熱切断加工により板に投与される熱量に関する実験と予測式*

松山 欽一^{*1}, 寺崎 俊夫^{*2}
北村 貴典^{*2}, 上木原 洋丘^{*3}Experiment and Predictive Equation of Heat Input Generated
in Plate by Thermal Cutting ProcessKinichi MATSUYAMA, Toshio TERASAKI^{*4},
Takanori KITAMURA and Hirotaka KAMIKIHARA^{*4} Kyushu Institute of Technology, 1-1 Sensui, Tobata-ku, Kitakyushu-city, Fukuoka, 804-8550, Japan

Measurements of heat input generated in the plate cut by a laser cutting and a plasma cutting have been made for investigating a predictive equation. The heat input of cutting is called as the residual energy in the cutting field and is important factor for controlling the deformation generated through a thermal cutting process. The total energy needed for the thermal cutting was studied by many researchers and the predictive equation of the total energy was proposed by Wells. However the equation predicting the residual energy was not studied. The equation for the residual energy is derived from modifying Wells equation. By comparing the experimental data with the predicted values, it is shown that the proposed equation is applicable to the evaluation of the residual energy.

Key Words: Residual Energy, Thermal Cutting Process, Heat Conductivity Theory, Laser Cutting, Plasma Cutting

1. 緒言

高品質で低コストの溶接構造物を製作するためには、手直しを必要としない高精度加工技術の確立が一つの答えとなる。溶接は切断した部材の接合であるから、溶接構造物の精度は部材の切断加工精度に依存する⁽¹⁾。理想的な金属の熱切断加工は切断部のみを熔融切断して、被切断材に熱が残らない状態である。しかし、熱伝導理論を用いると、熱は熱拡散率を $k(\text{cm}^2/\text{s})$ 、熱源投与時を時間の原点とすると、熱源投与位置から範囲 $4\sqrt{kt}$ まで熱拡散をする⁽²⁾⁽³⁾。切断速度を非常に速い速度 $v = 50\text{mm/s} = 3000\text{mm/min}$ とした場合でも、切断長 1mm を移動するためには 0.02 秒かかり、鋼の熱拡散率を $k = 10\text{mm}^2/\text{s}$ とすると、この時間内に熱は鋼板内を 0.4mm 伝導する⁽⁴⁾。従って、熱切断により切断された板には熱が常に投与されることになる(熱切断関係では残存熱量と呼ばれている)。残存熱量が切断条件から定量化できることは、切断中の変形をコンピュータシミュレーションで予測する上で必要なことであり、精度の良い切断部材を製作するための基礎資料となる。

一方、エネルギー密度を大きくして、残存熱量を小さくする熱切断技術として、レーザ切断(LC)が登場し、従来のガス切断に代わってプラズマ切断(PC)とともにその利用頻度が増えている。しかし、残存熱量に注目して、レーザ切断とプラズマ切断の残存

熱量を系統的に研究した論文はほとんど存在しない⁽⁴⁾。

一般には、ガス切断、プラズマ切断、レーザ切断における変形と切断溝幅の経験から、切断溝幅が狭いと残存熱量が小さいと考えられているだけである。

本論文では切断変形を推定するためには残存熱量を明確にする必要があると考え、次の点を目的として研究を行った。

- (1) 残存熱量の信頼できるデータの蓄積
- (2) 残存熱量を定量化する式の提案
- (3) 式から導かれる残存熱量の支配因子

2. 従来の研究

溶接変形の研究では溶接条件により溶接入熱が簡単に計算できるため、溶接による温度上昇を基礎とした変形の研究がなされてきた⁽²⁾。最近では溶接変形を推定するコンピュータシミュレーションも行われている⁽⁵⁾。

一方、切断過程における熱量解析は切断研究者により溶融切断部を対象に研究されている⁽⁶⁾⁽⁸⁾。切断部の溶融に使用された1秒当たりの熱量 $W_n(\text{J/s})$ を熱源から切断部に与えられた1秒当たりの熱量 $W(\text{J/s})$ で除した値を溶融効率と定義し、溶融効率の逆数を M 値と呼んでいる⁽⁶⁾⁽⁷⁾。著者の一人である松山⁽⁹⁾は切断前面から切断側面にわたる入熱が単調変化であると仮定して、切断に必要な熱量を数値解析し、切断部の溶融効率に関する研究成果をまとめている。まとめた結果を図1に示す。縦軸の M 値は切断速度 $v(\text{mm/s})$ と切断溝幅 $B_w(\text{mm})$ および材料の熱拡散率 $k(\text{mm}^2/\text{s})$ から計算される無次元速度 $vB_w/4k$ で決まり、Wells⁽⁷⁾の移動線熱源式や瞬間平面熱源式⁽¹⁰⁾では実験値が整理できず、松山の数値解析値で実験値が整理できた⁽⁹⁾。1秒当たりの残存熱量

* 原稿受付 1999年6月9日。

^{*1} 正員, MIT (77 Massachusetts Ave. RM35-231, Cambridge, MA 02139, USA).^{*2} 正員, 九州工業大学 (〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町1-1)。^{*3} 九州工業大学学部生。

E-mail: terasaki@tobata.isc.kyutech.ac.jp

Fig.1 Melting efficiency, $1/M$, defined by Wells

W_R (J/s)は $W - W_n$ で与えられるから M 値と次式の関係で結びつけられる。

$$W_R = (M - 1)W_n \quad (1)$$

従って、残存熱量も解明されていると考えられるが、残存熱量の実験値と計算値を比較した報告は存在しないようである。この理由の1つとして、いかに切断するかが切断研究の中心であったことが挙げられる^{(6)・(9)}。しかし、切断変形を決定する重要因子は単位切断長当たりの残存熱量 Q_{nei} (J/mm)であり、部材の高精度切断を行うには Q_{nei} (J/mm)の研究が必要となる。

1秒当たりの切断部の溶融に使用された熱量 W_n (J/s)は次式で与えられる。

$$W_n = c p h B_w v \theta_M \quad (2)$$

ただし、 c ：比熱、 ρ ：密度、 θ_M ：溶融温度

式(1)、(2)より単位切断長当たりの残存熱量 Q_{nei} (J/mm)は次式で与えられることになる。

$$Q_{nei} = W_R / v = (M - 1) c p h B_w \theta_M \quad (3)$$

以上をまとめると図1では良質切断条件（板厚を貫通するきれいな切断）での結果をもとに溶融効率に結びついた M 値が論じられたが、残存熱量に対しては実験値との検証がなされていない⁽⁹⁾。

3. 実験

高精度切断変形の重要因子である残存熱量の実験を行った。特に、レーザ切断熱源は近年に登場した高精度切断に適した熱源である。そこで、レーザ切断を中心にして残存熱量の実験を行った。

3.1 実験方法 切断により板に投与された熱量である残存熱量は切断後の板の平均温度上昇を測定すれば実験により求められる。注意する点

Fig.2 Specimen for measuring energy generated by cutting

は平均温度に達するまでの時間を短くすることおよび板の平均温度上昇を小さくして、板から空気中への熱放散をできるだけ小さくすることである。予備実験の結果として図2に示す切断前の板幅50mm、板長さ100mmの寸法を選んだ。切断初期の穴あけ（ピアシングと呼ぶ）による熱量の不連続を避けるためにタブ板を仮付け溶接した。切断による溝幅 B_w は別の試験片をスリット切断して、切断熱源側と反対側の溝幅の平均値とした。

3.2 実験条件

実験条件の一覧表を表1に示す。残存熱量は第2章の考察より M 値を整理した無次元速度 $v B_w / 4k$ で概ね決定されるはずである。そこで、炭素鋼を使用して切断速度 v (mm/s)を良質の切断ができる範囲内で大きく変化させるとともに、熱拡散率が異なるオーステナイト系ステンレス鋼 (SUS) を使用した。炭素鋼は板厚2.24mmが中心で、板厚の影響を調

Table 1 Experimental conditions of cutting

	v (mm/s)	h (mm)	Cutting process	Material	Gas
CO2LC1	45	2.24	CO2-LC	Steel	O ₂
CO2LC2	25	2.24			
CO2LC3	21.7	4.5			
CO2LC4	12.5	4.5			
CO2LCNagata	15	12			
YagLC1	58.3	2.24	Yag-LC	Steel	O ₂
YagLC2	25	2.24			
YagLC3	25	2.24			
YagLC4	8.33	2.24			
YagLC5	12.5	4.5			
YagLCAir*	25	2.24	Yag-LC	Steel	Air
YagLCSUSN	58.3	2.45	Yag-LC	SUS	N ₂
CO2LCSUSN	33.3	1	CO2-LC	SUS	N ₂
PC1	50	4.5	PC	Steel	O ₂
PC2	33.3	4.5			
PCNagata	35.8	12			

* a little dross

Fig.3 Thermal cycle of Yag laser cutting

べるために4.5mmも使用した。銅の切断には酸素が一般に使用され、鉄と酸素の酸化反応が切断に有効である。従って、切断のアシストガスとして酸素を使用した場合と、酸素が少ない場合では切断反応が異なり、切断の機構が変化する⁽⁸⁾。そこで、炭素鋼のアシストガスとして酸素を使用した場合と1例だけ空気を使用した実験、SUSのアシストガスとして窒素を使用した実験を行った。レーザ切断として炭酸ガスレーザ切断(CO₂-LC)とヤグレーザ切断(YAG-LC)を使用し、2例だけプラズマ切断(PC)も行った。表1の中にNagataとある実験条件は永田⁽⁴⁾の実験条件である。永田⁽⁴⁾は残存熱量を切断直後に試験片を熱容量計に挿入するもっとも精度の高い測定方法で実験値を得ている⁽⁶⁾。

3. 3 実験結果 熱サイクルの実験値の一例を図3に示す。図3に示す θ_A と θ_B は図2に示すA点とB点の熱サイクルである。A点は板長さ100mmの中央断面上において、切断中心線から5mmの点で、B点は切断中心線から反対側の端から2mmの点である。熱伝導の理論解析によるとレーザ熱源が中央断面に到達したときを時間の原点にとると、次の条件を満足する時間 t_h (s)に板の温度は一樣になる⁽¹¹⁾。

$$t_h = 0.56W^2/k$$

ただし、 W : 切断後の板幅

すなわち、平均温度上昇 T_{av} (°C)に達する。

図3の材料は軟鋼であり、 $W=25\text{mm}$ 、 $k=10\text{mm}^2/\text{s}$ の情報より $t_h=35\text{s}$ となる。板の平均温度上昇から板に残存した単位切断長当たりの熱量 Q_{net} (J/mm)は次式より計算した。

$$Q_{net} = 2c\rho hWT_{av} \text{ (J/mm)}$$

Table 2 Experimental data and predicted values of heat input given by cutting

	B_w (mm)	v (mm/s)	$vB_w/4k$	Q_{net} (J/mm)	$\hat{Q}_{net}^W$ (J/mm)	$\hat{Q}_{net}^{MW}$ (J/mm)
CO ₂ LC1	0.25	45.0	0.28	6.48	8.21	7.25
CO ₂ LC2	0.33	25.0	0.21	8.39	13.25	12.07
CO ₂ LC3	0.32	21.7	0.17	22.43	29.01	26.70
CO ₂ LC4	0.33	12.5	0.1	27.7	43.31	41.09
CO ₂ LCNagata	0.70	15.0	0.26	98	128.77	114.36
YagLC1	0.57	58.3	0.83	9.37	10.60	8.06
YagLC2	0.71	25.0	0.44	12.7	17.78	14.96
YagLC3	0.96	25.0	0.61	13.46	20.59	16.54
YagLC4	1.13	8.33	0.23	25.1	41.42	37.24
YagLC5	1.23	12.5	0.38	52.9	67.08	57.28
YagLCAir*	0.50	25.0	0.31	16.05	15.37	13.45
YagLCSUSN	0.65	58.3	2.31	8.64	10.30	6.81
CO ₂ LCSUSN	0.20	33.3	0.41	1.22	2.39	2.03
PC1	2.05	50.0	2.56	45.2	58.20	37.78
PC2	2.30	33.3	1.91	58.6	67.59	45.82
PCNagata	3.50	35.8	3.13	176	260.32	167.71

$\hat{Q}_{net}^W$: Heat input predicted from Wells equation

* a little cross

$\hat{Q}_{net}^{MW}$: Heat input predicted from modified Wells equation

(a) Top shape of cutting groove made by Yag LC

(b) Bottom shape of cutting groove made by Yag LC

(c) Top shape of cutting groove made by PC

(d) Bottom shape of cutting groove made by PC

Fig. 4 Shape of cutting face

実験値の整理に使用した炭素鋼の材料定数は比熱 $c = 0.473 \text{ J/g}^\circ\text{C}$ 、密度 $\rho = 0.0078 \text{ g/mm}^3$ 、熔融温度 $\theta_M = 1523^\circ\text{C}$ 、熱拡散率 $k = 10 \text{ mm}^2/\text{s}$ を、オーステナイト系ステンレス鋼の材料定数は $c = 0.499 \text{ J/g}^\circ\text{C}$ 、 $\rho = 0.0079 \text{ g/mm}^3$ 、 $\theta_M = 1450^\circ\text{C}$ 、 $k = 4.1 \text{ mm}^2/\text{s}$ を使用した⁽⁴⁾。

実験結果を表2に示す。切断溝幅 B_w の実験値と切断

速度 $v(\text{mm/s})$ 、熱拡散率 $k(\text{mm}^2/\text{s})$ から計算する無次元速度 $vB_w/4k$ および後述する残存熱量の予測値 $\hat{Q}_{net}^W$ 、 $\hat{Q}_{net}^{MW}$ も示している。

実験値は空気中で炭素鋼をヤグ切断した YagLCAir を除いて、ドロスが付着しない良質な切断でのデータである。切断面の代表例を図4に示す。ヤグ切断とプラズマ切断での切断面側と裏面側のマクロ写真である。写真中に1目盛り1mmのメジャーを示している。写真より良質の切断が行われたことがわかる。また、プラズマ切断の切断溝幅に較べてヤグレザ切断の溝幅が狭いことが写真に表れている。YagLCAirは裏面に少しだけドロスが付着したのみであったので実験値として採用した。

4. 残存熱量

4.1 Wellsの予測式

第2章で記述したように、Wells⁽⁷⁾による溶融効率に関する研究が式(1),(3)の関係から残存熱量に関連した最初の論文とみなせる。そこで、Wellsの予測式を以下にまとめる。図5に示すように移動線熱源が x 軸上を直線移動する場合、座標の原点を熱源にとる移動座標で表示した熱伝導式は Rosenthal⁽¹²⁾により、次式のように与えられている。

$$T = (q/2\pi\lambda h) \cdot \exp(-vx/2k) \cdot K_0(vr/2k) \quad (4-1)$$

$$\theta = T + \theta_i \quad (4-2)$$

ただし、 q ：単位時間当たりの入熱 (J/s)、

λ ：熱伝導率 ($\text{J/mm} \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}$)、

K_0 ：零次の第2種変形Bessel関数、

$$r = \sqrt{x^2 + y^2} \quad (5)$$

θ_i ：板の初期温度 ($^\circ\text{C}$)

図5に示す $y=b$ 上の任意点 P が最高温度を示す条件は熱源とともに移動する図中の楕円状の等温度曲線と位置 $y=b$ の関係より $\partial T/\partial x = 0$ となる。従って、

$$\begin{aligned} \partial T/\partial x &= (q/2\pi\lambda h) \cdot \exp(-vx/2k) \cdot \{-v/2k \cdot K_0(vr/2k) \\ &\quad + \partial K_0(vr/2k)/\partial(vr/2k) \cdot v/2k \cdot \partial r/\partial x\} = 0 \\ \therefore \partial r/\partial x &= K_0(vr/2k)/K_1(vr/2k) \quad (6) \end{aligned}$$

ただし、 K_1 ：1次の第2種変形Bessel関数

Fig.5 Condition of maximum temperature in a moving heat source

Fig.6 Temperature distribution at the vicinity of cutting part

を満足する r (r_M とする) となり、図5に示す移動座標から見た位置 (x_M, b) となる。式(6)の左辺は式(5)より

$$\partial r/\partial x = x/r = x_M/r_M \quad (7)$$

となる。切断溝幅 B_w の位置 $(x_M, B_w/2)$ では最高温度の条件は式(6),(7)より

$$x_M/r_M = K_0(vr_M/2k)/K_1(vr_M/2k) \quad (8-1)$$

$$\text{ただし、} r_M^2 = x_M^2 + (B_w/2)^2 \quad (8-2)$$

となり、式(8)を満足する x_M が計算できる。

一方、切断溝幅 B_w の位置 $(x_M, B_w/2)$ の最高温度は溶融温度 θ_M であるから、最高温度上昇 $T_M (= \theta_M - \theta_i)$ を式(4)に代入すると

$$T_M = (q/2\pi\lambda h) \cdot \exp(-vx_M/2k) \cdot K_0(vr_M/2k) \quad (9-1)$$

となり、単位時間当たりの入熱 $q(\text{J/s})$ が上式から

$$q = 2\pi\lambda h T_M \cdot \exp(vx_M/2k)/K_0(vr_M/2k) \quad (9-2)$$

と決定される。

Wellsは板の初期温度 θ_i が溶融温度 θ_M に比較して非常に小さいため $T_M \cong \theta_M$ としている。そして、切断溝幅 B_w の溶融飛散する部分の温度が図6の斜線領域で示すような溶融温度 θ_M であると考えて、単位時間当たりの熱量を $cp\theta_M v B_w h$ と計算して、溶融効率を計算している(図1参照)。以上がWells⁽⁷⁾の論文のまとめである。切断速度 $v(\text{mm/s})$ を使用して単位切断長当たりの残存熱量に注目して、Wellsの結果を整理する。

単位切断長当たりの全熱量 $Q_T(\text{J/mm})$ 、溶融領域内の熱量 $Q_M(\text{J/mm})$ 、残存熱量 $Q_{net}(\text{J/mm})$ は

$$\begin{aligned} Q_T &= q/v \\ &= (2\pi\lambda h T_M/v) \cdot \exp(vx_M/2k)/K_0(vr_M/2k) \quad (10-1) \end{aligned}$$

$$Q_M = cp\theta_M B_w h \quad (10-2)$$

$$Q_{net} = Q_T - Q_M \quad (10-3)$$

となる。

著者らはWells⁽⁷⁾は提案しなかったが式(10-2)を次式

Fig.7 Comparison of experimental data with predictive values calculated from Wells equation

Fig.8 Comparison of experimental data with predictive values calculated from modified Wells equation

$$Q_M = c\rho T_M B_W h \quad (10-2')$$

に変更した式(10)の計算式をWellsの式と呼んで以後の考察を進める。表2にWellsの式(10)より板の初期温度を $\theta_i = 23^\circ\text{C}$ として計算した残存熱量 $\hat{Q}_{net}^W$ を示す。また、図7に予測された残存熱量 $\hat{Q}_{net}^W$ と実験値 Q_{net} の比較図を示す。図中の実線は $\hat{Q}_{net}^W = Q_{net}$ を意味しており、この線の近辺にプロット点が存在すると予測精度が良いことになる。表2または図7よりWellsの予測式(10)はレーザー切断とプラズマ切断の両方において過大評価していることが分かる。

4.2 修正Wellsの予測式

溶融効率を求めるWellsの式では溶融部の温度は図6の斜線領域に示すように溶融温度 θ_M であるが、移動線熱源式(4)による温度分布は図6に示す破線の温度となり、溶融温度 θ_M より大きい。破線の温度による溶融領域内の熱量 $Q_M(\text{J/mm})$ は式(9-2)の $q(\text{J/s})$ を式(4)に代入して次式のように切断溝幅内で積分すると求められる。

$$Q_M = \int_{-B_W/2}^{B_W/2} c\rho T \cdot (h \cdot 1) dy \quad (11)$$

Wellsの時代は式(11)を計算することはほぼ不可能であったため、式(11)の温度上昇を一定値 θ_M ($\theta_i = 0$ としている)として式(10-2)を導いたと考えられる。現在のパソコン時代では式(11)の計算は容易であるから、式(10-2')の代わりに式(11)を使用して残存熱量を計算する。以上のように式(11)のみ式(10-2')の代わりに使用しただけであるから、改善した予測式を修正Wellsの予測式と呼ぶ。

修正Wellsの予測式から $\theta_i = 23^\circ\text{C}$ として計算した残存

熱量 $\hat{Q}_{net}^{MW}$ を表2に示す。図8に残存熱量の実験値 Q_{net} と予測値 $\hat{Q}_{net}^{MW}$ を示す。図7と図8の比較より修正Wellsの予測式はWellsの予測式より予測精度が高く、永田⁽⁴⁾の実験値も予測できている。また、板厚、アシストガス、材料の異なったデータもほぼ評価されている。表2よりレーザー切断の残存熱量は一部を除いて修正Wellsの予測値 $\hat{Q}_{net}^{MW}$ が実験値より少し高めに評価されており、プラズマ切断の残存熱量では逆に実験値が予測値 $\hat{Q}_{net}^{MW}$ より高くなっている。この原因としてアシストガスによる熱の授受が考えられる。レーザー切断ではアシストガスはレーザー光により加熱されることはない。ヤグレザでのアシストガスの板上での吹き付け直径は図9に示すように $\phi 0.5 \sim 0.7$ であり、切断溝幅 B_W より

Fig.9 Assist gas of LC and PC

少し大きい。アシストガスは切断部に到達したときには切断部の熱を奪っていく作用が考えられる。切断速度が遅い実験値ほど予測値より小さくなっていることはガスによる冷却効果の要因を指示している。一方、プラズマ切断ではアシストガスはプラズマにより加熱された後に切断部に到達する。アシストガスの板上での吹き付け直径は図9に示すように $\phi 4 \sim 5$ であり、切断溝幅 B_w より少し大きい。アシストガスが切断部に到達したときには切断部に熱を投与することになる。切断速度が遅い実験値ほど予測値より大きくなっていることはガスによる加熱効果の要因を示唆している。

4. 3 無次元速度

4節で示したように修正Wellsの予測式で残存熱量がほぼ評価された。そこで、残存熱量を支配する因子について考察する。式(8)に次の記号を導入して

$$R_M \equiv vr/2k, \quad X_M \equiv vx_M/2k, \quad V \equiv vB_w/4k \quad (12)$$

整理すると、

$$V = \sqrt{1 - \{K_0(R_M)/K_1(R_M)\}^2} \cdot R_M \quad (13-1)$$

$$X_M = \{K_0(R_M)/K_1(R_M)\} \cdot R_M \quad (13-2)$$

となり、 R_M 、 X_M は V のみで決まる。

次に、熱量を $cp\theta_M B_w h$ (式(10-2)と同じ)で無次元化する。式(10-1)に示された全熱量 Q_T は

$$Q_T / cp\theta_M B_w h = \pi T_M / 2V\theta_M \cdot \exp(X_M) / K_0(R_M) \quad (14-1)$$

となり、式(11)の溶融熱量 Q_M は

$$Q_M / cp\theta_M B_w h = (Q_T / cp\theta_M B_w h) \cdot$$

$$\int_{-V}^V \exp(-X_M) \cdot K_0(\sqrt{X_M^2 + Y^2}) dY \quad (14-2)$$

となる。従って、式(10-3)に示すように残存熱量は式(14-1)と式(14-2)より次式に示すように右辺の因子で決定される。

$$Q_{net} / cp\theta_M B_w h = f(V, \theta_i / \theta_M) \quad (15)$$

因子 V は式(12)に示されているように切断溝幅 B_w 、切断速度 v と熱拡散率 k で決まり、無次元速度と呼ばれている。また、板の初期温度 θ_i も因子 θ_i / θ_M の形で残存熱量に影響を与える。

残存熱量を無次元速度で整理した結果を図10に示す。 $\theta_i / \theta_M = 23/1523 = 0.015$ として計算したWellsの式および修正Wellsの式の計算結果も実線で示している。また、因子 θ_i / θ_M が鋼とはほぼ同じと考えられ、熱拡散率が異なる材料であるオーステナイト鋼の実験結果もプロットしている。全実験結果は概ね修正Wellsの線に載っていると思われる。また、図より無次元速度 V を1以上にすることが無次元化残存熱量 $Q_{net} / cp\theta_M B_w h$ を小さくするポイントである。従って、残存熱量 Q_{net} を小

Fig.10 Arrangement of the ratio of cutting heat input to melting energy, $Q_{net} / h B_w c p \theta_M$, by using non-dimensional cutting speed, $V (\equiv v B_w / 4k)$

さくするポイントは切断溝幅 B_w を小さくして、しかも切断速度 v を無次元速度 V が1以上になるように大きくすることである。

5. 結論

本論文で得られた主な結論を以下に示す。

- (1) 高精度切断の手法であるレーザ切断を中心として、切断により切断後の板に投与された熱量(残存熱量)の実験値を系統的に求めた。
- (2) 残存熱量を予測する推定式を提案した。
- (3) 残存熱量を支配する因子を明確にして、残存熱量を小さくする切断条件の考え方を示した。

参考文献

- (1)平成5年度溶接・接合セミナー, 高精度加工・接合のための熱切断技術の最近の発展とその展望, (1994)
- (2)渡辺正紀, 佐藤邦彦: 溶接力学とその応用, 朝倉書店, (1965)
- (3)伝熱工学資料(改訂第4版), 日本機械学会, 1986
- (4)永田陽造: 熱切断の加工精度の現状と課題, 造船学会材料・溶接研究委員会シンポジウム(1991)
- (5)金 裕哲: 溶接変形の予測, 溶接学会誌, 65(1996), 563
- (6)安藤弘平, 長谷川光雄: 溶接アーク現象, 産報(1962), 461
- (7)A., A., Wells: Heat Flow in Welding, WJ, 31(1952), 263s-267s
- (8)中西 実, 丸尾 大: 炎加工・熱切断, 溶接全書(1979), 121
- (9)西口公之, 松山欽一, 森安雅治: 溶接学会論文集, 7(1989), 201-207
- (10)H.S. Carslaw and J.C. Jaeger, Conduction of Heat in Solids, (1959), 258, SECOND EDITION, Oxford University Press
- (11)寺崎俊夫, 石本憲司: 溶接学会論文集, 9(1990), 446-451
- (12)D.Rosenthal: The Theory of Moving Sources of Heat and Its Application to Metal Treatments, ASME, 68(1946), 849-866