がある。

(5) 銅アマルガムはデンタルワックスより勝れている。

終りに本研究のために、ねじリングゲージを寄贈され

た関工範製作所、又測定治具を製作された当館の斎藤好夫君に感謝する。

参考文献

1) 青木保：精密測定及計測機器，p.283.

切削剤の切屑冷却効果（第2報）

—— 切削剤の冷却効果に関する研究（4）——

正 会 員 山 本 明*

The Cooling Effect of Cutting Fluid upon Chip (2)

Akira YAMAMOTO

In metal cutting, the cooling effect of coolant from chip side on the tool-chip interface temperature is analysed by a difference method, under the assumption that the heat transferred by conduction in the direction of motion of chip may be neglected. The temperature rise θ at any point on the tool-chip contact plane (heat source) is given by the following expressions:

$$\theta = \theta_d e^{-A}, \text{ where, } A = 0.0044 (\theta_s / \phi t_2)^{0.5} (h t_2)^{0.57}, n = 100 \text{ } \dot{a} m / V_f t_2^2 = (25/L) (m/t_2)^2$$

The suffix d is for dry cutting ($h=0$), and analysis showed that θ_d is equal to the Jaeger's solution solved for a semi-infinite body, when V_f and t_2 are not very small.

In the above, symbols are as follows: h : the value depended upon a cooling power of fluid α/K , α : heat transfer coefficient, K : thermal conductivity of chip materials, $\dot{a}$: thermal diffusivity of chip, t_2 : thickness of chip, V_f : chip velocity, m : contact length of tool and chip, L : peclet number $V_f m / 4\dot{a}$.

金属切削における切削剤の冷却効果を明らかにするために、工具につづいて切屑に対する冷却効果を扱い、前報¹⁾では切屑流出方向の熱の流れを省略して一次元非定常とみなした区解法を説明し、これを用いて切屑内の温度分布を求め、また流出速度および相対表面熱伝達率の影響を考慮した。本報では切屑条件および h で代表される冷却能の刃先温度上昇に与える影響を具体的に求める。

6. 刃先温度上昇に関する無次元数

この計算方法では、切屑流出方向に切屑にのつて運ばれる熱量に比し、この方向への熱の移動は非常に小さいとみなしてこれを省略するため、切削剤が切屑側から刃先温度に及ぼす影響は刃先摩擦熱源の存在する範囲においてのみ扱えばよいことになる。また以下の計算では、切屑に流入する熱量 $(1-\delta) Q_f \text{ cal/cm}^2 \text{ s}$ はいたる処で一定とする。計算（作図）はうへのように熱源範囲だけが必要なのであるから、前報にのべた熱流入のある場合の

作図のみをつづける。接触長さ m を、熱源上の任意位置即ち接触を始めてからの経過位置 $m = V_f n \Delta t$ と考えるとうへに1つの図から非常に多くの条件の場合を引出しうる。図1はこの1例である。

さて、切屑冷却の場合における変化量は表1のようなになる。変化量は7個、次元の数は L, T, θ の3個であるから刃先温度上昇 θ は4個の無次元数の積として表わされる。

いま作図における寸法倍率を D 、温度倍率を $T^\circ \text{C/cm}$ として、この区解法を検討してみると、図の縦軸

図1 a $h t_2$ が小さいとき

* 神戸大学工学部

図1 $b \cdot ht_2$ が大きいとき

表1 切屑冷却の場合における変化量

変化量	単位
切屑厚さ t_2	cm
相対表面熱伝達率 $h = \alpha/K$	cm^{-1}
流入熱量 $\phi = (1 - \delta) Q_f/K$	$^\circ\text{C}/\text{cm}$
切屑側平均温度 θ_s	$^\circ\text{C}$
切屑流出速度 V_f	cm/s
切屑—工具の接触長さ m	cm
温度伝播率 $a = K/\rho c$	cm^2/s

図2 図計算(棚沢の方法)における諸元と初期温度分布。(---)は作図における実寸を示す。

方向に関しては $\phi t_2/\theta_s$ 、横軸方向に関してはヌセル数 ht_2 が同じときつねに同じ関係図がえられることが分る。(図2) また作図条件が一定のとき、接触を初めてからの温度上昇は作図回数 n すなわち摩擦長さ m あるいは摩擦時間 $n \Delta t$ の増加に伴って単調に増加する。この n は t_2 の分割数を b とするとき、前報から

$$n = \frac{m}{V_f \Delta t} = \frac{m}{V_f} \frac{4ab^2}{t_2^2} = \frac{b^2}{L} \left(\frac{m}{t_2} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (1)$$

で表わされる。ただし $L = V_f m / 4a$ である。すなわち n はベクレ数 L と無次元数 m/t_2 の積で表わされており、 L 、 t_2 が減少するときつまり低速軽切削では n は大となり、逆に高速重切削では小さくなるのである。分割数 b をますほど、計算精度の増加することはいうまでもないが、 n は b^2 に比例するから作図回数は増加し 甚だ労力を要する。例えば $b=10$ としたときの $n=40$ は、 $b=5$ のときの $n=10$ に相当するのである。

以上から、刃先接触面の任意点における温度上昇 θ はうえの4つの無次元数の積で表わされ

$$\theta = C n^\alpha \left(\frac{\phi t_2}{\theta_s} \right)^\beta f(ht_2) \quad \dots\dots\dots (2)$$

の形をとるものと想像出来る。以下多くの図計算の結果から、実際の変化範囲内で近似的に成立するべき α, β と函数 f の形を見つけるわけであるが、この範囲として次のものが考えられよう。

$$\begin{array}{ll} \phi t_2/\theta_s & 10^{-2} \sim 10^2 \text{ (とくに } 10^{-1} \sim 10^2) \\ ht_2 & 0 \sim 2^* \text{ (とくに } 0 \sim 10^{-1}) \\ n \text{ (} b=5 \text{ として)} & 1 \sim 10^3 \end{array}$$

7. 乾切削における切屑側からの刃先温度上昇 θ_a

乾切削では $h=0$ 、したがって $f(ht_2)=1$ として(2)式から1項へらせるので、まず乾切削を扱うことにする。この図計算では、 n の非常に大きい値まで作図した計算図がただ1つあれば、2つの倍率 D, T を変更することによつて、 $V_f, m, t_2, \phi, \theta_s$ の変化したあらゆる場合の計算図に引直すことが出来る**。すなわち、 T の変更によつて色んな $\phi t_2/\theta_s$ の場合がえられ、同時に θ 軸の座標も変化するから、 θ は $\phi t_2/\theta_s$ に比例することを容易に了解出来、べき β は1となる。

さて、刃先接触面上の刃先から $m=n\Delta t/V_f$ の距離にある任意点の温度上昇 θ は、作図回数 n における熱流入勾配線と切屑の熱源側表皮との交点で与えられるわけであるが、つねに θ は n に対して図3のような一定の関係で変化する。曲線は n の小さい処と大きい処で上にそれるが大部分は $n^{0.5}$ の直線のうえのについで、分割数 b 一定のときは $\phi t_2/\theta_s$ が変化すると、この一定曲線が上下に移動するだけである。もし b を変更すると、尺度

* 前報でのべたように h (cm^{-1}) は冷却状態のよいとき、水および水溶性油で0.8~3、不水溶性油では粘度の低いもので0.8以下、大きいもので0.3以下であり、さらに水溶性油を Jet 式に注油するときには8近くになるものと考えられる。

** 乾切削では初期温度 θ_s は作図に関係しない。 $\phi t_2/\theta_s$ の θ_s は(5)式にみるように消える。

n が(1)式にみるように b^2 に比例して変化するのであるが、図の直線部分の傾きは変化することなく、 $n^{0.5}$ にそう表現倍率が変化するだけで、 n の大きい処で上にそれる部分が例えば b をますと遠くなるだけである。小さい処でそれ方には変りはない。この小さい処でそれるのは次の理由によるのである。この図計算では流入熱量を勾配直線で与えるから図2にみるように初期温度分布としてこれに基く立ち上り A を熱源側にもつている。これが誤差となつて、 n の小さい時それるのである。しかし分割数 b を小さくするほど A は小さくなるし、勾配線の交点を与える θ の値も真の値に近づくことはいうまでもない。図の $b=10^*$, 20^* は n を $b=5$ に対応するように、 $b=10, 20$ の曲線を $1/4, 1/16$ に縮めたもので、 $b \rightarrow \infty$ とするとき、 $n^{0.5}$ に収斂してしまうことが分る。

図 3

これに対し、 n の大きい処でそれるのは切屑内の温度変化が定常状態に近づくためであると考えられる。したがって図にみるように n の直線に漸近してゆくのである。このそれ初めは $b=5$ のとき $n=40$ の近くにある。すなわち Lt_2^2/m^2 が約0.5より小さいとき、つまり $L(V_f)$, t_2 が小さいほど θ の大きくなり方は大きいのである。

よつて、かような n の大きい場合を除いて、双先すくい面を切屑が摩擦するときの熱源上の任意点の温度上昇 θ_d は次のように書ける。

$$\theta_d = C_1 n^{0.5} \left(\frac{\phi t_2}{\theta_s} \right) \quad (3)$$

接触長さ m について、この平均値を求めることによつて、平均温度上昇 θ が求まる。

$$\bar{\theta}_d = \frac{1}{n} \int_0^n \theta_d dn = \frac{\theta_m}{1.5} \quad (4)$$

ただし θ_m は接触終り m の点における温度上昇である。作図の精度を上げるために、書きやすい作図条件をえら

び、個人のくせによる誤差をさけるために多くの人の図計算の結果から、常数 C_1 を求めた。

$$C_1 = 0.558 \frac{\theta_s}{b} \quad (3')$$

$$\therefore \theta_d = 0.385 \frac{\theta_s}{b} n^{0.5} \frac{\phi t_2}{\theta_s} \quad (5)$$

$$= 0.385 \frac{Q_m}{K_1 L} \quad (5')$$

(5) 式における b は(1)式にみるように n に含まれる b によつて消える値であるから任意数とすればよい。以下では $b=5$ として扱う。また双先温度 θ_l は次のようになる。

$$\theta_l = 0.385 \frac{Q_m}{K_1 L} + \theta_s \quad (6)$$

(5') 式は、Chao 氏、Shaw 氏が切屑側から摩擦面温度上昇を求めるに當つて、応用した Jaeger の解と係数が0.376から0.385に変わるだけで全く等しい。Jaeger の解は半無限体について扱つたものであるが、切屑のような有限厚さのものでも L, t_2 が大きいときには半無限体とみなして扱つても差支えないことが分る。係数のわずかな差には、この図計算における仮定も関係しよう。

ところが、うえにのべたように L, t_2 が小さいとき θ が(5') 式よりも大きくなることは、最早半無限体として扱えないことを示す。このことは前に指摘し、また(5') 式に対する補正項を鏡像法によつて求めた²⁾ ことと一致するが、次報で報告することにする。

8. 切屑が冷却されるとき双先温度上昇 θ

切削剤の冷却能をその注油方法による効果も含めて相対表面熱伝達率 h で表わすとき、(2)式における冷却効果を表わす函数 f として、例えば次のような近似形が考えられる。

$$f(ht_2) = e^{-F(ht_2)}, \quad \theta = \theta_d e^{-F} \quad (7)$$

θ_d は乾切削における温度上昇であるから、当然 $h=0$ のとき、 $F=0$ したがつて $f=1$ となる。

いま、 $b=5$ として、 $\phi t_2/\theta_s=3.33$ の場合について ht_2 を変化して図計算を行つてみると、温度上昇 θ は n の増加に伴つて図4のように変化する。ただし、さきにのべた理由によつて n の小さい処は $n^{0.5}$ におきかえてある。これから f は n, ht_2 の函数としてこれらの増加に伴い減少することが分る。さらに剪断面温度 θ_s も影響し、図2から分るように θ_s が高いほど冷却効果は大きく θ の上昇率はおさえられる。かつ、切屑の横断面における温度分布は $n \rightarrow \infty$ としたとき点 P から角 $\tan^{-1}\phi$ で引いた直線に収斂してしまう。つまり定常状態に入るわけで、 θ は一定温度

図 4 ht_2 の大きいとき、図に見るように ϕt_2 , ht_2 , θ の値に応ずる (8) 式で与えられる θ に向つて、点線の曲線からそれる。 V_f 軸は、 $m=0.2\text{cm}$, $a=0.1\text{cm}^2/\text{s}$ としたとき、接触終りの位置における温度上昇 θ と乾切削に対する低下を与える。

$$\theta = \phi (1.4h + t_2) - \theta_s \quad (8)$$

に留る。もちろん $\tan^{-1}\phi > \phi$ では上昇しながら、 $<$ のときは上昇後下降しながらこの温度に落付くのである。

以上から F は n , ht_2 , $\phi t_2/\theta_s$ の函数で、(7) 式から

$$F = \log \theta_u - \log \theta \quad (9)$$

として、これら無次元数を变化した図計算の結果から F を決定出来る。

実際にあらわれる値よりも大きいのが、作図しやすいために $ht_2 = 4$ として θ_s を変えた計算結果から F (常用対数を用う) を求め、図 5 を得た。 F は n , θ_s の大きいほど増加するのであるが、図のような変化状態は簡単な式に表現しにくい。実際に考えてみると、 $\theta_s/\phi t_2 = 0$ はなくて 0.1 以上のことが多く、また $\theta_s/\phi t_2$ が大きいと n

図 5

も大きく、小さいと n も小さいのが一般である。また F における 0.01 の差は θ_s/θ に 2.3% の誤差を与えるにすぎないから、ここで大胆に図 5 の曲線群を鎖線で示す原点を通る直線群 (C を常数とすると $Cn(\theta_s/\phi t_2)^{0.5}$ の関係にある) とみなすことにする。このようにしても誤差はさほどでないことは図から了解出来る。実際の ht_2 は非常に小さいのであるから、 F も小さく誤差もさらに小さいのである。

図 6

図 7

つぎに $\theta_s = 300^\circ$, $\phi t_2 = 10^3$ ($\theta_s/\phi t_2 = 0.3$) として ht_2 を变化した図 4 について F を求めて図 6 がえられる。この図で、うへの取扱いにもとづいて原点を通る直線群として扱ふと、この勾配は対数グラフ上で図 7 のように変化する。実際では $ht_2 > 5$ といった場合はなくて、むしろ $10^{-3} \sim 10^{-1}$ といった小さな値が多い。処が、 ht_2 の小さい場合は作図がととても困難で、かつ乾切削との差が僅小なために誤差の方が F より大きくて求めることは出来ない。温度差数度といった処では誤差の許容度も大きいから図の曲線を記入の直線におきかえらる

$$F = C_2 n \left(\frac{\theta_s}{\phi t_2} \right)^{0.5} ht_2^{0.57}$$

となり、常数 C_2 は 0.00192 と決定される。これは常用対

数で求めた値であるから自然対数に直して

$$F = 0.0044 n \left(\frac{\theta_s}{\phi t_2} \right)^{0.5} (ht_2)^{0.57} \dots\dots\dots (10)$$

$$\approx 0.44 \frac{ma}{V_f t_2^2} \sqrt{\frac{h \theta_s K}{(1-\delta) Q}} \dots\dots\dots (11)$$

がえられる。勿論、この式は実際の切削条件の範囲で近似的に成立するのであつて、刃先熱源にそう任意点の温度上昇は

$$\theta = \theta_d e^{-F} \dots\dots\dots (12)$$

で与えられ、乾切削における値 θ_d は L , t_2 が非常に小

さくないときには (3) 式で与えられるのである。

次報で (12) 式の熱源上の平均値つまり刃先平均温度上昇を求め、具体的な値を示して考察を加える。

終りに図計算に協力された渋谷昇、堀野誠也、松本守君に深く謝意を表す。(1957, 1月21日受付)

文 献

- 1) 精密機械, 22, 10 (昭31) 423頁
- 2) 精密機械, 20, 7 (昭29) 257頁

高 速 切 削 の 研 究 (第12報)

—二次元流れ型切削に於ける切屑カール機構の解析 (その1)—

正 会 員 竹 山 秀 彦*

Study on High Speed Machining (No.12)

—Analysis of Chip Curl in Two-Dimensional Machining of Flow Type—
(Part I)

Hidehiko TAKEYAMA

There have been several theories of chip curl, such as "bending moment theory" and "temperature theory." However, they are not satisfactory enough to explain various phenomena which come out in actual metal machining.

Here in this paper, several contradictions involved in the conventional theories have been pointed out after some machining tests. The systematic tests carried out by the author have necessitated introduction of a new factor, that is, shear strain conductivity, which is a motive force of chip curl.

Based upon such an idea, an equation of chip curl for orthogonal cutting has been introduced.

In part 1 some basic ideas have been presented and also discussed, while in part 2 this theory will be insured experimentally.

1. 緒 論

切屑カールの現象は工場現場における切屑処理の上からいっても重要な問題である許りでなく、その機構の解明によつて切削機構の本質的究明特に筆者の刃面切屑触接面積に基づく切削理論の展開にも資する処大なるものあらんと考えて行つたのが本研究である。元来、切屑カールの現場的論文は相当あるがその本質論的論文は数少く且つ随分疑問を挟む処多く、未だ決定的論文の皆無で

* 工業技術院機械試験所

ある現在、在来の論文を批判しつつ系統的に調査して行くことも有意義なことと思ひ、以下に二次元切削における結果の大略を記する。

2. 従来の諸説に対する批判

(1) 曲げモーメント説¹⁾

この説は切屑を一つの直方体の剛体梁と考え、前面と切屑の間に作用する法線力に基づく曲げモーメントによつてカールするという考え方である。この場合弾性限内の梁の式(1)を適用している。則ち、