

## 二室型加圧鑄造機における鑄造時の鑄型空洞の圧力挙動

—鑄型温度と鑄型の大きさおよびクルシブルの形状による影響—

大 川 成 剛      金 谷      貢      渡 辺 孝 一  
中 野 周 二      宮 川      修

## Pressure Behavior of the Mold Cavity in a Differential Pressure Casting Unit with Two Chambers

—Influence of Mold Temperature, Mold Size and Crucible Conditions—

Seigo OKAWA, Mitsugu KANATANI, Kouichi WATANABE,  
Syuji NAKANO and Osamu MIYAKAWA**Keyword** : Casting mold, Permeability, Titanium, Casting pressure, Pressure casting

In a two-chamber pressure-casting system, the rate of casting pressure increase depends on the exhausting rate of argon gas in the mold. The purpose of this study was to measure the pressure change in a mold cavity after the start of casting and to investigate the influence of mold temperature and thickness on the initial rate and later value of casting pressure. Moreover, a new casting mold with an experimentally improved crucible was proposed and its influence on the casting pressure was also investigated. Regardless of crucible condition, the initial rate of casting pressure decreased with mold temperature and thickness. Although the difference in crucible condition did not significantly influence the initial rate, the improved crucible increased the later value of casting pressure.

キーワード：鑄型，通気度，チタン，鑄造圧，加圧鑄造

二室型加圧鑄造システムにおける鑄造圧の立ち上がり速度は、鑄型内のアルゴンガスがいかにか速く排気されるかにかかっている。本研究では、この鑄造システムにおける鑄造時の鑄型空洞の圧力変化を測定し、鑄型の温度と大きさが鑄造圧の立ち上がり速度および一定時間経過後の鑄造圧に及ぼす影響を検討した。さらに、改良型クルシブルを提案し、それが鑄型空洞の圧力変化に及ぼす影響も検討した。その結果、高い鑄型温度と大きい鑄型では鑄造圧の立ち上がり速度が顕著に小さかった。クルシブルの形状については有意な影響は認められなかった。ただ、従来型より改良型のクルシブルのほうが高い鑄造圧が作用した。

## 緒 言

歯科におけるチタン鑄造は、遠心式、加圧式、吸引式、あるいはこれらを組み合わせた方法が一般的で<sup>1)</sup>、これらは金合金などを鑄造する従来の方法とほとんど同じである。ただ、従来の方法と異なる点は、チタンは化学的活性が大きいため、減圧下または不活性ガス雰囲気中で熔融すること、専用の埋没材を使用すること、ま

た、大きい鑄造圧を溶湯に作用させるために鑄型を高速回転させるか、あるいは大きい圧力を作用させる鑄造機構にある<sup>2,3)</sup>。チタンの鑄造が可能となったのは、このような鑄造機構や専用の埋没材の開発によるところが大きい。現在では、臨床的にある程度満足できる鑄造体が得られるものの、その品質をさらに向上させるための独自の鑄造術式が多く試みられている<sup>4,5)</sup>。しかし、その多くは術者の経験に基づいて提唱されており、鑄造体の

原稿受付 2003年7月22日, 受理 2003年10月7日

新潟大学大学院医歯学総合研究科口腔生命科学専攻口腔健康科学講座歯科生体材料学分野 (〒951-8514 新潟市学校町通り二番町5274)

Division of Dental Biomaterial Science, Department of Oral Health Sciences, Course for Oral Life Science, Niigata University Graduate School of Medical and Dental Sciences (2-5274, Gakkochi-dori, Niigata 951-8514)

品質向上もある程度期待できる場合もあるが、本質的な問題解決に至っていない。

鑄造体の品質を左右する要因は幾つかあるが、溶湯の鑄込みの駆動力としての鑄造圧も一つの重要な要因である。そこで、一室型および二室型加圧鑄造について、鑄造過程を模した室温鑄型を使って鑄造時の鑄型空洞の圧力変化を計測し、発現する鑄造圧の時間的変化を求めた<sup>6,7)</sup>。その結果、鑄造圧の立ち上がり速度とその大きさは、鑄型の通気度が大きく関係し、しかも一室型加圧鑄造と二室型加圧鑄造とでその影響が全く相反することがわかった。すなわち、一室型加圧鑄造では通気度の小さい鑄型が、二室型加圧鑄造では通気度の大きい鑄型がそれぞれ、鑄造圧の立ち上がり速度が大きく、作用する鑄造圧も大きかった。これは鑄造機構の違いを反映しており、一室型加圧鑄造では、加圧のためのアルゴンガスが鑄型壁を通して減圧状態にある鑄型空洞に進入するので、この進入が速いと背圧が高くなるために高い鑄造圧は発現しない。これに対して二室型加圧鑄造では、鑄込みと同時に鑄型内のアルゴンガスが鑄造室に排気される機構であるので、鑄造圧の発現は鑄型内のガスの排気速度が鍵となる。ところが、二室型加圧鑄造ではその構造上、鑄型内ガスの鑄造室への排気と並行して、溶解室のガスが溶解室に開放された鑄型クルシブル壁面を通して鑄型内に供給され排気されるパスもある。

しかしながら、先の報告<sup>6,7)</sup>はいずれも室温鑄型についての結果であった。実際は、高温鑄型に鑄造する 경우가多く、二室型加圧鑄造では、鑄込み率が鑄型の通気度に依存すると報告されている<sup>8)</sup>。高温ではアルゴンガスの粘性係数が大きく<sup>9)</sup>鑄型内を拡散しにくくなるので<sup>10)</sup>、高温鑄型の通気度は室温鑄型の場合より小さい

ことが推測される。したがって、これが鑄型空洞の圧力変化に与える影響も検討する必要がある。そこで本研究では、二室型加圧鑄造における鑄型空洞の圧力変化、すなわち鑄造圧の発現に及ぼす鑄型の温度と大きさの影響を検討した。さらに、溶解室に開放した鑄型クルシブル壁面から鑄型内へのアルゴンガスの進入を防ぐための改良型クルシブルを提案し、それが鑄造圧の発現に及ぼす影響を検討した。

## 材料および方法

### 1. 試料の作製

前報<sup>7)</sup>と同様に直径 9.3 mm の球状ワックスパターンを用いた。鑄型の大きさの影響を検討するために、外径 34 mm で高さ 45 mm の小リング（キャストリング 3445, モリタ）と、外径 50 mm で高さ 45 mm の中リング（キャストリング 5045, モリタ）を使用し、厚さ 1 mm のセラミックスリボン（セラミックライナー, モリタ）を裏装した。それぞれのリングは対応するクルシブルフォーマー（JM 34 と JM 50, モリタ）を用いて、ワックスパターンを植立した。スプルーには直径 1 mm のワックス（レディーキャストリングワックス, ジーシー）を、小リングでは長さ 13 mm, 中リングでは長さ 5 mm に切断して用いた。小リングにおける鑄型壁の最薄厚さは 8 mm, 中リングのそれは 15 mm であった。

鑄型空洞の圧力を測定するために、外径 2 mm の金属製中空スプルー（特大スプルーピンチューブ, 大栄歯科産業）を 50 mm に切断し、これを圧力導管として鑄造リングに予めあけてある穴を通して球状ワックスパターンに付着した。

チタン鑄造用埋没材（チタベスト CB, モリタ）を混液比 0.15 で真空練和し、パターンをそれぞれのリングに埋没した。鑄型の加熱はメーカーの指示に従い、900℃まで昇温後、炉内冷却して 650℃ の鑄型を準備した（以下、高温鑄型という）。また、比較のために、高温鑄型を室温まで炉冷した鑄型も準備した（以下、室温鑄型という）。以下、鑄型の大きさと鑄型の温度により、小リング高温鑄型などと称する。なお、実験には目視確認によりクラックがない鑄型を使用した。

### 2. 圧力の測定

Fig. 1 に圧力測定の概略を示す。二室型加圧鑄造機（サイクラーク CS-1, モリタ）は溶解室と鑄造室の二室で構成され、両室は貫通筒でつながっている。鑄造室の扉を改造し、圧力センサー（KH15, 長野計器）を取り付けた。準備した鑄型を鑄造室にセットし、鑄造室の扉を閉める際に圧力センサーと圧力導管とを O リングを介して接続した。

鑄込み前後の鑄型空洞の圧力を計測するために、鑄型クルシブルの入り口をチタン溶湯で封鎖し、かつ鑄型空洞に溶湯が流れ込まないようにした。つまり、溶湯をスプルー入り口付近で凝固させるために鑄型のクルシブル

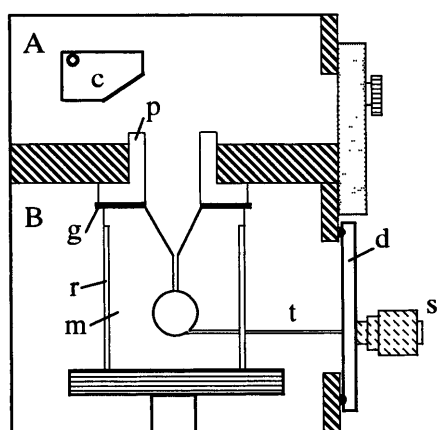
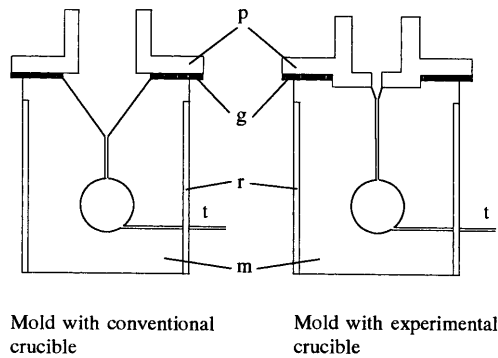


Fig. 1 Experimental setup consisting of melting A and casting B chambers

c : melting pot, p : passage, g : ceramic gasket, r : ceramic liner, m : mold, t : gas guide pipe, d : experimental casting-chamber door, and s : pressure sensor.



**Fig. 2** Molds with conventional (left) and experimental (right) crucible

Fig. 1 is referred to for the alphabet symbols.

上にチタンの細かい小片を置き、10 gのインゴット（純チタンA，モリタ）を銅ルツボ上で溶解して鑄造操作を行った。圧力センサーの出力をデジタルオシロスコープ（VP-5730A50, National）に入力し、溶湯がスプルー入り口を封鎖する直前から鑄込み後0.5 sの間、鑄型空洞の圧力に相当する電圧の変化を記録した。次に、オシロスコープの画面にデジタル表示される電圧を一定の時間間隔で読みとり、圧力センサーの電圧-圧力の関係式から鑄型空洞の圧力に換算した。それぞれの条件で5個の鑄型を作製して測定し、平均と標準偏差を求めた。なお、溶解室と鑄造室の圧力は標準的な値、つまり絶対圧力でそれぞれ2.65 kgf/cm<sup>2</sup>、0.16 kgf/cm<sup>2</sup>に設定した<sup>7)</sup>。

### 3. 鑄型クルシブルと貫通筒の改良

二室型加圧鑄造では、一般に、鑄型クルシブル壁がV字形に溶解室側に開放されている（以下、従来型クルシブルという）。そのため、スプルーの入り口がチタン溶湯で封鎖された後も溶解室のアルゴンガスがこの開放面から鑄型に進出し、これが鑄型内ガスの排気を遅らせることが示唆された<sup>7)</sup>。そこで、このガスの進入を最小限にするために鑄型クルシブルと貫通筒の形を改良した。その概略を従来型クルシブルとともにFig. 2に示す。鑄型クルシブルと貫通筒をこのように改良することで（以下、改良型クルシブルという）、溶解室からのガスの進入が鑄型空洞の圧力挙動に及ぼす影響、つまり改良型クルシブルの効果を評価するため、従来型クルシブルと同様に、鑄型空洞の圧力変化を検討した。なお、リングの大きさは従来型の場合と同じであるが、鑄型体積は改良型クルシブルのほうが大きい。

### 4. 統計解析

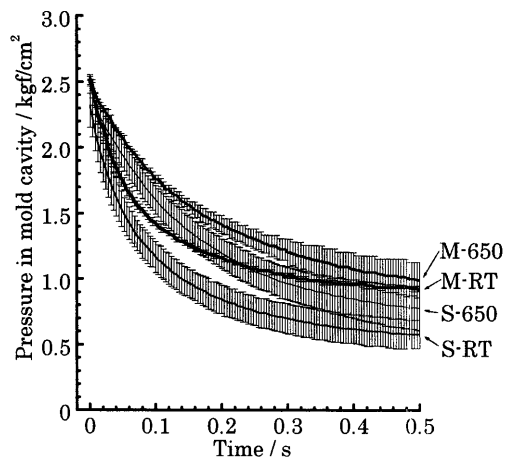
得られた結果を鑄型温度と鑄型の大きさおよび鑄型クルシブルについて三元配置分散分析にて検定した。

## 結 果

### 1. 鑄型空洞の圧力変化

#### 1) 従来型クルシブルの場合

従来型クルシブルの場合について鑄型空洞の圧力の変



**Fig. 3** Pressure reduction in mold cavity for conventional crucible

The melting-chamber pressure was pre-set at 2.65 kgf/cm<sup>2</sup>. S and M mean small- and medium-sized rings, respectively. RT and 650 mean molds held at room temperature and 650 °C, respectively. Vertical lines represent SD.

化をFig. 3に示す。鑄込み直前、つまりスプルーが閉鎖される直前の圧力（以下、初期圧という）は溶解室の設定圧力（2.65 kgf/cm<sup>2</sup>）に比べて、小リング室温鑄型だけが約0.3 kgf/cm<sup>2</sup>低い値を示し、その他の鑄型では約0.1 kgf/cm<sup>2</sup>低い値を示した。

チタン溶湯が鑄型クルシブルに落下し、スプルーを閉鎖すると、鑄型空洞は急速に減圧された後、次第に穏やかに減圧されていった。ただ、鑄込み直後を詳細に観ると、中リング室温および高温鑄型では、鑄込みからおおよそ0.02 s後に圧力の減少が一時的に停滞したことがわかる。初期の圧力減少速度は、中リングより小リングが、また高温鑄型より室温鑄型がそれぞれ大きかった。鑄込みから0.5 s後において、室温鑄型の空洞の圧力は最終値にほぼ到達したのに対して、高温鑄型ではまだ緩やかな減少が続いていた。

#### 2) 改良型クルシブルの場合

改良型クルシブルの場合について、鑄型空洞の圧力変化を従来型クルシブルの場合と同様にFig. 4に示す。すべての鑄型で鑄型空洞の初期圧は溶解室の設定圧力に比べて約0.1 kgf/cm<sup>2</sup>低い値を示した。

鑄込後の鑄型空洞の圧力変化は従来型クルシブルの場合と似た傾向を示した。ただ、改良型クルシブルの場合には、中リング室温と高温鑄型で、0.02 s付近における圧力減少の一時的停滞が明瞭に現れた。また、測定の最終時点（0.5 s）においても圧力の緩やかな減少が続いていた。

### 2. 鑄造 圧

鑄型空洞の測定圧と初期圧との差を鑄造圧として求め、その平均を従来型クルシブルについてFig. 5に、改

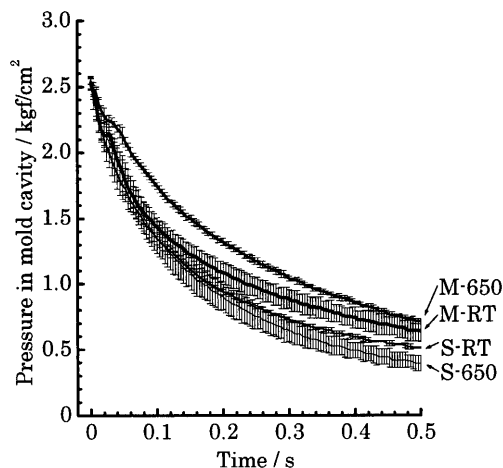


Fig. 4 Pressure reduction in mold for experimental crucible

The melting-chamber pressure was pre-set at 2.65 kgf/cm<sup>2</sup>. Figure 3 is referred to for the experimental group codes. Vertical lines represent SD.

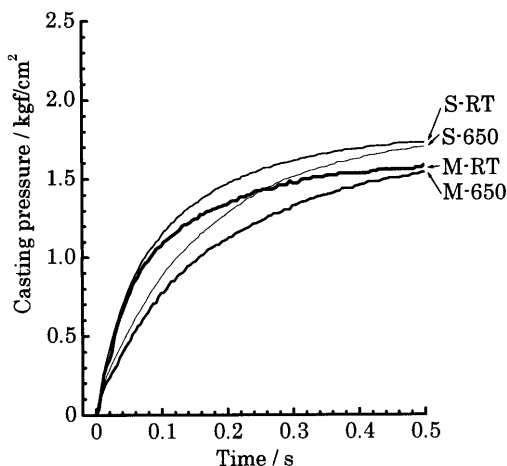


Fig. 5 Time vs. casting pressure curves for conventional crucible

The melting-chamber pressure was pre-set at 2.65 kgf/cm<sup>2</sup>. Five measurements were averaged for each group. Figure 3 is referred to for the experimental group codes.

良型クルシブルについて Fig. 6 にそれぞれ示す。鑄造圧は鑄込み後 0.02 s 付近まで急速に上昇してから、一時的に停滞した。その後は時間とともに上昇速度を低下させながらそれぞれの最終到達圧力の値に近づいた。圧力上昇の一時的な停滞の程度は改良型クルシブルのほうが顕著で、鑄型温度や大きさにもよるが、0.02~0.03 s 停滞するか、あるいは一時的に減少する場合もあった。

## 考 察

### 1. 鑄型空洞の圧力変化

溶湯がスプルーを閉鎖し鑄型空洞に流入しない場合の

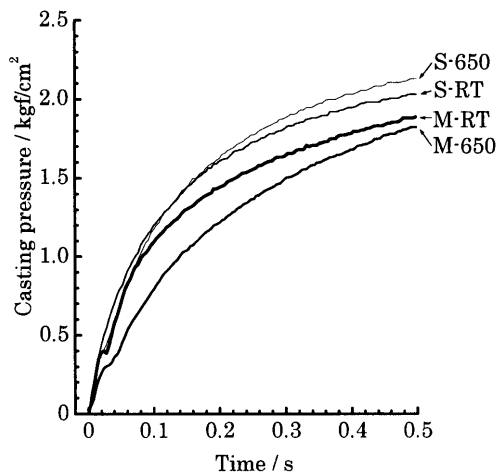


Fig. 6 Time vs. casting pressure curves for experimental crucible

The melting-chamber pressure was pre-set at 2.65 kgf/cm<sup>2</sup>. Five measurements were averaged for each group. Figure 3 is referred to for the experimental group codes.

鑄型空洞の圧力変化を求めた。いま、粘性係数  $\eta$  の流体が厚さ  $L$  の媒質によって 2 室に隔てられ、その圧力差が  $\Delta P$  の時、この媒質を通過する流体の流量  $Q$  は次式で表される<sup>10)</sup>。

$$Q = (K/\eta) \cdot (A/L) \cdot \Delta P \quad (1)$$

ここで、 $A$  は媒質の断面積、 $K$  は媒質に依存する定数である。この式から、流量は媒質の厚さと流体の粘性係数にそれぞれ反比例することがわかる。そこで、本実験の結果を (1) 式によって考察する。

溶解室の設定圧力に比べて初期圧は 0.1~0.3 kgf/cm<sup>2</sup> 低かった。これは溶解室のアルゴンガスが鑄型を通過して鑄造室に排気されるためである。(1) 式によれば、溶解室から鑄型を経て鑄造室に引かれるガス量は、排気パスの長い中リングよりも小リングが、ガスの粘性係数が大きい高温鑄型よりも室温鑄型が、また、溶解室に露出する面積が小さい改良型クルシブルよりも従来型クルシブルが、それぞれ大きいことになる。従来型クルシブルで小リング室温鑄型の場合に初期圧が最も低かったのは、これらのためと考えられる。

次に、鑄型壁の厚さが鑄型空洞の圧力減少速度に及ぼす影響について考察する。小リングと中リングを鑄型壁の最小厚さで比較するとその比は 8 : 15 である。これを (1) 式に代入すると、ガスの粘性係数が一定の場合、厚い鑄型壁を透過するガス量は薄い鑄型壁の場合の 0.5~0.6 倍と見積られる。確かに本実験でも、中リングより小リングのほうが鑄型空洞は速く減圧されたが、(1) 式が示唆するほど大きな違いは認められなかった。これは次のように考えることができる。もともと、(1) 式は流体が媒質を通して一方から他方の室へ流れる過程を記述するもので、前節で述べた溶解室から鑄造室のパスに

対して直接適用できる。しかしながら鑄込み後、つまりスプルー閉鎖後は溶解室のガスの鑄造室への流れを除外すると、鑄型内に存在するガスの排気過程である。鑄型壁の厚さもさることながら、鑄型内のガス量、つまり鑄型体積の大きさが鑄型空洞の減圧速度を律する重要な因子と考えられる。本実験を鑄型体積の観点からみると、同じ大きさのリングでも、改良型クルシブルではクルシブルが小さい分だけ鑄型体積が大きいことに留意する必要がある。また、従来型クルシブルでは、既に指摘したように、溶解室に開放した鑄型クルシブルの壁面を通過して鑄造室に流れるガスも鑄型内ガスの排気過程に影響するのに対して、改良型クルシブルではそのようなガスの流れは考える必要がない。いずれにしても、鑄型内ガスの排気過程は幾つかの要因によって支配されていることがわかる。

次に鑄型温度の影響について述べる。チタン溶湯が鑄込まれたとすると、鑄型空洞や鑄型内のアルゴンガスの温度が上昇して粘性係数が大きくなることが推測される。ガスの温度を  $650^{\circ}\text{C}$  とするとその粘性係数は室温の約 2.5 倍<sup>9)</sup> になるので、流量は室温でのその約 0.4 倍と見積もることができる。前述のように、(1) 式を鑄型内ガスの排気過程に直接適用するのは無理があるし、鑄型空洞と鑄造室の圧力差、およびガスの温度は時間とともに変化する。それにもかかわらず、従来型クルシブルについては、リングの大きさにかかわらず、高温鑄型の初期の圧力減少速度は室温鑄型のその約 0.6 倍で、(1) 式が示唆する値にかなり近かった。

多くの場合において、鑄込みから約 0.02 s 後に、鑄型空洞圧力の減少が一時的に停滞した。これは、チタン溶湯の熱で鑄型のガスが熱膨張しその圧力が一時的に高まったためと考えられる。この停滞の程度は、高温鑄型よりも室温鑄型で、小リングよりも中リングで、また、従来型クルシブルよりも改良型クルシブルでそれぞれ顕著であった。これらの結果は次のように説明することができる。高温鑄型より室温鑄型のほうがチタン溶湯との温度差が大きいのでガスの膨張は大きい。また、大きい鑄型はそれだけ多量のガスが存在することに加えて、排気パスも長いのでガスの排気に時間がかかる。これらはいずれも背圧を一時的に高める方向に働く。溶湯が接した鑄型壁付近のガス圧は一時的局所的に溶解室の圧力を上回ると考えられる。その場合でも従来型クルシブルでは、この高圧ガスの一部は溶解室に開放した鑄型クルシブルの壁面から溶解室に逆流し、そのために背圧の一時的上昇は多少とも緩和されると考えられる。ところが、改良型クルシブルでは、鑄型クルシブル壁面が溶解室に開放されていないので、そのような逆流はほとんど起こりえない。さらに本実験の場合は、同じ大きさのリングでも改良型クルシブルのほうが鑄型体積は大きいので、より多くのガスが膨張する。鑄型空洞の圧力の一時的な停滞もしくは減少が改良型クルシブルにおいて顕著に現

れた理由がこれらによって説明できる。また、クルシブルの形状が鑄込み率に影響する<sup>11)</sup> 一因もここにあると推測される。

鑄込み直後の圧力の急速な減少期を過ぎると、圧力はその減少速度を時間とともに低下させながら、最終値に向かって減少した。本来であれば、鑄型空洞の圧力は排気中の鑄造室の圧力（本実験では  $0.16 \text{ kgf/cm}^2$  に設定）に近づくはずである。ところが、従来型クルシブルの場合は、排気条件が最もよいと考えられる場合でも、鑄型空洞の圧力は  $0.50 \text{ kgf/cm}^2$  以下にならなかった (Fig. 3)。これは、溶解室に開放した鑄型クルシブルの壁面から溶解室のガスが鑄型内に進入して鑄造室に排気されるためである。溶解室から鑄型への進入量と、鑄型から鑄造室への排気量とが釣り合う点が最終到達圧力になる。そして、室温鑄型では比較的早期に最終圧力に到達したが、高温鑄型では測定時間内では最終値に到達しなかった。これはガスの粘性の温度依存性が関係したと考えられる。一方、改良型クルシブルでは溶解室のガスが鑄型内に進入しにくい構造のため、従来型クルシブルの場合の最終値よりも低い値に向かって徐々に減少し続け、測定時間内では最終値に至らなかった (Fig. 4)。

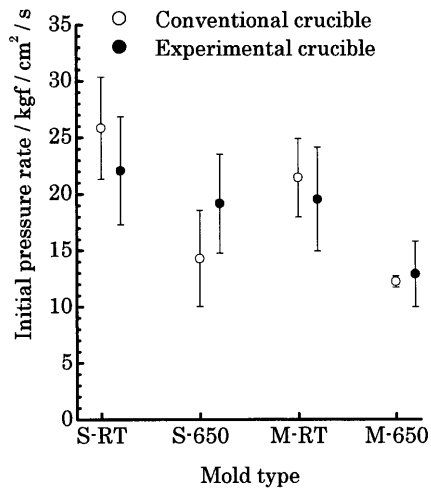
## 2. 鑄造圧の立ち上がり速度

鑄型内のアルゴンガスが急速に排気されないと、鑄造圧の立ち上がり速度が小さく、複雑な鑄造体では鑄込み不足になりやすい。そこで、鑄造圧の立ち上がり速度を定量的に評価した。

鑄型空洞の圧力曲線 (Fig. 3, 4) からわかるように、鑄込みから約 0.02 s 後に鑄造圧の上昇が一時的に停滞した (Fig. 5, 6)。そのため、前報<sup>7)</sup> で行ったように、この圧力曲線を BoxLucas 型関数にフィットさせて鑄造圧の立ち上がり速度を評価することは合理的でない。そこで、鑄込み開始から鑄造圧の停滞が起きる直前までの間、すなわち  $0 \sim 0.02 \text{ s}$  間について、時間-鑄造圧曲線を直線近似して鑄造圧の立ち上がり速度を求めた。その結果を、鑄型の大きさと温度およびクルシブル形状との関係として Fig. 7 に示す。

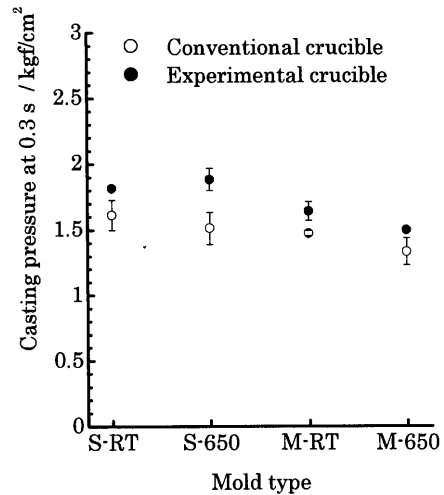
鑄型の大きさと温度は鑄造圧の立ち上がり速度に有意に ( $p < 0.05$ ) 影響したが、クルシブル間では有意差は認められなかった。従来型クルシブルについては、いずれのリングでも、鑄造圧の立ち上がり速度は高温鑄型よりも室温鑄型のほうが約 1.8 倍大きかった。これは前述のように、アルゴンガスの粘性つまり鑄型透過能の温度依存性の反映とみることができる。一方、鑄型の体積が大きいと排気すべきガス量も多くなる。小リングより中リングの鑄造圧の立ち上がり速度が小さいのは、既に述べたように、排気パスが長いことと、鑄込み直前にいて鑄型内に存在するガスが多量であるためと考えられる。

鑄造圧の立ち上がり速度に対するクルシブル形状の影響に関しては、帰無仮説は棄却されなかった。改良型ク



**Fig. 7** Influence of mold conditions on initial rate of casting pressure

Fig. 3 is referred to for the experimental group codes.



**Fig. 8** Influence of mold conditions on casting pressure attained at 0.3 s after the start of casting

Fig. 3 is referred to for the experimental group codes.

ルシプルでは、溶解室から鑄型へのガスの進入が断たれるので、これは鑄造圧の立ち上がり速度を大きくする方向に働くが、0~0.02 sの時間においてその効果が現れるか否かはわからない。一方、鑄型から溶解室へのガスの逆流も断たれるので、ガスの熱膨張によって背圧が高くなりやすい。鑄造圧の立ち上がり過程を詳細に観ると、鑄型の大きさや温度にもよるが、背圧が鑄造圧の立ち上がり及ぼす影響は0.02 s以前において現れ始める場合もあり、これは鑄造圧の立ち上がり速度を下げる方向に働いた。また、本実験では改良型と従来型クルシプルとで同じ高さのリングを使用したため、前者のほうが鑄型の体積は大きく、これも鑄造圧の立ち上がり速度を下げる要因になり得た。このように、これらの要因が複雑に絡み合い、結果としてクルシプル形状の影響は有意でなかった。

### 3. 鑄造圧の評価

チタン溶湯が鑄型空洞を満たす時間は、大川ら<sup>12)</sup>や、鶴田ら<sup>13)</sup>の報告によれば、パターン形状や大きさによって0.05~0.3 sの範囲にある。そこで、ここでは鑄込み後0.3 sにおける鑄造圧に着目し、これを鑄型の大きさと温度およびクルシプル形状との関係をFig. 8に示す。鑄型の大きさと温度およびクルシプルの形状は0.3 s時点の鑄造圧に有意に ( $p < 0.05$ ) 影響した。また、鑄型の大きさと温度については交互作用が認められた。

従来型クルシプルの場合、0.3 s時点の鑄造圧は室温鑄型では最終値にほぼ到達していたが、高温鑄型では室温鑄型の鑄造圧に向かって緩やかな上昇がまだ続いていた。鑄型温度が0.3 s時点の鑄造圧に有意に影響する結果が得られたのは、最終段階と変化の途中とを比較したためである。結局、最終到達圧は鑄型温度に関係なくて鑄型の大きさだけに依存し、中リングに比べて小リング

のほうが約0.3 kgf/cm<sup>2</sup>高いことがFig. 5によって推測される。

改良型クルシプルでは0.3 s時点の鑄造圧は従来型クルシプルのそれより0.3~0.4 kgf/cm<sup>2</sup>大きく、しかもまだ上昇が続いていた。0.3 sより時間が経過すると、改良型と従来型クルシプルとの間では鑄造圧の差はさらに大きくなる。これは溶解室のガスが鑄型に進入しないように改良したクルシプルの効果を示している。

### 4. 改良型クルシプルの効果

鑄造圧の要件は、初期に大きな鑄造圧が溶湯に作用し、しかもそれが持続することである<sup>14)</sup>。改良型クルシプルと従来型クルシプルとで、0~0.02 s間における鑄造圧の立ち上がり速度に有意差は認められなかった (Fig. 7)。一方、鑄造圧の持続に関しては、改良型クルシプルのほうが鑄造圧は大きく、この点では改良型クルシプルのほうが勝る (Fig. 8)。

しかしながら、0.02 s以降の一時期はガスの熱膨張によって背圧が高まり、それが鑄造圧の上昇を一時的に停滞させもしくは降下させる。改良型クルシプルではそれが従来型クルシプルに比較すると顕著である。これのマイナスの影響を評価することは困難であるが、大きな鑄型の場合はこの停滞または降下時間が長くなるので、注意が必要かもしれない。このような背圧の影響を小さくする方法の一つは、鑄型に溶解室のガスが入らないようにシールし減圧状態にしておくことである。都賀谷ら<sup>15)</sup>によるダイヤフラム方式やコークタイプ遮蔽箔でシールするWatanabeら<sup>16)</sup>の方法は、この意味でも優れている。

ただし、改良型クルシプルの効果は鑄造圧に限定すべきでないと考える。溶解室や鑄型内のガスはいろいろの

パスを通過して鑄造室に排気されるが、鑄型空洞を通過して排気されるパスも考えられる。チタン溶湯が鑄型空洞を満たす過程でこれが同時に起きると、それは鑄造体へのガスの巻き込みにつながる可能性がある。この点に関しては、改良型クルシブルでは溶解室から鑄型へのガスの供給は断たれるから、このような内部欠陥の発生は大きい抑制されると考えられる。本実験は内部欠陥の発生機構を検討すべくデザインしてなかったため、ここでは改良型クルシブルのこの長所を直接的に検証することはできないが、高い可能性として指摘しておく。

#### 5. 二室型加圧鑄造に適する鑄型の条件

以上のように、鑄型の大きさと温度およびクルシブルの形状が鑄造圧の発現に関係するので、二室型加圧鑄造に適する鑄型の条件について考察する。

同じ大きさの鑄型では、室温鑄型にすると鑄造圧の立ち上がり速度が大きく、改良型クルシブルであれば時間経過とともに高い鑄造圧が作用することが期待される。ところが、室温鑄型では鑄造収縮の補償が困難であるため、今のところ、高温鑄型に鑄造するのが一般的である。したがって、本実験の結果が示すように、室温鑄型に比べて高温鑄型では、鑄造圧の立ち上がり速度がかなり小さい(約55%)ことに留意する必要がある。高温鑄型において鑄型内のガスを速く排気するために、鑄型壁の厚さをコントロールすること、つまりベントを付与することによって鑄型の見かけの通気度を大きくすることが一つの方策と考えられる。また、鑄造物によっては、高い鑄造圧が発現する改良型の鑄型クルシブルの採用も検討に値する。

従来、埋没材の材料設計に当たってはチタンとの反応性を中心に考えられてきた。しかしながら、二室型加圧鑄造では鑄造圧の発現に大きく影響する鑄型の通気度の重要性から、高温における鑄型の通気度をもっと重視すべきである。

### 結 論

二室型加圧鑄造における鑄型空洞の時間-圧力曲線を求めて、鑄型の大きさと温度が鑄造圧の発現に及ぼす影響、およびクルシブルの形状について検討し、本実験で得られた結論を以下に示す。

1. 鑄造圧は鑄込みと同時に急速に上昇し、時間とともに次第に緩やかに上昇した。ただ、鑄込みから約0.02 s後に鑄造圧は一時的に停滞もしくは下降した。これはチタン溶湯の熱によって鑄型内のアルゴンガスが膨張して背圧が高くなるためで、小リングより中リングが、また高温鑄型より室温鑄型において顕著であった。

2. 小リングのほうが鑄造圧の立ち上がり速度は大きかった。

3. クルシブルの形状にかかわらず、高温鑄型の鑄造

圧の立ち上がり速度は室温鑄型のそれに比べて小さかった。これはアルゴンガスの粘性が温度ともに大きくなるためである。

4. 溶解室から鑄型へのガスの進入を遮断する改良型クルシブルでは、鑄込みからの時間が経過するほど、従来型クルシブルに比べて大きい鑄造圧が作用した。

### 謝 辞

データや文献等の整理にご協力いただいた本間ヒロ技官に御礼申し上げます。

### 文 献

- 1) 浜中人士. 第Ⅲ章 チタンの歯科鑄造技術 4. チタン用鑄造機. 井田一夫, 三浦維四. チタンの歯科利用. 初版: クインテッセンス; 1988. p. 43-109.
- 2) 渡辺孝一, 大川成剛, 金谷 貢, 宮川 修. チタン歯科鑄造の現状—鑄造機の特徴と利用技術—. 新潟歯学誌 2001; 31: 129-139.
- 3) 渡辺孝一. 別冊チタンの歯科技工 Part 2 歯科チタン鑄造の現状と問題点. クインテッセンス; 2002. p. 38-50
- 4) 松井義和, 藤瀬武人. 当社における純チタン鑄造の現状. 第1回国際歯科チタン技工シンポジウム講演集. 2001; 10.
- 5) 相馬一志. 一室型加圧鑄造システムを用いたチタン鑄造. 第1回国際歯科チタン技工シンポジウム講演集. 2001; 11.
- 6) 大川成剛, 渡辺孝一, 金谷 貢, 中野周二, 宮川 修. 鑄造時の鑄型空洞の圧力挙動—一室加圧型鑄造機の場合—. 歯材器 2000; 19: 108-114.
- 7) 大川成剛, 渡辺孝一, 金谷 貢, 中野周二, 宮川 修. チタン鑄造時の鑄型空洞の圧力挙動—二室加圧型鑄造機の場合—. 歯材器 2003; 22: 37-44.
- 8) 米田隆紀, 黒岩昭弘. 鑄型の通気性および鑄造圧がチタンの鑄込み率に及ぼす影響. 歯材器 1999; 18: 79-88.
- 9) 日本化学会編. 化学便覧基礎編Ⅱ改訂3版: 丸善; 1984. p. II-38.
- 10) 窯業協会編. 窯業工学ハンドブック. 新版: 技報堂; 1966. p. 409.
- 11) 井上義久, 黒岩昭弘, 大野孝文, 荒川仁志, 杉藤庄平, 米田隆紀ほか. 湯口の条件がチタン鑄造の鑄造性に及ぼす影響. 歯材器 1995; 14: 605-612.
- 12) 大川成剛, 渡辺孝一, 金谷 貢, 中野周二, 宮川 修, 小林正義. チタンの鑄込み時間の測定—一室加圧型鑄造機の場合—. 歯材器 1995; 14(特25): 136-137.
- 13) 鶴田昌三, 松波一郎, 小山憲一, 紀藤政司, 金 明媛, 長谷川二郎ほか. 高融点合金鑄造時の湯流れの直接観察. 歯材器 1992; 11(特19): 110-111.
- 14) 長谷川二郎. 歯科技工士教本歯科鑄造学. 第1版: 医歯薬出版; 1978. p. 97.
- 15) 都賀谷紀宏, 後藤秀明, 一木吉之介, 桑村康彦, 井田一夫ほか. チタン鑄造体の鑄造欠陥に関する研究. 第2回チタンの歯科利用に関する研究会講演抄録集 1987: 12-13.
- 16) Watanabe K, Okawa S, Kanatani M, Nakano S, Miyakawa O, and Kobayashi M. New Partition Technique for two-chamber pressure casting unit for titanium Dent Mater J 2000; 19: 307-316.