べるために、ホプキンソン棒法圧縮試験⁴⁾を行った。図1に試験片の作成手順を示す。直径100mmの丸棒からφ6×10mmの円柱を切り出し、焼鈍は行わずそのまま用いて、等温・等ひずみ速度試験と、温度とひずみ速度の履歴効果⁴⁾を同定するための試験を、温度θ=20~800℃、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ =500~2000s⁻¹、ひずみ $\bar{\epsilon}$ =0~1の範囲で行った。図2は等温・等ひずみ速

* 原稿受付 平成2年5月17日。昭和63年度精密工学会春季大会学術講演会（昭和63年3月16日）および1990年度精密工学会春季大会学術講演会（平成2年3月28日）にて発表

** 正会員 茨城大学工学部（日立市中成沢町4-12-1）

*** 正会員 北見工業大学（北見市公園町165）

Table 1 Chemical composition of work materials (wt%)

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	Sn	Ca
Standard steel	0.36	0.21	0.77	0.018	0.042	0.94	0.15	0.22	0.031	0.24	0.021	<0.0005
Free-cutting steel	0.41	0.32	0.85	0.008	0.092	1.11	0.21	0.08	0.025	0.09	0.007	0.0046

Fig.1 Preparation of specimen for compression test

Fig.2 Flow stress-temperature curves

度試験結果の一例であり、 $\dot{\epsilon}=1000\text{s}^{-1}$ における流動応力 $\bar{\sigma}$ - 温度曲線を示す。図中の実線（快削鋼）と破線（標準鋼）は、以下に述べる式(1)による近似曲線である。両鋼とも550℃付近で青熱ぜい性に起因する流動応力の上昇が認められる。しかし巨視的な流動応力への介在物の影響は、他の試験条件下においても見られず、炭素が幾分多く含まれている快削鋼の方が、流動応力はむしろ大き目である。

試験結果を整理すると、次の流動応力特性式が得られる。

$$\bar{\sigma} = A(\theta) \left(\frac{\dot{\epsilon}}{1000} \right)^{M(\theta)} e^{k\theta} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{1000} \right)^{-m} \left\{ \int_{\theta, \dot{\epsilon}=h(\bar{\epsilon})} e^{-k/N(\theta)} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{1000} \right)^{m/N(\theta)} d\bar{\epsilon} \right\}^{N(\theta)} \quad (1)$$

Table 2 Constants in equations (1) and (3)

Free-cutting steel

$$A(\theta) = 153 e^{-0.0018\theta} + 38 e^{-0.000012(\theta-440)^2} + 16.5 e^{-0.0002(\theta-575)^2}$$

$$M(\theta) = 0.015 + 0.000067\theta$$

$$N(\theta) = 0.1395 e^{-0.001\theta} + 0.06 e^{-0.000025(\theta-465)^2}$$

$$k = 0.000059, \quad m = 0.0025$$

$$R = 0.875, \quad \mu = 1.25, \quad n = 1.25$$

Standard steel

$$A(\theta) = 149 e^{-0.0018\theta} + 38 e^{-0.000010(\theta-450)^2} + 14.5 e^{-0.00022(\theta-570)^2}$$

$$M(\theta) = 0.0185 + 0.000069\theta$$

$$N(\theta) = 0.134 e^{-0.0014\theta} + 0.082 e^{-0.0000145(\theta-465)^2}$$

$$k = 0.000059, \quad m = 0.0031$$

$$R = 1.0, \quad \mu = 1.25, \quad n = 1.65$$

ただし、 k, m は定数、 $A(\theta), M(\theta), N(\theta)$ は温度に依存する定数であり、これらの値は表2に示す。

3. 摩擦特性の検討

工具・切りくず接触面の摩擦特性は、工具分割型動力計⁵⁾を用いて検討した。図3にその測定原理を示す。切れ刃から分割位置までの距離 l を変化させながら二次元切削を行って切削抵抗を測定すれば、次式により垂直応力 σ_t と摩擦応力 τ_t が求まる。

$$F_{c1} = w \int_0^l \sigma_t d\ell, \quad F_{t1} = w \int_0^l \tau_t d\ell \quad (2)$$

ただし、 F_{c1}, F_{t1} は刃先側で測定されるすくい面垂直力と摩擦力、 w は切削幅である。図4に切削速度 $V=100\text{m/min}$ 、送り(切削厚さ) $f=0.2\text{mm/rev}$ 、 $w=2.8\text{mm}$ 、すくい角 $\alpha=0^\circ$ の場合の、単位切削幅当たりの F_{c1}, F_{t1} - l 曲線を示す。用いた工具は超硬P20である。

図5は、図4および式(2)を用いて得られた σ_t と τ_t の分布である。横軸は切れ刃からの距離を表し、実線が快削鋼、破線が標準鋼である。同図(a)は前述の切削条件の場合、(b)は $V=225\text{m/min}$ 、 $\alpha=6^\circ$ に変更した場

Fig.3 Dynamometry using a split tool

Fig.4 Tool forces with changing distance from cutting edge

合である。いずれも σ_t は刃先に向かって指数関数的に増大する。一方、 τ_t は刃先側で飽和する台形状分布となる。快削鋼は標準鋼に比べて、切りくず離脱点付近で τ_t が減少して $\tau_t < \sigma_t$ となり、かつ切りくず接触長さも減少している。

図5を τ_t と σ_t の関係で整理すると図6が得られる。切削条件の違いによらず、両鋼とも次式によって表現できる。

$$\frac{\tau_t}{\tau_e} = R \left\{ 1 - \left(\mu \frac{\sigma_t}{\tau_e} \right)^n \right\}^{1/n} \quad (3)$$

ただし、 τ_e は標準鋼のせん断流動応力、 R , μ , n は定数であり、表2にこれらの値を併記した。本実験の範囲内では $\tau_e = 480$ MPaである。実験条件が大幅に異なれば摩擦接触面での流動条件も異なり、当然 τ_e も変化する。図6中の実線と破線は、それぞれ快削鋼と標準鋼について式(3)による近似曲線である。式(3)の摩擦特性式は、 $R=n=1$ のとき白樫・臼井の式⁶⁾に一致する。式(3)はまた次の特徴をもつ。 $\sigma_t \rightarrow \infty$ のとき $\tau_t \rightarrow R\tau_e$ となり、摩擦応力は接触面のせん断流動応力に等しくなる。一方、式(3)の微係数は

Fig.5 Distribution of stresses on rake face

Fig.6 Relationship between frictional and normal stresses

$$\frac{d\tau_t}{d\sigma_t} = R\mu^n \left(\frac{\sigma_t}{\tau_e} \right)^{n-1} e^{-\left(\mu \frac{\sigma_t}{\tau_e} \right)^n} \left\{ 1 - \left(\mu \frac{\sigma_t}{\tau_e} \right)^n \right\}^{\frac{1-n}{n}} \quad (4)$$

で与えられるが、式(4)をテーラー展開して第2項までとれば

$$\frac{d\tau_t}{d\sigma_t} = R\mu \left\{ 1 - \left(\mu \frac{\sigma_t}{\tau_e} \right)^n \right\} \quad (5)$$

となる。したがって、 $\sigma_t \rightarrow 0$ のとき $d\tau_t/d\sigma_t \rightarrow R\mu$ となって、クーロン摩擦が成立する。

式(3)は凝着型の摩擦機構⁶⁾に基づいているので、摩擦応力は凝着している真実接触面積 A_r に比例する。

Fig.7 Contours of equivalent plastic strain rate. $V=100$ m/min, $f=0.2$ mm, $\alpha=10^\circ$

Fig.8 Isotherms. Cutting conditions are the same as those in Fig.7

垂直応力が大きくなれば A_r も増大するが、いま介在物が被削材中に均一に分散しているものとする、 A_r に含まれる介在物の量も増加する。 A_r 部の凝着強度が介在物の存在によって低下すると考えれば、その程度を式(3)に含まれる定数 R と n が表していることになる。

4. 数値解析結果

二次元定常切削過程を有限要素法を用いて解析するため

Fig.9 Distribution of stresses and temperature on rake face. Cutting conditions are the same as those in Fig.7

には、平ひずみ条件下で弾塑性増分計算を行えばよい。ただし、各増分段階で式(4)から摩擦係数を評価し、これをすくい面の摩擦境界条件として与える。構成式としてはJ2流れ理論を用いる。この式に含まれる相当応力と加工硬化率は、式(1)の単軸圧縮試験から得られる流動応力特性式に従い、一方、変形域の塑性仕事とすくい面での摩擦仕事によって温度上昇が生じ、流動応力に影響する。このような複雑な変形過程に対して反復収束法¹⁾⁷⁾を用いれば、効率よく定常解を得ることができる。解析に用いた有限要素モデルは既報⁷⁾と同様である。

以下に、 $V=100\text{m/min}$ 、 $f=0.2\text{mm}$ 、 $\alpha=10^\circ$ の切削条件下での計算結果を示す。図7は生成した切りくず形状と相当塑性ひずみ速度の分布を、(a)標準鋼と(b)快削鋼について示す。快削鋼の方が切りくず厚さが若干薄く、切りくずカール半径も小さい。また塑性域の広がりも快削鋼の方が狭く、とくに仕上面より内部への塑性流動が少ない。

図8は温度分布を、図7と同様に(a)標準鋼、(b)快削鋼について示す。一方、図9はすくい面温度の切りくず流出方向の変化を、応力分布とともに示す。同図(b)の快削鋼の方が(a)の標準鋼に比べて、最高温度が 60°C 低く、また切りくず接触長さも短い。両鋼とも解析における境界条件と熱定数は同一としたので、温度は熱源としての塑性仕事と摩擦仕事、および切りくず速度に依存する。したがって、快削鋼の温度が低目であることは、図7のひずみ速度の分布や図9のすくい面上の応力分布、とくに摩擦応力の減少とも符合している。

5. 考 察

シミュレーション結果を実測値と比較してみる。図10は $f=0.125\text{mm/rev}$ 、 $\alpha=6^\circ$ 、切込み(切削幅) 1.25mm の条件下でのすくい面垂直力と摩擦力の切削速度による変化である。図中の●が標準鋼、○が快削鋼、破線が計算、実線が実測である。切削速度が増大すれば垂直力、摩擦力ともにおおむね減少する傾向は一致しているが、力の大きさ、とくに快削鋼の垂直力は計算の方がかなり大きい。これは、ホプキンソン棒法試験における圧縮による負荷形式が、切削変形域のせん断主体の変形様式と対応していないため⁸⁾と考えられる。また実験は、長手方向準二次元切削であるのに対して、計算で用いた流動応力特性は、図1に示すような方向に試験片を抽出して求めている。切削方向と快削添加物の配向の関係も、切削力、とくにせん断せん断力

Fig.10 Tool forces and maximum rake face temperatures for standard (●) and free-cutting (○) steels
 $f=0.125\text{ mm}$, $w=1.25\text{ mm}$, $\alpha=6^\circ$

Fig.11 Measured temperature on rake face
 $V=225\text{ m/min}$, $f=0.2\text{ mm/rev}$, $w=2.8\text{ mm}$, $\alpha=6^\circ$

に影響すること⁹⁾が指摘されている。

次に、すくい面の応力分布を、図5の実測と図9の計算で比較してみると、快削鋼の方が標準鋼より応力

の絶対値が小さいことは一致しているが、分布形状に相違がみられる。とくに、実測では切りくず離脱点に向かって尾を引いている応力分布が、計算では急激に減少している。また接触長さも、実測と計算ではすくい角が 6° と 10° と若干異なるが、計算の方が短目である。これらの不一致の原因には、有限要素分割の粗密の影響¹⁰⁾が指摘されている。

図11は $V=225$ m/min, $f=0.2$ mm/rev, $\alpha=6^\circ$, 切削幅 2.8 mmの条件下で円板の二次元切削を行って得たすくい面温度分布である。●が標準鋼, ○が快削鋼である。測定は、超硬P20のチップ中に埋込んだ $\phi 10$ μ mの白金線をすくい面に露出させる、微小熱電対露出法⁵⁾によった。被削材が少量であったために実測結果は図示の一例のみであり、かつロットの相違によって測定温度に斜線で示すような差が生じた。しかし、すくい面温度は全体的に快削鋼の方が標準鋼より $60\sim 120^\circ\text{C}$ 低いことがわかる。また、快削鋼の最高温度位置が刃先点に近く、かつ測定可能領域、すなわち切りくず接触長さが短いことも、図9の計算結果と一致している。

なお図10には、図示の条件下でのすくい面最高温度の計算値を破線で併記した。切削速度が増大すれば、両鋼とも温度が上昇するが、快削鋼の方が標準鋼より 100°C 前後低目である。快削鋼切削時の工具摩耗の減少³⁾に関しては、工具表面の保護層の生成の効果¹¹⁾, すなわち保護層の直接的な拡散防止の役割が指摘されているが、快削添加物の摩擦低減効果に起因する切削温度の低下(図11)も、主たる要因と考えられる。

以上のように、本研究で用いた快削鋼は、標準鋼に比べて実験では切削力の減少やすくい面温度の低下、さらに工具摩耗の減少³⁾といった快削効果が現れる。一方、シミュレーション解析においても、両鋼の流動応力特性がほぼ同一であるにもかかわらず、摩擦特性の相違によって切削機構が変化し、快削鋼の場合には実験と同様な快削効果が引き起こされる。したがって、すくい面の摩擦特性の相違、すなわち快削添加物の摩擦低減効果が、せん断域でのぜい性付与効果¹⁾と同様に、被削性の向上をもたらすことが明らかとなった。

6. 結 論

- (1) 工具分割型動力計を用いて低合金硫黄快削鋼のすくい面応力分布を測定した結果、標準鋼に比べて切りくず離脱点付近の摩擦応力が大きく低下し、かつ接触長さも減少することが分かった。
- (2) すくい面の摩擦は快削鋼、標準鋼ともに、凝着摩擦に基づく白樫・臼井の特性式⁶⁾と類似の式に

よって表現される。

- (3) 快削添加物の摩擦低減効果は、せん断域でのぜい性付与効果¹⁾と同様に、快削効果を引き起こすことをシミュレーション解析によって示した。

謝 辞

供試材および切削実験結果の一部は British Steel PLCのD. J. Naylor博士と英国Leeds大学T. H. C. Childs教授のご好意によった。記してお礼申し上げる。また計算には英国Bradford大学計算機センターCyber180および東大大型計算機センターHITAC-M680Hを用いた。

参 考 文 献

- 1) 帯川利之, 白樫高洋, 臼井英治: 快削添加物粒子のぜい性効果(その2), 精密工学会誌, 53, 7 (1987)1057.
- 2) K. Yamaguchi and T. Kato: Friction Reduction Actions of Inclusions in Metal Cutting, Trans. ASME, J. Eng. for Ind., 102, August (1980)221.
- 3) M. L. Pickett, M. Cristinacce and D. J. Naylor: Development and Applications of Improved Machinable Engineering Steels, ASM Conf. on High Productivity Machining, Materials and Processing, New Orleans, 7-9 May (1985).
- 4) 白樫高洋, 前川克廣, 臼井英治: 高速・高温変形における低炭素鋼の流動応力特性(第1報), 精密機械, 44, 11(1978)1393.
- 5) 北川武揚, 白樫高洋, 臼井英治: 切削工具寿命の解析的予測に関する研究(第1報), 精密機械, 42, 12(1976)1178.
- 6) 白樫高洋, 臼井英治: 工具すくい面の摩擦特性, 精密機械, 39, 9(1973)966.
- 7) 前川克廣, 久保明彦, 北川武揚: 難削材のプラズマ加熱切削(第2報), 精密工学会誌, 54, 3 (1988)567.
- 8) H. Yaguchi, K. A. Hartley, J. Duffy and R. H. Hawley: The Effect of MnS Inclusions in AISI 1215 Free-machining Steels on Shear Band Formation during High Strain Rate Torsional Deformation, 2nd Int. Symp. on Effects and Control of Inclusions and Residuals in Steels, CIM, Toronto, (1986)III-68.
- 9) D. R. Poirier and A. P. Kieras: The Anisotropic Cutting Behavior of Free-Machining Steels, Trans. ASME, J. Eng. for Ind., 97, August (1975)1094.
- 10) T. H. C. Childs and K. Maekawa: A Computer Simulation Approach towards the Determination of Optimum Cutting Conditions, Int. Conf. on Strategies for Automation of Machining, ASM, Orlando, 5-7 May (1987)157.
- 11) 例えば, 精機学会切削性専門委員会: カルシウム脱酸鋼の被削性(第4報), 精密機械, 37, 5 (1971)331.