

# クリープフィード研削時に生じる残留応力の解析 (第5報) —研削・冷却過程下における二次元研削温度の BEM 解析—

Analysis of Residual Stress During Creep Feed Grinding (5th Report)

—Application of BEM to the analysis of 2-dimensional grinding temperature—

仙 波 卓 弥\*・谷 泰 弘\*・佐 藤 壽 芳\*

Takuya SEMBA, Yasuhiro TANI and Hisayoshi SATO

## 1. 緒 言

研削過程下における工作物の温度上昇,特に研削面表层部での温度の上昇は,加工精度や加工変質層の生成に悪影響を及ぼす要因であると考えられ,従来から計測や理論解析の対象とされてきた.<sup>1)~6)</sup>内でも Jaeger の二次元定常熱伝導理論<sup>7)</sup>を駆使した高沢,<sup>2)</sup>松井,<sup>4)</sup>Peters<sup>3)</sup>らの手法は,研削面上での一次元定常温度分布の推定に有用である.しかしながら,変質層に残留する応力を含む加工変質層の把握という観点からすれば,定常研削時のみでなく研削過程から冷却過程に至る一連の加工過程下での研削温度の計測ならびにそれを高精度に再現しうる解析法の開発が必要となる.

本報告では,クリープフィード(乾式)研削・冷却過程下における工作物の二次元温度分布とその非定常変化を赤外線放射温度計にて計測するとともに,上記の現象を境界要素解析している.すなわち,先に紹介した二次元非定常 BEM<sup>9)</sup>を上記の問題の数値解析に適用した結果,従来の離散化解析法に比べきわめて長時間現象の再現が可能であることが判明したので報告する.

## 2. 実験装置ならびに解析理論

被削材表面での熱伝達により,被削材中での研削温度の分布が本来三次元的であることはいうまでもない.しかしながら,非破壊的手法による三次元温度の計測や被削材周縁部での熱的境界条件の厳密な把握は現実には不可能であること等の点に留意すると,この種の問題に対する三次元的な取り扱いには困難であるといわざるを得ない.上記の理由により,ここでは二次元温度場の生成,その計測ならびに数値解析に務めた.

2.1 実験装置 実験に使用した装置の概略を図1に示す.二次元温度場に近い研削温度の分布を得るため,石英ガラス枠とフッ化カルシウム板(赤外線透過波長:

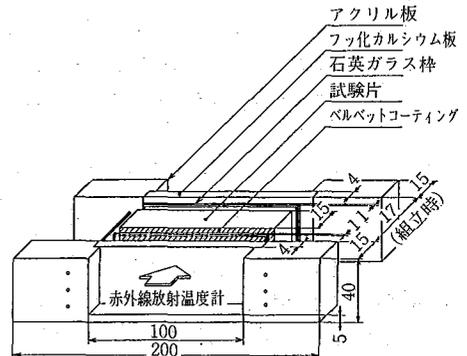


図1 実験装置の概略

0.13~12 μm, 窓寸法: 35×100 mm)とで囲まれる試験片の両側面には厚さ1 mmの空気断熱層を設けている.また,試験片側面にベルベットコーティングを施すことにより,同表面からの赤外線放射率を一樣なものとしている.なお試験片には所定の寸法に前加工の後焼ならし処理を行ったS 50 C,赤外線放射温度計にはサーモレーサ6 T 08(分解能: センサ最近接距離(15 cm)にて0.6 mm口,使用波長帯域: 2~5.3 μm,走査時間: 5 s,日本電気三栄社製)<sup>10)</sup>を使用した.

2.2 基礎方程式 既報<sup>9)</sup>にて紹介したとおり,二次元非定常熱伝導問題に対し境界積分方程式は

$$c^i u^i - \frac{1}{2\pi} \int_{\Gamma} \frac{lu}{r^2} \exp(-a) d\Gamma = \frac{1}{4\pi} \int_{\Gamma_1} q E_i(a) d\Gamma + \frac{1}{4\pi k} \int_{\Gamma_2} \hat{q} E_i(a) d\Gamma + \frac{1}{4\pi k} \int_{\Gamma_3} \hat{\hat{q}} E_i(a) d\Gamma + \frac{1}{4\pi K \Delta t} \times \left[ \int_{\Omega} u_0 \exp(-a) d\Omega \right]_{\tau=0} \quad (1)$$

と表される.  $u$  は温度,  $q$  は熱量,  $k$  は熱伝導率,  $K$  は温度伝導率,  $\Delta t$  は時間刻み, ならびに  $E_i(a)$  は指数積分関数である. また,  $\Gamma_1, \Gamma_2, \Gamma_3$  はそれぞれ温度指定境界, 熱流束指定境界, 対流境界であり, 各境界において温度  $u$  と熱量  $q$  とは

\* 東京大学生産技術研究所 第2部

研究速報

$$\left. \begin{aligned} u &= \hat{u} ; \text{ on } \Gamma_1 \\ q &= \partial u / \partial n = \hat{q} / k ; \text{ on } \Gamma_2 \\ q &= \alpha(u_\infty - u) / k = \hat{q} / k ; \text{ on } \Gamma_3 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

と与えられる。実際に即して言えば、 $\hat{u}$ は工作物と電磁チャック面との接触面温度(°C)、 $\hat{q}$ は研削面より工作物に流入する熱量(cal/cm<sup>2</sup>s)、 $\hat{q}$ は工作物端面からの流出熱量(cal/cm<sup>2</sup>s)、に相当する。演算過程下において逐次変化する初期温度(温度履歴) $u_0$ の影響は式(1)右辺第4項に含まれているのみである点に留意し式(1)を離散化すると、同式は

$$\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N H_{ij} u_j = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N G_{ij} q_j + \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^M F_{ij} u_{0j} \quad (3)$$

となる。ここで、 $N$ は境界要素数、 $M$ は領域要素を構成する節点の総数である。以上示したとおり、BEMにより研削温度の非定常変化を数値解析する。この手法によれば、一般に $N \ll M$ であること( $P$ 条件数を最小にする $\Delta t$ の値が比較的大であること)、あるいは熱材料定数の温度変化を考慮しない限り $H_{ij}$ 、 $G_{ij}$ 、 $F_{ij}$ の値は演算過程下において変化しないこと等の理由により、長時間の非定常現象の数値解析が可能となる。

2.3 熱源強さと分布形状 巨視的観点より、砥石と工作物の接触面内における平均熱源強さ $\bar{Q}$ は通常

$$\bar{Q} = R_w F_t V / JBl \quad (4)$$

と近似される。ここに、 $R_w$ は工作物への熱の流入割合、 $F_t$ は接線研削抵抗、 $V$ は砥石周速度、 $J$ は仕事の熱当量、ならびに $Bl$ は接触面積である。すなわち、熱源形状を矩形と近似してもさしつかえない場合については上式の適用が可能である。一方、熱源形状は研削条件のみでなく砥石の摩耗により研削過程下において逐次変化することが予想される。そこで、前報<sup>1)</sup>では微視的観点から単一砥粒の研削抵抗 $f(g)$ をもとに、接触面内での熱源強さ $Q(x)$ を統計的手法により

$$\begin{aligned} Q(x) &= \frac{R_w}{JBl} \int_{R-d}^{\sqrt{R^2-x^2}} F(x, y) V(x, y) dy \\ &= \frac{R_w}{JBl} \int_{R-d}^{\sqrt{R^2-x^2}} \left\{ P_e(x, y) \eta(x, y) \right. \\ &\quad \left. \times \int_0^{d-R+y} P_o(x, y) f(g) dg \right\} \left\{ \omega \sqrt{x^2 + y^2} \right\} dy \quad (5) \end{aligned}$$

と近似し、熱源形状の推定に務めた。ここに、 $P_e(x, y)$ は点 $P(x, y)$ に砥粒が存在する確率、 $\eta(x, y)$ は点 $P$ に砥粒が存在したとしてその砥粒が有効切れ刃となる確率、 $P_o(x, y)$ は点 $P$ に砥粒が存在し、しかもその砥粒が有効切れ刃であるとしたときに、その切れ刃が $g$ の切込みを有する確率である。その結果、微小切込み・低速送りの研削条件のもとでは研削初期の状態にてすでに矩形に近い台形状を有するものと推定された。この熱源形状は、河村ら<sup>6)</sup>の報告にあるように、研削の進行に伴いさらに

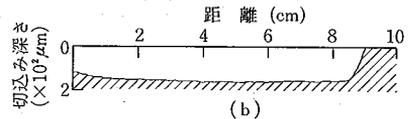
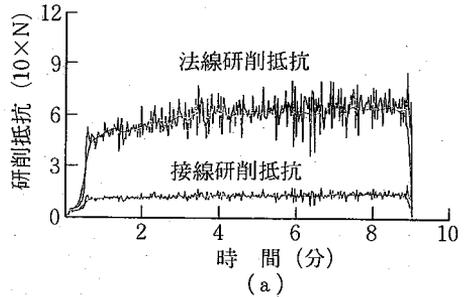


図2 研削抵抗と研削面形状の測定例  
(a) 研削抵抗 (b) 研削面形状

矩形形状に移行し、最終的には固体摩擦の状態に至ると考えるのが妥当である。以上の理由により、本報告では熱源形状を矩形と仮定し、実測可能な接線研削抵抗 $F_t$ (図2(a)参照)を式(4)に代入することにより熱源強さを決定することとした。図中、実線にて示した中心線は局部最小二乗法にて実測値を平滑化した値である。被削材の温度伝導率を考慮の上、数値解析に際してはこの平滑値を用いることとしている。なお工作物への熱流入割合 $R_w$ の算定に際しては、松井の結果<sup>3)</sup>

$$\begin{aligned} \bar{\theta}_x &= \frac{4k}{\pi K v} \left( \frac{R_w F_t V}{JBl} \right) (-2.3L \log 2L + 1.6L) \\ & ; L < 0.5 \quad (6) \end{aligned}$$

を参考にすることにした。ここに $\bar{\theta}_x$ は接触面内の平均温度、 $v$ は熱源移動速度、 $L$ は熱源特性値であり熱源長さを $2b=l$ とすると $vb/2K$ と表される。

3. 解析結果と実験結果との比較

高切込み(数百 $\mu\text{m}$ 以上)、低送り速度(10~500 mm/min程度)での重研削を通常クリープフィード研削と称する。近年この研削法は高精度・高効率研削法の一つとして注目を浴びているが、正常研削状態の得られる研削条件の範囲が極めて狭いものであるため、工作物に熱損傷を生じやすいという難点を有する。本研究ではこの異状研削に伴い生じる加工変質層と、変質層に残留する応力の計測を主目的として、表1に示す研削条件のもとで研削実験を行い、異常研削過程下での研削温度の非定常変化を計測、ならびに数値解析した。

3.1 研削過程下での工作物温度 数値解析に用いた要素分割の一例を図3に示す。研削面上での要素長さは本来、要素長さ $\leq$ (時間刻み $\times$ 工作物送り速度)を満たす

表 I 研削条件

項目	条件
砥石	PA80J9V-10 (205×19×127mm)
工作物	純鉄 S50C SUJ2 (50×100×15mm)
砥石回転数	3000rpm
工作物速度	10mm/min
設定切込み	50~200 $\mu$ m
ドレッシング	送り: 100mm/min 切込み: 10 $\mu$ m×5回, 5 $\mu$ m×4回, 0 $\mu$ m×2回
方式	乾式, 上向き, 1パス

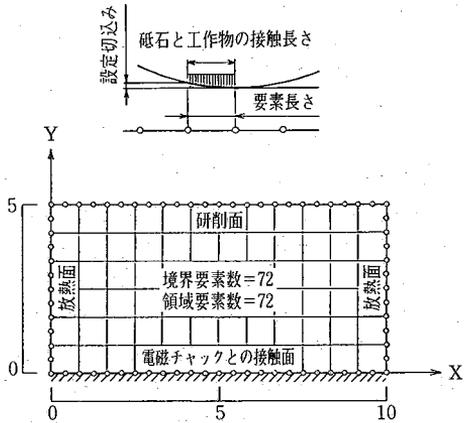


図3 要素分割例

よう決定するのが最適と思われるが、演算時間の短縮化のため、ここでは要素長さ<熱源長さにとどめている ( $\Delta t=5$  s)。工作物の熱材料定数には炭素鋼 ( $C<0.5\%$ ) の値、<sup>12)</sup> 研削面ならびに放熱面での熱伝達率の値には齊藤らの実験結果<sup>13)</sup> を考慮のうえ、 $0.006 \text{ cal/cm}^2\text{s}$ 、工作物下面温度には、赤外線放射温度計にて計測した下面中央部での温度を代表値として使用した。また、熱源強さと熱源幅の算定には図2 (a), (b) に示した研削抵抗と切込み深さに関する実験結果を用いている ( $R_w=0.43$ )。

実験ならびに数値解析により求めた、研削過程下での非定常温度分布を図4 (a), (b), (c), (d) に示す。図(a), (b), (c), (d) はそれぞれ研削開始後1分、3分、5分、7分での分布である。両結果とも、図1に示した実験装置の都合上、実際の研削面より1mm下方を擬似的に研削面として表している。被削材端面からの冷却、いわゆる形状効果により非定常で不均一な分布の得られていることが明らかである。同図のように得られた結果をもとに、従来と同様、研削面上での一次元温度分布とその時間変化を求めると図5 (a) に示す結果を得る。さらに、研削面温度が最高となる  $x$  座標値での、工作物温度の  $y$  軸方向変化は図5 (b) に示すとおりとなる。いず

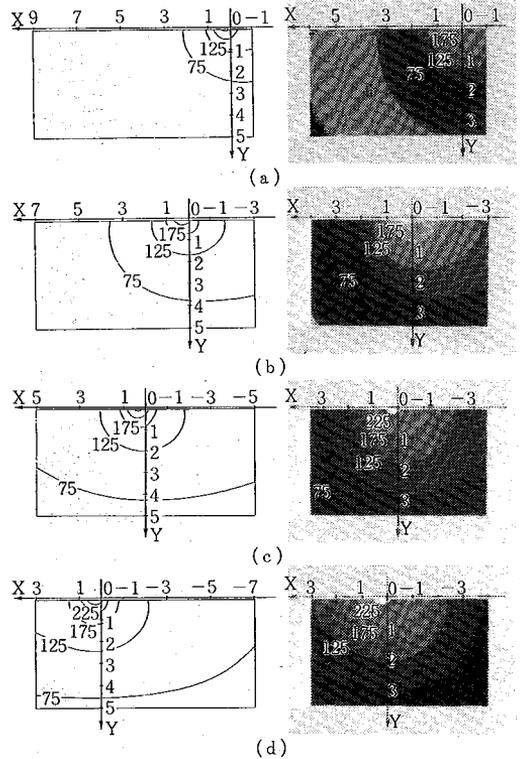


図4 研削過程下での温度分布に関する実験結果と解析結果との比較

- (a) 研削開始後1分
- (b) 研削開始後3分
- (c) 研削開始後5分
- (d) 研削開始後7分

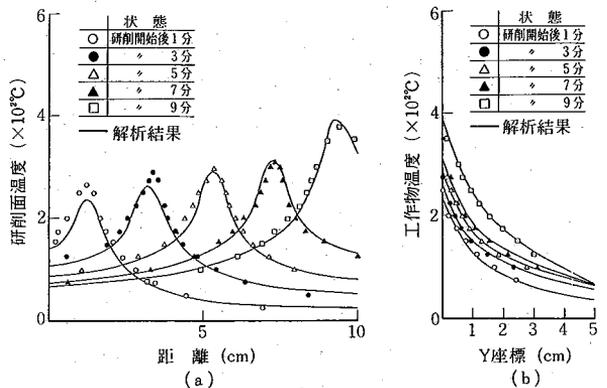


図5 研削過程下での研削面ならびに工作物温度  
(a) 研削面温度 (b) 工作物温度

れも縦軸は温度、横軸は座標値である。図5に示した結果からも明らかのように、研削開始後3分までの状態を除けば、本報告の手法によりきわめて良く現実の非定常現象を再現し得ていることが判る。

3.2 冷却過程下での工作物温度 同様にして求めた冷却過程下での二次元温度の分布を図6 (a), (b),

研究速報

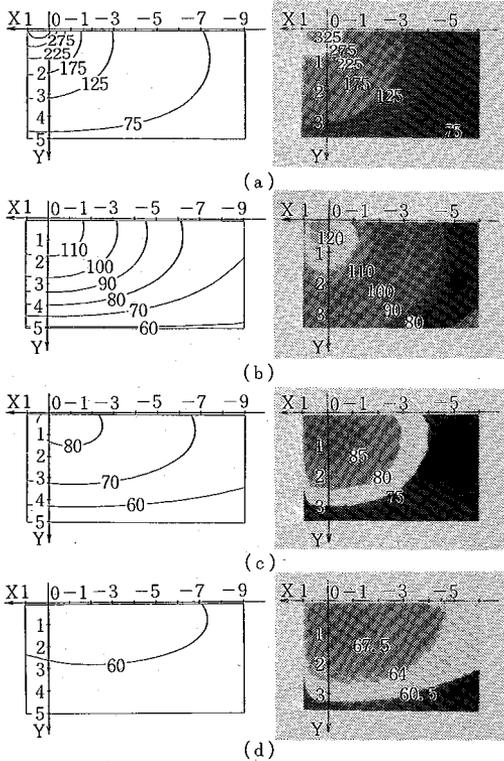


図6 冷却過程下での温度分布に関する実験結果と解析結果との比較

- (a) 研削開始後9分 (c) 冷却開始後1分
- (b) 冷却開始後30秒 (d) 冷却開始後90秒

(c), (d)に示す。ただし、図(a)は研削開始後9分での分布、図(b), (c), (d)は、それぞれ冷却開始後30秒、60秒、90秒での分布である。工作物内部での熱伝導により、熱源中心が砥石中心よりもいくぶん研削面の後方にずれたような形での冷却の様子が伺える。また、先程と同様にして求めた研削面上ならびに工作物内部での一次元温度分布は図7(a), (b)に示すとおりであり、冷却開始直後における冷却がきわめて急激であることが判る。また、数値解析に際しては熱伝達率として一定値を用いているにもかかわらず、実験結果との最大誤差が20°C以内のきわめて良好な結果が得られている。

4. 結 言

研削過程下において発生する熱量は、加工変質層の生

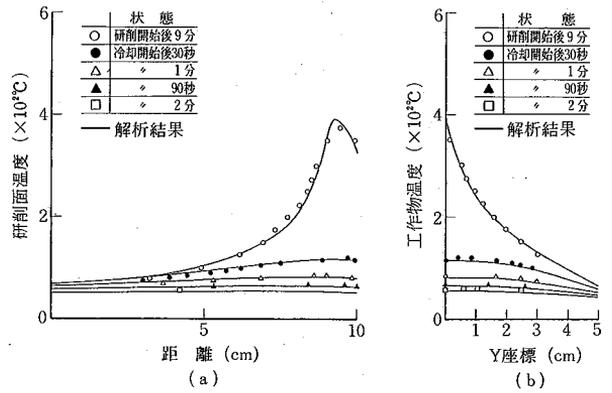


図7 冷却過程下での研削面ならびに工作物温度 (a) 研削面温度 (b) 工作物温度

成に最も支配的な要因であるとの観点から、本報告では研削・冷却過程下における二次元研削温度の計測ならびに数値解析に務めた。その結果、境界要素法を用いた本解析手法によれば、長時間にわたる非定常熱伝導問題の数値解析を演算時間上無理なくしかも高精度に行うことが可能であることが判明した。また、伝搬径路での赤外線吸収、散乱に対する温度の検定は必要であるが、赤外線放射温度計による温度計測は非接触非破壊での温度計測が可能でしかも応答速度も速いという特徴を有する。  
(1984年2月17日受理)

参 考 文 献

- 1) 高沢：精密機械, vol.30, No.11, p.19 (1964)
- 2) 高沢：精密機械, vol.30, No.12, p.16 (1964)
- 3) 松井：機械の研究, vol.27, No.1, p.33 (1975)
- 4) 松井：機械の研究, vol.27, No.2, p.55 (1975)
- 5) 河村ほか2名：精密機械, vol.43, No.6, p.58 (1977)
- 6) 河村ほか2名：精密機械, vol.45, No.1, p.84 (1979)
- 7) J.C. Jaeger: Proc. Roy. Soc. New South Wales, vol. 76, p.293 (1949)
- 8) J. Peters et al: Annals of the CIRP, vol.32, p. 491 (1983)
- 9) 谷ほか2名：生産研究, vol.35, No.6, p.63 (1983)
- 10) 日本電機三栄：サーモトレーサ取扱説明書6T 08・6 T 08 H 形
- 11) 谷ほか2名：生産研究, vol.36, No.2, p.63 (1984)
- 12) 日本機械学会：伝熱工学資料改訂第3版, p.293 (1975) 明善印刷(株)
- 13) 斉藤ほか3名：精密機械, vol.49, No.10, p.89 (1983)