DC フラッシュ熱間溶接プロセスの加熱機構について*

土居 真**, 藤岡 忠志**

Heating Mechanism of DC Flash Process for Hot Welding*

by DOI Makoto** and FUJIOKA Tadashi**

It hasn't been well known which heat of joule and arc discharge is dominant factor in flash welding process. The objective of this study is to clarify heating mechanism of flashing. The flashing is a cycle consisting of local contact, joule heating, melting, spattering and arc discharge. Numerical model of flashing cycles was developed by assuming initial contact conditions. It has been evaluated heat input and welding parameters of DC flash welding. As the results, arc discharge heat is higher than joule heat for a wide range of flash current. Optimum flashing of DC is large contact and low frequency compared with general continuous flashing of AC. Heat input and platen velocities are 50% higher than those of AC at the same conditions and welding quality. The calculated velocities and crater depth of DC flashing are in good agreement with hot-billets welding data. It was found that DC flash welding compares very favorably with AC for short-time welding.

Key Words: Flash welding, Heating mechanism, Flashing cycle, Direct current, Numerical model, Short-time welding

1. 緒 言

フラッシュ溶接は、大断面積部材の高効率溶接法であり、レール、H 型鋼^{1, 2)}などの冷間材溶接や、工場ラインでのホットコイルの板継ぎ、ビレット接合^{3, 4)}、錨用大型チェーンなどの短時間熱間溶接として実用化されている。ジュール加熱のみで溶融圧接するアブセット溶接とは異なり、フラッシュ溶接では局所的な接触、ジュール加熱、溶融飛散、短時間アークのサイクルを高速に繰り返すことにより部材端面が加熱される。このフラッシングと呼ばれる機構は多量のスパッタ発生を伴う高速の過渡現象のため、加熱機構の定量的な把握がほとんどなされていない。ジュール加熱とアーク加熱との比率やスパッタ消耗による入熱ロス等とフラッシングの大きさや回数によるそれらの変化は、溶接時間、フラッシュ量（フラッシュ時の部材消耗量）などの溶接パラメータを決定し、溶接効率や品質を左右する重要な因子である。アークによる加熱が支配的であれば、非常に小さなフラッシュを連続的に発生させることが、部材端面が平滑となり溶接欠陥が少なく入熱効率も良いことになる。逆に、アークは端面溶融部をスパッタさせ深く掘り込み入熱もロスするため、長期短絡のほうが入熱効率が高く端面も平坦であるとする説もある。今回熱間フラッシュ溶接において、フラッシュ溶接の加熱機構を解明し、最適なフラッシュ溶接プロセスを明らかにすることが本研究の目

的である。

2. フラッシングの簡易入熱モデル

2.1 フラッシングの基本機構について

フラッシングの基本機構の説明図を Fig. 1 に示す。上図

Fig. 1 Schematic illustration of flashing process and waveform of voltage and current.

*受付日 平成21年1月27日 受理日 平成21年 8月24日 平成20年 8月溶接アーク物理研究で発表

**正 員 JFE エンジニアリング(株) Member, JFE Engineering Corporation

はフラッシングの1サイクルを表した模式図であり、下図はそのときの電流電圧波形である。④の開放状態から部材同士を接近させ局所的な接触短絡が発生すると電流が急激に流れ始める(①)。電流上昇とジュール加熱により急速に接触領域が溶融し溶融ブリッジを形成する(②)。この溶融ブリッジは、更なる電流上昇で溶融域が拡大する一方、電磁ピンチ力も急激に増大するため短時間で破断する。破断後の溶融金属間のギャップには、溶接回路インダクタンスに蓄えられたエネルギーによりアークが点弧し(③)、溶融金属を飛散させ、更に端面を加熱、溶融、飛散させる。フラッシュ溶接の印加電圧(6~12V)はアークの維持電圧より低く、蓄積エネルギーを放出し終わるとアークは消弧し、④の開放状態に戻り1サイクルが終了する。この1サイクルの時間は、接触短絡の状態により変化するがおよそ0.1msから10msである。

2.2 フラッシングのモデル化

アプセット直前の定常フラッシュ状態を前提とし、部材温度及び分布変化はないとする単純モデルを作成した。モデルで考慮していない溶融部近傍のジュール加熱と温度上昇、周辺への熱拡散は、部材の端面温度と温度分布を一定に保つよう作用するとした。フラッシングは多点同時接触からのマルチアーク発生を否定できないが、単一の接触短絡とアークの繰返しであると仮定し、次のようにモデルを作成した。まず、Fig. 2に示すように全断面積 S_{all} の部材断面を長さ l_s の正方形領域 S_{short} に等分し、その一つの領域が凸となり接触し溶融ブリッジを形成する。この溶融長さ d_s は予め与えられ一定であるとする、短絡によるジュール加熱で溶融する体積 V_s は $V_s = l_s^2 \times d_s$ と与えられる。この短絡溶融部 V_s は電磁ピンチ力で破断後アーク発生と同時にすべて飛散し、更にアークにより両端面から深さ $d_a/2$ の領域がすべて溶融飛散する。アーク消弧直後に別の領域が接触し、順次このフラッシングを繰り返す。このプロセスで端面への入熱を計算するための電圧、電流変化は、短絡時とアーク時の各々で次のようを与えた。短絡時電流 I_s はRL直列回路の直流電源ON時の過渡応答式(1)とした。ここで、 R_s は

Fig. 2で仮定した短絡溶融部の抵抗値である。

$$I_s = \frac{V_0}{R_0 + R_s} \left[1 - \exp \left(-\beta \frac{R_0 + R_s}{L_0} t \right) \right] \quad (1)$$

V_0 ：無負荷電圧， R_0 ：回路抵抗， L_0 ：回路インダクタンス， R_s ：短絡溶融部抵抗， β ：時定数補正係数

短絡開始から、溶融ブリッジが電磁ピンチ力で破断するまでの短絡時間 t_{short} は、溶融ブリッジ破断までの温度上昇値を ΔT とし、まず短絡接触部の必要熱量 Q_m を求め次式のジュール加熱式の積分計算により求めた。

$$Q_m = \alpha \delta d_s l_s^2 \Delta T, \quad Q_m = R_s \int_0^{t_{short}} I_s^2 dt \quad (2)$$

α ：部材の比熱， δ ：部材の密度， ΔT ：部材溶融ブリッジ破断までの温度上昇値

溶融ブリッジが破断すると、Fig. 3の等価回路では短絡抵

Fig. 2 Schematic diagram of simplified heating model of flashing.

Fig. 3 Schematic illustration of equivalent welding circuit and waveform of voltage and current.

抗 R_{short} 側の回路が切れ、アーク抵抗 R_{arc} 側の回路が ON となる。実際のアーク過程の電流は短絡時の最大電流値 I_m から指数的に減少しアーク電圧も若干低下するが、アーク電流は一定の傾き A_{arc} で減少しアーク電圧も一定であると単純化した。これによりアーク時間 t_{arc} 、アーク電圧 V_{arc} 、アーク入熱 Q_{arc} は次のよう求まる。

$$t_{\text{arc}} = \frac{I_m}{A_{\text{arc}}}, \quad V_{\text{arc}} = L_0 A_{\text{arc}} + V_0, \quad Q_{\text{arc}} = \frac{1}{2} V_{\text{arc}} I_m t_{\text{arc}} \quad (3)$$

傾き A_{arc} については、全短絡時の時定数 $\tau_0 = L_0/R_0$ より下記と定めた。この値の妥当性については、4.3 節で実験結果により検証する。

$$A_{\text{arc}} = \frac{I_0}{\tau_0} = \frac{V_0}{L_0} \quad (4)$$

そして、アークでの端面の溶融飛散による深さ d_s は次式となる。ここで、短絡溶融部はアーク発生と同時にすべて飛散し、アーク加熱開始時に端面は短絡開始時と同温度であり、また同じ温度上昇値 ΔT に昇温されることにより溶融し飛散すると仮定した。この仮定は溶融ブリッジ破断には強力な電磁ピンチ力が必要であり、その高電流密度による溶融ブリッジ加熱とアークによる急激な端面加熱は同レベルと推定し、短絡とアークの飛散時溶融部を同温度としたことに基づく。

$$d_s = \frac{V_{\text{arc}} I_m}{2\alpha \delta l_s^2 \Delta T} \quad (5)$$

以上の式から、フラッシュ溶接でのフラッシングの発生回数（以下、フラッシュ回数）、部材送り速度（フラッシュ速度）等の各種物理量や入熱値（以下フラッシングパラメータと総称）は下記のように求まる。

- 1) フラッシング周期、回数
(周期) $t_{\text{pls}} = t_{\text{short}} + t_{\text{arc}}$, (回数) $n_{\text{pls}} = 1/t_{\text{pls}}$
- 2) 短絡及びアーク入熱量
(短絡) $P_{\text{short}} = Q_{\text{short}}/t_{\text{pls}}$ (アーク) $P_{\text{arc}} = Q_{\text{arc}}/t_{\text{pls}}$
- 3) 全断面面積フラッシング時間
 $t_{\text{all}} = t_{\text{pls}} \times S_{\text{all}}/S_{\text{short}}$
- 4) フラッシュ速度 $v_{\text{fl}} = (d_s + d_a)/t_{\text{all}}$

3. 実験方法

実験に用いたフラッシュ溶接装置と測定システムの模式図を Fig. 4 に示す。本研究では、スポット、シーム溶接などの抵抗溶接に実用化されている IGBT インバータと DC 溶接トランスによるインバータ式 DC 電源を用いた。溶接機は油圧による部材送り機構を備え、溶接制御装置より部

Fig. 4 Schematic diagram of flash welder and measuring system.

材送り速度や押し引き速度を設定し、インバータ電源の出力電流、電圧値によりその速度を最適に制御する装置となっている。最大 160 mm 角までの溶接が可能で、実験では主に電気炉で約 1100℃ に加熱された 130～150 角材の熱間溶接を行った。

溶接時のフラッシングの状態は、部材給電部間の電圧を測定し、デジタルシグナルプロセッサ (DSP) を用いた高速演算処理によりフラッシュ回数変化やアーク時間分布をモニタできるシステムになっている。具体的には 200 μs の時間間隔で測定された変動電圧から、設定された閾値電圧に対しての立上りから立下りまでの時間及びその間のピーク電圧を求め、それぞれをアーク時間 t_{arc} とアーク電圧 V_{arc} とした。

4. 計算及び実験結果

4.1 計算の前提条件について

2 節で述べたモデルでは、計算の初期条件として短絡長さ d_s の設定が必要である。フラッシュ溶接中の短絡長さの実測は困難であり、次のように推定した。まず円柱形溶融ブリッジで自己電流による電磁ピンチ力の条件下、強制的な液面振動が不安定にならない安定限界波長 λ_c は次式で与えられる⁵⁾。

$$\lambda_c = 2\pi r \left/ \left(1 + \frac{\mu_0 I^2}{2\pi^2 r \gamma} \right) \right|^{1/2} \quad (6)$$

r : 溶融ブリッジ半径, I : 自己電流, μ_0 : 真空の透磁率, γ : 表面張力

溶接時に想定される溶融ブリッジ半径 1～40 mm の範囲で (6) 式から求めた安定限界波長 λ_c は、0.05～2.2 mm (平均 0.5 mm) である。この値を短絡長さ d_s とした場合の短絡電流値は全半径範囲で全面接触電流値に近い大きな値となり、安定限界波長 λ_c をそのまま短絡長さ d_s とすることは

きない。自己電流による弱い電磁ピンチ力で溶融ブリッジが極短時間で破断するには、強制的な液柱振動における安定限界波長 λ_c を最低値としたより大きな短絡長さが必要と考えられる。(6)式から求めた前記半径範囲での溶融半径 r と λ_c の関係は比例に近く、短絡長さ d_s と接触長さ l_s の1次関係式を導入した。溶接を中断した端面のクレータサイズは大きなもので直径10~20 mm、深さ2~4 mmであり⁶⁾、接触短絡による溶融部もおおよそ同サイズ及び比と推定される。このクレータ深さと直径との比0.2を一次係数とし λ_c の平均値0.5 mmを定数項とし、短絡長さを $d_s = 0.5 + 0.2 l_s$ で与えた。

もう一つ必要な条件は、部材表面が接触短絡し加熱溶融後飛散するまでの温度上昇値である。定常状態でのフラッシュ中の部材表面温度は炭素鋼の融点レベルに達しており、最初の接触短絡時温度は約1580℃と推定される。形成された溶融ブリッジは、ジュール加熱による急激な加熱により2000℃から沸点の3200℃まで達する可能性があるが、フラッシュにおいては電磁ピンチ力によってその温度上昇中に破断すると考えられている。この溶融ブリッジの温度測定は難しく報告例はないが、同様の現象であるCO₂アーク溶接時滴の表面温度測定では、1730~2830℃の広い温度分布を持つ結果が報告されている⁷⁾。中央値である2280℃を溶融ブリッジの破断直前温度とすると、溶融ブリッジの温度上昇値 ΔT は700℃となる。

また、実際のインバータ式DC電源では理想状態のDCに対しFig. 4に示したDC溶接トランスの内部インピーダンスロスにより電流の立ち上がり速度が低下することが測定により分かっている。1本の部材をクランプし全短絡状態での短絡試験時の電圧、電流測定結果から、(1)式の時定数の補正係数 β を0.58とした。

4.2 計算結果

150角熱間ビレット（断面積 $S = 22500 \text{ mm}^2$ ）を対象に、短絡接触面積一定で面積値を1~1600 mm²の範囲で計算した結果をFig. 5とFig. 6に示す。回路条件は、無負荷電圧

$V_0 = 7 \text{ V}$ 、2次回路インダクタンス $L_0 = 0.318 \mu\text{H}$ （60 Hz 換算リアクタンス $X = 120 \mu\Omega$ ）である。Fig. 5は、短絡接触面積 $S_{\text{short}} = 4 \sim 900 \text{ mm}^2$ でのフラッシング時電流の時間変化をプロットしたものである。接触面積の増加に従ってピーク電流値が高くなり短絡時間も長くなることがわかる。接触面積900 mm²では電流値が飽和して100 ms以上の長期短絡となり、溶融ブリッジが切れないフリージングと呼ばれる状態となっている。

Fig. 6は、横軸に接触面積をとり、面積変化による短絡及びアークの入熱量 P_{short} 、 P_{arc} 、フラッシュ回数 n_f 、フラッシュ速度 v_f の変化及びフラッシングによる溶融飛散長さ $d_c = d_s + d_a$ をプロットしたものである。フラッシュ回数は、接触面積最小の1 mm²にて1856回/秒と非常に高いが、接触面積増に従って急速に低下している。入熱に関しては、接触面積が小さい領域では短絡よりアークによる入熱が高く接触面積100 mm²でピークとなり、200 mm²を超えた面積でアークと短絡の入熱が逆転する。接触面積144 mm²においてフラッシュ回数は55回/秒で、フラッシュ速度はピーク値の2.44 mm/secとなり、接触面積一定の理想状態における最適条件と言える。フラッシングによる溶融飛散長さ d_c は、微小面積領域を除くと6~7 mm程度で大きく変化しないことがわかる。

実際の溶接では接触面積は一定ではなく大小の分布を持ち、溶接条件によりその分布幅が変化する。部材送り速度や電流条件を上げるに従い、微小フラッシングの発生数が減少しより大きなフラッシングが発生するため、接触面積の分布範囲は拡大する。但し発生頻度分布は小フラッシングが多く、大フラッシングほど少なくなる傾向そのものは変化しない。与えられた接触面積範囲を分割し、各面積でのフラッシングの占有時間比率（＝フラッシング時間×発生頻度／全接触面積数 m ）が等しいとすると、概ね実際の分布状態での計算が可能である。つまり、Fig. 6の単一接触面積でのフラッシングパラメータ f_p は単位時間当たりの量であり、(7)式に示す予め与えられた最大接触面積までの平均化を行うことで、実分布を考慮した条件でのフラッシン

Fig. 5 Calculated current waveform varying in initial short contact area from 4 to 900 mm².

Fig. 6 Flashing parameters plotted against constant sectional area of initial short contact.

グパラメータ F_p を簡単に得ることが出来る。

$$F_p(I_m) = \frac{1}{m} \sum_{n=1}^m f_p(s_n) \quad (7)$$

ここで S_n は各短絡接触面積、 I_m は最大接触面積での短絡電流ピーク値である。Fig. 7 がその計算結果であり、横軸には I_m を取っている。ピーク電流値 I_m は 15~88 kA の広い範囲にあり、電流上昇に従いフラッシュ回数は約 1000 回/秒から約 300 回/秒まで減少する。Fig. 6 と異なりアークによる入熱が短絡より常に高いことが分かる。フラッシング速度 v_n はほぼ単調増加し、ピーク電流値 $I_m = 80$ kA で最大 1.53 mm/sec となり Fig. 6 の最大値に対し 63% 小さくなっている。また、80 kA 以上では溶融飛散長さ d_c が急激に上がる結果となっている。

4.3 実験結果による検証

Fig. 4 に示したフラッシュ溶接装置とフラッシュ回数測定システムを用いて計算結果の妥当性を、実験により検証した。フラッシュ溶接装置は、通常連続フラッシュ方式⁹⁾と言われる部材送りのフィードバック制御がされており、インバータの出力電流の基準値に対する差により部材の押し引き速度を調整する。部材接触面積分布及びフラッシュ電流

Fig. 7 Flashing parameters varying with distributed sectional area of initial short contact plotted against maximum peak current.

Fig. 8 Comparison between calculated flashing parameters and measured ones plotted against flashing velocity.

を変化させる実験ではフラッシュが定常になった状態で、部材送りを 3 秒間一定速度にしその間のフラッシュ回数を測定した。また 3 秒後にはアプセットせずに、そのまま部材送りを停止し両端面の最大クレータ深さを測定した。測定した結果と計算結果を横軸にフラッシュ速度をとり、プロットしたものが Fig. 8 である。但し、フラッシュ速度 1.5 mm/sec については、定速度送りではフリージングするため通常の電流フィードバック制御でのデータである。フラッシュ回数測定器はサンプリングが 200 μ s 間隔であるため、アーク時間 200 μ s 以下の微小なものについてはすべてを測定できない。計算での最小接触面積 ($S_{\text{short}} = 1 \text{ mm}^2$) 時のアーク時間は 160 μ s であり、時間比の単純確率ではこの面積でのフラッシュ回数の約 1/4 を測定できない。確認のためフラッシュ電圧を高速記録計とフラッシュ回数測定器で同時測定し、1 秒間の波形記録チャートからフラッシュ回数を目視で正確にカウントし、測定器の結果と比較した。チャートのフラッシュ回数約 780 回/秒に対し、フラッシュ回数測定器のデータは約 580 回/秒であった。200 回/秒の差はアーク時間 160 μ s での計算回数の約半分であり、実際には微小フラッシュの 1/2 を測定できていないことが分かった。単純確率 1/4 との差は、実際のフラッシュではアーク時間に分布を持つためであると考えられる。

Fig. 8 に示すようにフラッシュ回数の測定結果と最小フラッシュの計算回数値を 1/2 とする補正を入れた計算結果を比較すると両者は良く一致している。フラッシュ速度 0.3 mm/sec にて回数が極端に低下しているのは、送り速度が遅すぎて接触しない空送りの期間があるためである。実測値の最大クレータ深さと計算での最大溶融飛散長さ d_c の比較では、送り速度 1 mm/sec 以上で計算に近い値となっている。それより低速側でクレータ深さが大きくなっているのは、入熱不足のためフラッシングが不安定となり長期短絡が生じた結果と考えられる。

2 節のアーク過程モデル化において、アーク時の電流減少の傾き A_{arc} を一定値としたことの妥当性を、フラッシュ回数測定器によるアーク時間分布と計算結果を比較するこ

Fig. 9 Comparison between calculated distribution of arcing periods and measured one.

とで検証した．横軸にアーク時間を取り 1 ms 間隔毎のフラッシュ回数分布の比較結果を示したのが Fig. 9 である．実測と計算の分布はほぼ一致し，アーク過程モデル化での傾き一定によるアーク時間見積りは妥当であることを示している．

5. フラッシュ溶接の最適プロセスについて

前節の結果から DC フラッシュ溶接においては，Fig. 7 に示したように短絡ピーク電流 $I_m = 80 \text{ kA}$ ，フラッシュ回数 376 回/秒に，フラッシュ速度最大でクレータも深くない最適条件がある．この結果は Fig. 8 でのフラッシュ速度 1.53 mm/sec ，補正フラッシュ回数 283 回/秒，クレータ深さ 6.95 mm の値となり，実験結果においてもほぼ同じフラッシュ速度，フラッシュ回数でクレータ深さも浅いことが確認された．これまでの AC 方式で最適とされていた高いフラッシュ回数条件域とは大きく異なる高電流，低回数条件域に，高フラッシュ速度かつ良品の最適条件が DC 方式にはあることが明らかになった．

しかしながら，インバータ DC 方式では溶接トランスでのインピーダンスロスがあり，この結果だけで AC 方式に対する優位性を断言できない．計算での最大短絡時間を 4 ms (60 Hz AC の $1/4$ 周期)とする制限条件を AC の最適状態とし，インバータ DC 方式の結果と比較した．AC 方式の計算ではトランスのインピーダンスロスはなく，極性反転時のフラッシュ休止もない理想条件となる．最大短絡時間を $1/4$ 周期としたのは，AC フラッシュにおいて半波の前半期の電圧上昇時に短絡，後半期の電圧下降時に細かなフラッシング発生が理想的状態であることによる． $1/4$ 周期以上の短絡は，電流低下により溶融ブリッジが破断せず数周期以上の長期短絡に至り，大きなクレータによる欠陥発生や AC 電流による入熱ロスなど，溶接品質，溶接時間共に大きく性能が低下することは明らかである．

理想状態での AC 60 Hz 時の計算結果を Fig. 10 に示す．横軸は 2 次回路リアクタンス X_0 であり， $60 \mu\Omega$ は実用上の最小値である．前節の DC 計算と同インダクタンス条件 120

$\mu\Omega$ で比較すると AC でのフラッシュ回数は，900 回/秒と DC に対し 2.4 倍高く，品質の指標となるクレータ深さ d_c は， 7.03 mm で DC 方式の結果とほぼ同じである．フラッシュ速度 v_f は 1.07 mm/sec であり，DC のほうが 1.4 倍速い．また， $120 \mu\Omega$ 時の最大短絡電流は，計算条件は異なるがおよそ Fig. 5 に示す $S = 16 \text{ mm}^2$ と $S = 64 \text{ mm}^2$ の間の波形となり，ピーク電流 I_m の計算値は 32 kA である．最大短絡電流値は DC (80 kA) のほうが 2.5 倍高く端面への短絡入熱量は DC のほうが高い．以上の結果から，同インダクタンス条件の AC と DC の比較では，ほぼ同溶接品質で DC のほうがフラッシュ速度から推定すると約 30% の溶接時間短縮が可能となる．

6. 結 言

高温ビレットの熱間溶接を対象に，DC フラッシュ溶接におけるフラッシングの入熱現象を簡易モデル計算により調べ，実験結果による検証を行った．得られた結果は以下の通りである．

- 1) 短絡接触面積と長さを一定とした単純モデルでは，接触面積が小さいほうにアーク入熱，面積が大きいほうに短絡入熱の 2 つのピークを持ち，その中間に両者を合わせた入熱が最大値となる接触面積が存在することがわかった．また，この面積でのフラッシュ回数は 54 回/秒と非常に少なく，大きな短絡が端面入熱及びフラッシングを支配していることがわかった．
- 2) 実際のフラッシングを模擬し接触面積分布を考慮した計算結果では，フラッシュ速度が最大で品質も良好な最適条件が，高電流条件領域にあることが分かった．
- 3) 熱間ビレットの溶接実験において得られたフラッシュ速度とフラッシュ回数の関係は，モデル計算結果と良く一致した．また，クレータ深さの測定結果は計算の最適条件において最も浅く，実溶接条件として最適かつ安定であることが分かった．
- 4) 理想状態での AC 方式のモデル計算結果と DC 方式との比較から，フラッシュ速度及び入熱において DC 方式の優位性を確認した．

参 考 文 献

- 1) Y. Sato, E. Morishige, M. Ueda: Welding of Railroad Rails, Nippon Kokan Technical Report Overseas, vol. 47 (1986), 72-76.
- 2) Y. Kim, K. Oku, A. Umekuni, K. Horikawa: Mechanical Properties of Rolled H Section Steel Jointed by Newly Developed Flash Welding System, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, 21-1 (2003), 95-100. (in Japanese)
- 3) H. Wakasa, G. Matsuo, S. Okawa: Endless Rolling System for Bars and Rods, NKK Technical Review, No.81 (1999), 1-6.
- 4) H. Mukai, T. Fujioka, G. Matsuo, M. Fujii: Billet Flash Welder for Endless Rolling, NKK Technical Review, No.81 (1999), 7-12.
- 5) J. F. Lancaster: The Physics of Welding, kurokishuppan, (1990), 59-65. (in Japanese)

Fig. 10 Reactance dependence of AC flashing parameters calculated under theoretical conditions.

- 6) 土居, 向井, 藤岡: 大断面部材のフラッシュ溶接技術とその溶接現象について, 第 145 回溶接アーク物理研究委員会, ア物-02-1145 (2002).
- 7) K. Yamazaki, E. Yamamoto, K. Suzuki, F. Koshiishi, K. Waki, S.Tashiro, M.Tanaka, K.Nakata: The Measurement of Metal Droplet Temperature in GMA Welding by Infrared Two-Color Pyrometry, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, 26-3 (2008), 214-219. (in Japanese)
- 8) 溶接学会軽構造接合加工研究委員会編: 抵抗溶接現象とその応用 (VI) フラッシュ溶接, 溶接学会技術資料 No.11, kurokishuppan, (1993). (in Japanese)
- ~~~~~