

早稲田大学審査学位論文(博士)

アルミニウム合金の熱間
直接押出しに関する研究

1993年12月

沖 善成



①

アルミニウム合金の熱間
直接押出しに関する研究

1993年12月

沖 善成

目 次

第1章 序 論	1
1.1 はじめに	1
1.2 押出加工法の概要	2
1.3 従来の研究	8
1.3.1 ビレットの誘導加熱温度分布に関する研究	8
1.3.2 押しメタルフローに関する研究	8
1.3.3 押し圧力、温度、速度等の計算に関する研究	10
1.3.4 押しダイスに関する研究	11
1.4 本研究の目的	12
1.5 本論文の構成	16
第2章 誘導加熱したビレットの温度分布解析	19
2.1 緒言	19
2.2 ビレット内部の温度分布解析	20
2.3 結果及び考察	26
2.4 結論	31
第3章 押し時の6063アルミニウム合金ビレット後端部のメタルフロー解析	32
3.1 緒言	32
3.2 実験方法及び結果	34
3.2.1 格子線解析法によるビレット断面のメタルフロー観察	34
3.2.2 4043アルミニウム合金をトレーサに使ったビレット表面のメタルフロー観察	38
3.2.3 ビレット長さとしビレット後端部表皮の巻き込みの関係	42
3.3 考察	45
3.4 結論	48
第4章 押しダイス構造を考慮したアルミニウム合金の押し圧力計算	50
4.1 緒言	50
4.2 押し圧力の理論計算法	52
4.3 押しシミュレーションの精度	59
4.3.1 押しシミュレーションの精度確認実験	59
4.3.2 押しシミュレーションの精度確認結果及び考察	60
4.4 ダイス設計検討	62
4.4.1 ダイス設計検討への適用	62
4.4.2 ダイス設計検討への適用結果及び考察	63
4.5 結論	66

第5章 アルミニウム合金中空型材熱間押し用鑄造ダイス	67
5.1 緒言	67
5.2 実験方法	68
5.3 結果及び考察	72
5.4 結論	78
第6章 アルミニウム合金中空型材熱間押し用新形状ダイスとその製造法 ..	79
6.1 緒言	79
6.2 アルミニウム合金中空型材熱間押し用半球状ダイスの形状設計法	80
6.2.1 形状設計方法	80
6.2.2 結果及び考察	83
6.3 アルミニウム合金中空型材熱間押し用半球状ダイスの鑄造法	90
6.3.1 実験方法	90
6.3.2 結果及び考察	91
6.4 鑄造法によるアルミニウム合金中空型材熱間押し用半球状ダイスの 加工歩留り及び寿命の向上	95
6.4.1 実験方法	95
6.4.2 結果及び考察	96
6.5 結論	97
第7章 総括と将来への展望	99
7.1 総括	99
7.2 将来への展望	106
付録1. 押し材料歩留りとダイスコストの関係によるダイス使用限界計算法	107
付録1.1 緒言	107
付録1.2 計算法	108
付録1.3 考察	110
付録1.4 結論	111
参考文献	112
研究業績	116
謝辞	117

第1章 序論

1.1 はじめに

押し加工法は、1795年イギリスでJohn Bramahが、水道管用の鉛管を製作するために、縦型プレスを発明し特許をとったことが最初と言われている。その後、水平横型プレスが発明され、銅合金の熱間押しがおこなわれてきた。第二次世界大戦にかけて、ヨーロッパで航空機用アルミニウム合金押しが、プレスの発達とともにおこなわれるようになった。

日本では、昭和30年代から建築材料である窓枠（サッシ）のアルミニウム化がはじまった。従来の鋼製サッシに比べて耐蝕耐候性に優れ、外観上も美しいことから使用されるようになった。アルミニウムサッシも、初めは板材を曲げ加工して作られていた。しかし、押し性の良好なAl-Mg-Si系6063合金が開発され、押し加工によって加工精度が高く、大量生産も可能な押し型材を使用した機能的にも優れたアルミニウムサッシが普及していった。

押し加工法は、圧延加工法と異なり押しダイスを交換することによって、最終製品形状が一工程で成形できるという優れた特長を持つものであり、現代の基本的市場要求である多品種少量短納期生産にとって、他の加工法に比べて有利なものである。また、この技術は、基礎研究面より実働機における改善の積み上げが多いものであった。これまでの建築材料としては、それで十分対応できたが、生産性向上とサッシ用型材の薄肉化、要求寸法精度の向上、そして、大型型材の増大に対し、現場技術の積み上げだけでは、要求品質を満たすことが困難になってきた。その結果、基礎的かつ数値的に解析研究をおこなうことの重要性は高いものとなった。

これまでも押し加工法について実験室規模で軸対称ダイスなどを取り扱った研究はあったが、実働機のダイスに関するものは少なかった。一方、実働機においては、押し生産性をはじめとして、あらゆる問題がすべて押しダイスに起因するものとされ、どのような場合においてもダイス形状を変更して問題解決を図ろうとしてき

た、この結果、押出生産性を高めるために、ダイスのメタルフローに対する抵抗を下げる場合、経験的ダイス設計法では種々の制約条件を考慮しなければならないものとなった。しかし、このような制約条件のうち本質的にダイスが原因となることが数値的に明らかなものは少なく、過去にダイスを変えた場合に問題が解決されたという単なる事実が、経験的ダイス設計制約条件として蓄積されたにすぎないことが大半であった。

そこで、高い押出生産性を実現するダイスを研究するためには、このような経験的制約条件を取り除くことが必要である。そのためには、基本的課題解決としてダイスのメタルフロー制御機能にとって重要なメタルの変形発熱初期条件となるビレット加熱問題や、ビレット表皮巻き込み挙動に大きな影響を及ぼすコンテナ内でビレットを初期圧縮する際のメタルフローについて研究し、そのメカニズムを明らかにする必要がある。これらが解決された上で、さらに押出生産性向上と製品の品質向上を図ろうとすると、従来の押し出しダイス設計段階における押出生産性の数値評価をおこなう必要性がでてくる。これによって、はじめて押し出し圧力に耐えるダイス強度とメタルフローに対するダイス抵抗のバランスを最適化することが可能となる。多品種少量短納期生産にとって、押し出しダイスの製作時間を短縮する方法を研究することは非常に有意義である。また、従来のダイス形状は、ダイス製作時間や製作コストも制約条件となっていた。そこで、このような制約条件を取り除くことのできるダイス新製造法は、押出生産性をさらに向上させることのできる新形状ダイスを可能にするものである。

本研究は、以上のように従来のアルミニウム合金熱間直接押し出しの基本的課題解決と、押し出しダイスの数値評価法並びに新製造法に基づいて、この高生産性新形状ダイスを研究するものである。

1.2 押し出し加工法の概要

アルミニウムの押し出し加工法には、直接押し出し法、間接押し出し法、静水圧押し出し法、コン

フォーム押し出し法などがあり、押し出し材料の加工温度領域の違いによって、それぞれ冷間法、温間法、熱間法がある。以下、順に、その概要を示しながら、熱間直接押し出しに関する本研究の位置づけを明らかにする。

まず、直接押し出し法には、冷間直接押し出し法と熱間直接押し出し法がある。この中で、サッシ形材を押し出す場合に用いられている方法は、大部分の場合、横型プレスによる熱間直接押し出し法である。直接押し出し法は、次に述べる間接押し出し法よりも、設備面でシンプルであり、形材がコンテナ内径より大きいスプレッド押し出しが可能ない点に特徴がある。いずれの場合も、生産性に最も影響を及ぼすものはダイスであり、そのメタルフローに対する抵抗が小さいことが非常に重要である。中空材を作るためには、マンドレルのついたダイスコアをもつポートホールダイスなどを用いて、Fig.1-1で示すように単動プレスで押し出す方法と、ステム先端にマンドレルを取り付けて、Fig.1-2で示すようにステムが二重になった複動プレスを用いる方法がある。サッシ形材に使用する6063アルミニウム合金は溶着性が良好なため、ポートホールダイスによる単動プレスを用いる場合が大部分である。単動プレスで用いるダイスには、Fig.1-3で示すように、ポートホールダイスの他にスパイダーダイスやブリッジダイスがある。両方とも押し出しにおけるメタルフローの抵抗は小さいが、スパイダーダイスはスパイダーとダイリングを現物合わせする際の摺り合わせに手間がかかり、ダイス加工費が高いという短所がある。さらに、ブリッジダイスも、その形状からダイス加工時間が長いことが欠点である。また、ダイスコアがコンテナ内に入り込んだ

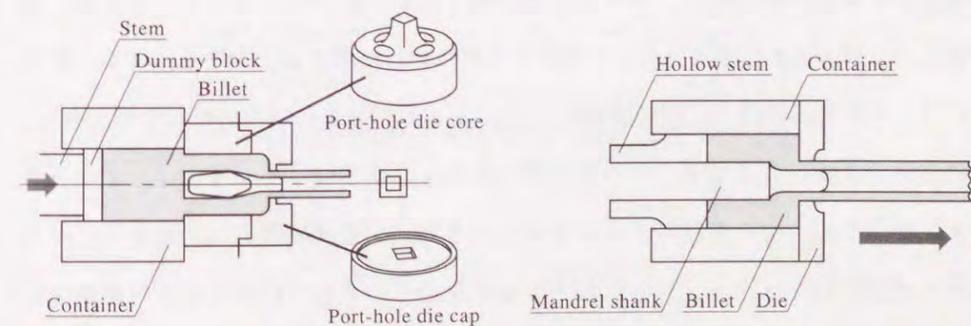


Fig.1-1 Single-action press and port-hole die.

Fig.1-2 Double-action press and mandrel pipe.

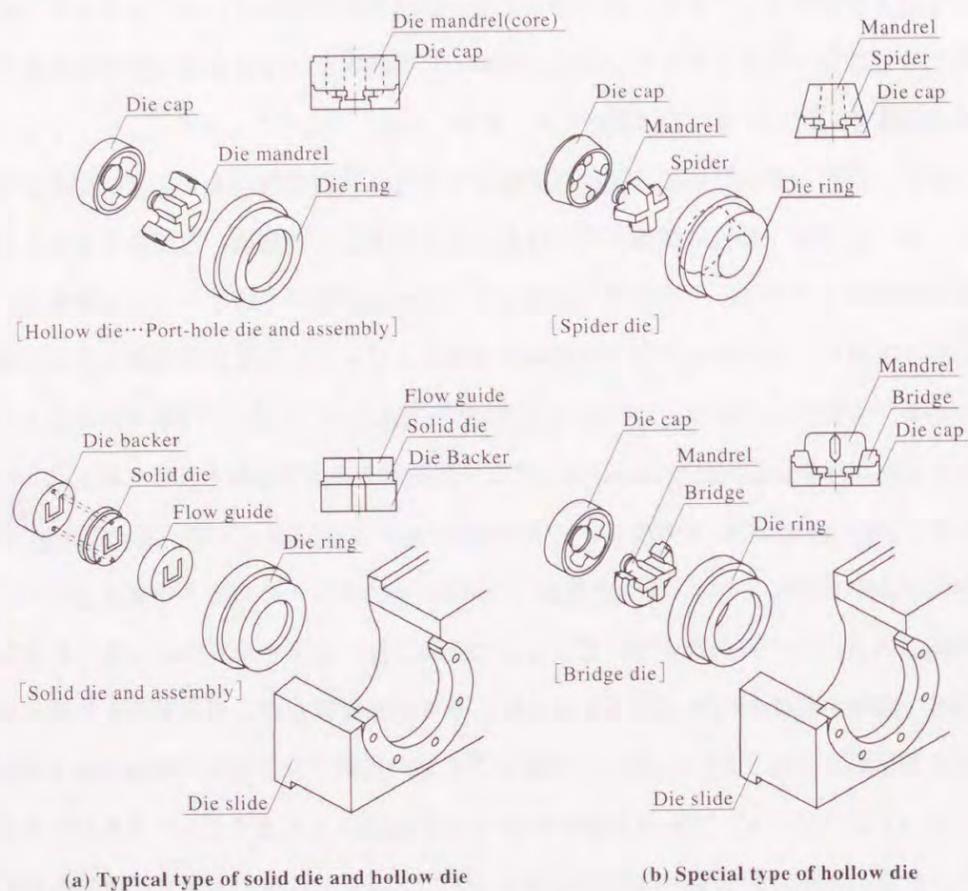


Fig.1-3 Kinds of Dies.

状態を使用するため、ビレットを押し出した後ディスク（押滓）を除去する方法として、シヤを用いて切断除去することができない。そこで、ブリッジダイスの場合は、押し出し終了時に、コンテナ内に残ったディスクとコンテナ内壁との摩擦力で、ダイスからディスクを除去するために時間も長くかかる。また、除去時にコンテナとの摩擦を使うためにディスクを大きく残すことが必要である。このため、歩留りも下がるといった生産上不利な点が多い。そこで、ポートホールダイスのようにシヤを用いてディスクを除去し半連続押し出しが可能で、ダイス加工時間が短くメタルフローに対する抵抗が小さいダイスの研究は大変重要である。しかし、これらスパイダーダイスやブリッジダイスの特徴として、メタルフローに対する抵抗が小さいという点は着目すべきものである。

ところで、アルミニウム合金の熱間直接押し出しで使用されるビレット加熱方法としては、ガス加熱方式と誘導加熱方式がある。国外では、ガス加熱方式も多く使用されているが、国内では、石油ショック以来、省エネルギー効果を優先させるために誘導加熱方式が多く用いられている。これは、押し出された材材温度を一定にする等温押し出しを行うために、テーパヒートを施す必要性からも用いられている。ビレット加熱の温度分布は、押し出しの安定性に大きく影響するので安定した加熱による適切なテーパヒート温度分布は重要である。ビレットを加熱して使用する目的は押し出材料の変形抵抗を小さくするためであるが、先に述べたように所定の形状を押し出すために用いるダイスによって制御されたメタルフローは、材料が変形発熱を起こして変形抵抗が変化することによって影響を受ける。そこで、ビレットの加熱温度分布に関する研究は、ダイス設計の基本的課題を明らかにする上で重要な意味を持つ。

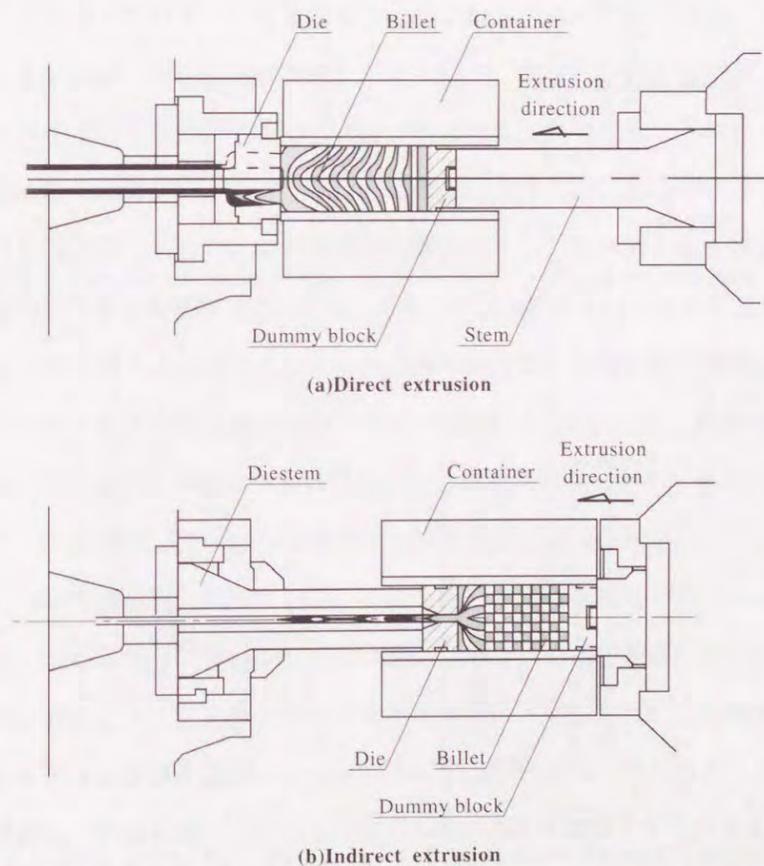


Fig.1-4 Direct Extrusion and Indirect Extrusion.

のである。

Fig.1-4に、直接押出法と間接押出法の違いを示す。間接押出法は、ピレットとコンテナの相対的な動きがなく、コンテナとピレット間に摩擦が生じないため、押出圧力が小さくメタルフローも均一なもの得られる。これによって、高い寸法精度が要求されるアルミニウム合金製の管材や棒材の押出しに主として用いられている。しかし、建築材料で使用されるアルミニウム合金が現在は主に軟質系であることと、多品種少量生産では頻繁なダイス交換を必要とするために、直接押しよりダイス交換に時間を要する間接押出法は、サッシ材の押出しに用いられることは少ない。間接押出法においてもダイスが生産性にとって重要であることはいまでもなく、本研究課題としているメタルフローに対する抵抗の小さいダイスの研究は、直接押しに関するものと同様な価値がある。

それでは、次に、他の押出加工法について特徴を述べ、本研究対象とした直接押出加工法との相違を示す。まず、Fig.1-5に示す静水圧押出法は、ピレットとコンテナ間に圧力媒体をいれ、プランジャを押し込んで圧力を高め、その圧力によって材料を押し出すものである。間接押出法と同様にピレットとコンテナ間に摩擦がなく、押し出される材料とダイスベアリング面の間に圧力媒体が入り込み、強制潤滑効果を果たし、均一なメタルフローが得られる。また、ピレットに高静水圧をかけて押し出すので、難加工脆性材料の押し出しにも用いられる。しかし、ピレット挿入時の圧力媒体出し入れに時間を要するという問題があり、特殊な物の押し出しに限られている。Fig.1-6に示すコンフォーム押出法は、ワイヤ状の素材を溝の付いたホイールにそわせ、ホイールが回転する時に生じる素材との摩擦力によって、素材をダイスに押し当て、ダイス孔から材料を押し出すものである。この方法は、連続押し出しが可能であるが小さな形材に適用が限られている。最近では、Fig.1-7に示すように、ワイヤ状の素材を凝固させながら固まった部分をダイスに押し当てて、ダイス孔から材料を押し出すことも考案されている。このように、ピレット製造工程を省略する方法としては、Fig.1-8に示す半溶融押し出し法がある。また、耐熱性、耐摩耗性、耐振性を得るために、従来の鋳造法では得られなかった合金を、粉末冶金法で粉末を製造し、そ

れを固めてピレットを作り押し出すこともおこなわれている。また、先に述べた静水圧押し出し法や間接押し出し法を使って複合材の押し出しもおこなわれている。さらに、中空押し出し材の製造過程の特徴を生かして、押し出し材の先端を密封して押し出し、中空材内面をガス放出の少ない状態にした超高真空用材料もつくられている^{1) - 12)}。しかし、産業界での生産量は、熱間直接押し出し加工法を用いた場合に比べていずれも小さいものであり、本論文で熱間直接押し出し加工法を研究対象とした意味もこの点にある。

以上、各種押し出し加工法の概要について述べると共に、ダイスの重要性について明らかにしてきた。ダイスは押し出し材料のメタルフローを単に制御するのみならず、材料の変形発熱で起こる変形抵抗の変化によるメタルフローへの影響も含めて制御するこ

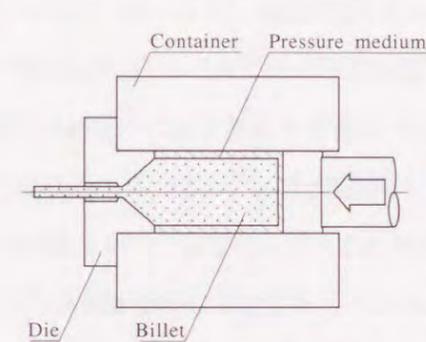


Fig.1-5 Hydrostatic Extrusion.

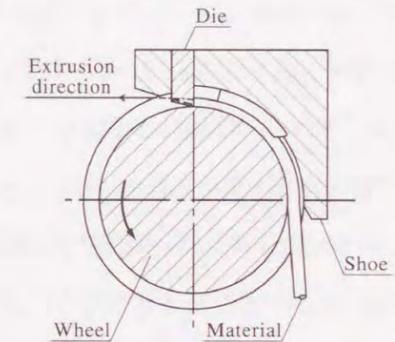


Fig.1-6 Conform.

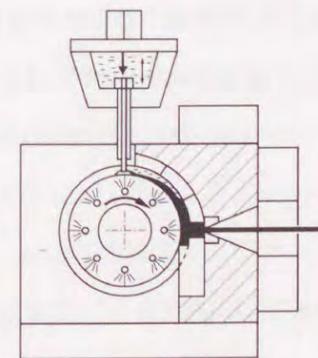


Fig.1-7 Principle of CASTEX system for direct transformation of liquid metal to extruded section.

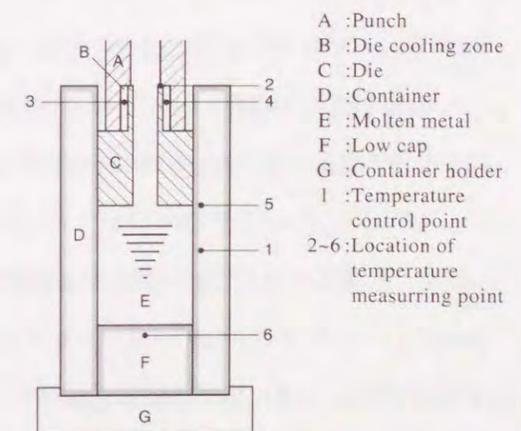


Fig.1-8 Direct Extrusion of Molten Metal.

とによって材料を成形するものである。そこで、まず基本的課題解決として、ダイスのメタルフロー制御機能にとって重要な、メタルの変形発熱初期条件となるピレット加熱問題に関する従来の研究について述べる。

1.3 従来の研究

1.3.1 ピレットの誘導加熱温度分布に関する研究

楯野¹³⁾は、ピレット長さが種々変化しても均熱加熱やテーパ加熱ができ、かつ加熱効率も良いピレットヒータとして、省エネルギー型多層巻きコイルで三相コイルを切り離す方式を報告している。竹内¹⁴⁾は、数値計算を用いてテーパ加熱法と均一加熱法について比較検討している。欠陥を抑制する条件を考慮すると押出材の温度を下げ押出速度を高めるためには、テーパ加熱法が最適と結論づけている。竹山ら¹⁵⁾は、コイル内でのピレット表面への供給電力密度分布を種々変更して加熱する場合、加熱後の押出工程に至るピレットの熱履歴も含めて、押出工程に必要な温度分布、昇温特性の解析をシミュレーションによって検討している。A.A.Tsengら¹⁶⁾は、有限要素法を使ってピレットの予熱システムの熱挙動をシミュレートする効果的な数学モデルを開発している。

しかし、いずれも本論文で取り上げた予備加熱後本加熱をおこなう実作業時のピレット断面温度分布変化、特に実作業で問題となる予備加熱と本加熱とともに室温からおこなう際にピレット加熱時間が変動する問題について明らかにしたものではない。

1.3.2 押出しメタルフローに関する研究

押出しのメタルフローは、コンテナやダイス内の材料の流れであり、押出された成形材の精度や表面品質に重要な影響を及ぼしている。ダイス内のメタルフローをコントロールして、押出成形材の寸法精度や表面品質を確保することが、ダイス設計で重要な課題である。しかし、複雑な三次元塑性流動を解析的に解くことは、非常に

高度な問題である。その一方、実際に試行錯誤でダイスを製作し、押出しをおこなうことは比較的容易である。このために、押出技術の改善は、先にも述べたように、基礎的研究より現場の押出し結果の集積に依存することが多かった。しかし、実験室規模のものを中心とする従来の研究として、岡庭¹⁷⁾⁻¹⁹⁾は、ラジオ・アイソトープをトレーサとして用いて、押出欠陥の原因解明のためにメタルフローと合金組成や押出速度との関係を調べ、ピレット表皮の押出し中のフローやフローガイドによるメタルフロー、フローガイド内の残存メタルフローやホローダイスのメタルフローについて調べている。また、時澤ら²⁰⁾⁻²⁵⁾は、薄肉異形材の熱間押出しの押出圧力を低下させるメタルフローを決定できるダイス形状の諸寸法を最適にする実験式を提案している。また、押出加工の際に、ピレット表皮のメタルフローを観察するために、3003アルミニウム合金を6063アルミニウム合金ピレットに被覆して押出している。これによって、ディスク内ピレット表皮の残留率が高くなるダミーブロック形状を示している。

しかし、いずれもピレットをコンテナ内に充填させる初期圧縮におけるメタルフローについて論じたものではなく、他にもこの点について研究しているものは見あたらない。すなわち、実働機における押出加工では、ピレットを容易にコンテナに挿入するために、コンテナ内径よりピレット外径は小さく設定し、一定のクリアランスを設けている。しかし、実験室規模の研究においては、このクリアランスを極力小さくしており、ほぼ側面拘束状態で変形がおこなわれる。その結果、初期圧縮に関する研究は充分ではなかったのが実状である。特に、時澤らの提案した球状面ダミーブロック形状では、本研究によって明らかにするピレット初期圧縮挙動から考えると、実働機におけるピレット表皮の残留率向上効果は期待できないものである。著者らは、時澤らの研究以前にピレットの初期圧縮挙動解析結果を応用して、初期圧縮時に縮まるピレット長さに相当する凸型のダミー形状を独自に提案している²⁶⁾。本研究は、ダイスを主眼にアルミニウム合金の熱間直接押出しについて研究している。はじめに、メタルフローを制御するダイスの研究をおこなう前提としてコンテナ内のメタルフローについて明らかにしている。

1.3.3 押出圧力、温度、速度等の計算に関する研究

従来、押出圧力を求める計算には、コンテナ内径と押出される型材断面積で決まる押出比の項と、コンテナとピレットの摩擦力を決めるピレット長さの項が含まれている。研究面では、さらに押出しが進むに伴い発生する機械的熱エネルギーによる温度上昇や押出速度を考慮したものとして次のようなものがあげられる。

竹内^{27), 28)}は、押出し中の温度上昇を熱計算によって求め、製品、ダイス、コンテナの時間変化による温度上昇を明らかにしている。また、押出し時のデッドメタルゾーンで、囲まれた部分の熱計算をおこない、押出し中のピレット内部の温度変化と押出圧力の変化を検討している。G.E.Macey²⁹⁾は、アルミニウムの二次元熱間押出しの数値モデルを開発して押出速度、ピレット温度、及び、静的降伏応力が、押出しの際に発生する最高温度とラム荷重に対して、いかに影響するかを研究している。W.Misiolek³⁰⁾は、健全な押出型材が得られる最高押出速度が、押出性の指標になることを調べている。S.Onurlu³¹⁾は、押出加工の適正条件を求めるために、ピレット、押出型材温度、及び、工具温度を、数値計算で求める研究をおこなっている。モデルには変形部における歪速度を計算する Avitzur の式を用い、各段階の熱発生と歪速度の式を解くための計算プログラムを開発し、アルミニウム合金の押出加工法について実験結果と比較している。M.Lefstad^{32), 33)}は、99.7% Al, Al-Mg-Si, Al-Zn-Mg 合金の押出しをおこない、押出比、押出速度、ピレット温度を変えた場合に、種々の押出断面におけるダイス各部の温度を熱電対を用いて調べている。

G.Lang³⁴⁾は、押出荷重、摩擦力、変形抵抗、押出し出口温度などの温度依存性を、実験的に調べている。測定結果から実験式を求め、異なる実験条件にも有効な係数を示している。P.K.Saha³⁵⁾は、アルミニウム熱間押出し中のピレット内温度分布を数値計算し、45° のデッドメタルゾーンを想定して、変形応力、歪速度、熱的性質は、ピレット内で一定とし差分方程式を解いている。T.Sheppard³⁶⁾は、押出し時のピレット温度と押出圧力の間には直線関係があることから、押出材の形状による温度補正をおこない、補正係数と押出圧力の関係を得た。R.Akeret³⁷⁾は、アルミニウム合金押出工程における工具温度、ピレット温度の変化と、これに対す

る押出条件の影響、押出長さとコンテナ内におけるピレットの温度勾配との関係など、押出しの種々の条件における熱収支について検討している。

しかし、これらの研究も軸対称形状であるコンテナ内でのメタル温度などを考慮したものも多く、実際に使用されているダイス構造を含めたものではない。さらに、これらはいずれも基本的に与えられた押出条件に対して必要な最高押出圧力を求めるもので、逆に、与えられた最高押出圧力によって得られる押出速度や、設定押出速度に到達するまでの時間を数値的に求める研究はこれまでおこなわれたことはない。設定押出速度にどのようにして短時間で到達できるかということは、押出機設置後の工場において押出生産性上、最も重要な課題である。

1.3.4 押出しダイスに関する研究

押出しダイス技術としては設計、加工、型材質などに関するものがある。R.J.Fiorentino³⁸⁾による、ダイスベアリング部を長くして冷却部を設け、押出速度を向上させた研究がある。しかし、ダイス設計やダイス修正は、現場の試行錯誤の押出し結果を蓄積したスキルを基にした「技(わざ)」が主で、実用上も生かすことのできる研究は少なく、特に、ダイス修正に関するものは非常に少ない。この理由としては、ダイスの加工精度や形状測定精度が低く、ダイスの挙動を数値的に論じることができず、ダイスを実際に使用してその押出し結果を確認するほかに方法がなかったためと考えられる。しかし、ダイス加工精度の向上や、三次元測定機等によって数値的に論じることが可能となり、ダイス修正精度も向上した現在、この分野は、今後一層研究する必要がある。これは、押出工場の自動化が押出機などに関しては進んでいるが、多品種少量生産のためにダイスを準備する工程では、むしろ人員的に増加していることから、押出工場における総合生産性を向上させるためには重要な課題といえる。

建築業界においても、建築現場における人手不足対策として、現場の機械化が進められており、建築部材としてのサッシやカーテンウォールなども大型化している。この結果、用いられるアルミニウム型材も大型化し、当然使用される押出しダイス

も大型化してきている。

ダイスの大型化によるダイス重量の増大は、押出しのためにダイスを準備する工程や、ダイス修正において人手でダイスを取り扱う場合に障害となる。また、ダイス製作も長時間を要することはいうまでもない。これに対しては、従来から、鑄造法によるダイス製作が試みられてきた。しかし、これは、従来品と変わらない寿命のものもある反面、1本のピレットを押出しただけで破損する場合も多く、信頼性に欠けるものとして、今日ではかえりみられないものとなっていた。

本研究は、この点に着目し、鑄造凝固過程を数値解析法を使って詳細に検討し、ダイスの特定部分に必要な強度を与える凝固制御鑄造法を得たものである。さらに、これによって高押出生産性新形状ダイスを可能とするものであることは先に述べたとおりである。

1.4 本研究の目的

押出工場における操業条件は、基礎的研究結果に基づくものよりこれまでの経験的結果を統計的品質管理手法によって整理し設定されたものが多かった。これも、目に見える要素についてのみ管理されていたにすぎず、その他の目で見ることのできない要素については全く人の経験と勘に任されていた。その代表例が温度管理である。通常ピレットの温度測定箇所はピレット先端部一点であり、測定もピレットを1本押出す毎に1回という頻度で、ピレット全体の温度分布や、加熱後の時間経過に伴う温度変化といったものは測定していない状態であった。温度による影響を数値的に考慮できないまま他の項目をいろいろ変化させて、各種挙動をコントロールしようとしていた。最も典型的なものが、押出しダイスであった。ダイスは、押出工程において最も影響が大きく、品質と生産性をともに決定すると言っても過言ではない。しかし、ダイスの温度管理は初期加熱温度を設定しただけで押出機に装着し、押出している間は特に温度コントロールはしていないのが、6063アルミニウム合金を主に押出している工場の一般的な現状であった。もちろん、ダイス内の温度変化

や分布などは測定することも煩雑で、アルミニウム変形流動中の温度などは、実用的には測定不可能と言ってよい。しかし、ダイスの加工精度が向上し、速度、引張力、ピレット成分などの管理レベルが向上してくると、その他の未管理項目のバラツキが、現場での押出挙動に直接影響することになる。

一方、ピレット加熱に関する従来の研究において、誘導加熱の特性やピレット温度分布の解析に関して、実際の現場に使用されている形態の炉に応用できるものは少なく、特に、大径ピレットにおける問題点を扱ったものは見あたらない。また、ピレットをコンテナに装填し、圧縮充填した時のピレット表皮のメタルフローに触れたものはない。押出圧力計算についても、中空型材を押出す場合によく用いられているポートホールダイス構造の違いを考慮したものはない。さらに、コスト面で大きな比率を占めるホローダイスについて、コスト、製作期間短縮の点から新製作法を示したものはない。さらに、アルミニウムの熱間押出しに必要な材質特性や押出特性を考慮したダイスに関するものはない。

このような研究と押出工場の現状からみて、国内で最も使用量の多い6063アルミニウム合金の熱間直接押出しについて、材料加熱から初期圧縮、初期押出し、等速押出しと材料に加わる加工の順に、従来明らかにされてこなかった経験的ダイス設計法における制約条件を取り除く。また、押出しダイス設計法に関しても数値的評価法を確立する。さらに、従来の経験的ダイス設計法において、製作時間上の制約からくる形状制約条件を、ダイスの新製作法について研究することによって取り除く。これによって、従来に比べてダイスのメタルフローに対する抵抗が小さく押出生産性の高い新形状ダイスを開発することを目的とする。

そこで、本研究は、まず、ピレット加熱による温度分布や、ピレットのコンテナ内におけるメタルフローによるピレット表皮巻き込み問題のような基本的課題を解析的に明らかにする。そして、これまで押出生産性を高めるために、ダイスのメタルフローに対する抵抗を小さくする際に、経験的ダイス設計法では制約となっていた条件を取り除くことを目的とする。経験的ダイス設計法におけるダイス設計制約条件としては、押出し不安定挙動に関するものとして、耐圧強度以上にダイス厚みが必要

なことと、ピレット表皮巻き込みに関するものとして、巻き込んだピレット表皮が押出型材の特定部分に集中して流出しないようなダイス内部メタルフローにするというものである。これらの制約条件は、いずれもメタルフローに対する抵抗を大きくするものである。さらに、押出生産性にとってダイスは最重要とされながら、実際のダイス構造に関する数値評価法は、三次元塑性流動解析という実用的には高度な問題となるために、基礎研究面では二次元形状を扱う範囲を越えるものはなく、実際のダイスの押出生産性に対する数値評価法はないに等しかった。そこで、本研究では、重合せの原理とでもよぶべき方法によって、実際のダイス構造が及ぼす押出生産性への影響を数値的にとらえることを可能にするるとともに、押出生産性の評価数値として押出機のもつ最大押出圧力で達成可能な押出速度計算法を研究することを目的とする。このようにして、従来の経験的ダイス設計法の制約条件を取り除くとともに押出生産性に対するダイス設計評価法を確立することを目的とする。また、従来の経験的ダイス設計法の制約条件には、先にも述べたようにダイス製作上からくるものもあった。即ち、従来のダイスは鍛造無垢材からすべて切削加工により製作されるので、その切削量があまりにも多くなることは、製作時間とコストの増大をもたらすため、ダイスの基本形状には制約があった。そこで、本研究では鋳造法を用いて信頼性の高いダイスのニアネットシェイプブロック製作法を研究することによってダイス製作時間の短縮を可能とし、さらに、この新製作法を使って従来の経験的ダイス設計法の範囲では到達できなかったダイスのメタルフローに対する抵抗低減を可能とするダイス新形状を研究することを目的とする。

具体的研究内容を述べると、ピレット加熱については、従来の研究のように単に1本のピレットを加熱した際の温度分布ではなく、加熱装置作動開始時の初期加熱における問題点と、次々とピレットを加熱していった際のピレット温度分布の変化について研究する。これによって、押し出し前のピレット温度分布を定量的に明らかにし、安定した押し出しに必要な加熱条件を得る。次に、加熱が終わったピレットは搬送されコンテナに挿入後、コンテナとピレット間の空気を除くためにピレットがコンテナ内に充填するまで圧縮される。従来、この段階のメタルフローに着目されたこ

とはない。そして、押し出す時の押し出し圧力計算について、型材押し出しの場合、従来考慮されてこなかったダイス構造の影響を反映した計算式を考案し、押し出しダイスの性能評価値となる設定押し出し速度までの初期押し出し速度変化を研究する。さらに、押し出し工程にとって最も重要と言ってよい押し出しダイスについて、多品種少量短納期生産性を向上させるために、ダイス加工時間が特に長時間かかる中空型材用ダイスコアのニアネットシェイプブロックを鋳造法を使って作り、仕上げ加工時間短縮を図る。さらに、このダイス鋳造法を生かし、押し出し抵抗の小さい超軽量な新形状ダイスを研究する。

この分野は先にも述べたように、これまでは主に現場主導で改善が図られてきたが、従来の研究では着目されなかった点について、押し出し材料の加工順に従って基礎から研究することは、アルミニウム合金押し出し型材生産量が、今後も一層増大すると予想されることから重要な価値があるといえる。

以上、本研究の目的としてまとめると、従来、すべてダイスが原因とされ、ダイス形状を変えて問題解決を図ろうとした経験的ダイス設計法において、メタルフローのダイスに対する抵抗低減の制約条件となる基本的課題解決のために、まず、アルミニウム合金熱間直接押し出しのピレット初期加熱による温度分布、ピレット初期圧縮におけるメタルフローについて明らかにする。次に、与えられた押し出し条件に対して必要な最高押し出し圧力を求める従来の計算方法にとどまらず、実生産で重要な課題であるダイス構造の押し出し速度に対する影響の数値評価法について研究し、最高押し出し圧力、及び、初期押し出し速度変化について明らかにする。これによって、ポートホールダイスやソリッドダイスについて、押し出し圧力に耐える必要強度を保持しながら最も低いメタルフローに対する抵抗をもつダイス設計法を実現する。さらに、経験的ダイス設計法のダイス形状制約条件であるダイス製作時間を、鋳造法を使ってダイスのニアネットシェイプブロックを作り仕上げ加工時間短縮を図る。そして、この鋳造法を使い押し出し抵抗の小さい軽量な半球状耐圧構造の新形状ダイスを開発することを目的とする。

すなわち、

- ① 経験的ダイス設計法では、ダイスが原因で発生すると考えられてきた押出挙動の不安定性を、誘導加熱でピレットを予備加熱、本加熱とおこなうタイプの加熱時のピレット温度分布を明らかにすることによって解決を図り、ダイスの制約条件を取り除くことを目的とする。
- ② 同じく経験的ダイス設計法では、ピレット内部に巻き込んだピレット表皮が押出型材表面に集中するメタルフローとならないことをダイス設計条件としてきたが、6063アルミニウム合金熱間直接押出しの初期圧縮におけるピレット後端部のメタルフローとピレット表皮の巻き込みメカニズムを明らかにすることによって、本質的にピレット表皮の押出型材表面への巻き込み問題の解決を図り、ダイスの制約条件を取り除くことを目的とする。
- ③ 以上のように押出しの非数値的基本課題を解決し、次に、従来の経験的ダイス設計法では数値的に扱うことのできなかつたポートホールダイスの構造を考慮した押出圧力と押出速度を数値的に求めることを可能とする計算法を開発し、押出速度を増大できるダイス設計法を実現する。
- ④ さらに、従来の経験的ダイス設計法ではダイスの製作時間上の条件からも形状は制約されていたが、鑄造法を使ったダイス新製造法により、押出しダイスのコスト、製作時間短縮を図ることによって制約条件を取り除くことを可能とする。
- ⑤ そして、このダイス新製造法を用いて経験的ダイス設計法を越える押出生産性を実現する押出抵抗低減と軽量化を図った新形状ダイスを開発する。

1.5 本論文の構成

本論文の構成は、第1章序論から第7章総括と将来への展望まで全7章で構成されている。また、参考としてダイス使用限界計算法について付録で述べている。以下に、順を追って各章の概要と、その構成について述べる。

第1章序論では、押出加工法の歴史的発展と日本における押出加工の大きな分野として、アルミニウムサッシ型材押出しの現状について述べた後、各種の押出加工

法の概要を述べることによって、本研究主題である熱間直接押出加工法と他の押出加工法との相違を明らかにしている。次に、従来の研究を紹介して本研究の必要性を示し、これを受けて本研究目的の内容について述べている。

第2章では、押出しの不安定性対策として経験的ダイス設計法においてダイス形状に課せられている制約条件を取り除くために、まず、単に温度を測定するだけでは判明しない加熱されたピレット温度分布の基本的傾向を、数値計算モデルを使って研究することによって本質的に明らかにしている。実測だけでは実働機の場合影響する因子が多く、それらの因子も変動が大きくて基本的な影響因子を見極めることが困難な場合がある。その点、数値計算モデルは、基本因子の影響だけを確認する上で非常に有効なことは言うまでもない。数値計算モデルを使ってピレットを予備加熱後、本加熱をおこなう場合の誘導加熱時ピレット温度分布を明らかにしている^{39), 40)}。

第3章では、同じく経験的ダイス設計法でピレット表皮の巻き込み対策として制約条件となっていた基本的課題解決を図るために、従来着目されることの少なかつたメタルの押出変形が始まる前のピレットの状態を明らかにすることを目的として、6063アルミニウム合金熱間押出しの初期圧縮におけるピレット後端部のメタルフローを研究し、通常おこなわれている半連続押出しにおけるピレット表皮の巻き込みメカニズムを明らかにしている^{41) - 44)}。

第4章では、前章までにおいて経験的ダイス設計法の制約条件となっていた非数値的基本課題を本質的に解決して、これまでも最重要とされながら実用上有効な数値評価法がなかつたダイス設計法に対して、メタルに変形を与える押出圧力についてダイスの影響を評価できる数値計算モデルを使って研究している。従来押出圧力計算は、押出しプレス能力を設計することを主たる目的に研究されてきたため、押出最高圧力を求めるものが多い。しかし、押出しプレスの設置後、工場で重要なことは、同じ最高圧力で得られる押出速度をいかに短時間で達成できるかであり、ここで一番問題となるものがダイスである。中空型材を押出す場合に主に用いられるポートホールダイスなどは構造も複雑で、マンドレルを支えるブリッジ強度とメタル

フローに対する抵抗とのバランスなどは、ダイス設計上重要な問題である。しかし、従来の押出圧力計算で取り扱われたダイスは、実際に使用されているものに比べると単純なものに限られていた。そこで、ポートホールダイスをいくつかの押出し過程に分割して考え、ダイス構造の影響を推出圧力計算の中に加味した。さらにテーパヒートの影響や、推出圧力の機械的エネルギーが、メタルの変形発熱となりピレットの温度上昇をもたらす、推出圧力に影響するという点についても考慮している^{45)・46)}。

第5章では、さらに経験的ダイス設計法においてダイス製作時間からくる制約条件を取り除くために、鋳造法を用い製作期間短縮を図るダイス新製造法について研究している。この新製造法は、推出しダイスのニアネットシェイプブロックを鋳造で製作するものである。推出しダイスの種類は数万種類有るが、基本形状は数種類ですむことから、鋳造化はこれまでも試みられてきたが、鋳造品質の信頼性に問題があった。そこで、鋳造品質の信頼性を確保するために、凝固熱解析を用い必要な鋳造方案を得ている^{47)・49)}。

第6章では、このダイス新製造法を用いて経験的ダイス設計法以上の推出生産性を実現する推出抵抗低減と軽量化を図った新形状ダイスを、推出圧力によるダイスの応力分布を有限要素法で解析することによって開発している^{50)・57)}。この新形状ダイスは半球状耐圧構造をしたダイスコアを有し、従来のポートホールダイスに比べ、低い推出抵抗と軽量なことが特長である。低い推出抵抗はいうまでもなく推出速度増大に有利であり、省エネルギー的にも効果的なものである。さらに、この軽量であるという特長は、最近増加している大型ダイスの場合などは、特に、ダイスハンドリング自動化をおこなう上で有効である。

第7章は、総括として第2章から第6章までの各章の結論をまとめている。また将来への展望として、従来、推出性が低いとされているジュラルミンや超々ジュラルミンの推出生産性向上の可能性や推出総合生産性向上に今後必要と考えられる推出付帯設備と推出形材に、今後、さらに求められる要件について述べている。

なお、付録として、推出形材コストに大きな比重を占める推出材料歩留りとダイスコストとの関係によるダイス使用限界計算法について明らかにしている。

第2章 誘導加熱したピレットの温度分布

2.1 緒言

経験的ダイス設計法では、推出し不安定性もダイス形状に原因があると考えられ、その対策としてダイス形状に推出圧力に対する耐圧強度以上のダイス厚みを要するという制約条件が課せられていた。これは、メタルフローに対する抵抗を大きくすることになり推出生産性上不利な要件である。メタルフローに対する抵抗が低いダイスを研究するため、基本的課題解決として、このダイス設計制約条件を取り除くことが必要である。そこで、推出し不安定性はダイス形状よりも時間に関する要素が直接原因と考え、時間の経過による温度変化に着目して数値計算モデルを考案した。これを用いて、ダイス温度変化の直接原因であるダイス内メタルフローによって起こるメタル変形発熱の初期条件として、推出し前の誘導加熱によるピレット温度分布に関する解析研究をおこなった結果について述べる。

アルミニウム合金の熱間直接推出しで用いられるピレット加熱方法には、前章1.2節でも述べたようにガス加熱方式と誘導加熱方式がある。国外では、いまだガス加熱方式も多く使用されているが、国内では石油ショック以来、省エネルギー効果優先ということで誘導加熱方式が多い。これは、推出された形材温度を一定にする等温推出しをおこなうために、テーパヒートを施す必要性からも用いられている。

ピレット加熱の温度分布は、推出し安定性に大きく影響する。安定した加熱による適切なテーパヒートの温度分布は、推出し安定性に重要である。誘導加熱装置として、ピレットを加熱する効率が優れていると装置メーカーが推奨するものでも、推出し現場では径方向の温度分布不均一や、ピレットを加熱した場合にテーパヒートによる温度分布が変動することがある。しかし、これも経験的に把握されているにすぎず、そのメカニズムは明らかにされていない。特に、大径ピレットほど、加熱毎のテーパヒートによる温度分布状態が不安定になり、形材が安定して推出されないという問題が起こる。しかし、その対策は、誘導加熱装置の操業条件を試行錯誤的

に調整するしか方法がなかったという実状であった。

このような中で、経験的ダイス設計法で設計制約条件が生まれた理由は、過去偶然にもダイスを厚くした場合、形材が安定して押出されたという単なる事実であった。これは、ダイス厚さを厚くすることによって、メタルフローに対する抵抗が大きくなるので押出時間が長くなり、押出時間に合わせてピレットヒータから排出しているピレットの加熱完了後の保持時間が長くなり、その結果としてピレット温度分布が均一になったためであると考えられる。

従来から、誘導加熱特性やピレット温度分布解析に関する報告¹³⁾⁻¹⁶⁾はあったが、誘導加熱装置メーカーの立場からの研究が多く、実際の現場で応用できる報告は少ない。たとえば、工場の休日明けに、ピレットを常温から加熱する際の問題や、特に、大径ピレットについての問題点を扱ったものはない。

本章では、実際の押し出し現場で多く使用されている3ゾーンタイプの誘導加熱炉で、2本のピレットを前後で同時に予備加熱、及び、本加熱する直列型の誘導加熱装置を対象とした、2本のピレット断面に描いた格子点で熱エネルギーバランスを考え、二分法^{58), 59)}による数値計算で各格子点における温度の近似値を求める解析プログラムを開発した。これにより、ピレット断面温度分布やその経時変化を数値的に把握し、その状態に及ぼすピレット直径の影響などを解析検討した。

2.2 ピレット内部の温度分布解析

Fig.2-1に、誘導加熱の原理⁶⁰⁾⁻⁶²⁾を示す。コイルに交流電流を通じると、コイル内側に磁場を生じる。この中に導電体(被加熱材)が置かれると、電磁誘導作用により磁束(Φ)と直角方向でコイル電流(I_c)と反対向きの誘導電流(I_w)が導電体内部に生じ、そのジュール熱によって被加熱材が加熱される。誘導電流は被加熱材の表面に最も強く発生し、その分布は表面電流を I_0 (A/m^2)、表面から任意の距離 X (m)の内部電流を I_x (A/m^2)とすれば、一般式として、

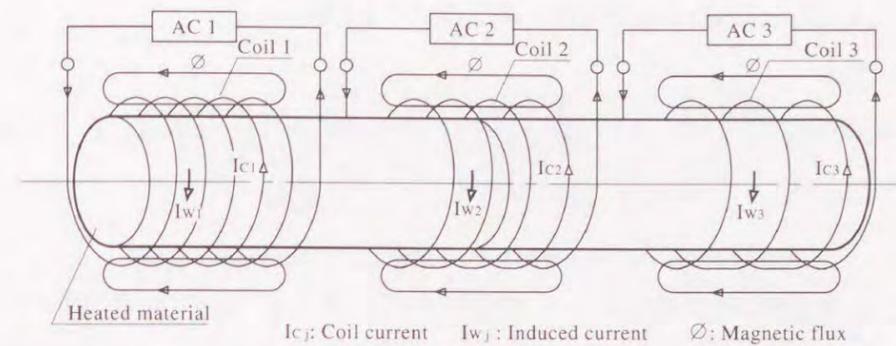


Fig.2-1 Schematic illustration of induction heating fundamentals.

$$I_x = I_0 \cdot \exp(-X/\delta) \quad \text{①}$$

と表され、Fig.2-2に示すような分布になる。これを誘導電流の表皮効果と呼び、誘導加熱では主に表皮近傍で熱は発生し、中心部は熱伝導により温度上昇する。

ここで、 δ (m)は電流浸透深さと呼び、次式で表される。

$$\delta = 5.03 \sqrt{\rho / (\mu \cdot f)} \quad \text{②}$$

ρ : 被加熱材の比抵抗 (Ωm)

μ : 被加熱材の比透磁率

f : 加熱電源周波数 (Hz)

比抵抗 ρ は、温度によって変化し次式で表される。

$$\rho = 2.69 \times 10^{-8} + 4.2 \times 10^{-11} \times (T - 273) \quad \text{③}$$

T : 被加熱材の温度 (K)

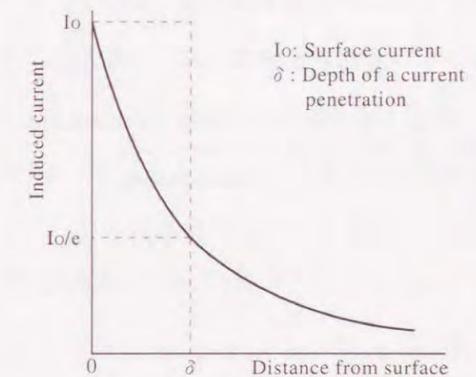


Fig.2-2 Skin effect of induced current.

また、被加熱材に流れる表面電流 I_0 は、次式で表される。

$$I_0 = \sqrt{2} I_N / \delta \quad (4)$$

I_N : 二次側実効電流 (A/m)

②式での被加熱材の比透磁率 (μ) や加熱電源周波数 (f) はすでに既知であり、③式での被加熱材の温度 (T) は、初期温度さえ与えれば計算によって求めることのできるものである。解析プログラムの開発にあたっては、現場のビレットヒータのエネルギーバランスや効率等を測定し、各コイルのタップ電圧とビレットへの実効エネルギーの関係を実験式に表し、④式の二次実効電流 (I_N) を求めている。

以上、②、③、④式での μ 、 f 、 T 、 I_N が既知になれば①式の任意位置での誘導電流 I_x が求められ、 I_x によって発生するジュール熱 H_x ($J \cdot s^{-1} \cdot m^{-3}$) を、次式によって求めることができる。

$$H_x = I_x^2 \cdot \rho \quad (5)$$

故に、上記①式から、⑤式の基本式によって、内部に発生する誘導電流によるジュール熱を計算することが可能になる。

開発した解析プログラムの解析対象とした誘導加熱装置モデルを Fig.2-3 に示す。これは、テーパーヒートを得るために3個のコイルが直列に配置された3ゾーンタイプの誘導加熱装置で、2本のビレットに予備加熱と本加熱を同時におこなうものである。ビレットは、右側から挿入され予備加熱される。左側のビレットを加熱完了後排出し、次に挿入されるビレットに押されて左側に移動させ設定温度まで本加熱する。温度コントロールは、出口側ビレット端面に熱電対を押し当て、設定温度に達したら加熱を終了し、所定の保持時間を経た後、ビレットを排出する。

解析プログラムでは、この誘導加熱装置によるビレット温度分布を求めるため、Fig.2-3のようにビレット縦断面を格子状に分割したモデルを考えた^{63), 64)}。Fig.2-4

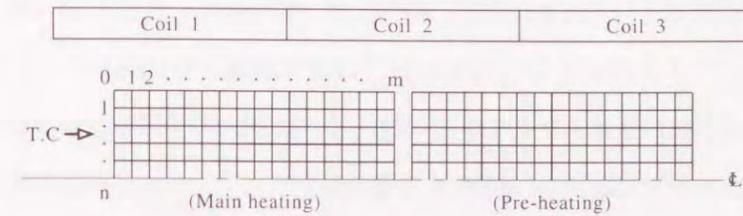


Fig.2-3 Schematic analysis model of the series billet heater.

に示すように、上記①～⑤の基本式によって計算される各格子点での誘導電流によるジュール熱と、隣接格子点との熱移動を繰り返して逐次計算し、熱量変化から温度変化を求め、ビレット全体の温度分布を計算している。

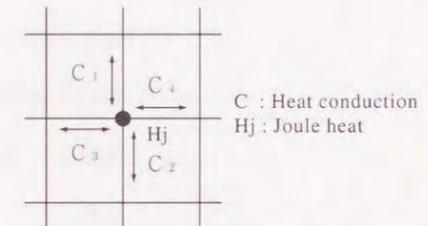


Fig.2-4 Schematic model of heat conduction and Joule heat on each lattice point.

Fig.2-4の C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 は格子点間の熱移動を示し、次式で表される。

$$C_i = k \cdot (T_n - T_x) \cdot d, \quad (i=1, 2, 3, 4) \quad (6)$$

C_i : 隣接格子点間移動熱量 ($J \cdot s^{-1}$)

k : 熱伝導率 ($J \cdot m^{-1} \cdot s^{-1} \cdot K^{-1}$)

T_n : 隣接格子点の温度 (K)

T_x : 求める格子点の温度 (K)

d : 格子点間距離 (m)

H_j は、⑤式で求められた各格子点での誘導電流により、発生するジュール熱 H_x から算出される発生熱量を示し、次式で表される。

$$H_j = H_x \cdot v \quad (7)$$

H_j : 発生熱量 ($J \cdot s^{-1}$)

v : 格子点単位体積 (m³)

一方、単位時間前に計算した温度を t_x とし、次の計算で求める単位時間後の温度を T_x とすると、単位時間内の格子点での熱量変化 C_5 は、次式で表される。

$$C_5 = (T_x - t_x) \cdot c \cdot w \cdot v \quad (8)$$

C_5 : 熱量変化 (J)

t_x : 単位時間前の温度 (K)

c : 比熱 (一定) (J·kg⁻¹·K⁻¹)

w : 密度 (kg·m⁻³)

そして、この C_5 は、1 単位時間内の熱移動量と発生ジュール熱量の和に等しいので、次式が成り立つ。

$$C_5 = (C_1 + C_2 + C_3 + C_4 + H_j) \cdot Stes \quad (9)$$

ここで、 $Stes$ は、計算単位時間を示す。

そこで、⑨式を満たす T_x を求めるために、次のような関数 G を定義し、二分法で関数 G が設定誤差範囲に収束するまで繰り返し計算をおこなう。

$$G = (C_1 + C_2 + C_3 + C_4 + H_j) \cdot Stes - C_5 \quad (10)$$

排出後のビレットについては、表面からの放熱も考慮した計算をおこなっている。同様な計算によって、ダイスから押出された型材の自然空冷や冷却ファンによる温度分布変化を求めることもできる。

Fig.2-5 に、本解析プログラムのフローチャートを示す。解析は、加熱工程、保持工程、搬送工程と3つに分けられる。入力条件として、ビレットサイズ、ビレット

加熱本数、加熱温度、保持時間、搬送時間、室温、コイルタップ電圧等がある。加熱工程は、予備加熱と本加熱がある。予備加熱では、前のビレットが本加熱によって所定の温度に達するまで加熱され、解析結果として予備加熱終了時のビレット縦断面等温分布図を出力する。予備加熱後、本加熱終了ビレットを排出するまで所定時間保持され、この保持後の等温分布図も出力する。保持後、前に送られて本加熱ゾーンに入り、熱電対設置位置の温度が設定加熱温度に達するまで加熱し、本加熱終了時の等温分布図を出力する。

本加熱終了後、所定時間保持され保持後の等温分布図も出力する。保持後排出されてコンテナに搬送されるが、この間の放熱も考慮した計算をおこない、コンテナ挿入直前の等温分布図を出力する。以上の解析フローを所定の加熱本数にわたって繰り返し計算するものである。

B : Billet no.
T : Heating time
Ts : calculating time step
BT : Billet temperature
BILT : Billet heating temperature
Th : Count up time
HOLT : Holding time
Tc : Count up time
CALT : Carrying time
BIHN : No. of heating billet

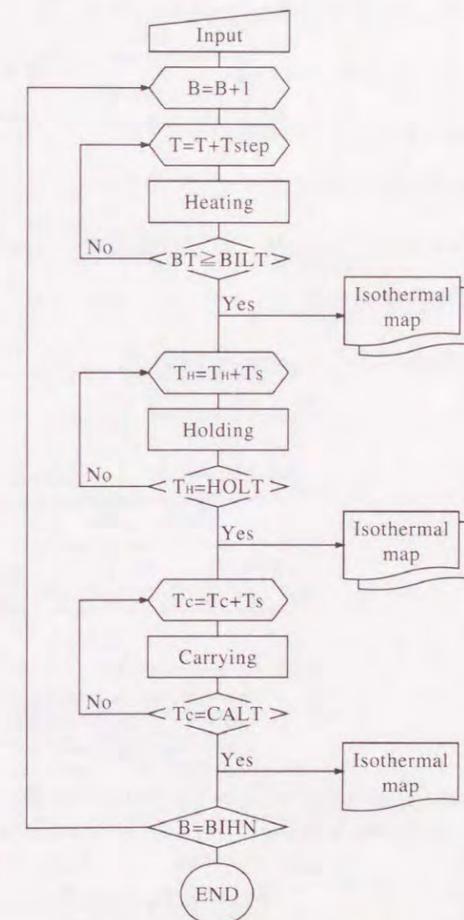


Fig.2-5 Schematic flow chart of billet heating analysis program.

2. 3 結果及び考察

本解析プログラムを利用した解析例を以下に示す。直径155mmのビレットをTable2-1の条件で解析した加熱5本目の結果を、Fig.2-6、Fig.2-7に示す。Fig.2-6は、予備加熱での加熱終了時と保持後の等温分布図を示している。加熱終了時の等温分布図から、誘導電流表皮効果のためビレット外周部の温度が高く中心部が低い分布になっている。電圧の異なるコイルにまたがるため、ビレット頭部の温度が高く尾部が低いテーパヒートになっている。保持後の等温分布図では、熱伝導により中心部の温度が上昇し、径方向の温度差は緩くなっている。

Fig.2-7(a)は、本加熱での加熱終了時の等温分布図を示している。Fig.2-7(b)は、本加熱での加熱保持後の等温分布図を示している。予備加熱と同様に、加熱終了時には

Table2-1 Analysis conditions of 155mm diameter billet heating.

Conditions	Input values	
Billet diameter	mm	155
Billet length	mm	642
Heating temperature	K	723
Holding time	s	5
Carrying time	s	30
Room temperature	K	278

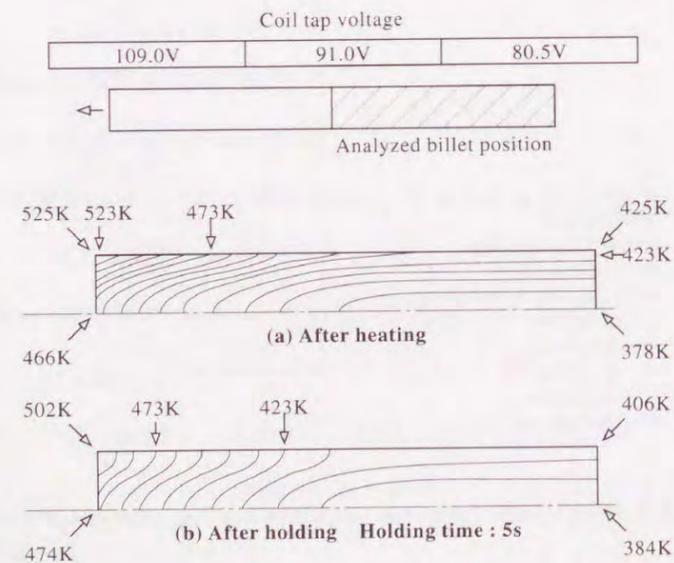


Fig.2-6 Results from the computer analysis of the 155mm diameter billet after pre-heating.

外周部の温度が高く、保持によって径方向の温度差が緩くなっている。Fig.2-7(c)は、ヒータから排出され30s間搬送されてコンテナに挿入される直前の等温分布図を示している。この等温分布図から、搬送中の熱伝導と表面からの放熱により径方向の温度差はほとんどなくなり、軸方向に緩やかなテーパヒートがかかっていることがわかる。また、図中の()内は、本条件での実測値で、解析結果は実測値とほぼ良好な一致を示していることが確認された。

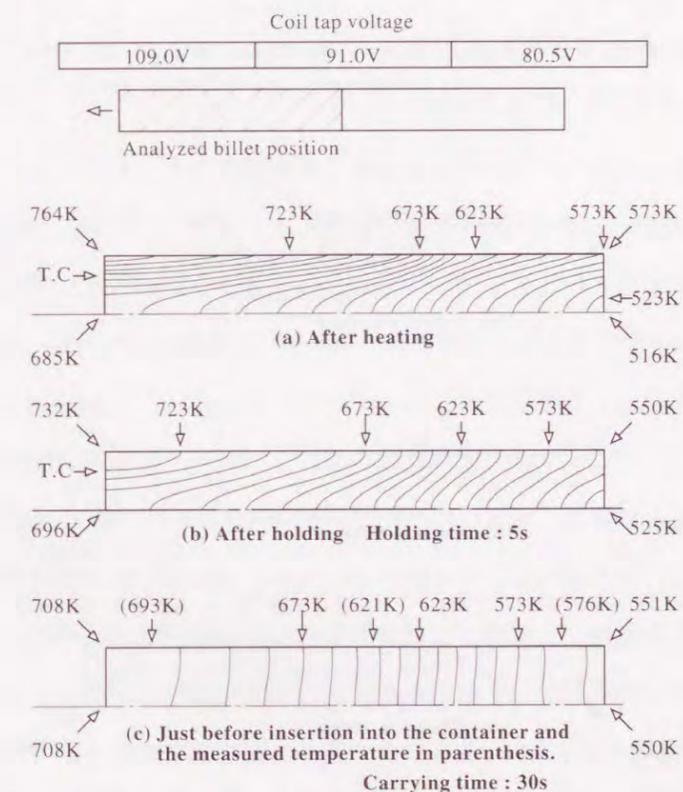


Fig.2-7 Results from the computer analysis of the 155mm diameter billet after main heating, after holding, just before insertion into the container and the measured temperature in parenthesis.

直径204mm、254mm、307mmのビレットを、Table2-2の条件で解析したコンテナ挿入時の結果をFig.2-8に示す。これも、加熱5本目の解析結果である。直径204mmのビレットでは、直径155mmのビレット同様、径方向の温度差は少なく、軸方向には良好なテーパヒートがかかっているが、254mm、307mmと直径が大きくなるにしたがっ

て、中心部への熱伝導が遅れるため、誘導電流の表皮効果の影響が大きく残り径方向の温度差が大きい。径方向の温度差が大きいと、メタルフローのバランスがくずれ押出しが不安定になる。そこで、押し現場では、大径ビレット使用時には、加熱後に一定の保持時間を設定することや、外周部冷却をおこなって、径方向の温度分布を均一にしている。

Table2-2 Analysis conditions of 204, 254 and 307mm diameter billet heating.

Conditions	Input values			
		204	254	307
Billet diameter	mm	204	254	307
Billet length	mm	785	1100	1200
Heating temperature	K	743	733	723
Holding time	s	5	10	10
Carrying time	s	45	50	50
Room temperature	K	278	278	278

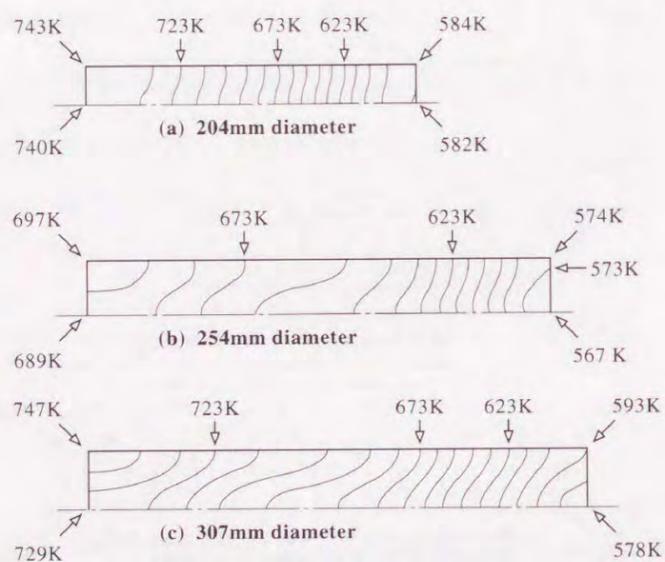


Fig.2-8 Results from the computer analysis of the 204, 254 and 307mm diameter billet just before insertion into the container.

大径ビレットを加熱終了後、保持時間を取った場合の影響について解析した結果をFig.2-9に示す。これは、直径307mmのビレットにおいて、本加熱終了後の保持時間を10sと180sとしてコンテナに挿入した時の解析結果である。保持時間180sの方が、径方向の温度差が少なくテーパヒート状態にも大きな差はない。このように、大径ビレットでは押しを安定させるためにソーキングが必要である。大径ビレット加

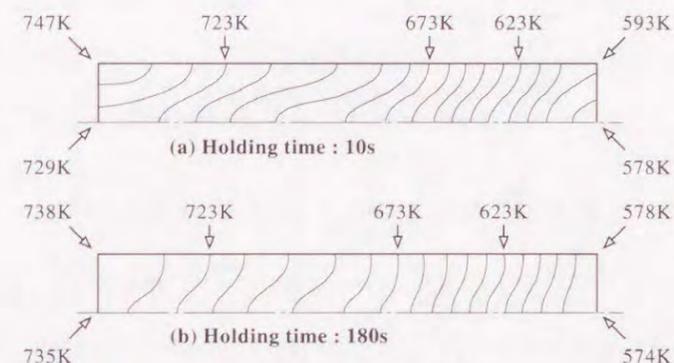


Fig.2-9 Effect of the soaking on temperature distribution in the 307mm diameter billet just before insertion into the container.

熱の問題点として、ビレットの本加熱も予備加熱も室温からの加熱をおこなう休日明けの生産開始時において、ビレット一本毎の加熱時間が大幅に変動し、一本のビレットの押し時間と加熱時間を一致させることができないという問題がある。本解析プログラムで、直径307mmのビレットにおける加熱立ち上げ連続シミュレーションをおこなった。Fig.2-10に、直径307mmのビレットを室温状態から、順次、加熱していった場合の加熱時間とテーパヒート状態の解析結果を示す。この図から、加熱立ち上げ初期においてビレット毎の加熱時間が変動しテーパヒート状態も変動して、ようやく約5本目以降にほぼ安定していることがわかる。この原因は、1本目の加熱が室温から本加熱になるため加熱時間が長くなり、その間に予備加熱される2本目の温度が高くなって本加熱時間が短くなり、3本目の予備加熱時間が短く本加熱時間が長くなるといった現象が繰り返されるためである。この加熱時間の変動に起因して、テーパヒート状態も変動する。この現象を防ぐ手段としては、適切な加熱タイミング、ソーキングが必要となり、その条件を検討する際に本解析プログラムが有効に活用できる。

押し現場で休日明けの押し作業の際、たびたび押しが失敗することが多かったが、この温度分布解析の結果、加熱一本目のビレットはあえて押しには使用しないように作業標準を変えたことにより、生産計画どおりの押しが達成できるようになった。また、テーパヒート条件に最適なビレットヒータのタップ電圧設定も

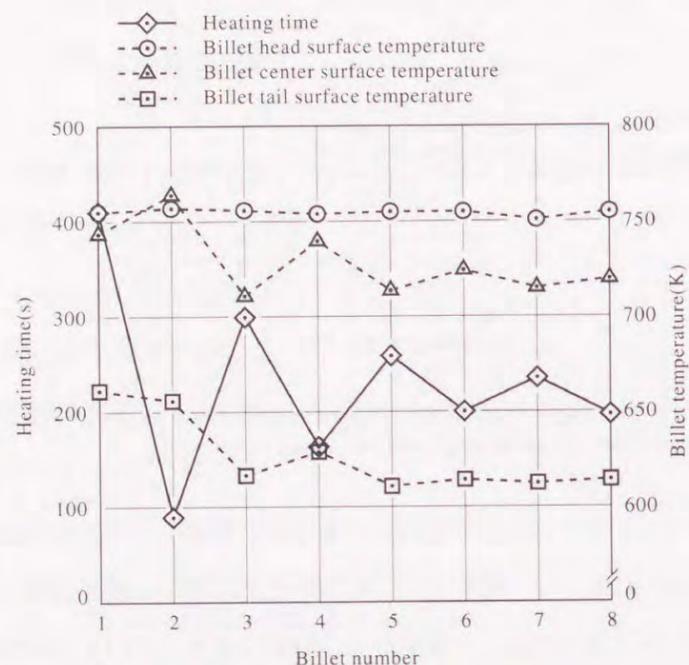


Fig.2-10 Change of heating time and taper-heat from the start-up heating stage of the 307mm diameter billets.

本解析プログラムを用いておこなうことができるようになった。このように、ビレットヒータ加熱の温度分布解析結果は、押出し不安定性挙動の真の原因が、ビレット加熱温度分布変動であることを明らかにした。そして、押出し安定性を得るために、従来のダイス厚みが耐圧強度以上に必要とされていた経験的ダイス設計法における制約条件を取り除いた。

以上のように、ビレット温度分布解析結果とその計算法は、経験的ダイス設計法において制約条件となっていた問題点を明らかにするとともに、押出し不安定性挙動はダイス形状が原因と考えられていたことに対して、ビレット加熱温度分布変動が真の原因であることを明確にすることができた。この点からも、本解析法は、アルミニウム合金熱間直接押出に関する研究の中で重要な位置を占めるものである。なお、本設備のように2本のビレットで予備加熱と本加熱を同時におこなうタイプの誘導加熱装置で、常温から加熱を開始する場合に加熱時間が変動する現象は、装置の構造上避けられないことが判明したので、この解析結果が得られた後に導入し

た新設備では、1本のビレット毎に加熱をおこなうタイプの装置とした。いうまでもないが、本解析法は、このような1本毎に加熱するタイプの装置の場合についても、有効にその温度分布解析をおこなうことのできるものである。

2.4 結論

実際の押出し現場に多く使用されている3ゾーンタイプの誘導加熱炉で2本のビレットを同時に、予備加熱、及び、本加熱する装置を対象とした誘導加熱解析プログラムを開発し、ビレットの温度分布状態やその状態に及ぼすビレット径の影響を解析、検討したところ以下の結論を得た。

- (1) 3個のコイルを直列に配置した3ゾーンタイプのビレット誘導加熱装置によるビレット温度分布の経時変化を、数値計算で得ることができるようになった。
- (2) ビレット径が大きくなるほど径方向の温度差が大きくなり加熱後の保持時間の調整が必要であることがわかった。
- (3) 大径ビレットの休日明け加熱立ち上げ初期は、加熱時間やテーパヒート状態が大きく変動することがわかった。
- (4) メタルフローに対する抵抗が低いダイスを研究するための基本的課題解決として、押出し不安定性挙動の真の原因は、ビレット加熱温度分布変動であることを明らかにした。これによって、経験的ダイス設計法においては、ダイス厚みが耐圧強度以上に必要とされた設計制約条件を取り除くことが可能となった。

第3章 押し時の6063アルミニウム合金ピレット後端部のメタルフロー

3.1 緒言

前章では、アルミニウム合金熱間直接押しにおけるピレット加熱問題、特に初期加熱について述べた。これによって、従来の経験的ダイス設計法でメタルフロー抵抗を下げる際に限界をもたらしていたダイス設計制約条件としてのダイス厚み制限が押し不安定性対策の点からは取り除くことができた。しかし、経験的ダイス設計法では、他の制約条件として陽極酸化皮膜処理後Ni浴電解着色処理によってピレット表皮巻き込みによる白い筋状の型材外観不良を防止するためのものがあった。これは、巻き込んだピレット表皮が型材表面の特定部分に集中しないように、ポートホールを必要以上の数に分割することなどである。しかし、これは、ポートホール内壁面積を増加させ、メタルフローに対する抵抗を増すものである。

そこで、本章では、メタルフローに対する抵抗の小さいダイスを得るために、基本的課題解決として、ピレット表皮の巻き込みについて従来着目されることの少なかったピレット後端部表皮のピレット初期圧縮におけるメタルフローのメカニズムを明らかにし、以上の経験的ダイス設計法の制約条件を取り除くことを目的とする。

まず、ピレットが押しされる前の初期圧縮について述べる。従来の押し加工法の研究では、ピレットがコンテナ内に入り押し機のステムで、そのまま押し圧力を受けてメタルが変形していくものとして研究されたものが多かった。しかし、実際の現場における押しでは、ピレットをコンテナ内へスムーズに挿入するため、ピレットとコンテナ間にクリアランスを設けている。そこで、ピレットがコンテナ内に挿入された後、このクリアランスを埋めるためにステムで圧縮する。これを初期圧縮とここでは呼んでいる。この初期圧縮の後、コンテナ内の空気を逃がすためにステムを後退させる。この初期圧縮段階でピレットのメタルフローはすでに起こっており、特にピレット後端部表皮の変形は大きい。アルミニウム合金熱間直接押しの場合、ピレット表皮はコンテナとの摩擦によってディスクードとして残留し、押し型材とし

ては出てこないといわれ、一般的にはピレット表皮は除去しないで用いる。そこで、ピレット表皮の初期圧縮による変形挙動は、アルミニウム押し型材の不良にとって重要な意味を持つ。押し型材の不良問題でも押し型材内部への空気の巻き込みのように、押し後すぐに不良として判定できるものもあるが、ここでは、6063アルミニウム合金押し型材を陽極酸化皮膜処理後Ni浴電解着色をほどこして、はじめて不良として判定できるものについて研究する。

陽極酸化皮膜処理は、アルミニウム型材を硫酸浴中で陽極として通電し、型材表面に酸化皮膜を形成させるものである。この酸化皮膜は絶縁体であるが、電流が通る部分はクレータ状の孔（アルマイト孔）になっている。電解着色をする型材は、陽極酸化皮膜処理をした後、Ni浴中で型材を陰極とすると浴中のNi⁺⁺イオンが電流に沿って、アルマイト孔内に入り内壁に金属Niとして析出する。この析出金属Niの形態の違いによって、光の反射波長が異なることを利用したものがNi浴電解着色である。

電解着色をしたアルミニウム型材の不良として、ピレット表皮層やコンテナ内付着物、また離型剤などが押し時において、押し型材内部や表面に現れ表面処理によって白く濁って見える⁴⁾ものがある。特に、陽極酸化皮膜処理後Ni浴電解着色をおこなうと、明瞭な白筋状の欠陥として現れる。この欠陥を顕微鏡で観察すると、正常部に比べてピットが多数発生しており、光の反射状態の違いで白く見える。この異常ピットは、表面処理工程のエッチング時に現れる。また、陽極酸化皮膜処理後Ni浴電解着色をおこなっても、この欠陥部には金属Niの析出量が少なく、正常部が着色していても欠陥部だけは白く明瞭に現れる。この原因としては、ピレット表皮の酸化物や、偏析層が押し型材表面に巻き込むことにより、正常部と異なったエッチングと異常なアルマイト層が生成するためと考えられる。アルミニウムカラーサッシとして、電解着色をおこなう型材を押し出す際は、ピレット表皮の巻き込みを少なくすることは重要な課題である。

そこで、本章では、6063アルミニウム合金の熱間直接押しにおけるピレット表皮の巻き込み、特に、ピレット後端部表皮の巻き込みについて述べる。通常、アル

ミニウム建築材料用形材の押出しでは半連続押出しをおこなっているため、ビレット後端部の材料はダイス中に残り、次のビレットを押出す時に押出形材先端部分として押出されてくる。この時、ビレット内部の材料が、形材表面となって押出されてくることも多い。従来、直接押出しにおけるビレット表皮の挙動については、コンテナ摩擦によって押出しの進行とともに、ビレット後端部へ渦状に巻き込んでいくものとして論じられてきた^{17) - 19)}。しかし、これは実験室規模における押出挙動を論じたものにすぎない。即ち、一般に実験室規模の押出しでは、ビレットとコンテナとのクリアランスはなるべく小さいものが良いとされ、ビレットとコンテナとのクリアランスを埋める際のビレット変形挙動について着目されたことはない。しかし、実働機において、ビレットとコンテナのクリアランスを無視することは不可能であり、押出し開始前にビレットをコンテナに圧縮充満させる段階で起きるビレット長さの縮小も無視できない量である。そこで、実働押出機において格子線解析や、4043アルミニウム合金トレーサを利用した押出し中のメタルフロー解析によって、ビレット表皮の巻き込みは、押出しの初期圧縮時、即ち、ビレットをコンテナ内で充満させる最初の加圧の際にビレット後端部で大部分発生し、押出し中はほとんど変化せず押出し終期にフローガイドやダイス、形材に流入することを定量的に明確にする。これによって、この巻き込み量を本質的に削減する方法を明らかにして、メタルフローに対する抵抗の小さいダイスの基本的課題解決として、経験的ダイス設計法の制約条件を取り除いた結果について述べる。

3.2 実験方法及び結果

6063アルミニウム合金の熱間直接押出しにおけるビレット後端部表皮の挙動を知るために、直径155mmの6063アルミニウム合金ビレットを内径161mmのコンテナを備えた13.3MNの実働押出機を使用して次の3実験をおこなった。

3.2.1 格子線解析法によるビレット断面のメタルフロー観察

コンテナ内におけるビレット全体の変形挙動を、格子線解析法^{6.5)}^{6.6)}を使って観察した。Table3-1に示す成分の6063アルミニウム合金ビレットを子午面に沿って縦割りにし、半分のビレット縦断面にFig.3-1に示すような格子線を描いた。この格子線は、25.8mm間隔で、幅2mm、深さ10mmの溝を切り、押出し中にビレットのメタルフローが起こっても格子線の変形が分かるように、溝の中にカーボンを擦り込んだものである。この半割りビレットを合体させ子午面を水平にして、Table3-2に示す押出条件で、同じくFig.3-1に断面形状を示すホロー形材と、ソリッド形材を各々1型押出した。押出しは、次の3時点で、各々押出しを中断し、コンテナ内に押し残したビレットを取り出して分割し、格子線の変形状態を観察した。

- ①ビレット初期圧縮直後
- ②ビレット長さの約1/2を押出した時点
- ③ビレット長さの約2/3を押出した時点

Table3-1 Chemical Composition of billet. (wt%)

Si	Fe	Cu	Mn	Ti	Mg	Cr	Zn
0.44	0.18	0.00	0.00	0.01	0.54	0.00	0.00

Table3-2 Extrusion conditions.

Conditions	Solid	Hollow
Container inner diameter mm	161	←
Billet diameter mm	155	←
Billet length mm	660	←
Billet temperature K	723	753
Die temperature K	723	←
Ram velocity mm/s	0.167 ~ 0.333	0.167 ~ 0.500
Extrusion ratio	77.1	75.6

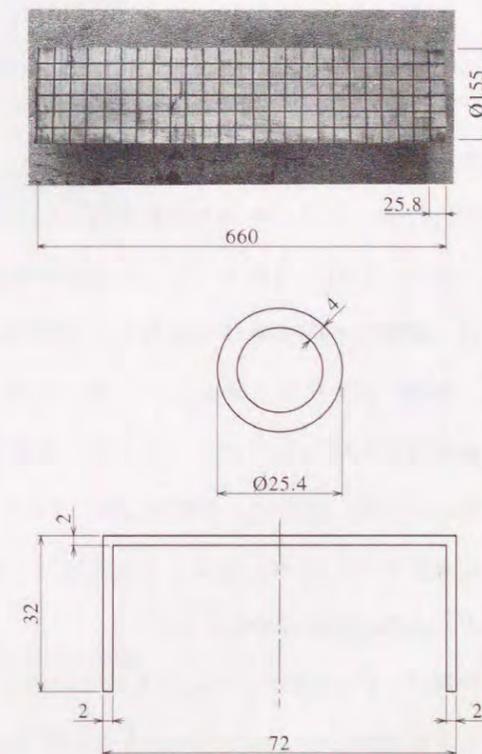


Fig.3-1 Grid patterns on split meridian plane before extrusion and cross sections of hollow and solid shapes which are used in the extrusion.

なお、各ピレット押し毎にコンテナ内面に付着しているメタルを除去するために、ダミーだけを空押しして、コンテナ内面をクリーニングした。このクリーニングは、次のようにおこなわれる。コンテナは、ピレットを入れて押し出すと高い内圧を受けて、たる状に膨らむ。すると、ダミー外面とコンテナ内面との間にクリアランスができて、そのクリアランスにメタルが残る。ピレットを入れないでダミーだけを通すと、コンテナは内圧を受けないので膨らむこともない。そこで、コンテナ内面に残ったメタルがダミーで除去されることになる。

押し結果として、Fig.3-2は、Fig.3-1の格子線を描いたピレットを初期圧縮（圧縮率7.3%）直後で押し出しを中断し取り出したものである。ピレットの後端部であるダミー側断面に、大きな渦状のメタルフローが観察される。ダミー面を底辺としてピレットの中心軸を軸として、円錐状の変形が少ない領域が見える。Fig.3-2の上のピレット断面は、ホロー形材の場合であるが、下のソリッド形材の場合よりも、ピレット後端部の変形が大きい。これは、ホロー形材の場合はポートホールダイスを用いているので、ダイス中にメタルが入っていない場合は、初期圧縮でメタルがダイス中に流れ込むためである。ソリッド形材の場合もフローガイドを使用するが、ホロー形材のポートホールダイスの場合より、フローガイド中に流れ込むメタルは少ない。ホロー形材の場合もソリッド形材の場合も、ピレット断面中央部のメタルフローは、後端部を除きあまり変形していない。コンテナと接しているピレット表面部は、摩擦により大きく変形している。且つ、摩擦による変形領域は、比較的ピレット表面近傍に限られており、中央部は比較的に変形が少ないまま全体的に押し出し方向に移動している。摩擦による変形は均一ではなく、ピレットの後端部方向に向けて徐々に大きくなっている。ピレット先端コーナ部は、ホロー形材、ソリッド形材の場合ともに非常に変形は少ない。

同様に、Fig.3-3は、ピレット長さの約1/3を押し出して取り出したものである。ピレット後端部の円錐形で変形が少ない部分は、初期圧縮時と同じように残っており、円錐形面に大きく巻き込んだピレット表皮部のメタルフローも同様に観察される。ピレット断面のメタルフローは、コンテナと接しているピレット表面部の摩擦を受ける

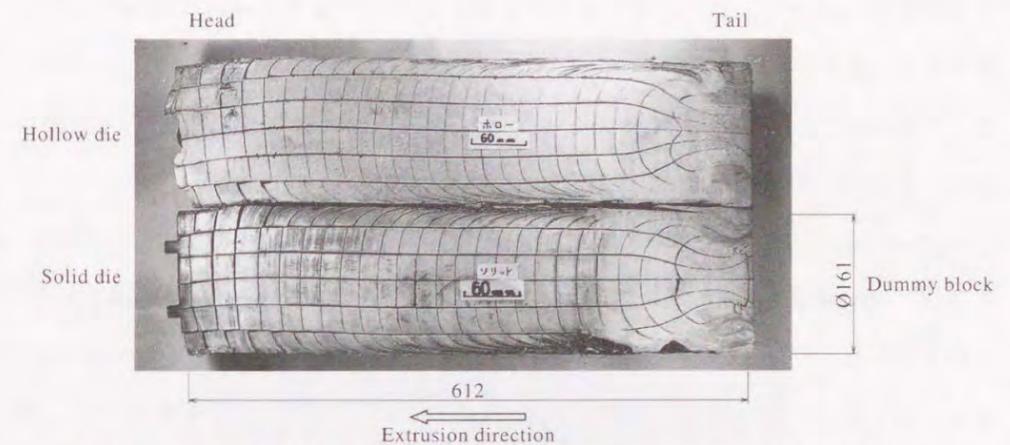


Fig.3-2 Distortion of grid patterns after only compressing within the container.

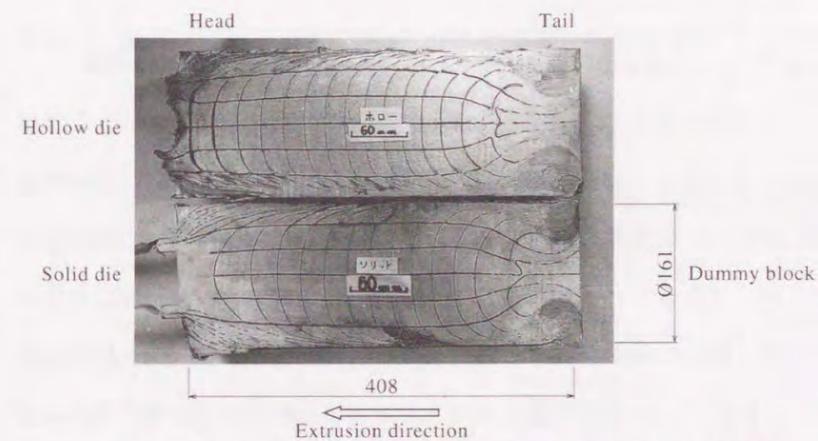


Fig.3-3 Distortion of grid patterns after extruding 1/3 of billet length.

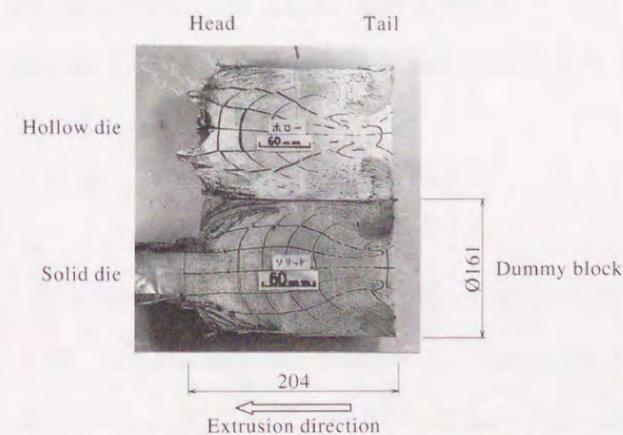


Fig.3-4 Distortion of grid patterns after extruding 2/3 of billet length.

領域に集中している。ダイス中にメタルが流れ込んでいるビレット先端部のメタルフローは、ホロー形材の場合はポートホールダイスのブリッジがあるため、メタルフローは中央部でも特に先進していないが、ソリッドダイスの場合はフローガイド中にそのまま流れ込んでいるので、中央部は放物線状に先進している。

Fig.3-4は、ビレット長さの約2/3を押し出して取り出したものである。この段階でもビレット後端部の円錐形の部分は存在し、メタルフローも基本的には同様である。このように、ビレット後端部の渦状のメタルフローと円錐形の変形が少ない部分は、押し出しの初期圧縮段階ですでに発生しており、押し出し中期、押し出し終期まで残っていることがわかる。

3.2.2 4043アルミニウム合金をトレーサに使ったビレット表面のメタルフロー観察

ビレット断面の格子線解析では、ビレット断面のメタルフローは観察することはできるが、ビレット表皮部分の材料の流れは分り難い。そこで、ビレット後端部表皮に円周状の溝を切り、Si含有量12%で、エッチングを施すと灰色になる4043アルミニウム合金をトレーサとして、溝中に埋め込んで押し出し、4043アルミニウム合金の流れから押し出し中の表皮の挙動を観察した^{6,7)}。なお、4043アルミニウム合金は熱間時において、メタルフロー観察に影響を及ぼすほど6063アルミニウム合金と変形抵抗に差はない。そこで、Fig.3-5に示すようにビレット後端部表皮に、30mm間隔で4ヶ所、幅5mm、深さ4mmの溝をビレット後端から120mmまで切り、この溝にFig.3-6に示すように4043アルミニウム合金を溶かし込んだ。溝から盛り上がった余分な

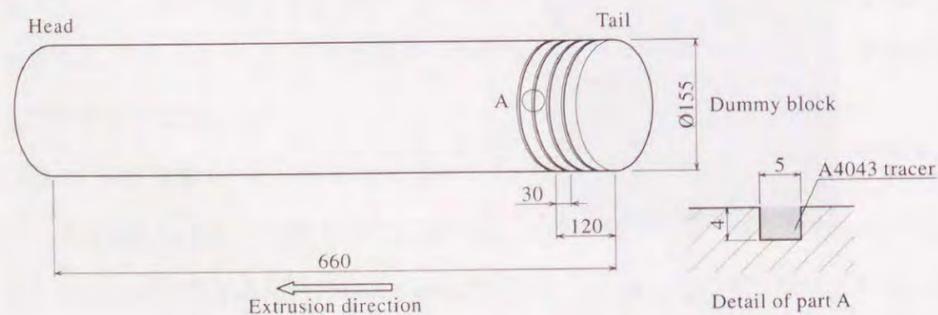


Fig.3-5 Billet filled with 4043 aluminum alloy.

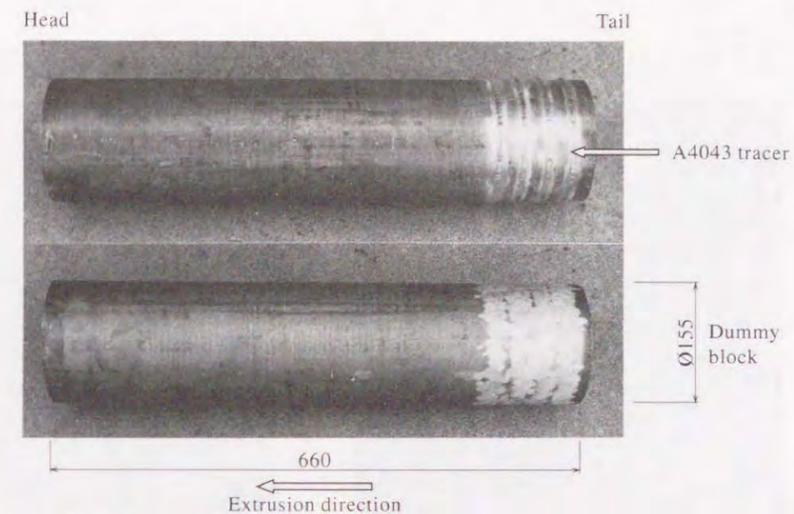


Fig.3-6 Appearance of billet filled with 4043 aluminum alloy. As filled with 4043 aluminum alloy.(upper) After planed off.(lower)

4043アルミニウム合金は、ビレット表面と同一面になるまで研削した。このビレットをTable3-3に示す押し出し条件で押し出して、各々次の3時点で押し残したビレットを取り出した。

Table3-3 Extrusion conditions.

Conditions		Solid
Container inner diameter	mm	161
Billet diameter	mm	155
Billet length	mm	620
Billet temperature	K	703
Die temperature	K	703
Ram velocity	mm/s	2.348
Extrusion ratio		71.1

- ①ビレット初期圧縮直後
- ②ビレット長さの約1/2を押し出した時点
- ③押し出しを完了した時点

この押し残したビレットを子午面で縦割りし断面を王水でエッチングして、4043アルミニウム合金の流れを観察した。

Fig.3-7は、Fig.3-6の4043アルミニウム合金が後端部表皮に埋め込まれたビレットを、押し出し初期圧縮段階で取り出して断面を見たものである。下の写真は、取り出したビレットの全体像である。ここでは、ビレット断面を見るためにビレットを5個のブロックに切断し、各々のブロックをビレット軸方向に切断後断面をフライス

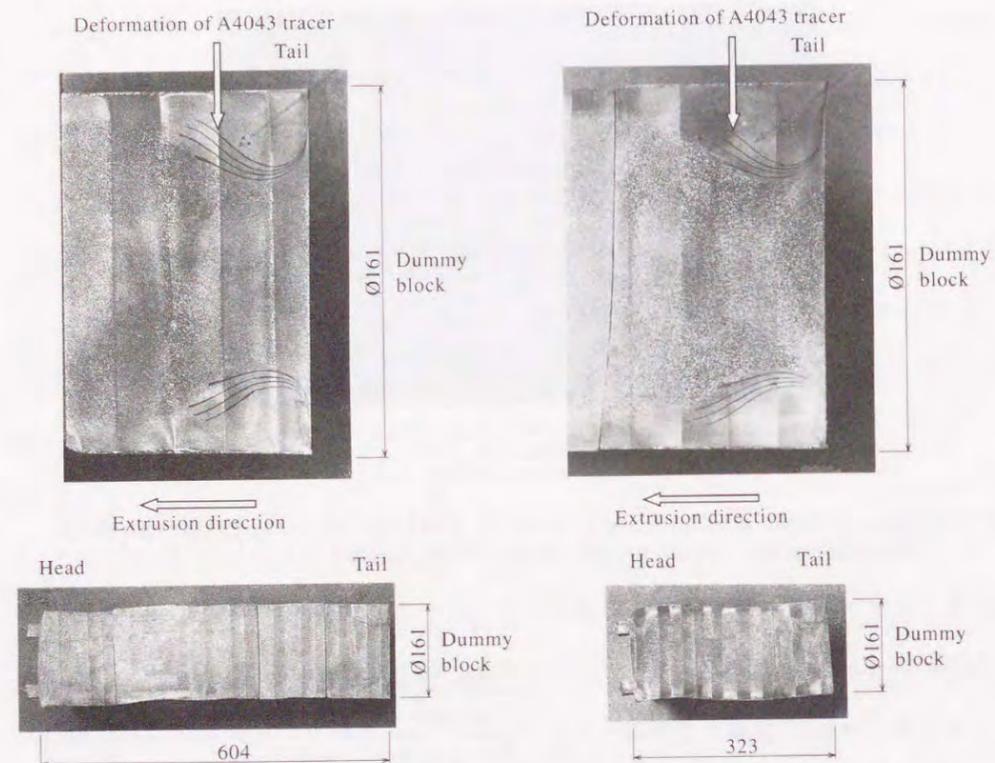


Fig.3-7 Flow of 4043 aluminum alloy bands at the beginning of extrusion process.

Fig.3-8 Flow of 4043 aluminum alloy bands at the middle of extrusion process.

加工した。(写真で短冊模様に見えるものは、その機械加工のフライス目である。)上の写真は、ピレット後端部の拡大写真である。これによると、押し出し初期圧縮段階ですでにピレット後端部表皮が、ピレット後端面よりピレット内部に層状に巻き込んでいることが明らかである。ピレット断面の玉水によるエッチング状況から、ピレット後端部に巻き込んだ4043アルミニウム合金層を境にして、ピレット中心部側はあまり変形を受けていない様子が見える。

Fig.3-8は、同様にピレットを押し出し中期で取り出して断面を見たものである。下の写真はピレット全体像を示し、上の写真はピレット後端部の拡大写真である。これによると、押し出し初期で巻き込んだピレット後端部表皮に特に変化は見受けられない。4043アルミニウム合金層を境にしたピレット中心部側も、依然変形を受けて

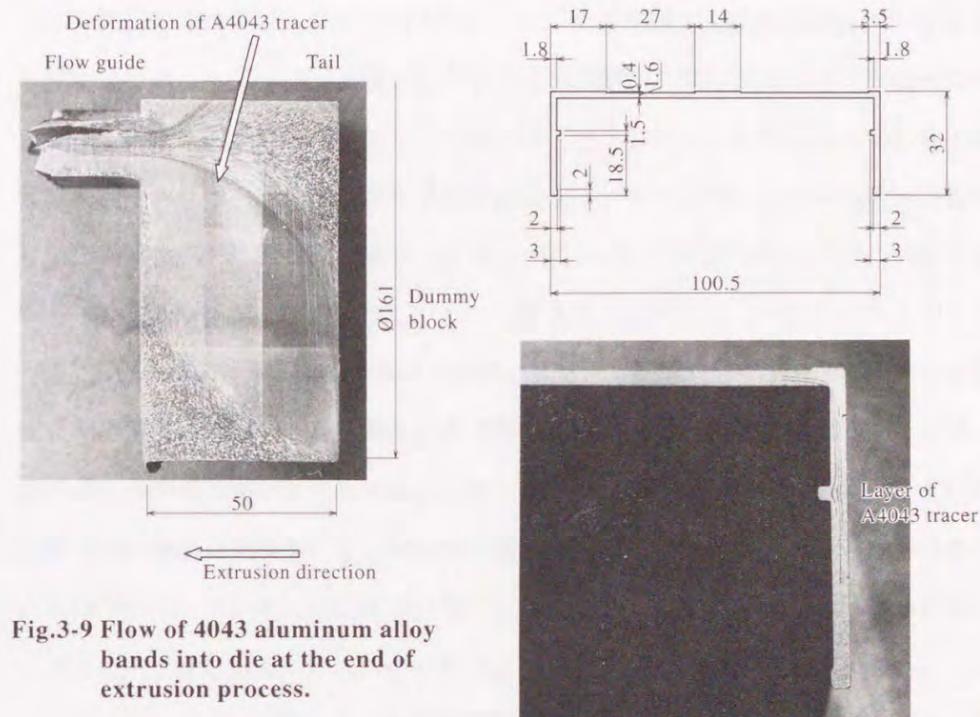


Fig.3-9 Flow of 4043 aluminum alloy bands into die at the end of extrusion process.

Fig.3-10 Cross section dimension and cross section of the shape that 4043 aluminum alloy folded into the center.

いない。

Fig.3-9は、同様にピレットを押し出し終期で取り出して断面を見た

ものである。この段階では、押し出し終期のダイス内へのメタルフローに沿って巻き込まれた4043アルミニウム合金ピレット表皮部が型材に流れ込んでいる。Fig.3-10は、押し出した型材の断面寸法と、押し出された型材の断面を見たものであるが、型材内部にピレット表皮部が層状に入っていることがわかる。このように、ピレット後端部表皮は、押し出し初期圧縮でピレット後端内部に巻き込み、押し出し最終段階でダイス中に流れ込む。さらに、ここで示した型材では、型材内部に流れ込んでいる。実際の押し出し工程では、ホロー型材の場合はポートホールダイスを用い、ソリッド型材の場合はフローガイドを用いて半連続押し出しをおこなっている。押し出し最終段階で、ダイス中に入ったメタルは、次のピレットの押し出しでは押し出型材の先端部となって押し出されてくる。このときのメタルフローは押し出し終期にピレット中央部が先進し、中央部が引けて空洞化する傾向を示すパイピング現象を伴わないので、ダイス内に入

ったビレット後端部表皮は形材内部に流れ込むとは限らず、形材表面に出てくることもある。これは、押出形材を電解着色した場合の巻き込み不良が、押出しビレット1本目では発生することがほとんどなく、ビレット2本目以降によく発生することとも一致している。以上、ビレット後端部表皮が初期圧縮時にビレット内部に巻き込まれ、押出し終りにダイス中に流れ込む挙動を論じているが、押出し終りにダイスのメタルフローへの影響が出るまでは、ソリッド、ホローなどのダイス形状の違いに対してメタルフローの基本的な差は認められなかった。

故に、押出形材を電解着色した場合の巻き込み不良のうち、ビレット後端部表皮の巻き込みが原因のものを防ぐためには、まず、ビレット後端部表皮の巻き込み量を少なくすることが必要である。そのためには、ビレットの押出し初期圧縮挙動から研究することが重要である。

3.2.3 ビレット長さとのビレット後端部表皮の巻き込みの関係

Fig.3-11に示す形材をTable3-4の押出条件でビレット長さを変えて押出し、メタルフローが押出し終りにダイスの影響を受ける前にビレット長さを120mm残して押出しを中断した。なお、この120mmという長さは、実験上の取扱い易さからメタルフローが押出し終りにダイスの影響を受けない最小ビレット残り長さを、予備実験で求めたものである。押し残したビレットを子午面で縦割りし断面を王水でエッチングしてマクロ組織を観察し、硫酸浴陽極酸化皮膜処理後Ni浴電解着色をおこなって

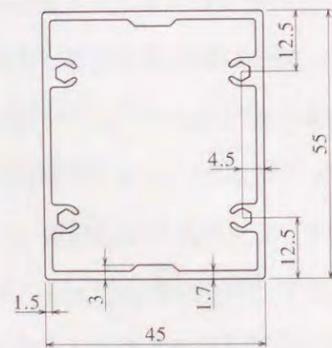


Fig.3-11 Cross section dimension of the shape.

Table3-4 Extrusion conditions.

Conditions		Hollow
Container inner diameter	mm	161
Billet diameter	mm	155
Billet length ①	mm	480
Billet length ②	mm	580
Billet length ③	mm	680
Billet length ④	mm	780
Billet temperature	K	753
Die temperature	K	753
Ram velocity	mm/s	10.4
Extrusion ratio		48.2

巻き込み状態を観察した。押し残したビレットを、硫酸浴陽極酸化皮膜処理後Ni浴電解着色をほどこす方法は、ビレット表皮が押出形材に巻き込まれて形材表面に現れ、この処理をおこなうと白筋状の欠陥となることに着目し、ビレット内に巻き込まれた表皮の観察方法としたものである。なお、コンテナ内付着物や離型剤の影響を少なくするため、押出し毎にコンテナ内にダミーを空押ししてクリーニングをおこない、離型剤の使用も最小限にするよう注意した。

Fig.3-12は、長さ780mmのビレットを押出して120mm押し残したビレットの縦断面マクロ組織である。ダミー側端面を底面とする変形の少ない円錐形部分が、マクロ組織の違いからも観察できる。Fig.3-13は、Fig.3-12の押し残しビレットの右下1/4部分をTable3-5に示す条件で、硫酸浴陽極酸化皮膜処理後Ni浴電解着色をおこなったものである。ビレット後端面表皮側(写真の右下すみ)から、ビレット中心部へひげ状に白く巻き込んでいるものが観察される。同様に、長さ480mm、580mm、680mmのビレットを押出して120mm押し残したビレットから、この白いひげ状の巻き込み長さを測定した。測定は糸を用いビレット後端部表皮側から、ひげ状の巻き込み先

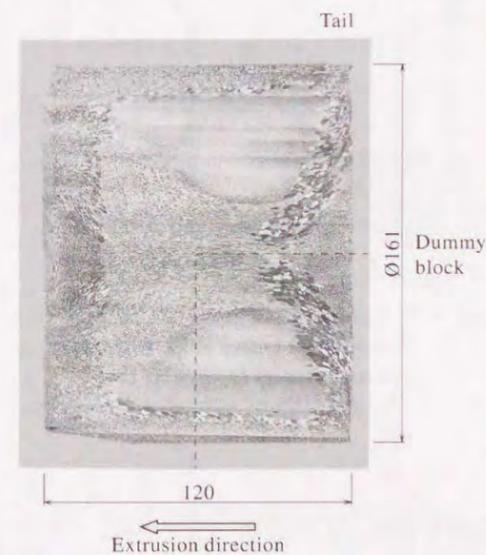


Fig.3-12 Macrostructure of longitudinal section of unextruded remainder.

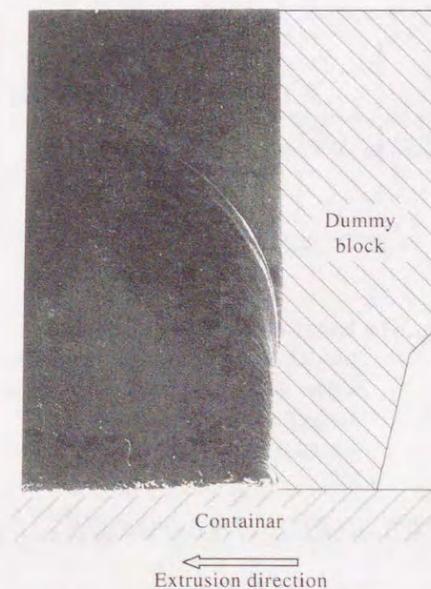


Fig.3-13 Billet skin folded into the billet. This unextruded remainder was covered with anodic film and colored by electrolysis.

端までを測定した。ビレット長さ
とこのひげ状の巻き込み長さとの
関係をプロットしたものがFig.3-14
である。Fig.3-14の実線は、ビレ
ット長さとの巻き込み長さの関係を
示す一次回帰線である。破線は、
ビレット長さとの初期圧縮時にビレ
ットが縮む長さの関係を示してお
り両線はほぼ一致している。さら
に、Fig.3-15にひげ状の巻き込み

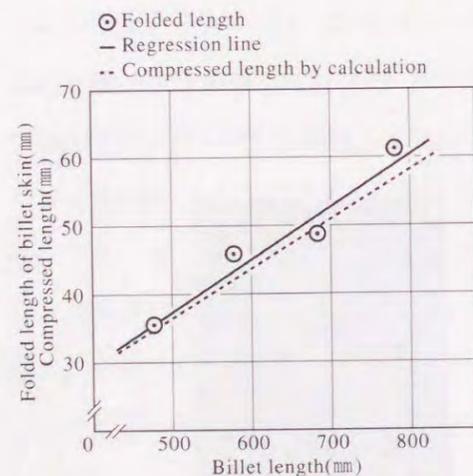


Fig.3-14 Relation between the billet length and the folded length of billet skin, and the compressed length at the beginning of extrusion process.

長さとの初期圧縮時にビレットが縮む長さの関係を示す。これによって、6063アルミニウム合金の熱間直接押出しにおいて、ビレット内への表皮の巻き込みは、ビレットの縮む長さ一致していることがわかる。

Table3-5 Anodizing and Electrolytic coloring conditions.

Anodizing	Composition	F-H ₂ SO ₄ g/l	115
		Al g/l	≤20
	Bath temperature	K	295
	Current density	A/mm ²	89
	Electrolytic time	s	2700
Electrolytic coloring	Composition	NiSO ₄ g/l	55
		H ₃ BO ₃ g/l	42
		Al ppm	400
		Na ppm	≤4
		PH	4.0
	Bath temperature	K	308
Electrolytic conditions			
		40V	
		32V	
		38s	
		25s	

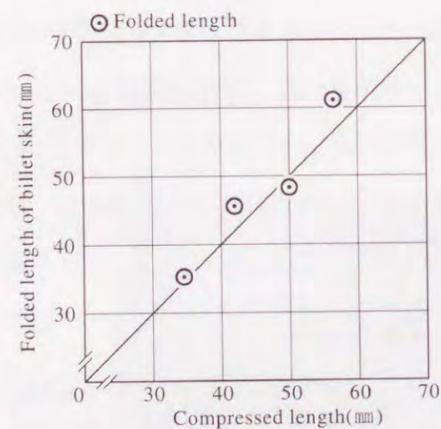


Fig.3-15 Relation between the folded length of billet skin and the compressed length at the beginning of extrusion process.

3.3 考察

6063アルミニウム合金の熱間直接押出しにおいて、ビレット内への表皮の巻き込みはビレット長さに比例している。これは、一見、ビレット長さが長い、即ちビレット表皮面積が多いために表皮の巻き込みが多いと考えられがちである。しかし、Fig.3-2、Fig.3-3、Fig.3-4の格子線解析法、及び、Fig.3-7、Fig.3-8、Fig.3-9の4043アルミニウム合金トレーサによるビレット後端部表皮のメタルフロー観察結果より、ビレット内への表皮の巻き込みはビレットの初期圧縮段階で、ビレット後端部において大部分起こっていることがわかる。

この初期圧縮段階におけるビレット後端部の変形挙動は、次の様に考えることができる。そのモデルをFig.3-16に示す。コンテナ内径と挿入されるビレットの直径には差があるため、初期圧縮によりコンテナ内にビレットを押し込んで充満させる。この時に、次の式で示される ΔL_B の長さだけビレット長さが縮まる。

$$\Delta L_B = (1 - D_B^2 / D_C^2) \cdot L_B$$

コンテナ内径：D_C

ビレット径：D_B

ビレット長さ：L_B

この式に、実際の値を入れてみる。(ここでは、熱間押出し時の熱膨張や加圧時にコンテナが膨らむことを無視する。)

そこで、

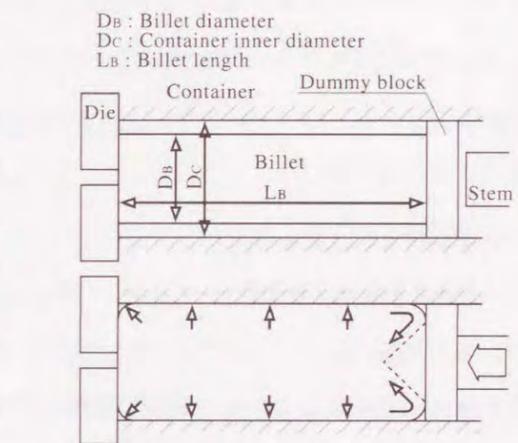


Fig.3-16 Schematic model of the deformation of billet at the beginning of extrusion process.

コンテナ内径： $D_C = 161$ (mm)

ピレット径： $D_B = 155$ (mm)

ピレット長さ： $L_B = 660$ (mm)

とすると、

$$\begin{aligned}\Delta L_B &= (1 - D_B^2 / D_C^2) \cdot L_B \\ &= (1 - 155^2 / 161^2) \times 660 \\ &= 48.3 \quad (\text{mm})\end{aligned}$$

また、その百分率は

$$\Delta L_B / L_B \times 100 = 7.3 \quad (\%)$$

となる。単純なことであるが実験室規模の押出しでは、コンテナとピレットのクリアランスが0.5 mmもあれば良いと言うことで、

コンテナ内径： $D_C = 50.0$ (mm)

ピレット径： $D_B = 49.5$ (mm)

ピレット長さ： $L_B = 100$ (mm)

と言う条件で押出しをすると、

$$\begin{aligned}\Delta L_B &= (1 - D_B^2 / D_C^2) \cdot L_B \\ &= (1 - 49.5^2 / 50^2) \times 100 \\ &= 1.99 \quad (\text{mm})\end{aligned}$$

となり見のがされてしまう可能性が高い。

ここで、押出しの初期圧縮についてそのメカニズムを考える。円柱の単純圧縮の場合、円錐状未変形領域が円柱の両端に生じるが、ピレット初期圧縮の際は、圧縮にともないピレットがたる状に変形してコンテナ内壁に接し摩擦力を生じる。ダミー側のピレット端面は、ステムの動きに従って長さ ΔL_B だけ変位し、円錐状未変形領域が発生する。しかし、ダイス側の端面は、コンテナ内壁とピレット表面との摩擦力によってダミー側のような大きな変位は起きない。この結果、ピレット表皮は、このピレット後端部に発生する円錐状未変形領域に沿って、 ΔL_B に相当する量がピレット後端内部に巻き込むものと考えられる。この円錐状未変形領域は、押出し終期にダイス内へのメタルフローの影響を直接受けるようになってはじめて変化が起こり、Fig.3-9のようにダイス内へ流入する。

現場の問題として以上のようなピレット後端部の巻き込みによる不良が問題になるが、この巻き込み量が多いほど、押出し終期のメタルフローに沿ったダイスへのピレット表皮の流入が多くなり、不良発生の危険性が高い。ピレット後端部表皮巻き込み不良は、基本的には、この初期圧縮段階のピレット表皮のピレット内への巻き込みを防止することによって軽減できる。その具体的方法としては、初期圧縮時の ΔL_B を小さくすることである。短いピレットの使用は、生産性や歩留りの点で不利なためコンテナ内径とピレット直径の差を、ピレットをコンテナに挿入するために支障のない範囲で小さくすることが有効である。この研究の結果、実際に工場でピレット直径155 mmに対してコンテナ内径を161 mmであったものを159.5 mmと1.5 mm小さくした。この結果、巻き込み不良と言われるものは従来約2%あったものが1%以下となり、不良は50%以上も減少した。従来、ピレットとコンテナとのクリアランスは小さすぎると、初期圧縮で空気が逃げず押出型材に空気の巻き込みが発生するので、これが発生しない範囲で決められていた。しかし、歩留り追求のためにディスクカードを薄くしたために巻き込みが発生した。そこで、コンテナとピレットのクリアランスを1.5 mm小さくした訳だが、これによって、押出型材に空気が巻き込むことによる不良は0.5%増えた。しかし、ピレット表皮の巻き込み不良が、押出し段階では発

見できず、表面処理を施して電解着色をおこなってから初めて判明したことを考えると、非常に大きな効果である。

3.4 結論

従来の研究では考慮されることのなかった押出し開始前の初期圧縮時メタルフローに着目し、ピレット表皮の巻き込み量低減に有効な新しい知見を明らかにした。即ち、6063 アルミニウム合金実働押出機での熱間直接押出しで、ピレット縦断面につけた格子線の変形や、ピレット後端部表皮に埋め込んだ4043 アルミニウム合金トレーサの流れ、及び、押し残しピレットの硫酸浴陽極酸化皮膜処理後Ni浴電解着色による表皮の巻き込み状態の観察から以下のことを明らかにした。

- (1) 従来の実験室規模の押出し挙動を中心とした研究では、直接押出しにおけるピレット表皮はコンテナとの摩擦によってピレット後方に徐々に蓄積され、最後はディスク内部に渦巻状に残ると考えられてきたが、ピレット後方の渦巻状の変形は押出し初期圧縮段階で発生し、ピレット後端部表皮がピレット内部に巻き込むことを明らかにした。
- (2) ピレット後端部表皮のピレット内への巻き込みは、ダミー端面側に発生する円錐状未変形領域に沿っておこる。
- (3) 押出し終期のダイス内へのメタルフローの影響を受けるまで、表皮の巻き込みはほとんど変化がない。
- (4) ピレット後端部におけるピレット表皮の巻き込み量は、ピレット長さに比例し初期圧縮によりピレットが縮む長さに一致する。
- (5) コンテナ内径とピレット径の差をピレットをコンテナに挿入する際に支障がない範囲で小さくし、初期圧縮段階におけるピレット後端部表皮の上記原因による巻き込み量を少なくすることにより表面欠陥低減法が確立できた。すなわち、表面欠陥低減をダイスによらず達成できたものである。
- (6) これによって経験的ダイス設計法では、巻き込んだピレット表皮をダイス内で

拡散することによって、押出された型材表面に集中させないことが対策とされてきたが、メタルフローに対する抵抗が低いダイスを研究するため、基本的課題解決として、本質的にピレット表皮の巻き込み量を低減する方法を明らかにしてダイス設計制約条件を取り除いた。

第4章 押し出しダイス構造を考慮したアルミニウム合金の押し出し圧力計算

4.1 緒言

前章、前々章において経験的ダイス設計法で非数値的設計制約条件となっていたピレット加熱温度分布とピレット初期圧縮時のメタルフローについて明らかにした。これによって、アルミニウム合金熱間直接押し出しにおけるダイスのメタルフロー抵抗を小さくするための基本的課題解決を果たした。

次に、アルミニウム合金熱間直接押し出しにおいて、最も重要な要素であるダイスについて述べる。ダイスは押し出し性に大きく影響するが、ダイスを設計する段階でおこなう押し出し性の予測は、ダイス設計者の経験や勘、現場からの押し出し結果に依存しており非数値的試行錯誤の側面が強い。これは、ダイス設計に設計者個々のバラツキをもたらし、さらには、押し出し結果を基にしたダイス修正も修正作業員個々のバラツキをもたらすなど、実際の現場における押し出しダイス設計や修正は非常に人の違いの影響を受けやすい分野である。これでは、多品種少量生産を必要とする市場からの新形状形材の増大に対し、迅速に対応していくことは困難である。このような現場的試行錯誤から脱却することを目的に、ダイス設計段階で押し出し性を予測し評価できるツールとして、P R I G N (Pressure & Die Design program) と名付けた押し出し圧力計算プログラムを開発した。

従来の押し出し圧力計算式には実際の押し出しダイス構造を考慮したものは少なく、軸対称の場合などに限られたものがあつたに過ぎない。また、与えられた押し出し条件に対する押し出し最高圧力を求めたものが多く、押し出しが進むに伴い起こる押し出し速度変化や機械的エネルギーによる変形発熱、さらには、コンテナとの熱伝導によるコンテナ内のピレット温度の変化を考慮したものは少ない。

本プログラムは、ダイス構造や押し出し条件を考慮し、逐次計算によって押し出し中の機械的エネルギーを変形発熱に換算して、ピレット温度上昇による変形抵抗、摩擦抵抗の変化を考慮したことが特徴である。さらに、与えられた押し出し条件に対する最高

押し出し圧力を求めるだけでなく、押し出し工場において押し出し機設置後の最重要課題として、押し出し生産性を上げるために日常検討されているメタルフローに対するダイスの抵抗を如何に小さくし押し出し速度を上げるかという課題を解決できるものである。そして、与えられた押し出し機の最高押し出し圧力によって達成できる押し出し速度や設定押し出し速度到達時間を計算できることが最大の特長である。

与えられた最高押し出し圧力で達成できる押し出し速度や設定押し出し速度到達時間数値計算法は、押し出し生産性向上のためには実用上非常に有効なものであるが、従来このような観点からおこなわれた研究は見あたらない。与えられた押し出し条件に必要な最高押し出し圧力を求めることは、押し出し機設置前に押し出し機能力を推定する際には必要なことであるが、押し出し機設置は度々起こることではなく、日常は同一設備を使って如何にして生産性を上げるかということが重要であり、そのためにはメタルフローに対するダイスの抵抗を下げる方法が最重要課題である。この点から言って本研究は、非常に基本的な重合わせの原理と呼ぶべきものを使っているが、押し出し加工法に関する研究の基本課題である押し出し圧力計算に関して重要な新視点を与えたものと言える。

本計算法で対象とすることのできるダイス構造要素として、次の設計要素があげられる。

ポートホールダイスの場合：ポートの外接円径、面積、周長、ブリッジ高さ、
ベアリングの面積、周長。

ソリッドダイスの場合：フローガイド面積、周長、厚さ、
ベアリングの面積、周長。

押し出し条件：押し出し速度、ピレット径、ピレット長さ、
ピレット加熱温度、テーパヒート温度差、
コンテナ径、コンテナ加熱温度、
ダイス初期加熱温度。

本章では、開発した押出圧力計算プログラムの基本ロジックと、実際に6063アルミニウム合金大型薄肉形材押出しダイスの設計に適用した事例について述べる。

なお、ここでは6063アルミニウム合金についてのみ述べているが、平均変形抵抗式や摩擦構成式などを実験式として求めれば、本押出圧力計算プログラムは他のアルミニウム合金にも適用できるものである。

4.2 押出圧力の理論計算法

Fig.4-1に押出圧力計算プログラムのモデルを示す。押出しにおけるメタルフローを多段的に考え、テーパヒート（第2章参照）を考慮したピレット分割ゾーン（ゾーンI～IV）、ダイス流入ゾーン（ゾーンV）、ポートまたはフローガイド内部ゾーン（ゾーンVI）、ベアリングゾーン（ゾーンVII）とに分割した。ピレット分割ゾーンは押出し前のピレット長さからダイス流入ゾーン長さを差し引いた残りを任意数で等分したものであり、Fig.4-1ではピレット分割ゾーンが4分割の場合を示している。押出し中は各ゾーン設定位置は変化せず、ダミーの前進とともに内部メタルだけが順に前方のゾーンに流れ込む。すなわちピレット分割各ゾーンでは押出比1の押出しを

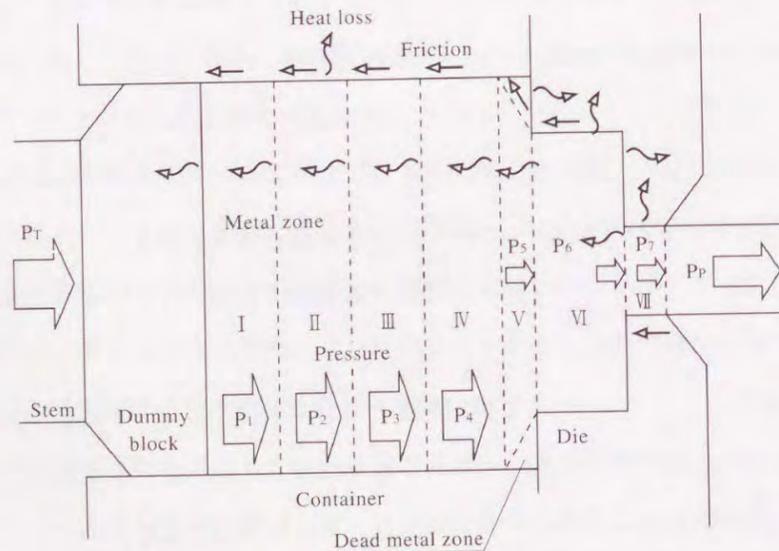


Fig.4-1 Mathematical model of extrusion.

おこなっていると仮定している。したがって、ダミーと接しているゾーンはダミーが前進するとともにゾーン長さが短くなり順に消滅する。ダイス流入ゾーンは、デッドメタルゾーンの角度を45°と仮定し、ダイス流入開口部の最大外接円からコンテナ内壁までの円錐台を想定して、その高さを領域長さとしている。摩擦長さは、円錐台の稜辺長さ（母線長さ）としている。

中空形材をポートホールダイスで押出す場合は、ポートゾーンでは、ポート入口の一次押出比と、ポート面積と同一面積の円の周長とポート周長の比である形状係数を導入している。また、ブリッジ高さも導入している。中実形材をソリッドダイスを用いて押出す場合は、フローガイド内部ゾーンでは、フローガイド入り口の一次押出比とフローガイド面積と同一面積の円の周長とフローガイド周長の比である形状係数を導入している。また、フローガイド厚さも導入している。ポートホールダイスの場合もソリッドダイスの場合もベアリングゾーンでは、押出形材出口であるベアリング部での二次押出比と、ベアリング部での形状係数を導入している。ポートホールダイスの場合、メタルはブリッジ部を通過した後、ベアリング部から押出される前にチャンバ内でメタルが一体になる過程があるが、この部分の押出圧力に対する影響は含んでいない。これは、ダイス設計上、通常変更の少ない部分であるため無視した。

このモデルでは、各隣接2ゾーン間での押出しを想定し、各ゾーンでの押出圧力 P_i をメタルの平均変形抵抗、温度、速度及び摩擦、熱損失などを考慮した一般式として次式で表現した。

$$P_i = D_i (T_i, V_i) \{ R_i (A_i, K_i) + F_i (T_i, l_i, L_i, A_i) \} + P_{i+1} \quad \text{①}$$

P_i : 各ゾーンの押出圧力 (N/mm²)

D_i : 各ゾーンの平均変形抵抗 (N/mm²)

T_i : 各ゾーンの平均メタル温度 (K)

V_i : 各ゾーンの平均メタル速度 (mm/s)

R_i : 各ゾーンの対数押出比

- A_i : 各ゾーンの断面積 (mm²)
 K_i : 各ゾーンの形状係数
 F_i : 各ゾーンの摩擦補正值
 l_i : 各ゾーンの摩擦周長 (mm)
 L_i : 各ゾーンの摩擦長さ (mm)
 P_{i+1} : P_i の背圧 (N/mm²)

押出圧力 P_T は,

$$P_T = P_i$$

$$P_T = \sum_{i=1}^{n-1} [D_i(T_i, V_i) \{R_i(A_i, K_i) + F_i(T_i, l_i, L_i, A_i)\}] + P_n$$

$$P_T = \sum_{i=1}^{n-1} [D_i(T_i, V_i) \{R_i(A_i, K_i) + F_i(T_i, l_i, L_i, A_i)\}] + P_P \quad ②$$

- P_T : 押出圧力 (N/mm²)
 n : ゾーン分割数
 P_P : プラーによる前方張力 (N/mm²)

P_P は、次式で表される。

$$P_P = F_P / A_S \quad ③$$

- F_P : プラー張力 (N)
 A_S : 形材断面積 (mm²)

また、プラーによる前方張力は、ダイス内のメタルの最終出口であるベアリング部での背圧に相当するから

$$P_n = -P_P$$

①式には、過去に発表された文献⁽⁸⁾を参考に以下の経験式を使用している。

$$D_i(T_i, V_i) = 9.95 \{(T_i - 273) / 305\}^{-\lambda_i} \quad ④$$

$$R_i(A_i, K_i) = \ln(A_i / A_{i+1}) + \ln K_i \quad ⑤$$

$$F_i(T_i, l_i, L_i, A_i) = \mu_i \cdot l_i \cdot L_i / A_i \quad ⑥$$

$$l_i \cdot L_i : \text{各ゾーンの摩擦面積 (mm}^2\text{)}$$

$$\lambda_i = 2.18 V_{i+1}^{-0.108} \quad ⑦$$

$$K_i = l_{i+1} / 2\sqrt{\pi A_{i+1}} \quad ⑧$$

$$\mu_i = -1.054 \log(T_i - 273) + 3.14 \quad ⑨$$

各ゾーン (i) における熱の移動について考えると、変形発熱量は次の式で表される。

$$C_{di} = \kappa \cdot P_i \cdot A_i \cdot L_i \quad ⑩$$

$$C_{di} : \text{各ゾーンの変形発熱量 (J)}$$

$$\kappa : \text{熱当量 (J} \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{mm}^{-1}\text{)}$$

$$L_i : \text{各ゾーンの平均メタル移動距離 (mm)}$$

また、前のゾーンからのメタル流入による流入熱量は次の式で表され、

$$C_{ii} = c \cdot W \cdot T_{i-1} \quad ⑪$$

$$C_{ii} : \text{各ゾーンの流入熱量 (J)}$$

$$c : \text{メタルの比熱 (J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}\text{)}$$

$$W : \text{移動メタル質量 (kg)}$$

メタルの流出による流出熱量は次の式で表される。

$$C_{oi} = c \cdot W \cdot T_i \quad (12)$$

C_{oi} : 各ゾーンの流出熱量 (J)

そして、熱伝導による他のゾーンへの熱移動は次の式で表され、

$$C_{ci} = k \cdot (T_i - T_j) \cdot T_{step} \cdot L_{ij} \quad (13)$$

C_{ci} : 各ゾーンの移動熱量 (J)

k : 熱伝導率 ($J \cdot mm^{-1} \cdot s^{-1} \cdot K^{-1}$)

T_j : 隣接ゾーンの温度 (K)

T_{step} : 単位時間 (s)

L_{ij} : 隣接ゾーン中心間距離 (mm)

コンテナやダイスへの熱損失は次の式で表される。

$$C_{ti} = h \cdot (T_i - T_{ci}) \cdot T_{step} \cdot B_i \quad (14)$$

C_{ti} : 各ゾーンの熱損失量 (J)

h : 熱伝達率 ($J \cdot mm^{-2} \cdot s^{-1} \cdot K^{-1}$)

T_{ci} : 各ゾーンのコンテナ、ダイス温度 (K)

B_i : 各ゾーンの接触面積 (mm^2)

なお、⑭式の熱伝達率 h は、次のようにして決定した。まず、アルミニウムと鋼を合わせたものの両側に熱電対を取り付けて、アルミニウム側を高温として温度測定をおこない熱伝達率を求めた。次に、この熱伝達率として求めた値を初期値として、押出実験で求めた圧力変化と圧力計算式の値が一致するように初期値近傍で変化させ修正係数として求めた。以後、この値を使用し、押出しダイスの形状を検討するとき押出圧力計算と初期押出速度変化を求めた。

以上の各ゾーンにおける熱の移動から、各ゾーンにおけるエネルギー方程式を考え

ると次式で表現される。

$$(Q_{si} + C_{di} + C_{li}) - (Q_{ei} + C_{oi} + C_{ci} + C_{ti}) = 0 \quad (15)$$

Q_{si} : 各ゾーンの初期熱量 (J)

Q_{ei} : 各ゾーンの終期熱量 (J)

各ゾーンの初期熱量 Q_{si} や単位時間内の押し出し状態がわかれば、上記エネルギー方程式を解くことにより単位時間後の終期熱量 Q_{ei} を求めることができる。この終期熱量 Q_{ei} よりメタル温度 T_i が求められ、メタル速度 V_i が既知であれば押出圧力 P_i を求めることができる。本押出圧力計算プログラムでは、このエネルギー方程式を二分法^{58), 59)}による数値計算で解いている。

本押出圧力計算プログラムの計算の流れは Fig.4-2 のフローチャートに示すように、ダイス寸法や押出速度、ピレット加熱温度などの押出初期条件が与えられると、単位時間 T_{step} 毎に逐次計算をおこない、単位時間毎の圧力、温度、速度などが出力されるものである。

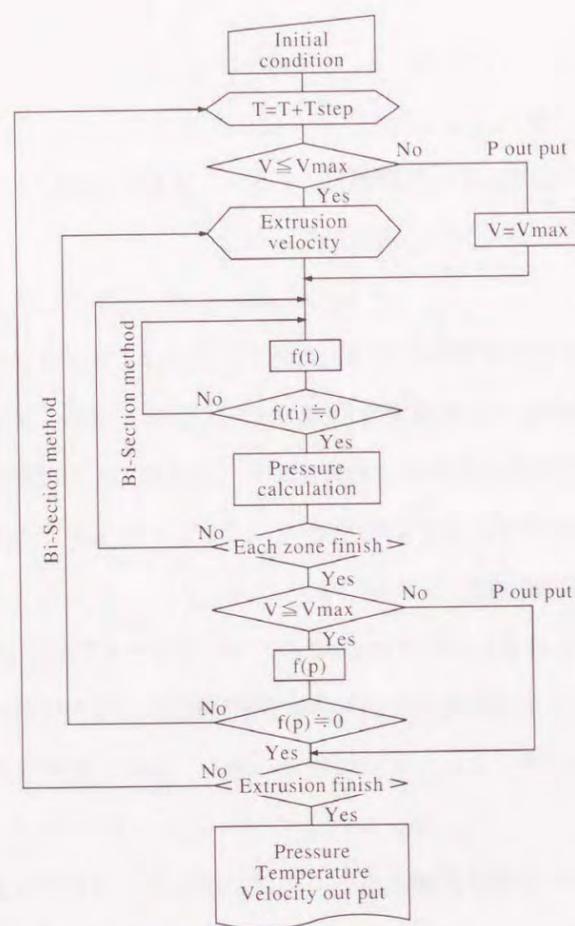
Fig.4-2 のフローチャートのエネルギー方程式 $f(t_i)$ は、⑮式の左辺を次のようにおいたものである。

$$f(t_i) = (Q_{si} + C_{di} + C_{li}) - (Q_{ei} + C_{oi} + C_{ci} + C_{ti}) \quad (16)$$

t_i : 各ゾーンの平均メタル温度 (K)

これを二分法で関数 $f(t_i)$ が設定誤差範囲内に収束するまで繰り返し計算をおこない近似解を求めるものである。

本押出圧力計算プログラムでは、実際の押し出しにおける圧力、速度の変化に近いシミュレーションができるようにするため、次のような計算ロジックを採用している。設定押出速度 V_{max} に達するまでは、押出機の最高圧力 P_{max} で押し出しをおこない、その最高圧力を満たす押出速度 V を計算する。この計算は、Fig.4-2 のフロー



T : Extrusion time
 V : Extrusion velocity
 Vmax : Maximum extrusion velocity
 f(t) : Energy equation
 f(p) : Pressure equation
 i : Zone number
 t : Temperature

Fig.4-2 Schematic flow chart of extrusion pressure calculation.

チャートの圧力方程式 $f(p)$ を②式の P_T を使って次のように設定し、

$$f(p) = P_{max} - P_T \quad (17)$$

これを二分法で関数 $f(p)$ が設定誤差範囲内に収束するまで繰り返し計算をおこない、近似解を求めるものである。押出速度 V が設定値 V_{max} に達してからは、押出速度 V を V_{max} 一定として押出圧力 P_T を計算している。

なお、ピレットがコンテナ内に充満するまでの過程は、最高押出圧力よりも低い圧力で圧縮されることと、この過程に要する時間は、ダイスによって異なるものではな

いので、ここでの計算では、ピレットが充満した後、形材が押出される過程だけを考慮している。

4.3 押出しシミュレーションの精度

4.3.1 押出しシミュレーションの精度確認実験

開発した押出圧力計算プログラムのシミュレーション精度を確認するため、シミュレーション結果と実際の押出し結果を次の方法で比較した。

数種類のダイスを選び、その実際の押出しにおいて押出し開始時のピレット温度や、テーパヒート状態（ピレット先端部と後端部の温度差）、及び、ダイス温度を測定し、押出し中には圧力、速度の変化を測定するとともに、ダイスのベアリング近傍に熱電対を設置してその温度変化も実測した。その実測値の初期値、及び、ダイス寸法を推出圧力計算プログラムにインプットしシミュレーションした。そのシミュレーションによる押出圧力、速度、ベアリング温度などの計算結果と実測値を比較し計算精度の確認をおこなった。

Fig.4-3 は、シミュレーション精度確認実験に使用した形材断面の一例である。シミュレーションに用いた押出条件、及び、ダイス寸法の値を Table4-1 のダイス設計 C に示す。この例では Fig.4-3 に示すように、ダイスのキャップベアリング近傍 T_a とコアベアリング近傍 T_d に熱電対を設置しベアリング温度を実測した。なお、

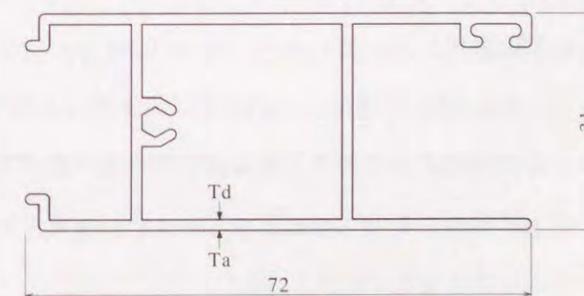


Fig.4-3 Section of the shape used in this experiment and location of temperature measurement.

Table4-1のシミュレーション用押出条件の内、ピレット温度はピレット先端部での平均温度を示し、ピレットテーパヒートはピレット先端部から後端部への温度変化を直線と考えた時に、その単位長さ当たりの温度勾配値として示している。

Table4-1 Extrusion conditions and die design conditions.

Conditions		Die design No.					
		C	D1	D2	D3	D4	D5
Maximum extrusion pressure	N/mm ²	637	451	←	←	←	←
Billet length	mm	715	800	←	←	←	←
Billet diameter	mm	155	305	←	←	←	←
Container inner diameter	mm	161	315	←	←	←	←
Discard thickness	mm	30	48	←	←	←	←
Extrusion velocity	mm/s	500	167	←	←	←	←
Billet temperature	K	753	773	←	←	←	←
Billet taper heat	K/m	140	0	←	←	←	←
Container temperature	K	723	←	←	←	←	←
Die temperature	K	763	723	←	←	←	←
Extrusion ratio		64.1	116	←	←	←	←
1st extrusion ratio		2.9	2.6	2.2	2.2	2.6	2.1
2nd extrusion ratio		21.9	44.9	52.3	34.5	45.0	55.6
Bridge height	mm	60	120	←	50	70	←
Port circumscribed circle diameter	mm	130	300	←	←	310	300
Bearing circumference	mm	454	1321	←	←	←	←
Bearing area	mm ²	1947	3963	←	←	←	←
Port circumference	mm	551	1286	1308	1830	1428	1528
Port area	mm ²	6969	30294	35248	23284	30332	37504
Section area of shape	mm ²	317	674	←	←	←	←

4.3.2 押出しシミュレーションの精度確認結果及び考察

Fig.4-4に、Fig.4-3の中空材をTable4-1のダイス設計Cでシミュレーションした押出圧力、速度の解析計算結果と実測値を示す。図中のOld typeと示したものは、従来の押出圧力計算式で求めた値で、押出しに伴いピレット長さが短くなる分だけ、コンテナとピレットの摩擦抵抗が小さくことを考慮しているに過ぎない。ダイス構造の違いもピレットの変形発熱の影響も考慮されていない。与えられた押出条件に必要な最高押出圧力を求めているだけである。

押出生産性にとって重要な押出速度は最高押出圧力と密接な関係があることはい

うまでもない。つまり、押出力から得られる最高押出圧力を使って押出速度を上げることが実用上は重要であり、そのためにはダイスのメタルフローに対する抵抗を如何にして下げるかが問題である。即ち、メタルフローに対する摩擦抵抗となるブリッジ厚さなどは押出圧力に対して耐えることができる限界まで薄くするように設計することが必要である。

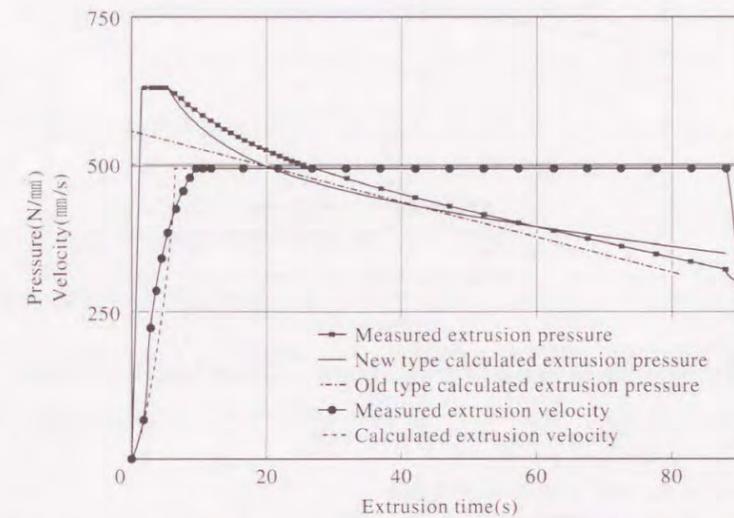


Fig.4-4 Relation between extrusion pressure, extrusion velocity and extrusion time.

そこで、今回開発したものはダイス基本形状は従来のままであるが、まずダイスの押出性評価として押出圧力と押出速度が設定速度に到達するまでの時間を計算できるようにしたものである。

計算結果は、実測値に対して押出速度の立ち上がりや押出圧力の変化に多少の差があるものの、シミュレーション解析計算結果は良好な一致を示していると言える。Fig.4-5は、Fig.4-3に示したダイスのキャップベアリング近傍 T_a と、コアベアリング近傍 T_d に設置した熱電対で実測した平均温度 $(T_a + T_d) / 2$ と、シミュレーションしたベアリング温度の解析計算結果を対比して示したものである。本押出圧力計算プログラムでは、ベアリング温度の計算値は、ベアリング全周の平均値として計算しており、中空材の外側と内側の実測値の平均値と良好な一致を示している。

このような精度確認実験をホローダイス、ソリッドダイス複数個でおこない、同

様な結果を得たため、本押出圧力計算プログラムのシミュレーション精度は高いと判断できる。

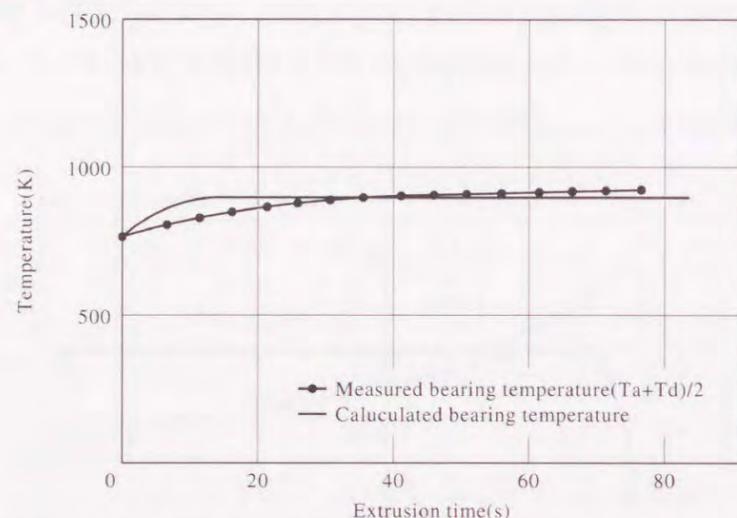


Fig.4-5 Relation between bearing temperature and extrusion time.

4.4 ダイス設計検討

4.4.1 ダイス設計検討への適用

本押出圧力計算プログラムを、実際のダイス設計検討に以下の手順で適用し、その実用性を確認した。

- ① 時間あたりの押出重量を設定する。
- ② ダイス構造を数種設定する。
- ③ 押出条件を設定する。
- ④ 各設定条件で押出圧力計算プログラムによるシミュレーションをおこない、設定した生産性を満足するダイス構造を選定する。必要があれば押出条件も変えてシミュレーションする。
- ⑤ ダイスの詳細設計をおこなう。

以上の手順で設計検討した型材断面の一例を Fig.4-6 に示す。この形状は、肉厚 1 mm、幅 295 mm の薄肉幅広中空型材で、経験的ダイス設計法では、多くの現場的試行錯誤が必要と予測される難易度の高い形状である。シミュレーションにあたっては薄肉幅広、高押出比を考慮して、実用的に最小の押出速度である 167 mm/s (10 m/min) と設定した。また、過去の経験からメタルフロー、及び、ダイス強度を考慮し、Fig.4-7 に示す D1～D5 の 5 種類のポート形状を設定した。シミュレーション条件としては、D1～D5 のポート形状に対して Table4-1 の設計ダイス D1～D5 に示す押出条件、ダイス寸法を用いた。

そのシミュレーション結果をもとに最適条件を選び、詳細設計、製作、実際の押出しをおこなって本押出圧力計算プログラムを利用したダイス設計検討の実用性を確認した。

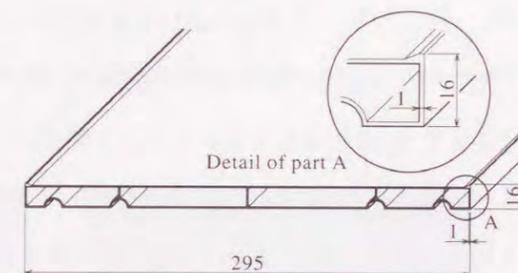


Fig.4-6 Section of the shape used in this experiment.

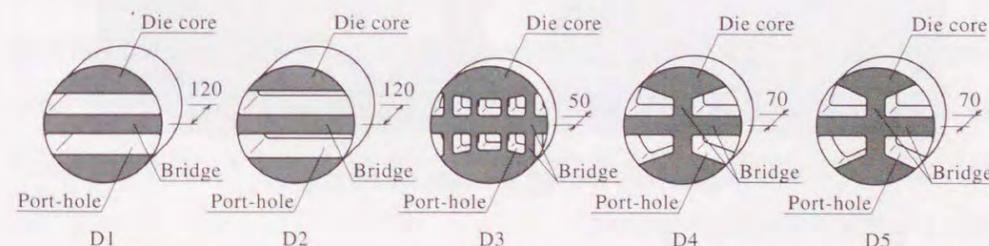


Fig.4-7 Schematic configurations of port calculated in this experiment.

4.4.2 ダイス設計検討への適用結果及び考察

Fig.4-6 の型材に対して Fig.4-7 のポート形状を設定し、Table4-1 の設計ダイス D1～D5 でシミュレーションをおこなった押出速度変化の計算結果を Fig.4-8 に示す。まず、D1 は、経験的ダイス設計法で、このような横幅が広く、高さの低い形状の

形材を押し出すダイスを設計する場合の基本形状である。中央のブリッジ部と呼ぶ横梁状部分が中空部形成用のマンドレルである。しかし、このように梁の両端支持だけで耐圧強度を保つためには、Table4-1に示すように、梁の厚みが120 mmと大きくする必要があり、ブリッジ部側壁摩擦面積が増加してメタルフロー抵抗を増すことになる。D 2も同じ構造で、ポート面積をD 1の30294mm²からD 2の35248mm²と大きくしたものである。D 3は梁の厚みを、D 1の120 mmからD 3の50 mmと小さくするために、梁の両側に小さな梁を4本ずつ付けたものであるが、ポート周長がD 2の1308 mmからD 3の1830 mmと増加する。その結果、ブリッジ部側壁摩擦面積が増加して、メタルフローの抵抗が増してしまう。

そこで、中央部に小さな梁を両側に一本ずつつけ、ダイス厚みはD 3の50 mmよりはD 4の70 mmと増加するが、ポート周長はD 3の1830 mmからD 4の1428 mmと減少させたものにした。D 5は、さらにポート面積をD 4の30332mm²からD 5の37504mm²と増加したものである。ポート面積を増やすとポート内メタル流速が小さくなるため、ブリッジ部側壁の摩擦抵抗は小さくなる。なお、D 4、D 5のポート形状が、扇形状に外向に開いている理由は、ピレットのメタルフローがコンテナとの摩擦により、外側の流速が遅いため、ポートに入る抵抗を小さくするためである。以上の結果、D 1～D 3では設定押出速度167 mm/s (10m/min)に達せず、D 4も設定押出速度には達するものの、速度立ち上がりに時間がかかり過ぎることがわかった。このように立ち上がりに時間がかかりすぎる状態では、押し出し中にダイスが冷えてしまい押し出しができなくなると予想される。

これに対し、D 5が最も押出速度の立ち上がりが早く、押し出しの良好なことが明らかになったので、この条件のダイスを詳細設計し製作した。製作したダイスの外観をFig.4-9に示す。このダイスを使って実際に押し出しをおこなった時の押し出し速度測定結果もFig.4-8に示す。設定押出速度に達する際に、押し出し速度制御装置の応答性のために押し出し速度実測値は、いったん設定速度を上まわっているが、設定押出速度に達するまでの時間に関して、計算値はほぼ実測値に一致しているといえる。実際の押し出しではメタルフローのバランスをとるためにダイス修正を要したが、予想通り良好

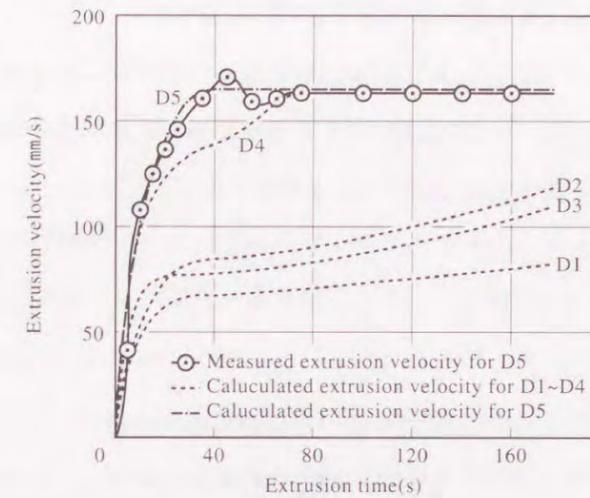


Fig.4-8 Change of extrusion velocity of the various port-hole die calculated in this experiment.

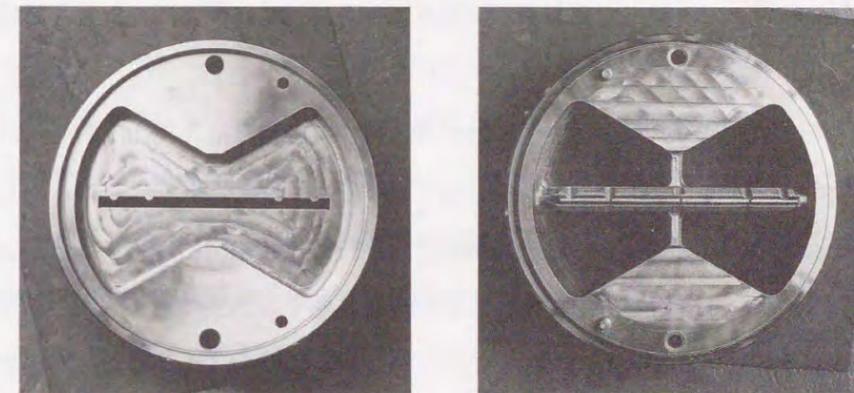


Fig.4-9 Port-hole die for this experiment.

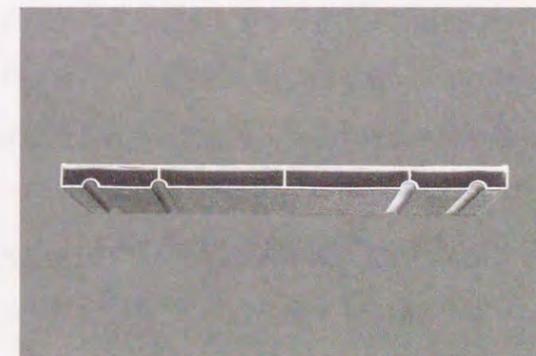


Fig.4-10 The Shape extruded in this experiment.

な押出性を得ることができ Fig.4-10 に示す目的の形材を得た。

この他、数型のダイス設計検討に本押出圧力計算プログラムを適用し、実用性を検討した結果、前述のものと同様満足できる結果が得られ本押出圧力計算プログラムのダイス設計検討への実用性は高いものと判断した。

4.5 結論

これまでの押出圧力計算では管材や棒材の場合の適用例が多かった中で、ソリッドダイスやポートホールダイスを使って異形形材を押出す場合、実用的に用いることのできる押出圧力計算プログラムを開発し以下の結果を得た。

- (1) 押し出しダイス構造の影響を含み、押し出しプレスによる機械的エネルギーをメタルの変形発熱に換算して、メタルの温度上昇を考慮した押出圧力計算を可能とした。
- (2) 従来の押出圧力計算は、与えられた押出条件に必要な最高押出圧力を求めるに過ぎなかった。本研究によって、はじめて与えられた最高押出圧力に対して得られる押出速度、とくに設定押出速度到達時間を数値的に求めることができるようになった。その結果、ダイス設計検討段階で押出条件やダイス寸法を本押出圧力計算プログラムに入力してシミュレーションすることにより押出性を予測できるようになった。
- (3) この結果、従来の現場的試行錯誤によるダイス押出性評価が、ダイス設計段階で定量的に、かつ、迅速におこなうことが可能となった。また、押出圧力に対して最小必要限度のダイス厚さの設計をおこなうことによって、従来の基本構造におけるメタルフローに対するダイス抵抗を下げることができ、押出生産性を向上させることができた。
- (4) 本計算式によって従来の経験的ダイス設計法では不可能とされていた薄肉幅広大型形材の押し出しダイス設計を可能とした。このように、本計算式によるダイス設計予測計算は有用であることが明らかになった。

第5章 アルミニウム合金中空形材熱間押し出し用鋳造ダイス

5.1 緒言

これまでに、経験的ダイス設計法におけるダイスのメタルフローに対する抵抗を下げる際のダイス形状制約条件を取り除くために、誘導加熱によるピレット温度分布やコンテナ内のメタルフローを明らかにした。そして、従来のダイス基本形状におけるダイスのメタルフローに対する抵抗を最も小さくするダイス強度設計を可能とするために、ダイスの押出圧力や速度に及ぼす影響を数値的に評価できるようにフローガイドやポートホールダイスの構造を考慮した押出圧力計算法について研究した。

しかし、経験的ダイス設計法におけるダイス形状制約条件は以上のものだけではない。従来もダイスのメタルフローに対する抵抗が小さいダイスとしては、ブリッジダイスやスパイダーダイスがあった。押し出し歩留り上の問題もブリッジダイスにはあったが、スパイダーダイスと共通していえることは、ダイス形状がポートホールダイスと比べて複雑で、製作時間が長いことが欠点であった。その点、ポートホールダイスは、円柱状鋼材から切削加工で成形する場合、円柱状の部分を残した形状をしているため、比較的製作時間が短いことも現場で多く用いられる理由となっていた。しかし、アルミニウム合金熱間直接押し出し中空形材用ダイスに用いられていた鍛造材の削り出し加工法は、いずれの形状のダイスに関しても鋼材の歩留りも低く、加工時間も長いものでコスト的にも高い方法と言える。

そこで、経験的ダイス設計法において製作時間からくるダイス形状制約条件を取り除くために、本章では、ダイス製作時間短縮を図ることができるダイス加工法について研究する。その結果に基づいて新しい鋳造ダイスを開発したものである。

建築材料用アルミニウム形材の種類は数万種にのぼるが、ダイス設計上、標準化することによってダイスの基本形状は、押し出し機の大きさごとに数種類ですむ。そこで、特に製作時間のかかるダイスコアの鋳造でニアネットシェイプブロックを鋳造法を用いて作り、最終仕上げ加工だけを従来のように切削加工でおこなうことに

よってダイス製作時間の短縮を図る。鋳造法で押し出しダイスを製作することは、これまででも試みられたことは多い。しかし、1回目の押し出しで破損する場合と、鍛造材を削り出しで製作したダイスと同様に使用できる場合があり信頼性に欠けていた。たしかに鋳造法は複雑な形状を簡単な工程で作ることのできる優れた成形法だが、アルミニウム押し出しのような過酷な状況で使われる場合には問題があった。

そこで、本章では、押し出し使用時におけるダイスの負荷応力状態を有限要素法解析を使って求めたところ、ダイスコアが押し出しにより破損し易い部分は、負荷応力状態で最大引張り応力が発生していることが分かった。そして、実際に鋳造した各種のダイスから、試験片を取り出し高温引張試験をおこなって鋳造材の強度を確認した。さらに、引張試験片を採取した鋳造ダイスについて、内節点前進差分法による凝固熱解析^{(69) - (71)}をおこない、これから得られる熱的パラメータと高温引張試験結果との関係を調べた。そして、この結果に基づき最大引張り応力を受ける部分の機械的性質を改善するため、凝固制御鋳造法を使って信頼性の高いアルミニウム熱間押し出し用鋳造ダイスを開発した。

5.2 実験方法

外径190mmでダイス厚さが50mm、及び、外径230mmで、ダイス厚さが70mmのポートホールダイスコア（扇形1孔タイプ：扇形のポートを有し、一本の形材を押し出すダイスである。ポートの数としては4個のもの他に、3個のものや2個のものがある。また、形材も1個のダイスで2本以上同時に押し出す場合もある。）について、押し出し時の負荷応力分布を有限要素法で解析した。Fig.5-1は内部構造が見えるように、負荷応力分布解析に使用したダイスの半分を要素分割した図で、

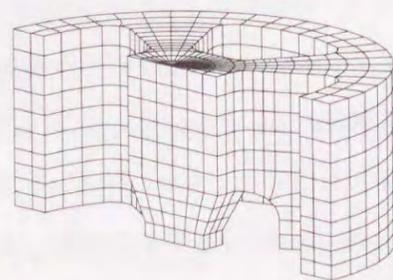


Fig.5-1 The diagram of the mesh element of the port-hole die.

形状の対称性を利用してFig.5-2に示すように扇状1/8モデルで計算をおこなった。負荷条件として押し出し圧力からコンテナ摩擦を除いたダイスブリッジ上面にかかる圧力として392N/mm²、拘束条件として、外周面は径方向を拘束とし、キャップとの接触面は径方向、垂直方向ともに完全拘束とした。

そして、比較供試材として、通常、押し出し現場で使用しているSKD-61鍛造ダイスの高温引張試験をおこなった。供試材の目標硬度はHRC47±2とし、Fig.5-3に示す熱処理条件で焼入れ焼戻しをおこなったものを用いた。次に、Fig.5-4のようにダイスブリッジ部が引張試験片の標点間内にはいるように材料のダイスブリッジ部該当箇所から供試材を切り出し、Fig.5-5に示す高温引張試験片を作成した。

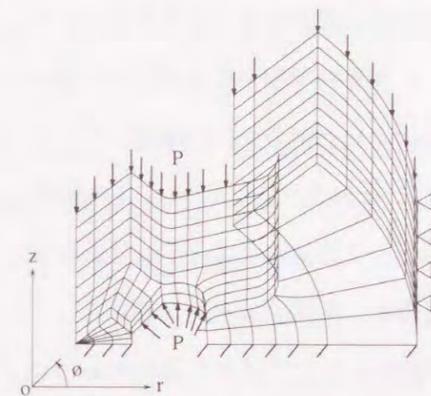


Fig.5-2 The diagram of the mesh element of the port-hole die used in the static analysis.

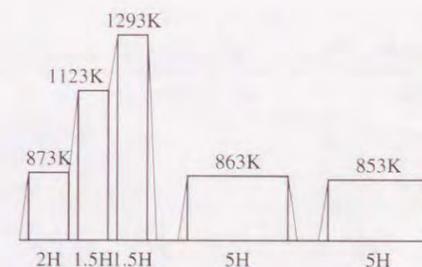


Fig.5-3 Heat treatment conditions.

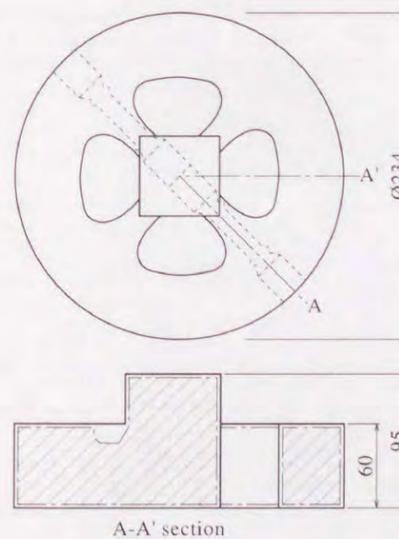


Fig.5-4 The location in die from which the tensile test piece were cut.

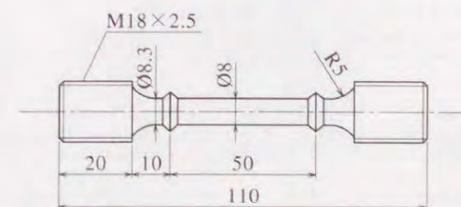


Fig.5-5 Test piece dimensions.

試験温度は実押出温度に合わせて773 Kに設定し、島津オートグラフDSS-25Tを使用して0.2 mm/minの引張速度で試験をおこなった。

鑄造方案は、Fig.5-6に示すように、製品内部に凝固欠陥を生じさせないために、発熱材で覆われた押湯の載っている面と反対側の面に冷却用チラーを当てて指向性凝固を促進する方案を考えた。その鑄造方案の健全性を確認するため、内節点前進差分法によるプログラム^{(69) - (71)}で軸対称モデルについて、Table5-1、Table5-2に示す物性値を使用して凝固熱解析^{(72) - (76)}をおこなった。これは、軸対称モデルなの

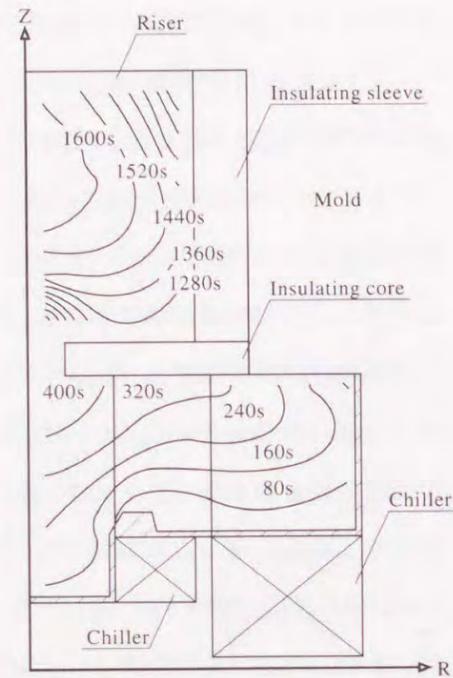


Fig.5-6 The results of solidification simulation.

Table5-1 Physical properties used in the solidification simulation. (1)

Material	Density (g/mm ³)	Specific heat (J·g ⁻¹ ·K ⁻¹)	Thermal conductivity (KW·m ⁻¹ ·K ⁻¹)
Casting	0.007	0.036	2388.5
Mold	0.0015	0.060	71.7
Mold chill	0.0078	0.036	1910.8

Table5-2 Physical properties used in the solidification simulation. (2)

Latent heat	j/g	15.52
Liquidus	K	1778
Solidus	K	1733
Initial temperature	K	1843

Table5-3 Casting conditions.

Mold	Phenolic No-Bake
Pouring temperature	K 1833~1873
Steel designation	SKD-61

Table5-4 Target chemical composition. (wt%)

C	Si	Mn	Cr	Mo	V
0.33~0.38	0.90~1.00	0.40~0.50	5.00~5.40	1.00~1.30	0.50~0.80

で、実物との差はダイスブリッジ部の3次元性を無視した点にある。そこで、この部分の補正を次のようにおこなった。溶湯時の体積Vと表面積Sを求めるために、収縮率を考慮した木型図面を使い、ダイスブリッジ部の体積Vと表面積Sの比としてモジュラス $M=V/S$ を求めた。この時、ダイスブリッジ部と本体の接合面は非放熱面として取り扱った。次に、要素分割図中のダイスブリッジ部のモジュラス M' を求めた。これは、この部分を二次元の回転体として体積と表面積の計算をおこなって求めた。そして、 M/M' を補正率として密度補正をおこなった⁽⁷⁷⁾。

次に、Table5-3に示す鑄造条件で、材料としては、Table5-4に示すJIS G4404合金工具鋼鋼材の熱間金型用SKD-61と同じもので鑄造をおこなった。鑄型は、6号けい砂にフェノールウレタン樹脂を粘結剤とした有機自硬性鑄型で作成し、ジルコン系塗型剤を塗布した。溶解は、高周波誘導炉により大気雰囲気でおこなった。結晶粒微細化元素として0.8重量%のチタンを添加した。鍛造材と同じ条件で焼鈍した後、焼入れ焼戻しをおこなった。目標硬度も同じHRC47±2とした。このようにして作成された鑄造ダイス7タイプ (Fig.5-7に例示：上段左側から直径230 mm扇形3孔、直径230 mm角形1孔、直径230 mm扇形1孔、直径230 mm扇形4孔) に、鍛造ダイスと同等の熱処理を施した後、Fig.5-4のようにダイスブリッジ部から供試材を切

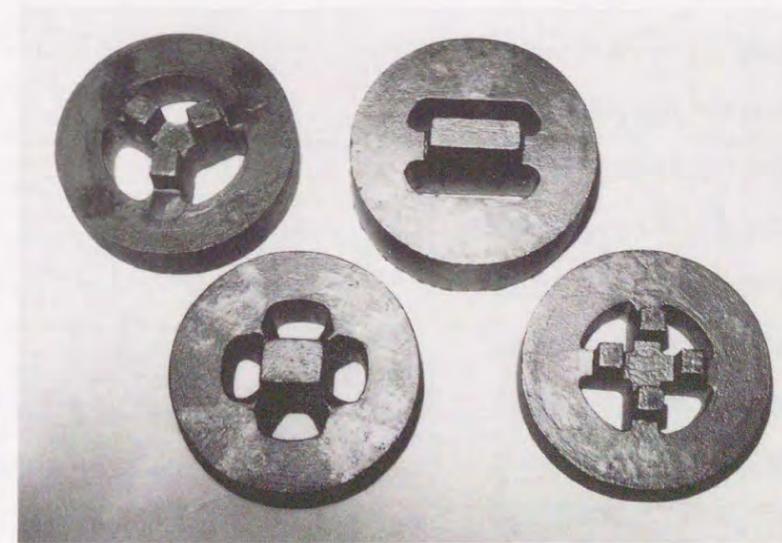


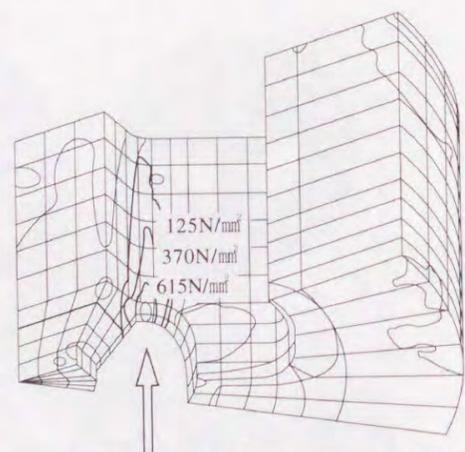
Fig5-7 Cast dies.

り出し、鍛造材と同様の条件で高温引張試験をおこなった。なお、Fig.5-4の斜線部は、押し出し時のダイス形状 (Fig.5-2 と対応) を示しており、実線部の鋳造素材から機械加工によって製作する。そして、得られた高温引張試験データと先の凝固熱解析から得られた熱的パラメータ、すなわち温度勾配G (K/mm)、冷却速度R (K/s) との関係調べた。

実際に、6063 アルミニウム合金熱間押し出し用鋳造ダイスとしての実用化に際しては、ダイスの中で大きい引張応力を受ける部分が鍛造材と同等以上の機械的性質を得るように鋳造方案を修正した。さらに、念のため、その部分から供試材を切り出し、773Kで0~981N/mm²の荷重を10.5s毎に500回繰り返し加える高温繰り返し引張試験をおこなった後使用した。なお、このサイクル時間はピレット1本を押し出す時の最高押し出し圧力に達する時間を想定し、荷重値は押し出し時の最高押し出し圧力に相当する値を想定して決めたものである。さらに、比較材として、SKD-61 鍛造材と同様の箇所から供試材を切り出し同一条件で試験をおこなった。

5.3 結果及び考察

Fig.5-8は、外径230mm、ダイス厚さ70mmのポートホールダイスコアの有限要素応力分布解析によって得られた245N/mm²毎の等応力線図である。マンドレル付根とブリッジの交差部に、最大引張応力(矢印部)が発生していることがわかる。この部分は、実際にも亀裂が発生する箇所である。このことから、この部分が高温で繰り返し引張応力を受けて、いちば



The location of the maximum tensile stress(860N/mm²)

Fig.5-8 The results of static analysis for the port-hole die.

ん初めに疲労破壊するものと考えられる。そこで、この部分に、鍛造材と同等以上の耐力と伸びを与えることが必要と考えた。なお、外径が190mmでダイス厚さが50mmのポートホールダイスコアも、同じ箇所に最大引張応力を受けていた。

Fig.5-6は、内節点前進差分法による凝固熱解析によって得られた80s毎の等凝固時間線図で、下から順に80s後、160s後、240s後等々の凝固状態を示している。冷却用チラーが当たっているブリッジ部から押し湯方向へ順序よく凝固が進行していることがわかる。製品内部に曲線の閉じたところは見られないので、押し湯からの溶湯補給が途切れる部分はなく、大きな引け巣はできないと考えられる。なお、図中の斜線部分は、実際の6063アルミニウム合金熱間押し出し用鋳造ダイスとして使用する場合に加工して除去する部分を示している。

Table5-5は高温引張試験結果であり、7タイプの鋳造ダイスから採取した計24本の試験片による値である。また、比較材として、SKD-61 鍛造材から採取した4本の

Table5-5 The results of the tensile test under the high temperature condition.

Die type	Strength N/mm ²	Toughness N/mm ²	Elongation %	Reduction in area %	Number
190mm in diameter 1 mandrel A	1116 ~ 1167	944 ~ 1000	1.3 ~ 11.2	1.0 ~ 29.8	2
230mm in diameter 1 mandrel A	1097 ~ 1118	942 ~ 984	0.0 ~ 11.5	1.2 ~ 40.2	4
230mm in diameter 3 mandrels A	1086 ~ 1171	949 ~ 987	1.4 ~ 8.5	0.0 ~ 39.3	3
230mm in diameter 4 mandrels A	1090 ~ 1166	977 ~ 987	1.4 ~ 9.9	2.9 ~ 32.2	4
230mm in diameter 1 mandrel B	1114 ~ 1155	970 ~ 1014	1.5 ~ 8.1	2.1 ~ 30.2	3
230mm in diameter 2 mandrels B	1090 ~ 1177	960 ~ 1012	1.4 ~ 8.2	1.7 ~ 29.6	4
300mm in diameter 1 mandrel A	1096 ~ 1145	944 ~ 1008	0.4 ~ 9.7	1.6 ~ 40.9	4
Forged die	1110 ~ 1182	948 ~ 984	9.2 ~ 10.1	40.3 ~ 43.6	4

試験片による値も示す。鑄造材の引張試験温度 773 K における引張強度、耐力は、鍛造材と比べても遜色なくバラツキも小さい。しかし、伸び、絞りは、ばらついており全く伸びないものもあった。さらに、強度、耐力値は、試験片採取位置による差は認められなかったが、伸び、絞りは押湯に近い側から採取したものは値が低く、チラーと接触しているブリッジ部から採取したものは比較的高い値を示していた。

Fig.5-9 は、鑄造ダイスから採取した高温引張試験片破断面の走査電子顕微鏡写真(二次電子像)で、伸びの低い試験片には、巣が見られる。このように鑄造材の試験片破断面には微細巣の見えるものも多く、微細巣の占める領域が大きいものほど低延性の傾向にあった。Fig.5-9(a)は、その巣の部分である。Fig.5-9(b)は、最も高い延性を示した高温引張試験片破断面で、カップコーン部が粒状になっている。

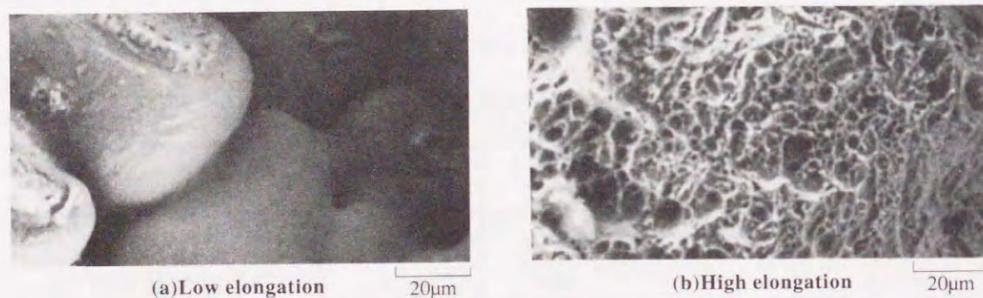


Fig.5-9 Scanning electron micrographs of the fracture surface of the tensile test pieces which is cut from the cast die.

鑄造ダイスから採取した供試材の引張試験温度 773 K における耐力値と凝固熱解析から得られた熱的パラメータの相関は認められなかったが、伸びと凝固熱解析から得られた温度勾配 G との間には Fig.5-10 のような相関があった。これは、伸びが微細巣占有面積率に左右される^{7,8)} ことと、温度勾配が小さいと凝固収縮する時、溶湯補給通路が長くなり微細巣が生じやすいためと考えられる。Fig.5-10 に示す伸びと温度勾配 G の関係から、鍛造材と同程度の伸びを得るには、温度勾配 G は少なくとも 3K/mm 以上が必要であることがわかった。

Fig.5-11 は、ダイスの最大引張応力を受ける部分の温度勾配 G が 3K/mm 以上になるように、鑄造方案を修正した鑄造ダイスのブリッジ部から採取した供試材による高

温繰り返し引張試験結果である。なお、温度勾配を高めるには、引張応力を受けるダイスブリッジ部の上部に熱源として発熱体に覆われた押湯を置き、かつ、ブリッジ部をチラーによって冷却するという方法を採用している。このチラーの大きさと位置を変えた数種類の方案について凝固熱解析を繰り返しおこなって、製品内部に凝固欠陥が生じ易い条件である温度勾配

が 0.5K/mm 以下の部分が生じないようにし、かつ、最大引張り応力を受ける部分は、温度勾配が 3K/mm 以上になるような鑄造方案を決めている。

ところで、高温繰り返し引張試験によると、鑄造材は 773 K における耐力値相当の荷重を、500 回繰り返し加えても破壊は起きていない。また、500 回繰り返し後の初期ひずみも含めた全ひずみ量は 0.076mm となっているが、300 回程度より歪が戻りはじめ、500 回終了後のひずみ量は 0.07mm となった。

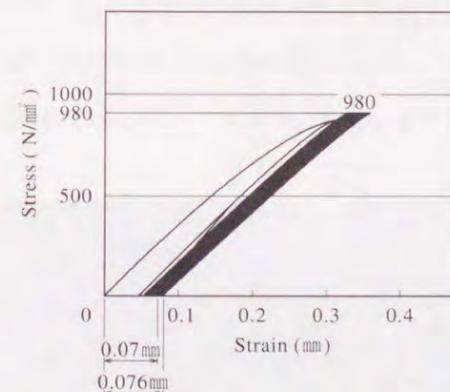


Fig.5-11 The results of the repetition tensile test at 773K with the test piece which is cut from the cast die.

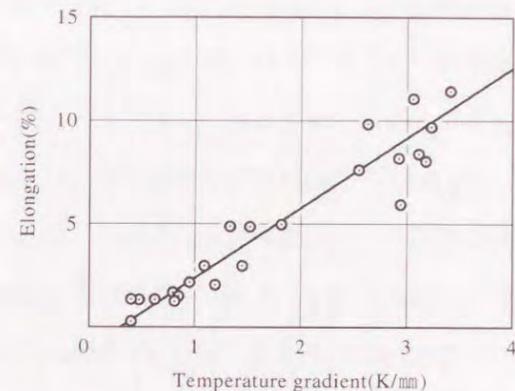


Fig.5-10 The relation between the casted bridge elongation and the temperature gradient.

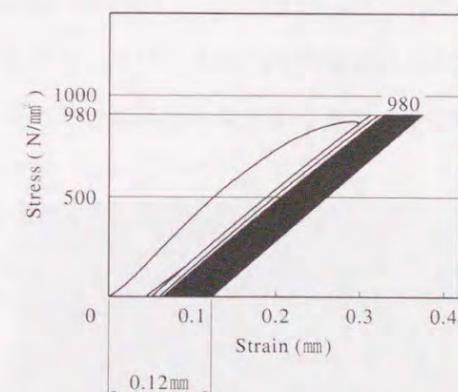


Fig.5-12 The results of the repetition tensile test at 773K with the test piece which is cut from the forged die.

Fig.5-12は、鍛造ダイスブリッジ部から採取した供試材による高温繰り返し引張試験結果であるが、500回繰り返し後のひずみ量は0.12mmで鑄造材で見られたような歪量が戻るといった現象はなかった。

Fig.5-13の組織観察結果にあるように、鑄造材では引張応力を受ける部分から採取した試験片に偏析が見られないのに対して、鍛造材では偏析が見られる。これは、鑄造材のこの部分がチラー冷却効果により凝固速度が大きく偏析が生じにくいのに比べ、鍛造材の場合は長い円柱状の材料から切断してダイス材料として用いられる結果、引張応力を受ける部分が素材断面の中心部に近いことから、造塊時における凝固速度が小さく、かつ、鍛造が十分に効かずに偏析が残ったものと考えられる。鑄造材のひずみ量が戻るといった点については、本実験条件下では判断できなかったが、鑄造材の方がひずみ量が小さいという点については、鑄造材は偏析が少ないので変形抵抗が大きいのではないかと考える。Fig.5-14に、鍛造ダイスの寿命を100としたときの、直径190mm1孔、直径230mm1孔、直径230mm2孔、直径230mm3孔、直径300mm1孔の各種鑄造ダイスと鍛造ダイスの寿命比較を示す。ダイスの寿命は亀裂破損して尽きるものと、押出製品の肉厚が規定寸法を超えたことにより尽きる両方の原因があるが、ここでは、その区別をしていない。各タイプの鑄造ダイスは鍛造ダイスと少なくとも同程度の寿命で、場合によっては、むしろ寿命が長いと言える。

また、Fig.5-15のピレット押出し本数とブリッジ変位量の関係に示すように、鑄造ダイスの変位のほうが小さいことがわかった。これは、高温繰り返し引張試験の結果でも、発生ひずみ量が鑄造材のほうが40%少ない結果 (Fig.5-11, Fig.5-12 参照)

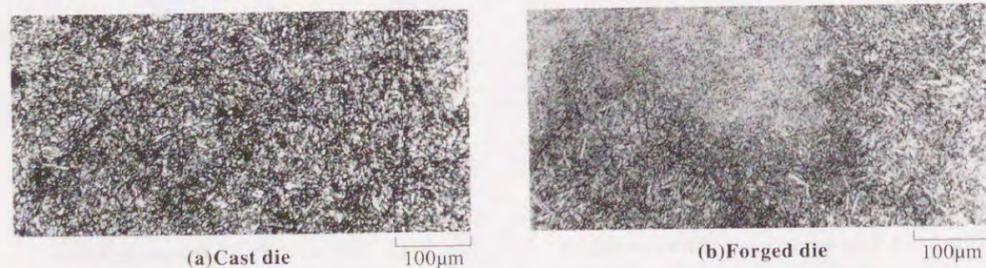


Fig.5-13 Microstructures of stress-concentrated area.

と対応する。なお、加工歩留りは鍛造材の50%前後に比べ、鑄造ダイスでは85%程度を得ることができる。

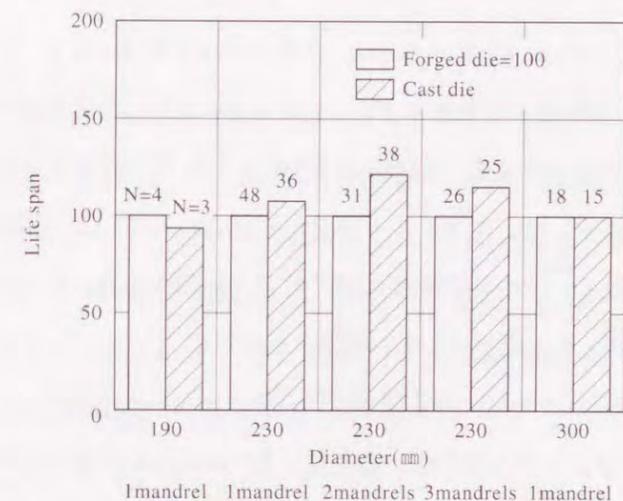


Fig.5-14 The comparison between cast die life span and forged die life span.

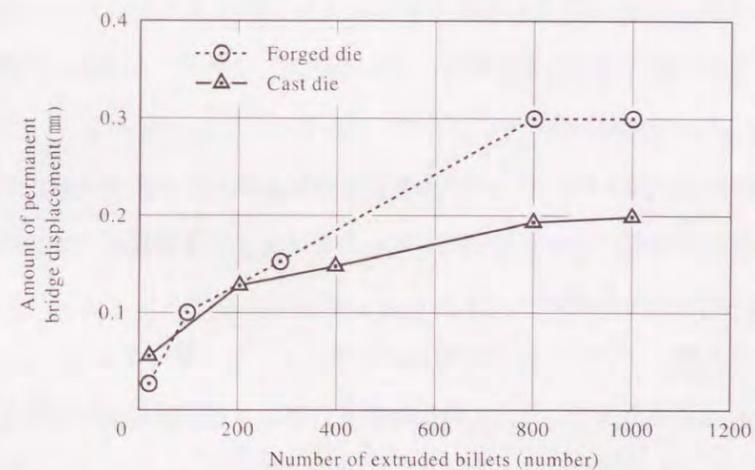


Fig.5-15 The relation between the number of extruded billets and the amount of permanent bridge displacement.

5.4 結論

経験的ダイス設計法においてダイス形状の制約条件となっていたダイス製作時間上の問題を取り除き、ダイスのメタルフローに対する抵抗を小さくするダイス設計をできるようにするために、鋳造法を使ってダイスのニアネットシェイプブロックを作りダイス仕上げ時間を短縮する方法について研究した。その結果に基づいて、6063 アルミニウム合金中空型材の熱間直接押出しで、現在最も使用されているポートホールダイスについて、従来からも鋳造化が試みられていながら信頼性に問題があったものについて、凝固時の温度勾配に着目し信頼性の高い鋳造ダイスを得ることはじめて成功した。以下に、その成果をまとめる。

- (1) 凝固制御鋳造法を可能とし、従来は低信頼性であった鋳造ダイスを、鍛造ポートホールダイスと寿命が同等、または、それ以上のものにできた。
- (2) 鋳造ポートホールダイスの信頼性を確保するためには、ブリッジ部の最大引張応力を受ける部分の伸び値を大きくすることが必要である。これは、凝固時の温度勾配を3 K/mm以上にすることが必要なことを明らかにして、熱源としての押湯の位置、発熱材や断熱材、そしてチラーの使用による適切な鋳造方案の設定によって実現した。
- (3) 凝固制御鋳造法を使って、鋳造組織の微細化と偏析除去を果たし、鍛造ポートホールダイスよりピレット押出本数によるブリッジ変位量が小さい鋳造ポートホールダイスを実現した。
- (4) 鋳造法を使ってダイス製作時間短縮を果たすことができるようになった結果、経験的ダイス設計法における製作時間上のダイス形状制約条件を取り除くことができた。その結果、メタルフローに対する抵抗が最も小さくなる形状を得る基本条件を整えることができた。

第6章 アルミニウム合金中空型材熱間押出し用新形状ダイスとその製造法

6.1 緒言

押出しダイスのメタルフローに対する抵抗を最も小さくするダイス形状を得るためには、経験的ダイス設計法におけるダイス形状制約条件を取り除く必要がある。そこで、従来経験的には、ダイスが原因と考えられていながら、本質的にはダイス以外に問題があった基本的課題を解決した。さらに、ダイスの押出圧力と速度に及ぼす影響の数値評価を可能とした。また、経験的ダイス設計法において、もう一つのダイス製作時間上の制約条件を解決するために、従来形状のダイスコアのニアネットシェイプブロックを鋳造法で製作する基礎的研究をおこなってきた。

そこで、本章では、この鋳造法を生かし、押出生産性を上げるためにダイスのメタルフローに対する抵抗を小さくする新形状ダイスの研究開発をおこなった。

建築材料用アルミニウム合金中空型材の熱間押出しでは、ポートホールダイスが多く使われている^{4), 7, 9)}。ポートホールダイスコアはピレット側端面が平坦なのでブリッジに対する曲げ作用が大きくなって、マンドレル付け根とブリッジの交差部に大きな引張応力が発生しこの部分にき裂が生じ易い^{8, 10), 81)}。このき裂によるダイス破損は、実際の現場においてポートホールダイスの寿命を決定する原因の約1/3を占めている。また、ダイスコア重量はTable6-1に示すように外径190 mmのもので

Table6-1 Dies mass.

Outside diameter of die mm	Extrusion press size inch	Hollow die kg			Backer kg	Holder kg
		Core	Cap	Total		
190	6	10	8	18	15	42
230	7	17	11	28	18	74
255	8	21	14	35	37	135
300	9	34	22	56	44	150
360	10	75	40	115	112	270
415	12	105	62	167	150	500
508	14	170	90	260	230	340
600	16	200	120	320	300	450

10 kg以上、外径415 mmのもので100 kg以上にもなり、重量がかさみ取り扱いにくい。

そこで、押出圧力を受けるダイスコアのピレット側端面を半球状にすることによって軽量化を果たすことを考案した。ここでは、これを半球状ダイスと呼ぶ。半球状ダイスではマンドレル付け根とブリッジ交差部の応力状態が圧縮側に移行され引張応力が緩和されると予想される。これは、ダイス寿命を決定する要因の一つであるき裂発生と進展を抑制する効果があるとともに、半球状にすることによって、ポートホールダイスに比べて、コアを大幅に軽量化でき、材料費節減や取り扱いの容易性も期待される。

有限要素法で、ポートホールダイスと半球状ダイスを静的強度解析し、得られた応力分布に基づいて半球状ダイスを設計・製作し、ダイス重量と押出し結果を従来のポートホールダイスと比較検討した。また、半球状ダイスを鍛造材より削り出して加工するとポートホールダイスに比べて、さらに加工歩留りも悪く加工時間も長くなるので、鋳造ポートホールダイス開発時に得られた知見^{(17)・(18)}により、半球状ダイスでも鋳造法により引張応力を受ける部分の機械的性質を改善すれば鍛造ダイスと同等以上の性能、及び、寿命が得られる可能性があると考えた。まず、凝固熱解析を使って必要な機械的性質を得る鋳造方案として、最大引張応力を受ける部分の凝固時の温度勾配が、3K/mm以上になるような鋳造法を開発した。この方案で鋳造したニアネットシェイプブロックを、半球状ダイスに切削仕上げ加工した。

6.2 アルミニウム合金中空形材熱間押出し用半球状ダイスの形状設計法

6.2.1 形状設計方法

半球状ダイスの新しい形状を設計するために、従来のポートホールダイスとの静的強度解析の比較をおこなう。比較値を同一にするためにポートホールダイスと半球状ダイスは、押出形材が同一形状のものを想定した。有限要素法による応力状態の解析を前提として、それぞれの解析モデルのダイス形状を、ポートホールダイスの

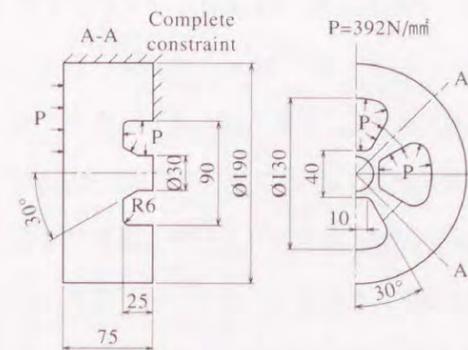


Fig.6-1 The conditions of static strength analysis for the port-hole die.

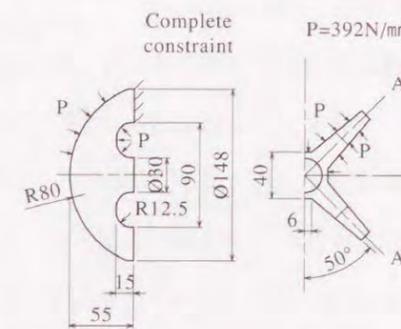


Fig.6-2 The conditions of static strength analysis for the hemispherical core die.

場合^{(17)・(18)}はFig.6-1に、半球状ダイスの場合はFig.6-2と設定した。拘束条件は、Fig.6-1のモデルでは底面と外周面を完全拘束とし、Fig.6-2のモデルでは底面のみを完全拘束とした。荷重条件は、いずれも392N/mm²の等分布荷重でおこなった。荷重値は、6063アルミニウム合金の熱間押出しを想定し、プレスの押出力をコンテナ断面積

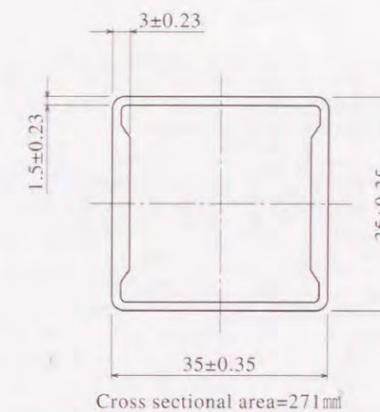


Fig.6-3 Cross section of the extruded shape.

で割った値から最高押出圧力と最低押出圧力の差から算出したコンテナ摩擦力を引いて設定した。解析は、モデルの対称性から扇状1/8モデルでおこなった。Fig.6-1、及び、Fig.6-2に示したモデルは外径190 mmのダイスの場合であるが、外径415 mmのダイスについても同じ条件で解析した。ポートホールダイスで押出しているFig.6-3に示す断面形状の6063アルミニウム合金形材に対し、有限要素法で解析した応力分布をもとに外径190 mmの半球状ダイスを設計・製作しポートホールダイスの場合と重量を比較した。両方のダイスとも、形材肉厚、ベアリング長さ、焼き入れ硬度は同じ値に設定した。半球状ダイスコアは、外径150 mm、高さ70 mmの円柱状材料から

削りだした。Fig.6-4に、ポートホールダイスの構造を示す。Fig.6-5に、半球状ダイスの構造を示す。これによって、半球状ダイスコア外径は148 mmとなっているように同一マンドレルを持つポートホールダイス外径が190 mmであるより小さいものとすることが分かる。また、半球状ダイスでは半連続押しをおこなうために、Fig.6-6に示すようにテーパリングを用いる。このリングを用いることにより押し継ぎに必要なメタル溜まりが、ポートホールダイスと同様に形成される。しかし、ディスクード切断面積が大きくなり、Fig.6-7(a)に示すような通常のシヤアでは切断できない。そこで、Fig.6-7(b)に示すような鋭い刃先を持ったナイフシヤアを用いる。この詳細形状を、Fig.6-8に示す。

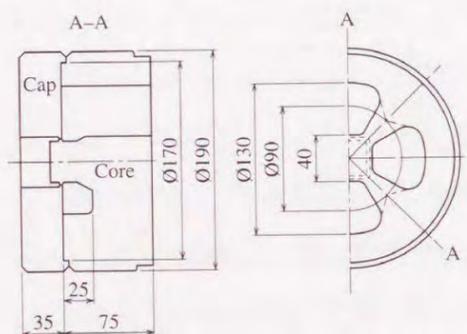


Fig.6-4 Structure of the port-hole die.

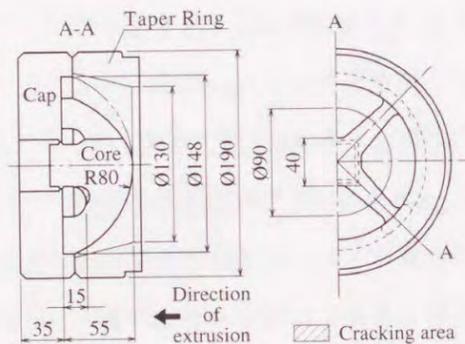


Fig.6-5 Structure of the hemispherical core die.

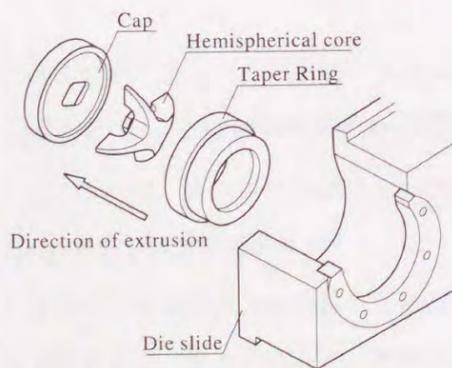


Fig.6-6 The assembly of hemispherical core die.

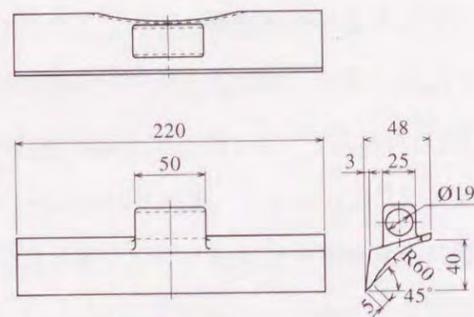


Fig.6-8 Edge of knife-shear.

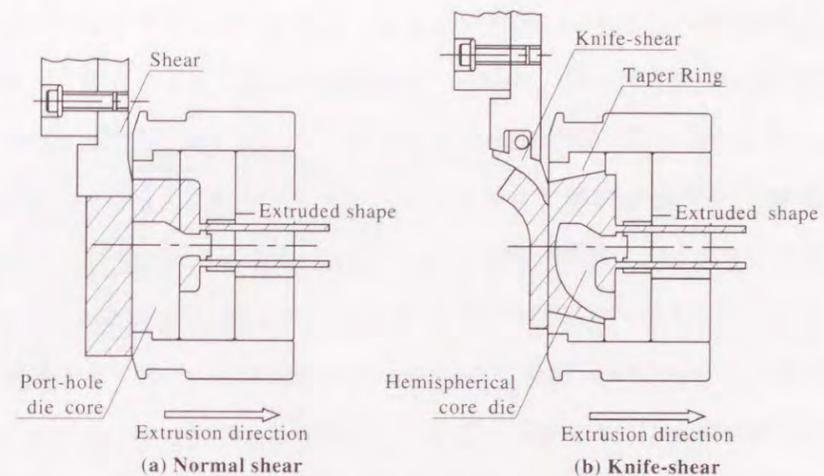


Fig.6-7 Shear.

押し実験材料は、6063 アルミニウム合金を用いた。Table6-2に示す条件で、熱間押しをおこなった。半球状ダイスの押し性と、押し出した材の寸法・外観を、ポートホールダイスの場合と比較した。

Table6-2 Extrusion conditions.

Conditions	Values
Extrusion force	MN 13.2
Container inside diameter	mm 159.5
Billet diameter	mm 155
Billet length	mm 560
Billet temperature	K 753
Extrusion velocity	mm/s 620
Extrusion ratio	74

半球状ダイスについては、ビレット

押し本数の増加に伴う形状変化を三次元測定機で測定した。これは、ビレット押し本数が、5本、10本、50本のとくと、その後、50本押しす毎におこなった。測定結果は、1 mm間隔で、1/1000 mm単位のX、Y、Zの座標値で出力し、プロッターで作図して半球状ダイスの変形を調べた。

6.2.2 結果及び考察

(1) 有限要素法による静的強度解析

Fig.6-9に、Fig.6-1に示す外径190 mmでダイス厚さ50 mmのポートホールダイスの有限要素法による静的強度解析結果の等応力線図を示す。Fig.6-10に、半球状ダイスの有限要素法に用いる要素分割図を示し、Fig.6-11に静的強度解析結果の等応力線

図を示す。いずれのダイスも、矢印で示したマンドレル付け根とブリッジの交差部に最大引張応力が発生している。解析結果の各値を比較すると、Table6-3に示すように、半球状ダイスはポートホールダイスの13%の重量にすぎないが、最大引張応力は26%で、最大変位 (Fig.6-17 の $\delta 1$ はこの変位による塑性変形量を示す。) は、ほぼ同じであった。

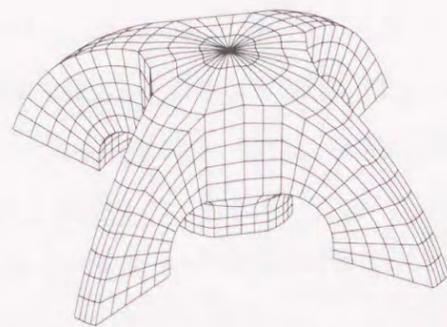
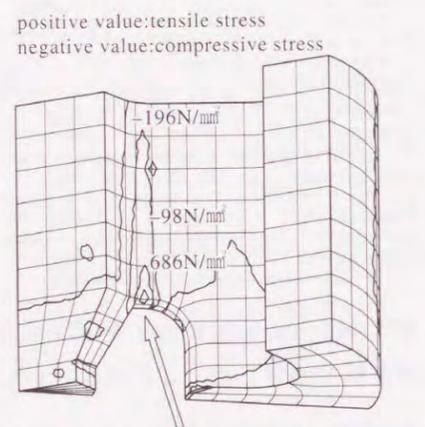
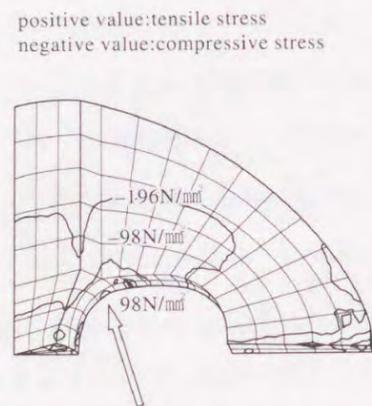


Fig.6-10 The diagram of the mesh element of the hemispherical core die.



The location of maximum tensile stress (900N/mm²)

Fig.6-9 The stress contour diagram by static strength analysis for the port-hole die.



The location of maximum tensile stress (238N/mm²)

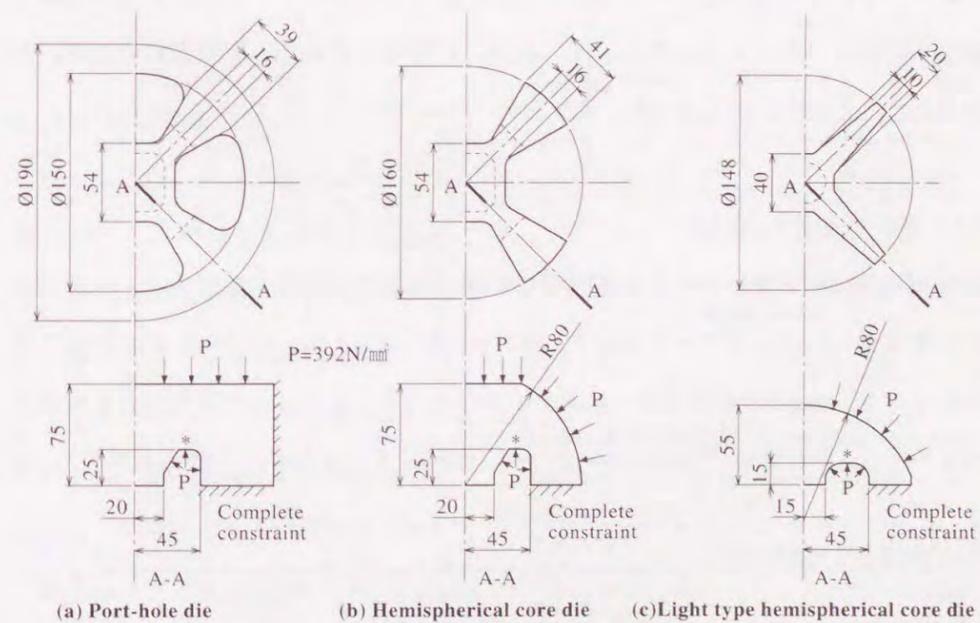
Fig.6-11 The stress contour diagram by static strength analysis for the hemispherical core die.

Table6-3 The results of static strength analysis.

Die type	Die size mm in diameter	Maximum tensile stress N/mm ² (%)	Maximum deflection mm (%)	Model weight kg (%)
port-hole die	190	900(100)	0.156(100)	11.3(100)
	415	900(100)	0.312(100)	117.8(100)
Hemispherical core die	190	238(26)	0.154(99)	1.3(12)
	415	238(26)	0.308(99)	13.5(12)

ポートホールダイスコアーの場合、ピレット側端面は平坦で、圧力が軸方向に加わるためブリッジに対する曲げ作用が大きくなって、矢印で示した箇所に大きな引張応力が発生する。これに対して、半球状ダイスコアーの場合、ピレット側端面は半球状で圧力が球心方向に加わるので、ポートホールダイスに比べ応力状態が圧縮側に移行され引張応力が緩和する結果、矢印の箇所の引張応力は小さくなる。外径415mmのダイスでも、同じ結果が得られた。

この半球状ダイス形状を得た過程は、まず Fig.6-12(a) に示すように、ポートホールダイスの負荷状態で応力分布を解析し、*印で示す部分に最大引張応力が発生していることを明らかにした。そこで、この引張応力を小さくする目的で、Fig.6-12(b)のようにダイス軸垂直方向から圧力成分がかかるような形状を考案し、さらに重量軽減のために圧縮応力域の部分を削減して Fig.6-12(c) を得たものである。また、Fig.6-13 に、ダイス内部にメタルが詰まっていない状態から、押出しが進行するに従いメタルがダイスに圧力をかけていく過程を示す。アルミニウムの熱間における平均変形抵抗を圧力 ($P=39\text{N/mm}^2$) と仮定して、その圧力がかかる領域を S_1 , S_2 , S



(a) Port-hole die

(b) Hemispherical core die

(c) Light type hemispherical core die

*: The location of the maximum tensile stress

Fig.6-12 The constraint conditions.

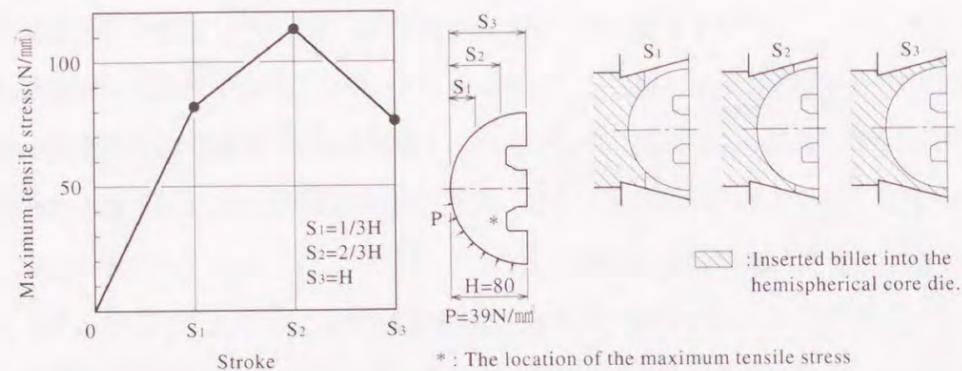


Fig.6-13 Maximum tensile stress depending on stroke.

3と変えて、マンドレル付け根とブリッジの交差部における最大引張応力の変化を示したものである。これによるとダイスコアのS₂まで圧力がかかった状態よりも、ダイスコア全体S₃に圧力がかかった状態の方が最大引張応力は小さいことがわかる。これは、ダイス軸に対して横方向からの圧力成分がダイスの最大引張応力レベルを下げていたためである。このように、半球状ダイスは引張応力を緩和できるのでコアを軽量化でき、さらにダイス寿命を決定する要因の一つであるき裂発生と進展を抑制する効果が得られる。その結果、材料費の節減や、取り扱いの容易性が得られることが明らかになった。

(2) 製作したダイスについて

Table6-4に、ポートホールダイスと半球状ダイスの製作後の重量を示す。半球状ダイスはポートホールダイスに比べ、コアにおいて13%、トータルでは72%の重量になった。Fig.6-5で示した半球状ダイスのテーパリングは、標準工具として繰り返し使うことができる。キャップにおいて、半球状ダイスがポートホールダイスより

Table6-4 Die parts mass.

Die type	Core weight kg (%)	Cap weight kg (%)	Taper Ring weight kg (%)	Total weight kg (%)
port-hole die	11.3(100)	7.5(100)	-	18.8(100)
Hemispherical core die	1.5(13)	7.8(104)	4.2(-)	13.5(72)

Table6-5 The results of extrusion.

Die type	Number of extrusion	Extrusion pressure N/mm ²		Max.Extrusion velocity mm/s	Extrusion time s
		Maximum	Minimum		
Port-hole die	1	607	364	620	106
	2	633	↑	↑	69
	3	↑	↑	↑	↑
	4	↑	↑	↑	↑
	5	↑	↑	↑	↑
	Mean (%)	633 (100)	364 (100)	620 (100)	69 (100)
Hemispherical core die	1	575	348	620	111
	2	610	344	↑	69
	3	617	344	↑	↑
	4	620	348	↑	↑
	5	623	351	↑	↑
	Mean (%)	617 (98)	348 (96)	620 (100)	69 (100)

若干重い理由は、Fig.6-4とFig.6-5からわかるように、コア外径が小さくなる分だけキャップは大きくなっているためである。

(3) 押し出し結果

Table6-5に、ポートホールダイスと半球状ダイスの押し出し結果、すなわち、押し出し時間と押し出し圧力の関係を示す。両方のダイスとも同じ最高押し出し速度で押し出したので、押し出し時間は変わらなかった。押し出し圧力はFig.6-14に示すように、半球状ダイスがポートホールダイスより1.5~4%低くなった。これは、Table6-6に示すように半球状ダイスがポートホールダイスよりブリッ

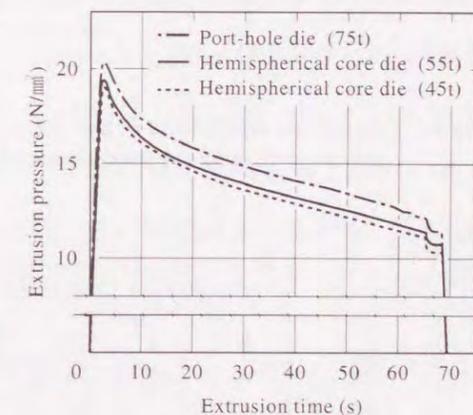


Fig.6-14 Extrusion pressure depending on extrusion time.

Table6-6 Bridge thickness and port area.

Die type	Bridge thickness mm (%)	Port area mm ²
Port-hole die	50(100)	7026(100)
Hemispherical core die	33(66)	9024(128)

ジ平均厚さが34%薄くなり、ポート平均面積が28%大きくなったことで、メタルフローに対するダイス抵抗が小さくなったためと考えられる。Fig.6-15に、ポートホルダイスのピレット押し本数増加に伴う型材寸法変化を示す。Fig.6-16に、半球状

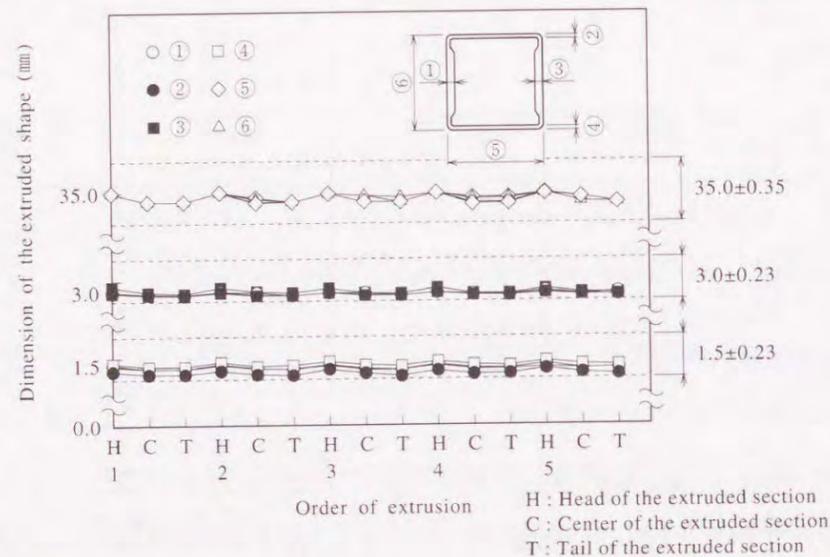


Fig.6-15 Variation dimension of the extruded shape with increase in number of billets in case of the forged port-hole die.

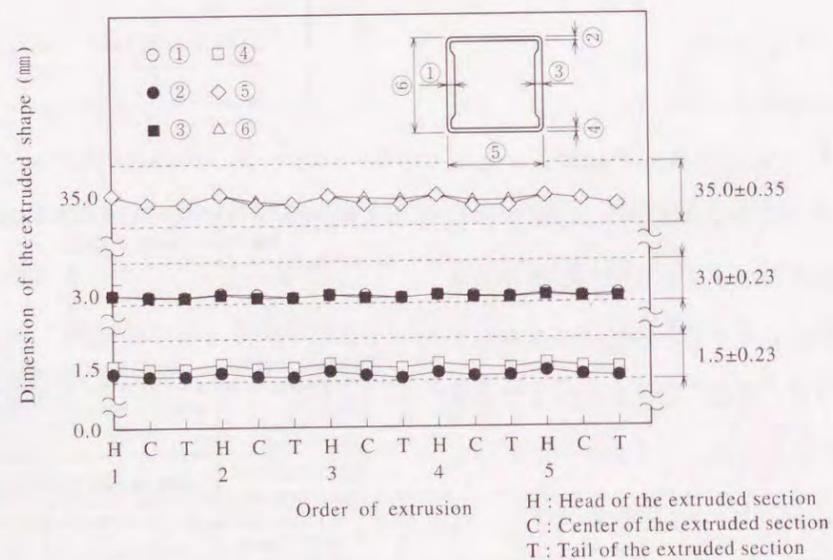


Fig.6-16 Variation dimension of the extruded shape with increase in number of billets in case of the forged hemispherical core die.

ダイスのピレット押し本数増加に伴う型材寸法変化を示す。いずれのダイスで押し出した型材も、寸法はすべて許容差内のものであった。外観は、いずれのダイスで押し出した型材にも問題はなかった。これらのことから、半球状ダイスは、ポートホルダイスと変わらない型材を、ダイス重量が約1/10のもの (Table6-4参照) で押し出すことが可能なことを明らかにした。

(4) ピレット押し本数増加に伴う半球状ダイスの変形

Fig.6-17に、半球状ダイスのピレット押し本数増加に伴う形状変化を示す。この図中で右側は、半球状ダイスの軸方向断面をモデル化したもので、二点鎖線は製作直後の形状を示し、実線は押し出し後の形状変化を模式的に示したものである。製作直後の測定で形状は、設計値の半径80mmの球面であったが、押し出しが進行するにつれてコア中央部では押し出し方向の変位 $\delta 1$ が進行し、高さ40mmのa部では製作直後に比べて径方向に膨れる変位 $\delta 2$ を示した。ピレットを200本押し出したときの変位量は、 $\delta 1$ が0.29mm、 $\delta 2$ が0.17mmであった。一般には、ポートホルダイスの場合、ブリッジの変位 $\delta 1$ が1mm程度までは、実用上支障のない範囲である。前章のFig.5-15 (ダイス外径230mmと大きい) とFig.6-17 (ダイス外径148mm) を比較してもわかるように、ダイスコアの押し出し方向の変形は最大0.3mm程度で収束している。したが

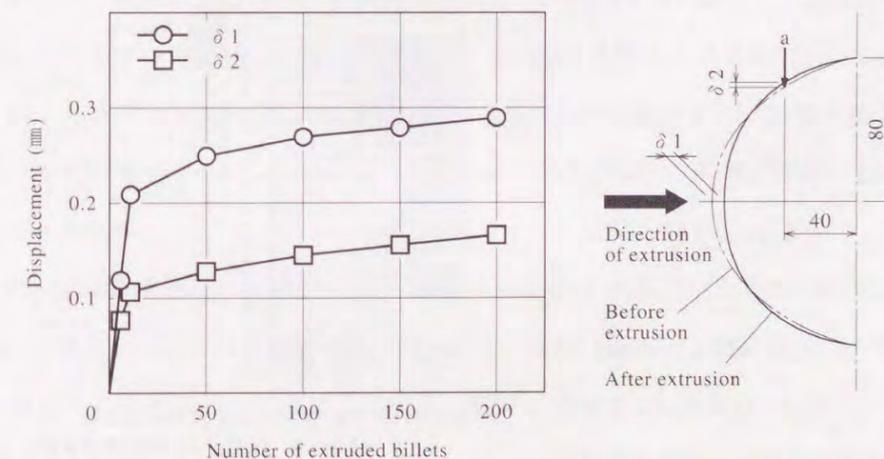


Fig.6-17 Displacement of the forged hemispherical form with increase in number of extruded billets.

って、ここで測定された値の範囲なら半球状ダイスで押し出しをおこなう際も問題はない、変形はピレット押し出し本数が10本までは急激に進行したが、その後の進行は小さいものであった。

6.3 アルミニウム合金中空形材熱間押し出し用半球状ダイスの鋳造法

6.3.1 実験方法

Fig.6-6に示すように、半球状ダイスはキャップ、テーパリング、コアの3点で構成されており、アルミニウム合金ピレットの当たる面を半球状にしたコアを持つ。このコア部分を鋳造化するためFig.6-18のような木型を製作した。収縮率は、20/1000、加工面の加工代を2mmとした。半球状の上部を、押湯部とした。この鋳物を、Fig.6-19のようにモデル化し、前章の5.2節で述べたようにTable5-1、Table5-2の物性値を用いて凝固熱解析^{(6.9) - (7.6)}をおこない、鋳造をおこなった。同様に、8インチ用半球状ダイスを製作し、Fig.6-20に示す部位からFig.5-5に示す形状の試験片を切り出して高温引張試験をおこなった。

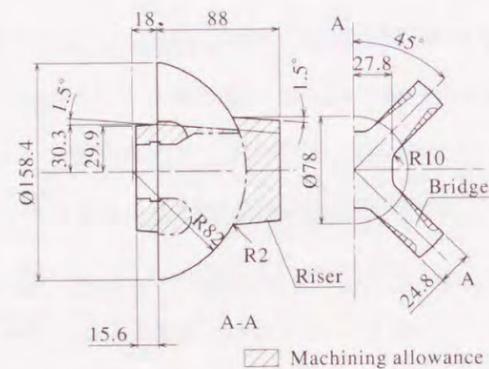


Fig.6-18 Drawing of the wooden pattern.

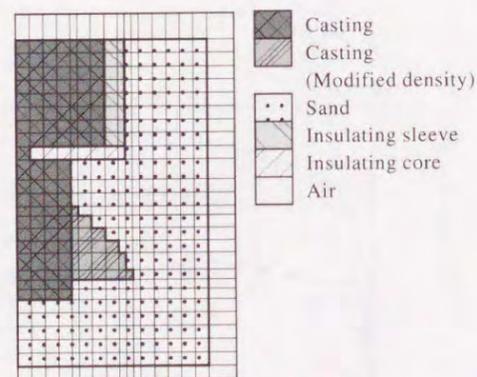


Fig.6-19 The diagram of the mesh element of the hemispherical core die used in solidification simulation.

比較材として、鍛造材は、外径150mm、高さ70mmのSKD-61円柱塊から、6インチ用半球状ダイスを製作した。そして、鋳造材、鍛造材の球面部、ブリッジ部、ベアリング部に要する加工工程の各加工時間を比較した。さらに、6063アルミニウム合金を用いて熱間押し出しをおこない、鋳造半球状ダイスの押し出し性と押し出した形材の寸法・外観を鍛造の場合と比較した。また、両ダイスともキャップとテーパリングは、SKD-61鍛造材を使用した。

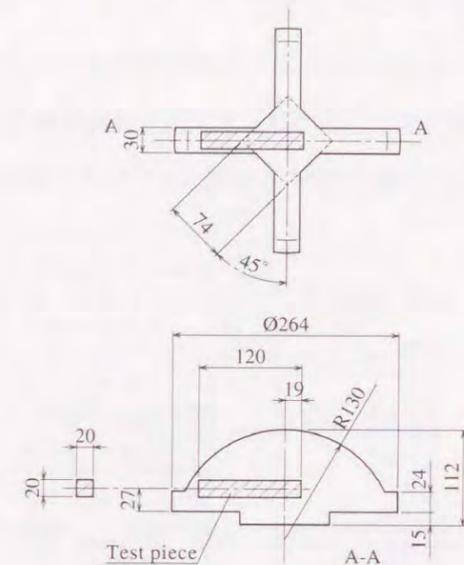


Fig.6-20 The location of the tensile test pieces in the die.

6.3.2 結果及び考察

Fig.6-21とFig.6-22は、6インチ半球状ダイスの凝固熱解析結果で、Fig.6-23とFig.6-24は、8インチ半球状ダイスの解析結果を示す。Fig.6-21は、凝固欠陥が存在する危険性の高いと思われる温度勾配が0.5K/mm以下の領域を示す。チラーをつけない時には、押湯と製品内部に危険域が存在している。チラーをつけた場合、製品内部にこのような危険域は存在していない。これはチラーが、けい砂に比べ熱伝導率が高く、チラーと接触している製品下部が急速に凝固し製品上部が押湯として働く。製品上部が凝固する時は押湯が溶湯補給をおこない、指向性凝固が促進されるためと考えられる。

Fig.6-22斜線部に、温度勾配が3K/mm以上の領域を示す。SKD-61鋳造材における温度勾配と773Kにおける機械的性質の関係を調べ、SKD-61鍛造材と同等の機械的性質を得るためには3K/mm以上の温度勾配が必要なこと^{(4.7), (4.8)}を明らかにした。Fig.6-22で示すように、チラーをつけない場合、温度勾配が3K/mm以上の領域が引張応力を受ける部位に存在しない。チラーをつけた場合は、重要な部位は全てこの領

域内に入っている。

Fig.6-23は、8インチ半球状ダイスでチャンバ深さを25mmにしたときの凝固熱解析結果を示している。左側は温度勾配0.5K/mm以下の領域を示し、ブリッジ部に凝固欠陥発生の危険域が存在している。右側に3K/mm以上の領域を示すが、マンドレル

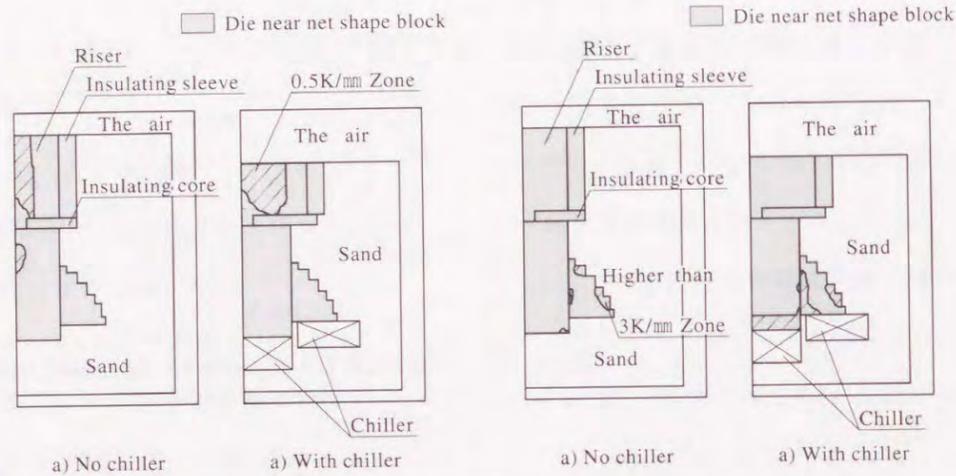


Fig.6-21 The results of solidification simulation for 6 inch hemispherical core die. (Temperature gradient less than 0.5K/mm)

Fig.6-22 The results of solidification simulation for 6 inch hemispherical core die. (Temperature gradient higher than 3K/mm)

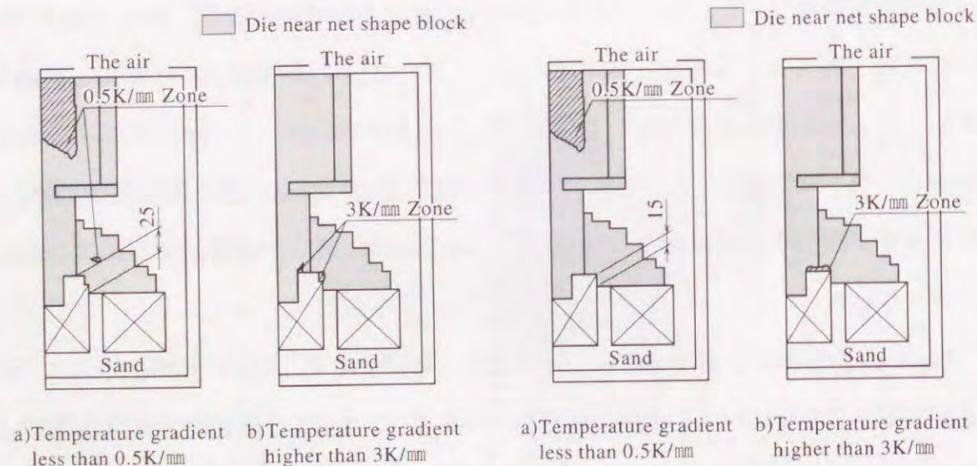


Fig.6-23 The results of solidification simulation for 8 inch hemispherical core die. (Chamber depth 25mm)

Fig.6-24 The results of solidification simulation for 8 inch hemispherical core die. (Chamber depth 15mm)

付け根とブリッジ交差部の機械的性質の改善はできないことが予想される。これは、チャンバが深すぎて、この部分がホットスポットになるためと考えられる。Fig.6-24に、チャンバ深さを15mmに改めた凝固熱解析結果を示す。Fig.6-23と同様のチラーを使っているが、製品内部の危険域の解消と引張応力を受ける部分の改善が得られている。

Table6-7は、鋳造材料の成分分析結果である。これは、SKD-61の規格内に入っている。Table6-8に、高温引張試験結果を示す。数値は、サンプル数n=3の平均値で、鋳造材は鍛造材と同等の値を示している。Fig.6-25に6インチ半球状ダイスのニアネットシェイプブロックとしての鋳造後の形状と、それを機械加工した状態を示す。

Table6-7 Chemical compositions. (wt%)

C	Si	Mn	Cr	Mo	V
0.39	1.18	0.47	5.47	1.18	0.72

Table6-8 The results of the tensile test at 773K.

	Tensile strength N/mm ²	Yield strength N/mm ²	Elongation %	Reduction in area %
Forged die	1175	1019	9.9	50.1
Cast die	1046	999	10.0	24.3

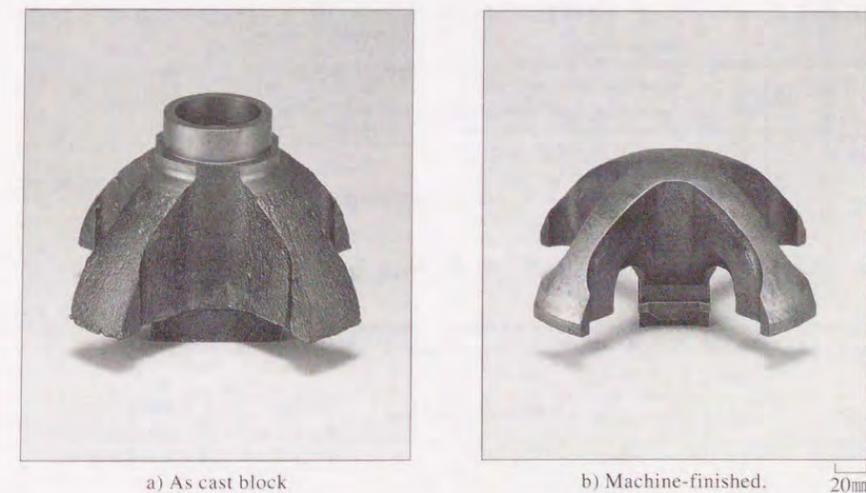


Fig.6-25 The cast hemispherical core die.

Table6-9に、6インチ半球状ダイスとポートホールダイスを、鍛造材と鋳造材で製作した時の素材重量比較を示す。鋳造半球状ダイスは、鍛造ポートホールダイスに比べ素材重量は22.9%に削減できる。鍛造半球状ダイスに比べても38.3%に削減

Table6-9 The comparison between as cast block weight and the forged ingot weight. (forged port-hole die=100%)

	Forged ingot weight kg (%)	Casting block weight kg (%)
6inch Port-hole die	17.9(100.0)	10.5(58.7)
6inch Hemispherical core die	10.7(59.8)	4.1(22.9)

Table6-10 Machining time of the hemispherical core die cast block and forged ingot.

Number	Location	Machining time min (%)	
		Forged ingot	Cast block
1	Hemispherical	565(100)	50(9)
2	Bridge	600(100)	235(39)
3	Mandrel	245(100)	←
4	Core bottom	40(100)	←
5	Bearing	250(100)	←
6	Bearing finishing	35(100)	←
Total		1735(100)	855(49)

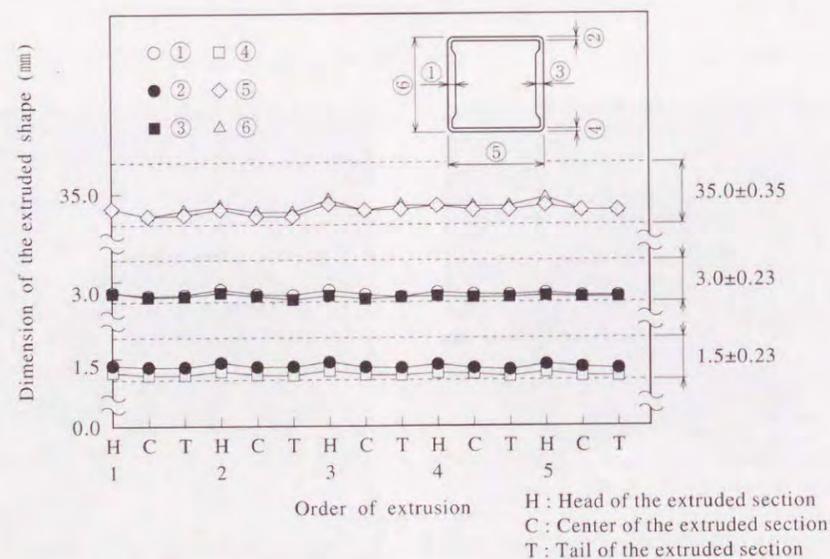


Fig.6-26 Variation of dimension of the extruded shape with increase in number of billets in case of the cast hemispherical core die.

できる。また、Table6-10に、6インチ半球状ダイスの鍛造材と鋳造材の加工時間比較を示すが、鋳造材の加工時間は鍛造材に比べ49%に短縮された。

Fig.6-26に、6インチ用鋳造半球状ダイスのピレット押し本数増加に伴う型材寸法変化を示す。Fig.6-16に示す鍛造半球状ダイス同様に押し出された型材の寸法はすべて許容差内であり、外観に関しても問題がなく良好であった。これらのことにより、半球状ダイスは加工精度、押し出条件を同一にした場合、鋳造法、鍛造法の違いによって押し出抵抗や得られる型材に違いがないことが明らかになった。

6.4 鋳造法によるアルミニウム合金中空型材熱間押し用半球状ダイスの加工歩留り及び寿命の向上

6.4.1 実験方法

鋳造材と鍛造材から、Table6-11、Table6-12に示す機械加工とワイヤ放電加工を用いるという条件下で、半球ダイスの球面部、ブリッジ部、マンドレル部、ベアリング部を加工する。その際の加工時間と加工歩留りを測定した。型材肉厚設定値とベアリング長さは同一で、焼き入れ硬度はどちらもHRC47±2に設定した。また、キャップ、ダイバッカ、ダイリングは、SKD-61鍛造材を使用した。

Table6-12 Wire electro discharge machining conditions.

Wire electrode diameter	mm	0.2
Peak current	A	15
No-load voltage	V	82
Average machining voltage	V	45
Pulse off-time	μs	5

Table6-11 Machining conditions.

	Tool	Tool diameter mm	Spindle speed rpm	Feed rate mm/min	Direction
Roughing milling	End mill	14	450	24	Down cut
	End mill	6	1060	20	↑
Finishing	Ball end mill	28	220	15	↑
	T-slot Milling cutter	20	310	10	↑
	End mill	4	1300	15	↑

押出実験材料は、6063 アルミニウム合金を用いた。Table6-2に示す条件で、熱間押出しをおこなった。鑄造半球状ダイスの押出性を鍛造の場合と比較した。鑄造半球状ダイスと鍛造半球状ダイスのピレット押出し本数増加にともなうコア形状変化を、押出し本数が5本、10本のとくと、その後、50本毎に200本まで測定して比較した。

6.4.2 結果及び考察

製作したダイスについて、Table6-13に鑄造材と鍛造材の半球状ダイスの加工歩留りを示す。鑄造材は、ブリッジ加工の際、球面の鑄造表皮を2mm切削除去した。ブリッジ加工は、鑄造材の場合、機械加工でおこない鍛造材はワイヤ放電加工でおこなった。半球状ダイスを製作する場合、鑄造材でニアネットシェイプブロックを製作した方が鍛造材から削り出したものより、加工歩留りは14.0%から36.6%に2.6倍向上した。

Table6-13 Machining yield of the hemispherical core die from cast block and forged ingot.

	Cast block		Forged ingot	
	Raw material	Product	Raw material	Product
Weight kg	4.1	1.5	10.7	1.5
Yield %	-	36.6	-	14.0

Table6-14 The results of extrusion.

Die type	Number of extrusion	Extrusion pressure N/mm ²		Max.Extrusion velocity mm/s	Extrusion time s
		Maximum	Minimum		
Cast hemispherical core die	1	594	347	620	108
	2	619	347	↑	69
	3	616	353	↑	↑
	4	↑	350	↑	↑
	5	↑	↑	↑	↑
	Mean (%)	616 (99)	350 (100)	620 (100)	69 (100)
Forged hemispherical core die	1	580	350	620	111
	2	612	347	↑	69
	3	619	347	↑	↑
	4	622	350	↑	↑
	5	625	353	↑	↑
	Mean (%)	619 (100)	350 (100)	620 (100)	69 (100)

押出し結果については、Table6-14に鑄造と鍛造の半球状ダイスの場合について、その結果を示す。両方のダイスとも同じ最高押出速度で押出したので、押出時間、押出圧力ともに差はなかった。

Fig.6-27に、鑄造半球状ダイスと鍛造半球状ダイスのピレット押出し本数増加にともなうコア形状変化を示す。この図中で、右側は半球状ダイス断面を示したもので、二点鎖線は製作直後の形状を示し、実線は押出し後の形状を示す。δは、押出し後の変位量である。押出し本数10本目までは、鑄造材、鍛造材ともに変形量は0.2mmと大きく、それ以降は、鑄造材、鍛造材ともに押出し本数増加に比例して変位量は増大するが、その変位量は、前章に述べたと同じ理由により鍛造材より鑄造材の方が少ない。このことは、鍛造材よりも鑄造材の方が、安定なダイスで寿命に関しても長いと期待できることを示している。

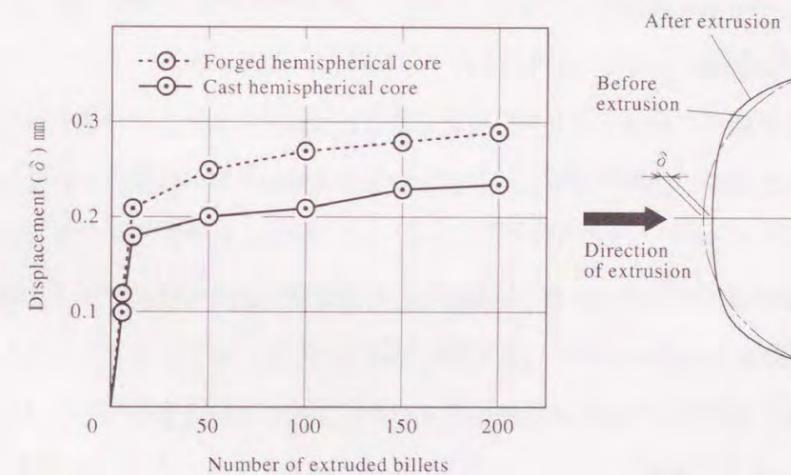


Fig.6-27 Displacement of the hemispherical form with increase in number of extruded billets.

6.5 結論

経験的ダイス設計法では達成できなかったダイスのメタルフローに対する抵抗が低い鑄造半球状ダイスを実現することが可能となった。この鑄造半球状ダイスは、素材重量、加工歩留り、加工時間、6063 アルミニウム合金押出性において、従来のポ

ートホールダイスと比較し、以下の特長を持つものである。なお、ここでは、十文字状の4本梁と呼ばれるダイスの場合について述べているが、この他に通常用いられる3本梁、1本梁の場合についても基本的には同様なことが言える。

- (1) 半球状ダイスはポートホールダイスに比べ、コアのマンドレル付け根とブリッジ交差部の応力状態が圧縮側に移行され引張応力は緩和される。これにより、ダイス寿命を決定する要因の一つであるき裂発生と進展を抑制する効果が期待できる。
- (2) 半球状ダイスは、コア重量をポートホールダイスの約10%にできる。
- (3) 半球状ダイスは、ポートホールダイスよりコアを小さくでき、ポート面積を大きくできるので、同じ設定押出速度の場合、最高押出圧力はポートホールダイスの場合に比べて約4%低くすることができる。通常、押出ダイス抵抗は、最高押出圧力の約70%である。そこで、ダイス抵抗としては、約6%の低減効果といえる。
- (4) 凝固熱解析に基づきチラーを適切に使用した鋳造方案により半球状ダイスを鋳造した結果、凝固欠陥がなく引張応力部の機械的性質の保証された製品を得ることができた。
- (5) 鋳造半球状ダイスを使用して押出された形材は、鍛造半球状ダイスを使用して押出された形材と比べ、寸法精度、その他の品質に差はなかった。
- (6) 鋳造半球状ダイスは、鍛造半球状ダイスに比べて素材重量が38.3%に削減できた。
- (7) 半球状ダイスを鋳造化すると、鍛造材を削り出し加工する場合に比べて加工時間は50%に削減でき、加工歩留りも2.6倍に向上する。
- (8) 鋳造半球状ダイスは、鍛造半球状ダイスに比べてピレット押出し本数増加にともなうコア変位量増加が少ない結果、安定なダイスで寿命に関しても長いと期待できることを示した。

第7章 総括と将来への展望

7.1 総括

本論文は、押出生産性を上げるために押出しダイスのメタルフローに対する抵抗を小さくする新形状ダイスを研究開発した内容について述べたものである。以下に、まず、本研究の概要を述べる。

従来の経験的ダイス設計法には、押出圧力に対する耐圧強度以外にも経験的制約条件がありメタルフローに対する抵抗を下げることには限界があった。押出しの不安定性を防ぐために、耐圧強度以上のダイス厚みが必要とされていた。そこで、まず、誘導加熱によるピレット温度分布を解析して、加熱条件によるピレット温度分布変動が、押出し不安定性の本質的原因であることを数値解析によって明らかにした。これによって、ピレット温度分布変動を抑えて押出し不安定性を防止し、経験的ダイス設計法におけるダイス形状制約条件を取り除いた。

次に、ピレット表皮の巻き込みによって起こる不良対策として、ピレット表皮を形材表面に集中して流出させないことがダイス設計制約条件であった。そこで、コンテナ内におけるピレット変形挙動を格子線解析と、ピレットと成分の異なるアルミニウム合金をトレーサとして用いて実験解析をおこない、ピレット表皮の巻き込みが、ピレット初期圧縮時に発生することを明らかにした。その結果、ピレットとコンテナ間のクリアランスを小さくすることによって、ピレット表皮巻き込み量は減少させることができるようになった。そして、ピレット表皮巻き込み防止対策として、メタルフローを必要以上に複雑にする経験的ダイス設計法の形状制約条件を取り除いた。

これらの基本的課題解決の結果、経験的ダイス設計法の制約条件を取り除いて、従来の基本形状をしたダイスの押出圧力に対する耐圧強度設計をおこない、ダイスのメタルフローに対する抵抗を小さくすることを可能にした。しかし、従来の押出圧力計算式は、与えられた押出条件に必要な最高押出圧力を求めるにとどまり、最

も重要なダイス構造を考慮したものはこれまでなかった。そこで、重ね合わせの原理とでも呼ぶべき方法によって、押出圧力に及ぼすダイス構造の影響を加味した数値計算法を開発した。この数値計算法によって、従来のダイスで製造可能な形材形状範囲を広げた。

これによって、基本的に従来の基本形状をしたダイスについてはメタルフロー抵抗が最も低いダイスを得ることが可能となったが、経験論的ダイス設計法におけるダイス形状制約条件としてダイス製作時間上の課題があった。その結果、さらにダイスのメタルフローに対する抵抗を下げることには限界があった。

そこで、すべて切削加工をおこなう従来のダイス加工法から、鋳造法を使いダイスのニアネットシェイプブロックを製作し、仕上げ加工時間を短縮する方法を開発した。これまでも、鋳造法を用いて押出しダイスを作ることは試みられてきたが、信頼性が低いものとして実用化には至らなかった。本研究で、押出しにおけるダイスの有限要素法応力分布解析を使って、押出圧力を負荷した時に最高引張応力が発生する部分のダイス材料の伸びを、鋳造時の凝固温度勾配を保つことによって確保できることを明らかにした。その結果、従来使用している鍛造材と同等な信頼性のダイスを得ることができた。これによって、経験的ダイス設計法におけるダイス製作時間上の制約からくる基本的ダイス形状制約条件を取り除くことが可能になった。

そこで、いよいよ、従来の基本形状を持つダイスよりもメタルフローに対する抵抗が小さいダイス形状を、鋳造法を使ったダイス新製造法を活用して得た。これは、有限要素法強度解析を使って耐圧構造の半球状ダイスコアを有する新形状のダイスである。

それでは、ここで各章の結論を中心にまとめ、本論文全体の結論とし、総括を述べる。

第1章序論においては、押出加工法の発祥から日本でのアルミニウム合金熱間押出し、特に、建築材料であるサッシのアルミニウム化の経緯について述べた。次に、各種押出加工法の概要を述べて、本論文で熱間直接押出加工法を研究対象とした理由について示した。従来の研究については、押出しのメタルフロー、ピレットの誘導加熱、押出圧力計算、押出しダイスに関するものを取り上げて、本研究の特徴を明

らかにした。そして、本研究に至った動機とその意義について述べた。次に、本研究の目的として従来の経験的ダイス設計法におけるダイス設計制約条件を本質的に取り除き、メタルフローに対する抵抗が小さい新形状ダイスの研究開発について述べた。

第2章は、経験的ダイス設計法における制約条件として押出しの不安定性防止のために耐圧強度以上のダイス厚みを必要とすることを取り除くためにおこなったものである。実際の押出し現場に多く使用されている3ゾーンタイプの誘導加熱炉で2本のピレットを同時に、予備加熱、及び、本加熱する装置を対象とした誘導加熱解析プログラムを開発し、ピレットの温度分布状態やその状態に及ぼすピレット径の影響を解析、検討して以下の結論を得た。

- (2-1) 3個のコイルを直列に配置した3ゾーンタイプのピレット誘導加熱装置によるピレット温度分布の経時変化を、数値計算で得ることができるようになった。
- (2-2) ピレット径が大きくなるほど径方向の温度差が大きくなり加熱後の保持時間の調整が必要であることがわかった。
- (2-3) 大径ピレットの休日明け加熱立ち上げ初期は、加熱時間やテーパーヒート状態が大きく変動することがわかった。
- (2-4) メタルフローに対する抵抗が低いダイスを研究するための基本的課題解決として、押出し不安定性挙動の真の原因は、ピレット加熱温度分布変動であることを明らかにした。これによって、経験的ダイス設計法においては、ダイス厚みが耐圧強度以上に必要とされた設計制約条件を取り除くことが可能となった。

第3章は、前章と同じく経験的ダイス設計法でピレット表皮巻き込み対策として押出形材成形機能以外に必要としていたダイス構造制約条件を、ピレット表皮の巻き込みは押出し前の初期圧縮時に発生することを明らかにして取り除いた。即ち、これまで押出しのメタルフローといえば、ダイスから押出形材が押出されている際のコンテナ内材料流動を主に研究対象としてきた中で、押出し開始前の初期圧縮時のメタルフローに着目し、6063アルミニウム合金の実働押出機を使った熱間直接押出し

で、ピレット縦断面につけた格子線の変形や、ピレット後端部表皮に埋め込んだ4043アルミニウム合金トレーサの流れ、及び、押し残しピレットの硫酸浴陽極酸化皮膜処理後Ni浴電解着色をおこなって表皮の巻き込み状態を観察した結果、以下のことを明らかにした。

- (3-1) 従来の実験室規模の押し挙動を中心とした研究では、直接押しにおけるピレット表皮はコンテナとの摩擦によってピレット後方に徐々に蓄積され、最後はディスク内部に渦巻状に残ると考えられてきたが、ピレット後方の渦巻状の変形は押し初期圧縮段階で発生し、ピレット後端部表皮がピレット内部に巻き込むことを明らかにした。
- (3-2) ピレット後端部表皮のピレット内への巻き込みは、ダミー端面側に発生する円錐状未変形領域に沿って起こる。
- (3-3) 押し終期のダイス内へのメタルフローの影響を受けるまで、表皮の巻き込みはほとんど変化がない。
- (3-4) ピレット後端部におけるピレット表皮の巻き込み量は、ピレット長さに比例し初期圧縮によりピレットが縮む長さに一致する。
- (3-5) コンテナ内径とピレット径の差をピレットをコンテナに挿入する際に支障がない範囲で小さくし、初期圧縮段階におけるピレット後端部表皮の上記原因による巻き込み量を少なくすることにより表面欠陥低減法が確立できた。すなわち、表面欠陥低減をダイスによらず達成できたものである。
- (3-6) これによって経験的ダイス設計法では、巻き込んだピレット表皮をダイス内で拡散することによって、押し出された型材表面に集中させないことが対策とされてきたが、メタルフローに対する抵抗が低いダイスを研究するため、基本的課題解決として、本質的にピレット表皮の巻き込み量を低減する方法を明らかにしてダイス設計制約条件を取り除いた。

第4章は、経験的ダイス設計法では不可能であったダイス設計段階でダイスの押し出し数値評価法について研究したものである。これまでの押し出し圧力計算では軸対称形状の管材や棒材についての適用例が多かった中で、ソリッドダイスやポートホー

ルダイスを使って異型材を押し出す場合、実用的に用いることのできる押し出し圧力計算プログラムを開発し以下の結論を得た。

- (4-1) 押し出しダイス構造の影響を含み、押し出しプレスによる機械的エネルギーをメタルの変形発熱に換算して、メタルの温度上昇を考慮した押し出し圧力計算を可能とした。
- (4-2) 従来の押し出し圧力計算は、与えられた押し出し条件に必要な最高押し出し圧力を求めるに過ぎなかった。本研究によって、はじめて与えられた最高押し出し圧力に対して得られる押し出し速度、とくに設定押し出し速度到達時間を数値的に求めることができるようになった。その結果、ダイス設計検討段階で押し出し条件やダイス寸法を本押し出し圧力計算プログラムに入力してシミュレーションすることにより押し出し性を予測できるようになった。
- (4-3) この結果、従来の現場的試行錯誤によるダイス押し出し性評価が、ダイス設計段階で定量的に、かつ、迅速におこなうことが可能となった。また、押し出し圧力に対して最小必要限度のダイス厚さの設計をおこなうことによって、従来の基本構造におけるメタルフローに対するダイス抵抗を下げることができ、押し出し生産性を向上させることができた。
- (4-4) 本計算式によって従来の経験的ダイス設計法では不可能とされていた薄肉幅広大型型材の押し出しダイス設計を可能とした。このように、本計算式によるダイス設計予測計算は有用であることが明らかになった。

第5章では、経験的ダイス設計法においてダイス形状の制約条件となっていたダイス製作時間上の理由を取り除き、ダイスのメタルフローに対する抵抗を小さくするダイスを設計できるようにするために、鋳造法を使ってダイスのニアネットシェイブブロックを作りダイス仕上げ時間を短縮する方法について研究した。その結果、6063アルミニウム合金中空型材の熱間直接押し出しで、現在最も使用されているポートホールダイスについて、凝固時の温度勾配に着目し信頼性の高いものを得ることに成功した。従来からもダイスの鋳造化は試みられていたが、信頼性の問題があった点を解決したものである。その結果、以下のことが明らかになった。

- (5-1) 凝固制御鋳造法を可能とし、従来は低信頼性であった鋳造ダイスを、鍛造ポートホールダイスと寿命が同等、または、それ以上のものにできた。
- (5-2) 鋳造ポートホールダイスの信頼性を確保するためには、ブリッジ部の最大引張応力を受ける部分の伸び値を大きくすることが必要である。これは、凝固時の温度勾配を3 K/mm以上にすることが必要なことを明らかにして、熱源としての押湯の位置、発熱材や断熱材、そしてチラーの使用による適切な鋳造方案の設定によって実現した。
- (5-3) 凝固制御鋳造法を使って、鋳造組織の微細化と偏析除去を果たし、鍛造ポートホールダイスよりピレット押出本数によるブリッジ変位量が小さい鋳造ポートホールダイスを実現した。
- (5-4) 鋳造法を使ってダイス製作時間短縮を果たすことができた結果、経験的ダイス設計法における製作時間上のダイス形状制約条件を取り除くことができた。その結果、メタルフローに対する抵抗が最も小さくなる形状を得る基本条件を整えることができた。

第6章では、経験的ダイス設計法では達成できなかったダイスのメタルフローに対する抵抗が低い鋳造半球状ダイスを実現した研究について述べた。この鋳造半球状ダイスは、素材重量、加工歩留り、加工時間、6063アルミニウム合金押出性において、従来のポートホールダイスと比較し、以下の特長を持つものである。

- (6-1) 半球状ダイスはポートホールダイスに比べ、コアのマンデル付根とブリッジ交差部の応力状態が圧縮側に移行され引張応力は緩和される。これにより、ダイス寿命を決定する要因の一つであるき裂発生と進展を抑制する効果が期待できる。
- (6-2) 半球状ダイスは、コア重量をポートホールダイスの約10%にできる。
- (6-3) 半球状ダイスは、ポートホールダイスよりコアを小さくでき、ポート面積を大きくできるので、同じ設定押出速度の場合、最高押出圧力はポートホールダイスの場合に比べて約4%低くすることができる。通常、押出ダイス抵抗は、最高押出圧力の約70%である。そこで、ダイス抵抗としては、約6%の

低減効果といえる。

- (6-4) 凝固熱解析に基づきチラーを適切に使用した鋳造方案により半球状ダイスを鋳造した結果、凝固欠陥がなく引張応力部の機械的性質の保証された製品を得ることができた。
- (6-5) 鋳造半球状ダイスを使用して押出された形材は、鍛造半球状ダイスを使用して押出された形材と比べ、寸法精度、その他の品質に差はなかった。
- (6-6) 鋳造半球状ダイスは、鍛造半球状ダイスに比べて素材重量が38.3%に削減できた。
- (6-7) 半球状ダイスを鋳造化すると、鍛造材を削り出し加工する場合に比べて加工時間は50%に削減でき、加工歩留りも2.6倍に向上する。
- (6-8) 鋳造半球状ダイスは、鍛造半球状ダイスに比べてピレット押出し本数増加にともなうコア変位量増加が少ない結果、安定なダイスで寿命に関しても長いと期待できることを示した。

全体の結論として、本研究は、実際の押出工程において、押出し開始前のピレット挙動として、ピレット加熱段階では、従来、着目されなかった初期加熱問題を明らかにした。また、押出し前の初期圧縮問題も明らかになった。さらに、押出しにおけるダイスの影響を定量的に評価することを可能にした。そして、ダイスについては、凝固制御鋳造法を用い、ニアネットシェイプブロックをつくることにより仕上げ加工時間短縮と信頼性向上を図り、さらに、この製造法を使い押出し抵抗の小さい超軽量な新形状ダイスを得ることに成功した。

総括として、本研究は、アルミニウム合金熱間押出しの基本的課題として、押出工程の第一段階であるピレット加熱から順に、実際の押出生産では大きな影響を及ぼしながら従来明らかにされてこなかった点について研究したものである。そして、経験的ダイス設計法の設計制約条件を除去するために、解析的に問題解決することをはかり、新加工法を使ってメタルフローに対する抵抗の小さい押出し生産性の高い新形状ダイスを研究開発したものである。

7.2 将来への展望

本研究により開発された鑄造半球状ダイスによって、現在非常に低い押出速度でしか生産できない超ジュラルミンなど中空形材押出しの押出速度向上の可能性が今後期待できる⁸²⁾。これは現在航空機用など使用が限られた種類のアルミニウム合金を建築材料など使用量の大きい分野へ応用できる可能性を高めるものである。

さて、今後期待されるものとして、押出機本体については銅の押出機並のラム速度と、ステムの前進後退ストロークを短縮するためにダイスタックとコンテナ間でピレットを投入するショートストロークタイプ押出機がある。さらに、レボルバタイプコンテナとして2個ないし3個のコンテナを押し出し用とピレット装填用に複数個設けアイドルタイムを一挙に半減してしまう機構が挙げられる。プラーも時間的に間に合わなくなるのでダブルプラーが必要となる。ダブルプラーには2台のプラーが交互に使用されるものと、イニシャルテーブル上で、走行中に押出形材を互いに受け渡していくタイプのものがある。ホットピレットシヤーも、充分実用領域に達していると考えられる。これは押出速度向上ではなく、歩留り向上のためである。薄肉化により長さの短いピレットが増える場合、ピレットの切断代による歩留り低下も無視できなくなる。ホットピレットシヤーは、省エネルギーと処理時間の短縮を狙った場合に、長尺ピレットをプレス本体前のピレットスタック上で均質処理をおこなう場合にも必要である。先に、レボルバタイプのコンテナについて述べたが、ダイチェンジャーについてもレボルバダイチェンジャーが効果的である。レボルバタイプのコンテナと同時に使用すれば、ダイスの1プッシュ1チェンジが可能となる。銅の押し出しにおいては、アルミニウムよりも高温状態にダイスがさらされる関係上、ダイスを空冷するために3個のダイスを循環させて、1プッシュ1チェンジで使用している。この方式そのままでは、アルミニウム形材の場合ダイスと形材位置の関係で問題があるが、レボルバタイプダイチェンジャーであれば可能である。

今後、押出形材に求められるものは寸法精度である。最終商品として必要な精度と言うよりも、途中の加工組立のロボットを利用した自動化をおこなう際に必要とされていくものと考えられる。

付録1. 押出材料歩留りとダイスコストの関係によるダイス使用限界計算法

付録1.1 緒言

押出工場の生産管理で重要なものとして、ダイスの寿命管理が挙げられる。これは押出形材のコストと品質管理上、最も重要な課題である。ダイス寿命は破損して寿命が尽きる場合と、ダイスの使用に伴う摩耗や変位などのダイスの変形で、メタルフローのバランスが変化するため、形材肉厚調整を重ねて肉厚が大きくなり、寸法精度が許容差内にある場合でも材料歩留りが低下して廃棄される場合がある。この場合の使用限界は、従来、半ば経験的に決められていた。ダイス寿命は、コスト的にも非常に大きな影響があるので、ダイスコストと押出歩留りのバランスで決まる場合の使用限界を数式で明確に示すことは、今後、工場管理精度が、設備的にも、管理技術上も、レベルアップしていくに従って重要な意味を持つてくると考えられる。また、従来、管理上のダイス寿命決定法は、いろいろな方法が経験的に用いられてきた。今回、簡潔な式で示すことが出来たので付録としてここに述べる。

押し出しダイスは破損などで使用できなくなる前でも、押出歩留りとの比較でどの時点で新しいダイスを使用するかということは重要な管理項目である。現状は、経験的、統計的にしか管理されていないことが多い。押出形材の肉厚寸法規格には許容差があるので、押出形材用のダイスを作るときは、押出性を考慮しながら基本的には、許容差の下限で作るのが通常である。計量誤差が最も大きい状態、言い替えるならば押出歩留りが最大のところから使用する。ここで言う計量誤差とは、形材図面上の重量から実際に押出された形材との重量差を示す。押出形材価格は、形材図面上の断面積に基づく重量で決まることが多い。実際の重量は、形材肉厚寸法に許容誤差があるため、ダイスが使用できるからと言って使い続けていると、肉厚が大きくなって余分な材料を必要とし歩留りが下がる。そこで、そのダイスを使い続けるよりも新たにダイスを作って使用した方が、トータルコストとしては有利である。この判断は、ダイスの押出計量誤差率を見ながら経験的にこなわれていた。

計量誤差率 (X) は、次式で表される。

$$X = (W_o - W_a) / W_o$$

W_o : 形材の図面重量 (kg/m)

W_a : 実際の押出された形材重量 (kg/m)

本研究で、計量誤差とダイス製作コストを、どのようにバランスをとれば最適であるかを数式的に明らかにできた。

付録1.2 計算方法

押出形材は、形材を押出すことによる摩耗やダイス修正による摩耗によって肉厚が大きくなる。Fig.A-1に、押出重量と(1-X)の関係を示す。ダイスコストの押出形材原価への影響を取り扱うので、ダイスコストとアルミニウム地金コストの部分だけを考慮した平均コストを求める。アルミニウム価格は、変動が激しいので押出す時点での価格を考慮する。なお、多品種少量生産では原則として、受注変動を反映した生産をおこなうため、ここでは、押出重量は、生産毎の重量を考慮している。

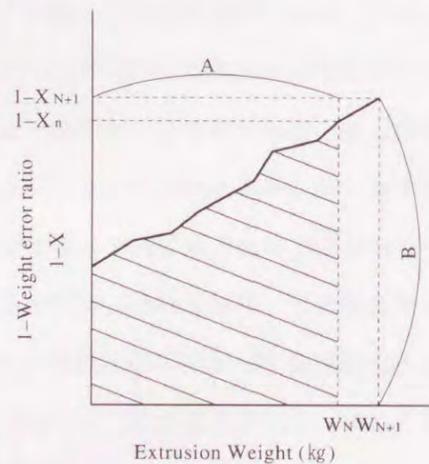


Fig.A-1 Model of the extrusion weight and weight error.

C_d : ダイスコスト (¥/個)

C_{mn} : 押出し n 回目のアルミニウム価格 (¥/kg)

X_n : 押出し n 回目の計量誤差率

W_n : 押出し n 回目の図面寸法での押出重量 (kg)

C : ダイス使用開始からの押出形材平均コスト (¥/kg)

$$C = \frac{C_d + \sum_{n=1}^N \{(1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{mn}\}}{\sum_{n=1}^N W_n} \quad (1)$$

ダイスコストは固定であるから、計量誤差率が変化しなければ押出し量が増えるに従い押出形材平均コスト C は下がる。しかし、実際には、計量誤差率が下がるため、ある押出し回数を越えると累計平均コストは上がる。この押出し回数を N+1 回目とすると、④式の左辺カッコ内は、押出し N+1 回目の重量 W_{N+1} である。右辺も、総和記号の押出し N+1 回目の項を別にすると、

$$\frac{C_d + \sum_{n=1}^N \{(1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{mn}\}}{\sum_{n=1}^N W_n} \leq \frac{C_d + \sum_{n=1}^{N+1} \{(1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{mn}\}}{\sum_{n=1}^{N+1} W_n} \quad (2)$$

この式を整理して、左辺にダイスコスト C_d を持ってくると、

$$\begin{aligned} & \left(\sum_{n=1}^{N+1} W_n \right) \cdot \left[C_d + \sum_{n=1}^N \{(1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{mn}\} \right] \\ & \leq \left(\sum_{n=1}^N W_n \right) \cdot \left[C_d + \sum_{n=1}^{N+1} \{(1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{mn}\} \right] \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} & C_d \cdot \left(\sum_{n=1}^{N+1} W_n - \sum_{n=1}^N W_n \right) \\ & \leq \left(\sum_{n=1}^N W_n \right) \cdot \sum_{n=1}^{N+1} \{(1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{mn}\} \\ & \quad - \left(\sum_{n=1}^{N+1} W_n \right) \cdot \sum_{n=1}^N \{(1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{mn}\} \end{aligned} \quad (4)$$

④式の左辺カッコ内は、押しN+1回目の重量 W_{N+1} である。右辺も、総和記号の押しN+1回目の項を別にすると、

$$C_d \cdot W_{N+1} \leq \left(\sum_{n=1}^N W_n \right) \cdot \left[\sum_{n=1}^N \{ (1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{m n} \} + (1-X_{N+1}) \cdot W_{N+1} \cdot C_{m (N+1)} \right] - (W_{N+1} + \sum_{n=1}^N W_n) \cdot \sum_{n=1}^N \{ (1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{m n} \} \quad ⑤$$

$$C_d \cdot W_{N+1} \leq (1-X_{N+1}) \cdot W_{N+1} \cdot C_{m (N+1)} \cdot \sum_{n=1}^N W_n - W_{N+1} \cdot \sum_{n=1}^N \{ (1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{m n} \} \quad ⑥$$

$$C_d \leq (1-X_{N+1}) \cdot C_{m (N+1)} \cdot \sum_{n=1}^N W_n - \sum_{n=1}^N \{ (1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{m n} \} \quad ⑦$$

付録1.3 考察

⑦式は、押し形材平均コストが最も小さくなるのは、N+1回目の $(1-X_{N+1})$ と、そのときのアルミニウム価格 $C_{m (N+1)}$ の積にそのダイスの前回のN回までの累計押し量 $\sum_{n=1}^N W_n$ を掛けたものから、各押し毎の $(1-X_n)$ と、押し量 W_n と、そのときの、アルミニウム価格 $C_{m n}$ の積の総和を引いたものが、ダイスコストに、達した時であることを示している。Fig.A-1で、アルミニウム価格 $C_{m n}$ が一定とすると、

$$A = C_{m (N+1)} \cdot \sum_{n=1}^N W_n, \quad B = 1 - X_{N+1}$$

$$\text{斜線部面積} = \sum_{n=1}^N \{ (1-X_n) \cdot W_n \cdot C_{m n} \}$$

と考えることができるから、 $A \cdot B$ の面積から、斜線部の面積を引いたものが、ダイスコストに達したとき、押し形材平均コストは最も小さくなる。

実作業上は、アルミニウム価格が変動しても押し毎に⑦式の右辺を計算してダイスコストと比較し、ダイスコストを越えたところそのダイスの使用限界である。ただ、実作業上では、押し計量誤差率の測定精度が問題である。実際の押し長さを測って、使用ピレット重量と図面重量から求めることができる押し長さとの比較で計量誤差率を求めたり、押し形材を切断後重量を測定したりして求めているが、ピレット一本毎に計算していることはない。コンピュータを利用すれば、押しピレット一本毎に計量誤差率を計算することも可能である。しかし、ダイスをホルダに入れて押し機に取り付ける際のバラツキなどがあり、押し計量誤差率は押し毎に増えない場合もある。コストを最小にするためには、ダイホルダの管理や押し機本体のメンテナンスが重要である。このようなバラツキがある現状では、実際のダイス使用限界はここで述べた計算でのみ決定されるものではないが、基本的な使用限界を求めるには有効なものとする。

付録1.4 結論

押しダイスコストと押し計量誤差率を考慮して、押し形材平均コストが最小になるダイスの押し使用限界を決める基本的な計算式を得た。

参 考 文 献

- 1) 大根田昇 : アルトピア, 20(1990),163
 2) 谷口博美, 浅野豊秀 : 軽金属, 22(1972),427
 3) 溝口賢太郎 : 軽金属, 35(1985),57
 4) 岡庭 茂 : 軽金属, 40(1990),64
 5) 本村 貢 : 軽金属, 30(1980),727
 6) 室谷和雄, 時澤 貢 : 富山大学工学部紀要, 31(1980),20
 7) J. J. Langerweger, M.Maddock
 : Proc 4th Int Alum Extrus Technol Semin, 2(1988),533
 8) M.Tokizawa, N.Takatsuji : Trans Jpn Inst Met, 29(1988),69
 9) 横林寛昉 : 軽金属, 31(1981),347
 10) アルミニウム技術便覧編集委員会
 : アルミニウム便覧 軽金属出版 (1985),591
 11) 木内 学 : アルトピア, 10(1980),63
 12) 木内 学, 杉山澄雄, 川上哲也 : 生産研究, 38(1986),86
 13) 楯野正雄 : 電気加熱技術情報, 11(1983),6
 14) K.Takeuchi : Alum Engl, 60(1984)E472
 15) 竹山 良雄, 十河 吉昭 : 富士時報, 51(1978),361
 16) A.A.Tseng, J.J.Mills and S.H.Maslen
 : Material Science & Technology, 4(1988),361
 17) 岡庭 茂 : 塑性加工連合講演会技術懇談会資料集, 38(1987),1
 18) 岡庭 茂 : 軽金属学会シンポジウム, 29(1986),14
 19) 岡庭 茂 : 軽金属, 36(1986),507
 20) 高辻則夫, 時澤 貢, 室谷和雄, 松木賢司 : 塑性と加工 25-286(1984),1000
 21) 時澤 貢, 松木賢司, 高辻則夫, 狭川直之
 : 軽金属学会大会講演概要, 68(1985),183

- 22) 高辻則夫, 時澤 貢, 室谷和雄, 松木賢司, 狭川直之
 : 塑性加工連合講演会講演集, 36(1985),409
 23) 高辻則夫, 時澤 貢 : 軽金属学会シンポジウム, 29(1986),23
 24) 高辻則夫, 時澤 貢, 室谷和雄, 松木賢司, 狭川直之
 : 塑性加工講演会講演集, 37(1986),355
 25) 時澤 貢, 高辻則夫, 村田伸一, 津野亮二, 田中武司, 村井 勉
 : 塑性加工連合講演会講演集, 38(1987),547
 26) 実案 第 1832028 号 : 押出機用固定ダミー 出願(1985)
 27) 竹内寛司 : 軽金属, 32(1982),654
 28) 竹内寛司 : 軽金属, 37(1987),345
 29) G.E.Macey, M.Salim : Proc 4th Int Alum Extrus Technol Semin, 2(1988),247
 30) W.Misiolek, J.Zasadzinski : Light Met Age, 46(1988),18
 31) S.Onurlu : AGARD Conf Proc 426(1988),3.1
 32) M.Lefstad : Alum Alloy Their Phys Mech Prop, 1(1986),341
 33) M.Lefstad : Proc 4th Int Alum Extrus Technol Semin, 2(1988),297
 34) G.Lang : Alum Engl, 60(1984),E716
 35) P.K.Saha, R.K.Ghosh : Indian J Technol, 17(1979),264
 36) T.Sheppard, E.P.Wood : Proc Int Mach Tool Des Res Conf, 17(1977),411
 37) R.Akeret, W.Strehml : Alum Technol 86(1986),663
 38) R.J.Fiorentino, E.G.Smith Jr : Light Met Age, 43(1985),8,10-11,16
 39) 沖 善成, 吉田 善博, 井上 雅夫, 山下 友一 : 軽金属 40(1990),533
 40) 沖 善成, 吉田 善博, 井上 雅夫, 山下 友一
 : 軽金属学会 76 回春期大会 (1989),235
 41) 沖 善成, 吉田 善博, 土合 一夫, 山下 友一 : 軽金属, 40(1990),495
 42) 田中 武司, 沖 善成 : 軽金属学会 29 回シンポジウム (1986),62
 43) 沖 善成, 吉田 善博, 土合 一夫, 山下 友一
 : 軽金属学会 76 回春期大会 (1989),229

- 44) 軽金属学会研究委員会金属加工部会 研究部会報告書 No.19(1986),19
- 45) 沖善成,吉田善博,山下友一:軽金属 40(1990),833
- 46) 沖善成,吉田善博,山下友一:軽金属学会76回春期大会 (1989),233
- 47) 沖善成,吉田善博,上坂美治:鋳物 62(1990),750
- 48) 沖善成,吉田善博,上坂美治:軽金属学会76回春期大会 (1989),231
- 49) 特許第1580390号:アルミニウムおよびアルミニウム合金
熱間押出プレス用金型の製造方法 出願(1985)
- 50) 沖善成,津野亮二,中村正志,吉田善博:軽金属 41(1991),114
- 51) 沖善成,中村正志,上坂美治,吉田善博:軽金属 41(1991),602
- 52) 沖善成,上坂美治,吉田善博:鋳物 41(1991),836
- 53) Y.Oki, R.Tsuno, M.Nakamura, Y.Yoshida, T.Yamashita, Y.Kousaka
: Science and engineering of light metals RASELM'91 (1991),815
- 54) 沖善成,津野亮二,中村正志,吉田善博
: 軽金属学会77回春期大会 (1990),73
- 55) 沖善成,津野亮二,吉田善博,山下友一,上坂美治
: 日本金属学会会報 31(1992),321
- 56) U.S. Patent No.4,976,130
: EXTRUDING DIE FOR METALLIC MATERIALS (1989)
- 57) 特開平2-280912号 : 金属材料の押出成形用ダイス 出願(1989)
- 58) 林英輔 : 数値計算の方法とBASICプログラム,森北出版(1986)
- 59) 長嶋秀世 : 数値計算法, 槇書店(1987)
- 60) 藤室雅志 : 三菱電気技報, 43(1969),363
- 61) 前田史裕 : 電気計算, 48(1980),58
- 62) 親見明彦 : 電気計算, 48(1980),196
- 63) 小泉睦男 : 移動・速度論, 昭晃堂(1967),51
- 64) Warren H.Giedt 著 横堀進・久我修共訳:基礎伝熱工学 丸善(1978),19
- 65) 堀茂徳,時澤貢,室谷和雄:軽金属, 21(1971),520

- 66) 堀茂徳,時澤貢,室谷和雄 : 軽金属, 21(1971),529
- 67) 横林寛昉,千葉正,諸岡淳一郎 : 軽金属, 28(1978),350
- 68) 竹内寛司,小林啓行,菊池隆士 : 軽金属, 15(1965),340
- 69) 新山英輔,内田敏夫,斉藤秀樹 : 総合鋳物, 23(1982),3,10
- 70) 内田敏夫,新山英輔,小川了,斉藤茂樹
: 日本鋳物協会全国講演大会講演概要, 99(1981),75
- 71) 新山英輔 : 鋳物, 53(1981),10,576
- 72) 大中逸雄,長坂悦敬,福迫達一,吉岡二郎 : 鋳物, 53(1981),7,376
- 73) 大中逸雄,長坂悦敬,福迫達一 : 鋳物, 54(1982),6,384
- 74) 牧村実,堺邦益,西山幸夫,田中政則 : 鋳物, 55(1983),12,736
- 75) 牧村実,堺邦益,西山幸夫,田中政則 : 鋳物, 56(1984),1,15
- 76) 牧村実,堺邦益,西山幸夫,田中政則 : 鋳物, 56(1984),7,421
- 77) 新山英輔,内田敏夫,森川稔,斉藤茂樹 : 鋳物, 52(1980),11,635
- 78) 岩淵義孝:鋳造品の材料特性と評価技術の現状,素形材センター,(1986),79
- 79) 小林啓行,斉藤勝義:軽金属, 30(1980),349
- 80) 家田詔夫,田中康之:塑性と加工, 23(1982),965
- 81) 安保満夫,家田詔夫,田中康之:住友軽金属技報, 25(1984),39
- 82) R.Akeret : Aluminum 68(1992),877

研究業績

種別	題名、発表・発行掲載誌名、発表・発行年月、連名者		
1.論文			
1.1○	Production Control of Extrusion Plant by Non-Stop Computer System and CAD/CAM for Die Design and Manufacturing	Proc 4th Int Aluminum Extrusion Technology Seminar Vol. 1, P.243	1988年 4月 T.Toumi
1.2○	押出し時の6063アルミニウム合金ピレット後端部のメタルフロー	軽金属 Vol.40.No. 7, P.495	1990年 7月 吉田善博 土合一夫 山下友一
1.3○	誘導加熱したピレットの温度分布解析	軽金属 Vol.40.No. 7, P.533	1990年 7月 吉田善博 井上雅夫 山下友一
1.4○	アルミニウム合金熱間押し用鑄造ダイスの開発	鋳物 Vol.62.No. 9, P.750	1990年 9月 吉田善博 上坂美治
1.5○	押しダイス構造を考慮したアルミニウム合金の押し圧力計算	軽金属 Vol.40.No.11, P.833	1990年11月 吉田善博 山下友一
1.6○	上型を半球状にした6063アルミニウム合金中空形材押し用ダイス	軽金属 Vol.41.No. 2, P.114	1991年 2月 津野亮二 中村正志 吉田善博
1.7○	鑄造法による6063アルミニウム合金中空形材用半球状押しダイスの加工歩留りおよび寿命向上	軽金属 Vol.41.No. 9, P.602	1991年 9月 中村正志 上坂 吉田善博
1.8○	アルミニウム合金熱間押し用半球状ダイスの鑄造法	鋳物 Vol.63.No.10, P.836	1991年10月 上坂美治 吉田善博
1.9○	A cast Hemispherical Core Die for Hot Extrusion of Aluminum Alloy	Science and engineering of light metals RASELM'91, P.815	1991年10月 R.Tsuno, M.Nakamura, Y.Yoshida, T.Yamashita, Y.Kousaka
1.10○	ダイスコストと計算誤差を考慮したアルミニウム合金押しダイスの使用限界計算法	軽金属 Vol.42.No. 6, P.352	1992年 6月 吉田善博

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、早稲田大学理工学部機械工学科工学博士本村貢教授に、論文着手から完成まで長期間にわたって、厳しくも心からの御指導を頂き誠に有り難うございました。心から深くお礼申し上げます。また、早稲田大学理工学部機械工学科工学博士井口信洋教授、工学博士中沢弘教授、永田勝也教授、工学博士山川宏教授にも丁寧な御指導を賜り、まことにありがとうございました。また、恩師の早稲田大学工学博士松浦佑次名誉教授、並びに、社会に出てから公私にわたりご指導頂きました早稲田大学工学博士雄谷重夫名誉教授に深く感謝申し上げます。

軽金属学会根本茂常任顧問に、1988年米国シカゴ市における国際押出技術会議で講演発表のお薦めを頂き、その機会を得たことが契機となり研究論文を投稿することになりました。そして、本村貢教授に薦められて本研究論文をまとめることになりました。この希なる機会を与えて頂いた根本茂氏と本村貢教授に、ここに改めて感謝いたします。また、シーケー金属株式会社釣谷圭介会長のご理解を得て進めることができ、誠に有り難うございました。三協アルミニウム工業株式会社生産部長松谷武男専務取締役の御理解を頂きましたことに深く感謝申し上げます。また、同社生産本部副本部長金田幸作常務取締役生産技術センター所長、富山軽金属工業株式会社寺山敏夫代表取締役専務、富山合金株式会社中平昊取締役技術部長に、深い御理解を頂き本論文を執筆できましたことを、ここに改めてお礼申し上げます。

本研究を進めるにあたり、吉田善博氏〔富山軽金属工業(株)〕、山下友一氏〔富山合金(株)〕、上坂美治氏〔シーケー金属(株)〕、津野亮二氏〔三協アルミニウム工業(株)〕を初めとして、任海哲朗氏、井上雅夫氏、有沢政勝氏、針山典篤氏〔以上、富山軽金属工業(株)〕、土合一夫氏〔富山合金(株)〕、田中武司氏〔三協アルミニウム工業(株)〕、三浦正太郎氏〔シーケー金属(株)〕、八十田建〔三協工機(株)〕、谷正旨氏、中村正志氏ら各氏の御協力に心から感謝申し上げます。また、矢後俊郎氏〔三協工機(株)〕、吉野武司氏〔富山軽金属工業(株)〕には、生産現場において大きな御協力を頂き誠に有り難うございました。他大勢の方々にも、ご理解と直接間接の御支援、御協力を頂きましたことを心から厚く感謝申し上げます。

