CFRTP パイプ高速成形に用いる直接通電抵抗加熱金型の温度分布有限要素解析[†]

田中 和人* 松浦 康晴**
片山 傳生* 桑原 秀行***

FEM Analysis of Temperature Distribution of Mold for CFRTP Pipe Molding Heated by Direct Resistance

by

Kazuto TANAKA*, Yasuharu MATSUURA**,
Tstao KATAYAMA* and Hideyuki KUWAHARA***

To reduce weight of car bodies, which are aiming to obtain better gasoline millage, Carbon Fiber Reinforced Thermoplastics (CFRTP), which have advantages in terms of high-specific strength, high-specific modulus, high production cycle and high recycle efficiency, are expected to be used for automotive parts. For structural components, pipe-shaped members are well used and low-cost and high-speed molding method is required for CFRTP pipe molding. High frequency direct resistance heating of mold has been developed so as to heat only the mold surface rapidly by skin effect. However, uniformity of temperature distribution of the mold is one of the important issues to be solved. It is necessary to obtain the uniform temperature distribution of the mold surface in order to mold products with high-quality and high-efficiency. In this study, the temperature distribution of the mold for pipe-shaped components heated by high frequency direct resistance was analyzed by using FEM model and showing a good agreement with the experimental results. Influence of the shape of electrodes and electric frequency on the temperature distribution of the mold was also revealed by FEM analysis. In addition the mold model that prevents heat radiation to the electrodes was proposed and showing the good temperature distribution within ± 4.8 degrees Celsius.

Key words:

CFRTP pipe, FEM analysis, Skin effect, Direct resistance heating, Temperature distribution

1 結 言

CFRP (炭素繊維強化熱硬化性樹脂複合材料) は、高比強度・高比剛性といった優れた特性を有しており¹⁾、宇宙・航空分野での利用が拡大している²⁾。特に、CFRP のパイプ形状部材は、ゴルフシャフト、釣竿、ロボットアーム、構造物の梁などの様々な分野で利用されている³⁾⁻⁵⁾。近年、量産自動車においては燃費向上が重要な課題であり、その解決手段の一つとして車体の軽量化が求められている。自動車部品の中では、ドライブシャフトなどの駆動系部品、サスペンションアームやトーションビームなどの足回り部品、ドアガードバーやインパクトビームのような耐衝撃部品などにパイプ形状部材が多く用いられており、主に金属材料が用いられている^{6), 7)}。これらの部材を CFRP 製パイプ形状部材に置換することで車体の軽量化が期待できる⁸⁾。現在、高性能 CFRP 部材は、熱硬化性樹脂をマトリックスに用いたプリプレグを素材にしたオートクレーブ成形により作製されることが多く、高コストであるため、高付加価値商品のみの適用に留まっ

ており⁹⁾、素材、製造プロセスも含めて CFRP の低コスト化が求められている。

一方、生産性やリサイクル性を考慮すると、マトリックスに熱可塑性樹脂を使用した CFRTP (炭素繊維強化熱可塑性樹脂複合材料) が注目を浴びている¹⁰⁾。熱可塑性樹脂は再熔融可能なことから、補修や修繕の面でメリットがある点や、接合時に溶着技術を利用することができる点などでも注目されている^{11), 12)}。

CFRTP の高速成形を実現するためには、金型の加熱冷却を高速で行うことが重要である。熱処理など金属の高速加熱を実現する方法として、電磁誘導加熱法と直接通電加熱法がある。これらの加熱法は、交流の表皮効果を利用して金属表面のみに通電し、ジュール加熱によって表面のみを集中的に加熱する手法である。金型を囲むようにコイルを設置した金型の電磁誘導加熱法は既に実用化されている^{13), 14)}。一方、金型への直接通電抵抗加熱法の適用は近年研究が始まったばかりであり、電磁誘導加熱法と比較して省電力での加熱が可能であり、コイルを

[†] 原稿受理 平成26年11月10日 Received Nov.10, 2014

©2015 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 同志社大学生命医科学部医工学科 〒610-0394 京田辺市多々羅都谷, Dept. of Biomed. Eng., Doshisha Univ., Tataru-Miyakodani, Kyotanabe, 610-0394.

** 同志社大学大学院 〒610-0321 京田辺市多々羅都谷, Dept. of Mech. Eng., Doshisha Univ., Tataru-Miyakodani, Kyotanabe, 610-0394.

*** マテリアルプロセッシングテクノロジー(Material Processing Technology, MPT) 〒612-8431 京都市伏見区深草越後屋敷町, Hushimi-ku, Kyoto, 612-8431.

必要とせず, 設備コストが抑えられるといった利点を持つため注目されている¹⁵⁾。

筆者等はこれまで, 直接通電抵抗加熱法を CFRTP パイプの成形に応用する手法を開発してきた¹⁶⁾。CFRTP パイプを成形する一例としては, Fig. 1 に示すように金型に材料を巻き付け, 外型で加圧し, 成形する方法である。直接通電抵抗加熱法を金型の昇温に用いることは可能であるものの, 高品質な製品を高効率で成形するためには, 表面温度分布の均一化が必要である¹⁷⁾。均一な金型の表面温度を得るためには, 実験によるトライアンドエラーの手法ではなく, 温度分布解析のシミュレーションを確立し, 均一な温度分布を得るための手法を明らかにする必要がある。電磁気・熱伝導連成解析を用いたシミュレーション解析は, 高周波抵抗溶接, 高張力鋼板の通電加熱や電磁誘導加熱法などに対して行われているが^{18)~20)}, 金型の直接通電加熱に関する解析の報告例はほとんどない。

本研究では, 直接通電抵抗加熱法を用いた金型の温度分布を, 有限要素法解析を用いて予測し, 実験結果と比較するとともに, 温度分布に影響する要因として考えられる電極形状, 周波数が, CFRTP パイプ成形用金型の温度分布に及ぼす影響を明らかにした。電極形状は, 円柱状金型に対して垂直方向に接続される板状電極, および金型の軸方向に対して水平に接続される棒状電極についての解析を行った。また, 電極への放熱を抑制した金型モデルを提案し, その温度分布を明らかにした。

2 解析方法

2・1 支配方程式

有限要素法解析には, 汎用工学シミュレーションソフトウェア COMSOL Multiphysics®を使用した。解析には Electric and Induction Currents (AC/DC Module) および General Heat Transfer (Heat Transfer Module) を用いた。電磁気解析は準定常解析, 熱伝導解析は過渡解析とした。要素には四面体要素を用い, 境界面に沿って層状の要素を設定する境界層メッシュを通電する部分に用いた。

電磁場解析は, 電流, 磁場, 電界を考慮した解析であり, 準定常状態の基礎方程式は, 下記に示す方程式に従う²¹⁾。

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (1)$$

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (2)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (3)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = 0 \quad (4)$$

$\mathbf{H}$ は磁界, $\mathbf{J}$ は電流密度, $\mathbf{E}$ は電界, $\mathbf{B}$ は磁場である。これらの式より, 電界より発生する電流 $\mathbf{J}_H$, 磁界より発生する電流 $\mathbf{J}_B$ は次式となる。

$$\mathbf{J}_H = \sigma \mathbf{E} = -\sigma \nabla V \quad (5)$$

$$\mathbf{J}_B = \nabla \mathbf{H} = \mu \nabla \times \mathbf{A} \quad (6)$$

σ は導電率, V は電位, μ は透磁率, $\mathbf{A}$ は磁位である。 ω を角周波数として, 周波数特性を考慮した透磁率 μ' , 導電率 σ' は次式である。

$$\mu' = i\omega\sigma - \omega^2 \varepsilon_0 \varepsilon_r \quad (7)$$

$$\sigma' = \sigma + i\omega \varepsilon_0 \varepsilon_r \quad (8)$$

ε_0 は真空の誘電率, ε_r は導体の誘電率である。発生電流 $\mathbf{J}_e$, ソース電流および誘導電流から生じる磁界の関係式は次式となる。

$$-\nabla \cdot (\mu' \mathbf{A} + \sigma' \nabla V - \mathbf{J}_e) = 0 \quad (9)$$

磁界および電界より生じる発生電流は次式となる。

$$\mu' \mathbf{A} + \nabla \times (\mu_0^{-1} \mu_r^{-1} \nabla \times \mathbf{A}) + \sigma' \nabla V = \mathbf{J}_e \quad (10)$$

μ_0 は真空の透磁率, μ_0 は導体の透磁率である。最終的な電流値 $\mathbf{J}$ は, 発生電流 $\mathbf{J}_e$ とソース電流 $\mathbf{J}_0$ の和となり次式で求まる。

$$\mathbf{J} = \mathbf{J}_e + \mathbf{J}_0 \quad (11)$$

これらの式を有限要素法解析に用いることで, 交流の電流密度を求めることができる。

熱伝導解析では, 電磁気解析より求めた電流密度を熱に変換し, 熱伝導を算出した。熱伝導解析の支配方程式は次式である。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (k \nabla T) = Q \quad (12)$$

ρ は密度, C_p は比熱, T は温度, t は時間, k は熱伝導係数, Q は熱源である。この式を用いることで, 電流を熱源とするジュール熱および伝導する熱量を求めることが可能である。これらの式を基に, 電磁気および熱伝導の連成解析を行った。

2・2 解析条件

パイプ成形に用いる金型形状は, 直径 32mm, 長さ 300mm のフェライト系ステンレス SUS430 の円柱とした。

高周波電流による表皮効果とは, 導体の表面付近のみに電流が流れるという現象であり, 表面電流の e^{-1} の電流となる表面からの距離を表皮深さという。表皮深さ δ は次式より算出される。

$$\delta = \sqrt{\frac{\sigma}{\pi f \mu_0 \mu_r}} \quad (13)$$

Fig.1 Schematic drawing of CFRTP pipe molding system.

f は周波数である．この式より，周波数および導体の透磁率が高いほど表皮深さが浅くなることがわかる．本研究で高い透磁率を持つSUS430を用いている理由は，表皮深さを浅くして速い温度上昇を実現するためである．電極の素材は銅とし，空気への放熱を考慮するために，金型の周囲には空気の層を設定した．Table 1に，解析に用いたそれぞれの材料の比透磁率，電気伝導率，熱伝導率を示す．金型 - 電極間，金型 - 空気間および電極 - 空気間の境界条件は，電磁気解析，熱伝導解析のいずれにおいても連続とした．空気の最外層の境界条件は，電磁気解析は接地，熱伝導解析は固定温度 ($T=20^{\circ}\text{C}$) とした．空気の最外層の境界条件は，電磁気解析は接地，熱伝導解析は固定温度 ($T=20^{\circ}\text{C}$) とした．なお，熱輻射による放熱量については金型の発熱量に対して小さいため，本研究においては考慮していない．電極の先端面の一方を固定境界条件（接地）とし，他方の電極の先端面に電圧境界条件として電源から供給される電位を設定した．なお，材料の初期温度は 20°C とした．

3 実験と解析結果の比較

3・1 加熱条件

金型の温度分布解析について，実験値との比較を行い，解析の整合性について確認した． $120\text{mm} \times 50\text{mm} \times 3\text{mm}$ の銅板を電極として用い，高周波発振装置には最高出力 30kW ，電流周波数 185kHz の真空管式発振装置を用いた．通電加熱を 160 秒行い，赤外線サーモグラフィ装置（NEC Avio 赤外線テクノロジー株式会社，TVS-500）を用いて，金型の表面温度測定を行った．

解析については，前節で示した手法により，通電実験と同じ寸法の電極を用い，周波数は 185kHz ，加熱時間は 160 秒間とした．

3・2 実験と解析結果の比較

加熱 160 秒後の実験と解析で得られた表面温度分布画像を Fig. 2 に示す．解析結果は実験結果と対応していることがわかる．Fig. 3 に金型表面上のライン A の温度分布グラフを示す．金型の両端部の温度が高くなっており，解析により実験結果を再現できていることがわかる．

4 温度分布に及ぼす電極形状と周波数の影響

4・1 電極形状

Fig. 4 に示す板状電極および棒状電極の 2 つの電極モデルに対して解析を行った．板状電極として用いた銅板は $120\text{mm} \times 40\text{mm} \times 3\text{mm}$ である．要素数は 8674 とし， 1kHz と 40kHz の二種類の周波数に対して解析を実施した．棒状電極の形状は $30\text{mm} \times 30\text{mm} \times 50\text{mm}$ の直方体であり，要素数は 14589，周波数は， 1kHz ， 5kHz ， 10kHz ， 40kHz ， 70kHz ， 100kHz の六種類の周波数に対して解析した．なお，いずれの電極モデルにおいても，金型に印加される出力電力は 3.0kW とし，加熱時間は 60 秒とした．

4・2 結果と考察

Fig. 5 に板状電極モデルにおける 40kHz および 1kHz の解析結果として得られた金型表面の温度分布図を示す． 40kHz において，金型両端部の電極接続側の温度が高く，反対側の温度が低くなっている．Fig. 6 に円柱状金型の中心を通る断面の磁場分布図を示す．電極と金型に囲まれた内側部分の磁場が大きくなっていることが，金型端部の電極接続側の温度が高い原因である． 1kHz では金型表面の温度差は小さくなっているが，磁場の偏りが生じているため，金型温度分布を均一化させることは難しいといえる．以上のように，板状電極を用いた場合，高い周波数になるほど板状電極から生じる磁場が原因で金型の温度分布が不均一となることがわかる．

Fig. 7 に棒状電極モデルにおける 40kHz および 1kHz の解析結果として得られた金型表面の温度分布図を，Fig. 8 に円柱状金型の中心を通る断面の磁場分布を示す．Fig. 5 に示した棒状電極モデルにみられたような電極接続部付近での磁場の偏りはみられず，電極による磁場の局所的な集中部分がないことがわかる．したがって，電極には，Figs. 5, 6 に示した板状電極と比較して金型の軸方向に対して水平な棒状電極の方が適していることがわかる．

各周波数における金型表面のライン B 上の温度分布を Fig. 9 に示す． 1kHz および 5kHz における温度分布は金型中央部 200mm の範囲で $\pm 5^{\circ}\text{C}$ の範囲に収まっていた．周波数が高くなるほど，金型中央部の温度分布が不均一となった．これは，インピーダンスが異なる金型 - 電極間の接触部分で生じる反射波が高周波になるほど増大し，進行波と干渉することで生じる定在波の振幅が大きくなることが原因である．

Fig. 10 に 1kHz における金型端部の断面熱流束分布図を示す．金型 - 電極間の接触面の熱流束が大きいことから，電極への放熱により金型端部の表面温度が低くなっていることがわかる．

Table 1 Properties of material.

	Air	Copper	SUS430
Relative magnetic permeability	1	1	122.4
Electric conductivity [S/m]	0	5.998×10^7	1.666×10^6
Thermal conductivity [W/(m・K)]	0.257	400	25.6

Fig.2 Comparison on between experimental and analytical results.

Fig.3 Comparison of the temperature distribution along Line A.

Fig.4 FEM model.

Fig.5 Temperature distribution of Flat electrode model.

Fig.6 Magnetic field distribution of Flat electrode model.

Fig.7 Temperature distribution of Rod shaped electrode model.

Fig.8 Magnetic field distribution of Rod shaped electrode model.

Fig.9 Temperature distribution of Rod shaped electrode model.

Fig. 10 Heat flux distribution of Rod shaped electrode model.

5 金型表面温度均一化モデル

5・1 解析モデル

前章で1kHzおよび5kHzの棒状電極モデルにおいて、金型中央部の温度分布は、 $\pm 5^\circ\text{C}$ の範囲となることを示したが、金型端部においては、電極への放熱により金型端部の温度が低くなっていた。したがって、高温である金型表面と電極間の接触を小さくすることで電極への放熱を抑制し、金型表面の温度低下を防ぐことで均一な温度分布を得ることができると考えられる。ここでは、Fig. 11に示すような電極への放熱を抑制した解析モデルを提案し、その温度分布を算出する。金型形状は、前章までに用いたものと同じ直径32mm、長さ300mmの円柱端部に対して、内径8mm、外径12mm、幅 b の円筒形状を追加した形状とした。 b は4.0、5.0、6.0、6.5、7.0mmの5通りについて解析を行った。なお、電極は、内径8mm、外径18mm、長さ50mmの円筒形状とした。周波数は5kHz、金型に印可される出力電力は3.4kW、加熱時間は60秒とした。なお、要素数は、 $b=4.0$ のとき21821、 $b=5.0$ のとき22091、 $b=6.0$ のとき19959、 $b=6.5$ のとき24230、 $b=7.0$ のとき24472である。

5・2 解析結果

加熱58秒後の $b=6.5$ の金型表面温度分布図をFig. 12に示す。追加した円筒形状部分の温度は 120°C 程度であり金型よりも温度が低くなっている。Fig. 13に金型端部の断面熱流束分布図を示す。追加した円筒形状部分の熱流束が大きく、金型表面の熱流束は小さくなっている。熱の移動を追加した円筒形状部分に集中させ、金型端部の電極への放熱が抑えられていることがわかる。Fig. 11に示す金型表面のLine Cにおける温度分布をFig. 14に、それぞれの幅 b に対応するLine Cにおける最大温度差をTable 2に示す。幅 $b=6.5$ のとき、金型表面は全体で $\pm 4.8^\circ\text{C}$ の温度範囲に収まっている。追加した円筒形状部分の幅 b が長くなるほど、金型端部の温度は高くなっている。この幅を変えることで金型端部の温度を制御することが可能であるといえる。以上より、金型端部に円筒形状部分を追加することで、電極への放熱による温度低下を抑えることが可能であることがわかった。

Fig. 11 FEM model with gap between mold and electrode.

Fig. 12 Temperature distribution on the mold surface.

Fig. 13 Heat flux distribution of model with gap between mold and electrode.

Fig. 14 Temperature distribution on Line C.

Table 2 Difference of temperature on Line C.

b	Difference of temperature
7.0mm	16.3°C
6.5mm	9.6°C
6.0mm	14.0°C
5.0mm	24.0°C
4.0mm	35.6°C

6 結 言

本研究では、直接通電抵抗加熱法を用いた金型の温度分布を、有限要素法解析を用いて予測し、実験結果と比較するとともに、電極形状および周波数が、CFRTP パイプ成形用金型の温度分布に及ぼす影響を明らかにした。また、電極への放熱を抑制した金型モデルを提案し、その温度分布を明らかにした。得られた知見を以下に示す。

1. 電極部に流れる電流による磁場が金型端部の温度分布に影響を及ぼすため、金型に対して垂直方向に長さがある板状電極よりは、金型の軸方向に対して水平な棒状電極の方が、均一な温度分布を得るためには適している。
2. 金型端部に金型よりも直径が小さい円筒形状を追加することで、高温となる金型表面の端部からの電極への放熱を抑制することができ、金型表面の温度分布のばらつきを±4.8°Cに収めることが可能である。

本研究の一部は、文部科学省科学研究費補助金（基盤研究(B)26289011）の支援を受けた。ここに記して謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) J. Takahashi, "Polymer based composite materials for lightening automobile", Journal of Society of Automotive Engineers of Japan, Vol.59, No.11, pp.17-23 (2005).
- 2) S. Nakamura, "Recent development in material technology for aircraft structure", Journal of The Japan Institute of Light Metals, Vol.62, No.6, pp.249-256 (2012)
- 3) M. Onuki, T. Yamaguchi, M. Miki and T. Iwamoto, "The application of structurally unsymmetric laminated construction for CFRP golf club shaft", Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.77, No.773, pp.201-207 (2011).
- 4) K. Yonemaru, T. Fujisaki, K. Sugizaki, T. Nakatsuji and H. Suzuki, "Basic study to apply CFRP pipes to structural use", Architectural Institute of Japan, Vol.542, pp.195-202 (2001).
- 5) E. Yasuda, "Carbon fiber from micro to nano", The Carbon Society of Japan, No.248, pp.112-121 (2011).
- 6) S. Toyoda, K. Suzuki and A. Sato, "High strength steel tubes for automotive suspension parts -high strength steel tubes with excellent formability and forming

technology for light weight automobiles", JFE Giho, No.4, pp.28-32 (2004).

- 7) Y. Maki, "Current status and future trend of automotive ferrous materials", Journal of electric furnace steel, Vol.70, No.1, pp.5-15 (1999).
- 8) D. Kawakami, "Carbon fiber", SENI GAKKAISHI, Vol.66, No.6, pp.184-191 (2010).
- 9) E. Wadahara and A. Kitano, "Automotive lightweight structural elements of carbon fiber reinforced plastics " SENI GAKKAISHI, Vol.64, No.9, pp.295-301 (2008).
- 10) E. M. Silverman and W. C. Forbes, "Cost analysis of thermoplastic composites processing methods for spacecraft structures", SAMPE Journal, Vol.26, No.6, pp.9-15 (1990).
- 11) M. Yamamoto, R. Yamagishi, K. Obunai, T. Fukuta and K. Ozaki, "Fundamental research of repair for bending damaged carbon fiber reinforced thermoplastics under bending load", Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.79, No.802, pp.759-763 (2013).
- 12) M. Kawagoe, Y. Mizutani, A. Todoroki, R. Matsuzaki and T. Yasuoka, "A study on self-resistance welding by utilizing conductivity of carbon fiber reinforced thermo-plastics", Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.79, No.801, pp.555-562 (2012).
- 13) K. Tanaka, N. Kohashi, Y. Kinoshita, T. Katayama and K. Uno, "Compression molding of carbon fiber reinforced thermoplastics using non-woven stitched multi-axial cloth by means of induction heating system", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol. 58, No. 7, pp.642-648 (2009).
- 14) R. Ernst, D. Perrier, J. Feigenblum and R. Hemous, "3D inductive phenomena modelling", Proceedings of the COMSOL User Conference, pp. 81-86 (2006).
- 15) K. Tanaka, R. Harada, T. Uemura and T. Katayama, "Development of rapid pipe moulding process for carbon fiber reinforced thermoplastics by direct resistance heating", Advanced Materials Development and Performance (AMDP2011) International Journal of Modern Physics: Conference Series, Vol. 6 , pp.616-621 (2012).
- 16) K. Tanaka, R. Harada, T. Uemura, T. Katayama and H. Kuwahara, "Rapid pipe moulding process of carbon fibre reinforced thermoplastics by high-frequency direct resistance heating", WIT Transactions on the Built Environment, Vol. 112, pp.133-139 (2010).
- 17) N. Takeda, S. Minakuchi and Y. Ito, "Recent advances in cure process modeling and monitoring methods of advanced composite materials/structures", Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.78, No.795 (2012).
- 18) K. Mori, S. Maki, N. Arisawa, K. Ueno, Y. Hokazono and T. Yamazaki, "Resistance heating of side wall for warm and hot spline forming of cup", The japan society for technology of plasticity, Vol. 49, No. 574, pp.1106-1110 (2008).
- 19) F. Mach, V. Starman, P. Karban, I. Dolezel and P. Kus, "Finite-element 2-D model of induction heating of rotating billets in system of permanent magnets and its experimental verification", IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol.61, No.5, pp.2584-2591 (2014).

- 20) T. Okabe, K. Yasuda and K. Nakata, "Dynamic observations of welding phenomena and finite element analysis in high frequency electric resistance welding", Japan welding society, Vol. 32, No.3, pp.156-163 (2014).
- 21) H. Ueda and A. Ishiyama, "Numerical electromagnetic analysis for applied superconductivity I —basics of numerical electromagnetic analysis —", TEION KOGAKU, Vol. 47, No.11, pp.623-632 (2012).