

〔原著〕 松本歯学 4 : 138~149, 1978

精密鑄造に関する研究

その8. 有限要素法による鑄型の熱変形の解析

永沢 栄, 伊藤充雄, 中西哲生
市川明彦, 高橋重雄

松本歯科大学 歯科理工学教室 (主任 高橋重雄 教授)

Studies on the Accuracy of the Castings
Part 8. On the analysis of the thermal deformation
of the mold by means of the finite element method

SAKAE NAGASAWA, MICHIO ITO, AKIO NAKANISHI,
AKIHIKO ICHIKAWA and SHIGEO TAKAHASHI

Department of Dental Technology, Matsumoto Dental College
(Chief: Prof. S. Takahashi)

Summary

Thermal deformation of the mold was studied by means of the finite element method. The mold was prepared with phosphate or gypsum bonded investments, lined with a sheet of silica-alumina fiber or asbestos ribbon. Results were follows;

1. Mold lined with a sheet of silica-alumina fiber, was expanded without deformation. This result obtained from any kinds of investments and any variations of the mold form.
2. Mold prepared with phosphate bonded investment, was expanded similarly to its original form during heat.
3. Full crown type mold, prepared with gypsum bonded investment and lined with asbestos ribbon, was deformed by heating. In this mold, the inside part of the occusal surface was spread out more than the inside marginal part. The outside was shrinked by thermal expanding pressure with cocave deformation.
4. Bridge type mold, prepared with gypsum bonded investment and lined with asbestos ribbon, was deformed by heating. The mold of the dummy was not changed through thermal expansion. But the inside diameter of the crown was enlarged. The inside marginal wall of the crown neighbored to the dummy was expanded smaller than the inside occulusal wall, but the oposite wall was expanded similarly.

緒 言

近年における歯科精密鑄造の問題点は、鑄造体の変形をコントロールすることである。精密な印象によって、精度の高い、ろう原型が調製されたとしても、金属の鑄造収縮によって、鑄造体は大きな影響を受け、ろう型と相似な鑄造体を作製することは極めて困難である。

この様な問題を解決するために、埋没材の熱膨張、硬化時膨張、ろう型の埋没材硬化時における変形、鑄造体の適合度、金属の鑄造収縮率等、多くの研究、実験がなされ、基礎的な多くのデータが集積されている。

その結果、鑄造体の変形は、埋没材の硬化時変形、加熱時変形、金属の鑄造収縮が大きな要因となる事が明白となっている。¹⁾この内、埋没材の硬化時膨張については、大野等^{2) 3) 4)}によって詳細な研究が行なわれており、かつヒズミゲージを用いたリング内ろう型の直接測定⁵⁾によって裏付けられ、一定の条件下においてはその変形を極めて少ないものにすることが可能である。しかしながら、埋没材の熱膨張については、データの多くが埋没材の自由な、線膨張を測定^{6) 7)}したものであったり、リング内埋没材の線膨張を測定⁸⁾したものであり、鑄型の熱変形については、その測定が困難なため行なわれていない。また鑄造体の適合度の実験^{1) 9) 10)}によって、各要因がどの程度鑄造体に影響をおよぼすか明らかとなっている。しかしこれらの実験は、金型に対する鑄造体の浮き上がり測定したもので、鑄造体のどの部分がどの様に変形されたために、不適合になったかは解析されていない。鑄造収縮についても、金属の収縮率は多くの実験¹¹⁾によって得られているが、実際の鑄造体の各部分にそれがどの様に表われて来るかは、十分に解明されていない。鑄造体は、金属の凝固速度の部分差によって、熔融金属の移動がおり、見かけ上の凝固収縮率、すなわち鑄造収縮率に部分差が生じると考えられる^{12) 13)}。鑄造体の変形量に対しては、西岡¹⁴⁾によって、定量的測定結果が報告されているのが唯一と思われ、その集積はまことに不十分と云える。

著者等は、この様な精密鑄造理論の欠落点を補うために、鑄型各部の加熱時変形を定量的に把握するべく、有限要素法によって、数値

解析を行い多くの知見を得たので、ここに報告する。

解析方法ならびに基本データ

有限要素法は、1956年 Turner¹⁵⁾等によって構造力学の分野に導入され、その後汎用性が高い等の理由から、大型計算機の発達と共に急速に発達して来たものである。歯科への応用および基礎概念等については、宮川、Turner、日本材料学会、信原^{16) 17) 18) 19)}、らによって紹介されている。

力学系において応力-ひずみ関係式は、応力マトリックス $[\sigma]$ 、応力ひずみマトリックス $[D]$ 、ひずみマトリックス $[\epsilon]$ を用いて、 $[\sigma] = [D][\epsilon]$ ……① と表わされる。ひずみ-変位の関係式は、ひずみマトリックス $[\epsilon]$ 、ひずみ変位マトリックス $[B]$ 、変位マトリックス $[d]$ を用いて、 $[\epsilon] = [B][d]$ ……② と表わされる。力-変位の関係式は、力マトリックス $[F]$ 、剛性マトリックス $[K]$ 、変位マトリックス $[d]$ を用いて、 $[F] = [K][d]$ ……③ と表わされる。本解析においては、要素として一定ひずみ三角形要素（四角形要素は三角形要素より合成）を用いたため、ひずみ変位マトリックスは、三角型要素の3節点を i, j, k 、面積を Δ とすると、各要素に対して、

$$[B] = \frac{1}{2\Delta} \begin{bmatrix} y_i - y_k & 0 & y_k - y_j & 0 & y_j - y_i & 0 \\ 0 & x_k - x_i & 0 & x_i - x_k & 0 & x_j - x_i \\ x_k - x_j & y_i - y_k & x_i - x_k & y_k - y_j & x_j - x_i & y_i - y_j \end{bmatrix} \dots\dots ④$$

と表わされ、応力ひずみマトリックスは、

$$[D] = \frac{E}{1 - \nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & (1 - \nu)^{1/2} \end{bmatrix} \dots\dots ⑤$$

と表わされる。ただし、 E は材料のヤング率、 ν はポアソン比である。剛性マトリックスは、板厚 t を用いて、 $[K] = \Delta t [B]^T [D] [B]$ と表わされる。温度変化によるひずみをリニヤーであるとして、

$$[\epsilon_0] = \begin{bmatrix} \alpha T \\ \alpha T \\ 0 \end{bmatrix}$$

と仮定する。 α は線膨張係数、 T は温度上昇量である。この様になると温度変化による要素節点力は、式②、③より、 $[F_{xi} F_{yi} F_{xj} F_{yj} F_{xk} F_{yk}] T = \Delta t [B] T [D] [\epsilon_0]$ の様に表わされ、これらの式を使って系全体の方程式を解き、各節点の変位を計算する事が可能となる。

解析に先だち、必要な基本データの実験および仮定、モデルの要素分割を行った。

まず、解析する材料については、多くの実験がなされ、比較的確実なデータの出されているものを選択した。埋没材は、石こう系クリストパライト埋没材 (GC社製) (略号GCとする) と、リン酸塩系セラミゴールド埋没材 (ウィップミックス社製) (略号PCとする) を、各々の標準混液比、

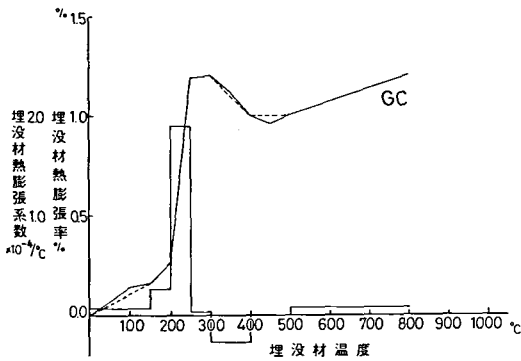


図1：GCクリストパライトの熱膨張率(%)及び熱膨張係数($\times 10^{-4}/^{\circ}\text{C}$)

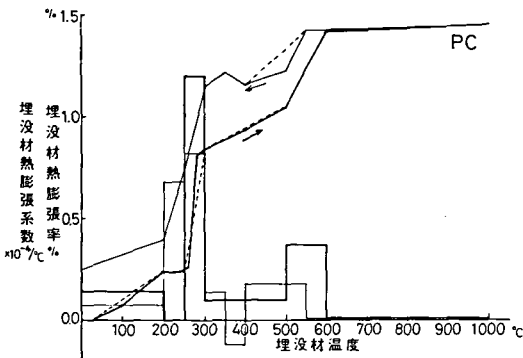


図2：セラミゴールド埋没材の熱膨張率(%)及び熱膨張係数($\times 10^{-4}/^{\circ}\text{C}$)

$\ell/P = 0.36$ および 0.16 で練和した。鑄型は、フルクラウン鑄型と3歯ブリッジの2種類とした。緩衝材は、従来より使用されて来たアスベストリボン (図中Aと略す) と、シリカーアルミナ繊維の緩衝材カオウル (図中SAと略す) を、厚さ 1 mm でリングに内張したものとした。解析は、鑄型温度 $0^{\circ}\text{C} \sim 800^{\circ}\text{C}$ の間について行なった。この様な条件の下において、解析に必要な各データの決定と各種の仮定を行なった。

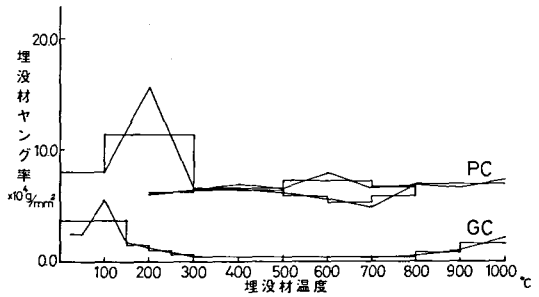


図3：各温度における、埋没材のヤング率。

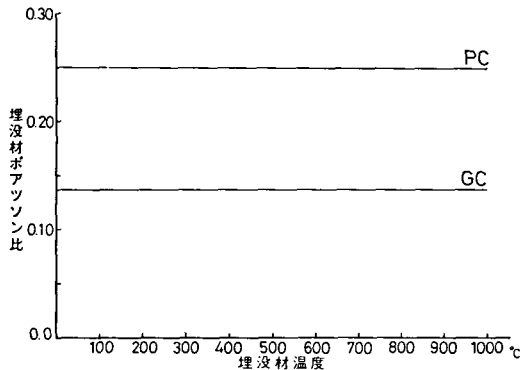


図4：各温度における、埋没材のポアソン比。

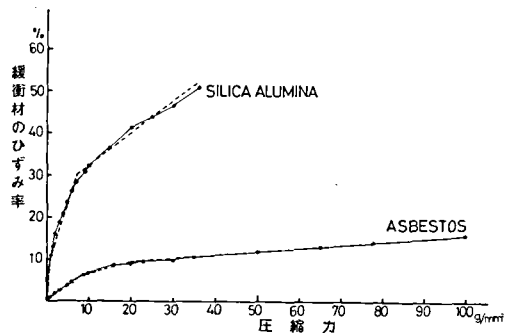


図5：各緩衝材の緩衝能力。

埋没材の熱膨張率は、既に報告されている測定値^{6) 20)}と、確認実験を行って決定した。熱膨張曲線は、ある温度区間の膨張係数が一定であるとして、図1、図2に示す様にした。

埋没材のヤング率は、埋没材試料を各温度まで電気炉中で加熱した後取り出し、保温装置を付けた島津社製 I S 5000 オートグラフによって圧縮試験を行なって得た。これも解析上の理由から、一定の温度区間に分割し、図3の様に定めた。

埋没材のポアソン比は、高温における測定が困難なため、前記オートグラフとヒズミゲージにより室温において測定し、図4の様に全温度を通じて一定とした。

埋没材各部分の温度差は鋳型が十分ゆっくり加熱されるものと考え、無いと仮定した。

緩衝材の緩衝能力については、埋没材硬化時に、すでに10%圧縮²¹⁾されているとして、10~30%の値を図5の破線で示した様に近似して用いた。

鋳造リングは、高さ、内径共に40mmとし、解析に当っては、鋳型がリング中心線に対して軸対称であるとして、左半分のみを厚さ0.5mmの平板におきかえた。図6、7に要素分割図を示す。この図において、リングは熱膨張をしないものとし、緩衝材はリングに固定され、図5より求めたパネ定数を持つパネにおきかえた。またスプルー部に

対しては、最初図8の様にフリーとしたが、解析結果より、より近似を良くするために、外径2mm、厚さ0.5mmの埋没材管に相当するパネに置きかえた。この修正はスプルー部をも平板近似することにより生ずる無理を、修正したものである。

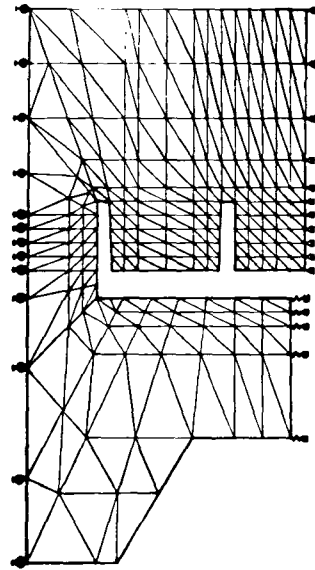


図7：ブリッジ鋳型の要素分割図。(スプルー部修正あり。)

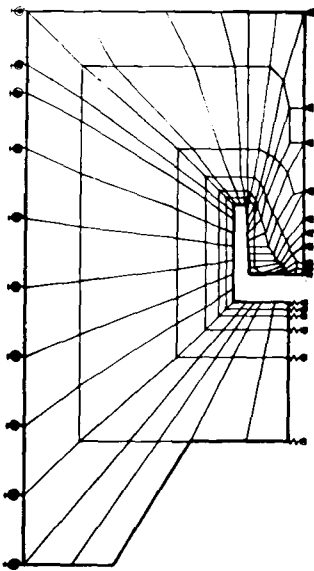


図6：フルクラウン鋳型の要素分割図。(スプルー部修正あり。)

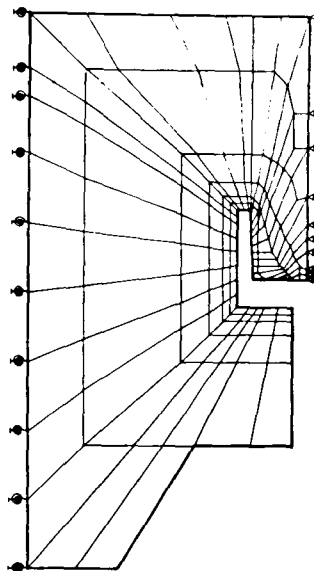


図8：フルクラウン鋳型の要素分割図。(スプルー部修正なし。)

表1に解析を行った各条件を、図9に各部分の寸法を示した。解析は各温度区分ごとに行ない、各温度における変形結果を次の温度区分の初期値として用いた。

表1：解 析 条 件

埋 没 材	鑄 型	緩 衝 材	鑄 型 温 度	備 考
G C クリストパライト (W/P=0.36)	フルクラウン	アスベスト 1mm	0℃～800℃	スブルー部修正有り
				〃 なし
	3 歯ブリッジ	シリカ、アルミナ 1mm		スブルー部修正有り
				〃 なし
		アスベスト		〃 有り
		シリカ、アルミナ		〃 なし
W M セラミゴールド (W/P=0.16)	フルクラウン	アスベスト	0℃～800℃	スブルー部修正有り
		シリカ、アルミナ		
	3 歯ブリッジ	アスベスト		
		シリカアルミナ		

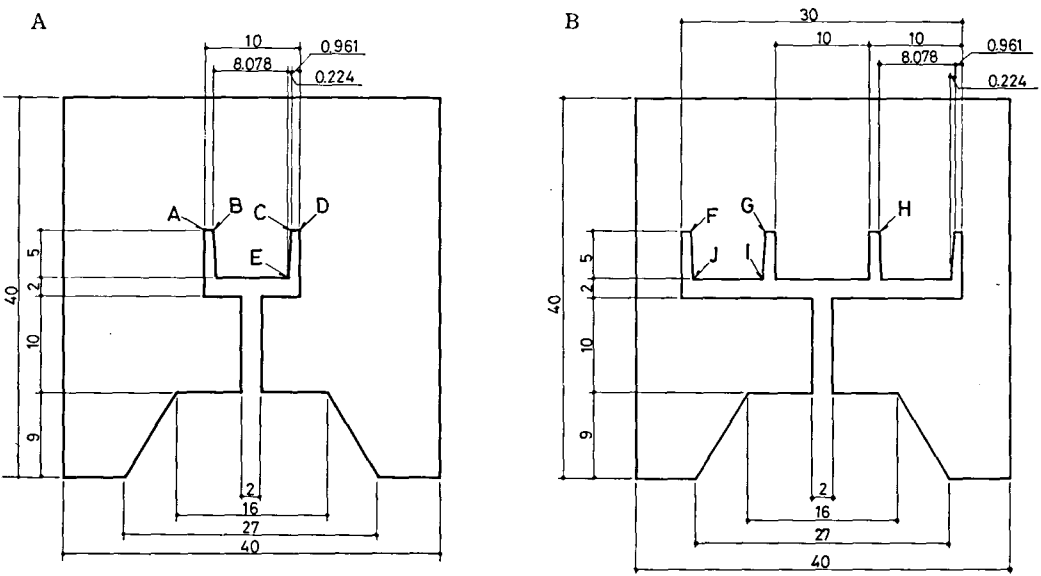


図9：鑄型模型の寸法。A：フルクラウン鑄型。B：ブリッジ鑄型。

解析結果

スプルー線部をフリーとしたモデルについて、
 鋳型温度 800 °C, 石こう系クリストバライト埋没材,
 緩衝材アスベストの解析結果を図 10 に示す。
 なお図に示した変形量は、鋳型寸法の 10 倍に拡大
 してある。この図は、スプルー部に異常に大きな
 変形が生じている。これは本来無限小の厚さとな
 るべきリング中心部に、厚さ 0.5 mm の平板モデル
 を適用したために生じたもので、以後の解析に
 当っては、前記の様に改めて行なっている。

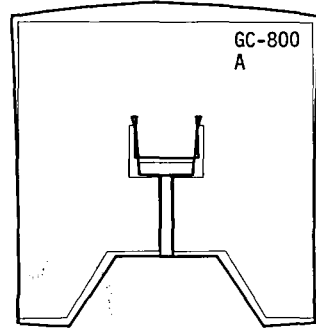


図10：フルクラウン鋳型の寸法変化。(スプルー部修正なし。)

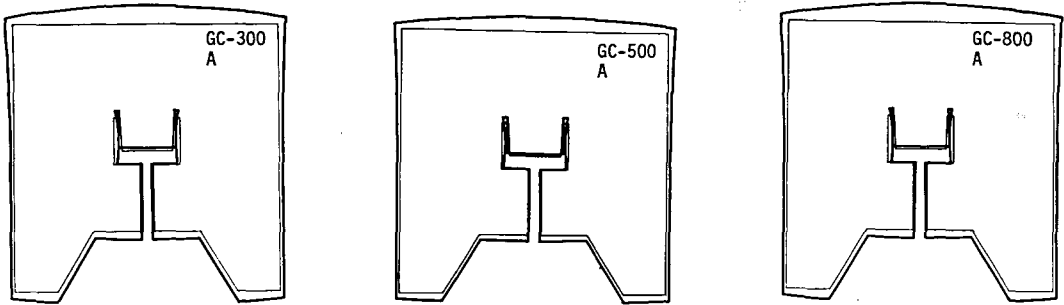


図11：フルクラウン鋳型の寸法変化。埋没材GCクリストバライト，緩衝材アスベスト。

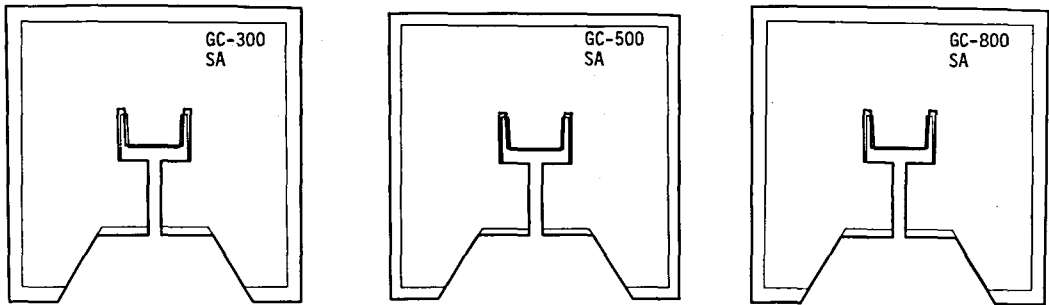


図12：フルクラウン鋳型の寸法変化。埋没材GCクリストバライト，緩衝材カオウル。

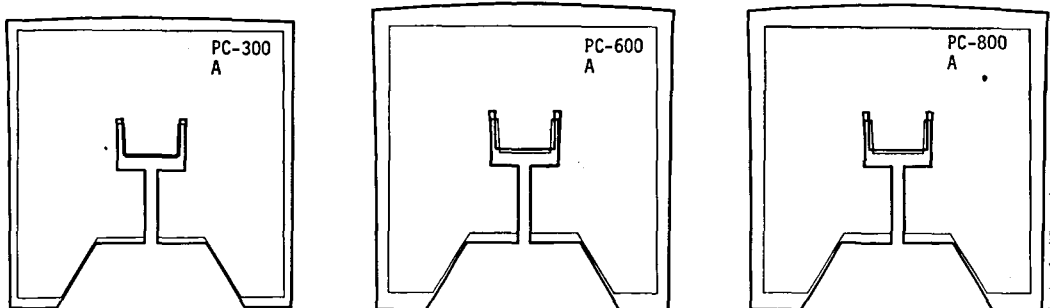


図13：フルクラウン鋳型の寸法変化。埋没材，ウィップミックス，セラミゴールド。緩衝材アスベスト。

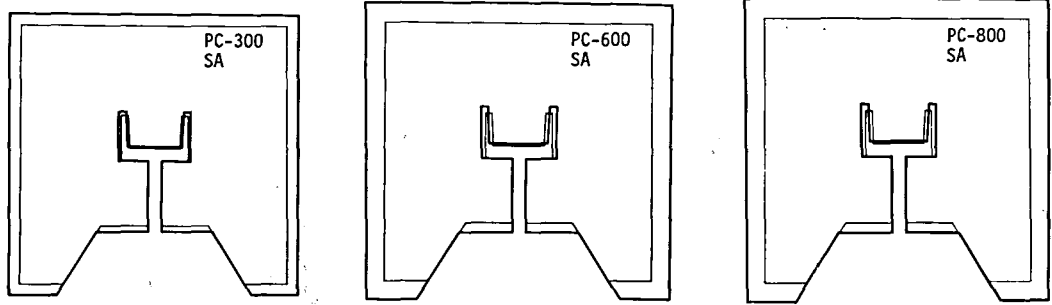


図14：フルクラウン鑄型の寸法変化。埋没材，ウィップミックス，セラミゴールド。緩衝材，カオウール。

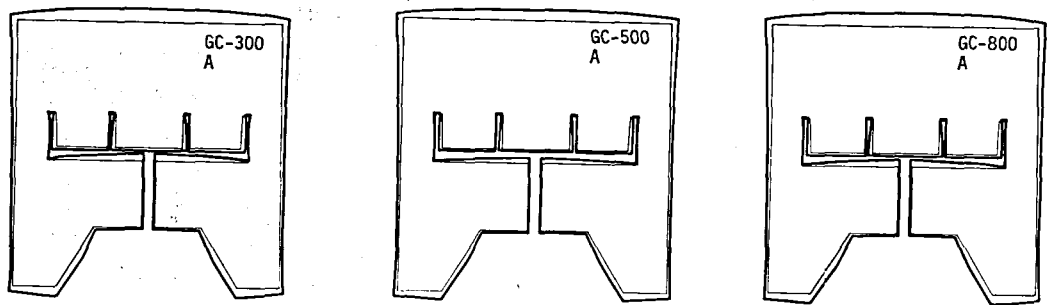


図15：ブリッジ鑄型の寸法変化。埋没材GCクリストバライト，緩衝材アスベスト。

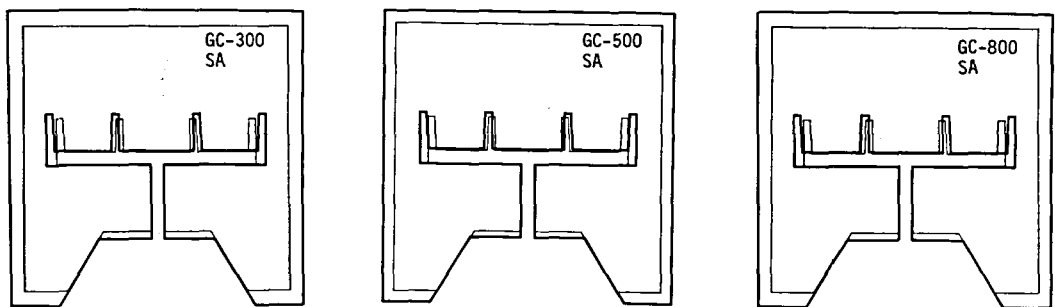


図16：ブリッジ鑄型の寸法変化。埋没材GCクリストバライト，緩衝材カオウール。

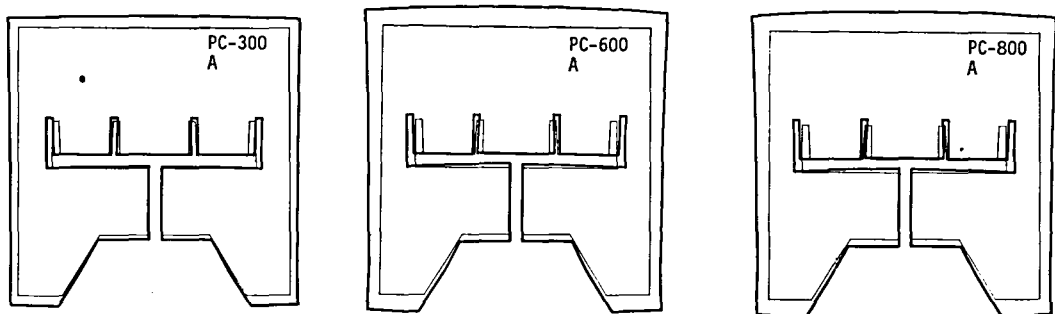


図17：ブリッジ鑄型の寸法変化。埋没材ウィップミックス，セラミゴールド。緩衝材アスベスト。

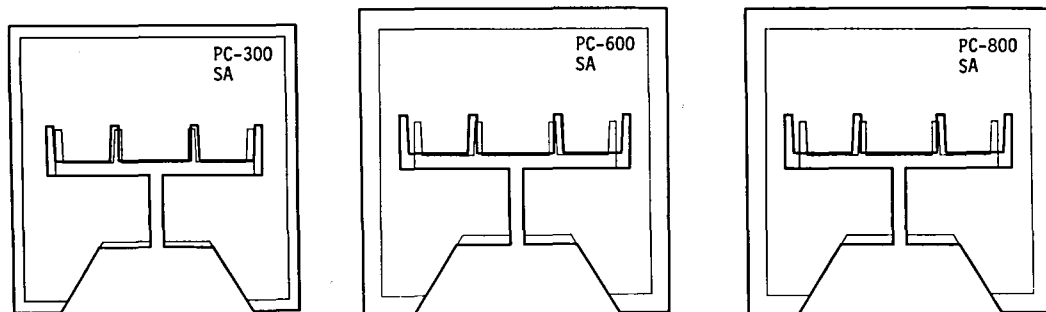


図18：ブリッジ鑄型の寸法変化。埋没材ウイブミックス，セラミゴールド。緩衝材カオウール。

フルクラウン鑄型において、石こう系クリストパライト埋没材、アスベスト緩衝材を使用したモデルの各温度における変形を図11に示す。鑄型温度は図中の右上に℃単位で示してある。鑄型は300℃において埋没材の急激な膨張により、大きな変形が表われる。この変形は支台歯部内側を湾曲的に拡大し、外側部、咬合面部を凹状に湾曲させている。500℃においては、熱膨張係数はマイナスに転じるため、鑄型の膨張変化は300℃におけるものより減少している。800℃においては、膨張は300℃と比較しわずかながら減少しているが、変形は増大している。

同条件で、緩衝材のみシリカーアルミナ繊維使用としたモデルに対する結果を図12に示す。200℃においては、鑄型の変化は見られず、300℃においては、大きな膨張が見られるが、アスベスト緩衝材使用モデルと比較し、咬合面部肉厚をのぞいて、原型と相似的となっている。800℃においても鑄型の相似性はうしなわれていない。

埋没材に、リン酸系埋没材、緩衝材にアスベストを用いた場合の解析結果を図13に示す。300℃においても埋没材の急激な変化は見られない。しかしながら、すでに外側壁部の凹状変形が表われている。800℃においてはさらに明らかな変形となっている。石こう系クリストパライト埋没材モデルと比べ、埋没材強度、熱膨張曲線のちがいに、各温度における変化量に差が生じており、鑄型は原型に対し相似性が増大した。

同一条件下で、緩衝材にシリカーアルミナ繊維を使用したモデルに対する結果を図14に示す。温度による変化は、アスベスト緩衝材使用モデルと同様であるが、全温度を通じ、原型と鑄型との相

似性が良く保たれている。

図15はブリッジ鑄型の解析結果である。この鑄型は、石こう系クリストパライト埋没材、緩衝材にアスベストを使用したモデルである。300℃において、咬合面部及び外側の変化は著明になり、ダミー歯部の肉厚は大きく減少している。この様に大きな弧状変形にもかかわらず、ブリッジ装着時に最も問題となる内側支台歯部間の距離には、ほとんど変化が見られず、クラウン部内側は膨張している。これは800℃に加熱しても300℃とほぼ同じ変化が見られる。

シリカーアルミナ繊維緩衝材使用モデルについての結果を図16に示す。300℃、800℃と高温になるにしたがい、鑄型には原型と相似的な膨張変化が大きく表われて来る。しかしながら、咬合面部の肉厚はほぼ変化せず、最重要点の支台間距離は大きくなっている。外側クラウン部も膨張がいちじるしい。

同様に、リン酸系埋没材、アスベスト緩衝材使用モデルに対する解析結果を図17に示す。膨張および変形の傾向は、温度と共に増大し、咬合面部、クラウン部外側に弧状変形が見られる。このモデルにおいても支台歯間の距離は増大している。

シリカーアルミナ繊維緩衝材使用モデルの解析結果を図18に示す。温度の上昇と共に鑄型は原型に相似な膨張を行っている。このモデルにおいても、石こう系クリストパライト埋没材使用モデルと同様に、咬合面部肉厚はほとんど変わらず、最重要点である支台歯部内側間距離、およびクラウン部の膨張、増大がよりいっそう顕著である。

以上の図の様に、埋没材鑄型は長谷川²²⁾が指摘したごとく、熱膨張によって原型に対して大きな

変形を示す。これは埋没材の膨張がリングによって抑制されるために生じるものであり、埋没条件によっては、加熱時に鑄型の一部に収縮が生ずることは注意を要する。

考 察

有限要素法を用いた解析は、各材料の特性値およびモデルの妥当性が問題となる。最も重要と思われる埋没材の特性値は、前記の様に決定した。しかし、各温度におけるポアソン比の測定は行なえず、室温における値を全温度に用いざるをえなかった。ヤング率についても、測定中にある程

度、試料温度の低下が考えられ、近似値とした。リングと緩衝材、緩衝材と埋没材間にスベリが生じないとする仮定は、解析上の理由と、この様な実験がなされていないため取り入れざるをえなかった。リングが熱膨張をおこさないとの仮定は、現実に対し不適当であるが、プログラム上の理由により取り入れた。これはプログラム変更により、熱膨張がおこる場合も解析できるようにしたが、とくに影響はないと考える。緩衝材についても、高温の特性値が測定されておらず、室温におけるバネ定数をもつバネにおきかえた。

図19は、石こう系クリストバライト埋没材、緩

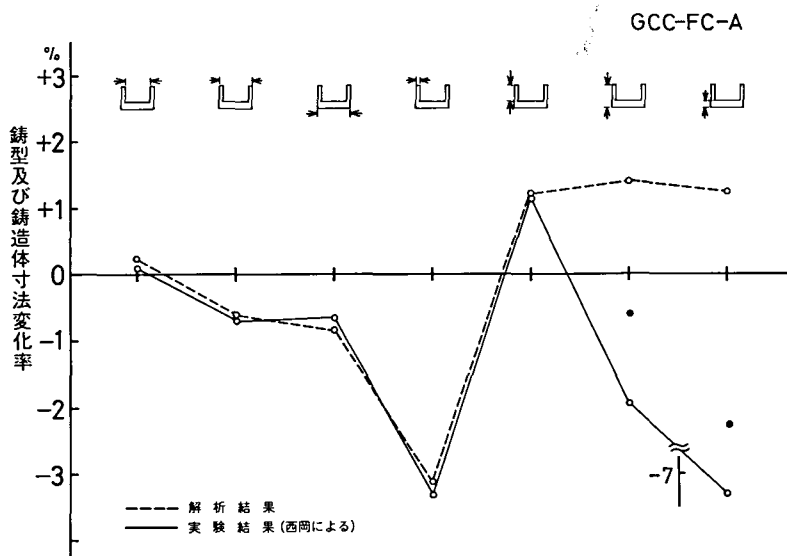


図19：解析結果と実験結果との比較。

衝材アスベスト使用時におけるフルクラウン鑄型、温度 800 °C の解析結果と西岡¹⁴⁾の実験結果との比較を示す。なお実験結果は、本解析とリングの大きさ、原型の大きさ等にちがいが有るため、同氏のデータにより、本解析と同寸法の実験値を算出したものである。図示したごとく、解析結果と実験値は咬合面部をのぞいて極めて良く一致している。本来、解析結果と実験値は、金属の凝固収縮と室温までの熱収縮を考慮した時、はじめて一致するはずである。この点に関しては以下の様に考える。

まず金属の室温までの熱収縮についてであるが、本解析は前記の様にリングが熱膨張をおこさない等の仮定を導入している。このためステンレ

スリング使用時における、鑄型変化より小さな鑄型の変化となった。また、埋没材の硬化時膨張がこの鑄型寸法に対し、0.06%⁵⁾程度生じている。この両者の合計がちょうど鑄造体の熱収縮をおぎない、咬合面部寸法をのぞいて、西岡による K メタル鑄造体と同寸法になった。次に金属の凝固収縮については、流入した金属の凝固が鑄型内全体に、同時にはおこらないと考えられる。¹²⁾¹³⁾そこで最も熔融金属の温度がひくくなる歯頸部より凝固がおこるとすれば、²³⁾²⁴⁾この時縦方向の G が働いている（西岡の実験は遠心鑄造により行なわれている。）ことを考慮して、全体の凝固収縮が咬合面部のみに集中した²⁵⁾と考えられる。このことは、すでにスキナー等が指摘している²⁶⁾。この考え

を導入すると、解析結果の鑄型に鑄込まれた鑄造体寸法は、図中の黒丸で示した値となり、実験誤差の範囲に十分はいるものである。

この様な理由により、本解析で得られた結果は、フルクラウン鑄型において、鑄造金属にKメタルを使用し、鑄型温度700℃に遠心鑄造機を使って鑄込んだ場合の鑄造体と咬合面部をのぞいて同一なものとなる。しかし、これは、今後より精密な検討を要するところである。

鑄型の熱膨張による変化が原型と相似的にならないと言う指摘は、すでに長谷川²²⁾によって行なわれているが、本解析において定量的に明らかになった。フルクラウン鑄造体において最も重要である歯頸部内側と外側の各温度における鑄型寸法の変化率を、石こう系およびリン酸塩系の、2つの埋没材を使用した場合について、図20、21に示す。図中B-C等は図9の鑄型部位を示す。一点鎖線は埋没材の熱膨張、点線はシリカーアルミナ繊維緩衝材使用の場合、実線はアスベスト緩衝材

使用の場合、黒丸は鑄型歯頸部内側、白丸は同外側である。埋没材の熱膨張は、シリカーアルミナ緩衝材を使用した場合は、原型と相似的行なわれる。しかしアスベスト緩衝材を使用し、石こう系クリストバライト埋没材の鑄型においては、歯頸部内側と外側で、変形の傾向が逆転している。また、緩衝材アスベストにおいて、2種の埋没材に対し、250℃～800℃および600℃～800℃加熱時に、歯頸部内側の膨張値にはほとんど変化が見られない。この結果により、鑄造体適合試験において、鑄型温度による影響に有意差が表われない¹⁾と云う結果も理解できる。

ブリッジ鑄造体について、適合性に影響の大きいと考えられる、支台歯部内側間距離およびクラウン歯頸部の変化は、図22、23に示す。ブリッジの適合性には、2つの因子が影響している。一つは支台に適合するフルクラウンを作製することであり、その2は、2つの支台歯の間の適合ができることである。前者は大きくなれば適合するが、

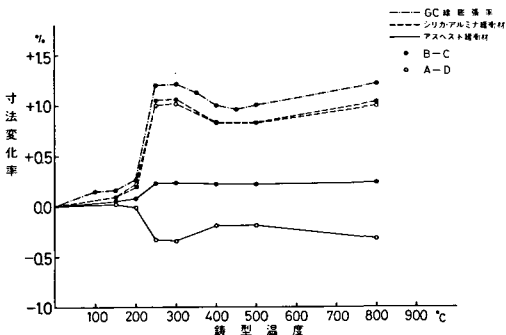


図20：石こう系埋没材鑄型におけるフルクラウン歯頸部、内、外側径の寸法変化。

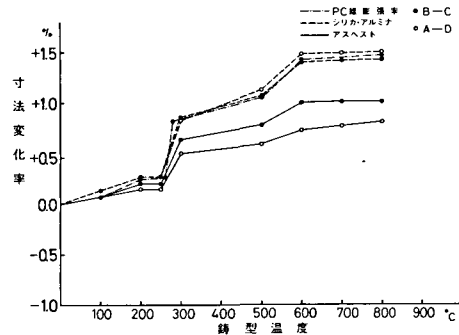


図21：リン酸塩系埋没材鑄型におけるフルクラウン歯頸部、内、外側径の寸法変化。

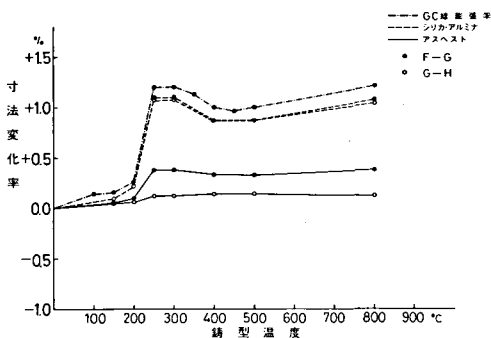


図22：ブリッジ鑄型における、ダミー側内側及び、近遠心側の寸法変化。

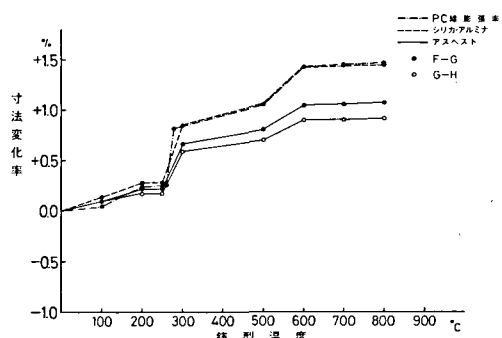


図23：ブリッジ鑄型における、ダミー側内側及び、近遠心側の寸法変化。

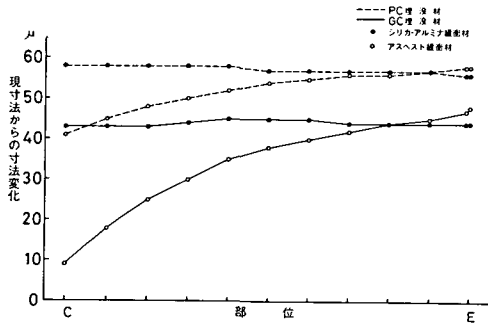


図24：クラウン鑄型において、歯頸部より、咬合面部にいたる、内側壁の原寸法からの変位。

後者は大きくなっても小さくなくても不適合になる。図 22, 23 はそれぞれの埋没材鑄型における結果で、アスベスト緩衝材使用の場合、クラウン歯頸部の変化と比較し、支台歯部内側間距離の方が、0.1%~0.3%と小さくなっている。しかしシリカーアルミナ緩衝材使用においては、両部位共まったく同じ膨張をしている。アスベスト緩衝材使用時におけるこの様な差は、ブリッジ鑄造体の適合に好都合なものとなっている。しかしより鑄造収縮が大きな金属鑄造体の適合に対しては、シリカーアルミナ緩衝材の使用がより好適である。

図 24, 25 はフルクラウンおよびブリッジのクラウン内側壁における、原寸法からの変位をまとめたものである。横軸は歯頸部から咬合面内側部にいたる 5 mm を 1 mm 間隔で示している。シリカーアルミナ緩衝材では、直線的に変位しており、変形はみられない。しかし、アスベスト緩衝材では歯頸部の変化がみとめられ、とくに石こう系クリストバライト埋没材でその傾向が大きい。フルクラウン鑄型において、歯頸部は約 40 μ 咬合面内側部より膨張が小さい。ブリッジ鑄型においては、同様に約 30 μ 少なくなっている。

以上の解析結果をまとめると、緩衝材にシリカーアルミナ繊維を使用した場合には、埋没材の加熱膨張は抑制をうけず、鑄型の変型はみられない。しかし、アスベスト緩衝材では膨張の抑制をうけ、鑄型が変型する。

本報告における有限要素法の解析は、鑄型の作製条件と加熱変化について行なったものであるが、鑄造体との比較は、合金の凝固時の変化および、凝固時から室温までの冷却過程について検討

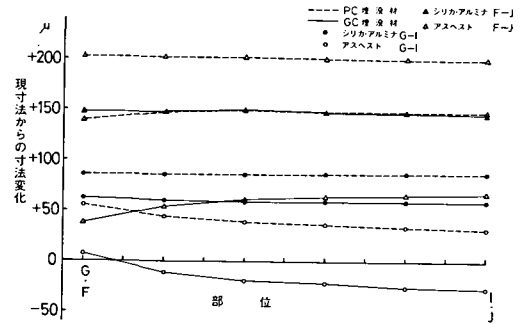


図25：ブリッジ鑄型において、歯頸部より咬合面部にいたる、ダミー側及び近遠心側の内側壁の原寸法からの変位。

する必要がある。これらの問題については、金属の凝固過程における物性が解明された後に行ないたい。

結 論

埋没材鑄型の熱変形解析を 2 次元有限要素法により行なった結果、以下の結論をえた。

1. 緩衝材にシリカーアルミナシートを使用した場合、鑄型の形態、埋没材の種類にかかわらずなく、鑄型は変形なく膨張する。

2. リン酸塩系埋没材使用の鑄型においては、熱膨張による変形は少なく、より原型に相似的な膨張が生ずる。

3. 石こう系クリストバライト埋没材、アスベスト緩衝材使用時において、フルクラウン鑄型は側壁歯頸部内径の膨張が小さく、咬合面部に近いほど開くように変形する。側壁部外径は加熱により収縮し、凹状の変形が生じる。

4. 石こう系クリストバライト埋没材、アスベスト緩衝材使用時における、3 歯ブリッジ鑄型は、支台間の変化が少ない。支台部内径は、膨張しかつダミー側、内側壁部はフルクラウン鑄型同様、咬合面部にむかって開くように変形し、対応する内側壁部は変形がみられない。

付記

本解析は、東京大学大型計算機センター HITAC 8800/8700 システムを利用して行なわれた。

文 献

- 1) 成田洋之 (1973) 鑄造精度に関する研究。愛知学院大歯会誌, 11: 56~105.

- 2) 大野弘機, 宮川修, 近藤清一郎, 中野周二, 塩川延洋 (1970) 鑄造リング内における埋没材の硬化膨張, 第1報. 歯理工誌, 11: 29~36.
- 3) 大野弘機, 宮川修, 近藤清一郎, 中野周二, 塩川延洋 (1970) 鑄造リング内における埋没材の硬化膨張, 第2報. 歯理工誌, 11: 186~191.
- 4) 大野弘機, 宮川修, 近藤清一郎, 中野周二, 塩川延洋 (1971) 鑄造リング内における埋没材の硬化膨張, 第3報. 歯理工誌, 12: 225~233.
- 5) 永沢栄, 伊藤充雄, 横濱桂子, 高橋重雄 (1975) 精密鑄造に関する研究, 第6報. 理工講演集, 29: 47.
- 6) 成田洋之, 太田克子, 澤田武仁, 澤田康仁, 長谷川二郎, 上村晋也 (1968) 埋没材の硬化時条件が加熱時膨張に及ぼす影響. 愛知学院大歯会誌, 6: 308~311.
- 7) 住井俊夫, 平山道子, 有坂はる子, 柏瀬昌世, 中西哲生, 小田豊, 吉成正雄 (1975) 埋没材をテストする. DE, 32: 20~29.
- 8) 小園凱夫, 林一郎, 西岡二二夫 (1971) 鑄造窩の寸法変化に関する研究, 第1報. 九州歯会誌, 25: 130~135.
- 9) 高橋重雄, 松本義敏, 臼井久雄 (1970) 鑄造精度に関する研究 (その1). 歯科学報, 70: 1247~1259.
- 10) 住井俊夫 (1974) 精度の高い鑄造体を作るにあたって, 歯科学報, 74: 1952~1959.
- 11) 金竹哲也 (1978) 歯科理工学通論. 新訂版, 137. 永末書店, 京都.
- 12) 金竹哲也 (1978) 歯科理工学通論. 新訂版, 136. 永末書店, 京都.
- 13) Brophy, J. H., Rose, R.M., Wulff, J. 千原秀昭, 藤田英一, 訳 (1970) 構造と熱力学. 114. 岩波書店, 東京.
- 14) 西岡二二夫 (1974) 鑄造時膨張変化の異方性に関する基礎的研究. 九州歯会誌, 28: 355~378.
- 15) Turner, M. J. (1956) Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures. J. Aero. sci. 23: 805.
- 16) 日本材料学会 (1975) 初心者のための有限要素法. 日本材料学会, 京都.
- 17) 信原泰夫, 桜井達美, 吉村信敏 (1972) 有限要素法のプログラム, デザイン. 培風館, 東京.
- 18) 宮川修, 塩川延洋 (1974) 有限要素法について. 歯界展望, 44: 903~911.
- 19) 池田博, 松永和子, 黒田拓治, 丸山剛郎, 下総高次, 堤定美 (1976) 金属焼付ポーセレンクラウンの有限要素法による力学的研究. 日補歯会誌, 19: 516~522.
- 20) 太田克子, 成田洋之, 澤田武仁, 澤田康仁, 長谷川二郎 (1969) 各種埋没材の理工学的検討. 愛知学院大歯会誌, 7: 138~148.
- 21) 永沢栄, 伊藤充雄, 高橋重雄, 鈴木義博, 天野恭子 (1975) 鑄造精度に関する研究その3. 歯科学報, 75: 286~292.
- 22) 長谷川二郎 (1963) インレーの鑄造精度に関する実験的研究. 歯科学報, 63: 415~440.
- 23) 平野進, 平沢忠 (1974) 鑄造時における埋没材の温度変化. 歯理工誌, 15: 39~45.
- 24) 中村健吾, 渡辺誠司 (1962) 高速度カメラによる歯科精密鑄造の湯流れの観察. 歯理工誌, 3: 41~.
- 25) Hollenbuck, G. M. Skinner, E. W. (1946) Shrinkage during casting of gold and gold alloys. J. Amer. dent. Ass. 33: 1391~1399.
- 26) Phillips, R.W. 三浦維四, 林一郎, 川上道夫, 塩川延洋. 訳 (1977) スキンナー歯科材料学. 4版, 370. 医歯薬出版, 東京.