

搬送用ローラーにおけるセラミックス製スリーブの
焼嵌め接合部に生じる最大応力について*露 成 正 一^{*1}, 野 田 尚 昭^{*2}
HENDRA^{*1}, 高 瀬 康^{*3}Maximum Stress for Shrink Fitting System Used
for Ceramics Conveying RollersMasakazu TSUYUNARU, Nao-Aki NODA^{*4},
HENDRA and Yasushi TAKASE^{*4} Department of Mechanical and Control Engineering, Kyushu Institute of Technology,
1-1 Sensui-cho, Tobata-ku, Kitakyushu-shi, Fukuoka, 804-8550 Japan

Steel conveying rollers used in hot rolling mills must be changed very frequently at great cost because hot conveyed strips induce wear on the roller surface in short periods. In this study new roller structure is considered where a ceramics sleeve is connected with two short shafts at both ends by shrink fitting. Here, ceramics sleeve may provide longer life and reduce the cost for the maintenance. However, care should be taken for the maximum tensile stress between the sleeve and shafts because the fracture toughness of ceramics is extremely lower than the values of steel. In this study FEM analysis is applied to the structure, and the maximum tensile stress has been investigated with varying the dimensions of the structure. It is found that the maximum tensile stress appearing at the end of sleeve takes a minimum value at a certain amount of shrink fitting ratio.

Key Words: Contact Problem, Ceramics, Elasticity, Bending, Finite Element Method

1. 結 言

圧延工場における鋼板搬送用ローラー(図1参照)には, 合金鋳鉄, 炭素鋼や合金鋼が使用されており, 特に熱延鋼板搬送時には, 比較的早期にローラー表面の摩耗・肌荒れが生じる。従って, ラインを止めてローラーの交換や整備をする必要があり, メンテナンスに多くの時間を要し, 製造ラインの連続化を阻害する要因になっている。また, 鋼板が高温で搬送される過程で, ローラー表面に熱衝撃に起因する微細なクラックが生じ, 鋼板搬送時に焼付きを起こし, 鋼板の品質を低下させている。

これまでにも, 損傷部を溶射により補修し, ローラーを再生使用する方法⁽¹⁾や, ローラーの材料を耐熱性・耐摩耗性に優れる材料に変更する⁽²⁾ことで, ローラーの長寿命化が図られてきた。しかし, 従来の図2(a)のような構造の場合, 材質の高級化が制約されるためローラーの消耗が大きい。また, ローラー交換のコストも高く, 大幅なコストの削減は望めない。

そこで, 図2(b)のように胴部をスリーブ化して軸部

をその両端に接合するローラー構造に着目する。接合部は, 従来の溶接接合ではなく焼嵌めとすることで, ローラーの交換やメンテナンスに要する時間を短縮することができる。また, ローラーの自重が軽いため回転しやすく, 鋼板の走行速度の変化に良好に追従できる。さらに, スリーブ材料を耐熱性・耐摩耗性に優れたセラミックスへ変更することで, ローラーの寿命を飛躍的に延長させることができ, さらなるコスト削減が期待される。

一方で, スリーブ中央付近が中空であるための強度不足や, 胴端部・軸端部相当位置の応力集中が問

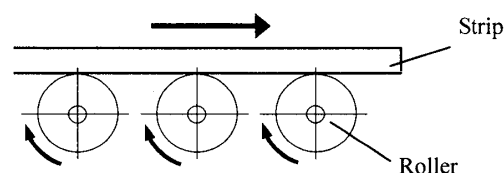


Fig.1 Layout of Conveying Rollers

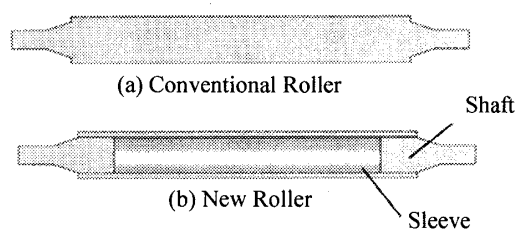


Fig.2 Roller Structure

* 原稿受付 2008 年 1 月 17 日.

^{*1} 九州工業大学大学院工学研究科(〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町1-1).^{*2} 正員, 九州工業大学大学院工学研究科機械知能工学研究系.^{*3} 正員, 九州工業大学工学部機械知能工学科.

E-mail: noda@mech.kyutech.ac.jp

題となってくる. 特にセラミックスは鋼に対して破壊靱性が極めて小さく, 構造物中の小さな欠陥からも破壊につながる. また, セラミックスは鋼に比べ, 強度のばらつきが大きく, 機械的性質の信頼性は極めて低い⁽³⁾. そのため, ローラーに生じる最大引張応力を把握することがより重要となってくる. そこで本研究では, 図 2(b)の構造において, スリーブ材質をセラミックスとした場合における, ローラーに生じる最大引張応力を, 有限要素法を用いた弾性解析により検討する.

2. 解析条件

2.1 境界条件 焼嵌め代 δ をスリーブ嵌め込み部の内径 $d=210\text{mm}$ で除したものを焼嵌め率 δ/d と定義し, 軸部・スリーブ間を焼嵌め率 $\delta/d=3.0\times 10^{-4}$ で接合するものとする. この初期形状を解析後, 焼嵌め率 δ/d , 嵌め込み長さ L 等の条件を変えて最大応力への影響を明らかにする. 焼嵌め後, 軸部は単純支持とし, 搬送される鋼板を想定した分布荷重(円周方向には集中負荷) $w=100\text{N/mm}$ をローラー・スリーブに負荷する(図 3 参照). 接触解析には特殊な境界要素を必要とせず, 接触が発生する位置が前もってわかなくても, 接触状態の複雑な変化をシミュレートできる直接拘束法を採用する. また, 摩擦はクーロン摩擦モデルとし, 摩擦係数は 0.3 とする. 実際の搬送用ローラーでは高温の鋼板と接触する場合があるが, 本研究ではこの熱応力は考慮しない.

2.2 各材料の物性値 従来のローラーには主に鋼が使用されているが, スリーブを耐熱性・耐摩耗性に優れたセラミックスや超硬にすることにより, 長寿命化が可能となる. しかし, セラミックスや超硬は, わずかな欠陥からも破壊につながるため, ローラーに生じる最大引張応力の把握がより重要となる. そこで, ス

リーブ材質として窒化ケイ素系セラミックスを用いる場合を中心として, 焼嵌めおよび分布荷重 w によって生じる最大応力を検討する. また, スリーブに耐摩耗性に優れた超硬, ならびに通常用いられている鋼を使用した場合も解析し, 比較検討する. なお, スリーブ両端に嵌め込む軸部は耐熱性が要求されないため, その材料はいずれの場合も鋼とする. 鋼, セラミックス, 超硬それぞれの物性値を表 1 に示す.

2.3 解析モデル セラミックスはほとんど塑性変形を生じないことから, 解析は三次元弾性解析とする. 六面体一次要素を使用し, 要素数 22340, 節点数 26751 の場合の要素分割例を図 4 に示す. モデルは対称性を考慮し, 全体の 1/4 を対象としている.

3. 解析結果

3.1 最大引張応力の発生箇所とその値 焼嵌め率 $\delta/d=3.0\times 10^{-4}$ での, スリーブにおける応力 σ_θ の分布を図 5(a),(b)に示す. 図 5(a)は焼嵌め応力であり, 図 5(b)は焼嵌め後, 分布荷重 $w=100\text{N/mm}$ をかけた場合の応力である. ローラー・スリーブ端部には $\rho=5\text{mm}$ の曲率半径を有しているが(図 5 参照), 負荷後の最大引張応力は点 A に生じており, その値は $\sigma_\theta=85.6\text{MPa}$ である. 分布荷重 w を作用させる前(焼嵌め時)には点 A の応力は $\sigma_\theta=75.2\text{MPa}$ であり, 分布荷重 w により 10.4MPa 増加する. 点 A 付近では荷重をかけることにより, 軸部とスリーブが強く接触するためと考えられる.

図 6(a),(b)にそれぞれ, 焼嵌めおよび負荷後のスリ

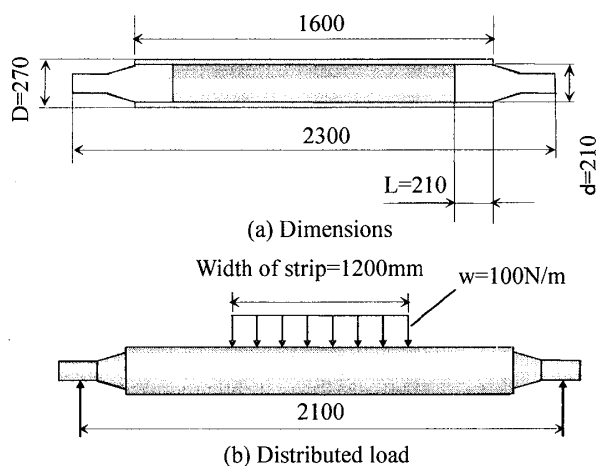


Fig.3 Models considered (mm)

	Young's modulus [GPa]	Poisson's ratio	Tensile strength [MPa]	Fracture toughness [MPa $\sqrt{\text{m}}$]
Ceramics	300	0.28	500	7.7
Cemented Carbide	500	0.24	1000	20
Steel	210	0.3	600	100

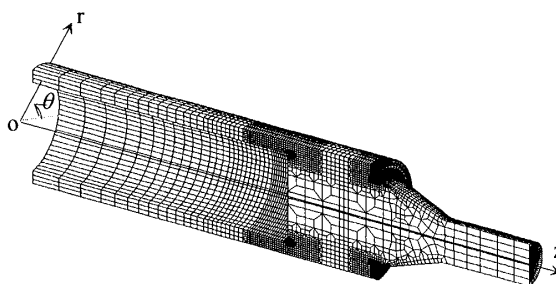
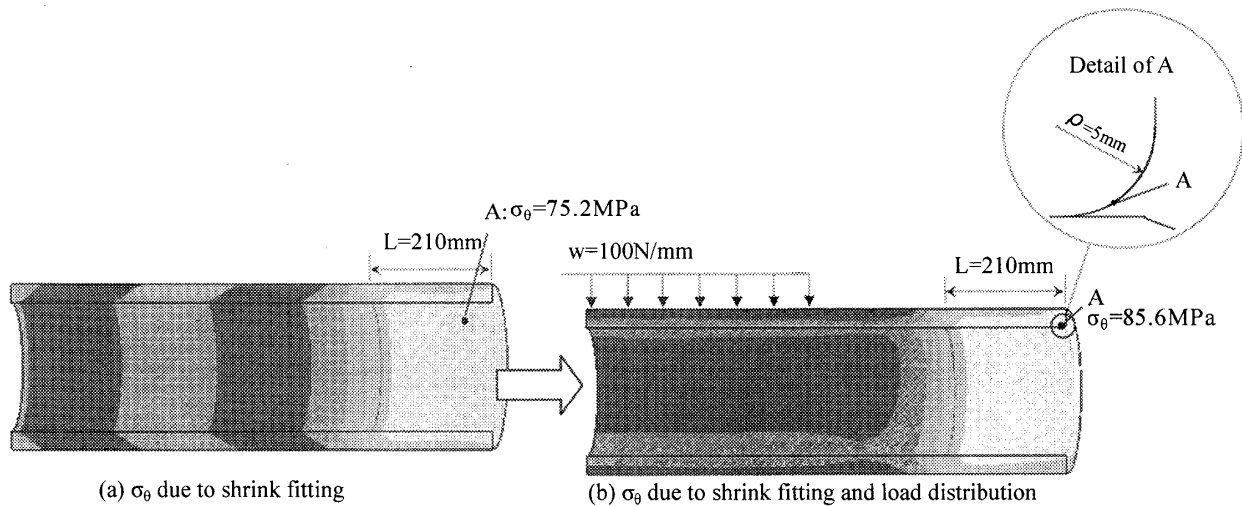
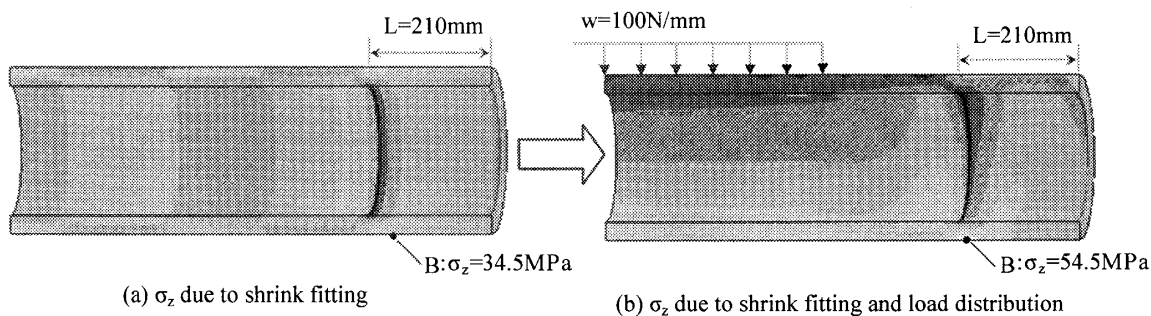


Fig.4 FEM mesh

Fig.5 Stress distribution σ_θ when $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ Fig.6 Stress distribution σ_z when $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$

ーブにおける σ_z を示す。負荷後の最大引張応力は点 B で生じており、その値は $\sigma_z=54.5\text{GPa}$ で負荷前の $\sigma_z=34.5\text{GPa}$ から 20.0GPa 上昇している。

以上のことから、スリーブに生じる最大引張応力は点 A での σ_θ であることがわかった。セラミックスは塑性変形を生じないため、金属と同様な塑性変形に起因する疲労は生じにくい⁽⁴⁾が、疲労への考慮は必要である。ここでは、セラミックスの破壊が、セラミックス内部のき裂や気孔での応力集中に起因する瞬時破壊を対象に、大きな引張応力が生じる箇所に注目する。

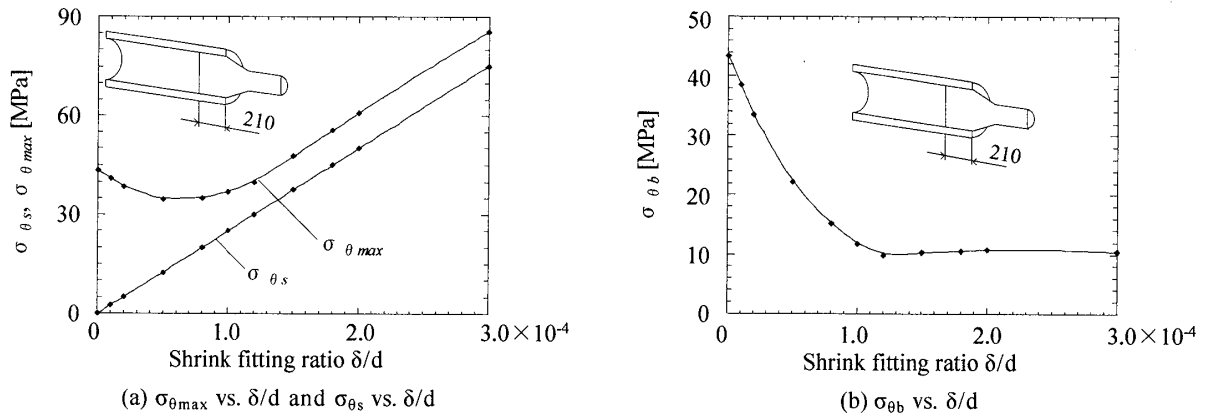
以下では点 A に最終的に生じる最大引張応力を $\sigma_{\theta\max}$ とする。また、焼嵌め時に点 A に生じる応力を $\sigma_{\theta s}$ 、焼嵌め後分布荷重 w による σ_θ の増加量を $\sigma_{\theta b}$ とする。このとき、 $\sigma_{\theta\max}=\sigma_{\theta s}+\sigma_{\theta b}$ である。

3.2 $\sigma_{\theta\max}$ および $\sigma_{\theta b}$ と焼嵌め率 δ/d の関係 図 7(a) に焼嵌め率 δ/d を変化させたときの点 A における焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}$ および $\sigma_{\theta\max}$ を示す。 $\sigma_{\theta\max}$ は焼嵌め率が小さい場合は、接触の端部集中による応力集中の影響で大きくなっており、焼嵌め率を大きくしていくと始め

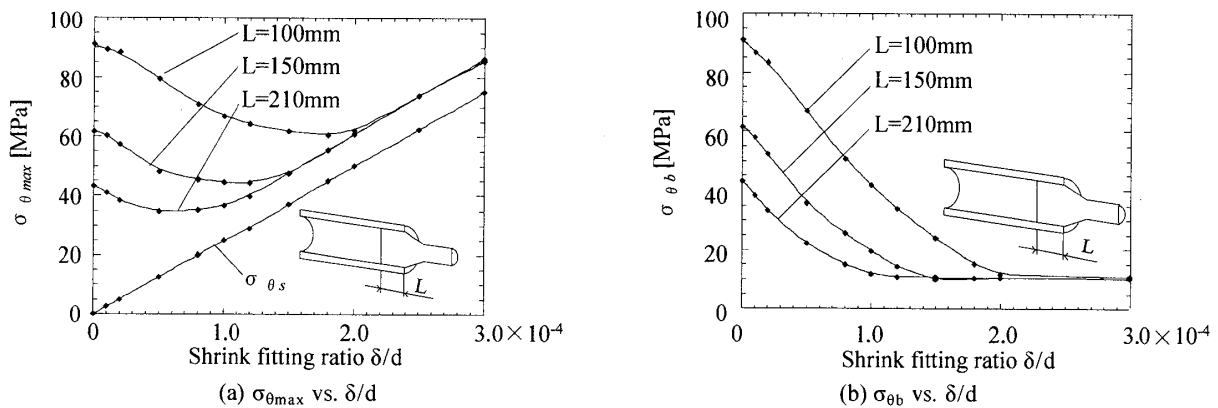
は徐々に減少する。その後、焼嵌め率 $\delta/d=0.5 \times 10^{-4}$ で極小となり、その後は増加に転じる。焼嵌め率 $\delta/d \geq 1.5 \times 10^{-4}$ では $\sigma_{\theta s}$ と平行に直線的に増加する。

分布荷重 w の影響を明確にするために $\sigma_{\theta b}=\sigma_{\theta\max}-\sigma_{\theta s}$ とおき、 $\sigma_{\theta b}$ と焼嵌め率 δ/d の関係を図 7(b) に示す。 $\sigma_{\theta b}$ は焼嵌め率 δ/d の増加とともに減少し、 $\delta/d \geq 1.5 \times 10^{-4}$ では一定となっている。このときの一定値 $\sigma_{\theta b}=10.5\text{MPa}$ について検討した結果、この値はスリーブと軸部が焼嵌めではなく、固着状態にあるとして解析した場合と一致することを確認した。このことから、焼嵌め率を十分大きくすると、軸部をスリーブが強く締め付けることで軸部・スリーブ間の接触の端部集中が生じにくくなり、軸部とスリーブを一体とみなすことができることが明らかとなった。結局、焼嵌め率の増加とともに $\sigma_{\theta s}$ は単調増加するが、 $\sigma_{\theta b}$ は減少し一定値となる。このため、 $\sigma_{\theta\max}=\sigma_{\theta s}+\sigma_{\theta b}$ はある焼嵌め率で最小値をとる。

3.3 $\sigma_{\theta\max}$ および $\sigma_{\theta b}$ に及ぼす嵌め込み長さ L の影響 一般に嵌め込み長さ L はスリーブ内径 d と等しくなるように設定されるが、嵌め込み長さ L が短いほど

Fig.7 σ_{θ} vs δ/d when $L=210$ mm

($\sigma_{\theta_{max}} = \sigma_{\theta_s} + \sigma_{\theta_b}$, σ_{θ_s} : Stress due to shrink fitting, σ_{θ_b} : Stress due to load distribution)

Fig.8 σ_{θ} vs δ/d when $L=100$ mm, 150 mm, 210 mm

($\sigma_{\theta_{max}} = \sigma_{\theta_s} + \sigma_{\theta_b}$, σ_{θ_s} : Stress due to shrink fitting, σ_{θ_b} : Stress due to load distribution)

スリーブの交換は容易になる。そこで、嵌め込み長さ L を $L=150$ mm, 100 mm とした場合の解析を行い、これまでの $L=210$ mm の場合との比較を行う。

図 8(a) に各嵌め込み長さ L に対する焼嵌め率 δ/d と $\sigma_{\theta_{max}}$ および σ_{θ_s} の関係を示す。図 8(a) に示すように、 σ_{θ_s} は嵌め込み長さによらず、焼嵌め率 δ/d に比例する。 $\sigma_{\theta_{max}}$ は焼嵌め率が小さい場合は嵌め込み長さが短いほど大きい、焼嵌め率 $\delta/d \geq 2.0 \times 10^{-4}$ ではほぼ等しくなっている。

各嵌め込み長さ L に対する焼嵌め率 δ/d と σ_{θ_b} の関係を示した図 8(b) より、嵌め込み長さ L が短いと分布荷重 w による σ_{θ} の増加量 σ_{θ_b} が大きいことがわかる。例えば、焼嵌め率 $\delta/d=0$ 、すなわち焼嵌めを施さない場合、嵌め込み長さ $L=210$ mm のとき $\sigma_{\theta_b}=43.4$ MPa, $L=100$ mm のとき $\sigma_{\theta_b}=91.1$ MPa と、嵌め込み長さが短いほど分布荷重 w の影響は大きくなっていることがわかる。しかし、焼嵌め率 $\delta/d \geq 2.0 \times 10^{-4}$ においては、嵌め込み長さ L によらず $\sigma_{\theta_b}=10.5$ MPa となる。

図 8(a) からわかるように、 $\sigma_{\theta_{max}}$ が最小となる焼嵌め率 δ/d は、嵌め込み長さ $L=100$ mm では焼嵌め率 δ/d

$=1.8 \times 10^{-4}$, $L=150$ mm では $\delta/d = 1.2 \times 10^{-4}$, $L=210$ mm では $\delta/d = 0.5 \times 10^{-4}$ であり、応力を低くするという点ではこれらの値が最適である。しかし、実際には軸部とスリーブの抜けが生じないことが要求されるので、これらの最適値以上の焼嵌め率 δ/d を採用する必要があるかもしれない。例えば、 σ_{θ_b} が一定となる焼嵌め率であれば、軸部・スリーブが一体とみなせるため、軸部の抜けは生じ難いと思われる。

3.4 $\sigma_{\theta_{max}}$ および σ_{θ_b} に及ぼすスリーブ材料の影響 図 9(a), (b), (c) に、軸部の材料に鋼、スリーブの材料に鋼、セラミックス、超硬を使用した場合の焼嵌め率 δ/d と σ_{θ_s} , $\sigma_{\theta_{max}}$ および σ_{θ_b} の関係を示す。それぞれの材料のヤング率は表 1 に示すように鋼が 210 GPa, セラミックス 300 GPa, 超硬 500 GPa である。同じ焼嵌め率ではヤング率が大きいほど $\sigma_{\theta_{max}}$ は大きい。

図 9(c) から、焼嵌め率 δ/d が十分大きいときの σ_{θ_b} の一定値は、鋼では $\sigma_{\theta_b}=9.2$ MPa, セラミックスでは $\sigma_{\theta_b}=10.5$ MPa, 超硬では $\sigma_{\theta_b}=11.4$ MPa となる。これらの値は固着状態の結果と一致する。ここで、ヤング率が大きいほど小さい焼嵌め率で σ_{θ_b} が一定となっており、

スリーブ材料のヤング率が大きいほど、接触の端部集中が生じにくいことを示している。これは、同じ焼嵌め率でもヤング率の大きい材料ほど、軸部を締め付ける力が強くなることが原因である。

3.5 $\sigma_{\theta\max}$ および $\sigma_{\theta b}$ に及ぼす曲率半径 ρ の影響 前節まで、スリーブ端部の曲率半径 ρ は全て $\rho=5\text{mm}$ として検討してきた。しかし、 $\sigma_{\theta\max}$ はスリーブ端部の円弧部の点 A で生じているため、曲率半径 ρ を変化させることにより、 $\sigma_{\theta\max}$ および $\sigma_{\theta b}$ の値は変化すると考えられる。そこで、図 10 のように曲率半径 ρ を $\rho=5, 10, 20, 30\text{mm}$ と変化させた場合の解析を行った。その結果を $\sigma_{\theta s}$, $\sigma_{\theta\max}$, $\sigma_{\theta b}$ と焼嵌め率 δ/d の関係を図 11(a),(b),(c) に示す。

図 11(a) から、曲率半径 ρ が小さいほど焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}$ は大きくなっており、たとえば、焼嵌め率 $\delta/d=3.0\times 10^{-4}$ において、 $\rho=5\text{mm}$ で $\sigma_{\theta s}=75.2\text{MPa}$ 、 $\rho=30\text{mm}$ で $\sigma_{\theta s}=64.1\text{MPa}$ と、最大で 11.1MPa の差となる。

また、図 11(b) から、 $\sigma_{\theta\max}$ も曲率半径 ρ が小さいほど大きな値となっている。たとえば、焼嵌め率 $\delta/d=3.0\times 10^{-4}$ の場合、曲率半径 $\rho=5\text{mm}$ のとき $\sigma_{\theta\max}=69.1\text{MPa}$ となり、図 11 に示した範囲では最大で

16.5MPa 応力が低下する。一方、曲率半径 $\rho=5\sim 30\text{mm}$ と変化させても、全ての場合で焼嵌め率 $\delta/d=0.5\times 10^{-4}$ で $\sigma_{\theta\max}$ は極小となっており、曲率半径 ρ が最適の焼嵌め率に与える影響はほとんどないようである。このことは軸部・スリーブの接触の端部集中のしやすさは、曲率半径 ρ によらないことを示している。

図 11(c) から、焼嵌め率 δ/d が小さい場合、 $\sigma_{\theta b}$ は曲率半径 ρ が小さいほどその値は大きい、 $\delta/d \geq 1.5\times 10^{-4}$ では曲率半径 $\rho=5\text{mm}$ より曲率半径 $\rho=10\text{mm}$ の $\sigma_{\theta b}$ がわずかに大きくなり、 $\sigma_{\theta b}$ に及ぼす ρ の影響に関して大小関係が逆転する場合があるようである。

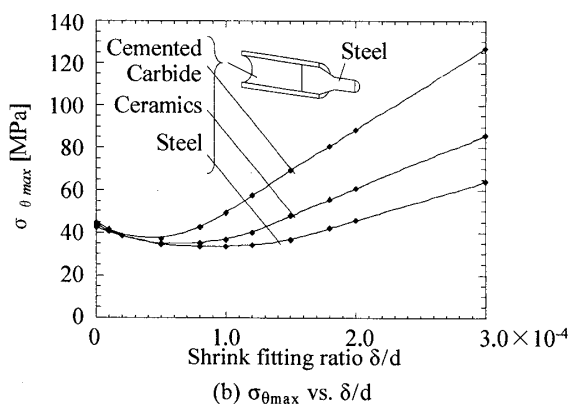
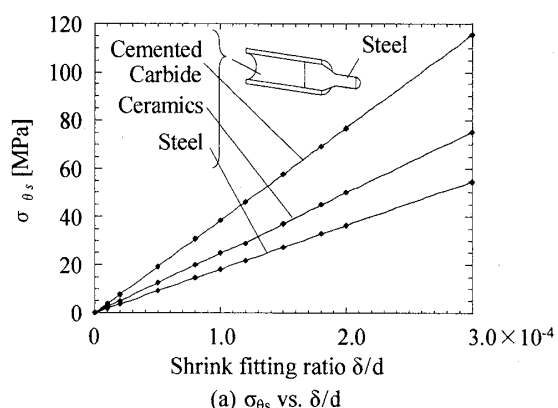
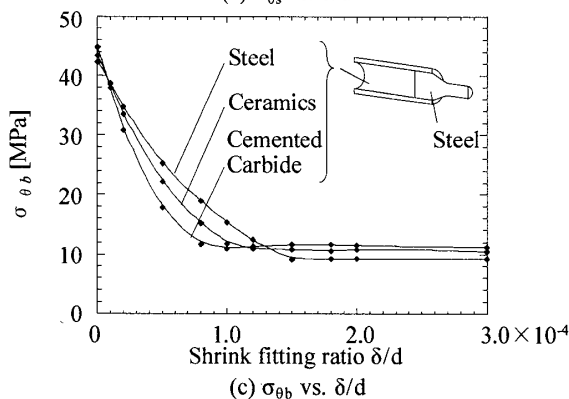


Fig.9 σ_{θ} vs δ/d when Steel, Ceramics, Cemented Carbide

($\sigma_{\theta\max} = \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b}$, $\sigma_{\theta s}$: Stress due to shrink fitting, $\sigma_{\theta b}$: Stress due to load distribution)



(a) $\sigma_{\theta s}$ vs. δ/d



(c) $\sigma_{\theta b}$ vs. δ/d

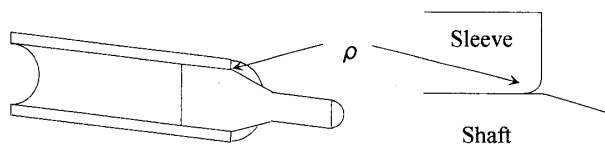
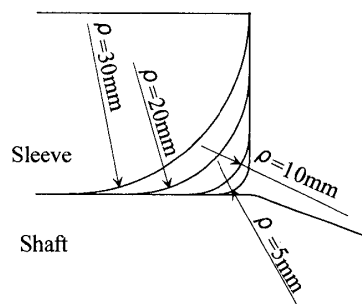


Fig.10 Curvature radius on sleeve



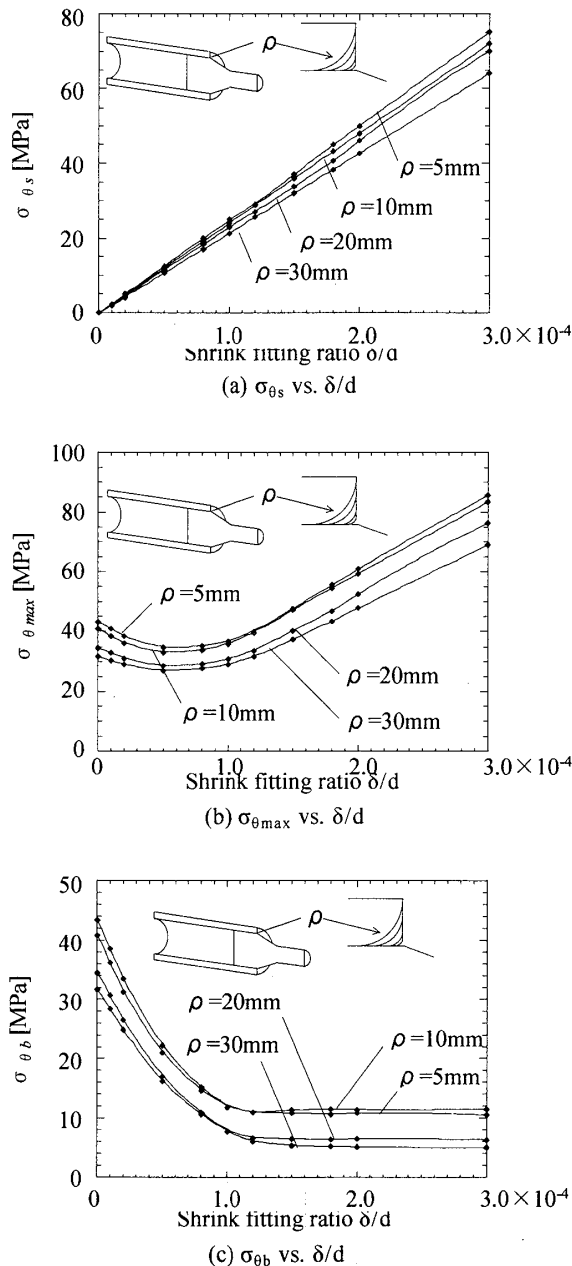


Fig. 11 σ_{θ} vs. δ/d when $\rho=5, 10, 15, 20, 30$ mm
 ($\sigma_{\theta \max} = \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b}$, $\sigma_{\theta s}$: Stress due to shrink fitting,
 $\sigma_{\theta b}$: Stress due to load distribution)

3.6 $\sigma_{\theta \max}$ および $\sigma_{\theta b}$ に及ぼすスリーブ外径 D の影響 スリーブ外径 $D=270, 405, 540$ mmとした場合の $\sigma_{\theta s}$, $\sigma_{\theta \max}$ および $\sigma_{\theta b}$ と焼嵌め率 δ/d の関係を図 12(a), (b), (c) に示す。スリーブ外径 D がいずれの場合においても、嵌め込み長さ $L=210$ mm, 曲率半径 $\rho=5$ mm, スリーブの厚さ $(D-d)/2=30$ mm, スリーブの材料はセラミックスとしている。ここで、以下の式(1)で表される単純円筒に生じる公称曲げ応力 σ_{zn} が一定となるように、スリーブ外径 $D=270$ mm の場合を基準として、曲げモーメント M を $D=405, 540$ mm の場合について

計算し、それらをもとに $D=405, 540$ mm における分布荷重 w を決定した。

$$\sigma_{zn} = \frac{32M}{\pi(D^3 - d^3)} \quad (1)$$

このとき、 $D=405, 540$ mm のローラーに負荷する分布荷重はそれぞれ、 $w=243, 450$ N/mm となる。

図 12(b) から、焼嵌め率 δ/d が小さい場合、スリーブ外径 D が大きいほど $\sigma_{\theta \max}$ は大きくなっている。また、スリーブ外径 D が大きいほど $\sigma_{\theta \max}$ が極小となる焼嵌め率 δ/d が小さくなっている。この傾向は、嵌め込み長さ L を変化させた場合の結果である図 8(a) と良く似ている。これは、スリーブ外径 D が大きい場合でも嵌め込み長さ $L=210$ mm としており、嵌め込み長さ L が相対的に短くなっているためである。

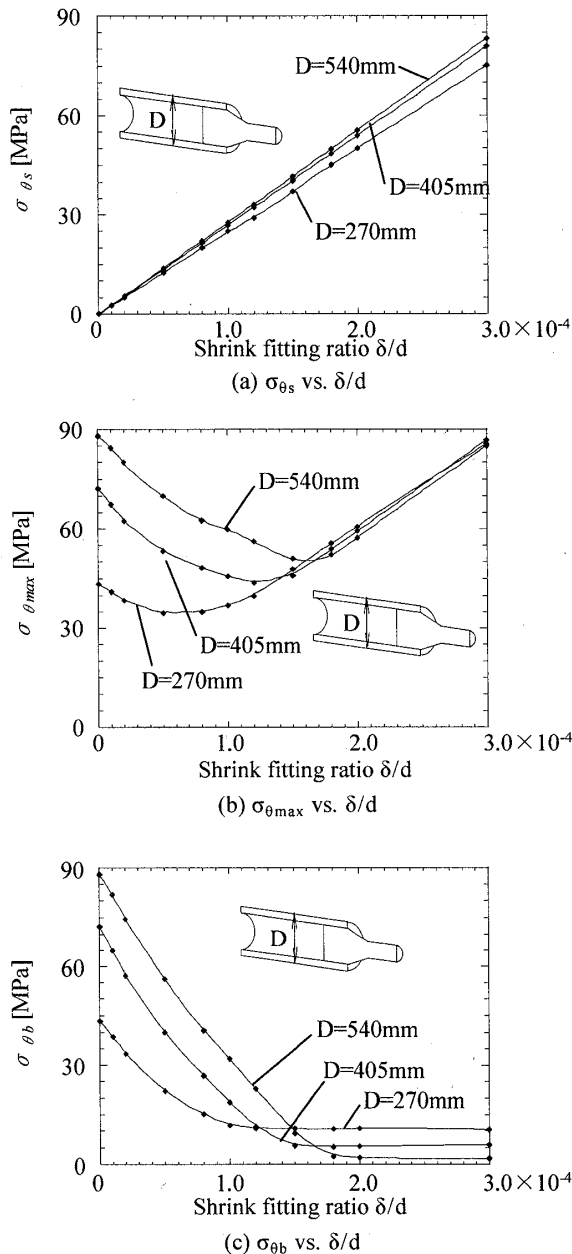
図 12(c) から、スリーブ外径 D が大きいほど、小さい焼嵌め率 δ/d で $\sigma_{\theta b}$ は一定となっており、一定となった際の $\sigma_{\theta b}$ は $D=270$ mm では $\sigma_{\theta b}=10.4$ MPa であり、 $D=405$ mm では $\sigma_{\theta b}=5.5$ MPa であり、また、 $D=540$ mm では $\sigma_{\theta b}=1.9$ MPa となっている。この結果は、スリーブ材料を変化させた場合の結果である図 9(c) と同様の傾向を示している。これは、スリーブ直径 D によらずスリーブの厚さ $(D-d)/2=30$ mm としているため、スリーブ直径 D が大きいほどスリーブの厚さが相対的に薄くなっており、ヤング率が見かけ上小さくなっていることが原因である。

図 13 にスリーブ外径 $D=540$ mm, 焼嵌め率 $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$, 分布荷重 $w=450$ N/mm におけるスリーブに生じる σ_{θ} の分布を示す。最大引張応力は点 C で生じており、これまで検討してきた他の場合と異なる。このような最大応力発生位置の違いは焼嵌め率 $\delta/d \geq 1.0 \times 10^{-4}$ で現れており、スリーブ外径 D を大きくすると、他と異なる傾向を示す可能性があるため注意が必要である。

4. 結 言

本研究では、セラミックス製スリーブの両端に鋼の軸部を焼嵌めで接合するローラー構造に注目した。その際にローラーに生じる応力を焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}$ と分布荷重 w による応力 $\sigma_{\theta b}$ を区別して考察した。具体的には、焼嵌め率、嵌め込み長さ、スリーブ材質、接触部の曲率半径 ρ を変化させてその最大引張応力 $\sigma_{\theta \max} = \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b}$ への影響を調べた。解析によって得られた知見を以下に示す。

(1) 嵌め込み長さ $L=210$ mm, 焼嵌め率 $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$, 曲率半径 $\rho=5$ mm におけるローラーに生じる最大引

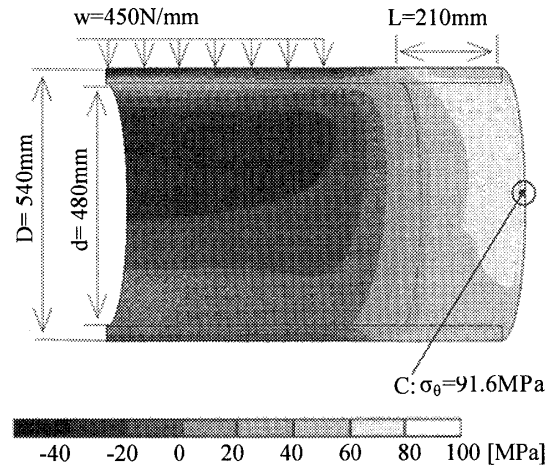
Fig.12 σ_{θ} vs δ/d when $D=270, 405, 540$ mm

($\sigma_{\theta \max} = \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b}$, $\sigma_{\theta s}$: Stress due to shrink fitting,
 $\sigma_{\theta b}$: Stress due to load distribution)

張応力は、スリーブ端の円弧部に生じる σ_{θ} であり、その値は $\sigma_{\theta \max} = 85.6$ MPa である。

(2) 焼嵌め率 δ/d を十分大きくすることにより、焼嵌め後の分布荷重 w による σ_{θ} の増加量 $\sigma_{\theta b}$ は焼嵌め率によらず一定値となる。その値はスリーブ・軸部間を固着した状態で、点 A に生じる σ_{θ} に等しい。すなわち、焼嵌め率 δ/d を十分大きくすることで、スリーブ・軸部が一体化した構造とみなすことができる。

(3) 焼嵌め率 δ/d が小さい場合は、軸部の嵌め込み長さが短いほど接触の端部集中が生じやすく、大きな応力が生じる。しかし、焼嵌め率 δ/d を十分大きくする

Fig.13 σ_{θ} due to shrink fitting and load distribution when $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$

と、接触の端部集中が無くなり、分布荷重による応力 $\sigma_{\theta b}$ は嵌め込み長さによらず一定値となる。最大引張応力 $\sigma_{\theta \max}$ はある焼嵌め率 δ/d で最小値となる。

(4) ヤング率の大きい材料ほど、焼嵌めによって軸部をスリーブが強く締め付けるため、接触の端部集中が生じにくいことがわかった。ただし、焼嵌め率 δ/d が大きい場合には焼嵌めの影響 ($\sigma_{\theta s}$) が大きいため、ヤング率が大きいほど $\sigma_{\theta \max}$ は大きな値となる。

(5) スリーブ端部での曲率半径 ρ が小さいほど $\sigma_{\theta \max}$ は大きくなる。しかし、 $\sigma_{\theta b}$ が一定となる焼嵌め率 δ/d は曲率半径 ρ によらない。すなわち、接触の端部集中のしやすさは曲率半径 ρ に依存しない。

(6) 公称曲げ応力 σ_m および他の寸法を固定して、スリーブ直径 D を変化させると、 D が大きいほど接触の端部集中が生じやすい。これは、嵌め込み長さ L が相対的に短くなっていることが原因である。また、 $\sigma_{\theta b}$ が一定となる焼嵌め率 δ/d は D が大きいほど小さい値となる。これは、スリーブ直径 D によらずスリーブの厚さ $(D-d)/2$ が一定としているため、スリーブ直径 D が大きいほどスリーブの厚さが相対的に薄くなっており、ヤング率が見かけ上小さくなっていることが原因である。

文 献

- (1) Miki, E., "High Corrosion Resistance and Cost Reduction by Spraying Methods", *Plant Engineer*, Vol.21, No.1 (1989), pp.8-12 (in Japanese).
- (2) Iwata, T. and Mori, H., "Material Choice for Hot Run Table Roller", *Plant Engineer*, Vol.15, No.6 (1983), pp.55-59 (in Japanese).
- (3) Harada, S., Noda, N., Uehara, O. and Nagano, M., "Tensile Strength of Hot Isostatic Pressed Silicon Nitride and Effect of Specimen Dimension", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineering*, Vol.57, No.539 (1991), pp.173-178.
- (4) Kobayashi, H., and Kawakubo, T., "Fatigue -Difference between ceramics and metal-", *Journal of the Japan Institute of Metals*, Vol.27, No.10 (1988), pp.757-765.