日本機械学会論文集(C編)
54巻503号(昭63-7)

論文 No. 87-0687 A

セラミックスと金属の締りばめ部の破壊に及ぼす真円度と表面あらさの影響*

新田　勇*1, 下田　茂*1
石橋達弥*1, 加藤康司*2

The Effects of Surface Roughness and Out-of-Roundness on Fracture of Shrink Fit between Ceramic and Metal

Isami NITTA, Shigeru SHIMODA,
Tatsuya ISHIBASHI, and Koji KATO

In the previous paper, we theoretically analyzed the distributions of the contact pressures between ceramic and metal whose cylindricities were not perfect. In this paper, the distributions of the contact pressures in the circumferential direction were theoretically analyzed when the roundnesses were not perfect. The distributions of the contact pressures were changed as the degree of out-of-roundness was changed. Shear stress did not exist on the surface to be joined. The mean contact pressures decreased with increased surface roughness. And the concentrations of the contact pressures caused by the out-of-roundness were relaxed by the roughened surfaces to be joined. The effects of both out-of-roundness and surface roughness on the fractures of ceramic rings were also discussed. And it was shown that the roughened surfaces to be joined prevented the ceramic rings from fracturing.

Key Words: Machine Element, Fixing Element, Ceramic, Shrink Fit, Surface Roughness, Out-of-Roundness, Contact Pressure

1. 緒　　言

セラミックスと金属の簡便で実用的な結合方法の一つとして，締りばめがあげられる[1]．前報においては，表面あらさが軸方向締付け圧力分布に及ぼす影響について理論的に検討した[2]．さらに，テーパが存在する場合，表面あらさの変形により応力集中部の応力がどの程度緩和されるかを明らかにした．しかし，はめあい部の形状誤差は円筒度のほかに真円度[3][4]があるため，真円度と表面あらさが締付け圧力に及ぼす影響についても明らかにすることが必要である．

今まで金属同士の締りばめにおいて行われてきた研究は，内外圧を受ける厚肉円筒として理論的実験的に考察したものや[5]~[7]，表面あらさが締付け圧力に及ぼす影響について調べたもの[8]~[10]がある．真円度の影響については，岩城らの実験的研究[12][13]，久門らの理論的研究[14]がある．

一般に，金属同士の締りばめにおいては，降伏点を超える部分があっても塑性変形を起こすだけで破壊までには至らない．しかし，セラミックスリングと金属シャフトのような組合せの場合は，真円度が悪いためリングのある部分に降伏点を超える所があればいっきに破壊してしまう．したがってこのような場合には，金属同士では有効と思われる平均締め代と平均はめあい圧力という関係[14]は使用できない．リングの破壊予測のためには各部の内部応力を求めなければならない．さらに，真円度が同じである二つの円が必ずしも同じ形状とは限らない．例えば，加工の際のチャッキングが異なれば真円度が同じでも真円からの変動周期が異なる場合がある．しかし，この変動周期が締付け圧力に及ぼす影響について考察したものはきわめて少ない．

一方，表面あらさの変形は[15]~[18]，締付け圧力を緩和する．したがって，真円度が悪くて破壊してしまうような場合でも，表面あらさが存在するために破壊をまぬがれる可能性も考えられる．

そこで本研究では，セラミックスと金属の締りばめ部の破壊に及ぼす真円からの変動周期ならびに表面あらさの影響を調べるために，二次元平面応力問題[19]を基礎にポイントマッチング法[20][21]を利用して，3種類の真円からの変動周期に対して締付け圧力および内部応力を解析した．本研究の計算に使用したモデルは，

* 昭和63年3月31日　第65期通常総会講演会において講演，原稿受付　昭和62年5月15日．
*1 正員，新潟大学工学部(〒950-21 新潟市五十嵐2の町8050)．
*2 正員，東北大学工学部(〒980 仙台市荒巻字青葉)．

真円がでているシャフトと内面形状が余弦関数的に変化するリングである．そして，真円からの変動周期と表面あらさの大きさが変化するにしたがって，締付け圧力および内部応力がどのように変化するかを調べた．

2. 理　　論

固体表面はどんなに精密に仕上げても細かい凹凸やうねりが存在する．このような固体表面が接触圧力を受けると図1に示すような接触圧力-変位の関係を呈する[15]．ここで，図1の変位とはその測定区間内に接触面が存在する場合の変位から，測定区間内に接触面が存在しない場合の変位を引いたものである．すなわち，表面微小突起が存在したために生ずる変位である．前報[2]で報告したように，著者らはSUS 304ステンレス鋼で接触面の荷重-変位曲線を求めており見掛けの接触圧力0.35〜100 MPaの範囲で以下のような実験式を得ている[15]．

$$\delta=f(p)=R_{\max}(0.18p^{0.17}-0.12) \quad \cdots\cdots(1)$$

p：見掛けの接触圧力（MPa）

$R_{\max}$：最大高さあらさ

（19〜60 μm の範囲で実験を行った．）

ここで，δ は表面微小突起が存在したために生ずる変位である．

図2（a），（b）に示すようにリングの内周面の一部（θ_b の部分）に垂直応力またはせん断応力が作用する場合の内周面各部の変位と，シャフトの外周面の一部（θ_b の部分）に垂直応力またはせん断応力が作用する場合の外周面各部の変位について考える．以下では紙面の都合上，垂直応力が作用する場合についてのみ説明を行う．また図2は後述のモデル2についての図である．

このような垂直応力が作用する場合のリング内周面およびシャフト外周面の任意の位置（θ）の半径方向変位 u_r は次式のようになる．

$$u_r=\Big\{(dA^R_{-1}-eA^I_{-1})+\sum_{n=-\infty}^{\infty(n\neq-1)}a^{n+1}K_n/(n+1)\Big\}(3-\nu)/E-\Big\{\sum_{n=-\infty}^{\infty}a^{n+1}K_n+(fB^R_{-1}-gB^I_{-1})+\sum_{n=-\infty}^{\infty(n\neq-1)}a^{n+1}L_n/(n+1)\Big\}(1+\nu)/E \quad \cdots\cdots(2)$$

式（2）の総和記号中の（$n\neq-1$）とは -1 を除いて総和をとるという意味である．

ここで，

ν：ポアソン比

E：ヤング率

a：シャフト半径

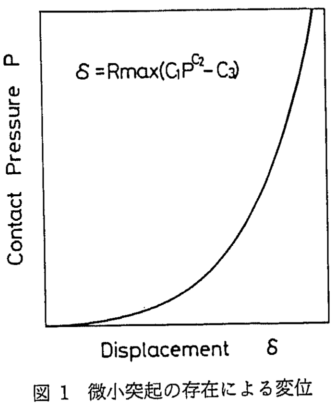

図1　微小突起の存在による変位

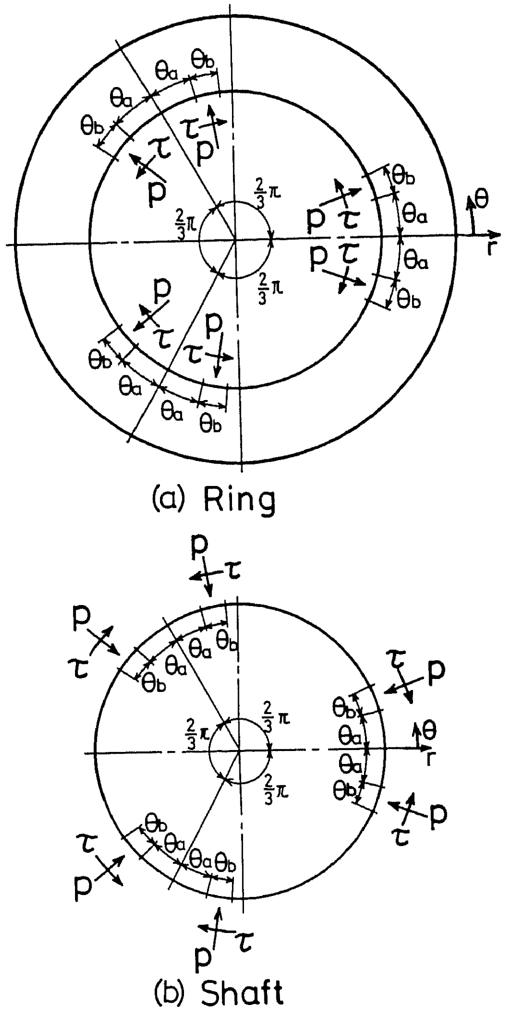

図2　リングとシャフトの負荷状態

b：リング外半径

$d=\ln a\cos(\theta)+\theta\sin(\theta)$

$e=-\ln a\sin(\theta)+\theta\cos(\theta)$

$f=\ln a\cos(\theta)-\theta\sin(\theta)$

$g=\ln a\sin(\theta)+\theta\cos(\theta)$

$K_n=A_n^R\cos(n\theta)-A_n^I\sin(n\theta)$

$L_n=B_n^R\cos\{(n+2)\theta\}-B_n^I\sin\{(n+2)\theta\}$

図2(a)に示されたリング内周面の部分に垂直応力pが作用する場合に式(2)における係数は次のように決定できる．

$A_0^R=-Ca^2\theta_b p/2\pi(b^2-a^2)$

$A_0^I=0$

$A_{-1}^R=(1+\nu)aP_1\cos(\theta)/4$

$A_{-1}^I=(1+\nu)aP_1\sin(\theta)/4$

$A_1^R=-(1+\nu)aP_1\cos(\theta)/2(b^2+a^2)$

$A_1^I=(1+\nu)aP_1\sin(\theta)/2(b^2+a^2)$

$A_n^R=-(1+n)(b^2-a^2)a^{-n+2}P_n\cos(n\theta)/F$

$A_n^I=(1+n)(b^2-a^2)a^{-n+2}P_n\sin(n\theta)/F$

$(n\geqq 2)$

$A_n^R=(b^{-2n+2}-a^{-2n+2})a^{n+2}P_{-n}\cos(-n\theta)/F$

$A_n^I=(b^{-2n+2}-a^{-2n+2})a^{n+2}P_{-n}\sin(-n\theta)/F$

$(n\leqq -2)$

ここで，

$F=(1-n^2)(b^2-a^2)^2-(b^{2n+2}-a^{2n+2})(b^{-2n+2}-a^{-2n+2})$

$P_n=4T\sin(n\theta_b/2)\cos\{n(\theta_a+\theta_b/2)\}\cos(n\theta)p/\pi n$　　$(n\geqq 1)$

さらに，後で述べるモデル1，モデル2，モデル3に対してC, Tは次のような値を持つ．

$C=2$

$T=1+(-1)^n$　　モデル1に対して

$C=3$

$T=1+2\cos(2n\pi/3)$　　モデル2に対して

$C=4$

$T=1+2\cos(n\pi/2)+(-1)^n$　　モデル3に対して

また，

$B_{-1}^R=-(3-\nu)aP_1\cos(\theta)/4$

$B_{-1}^I=(3-\nu)aP_1\sin(\theta)/4$

$B_{-2}^R=-Ca^2b^2\theta_b p/\pi(b^2-a^2)$

$B_{-2}^I=0$

$B_{-3}^R=(1+\nu)a^3b^2P_1\cos(\theta)/2(b^2+a^2)$

$B_{-3}^I=(1+\nu)a^3b^2P_1\sin(\theta)/2(b^2+a^2)$

$B_{n-2}^R=(1-n)A_n^Ra^2+A_{-n}^Ra^{-2n+2}-P_n\cos(n\theta)a^{-n+2}$

$B_{n-2}^I=(1-n)A_n^Ia^2-A_{-n}^Ia^{-2n+2}+P_n\sin(n\theta)a^{-n+2}$

$(n\geqq 2)$

$B_{n-2}^R=(1-n)A_n^Ra^2+A_{-n}^Ra^{-2n+2}$

$B_{n-2}^I=(1-n)A_n^Ia^2-A_{-n}^Ia^{-2n+2}$

$(n\leqq -2)$

図2(b)に示されたシャフトの外周面の一部に垂直応力pが作用する場合に式(2)における係数は次のように決定できる．

$A_0^R=C\theta_b p/2\pi$

$A_0^I=0$

$A_n^R=0$　　$(-\infty\leqq n\leqq\infty,\ n\neq 0)$

$A_n^I=0$　　$(-\infty\leqq n\leqq\infty,\ n\neq 0)$

また，

$B_{n-2}^R=-P_n\cos(n\theta)/a^{n-2}$　$(n\geqq 2)$

$B_{n-2}^I=P_n\sin(n\theta)/a^{n-2}$　$(n\geqq 2)$

$B_{n-2}^R=0$　$(n\leqq 1)$

$B_{n-2}^I=0$　$(n\leqq 1)$

図3に示すように，リングとシャフトがある締め代(リング内半径とシャフト半径の差)で締りばめされた場合，接触面には垂直応力pが生じる．図3中二点鎖線と破線は，それぞれ締りばめする前のリングとシャフトを表す．そして，これらによって生ずる半径方向変位u_rは接触面で連続でなければならない．ポイントマッチング法とは，接触面を近似的にm個に分割し，この各部に作用する垂直応力pを未知数として，これらを接触面上のm個の位置の変位連続条件によって求める方法である[20]．

表面あらさを考慮しなければ，図3のようなはめあいの変位の連続条件により，接触面が完全に滑る場合について次式が成立する．式中のマトリックスの説明は前報[2]と同じであり，締め代が直径の差ではなく半

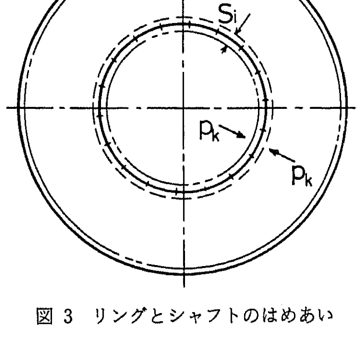

図3　リングとシャフトのはめあい

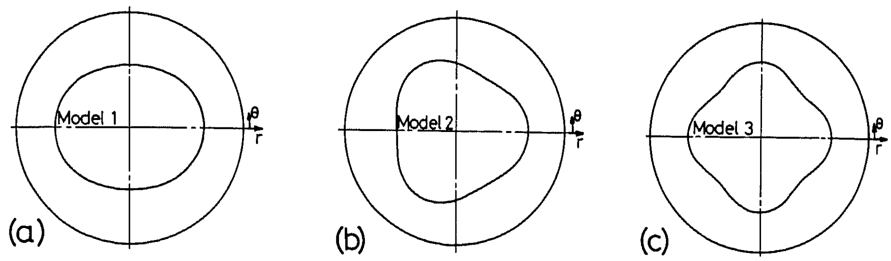

図 4 真円からずれたリング内面形状の3種類のモデル

径の差で与えられることと，軸方向が円周方向になったことのみが異なる．

$M_{R11}p-M_{S11}p=s_r$ ……………………………(3)

表面あらさの変形を考慮するために，前報と同様式(1)で示される特性を持つおのおの独立な非線形ばねが並んでいる薄い層が表面あらさを持たないリングとシャフトの界面に存在していると考える．

さて，表面あらさの変形は半径方向の変形のみに影響を与え，円周方向の変形には影響を与えないと仮定すると，表面あらさの変形を考慮した場合に式(3)は次のようになる．

$M_{R11}p-M_{S11}p+f_r=s_r$ ………………………(4)

したがって，式(4)の変位連続条件の式を解けば接触面が完全に滑る場合について，表面あらさの変形を考慮した締付け圧力 p が求まる．

さらに，リング内部の半径方向応力 σ_r, 円周方向応力 σ_θ せん断応力 $\tau_{r\theta}$ は次のように表せる．

$$\sigma_r=\sum_{n=-\infty}^{\infty} r^n(2-n)\{A_n^R\cos(n\theta)-A_n^I\sin(n\theta)\} -\sum_{n=-\infty}^{\infty} r^n[B_n^R\cos\{(n+2)\theta\}-B_n^I\sin\{(n+2)\theta\}] \quad\cdots\cdots\cdots\cdots(5)$$

$$\sigma_\theta=\sum_{n=-\infty}^{\infty} r^n(2+n)\{A_n^R\cos(n\theta)-A_n^I\sin(n\theta)\} +\sum_{n=-\infty}^{\infty} r^n[B_n^R\cos\{(n+2)\theta\}-B_n^I\sin\{(n+2)\theta\}] \quad\cdots\cdots\cdots\cdots(6)$$

$$\tau_{r\theta}=\sum_{n=-\infty}^{\infty} nr^n\{A_n^R\sin(n\theta)+A_n^I\cos(n\theta)\} +\sum_{n=-\infty}^{\infty} r^n[B_n^R\sin\{(n+2)\theta\}+B_n^I\cos\{(n+2)\theta\}] \quad\cdots\cdots\cdots\cdots(7)$$

3. 計　　算

チャックを用いてリングの内面を旋削した場合や，シャフト外面を旋削した場合の真円度についてはある程度研究が行われている[3][4]．計算に際してはこれらの研究をもとに，真円からのずれを3種類にモデル化した．図4(a)から図4(c)はリング内面の形状を誇張して，モデル化した3種類のリングを描いたものである．以下では図4(a)から図4(c)までをそれぞれモデル1，モデル2，モデル3のリングと呼ぶ．

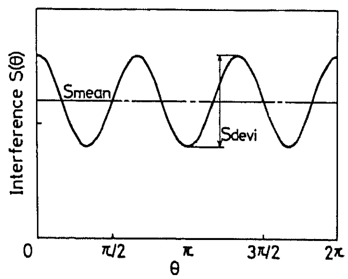

図 5 締め代と円周方向の位置の説明図

図5は，縦軸に締め代，横軸に円周方向の位置を取り，真円のでているシャフトと図4(b)のモデル2のリングの締まりばめを行う場合の締め代（シャフト半径とリング内半径の差）の変化のようすを示したものである．本論文では，締め代は次式にしたがって変化すると仮定した．

$S(\theta)=S_{\mathrm{mean}}+(S_{\mathrm{devi}}/2)\cos(N\theta)$ …………(8)

ここで，

$S(\theta)$：θ の位置の締め代

S_{mean}：締め代の平均値

S_{devi}：半径法による真円度

N はモデル1，2，3に対してそれぞれ2，3，4である．

計算に際して寸法は，シャフト半径 a=(=12.5 mm)で無次元化し，リング外半径 b/a を1.5～6.0の範囲で変化させた．平均締め代 S_{mean}/a は，0.0～0.001 831の範囲で，真円度 S_{devi}/a は 0.0～0.000 64 の範囲で，また表面あらさ R_{max}/a は 0.0～0.003 84 の範囲で変化させた．シャフトをSUS 304ステンレス鋼，リングをSi_3N_4セラミックスとした．Si_3N_4セラミックスとSUS 304ステンレス鋼のヤング率とポアソン比を

表1に示す．

前報[18]の実測値によると Si_3N_4 セラミックスの表面あらさは 1〜2 μm 程度と SUS 304 鋼の表面あらさに比較してだいぶ小さいので，本報の解析においても Si_3N_4 セラミックスの表面あらさの変形は無視した．

4. 計算結果および考察

最初に，締付け圧力の計算結果に及ぼす分割数（等分割）の影響を調べた．モデル2のリングを用いた計算において，1分割幅が円周角で 3.75°（全周の 96 等分割）であれば計算結果は十分収束することがわかった．したがって，今後の計算において，分割幅は円周角で 3.75° とすることにした．

図6は，式(8)によって計算された，モデル1〜3のリングと真円のでているシャフトの締め代を表したものである．縦軸と横軸はそれぞれ締め代と円周方向の位置を表す．すべての場合について，平均締め代 $S_{mean}/a=0.000\,8$，半径法による真円度 $S_{dive}/a=0.000\,16$ である．図7は，図6の締め代に対応する締付け圧力の計算値を示したものである．縦軸は無次元化された締付け圧力を表す．計算ではリング外半径 $b/a=2.0$ とした．どのモデルにおいても，締付け圧力は締め代の多い所で高く，締め代の少ない所で低くなっているのがわかる．また締付け圧力の最大値を比較した場合，モデル3がいちばん高く，次いでモデル2，モデル1の順となっている．締付け圧力の変動幅の大きさの順も締付け圧力のそれと同じになっていて，モデル3の変動幅を 100 %とした場合，モデル2のそれは 51 %，モデル1では 13 %となっている．

以下の計算では，リングはモデル2のものを使用することにする．

図8は，縦軸に無次元化された締付け圧力，横軸に円周方向の位置を取り，真円度が締付け圧力に及ぼす影響を示したものである．縦軸の E_c はセラミックスのヤング率を表す．表面あらさ R_{max} は存在しないと仮定し，半径法による真円度 S_{devi}/a を 0.0 から 0.000 64 まで 0.000 16 おきに変化させた．平均締め代 $S_{mean}/a=0.000\,64$ であり，$b/a=2.0$ とした．締め代の大小に対応して締付け圧力が変化することがわかる．また真円度が2，3倍と変化するにしたがって締付け圧力も2，3倍と変化するようになる．真円がでている締りばめにおいては，接触面に締付け圧力のみが生じてせん断応力が生じないことはよく知られている．図8の計算を締りばめ部が完全固着の条件で計算しても，せん断応力はほとんど作用していないことがわかった．したがって本研究のような程度の真円度では，締りばめ部が完全固着の条件でも完全滑りの条件でも締付け圧力は同じになる．

図9は，リング寸法比が締付け圧力に及ぼす影響に

表 1　材料特性値

	Young's Modulus(MPa)	Poisson's Ratio
Si_3N_4	3.04×10^5	0.27
SUS304	1.94×10^5	0.30

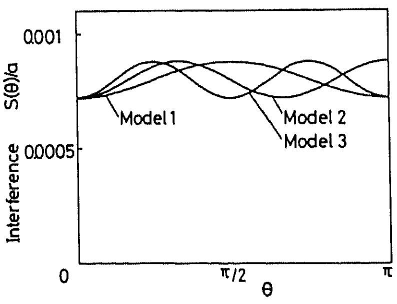

図 6　締め代と円周方向の位置の関係
（平均締め代 $S_{mean}/a=0.000\,8$，半径法による締め代 $S_{devi}/a=0.000\,16$ の場合）

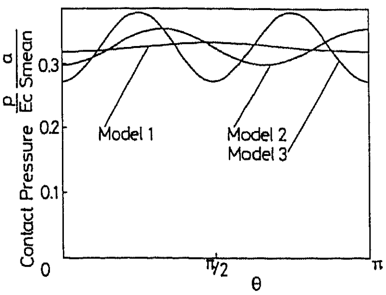

図 7　締付け圧力と円周方向の位置の関係
（平均締め代 $S_{mean}/a=0.000\,8$，半径法による締め代 $S_{devi}/a=0.000\,16$ の場合）

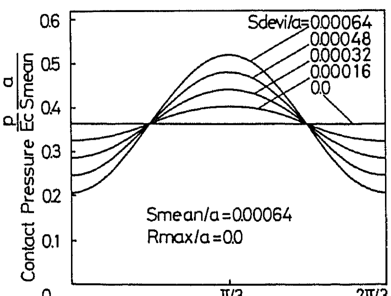

図 8　締付け圧力に及ぼす真円度の影響

ついて示したものである．平均締め代 $S_{mean}/a=0.000\,64$, 半径法による真円度 $S_{devi}/a=0.000\,32$ とした．リング外半径 b/a が 1.5 から 3.0 までは，リング外半径が大きくなるにしたがって無次元化された締付け圧力も大きくなっていく．しかし，b/a が 4.0 以上になると締付け圧力の増加率は急に小さくなってくる．したがってリング内外径比が 1.5 から 3.0 の付近の場合は，可能な限りリング外半径を小さくすることが真円度による締付け圧力の増加をまねかない設計となることがわかる．

図 10 は，縦軸に締付け圧力を，横軸に円周方向の位置を取り，表面あらさが締付け圧力に及ぼす影響について示したものである．平均締め代 $S_{mean}/a=0.000\,8$, 半径法による真円度 $S_{devi}/a=0.000\,32$, $R_{max}/a=0.0$ ～$0.003\,84$ とした．この図より表面あらさ R_{max} が大きくなるにしたがって締付け圧力が低下することがわかる．また，$R_{max}/a=0.0$ の場合，締付け圧力の最大の所 $(\theta=\pi/3)$ と最小の所 $(\theta=0, 2\pi/3)$ の差は約 23 MPa であるが，$R_{max}/a=0.0003\,84$ の場合はその差が約 13 MPa となっている．このことは R_{max} の存在が単に締付け圧力の大きさを低下させるだけではなく，応力集中を緩和する役目も果たすことを表している．R_{max} が存在しない場合は降伏条件を満たす所で，セラミックスリングの破壊の危険性があるが，表面あらさ R_{max} が存在する場合は応力集中が緩和されるために破壊の危険性は少なくなると考えられる．

表面あらさ R_{max} を大きくすると応力集中は緩和されるがそれにともない締付け圧力の平均値も低下してしまう．したがって，所定の平均締付け圧力を得るためには，R_{max} による締付け圧力の低下をみこして締め代を決定しなければならない．破線は，$R_{max}/a=0.003\,84$ の場合，$\theta=\pi/3$ の所の締付け圧力が $R_{max}=0.0$ の場合とほぼ同じになるように平均締め代 $S_{mean}/a=0.001\,831$ にしたものである．締付け圧力が高くなると R_{max} が応力集中を緩和する傾向は小さくなるが，実線と破線の $\theta=0, 2\pi/3$ での差は約 6 MPa であり，やはり応力集中を緩和していることがわかる．

図 11 は縦軸に無次元化された締付け圧力を横軸にリング内外径比を取り，最大締付け圧力に及ぼすリング内外径比と表面あらさの影響を示したものである．ここで平均締め代 $S_{mean}/a=0.000\,64$, 半径法による真円度 $S_{devi}/a=0.000\,32$ とした．表面あらさ $R_{max}=0.0$ の場合は最大締付け圧力はリング外半径の増加とともに大きくなるが，R_{max} が大きくなるにしたがってこの傾向は小さくなる．また，横軸 b/a のそれぞれ 1.5 と 6.0 の所で比較すると，R_{max} の増加にともなう最大締付け圧力の減少率は $b/a=6.0$ のほうが大きい．このことより，一般にリング外半径が大きい場合は，R_{max} の影響を強く受けることがわかる[8]．

図 12 は，縦軸に無次元化された半径方向応力と円周方向応力を，横軸に半径方向の位置を取りリング内部の半径方向応力 σ_r と円周方向応力 σ_θ に及ぼす真円度 S_{devi} と表面あらさ R_{max} の影響を示したものである．この図では，リング内外半径比 $b/a=2.0$, 平均締め代 $S_{mean}/a=0.000\,8$, 半径法による真円度 $S_{devi}/a=0.000\,32$ とした．図 12 中，実線と一点鎖線はそれぞれ

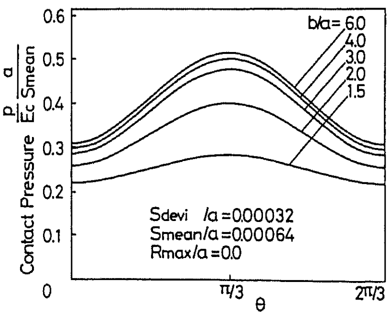

図 9 締付け圧力に及ぼすリング寸法比の影響

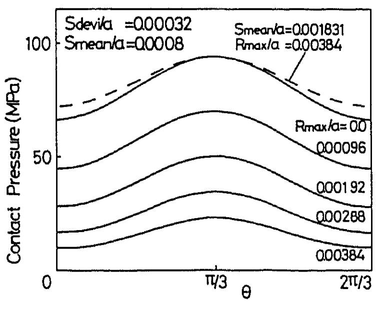

図 10 締付け圧力に及ぼす表面あらさの影響

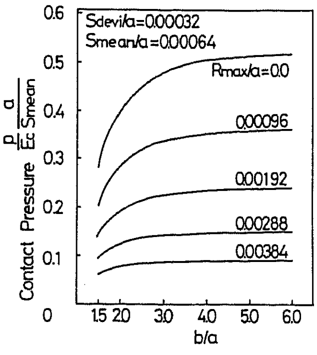

図 11 最大締付け圧力に及ぼす表面あらさとリング寸法比の影響

最小締め代位置と最大締め代位置での応力であることを示す．半径方向応力の大きさは，半径方向の位置が同じであれば一点鎖線のほうが大きい．しかし円周方向応力ではこの大小関係が逆になっているところもある．また $|\sigma_r-\sigma_\theta|$ を計算してみるとリング内周上の最小締め代位置で最大となる．したがって久門らが指摘しているように[14]トレスカの降伏条件を適用すればこの箇所で割れが発生すると考えられる．図 12 中の破線は，表面あらさ $R_{max}/a=0.001\,92$ が存在する場合の最小締め代位置での内部応力の計算結果を表している．これより，表面あらさ R_{max} が存在する場合は，半径方向応力 σ_r，円周方向応力 σ_θ はともに減少することがわかる．

図 13〜15 は縦軸にトレスカの降伏条件により計算される応力 $|\sigma_r-\sigma_\theta|$ を，横軸に円周方向の位置をとりリング内周面上の値を示したものである．図 13〜15 はそれぞれモデル 1〜3 に対応する．リング内外径比 $b/a=2.0$，平均締め代 $S_{mean}/a=0.000\,8$，半径法による真円度 $S_{devi}/a=0.000\,32$ とした．$R_{max}/a=0.0$ のとき，どのモデルでも $|\sigma_r-\sigma_\theta|$ の最大の所は締め代が最小となる所に対応している．したがって最小締め代位置の所で最も破壊が起こりやすいのがわかる．またそのときの $|\sigma_r-\sigma_\theta|$ の最大値は，モデル 3，2，1 の順に大きいことがわかる．したがって同じ条件であればモデル 3 がいちばん破壊しやすい．$|\sigma_r-\sigma_\theta|$ の変動幅もモデル 3 のものが大きく，モデル 3 の変動幅を 100 %とした場合，モデル 2 とモデル 1 のものはそれぞれ 77 %と約 44 %になっている．表面あらさ R_{max} が大きくなるとどのモデルでも $|\sigma_r-\sigma_\theta|$ の値は低下する．また図中の破線は，表面あらさ $R_{max}/a=0.003\,84$ の場合，平均締付け圧力が $R_{max}/a=0.0$ のときと同じになるように，平均締め代 $S_{mean}/a=0.001\,79$ としたときの $|\sigma_r-\sigma_\theta|$ の計算値を示したものである．モデル 3 の場合 $|\sigma_r-\sigma_\theta|$ の変動幅は表面あらさ R_{max} がないときの約 66 %程度になっている．これより，表面あらさ R_{max} はセラミックスリング破壊を防止する作用のあることがわ

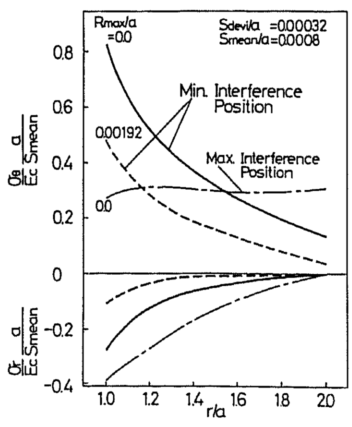

図 12　内部応力に及ぼす真円度と表面あらさの影響（実線と破線は最小締め代位置での応力を表し，一点鎖線は最大締め代位置での応力を表す．）

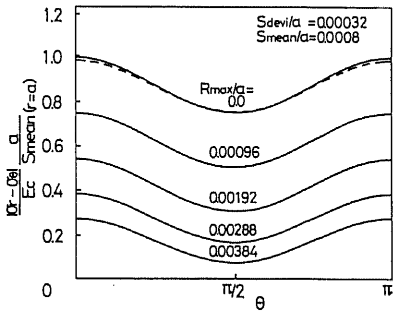

図 13　リング破壊に対する表面あらさの影響（モデル 1）

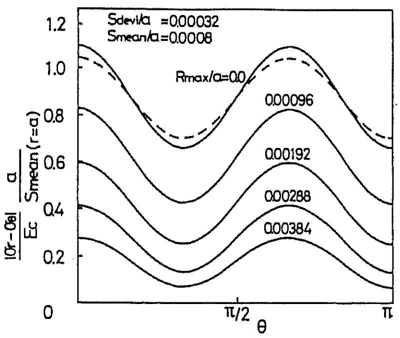

図 14　リング破壊に対する表面あらさの影響（モデル 2）

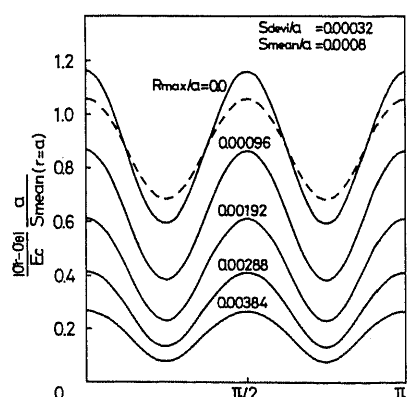

図 15　リング破壊に対する表面あらさの影響（モデル 3）

かる．またモデル1では表面あらさ R_{max} が大きくなっても $|\sigma_r-\sigma_\theta|$ の値はほとんど変化しない．したがって，真円からの変動周期の短いモデル3のほうが表面あらさ R_{max} の影響を強く受けることがわかる．

5. 結　言

セラミックスリングと金属シャフトの締りばめ部の破壊に及ぼす真円からの変動周期並びに表面あらさの影響を調べるために，二次元平面応力問題を基礎に解析を行った．本研究では真円からのずれとして余弦関数的に変化する3種類のモデルを設定した．真円度ならびに表面あらさを変化させながら計算した結果以下のような結論が得られた．

（1）トレスカの降伏条件で締まりばめ部の割れ発生の可能性を各モデルについて比較した場合，同一真円度，同一リング内外径比および同一平均締め代であれば，モデル3が最も破壊しやすく，次いでモデル2，1の順になる．リング内外径比 $b/a=2.0$ のとき $|\sigma_r-\sigma_\theta|$ の変動幅は，モデル3のものを100％とすると，モデル2では約77％，モデル1では約44％になる．

（2）真円度とリング内外径比および平均締め代を同一にして比較すると，締付け圧力の最大値はモデル3がいちばん高く，次いでモデル2，1の順になる．締付け圧力の変動幅の大きさの順位も締付け圧力のそれと同じである．リングの内外径比 $b/a=2.0$ の場合，モデル3の締付け圧力の変動幅を100％とすると，モデル2のそれは約51％，モデル1では約13％となっている．

（3）表面あらさは $|\sigma_r-\sigma_\theta|$ の変動幅を小さくする効果があり，その効果は他の条件が同じならモデル3に対するものが大きい．したがって，真円度が悪いためにセラミックスリングが破壊するような場合でも，ある程度の表面あらさ R_{max} が存在すれば，リングの破壊からまぬがれる可能性が高い．

文　献

(1) 例えば，速水，溶接学会誌，55-8（昭61），469.
(2) 新田・下田・椎谷・加藤，機論，53-487，C（昭62），908.
(3) 土井・益子・伊東，機論，48-429，C（昭57），761.
(4) Kahng, C. H., Lord, H. W. and Davis, T. L., *Trans. ASME,* Ser. B (1976), 23.
(5) 永島，機論，1-3（昭10），196.
(6) 永島，機論，8-31（昭17），1-103.
(7) 永島，機論，8-31（昭17），1-110.
(8) 吉本・築添・渡辺，機論，26-163（昭35），387.
(9) 築添・久門・三好，39-321（昭48），1701.
(10) 築添・久門・三好，機論，39-323（昭48），2213.
(11) 岩城・森，精密機械，28-5（昭37），257.
(12) 岩城・森，精密機械，28-4（昭37），191.
(13) 岩城・森，精密機械，28-4（昭37），202.
(14) 久門・三好，機論，39-320（昭48），1342.
(15) Kayaba, T., Kato, K. and Nitta, I., *Tech. Rep. Tohoku Univ.*, 49-1 (1984), 1.
(16) 塚田・阿武，機論，40-336（昭49），2389.
(17) 久門・築添・大島，機論，42-359（昭51），2196.
(18) 新田・下田・椎谷・加藤，機論，52-481，C（昭61），2503.
(19) 渥美，固体力学概論，（昭53），コロナ社.
(20) Conway, H. D. and Fahnham, K. A., *Int. J. Mech. Sci.*, 10-10 (1968), 757.
(21) 尾田・柴原・宮本，機論，38-306（昭47），241.