

レーザ切断フロントにおける溶融膜厚とパワー密度の推算

新井 武二* 大村 悦二**

Theoretical estimation of molten layer thickness and power density at cutting front in laser cutting process

Takeji ARAI and Etsuji OHMURA

*中央大学 研究開発機構 (〒112-8551 東京都文京区春日 1-13-27)

**大阪大学 大学院工学研究科 (〒565-0871 大阪府吹田市山田丘 2-1)
tarai@tamacc.chuo-u.ac.jp

(原稿受付 2007年3月8日)

The temperature and molten metal thickness at the cutting front are very important factors in thermal cutting process by infrared laser. Several physical models and analytical approaches for the molten metal thickness at the laser cutting front have been found in technical papers. However these descriptions of the molten layer thickness are described qualitatively. Therefore, the real thickness of molten metal is not clear yet in the thermal cutting process. This paper constructs a physical and theoretical model of mass balance for the cutting front formed in the thermal cutting process. The theoretical study analyzed from the original mass in the groove compared with the mass of expelling molten metal due to a gas jet at the cutting front. Using this model, a theoretical estimation of the film thickness in the molten layer of the laser cutting front is derived.

Key words: laser materials processing, physical model of cutting, mass balance in cutting groove, cutting front, estimation of molten layer thickness

1. 緒 言

レーザ加工現象を解明するために、熱伝導・熱流体解析、エネルギーバランスなどのアプローチがおこなわれてきた。しかし、切断などの除去加工の現象解明は、加工法が産業界で広く普及している割には進んではいない。既に実用に供していることに関係していると思われるが、加工の更なる発展と高度化のためには現象の解明は欠かせない。特に、溶融金属の流れや、切断フロントで形成される溶融膜厚に関する研究は、反応フロントの境界面でのエネルギーの収支、原子や分子数による質量バランスなど物理的で理論的な説明はいくつかあるものの¹⁻⁴⁾、実質的な計算が不可能であることから定性的な説明に終始している。そのため、実際に検証が可能で実用的な計算に利用できる工学的計算手法が確立されているとは言い難い。

本報では、主に赤外レーザによる除去加工における加工メカニズムを解明するための一方法として、切断加工や穴あけ加工などのレーザによる熱加工現象で主要な因子であり、重要な役割を演じていると思われる切断フロントに着目した。まず、溶融金属の膜厚の推算を試み、さらに切断フロント位置でのパワー密度についても推算を行って、高速切断が可能である要因を定量的に明らかにした。

まず、レーザ除去加工の切断過程における溶融金属の酸化・燃焼に伴う諸現象を考慮して、切断溝内に相当する総質量とガス噴流によって切断フロントから流出される総質量とから、単位時間あたりの質量バランスの式を誘導した。導かれた式において、実験的に求めることを必要とするア

シストガス噴流による溶融金属の流出速度を実測することで、薄板切断(1~3 mm)における加工時の切断フロントでの溶融金属の膜厚を算出した。さらに、熱伝導解析に基づく有限要素法をベースとした蒸散法によって、切断速度によって変化する切断フロント位置とそこに掛かるパワー密度を求めた。

2. 推算方法

2.1 切断モデル

計算の前提となる切断幅、溶融膜厚および溶融周長の計算モデルを Fig. 1 と Fig. 2 に示す。Fig. 1 では、切断の定常状態における加工モデルを示した。図では厚みを誇張して描写したが、1~3 mm 程度までの薄板軟鋼を前提とした場合には上下のテーパは小さく、良好な切断の範囲では切断フロントの後方への曲がりほとんどない。

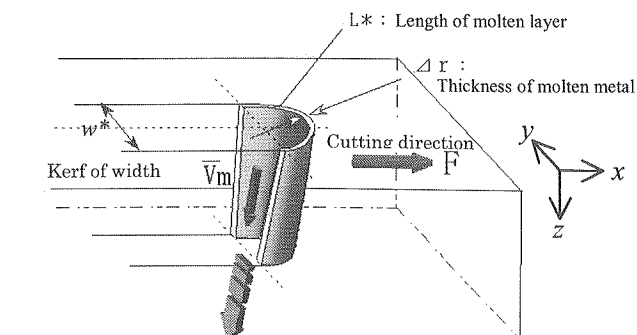


Fig. 1 Model of down stream in cutting front

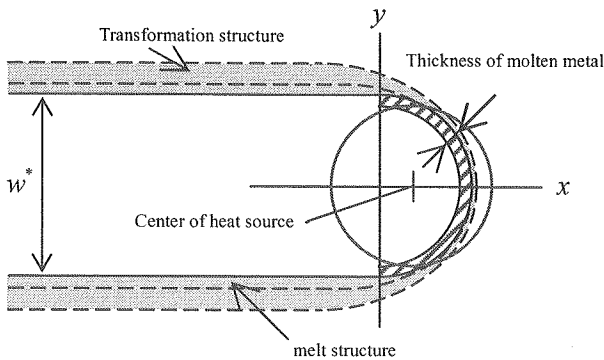


Fig. 2 Model of molten metal layer in x-y plane

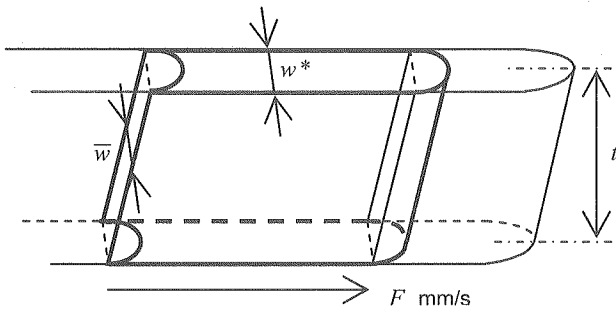


Fig. 3 Calculation model of removed cutting volume

Fig.2 は切断面を上面(x-y平面)からみた切断溝内の溶融層の位置関係を示したものであるが、流出する溶融層は形成される切断溝の内部にあって、ガス噴流によって流出し除去された後に溝が形成されると考えられる。すなわち、レーザービームの照射によって切断フロントで形成される溶融層は横方向(y方向)に熱拡散するが、最終的には切断溝幅まで溶融層は連続的に拡大して、ガス噴流によって除去されると考えられる。

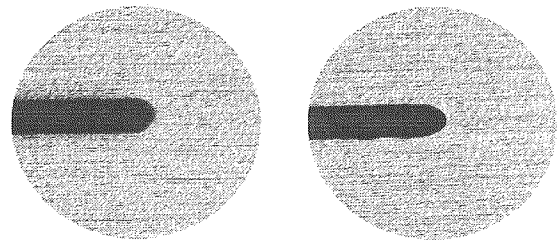
溶融金属の排出は、熱源の前面あるいは一部側面でなされるものであって、熱源後方での排出は起こらないとされている¹⁾。また、板の厚さ方向で観察すると、厚板では上面から下面にかけて溶融膜厚は若干増加するが、薄板における溶融膜厚は、切断溝幅の上下または溶融面に沿ってほぼ一定と見なすことができる。

2.2 切断幅と除去体積

ここで切断溝の体積をモデル化しておく。まず、レーザー光がx方向に移動するとして、熱源移動により形成された溝の任意の場所におけるx-y平面上での形状を考える。

一定速度で移動するレーザー切断では、レーザー熱源により切断フロントで形成された後に熱の拡散で若干横方向に成長した切断溝は、その後は一定の切断幅を形成し維持する。したがって、切断溝の任意の場所をとって考えると、レーザースポットの円形状熱源により形成される丸みを帯びた先端が移動すると、Fig. 3 に示すような形状が移動したことになる。ある単位時間内に速度Fで移動した場合に形成される切断溝上面の面積は、単に矩形の面積で代替できる。

また、側面で観察すると、この熱源は板厚の上面より下



(a) F = 1 m/min (b) F = 6 m/min
Fig. 4 View of cutting front in x-y plane

面でやや遅れをもつことから、任意の移動時間における側面積は平行四辺形で表示できる。したがって、一定速度で移動することによって形成される単位時間当たりの切断溝体積は、等価的に溝幅と板厚およびx方向の移動距離F(単位時間あたりの長さ)による長さで決まる立方体の体積として簡略化される。前述のように、この切断溝のモデルは、切断によって形成された任意の場所における切断溝であって、Fig. 3 の太字で示す形状の先端が熱源の位置する切断フロントに一致するものではない。

実際の切断で板厚が1~3 mmまでの薄板の場合には、左右の溝側壁はほぼ平行とみなすことができ上下幅の差は小さい。上面と下面の切断幅は容易に実測が可能であることから、正確のために上面と下面の平均切断幅を用いて体積を求める。したがって、切断溝w*を平均切断幅w-barにして、板厚をt、送り速度をFとすると、単位時間あたりに除去される切断溝の体積は、

$$V_{kerf} = \bar{w}tF \tag{1}$$

で表される。

2.3 溶融層の周長

ここで、切断フロントの溶融面の長さを求める。Fig. 4 に実際の軟鋼 1.2 mm の切断における材料表面の写真を示す。左図は切断速度が1 m/minの場合で、右図は6 m/minの場合の上面(x-y平面)から見たものである。

これによれば、切断速度が比較的遅い範囲では、先端は半円形になり、切断速度が増すと先端は楕円形になる。この変化は切断速度が増すにつれて漸次変化する。また、先端はレーザー光が直に接することによって常に溶融していると考えられる。切断フロントにおける溶融層の長さを溶融周長Lとすると、溶融周長Lは一般に半楕円形状で近似できることから、つぎのように表すことができる。

$$L = 2 \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{a^2 - (a^2 - b^2) \cos^2 \theta} d\theta \tag{2}$$

なお、実験によれば、良好な切断の範囲で、長径aの値は短径bの値の1.4倍を超えなかった⁵⁾。そのため、長径aと短径bとの関係は(b ≤ a ≤ 1.4b)となり、切断速度が遅い場合先端は半円形状となることからw*/2 = b = aとなり、その場合には式(2)の周長は単純化されπw*/2となる。

2.4 質量バランス

2.4.1 レーザ発熱による酸化燃焼

レーザーによる熱加工では、レーザーの照射によって金属は

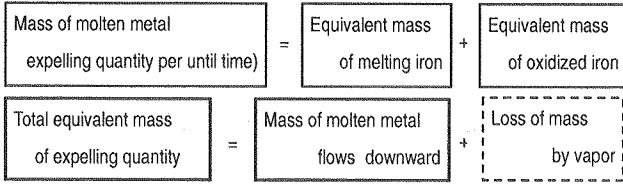


Fig. 5 Mass balance in laser cutting

発熱・溶融する。特に、切断加工などの除去加工ではアシストガスの噴流によって溶融金属が溝から強制的に排出されることにより切断溝が形成される。この溶融金属が切断フロントで強制除去される場合、均質な液状の溶融物が切断溝の外に押し出されるモデルと、切断時に燃焼過程を含むが、切断フロントでの溶融物には酸化してない溶融鉄(Fe-m)と燃焼した酸化鉄(FeO)とが層流をなして切断溝の外に押し出されるとするモデルとが考えられる。

実際のレーザ切断加工現象で営まれている除去過程は、レーザビームと同軸の酸素噴流に接する切断フロント表層で酸化・燃焼が起こり、母材内で溶融され始める溶融反応の境界層では単に溶融鉄が生成されることが容易に推測される。このことから、ここでは現象的に後者のモデルを適当と見なし、これを仮定する。

Fe の分子量を M_{Fe} 、FeO の分子量を M_{FeO} として、それらの比を α と表すと

$$\alpha = M_{FeO}/M_{Fe} \quad (3)$$

は、同じ原子数の Fe が酸化して FeO となったときに質量が増加する割合を表す。そこで、ここでは α のことを、酸化鉄 FeO の固相の Fe に対する質量増分と呼ぶ。

レーザによる切断プロセスでは、切断フロントでの溶融金属は初期の段階で酸化のみが起こり、FeO が形成される。排出された後で Fe_2O_3 や Fe_3O_4 などへの反応が見られるが、溝内における燃焼切断の反応では FeO が支配的であることが知られており^{6,7)}、鉄の燃焼切断においては、FeO が切断フロントにおける唯一安定した酸化物であるとされている。ここで、鉄の酸化の過程を考慮するために溶融鉄内の酸化比率、すなわち、FeO への変換率を採用する。この割合を C で表す。特殊な場合を除き $0 < C < 1$ であるが、計算では Iverson ら⁶⁾ の分析による平均値 $C = 0.447$ を採用する。

2.4.2 質量バランス

溶融して除去される体積に相当する切断溝幅内の単位時間当たりの総質量と、切断フロントで溝から溶融除去される過程における単位時間あたりに流れ出る総質量はバランスすると考える。その関係を Fig. 5 に示す。

一定時間に切断溝から排出される溶融質量は、溶融鉄の質量相当と酸化鉄の質量相当の和で表される。なお、この際に材料表面から失われると想定される蒸発質量は極微量であるとする。求める体積は実際には溶融によって膨張し、酸化によっても体積および質量が増大する。溶融後にその量を正確に求めることは難しい。

一方、切断フロントでアシストガス噴流によって溶融金属が除去される単位時間あたりの体積 V_{down} は、溶融膜の周

長を用い、平均溶融膜厚を Δr 、溶融金属の平均流出速度を \bar{V}_m とすると、

$$V_{down} = L^* \Delta r \bar{V}_m \quad (4)$$

と表される。

切断加工時に燃焼などの化学変化がなければ、単位時間あたりの除去体積は保存されるので、 $V_{kerf} = V_{down}$ が成り立ち、平均溶融膜厚は

$$\Delta r = \frac{\bar{w}tF}{L^* \bar{V}_m}$$

となる。しかし、鉄の切断の場合には $Fe \rightarrow FeO$ の酸化反応が生じるので、単純な体積保存 $V_{kerf} = V_{down}$ は成り立たない。

まず、式(1)の切断溝の体積 V_{kerf} が溶融、酸化したときの質量を求める。ここで、単位時間あたりの溝体積 V_{kerf} のうち、体積比 \bar{C} が酸化反応により $Fe \rightarrow FeO$ となり、残りの $1 - \bar{C}$ が単に溶融鉄になるものとする。このときの単位時間あたりの除去質量 M_{kerf} は、鉄 Fe の固相の密度を ρ 、酸化鉄 FeO の固相の鉄に対する質量増分 α を用いて

$$M_{kerf} = \rho(1 - \bar{C})V_{kerf} + \alpha\rho\bar{C}V_{kerf} \\ = [\rho(1 - \bar{C}) + \alpha\rho\bar{C}]\bar{w}tF \quad (5)$$

と表される。一方、式(4)で与えられた単位時間あたりの除去体積 V_{down} のうち、体積比 C が酸化鉄 FeO、残りの $1 - C$ が溶融鉄であるとする、このとき、アシストガス噴流によって除去される単位時間あたりの除去質量 M_{down} は、溶融鉄の密度を ρ' 、酸化鉄 FeO の密度を ρ'' とすれば、

$$M_{down} = \rho'(1 - C)V_{down} + \rho''CV_{down} \\ = [\rho'(1 - C) + \rho''C]L\Delta r\bar{V}_m \quad (6)$$

となる。式(5)と式(6)の右辺の第1項は酸化しなかった鉄の質量であり、同じ第2項は酸化鉄の質量であることから、これらはそれぞれ等しくなければならない。つまり

$$\rho(1 - \bar{C})\bar{w}tF = \rho'(1 - C)L\Delta r\bar{V}_m \quad (7)$$

$$\alpha\rho\bar{C}\bar{w}tF = \rho''CL\Delta r\bar{V}_m \quad (8)$$

が成り立つ。両辺の比をとると

$$\frac{1 - \bar{C}}{\alpha\bar{C}} = \frac{\rho'(1 - C)}{\rho''C} \quad (9)$$

これより、

$$\bar{C} = \frac{\rho''C}{\alpha\rho'(1 - C) + \rho''C} \quad (10)$$

式(10)を式(8)あるいは式(9)に代入すると、結局、次式が得られる。

$$\Delta r = \frac{\alpha\rho}{\alpha\rho'(1 - C) + \rho''C} \frac{\bar{w}tF}{L\bar{V}_m} \quad (11)$$

これにより溶融膜厚を計算することができる。

3. 切断実験

3.1 平均切断幅

切断加工において、熱源が移動する際に形成される切断溝の単位時間あたりの体積を算定する必要がある。レーザ切断では出力ごとにドロスフリーで良好に切断できる加工条件が存在する。また、出力を固定した場合でも、板厚の

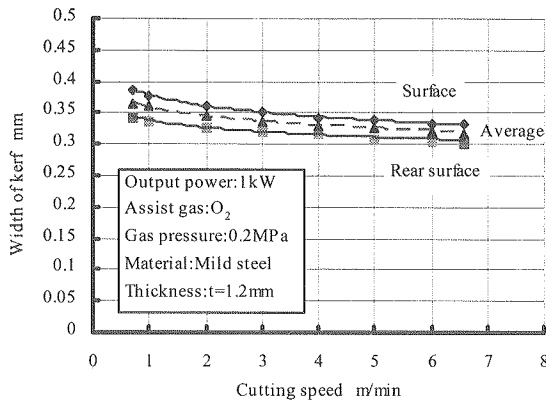


Fig. 6 Effects of cutting speed on kerf width

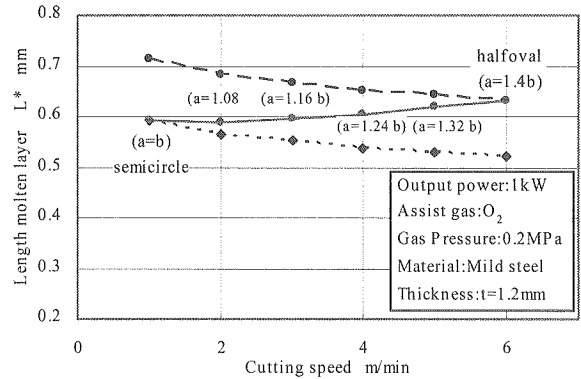


Fig. 8 Change of molten layer length with oblateness

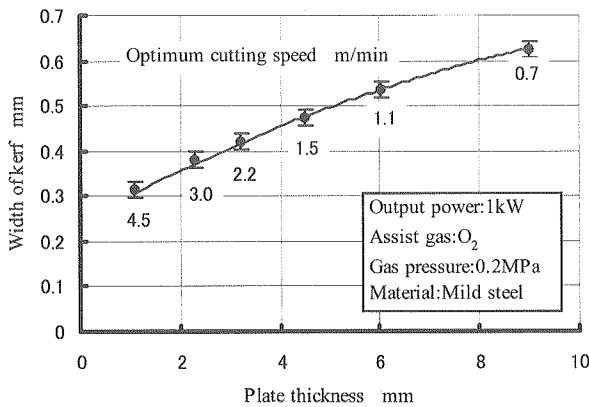


Fig. 7 Kerf width in different plate thickness (Optimum speed is different respectively.)

変化に応じた良好な切断が可能な速度範囲が存在する。

Fig. 6 は、レーザの出力を 1 kW にして板厚 1.2 mm の軟鋼 (SPCC) を切断した場合、ドロスフリーで切断が可能な速度範囲 (0.7~6.6 m/min) における表面および裏面の切断幅を示した。

レーザ切断では、最適加工条件下でも上面切断幅は下面切断幅よりやや大きくなる。そのため、溝断面はテーパ状となる。しかし、テーパの程度は板厚が薄いほど小さい。Fig. 6 の切断幅は上面切断幅と下面切断幅を測定したものであるが、この値から平均切断幅を求めることができる。

出力を 1 kW に固定し、板厚 9 mm までの範囲で最も良好に切断できる速度で加工した場合の板厚と平均切断幅の関係を Fig. 7 に示した。ただし、板厚の異なる場合には、最も良質な切断ができる速度がそれぞれ異なる。図中でプロット点の下に示した数字は、本実験における各板厚に対応した良好な切断速度 (m/min) を示す。良好な切断速度は狭い範囲として存在する。たとえば板厚 1.2 mm の場合、ドロスフリー切断のできる速度範囲は 0.7~6.6 m/min であったが、切断面でも見た場合には、面粗さの良好な速度範囲は $F = 4.5 \pm 0.5$ m/min であった。そのため、Fig. 7 では、ドロスフリー切断が可能でかつ面粗さが良好となる切断速度範囲が選ばれている。

3.2 溶融周長

切断速度に対する切断フロントの上面 ($x-y$ 平面) の形状は実験によって求めた。切断幅を $2b$ としたとき、楕円となる長径 a と短径 b の楕円率の関係は $b \leq a \leq 1.4b$ であることは既に述べた。したがって、切断速度が増大すると、溶融周長 L は漸次変化する。その結果、切断速度が速くなると、平面上でみたフロント先端の丸みが先鋭化していく。実測から 1 m/min では $a=b$ であり、6 m/min では $a=1.4b$ となるが、その途中の切断速度の場合には、溶融周長 L を、全切断速度ですべて $a=b$ として計算した場合と、全切断速度で $a=1.4b$ として計算した場合の両方の曲線の間で変化すると考えられる。この間で長径 a と短径 b の楕円率が変わると仮定すると、溶融周長 L は Fig. 8 の実線のようになる。

3.3 溶融金属の流出速度測定

3.3.1 流出速度測定

ここで、式(11)の平均流出速度を求める必要がある。流出速度は溶融金属の除去速度に相当するものであるが、溶融金属の流出速度は、通常の見視や計算で値を求めるには高い輝度をもつうえにその速さと複雑さから不可能である。そのため、測定には高速度カメラによる流れの実測を試みた。用いた装置はナック社製の高速ビデオシステム HSV-1000 で、撮影速度は 1 秒間に 500 コマである。ビデオ撮影のための機器の配置は Fig. 9 に示すとおりである。トレシグペーパーなどでやや減光させて平均化した参照光を両サイドから当てて、レーザ光が溝を形成する過程での溶融金属の流れを撮影し測定した。また、被写体とピントが合う測定上の深度範囲で送れる距離には限度があり、奥行き距離でせいぜい 10 数 mm 程度であった。

実測データの一部を Fig. 10 に示す。写真の画面の側面にフレーム数や時間の経過が表示される。この時の写真の分解能は 10^{-3} 秒である。なお、写真は動画の瞬間を固定したためやや不鮮明であるが、ビデオ画面による直接観察では溶融金属の動きは鮮明である。

測定時に被写体がカメラから遠ざかる送り速度 (撮影時の切断速度) は、0.3 m/min 程度の低速であったが、溶融金属の流出速度には大きな影響を与えない。それは、板厚 1.2

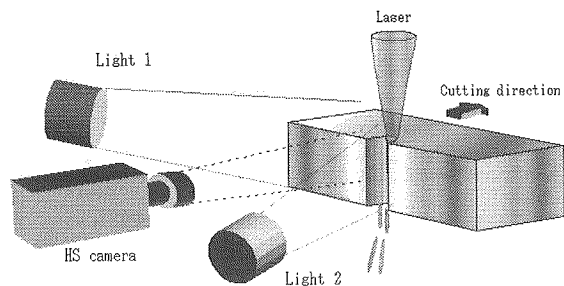


Fig. 9 Measurement of flow rate by HSV

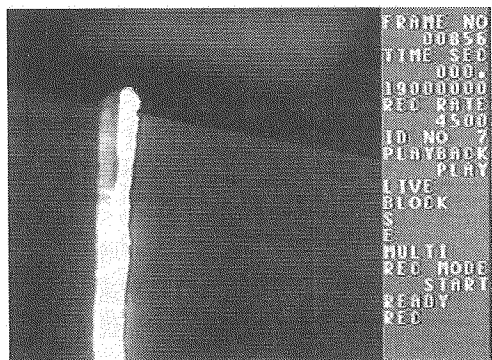


Fig. 10 Example of data by HSV

mmの実加工実験で切断速度が $F=1 \sim 6$ m/minまで変化する間に切断フロントの角度は $0.6 \sim 3.7^\circ$ まで変わり、これによる速度誤差は、ほぼ垂直に流れる低速時の流出速度に比べて0.2%程度と小さい。したがって、流出速度に与える誤差は極めて小さく、無視し得るものと考えられる。この間で、金属の流れのなかに測定のための標点を定め、その動きを一定時間追いかけて単位時間あたりに画面上で移動した距離を求めることで流出速度を算出したものである。したがって、ここでの流出速度は近傍における複数回の測定の平均流出速度となる。

3.3.2 測定結果

切断溝から排出される溶融金属の流出速度の測定のための実験ではステンレス(SUS304)と軟鋼(SPHC)の代表的な加工材料を用いて行った。薄板の場合には挙動が瞬時的であるために測定に困難を伴う。したがって測定しやすさのために、ここでは比較的厚い材料を用いて測定した。また、アシストガスは酸素を用いている。その結果、板厚が同じでガス圧力が等しい場合には、ステンレスと軟鋼の溶融金属の流れはこの出力の範囲ではほぼ同じような挙動を示し、材料の違いによる流出速度の差は認められなかった。

板厚6 mmの軟鋼1 kWで切断した例をFig. 11に示す。グラフはアシストガス噴流による溶融金属の軸方向流れの挙動を示したものである。つぎに、2 kWを用いてやや厚めの25 mmのステンレス(SUS304)の測定結果の一例をFig. 12に示す。測定では撮影条件を合わせるために、同じ実験をFig. 11では4回、Fig. 12では3回行った。撮影されたそれぞれの実測データをもとに、高速度写真の画面上で各測

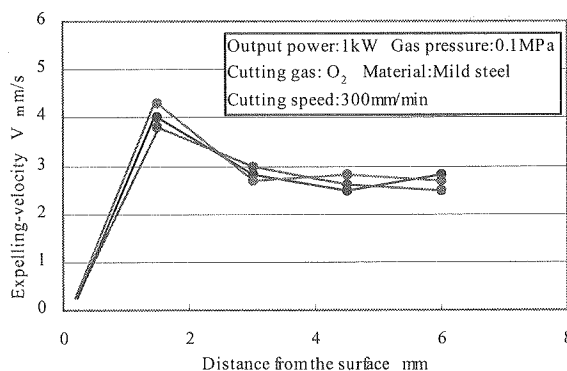


Fig. 11 Expelling-velocity of molten metal form cutting groove in case of 6 mm thick mild steel

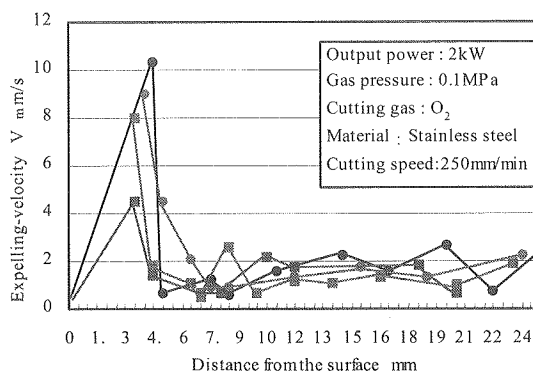


Fig. 12 Expelling-velocity of molten metal form cutting groove in case of 25mm thick stainless steel

定点の近傍で5回ずつ行いその平均値をそれぞれのサンプルごとに示した。これらによれば、材料の表面付近では溶融金属は急速に流れ、中央部や下面ではやや遅くなりよどみを生じるなど、その挙動は単純ではない。測定実験から、これは溶融金属の典型的な軸方向(z方向)流れの挙動を示していることが判明した。

Fig.11とFig.12の比較から、板厚が厚いほど下面での流出速度の平均値は低くなる傾向にあることがわかる。他の実測からも板厚が厚いほど下面での溶融金属の流れが遅くなる傾向が見られた。これは、流れる距離が長くなることから下面で滞留しやすくなり流出速度が遅くなるためと思われる。また、上面と下面の溶融金属の流出速度の差は板厚が薄いほど少なかった。

材種と板厚が異なるものの、下面での流速低下の観測では、ステンレスでは板厚の上から3 mmから4 mmまでの深さの間でピークとなり、この間で平均流速の立ち上がり立ち下りが急激に変化して、その後はほぼ一定の値に落ち着く。この位置は上方から板厚の6分の1から8分の1の箇所にあたる。軟鋼の場合には、上方から5分の1にあたる深さ1.2 mmをピークに、その後は一定に近づいている。両者の比較から、薄板での平均流速の低下は少ない。

実測例として、板厚6 mmの軟鋼を用いた流出速度の測

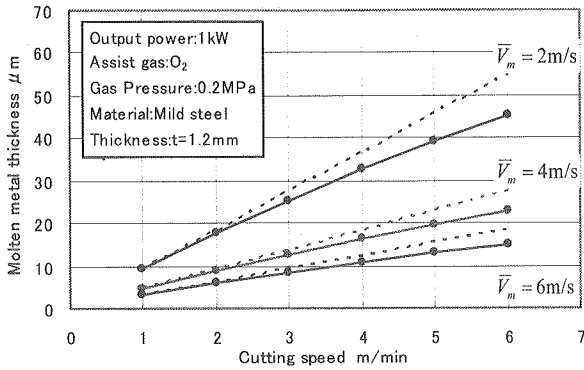


Fig. 13 Thickness of molten layer in 1.2 mm of mild steel

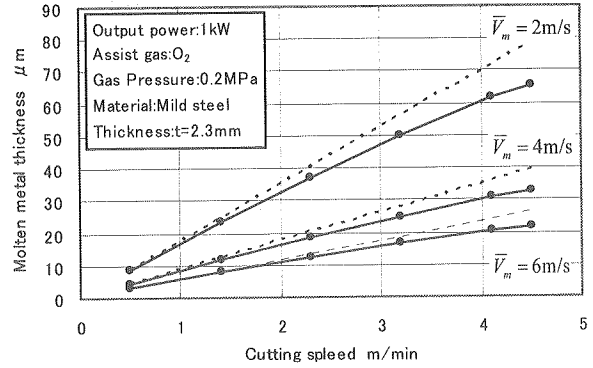


Fig. 14 Thickness of molten layer in 3.2 mm of mild steel

定では、板厚 1.2 mm 付近での軸方向における溶融金属の平均流出速度は $\bar{V}_m = 4\text{ m/s}$ を得た。実際でも流出速度はこの前後と推測される。なお、切断フロントは切断速度が増すにつれて下面でドラグラインに遅れが生じ後方にカーブを描くが、これは切断フロントの形状にほぼ一致する。後述する切断フロントの形状と角度は試料を分割することによって実測することができる。

4. 結果および考察

4.1 溶融膜厚の計算

軟鋼を用いた軸方向における溶融金属の平均流出速度の実測値から、膜厚は式(11)を用いて計算した。ただし溶融膜厚の値に関しては実験によって求めることはほとんど不可能であり正確な値は得にくいので、本実験では2種類の板厚に対する溶融膜厚の計算をし、式(2)によって溶融周長を半円形として計算した場合と、先端が半楕円形として計算した場合を併記した。最終的に式(11)で求めた溶融膜厚で、前者の半円形で近似した場合を参考値として点線で、また実態に合わせて半円形から半楕円形まで変化させて計算した場合を実線で示した。

計算モデルの仮定は薄板の計算で成立しやすいことから、計算は 1.2 mm と 2.3 mm の薄板に限定した。切断溝幅は実験値を用い、また切断速度の範囲は、実際に即した加工条件下で切断が可能な範囲に限定した。なお、切断の限界速度はアシストガスの圧力によって異なり、ガス圧力を増すと切断可能な範囲は増大する。

Fig. 13 は出力 1 kW を想定して、該当するデータに基づいた板厚 1.2 mm の軟鋼の場合での計算結果を示す。ここでの計算範囲は、板厚 1.2 mm の場合のドロスフリー切断限界に合わせて $F = 6\text{ m/min}$ までとした。Fig. 6 から、平均切断幅は切断速度に依存することから、 $\bar{w} = 0.36 \sim 0.32\text{ mm}$ の範囲であり、溶融周長は平均切断幅と切断速度に依存することから、 $L = 0.715 \sim 0.521\text{ mm}$ の範囲であった。パラメータには切断フロントで下方に流れ出る溶融金属の平均流出速度 \bar{V}_m を用いた。平均流出速度はアシストガス圧力が高いと速く、圧力が低いと遅くなる場合を想定している。その結果、図から溶融膜厚は切断速度が増すにつれて増大

するが、溶融金属の平均流出速度が速いほど薄くなる傾向を示した。また、Fig. 14 は、同じ出力で板厚 2.3 mm の軟鋼の場合での計算結果を示す。速度範囲は板厚 2.3 mm の場合のロスフリー限界速度の 4.5 m/min とした。同様に $\bar{w} = 0.35 \sim 0.30\text{ mm}$ の範囲であり、 $L = 0.628 \sim 0.481\text{ mm}$ の範囲であった。Fig. 13 と Fig. 14 の結果から、切断速度の増加にともなう溶融膜厚の増加の割合はやや鈍化する傾向を示した。

レーザ切断では、板厚ごとの良好な切断範囲における切断幅の変化は、板厚が増すと相対的に切断速度が遅くなることに対応して切断幅は増加する。その結果、切断速度に比例して溶融膜厚は増大するが、その増加の割合は板厚に比例し、板厚 2.3 mm の場合のほうが板厚 1.2 mm に比べて大きい。両者を比較した結果、 $\bar{V}_m = 4\text{ m/s}$ 、板厚が 1.2 mm の場合で切断速度が 4 m/min のとき、溶融膜厚は約 17 μm であったのに対して、同じ条件で板厚が 2.3 mm のときは、溶融膜厚は約 30 μm となり約 1.67 倍であった。

切断速度が増すにつれて切断フロントにおける膜厚が増大するのは、ビームが単位距離進むときに切断フロントに作用するガス噴流の質量流量の差と考えられる。アシストガス噴流の圧力は一定で、フロントに常時作用しているため、切断速度が遅い場合には移動距離が短く、結果的にガスの質量流量が増大して、より多くの溶融金属を排出除去するのに対して、切断速度の速い場合には、移動距離が長く、単位距離あたりのガス噴流の質量流量が減少することに対応すると考えられる。

4.2 切断フロントと光軸間の距離

以上のように、切断フロント溶融膜厚は質量のバランスで計算されたが、この値は切断速度に応じて変化する。一方、溶融膜厚を形成する切断フロントは、切断速度が変わると光軸との位置関係においても変化する。

レーザにおける切断加工において切断フロントは極めて重要で、「切断フロント」を論じる場合には単なる溶融膜厚の計算だけでは十分でない。溶融膜厚にとってはフロントに関わるエネルギー密度との関係は重要であるので、ここでは、まず位置を計算する。

切断フロントの位置はシミュレーションから算出される。

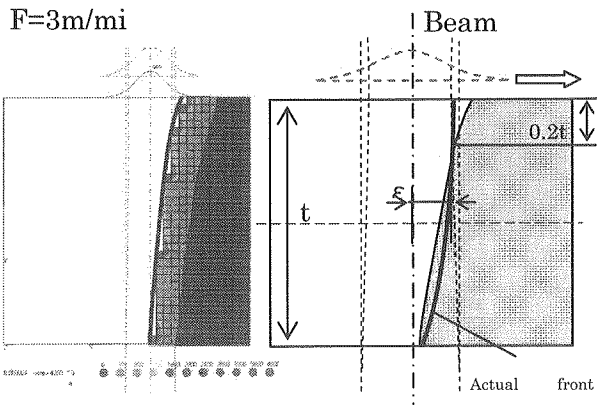


Fig. 15 Definition of distance of cutting front from beam axis

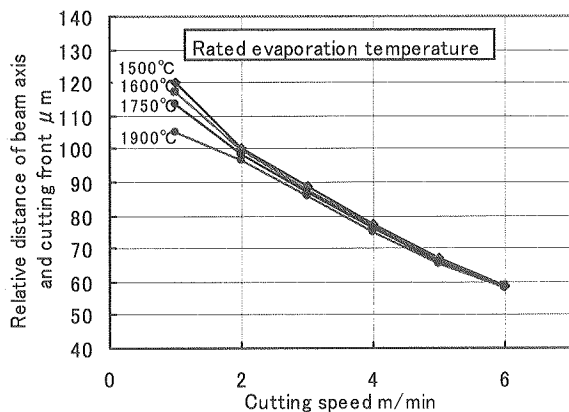


Fig. 16 Cutting front distance as function of cutting speed

切断フロントの位置を割り出すために、有限要素法に基づく汎用の熱伝導解析プログラムをベースとした蒸散法を用いている。蒸散法では計算過程では溶融潜熱を考慮しているが、結果への影響は非常に小さい。ただし、気化潜熱は考慮されておらず、ひとつの立方体の計算格子での8個の接点の温度が常に計算され、格子中心の平均温度が設定された蒸散温度(計算上の除去温度であって沸点ではない)に達したときに、取り除かれるように工夫されている。金属の場合、レーザー切断でのフロント位置は蒸発によって決まるのではなく、溶融した時点で、運動エネルギーを有するアシストガス噴流の同軸噴射によって除去される部分が大部分を占めることから、本モデルは現実により近いものと推測される。

軟鋼(炭素鋼)の溶融温度(融点)は約 1400°C以上であるが、計算ではそれより高い他の文献の推定値⁷⁾による溶融温度 1500~1900°Cの温度条件下で計算格子が蒸散するように設定し、それぞれの設定温度で計算がなされた。蒸散する計算格子の中心の設定温度は、実際の沸点(2750°C)よりかなり低い。

また、レーザー熱源はガウス形の熱流束として与えている。熱流束はつきつぎと蒸散によって除去されてできる新生面へ移動することができる。この計算結果から、切断速度を変化させた場合の切断フロント位置は、光軸中心からの距

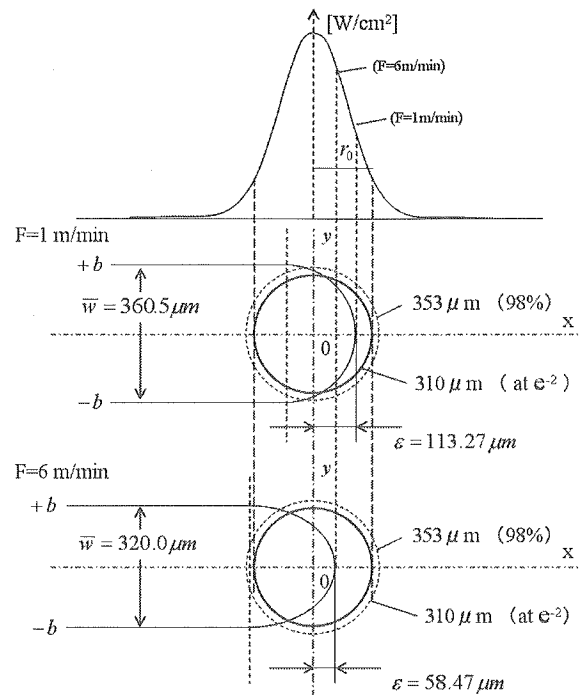


Fig. 17 Change of molten layer length with oblateness

離として求められる。ただし、切断速度が遅い場合には、切断フロントの角度がほぼ直角でフロント位置は容易に判明するが、切断速度が速くなると、フロントは下面が遅れて後方に尾を引くように寝てくる。また、計算法の性質上、加工溝の上面がやや丸みをもつことから、実測の切断フロント形状に当てはめた場合の対比で、上部から板厚の20%の位置での交点を平均的なフロント位置と定義した。

実測の切断フロント形状とは、実加工で得られた試料を切断溝中心で切断方向に分割し、その内部形状を計測したものである。たとえば板厚 1.2 mm で、出力 1 kW、切断速度 3 m/min の場合を例に、定義された切断フロントの位置関係を Fig. 15 示す。その結果、フロント位置は切断速が 2 m/min 以上になると切断速度による差は微小となった。これは前述のように蒸散温度となる条件が計算格子の8個の接点温度の平均温度から決まることと、高温域で等温線の幅が狭いことによるものと思われる。その結果、切断速度に応じた切断フロントの相対的な位置関係は Fig. 16 のようになる。

光軸の熱源中心と切断フロントとの距離は、切断速度が遅いと熱源およびガス噴流の関与時間が長くなることから、より多く溶融除去されて距離 ϵ は広がり、切断速度が速くなるにつれて、反対の理由で熱源中心と切断フロントの距離はより接近する結果となる。なお、切断フロントの距離は、低速時の 1 m/min で、設定温度で大きく変動するが、反応速度論的には、溶融温度は低速側で高温とはならないので、低速時の設定温度で 1900°C を考慮する必要はないと思われる。その結果、設定温度による誤算は大きくはないので、切断フロントの距離は 1750°C の平均的な値を用いても差し支えないものとする。このような切断速度の変化

に伴う微小な光軸と切断フロントとの位置関係は、高速度カメラによる観察でも同様の傾向を確認することができる。とされているが、そのような方法で画面上の光軸相当の位置から微小領域を割りだすことは極めて困難であり、得られた観測結果は精度の上からも問題があると思われる。

4.3 切断フロントと光軸間の距離

蒸散法によって求めた切断フロント距離 ε を用いて、切断速度が 1 m/min と 6 m/min の場合の熱源と切断幅との幾何学的な位置関係を Fig.17 に示す。測定された熱源スポットサイズは $1/\varepsilon^2$ 径で 310 μm であった。

その結果、切断幅は理論的な熱源幅より大きいことが分かった。また、切断速度が 1 m/min のとき、切断フロント先端位置に相当する熱源のパワー密度は $8.9 \times 10^5 \text{ W/cm}^2$ となり、6 m/min のときのパワー密度は $1.6 \times 10^6 \text{ W/cm}^2$ であった。このことから、6 m/min の高速切断時における切断フロント位置のパワー密度は、低速となる 1 m/min での切断フロント位置のパワー密度に比較してはるかに高くなることが分かる。切断フロントに接している部分のパワー密度が高いほうが、より高温となり得ることが容易に想定される。

レーザ切断の営みは金属の蒸発で行われるわけではない。溶融した金属がアシストガス噴流によって強制的に溝から溶融除去されてフロントを形成する。切断フロントの溶融金属の温度は沸点と融点の間であって、切断速度が遅いときは低温側に、また速度が速いときは層内の高温側へシフトして切断フロント表面の温度が決まるものと考えられる。また、Fig. 13 および Fig. 14 の計算結果から、高速の切断における切断フロントでは、溶融膜厚が厚く境界表面のパワー密度が高いことが判明した。

高速切断時には切断フロントに掛かるエネルギー密度は高くなり、膜厚が厚くなる。フロントに掛かる熱源のパワー密度が高いことが、高速であるにも関わらず膜厚が溶融する根拠となる。反対に、切断加工を高速に行えるのは、切断フロントでの溶融膜厚が厚くなりかつ高温となるためである。

5. 結 論

レーザ切断などの除去プロセスにおける溶融膜厚が切断速度と板厚に対してどのように影響するかを検討するために、溶融・酸化を考慮して単位時間当たりの切断溝と排出される溶融金属の質量バランスから、溶融膜厚の式を導き出し解析した。さらに、切断速度によって変化する熱源とフロント位置でのパワー密度を求めた。なお、計算で用い

た板厚は、薄板に限定して検討がなされた。その結果、つぎのようなことが明らかとなった。

- (1) 切断フロントにおける溶融金属の膜厚は、板厚、切断幅、切断速度に比例し、溶融周長および溶融金属の平均流出速度に反比例する。
- (2) 溶融膜厚は切断速度が増すにしたがって増加するが、高速になるにつれて、その増加の割合がやや鈍化する。また、板厚が厚いと同じ切断速度における溶融膜厚は増大する。
- (3) 切断フロントからの溶融金属の流出速度は、材料表面で速く下面でやや滞留して減速する傾向を示す。しかし、上面と下面の溶融金属の流出速度の差は板厚が薄いほど少ない。
- (4) 切断速度が増加するにつれて、式(11)より溶融膜厚は厚くなる。一方、切断フロント位置におけるパワー密度は、1 m/min のときと比べて 6 m/min のときのほうが一桁大きい。すなわち、高速切断時では切断フロントでパワー密度が高く溶融膜厚は厚い。
- (5) 換言すれば、レーザのパワー密度が高く、溶融膜厚が厚いことが、高速切断を可能にしているといえる。とはいえ、一定のガス圧では溶融層を除去するのに限界がある。より高速な切断を実現するにはガス圧を大きくする必要がある。

参 考 文 献

- 1) Olsen F.O.: Fundamental mechanisms of cutting front formation in laser cutting., Proc. SPIE, Vol. 2207, (1994), 402.
- 2) Schuöcker D.: Theoretical model of reactive gas assisted laser cutting, Proc. SPIE, Vol. 650, High power lasers and their industrial applications, (1986), 210.
- 3) Espinal D. and Kar A.: Thermochemical modeling of oxygen assisted laser cutting, J. Laser Appl., 12-1, (2000), 16.
- 4) Gropp A., et. al.: laser beam cutting, Optical and Quantum Electronics, 27, (1995), 1257-1271.
- 5) 新井武二, 在間清悟, 井原透: レーザによる加工シミュレーション(第3報)―切断フロントの温度推定―, 2002年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文, (2002), 411.
- 6) Ivarson A., et al: Laser Cutting of Steels; Analysis of the Particle Ejected during Cutting, J. Laser Appl., 3-3, (1991), 41-50.
- 7) Miyamoto I. and Maruo H.: The mechanism of laser cutting, J. Int. Inst. of Welding, 29-9/10, (1991), 289-294.
- 8) Duley W.W.: CO₂ Laser, Effects and Applications, Academic Press, (1976), 196.
- 9) CRC Handbook of Materials Science, Vol. 1, CRC Press, (1975).
- 10) 新井武二: レーザによる加工シミュレーション(第8報)―ビーム集光限界と加工特性―, 2004年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文, (2004), 723.