

焼嵌めで構成されたセラミックス製スリーブの焼外し過程における 熱応力の検討*

栗 文彬^{*1}, 酒井 悠正^{*1}, 原田 正太^{*1}
高瀬 康^{*2}, 野田 尚昭^{*3}, 佐野 義一^{*2}

Thermal Stress Analysis for Shrink Fitting System Used for Ceramics Conveying Rollers in the Process of Separation

Wenbin LI^{*1}, Hiromasa SAKAI, Shota HARADA
Yasushi TAKASE, Nao-Aki NODA and Yoshikazu SANNO

^{*1} Department of Mechanical and Control Engineering, Kyushu Institute of Technology
Sensui-Cho 1-1 Tobata-Ku, Kitakyushu-Shi, Fukuoka, Japan

Steel conveying rollers used in hot rolling mills must be exchanged frequently at great cost because hot conveyed strips induce wear and deterioration on the surface of roller in short periods. In this study, new roller structure is considered which has a ceramics sleeve connected with two short steel shafts at both ends by shrink fitting. Here, the ceramics sleeve may provide a longer life and reduces the cost for the maintenance. However, after used for a period the steel shaft has to be pulled out for exchange. Simply, heating outside surface and cooling inside surface of the shaft are necessary for separation. However, attention should be paid to the maximum thermal stress of the ceramics sleeve in the process of separation. In this paper, finite element method analysis is applied to the structure and thermal stress has been calculated with the varying dimensions of the structure. Also several effects on thermal stress have been investigated, such as the effect of shrink fitting ratio, outside diameter, the fitted length, thickness of shaft, materials and so on. Finally the most appropriate thermal conditions to reduce maximum stress and make separation easy have been discussed which is very useful for designing of new rollers.

Key Words : Contact Problem, Ceramics, Thermal Stress, Thermal Deformation, Finite Element Method

1. 緒 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, 使用条件によっては, 比較的早期にローラー表面に摩耗・肌荒れが生じる場合がある. 摩耗・肌荒れが一定の限界値をこえるとそれらを削除して, 肉盛補修され再利用される. そこで, 著者らは, 図 2(b)のように胴部をスリーブ化し, そのスリーブ材料を耐熱性・耐摩耗性に優れるセラミックスとし⁽¹⁾軸部をその両端に接合する新たな構造を考えた⁽²⁾. ここでは接合部を, 従来の溶接接合ではなく必要に応じて比較的容易にスリーブと軸を分離できる焼嵌めとした. セラミックス化により, ローラーの交換サイクルを大幅に延長することが可能であり, さらにメンテナンスに要する時間・費用を軽減することができる. また, ローラーの自重が軽いいため回転しやすく, 鋼板の走行速度の変化に追従できる利点も考えられる. 著者らは先に, この構造で稼動状態において, ローラーに生じる最大応力を焼嵌め応力 σ_{os} と分布荷重 w による応力 σ_{ob} を区別して考察した⁽²⁾. 具体的には, 焼嵌め率, 軸嵌め

* 原稿受付 2011 年 7 月 11 日

^{*1} 学生員, 九州工業大学大学院工学研究科 (〒804-8550 福岡県北九州市戸畑区仙水町 1-1)

^{*2} 正員, 九州工業大学工学部機械知能工学科

^{*3} 正員, 九州工業大学工学研究院機械知能工学研究系

E-mail: wenbin-li@hotmail.com



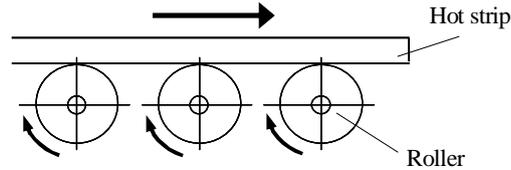


Fig.1 Layout of conveying rollers

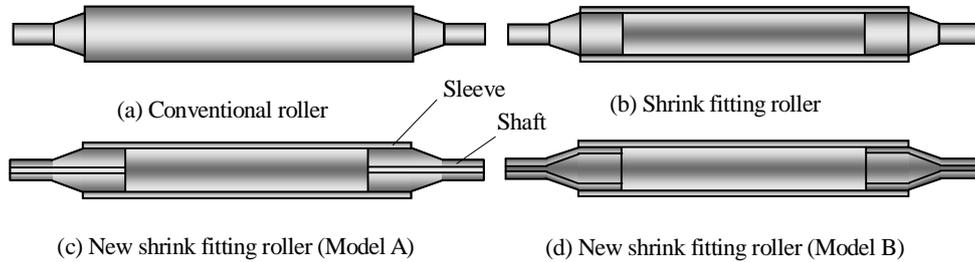


Fig.2 Roller structure

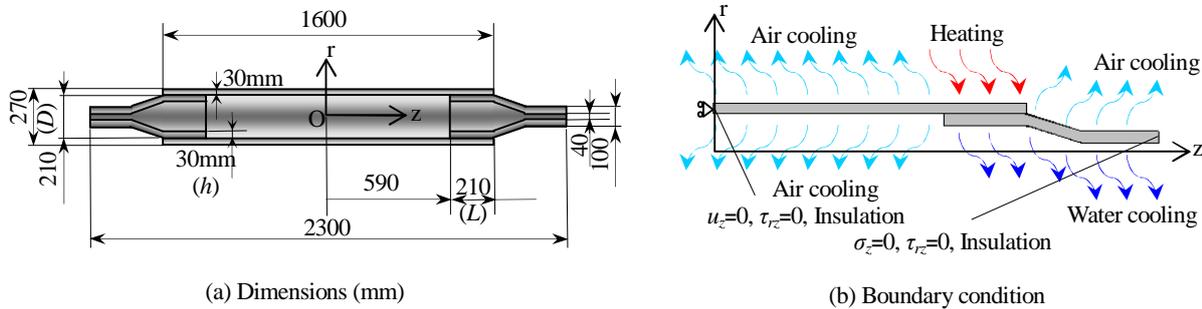


Fig.3 Model B initially considered

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 $\sigma_{\theta max} = \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b}$ への影響を明らかにした．一方，セラミックス製ローラーの軸に用いられる鋼材が摩耗すると，軸のみを取りかえるためにセラミックス製スリーブから軸を分離する必要がある．図3に示すように，分離には接触面のスリーブ外側を加熱し軸内面を水冷する必要がある．そこで著者らはこの分離過程における焼嵌め率，スリーブ外径，軸厚さ，嵌め込み長さ，スリーブ材料熱伝導率の影響については前報で明らかにした⁽³⁾．しかし，このような焼外し時に発生する応力についてはその値が大きければ破壊を生じるため重要であるが，まだ検討を行っていない．

そこで本研究では，主に図2(d)に示すモデルBを用いて熱応力等の考察を行う．そして，熱応力に対する焼嵌め率，スリーブ外径，軸厚さ，軸嵌め込み長さ，スリーブ材料熱伝導率の各影響と，これらの要因が分離全体の過程でスリーブの最大応力に及ぼす影響について有限要素法を用いた解析により明らかにする．さらに分離のメカニズムを解明するため，単純な二重円筒モデルに対しても実体ローラーモデルと比較して考察を行う．

2. 実体ローラーモデルの解析

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 で除したものを焼嵌め率 δ/d と定義する．図3には軸に中心孔を有するモデル(model B)とその境界条件を示す．その後，嵌め込み長さ L 等の幾何的条件を変化させていき解析を行う．加熱時間は10000sとし，図3(b)に示す通り，加熱箇所はスリーブと軸の接合箇所のスリーブ外表面とする．加熱に用いる雰囲気昇温条件は，加熱炉の実験により得られた図4の加熱曲線を用いる．水冷箇所は軸内表面に限定する．その他のスリーブ外表面，内表面，右端面及び軸部外表面，左端面は空冷とする．対流に関しては加熱及び水冷では強制対流，空冷では自然対流とした．その解析で与える熱伝達率 α とふく射率 ϵ の値を表1に示す．

本解析では問題の対称性から1/2軸対称モデルを用いているため，スリーブ部左端面は断熱及び軸方向変位 $u_z=0$ ，せん断応力 $\tau_{rz}=0$ である．軸部右端面は断熱及び $\sigma_z=0$ ， $\tau_{rz}=0$ である．また，接触面での伝熱形態としては主に実

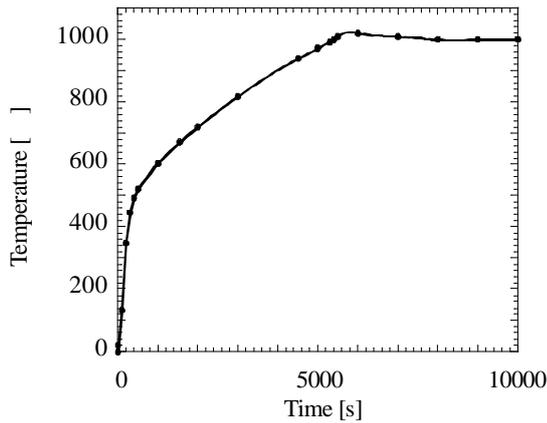


Fig.4 Atmosphere temperature

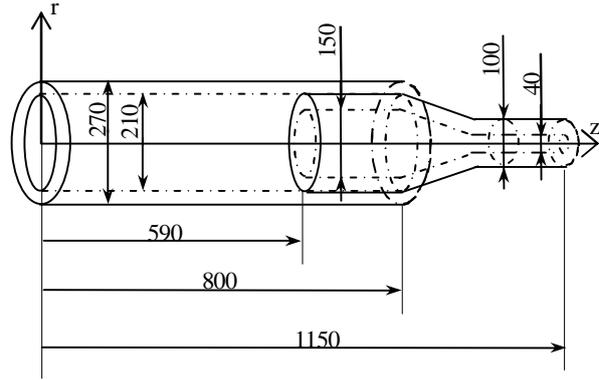


Fig.5 Real roller model with coordinate (mm)

Table 1 Values of heat transfer coefficient α and emissivity ε along the r, z (mm) coordinate in Fig.6

Heat (Forced convection, Radiation)	r=135, z= ± 590~800 $\alpha=50$ (W/m ² ·K) $\varepsilon=0.4$
Water cool (Forced convection)	r=20, z= ± 590~1150 $\alpha=1.163 \times 10^4$ (W/m ² ·K) $\varepsilon=0$
Air cool (Natural convection)	r=105, z=0~ ± 590 r=135, z=0~ ± 590 r=20~105, z= ± 590 r=105~135, z= ± 800 r=50~105, z= ± 800~1150 (shaft surface) $\alpha=50$ (W/m ² ·K) $\varepsilon=0$
Insulation	r=105~135, z=0 r=20~50, z= ± 1150

Table2 Material properties

	Ceramics H	Ceramics I	Steel (H _v 200)
Young's modulus [GPa]	300	294	210
Poisson's ratio	0.28	0.27	0.3
Tensile strength [MPa]	500	500	600
Mass density [kg/m ³]	3200	3260	7800
Thermal conductivity [W/m·K]	62.5(393K) 12.5(1273K)	17(393K) 3.4(1273K)	25
Thermal expansion coefficient [1/K]	3.0×10^{-6}	3.0×10^{-6}	14.5×10^{-6}
Specific heat [J/kg·K]	680	650	477
Emissivity	0.4	0.4	0.4

接触面での固体熱伝導と接触面の隙間に介在する流体を通しての熱伝導が考えられる⁽⁴⁾。本解析では焼嵌めによる接触圧力が大きく固体熱伝導が支配的になると考えられるので、接触熱伝達率の値を大きくとり、 1.0×10^9 W/m² · K とする。

2・2 各材料の物性値

表2にローラー材の物性値を示す。軸部の材料は鋼とするが、スリーブ部の材料としては、セラミックスHとセラミックスIの2種類のセラミックスを考える。2種類のセラミックスの大きな違いは熱伝導率であり、セラミックスHはセラミックスIに比べて常温で4倍程度熱伝導率が高い。

2・3 解析モデル

本解析では、熱伝導解析に加え熱変形解析も必要であるため、両者を交互に解く軸対称連成解析(熱伝導と熱変形)を1秒1ステップで行う。四辺形軸対称要素を使用し、初期形状(Model B)は、要素数 3760、節点数 4347 である。

3. 実体ローラーモデルの解析結果及び考察

3.1 最大応力及び温度分布

解析の結果、スリーブの最大応力は円周方向応力であり、スリーブ内側で発生することが分かった。そこで、図6に、最大応力発生位置($z=720\text{mm}$)での、スリーブ内側と外側の温度と時間の関係を示す。なお、本節での焼嵌め率は $\delta/d=3.0\times 10^{-4}$ である。図6より、スリーブ内側と外側の温度差は分離するとき($t=6615\text{s}$)で最大となっていることが分かる。次に図7に、スリーブと軸の接触範囲における最大応力発生時($t=6246\text{s}$)での、スリーブ内側及び外側の温度分布を示す。また、図8にスリーブ断面の温度分布を示す。図7より、分離が完了した両端付近のスリーブ内外温度差は小さく、未分離域である中央付近の温度差は大きいことが分かる。また未分離域でも特に、分離完了域との境界で温度差が大きい。図9に、最大応力発生位置($z=720\text{mm}$)での、スリーブ半径方向の応力分布を示す。図9より、スリーブ外側にいくにつれて応力は減少していくことが分かる。また、一般に加熱が先行する部分には圧縮応力が生じるが、本事例では高温側のスリーブ外側でも引張応力が作用していることが分かる。図10には、スリーブと軸の接触範囲における最大応力発生時($t=6246\text{s}$)での、スリーブ内側の応力分布を示す。図10より、未分離域端部、分離完了域との境界付近で応力の凸起が見られる⁽⁵⁾。これは図7に示した境界での温度差に加え、接触端部での応力集中に起因するものと考えられる。

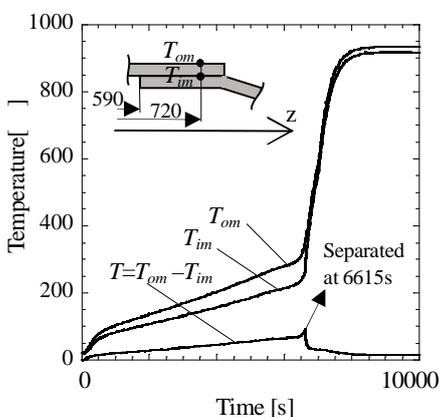


Fig.6 Temperature history in the whole process of separation ($\delta/d=3.0\times 10^{-4}$)

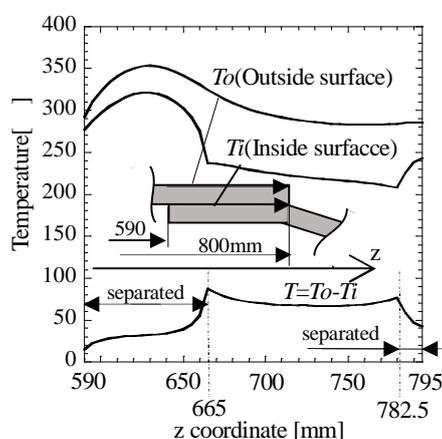


Fig.7 Temperature distribution along the interface when the maximum stress appears ($\delta/d=3.0\times 10^{-4}$)

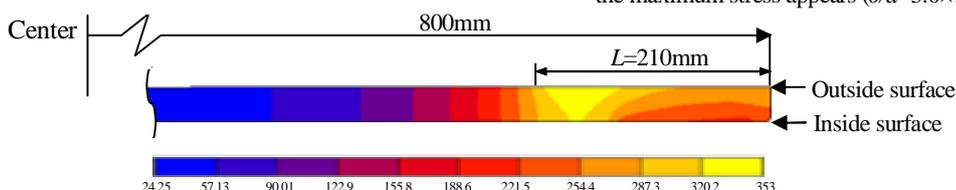


Fig.8 Temperature distribution of sleeve when maximum stress exists at 6246s ($\delta/d=3.0\times 10^{-4}$)

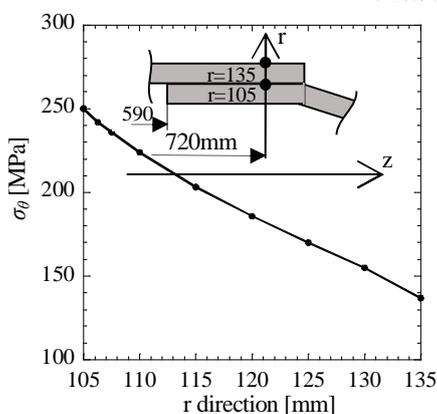


Fig.9 Stress distribution along r direction where and when maximum stress appears ($\delta/d=3.0\times 10^{-4}$)

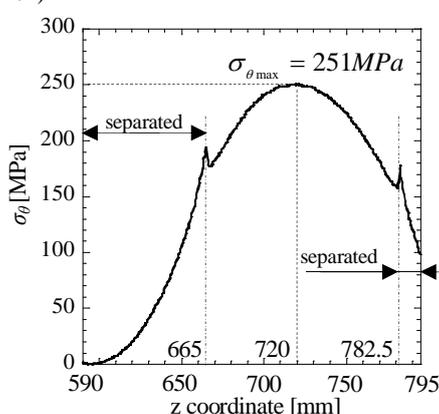


Fig.10 Stress distribution on the contact area when maximum stress appears ($\delta/d=3.0\times 10^{-4}$)

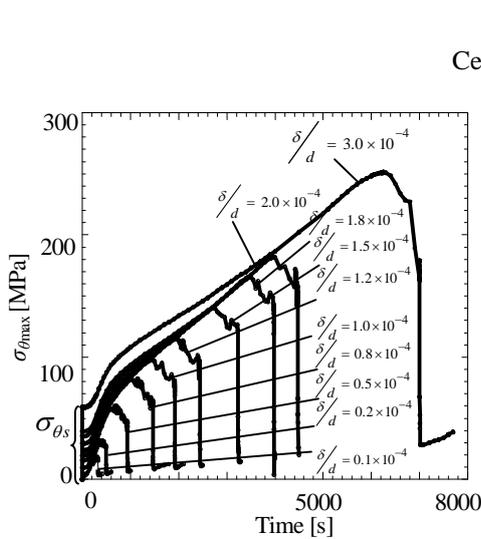


Fig.11 Maximum stresses vs. time for different δ/d

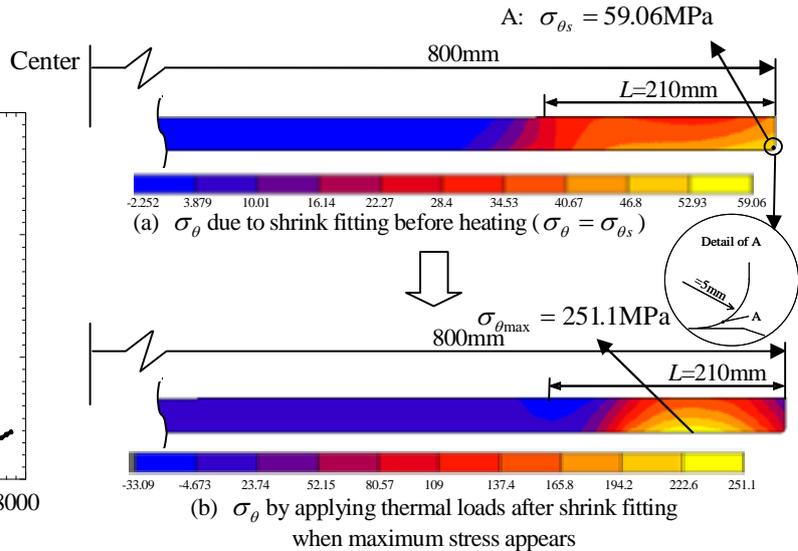


Fig.12 Stress distribution of sleeve ($\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$)

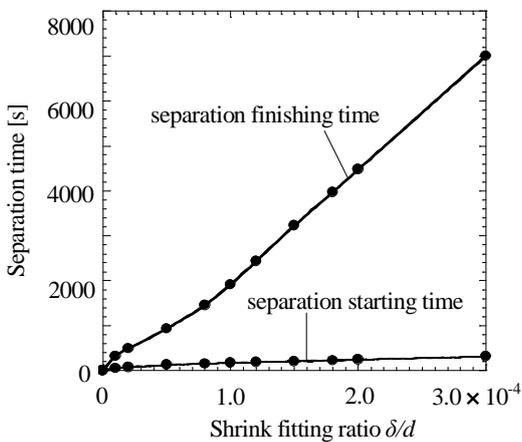


Fig.13 Effect of shrink fitting ratio on separation time

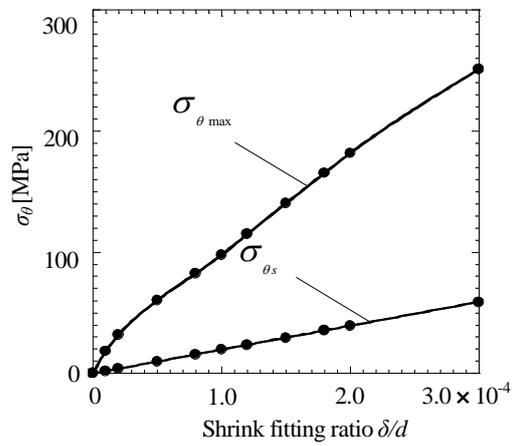


Fig.14 Effect of shrink fitting ratio on σ_{θ_s} and $\sigma_{\theta_{max}}$

3・2 最大応力に及ぼす嵌め率 δ/d の影響

図 11 に焼嵌め率 δ/d を変化させたときの最大応力の時間変化を示す．ここで，加熱開始時($t=0s$)では，最大応力 $\sigma_{\theta_{max}}$ は焼嵌め応力 σ_{θ_s} (以降，焼嵌め応力: σ_{θ_s})であり，その最大値は図 12 に示すようにスリーブ内側の端部 A で生じる．図 11 より，焼嵌め率が大きいと最大応力は大きいことが分かる．また，最大応力は 500s 付近以降，時間とともに単調に増加していき，分離直前で最大値に達した後，急激に減少することが分かる．図 12 は $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ のスリーブ断面の応力分布を示しており，図 12(a)は焼嵌め応力($t=0s$)，図 12(b)は加熱時の最大応力発生時($t=6246s$)での応力分布である．図 12(a)から焼嵌め応力の最大は 59MPa(引張)であるが，その後の加熱過程で最大応力は 251MPa と，焼嵌め応力の 4 倍以上に増加することが図 12(b)から分かる．図 13 には，焼嵌め率と分離完了時間の関係を，図 14 に焼嵌め率と最大応力の関係を示す．図 13, 14 より，焼嵌め率と共に分離完了時間は長く，同様に最大応力も大きくなることが分かる．このように，焼嵌め率の増加は，焼外しの時間効率の低下や応力増加に伴う破壊リスクの増大をもたらし，焼外しを困難にする．そのためこれ以降では，分離完了時間と最大応力 $\sigma_{\theta_{max}}$ の関係について検討していく．

3・3 最大応力に及ぼすスリーブ外径 D の影響

図 15 にスリーブ外径 D を 270mm, 405mm, 540mm と変化させて，焼嵌め率 δ/d を大きくしていった場合の分離完了時間と最大応力 $\sigma_{\theta_{max}}$ の関係を示す．図 15 より， $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ のとき，径小の $D=270mm$ では径大の 540mm より約 3 倍高い応力となる．このことより，外径 D を大きくすると，同じ焼嵌め率の下では最大応力を低減でき

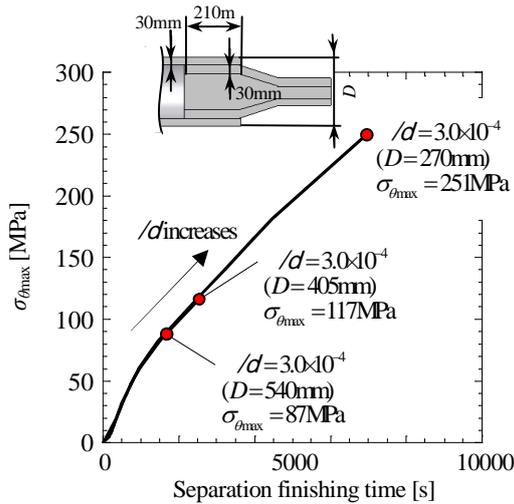


Fig. 15 Effect of D on $\sigma_{\theta_{max}}$

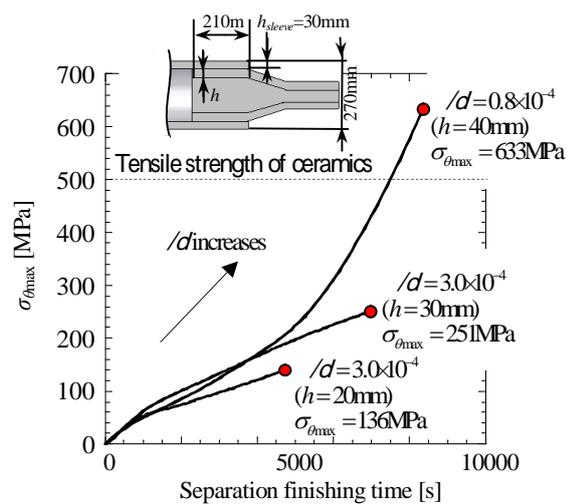


Fig. 16 Effect of h on $\sigma_{\theta_{max}}$

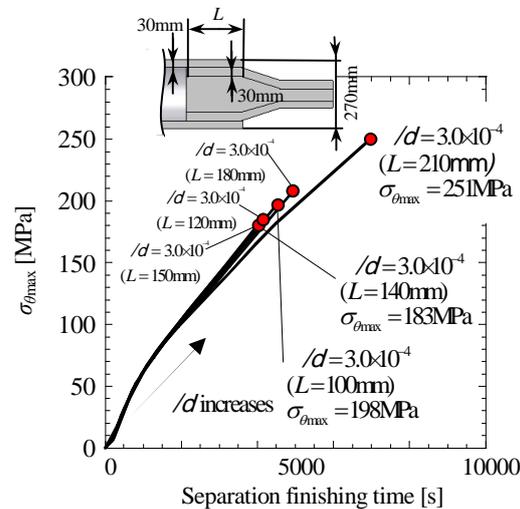


Fig. 17 Effect of L on $\sigma_{\theta_{max}}$

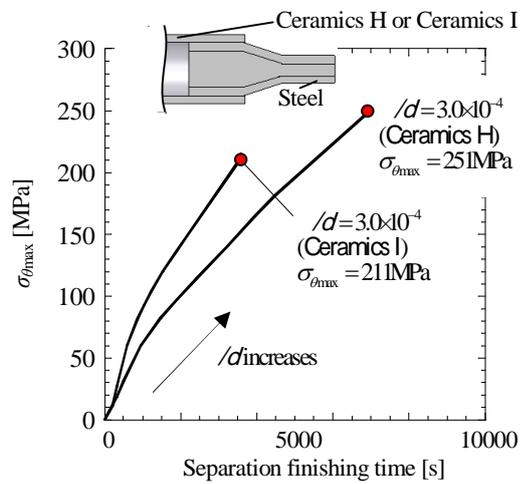


Fig. 18 Effect of thermal conductivity on $\sigma_{\theta_{max}}$

ることが分かる．また図 15 より，直径 D が異なっても最大応力はほとんど加熱時間のみで整理されていることが分かる．

3・4 最大応力に及ぼす軸嵌め込み部厚さ h の影響

図 16 に軸嵌め込み部厚さ h を 20mm, 30mm, 40mm と変化させて，焼嵌め率 δ/d を大きくしていった場合の分離完了時間と最大応力 $\sigma_{\theta_{max}}$ の関係を示す．ここで， $h=40\text{mm}$ では $\delta/d > 0.8 \times 10^{-4}$ を超えるとスリーブから軸を分離することができないため， $\delta/d \leq 0.8 \times 10^{-4}$ までの値を示している．図 16 より，軸嵌め込み部厚さ h が異なると最大応力は加熱時間のみでは整理されないことが分かる．また， $h=40\text{mm}$ では，分離完了時間が 5000s を超えた辺りで最大応力が大きく変化し， $\delta/d = 0.8 \times 10^{-4}$ ではセラミックススリーブの引張強さ 500MPa を超えている．しかし，同じ焼嵌め率の下では， h を小さくすると最大応力を低減できることが分かる．

3・5 最大応力に及ぼす嵌め込み長さ L の影響

ここでは，嵌め込み長さ L を 100mm, 120mm, 140mm, 150mm, 180mm, 210mm とした場合で解析を行った．加熱は $L=210\text{mm}$ の時と同じ箇所で一定とし，水冷及び空冷箇所は嵌め込み長さ L に対応して変化させた．図 17 に嵌め込み長さ L を変化させたときに，焼嵌め率 δ/d を大きくしていった場合の分離完了時間と最大応力 $\sigma_{\theta_{max}}$ の関係を示す．前報で議論したように，嵌め込み長さ L を 210mm から短くしていくと分離完了時間は早くなるが，140mm 以下

では一概にはいえない．図 17 に示したように， $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ のときの最大応力は $L=210\text{mm}$ で最大値をとり， L を小さくすると， $L=140\text{mm}$ で最小値をとるが，さらに L を小さくすると若干増加していくことが分かる．これは以下のように考えられる．外側スリーブの加熱域は 210mm と一定にしているのに対して，嵌め込み長さが短くなると軸の冷却において軸端面での空冷の影響が大きくなり，軸の冷却能が減少する．したがって，嵌め込み長さが短くなって外スリーブの加熱が進み，抜け易くなる効果と前述の軸冷却能によるバランスで最短時間が決まってくるものと考えられる．また図 17 より，嵌め込み長さ L が異なっても図 15 同様，最大応力はほとんど加熱時間のみで整理されていることが分かる．

3・6 最大応力に及ぼすスリーブ材料の熱伝導率の影響

本解析では，スリーブに使用するセラミックスは表 2 に示す熱伝導率が異なるセラミックス H とセラミックス I を用いる．図 18 に各スリーブ材料における，焼嵌め率 δ/d を大きくしていった場合の分離完了時間と最大応力 $\sigma_{\theta\text{max}}$ の関係を示す．図 18 より，セラミックス H に比べて熱伝導率が小さいセラミックス I の方が値は小さいことが分かる．このことより，同じ焼嵌め率の下では，スリーブに用いるセラミックスの熱伝導率が小さいと最大応力を低減できることが分かる．また図 18 より，スリーブの熱伝導率が異なる最大応力は加熱時間のみでは整理されないことが分かる．

4. 二重円筒モデルの解析

4・1 二重円筒モデル

前報⁽³⁾で実体ローラーモデルについての焼外し可能な条件の検討を行ない，本研究で応力の検討を行ってきた．ここでは，このような構造物の分離のメカニズムをより詳しく検討するため，焼嵌めで接合された二重円筒を用いて解析を行い，実体ローラーモデルとの比較及び検討を行う．

解析には，実体ローラー(図 3)の焼嵌め部の寸法を用いて，単純化した二重円筒モデルを用いる．この二重円筒モデルを用いて異なる境界条件にて解析し，分離の挙動や応力についての検討を行う．

4・2 境界条件

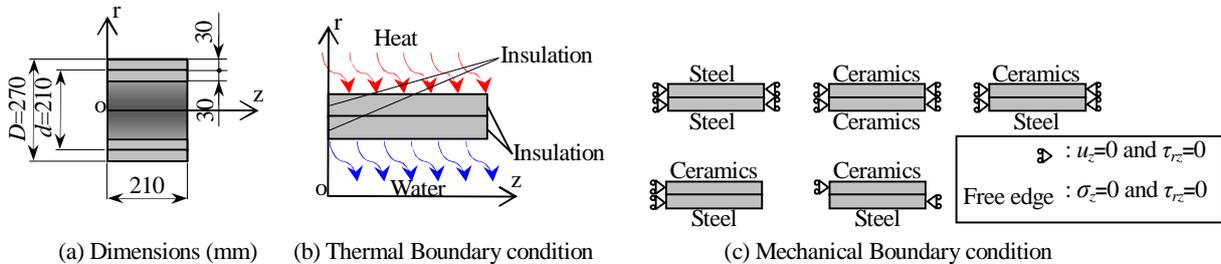


Fig.19 Five double cylinder model

Table3 Values of heat transfer coefficient α and emissivity ε along the r, z (mm) coordinate in Fig.3

Heat (Forced convection, Radiation)	$r=135, z=\pm 0\sim 210$ $\alpha = 50 \text{ (W/m}^2\cdot\text{K)}$ $\varepsilon = 0.4$
Water cool (Forced convection)	$r=105, z=\pm 0\sim 210$ $\alpha = 1.163 \times 10^4 \text{ (W/m}^2\cdot\text{K)}$ $\varepsilon = 0$
Insulation	$r=75\sim 135, z=0,210$

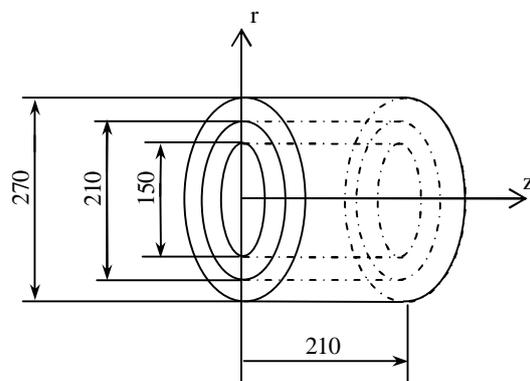


Fig.20 Double cylinder model with coordinate (mm)

図 19 に二重円筒モデルの寸法及び境界条件を示す．二重円筒モデルでは寸法及び熱的な境界条件は同じであり，図 19 のモデル 1 から 5 で示すように内側円筒と外側円筒の材料及び機械的な境界条件を変えて検討を行う．加熱時間は 10000s とし，図 19(b) に示す通り，加熱箇所は外側円筒の外表面とする．また，加熱に用いる雰囲気昇温条件は図 4 の加熱曲線を用いる．水冷箇所は内側円筒の内表面とする．対流に関しては加熱，水冷とも強制対流とし，その解析で与える熱伝達率 α とふく射率 ϵ の値を表 3 に示す．

また，接触面での伝熱形態としては，実体モデルと同様，固体熱伝導が支配的となると考えられるので，接触熱伝達率の値を大きくとり， $1.0 \times 10^9 \text{W/m}^2 \cdot \text{K}$ とした．

4・3 各材料の物性値

表 2 に本研究で用いる材料の物性値を示す．単純円筒モデルにおける材料には鋼とセラミックス H を用いる．

4・4 解析モデル

本解析では，実体モデルと同様，熱伝導解析に加え熱変形解析も必要であるため，両者を交互に解く軸対称連成解析(熱伝導と熱変形)を用い，四辺形軸対称要素を使用し，要素数 2016，節点数 2210 で，実体モデルのほぼ半分である．

5. 二重円筒モデルの解析結果

5・1 二重円筒モデル 1～モデル 3 の分離の解析

二重円筒モデル 1 から 3 では円筒の両端境界条件から分かる通り，半径方向の変位 u_r が軸方向で一定となり，分離は一気に起きる．そこで，表 4 に示すように，モデル 1 から 3 で焼嵌め率を変化させた場合の分離完了時間のみに注目した．モデル 1 の内側円筒，外側円筒が共に線膨張率の大きな鋼の場合は焼嵌め率 $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ でも分離できるが，モデル 2 のように，両方が線膨張率の小さいセラミックスの場合は焼嵌め率の大きい $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ では分離できない．また，モデル 3 のように，外側円筒が内側円筒の鋼より線膨張率の小さいセラミックスの場合には，この境界条件では焼嵌め率の小さい $\delta/d=1.0 \times 10^{-4}$ でも分離できない．

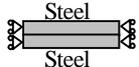
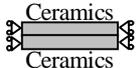
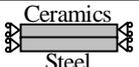
5・2 二重円筒モデル 4, 5 及び実体ローラーモデルの分離の解析

図 21 には，二重円筒モデル 4, 5 における分離完了までの内側円筒と外側円筒における両接触面の半径方向変位差の関係を示す．変位差が 0 より大きいと分離することを意味する．外側円筒がセラミックス，内側円筒が鋼の組み合わせにおいて，モデル 3 の境界条件では分離できなかったが，モデル 4, 5 のように境界条件を変更すると分離できることが分かる．

次に，図 22 に二重円筒モデル 4, 5 及び実体ローラーモデル(model B)における分離完了までの内側円筒と外側円筒における両接触面の半径方向変位を示す．また，本節での焼嵌め率は $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ である．図 22 (a), (b) より，モデル 4 は右端部から，モデル 5 は左端部から分離が進行していくことが分かる．このように端面支持条件の違いによる分離挙動が変化することについて考えてみる．

図 23 に，一端を拘束された円筒が外側を加熱，内側を冷却された場合の変形を示す．左端が拘束を受けており，外側が内側に比べて膨張するため曲げモーメントが生じて，図 23 のように反固定面を傾けられたように変形し，右端の r 方向 - 変位が大きい．次に図 24 に，モデル 4, 5 の分離完了までの変形過程を示す．モデル 4, 5 とも外側円筒(セラミックス)は左端で拘束を受けているため，右端の r 方向 - 変位が大きい．一方，内側円筒の拘束はモデル 4 では左端，モデル 5 では右端で受けているため， r 方向 - 変位はモデル 4 では右端，モデル 5 では左端が大きくなる．よって外側円筒と内側円筒の r 方向変位差は，モデル 5 の左端が最も大きく，左端から分離が進行していくことが分かる．また，モデル 4 よりも分離完了時間が短くなる．また図 22(c) より，実体ローラーモデルの分離の挙動は最初に左側から分離していく点ではモデル 5 に似ている．これは，モデル 5 とローラーモデルの拘束条件が似ているためと考えられる．

Table 4 Separation finishing time (model 1, 2, 3)

$\delta/d (\times 10^{-4})$	1.0	2.0	3.0
	1.58 s	219 s	282 s
	1195 s	4045 s	×
	×	×	×

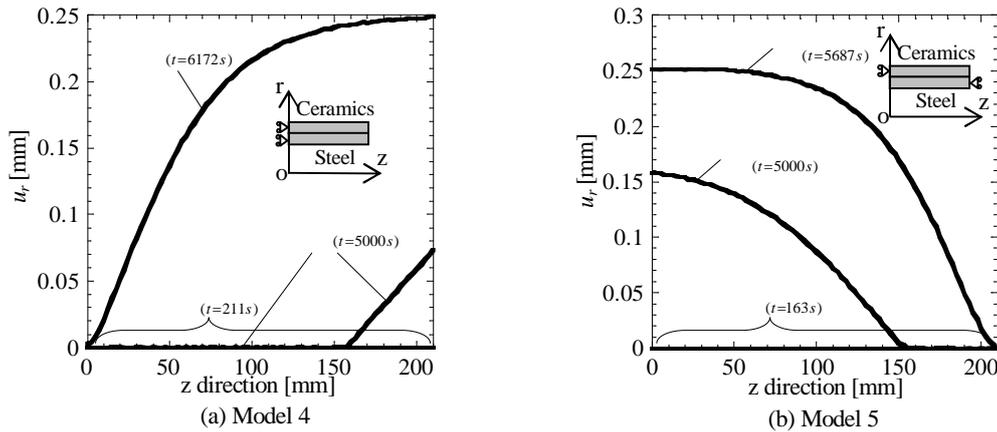


Fig. 21 u_r vs. Contact area for five double cylinder model 4,5 ($\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$) (Time progress:)

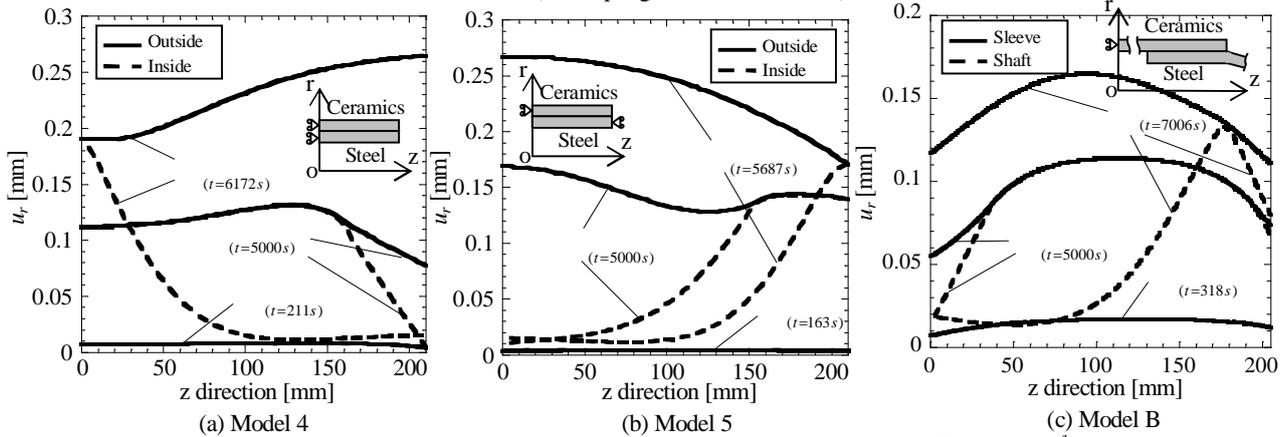


Fig. 22 u_r vs. Contact area for double cylinder model 4,5 and Model B ($\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$) (Time progress:)

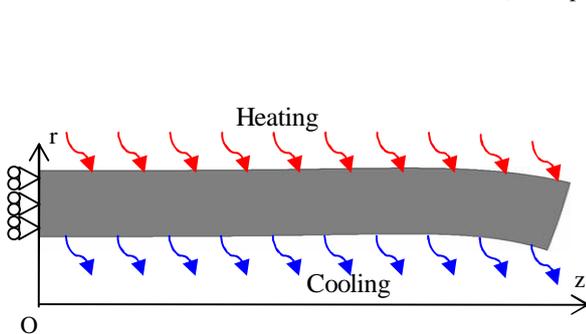
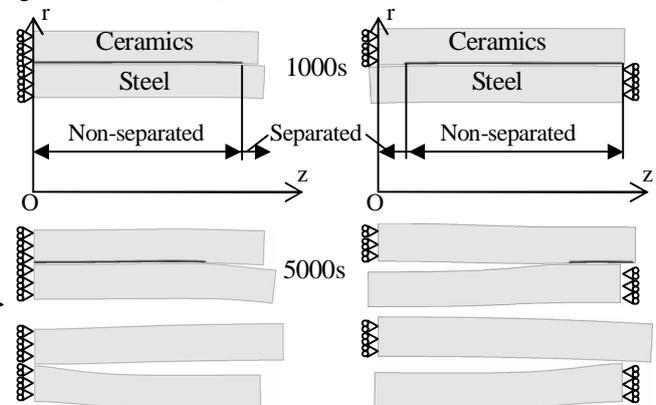


Fig. 23 Thermal deformation of single cylinder model



Separation finishing time (6172 s) Separation finishing time (5687 s)
(a) Model 4 (b) Model 5

Fig. 24 Thermal deformation of double cylinder model 4,5 ($\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$) (magnification of displacement: $\text{mm} \times 50$)

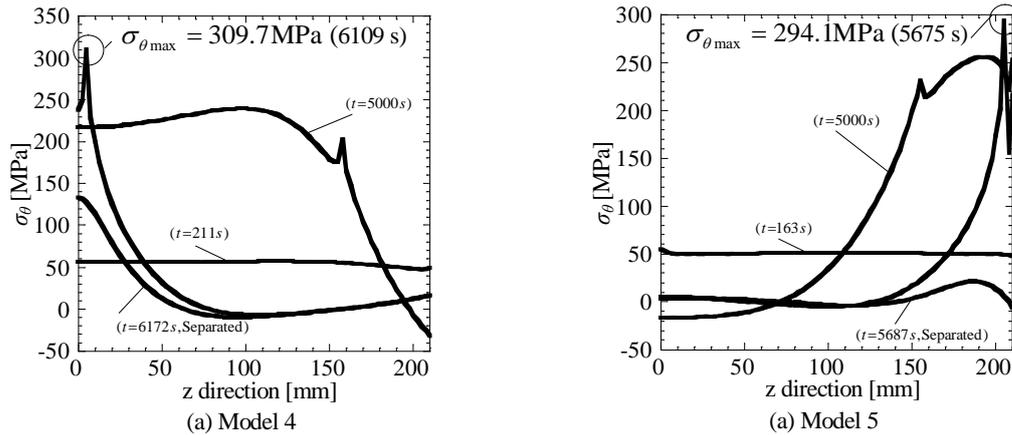


Fig.25 stress distribution along z direction of model 4, 5 ($\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$)
(Time progress:)

5・3 二重円筒モデル4及び5の応力

図25に、二重円筒モデル4、5の図22の各時間に対応した全接触面における外側円筒内面の σ_θ 分布を示す。図25より、モデル4、5ともにローラーモデルの結果である図10同様、未分離域での分離域との境界付近で応力に凸起が見られるところは注目される。また、モデル4、5ともに最大応力は分離完了の直前で発生し、分離完了後は接触面全体の応力が急減することも分かる。

6. 結 語

本研究では、胴部セラミックススリーブ両端に、鋼製中空軸を焼嵌めたセラミックスローラーにおいて、スリーブ外側を加熱して軸を焼外し交換する場合の熱応力等について解析、検討を行った。そして、焼嵌め部の寸法、形状、材料物性が焼外しを完了する過程の応力に及ぼす影響を考察し、以下の知見を得た。

- (1)スリーブに生じる最大応力は円周方向応力であり、焼嵌め部のスリーブ内側に発生する。最大応力は温度差が最大になる分離時ではなく、その少し前に生じる。
- (2)焼嵌め率 δ/d を大きくすると、最大応力は大きくなる。焼嵌め率 δ/d が大きくなると分離完了時間が長くなって線膨張率の大きい鋼製軸の温度が高くなることによる影響が大きい。
- (3)焼嵌め率一定でスリーブ外径 D を大きくすると最大応力が低減し、 $\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$ のとき、 $D=540\text{mm}$ では $D=270\text{mm}$ と比べ約1/3低減する(図15)。
- (4)焼嵌め率一定で軸嵌め込み部厚さ h を小さくすると最大応力が低減し、 $\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$ のとき、 $h=20\text{mm}$ では $h=30\text{mm}$ と比べ約1/2低減する(図16)。
- (5)焼嵌め率一定で嵌め込み長さ L を小さくしていくと、いったん最大応力は低減するが、 $\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$ のとき $L=140\text{mm}$ で最小値となり、 L をさらに小さくしていくと最大応力は大きくなっていく(図17)。
- (6)焼嵌め率一定では、スリーブ材料として低熱伝導率のセラミックスの方が最大応力が低減する(図19)。
- (7)焼嵌め率を小さく、スリーブ外径 D を大きく、軸嵌め込み厚さ h を小さく、セラミックスリーブを低熱伝導率にすると、いずれの場合も熱応力が低減する。これは焼外し時間が短くなることと一致する。
- (8)二重円筒モデルで両端を固定したモデルの場合、外側及び内側が線膨張率の大きな鋼の場合分離することができるが、両円筒、または外側円筒が線膨張率の小さなセラミックスの場合分離は困難である。
- (9)外側円筒が線膨張率の小さなセラミックスで内側が鋼製円筒場合でも、境界条件を変更することで分離が可能となる。

文 献

- (1) Iwata, T. and Mori, H., "Material Choice for Hot Run Table Roller", *Plant Engineer*", Vol.15, No.6(1983), pp.55-59.
- (2) 露成正一, 野田尚昭, HENDRA, 高瀬康, "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", 日本機械学会論文集A編, Vol.74, No.743 (2008), pp.919-925.

- (3) Wenbin Li, Hiromasa Sakai, Yasushi Takasei, Nao-Aki NODA, “Analysis of Separation Conditions for Shrink Fitting System Used for Ceramics Sleeve”, *Journal of Solid Mechanism and Materials Engineering*, Vol5, No.1(2011), pp14-24.
 - (4) 鳥居薫, “表面微細構造に支配される固体接触伝熱, マクロとミクロの接点”, *日本機械学会誌*, Vol.96, No.892 (1993), pp.198-203.
 - (5) S, Timoshenko, *Strength of Materials, Part* (1976), p.212, Robert.E Krieger Publishing Company
-