クラaspの力学的研究

第2報 鉤腕の外形・寸法について

山賀 保* 堤 定美** 野首 孝祠*
奥野 善彦*

Mechanical Studies on Clasps

Part 2. On the Shape of Clasp Arms

Tamotsu Yamaga*, Sadami Tsutsumi**, Takashi Nokubi*
and Yoshihiko Okuno*

I. 緒 言

クラaspに関する力学的解析については多くの研究が報告されているが、これらには数学的に検討したもの¹⁻⁹⁾、光弾性実験法やストレインゲージを用いて基礎的な模型実験を行ったもの¹⁰⁻¹⁵⁾、臨床的な形態で維持力に関する模型実験を行ったもの¹⁶⁻¹⁸⁾などが主なものである。

一般にクラaspの力学的特性に影響を及ぼすと考えられる因子としては、クラaspの外形・寸法、使用材料のヤング率、弾性限度、弾性エネルギーなどがあげられる。このなかでクラaspにおける垂直維持力ならびに側方維持力などへの影響は、第1報¹⁹⁾および西山²⁰⁾が報告しているように、クラaspの外形・寸法が最も大きいものと考えられる。従来クラaspの外形・寸法に関する研究は種々行われており、主として光弾性実験法を用いて検討されている。著者の1人である奥野¹³⁾は、鑄造鉤の断面形態は半円形で、しかも鉤体基部より鉤尖部に向かつて直線的に細くなるものが最も応力分布が均一であり、強

じんなクラaspとして適していると述べ、さらにこのことを三次元光弾性実験によつて明らかにしている。また鉤腕の形態は一般にその断面が半円形で、鉤尖から鉤腕長の1/10の部位で鉤腕の幅と厚さは起始部の1/2となるように次第に細くすると言われている^{21, 22)}。

さらに、臨床上用いる鑄造鉤の外形・寸法に関しては、エーカースタイプのクラaspの寸法について種々報告されており²³⁻²⁶⁾、河辺ら²⁴⁾や旗手ら²⁵⁾は金合金を基準とすると、鉤腕起始部では半径1mmの半円形、鉤尖部では半径0.5mmの半円形とし、鉤尖部に向かつて先細りにするものを基本的寸法としている。

しかしこれらの寸法は力学的根拠に乏しく、また臨床上小臼歯・大臼歯など鉤歯の形態・部位に応じてさらに多種の外形・寸法規準が必要であり、さらにそれらの機能力を知つた上で適用する必要がある。このような観点から現在のところ臨床においてその外形・寸法が十分確立しているとはいえない。したがつてクラaspの種々の形態において加えられた力と弾性変形量との関係や、さらに弾塑性変形中の非線型関係などに及ぼす影響を知ることが臨床においてもきわめて重要なことであると考えられる。

また、口腔内においてクラaspに加わる力の方向はきわめて複雑であるが、荷重方向を変えて力学的解析をした報告は宮入ら^{8, 9)}が水平荷重と垂直荷重をうけるクラaspについて報告している程度であり、この点に関してさらに解明することは意義のあることと考えられる。

そこで本報では、第1報および堤ら²⁷⁾が報告した有限

* 大阪大学歯学部歯科補綴学第2講座（主任：河合庄治郎教授）

** 大阪大学歯学部歯科理工学講座（主任：山賀礼一教授）

* 2nd Department of Prosthetic Dentistry, Osaka University Dental School, Osaka. (Chief: Prof. Shojiro Kawai)

** Department of Dental Technology, Osaka University Dental School, Osaka. (Chief: Prof. Reiichi Yamaga)

昭和50年12月1日受付

要素法による解析法を応用し、鑄造鉤の外形・寸法を種々変化させた単純なモデルを設定し、このモデルの2次元平面曲げ問題について、弾性変形ならびに弾塑性変形の応力と変位を分析し、さらに、荷重方向を変化させた場合の弾性領域における応力ならびに変位についても検討した。

II. 実験材料および方法

実験に用いた鉤腕モデルは断面形態を半円形とし、鉤尖に向かって漸縮する形態とした。鉤腕の長さを l 、鉤腕起始部の半径を r_1 、鉤尖部の半径を r_0 、漸縮比を γ であらわした各鉤腕の寸法は表1のとおりである。A, B, C, D の各鉤腕においては、鉤尖から 12 mm の部分における半径が r_0 の2倍に等しくなるよう設定し、これらを鉤腕起始部より 2 mm ずつ短くして各鉤腕を得たが、B' はBを鉤尖から 2 mm ずつ短くして得たものである。さらに鑄造鉤の基本形態で、このような外形・寸法を有し、直線的に漸縮している形態〔直線型〕(S)と、内面の半径を 5 mm とする1種の曲がりはりの形態〔曲線型〕(C)を想定し(図1), A, B, C, D, B' の5種類の形態について、それぞれ鉤尖部の鉤腕内面に荷重を加えた。その荷重条件としては、A, B, C, D の4種類の形態では、それぞれ直線型と曲線型において図1に示したように鉤腕内面に対して直角となるような方向に荷重を加えた。また、B' の形態を用い、直線型と曲線型において、反時計回りの方向を+方向と定め、鉤腕

内面に直角方向、すなわち傾角 $\varphi=0^\circ$ と、鉤腕起始部方向および鉤尖方向にそれぞれ 30° 傾けた $\varphi=+30^\circ$, -30° の3方向に、荷重方向を変化させた場合についても検討した。

なお、これらモデルの材料定数は、市販の歯科用コバルトクロム合金のカタログ値より、ヤング率 $E=25,200$ kg/mm², 降伏点 $\sigma_{0.2}=57.6$ kg/mm², ポアソン比 $\nu=0.33$ とし、解析には京都大学大型計算機センター FA-COM 230-60 型ならびに大阪大学大型計算機センター NEAC 2200 モデル 700 を使用した。

次にこの解析精度と実際の鑄造体とを比較するために有限要素法と同じ材料を用いて、モデルを直線型とし、その長さを 8, 10, 12, 14 mm となるような試料を各々5個ずつ高周波溶解の遠心鑄造で作製した。この試料の曲げ試験には図2に示したようにインストロン万能材料試験機を用い、クロスヘッドの送り 0.5 mm/min, チャートスピード 50 mm/min として荷重・たわみ曲線を描

図1 鉤腕の外形

表1 鉤腕の寸法

	l (mm)	r_1 (mm)	r_0 (mm)	γ (r_0/r_1)
A	14	0.815	0.375	0.460
	12	0.750		0.500
	10	0.690		0.543
	8	0.625		0.600
	6	0.565		0.664
B	14	1.085	0.500	0.461
	12	1.000		0.500
	10	0.915		0.546
	8	0.835		0.599
	6	0.750		0.667
C	14	1.355	0.625	0.461
	12	1.250		0.500
	10	1.145		0.546
	8	1.040		0.601
	6	0.935		0.668
D	14	1.625	0.750	0.462
	12	1.500		0.500
	10	1.375		0.545
	8	1.250		0.600
	6	1.125		0.667
B'	14	1.085	0.500	0.461
	12	0.985		0.539
	10	0.865		0.613
	8	0.750		0.691
	6	0.635		0.770

図2 鉤腕の曲げ試験装置

かせ、この曲線から弾性限度の荷重量およびたわみ量を計測し、この値を実験値 (Exp. Value) とした。

また、有限要素法と実験値との比較において、有限要素法による値 (FEM 値) はインストロン万能材料試験機にて引張り試験を行って得た降伏点 ($45.5 \pm 3.3 \text{ kg/mm}^2$) を input して求めた値とした。

III. 実験結果ならびに考察

実験結果を、荷重が鉤腕内面に対して直角方向に加わった場合と、荷重方向を変化させた場合における応力分布、降伏荷重ならびに荷重 1 kg 当りの変位の項目に分類し、これらにおよぼす鉤腕の外形・寸法の影響について考察する。

1. 荷重を鉤腕内面に対して直角方向に加えた場合

(1) 応力分布

鉤腕断面の太さが応力分布に及ぼす影響について本法を用いて解析した結果、直線型あるいは曲線型における A, B, C, D 4 種類間の応力分布の形状は、ほぼ同様の傾向にあった。そこで A の形態を用いて直線型と曲線型との応力分布を比較検討した。

まず直線型では鉤腕の長さ方向を x 方向、厚さ方向を y 方向と定め、鉤腕起始部では x 方向、y 方向ともに動きを拘束し、鉤尖部の鉤腕内面において直角方向 (y 方向) に荷重を加えた場合の A-14 mm における鉤腕外面と内面における応力値を図 3 に示した。x 方向の応力を σ_x 、y 方向の応力を σ_y で表わし、さらにせん断応力 τ_{xy} も考慮し、これらを組み合わせ一軸方向の応力値に換算した応力値を相当応力 $\bar{\sigma}$ とし、これを

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + (\sigma_x - \sigma_y)^2 \right] + 6(\tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{xy}^2)} \quad \dots\dots\dots (1)$$

であらわした。降伏現象は von Misses の降伏条件によりこの相当応力 $\bar{\sigma}$ で評価した。また荷重を増加する場合、少くとも 1 つの要素が降伏しはじめた時を Stage 1 とし、その時の応力値を σ_{x1} , σ_{y1} , $\bar{\sigma}_1$ であらわした。さらに荷重を増加させ、少くとも 10 個の要素が降伏する時を Stage 10 とし、その時の応力値を σ_{x10} , σ_{y10} , $\bar{\sigma}_{10}$ であらわした。

その結果、x 方向の応力 σ_x では鉤腕の外面は圧縮、その内面は引張りとなるが、y 方向の応力 σ_y は σ_x に比べて小さい値を示した。また応力はモデル全体に比較的均一に分布していることがわかった。次に降伏が起こ

図 4 直線型 A-14 mm の内・外面における応力分布と降伏した要素。

■は Stage 1 で降伏しはじめた要素を、---は Stage 10 までに降伏した要素を示す。

る部分は鉤腕長のほぼ中央外面から始まるが、さらに荷重を増加すると、鉤腕全体に降伏現象が広がって行くのがみられた。また、鉤腕の長さを鉤腕起始部から 2 mm ずつ短くしていった場合も、その応力分布は A-14 mm の場合とほぼ同様の傾向を示した。

一方、曲線型において鉤尖部の鉤腕内面に直角方向 (曲線型においてはこの方向を x 方向、その方向から反時計回りに 90° の方向を y 方向と定めた) に荷重を加えた場合の応力分布ならびに降伏した要素は図 4 に示したとおりである。以後鉤腕外面の相当応力 $\bar{\sigma}$ について説明すると、直線型と異なり鉤尖寄りに応力の集中する傾向がみられ (Stage 1)、さらに荷重を増加させてもこの部分を中心に降伏が起こっている (Stage 10)。また鉤腕の長さを 2 mm ずつ短くするにつれて鉤腕の形態は直線型に近くなり、図 5 に示したとおり、直線型の場合とよく似た応力分布を示し、鉤腕起始部における応力値は大きくなる傾向を示した。直線型と曲線型の鉤腕断面は同一で、荷重方向とともに鉤腕内面に対して直角方向に設定したにもかかわらず、このように応力分布に差がみられた主な原因としては、直・曲の外形の違いによるものと考えられる。

また直線型における最初の降伏位置、すなわち Stage 1 の降伏要素は、第 1 報で報告した理論解における漸縮比 γ から求めた最大応力を示す位置 $x_{\sigma \max}$ の近傍に分

図 4 曲線型 A-14 mm の外面における応力分布と降伏した要素.

図 5 曲線型 Aにおいて鉤腕の長さ l を 2 mm ずつ変化させた場合の応力分布.

布しており (図 3), 有限要素法の解は理論解と同様の傾向を示すことがわかった.

(2) 降伏荷重

図 6 は降伏に要する荷重 P を示したもので, 直線型 (S) では A, B, C, D いずれの形態においても, 各鉤尖部の断面半径を同じ寸法にした場合, 長さに関係なくほぼ一定の荷重で降伏し, 鉤尖部の断面半径が, A, B, C, D と太くなるにつれて降伏荷重は B は A の 1.87 倍, C は B の 1.69 倍, D は C の 1.37 倍と増加した.

図 6 降伏荷重 (S: 直線型, C: 曲線型)

第 1 報で求めたように直線型における最大応力値 ($\sigma_{\max}$) の理論式は次の式で表わされる.

$$\sigma_{\max} = \frac{-4 \times P \times l}{27 \times 0.1908 \times r_0^2 \times (r_1 - r_0)} \quad \dots\dots\dots (2)$$

また鉤尖部の断面半径 r_0 , 鉤腕起始部の半径 r_1 および鉤腕の長さ l との関係は, 本実験では鉤尖から 12 mm のところの断面半径が鉤尖部の半径 r_0 の 2 倍となっているので (2) 式を整理すると,

$$P = \frac{27 \times 0.1908}{12 \times 4} \times (-\sigma_{\max}) r_0^3 \quad \dots\dots\dots (3)$$

となり, 降伏に要する荷重 P は, 降伏時の応力値 $\sigma_{0.2} = \sigma_{\max}$ が 57.6 kg/mm^2 と一定であるため, 鉤腕の長さに関係なく鉤尖の半径 r_0 の 3 乗に比例することがわかり, B は A の 2.37 倍, C は B の 1.95 倍, D は C の 1.73 倍であり, 我々の解析結果の太さの違いによる比率は理論解のそれよりも低い値を示した.

一方, 鉤腕起始部の半径 r_1 を一定として, 鉤腕の長さを変化させた場合 B' について同様に理論式 (2) 式を整理すると,

$$P = \frac{27 \times 0.1908 \times 12^2}{4(12+1)^3} \times (-\sigma_{\max}) r_1^3 \quad \dots\dots\dots (4)$$

となり, 降伏荷重 P は鉤腕の長さ l および鉤腕起始部の半径 r_1 の関数で表示できる. B' の場合鉤腕起始部の半径 r_1 は一定であることから, 降伏荷重 P は鉤腕の長さ l を 2 mm ずつ短くするにつれて理論的には 1.27~1.37

倍増加することになる。解析結果においても降伏荷重は鉤腕の長さを 2 mm ずつ短くするにつれて、1.25~1.37 倍と増加し、両者ともほぼ同様の比率で増加しており有限要素法による解はいずれの場合においても理論解と同様の傾向を示すことがわかった。

一方、曲線型の場合は理論的表示は現在の段階では困難であるが、図 6 に示したように、鉤尖部の半径 r_0 を同一にした場合、鉤腕の長さに関係なくほぼ一定の荷重量で降伏し、鉤尖部の半径が太くなるにつれて、降伏に要する荷重 P は B が A の 1.87 倍、C が B の 1.68 倍、D が C の 1.34 倍と増加した。また鉤腕起始部の半径 r_1 を一定にした B' の曲線型においても鉤腕の長さを 2 mm ずつ短くするにつれてその荷重 P は 1.24~1.31 倍と増加し、いずれも直線型と同様の倍率を示し、直線型の場合より曲線型の方が 3~4 割高い値を示した。

(3) 荷重 1 kg 当りの変位

図 7 は荷重 1 kg 当りの変位を示したものであり、鉤腕が長くなるほど、また断面が細いほど変位は大きくなったが、比率は 6, 8, 10, 12, 14 mm では 2 mm ずつ長くするにしたがって、1.26~1.29 倍、1.35~1.38 倍、1.49~1.63 倍、1.76~1.82 倍となつた。第 1 報で報告したたわみ曲線の理論解

$$\delta = \frac{P \cdot l^3}{3 \times 0.1098 \cdot E \cdot r_0 \cdot r_1^3} \dots\dots\dots (5)$$

においては、1.24~1.25 倍、1.32~1.50 倍、1.45~1.48 倍、1.71~1.75 倍であり、それぞれの比率はかなり良く一致し、理論解と同様の傾向を示した。しかし、4 種の断面形態 A, B, C, D の間では、A は B の 2.30~2.40 倍、B は C の 2.07~2.20 倍、C は D の 1.69~1.88 倍を示しているのに対して、理論解ではそれぞれ 3.11~3.18 倍、2.42~2.45 倍、2.07~2.90 倍を示し、それぞれの比率はとくに断面の細い方が小さくなる傾向を示した。これは第 1 報から計算精度が A, B, C, D の間では異なつて評価され、細い方が有限要素法の計算精度が低いことに起因しているものと考えられる。

一方、直線型と曲線型における変位を比べると鉤腕が短い場合はその差が小さかつたが、長くなるにつれて直線型の方が曲線型より変位量が大きくなり、同じ外形寸法を有していても、Bates²⁸⁾ が報告したように鉤腕が彎曲すると変位しにくくなり、その彎曲の度合によつて変位量に対し影響を及ぼすものと考えられる。これは応力分布において、直線型では鉤腕全体に応力がほぼ均一に分布する傾向を示したのに対して、曲線型では鉤尖寄りに応力の集中する傾向を示したことから説明でき、変位

図 7 荷重 1 kg 当りの変位 (S: 直線型, C: 曲線型)

量と応力分布とはよく対応しているものと思われる。

(4) 実験値と FEM 値

図 8, 9 は直線型において有限要素法モデル A, B, C, D と同一形態の試料をコバルトクロム合金で鋳造し、その鋳造体をインストロン万能材料試験機で曲げ試験を行った実験値 (Exp. Value) と、その鋳造体の降伏点を input した有限要素法による計算値 (FEM Value) とを比較したものである。

降伏荷重において (図 8), 鉤尖部の半径が同じ場合、有限要素法の計算結果と同様に実験値でも、鉤腕の長さに関係なくほぼ一定の値で降伏し、鉤尖部の半径が太くなるにしたがい B は A の 2.55 倍、C は B の 1.89 倍、D は C の 1.67 倍と増加し、実験値におけるこの比率は理論解の比率とほぼ一致しており、FEM 値も各々の計算精度で α 修正すれば両者に合致することがわかった。

荷重 1 kg 当りの変位においては (図 9), 実験値と FEM 値を比較すると A において値はかなり差がみられた。ここで第 1 報で報告した形状係数 β から α を求めて FEM 値を修正すると、A-14 mm のように理論値に対して約 45% と大きな差がみられたものが、実験値より約 1 割大きな値になり、FEM 値は実験値にかなり近似した。一方、鉤腕断面が太い B, C および D では FEM 値は理論値の 60~80% に相当しており、計算結果を修正すると実験値とほとんど一致することがわかった。したがって実験的にも理論的にも解析することが困難な形態に対しても、形状係数 β から計算精度 α が推定可能である場合に、有限要素法を用いれば解析は可能とな

図 8 降伏荷重 (実験値と FEM 値)

図 9 荷重 1 kg 当りの変位 (実験値と FEM 値)

り、きわめて有効な方法であると考えられる。

2. 荷重方向を変化させた場合

口腔内の種々の機能によつて義歯は動揺し、クラスプに対してはかなり複雑な力が作用するものと考えられる。そこで前述の 5 種類の形態のうち、今回 B' の形態を用い荷重方向を $\varphi=0^\circ, \pm 30^\circ$ と変化させた場合の応力分布と変位について比較検討した。すなわち反時計回りの方向を + 方向と定め、鉤腕内面に直角方向 $\varphi=0^\circ$ と、その方向から鉤腕起始部方向および鉤尖方向にそれぞれ 30° 傾けた $\varphi=+30^\circ, -30^\circ$ の 3 方向とした。

(1) 応力分布

直線型において、 0° 方向に荷重を加え鉤腕の長さを

図 10 直線型 B' において垂直方向 (0°) に荷重を加え、鉤腕の長さ l を 2 mm ずつ変化させた場合の応力分布 (○印は最大応力をあらわす位置)。

図 11 直線型 B' において荷重方向を $\pm 30^\circ$ に変化させた場合の応力分布。

種々変化させた場合 (図 10)、最大応力を示す位置は鉤腕の長さが 14, 12 mm ではその長さのほぼ中央の部分に見られたが、10, 8, 6 mm と短くするにしたがつて鉤腕起始部付近になった。これらは第 1 報で報告した理論解における漸縮比 γ と最大応力を示す位置 $x_{\sigma_{\max}}$ との関係と近似した結果を示した。しかし理論解において漸縮比 γ が $1/1.5$ よりも大きくなっている鉤腕長、8, 6 mm では最大応力は鉤腕起始部にみられる。しかし、有限要素法の解は 1 つの要素内に生じる応力分布の平均値であらわされているため、鉤腕起始部の応力値を知ることができず、したがって計算結果は鉤腕起始部を含んだ各要素の応力値として表わされるため、最大応力は鉤腕起始部から 1 つ手前の要素にみられたものと考えられる。

次に、荷重方向を $+30^\circ, -30^\circ$ と変化させた場合、直線型では応力分布は荷重方向 0° の時とほとんど差がみられず、いずれも鉤腕全体に応力の分散がみられた (図 11)。

しかし、曲線型においては (図 12)、最大応力を示す位置は 0° 方向荷重時と比較して、 -30° 方向の荷重時では鉤尖部寄りに移動し、 $+30^\circ$ 方向の荷重時では鉤腕起始部寄りへ移動しており、その部分を中心として応力

図 12 曲線型 B'-14 mm において荷重方向を 0°, ±30° に変化させた場合の応力分布.

の集中する傾向がみられ、直線型における応力分布状態とは異った傾向を示した。また曲線型における -30° 方向の荷重時ではとくに鉤尖部寄りに応力の集中する傾向が強く、5 種の鉤腕長のうち 12, 14 mm では鉤腕起始部付近において応力値が低下した。これは、曲線型 -30° 方向の荷重時では鉤腕長が 12, 14 mm の場合、拘束部位における反力を求めてみると、この 2 者以外のモデルと符号が逆転しており、中立軸から鉤腕外側で引張り力が、また鉤腕内側で圧縮力が生じていた。すなわち、鉤腕起始部での曲げ応力は、鉤尖部寄りで発生している曲げ応力と反対の方向となっており、したがって、これらの打消しあう位置（鉤尖から約 10.5 mm）において相当応力が低下したものと考えられる。

(2) 降伏荷重

荷重を鉤腕内面に対し直角方向に加えた場合、降伏に要する荷重については先に検討したが、荷重方向を変化させた場合の降伏に要する荷重（図 13）は曲線型においてその影響がみられ、その荷重量は -30° 方向の荷重時で最も大きく、ついで 0° 方向の荷重時であり、応力の集中する傾向がゆるくしかも鉤腕起始部で応力値が高い +30° 方向の荷重時には小さく、直線型における ±30° 方向の荷重時とはほぼ同程度の荷重量であった。また直線型には荷重方向の影響はほとんど表われなかった。

しかしながら、直線型・曲線型とも鉤腕の長さを 2 mm ずつ短くするにしたがって降伏荷重の増加する比率は、荷重方向が変化しても、 $\varphi=0^\circ, \pm 30^\circ$ 方向の荷重時ともほとんど変化しなかった。また直線型と曲線型のそれを比べても、直線型では 1.25~1.38 倍であり、曲線型では 1.24~1.34 倍であり、比率においては荷重方向の影響はほとんどないものと考えられる。

(3) 荷重 1 kg 当りの変位

荷重 1 kg 当りの変位（図 14）では、応力の集中する傾向の強い曲線型で -30° 方向の荷重時が最も変位しに

図 13 荷重方向を変化させた場合の降伏荷重

図 14 荷重方向を変化させた場合の荷重 1 kg 当りの変位

くく、0°, +30° 方向の荷重時がついで変位しにくい傾向を示した。一方、応力がモデル全体にほぼ均一に分布する直線型ではこれらと比較して変位しやすいことがわかった。

荷重方向の影響は曲線型にみられるが、直線型にはほとんど表われず、また荷重方向を変化させた場合も荷重 1 kg 当りの変位と応力分布とはよく対応していた。

曲線型の -30° 方向荷重では、荷重を 0° 方向および -90° 方向の分力に分解できる。このうち 0° 方向の分力は鉤腕を変位させる方向に働き、一方 -90° 方向の分力は鉤腕の形態および拘束部位の影響により鉤腕を内面

に押しつける方向に向かい、変位させないように働くものと考えられる。その形態からみてこの分力の影響の大きな 12, 14 mm では拘束部位において反力が逆転し、また最も変位しにくい傾向を示し、応力の集中する傾向も大きくなったものと考えられる。曲線型の +30° 方向荷重では、-30° 方向荷重と同様に +90° 方向の分力が発生するけれども、この分力は 0° 方向の分力とともに鉤腕を変位させる方向に働くので 0° 方向荷重よりも、変位しやすくなり、応力の集中する傾向も他の 2 者の荷重方向に比較してゆるくなったものと考えられる。

IV. 結 論

クラスプの力学的解析に有限要素法を適用し、クラスプの長さおよび断面の半径、ならびに荷重方向の影響を検討するために、直線型ならびに曲線型における 2 次元平面曲げ問題として弾塑性変形の応力と変位を計算した。その結果を要約すると次のとおりである。

(1) 直線型においては相当応力はモデル全体にわたってほぼ均一に分布したが、曲線型では鉤尖寄りに応力の集中する傾向がみられた。また曲線型は直線型よりもたわみにくい形態であった。

(2) 鉤尖部の半径を同一にして鉤腕の長さを変化させた場合、降伏に要する荷重はその長さに関係なく一定の値であった。また鉤腕起始部の半径を同一にして鉤腕の長さを変化させた場合は、降伏に要する荷重はその長さにより影響を受け、鉤腕が短くなるにしたがってその値は増加した。これらは直線型・曲線型とほとんど同様の傾向がみられた。

(3) 荷重方向を変化させた場合、応力分布ならびに変位において曲線型ではこの影響が表われたが、直線型ではほとんど変化がみられなかった。

(4) 有限要素法で得た値を、第 1 報で報告したような適当な形状係数を考慮して修正すれば、理論解ならびに実験値にほぼ近似できることがわかり、実験的にも理論的にも解析の困難な形態に対してこの解析法を適用することは非常に有効であると考えられる。

文 献

- 1) 河辺清治：線鉤，東京，昭和 28，歯科評論。
- 2) 三浦維四：クラスプの力学的理論，口病誌，23：179～180，昭 36 (1961)。
- 3) 福井彰一：クラスプの力学的解析，齒材研報，2：161～173，昭 35 (1960)。

- 4) 村松篤良，安達和子：切り口を有する変断面円環の曲げ (cast clasp 設計への一寄与)，齒理工誌，3：51～55，昭 37 (1962)。
- 5) Warr, J.A.: An analysis of clasp design in partial dentures, Phys. in Med. Biol., 3: 212～232, 1959.
- 6) Warr, J.A.: Numerical system of clasp design, J. Pros. Dent., 11: 1105～1111, 1961.
- 7) 宝田 勇：クラスプの維持力に関する研究，齒科学報，64：148～172，昭 39 (1964)。
- 8) 宮入裕夫，村松篤良：クラスプの変形と強度 (第 1 報) 鉤尖に水平荷重を受ける立体状クラスプ，齒理工誌，9：15～23，昭 43 (1968)。
- 9) 宮入裕夫，村松篤良：クラスプの変形と強度 (第 2 報) 鉤尖に垂直荷重を受ける立体状クラスプ，齒理工誌，9：153～161，昭 43 (1968)。
- 10) Ney, J.M.: Planned Partials, Conn., 1959, The J.M. Ney Co., 84～88.
- 11) 宮内孝雄，久保田英雄，関根 弘，安藤義夫：クラスプの光弾性実験 (第 1 報)，齒科学報，59：1243，昭 34 (1959)。
- 12) 村松篤良，安達和子：Cast clasp の光弾性的応力解析，齒材研報，2：484～490，昭 38 (1963)。
- 13) 奥野善彦：鉤造鉤の形態に関する力学的研究，阪大歯誌，13：341～352，昭 43 (1968)。
- 14) 関根 弘，田島篤治，柳川 浩，高梨恒一，宮下恒太，竹井正章：義歯の力学的研究 (第 7 報) クラスプの力学的考察 (その 1)，補綴誌，7：83～88，昭 38 (1963)。
- 15) 関根 弘，田島篤治，柳川 浩，高梨恒一，竹井正章，山田洋文，溝上隆男：義歯の力学的研究 (第 8 報) クラスプの力学的考察 (その 2)，補綴誌，7：169～175，昭 38 (1963)。
- 16) 杉山伸顕：鉤造鉤の維持力に関する研究，齒学，52：97～114，昭 39 (1964)。
- 17) Firtell, D.N.: Effect of clasp design upon retention of removable partial dentures, J. Pros. Dent., 20: 43～52, 1968.
- 18) 松田浩一：クラスプ用金属材料の機械的性質に関する研究，第 2 報，鉤造クラスプの維持と弾性的性質について口病誌，42：22～41，昭 50 (1975)。
- 19) 野首孝詞，堤 定美，山賀 保，奥野善彦：クラスプの力学的研究，第 1 報，有限要素法の適用性，補綴誌，19：611～617 昭 51 (1976)。
- 20) 西山 暉：鉤造鉤の維持力に関する実験的研究，—Gingivally approaching clasp (I-bar type) について，補綴誌，20 (掲載予定)。
- 21) Jelenko, J.F.: Partial dentures, New York, 1966, J.F. Jelenko & Co., Inc., 23～25.
- 22) 松尾悦郎：鉤造鉤の設計 (理論編)，齒界展望，18：

- 456~464, 昭 36 (1961).
- 23) 石上健次：鑄造鉤の製造法, 齒科時報, 5: 12~14, 昭 26 (1951).
- 24) 河辺清治, 饗庭格太郎：鉤, 今日の補綴, 東京, 昭和 35, 190~200 頁, 医歯薬出版.
- 25) 旗手 敏, 河野修己：鑄造鉤の基本形態とローチ鉤の作り方, 齒科技工講座, 2, 東京, 昭和 44, 143~162 頁, 医歯薬出版.
- 26) Farrell, J.: Partial denture designing, London, 1971, Henry Kimpton Publishers, 58~60.
- 27) 堤 定美, 野首孝祠, 山賀 保, 山田隆司, 西山 暲, 奥野善彦：有限要素法による鑄造鉤の二次元弾塑性応力解析, 齒材器誌, 32: 95~102, 昭 50 (1975).
- 28) Bates, J.F.: The mechanical properties of the cobaltchromium alloys and their relation to partial denture design, Brit. Dent. J., 119: 389~396, 1965.