

構成刃先が生成する切削速度域における 低合金鋼の切削抵抗

山本 重男*・中島 宏興*²・宮地 博文*

Cutting Force of Low Alloy Steels in the Cutting Speed Range in which a Built-up Edge Forms

Shigeo YAMAMOTO, Hirooki NAKAJIMA and Hirobumi MIYAJI

Synopsis : A method for estimating the cutting force was studied on the low alloy steels machined with the cutting speed which formed a built-up edge.

At first, the width of the chip shear region(W_s) and the tip radius of the built-up edge(Br) were measured with a micro-machining device. The correlation of them with the hardness of work materials(H) and the cutting speed(V) was obtained.

In the second place, the deformation resistance of the chip shear region (K_f s) and that of the built-up edge(K_{fb}), which were obtained by the analysis of the previous experimental results, were also correlated with H and V .

Multiple regression analysis was applied between the components of cutting force and the five factors of Br , W_s , K_f s, K_{fb} and microstructural one. It gave the equations to estimate the cutting forces(principal force, side force and thrust force) from H and V . A good correlation was found between the calculated and the measured values.

Key words : low alloy steel; machinability; cutting force; chip shear region; built-up edge; deformation resistance; multiple regression analysis.

1. 緒言

鋼の切削加工において、切削工具に加わる抵抗値は工具寿命や切りくず生成機構の観点から重要である。このため、切削部の幾何学的な解析結果から、構成刃先の消滅した切削速度域を中心として、切削抵抗の算出式が導かれている¹⁾²⁾。

ここでは構成刃先が生成する切削速度域を中心とした切削抵抗について検討することとした。このため切削抵抗に大きな影響を及ぼすと思われる 1) 切りくずせん断領域の幅(W_s)、2) 構成刃先の先端半径(Br)、3) 切りくずせん断領域の変形抵抗値(K_f s)、4) 構成刃先先端領域の変形抵抗値(K_{fb})、の4因子に加えて、被削材のマイクロ組織(mS)を表わす因子に注目した。

まず、新しい方法によって W_s を測定した。その原理および測定装置について述べる。並行して顕微鏡観察により Br を測定した。次いで、 K_f sおよび K_{fb} については著者らが先に行った実験結果³⁾⁴⁾を用いて算出した。さらに、これら4因子を被削材の硬さ(H)および切削速度(V)と関連づけることにより、 H および V から切削抵抗を算出することを試みた。なお、構成刃先が消滅した切削速度域においても、従来の実験結果³⁾⁴⁾である切りくずせん断角(ϕ)、切りくず裏面の変形流動層(F_μ)および mS より切削抵抗の算出式を導いた。

2. 実験方法

2.1 被削材の組成と切削部の採取

硬さが広範囲に変化している被削材について切削抵抗を算出する必要から、マイクロ組織の異なるSCM435鋼を被削材として用いた。Table 1に被削材の組成と熱処理条件、硬さを示した。

切りくずせん断領域の開始および終了域の測定に用いた切削部は、旋盤に取り付けた特殊刃物台(急停止装置)を用いて採取した⁵⁾。すなわち、切削中に切削速度を上回る速度

Table 1. Chemical composition and heat treatment of work materials.

Chemical composition of work material. (mass%)						
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
0.35	0.25	0.78	0.018	0.023	1.12	0.16
Heat treatment conditions and hardness.						
Work materials(ϕ :60mm, l :300mm)					Hardness(HV30)	
Annealed		1123K \cdot 1.5h \rightarrow F.C			168	
Normalized		1113K \cdot 1.5h \rightarrow A.C, 923K \cdot 2.5h \rightarrow A.C			204	
Spheroidized		(1033K \cdot 3h \rightarrow F.C \rightarrow 983K \cdot h) \times 4Times \rightarrow F.C			158	
Quench & Tempered		1113K \cdot 1h \rightarrow W.Q, 873K \cdot 1.5h \rightarrow O.Q			305	

平成5年9月20日受付 平成6年4月8日受理 (Received on Sep. 20, 1993; Accepted on Apr. 8, 1994)

* 金属材料技術研究所 (National Research Institute for Metals, 2-3-12 Nakameguro Meguro-ku, Tokyo 153)

* 2 金属材料技術研究所 (現: 法政大学) (National Research Institute for Metals, now Hosei University)

で工具を切削部から離脱させることで、切りくずが生成中の切削部を採取した。さらに、樹脂に埋込んだ状態で切りくず幅の中央断面を研磨して切りくずせん断領域測定用の試料とした。なお、切削部を採取する際の切込深さは1.5mmで工具送り量は0.2mm/rev, 切削速度は0.33および1.0m/sで行った。

2・2 切りくずせん断領域の幅(Ws)の測定法

まず、切りくずせん断領域の測定原理をFig. 1に示した。Fig. 1 (a)は急停止装置を用いて採取した切削部を微小切削している模式図であり、sおよびe線で囲まれた切りくずせん断領域を想定した。切削部を矢印の方向に微小切削した場合、微小切削工具に加わる切削抵抗はFig. 1 (b)のように切りくずせん断領域の開始するs点までは被削試料の硬さに対応し、切りくずせん断領域が終了したe点からは加工硬化した切りくずの硬さに対応して変化すると考えた。従って、s点からe点までの勾配部分を切りくずせん断領域とみなすことができる。

次いで、Fig. 2は切りくずせん断領域を測定するために試作した微小切削装置である。X軸とY軸上に切りくずせん断領域の測定用試料が取付けられている。Z軸には歪みゲージ方式の工具動力計が組込まれ、その先端に切削工具が付いている。切削方式は形削盤と似てはいるが、この場合、測定用試料が移動する。なお、測定用試料には切削方向への

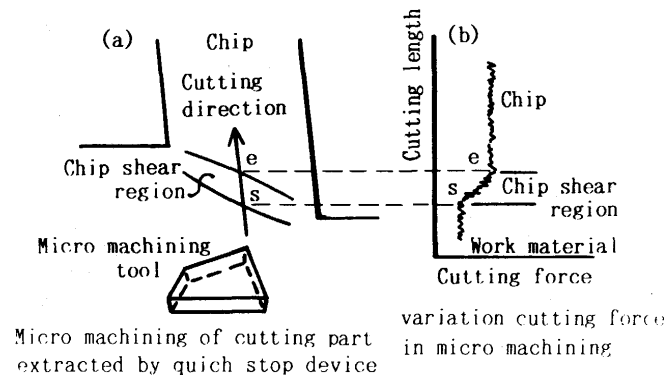


Fig. 1. Micro-machining method of cutting region and variation of micro-machining force.

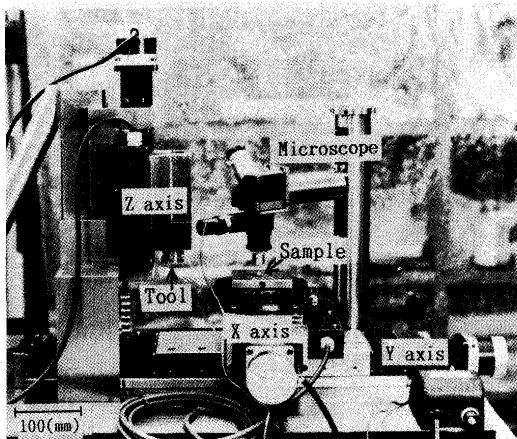


Fig. 2. Micro-machining device.

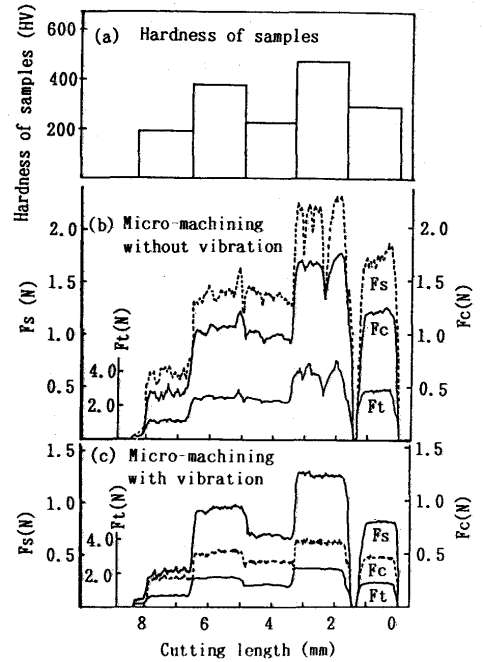


Fig. 3. Relation between hardness of samples and cutting force during micro-machining.

振動(振幅: 8 μ m, 振動数: 50Hz)を与える装置が取付け可能である。各軸の速度と位置決めはプログラムコントローラからのパルス信号によるステッピングモータの回転で制御される。そして、切削面を観察するための光学顕微鏡(~400倍)を備えている。

切削工具は超硬K10であるが、ダイヤモンド砥石で入念に仕上げた場合でも切刃部にはWC粒子に相当する刃こぼれが認められた。さらに、ダイヤモンド微粒子と樹脂を混和させたダイヤモンドシートで研磨して刃こぼれの無い切刃部を得た。

Fig. 3は微小切削の条件を選択するために行なった実験結果である。硬さがHV190~470まで異なる試料をFig. 3 (a)の順序で並べて微小切削した際、試料に振動を加えない場合(Fig. 3 (b))と加えた場合(Fig. 3 (c))の抵抗線図である。切削条件は切込深さ(Dc)10 μ m, 工具送り量(f) 5 μ m/ストローク, 工具形状は前および横すくい角-5°, 前および横逃げ角5°, ノーズ半径0.015mmであり、非切削工程では工具を試料面から上昇させた。切削速度は50 μ m/sである。Fig. 3 (b)で感度の良い送り分力(Fs)を見ると、まず、最も硬い試料(右から2番目)を切削中の抵抗値は大きく変動している。また、抵抗値が試料の硬さに対応していない。すなわち、右から1番目, 3番目そして4番目の試料では硬さがそれぞれ異なるが抵抗値は硬さに対応していない。これに対して、Fig. 3 (c)は切削方向に振幅8 μ m, 周波数50Hzの振動を試料に加えた場合である。全体的に試料の硬さに対応した切削抵抗を示しており、同一試料を切削中の抵抗値の変動も少ない。

ここで、振動を加えることによって被削材の硬さに対応した切削抵抗が得られる原因について検討してみた。

まず、振動なしの切削では被削材の硬さ(H)が増すほど切りくず厚さ(t₂)は減少し、逆に、Hが減少するほどt₂は増大する傾向が予想される。このため、切削抵抗はHに対応しないものであろう。

振動を加えた場合、切りくずせん断域においては微視的塑性変形の繰返しを受け、転位の増殖が著しい。一方、工具一切りくず接触域においては非切削過程で、切削部の弾性回復によって切りくずはその流出方向に微小移動し、この分、次の切削過程では工具すくい面を擦過する切りくずの移動量が減少し、結果としてこの領域の摩擦係数が減少することが示唆された。

このように、微小振動切削においては切りくずせん断領域と工具一切りくず接触領域の関連は薄れt₂はHに依存し難くなる。硬さと対応した切削抵抗は主に切りくずせん断領域の変形挙動に原因すると思われた。

3. 実験結果

3・1 切りくずせん断領域の幅(Ws)および構成刃先の先端半径(Br)の測定

Fig. 4は球状化材を切削速度0.33m/sと1 m/sで切削したときの切りくず生成状態と切りくずせん断領域の開始および終了域を示したものである。Fig. 4 (a)においては構成刃先の前方で切りくずせん断領域の開始位置が湾曲している。終了線は構成刃先と切りくずとなったばかりの表面側を結ぶ形となっている。Fig. 4 (b)においては0.33m/sより終了線が切りくずの流出方向に移行している。その結果、切りくずせん断領域の幅は切削速度0.33m/sより1 m/sで拡張さ

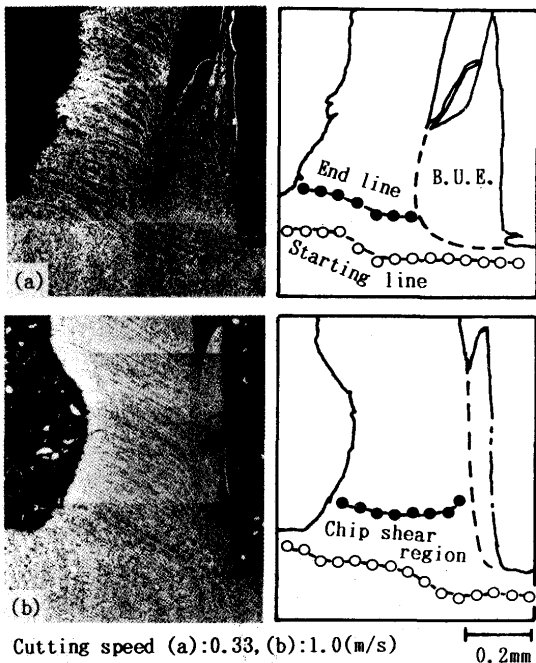


Fig. 4. Chip shear region of spheroidized samples measured by micro-machining device (B.U.E: built-up edge).

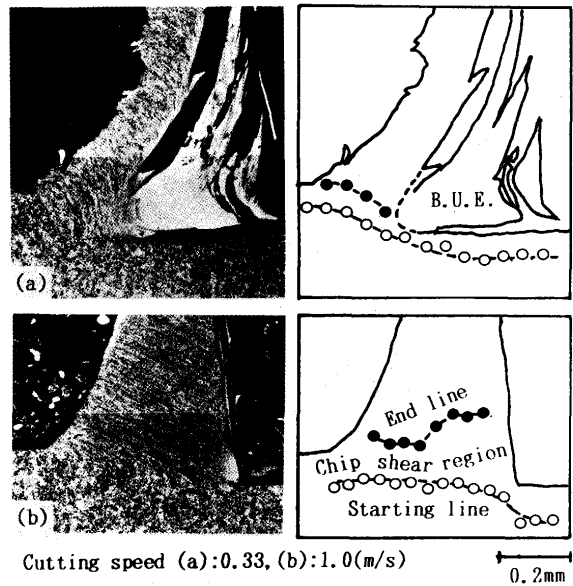


Fig. 5. Chip shear region of quench & tempered sample measured by micro-machining device.

れている。

Fig. 5は焼入・焼戻し材の場合であり、Fig. 5 (a)の切削速度0.33m/sにおいては、先端半径の小さい構成刃先が生成していることに原因して、球状化材に比べ切りくずせん断領域の幅が狭められている。しかし、Fig. 5 (b)の切削速度1 m/sにおいては、構成刃先は消滅し、せん断領域の終了域が切りくず流出方向に大きく移行し、せん断領域の幅が拡大されている。この他、焼ならし材についても同様な方法で切りくずせん断領域を測定した。

Fig. 6に切りくずせん断領域の平均幅(Ws:せん断領域の開始および終了線の間)と光学顕微鏡を用いて測定した構成刃先の先端半径(Br)の関係を示した。全体的に相関を示している。ここで、BrおよびWsを被削材の硬さ(H:HV)および切削速度(V:m/s)との関連で重回帰分析し、次式が得られた。

$$Br = 107 - 0.21(H) + 66.1(V) \dots\dots\dots (1)$$

$$Ws = 95 - 0.21(H) + 122.4(V) \dots\dots\dots (2)$$

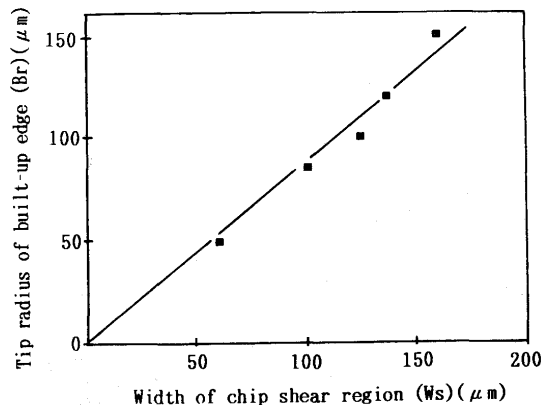


Fig. 6. Relation between width of chip shear region and tip radius of built-up edge.

(1)(2)式はデータ数が少なく相関係数の検定において有意水準(α) 5%で有意ではなかった。(以後 $\alpha = 1\%$ で有意の場合は α^* , 5%有意は α^{**} を用いる)。次に, 重回帰式のあてはまりの良さを表わす重相関係数Rは(1)(2)式についてそれぞれ0.888および0.894であり, 自由度修正した重相関係数 $\rho = 0.805$ および0.815であった。

3・2 切削域における変形抵抗値

球状化材, 焼ならし材, そして, 焼入・焼戻し材の各切削抵抗分力の平均値をFig. 7として示した。なお, 焼なまし材の切削抵抗値は焼ならし材に近似しているため省略した。Fig. 7 (a)の球状化材においてはFsのピークが焼ならし材(Fig. 7 (b))ほど大きくはなく, 主分力(Fc)は切削速度の増加に伴って減少している。焼入・焼戻し材はFig. 7 (c)に見るように切削抵抗のピークが球状化材および焼ならし材と比較して低速切削域に移行している。

このような切削抵抗分力の変化は, 鋼の青熱脆性に関連づけて説明される構成刃先の生成状態などに原因するものであろう⁹⁾。本実験で用いたと同等な被削材の組成およびマイクロ組織の鋼の青熱脆性については, 切削の際の歪み速度・温度に近似した条件で圧縮試験が行われ変形抵抗値(Kf)として示されている³⁾(Fig. 8)。

Fig. 8より, 構成刃先が生成する切削速度域における切削抵抗は, 切りくずせん断域の温度(θ_s)および構成刃先の先端領域の温度(θ_b)における被削材の変形抵抗値(Kf)と密接に関連していると思われた。この場合の θ_b は, 工具一切りくず(仕上面)接触界面温度(θ_f)に近似すると考えられる。著者らは代表的なマイクロ組織のSCM435鋼について, 工具一切りくず熱電対法により構成刃先が生成する領域の切削温度(θ_f)および切りくずの酸化色から切りくずせん断領域の温度(θ_s)をそれぞれ測定した³⁾。これらの結果を被削材の硬さ(H:HV)および切削速度(V:m/s)について重回帰分析すると

$$\theta_f \approx \theta_b = 429 + 0.7(H) + 469(V) \dots\dots\dots (3)$$

$$\theta_s = 409 + 0.74(H) + 280(V) \dots\dots\dots (4)$$

((3)式は α^* , R=0.978, $\rho = 0.975$, (4)式は α^* , R=0.870, $\rho = 0.851$)³⁾が得られた(切削条件, Dc:1.5mm, f:0.2mm/

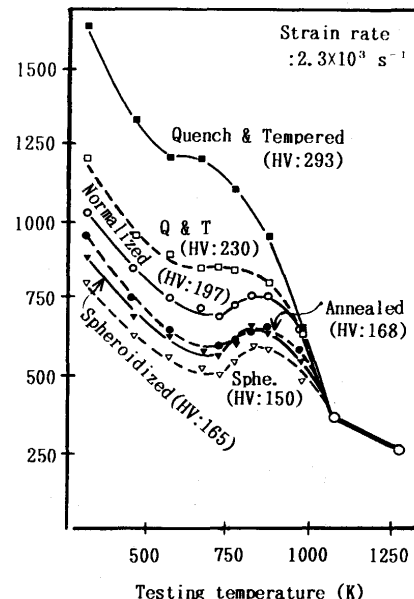
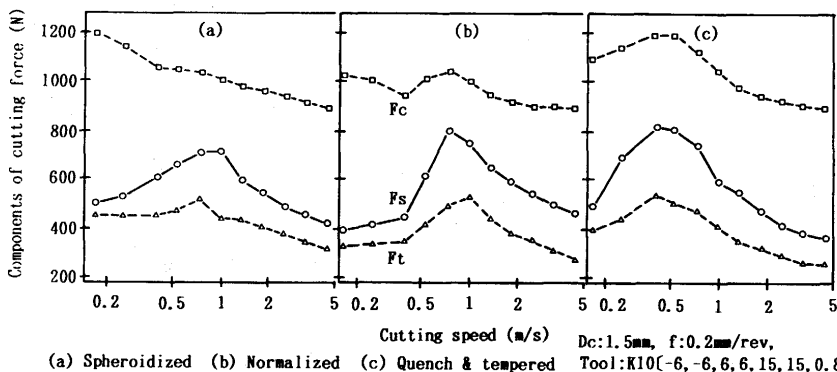


Fig. 8. Deformation resistance of steels with typical micro-structures at various temperatures.

rev)。この際, θ_s は切りくずの酸化色から推定したものであり, 切削速度1 m/s以上では切りくずの冷却効果の影響が大きくなると思われたので, 切削速度0.15~1 m/s範囲の切りくず温度を取り込んだ。従って, θ_f についても同様な切削速度範囲の値を用いた。

ここで, 青熱脆性域を中心とする変形抵抗値(Kf)はFig. 8より, 試験温度($T: K \times 10^{-2}$)および被削材の硬さ(H:HV)との関連で表わすことができる。すなわち720Kに極小値, 860Kに極大値をもつ

$$Kf(N/mm^2) = -3(T-6.5)(T-7.9)(T-9.3) + kH \dots\dots\dots (5)$$

が予想された。kは係数であり実測値との関連で0.36が得られた。

このことから(5)式の試験温度(T)に(3)および(4)式から得られる温度を代入することで, 切りくずせん断域の変形抵抗値(Kfs)および構成刃先先端域における変形抵抗値(Kfb)をHとVを用いてそれぞれ算出できる。

4. 考察

被削材の硬さ(H)と切削速度(V)から切りくず生成領域に関わる4因子(切りくずせん断領域の幅(μm):Ws,構成刃先の先端半径(μm):Br,切りくずせん断領域の変形抵抗値(N/mm²):Kfs,構成刃先の先端領域の変形抵抗値(N/mm²):Kfb)の推定値を算出し,これらの4因子にマイクロ組織(mS)の因子を加えた⁷⁾⁸⁾。すなわち,切削部の変形規模からみて単一組織と見なし得る球化組織および焼入・焼もどし組織には1の値を,複合組織である焼きならしおよび焼なまし組織には2の値を用いた。構成刃先が生成する切削速度域(V:0.15~1m/s)で実測した切削抵抗分力との関連を重回帰分析した結果,次式が得られた。

$$F_c = -980 + 36.7(Br) - 19.7(Ws) + 1.5(Kfb) - 0.4(Kfs) - 68.8(mS) \dots\dots\dots (6)$$

$$F_s = -1434 + 24.1(Br) - 8.7(Ws) + 5.3(Kfb) - 4.2(Kfs) - 60.2(mS) \dots\dots\dots (7)$$

$$F_t = -335 + 10.0(Br) - 3.6(Ws) + 2.3(Kfb) - 1.9(Kfs) - 49.6(mS) \dots\dots\dots (8)$$

((6)式はα**, R=0.722, ρ=0.69。(7)式はα*, R=0.899, ρ=0.87。(8)式はα*, R=0.789, ρ=0.719。なお,(6)式において,危険率の最も大きいKfs因子を除き再び重回帰を行った結果,α*が得られた。)

Fig.9に(6)~(8)式によって算出した切削抵抗分力と実測値の関連を示した。変動の激しい送り分力(Fs)についても一応の相関が得られている。

Fig.10は焼ならし材を切削中のFig.7(b)から求めた切削

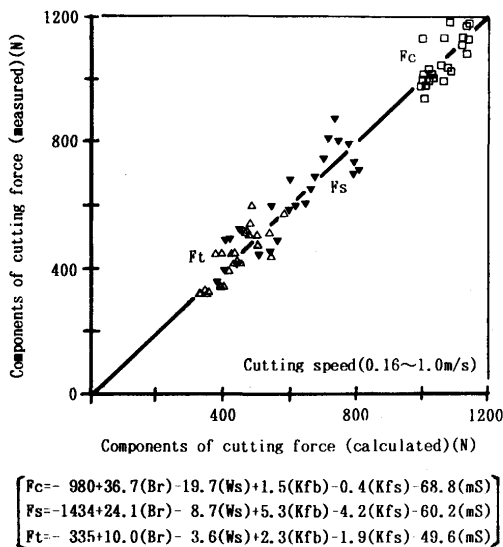


Fig. 9. Components of cutting force (Fc, Fs, Ft) as a function of width of chip shear region (Ws), tip radius of built-up edge (Br), deformation resistance of chip shear region (Kfs) that of tip of built-up edge (Kfb) and factor of micro-structure (mS). (cutting speed : 0.15~1m/s)

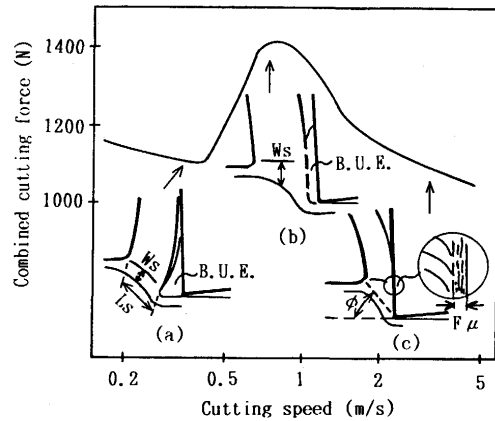


Fig. 10. Schematic diagram of the relation between cutting force and chip shear region at each cutting speed.

抵抗合力(R)と切りくずせん断領域の幅(Ws) (Fig.4および5)の関係を示した模式図である。Rの極小と極大を示す切削速度域において,Wsは前者の方が縮小されている。このようなWsに加えて,切削抵抗を算出するためには切りくずせん断領域の面積を求める必要があり切りくず厚さに近似する切りくずせん断領域の長さ (Fig.10(a)のLs)を求めなければならない。

著者らは構成刃先が消滅した高速切削域において, Fig.10(c)に示すような切りくず裏面の変形流動層の厚さ(Fμ)が切りくず厚さ(せん断角(φ))と良く対応することを示した³⁾⁴⁾。ここでFμは温度の関数である被削材の変形抵抗値(Kf)に対応することが判っている。この結果を構成刃先が生成する切削部に適用すると,切りくずせん断領域の長さ(Ls)は構成刃先の先端領域の変形抵抗値(Kfb)に依存すると考えられる。

切削抵抗に及ぼすこれらの諸因子の影響を考えると, Fig.10(a)のように,切削抵抗合力が極小を示す切削速度域においては,構成刃先の先端領域の変形抵抗値(Kfb)が極小を示す温度域にあり,このため,工具一切りくず間の見掛け上の摩擦係数,構成刃先の先端半径(Br),切りくずせん断領域の幅(Ws),切りくず厚さがそれぞれ減少し,切削抵抗の極小と結びついたものであろう。これに対して, Fig.10(b)の切削抵抗が極大を示す切削速度域においては,構成刃先は消滅あるいは薄い平板状となっており,切りくず裏面は青熱脆性の極大を示す温度域に達していると考えられる。このため,摩擦係数,Ws,切りくず厚さが増して切削抵抗の極大を引起こしたものであろう。

切削速度1.3~5 m/sにおける切削抵抗分力については, Fig.10(c)に示す切りくず裏面の変形流動層(Fμ)および切りくずせん断角(φ)を重要視して³⁾⁴⁾,被削材の硬さ(H)と切削速度(V)との関連を求め次式を得た。

$$F\mu (\mu m) = 27 - 0.050(H) - 1.30(V) \dots\dots\dots (9)$$

$$\phi (\text{rad}) = 0.028 + 0.00163(H) + 0.0373(V) \dots\dots\dots (10)$$

((9)式は α^* , $R=0.902$, $\rho=0.892$, (10)式は α^* , $R=0.928$, $\rho=0.921$)

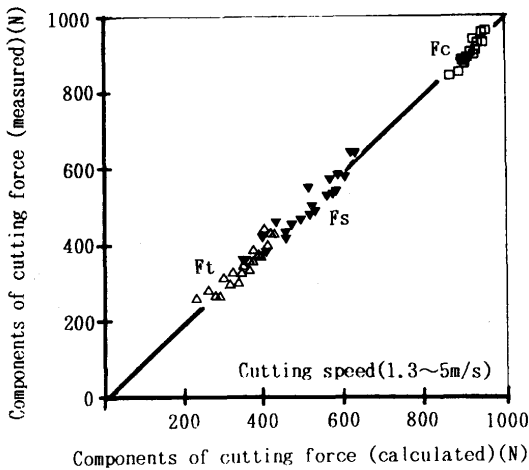
このようにして算出した $F\mu$ と ϕ にマイクロ組織の因子(mS)を加えて、切削抵抗分力との関連を重回帰分析して次式を得た。

$$F_c = -2179 + 114.5(F\mu) + 3494.3(\phi) - 28.7(mS) \dots (11)$$

$$F_s = -6199 + 245.6(F\mu) + 7282.4(\phi) + 62.7(mS) \dots (12)$$

$$F_t = -3857 + 158.7(F\mu) + 4569.3(\phi) - 7.7(mS) \dots (13)$$

((11)~(13)式は α^* 。(11)式は $R=0.876$, $\rho=0.851$, (12)式は $R=0.946$, $\rho=0.851$, (13)式は $R=0.93$, $\rho=0.916$)。Fig.11は(11)~(13)式によって算出した切削抵抗分力と実測値との関連を示したものである。送り分力(F_s)で変動幅が増しているものの、良い相関が得られた。



$$\begin{cases} F_c = -2179 + 114.5(F\mu) + 3494.3(\phi) - 28.7(mS) \\ F_s = -6199 + 245.6(F\mu) + 7282.4(\phi) + 62.7(mS) \\ F_t = -3857 + 158.7(F\mu) + 4569.3(\phi) - 7.7(mS) \end{cases}$$

Fig. 11. Components of cutting force (F_c , F_s , F_t) as a function of deformation flow layer ($F\mu$), chip shear angle (ϕ) and factor of microstructure (mS). (cutting speed: 1.3~5m/s)

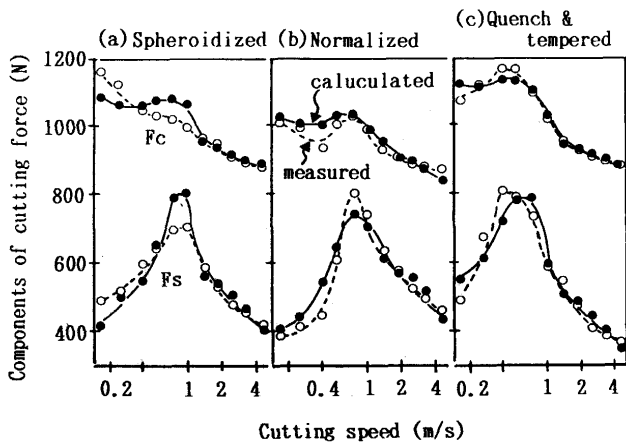


Fig. 12. Comparison of cutting force between measured and calculated. (cutting speed: 0.15~5m/s)

Fig.12に構成刃先が生成する切削速度域と消滅した高速切削速度域における、切削抵抗の主分力(F_c)と送り分力(F_s)の実測値(平均値:点線)と計算値(式(6)~(7)および(11)~(12)から算出した値:実線)を比較して示した。 F_s は構成刃先の影響を最も強く受けるため変動が激しいにも関わらず全体的に良い対応を示している。

5. 結言

代表的なマイクロ組織をもつ鋼の切削において、被削材の硬さ(H)および切削速度(V)から切削抵抗分力を算出する方法について検討した。この際、切削抵抗に大きな影響を及ぼすと思われる切削部の変形因子を H および V との関係で算出し、さらに、マイクロ組織の因子を加え、これらの値と切削抵抗分力との関連を重回帰分析した。主な結果は次のとおりである。

(1)構成刃先が生成している際の切りくずせん断領域の開始および終了域を測定するため、試作した微小切削装置を用いた。微小切削の際の切削抵抗の変化から切りくずせん断領域の幅(W_s)を測定し、また、顕微鏡観察によって構成刃先の先端半径(Br)を求めた。さらに、これらと被削材の硬さ(H)と切削速度(V)との関係式を導いた。

(2)先に行った実験結果³⁾を用いて、構成刃先先端域における変形抵抗(Kfb)および切りくずせん断領域の変形抵抗(Kfs)を H と V から算出する実験式を導いた。これらは W_s , Br およびマイクロ組織の因子(mS)と共に、実測した各切削抵抗分力との関連について相関の良い重回帰式を得ることが出来た。

(3)構成刃先の消滅した高速切削域側において、先に行った実験結果から³⁾切削抵抗分力に及ぼす切りくず裏面の変形流動層($F\mu$)および切りくずせん断角(ϕ)の影響の大きいことが予想された。被削材の硬さ(H)および切削速度(V)と $F\mu$ および ϕ の関係式を導き、さらに、マイクロ組織の因子(mS)を加えて、これらと実測した各切削抵抗分力との関連を重回帰分析して良い相関を得た。

終わりに本実験をまとめるにあたり貴重な助言をいただいた当所・計測解析研究部 田村良雄室長、千葉大学 吉田嘉太郎教授に深く感謝いたします。

文 献

- 1) 白井英治, 益子正己: 日本機械学会論文集, (第3部) 38 (1972), p.3255
- 2) 中山一雄, 新井 実, 武井勝男: 精密機械, 50 (1984), p.424
- 3) 山本重男, 荒木 透, 金尾正雄: 鉄と鋼, 65 (1979), p.408
- 4) 山本重男: 1991年度精密工学会春季大会, シンポジウム資料, (1991), p.31
- 5) 荒木 透, 山本重男, 内中康夫: 鉄と鋼, 54 (1968), p.1912
- 6) M.C.Shaw, E.U sui and P.A.Smith: Trans. ASME, 83-B (1961), p.181
- 7) 荒木 透, 山本重男: 精密機械, 42 (1976), p.68
- 8) 山本重男, 荒木 透, 中島宏典: 鉄と鋼, 71 (1985), p.1941