2次元切削した炭素鋼の表面層におよぼす 被削性因子の解析*

貴志浩三** 江田 弘** 橋内良雄***

Kozo Kishi, Hiroshi Eda and Yoshio Kitsunai : Analysis of Machinability Factors for the Machined Surface Layer of Carbon Steel. We compared measured value with calculated value of residual stress in the machined surface layer of the 0.10% C steel test pieces which is subjected to heating by tool and to local heating under the cutting edge; the calculation in this case is based on the assumption that the stress is mechanically and thermally induced.

We also investigated the effect of C-content ranging from 0.10% to 0.97% C on the residual stress of the machined surface and machinability factors; that is cutting force, cutting temperature, surface roughness and chip thickness.

The results obtained are follows :

The distribution stress in the machined surface layer which was calculated as the resultant stress is very close to the value measured by an X-ray diffraction parallel beam type GM counter.

When the carbon content is within the range of 0.20~0.30%, the cutting force, surface roughness and residual stress on the machined surface shows a minimum value and in steels containing 0.40~0.60% C shows a maximum value.

(Received August 11, 1969)

** 宇都宮大学工学部機械工学科 (Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Utsunomiya University, Utsunomiya)

*** 労働省産業安全研究所 (Ministry of Labour, The Research Institute of Industrial Safety, Tokyo)

* 1969年3月本会東京大会に発表

I. 緒 言

従来、被削性の研究は多くみられるが、それを調べるためによく使われる方法として、工具材種や工具形状の影響、切削油剤の効果、高温および低温切削さらに振動切削などによる諸々の切削方法のちがいによる影響などに関して切削速度、送り速度および切込みを変化させてそのときの切削抵抗の大小、工具寿命の長短、仕上面あらさの良否、切削温度の高低および切屑処理の難易などから最適の切削条件を選び、この条件におけるそれぞれの測定値を比較して被削性の良否を決定してきた。しかしそれはあくまでも特定条件下の被削材の切削現象であって、その材種のある限られた範囲内の切削条件で材種固有の性質である被削性を示せるかどうか疑問である。たとえば、切削時に良好な被削性を示したとしても、切削後、切削表面に比較的大きな残留応力が残ったり、被削材の組織に大きな変化が認められれば、次第にそれらの影響が現われることは必然であり、また加工形状の安定性におよぼす影響も大きい。そこで、著者らは従来被削性因子としてとりあげているうちの切削抵抗、切削温度、仕上面あらさおよび切屑の厚みなどを測定しそれぞれの材種の被削性をあらかじめ知ったうえで、被削材の加工表面層や被削材のもつ組織と被削性因子の関係を知らうとした。そこでとりあえず加工表面層の残留応力と切削前後の組織の変化を調べることにした。

本報は、実用上もっとも多く供与されている炭素鋼について、炭素鋼の炭素含有量だけを変えた場合の被削性因子と加工表面層の残留応力の関係および被削材の炭素含有量を変えた場合の顕微鏡組織と被削性因子の関係を明らかにしようとしたものである。また加工表面層の残留応力の発生については切削時の表面層への影響を機械的な作用と熱的な作用の二つに分けて考え、その主たる要因である切削抵抗と切削温度から求めたせん断応力と X 線によって測定した表面層の残留応力について比較検討した。

II. 実験方法および装置

1. 供試材および使用工具

供試材は Table 1 の化学組成をもつ 8 種類の炭素鋼である。供試材の寸法を $5 \times 20 \times 40$ (切削幅 $\times$ 高さ $\times$ 切削長さ) に作製し、1200# エメリー紙で仕上げた後、焼なましをお

Table 1 Chemical composition of specimen

	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
No.1	0.10	0.18	0.52	0.008	0.018	0.04	0.06	0.05
No.2	0.25	0.27	0.57	0.008	0.016	0.04	0.06	0.03
No.3	0.40	0.24	0.61	0.008	0.018	0.07	0.05	0.06
No.4	0.48	0.24	0.62	0.010	0.016	0.06	0.06	0.05
No.5	0.52	0.28	0.61	0.015	0.025	0.10	0.10	0.13
No.6	0.65	0.33	0.49	0.010	0.024	0.06	0.06	0.06
No.7	0.78	0.28	0.43	0.019	0.016	0.03	0.05	0.04
No.8	0.97	0.18	0.42	0.015	0.013	0.06	0.08	0.12

こない実験に供した。熱処理条件は A_3 点以上の温度すなわち $0.10 \sim 0.25\%C$ では $900^\circ C$ 、 $0.30 \sim 0.52\%C$ では $850^\circ C$ 、 $0.60 \sim 0.80\%C$ では $800^\circ C$ で、 $0.80 \sim 1.00\%C$ では $770^\circ C$ で、それぞれアルゴンガス噴出気中で 1 時間加熱後、 $100^\circ C/hr$ にて炉冷した。使用工具は JIS-SKH 4B で、その形状は (0, 0, 6, 0, 0, 0, 0.5) である。

2. 実験装置

切削は形削盤を用い、切削速度 $6.5 \sim 57 \text{ m/min}$ 、切込み $0.10 \sim 1.50 \text{ mm}$ 、の条件のもとで乾式 2 次元切削を行なった。切削抵抗は抵抗線ひずみ型の工具動力計を用い、工具に対し主方向および背方向の二分力を動ひずみ計で検出し、オシログラフに接続して記録した。また切削温度は被削材の裏面から工具の切込み予定位置の直下 0.10 mm まで $1.5 \text{ mm} \phi$ の穴をあけその穴の底に半径 10μ に先端をとがらし、直径 $0.5 \text{ mm} \phi$ のコンスタンタン線に絶縁碍管をかぶせ軽く接触させた。

また、被削材からは厚み 0.5 mm 、幅 1 mm 矩形の同一材料の導線を引き出して、被削材をコンスタンタン線により熱電対回路を形成せしめ、切削時の接点の加熱により生じた熱起電力をブラウン管オシロスコープに入れて記録した。つぎに、切りくずの厚みと仕上面あらさはマイクロメータと触針式のあらさ計によって測定した。加工表面層の深さは微小かたさ計と平行ビーム型 X 線ひずみ計を用いた。X 線によるひずみ測定は切削して 100 時間後、50 時間以内の表面層に X 線 $CrK\alpha_1$ 線を角度 $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ$ および 45° 方向から切削表面 2 mm^2 に照射し、電解研磨によって $20 \sim 30 \mu$ 除去した鉄の (211) 面のひずみを求めた。ついで次の式⁽¹⁾によって除去前に存在していたものと残留応力を計算した。すなわち主方向およびそれと同一平面内で直角方向の残留応力を σ_x, σ_y とすると供試材の厚み H から Z_1 を除去した残留応力は

$$\sigma_x(Z_1) = \sigma_{xm}(Z_1) + 2 \int_{Z_1}^H \frac{\sigma_{xm}(Z) dZ}{Z} - 6 Z_1 \int_{Z_1}^H \frac{\sigma_{xm}(Z) dZ}{Z^2} \quad (1)$$

$$\sigma_y(Z_1) = \sigma_{ym}(Z_1) + 2 \int_{Z_1}^H \frac{\sigma_{ym}(Z) dZ}{Z} - 6 Z_1 \int_{Z_1}^H \frac{\sigma_{ym}(Z) dZ}{Z^2}$$

となる。

また表面層の組織は光学顕微鏡と二段レプリカを作製し、電子顕微鏡によって観察した。

III. 実験結果および考察

1. 加工表面層の残留応力の発生機構

Photo.1 に加工表面のき裂を示す。この微細なき裂は切削加工表面に無数に認められる。この部分はすでに降伏点

(1) M. G. Moore and W. P. Evans : SAE Trans., 66 (1958), 343.

を越えているものとみなされる。このき裂を測面からみると **Photo.2** に示すごとく鉄炭化物からき裂破壊が認められる。このき裂は引張力によるもので、引張りの応力が働いたことに起因する。いまこの応力の発生について切削時の切削温度と切削抵抗から検討を加える。ただし工具のバニッシ作用や被削材を締付けたことによる加工表面層に発生した応力への干渉を一定とみなす。

Photo.1 Cracks on machined surface of 0.10% C steel

Photo.2 Side face of the crack in 0.10% C steel
($\times 400 \times \%$)

(1) 切削温度による加工表面層の熱応力

いま半無限体の非定常問題において物体のはじめの温度が θ_0 の一定値であり、表面が瞬間的に θ_1 に加熱されたとする熱伝導の基礎式⁽²⁾ (2)

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = K \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) \quad (2)$$

ここに K : 被削材の熱伝達率, t : 時間
を用いて **Fig.1** の $\frac{1}{8}$ 無限体の任意の点 P の温度を求めることに応用する。

Fig.1 Conduction of heat in one eight infinite body

- (2) Carslaw and Jaeger: *Conduction of Heat in Solids*, 2nd ed., Oxford.
(3) M.C.Shaw: *Metal Cutting Principles*, MIT. Press, (1965).

ここで初期条件および境界条件として, $t=0$ で $\theta=\theta_0$ と $x=0$ で $\theta=\theta_1$ において解くと

$$\theta = (\theta_1 - \theta_0) \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{Kt}}} e^{-\mu^2} d\mu + \theta_0 \quad (3)$$

したがって点 P の温度 θ は

$$\theta = (\theta_1 - \theta_0) \operatorname{erf}_a \left(\frac{a}{2\sqrt{Kt}} \right) \cdot \operatorname{erf}_b \left(\frac{b}{2\sqrt{Kt}} \right) \cdot \operatorname{erf}_c \left(\frac{c}{2\sqrt{Kt}} \right) + \theta_0 \quad (4)$$

となる。

ただし, θ_1 は Shaw⁽³⁾ と Jaeger⁽⁴⁾ らの求めた式から計算できる。この計算値を被削材内の温度分布を求める式に代入し、その分布を求めたのが **Fig.2** である。この温度

Fig.2 Cutting temperature distributions in material to be cut

によって被削材はいったん熱膨張し、切削後急に収縮する。したがって加工表面には切削温度によって熱応力を発生し、圧縮応力として残留する。この圧縮応力を求めるために、被削材の諸特性が温度により変化せず、応力が弾性限内にあるものとし、かつ急激に温度変化を生じたものと仮定すれば、任意の時刻における板の任意の点の熱応力は次式で与えられる⁽⁵⁾⁽⁶⁾。

$$\sigma = \frac{E}{1-\nu} \alpha \theta \quad (5)$$

いま、ここで加工表面から深さ方向への応力が、主分力方向の応力とそれと同一平面内で直角方向の応力と比べ無視できるものとすれば、この平面に発生した熱応力からせん断応力が求まる。

したがって最大せん断熱応力 $\tau_{\max}$ は

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma}{2} = \frac{E}{2(1-\nu)} \alpha \theta \quad (6)$$

と書ける。

- (4) J.C.Jaeger: *Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts*, Proc. Roy. Soc. New South Wales, **76** (1942), 203.
(5) 鵜戸口: 日本機械学会誌, **65** (1962), 1459.
(6) Timoshenko and Goodier: *Theory of Elasticity*, McG., (1951), 401.

ここに E : 被削材の縦弾性係数, α : 熱膨張係数,
 ν : ポアソン比

Fig.2 に示した計算と実測から求めた温度分布について計算した温度分布について最大せん断熱応力を計算から求めて, 図示したのが Fig.3 の応力分布である. この被削材の許容せん断応力は 27 kg/mm^2 であるから, 表面は熱応力のみで降伏している.

Fig.3 Shearing stress distributions in material to be cut

(2) 切削抵抗による応力の発生

Photo.3 はせん断領域で, 被削材から切りくずを分離する部分である. a の組織をもつ被削材が c 部で工具によって分離され b と d に分けられる. いま切屑の分離が単一のせん断面で定常的に行なわれ, 加工表面層の形成に際して, 単一せん断面のせん断応力の影響のみ受けたと仮定する. まず, 加工表面層の弾性範囲内の応力は表面層の形成にたずさわったせん断応力を単一せん断面の応力によるものとして求める. ここで, 主分力方向 x の速度 v , 背分力方向 y の速度 u とすれば, せん断面のせん断ひずみ γ_{xy} は

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial u}{\partial x} = \frac{V}{H} = \frac{\tau_{xy}}{G} \quad (7)$$

一方せん断応力 τ_{xy} は

$$\tau_{xy} = \frac{F_s}{A_0} \sin \phi \quad (8)$$

で与えられる. ただし, V : 結晶粒を矩形とした場合ののび, H : 結晶粒を矩形とした場合の高さ, F_s : せん断面のせん断応力, ϕ : せん断角, A_0 : 切削面積, G : 横弾性係数したがって加工表面層の形成に供与したせん断応力 τ は τ_{xy} の主方向成分となり

Photo.3 Photomicrograph showing distortion of machined surface layer and chip formation (obtained with quick stop arrangement)

$$\tau = \frac{F_s}{A_0} \sin \phi \cos \phi = \frac{F_s}{2 A_0} \sin 2 \phi \quad (9)$$

と書ける。

すなわち、加工表面層の流れは

$$\frac{d\tau}{d\phi} = 0, \quad \phi = 45^\circ \text{ で最小}$$

$$\frac{d\tau}{d\phi} = \frac{F_s}{A_0}, \quad \phi = 0^\circ \text{ で最大}$$

つぎに、加工表面層の塑性ひずみによる流動を求める。ここで、この加工表面層の塑性ひずみによる流動を粘性係数 μ をもつ粘性流体として取扱う。とくにここでは主方向に平行になって流れている表面層の切削表面近くの流動層について検討する。

流動層は背分力方向 y の変形に比べ主分力方向 x の変形は非常に小さいので y 方向の変形は無視できる。このことから x 方向のみの流動として粘性流体の境界層のせん断応力 τ'_{xy} を求めることと同一に扱う。

$$\tau'_{xy} = \mu \frac{\partial u}{\partial y} \quad (10)$$

μ : 被削材の粘性係数, u : 主分力方向の速度

したがって加工表面層の発生に要した応力 τ_t は単一せん断面と仮定して求めた表面層の弾性範囲内のせん断応力 τ と、表面層の塑性ひずみを切削表面近くの流動のみに着目して粘性流体として扱って求めたせん断応力 τ'_{xy} を加えた応力となるから

$$\tau_t = \tau + \tau'_{xy} \quad (11)$$

と表わせる。

Table 2 の条件について τ_t を求めると

$$\tau_t = 25 + 3.36 \times 10^2 = 3.61 \times 10^2 \text{ kg/mm}^2$$

をうる。

ここで(1),(2)の切削温度と切削抵抗から算出したせん断応力 $\tau_{\max}$, τ が重畳され、この応力によって加工表面層に残留応力が発生したとすれば、Fig. 4 の応力分布をうる。この図からすると、この応力分布は X 線ひずみ計を使用し、実測した応力分布とほぼ同一の変化を示すことがわかる。つぎに、被削材の炭素含有量を変えて、実測した加工表面層の残留応力と被削性因子の関係を調べる。

Table 2 Experimentally measured quantities and calculated quantities from cutting conditions

Cutting speed (m/min)	10.6
Depth of cut (mm)	0.50
Width of cut (mm)	5.0
Viscosity (poise)	47
Thickness of flow (μ)	7

2. 炭素含有量と切削抵抗, 切削温度, 仕上面あらさ, 切削比と加工表面の残留応力の関係

炭素含有量と被削性因子の関係を Fig. 5 に示す。炭素含有量によって切削抵抗と仕上面あらさは 0.20~0.30% C で最小となり、0.40~0.60% C で最大となった。

Fig. 4 Comparison of measured and calculated residual stress (calculated value is resultant of thermally induced and mechanically induced stresses in elastic)

Fig. 5 Variation of cutting force, cutting temperature, surface roughness and cutting ratio as a function of carbon content in steels

これに対して、切削温度と切削比は0.40~0.60% Cで最大となる。しかし切削抵抗と仕上面あらさに認められた最小になる範囲はみられなかった。全般的にみると、いずれの被削性因子にとっても炭素含有量0.20~0.30% 近傍が良好なる範囲といえる。

Fig.6 Effect of carbon content on machined surface residual stress in steels

Photo.4 Electron micrograph showing distortion of material under a machined surface of steels; (a) 0.25% C, (b) 0.48% C

つぎに、炭素含有量と加工表面の残留応力の関係を Fig.6 に示す。加工表面の残留応力は0.20~0.30% C 近傍でもっとも小さくなり、0.40~0.60% C の範囲で最大となった。この傾向は切削温度、切削比の場合とほぼ同じである。また、炭素含有量による加工表面層の深さへの影響を X線で実測した残留応力の変化によって調べる。

一定の切削条件、切削速度 10.6 m/min、切込み 0.5 mm について比べると、0.10% C の場合、応力の変化する深さは約 250 μ , 0.48% C で約 180 μ , さらに 0.97% C になると約 130 μ と次第に浅くなる。そこで、同一切削条件における加工表面層におよぼす炭素含有量の影響を 0.10~0.97% の範囲にわたってみると、炭素含有量の増加につれて表面層の深さは直線的に減少した。つぎに、切削速度と切込みによる切削抵抗と加工表面の残留応力の関係をみるためこれを 3 次的にプロットすると、切削速度と切込みに対し切削抵抗と残留応力の変化はほぼ比例関係にあった。とくに切削速度との対応は直線関係となった。

3. 炭素含有量と加工表面層の組織について

まず、被削性因子と加工表面層の残留応力が炭素含有量の影響によって最小、最大をもつ範囲に着目して検討を加える。最小になる範囲の鋼の加工表面層の組織を Photo.4 (a) に、最大を示す範囲の鋼の組織を Photo.4 (b) に示す。(a) の組織は結晶粒が加工表面に近づくにつれ大きく変形し、加工表面と接したところは切削方向と平行になり、ちみつま繊維状組織となる。これに対し (b) の組織は (a) の組織にくらべ層状のパーライト相が増加し、層状パーライト相とフェライト相は加工表面に近づくにつれともに変形が大きくなる。しかもこの 2 相はある位置で急に折り曲げられる。つまりこの急に折り曲げられる変形は (a) の組織にはみられず、(b) の組織のごとくパーライト相が増加するにつれ、層状パーライト相内のセメンタイトの大きな変形抵抗がフェライトの流れを固定し、フェライトの流動を止める働きをすることに起因する。

Photo.5 は一種のバリでこれは被削性の悪い組織、すなわち炭素量が 0.40~0.50% に多くあらわれる。このバリの組織はフェライト相とパーライト相が非常に微細な繊維状組織となり、切削方向に圧縮され同時にバリの起こりは

じめる位置は切削方向にえぐられている。そしてこのバリがより強い切削圧力で背分力方向に押し込められると Photo.6 (a) のごとく、すべり回転、すなわち Rotational slip を起こしてフェライトとセメンタイトが微細な間隔で層状のまま渦状の組織を形成する。そこでこの Rotational slip の組織を電子顕微鏡で観察すると Photo.6 (b) に示すごとくセメンタイトの回転方向に対し、それと

直角方向から微細なき裂が無数に入っている。このき裂はセメンタイトの曲げの強度に比べ、はるかに高い曲げ応力を切削力によって与えられたことによる。

Photo.5 Barrier on machined surface ($\times 400 \times \frac{2}{3}$)

Photo.6 Rotational slip of ductile barrier

IV. 結 言

被削性因子である切削温度、切削抵抗から計算によって求めたせん断応力と X 線ひずみ計で実測した加工表面層の残留応力の関係を比較検討し、さらに炭素含有量の影響について、被削性因子、加工表面の残留応力、および加工表面層の組織を検討し次の結果を得た。

(1) 加工表面層の残留応力は切削温度と切削抵抗から理論的に計算したせん断応力と X 線ひずみ計による応力の実測値はほぼ一致した。

(2) 炭素鋼の炭素含有量による切削抵抗、切削温度ならびに仕上面あらさなどの被削性因子と加工表面の残留応力は 0.20~0.30% C の範囲で最小となり、0.40~0.60% C の範囲で最大となった。

(3) 炭素含有量による加工表面層の深さは炭素量に比例し、炭素量の増加につれ直線的に減少した。

(4) 加工表面層の炭素含有量による影響を組織からみると、表面層の流動はセメンタイト量によって大きく左右され表面層のフェライトの流動を固定する働きをする。しかも仕上面に生ずるバリの発生にも影響をおよぼす。