日本機械学会論文集(A 編)
72 巻 713 号(2006-1)

論文 No. 05-0038

ヒトの歯に生じたくさび状欠損における咬合によって生じる特異応力場の強さ*

野田尚昭*1, 陳 克 恭*2, 田島清司*2
片岡慎治*3, 西是優一*3

Intensity of Singular Stress of Wedge-shaped Defect in Human Tooth due to Occulusal Load

Nao-Aki NODA*4, Ker-Kong CHEN, Kiyoshi TAJIMA,
Shinji KATAOKA and Yuichi NISHIKORE

*4 Department of Mechanical Engineering, Kyushu Institute of Technology,
1-1 Sensui-cho, Tobata-ku, Kitakyushu-shi, Fukuoka, 804-8550 Japan

Wedge-shaped defects are frequently observed on the cervical region of the human tooth. Previously, most studies explained that improper toothbrushing causes such defects. However, recent clinical obsarvation suggested that the repeated stress due to occlusal force may induce the formation of these wedge-shaped defects. In this study, therefore, two-dimensional human tooth models are considered with and without a wedge-shaped defect by applying a finite element method. To obtain the intensity of the singular stress accurately, a method of analysis is discussed for calculating generalized stress intensity factors, which control the singular stress around the tip of the defect. Then, the relationship between the stress intensity and occlusion are discussed.

Key Words : Elasticity, Biomechanics, Fracture Mechanics, Finite Element Method, Wedge Shaped Defect, Human Tooth

1. 緒　言

図1に示すように，ヒトの歯にくさび状欠損が形成されることは古くから報告されている．加齢とともに，その発生率が高くなることから，今後進行する高齢化社会においてその修復の必要性が増加すると考えられる．しかし，その発生のメカニズムは依然として解明されていない．

これまでの研究で，Millerはくさび状欠損は歯ブラシの過度な横磨きによって形成されるという歯ブラシ説を提唱(1)し，この歯ブラシ説が長い間受け入れられてきた．一方，Breamらによってヒトの口腔内で歯ブラシの毛先が当たりにくい部位においてもくさび状欠損が確認された(2)．同様にGraehnらによって動物の歯にもくさび状欠損が確認され(3)，さらに小寺らや田中らによって歯ブラシ使用の習慣がなかったと思われる時代の人の歯にも，またくさび状欠損が存在していたことが報告された(4)．これらの研究(1)～(4)から，くさび状欠損の原因を歯ブラシ説だけで解釈することは不十分であると考えられるようになってきた．それをうけてLeeらは，臨床的にくさび状欠損を観察した結果，咬合力によって歯頸部に引張応力が集中し，アパタイト結晶間の結合が破壊され，くさび状欠損が生じるという咬合説を提唱した(5)．最近，陳らは咬合面に荷重を負荷すると，負荷した咬頭の反対側の歯面歯頸部に歯軸方向の引張ひずみが生じることを報告した(6)．実際にくさび状欠損が生じるとその欠損の先端で高い応力集中が生じる．

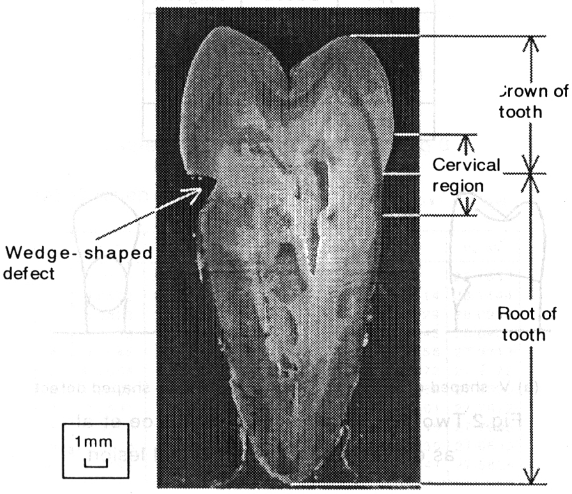


Fig.1 Wedge- shaped defect in human tooth

* 原稿受付　2005年1月17日．
*1 正員，九州工業大学工学部(〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町1-1)．
*2 九州歯科大学歯学部(〒803-8580 北九州市小倉北区真鶴2-6-1)．
*3 九州工業大学工学部．
E-mail : noda@mech.kyutech.ac.jp

そこで，本研究ではヒトの歯にくさび状欠損が生じた場合に，咬合によって生じる特異応力を解析し，その咬合力の位置と方向が及ぼす影響を解明することを目的とする．

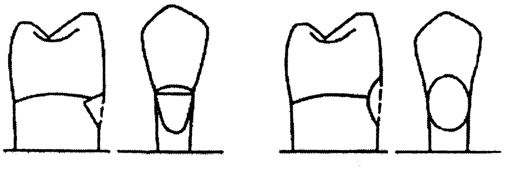
2. これまでのくさび状欠損の形状に関する研究について

くさび状欠損の発生件数を調べた研究結果[7]を表1に示す．この研究では齲歯(虫歯)の存在しない抜去上顎小臼歯304歯を対象としている．ここでくさび状欠損の形態を(1)肉眼では識別しにくい溝型(ditch)，(2)欠損が2面を呈し，くさび型を呈しているV型(angular)，(3)丸い凹面を呈している皿型(round)としている．この304歯のうち頬側(Buccal)，舌側(Lingual)歯頚部にくさび状欠損が存在していたのは198歯(65.1%)であった．この198歯のうち162歯は頬側歯頚部のみ，13歯は舌側歯頚部のみ，23歯は両側に存在していた(発生件数は表1に示すように頬側185例，舌側36例としている)．

図2(a),(b)に黒江ら[8]の光弾性実験に用いられた(a)くさび状欠損および(b)皿状欠損のモデルを示す．実際の欠損の形態としては図2(a),(b)の中間的な状態にあると考えられる．しかし，その典型的形態や大きさを定義するのは非常に困難なため，図2(a),(b)のような極端なモデルが用いられている．また，一般に，くさび状欠損の形状に関して，咬合による影響が大きい場合には，鋭いくさび状欠損(図2(a)のV型)を形成し，歯ブラシによる磨耗の影響が大きい場合には，曲面状(図2(b)の皿型)となることが知られている[8]．ここで，図2(a)のモデルでは特異応力が生じるけれども，過去の研究ではいずれもその特異応力場については言及されていない．

Table.1 Existence and type of wedge- shaped defect[7]

Type	Buccal	Lingual
Ditch	41	9
Angular	66	5
Round	78	22
Total	185	36



(a) V- shaped defect　　(b)Curved surface- shaped defect

Fig.2 Two models considered by Kuroe et al as extream cases for cervical lesion[8]

本研究ではくさび状欠損の発生に関する因子として，主として咬合による影響に注目する．そして，そのくさび状欠損角部における特異応力場の強さを厳密に解析し，その強さに及ぼす咬合力の位置と方向の影響を明らかにする．そして，最終的には齲歯に比べて治療が困難であるといわれている[8]くさび状欠損の治療に役立てうる力学的な指針を得ることを目的とする．

3. 一般化応力拡大係数の解析方法

本研究では，くさび状欠損先端での特異応力場を正確に求める必要がある．ここでは，人の歯の形状が複雑であることを考慮して，まず，このような2次元問題を応力場の相似性[9]に基づいて有限要素法(FEM)で精度よく解析する方法を検討する．

まず，図3の問題で切欠き深さが異なる切欠きの応力拡大係数をFEMで正確に求めることを考える．図3のように鋭いV形切欠きの先端の一般化応力拡大係数は$l/b \le 0.5$の範囲で陳らによって正確に求められている[10]．図2(a)や図3のような問題をFEMで解析する際，特異応力場を有限の要素分割で正確に求めることはできないが，その誤差は主として特異応力場が生じる切欠き近傍の要素分割によって支配されていると考えられる[10]．従って，応力場の相似性から，切欠き深さが異なる2つの部材において，真の応力拡大係数$K_{I,\lambda 1,real}$が等しいならばFEM解析によって得られる切欠き先端の応力値$\sigma_{\theta,FEM}$はほぼ一致する．すなわち，要素分割が同じならば切欠き深さに関係なく$K_{I,\lambda 1,real}/\sigma_{\theta,FEM}$の値が常に一定となる．モード$II$応力拡大係数に関しては，$\tau_{r\theta,FEM}$に注目すればよい．すなわち一般に式(1)の関係が成立すると考えられるので，まずこのことについて検討するとともに，精度よく解析するために必要な要素の大きさ等を考察する．なお，以下では記号$*$は基準となる問題に関する値である．すなわち，$K^*_{I,\lambda 1,real}$，$K^*_{II,\lambda 2,real}$は体積力法による実質上の厳密解であり，$\sigma^*_{\theta,FEM}$，$\tau^*_{r\theta,FEM}$はそれをFEM解析した際の切欠きの二等分線上の応力である．

$$\frac{K_{I,\lambda 1,real}}{\sigma_{\theta,FEM}} = \frac{K^*_{I,\lambda 1,real}}{\sigma^*_{\theta,FEM}} \quad , \quad \frac{K_{II,\lambda 2,real}}{\tau_{r\theta,FEM}} = \frac{K^*_{II,\lambda 2,real}}{\tau^*_{r\theta,FEM}} \qquad \cdots\cdots(1)$$

式(1)を式(2)で定義される無次元化応力化拡大係数によって書き換え，整理すると式(3)が得られる．

$$F^*_{I,\lambda 1,BFM} = \frac{K^*_{I,\lambda 1}}{\sigma^*\sqrt{\pi}l^{*1-\lambda 1}},\quad F^*_{I,\lambda 1,BFM} = \frac{K^*_{I,\lambda 1}}{\sigma^*\sqrt{\pi}l^{*1-\lambda 1}} \quad \cdots\cdots(2)$$

$$\frac{F_{1,\lambda 1,real}\sigma\sqrt{\pi}l^{1-\lambda 1}}{\sigma_{\theta,FEM}} = \frac{F^*_{1,\lambda 1,BFM}\sigma^*\sqrt{\pi}l^{*1-\lambda 1}}{\sigma^*_{\theta,FEM}} \quad \cdots\cdots(3)$$

深さの異なる２つの切欠きで $K_{I,\lambda 1,real} = K^*_{I,\lambda 1,real}$ であるなら，次式が成立する．

$$\sigma = \sigma^* \times \frac{F^*_{1,\lambda 1}}{F_{1,\lambda 1}} \times \frac{l^{1-\lambda_1 *}}{l^{1-\lambda_1}} \quad \cdots\cdots(4)$$

結局，厳密解が得られている図３の問題をFEM解析し，その解析値を式(５)に代入することで深さの異なる切欠きにおいて一般化応力拡大係数を得ることができる．

$$F_{1,\lambda 1} = \sigma_{\theta,FEM} \times \frac{F^*_{1,\lambda 1,BFM}}{\sigma^*_{\theta,FEM}} \times \frac{\sigma^*}{\sigma} \times \frac{l^{1-\lambda_1 *}}{l^{1-\lambda_1}} \quad \cdots\cdots(5)$$

図3の形状を変化させて式(５)により得られる一般化応力拡大係数と厳密解との比較を行い，式(１)～(５)に基づくFEM解析の有用性を確認する．

4.　一般化応力拡大係数の解析結果とその検討

4.1　単一モードの結果　前章で述べた方法によって，まず，単一モードの帯板中の切欠き(図3)を解析する．板幅と切欠き深さの比 l/b=0.1～0.9，開き角 γ =30°，傾き角 β =0° の帯板についてFEM解析を行う．なお，基準となる値は l/b=0.1 の値とし，l/b=0.2～0.9の切欠きをもつ帯板の切欠き先端付近での一般化応力拡大係数をFEM解析により求める．表2(a)に l/b=0.1, $\sigma=1$ のときの切欠きの二等分線上における σ_θ の分布を示す(これを σ^*_θ とする．このときの切欠き近傍の要素分割は後述する図5(b)と同様である)．また，表2(b)に l/b=0.8, $\sigma=1$ のときの $\sigma_\theta/\sigma^*_\theta$ の分布を示す．表に示すように $\sigma_\theta/\sigma^*_\theta$ の分布は切欠きの近傍でほぼ一定となっており，式(5)より l/b=0.8 の $F_{I,\lambda 1}$ が求まる．このようにして求めた結果 $F_{I,\lambda 1 appr}$ を体積力法の結果[10] $F_{I,\lambda 1,BFM}$ と比較して表3に示す．この結果よりFEM解析の精度が有効数字4桁程度であることが分かる．体積力法では求められていない l/b=0.6～0.9の切欠きについても容易に一般化応力拡大係数が求められることからFEM解析の有用性が確認される．

4.2　混合モードの結果　表4に示すような $\beta \neq 0$ の切欠きを有する帯板の切欠き先端付近ではモード I とモード II の変形による応力特異場の指数は異なる．即ち，このようなV字切欠き先端での応力場は式(6)で表される．

$$\sigma_{ij} = \frac{K_{I,\lambda 1}}{r^{1-\lambda 1}} f^I_{ij}(\theta) + \frac{K_{II,\lambda 2}}{r^{1-\lambda 2}} f^{II}_{ij}(\theta)$$

$$K_{I,\lambda 1} = F_{I,\lambda 1}\sigma\sqrt{\pi}l^{1-\lambda 1}\ ,\quad K_{II,\lambda 2} = F_{II,\lambda 2}\sigma\sqrt{\pi}l^{1-\lambda 2} \quad \cdots\cdots(6)$$

したがってこのような応力特異場を求めるためには，指数が異なる2つの特異応力を同時に考慮する必要がある．式(6)において，σ_θ および $\tau_{r\theta}$ を表すと以下のようになる．

$$\sigma_\theta = \frac{\lambda_1}{\sqrt{2\pi}}[(\lambda_1+1)\sin\{\lambda_1(\alpha-\pi)\}\cos(\lambda_1-1)\theta + [\lambda_1\sin\{\alpha-\lambda_1(\alpha-\pi)\} + \sin(\lambda_1\pi)]\cos(\lambda_1+1)\theta]\frac{K_{I,\lambda 1}}{r^{1-\lambda 1}} + \frac{\lambda_2}{\sqrt{2\pi}}[(\lambda_2+1)\sin\{\lambda_2(\alpha-\pi)\}\sin(\lambda_2-1)\theta + [\lambda_2\sin\{\alpha-\lambda_2(\alpha-\pi)\} - \sin(\lambda_2\pi)]\sin(\lambda_2+1)\theta]\frac{K_{II,\lambda 2}}{r^{1-\lambda 2}} \quad \cdots\cdots(7)$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{\lambda_1}{\sqrt{2\pi}}[(\lambda_1+1)\sin\{\lambda_1(\alpha-\pi)\}\sin(\lambda_1-1)\theta + [\lambda_1\sin\{\alpha-\lambda_1(\alpha-\pi)\} + \sin(\lambda_1\pi)]\sin(\lambda_1+1)\theta]\frac{K_{I,\lambda 1}}{r^{1-\lambda 1}} - \frac{\lambda_2}{\sqrt{2\pi}}[(\lambda_2-1)\sin\{\lambda_2(\alpha-\pi)\}\cos(\lambda_2-1)\theta + [\lambda_2\sin\{\alpha-\lambda_2(\alpha-\pi)\} - \sin(\lambda_2\pi)]\cos(\lambda_2+1)\theta]\frac{K_{II,\lambda 2}}{r^{1-\lambda 2}} \quad \cdots\cdots(8)$$

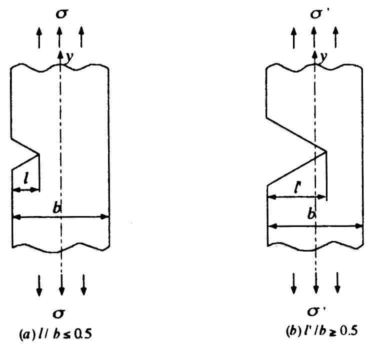


Fig.3 Sharp notch in a strip

Table.2 Stress distribution in Fig.3

(a) σ^*_θ when $l/b=0.1, \sigma=1$

i	r/l	σ^*_θ	$\sigma^*_\theta \times r^{1-\lambda 1}$
0	0	34.3679	0
1	0.0412	17.5446	1.1345
2	0.0823	13.0094	1.1885
3	0.1235	10.5938	1.1846
4	0.1646	9.1939	1.1866
5	0.2058	8.2371	1.1882
6	0.2469	7.5326	1.1900
7	0.2881	6.9853	1.1917
8	0.3292	6.5444	1.1934
9	0.3704	6.1794	1.1950
10	0.4115	5.8707	1.1965

(b) $\sigma_\theta|_{l/b=0.8} / \sigma^*_\theta|_{l/b=0.1}$

i	r/l	$\sigma_\theta/\sigma^*_\theta$
0	0	28.1833
1	0.00514	28.1444
2	0.01029	28.0995
3	0.01543	28.0424
4	0.02058	27.9813
5	0.02572	27.9179
6	0.03086	27.8530
7	0.03601	27.7872
8	0.04115	27.7205
9	0.04630	27.6533
10	0.05144	27.5856

Table.3 Results of sample problem in Fig.3

when $\gamma = 30^\circ, \beta = 0^\circ$

l/b	$F_{I,\lambda 1 appr}$	$F_{I,\lambda 1 BFM}$	Error of Appr. Values[%]
0.1	1.217	1.217	0
0.2	1.400	1.399	0
0.3	1.703	1.699	-0.06
0.4	2.160	2.157	0
0.5	2.888	2.883	0.21
0.6	4.111	-	-
0.7	5.798	-	-
0.8	12.16	-	-
0.9	35.19	-	-

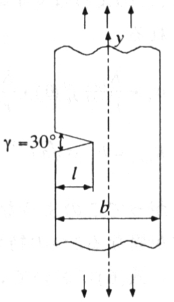


Table.4 Results of Inclined sharp V- notch in a strip

when $\gamma = 60^\circ$

$\gamma = 60^\circ$	$F_{I,\lambda 1}$				$F_{II,\lambda 2}$			
l/b \ β	0°	15°	30°	45°	0°	15°	30°	45°
0.00	1.225	1.176	1.040	0.824	0.000	0.326	0.577	0.684
0.02	1.228	1.181	1.044	0.828	0.000	0.328	0.578	0.687
0.05	1.245	1.197	1.059	0.842	0.000	0.332	0.588	0.698
0.1	1.298	1.249	1.107	0.888	0.000	0.345	0.611	0.734
0.2	1.492	1.437	1.282	1.053	0.000	0.391	0.697	0.858
0.3	1.808	1.746	1.572	1.321	0.000	0.462	0.834	1.060
0.4	2.295	2.224	2.023	1.731	0.000	0.570	1.046	1.369
0.5	3.066	2.980	2.739	2.378	0.000	0.744	1.388	1.857

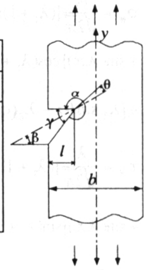


表5は切欠き深さが$l/b=0.1$, $l'/b=0.2$と深さの異なる2つの切欠きで体積力法の結果(表7)を考慮してモードIの応力拡大係数が等しくなるように荷重を作用させたとき(図4参照)の結果である．このときの要素分割を図5に示す．切欠きの二等分線上($\theta=0$)では式(7)よりσ_θは$K_{I,\lambda 1}$によって決まる．また式(8)に示すように，$\tau_{r\theta}$は$K_{II,\lambda 2}$によって決まる．表5に示すように切欠きの二等分線上での$\sigma_\theta \times r^{1-\lambda 1}$および$\tau_{r\theta} \times r^{1-\lambda 2}$がほぼ一定の値になる．

表6にl/b=0.1と$l'/b=0.2$のσ_θ, $\tau_{r\theta}$の比を示す．すなわちl/b=0.1とl/b=0.2の切欠きを持つ帯板において，$K_{I,\lambda 1}\big|_{l/b=0.1} \cong K_{I,\lambda 1}\big|_{l/b=0.2}$となる荷重を作用させたとき(図4)図5のメッシュを用いたFEM解析結果において

Table.5 Stress along the notch bisector in Fig.4

$(a)\, l/b = 0.1\ \ \gamma = 60^\circ\ \ \beta = 30^\circ$ $(b)\, l'/b = 0.2\ \ \gamma = 60^\circ\ \ \beta = 30^\circ$

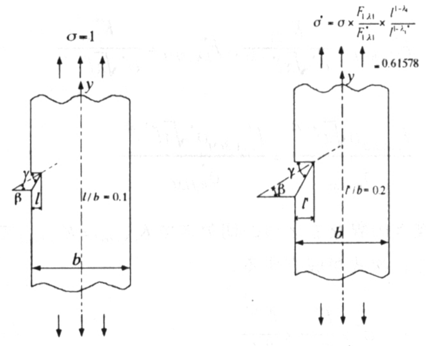
when $K^*_{I,\lambda 1} = F^*_{I,\lambda 1}\sigma^*\big|_{\sigma=1}\sqrt{\pi}\, l^{*1-\lambda 1}\big|_{l=0.1}$ when $K_{I,\lambda 1} = K^*_{I,\lambda 1}$

(a)

i	r/l	$\sigma_\theta \times r^{1-\lambda 1}$	$\tau_{r\theta} \times r^{1-\lambda 2}$
0	0	0	0
1	0.0412	0.71220	0.34729
2	0.0823	0.75394	0.40885
3	0.1235	0.75340	0.42368
4	0.1646	0.75440	0.43104
5	0.2058	0.75497	0.43498
6	0.2469	0.75563	0.43747
7	0.2881	0.75630	0.43917
8	0.3292	0.75696	0.44043
9	0.3704	0.75763	0.43141
10	0.4115	0.75830	0.43222

(b)

i	r/l	$\sigma_\theta \times r^{1-\lambda 1}$	$\tau_{r\theta} \times r^{1-\lambda 2}$
0	0	0	0
1	0.0206	0.71459	0.29347
2	0.0412	0.75625	0.34544
3	0.0617	0.75543	0.35790
4	0.0823	0.75614	0.36402
5	0.1029	0.75640	0.36726
6	0.1235	0.75673	0.36838
7	0.1440	0.75706	0.37057
8	0.1646	0.75738	0.37150
9	0.1852	0.75770	0.37220
10	0.2058	0.75800	0.37274



$(a)\, l/b = 0.1$ $(b)\, l'/b = 0.2$

Fig.4 $K_{I,\lambda 1}\big|_{l/b=0.1} = K_{I,\lambda 1}\big|_{l'/b=0.2}$ for $\gamma = 60^\circ, \beta = 30^\circ$

Table.6 $\sigma_\theta\big|_{l/b=0.1} / \sigma_\theta\big|_{l/b=0.2}$ and $\tau_{r\theta}\big|_{l/b=0.1} / \tau_{r\theta}\big|_{l/b=0.2}$

when $\gamma = 60^\circ, \beta = 30^\circ$ in Fig.4

i	$\dfrac{\sigma_\theta\big\|_{l/b=0.1}}{\sigma_\theta\big\|_{l/b=0.2}}$	$\dfrac{\tau_{r\theta}\big\|_{l/b=0.1}}{\tau_{r\theta}\big\|_{l/b=0.2}}$
0	-	-
1	0.99240	1.18338
2	0.99695	1.18358
3	0.99731	1.18381
4	0.99770	1.18409
5	0.99811	1.18440

Table.7 Results of sample problem in Fig.4

when $\gamma = 60^\circ, \beta = 30^\circ$

	l/b	FEM	BFM	Error of Apr. Values [%]
$F_{I,\lambda 1}$	0.1	1.107	1.107	0
	0.2	1.282	1.284	0.187
$F_{II,\lambda 2}$	0.1	0.611	0.611	0
	0.2	0.697	0.695	-0.258

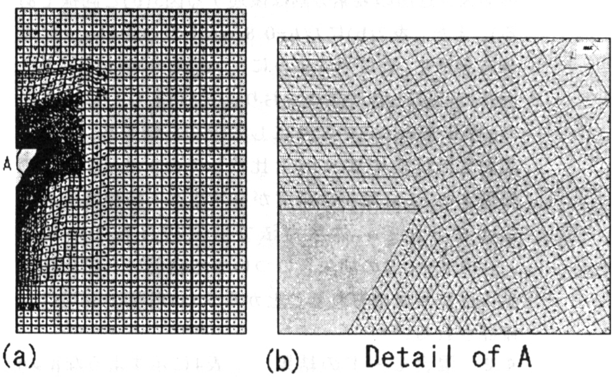
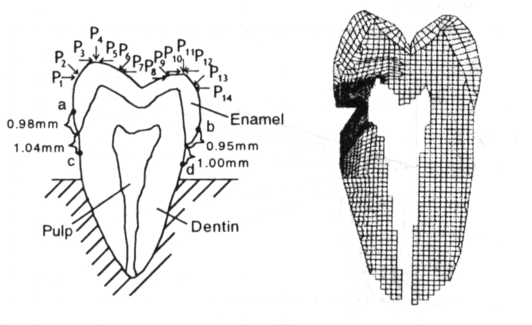


Fig.5 An example of finite element mesh



(a) Without wedge-shaped defect　(b) With wedge-shaped defect (FEM mesh)

Fig.6 Two-dimensional model of human tooth

Table.8 Mechanical properties for human teeth(11)(12)(13)

Material	Elastic modulus (MPa)	Poisson's ratio	Tensile strength (MPa) [strain (×10⁻⁶)]	Compression strength (MPa) [strain (×10⁻⁶)]
Pulp	9.81	0.49	——	——
Dentin	11800	0.30	——	213～380 [18100～32300]
Enamel	46100	0.30	10.4～45.6 [226～989]	176～608 [3820～13200]

$K_{I,\lambda 1}\big|_{l/b=0.1} \cong K_{I,\lambda 1}\big|_{l/b=0.2}$ が成立しており，$K_{II,\lambda 2}\big|_{l/b=0.1} / K_{II,\lambda 2}\big|_{l/b=0.2} \cong 1.184$ となる．これより，l/b=0.1 の結果を基準にしてl/b=0.2の結果を求めれば，表7に示すように有効数字4桁程度まで求めることができる．結局，図5のメッシュを用いた場合，式(7)に$F_I = 1.107$, $F_{II} = 0.611$(表4のl/b=0.1, β =30°)を代入して得られる厳密な特異応力場 $\sigma_\theta = 1.207/r^{1-\lambda 1}$, $\tau_{r\theta} = 0.820/r^{1-\lambda 2}$は得られないが，それに対応する$\sigma_\theta = 0.756/r^{1-\lambda 1}$, $\tau_{r\theta} = 0.440/r^{1-\lambda 2}$の特異応力場が得られる(表5)ことがわかる．このような性質を考慮すれば，有限の要素分割の結果から厳密な特異応力場を推定することができる．

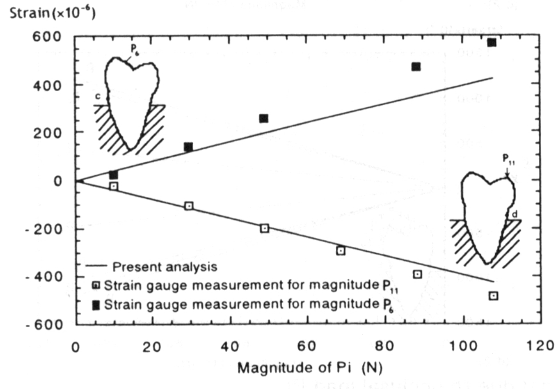


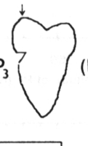
Fig.7 Strain vs. magnitude of Pi relations

5. ヒトの歯の解析結果と考察

5.1 くさび状欠損がない場合の結果　ヒトの歯は図6に示すように歯髄(Pulp)，エナメル質(Enamel)，象牙質(Dentin)から成る．図1のくさび状欠損の写真より，図6のようなヒトの歯の二次元モデルを作成した．その際，歯髄，エナメル質，象牙質の弾性定数を表8のように仮定した．ただし歯髄の弾性定数は小さいので空洞(ヤング率0)とみなした．本研究ではくさび状欠損が歯根部の象牙質にあるモデルを考えるが，図6(b)でくさび状欠損近傍の要素分割は図5で用いたものと同じにしている．この二次元モデルの妥当性を検証するために，まず，くさび状の欠損がない場合に，歯冠頬側歯頚部(a)，歯冠舌側歯頚部(b)，歯根頬側歯頚部(c)，歯根舌側歯頚部(d)での歯軸に平行方向のひずみの値を陳らの実験値[6]と比較した．その内の二例を図7に示す(c,dの位置は図6参照)．陳らの実験では欠損のない標準的な大きさのヒトの歯(上顎第二小臼歯)を使用し，荷重を負荷させひずみゲージを用いてひずみの測定を行っている．二次元モデルと比較できるP_2, P_4, P_6, P_9, P_{11}, P_{13}(図6(a)参照)の場合を比較した結果，多くの場合に荷重-ひずみ関係は図7のようによく一致しており，二次元モデルが有用であることがわかる．ただし，荷重と測定位置を変えた24通りの結果のうち，4通りは大きく傾向が異なった．これは陳らの実験値と本解析結果において，同じ上顎第二小臼歯を用いているものの，歯の形状や寸法が異なるためであると考えられる．

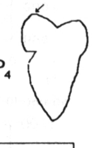
Table.9 Stresses along the notch bisector in Fig.6(b)

(a) σ_θ, $\tau_{r\theta}$ due to P_3 ($r = i/243$[mm])



i	$\sigma_\theta \times r^{1-\lambda 1}$	$\tau_{r\theta} \times r^{1-\lambda 2}$
0	0	0
1	-0.50344	-0.27129
2	-0.53177	-0.31947
3	-0.53016	-0.33255
4	-0.52965	-0.33707
5	-0.52884	-0.34033
6	-0.52810	-0.34249
7	-0.52737	-0.34406
8	-0.52664	-0.34530
9	-0.52900	-0.34634
10	-0.52516	-0.34727
11	-0.52443	-0.34814
12	-0.52373	-0.34898
13	-0.52323	-0.34974
14	-0.52264	-0.35074
15	-0.52158	-0.35236

(b) σ_θ, $\tau_{r\theta}$ due to P_4 ($r = i/243$[mm])



i	$\sigma_\theta \times r^{1-\lambda 1}$	$\tau_{r\theta} \times r^{1-\lambda 2}$
0	0	0
1	-0.70479	-0.52269
2	-0.74451	-0.61527
3	-0.74215	-0.63746
4	-0.74124	-0.64840
5	-0.73984	-0.65422
6	-0.73850	-0.65786
7	-0.73712	-0.66032
8	-0.73572	-0.66213
9	-0.73429	-0.66353
10	-0.73284	-0.66468
11	-0.73139	-0.66567
12	-0.72995	-0.66660
13	-0.72879	-0.66737
14	-0.72752	-0.66860
15	-0.72557	-0.67187

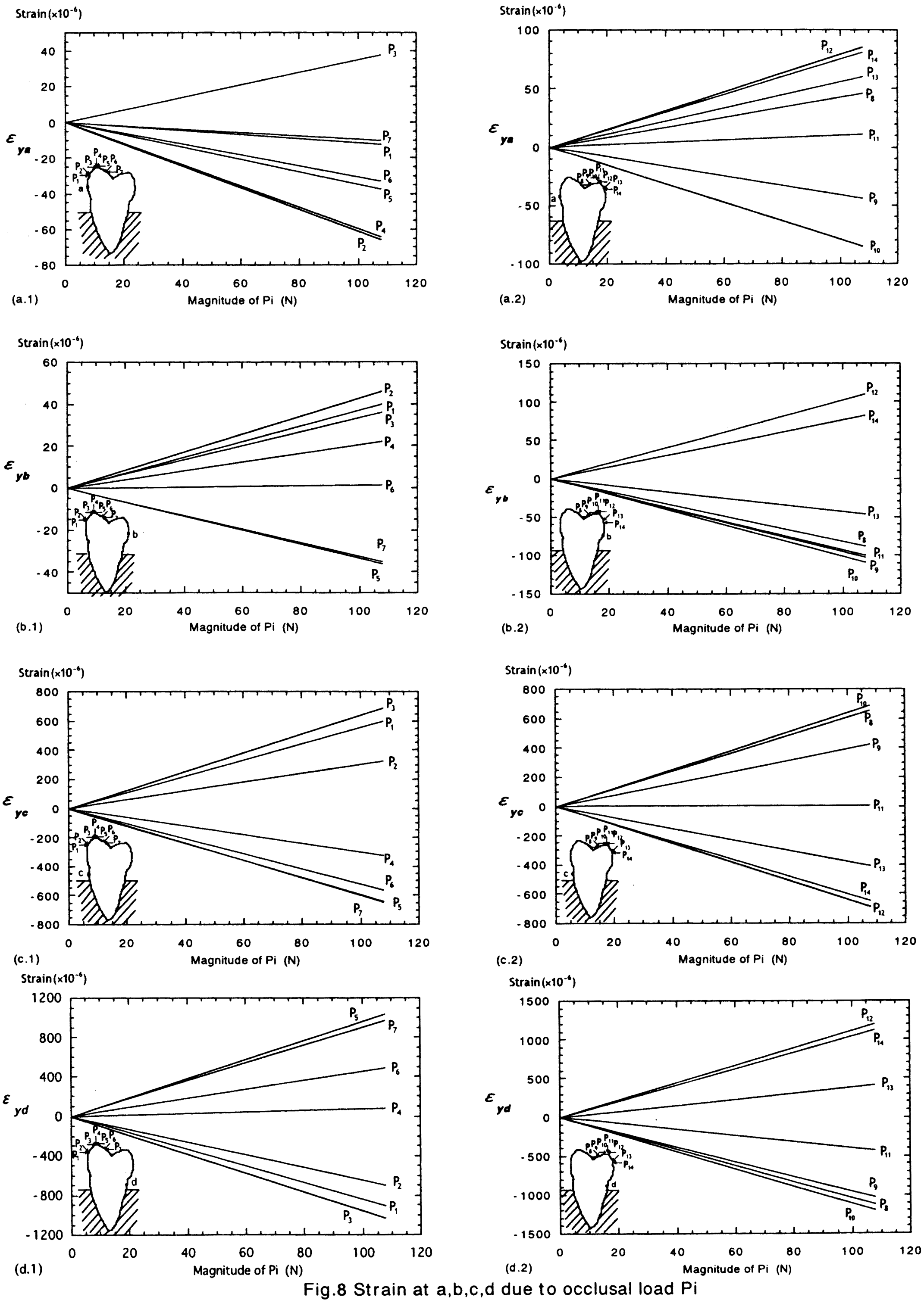


Fig.8 Strain at a,b,c,d due to occlusal load Pi

各部位に0～108Nの荷重を負荷させたときの，a～dでのひずみを図8(a.1)～(d.2)に示す．本解析では実験では困難のため実施されなかった水平方向荷重$P_1, P_3, P_5, P_7, P_8, P_{10}, P_{12}, P_{14}$も考察する．図8(a.1)～(b.2)は歯冠の歯頸部(図6(a)のエナメル質の点a,b)におけるひずみである．また，図8(c.1)～(d.2)は歯根の歯頸部(図6(a)の象牙質の点c,d)におけるひずみである．図8(a.1)～(d.2)で歯冠部より歯根部でひずみが1桁以上大きな値となっているが，これは歯冠部に存在するエナメル質の縦弾性係数が，象牙質の4倍以上であることと，歯根部では歯冠部より荷重による曲げモーメントが大きくなることが考えられる．

5.2 ヒトの歯にくさび状欠損がある場合の解析結果　表9は図6(b)のメッシュにより求めたくさび状欠損二等分線上のσ_θ，$\tau_{r\theta}$である．表9(a)よりこの場合においてもくさび状欠損の二等分線上で$\sigma_\theta \times r^{1-\lambda 1}$および$\tau_{r\theta} \times r^{1-\lambda 2}$がほぼ一定の値をとっており，一般化応力拡大係数が求められることがわかる．

図9にくさび状欠損先端の特異応力の強さを示す$F_{\theta\theta}$および$F_{r\theta}$(二等分線上の応力が$\sigma_\theta = F_{\theta\theta} / r^{1-\lambda 1}$，$\tau_{r\theta} = F_{r\theta} / r^{1-\lambda 2}$と表される)と荷重$P_i$の関係を示す．図9(1)と図8(c.1)および図9(2)と図8(c.2)を比較すると荷重の増加に対する$F_{\theta\theta}$とε_yの増加の傾向が非常によく一致していることがわかる．微小なくさび状欠損がa～dに生じた場合の特異応力の強さは図8のくさび状欠損がない場合のひずみの結果，ならびに，半無限板中の鋭いV型切欠きの結果(表4の$l/b \to 0$)を用いて推定可能である．その特異応力場の強さは図8と同様な荷重依存性を示す．すなわち荷重位置・方向の違いによる厳しさの定性的傾向は欠損深さにあまり依存しないものと考えられる．

5.3 咬合の影響についての考察　図8(a.1)において最大引張ひずみと最大圧縮ひずみの比はおよそ1:3となっているが，エナメル質の引張強度と圧縮強度の比は1:10といわれている．これより，圧縮応力よりも引張応力が危険であると考えられ，咬合力が大きい場合微小な傷等から破壊の可能性が考えられる．また，図8(c.1),(c.2),(d.1),(d.2)において，最大引張ひずみと最大圧縮ひずみの比はおよそ1:1となっている．象牙質の圧縮強度については多くの研究があり，213～380MPaと考えられている．一方，その引張強度に関してはあまり研究が見当たらないが，圧縮強度の1/5程度ではないかと推測できる．これらを考慮すると歯根部の場合も引張応力が危険であると考えられる．

図8，図9より特に舌側咬頭部の歯軸方向荷重P_{11}が

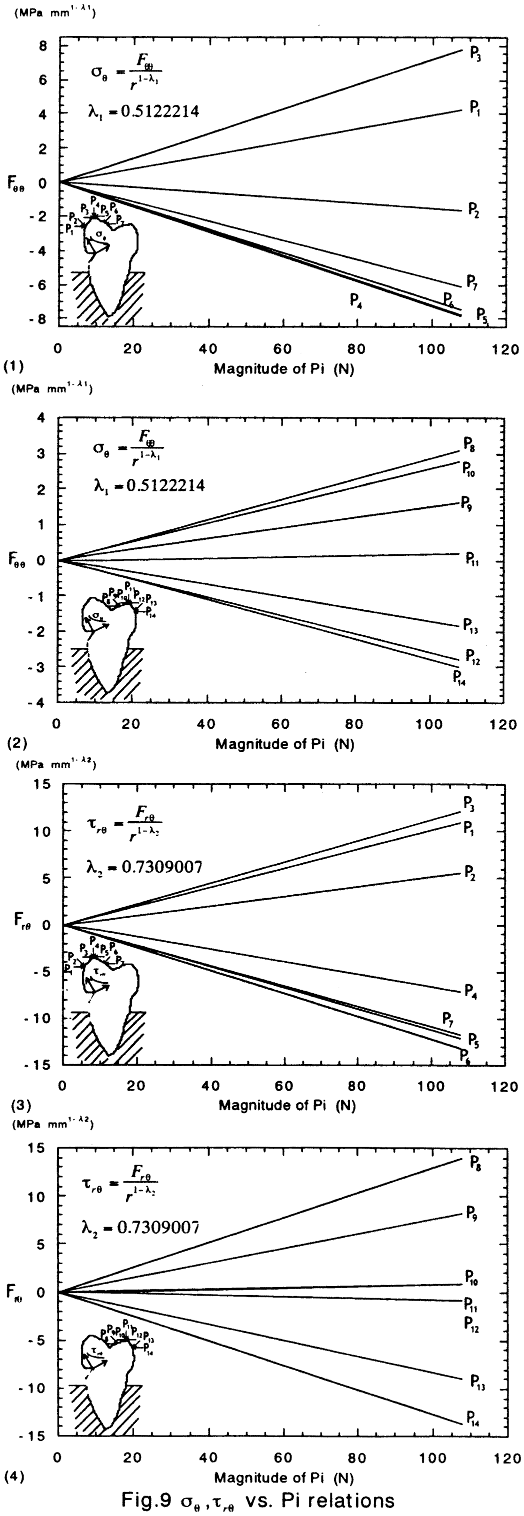


Fig.9 σ_θ, $\tau_{r\theta}$ vs. Pi relations

荷重増加に対する影響が小さく安全であることがわかる．これは圧縮応力と曲げモーメントにより生じる引張応力が相殺するためであると考えられる．また，歯軸に垂直方向の荷重P_3, P_8, P_{10}, P_{12}などは荷重増加に対する影響が大きく危険であることがわかる．これより，咬合をP_{11}方向になるよう調節すれば，くさび状欠損を進展させにくくできると考えられる．

表1よりくさび状欠損の発生件数は舌側より頬側の方が多いと報告されている．しかし，ひずみの大きさは頬側より舌側の方が大きく，力学的にはより危険であると考えられる．この理由として，欠損の発生要因として咬合だけでなく歯ブラシの影響も無視できないと思われる．

6．結　　言

本研究ではヒトの歯の形状が複雑であることを考慮して，このような二次元問題を有限要素法(FEM)で精度よく解析する方法を検討するとともに，ヒトの歯にくさび状欠損が存在する場合の咬合による影響を考察した．結論をまとめると以下のようになる．

(1)応力場の相似性を基にして有限要素解析により求めた帯板の切欠きの一般化応力拡大係数は体積力法によって求められた厳密解と有効数字4桁程度までよく一致し，特に切欠きの深いところまで精度よく求められた．これによって有限要素法によるくさび状欠損の解析法が確立された．

(2)図6に示すように歯に作用する荷重の位置と方向を変化させて，くさび状欠損の特異応力の強さを調べた結果，P_1～P_{14}の荷重では，舌側咬頭部の歯軸方向荷重P_{11}が安全で歯軸に垂直な荷重P_3, P_8, P_{10}, P_{12}等が危険であることがわかった．よって，咬合を調節し，咬合力の向きをP_{11}方向にすればくさび状欠損の進展が生じにくくできると判断できる．

(3)くさび状欠損がない場合のひずみε_{yc}(図8(c))とくさび状欠損がある場合の特異応力場の強さ図9(1),(2)を比べるとその傾向はよく似ている．すなわち，くさび状欠損発生の初期においても，上述の結論(2)が成立するものと考えられる．

(4)歯冠部エナメル質における最大引張ひずみと最大圧縮ひずみの比はおよそ1:3となっている．一方，エナメル質の引張強度と圧縮強度の比はおよそ1:10といわれている．このことから，圧縮よりも引張の方が危険であると考えられる．また，歯根部象牙質における最大引張ひずみと最大圧縮ひずみの比はおよそ1:1となっているが，象牙質の引張強度と圧縮強度の比はおよそ1:5と考えられ，歯冠部と同じく引張が危険と考えられる．

(5)咬合により生じる応力やひずみは舌側の方が頬側より大きい(図8(a)と図8(b)の比較および図8(c)と図8(d)の比較)．けれども，実際のくさび状欠損は頬側に多く発生する(表1)．この理由として歯ブラシの影響も考慮すべきである．

本研究を行うに際し，九州工業大学地域共同研究センター長田中洋征教授には種々の御援助を賜った．深くお礼申し上げる．

文　献

(1)Miller, W.D., Experiments and observations on the wasting of tooth tissue variously designated as erosion, abrasion, chemical abrasion, denudation, etc, Den Cosmos, vol49, (1907), pp.1-23, pp.109-124, pp.147-225.

(2)Bream, M.,et al., Stress inducedcervical lesions, J Prosthet Dent,vol.67, (1992), pp.718-722.

(3)Graehn,G,.and Muller,H.H.,Wedge-shaped defects at Teeth of Animals, Dtsch Zahn Mund Kiefrheilkd, vol79, (1991), pp.441-449.

(4)Tanaka, H., et al.,Studies on the Cervical Loss of Tooth Structure -Japanese Teeth before and during the Edo Era,The First Report:Edo Era (1)-The Japanese Journal of Conservative Dentistry, vol.36, No.1, (1993), pp.287-294.

(5)Lee, W.C., and Eakle, W.S., Possible role of tensile stress in the etiolog of cervical lesions of teeth, J Prosthet Dent, vol.52, (1984), pp.374-380.

(6)Chen, K.K., et al, Effects of Occulusion on the Formation of Wedge-shaped Defect-Cervical region Strain along Tooth Axis-, The Japanese Journal of Conservative Dentistry (in Japanese) vol.43, (2000), pp.870-876.

(7)Anan, k., Potential of Stress-inducing Wedge-shaped Defect of Tooth, Reprinted from the Kyushu Dental Society (in Japanese), vol.50, No.1, (1996), pp.307-318

(8)Kuroe, T., et al, Biomechanics of Cervical Tooth Structure Lesions Legions and Their Restoration, Quintessence International, vol.34, No.4, (2000), pp.267-274 ; Kuroe, T., et al, Biomechanical Effects of Cervical Legions and Restoration on Periodontally Compromised Teeth, the Quintessence (in Japanese), vol.20, No.8, (2001), pp.1501-1510

(9)Teranishi, T., and Nishitani, H., Determination of Highly Accurate Values of Stress Intensity Factor in a Plate of Arbitrary Form by FEM, Transactions of JSME (in Japanese), vol.65, No.638, A, (1999), pp.16-21.

(10)Chen, D.H., and Nishitani, H., Stress Intensity Factors and of a strip with a V-shaped Single Notch under Tension or In-Plane Bending, Transactions of JSME (in Japanese), vol.59 No.560, A (1993), pp.187-192

(11)Tajima, K., et al, Numerical Analysis of Stress in Enamel Induced by Polymerization Shrikage of Composite resin for Class V Restorations, Reprinted from the Kyushu Dental Society (in Japanese),vol.46, No.2 (1992), pp.389-397

(12)Okazaki, K., et al, Tensile Strength of Human Enamel, J.J. Dent. Mater (in Japanese), vol.6, No4, (1987) ,pp.465-471

(13)Nishimura, F., et al, Compressive Behavior and Micro Vickers Hardness of Human Enamel and Dentin, J.J. Dent. Mater (in Japanese), vol.5,No.4 (1986), pp.449-454