加熱体の高速移動と成形による形状の変化を 考慮した誘導加熱解析技術

非会員 山田 貴啓* 正員 藤崎 敬介**

Induction Heating Calculation in Consideration of Moving and Forming of Heated Body

Takahiro Yamada*, Non-member, Keisuke Fujisaki**, Member

Three dimensional combined process model of electromagnetic field and heat transfer where electrically heated body is moving and forming mechanically is proposed to obtain the reasonable computer calculation time. The proposed method is that calculates the heat transfer by using 2-D section model with referring the joule heat distribution in 3-D electromagnetic field calculation in order to express the moving and forming of the heated body. As a result, we could obtain the calculation result that considered these phenomena in substantially short time in comparison with conventional method.

キーワード：有限要素法，誘導加熱，移動，成形，鍛接点，小径管

Keywords: finite element method, induction heating, moving, forming, welding point, small-diameter pipe

1. はじめに

鉄鋼業をはじめとした金属製品製造プロセスでは、鑄造して出来た鑄片の温度や形状を変化させることで最終製品に仕上げている。そこでは、対象物を所定の形状に成形することや、その温度制御が重要な要件のひとつである。一方で鉄鋼業の場合、鉄は磁性体であり導電体であるため、電磁気特性を応用した製鐵プラントが広く利用されており、連続鑄造設備における電磁攪拌装置は電磁力応用設備の代表例である^{(1)~(3)}。また、渦電流損失を用いる誘導加熱は制御性によって大きな昇温が得られることから、前述した温度制御の有効的な手段として用いられている。

ここで、対象物の成形や誘導加熱による温度制御といった工程は、それぞれ独立して行われる場合もあるが、省スペース化や省エネ化を図るために両者を同時に行う場合もある。さらにこれらは生産性を向上させるため、移動しながら行われる場合が多い。この場合、対象物が加熱されながら移動し、且つ成形によって形状が変化しているため、このようなモデルの数値計算を行うには誘導加熱、加熱体の

移動、成形による形状変化といった3つの現象を同時に考慮する必要がある。

これまで誘導加熱において加熱体の移動のみを考慮した計算は幾つか紹介されている⁽⁴⁾⁽⁵⁾。これらの中では加熱体の移動に合わせて発熱分布などの加熱体側データを移動方向にスライドさせていく方法や、逆にメッシュ再分割や物性の移動ロジックなどを用いてコイル側をスライドさせることで移動を表現する方法が採用されている。

一方、加熱体の移動と成形による形状変化を考慮した事例も報告はされているが、これらはいずれも電磁場・温度場の連成解析によって得られた温度分布を用いて、別途熱応力解析を行うものであった⁽⁶⁾⁽⁷⁾。従って、電磁場・温度場の連成計算の中では形状変化の影響は考慮されておらず、このような加熱体の移動と成形による形状変化の影響を同時に考慮した誘導加熱解析の事例はこれまでに報告されていないかった。

通常、誘導加熱において加熱体を移動させながら成形を行う場合、電磁場分布、温度分布などの電気的特性が時間と共に変化し、且つ加熱体形状も機械的に変化していくため、数値計算では時々刻々の電磁場・温度場の3次元解析を行う必要がある。これは単に計算時間が増大するだけでなく、計算に必要なモデル作成の負荷も増大するため、これらの要因が数値計算を用いたプロセス設計を行う上での大きな問題となっていた。従って、数値計算を用いた効率的なプロセス設計を行うには、計算の高速化を図る解析技術が必要であると言える。

* 日鉄プラント設計（株）
〒293-8511 富津市新富 20-1
Nittetsu Plant Designing Corporation
20-1, Shintomi, Futtsu-shi 293-8511

** 新日本製鉄（株）
〒293-8511 富津市新富 20-1
Nippon Steel Corporation
20-1, Shintomi, Futtsu-shi 293-8511

そこで本論文では、加熱体の移動と成形による形状変化が混在した誘導加熱モデルの一例として小径管誘導加熱設備を考え、このようなモデルを計算する際の計算時間短縮を目的として、3次元電磁場計算と、移動と成形による形状変化を考慮するための2次元断面モデルによる温度場計算とを組み合わせた手法を考案し、その有効性についての検討を行ったので、以下に述べる。

2. 小径管誘導加熱プロセス

小径管は水道管やガス管などに幅広く利用されている鋼管の一種である。この製造プロセスの一つとして、スケルプと呼ばれる平板状の鋼板を、周方向に対して開口部を持った円形状に成形し、最後にスケルプの両エッジを接合することで小径管を製造する方法がある。図1はこれらの過程を示したものである。この方法は薄肉管の製造が可能であり、また長尺管の製造も容易という特徴を持つ。この製造過程では、スケルプ両端を接合して円筒状にすることが重要であり、この接合の出来が本プロセスの品質を大きく左右する。

この過程では、円筒状の両端が接合される点（鍛接点）の温度を1250℃以上まで上げなければならない、そのために両端部のみの温度を上げるべく高周波電磁誘導式の加熱コイルが配置されている。この加熱方式は高周波抵抗溶接法や低周波誘導加熱方式と比べ、電流が主としてスケルプエッジ部に集中して流れる為、小さな投入エネルギー、高速製管が可能といった利点を持つ⁽⁸⁾。

加熱コイルはスケルプエッジ上部に機械的に静止した状態で配置されており、このコイルによってスケルプエッジは移動しながら加熱される。

ここで、鍛接温度に影響を与える操作パラメータには加熱コイルの電流値や周波数、誘導加熱前の初期温度、即ちこの前処理過程である加熱炉からの出側温度などが挙げられる。接合品質が向上するよう鍛接温度を上げるには、加熱炉出側の温度や加熱コイルの電流値、周波数を大きくす

れば良いことになるが、プロセス全体から見れば必ずしも省エネ高効率なプロセスとは言えない。このため両者の兼ね合いを睨んだ設計や高効率操作を行う為には、プロセス解析に基づいた電磁場と温度場の連成解析が重要となる。

3. 連成解析手法

3.1 前提条件 連成解析における前提条件について述べる。まず加熱体には炭素鋼を用い、温度場解析時における炭素鋼の初期温度は1250℃とする。高温時における炭素鋼の物性温度依存性の影響は非常に小さいとの報告がされているものの⁽⁹⁾、厳密には物性の温度依存性は存在する。また、放熱条件に輻射を用いるが、コイル近傍ではコイルとスケルプ、溶接点近傍ではスケルプ同士の相互輻射となる。詳細設計や実測との比較を行う場合はこれらの影響を考慮する必要があると言える。しかしながら本論文では、現行手法に対して計算時間の短縮を図る手法の提案を目的としており、問題を簡易化する為にも物性は一定値を用い、輻射については加熱体表面から空気への一方向の輻射のみを考える。この際、放射係数も一定値とする。

3.2 現行解析手法 小径管誘導解析プロセスにおける電磁場と温度場の連成解析モデルでは、加熱体が移動しながら成形によって形状を変えていく問題に帰着される。現行手法は電磁界、温度場解析を3次元モデルにて特別なモデル化を行わずに計算する方法である。現行手法のフローチャートを図2に示す。

まず3次元電磁界計算によってスケルプのジュール発熱分布を求める。この際のジュール発熱分布は、 $j\omega$ 法によって得られた準定常解を用いており、コイルと加熱体の相対位置は変化せず、電気的特性の温度依存性は一定としているので、電磁界計算は一度のみ行えば十分である。続いてこの発熱量を参照して3次元の伝熱計算を行う。この際スケルプは移動している為、 Δt 秒間の伝熱計算を行った後、スケルプ温度分布を Δt 秒間に進んだ ΔL 分だけ進行方向へ

図1 小径管プロセスにおける接合過程

Fig. 1. The welding process in the small-diameter pipe process.

図2 現行手法のフローチャート

Fig. 2. Calculation flowchart of the conventional method.

図3 現行手法における伝熱計算の詳細モデル
Fig.3. Concrete model of heat transfer calculation in the conventional method.

図4 新手法のフローチャート
Fig.4. Calculation flowchart of the proposed method.

移動させ、再び伝熱計算を行う必要がある。この詳細モデルを図3に示す。

従って、この作業を温度が定常状態になるまで繰り返す必要があり、1ケースの計算を行うには3次元の伝熱計算と温度分布の移動作業を数多く繰り返し行わなければならない。これは計算コストの増大を招く結果となる為、現行手法は効率的と言い難い。

3.3 新解析手法 これに対し、今回提案する計算手法のフローチャートを図4に示す。この手法は電磁界解析は3次元モデルにて行い、温度場は2次元断面モデルにて計算を行う方法である。その理由は以下の通りである。

スケルプは移動しながら加熱されるが、この際の移動速度が高速な場合、スケルプがコイル加熱域を通過する時間も短いため、熱伝導による温度変化よりもジュール発熱による温度変化の方が支配的であると考えられる。つまり、移動方向への熱伝導の影響は無視し、断熱境界として取り扱う。また、スケルプ表面の放熱は輻射と熱伝達を考える。このようにして、伝熱計算は該当位置における3次元のジュール発熱分布を参照しながら各々の2次元断面毎に行い、そ

図5 提案手法における詳細計算処理
Fig.5. Concrete calculation method in the proposed method.

図6 温度分布の移動方法
Fig.6. Movement method of the temperature distribution.

れぞれの断面における最終温度は次の断面における初期温度とすることで、スケルプの移動、成形による形状変化の表現を試みた。この際、各2次元断面の厚みは一定ではないため、各々の断面における温度の計算時間 Δt_n は、その断面の厚み L_n によって決定される。今回の手法における具体的な計算処理を図5に示す。

3.4 温度分布の移動方法 温度分布の移動はスケルプ周方向の節点数を各断面において合わせることで対応する。図6は、その方法について示したものである。つまり周方向の節点数を合わせることで、断面を変更する際に各節点における温度の値を時計回り、もしくは反時計回りに引き渡していくことが可能となり、これにより温度分布の移動を表現することが出来る。

また、溶接部への温度分布の移動についてはメッシュ分割を工夫することで対応した。溶接部付近におけるメッシュ分割を図7に示す。

A, C部については周方向の節点数が同じでなので、前述した方法で温度分布の移動が可能であるが、B部ではこ

これを境として周方向の節点数が異なる為、D点～E点間の節点には前の断面から温度が渡ってこない。しかしながら本解析モデルはD点～E点の中心において対称形であるので、この両者の温度は等しいと考えることが出来る。そこで、D点～E点間の節点温度には、D点(E点)の温度を与えることで溶接部への温度の移動を表現する。現行手法にて温度分布を移動する際も、同様の方法が用いられる。

3.5 有限要素法 電磁界計算、温度場計算には有限要素法を用いる。電磁界における基礎方程式はマクスウェルの方程式と渦電流の発散条件の式より、磁気ベクトルポテンシャル $\vec{A}$ と、電気スカラーポテンシャル ϕ を用いたA- ϕ 法を用いて(1)～(3)式のように表される⁽¹⁰⁾。

$$\nabla \times ([\mu]^{-1} \nabla \times \vec{A}) + \sigma \left(\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + \nabla \phi \right) = \vec{J}_0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\nabla \cdot (\vec{J}_0 + \vec{J}_e) = 0 \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\vec{J}_e = -\sigma \left(\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + \nabla \phi \right) \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで μ は透磁率[mH]、 $\vec{J}_0$ は強制電流密度[A/m²]、 $\vec{J}_e$ は渦電流密度[A/m²]、 σ は導電率[S/m]である。

また、時間微分項の取扱いに $j\omega$ 法を用いると、(3)式は次式のように表される。

$$\vec{J}_e = -\sigma (j\omega \vec{A} + \nabla \phi) \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで $\omega = 2\pi f$ であり、 f は周波数[Hz]である。

これより求められるジュール発熱は以下の式となる。

$$Q = \frac{|\vec{J}_e|^2}{2\sigma} \quad \dots\dots\dots (5)$$

次に、熱伝導方程式は以下のように表される。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\kappa \nabla T) + Q \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで ρ は密度[kg/m³]、 C_p は比熱[J/kgK]、 κ は熱伝導率[W/m/K]、 T は温度[K]、 Q は発熱項[W/m³]である。

また、輻射による抜熱 Q_{rad} 、及び熱伝達による抜熱 Q_h

は以下のように表される。

$$Q_{rad} = \sigma_r \varepsilon (T_s^4 - T_{inf}^4) \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$Q_h = \alpha (T_s - T_{inf}) \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで ε は輻射係数、 σ_r はステファン-ボルツマン係数[W/m²/K⁴]、 T_s はスケルブ表面の温度[K]、 T_{inf} は雰囲気温度[K]、 α は熱伝達係数[W/m²/K]である。

すなわち、3次元電磁界計算で求めたジュール発熱分布を、熱伝導方程式における発熱項に代入して、温度場計算を行う。尚、今回の計算で考えている温度領域では変態発熱は発生しないため、無視する。

4. 計算結果

4.1 解析モデル 解析モデルの諸元を表1に示す。また、図8は電磁場解析で用いるメッシュ分割の空気領域を除いた部分を表示したものである。

尚、空気領域も含めた総節点数は90,897、総要素数は86,400である。鋼板表層部は磁場の浸透深さを考慮して分割されており、本計算で用いる周波数100[kHz]、鋼板導電率 8.22×10^5 [S/m]の場合における浸透深さ $\delta = 1.7$ [mm]をさらに3分割している。

温度場解析では加熱体のジュール発熱を参照して計算を行うので、スケルブのみについて計算を行えばよい。こ

表1 解析モデル諸元

Table 1. Specification of calculation model.

Skelp diameter	$\phi 114$ [mm]
Skelp thickness	3.4 [mm]
Heating area	340 [mm]
Welding area	300 [mm]
Distance between skelp-edge	48 [mm]
Distance from heating coil to skelp-edge	10 [mm]
Cross section of heating coil	225 [mm ²] (15[mm]×15[mm])
Moving speed	103 [m/min]

図7 溶接部でのメッシュ分割

Fig. 7. Mesh division at the welding point.

図8 電磁場解析におけるメッシュ分割

Fig. 8. Mesh division in Electromagnetic field calculation.

で、今回のような加熱体の温度分布が移動していくモデルを計算する場合、進行方向への分割が重要となる。特に、進行方向に対しての温度の時間変化が大きい場合などは、この影響を考慮して分割を行わなければならない。

今回計算を行うモデルに関しても詳細設計や実測との比較を行う場合は、進行方向の分割を検討する必要があると言える。しかしながら、まずは現行計算手法との比較を考えているため、取扱いを容易にするためにも電磁場解析で用いたメッシュ分割よりスケルプ部に該当する箇所のみを抜き出し、温度場計算を行った。よって、スケルプに關しての分割は電磁場、温度場共に同じものである。尚、スケルプ3次元モデルは進行方向に対して40個の2次元断面で構成されている。従って、提案手法での温度場計算はこれらの40個の断面毎に計算が行われる。

物性値や放射係数、熱伝達係数は前述したように一定の値を用いる。本計算で用いる物性値を表2に示す。

放射係数は表面の温度、性質によって異なり研磨面を持つ鋼板では400~1000°Cの間で0.15~0.4辺りの値をとる。そこで本計算では最も高温時の放射係数 $\varepsilon = 0.4$ の値を採用する。また、今回のモデルは加熱体と空気間は空冷となるので、熱伝達係数の値には $\alpha = 10 \text{ [W/m}^2\text{/K]}$ を用いる。

4.2 計算水準 今回の計算における検討ケースを表3に示す。まず周波数が比較的ラジオ周波数に近い100 KHzと、中間帯域である5 KHzの2種類を考えた。

ラジオ周波数に近い周波数を用いる場合、表皮効果により大きな発熱を得ることが出来る反面、溶接部の硬化が大きく、設備仕様が複雑になる短所を持つ。中間帯域の周波数では逆に溶接部の硬化が小さく、設備が簡便である長所を持つが、効率が悪く、大きな消費電力を必要とする欠点を持つ。尚、スケルプの移動速度は一定としている。

ここで表3より、計算を行う上で既知なのは周波数とスケルプ初期温度のみであるため、コイル電流を推定する必要がある。そこで、コイル出側におけるスケルプエッジ温

度が両ケースとも同等になるように、電流値の合わせ込み計算を行った。電流合わせ込み計算モデルを図9に示す。

この位置は両エッジを鍛接するための開始位置でもあるため、鍛接温度との関連も大きい。この鍛接温度は製管する鋼種や設備仕様などによって異なるが⁽¹¹⁾、今回の計算ではスケルプエッジにおいて初期温度からの昇温目標を100°Cとし、コイル出側において1350°Cとなるようにした。

4.3 電磁界計算結果 コイル電流の合わせ込み計算により、各ケースの最終的な計算パラメータは表4のごとく与えられる。各ケースの加熱コイル直下におけるジュール発熱コンターを図10に示す。

図10より、100 kHzの周波数を用いたケース(b)では、表皮効果の影響により大きな発熱がスケルプエッジ部に集中しているのに対し、ケース(a)は周波数が低いため、最大発熱密度の点では劣るものの、その反面、電流値自体が大きい為に磁場の影響範囲も大きく、発熱がスケルプエッジのみならず広範囲に渡っているのがわかる。

続いてスケルプ全体の発熱量を以下の式にて算出する。

図9 電流合わせ込みモデル

Fig. 9. Current estimation model.

表4 各ケースの計算パラメータ

Table 4. Calculation parameter.

Case	Current Value	Frequency	Initial Temperature
(a)	24.4 [kA ^{rms}]	5 [kHz]	1250 [°C]
(b)	3.3 [kA ^{rms}]	100 [kHz]	1250 [°C]

表2 電磁場・温度場計算の物性値

Table 2. Material property of electromagnetic field and temperature field calculation.

	UNIT	Value
Specific permeability	[-]	1.0
Electric conductivity	[S/m]	8.22e+5
Specific heat	[J/KgK]	845.6
Thermal conductivity	[W/m/K]	29.3
Density	[kg/m ³]	7710.0

表3 計算水準

Table 3. Calculation case.

Case	Frequency	Initial Temperature
(a)	5 [KHz]	1250 [°C]
(b)	100 [KHz]	1250 [°C]

図10 加熱コイル直下におけるジュール発熱コンター

Fig. 10. Joule heat distribution right under the heating coil.

$$W_t = \sum (Q_i \times V_i) \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 Q_i は各要素の発熱密度、 V_i は各要素の体積である。また銅損を以下の式にて算出する。この際、コイル内部における電流の偏在は無視している。

$$W_c = \rho \times V \times J_0^2 \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 ρ はコイルの電気抵抗 [Ωm]、 V はコイルの体積、 J_0 はコイルの電流密度である。尚、コイルの電気抵抗は $1.55\text{e-}8$ [Ωm] とし、コイル内では電流密度一定と仮定した。スケルプ発熱量とコイル銅損値を表 5 に示す。

表 5 のスケルプ発熱量は、スケルプエッジ温度を 100°C 上げる為に投入すべきエネルギーを示しており、ケース (a) は (b) に比べて約 6 倍大きい。これは前述した、中間帯域の周波数を用いる場合は効率が悪く、大きな消費電力を要するという知見と一致した結果であると言える。また、銅損値の比較でもケース (a) は (b) の約 30 倍の値を示しており、この分だけコイルの冷却を強化する必要があると言える。

表 5 スケルプ発熱量，コイル銅損値

Table 5. Skelp heating value and coil copper loss.

Case	Skelp heating value	Coil copper loss
(a)	206.1 [kW]	30.6 [kW]
(b)	33.8 [kW]	0.95 [kW]

4・4 温度場計算結果 各断面における温度コンター、及び出力位置を図 11 に示す。

各ケースともコイル加熱域においてスケルプエッジの温度が上昇し、鍛接域において形状の変化と共に抜熱によって温度が低下していくのがわかる。

次に鍛接断面におけるスケルプ表面の周方向温度分布を図 12 に、スケルプエッジ付近の拡大プロットを図 13 に示す。尚、プロットは接合点を 0° として反時計回りに行った。両ケースとも、鍛接断面ではエッジ部から約 10 mm 程内側に入った箇所において最大温度を示している。これは鍛接域でのエッジ部は、温度が最大となっている約 10 mm 内側の箇所に比べて輻射や熱伝達による抜熱面積が広い為

図 12 鍛接断面における周方向温度分布

Fig. 12. Temperature distribution plot to the circumference direction at the welding section.

図 11 各断面における温度コンター

Fig. 11. Temperature contour at the each section.

図 13 スケルプエッジ拡大プロット

Fig. 13. Zooming plot at the skelp-edge.

図 14 スケルプエッジの温度履歴

Fig. 14. Temperature history plot at the skelp-edge.

であると考えられる。また、ケース (a) と (b) の間には最大で約 50°C 程度の温度差が見られる。これはケース (b) はジュール発熱は大きいものの、それがスケルプエッジ部に集中している為、ジュール発熱が広範囲に渡っているケース (a) に比べて、周方向への熱伝導や表面からの抜熱の影響が大きい為であると言える。

続いて、スケルプエッジの温度履歴を図 14 に示す。両ケースともにコイル出側における温度はほぼ同じであるが、その後の鍛接域において抜熱による温度降下が見られており、前述した両者の温度差とも合わせて、本計算はジュール発熱分布をよく反映した結果であると言える。

また、操業の観点から見れば、ケース (a) は低い周波数を用いて高い鍛接温度を得られる反面、投入すべきエネルギー、すなわち電流値が大きく、ケース (b) はその逆の傾向である。従って本計算結果は加熱コイルの電流値と周波数とがトレードオフの関係にあることを示していると言える。

4.5 現行計算手法との比較 今回提案した手法での計算結果と現行手法での結果を比較する。図 15 は鍛接断面における周方向の温度分布を比較したものであり、提案手法、現行手法の結果はよく一致していることがわかる。

続いて、スケルプエッジ温度履歴を図 16 に示す。この図より、コイル加熱域出側付近までは提案手法と現行手法の分布はほぼ一致していると言える。一方で、コイル加熱域から離れるにつれ、両ケースとも提案手法と現行手法の

図 15 鍛接断面における周方向温度分布比較

Fig. 15. Comparison of temperature distribution to the circumference direction at the welding section.

図 16 スケルプエッジ温度履歴の比較

Fig. 16. Comparison of temperature history at the skelp-edge.

表 6 現行手法と提案手法の計算時間比較

Table 6. Comparison of calculation time.

	Conventional	Proposed
Electromagnetic field	30 [min/case]	30 [min/case]
Cycle number	1 [case]	1 [case]
Heat transfer	6.0 [min/case]	0.5 [min/case]
Cycle number	40 [case]	40 [case]
Total	270 [min]	50 [min]

間に若干の温度差が見られており、いずれも提案手法の方が高い温度を示している。これは、2-D 断面を用いて温度場を計算する今回の手法は、進行方向への熱伝導を無視しているためにその影響が無いが、3-D にて温度場計算を行う現行手法では進行方向への熱伝導の影響があると考えられる。従って、温度の評価点がコイル加熱域から大きく離れている場合は、進行方向への熱伝導の影響を考慮する必要があるため、今回提案した手法の適用は難しいが、評価点が今回モデルのように比較的近い場合においては、本論文にて提案した手法は非常に有効であると言える。

続いて、両手法の計算時間の比較を行う。比較結果を表 6 に示す。まず前述したように、今回手法では電磁界計算は 3 次元モデルにて一度だけ行い、温度場計算はスケルプを構成する 40 個の断面毎に計算を行っていく。また現行手

法についても評価を容易にするため、今回手法と同じ計算回数，時間ステップにて計算を行った。

表 6 より，現行手法に比べて計算時間が 1/5 程度短縮されることがわかる。尚，用いた計算機はクロック 600 MHz，主記憶 1.5 GB の Dec- α 互換機である。

5. おわりに

本論文では，加熱体の移動と成形による形状変化を同時に考慮する誘導加熱計算の計算時間短縮を目的として，電磁場計算は 3 次元で行い，温度場計算は加熱体の移動と成形による形状変化を考慮するために 2 次元断面モデルにて行う計算手法を考案した。そして，実設備である小径管誘導加熱プロセスへの適応を行うことで，その有効性の確認を行った。その結果，

- 加熱域のジュール発熱によるスケルプエッジの温度上昇，及び鍛接域において加熱体形状が変化しながらの温度変化が表現することが出来た。また，現行計算手法との結果比較においても今回提案した手法は良い一致をみた。しかしながら，温度の評価点が加熱域から大きく離れている場合は，進行方向への熱伝導の影響を考慮した検討が必要であると言える。
- 本プロセスでは，鍛接点において高い温度を得るためには，加熱コイルの電流値と周波数がトレードオフの関係にあることを示した。
- 今回の手法を用いることで現行手法に比べ，計算時間を約 1/5 に節約することが出来る。

などの点を確認することが出来た。従って，本手法は加熱体の移動と成形による形状変化が混在したモデルを計算する際に非常に有効的な手法であると言える。

(平成 15 年 5 月 23 日受付，平成 15 年 12 月 8 日再受付)

文 献

- (1) K. Fujisaki, J. Nakagawa, and H. Misumi: "Fundamental characteristics of molten metal flow control by linear induction motor", *IEEE Trans. Magnetics*, Vol.30, No.6, pp.4764-4766 (1994-11)
- (2) K. Fujisaki, T. Ueyama, and K. Okazawa: "Magnetohydrodynamic calculation of in-mold electromagnetic stirring", *IEEE Trans. Magnetics*, Vol.33, No.2, pp.1642-1645 (1996)
- (3) K. Fujisaki and T. Ueyama: "Magnetohydrodynamic calculation in free surface", *Journal of Appl. Phys.*, Pt.2, Vol.83, No.11, pp.6356-6358 (1997-6)
- (4) Z. Wang, W. Huang, W. Jia, Q. Zhao, Y. Wang, W. Yan, D. Schulze, G.

Martin, and U. Luedtke: "3D Multifields FEM Computation of Transverse Flux Induction Heating for Moving Strips", *IEEE Trans. on Magnetics*, Vol.35, No.3, pp.1642-1645 (1999)

- (5) H. Yamashita, A. Namera, V. Cingoski, K. Kaneda, and M. Nakayama: "Simulation of Induction Heating of Steel Billet Considering its Movement using 3-D FEM", *Journal of the Japan Society of Appl. Electromagnetics and Mechanics*, Vol.3, No.3 (1995) (in Japanese)
山下英生・滑 章博・Vlatko CINGOSKI・金田和文・中山道夫:「3次元有限要素法による鋼片の移動を考慮した電磁誘導加熱シミュレーション」, 日本 AEM 学誌, 3, No.3 (1995)
- (6) 今谷勝次:「高周波誘導加熱を用いた板材の曲げ加工プロセスの定量化」, 天田金属加工機械技術振興財団研究概要報告書・国際交流報告書, No.14, pp.170-172 (2002)
- (7) M. Ito, M. Ohtaka, S. Sakata, Y. Yada, and M. Chiba: "A Hybrid Finite Element-Boundary Element Formulation of the Eddy Current Problem for Electroheat Problem", The Paper of Technical Meeting on Static Apparatus, IEE Japan Vol.SA-87, No.35-51, pp.107-116 (1987) (in Japanese)
伊藤元哉・大高正広・坂田信二・矢田良男・千葉正継:「誘導加熱問題における有限境界要素法を用いた軸対称電磁場の解析」, 電気学会静止器研資, Vol.SA-87, No.35-51, pp.107-116 (1987)
- (8) (社)日本鉄鋼協会: 鉄鋼製造法 第 3 分冊 加工 (2), 丸善 (1972)
- (9) 小林清志・中谷和生・藤村全成:「鉄-炭素二元合金の熱物性値と導電率に関する研究」, 熱物性誌, Vol.1, No.1, 通巻 1 号, pp.29-35 (1987)
- (10) T. Ueyama, K. Shinkura, and R. Ueda: "Fundamental equation for analysis by using the A- ϕ method and 3-D analysis of a conducting liquid", *IEEE Trans. on Magnetics*, Vol.25, No.5, pp.4153-4155 (1989)
- (11) (社)日本鉄鋼協会: 第 3 版 鉄鋼便覧 第 III 巻 条鋼・鋼管・圧延共通設備, 丸善 (1980)

山 田 貴 啓 (非会員) 1972 年 10 月 21 日生。1994 年 3 月九州工業大学情報工学部制御システム工学科卒業。同年 4 月日鉄プラント設計 (株) に入社。2004 年 4 月東北大学環境科学研究科博士後期課程入学。現在に至る。主に製鉄プロセスにおける，電磁場及び電磁流体解析の数値解析技術の研究に従事。

藤 崎 敬 介 (正員) 1958 年 11 月 18 日生。1986 年 3 月東京大学大学院電気工学研究科博士後期課程修了。工学博士。同年新日本製鐵入社。1991 年まで同社大分製鉄所にて製鉄プラントへの電磁力応用に関する研究に従事し，同年より同社技術開発本部にて，主に電磁界及び電磁流体の数値計算と，その連続鋳造設備や圧延プロセスといった製鉄プロセスへの応用に関する研究に従事。2002～2003 年大分大学客員教授，2003 年～東北大学客員教授。現在に至る。2002 Outstanding Prize Paper Award from IEEE Industry Application Society 受賞。