精密鑄造鑄型内の溶湯流動

河合良英*，芝田智樹*

Molten Metal Fluidity in Precision Casting Mold

Yoshihide Kawai and Tomoki Shibata

Synopsis

Stream and filling pattern in the low pressure counter gravity casting mold was measured by conductive probe method and effect of pressure reduction rate and mold size was investigated.

It is revealed that the molten metal flow rate in the mold was limited at the cramest part of the mold and velocity varies according to the cross sectional area of the channel under same pressure reduction condition.

Though metal stream front reaching time to the cavity part was proportional to the metal rising velocity in the sprue, fill up time was

【 1 . 緒 言 】

精密鑄造は，製品をニアネットシェイプで製造できる，薄肉品の製造が可能である，複数のパーツを一体化できる等々，多くの利点を有する¹⁾．そのため，難加工材，複雑形状品，高合金材の機械加工などに要する製品の製造コスト削減と納期短縮を図れることから，その需要は年々高まりつつある．

とりわけ，1 mm以下の薄肉品の湯回りを確保するためには，減圧吸引鑄造法を用いた精密鑄造法が有効²⁾であるが，鑄型方案および鑄造条件は，試行錯誤を繰り返しながら決定されており，最適鑄造方案を迅速に決定するプロセスモデルの確立が課題となっている．しかしながら，鑄型内の溶湯流動は不明な点が多く，ほとんど

解明されていない．

近年の急速なコンピュータの発達により，鑄造の世界でも鑄造方案CAE(Computer Aided Engineering)システム³⁾の開発が盛んに行われ，砂型やダイカストではいくつかの適応例も報告されている⁴⁾．しかしながら，精密鑄造に関しての報告例⁵⁾は少なく，その解析精度についても，十分な検討がなされていない．まして減圧吸引精密鑄造となると，鑄造速度，鑄型の通気度などの考え方が一般的な精密鑄造法と異なるため，現状での活用が適切とは言い難い．また，シミュレーション技法の代表的なものに，水モデルによる可視化が挙げられるが，これも条件の設定が困難で，再現性に問題があると考えられる．

そこで，最適鑄造条件設定プロセスを確立する第一歩として，電気探針法を用い，実鑄造において種々の鑄造方案による溶湯流動を測定し鑄型内溶湯充填状況の調査

1996年11月11日受付

* 大同特殊鋼(株)技術開発研究所(Research & Development Lab., Daido Steel Co., Ltd.)

を行った．本報では，鑄造条件からのアプローチとして減圧速度の影響，鑄型方案からのアプローチとして吸引スノートおよびセンタースプルー(=湯道)形状の影響について報告する．

2．実験方法

2．1 鑄造方法および鑄型形状

本実験では，種々の鑄造方案を実施するため，コンパクトで，小ロット多品種に対応可能なレビキャスト法にて鑄造を実施した．Fig.1にその概略を示す．レビキャ

Fig. 1. Schematic diagram of LEVICAST process.

スト法は，活性・高融点金属に適応するため，浮揚溶解(LEVitation)が可能なCold Crucible炉⁶⁾と減圧吸引鑄造法⁷⁾(CASTing)とを組み合わせた当社独自の鑄造方法で，現在Tiゴルフクラブの量産などに用いられている．減圧吸引鑄造法とは，チャンバー内に鑄型をセットし，溶湯中に吸引スノート部を挿入した後，チャンバー内を減圧することで，溶湯が吸引され，鑄型内を充填する鑄造法である．

鑄型方案は，Fig.2に示すように，るつぽから溶湯を吸い上げる吸引スノート部，チャンバー内にてそれに連続するセンタースプルー部，および製品部から成るセンタースプルー方式を用いた．スプルー部には模擬製品を上・下段各2個，計4個取り付け有る．

Fig. 2. Mold geometry.

2．2 実験条件

実験装置の概略をFig.3に示す．チャンバーの容積は $1.3 \times 10^{-3} \text{ m}^3$ ，減圧空気のリザーブタンク容量は $4.6 \times 10^{-2} \text{ m}^3$ ，真空ポンプの排気能力は $3.2 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ である．

Fig. 3. Schematic diagram of experimental apparatus.

鑄型温度は室温とし，鑄造材料には，レビキャスト法での実用を踏まえて，TiAl金属間化合物(融点約1773 K)を用いた．

実験条件をTable 1に示す．湯流れに及ぼす鑄造条件の影響を明らかにするため，設定減圧度 P を8.0～16.0kPaまで4段階に変化させた．設定減圧度とはリザーブタンク内の減圧度のことであり，真空調整弁により制

Pressure difference P(kPa)	Suction snout size (mm)			Center sprue size (mm)			
	15 ($A_1=176.6$)	23 ($A_1=415.3$)	28 ($A_1=615.4$)	20 ($A_2=400$)	25 ($A_2=625$)	30 ($A_2=900$)	35 ($A_2=1225$)
8.0							
10.7							
13.3							
16.0							

* A_1 : Cross sectional area of snout region, A_2 : Cross sectional area of sprue region. (mm²)

御した。また、湯流れに及ぼす鑄型形状の影響を明らかにするため、スノート部の形状を 15, 23, 28 mm(断面積 A_1 : 176.6, 415.3, 615.4 mm²)、スプルー部の形状を 20, 25, 30, 35 mm(断面積 A_2 : 400, 625, 900, 1225 mm²)に変化させた。

2.3 溶湯流動検出方法

鑄型内溶湯流動の検出には、鑄型各部にセンサーを埋め込み、溶湯到達時の導電により判定を行う、いわゆる電気探針法にて行った。検出方法の概略をFig.4に、センサー埋め込み位置をFig.5に示す。センサーは鑄型壁

Fig. 4. Schematic diagram of conductive probe method.

面から内部に5 mm露出するように取り付けた。信号はデータロガーにて、サンプリング間隔0.001 sec.で取り込んだ。実験を行う前に、溶湯到達時の導電検出が可能であることを、誘導コイルからの高周波によるノイズが無いことを確認した。

3. 溶湯流動に及ぼす減圧度の影響

スノート部形状 23 mm、スプルー部形状 30 mmの鑄型を用い、設定減圧度を8.0 ~ 16.0 kPaまで変化させることにより、減圧度が溶湯流動に及ぼす影響を調査した。

3.1 センタースプルー部の溶湯流動

チャンバーに取り付けた圧力計より測定した最大減圧度と減圧速度の関係をFig.6に、センタースプルー部の溶湯流動状況をFig.7に示す。減圧度が増すと、減圧速度も比例して大きくなるため、スプルー上昇速度も速くなる。また密度(Hg: 13.6×10^3 kg/m³, TiAl: 3.8×10^3 kg/m³)の関係から、溶湯がスプルー最上部まで到達するのに約9.3 kPaの減圧度が必要となるため、設定減圧度8.0 kPaでは、スプルー途中までしか溶湯は上昇しない。設定減圧度とスプルー上昇速度の関係をFig.8に示す。スプルー部の溶湯上昇速度は設定減圧度と直線の相関関係にあるといえる。

Fig. 6. Relation between pressure reduction rate and

Fig. 7. Effect of pressure difference (P) on molten metal rising at center sprue region.

Fig. 8. Relation between rising velocity of molten metal and pressure difference at center sprue region. ($A_1=415.3 \text{ mm}^2, A_2=900 \text{ mm}^2$)

3.2 製品部の溶湯流動

Fig.9に製品部の溶湯到達・充填状況を示す．製品部の溶湯到達は設定減圧度が10.7, 13.3, 16.0 kPaの場合，上

Fig. 9. Effect of pressure difference on molten metal arrival and filled up time in cavity region.

下段ともにFig.5に示す製品部センサー位置で(中心 下 中 上)の順であり，溶湯は製品部流入時に製品中心部に当たり，その後内部を下から順に充填していく．いずれの場合も，スプルー最上部に溶湯が到達した直後に上下段ほぼ同時に製品内へ流入しており，溶湯はスプルー部を先に充填されることにより生じる動圧によって製品部へ流入するものと考えられる．設定減圧度が高くなるに伴い，スプルー上昇速度が速くなるため，製品部流入時間も速くなり，さらに生じる動圧が大きくなるため，製品部充填に要する時間も短縮されるものと考えられる．なお，製品部充填に要する時間は，位置ヘッドによる損失により，上段製品の方が下段よりも若干多くかったものと推定される．

これに対し，設定減圧度が8.0 kPaと低い場合，下段製品部の溶湯到達は(下 中心 中 上)の順となり，溶湯の製品部流入がゆっくりであることが伺える．これはスプルー上部が充填されず，動圧の効果がほとんど無いためと考えられる．なお，上段製品内に湯は一部流入したものの充填はされなかった．

以上の結果から，製品部流入・充填速度は，スプルー部上昇速度に依存しており，設定減圧度によって大きく異なることが明らかになった．

4 . 溶湯流動に及ぼす鑄型形状の影響

前章では鑄型形状一定の条件において、減圧度が溶湯流動に及ぼす影響を明らかにした。しかしながら、溶湯流動は鑄造条件だけでなく、鑄型形状によっても大きく異なるものと考えられる。そこで、スノート部およびスプルー部の形状を変化させ、スプルー部および製品部充填挙動への影響を調査した。

4 . 1 吸引スノート部形状の影響

設定減圧度13.3 kPaにおいて、スプルー部の断面積を一定(900 mm²)とし、吸引スノート部の断面形状を 15, 23, 28(断面積: 176.6, 415.3, 615.4 mm²)と変化させて実験を行った。

4 . 1 . 1 センタースプルー部の溶湯流動

スプルー部の溶湯上昇状況をFig.10に示す。スノート部の断面積615.4 mm²の場合はほぼ直線的に上昇するが、

Fig. 10. Effect of snout size on molten metal rising at sprue region.

スノート部の断面積が小さくなるにつれ上昇速度は鈍化している。また、スノート部の断面積176.6 mm²の場合では、スノート部からスプルー部へ溶湯が流入する際、断面の急拡大によりFig.11に示すようなデッドスペースを生じるため、スプルー部最下部(高さ0 mm)のセンサーは実際の溶湯上昇よりも約0.3 sec.遅れて溶湯を感知している。

Fig.12にスノート部およびスプルー部の平均溶湯上昇速度を示す。ここでスノート部の断面積176.6 mm²の場合はデッドスペースの影響を考慮し、スプルー部20 mmから最上部までの平均上昇速度を示す。スノート部の溶湯上昇速度はスノート部の断面積の大小にかかわらずほぼ

Fig. 12. Rising velocity of molten metal.

一定であるのに対し、スプルー部の溶湯上昇速度は大きく異なっている。スノート部の上昇速度がほぼ一定であることに着目し、Fig.13にスノート部の流量(溶湯上昇速度に断面積を乗じることにより算出)とスプルー部の溶湯上昇速度の関係を示す。直線の相関関係が得られるこ

Fig. 13. Relation between rising velocity at sprue region and flow rate at snout region.
(P=13.3 kPa, A₂=900 mm²)

とから、スプルー部の溶湯上昇速度は、スノート部に規定された流量に依存することが明らかになった。

4.1.2 製品部の溶湯流動

Fig.14に製品部への溶湯到達時間と、到達から充填までに要した時間を併せて示す。いずれの条件においても、上下段ともに製品部の溶湯到達は(中心 下 中 上)の

Fig. 14. Effect of cross sectional area of snout on molten metal arrival and filled up time in cavity region.
($P=13.3$ kPa, $A_2=900$ mm²)

順となった。製品部到達は減圧度を変えた場合と同様、スプルー最上部に溶湯が到達した直後に生じる動圧の影響を受け、下段、上段ほぼ同時に製品内へ流入しており、スノート部の断面積が大きいほど、すなわちスプルー部上昇速度が速いほど到達時間は早くなる。到達から充填までに要する時間もまた、スノート部の断面積が大きいほど短縮される傾向が見られる。

以上の結果から、スノート部形状のみを変化させた場合、製品部溶湯流動は減圧度を変えた場合と同様、センタースプルー部の上昇速度に依存し、スノート部の断面積が大きい程溶湯流入時間・充填速度ともに速くなることが明らかになった。

4.2 センタースプルー部形状の影響

次に、設定減圧度13.3 kPaにおいて、スノート部形状を23 mm(415.3 mm²)一定とし、スプルー部断面積をその1~3倍(400, 625, 900, 1225 mm²の4段階)に変化させて実験を行った。

4.2.1 センタースプルー部の上昇速度

スプルー部溶湯上昇状況をFig.15に示す。スプルー部の形状によって、上昇速度は大きく異なり、スプルー部の断面積が小さい場合には流速一定、あるいは若干加速

Fig. 15. Effect of cross sectional area of sprue on molten metal rising at center sprue region.

度を持ちながら上昇するが、スプルー部の断面積が大きくなるに伴い減速する傾向が見られる。

4.2.2 センタースプルー部の流量

Fig.16にスプルー部上昇時の流量を示す。スプルー部の断面積が大きくなるに伴い、流量、バラツキともに大

Fig. 16. Effect of cross sectional area of sprue on flow

きくなる傾向が見られる。これらの要因として、スプルー部形状による 圧力損失の差 デッドスペース(Fig.11 参照)の形成、の2点が考えられるため、それぞれについて検討することにする。

まず圧力損失の影響であるが、ここではスプルー部溶湯上昇に要する位置エネルギー($gz = \text{約}5.5$ kPa)はスプルー部の断面積に依存せず一定となるため無視できるものとする。スノート部からスプルー部へ流入する際の断面

積拡大(縮小)による圧力損失 P_1 , およびスプルー部の管摩擦による圧力損失 P_2 の影響を検討する. P_1 は次式により算出される⁸⁾.

$$P_1 = \frac{\rho u^2}{2} \text{ あるいは } \frac{\rho v^2}{2} \text{ (Pa)} \quad (1)$$

ここで

: スノート部とスプルー部の断面積比から得られる

損失係数(-)

: 密度(kg/m³)

u : スノート部の平均上昇速度(m/s)

v : スプルー部の平均上昇速度(m/s)

また, P_2 は次式により算出される⁸⁾.

$$P_2 = \frac{4fL}{d} \times \frac{\rho v^2}{2} \text{ (Pa)} \quad (2)$$

ここで

: 管摩擦係数(-), $0.3164\text{Re}^{-0.25}$ より算出

(Re : レイノルズ数)

d : 相当直径(mm)

Table 2 にその結果を示す. P_2 は断面積が増加するに伴い減少するが, P_1 は逆に増加する. 圧力損失の合計

Table 2. Pressure loss for each sprue.

A_2^* (mm ²)		P_1 (Pa)	Re		P_2 (Pa)	$P_1 + P_2$ (Pa)
400	0.001	3.8	18518	0.027	725.4	729.2
625	0.197	205.4	14208	0.029	235.4	440.8
900	0.299	299.1	12946	0.030	116.3	415.4
1225	0.355	326.1	11250	0.031	65.9	392.0

* A_2 : Cross sectional area of sprue.

$P_1 + P_2$ は, 400 mm² が若干大きな値を示すものの, スプルー部断面積の違いによる有意差は見受けられず, 断面積の変化による圧力損失の影響は少ないものと考えられる.

次に, デッドスペースの存在について考察する. **Fig.17** にスプルー部断面積が400 mm² および1225 mm² の場合の各センサー間の上昇速度を示す. スノート部/スプルー部の断面積比がほぼ等しい400 mm² の場合は時間が経つにつれ, 加速している様子が伺える. 一方, 断面積比の大きい1225 mm² の場合でも, スプルー部流入直後は, スノート部の速度を保っており, その後漸減していく. 従って, スプルー部流入後の流動状況を推定すると**Fig.18** のようになる. すなわち, スプルー部の断面積1225 mm² の場合ではスプルー部流入直後は流れが噴水状となり, その後スプルー部全断面を満たす形で溶湯が充填するものと考えられる. そして, スプルー部断面

Fig. 17. Local rising velocity, cross sectional area of sprue 400 and 1225 mm².
($P=13.3$ kPa, $A_1=415.3$ mm²)

Fig. 18. Presumed schematic of stream front.

積拡大に伴い, デッドスペースの割合も大きくなるので, 流量算出に用いた見かけの断面積よりも実際の値は小さく, しかもデッドスペースの大きさは不均一なため, バラツキが生じ易いものと推定される.

以上の考察より, スプルー部の実際の流量は**Fig.16**中の破線に示す通り, スプルー部の断面積に依存せずほぼ一定であり, スノート部の形状によって規定される流量に従うものと考えられる.

4. 2. 3 製品部の溶湯流動

Fig.19 に製品部への溶湯到達時間と, 到達から充填までに要した時間を併せて示す. なお, 製品部内の溶湯到達順はいずれも(中心 下 中 上)である. 製品部到達時間は, スプルー部の断面積が小さい順, 言い換えれば, スプルー部上昇速度が速い順となり, スプルー部が充填された直後に生じる動圧の影響を受け, 下段, 上段ほぼ

Fig. 19. Effect of cross sectional area of sprue on molten metal arrival and filled up time in cavity region.
($P=13.3$ kPa, $A_1=415.3$ mm²)

同時に製品内へ到達する。一方、到達から充填までに要する時間は、減圧度およびスノート形状を変化させた場合とは異なり、スプルー部断面積による有意差は見受けられない。これはFig.16に示した通り、スプルー部の流量がその断面積に依存せず一定であるためと考えられる。

以上の結果、製品部への溶湯到達時間はスプルー部上昇速度に比例するのに対し、製品部の充填速度はスプルー部の流量に比例することが得られた。

5. まとめ

電気探針法を用いて、減圧速度の影響、吸引スノートおよびセンタースプルー形状の影響について測定を行っ

た結果、以下の知見が明らかになった。

- (1) センタースプルー方案では、溶湯はスプルー部を先に充填し、その後に生じる動圧によって、製品部へ流入する。
- (2) 鑄型形状同一の場合、スプルー部溶湯上昇速度は設定減圧度(=減圧速度)と直線の相関関係が得られる。
- (3) 設定減圧度同一の場合、製品部への溶湯到達時間はスプルー部上昇速度に比例し、充填速度はスプルー部の流量に比例する。
- (4) スプルー部の溶湯流量は、スノート部形状によって決定され、径が大きいほど流量も多くなる。また、流速はスプルー部の断面積が小さい程速くなる。

(文献)

- 1) 例えば、日本鑄物協会精密鑄造研究部会編：精密鑄造法，(1981)，[日刊工業新聞社]
- 2) 宮野光憲：金属，(1982)，2月臨時増刊，57
- 3) 大中逸雄：鑄物，67(1995)，862
- 4) 例えば、コンピュータシミュレーション事例集，(1990)，(社)日本鑄物協会
- 5) 那智雅博：第3回SOLDIAユーザー会テキスト，(1992)，2, 40
- 6) 出向井登，一柳信吾，芝田智樹，宮谷仁志：電気製鋼，62(1991)，12
- 7) 鈴木信雄：電気製鋼，60(1989)，53
- 8) 広瀬幸治：流れ学，(1976)，[共立出版株式会社]