

# 抵抗加熱を利用した金属材料の半熔融成形に関する研究

豊橋技術科学大学 生産システム工学系  
助教授 牧清二郎  
(平成 14 年度奨励研究助成 AF-2002025)

キーワード：半熔融成形，抵抗加熱，アルミニウム合金，抵抗加熱シミュレーション

## 1. 研究の目的と背景

半熔融鍛造品は casting 品より機械的性質が優れるため、半熔融成形に対する関心は高い<sup>1)</sup>。特に、CO<sub>2</sub> ガス排出削減、燃費向上が求められる自動車産業において、その要求を車重軽減で満たすべく、アルミニウム合金部品への半熔融鍛造の適用が進みつつある<sup>2,3)</sup>。半熔融鍛造では、素材であるビレットを半熔融状態にする必要があるが、その加熱方法として誘導加熱が専ら用いられている。しかし、誘導加熱は金型内でのビレットの加熱には適さず、金型から離れた場所での加熱、加熱サイトから鍛造サイトへの半熔融ビレットの搬送が余儀なくされている。半熔融ビレットの取扱いには慎重さを要求し、また、搬送過程でのビレットの温度低下といった問題もあり、半熔融ビレットの取扱い、搬送が不要な鍛造法が望まれている。これに応え得る方法として、金型内でビレットに直接電気を流して、その抵抗発熱により半熔融状態にする鍛造法が考えられる。

本研究では、抵抗加熱を利用する金属材料の半熔融成形法の開発を目的に、素材ビレットの半熔融加熱への抵抗加熱の適用における問題点について、その解決策を探った。半熔融成形の適用はアルミニウム合金に限られるものではないが、ここでは、実用化が進みつつあるアルミニウム合金の半熔融鍛造を対象にした。

## 2. 抵抗加熱を利用した半熔融鍛造法<sup>4)</sup>

図 1 に、アルミニウム合金の半熔融鍛造での現行法と提案法を模式的に示す。現行法ではビレットを誘導加熱によって半熔融状態にし、これを鍛造サイトに搬送して成形している。ビレットの金型内での加熱が可能になれば、半熔融ビレットの搬送が不要になり、作業性が大幅に改善される。また、搬送に伴うビレットの温度低下も解消される。

提案する半熔融鍛造法について、簡単に説明する。ビレットの抵抗加熱のために、金型の上型と下型には銅製の電極がそれぞれ埋め込まれており、金型は電的に絶縁されてプレスに取り付けられる。まず、素材であるビレットを下型にセットし、上型を降下させてビレットに接触させる。そして、ビレットに直接電気を流し、ジュール発熱によりビレットを半熔融状態に加熱し、加熱完了と同時に、上型を降下させて半熔融ビレットを鍛造する。なお、ビレットの加熱時間は短いほど望ましいので、ここでは 2～3

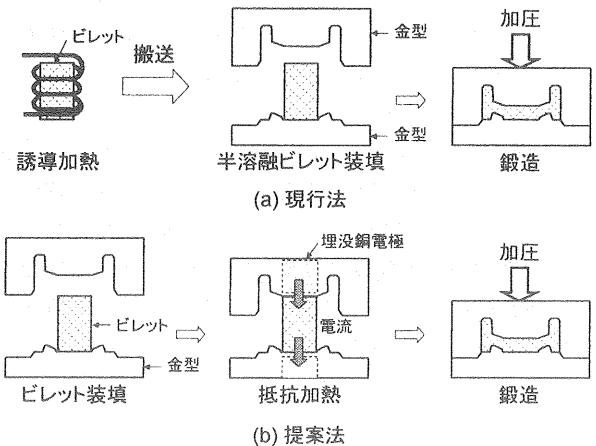


図 1 半熔融鍛造法：(a)現行法，(b)提案法

秒を目標とする。このような短時間での抵抗加熱の実現には、つぎの問題点を解決する必要がある。(1)銅電極への放熱抑制による加熱効率の向上、(2)スパークの発生を抑えた安定した加熱の実現、(3)均一加熱の実現。

以下、これらの問題解決のために実施したアルミニウム合金ビレットの抵抗加熱に関する実験とシミュレーションについて述べる。

## 3. アルミニウム合金ビレットの抵抗加熱特性

前章で述べた問題点(1)と(2)の解決策を見出すべく、アルミニウム合金ビレットの抵抗加熱での断熱層挿入の効果とスパークの発生条件を調べた。

### 3.1 実験材料

半熔融鍛造用素材として組織が調整されたアルミニウム合金 A357 (ASTM 規格) を実験に用いた。表 1 に、その組成を示す。組成から、A357 は亜共晶 Al-Si 2 元合金をベースにする合金で、AC4C (JIS 規格) に近い材料である。実測した固相線 (共晶線) 温度は 565℃であり、液相線温度は 614℃である。素材は直径 3 インチの丸棒インゴットで供給されており、これから正四角柱のビレット (1 辺 10mm, 高さ 20mm) を切り出し、実験に供した。

表 1 A357 の組成 (質量%)

Si	Mg	Fe	Sr	Al
6.71	0.49	0.07	0.03	bal.

### 3.2 実験装置

実験装置の構成を、**図2**に示す。開発目標とする半熔融鍛造法では、短時間での加熱が要求されるので、温度計測による加熱制御には困難がある。制御が可能としても、金型内での加熱であるため、実用化を想定すると、センサーの取付け位置や方法に問題がある。そこで本装置では、投入電力量による制御を採用した。そのため、圧盤間に作用する電圧(理想的にはビレットのみに作用する電圧が望ましい)とビレットに流れる電流を検出し、圧盤間負荷に対する投入電力量を計測している。ここで、投入電力量による加熱の制御について説明する。通電は変圧器1次側入力の開閉で制御される。まず、圧盤間負荷に対する投入電力量を設定する。設定値は比較器に入力される。そして、図には通電開始のスイッチは示されていないが、これをオンにして、通電を開始する。通電中、負荷に作用する電圧と流れる電流は乗算器に入力され、そこで瞬間電力に演算される。演算された瞬間電力は積分器に入力され、時間積分されて通電開始からの積算電力量に演算される。演算された積算電力量は比較器に入力され、先に設定した電力量と比較され、前者が後者を越えた時点で通電が終了する。本装置では、実験での便宜さから、圧盤間で検出した電圧を通電制御に使用しているが、出来れば、負荷であるビレットに作用する電圧を検出して制御するのが望ましい。したがって、制御に用いる電圧の検出は、可能な限りビレットに近い方がよい。なお、負荷に供給される変圧器2次側の電圧は、1次側のタップの切り替えで変更でき、本装置では無負荷電圧で6V、8V、10Vのいずれかを選択できる。ちなみに、投入電力を左右する電源の出力インピーダンスは、圧盤間の負荷に対して約1mΩである。なお、この出力インピーダンスは給電ケーブルのインピーダンスにも依存するので、ケーブルを太くすれば、さらに小さくできる。このようにして、出力インピーダンスを0.5mΩに下げた電源も、一部、実験に使用した。

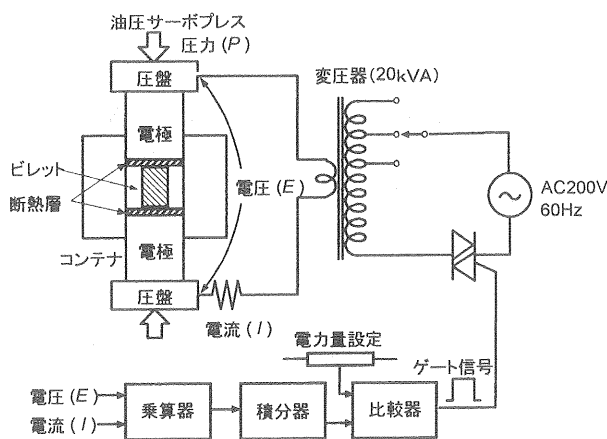


図2 投入電力量制御抵抗加熱装置

### 3.3 実験結果

#### (1) 銅電極への放熱抑制による加熱効率の向上

銅は熱伝導率が大きいため、ビレットに銅電極を直接接触させて加熱したのでは、ビレットで発生した熱が銅電極に逃げ、半熔融加熱は困難と予想された。そこで、ビレットと銅電極の間に熱伝導率の低い導電性材料を断熱層として挿入し、熱の逃げを抑えることを考えた。断熱層には耐熱性も要求されるので、材料としては、オーステナイト系ステンレス鋼やチタン合金が候補に挙げられるが、ここでは、ステンレス鋼 SUS304 を取り上げ、ビレットと銅電極の間への挿入の効果を調べた。なお、SUS304 の電気抵抗率は A357 よりも大きいので、断熱層はヒーターとしての役割も果たす。

実験は、**図3**に示す方法にて、断熱層の厚さを変化させて行った。また、図には示していないが、ビレットの中央側面に直径0.7mm、深さ5mmの穴をあけ、そこに熱電対(K種、線径0.1mm)を差し込んで、抵抗加熱中のビレットの温度を測定した。なお、断熱層のビレットに接触する面には、離型剤としてBNスプレーを施した。

**図4**に、断熱層として挿入した SUS304 ディスク厚さの加熱への影響として、投入電力量 20kJ でのビレットの加熱温度の時間変化を示す。図中の矢印(↓)は通電完了の時点を示す。通電完了時と最高温度到達時間は一致していないが、これは温度測定でのリップル除去に使用したローパスフィルターによる時間遅れのためである。断熱層の挿入のない場合(ディスク厚さ0mm)は、ビレットの加熱温度は液相が生成し始める固相線温度に全く達していないが、断熱層を挿入した場合は、いずれも固相線温度に達している。ビレットの温度上昇の様子を見ると、ディスク厚さ2mmの場合の加熱速度が最も速く、断熱層厚さのビレットの加熱効率への影響がうかがえる。そこで、加熱後のビレットの高さを測定し、抵抗加熱によるビレット圧縮率の断熱層厚さによる変化を調べた。

**図5**に、結果を示す。抵抗加熱においてビレットには電

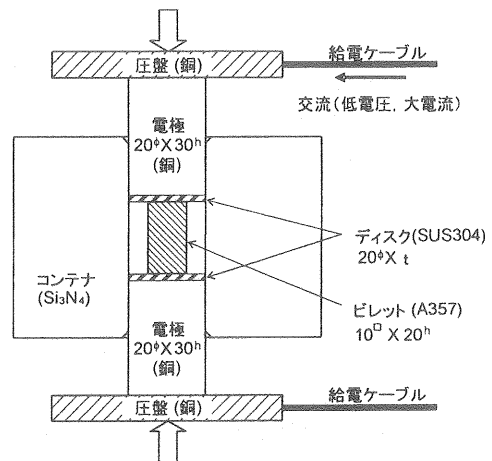


図3 抵抗加熱実験方法

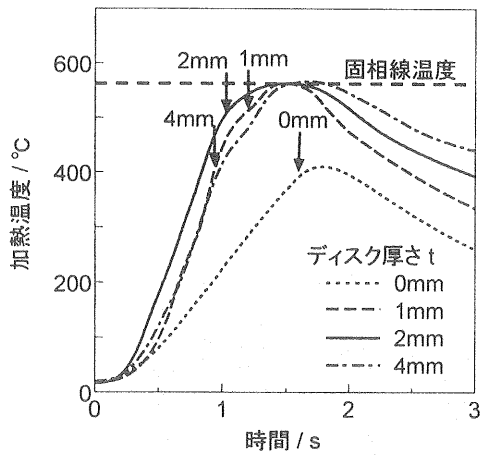


図4 ビレット/銅電極間へのSUS304断熱層挿入の効果  
(通電電圧: 10V, 加圧力: 1.96kN, 投入電力量: 20kJ)

気的接触確保のために一定の圧力が作用しているので、ビレットの圧縮率が大きいことは、変形抵抗が低くなったことを意味する。この場合、ビレットへの入熱が多くて、より高温に加熱あるいは液相の生成が多ければ、変形抵抗は低くなる。いずれの投入電力量でも、厚さ2mmの断熱層において圧縮率が最大になっており、本実験での通電条件では、この厚さが加熱効率の点で最適であると判断される。この加熱効率に対する最適な断熱層厚さの存在は、挿入ディスクによる断熱効果とその抵抗発熱によるビレットの加熱効果によって説明できる<sup>5)</sup>。紙面の制約もあり、その説明は省略する。なお、この最適断熱層厚さは、ビレットへの入熱が最大になる、すなわち加熱効率に対するものであり、後述する均一加熱に対するものではない。

#### (2) スパークの発生を抑えた安定した加熱の実現

抵抗加熱を利用するビレットの加熱では電極とビレットの電気的接触の確保が不可欠であり、電極とビレットの間に圧力を作用させて、これを確保する。しかし、半溶融鍛造では加熱時でのビレットの変形は極力抑えたい。それには、作用させる圧力を小さくするのが有効であるが、圧

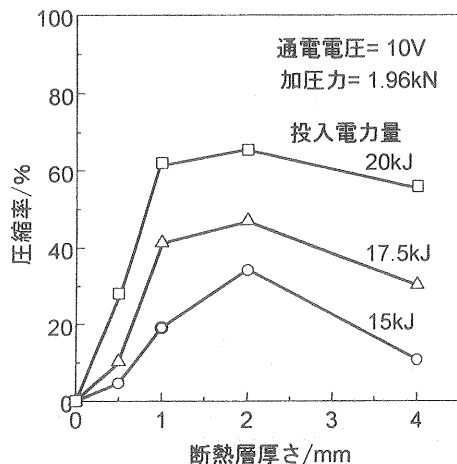


図5 断熱層厚さのビレットの加熱効率への影響

力が小さ過ぎると、接触面積が減少し、接触部を流れる電流密度が過大になって、スパークが発生する。スパークが発生すると、その部分に過大な発熱が起こり、ビレットと金型との間で溶着が生じ、鍛造作業が停止に追い込まれる。そこで、抵抗加熱でのスパークの発生を完全に抑えるべく、その発生条件をビレットと電極との接触面圧および通電電流密度との関係で調べた。実験には出力インピーダンスが約0.5mΩの電源を用い、先に示した方法(図3)にて実験した。なお、電流密度は通電電圧により変化させた。

図6に、厚さ1mmの断熱層挿入において接触面圧を変化させて得たスパークの発生の有無と電流密度の関係、縦軸に公称実効電流密度  $I_N$  ( $A \cdot mm^{-2}$ ) を横軸に公称接触圧力  $P$  (MPa) をとって示す。なお、縦軸の公称実行電流密度には通電初期での電流密度をとった。図において、○はスパーク発生無、●はスパーク発生有を表す。スパーク発生の有無に対して、接触圧力に無関係に、公称電流密度に境界を引くことはできない。つまりスパークの発生と公称電流密度との間に直接的因果関係は見出せない。スパーク発生に対する限界電流密度は接触圧力の増加とともに増加しており、スパークの発生には接触圧力も関与している。この結果から、スパークの発生を防止する条件として、 $P > 0.1 I_N$  が得られる。実利的には、この情報で十分であるが、ビレットと断熱ディスクの電気的接触部分での実質的な実効電流密度がどの程度になるとスパークが発生するか見積もってみた。ここで、実質的な実効電流密度とは電流の実効値をビレットとディスクの間の実質的な接触面積で除して得られる電流密度である。紙面の制約もあり、その見積り方法<sup>6)</sup>については省略するが、ビレットと断熱ディスクの間の通電箇所における実質的な電流密度が通電初期において、おおよそ  $500 A \cdot mm^{-2}$  を超えるようになるとスパークが発生する。

#### 4. 抵抗加熱シミュレーション

2章で示した問題点(3)の解決策、すなわち均一加熱の

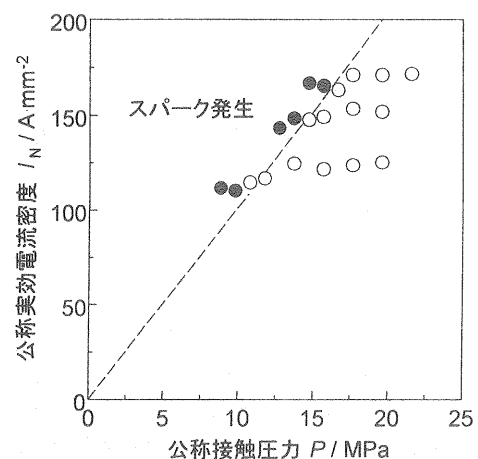


図6 接触面圧と電流密度のスパーク発生との関係

実現に対する適切な断熱層厚さを見出すべく、抵抗加熱のシミュレーション（1次元の伝熱解析）を行った。

#### 4.1 計算方法

解析領域の対称性を考慮してピレットの1/2を10、断熱層を5、銅電極を10にそれぞれ等分割した(図7(a))。そして、図7(b)に示す要素間の熱移動と抵抗発熱を考慮して定式化を行った。

各時間ステップ*i*（時間間隔 $\Delta t$ ）での要素*n*の温度 $T_{n,i}$ は次式で表せる。

$$T_{n,i} = T_{n,i-1} + (Q_{n-1,n} - Q_{n,n+1}) / (L_n S c_n \rho_n) + \Delta T_{n,i} \quad \text{----- (1)}$$

ここで、 $T_{n,i-1}$ は要素*n*の時間ステップ*i-1*での温度、 $Q_{n-1,n}$ は要素*n-1*から要素*n*に移動する熱量、 $Q_{n,n+1}$ は要素*n*から要素*n+1*に移動する熱量である。 $L_n$ は要素*n*の幅、 $S$ は断面積、 $c_n$ は要素*n*の単位質量あたりの比熱、 $\rho_n$ は要素*n*の密度であり、 $\Delta T_{n,i}$ は要素*n*の時間ステップ*i*での抵抗発熱による温度上昇である。

式(1)における熱量 $Q_{n-1,n}$ は次式で表せる。

$$Q_{n-1,n} = 2S \Delta t \bar{k}_{n-1,n} (T_{n-1,i-1} - T_{n,i-1}) / (L_{n-1} + L_n) \quad \text{----- (2)}$$

ここで、 $\bar{k}_{n-1,n}$ は要素*n*と要素*n-1*の間での平均熱伝導率で、次式で表せる。

$$\bar{k}_{n-1,n} = (k_{n-1} L_{n-1} + k_n L_n) / (L_{n-1} + L_n) \quad \text{----- (3)}$$

ここで、 $k_n$ は要素*n*の熱伝導率である。

式(1)における温度上昇 $\Delta T_{n,i}$ は次式で表せる。

$$\Delta T_{n,i} = \Delta t r_n (I / S)^2 / (c_n \rho_n) \quad \text{----- (4)}$$

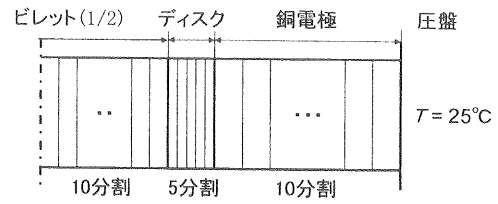
ここで、 $r_n$ は要素*n*の電気抵抗率、 $I$ は要素内を流れる電流である。なお、この温度上昇については、加熱によって液相が生成する状態では、すなわち、固体から液体への相変態では、比熱 $c$ に代わって溶融潜熱（計算では純アルミニウムの溶融潜熱を仮定）を適用し、温度上昇はないとした。なお、この条件は共晶線温度での液相生成に対して適用した。また、共晶線と液相線の間では固相のさらなる溶融と固相と液相の温度上昇が関わるとした。

計算では、つぎの仮定を行った。(1)加熱は一定電流による、(2)ピレットは変形しない、(3)液相の物性値は温度に対して固相の延長にある、(4)電極については物性値の温度変化を無視する、(5)ピレットと断熱層の電気的接触面積率 $\phi$ を考慮し、厚さの小さい断熱層の電気抵抗率が $1/\phi$ 倍になるとした。なお、接触面積率 $\phi$ は、断熱層に接触するピレットの温度 $T$ (°C)に対して直線的に変化し、液相が生成する固相線温度(565°C)において1になるとし、次式で与えた。

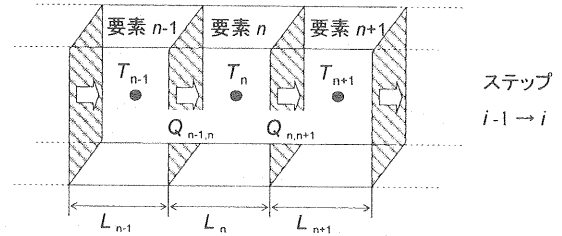
$$\phi(T) = \phi_0 + (1 - \phi_0) \cdot (T - 25) / (565 - 25) \quad \text{----- (5)}$$

ここで、 $\phi_0$ は通電開始時（温度25°C）の接触面積率である。ちなみに、温度25°C、加圧力19.6MPaでの接触面積率 $\phi_0$ は0.31%であり、計算にはこの値を用いた。

計算に用いた物性値を表2に示す。なおシミュレーショ



(a) 要素分割



(b) 要素間の熱移動

図7 (a)要素分割と(b)要素間の熱移動

表2 計算に使用した物性値

材料	A357(ピレット)	SUS304(ディスク)	銅(電極)
密度/Mg·m <sup>-3</sup>	2.68	8.03	8.93
電気抵抗率/10 <sup>-8</sup> Ω·m	4.5+0.0127·T(°C)	70+0.0667·T(°C)	1.72
比熱/J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup>	963	492+0.198·T(°C)	385
熱伝導率/kW·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup>	0.159	0.015+1.0×10 <sup>-5</sup> ·T(°C)	0.393

ンでは、液相体積率も計算した。その計算には、A357の実測の固相線温度（共晶線温度）565°Cと液相線温度614°Cを反映させたAl-Si2元合金状態図(図8)を適用した。液相体積率を求めるには密度の情報が必要であるが、ここでは、固相については純アルミニウム、液相については共晶合金（共晶組成のAlとSiの単純混合体）の密度を適用した。

#### 4.2 計算結果

##### (1) 断熱層の厚さの影響

図9に、ピレット内部の温度分布の時間変化を断熱層および銅電極の一部のそれらを含めて示す。断熱層がない(図(a))と、ピレットで発生した熱が銅電極に流出し、ピレット端部の温度が低下し、ピレットの内部に大きな温度勾配が存在する。そして、結果として、断熱層あり(図(b)~(d))に比べ、加熱温度が低い。一方、断熱層ありの結果を見ると、ピレットより電気抵抗率抗の大きい断熱層で

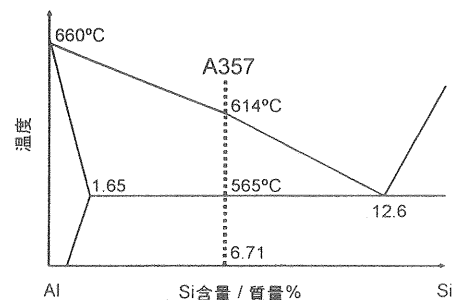


図8 液相率の計算に用いた状態図

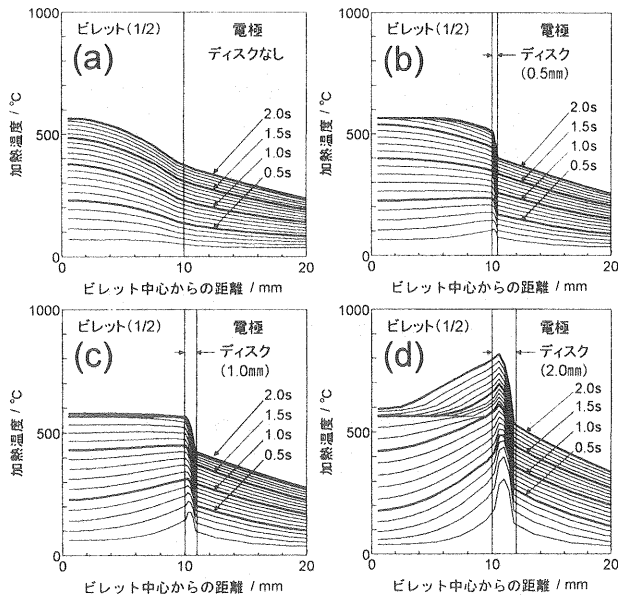


図9 計算された温度分布の時間変化  
(電流密度  $85\text{A} \cdot \text{mm}^{-2}$ )

は発熱量が多く、通電初期において、断熱層の温度はビレットより高い。そのため、断熱層からビレットに熱が流入し、ビレット端部の方が中央部(図では左端)より温度が高くなっている。しかし時間の経過とともに、ビレットの温度が高くなると、高い熱伝導率を有する銅電極に接する断熱層の熱が銅電極に著しく流出するようになる。そして、断熱層の温度がビレットより低くなると、ビレットの熱が断熱層を経て銅電極に流出するようになり、加熱初期の温度分布(ビレットの中心が低く、端部が高い)が逆転し、中心部が高く、端部が低い状態になっている。この反転が見られるビレットの温度は断熱層が薄いと低い温度で見られる。ちなみに、断熱層厚さが0.5mmでは270℃あたり、1mmでは500℃あたりである。

図9では、液相を生成し始める固相線温度(565℃)付近の様子がわかり難い。そこで、図10に、図9の各条件におけるビレット中心、中心から断熱層と接する端に向かって5mmおよび9mm(端から1mm内側)での温度の時間変化とビレット内部の液相体積率の時間変化を示す。温度分布の反転する温度は断熱層厚さの増加により高温側に移行し、1mmの断熱層では上記3箇所がほぼ同時に固相線温度(565℃)に加熱されている。液相体積率の変化の様子とから、電流密度  $85\text{A} \cdot \text{mm}^{-2}$  では断熱層の厚さが1mm強でビレットを均一に加熱できると示唆される。

(2) 電流密度の影響

図11に、断熱層厚さ1mmで電流密度を  $100\text{A} \cdot \text{mm}^{-2}$  に増加させた場合の結果を示す。液相体積率の分布は断熱層に接するビレット端部で少し高くなっている。その様子は図10(d)での断熱層厚さ2mmの液相体積率の分布と類似しており、 $100\text{A} \cdot \text{mm}^{-2}$ でのビレットの均一加熱には断

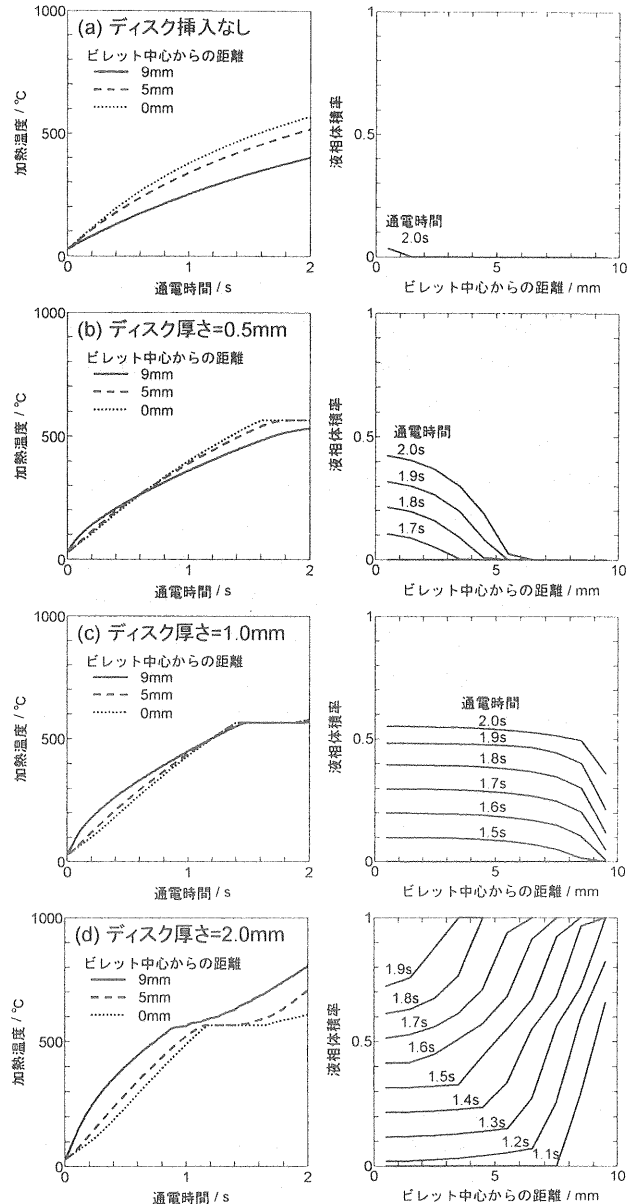


図10 計算されたビレット各部の加熱温度と液相体積率の時間変化(電流密度  $85\text{A} \cdot \text{mm}^{-2}$ )

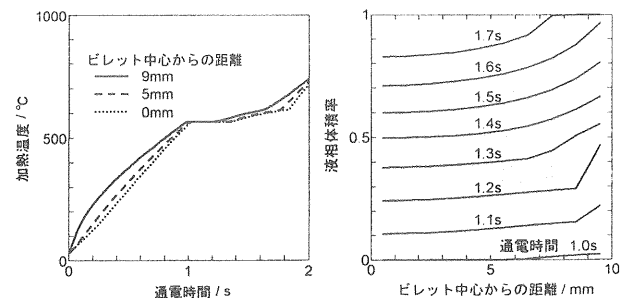


図11 電流密度  $100\text{A} \cdot \text{mm}^{-2}$ での計算結果  
(断熱層厚さ1mm)

熱層の厚さ1mmは少し大きすぎると示唆される。この結果から、ビレットの均一加熱のための断熱層厚さは加熱電流密度の増加により減少することがわかる。

## 5. 均一加熱のための通電条件

以上の実験やシミュレーションでは電極への加圧力を一定の 19.6MPa とした。しかし、加圧力を減少させると、接触面積率  $\phi$  が低下し、断熱層の見かけ上の電気抵抗率が高くなるような状態になり、断熱層での発熱量が増加する。このことから、加圧力を減少させると、均一加熱に適した断熱層厚さが減少すると示唆される。そこで、均一加熱実現のための断熱層厚さと加圧力の関係を明らかにすべく、断熱層厚さと加圧力を変化させたビレットの通電加熱を行った。加熱状態は通電後のビレットの外観観察により判断した。なお実験には、出力インピーダンス 0.5mΩ の電源を用いた。

図 12 に、加熱状態の判断基準とした、通電時の加圧力の相違による加熱後のビレットの形状変化を示す。通電時の加圧力が適当であると均一加熱が行われる (図(b)) が、加圧力が低いとビレットの端部の加熱が顕著になり (図(a))、加圧力が高いと中央部の加熱が顕著になる (図(c))。

図 13 に、通電電圧 6V の条件で得られたビレットの加熱状態を、横軸に加圧力、縦軸に断熱層の厚さをとった条件マップの上に分類して示す。断熱層の厚さを  $t$  (mm)、加圧力を  $P$  (MPa) とすると、 $t = 0.027P$  の条件において均一加熱が実現されることがわかる。この結果から、均一加熱の実現には、加圧力を低くすると、断熱層厚さを小さくする必要もあることもわかる。

## 6. 結言

抵抗加熱を利用したアルミニウム合金の半溶融鍛造法の実現に不可欠なビレットの安定した均一半溶融抵抗加熱を、つぎの工夫により可能にした。

- (1) ビレットと銅電極の間への断熱層の挿入により、銅電極への熱の逃げを抑え、加熱効率を向上させた。
- (2) 投入電力量制御の導入により、短時間での安定した抵抗加熱を実現した。これにより、共晶線温度での液相率の制御も可能になり、液相率の全率制御を実現にした。
- (3) 鍛造作業に支障を来たすパークの発生に関して、その防止条件 (SUS304 断熱層に対して) を明らかにした。電氣的接触確保のためのビレットと断熱層との公称接触圧力、すなわち加圧力を  $P$  (MPa)、通電電流の公称実効電流密度を  $I_N$  ( $A \cdot mm^{-2}$ ) とすると、防止の条件は  $P > 0.1 \times I_N$  である。
- (4) ビレットの均一加熱実現のための断熱層厚さと通電時加圧力の関係を明らかにした。断熱層の厚さを  $t$  (mm)、加圧力を  $P$  (MPa) とすると、均一加熱実現の条件は  $t = 0.027P$  である。

## 謝辞

本研究は天田金属加工機械技術振興財団からの助成 (AF-2002025) のもとに行われた。ここに記して感謝します。

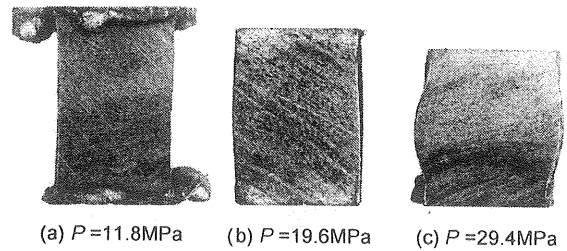


図 12 通電時加圧力の加熱状態への影響 (断熱層厚さ : 0.5mm, 投入電力量 : 15kJ)

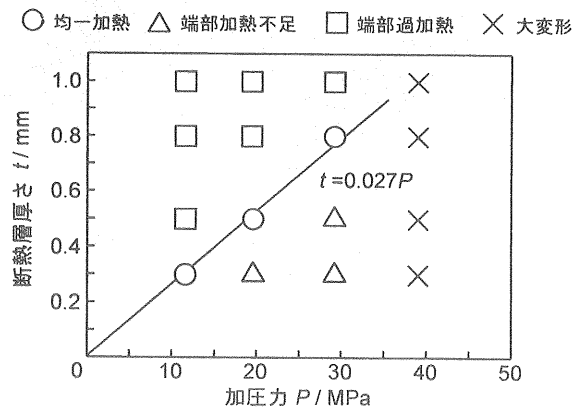


図 13 断熱層厚さと加圧力が及ぼすビレットの加熱状態への影響

## 参考文献

- 1) Nicholas, N.H., Trichka, M.R. & Young, K.P.: Application of semi-solid metal forming to the production of small components, 5th Int'l Conf. on Semi-Solid Processing of Alloys and Composites (1998), 79-86.
- 2) Idegomori, T., Hirono, H., Ito, O., Kimishima, S. & Mizoue, K.: The manufacturing of automobile parts using semi-solid metal processing, *ibid.*, (1998), 71-77
- 3) Park, H. J., Kang, C.G., Kim, B.M. & Choi, J.C.: Application of semi-solid forging to the manufacturing of automobile part, Proc. of Int'l Symposium on Advanced Forming and Die Manufacturing Technology (1999), 77-82.
- 4) Maki, S., Harada, Y. & Mori, K.: Application of resistance heating technique to mushy state forming of aluminium alloy, *J. Mater. Process. Technol.*, 125-126 (2002), 477-482.
- 5) 牧清二郎・柴田剛志・森謙一郎・原田泰典・牧野泰育: アルミニウム合金半溶融鍛造への抵抗加熱の応用, *塑性と加工*, 45-522 (2004), 535-539.
- 6) 牧清二郎・柴田浩臣・森謙一郎・牧野泰育: 半溶融鍛造のためのアルミニウム合金ビレットの安定した均一抵抗加熱策, *塑性と加工*, 投稿中.