2種の圧力型歯科チタン鑄造機における鑄造圧*

渡辺 孝一¹ 岡部 徹²

¹新潟大学医歯学総合大学院口腔健康科学講座歯科生体材料科学分野

²Department of Biomaterials Science, Baylor College of Dentistry, Texas A & M University System Health Science Center, 3302 Gaston Ave., Dallas, Texas, 75246 USA

J. Japan Inst. Metals, Vol. 70, No. 4 (2006), pp. 343-349
Special Issue on Materials Technology for Improving QOL
© 2006 The Japan Institute of Metals

Casting Pressure in Two Types of Titanium Casting Equipment

Kouichi Watanabe¹ and Toru Okabe²

¹Division of Dental Biomaterials Science, Department of Oral Health Science, Graduate School of Medical and Dental Science, Niigata University, 2-5274 Gakkocho-dori, Niigata 951-8514

²Department of Biomaterials Science, Baylor College of Dentistry, Texas A & M University System Health Science Center, 3302 Gaston Ave., Dallas, Texas, 75246 USA

This study theoretically examined the relationship between mold permeability and the casting pressure acting on the molten titanium in two types of pressure casting equipment [two-chamber and one-chamber] for preparing titanium dental castings in order to select the most effective investment material and optimal casting conditions. The casting pressure exerted on the melt can be defined as the pressure difference between the melting chamber and the mold cavity after the molten titanium drops and seals the entrance to the cavity sprue. Differential equations describing the pressure in the mold cavity were derived from the equation of the state of gas as a function of time. Analysis revealed that mold permeability and the operation of each casting unit affect how the casting pressure acts on the melt: a low-permeability mold is appropriate for the one-chamber type but intermediate permeability molds are desirable for the two-chamber type. Using the results of this study and published permeability data on investments, an optimum investment material can be selected for each type of equipment.

(Received April 7, 2005; Accepted June 13, 2005)

Keywords: titanium, casting equipment, casting pressure, castability, mold permeability

1. 緒 言

歯科用合金による金属アレルギーの問題が顕在化するにつれて、金属チタンの歯科修復物への利用はますます増加している¹⁾。歯科ではロスト・ワックス法による鑄造が広く普及しており、チタンは本来鑄造が難しいという性質を持っているが、多方面の努力によりチタン鑄造に伴う技術的問題を克服しつつある。そして現在では、かなりの場合臨床問題の無い歯科修復物が作製できるようになっている。とりわけ注目すべき進歩として、歯科鑄造のために工夫されたさまざまなタイプの鑄造機開発が挙げられる²⁾。歯科用チタン鑄造機は鑄込み原理によって大きく2つに分けられ、一つはガスの圧力を利用する圧力鑄造機、他の一つは遠心力を利用する遠心鑄造機である。

ここでは圧力鑄造機の鑄造圧について検討する。圧力鑄造機自体、二室型および一室型と2つの方式に分かれ、前者は二室型鑄造機、後者は一室型鑄造機と呼ばれている。両機種とも不十分な理解のまま使用したとき、不完全な鑄造体

や、あるいは使用に耐えない内部欠陥が観察されると報告されている^{3,4)}。鑄造失敗の原因の一つとしては、最適な鑄型材料の選択など、適切な鑄造条件が満たされなかったことが挙げられ、さらにその根本には鑄造過程に関する理解が不十分であったことが原因である。

従来使われてきた歯科用合金でもチタンの場合でも、歯科における鑄造体は薄かったり細かったりするのが特徴であり、そこに短時間で鑄造されている。溶湯(溶けた金属)に比べてかなり低い温度の鑄型(たいていの歯科鑄造での条件)に鑄込まれたとき、鑄型と溶湯の温度差が大きいため溶湯は流れながら急速に冷却され、凝固する。それゆえ、短時間に十分な力が溶湯に作用することが健全な鑄造体を得るために必須条件である。この点に関する重要性は広く知られていることではあるが、歯科チタン鑄造機において発生する鑄造圧力について、厳密に検討した報告はこれまで全く無かった。例えば、二室型鑄造機においては、上室と下室の圧力差が溶湯に作用している鑄造圧である、と考えられている場合が見受けられる。しかしながら、真の鑄造圧は上室と鑄型空洞内との圧力差である⁵⁾。それに加え、鑄型空洞内の圧力は鑄造過程において激しく変化している⁶⁾。一室型鑄造機の場合は、鑄造室内の圧力は高圧 Ar の流入と共に急激に増加する。し

* Mater. Trans. 45(2004) 1653-1659 に掲載

かしながら、鑄造圧は流入した Ar の圧力そのものではなく、鑄造室と鑄型空洞との圧力差である⁶⁾。

これ以外の考慮すべき因子として、加熱後の鑄型の通気性や鑄型壁を通してのガス流入の影響などがある。これまでも鑄造機に適した通気性を持った鑄型材料を選択することが重要である、と一部の研究者は指摘している⁷⁻¹⁰⁾。そしていくつかの研究において、加熱後の鑄型材の通気度データが物質定数として求められている^{11,12)}。しかしながら、鑄型空洞内の圧力変化を理論的に考察し、通気度のデータを用いて実際の鑄造圧を検討している報告は皆無である。

この研究の目的は二室型および一室型圧力鑄造機に関し、鑄型空洞内の圧力変化を考察することによって、溶湯に実際に作用する鑄造圧を理論的に評価することであり、そして、その結果を用いて、それぞれの圧力鑄造機において最も適切な鑄型材条件を明らかにすることである。

2. 解析方法と結果

この研究における理論的解析には 2 つの原理が基礎として用いられている。その一つは圧力鑄造機の性能は溶湯に作用する圧力差、すなわち鑄造圧で決定されること。他の一つは圧力差が鑄型空洞の圧力に本質的に依存していることであり、さらにその鑄型空洞内圧力はガスが移動するため鑄込み中に大きく変化するという点である。

解析に進む前に、この研究において鑄造力という言葉の代わりに鑄造圧という用語を使った理由について説明する。鑄造機に付けられているゲージで示される値はどちらのタイプにおいても圧力だけである。運動の式から溶湯の流れ速度を導くため、ニュートンの第 3 法則を基にそれぞれの流体セグメント(溶湯の微小体積要素)に作用する内力を考慮し、ニュートンの第二法則から導かれる問題として扱う進め方も頭の中では可能かもしれない。そして、それらの手続きから導かれる結果として、溶湯各セグメントの速度を計算できるかもしれない。しかしながら、現実的にはこの手法はほとんど不可能に近い。なぜならば、各セグメントに作用する正確な力を見積もることが極めて難しいからである。全く別の進め方として、ニュートンの運動方程式を直接解く代わりに、流体力学の考え方をを用いて流速をエネルギー保存則から求めることが可能であり、その際に有利な点は内力を考慮しなくてよいことである。言い換えれば、流速が求められても、溶湯の微小体積要素に作用する厳密な力は未知のままである。それゆえ、圧力鑄造を理論的に検討する場合、鑄造力という用語を使うことは不適当であるといえる。

ベルヌーイの式はエネルギー保存則の一つであり¹³⁾、円錐台フォーマーで形成された開口部(鑄型円錐状ルツボあるいは単に鑄型ルツボと呼ぶ)に落下し、スプルーを通過する際の溶湯の運動に適用される。すなわち

$$v_1^2/2 + gh_1 + P_1/\rho = v_2^2/2 + gh_2 + P_2/\rho \quad (1)$$

ここで、 v , P , h はそれぞれ速度、圧力、高さである。下ツキ添え字「1」「2」は流入口での溶湯の上面と下面をそれぞれ示している。溶湯の下面とはスプルーへの入り口のことであり。溶湯の密度 ρ は一定であり、連続の式より次が成り

立つ、

$$v_1 A_1 = v_2 A_2 \quad (2)$$

ここで A_1 は溶湯上面の面積、 A_2 はスプルー断面積である。鑄型円錐状ルツボでの溶湯上面の典型的な直径は 30 mm であり、スプルーの直径は 3 mm である。この数値を用いると「1」と「2」における面積比は 100 対 1 となる。したがって、式(1)において流速 v_1 は v_2 に比較すると無視できるほど小さく、その結果次のように書かれる。

$$v_2^2/2 = g(h_1 - h_2) + (P_1 - P_2)/\rho \quad (3)$$

高さの差、 $(h_1 - h_2)$ はせいぜい数センチメートルであるため、高さ変化の項 $g(h_1 - h_2)$ は圧力項 $(P_1 - P_2)/\rho$ に比べると無視できるほど小さい。その結果、最終的には次式が得られる。

$$v_2 = \{2(P_1 - P_2)/\rho\}^{1/2} \quad (4)$$

すなわち、スプルーを通過する溶湯速度は圧力差が原因で生じ、大きさはその平方根に比例している。文献 5 でも述べられているように、この関係があることから、圧力鑄造機の性能を評価するためには圧力差が本質的に重要であることが理解される。

前述のように、鑄造圧は鑄型空洞内の圧力に依存しており、その空洞内圧力は Ar が鑄型多孔質壁を拡散するため時間と共に変化する。その拡散量は、鑄造室と鑄型空洞の圧力差など、いくつかの因子に依存しており、フィックの第一法則の典型例である¹⁴⁾。

鑄型空洞内の圧力変化を検討するには気体の状態方程式¹⁵⁾から出発すべきと思われ、それは任意の面を境界とするような熱力学的な系に対して適用できる。

$$P = nRT/V \quad (5)$$

ここで、 P は鑄型空洞内の Ar 圧力であり、 n はモル数、 R は気体定数、 T は絶対温度、 V は鑄型空洞の体積である。

式(5)を用いると、微小時間 dt における鑄型空洞内の微小圧力変化 dP を次式のように表すことができる。

$$dP(t) = \{(RT/V) \partial n / \partial t\} dt + (nRT/V) \times \{(1/T) \partial T / \partial t - (1/V) \partial V / \partial t\} dt \quad (6)$$

この式の右辺第一項、第二項、第三項はそれぞれ、Ar 量の変化、温度変化、および鑄型空洞の実質的体積の変化を表している。第二項の $(1/T) \partial T / \partial t$ は第一項に比較して小さい、なぜならば空洞内の平均ガス温度に急激な変化はないからである。これは溶湯充満の初期段階では当然の仮定であると思われる。なぜならば、Ar ガスの熱伝導率(27°C で 0.18 mW/MK)¹⁶⁾ がチタンのそれ(27°C で 220 mW/MK)¹⁷⁾ と比べて非常に小さいからである。また、この仮定は溶湯の充満が約 0.5 秒以内で完了する¹⁸⁾ ということを考えれば無理のないことが分かる。しかしながら、鑄込みの終了近くでは、Ar ガスの温度変化を考慮した何らかの修正が必要と思われる。第 3 項、 $(nRT/V) (1/V) \partial V / \partial t$ は第一近似として無視することができる、なぜならば、体積変化率はガスのモル量変化に比べて小さく、しかも体積に関する因子は間接的に第一項に含まれているためである。これらの結果、鑄型空洞内の圧力変化は、次のようにガス量の変化に関係する部分だけである、と近似される。

$$dP(t) = \{(RT/V) \partial n / \partial t\} dt \quad (7)$$

圧力差を発生させるメカニズムが二室型鑄造機と一室型鑄造機で全く異なるので、これ以後、2つのタイプを別々に取り上げ、議論を進める。

2.1 二室型鑄造機

二室型鑄造機として Cyclark (MORITA ㈱, Kyoto) を取り上げる。この鑄造機は上室と下室とから成り、その境に鑄型が取り付けられる (Fig. 1)。Fig. 1 はアーク溶解されたチタンが鑄型円錐状ルツボに落下した瞬間を示しており、スプルーはルツボと鑄型空洞をつないでいる。

理論的解析を始める前に、この鑄造機の鑄造過程¹⁹⁾について簡単に述べてみたい。Fig. 2 に上室と下室の圧力を時間の関数として模式的に示した。全体の過程は明瞭な圧力変化が起こる4つの時期に分けられる。ステップIでは両室とも1.4 kPaに減圧される。ステップIIで、230 kPaのArガスが上室に導入される。この時点でArアークが点灯し、上室内にある銅ルツボ上でチタンインゴットの溶解が始まる。上室の圧力は約210 kPaまで増加するが、一方下室は低い圧力(約20 kPa)が維持される。この期間、鑄型空洞の圧力は上室の圧力と同じである、なぜならば、鑄型空洞はスプルーを通して上室とつながっているからである。ステージIIIで、溶湯が鑄型円錐ルツボへ落下すると、スプルーが完全にふさがれ上室から分離される (Fig. 1)。その結果、上室圧力は少し上昇、下室圧力は少し下降する。ステップIVで、鑄型空洞内のArが鑄型壁を通して下室へ拡散流出するため、空洞内圧力は下がり始め、当然、溶湯の下面圧力も連動して降下する。一方、溶湯の上面はほぼ一定の圧力である。このようにして溶湯が鑄型空洞に流入する際に駆動力となる圧力差が、二室型チタン鑄造機の鑄造圧として形成される。

これら一連の過程を考慮に入れ、そして式(7)の $\partial n / \partial t$ が

圧力差のある場合の多孔質媒体を通過するガス量を意味しているので、鑄型空洞の圧力変化は流量公式¹⁴⁾を基にして次のように表される。

$$dP(t) = (RT/V) (-k_0 S/t_d) \{P(t) - P_L\} dt \quad (8)$$

ここで P_L は下室の圧力、 S は鑄型空洞の空間を囲んでいる面積、そして k_0 は鑄型材の通気度である。鑄込み開始時の鑄型空洞の正味面積 S はワックスパターンの表面積に等しい。記号 t_d は鑄型空洞を囲む鑄型の平均厚さを表し、鑄型空洞内面から円柱状鑄型外表面までの平均距離に等しい。この値は鑄造リングの大きさと、ワックスパターンの埋没位置に依存している。溶湯の流入に伴って、空洞表面積 S も空洞体積 V も一定ではなく、それぞれ独立に減少する。しかしながら、数学的取り扱いを容易にするため、 S/V は一定と仮定する。通気度 k_0 は温度に依存し、したがって鑄込み過程の時間に依存することになるが、鑄型材は温度の不良導体であるため、短時間の鑄込みの間は変化を無視することができる。これらの条件を仮定すると新しい定数、つまり鑄型定数 $k = k_0 SRT/Vt_d$ を導入することができる。この新たな定数は鑄造圧を検討する際のパラメーターと考えられ、通気性に関する因子、鑄型空洞の体積や面積に関する因子、そして温度に関する因子などを含んでいる。その結果式(8)は次のように整理される。

$$dP(t) = -k\{P(t) - P_L\} dt \quad (9)$$

式(9)の解は(10)と求められ、鑄型空洞内の圧力変化を示している。

$$P(t) = P_L + (P_U - P_L)e^{-kt} \quad (10)$$

ここで、時間の原点を溶湯が鑄型円錐状ルツボに達した瞬間と定義すると、 $P(0)$ は P_U に等しい。そして $P_U - P(t)$ を求めると、溶湯に作用する正味の圧力差つまり鑄造圧は次のように表される。

$$P_U - P(t) = (P_U - P_L)(1 - e^{-kt}) \quad (11)$$

Fig. 1 Two-chamber casting unit shown at the moment the melt drops into the mold; P_U : pressure in upper chamber; P_L : pressure in lower chamber, $P(t)$: pressure in mold cavity.

Fig. 2 Diagram of casting process in two-chamber casting unit. I: Both chambers are evacuated simultaneously to 1.4 kPa; II: Ar gas is introduced; the pressure is 200 kPa in the upper chamber, and 20 kPa in the lower chamber; III: Melt drops to sprue; IV: Pressure in mold cavity starts to decrease from P_U as Ar gas leaks into lower chamber.

鑄造圧は最初ゼロであり、時間と共に増加し、最終的には一定値($P_U - P_L$)に近づく。注意すべき点は、右辺の係数($P_U - P_L$)が鑄型通気性に依存することであり、これについては次のパラグラフで述べる。

わずかではあるが、Ar が常に鑄型壁を通して常に上室から下室に流入しているため、平衡に達したときの値($P_U - P_L$)それ自体が鑄型通気性に依存する。つまり、鑄型通気性は鑄造圧の時間変化にも影響するし、最終圧力差の値にも影響する。鑄造機の圧力ゲージを用いて測定された結果²⁰⁾、($P_U - P_L$)の値は $k=1$ では 220 kPa で、 $k=30$ では 140 kPa であった。これらの測定値を参考にし、内挿法と外挿法を使うことでほかの値も推定すると、($P_U - P_L$)の値は k が 1, 3, 10, 30, 100 でそれぞれ 220 kPa, 190 kPa, 160 kPa, 140 kPa, 120 kPa と見積もられた。

Fig. 3 に、 k を 1(通気性低い)、3, 10, 30, 100(通気性高い)と変化した時の、圧力差の時間変化を示した。現在入手可能な鑄型材について公表された通気度データ¹¹⁾を基にして計算すると、 k の値は、およそこの範囲で考察すれば十分と考えられる。横軸の値は、単純なプレート状パターンを充填するに要する時間が 0.2 秒程度であるという実験データ¹⁸⁾を基にして、時間の範囲を選んだ。部分床フレームワークのような複雑な鑄型空洞では 2, 3 倍長い時間が必要かもしれない。

2.2 一室型鑄造機

一室型鑄造機としては Autocast (GC 株, Tokyo) が市販されている。二室型鑄造機と異なり、インゴット溶解ルツボと鑄型が一つの空間に収められている (Fig. 4)。前にも試みたように、鑄造過程の操作ステップで、各部分の圧力が時間と共に変化する様子を Fig. 5 に模式的に示した。ステップ I でこの室は 1 kPa に減圧される。低压 Ar (10 kPa) がステップ II において流入し、同時に Ar アークが点灯し銅ルツボ上のチタンインゴットの溶解が始まる。インゴット溶解後に銅ルツボが傾斜することで溶湯が鑄型に落下する (ステップ III)。Fig. 4 で示されているように、溶湯が鑄型円錐状ルツボに達した後 (ステップ IV)，高压 Ar (400 kPa) がこの室に非常に短時間で流入する。その結果、この室の圧力 $F(t)$ は急激に高くなり、その後最高値を維持する (Fig. 5)。高压 Ar が流入すると、室の圧力だけでなく鑄型空洞内の圧力も増加す

Fig. 3 Relationship between pressure difference and time of two-chamber unit.

る。ただし、この鑄型空洞の圧力増加の原因は、多孔質である鑄型壁を通して拡散流入する Ar のためである。興味深い点は、一室型と二室型の両方とも、鑄型壁を通過する Ar が鑄造圧力に大きく影響するが、その移動方向は反対である。

一室型鑄造機の圧力変化を記述する方程式の基本原理は二室型の場合と似ている。すなわち、微小な時間間隔 dt における鑄型空洞の微小な圧力変化は次式のように表される。この式は二室型における式 (9) に相当する。

Fig. 4 One-chamber casting unit shown at the moment the melt drops into the mold; $F(t)$ and $P(t)$ indicate pressure in the chamber and in the cavity, respectively.

Fig. 5 Diagram of casting process in one-chamber casting unit. I: Chamber is evacuated to 1 kPa; II: Ar gas is introduced (10 kPa), and titanium is arc-melted; III: High pressure Ar gas is introduced; IV: Pressure in the chamber increases quickly.

Fig. 6 Relationship between pressure difference and time of one-chamber unit.

$$dP(t) = k\{F(t) - P(t)\} dt \quad (12)$$

ここで k は以前定義した鑄型定数である。微分方程式(12)は「定数変化法」^[21]により解くことができ、一般解は次のようになる。

$$P(t) = \left\{ \int kF(t)e^{kt} dt \right\} e^{-kt} \quad (13)$$

式(13)の結果では鑄型空洞内の最初の圧力(10 kPa)は無視されている。なぜならばこの初期圧力は鑄型空洞と室との両方に作用しており、圧力差を問題とする時には相殺されるためである。式(13)の積分は $F(t)$ が単純な関数の場合に実行可能である。高圧 Ar ガスが流入することによる室の圧力変化⁶⁾を考慮して、その圧力は初期に直線的に増加すると仮定する。つまり、ステップⅣで示すように、装置定数 A を係数として t_1 まで増加し、室空間において最高値に達し、その後は一定値 At_1 を保つ。この仮定を用いると、室内の圧力変化は次のように表すことができる。

$$F(t) = At \quad (0 \leq t \leq t_1) \quad (14a)$$

$$F(t) = At_1 = \text{constant} \quad (t_1 \leq t) \quad (14b)$$

この両式を(13)へ代入し積分を実行すると^[22]、鑄型空洞圧力変化の解が得られる。

$$P(t) = (A/k)(kt - 1 + e^{-kt}) \quad (0 \leq t \leq t_1) \quad (15a)$$

$$P(t) = (A/k)(kt_1 + e^{-kt} - e_1^{k(t-t_1)}) \quad (t_1 \leq t) \quad (15b)$$

この結果、室と鑄型空洞での圧力差、つまり溶湯に作用する正味の圧力(鑄造圧)は次のように表される。

$$F(t) - P(t) = (A/k)(1 - e^{-kt}) \quad (0 \leq t \leq t_1) \quad (16a)$$

$$F(t) - P(t) = (A/k)(e^{kt_1} - 1)e^{-kt} \quad (t_1 \leq t) \quad (16b)$$

この圧力は t_1 で最高圧力に達し、それから指数関数的に減少する。式(16)において係数として現れている (A/k) は k の値によって激しく変化する因子であることは注目すべき重要な点である。

式(16)による時間依存の圧力差変化を Fig. 6 に示した。二室型鑄造機と同じように、 k の値を 1(通気性低い)から 100(通気性高い)まで変えて示している。Fig. 6 では、実験値 $A = 4000 \text{ kPa/s}$ と $t_1 = 0.1 \text{ s}$ を用いた⁶⁾。

3. 考 察

3.1 鑄型定数 k

これまでの取り扱いの中で、基本となっている微分方程式

(9)と(12)において鑄型定数 k を導入している。この定数は $k = k_0 SRT / Vt_d$ と定義され、温度 T においてそれぞれの鑄型に固有の値である。以下において、これまで知られている数値から k を推定し、その妥当性を説明する。

Togaya ら^[11]は通気度 k_T を次のように定義し、板状の鑄型材試料を通過する Ar 量を計り、いろいろな市販鑄型材の通気度を測定した。

$$k_T = (\text{通過した Ar 量}) / (\text{圧力差}) \cdot (\text{試料断面面積}) \cdot (\text{時間}) \quad (17)$$

通過 Ar 量は、室温、大気圧中において一定時間に板状試料を通過するガスの体積として測定されている。ガス量は圧力と体積の積であるため、式(17)の Ar 量には圧力因子が潜在的に含まれている。さらにこの因子は状態方程式 $PV = nRT$ より nRT に等しい。すなわち、 k_T には RT という因子が陰に含まれていることになる。圧力差は cmH_2O という単位で測られているため単位を統一し、 $1 \text{ atm} = 1033 \text{ cmH}_2\text{O}$ より k_T に係数 1033 を乗ずる。さらに、測定時間単位を分から秒にするため k_T を 60 で割る必要がある。つまり、 k_T に 17.2 を乗ずることによって鑄型材の通気度として一般化された定数 k_0 が得られ、この定数は圧力単位に依存しないため、より広い応用が可能である。それらの結果、鑄型因子は次のように通気度測定値 k_T と鑄型の幾何学因子 S/Vt_d により見積もられる。

$$k = k_T \cdot 17.2 \cdot S / Vt_d \quad (18)$$

Ida^[23]によって見積もられた典型的な表面積対体積比(S/V)値はブリッジで 1.3、単純クラウン 2.5、そして全部床で 5 である。これらの値と平均的な鑄型空洞の壁の厚さを考慮し、鑄型の幾何学因子 S/Vt_d として 2 を採用する。Togaya ら^[11]が測定した値を基に k_T を計算すると、それぞれ 0.03 (Selevest CB, Selec 株)、0.22 (Titavest CB, Morita 株)、そして 3 (Titanmold, Ohara 株)である。式(18)を使うと、鑄型定数 k はこれら鑄型材の順序で 1, 8 そして 100 となる。それゆえ鑄造圧の変化を示す Fig. 3 と Fig. 6 では、 k の値として 1 から 100 までに変えて表していることが妥当であることが分かる。

3.2 二室型圧力鑄造機

Fig. 3 によると、すべての圧力差曲線は時間ゼロでゼロであり、その後時間と共に指数関数的に単調増加する。通気性が良くなると圧力差が最終値に達するまでの時間は短くなり、その意味で、 $k=1$ のように通気性の悪い鑄型は二室型鑄造機では不適當である。その一方で、通気性の非常に良い鑄型(この解析での $k=100$)も適しているとはいえない。なぜならば、圧力差の最高値(120 kPa)が高くなれないからである。したがって、実際の溶湯充満時間が 0.2 秒前後であることを考えると、このタイプの鑄造機では中程度の通気性の鑄型、例えば $k=10$ または 30 の使用が推奨される。Togaya^[11]らの実験データによると、業者推奨の鑄型材 Titavest CB は中間的な通気度、 $k_T=0.3$ であり鑄型定数としては $k=10$ に相当する。ここで進めた鑄造圧力という観点の理論解析においても、業者推奨の鑄型材を用いれば、最適に近い鑄造条件の得られることが分かる。

Syverud と Herø⁷⁾ は上室と下室の圧力差を考慮して鋳型通気性を概算し、これと鋳造性(鋳込み割合)を関連させて検討している。この関係を明瞭にするため、上室と下室の圧力をそれぞれ独立して調整できるような試作鋳造機を用いている。上室と下室の圧力の組み合わせとして、通気性の低い鋳型で 53 kPa と 0.1 kPa、通気性高い鋳型で 79 kPa と 20 kPa と設定した。つまり圧力差($P_U - P_L$)を両者ではほぼ等しい条件を選択している。これによって鋳造圧は式(11)の中で最終値は等しく、時間変化を示す指数関数因子にのみ依存することになる。実験の結果、高い通気性の鋳型では鋳造性は完全であったが、低い通気性では不完全鋳造体であったと報告している⁷⁾。彼らの結果はここでの理論解析と一致している。つまり、低い通気性の鋳型の場合、Fig. 3 に示されているように(例えば $k=1$)、鋳造圧は短時間で大きくなれず、いつまでも小さいままのため、溶湯が凝固するまでの期間で十分な圧力差が得られなかったと解釈できる。

3.3 一室型鋳造機

一室型加圧鋳造機の場合、圧力差は鋳型通気性で大きく変わるだけでなく、時間に関しても激しく変化する。それぞれの圧力差曲線は鋳込み開始 0.1 秒後に最大値となる。大量の Ar が室内に流入し圧力が式(14a)と(14b)のように変化するため、この 0.1 秒前後は圧力差の変化にとっても特別な点である。その後、鋳型の外から鋳型空洞へ Ar が拡散流入するため、鋳型空洞の圧力が上昇し、その結果溶湯に作用する圧力差は減少し始める。式(16a)と(16b)によると、時間に依存しない係数は k の値に反比例している。これまでに報告した結果²⁴⁾もこの事実と矛盾していない。その研究においてはメッシュパターンを用い、鋳型通気性と鋳造性などの鋳造欠陥との関連について検討している。通気性の高い鋳型の場合(T-invest, GC 軸: $k_T=1$, $k=30$)不完全鋳造体が得られたが、通気性の低い鋳型(Selevest CB: $k_T=0.03$, $k=1$)では欠陥の全く無い完全な鋳造体が得られている。すなわち、高い通気性の鋳型材を用いると、鋳造圧は大きくなることができず、その結果鋳造圧が不足し不完全鋳造体となる。この現象は複雑な形状において特に顕著である。つまり、一室型は二室型の場合よりも鋳型通気性の影響が顕著に現れる。

当然なことではあるが、高い通気性の鋳型材を使う場合、鋳型の直径を大きくするような特別な工夫をしないと健全な鋳造体を得られない。2つの研究者グループが鋳型の直径を通常の2倍、3倍とした時の鋳込み率の実験を行っている^{8,10)}。両方の実験結果とも、鋳型直径が大きくなればなるほど鋳込み率は増加している。彼らの結果はここでの理論解析を実証していることになる。なぜならば、鋳型としての通気度は式(18)で示されるように鋳型壁の厚さ t_d と反比例の関係にあり、それぞれ 1/2, 1/3 と小さくなるからである。

4. 結 論

この研究において、二室型と一室型チタン鋳造機の鋳造圧の変化を表す微分方程式を数学的に理論解析した。チタン鋳造成功のため必要な鋳造圧に関し、鋳型材の材質、鋳型のサ

イズ、ワックスパターンの埋没位置などの鋳型因子は、大きな影響を及ぼしている。二室型チタン鋳造機の場合、圧力差が最大値となるまでの時間は高い鋳型通気性のときに短くなる。その一方、一室型鋳造機においては大きな圧力差が得られるのは低い鋳型通気性の場合である。これらの点を考慮すると、鋳型材材質や鋳型の大きさ(鋳造リングのサイズ)、およびワックスパターンの埋没位置など、鋳型通気性に影響を及ぼすさまざまな因子に細心の注意を払うべきである。ここで述べたように、鋳造の理論的検討と通気性のデータを結びつけることによって、それぞれの圧力鋳造機の特性を最大限に生かすような鋳型を作製することができ、それぞれの鋳造機の特徴を生かして使用することができる。

この研究の一部は NIH/NIDCR DE11787 の補助を受けて行われた。ここに感謝したい。

文 献

- 1) S. Canay, N. Hersek, A. Culha and S. Bilgic: J. Oral Rehabil **25** (1998) 759-764.
- 2) T. Okabe, C. Ohkubo, I. Watanabe, O. Okuno and Y. Takada: Journal of Metals **50** (1998) 24-29.
- 3) H. Herø, M. Syverud and M. Waarli M: Dent. Mater. **9** (1993) 15-18.
- 4) H. S. Al-Mesmar, S. M. Morgano and L. E. Mark: J Prosthet Dent **82** (1999) 15-21.
- 5) K. Watanabe, S. Okawa, O. Miyakawa, S. Nakano, H. Honma, N. Shiokawa and M. Kobayashi: J. Jpn. Dent. Mater. **12** (1993) 496-505.
- 6) S. Okawa, K. Watanabe, M. Kanatani, S. Nakano and O. Miyakawa: J. Jpn. Dent. Mater. **19** (2000) 108-114.
- 7) M. Syverud and H. Herø H: Dent. Mater. **11** (1995) 14-18.
- 8) Y. Inoue: J. Jpn. Dent. Mater. **14** (1995) 302-312.
- 9) I. Watanabe, J.H. Watkins, H. Nakajima, M. Atsuta and T. Okabe: J. Dent. Res. **76** (1997) 773-779.
- 10) T. Yoneda and A. Kuroiwa: J. Jpn. Dent. Mater. **18** (1999) 79-88.
- 11) T. Togaya, S. Tsutsumi, Y. Tani, Y. Yabugami, H. Hiroshima, S. Iwaki, S. Ohyagi and S. Shimakawa: Proc., 7th Dental Titanium Conference, (Society for Titanium in Dentistry) pp. 11-12.
- 12) E. Yasuda, A. Kuroiwa, T. Yoneda, A. Ogata, Y. Igarasi, K. Wada and H. Hashimoto: Proc., 7th Dental Titanium Conference, (Society for Titanium in Dentistry) pp. 13-14.
- 13) F. M. White: Fluid Mechanics. 2nd ed., (McGraw-Hill, New York, 1986) pp. 147-150.
- 14) A. G. Guy: Introduction to Materials Science, International Student Edition, (McGraw-Hill Kogakusha, Ltd., Tokyo, 1972) pp. 248-251.
- 15) P. W. Atkins: Physical Chemistry, 5th ed., (Oxford Univ. Press, Oxford, 1995) pp. 28-29.
- 16) D. R. Lide, editor-in-chief: Handbook of Chemistry and Physics, 76th ed., (CRC Press, New York, 1996), section 6, p. 24.
- 17) D. R. Lide, editor-in-chief: Handbook of Chemistry and Physics, 76th ed., (CRC Press, New York, 1996), section 12, p. 173.
- 18) K. Watanabe, S. Okawa, O. Miyakawa, S. Nakano, N. Shiokawa and M. Kobayashi: J. Jpn. Dent. Mater. **10** (1991) 77-96.
- 19) Operation instruction manual No. 1, Cyclic casting system, (for cast titanium frameworks). (J. Morita Co, Kyoto, Japan) pp. 8-9.
- 20) K. Watanabe, S. Okawa, M. Kanatani, T. Okabe and O. Miyakawa: J. Jpn. Dent. Mater. **18** (Spec. Iss.) 34, (1999), #212.
- 21) A. J. Washington: Basic Technical Mathematics with Calculus. 7th ed., (Addison Wesley Longman Inc., Boston, 1999) pp. 895-896.
- 22) A. J. Washington: Basic Technical Mathematics with Calculus. 7th ed., (Addison Wesley Longman Inc., Boston, 1999) pp. 832-833.
- 23) K. Ida: Guidebook to Dental Casting (Shika tyuzou no hanashi), 1st ed., (Quintessence Co., Tokyo, 1987) pp. 177-180.

- 24) K. Watanabe, S. Okawa, M. Kanatani, S. Nakano, O. Miyakawa and M. Kobayashi: J. Jpn. Dent. Mater. **14**(1995) 668-676.

Appendix

A	一室型鑄造機装置定数, $\text{Pa} \cdot \text{t}^{-1}$
A_1, A_2	鑄型円錐ルツボ上での溶湯上面と下面, m^2
C, C_1, C_2	積分定数
$F(t)$	一室型鑄造機室内圧力, Pa
g	重力加速度定数, $\text{m} \cdot \text{t}^{-2}$
h_1, h_2	鑄型円錐ルツボ上の溶湯高さ, m
k	鑄型定数(通気度, 鑄型サイズ, 温度含む), t^{-1}
k_0	鑄型材通気度, $\text{m}^2 \cdot \text{t}^{-1}$
k_T	Togaya が報告した鑄型材通気度, $\text{m}^2 \cdot \text{Pa}^{-1} \cdot \text{t}^{-1}$
n	系のガス量, mole

P	温度 T における系の圧力, Pa
P_1, P_2	鑄型円錐ルツボ上の溶湯上面と下面の圧力, Pa
P_L	二室型鑄造機下室の圧力, Pa
P_U	二室型鑄造機上室の圧力, Pa
$P(t)$	鑄型空洞の圧力, Pa
R	気体定数, $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
S	鑄型空洞正味表面, m^2
t	圧力開始時間, t
t_d	鑄型空洞周囲の鑄型平均厚さ, m
t_1	一室加圧型鑄造機の最高圧力到達時間, t
v_1, v_2	鑄型円錐ルツボでの上部および下部溶湯流速, $\text{m} \cdot \text{t}^{-1}$
V	鑄型空洞体積, m^3
ρ	チタン溶湯密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$