次元解析による切削温度の研究 (Al_2O_3 工具を用いた旋削における切削条件の影響)

上田 隆司^{*1}, 平井 佑樹^{*2}, 宇土 誠一^{*3}, 社本 英二^{*4}

Studies on cutting temperature by dimensional analysis (Influence of cutting conditions in turning with Al_2O_3 cutting tool)

Takashi UEDA ^{*1}, Yuki HIRAI ^{*2}, Seiichi UTO ^{*3} and Eiji SHAMOTO ^{*4}

^{*1, *4} Department of Mechanical and Aerospace Engineering, Nagoya University

Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya 464-8603, Japan

^{*2} Department of Manufacturing Engineering, NGK INSULATORS, LTD

2-56 Suda-cho, Mizuho, Nagoya 467-8530, Japan

^{*3} OKUMA Corporation

5-25-1 Shimooguchi, Oguchi-cho, Niwa-gun, Aichi 480-0193, Japan

Received: 2 July 2018; Revised: 20 September 2018; Accepted: 19 December 2018

Abstract

The equation, which expresses the influence of cutting conditions such as cutting speed, depth of cut and feed rate on the cutting temperature of the workpiece, is investigated by the dimensional analysis. In this analysis, thermodynamical basic dimension system is used. The equation derived consists of the factors of cutting speed, depth of cut, feed rate, specific cutting energy, and volumetric specific heat and thermal conductivity of the workpiece material, and the equation is compared with those which were derived by the other researchers. The experiments are carried out by turning under the various cutting conditions, and the results obtained are compared with the analytical results. The cutting temperature is measured by the two-color pyrometer with an optical fiber which is developed by the author. Ti-6Al-4V, S50C, Inconel718, SUS304 and Aluminum are used as the workpiece materials and Al_2O_3 tool is used as a cutting tool. The analytical equation makes it possible to estimate the cutting speed under which the cutting temperature reaches the melting point of the workpiece material. The specific cutting energy which is necessary for making a chip of unit volume is estimated using the volumetric specific heat and the melting point of a workpiece material. In other words, the energy used for cutting is equal to the energy used for melting the work material.

Keywords : Dimensional analysis, Cutting temperature, Cuttings speed, Feed rate, Depth of cut, Melting point, Specific cutting energy, Volumetric specific heat, Thermal conductivity

1. 緒 言

切削加工において、切削温度は工具寿命や被削材の仕上げ面性状に大きな影響を与える重要なファクターである。切削温度が高温になれば工具寿命は短くなり、仕上げ面に加工変質層を生じることになり、できる限り切削温度を抑えた状態で加工することが望まれている。加工前に切削温度を知ることができれば、効率よく、精度の高い加工を行うことができる。ところが、切削現象は複雑であり、材料物性が温度に依存して変化するなど、

No.18-00284 [DOI:10.1299/transjsme.18-00284], J-STAGE Advance Publication date : 26 December, 2018

^{*1} 正員, 名古屋大学大学院 工学研究科 (〒464-8603 愛知県名古屋市千種区不老町)

^{*2} 日本ガイシ (株) (〒467-8530 愛知県名古屋市瑞穂区須田町 2-56)

^{*3} 正員, オークマ (株) (〒480-0193 愛知県丹羽郡大口町下小口 5-25-1)

^{*4} 正員, フェロー, 名古屋大学大学院 工学研究科

E-mail of corresponding author: ueda@mech.nagoya-u.ac.jp

熱伝導方程式を解析的に解くことは困難である。このため、有限要素法を用いた切削シミュレーションにより、材料物性の温度依存性をも考慮して詳細に切削温度や切削抵抗などを求める方法が検討され、その信頼性を高める努力がなされている。(例えば、松村, 2014)。

これに対し、複雑な切削現象を単純化して扱うことにより加工条件が切削温度に及ぼす影響を直感的に捉える試みとして、Kronenberg や Shaw は次元解析により切削温度に及ぼす加工条件の影響を表す関係式を導出している。すなわち、Kronenberg (1966) は力学の基本系 $[L, M, T]$ に $[\Theta]$ を加え、実験結果を巧みに用いることにより関係式を求めている。Shaw (1984) は Kronenberg の方法に改善を施し、二つの物理量 $[\rho c]$, $[\lambda]$ を一つの物理量 $[\rho c \lambda]$ と仮定して物理量の数を一つ減らし、関係式を導出している。両氏が導出した関係式には共通する点もあるが、異なる点も多い。ここで、 $[L]$ は長さ、 $[M]$ は質量、 $[T]$ は時間、 $[\Theta]$ は温度の次元であり、 ρc は熱容量、 λ は熱伝導率である。

ところで、切削温度の解析は伝熱の問題であり、力学より熱力学の基本次元系を用いる方が自然である。そこで本研究では、熱力学の基本次元系 $[L]$, $[T]$, $[H]$, $[\Theta]$ を用いて次元解析を行っている。 $[H]$ はエネルギーの次元である。切削における切削速度、切込み、送りといった加工条件が切削温度に及ぼす影響度を評価することを試みており、実験データを準備することなく、また熱伝導率と熱容量を一つの物理量とみなす仮定も置くことなく、解析的に関係式を導出している。導出した関係式は Kronenberg や Shaw が導出した関係式と比較検討することにより、共通する点、異なる点を明らかにしている。また、切削実験を行い、切削速度、切込み、送りといった加工条件が切削温度に及ぼす影響について、導出した関係式の妥当性を検討した。

特に本研究では、切削温度が被削材融点に達する高速切削領域に注目している。1000℃を越える切削温度を熱電対法で精度よく測定することは難しいことから、光ファイバー型二色温度計を用いている。このため、高温強度や温度測定の面から用いる工具は制約を受けることになり、本研究では透光性があり 1000℃を越える温度においても必要な強度を保つことができる Al_2O_3 工具を用いている。被削材には Ti-6Al-4V, S50C, Inconel718, SUS304, Aluminum など異なる熱物性をもつ金属材料を用いており、加工条件が切削温度に及ぼす影響について調べるとともに、次元解析による関係式と比較検討することにより、その妥当性について検討している。さらに、その関係式を用いて、切削温度が被削材の融点に到達する切削速度を推定するとともに、単位体積の切りくずを生成するために要する比切削エネルギーと被削材料の熱物性との関係についても検討している。

2. 次元解析による関係式の導出

2・1 使用記号の単位と次元

熱力学の基本次元系

L: 長さ
T: 時間
H: エネルギー
 Θ : 温度

記号

物理量	記号	単位	次元
温度	θ	[°C]	[Θ]
速度	v	[m/min]	[$L T^{-1}$]
切込み	a	[mm]	[L]
送り	f	[mm/rev]	[L]
比切削エネルギー	ks	[J/mm ³]	[$H L^{-3}$]
比熱	c	[J/(kg K)]	[$T^{-2} L^2 \Theta^{-1}$]
密度	ρ	[kg/m ³]	[$H T^2 L^{-5}$]
熱伝導率	λ	[J/(m K s)], [W/(mK)]	[$H L^{-1} \Theta^{-1} T^{-1}$]

熱容量	ρc	$[J/(m^3 K)]$	$[H L^{-3} \Theta^{-1}]$
温度伝導率	α	$[m^2/s]$	$[L^2 T^{-1}]$

2・2 関係式の導出

切削工具(バイト)を用いて円筒形状の被削材外面を3次元切削している場合を考える。切削速度 v で切削中のバイト刃先と被削材との干渉領域における切削温度を θ とする。定常切削状態にある系を表す物理量を考えて、全発熱量 Q 、熱容量 ρc (温度上昇に関係)、熱伝導率 λ (周りに逃げていく熱量に関係) が考えられる。被削材と切削工具からなる切削系が次元解析の対象となるが、本研究では種々の被削材を唯一のアルミナ工具(インサート)を用いて加工する場合を扱っており、被削材の熱容量や熱伝導率を解析の対象とすべき物理量としている。

すると、切削温度 θ とこれらの物理量の間には、

$$g_1(\theta, Q, \rho c, \lambda) = 0 \quad (1)$$

の関係が考えられる。ただし、 $g_1, g_2, g_3 \dots$ は関数を表している。

ここで、 Q について考えると、単位時間当たりの切削量 V は、切込み深さ a 、送り f 、切削速度 v とすると、

$$V = afv \quad (2)$$

となる。また、単位時間当たり単位体積の切りくずを生成するために要する比切削エネルギーを ks とすると、3次元切削を対象としていることから、

$$Q = V ks = afv ks \quad (3)$$

と書くことができる。ところが、 a と f は同じ長さ $[L]$ の次元をもつことから (af) とし、 $[L^2]$ の次元を持つものとする、最終的に

$$g_2(\theta, v, af, ks, \rho c, \lambda) = 0 \quad (4)$$

の関係が考えられる。

ここで、次元マトリックスは、熱力学の基本次元系として、 L, T, H, Θ (長さ, 時間, エネルギー, 温度) を用いることにすると、

$$\begin{array}{c} \theta \quad v \quad (af) \quad ks \quad (\rho c) \quad \lambda \\ \begin{array}{c} L \\ T \\ H \\ \Theta \end{array} \begin{bmatrix} 0 & 1 & 2 & -3 & -3 & -1 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & -1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & -1 & -1 \end{bmatrix} \end{array} \quad (5)$$

となる。このマトリックスの $\text{rank}(m')$ は $m' = 4$ であり、また、物理量の数 (n') は $n' = 6$ である。

したがって、 $\Pi(Pi)$ 定理から無次元積の数は $n' - m' = 2$ より2個となる。すなわち、2個の無次元積を Π_1, Π_2 とすると、無次元方程式は、

$$g_3(\Pi_1, \Pi_2) = 0 \quad (6)$$

の2項で表されることになる。

そこで, Π_1 において,

$$\Pi_1 = \theta^{x_1} v^{y_1} (af)^{z_1} k s^{r_1} (\rho c) \quad (7)$$

と書くと, Π_1 が無次元積であることから

$$[\Theta]^{x_1} [LT^{-1}]^{y_1} [L^2]^{z_1} [HL^{-3}]^{r_1} [HL^{-3} \Theta^{-1}] = 0$$

となる.

これを解くと

$$x_1 = 1, y_1 = 0, z_1 = 0, r_1 = -1$$

となり, 式(7)は次式のようになる.

$$\Pi_1 = \theta k s^{-1} (\rho c) = \frac{\theta (\rho c)}{k s} \quad (8)$$

次に, Π_2 について同様に考えると,

$$\Pi_2 = \theta^{x_2} v^{y_2} (af)^{z_2} k s^{r_2} \lambda \quad (9)$$

と書くことができ,

$$[\Theta]^{x_2} [LT^{-1}]^{y_2} [L^2]^{z_2} [HL^{-3}]^{r_2} [HL^{-1} \Theta^{-1} T^{-1}] = 0$$

となる. これを解くと,

$$x_2 = 1, y_2 = -1, z_2 = -1/2, r_2 = -1$$

となり, したがって, 式(9)は次式のようになる.

$$\Pi_2 = \theta v^{-1} (af)^{-1/2} k s^{-1} \lambda = \frac{\theta \lambda}{v (af)^{1/2} k s} \quad (10)$$

ゆえに求める関係式は, 式(6)に式(8), 式(10)を代入して

$$g_3 \left(\frac{\theta (\rho c)}{k s}, \frac{\theta \lambda}{v (af)^{1/2} k s} \right) = 0 \quad (11)$$

の形でなければならない. そこで, これら2個の無次元積の組み合わせの中でもっとも簡単な形を選択すると,

$$\left(\frac{\theta (\rho c)}{k s} \right) \cdot \left(\frac{\theta \lambda}{v (af)^{1/2} k s} \right) = C^2 \quad (12)$$

を考えることができる.

式(12)を θ について解けば, 最終的に,

$$\theta = C \cdot k s \frac{v^{1/2} a^{1/4} f^{1/4}}{(\rho c)^{1/2} \lambda} \quad (13)$$

ただし, C は無次元定数

の関係式を, 意味のある解として得ることができる (例えば, 上田他, 1996).

そこで、式(13)を Kronenberg の関係式、及び Shaw の関係式と比較すると次のようになる（付録参照）。

【Kronenberg の関係式】

- ・次元解析結果に実験結果を適用することにより、物理量のべき数を決定して最終的な関係式を求めている。
- ・このため、各物理量のべき数が異なる。例えば、切削速度 v のべき数を $n=0.44$ としている。式(13)では $n=1/2$ である。

【Shaw の関係式】

- ・二つの物理量（ ρc ）と（ λ ）を一つの物理量（ $\rho c \lambda$ ）として扱えると仮定することにより、関係式を解析的に導出している。
- ・切削速度 v のべき数は $n=1/2$ であり、式(13)と同じである。
- ・切込み a のべき数が異なり、Shaw では $n=1/2$ となっている。式(13)では $n=1/4$ である。
- ・送り速度 f の影響を評価していない。式(13)では評価している。

3. 解析結果の妥当性の検討

旋削加工を行い、切削温度、切削抵抗を測定することにより、切削速度、送り、切込みが及ぼす影響を調べ、式(13)の妥当性について検討した。なお、本研究の実験結果に、先の研究（上田他，2017）で行った実験データも合わせて検討に用いた。

3・1 実験方法

本研究では被削材料の熱物性を解析対象とし、切削工具の熱物性は解析対象から外している。そこで、切削実験ではただ一種類の切削工具を用いることとし、高温においても高い強度を保つ Al_2O_3 工具を選択した。その物理的性質を表 1 に示す。熱伝導率が小さく、超硬の 1/3 程度である。なお、 Al_2O_3 以外の切削工具による実験結果については次報以降で報告していくことにしている。

(1) 実験装置

図 1 に示すように、旋盤主軸にチャックを介して円盤状の被削材（直径 250mm×幅 10mm）を固定し、一定速度で回転させてその外周部を切削した。工具台に設置したキスラー動力計にシャンクを固定し、切削抵抗 3 分力を測定した。測定信号はデジタルメモリーに記憶し、パーソナルコンピュータで処理した（上田他，2017）。

実験条件を表 2 に示す。切削速度 v は 50～1100m/min、送り f は 0.1～0.4mm/rev、切込み a は 0.125～0.5mm の範囲で変化させた。 Al_2O_3 工具は直径 $\phi 12.7\text{mm}$ 、厚み 7.94mm（表 1 参照）の円形インサートであり、すくい角が（ -8° ）である。被削材には炭素鋼 S50C、チタン合金 Ti-6Al-4V、ステンレス鋼 SUS304、炭素鋼 S50C、Inconel718、Aluminum 用いた。それらの物性値を表 3 に示す。

Fig.1 Experimental set-up.

Table 1 Physical property of Al_2O_3 .

Density	ρ	kg/m^3	4000
Melting point		$^{\circ}\text{C}$	2050
		K	2323
Thermal conductivity	λ	$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$	17
Specific heat	c	$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$	780
Bending strength		MPa	700
Young's modulus		GPa	400
HV hardness		HV	1800

Table 2 Cutting conditions of experiment.

Cutting speed	v	m/min	50 ~ 1100
Feed rate	f	mm/rev	0.1 ~ 0.4
Depth of cut	a	mm	0.125 ~ 0.5
Rake angle	γ_n	$^{\circ}$	-8
Cutting style			dry
Tool			Al_2O_3 (ϕ 12.7 mm)
Workpiece			Ti-6Al-4V, SUS304, S50C, Inconel718, Aluminum

Table 3 Physical properties of workpiece materials.

Material			Ti-6Al-4V	SUS304	S50C	Inconel718	Aluminum
Melting point	θ_m	$^{\circ}\text{C}$	1660	1410	1400	1300	663
		K	1933	1683	1673	1573	936
Thermal conductivity	λ	$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$	7.6	16	44	11	237
Density	ρ	kg/m^3	4420	7920	7840	8200	2688
Specific heat	c	$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$	537	499	492	440	905
Heat capacity	ρc	$\text{J}/(\text{mm}^3\cdot\text{K})$	0.00237	0.00395	0.00386	0.00361	0.00243
Thermal diffusivity	α	mm^2/s	3.2	4.05	11.4	3.05	97.4
Tensile strength	σ	MPa	1000	520	570	1250	70
Young's modulus	E	GPa	114	293	200	200	69
HV hardness	HV		320	200	150	380	25

(The Japan Society of Mechanical Engineers, 2014, The Japan Society of Mechanical Engineers, 1975, The Japan Society of Mechanical Engineers 2009)

(2) 温度測定

切削温度測定は図1に示す光ファイバー型二色温度計を用いて行った(上田他, 2017). 被削材を Al_2O_3 工具で切削している. Al_2O_3 インサートにはその底面から刃先に向けてすくい面方向に直径1mmの止まり穴があけてある. 止まり穴の底面と切れ刃先端の距離は約1mmである. この小孔にコア径400 μm のカルコゲナイド光ファイバーを挿入し, 光ファイバーが小孔底面と接する位置で固定している. Al_2O_3 は波長3~7 μm の赤外線を透過することができる. そこで, 切削熱によって高温になった刃先先端領域の被削材から輻射される赤外線のうち, Al_2O_3 工具を透過してきた赤外線をこの光ファイバーで受光し, InAs/InSb 二色素子に伝送し, 電気信号に変換する. これらの素子からの出力の比をとり, 温度校正曲線によって温度に換算することができる. この測定装置により, 刃先を中心とするすくい面, 逃げ面の両領域にまたがる領域における最高温度を測定することができる.

Fig.2(a) Ti-6Al-4V.

Fig.2(b) Ti-6Al-4V.

Fig.2(c) S50C.

Fig.2(d) Inconel718.

Fig.2(e) SUS304.

Fig.2(f) Aluminum.

Fig.2 Influence of cutting speed on cutting temperature. Dashed and single-dotted lines in these figures indicate the relation $\theta \propto v^{1/2}$ which is derived from Eq.(13), and the experimental data coincide well with the lines. In Fig.2(a), the dashed line indicates 1660°C which is the melting point of Ti-6Al-4V, and the cutting temperature approaches and saturates to the melting point as the cutting speed increases.

3・2 実験結果と解析結果の比較

(1) 切削速度の影響

図2に切削速度の影響を調べた結果を示す. 両対数グラフ上で, 横軸を切削速度 v , 縦軸を切削温度 θ としており, 一点鎖線で示す直線は $n=1/2$ の傾きを表している. 図2 (a) (b)は被削材 Ti-6Al-4V を加工した結果であり, (a)が切込み $a=0.15\text{mm}$, 送り $f=0.15\text{mm/rev}$, (b)が $a=0.25\text{mm}$, $f=0.2\text{mm/rev}$ である. 両者の結果にはほとんど差がなく, (a), (b)いずれも実験データが $n=1/2$ の直線上に乗っていることがわかる. したがって, 式(13)の解析結果が実験結果と良く合っていることがわかる. 切削速度が 300m/min 近辺で切削温度は Ti-6Al-4V の融点 1660°C に近づいており, それ以上切削速度を速くしても切削温度は上昇せず飽和している. したがって, 式(13)の適用範囲は被削材の融点が上限となる.

図2(c)は炭素鋼 S50C を切削したときの結果である。傾き $n=1/2$ の直線がほぼ実験データと合っており、式(13)は S50C に対しても良く合っていることがわかる。(d)は被削材が Inconel718, (e)は SUS304, (f)は Aluminum の場合である。いずれの場合も実験結果の傾きが $n=1/2$ の直線より少し傾きが緩くなっているが、測定誤差の範囲と考えている。今後さらに実験データ数を増やして精度の向上を図る必要がある。

(2) 切込みの影響

図3に切込み a が切削温度に及ぼす影響を調べた結果を示す。両対数グラフ上で、横軸が切込み a 、縦軸が切削温度 θ 、一点鎖線の直線の傾きは $n=1/4$ であり、(a)が被削材 Ti-6Al-4V を加工した結果、(b)が S50C を加工した結果である。式(13)によれば、切削温度は切込み a に対して $n=1/4$ に比例しているが、実験データがほぼ $n=1/4$ の直線のまわりにあり、解析結果がおおむね妥当であることがわかる。

Fig.3(a) Ti-6Al-4V.

Fig.3 (b) S50C.

Fig.3 Influence of depth of cut on cutting temperature. Dashed and single-dotted lines in these figures indicate the relation $\theta \propto a^{1/4}$ which is derived from Eq.(13), and the experimental data coincide well with the lines.

(3) 送りの影響

図4に送り f が切削温度に及ぼす影響を調べた結果を示す。両対数グラフ上で、横軸が送り f 、縦軸が切削温度 θ 、(a)が Ti-6Al-4V、(b)が S50C を加工した結果である。一点鎖線の傾きが $n=1/4$ であり、実験結果とおおむね合っている。式(13)の解析結果によれば、切削温度は送り f に対して $n=1/4$ に比例しており、 f の影響を良く表していることがわかる。

Fig.4(a) Ti-6Al-4V.

Fig.4(b) S50C.

Fig.4 Influence of feed rate on cutting temperature. Dashed and single-dotted lines in these figures indicate the relation $\theta \propto f^{1/4}$ which is derived from Eq.(13), and the experimental data coincide well with the lines.

4. 切削温度が融点に到達するときの切削速度の推定

式(13)において、切削温度が被削材の融点 θ_m に達するときの切削速度を v_m とすると、

$$\theta_m = C \cdot k_s \frac{v_m^{1/2} a^{1/4} f^{1/4}}{(\rho c)^{1/2} \lambda^{1/2}} \quad (14)$$

と表すことができる。

本研究では、切削現象を単純化して扱うことを目的としていることから、被削材の物性についても温度依存性は考慮せず、常温における値を用いることを基本と考えている^{注1)}。

そこで、式(13)を式(14)で除し、変形すると、

$$v_m = v \left(\frac{\theta}{\theta_m} \right)^2 \quad (15)$$

もしくは、

$$\theta = \theta_m \left(\frac{v}{v_m} \right)^{1/2} \quad (16)$$

が導出できる。

式(15)において、ある切削速度 v における θ を実験的に求めれば、 v_m を推定することができる。そこで、Ti-6Al-4V, SUS304, S50C, Inconel718, Aluminum に対して、切削速度 v における切削温度 θ を測定した結果、及びその結果を式(15)に代入して v_m を推定した結果を表4に示す。Ti-6Al-4V では $v=200\text{m/min}$ で $\theta=1150^\circ\text{C}$ より、切削温度が融点 1660°C となる切削速度は $v_m=400\text{m/min}$ となる。図2によれば $v_m=400\text{m/min}$ であり、式(15)から求めた結果と同じ値となっていることがわかる。S50C では $v=200\text{m/min}$ で $\theta=500^\circ\text{C}$ より、切削温度が融点 1400°C となる切削速度は $v_m=1600\text{m/min}$ と推定できる。Inconel718 では $v_m=350\text{m/min}$, Aluminum では $v_m=3800\text{m/min}$ と推定され、この切削速度に近い速度で融点に到達すると考えることができる。

次に、式(16)を用いるとある切削速度における切削温度を推定することができる。Ti-6Al-4V の切削温度が融点 $\theta_m=1660^\circ\text{C}$ となる切削速度が $v_m=400\text{m/min}$ であることから、これらの値を式(16)に代入することにより、

$$\theta = 1660 \times \left(\frac{v}{400} \right)^{1/2} \quad (16)'$$

同様に、S50C の切削温度が融点 $\theta_m=1400^\circ\text{C}$ となる切削速度が $v_m=1600\text{m/min}$, Aluminum の切削温度が融点 $\theta_m=650^\circ\text{C}$ となる切削速度が $v_m=3800\text{m/min}$ であり、これらの値を式(16)に代入すると、S50C に対して、

$$\theta = 1400 \times \left(\frac{v}{1600} \right)^{1/2} \quad (16)''$$

Aluminum に対して、

注1) 付録2において熱物性の温度依存性について検討している。図より、温度が高くなると $\{(\rho c)^{1/2} \lambda^{1/2}\}$ は大きくなる傾向にあり、 v_m を大きくする方向に働く。しかし、全体的にその影響は小さい。また、比切削エネルギー k_s は図6(後出)に見るように、切削速度(切削温度)の影響を大きく受けない。したがって、物性定数の温度依存性を考慮しなかった影響は小さいと考えることができる。

$$\theta = 650 \times \left(\frac{v}{3800}\right)^{1/2} \quad (16)'''$$

が得られ、 v に対する θ を推定することができる。図5は式(16)'～(16)'''を計算した結果を実験結果と比較した結果である。図5より式(16)'～(16)'''は実験結果を良く表していることがわかる。

Table 4 Estimated values of v_m .

Workpiece material	Melting point	Experimental result		Calculated
	θ_m	v	θ	$v_m = v (\theta_m / \theta)^2$
	°C	m/min	°C	m/min
Ti-6Al-4V	1660	200	1150	400
SUS304	1410	700	1100	1200
S50C	1400	200	500	1600
Inconel718	1300	300	1200	350
Aluminum	650	700	280	3800

Fig.5 Influence of cutting speed on cutting temperature. The solid lines indicate the calculated results of Eq.(16), which is derived to estimate the cutting temperature at an arbitrary cutting speed. The calculated results coincide well with experimental data.

5. 比切削エネルギーの検討

比切削エネルギー ks は単位体積の切りくずを生成するために要するエネルギーであり、切削抵抗主分力を F_t とすると、次式で求めることができる。

$$ks = \frac{F_t v}{afv} = \frac{F_t}{af} \quad (17)$$

図6はTi-6Al-4Vの比切削エネルギー ks を求めた結果であり、切削速度 v の影響を調べている。低速度において少し小さな値を取る傾向があるが、高速領域ではほぼ一定値を取っており、切削速度の影響を大きく受けないことがわかる。すなわち、 $v = 400\text{m/min}$ においてもほぼ一定の値となっている。

ところが、 $v = 400\text{m/min}$ において、切削温度が融点となっていることから、切りくず温度もほぼ融点の 1660°C となっていると考えることができる^{注2)}。すなわち、切削によって、室温の被削材から融点状態にある切りくずが除去されると考えることができる。したがって、単位体積の切りくずが室温から融点に達するために必要な熱エネルギー q_c は、

$$q_c = \rho c (\theta_m - \theta_0) \cong \rho c \theta_m \quad \text{但し、} \theta_0 \text{は室温} \quad (18)$$

と表すことができる^{注3)}。

そこで、表2にある熱容量 ρc (ρc の温度依存性については付録2を参照)、及び θ_m を用いて $q_c = (\rho c \theta_m)$ を計算し、 ks と比較した結果を図7に示す。図中にある一点鎖線が $ks = q_c$ をあわしている。図より少しバラツキはあるが一点鎖線の回りにデータが集まってきており、切削温度が被削材の融点近くになると、 ks の大部分が切りくず生成に使われていると考えることができる。すなわち、切削における熱エネルギー（仕事）の大部分が切りくずに分配され、被削材や工具に分配される熱量は小さいと考えることができる。 ks と q_c の間に $ks \approx q_c$ が成り立つなら、 ks は被削材の融点 θ_m と熱容量 ρc によって推定することが可能であることを示している。言い換えれば、切削に必要なエネルギーはその材料を融かすために必要な熱エネルギーに近い値になるとも考えられる。この関係は本研究で採用した限られた条件の中だけであり、これ結果をもって広範囲の加工条件でこの関係が成り立つということとはできない。例えば、S50Cは熱処理の仕方によって硬度に大きな違いを生じ、 ks の値も異なってくると考えられる。したがって、図7において、 $ks = q_c$ を表す一点鎖線を中心としたある幅をもった領域内にデータが分布するものと考えられる。今後、加工条件を広げて実験を行い、データ数を増やす必要があると考えている。

Fig.6 Influence of cutting speed on specific cutting energy. The specific cutting energy ks is almost constant. In the case of Ti-6Al-4V, ks is almost constant even if the cutting speed is larger than 400 m/min. Then the cutting temperature is at the melting point of Ti-6Al-4V.

注2) 表4において、熱伝導率 λ のよいAluminumでは $v_m=3800\text{m/min}$ 、S50Cでは $v_m=1600\text{m/min}$ となっており、 λ の大きな被削材では切削速度を高速にしなければ切削温度を融点に到達させることができない。切削加工では被削材の λ は v_m に大きく影響する。

注3) 放電加工におけるパラメータ μ 値はワーク材の「熱伝導率×融点」[W/m]で与えられ（例えば、鈴木他、1992）、 q_c は被削材の「熱容量×融点」[J/mm³]で与えられる。

Fig.7 $k_s - q_c$ relation. k_s is the specific cutting energy, q_c is the specific energy which is needed to increase the chip temperature to melting point and the dash and single-dotted line indicates the relation of $k_s = q_c$. If the relation $k_s \approx q_c$ is admitted, k_s can be calculated using the melting point θ_m and the volumetric specific heat ρc of the work material.

6. 結 言

切削加工における加工条件が切削温度に及ぼす影響を表す関係式を次元解析によって導出し、代表的な研究結果と比較検討した。求めた関係式の妥当性を検討するため、 Al_2O_3 工具で Ti-6Al-4V, SUS304, S50C, Inconel718, Aluminum を旋削して切削温度を測定した。また、関係式から切削温度が被削材の融点に到達する切削速度 v_m を推定し、実験結果から求められる v_m と比較した。さらに、単位体積の切りくずを生成するために要する比切削エネルギー k_s について検討した。得られた結果をまとめると次のようになる。

(1) 熱力学の基本次元系を用いて、切削速度、切込み、送りが切削温度に及ぼす影響を表す関係式を、次元解析により導出した。

(2) 導出した関係式は、種々の被削材料を旋削加工して測定した切削温度と比較的良好に一致しており、関係式の妥当性が確認できた。

(3) 関係式を用いて切削速度 v_m を求めたところ、本研究における加工条件のもとでは、Ti-6Al-4V では 400m/min, S50C では 1700m/min, Inconel718 では 350m/min, Aluminum では 3800m/min と推定された。

(4) 比切削エネルギーは被削材の融点と熱容量によって推定できる可能性がある。

なお、これらは本研究で採用した限られた加工条件のもとで得られた結言であり、今後、さまざまな加工条件においてその妥当性を確認していく必要がある。

謝 辞

本研究の一部は、知の拠点あいち重点研究プロジェクトの支援によって行われました。また、セラミック工具は日本特殊陶業(株)から提供していただきました。ここに深謝します。

文 献

Kronenberg, M., Machining Science and Application (1966), p.48, Pergamon Press.

松村隆, 切削シミュレーションの現状と課題, 精密工学会誌, Vol. 80, No. 9 (2014), pp. 803-806.

Shaw, M.C., Metal Cutting Principles (1984), p.284, Clarendon Press Oxford.

鈴木政幸, 毛利尚武, 齋藤長男, 武沢英樹, 放電加工における電極低消耗の研究 (第 1 報) - 放電除去現象の観

- 察, 電気加工学会誌, Vol. 26, No. 52 (1992), pp. 47-55.
- 日本機械学会編, 機械工学便覧 (2014), p. 2-250.
- 日本機械学会編, 伝熱工学資料 (1975), 改訂第 3 版, p. 293.
- 日本機械学会編, 伝熱工学資料 (2009), 改訂第 5 版, p. 281.
- 上田隆司, 佐藤昌彦, 杉田忠彰, 微小切削における切りくず生成温度 (第 2 報) 熱分配率への切削速度・材料物性の影響, 精密工学会誌, Vol. 62, No. 1 (1996), pp. 120-124.
- 上田隆司, アモルファス金属の磁気的特性に及ぼす切削熱の影響, 砥粒加工学会誌, Vol. 59, No. 8 (2015), pp. 467-469.
- 上田隆司, 平井佑樹, 社本英二, セラミック工具を用いた難削材の高速旋削加工における切削温度とその影響に関する実験的研究, 日本機械学会論文集, Vol. 83, No. 856 (2017), DOI:10.1299/transjsme.17-00344.

References

- Kronenberg, M., Machining science and application (1966), p.48, Pergamon Press.
- Matsumura, T., Trend and issues in cutting simulation technology, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, Vol.80, No.9 (2014), pp.803-806 (in Japanese).
- Shaw, M.C., Metal cutting principles (1984), p.284, Clarendon Press Oxford.
- Suzuki, M., Mohri, N., Saito, N., and Takezawa, H., A study on the electrode wear in electrical discharge machining -Macroscopic observation of removal phenomena, Japan Society of Electrical Machining Engineers, Vol.26, No.52 (1992), pp.47-55 (in Japanese).
- The Japan Society of Mechanical Engineers ed., JSME Mechanical engineers' Handbook (2014), p.2-250 (in Japanese).
- The Japan Society of Mechanical Engineers ed., JSME Data book: Heat transfer 3rd edition (1975), p.293 (in Japanese).
- The Japan Society of Mechanical Engineers ed., JSME Data book: Heat transfer 5th edition (2009), p.281 (in Japanese).
- Ueda, T., Sato, M. and Sugita, T., Chip forming temperature on micro cutting (2nd Report) Influence of cutting speed and material properties on thermal partition coefficient, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, Vol.62, No.1 (1996), pp.120-124 (in Japanese).
- Ueda, T., Influence of cutting temperature on magnetic properties of amorphous metal, Journal of the Japan Society for Abrasive Technology, Vol.59, No.8 (2015), pp.467-469 (in Japanese).
- Ueda, T., Hirai, Y. and Shamoto, E., Experimental studies on cutting temperature and its effect in high speed turning of difficult-to-cut materials with ceramic tool, Transactions of the JSME (in Japanese), Vol.83, No.856 (2017), DOI:10.1299/transjsme.17-00344.

付 録 (1)

Kronenberg (1966) が次元解析により導出した式 :

$$\theta = C \cdot k_s \frac{A^{0.22} v^{0.44}}{(\rho c)^{0.56} \lambda^{0.44}} \quad \text{ただし, } A \text{ は切削断面積, } C \text{ は無次元定数} \quad (\text{付 1})$$

Shaw (1984) が次元解析により導出した式 :

$$\theta = C \cdot k_s \frac{v^{1/2} a^{1/2}}{(\rho c \lambda)^{1/2}} \quad \text{ただし, } C \text{ は無次元定数} \quad (\text{付 2})$$

付 録 (2)

ρc , λ の温度依存性について検討している. 切削温度が融点に達したとき, 被削材と切削工具のわずかな干渉領域が融点となり, それを取り巻く大部分の領域はそれより低温である. そこでここでは, 300K, 600K, 800K の温度における物性値について検討した.

付図 1 には $\{(\rho c)^{1/2} \lambda^{1/2}\}$ を計算した結果を示す. 図において, Ti-6Al-4V において少し差があるが, 他の材料については大きな違いはないことがわかる.

Appended figure 1 Influence of temperature on $(\rho c)^{1/2} \lambda^{1/2}$.

付図 2 では (ρc) について調べている. いずれの材料においても, 温度上昇に伴い (ρc) は大きくなっている. (ρc) が大きくなることは, 図 7 において q_c を大きくする方向に作用するため, データは横軸に平行に移動する.

Appended figure 2 Influence of temperature on ρc .