マグネシウム合金の射出成形技術に関する基礎研究* (第 2 報, マグネシウム合金粒子充填層の有効熱伝導率)

尾崎 公一^{*1}, 近藤 秀樹^{*2}, 中村 俊介^{*3}
辻 和也^{*4}, 武谷 健吾^{*4}, 早川 悌二^{*1}

Fundamental Study on Injection Molding of Magnesium Alloy (2nd Report, Effective Thermal Conductivity of Packed Bed of Magnesium Alloy Particles)

Koichi OZAKI^{*5}, Hideki KONDO, Shunsuke NAKAMURA,
Kazuya TSUJI, Kengo TAKEYA and Teiji HAYAKAWA

^{*5} Department of System Engineering, Okayama Prefectural University,
111 Kuboki, Soja-shi, Okayama, 719-1197 Japan

The present study investigated experimentally the effects of temperature and pressure upon effective thermal conductivity of packed bed of magnesium alloy particles. The test particles made of AM50A or AZ91D were poured into a cylindrical vessel and were applied a given superficial pressure for six hours under a constant temperature condition. The superficial pressure was changed between 2.5 MPa and 10 MPa, and the temperature was varied from 95.5°C to 457°C. After removing the packed bed of magnesium alloy particles from the cylindrical vessel, the measurement of effective thermal conductivity was carried out under the steady state comparison method. The effective thermal conductivity increased with an increasing in the pressure, temperature and the thermal conductivity of the particle. At a given material of particle, the effective thermal conductivity was mainly dominated by the relative density and was increased with an increasing in the relative density. The dependency of the effective thermal conductivity upon the relative density was remarkable in the low relative density region and the high relative density region.

Key Words: Molding Methods, Nonferrous Metal, Material Testing, Packed Bed, Thermophysical Property, Magnesium Alloy, Injection Molding

1. 結 言

近年, 大気中の CO₂ 濃度の上昇など環境問題が深刻化している. このような背景のもと, 軽量で省エネルギーに役立ち, かつリサイクル性の高い素材として, マグネシウム合金 (以下, Mg 合金と略) が注目されている.

Mg 合金成形法の一つである射出成形法 (チクソモールド法) は, 防燃ガスが不要かつ成形品の機械的性質に優れ, さらに半熔融成形のため溶解に必要なエネルギーが少ないなど, 多数の特徴を有している. しかし射出成形機内部における Mg 合金粒子群の輸送・融解現象は, 高温高圧のため実測が困難なことから, 定量的に解明されておらず, 数値解析による予測技術の構築が

望まれている. このためには, まず, Mg 合金粒子群の見掛け物性値の定量的評価が必要である.

粒子群の見掛け物性値の多くは, 粒子の物性値と粒子間に存在する流体の物性値, そして粒子の質量分率から推算できる.⁽¹⁾ このことから, 著者らは Mg 合金粒子群のかさ密度に与える温度・圧力・時間の影響を実験的に検討し,⁽²⁾ かさ密度の増加速度を温度, 圧力, かさ密度の関数として実験整理式にまとめた. 一方, 粒子群の有効熱伝導率の推算法については, 従来から多数検討されているが,^{(1),(3),(4)} 粒子が孤立している, もしくは粒子同士が点接触状態にある系を対象とした研究が多く, 射出成形機内部の Mg 合金粒子群のように, 加熱・圧縮により粒子が変形し, さらに充填率が 0.45 程度から 1 近くまで変化する系を系統的に扱った研究は, 著者らの知る限りにおいては存在しない.

本報では, 種々の温度・圧力条件下で作製された Mg 合金粒子充填層を対象に, その有効熱伝導率を定常比較法により測定し, これに与える温度, 圧力の影響につ

* 原稿受付 2005 年 9 月 26 日.

^{*1} 正員, 岡山県立大学情報工学部 (〒719-1197 総社市窪木 111).

^{*2} 岡山県立大学大学院情報系工学研究科 [現: アイシンエイダブリュ (株)].

^{*3} 岡山県立大学大学院情報系工学研究科.

^{*4} (株) 日本製鋼所 (〒736-8602 広島市安芸区船越南 1-6-1).

E-mail: ozaki@cse.oka-pu.ac.jp

いて検討すると共に、数値解析に有用なよう、得られた結果を実験整理式にまとめる。

2. Mg 合金粒子の諸特性と Mg 合金粒子充填層の作製法

2-1 Mg 合金粒子の諸特性 本報では、前報⁽²⁾と同様、AM50A と AZ91D の 2 種類の Mg 合金試料((株)日本製鋼所製、公称寸法 2.2 mm)を用いた。以下にその概要を述べる。

常温における物理特性の概略^{(5),(6)}を表 1 に示す。AM50A と AZ91D を比較すると、降伏応力 σ_y は AZ91D の方が約 28 % 高く、伸びは AM50A の方が約 3 倍大きい。また、熱伝導率は、AM50A の方が約 27 % 大きい。

本供試 Mg 合金粒子は、結晶粒径約 200 μm のインゴットから削り出されたもので、図 1 (a), (b) に示すように、その形状は概ね直方体である。AM50A 粒子および AZ91D 粒子の平均寸法は、それぞれ 2.51 mm $\times$ 1.36 mm $\times$ 0.877 mm および 2.46 mm $\times$ 1.60 mm $\times$ 1.00 mm である。

2-2 Mg 合金粒子充填層の作製法 Mg 合金粒子充填層は、前報⁽²⁾の加熱圧縮実験装置で作製した。以下、その方法を簡単に述べる。図 2 に示されるように、SUS310S 製の圧縮試験容器は、シリンダ(内径 50 mm $\times$ 高さ 100 mm)、ピストン(外径 49.5 mm $\times$ 高さ 95 mm)および底板(外径 49.5 mm $\times$ 厚さ 10 mm)からなり、これらに囲まれる空間には、Mg 合金粒子約 32 g が

充填される。圧縮試験容器は、加熱炉を装備した引っ張り試験器の圧縮治具に設置され、一定の温度・荷重状態で 6 時間圧縮される。試料温度 T は、圧縮容器底板の上面から 3 mm 下方に取り付けた K 型シース熱電対(直径 1.0 mm)で測定した。荷重 F は、引張試験機のロードセルで測定した。除荷後に Mg 合金粒子群を圧縮試験容器から取り出し、その直径 D と厚さ h をノギスで、質量 m を電子天秤(最小目盛 1 mg)で計測し、かさ密度 ρ_{ae} を次式により算出した。

$$\rho_{ae} = 4m/(\pi D^2 h) \quad (1)$$

Mg 合金粒子充填層の充填率 ϕ は次式で求めた。

$$\phi = \rho_{ae}/\rho_s \quad (2)$$

ここに、 ρ_s は Mg 合金粒子の密度である。また見掛け圧力 P_a は、荷重 F と直径 D により、次のように定義した。

$$P_a = 4F/(\pi D^2) \quad (3)$$

各測定器の精度を用いて誤差解析を行った結果、 T の精度は ± 6 K 以内、 P_a は ± 1.2 % 以内、 ρ_{ae} と ϕ は ± 0.2 % 以内と推定される。

上記の手順で作製された Mg 合金粒子充填層の外観の一例を、図 3 に示す。同図に示されるように、Mg 合

Table 1 Physical properties.

		AM50A	AZ91D
Density [†] , ρ_s	kg/m ³	1770	1810
Specific heat [†]	J/(kg·K)	1020	1020
Thermal conductivity [†] , λ_s	W/(m·K)	65	51
Tensile strength [†]	MPa	210	240
Yield strength [†] , σ_y	MPa	125	160
Elongation [†]	%	10	3
Melting Range [‡]	°C	555~620	465~595

[†]: Data at room temperature from ref.(5).

[‡]: Data from ref.(6).

(a) AM50A

(b) AZ91D

Fig. 1 Photo of test particles.

Fig. 2 Detail of compression test vessel.

Fig. 3 Photo of packed bed of AM50A particles compressed at condition of 7.5 MPa and 200°C.

金粒子充填層は円柱状の多孔質体である。厚さ h は条件により異なるが、未圧縮時には約 20 mm、固体に近い高充填率では約 9 mm である。

圧縮条件の概略と Mg 合金粒子充填層の充填率の範囲を以下に示す。

粒子材質: AM50A, AZ91D

荷重 $F = 500 \text{ kgf} \sim 2000 \text{ kgf}$

(見掛け圧力 $P_a = 2.5 \text{ MPa} \sim 10 \text{ MPa}$)

時間平均温度 $T_m = 95.5^\circ\text{C} \sim 457^\circ\text{C}$

Mg 合金粒子充填層の充填率 $\phi = 0.482 \sim 0.983$

なお、本実験条件の最低荷重である $F = 500 \text{ kgf}$ の場合、AM50A では 200°C 以下、AZ91D では 150°C 以下の条件において、圧縮容器から取り出す際に Mg 合金粒子充填層が崩壊したので、これらの条件に関しては有効熱伝導率は測定出来なかった。

3. 有効熱伝導率測定装置および測定法

図 3 に示したように、Mg 合金粒子充填層は多孔質体であるため、本研究では熱容量等の影響を補正する必要がない定常比較法を採用した。

有効熱伝導率測定装置の概略を図 4 に示す。有効熱伝導率測定に用いる試験部、試験部への加熱供給のための恒温水槽 (EYELA 製 NCB-3100, 温度制御精度 $\pm 0.01^\circ\text{C}$)、試験部に内蔵された加熱ヒータの制御機器 (CHINO 製 温調器 DB1000 とサイリスタレギュレータ)、デジタルマルチメータ (アドバンテスト製 R6871EDC, 分解能 $0.1 \mu\text{V}$)、デジタルマルチメータに接続するセンサを切り替えるためのスキャナ (アドバンテスト製 R7210)、そしてデータ収録のためのパーソナルコンピュータから構成されている。

試験部の詳細を図 5 に示す。加熱部は、直径 50 mm × 高さ 50 mm の銅製ブロックに電気ヒータ (八光電熱

器製 HLK1102, 直径 6.25 mm × 長さ 25.4 mm, 最大出力 150 W) を 7 個取り付けたものである (取付位置は A-A 断面図参照)。これら 7 個のヒータは並列に接続されており、ヒータへの電気入力、加熱部中央のヒータ表面温度が 50°C になるよう、温調器とサイリスタレギュレータにより調整される。加熱部の底面にはエポキシ樹脂を介して厚さ 2 mm の銅製伝熱面が取り付けられており、その裏面 (ヒータを取り付けた銅製ブロック側) には、B-B 断面図に示す 6 箇所に T 型熱電対 (素線直径 0.1 mm) が取り付けられている。加熱面温度 T_h は、銅製伝熱面の中央、および中央から 10 mm の位置に取り付けた合計 5 個の熱電対の算術平均温度とした。

試料下部には銅製ブロックからなる冷却部が取り付けられており、恒温槽から 15°C 一定温度の冷却水が循環されている。冷却部の上部には厚さ 2 mm の銅製伝熱面が取り付けられており、その裏面には加熱面と同様な配置で、T 型熱電対 (素線直径 0.1 mm) が取り付けられている。冷却面温度 T_c は、加熱面温度と同様に、中央部の 5 個の熱電対の算術平均温度とした。なお、加熱面、冷却面共に、各伝熱面に取り付けた 6 個の熱電対の指示温度は $\pm 0.2 \text{ K}$ 以内であった。

銅製ブロックと伝熱面との間には極薄型の熱流束計 (10 mm × 10 mm × 0.4 mm) が取り付けられており、これにより試料から冷却部への伝熱量を測定した。なお銅製ブロック、伝熱面および熱流束計の接合部にはエポキシ樹脂を充填し、密着を図った。

加熱部、冷却部および Mg 合金充填層を覆うように

Fig. 4 Schematic diagram of effective thermal conductivity measurement device.

Fig. 5 Detail of test section

塩化ビニル製カバー (内径 $D = 53.5$ mm, 肉厚 1 mm) を取り付け, その周囲にグラスウール断熱材を巻き付けた。

接触熱抵抗を極力減ずるため, 加熱面と冷却面の表面を研磨仕上げし, Mg 合金粒子充填層の上下面も面出しを行った。さらに接触部に空気層が形成されないよう, 加熱面と冷却面の表面にシリコンオイルスプレーを吹き付けた。

Mg 合金粒子充填層の有効熱伝導率測定に先立ち, パイレックスガラス, SUS304, S35C, AZ31, AZ91D の円盤状試料 (直径 50 mm, 厚さ 5, 7, 10, 20 mm) を用い, キャリブレーションを行った。その結果を図 6 に示す。なお, 各試料の熱伝導率は文献^{(5),(7)-(10)} によった。同図に示されるように, 本装置による測定値 λ_e は, 文献値 λ_s に良く一致している。特に, 試料厚さが 10 mm 以上の場合の精度は $\pm 15\%$ 以内であり, 前述したように本 Mg 合金粒子充填層が 9 mm 以上の厚さであることを考慮すると, 本装置の精度は十分と考えられる。

4. 測定結果及び考察

4.1 粒子同士の接触状態 Mg 合金粒子充填層の断面をエッチング後にデジタルカメラで撮影し, 画像解析を行った。Mg 合金部を白色, 空隙部を黒色に 2 値化処理後, 粒子同士の接触部の画素を赤く着色した。図 7 は, AZ91 粒子を用いた場合の画像処理結果例を示す。充填率が低い図 7 (a) では, 平均的に見ると粒子同士の接触部は小さいが, 一部の粒子については周りの粒子と大きな接触面積を有している。これは, 充填率が低い場合, 荷重は一部の粒子で負担されているためと考えられる。一方, 充填率が高い図 7 (b) では, 各粒子は周囲の粒子と大きな接触面積を有しており, 粒子

ごとのばらつきも小さくなっている。

断面画像における各粒子について周長 L_p と接触部の長さ L_c を求め, これらの総和 $\Sigma L_p, \Sigma L_c$ が断面位置に依存しないと仮定し, $\Sigma L_c / \Sigma L_p$ をもって粒子表面積に対する接触部面積の割合を評価した。 $\Sigma L_c / \Sigma L_p$ と充填率 ϕ の関係を示したのが図 8 である。図 8 中には, 球状粒子充填層における粒子の接触面積に関する Fischmeister-Arzt の解⁽¹¹⁾ を比較のために実線で併記してある。なお Fischmeister-Arzt の解では, もとの球状粒子の表面積 ($4\pi R^2$) に基づいて接触部の面積 a が無次元化されている。

図 8 において, 未圧縮状態の Mg 合金粒子群を樹脂に包埋して得た $\Sigma L_c / \Sigma L_p$ が, 接触点に荷重が作用していないにも拘わらず約 0.13 と比較的大きな値をとっていることから, $\Sigma L_c / \Sigma L_p$ の値は, 真実接触面積の割合ではなく, 見掛け接触面積の割合を表していること

(a) $P_a = 10$ MPa, $T_m = 150$ °C

(b) $P_a = 2.5$ MPa, $T_m = 450$ °C

Fig. 7 Results of image processing for packed bed of AZ91D particles.

Fig. 6 Result of calibration of thermal conductivity measurement device.

Fig. 8 Variation of contact length ratio with relative density.

が理解できる。 ϕ への依存性について観察すると、球状粒子に関する実線では、 ϕ の増加に伴い接触面積の増加割合が単調に増加するのに対し、直方体状粒子に関する本 $\Sigma L_c / \Sigma L_p$ 値では、 $\phi < 0.6$ では変化が小さく、 $0.6 < \phi < 0.85$ で ϕ と共に直線的に増大し、 $\phi > 0.85$ で再び増加割合を減じる傾向にある。このように球状粒子と直方体状粒子で傾向が異なるのは、球状粒子の場合には、充填率の増大に際して接触部の変形を伴うが、直方体状粒子の場合には、接触部の変形のみならず、粒子の配置も大きく変化するためと考えられる。また、 ϕ の値を固定した場合には、直方体状粒子に関する本 $\Sigma L_c / \Sigma L_p$ 値は、球状粒子に関する実線に比べて大きくなっている。一方、 $\Sigma L_c / \Sigma L_p$ 値に及ぼす粒子材質の影響について AM50A と AZ91D の結果を比較すると、両者には大きな差は見られないものとなった。

4.2 有効熱伝導率の見掛け圧力および温度への依存性 図9は、Mg合金粒子充填層の有効熱伝導率 λ_e と Mg合金粒子充填層作製時の温度 T_m との関係を、

Fig. 9 Variation of effective thermal conductivity with temperature for various superficial pressure.

種々の見掛け圧力 P_a について示したものである。同図中の実線は、3回の測定値の最大値と最小値を結んだものであり、記号は平均値を示している。また同図中には、未圧縮状態の Mg合金粒子群の有効熱伝導率の測定値も併記してある。AM50Aに関する図9(a)において、いずれの P_a に関しても λ_e は T_m の増加に伴い大きくなっている。また、 T_m を固定した場合には、 λ_e は P_a と共に大きくなっている。これは、かさ密度に関する前報⁽²⁾ で明らかにしたように、 T_m や P_a の増加に伴い充填率が高くなることや、図8で述べたように、充填率の増加に伴い Mg合金粒子同士の接触面積が増加するためと考えられる。

AZ91Dに関する図9(b)においても、定性的には図9(a)と同様な傾向が観察されるが、 T_m と P_a を一定とした場合の λ_e は、AZ91Dの方が小さくなっている。これは、AZ91Dの方が粒子自体の熱伝導率が小さいためと考えられる。なお、図9(b)において、 T_m が 300°C から 350°C へと増加する際、 λ_e が若干小さくなっているが、これは、本実験では高温で圧縮した Mg合金粒子充填層を常温に冷却してから有効熱伝導率を測定しているため、延性に乏しい AZ91D では、冷却時の熱収縮により粒子同士の接触部にわずかな間隙が生じたためと考えられる。

4.3 有効熱伝導率のかさ密度への依存性と無次元整理 球状粒子充填層の有効熱伝導率に関する従来の研究^{(3),(4)} においては、有効熱伝導率は分散相(固相)と連続相(空気)の熱伝導率、そして充填率の関数として表現されている。これらを参考にして、図9のデータを λ_e / λ_s 対 ϕ の座標上に再プロットしたものが図10である。なお本 Mg合金粒子の熱伝導率は、インゴットからの切削時に導入された欠陥や、その後の加熱・圧縮実験において生じる回復・再結晶や塑性変形の影響を受けるが、実験毎に Mg合金粒子の熱伝導率を評価するのは困難なため、データ整理にはバルク材の熱伝導率 λ_s を用いてある。同図中には、球状粒子充填層に関する Maxwell の式⁽³⁾ と Bruggeman の式⁽⁴⁾ を、それぞれ一点鎖線および破線で併記してある。いずれの式に関しても、Mg合金を連続相、空気を分散相と考えた場合と、空気を連続相、Mg合金を分散相と考えた場合の双方を記入している。

まず、AM50Aに関する図10(a)について観察すると、 λ_e / λ_s の実験値は、未圧縮状態では Mg合金粒子を分散相と考えた場合の従来の式による予測値に近い値を示すが、 ϕ の増加に伴い急激にこれらの予測値よりも大きくなる。これは、粒子同士が接合し、固体を通じる熱流経路が形成されるためと考えられる。しかし、Mg

合金を連続相と考えた場合の予測値に比べると、 λ_e/λ_s の実験値は小さい値となっていることから、粒子同士の接触点には接触熱抵抗が生じているものと推測される。 λ_e/λ_s の ϕ に対する増加割合は、 $0.68 < \phi < 0.8$ で一旦小さくなるが、 $\phi > 0.8$ では再び大きくなる。前述の図 8 に示した $\Sigma L_c/\Sigma L_p$ の変化傾向と比較すると、 $\Sigma L_c/\Sigma L_p$ の変化が小さい低 ϕ 領域と高 ϕ 領域で、 λ_e/λ_s の変化が顕著となっている。すなわち、充填率の増加に比べて見かけの接触面積の増大が小さい場合には、真の接触面積が増大していると考えられ、接触熱抵抗が減少により有効熱伝導率が増大するものと考えられる。

一方、同図において、 ϕ を一定として P_a の影響につ

(a) AM50A

(b) AZ91D

Fig. 10 Variation of effective thermal conductivity ratio with bulk density ratio.

いて観察すると、 λ_e/λ_s は P_a の低下に伴い小さくなる傾向にあるが、全体的には P_a の影響は小さいと言える。

次いで、AZ91D に関する図 10 (b) について観察すると、定性的な傾向は図 10 (a) の AM50A の場合と同様であるが、 λ_e/λ_s の実験値は、低 ϕ 領域で AZ91D の方が大きく、両者の比は ϕ の増加に伴い減少している。従来式による予測値に顕著な差が見られないことから、材料の違いにより接触状態に差が生じたことなどが原因と考えられる。

以上に述べたように、Mg 合金粒子充填層の有効熱伝導率は、充填状態や粒子同士の接触状態に大きく影響される。見かけの接触面積については、図 8 の結果を得ているが、接触熱抵抗に大きく影響する真実接触面積など接触部の詳細は不明であり、現段階では正確な熱流モデルの構築は難しい。しかし冒頭でも述べたように、Mg 合金射出成形機の性能予測シミュレーションの構築が急務であることから、以下に述べる簡易モデルを用いて有効熱伝導率の定式化を試みた。

粒子充填層の有効熱伝導率は、図 11 の左図のように、直列・並列モデルで表される場合が多い。⁽¹⁾ このモデルにおいては、固体部を流れる熱は、固体のみを伝わる熱と薄い流体層を介して伝わる熱とに分けられるが、本研究では、図 11 の右図に示すように、固体同士の接触部に接触熱抵抗を導入し、簡略化を図った。本モデルによる有効熱伝導率は、次式のようになる。

$$\frac{\lambda_e}{\lambda_s} = \frac{\phi}{1+f} + (1-\phi) \frac{\lambda_f}{\lambda_s} \quad (4a)$$

ここに、 $f = RA\lambda_s/\ell$ 、 R は接触熱抵抗、 A は接触面積、 ℓ は熱流方向の接触点間距離である。 A 、 ℓ は粒子寸法と充填状態に影響され、 R はこれらに加えて流体の熱伝導率にも影響を受けると考えられる。本研究では、粒子寸法や流体の熱伝導率を変化させていないことから、 f を充填率 ϕ のみの関数 $f(\phi)$ と考えた。また、 $\phi = 1$ で

Fig. 11 Series-parallel model and simplified model.

$\lambda_e/\lambda_s = 1$ となるよう、

$$f(\phi) = \sum_{i=1}^5 C_i (1 - \phi)^i \quad (4b)$$

とし、未定係数 C_i を最小二乗法により決定したところ、以下の結果を得た。

AM50A

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= 11.6, & C_2 &= -93.9 \\ C_3 &= 6.37 \times 10^2, & C_4 &= -2.38 \times 10^3 \\ C_5 &= 3.30 \times 10^3 \end{aligned} \right\} \quad (4c)$$

AZ91D

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= 14.3, & C_2 &= -2.13 \times 10^2 \\ C_3 &= 1.57 \times 10^3, & C_4 &= -5.06 \times 10^3 \\ C_5 &= 5.88 \times 10^3 \end{aligned} \right\} \quad (4d)$$

式(4)による予測値を λ_{ec} とし、 $(\lambda_{ec}/\lambda_e - 1)$ の標準偏差を求めたところ、AM50A では 17.7%, AZ91D では 26.1% であった。なお、式(4)では、有効熱伝導率 λ_e が充填率 ϕ の関数として表現されているため、温度、圧力、時間から有効熱伝導率 λ_e を求めるには、これらの因子と充填率の関係を表す前報⁽²⁾の実験整理式を併用する必要がある。

5. 結 言

AM50A および AZ91D の直方体状粒子を高温で圧縮して作製した Mg 合金粒子充填層の有効熱伝導率を測定し、以下の結論を得た。

- (1) Mg 合金粒子充填層を作製するときの温度および圧力が高いほど、また、Mg 合金粒子の熱伝導率が大きいほど、Mg 合金粒子充填層の有効熱伝導率は大きくなる。
- (2) 粒子の材質を一定とした場合には、Mg 合金粒子充填層の有効熱伝導率は、主として Mg 合金の充填率により支配され、充填率の増加に伴い大きくなる。また、有効熱伝導率の充填率への依存性は、充填率が低い領域と高い領域で顕著となる。
- (3) Mg 合金粒子充填層の有効熱伝導率に関する式(4)を得た。

今後の課題は、Mg 合金粒子充填層の有効熱伝導率に与える周囲流体の影響や、粒子寸法の影響を検討することである。また、本報および前報⁽²⁾の結果に基づき、Mg 合金射出成形機における Mg 合金粒子群の輸送・融解プロセスの数値シミュレーションモデルを構築することも重要な課題である。

謝 辞

最後に、本研究の一部は文部科学省科学研究費補助金若手研究(B)課題番号 15760137 の補助によることを記して感謝の意を表す。

文 献

- (1) Japan Society of Thermophysical Properties, *Handbook of Thermophysical Properties*, (1990), 176, Yokendo.
- (2) Ozaki, K. et al., *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, to be published.
- (3) Maxwell, J. C., *A Treatise on Electricity and Magnetism*, 3rd ed., (1904), 465, Oxford Univ. Press.
- (4) Bruggeman, D.A.G., *Annalen der Physik*, 24-5 (1935), 636.
- (5) *Data Sheet Die Cast Magnesium Alloys*, Hydro Magnesium, (1996).
- (6) Mordike, B. L. and Kainer, K. U., *Magnesium Alloys and their Applications*, (1998), 41, Werkstoff-Informationsgesellschaft.
- (7) The Japan Society of Mechanical Engineers ed., *JSME Data Handbook: Heat Transfer 4th Edition*, (1986), 320, The Japan Society of Mechanical Engineers.
- (8) p.318 of Ref.(7)
- (9) p.347 of Ref.(7)
- (10) Kamado, S. et al., *Advanced Manufacturing Technologies of Magnesium Alloys*, (2005), 28, CMC Publishing.
- (11) Fishmeister, H. F. and Arzt, E., *Powder Metall*, 26 (1983), 179.