

## 焼嵌めで構成されたセラミックス製スリーブの焼外し条件の検討\*

栗 文彬<sup>\*1</sup>, 野田 尚昭<sup>\*2</sup>, 酒井 悠正<sup>\*1</sup>, 高瀬 康<sup>\*3</sup>

### Analysis of Separation Conditions for Shrink Fitting System Used for Ceramics Conveying Rollers

Wenbin LI<sup>\*1</sup>, Nao-Aki NODA, Hiromasa Sakai and Yasushi TAKASE

<sup>\*1</sup>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 steel shafts at both ends by shrink fitting. Here, although the ceramics sleeve can be used for many years, the steel shaft sometimes has to be exchanged for reconstruction under corrosive action induced by water cooling system. Since the thermal expansion coefficient of steel is about five times larger than that of ceramics, it is necessary to investigate how to separate the shrink fitting system by heating outside of sleeve and cooling inside of the shaft. In this study, the finite element method is applied to analyze the separation mechanism by varying the geometrical and thermal conditions for the structure. Finally the most appropriate dimension and thermal conditions have been found, which may be useful for designing of new rollers.

**Key Words** : Thermal Deformation, Tool, Machine Element, Ceramics, 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の摩耗・肌荒れが生じる場合がある.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<sup>(1)</sup>軸部をその両端に接合する新たな構造を考え<sup>(2)</sup>.ここでは接合部を,従来の溶接接合ではなく焼嵌めとした.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,この構造でローラーに生じる最大応力を焼嵌め応力  $\sigma_{bs}$  と分布荷重  $w$  による応力  $\sigma_{bb}$  を区別して考察した<sup>(2)</sup>.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  $\rho$  を変化させてその最大引張応力  $\sigma_{\theta max} = \sigma_{bs} + \sigma_{bb}$  への影響を明らかにした.

一方で,軸部には鋼を用いるため,軸受部での摩耗や肌荒れ,冷却水の使用など周辺環境に起因する腐食により定期的な交換が必要となる.その際,セラミックス製スリーブを外側から加熱しながら軸部を冷却することによる焼外しによって分解し,別の軸と交換を行うことになる.しかし,ここで問題となるのが軸部とスリーブ部の材料の違いである.即ち,鋼はセラミックスより線膨張率が約 5 倍大きいためセラミックス製スリーブに比べて,加熱による膨張が大きいのでセラミックス製スリーブ外側から加熱しても内側の鋼が膨張し易いため,焼外しが不可能となりかねない.そこで本研究では,図 2(b)の構造の軸部を,冷却のため中空とした図 2(c), (d)の構造を取上げる.そして,軸部材料を鋼,スリーブ材料をセラミックスとした場合における,焼外しが可能となる条件や焼外し完了までに要する時間等を,様々な幾何的条件を変更して,有限要素法を用いた解析により明らかにする.

\* 原稿受付 2011 年 5 月 3 日, Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol.5, No.1(2011), pp.14-24  
(原稿受付 2010 年 7 月 6 日)

<sup>\*1</sup> 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)

<sup>\*2</sup> 正員,九州工業大学工学研究院機械知能工学研究系

<sup>\*3</sup> 正員,九州工業大学工学部機械知能工学科

E-mail: wenbin-li@hotmail.com



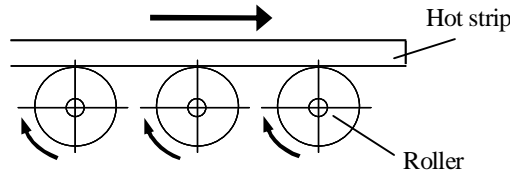


Fig.1 Layout of conveying rollers

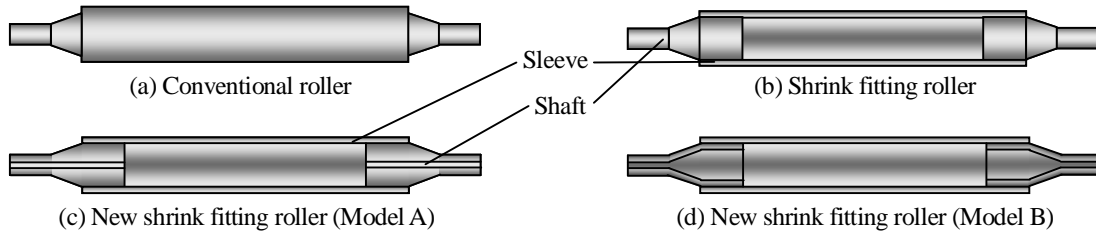


Fig.2 Roller structure

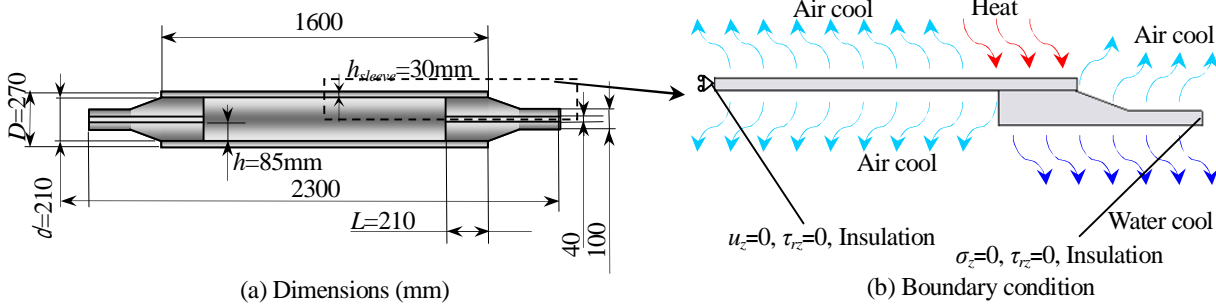


Fig.3 Model A initially considered

## 2. 解析条件

### 2.1 境界条件

焼嵌め率  $\delta$  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  $\delta/d$  と定義する。図 3 には軸に中心孔を有するモデル (model A) とその境界条件を示す。その後、嵌めこみ長さ  $L$  等の幾何的条件を変化させ、それぞれの形状で焼嵌め率  $\delta/d$  との関係調べる。加熱時間は  $10000\text{s}$  とし、図 3 (b) に示す通り、加熱箇所はスリーブ部と軸部の接合箇所のスリーブ部外表面とする。また、加熱に用いる雰囲気温度は加熱炉の実験により得られた図 4 の加熱曲線を基準として用いる。水冷箇所は軸部内表面とする。その他のスリーブ部外表面、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  $\alpha$  とふく射率  $\epsilon$  の値を表 1 に示す。また、本解析では  $1/2$  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。軸部右端面は断熱と  $\sigma_z=0$ 、 $\tau_{rz}=0$  である。接触面での伝熱形態としては主に実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であると考えられる<sup>(3)</sup>。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。

### 2.2 各材料の物性値

表 2 にローラーの材料の物性値を示す。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) を用いる。四辺形軸対称要素を使用し、初期形状 (Model A) は、要素数 3894、節点数 4457 である。モデルは軸方向の対称性を考慮し、全体の  $1/2$  を対象としている。

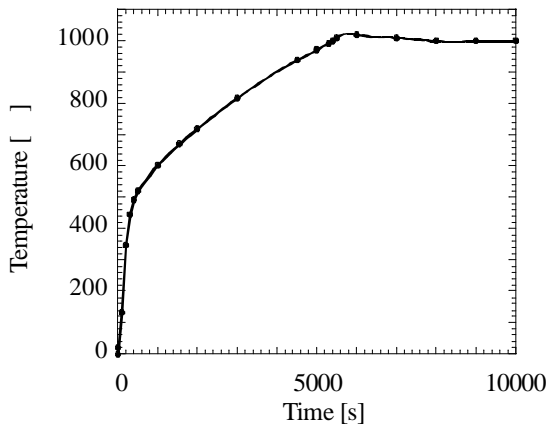


Fig.4 Atmosphere temperature

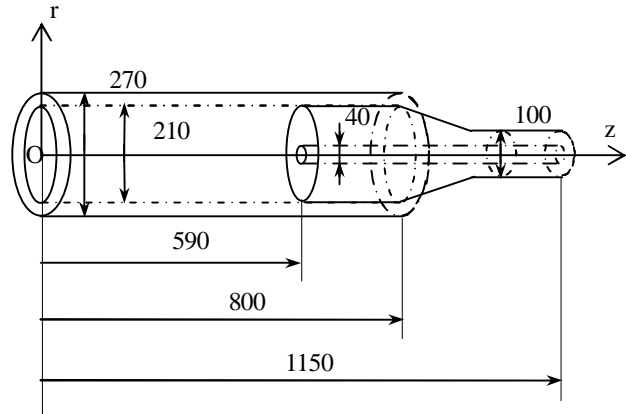


Fig.5 Model A with coordinate (mm)

Table1 Values of heat transfer coefficient  $\alpha$  and emissivity  $\varepsilon$  along the r, z (mm) coordinate in Fig.5

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

Table2 Material properties

	Ceramics H	Ceramics I	Steel (H <sub>v</sub> 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 <sup>3</sup> ]	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]	$3.0 \times 10^{-6}$	$3.0 \times 10^{-6}$	$1.45 \times 10^{-5}$
Specific heat [J/kg·K]	680	650	477
Emissivity	0.4	0.4	0.4

### 3. モデル A の解析結果及び検討

#### 3.1 鋼製スリーブと鋼製シャフトの焼外しについて

本研究では、軸部材料を鋼、スリーブ部材料をセラミックスとして焼外しを検討する。最初に比較のために、軸部、スリーブ部両者の材料を鋼として解析を行う。図6にその解析結果として、焼嵌め率  $\delta/d$  を変化させたときの分離時間の関係を示す。分離の判定は円柱座標での接触面の r 方向の変位差  $u_r = u_r|_{r=(d/2)^+} - u_r|_{r=(d/2)^-}$  が  $u_r > 0$  となったときとする。分離開始時間は接触面での任意の位置が分離したことを示し、分離完了時間は接触面のすべての位置が分離したことを示す。焼嵌め率によらず分離開始が早ければ分離完了も早い。また、焼嵌め率が小さい場合は、分離に要する時間は短く、焼嵌め率を大きくしていくと分離に要する時間は長くなる。図6より、分離開始時間と分離完了時間は  $\delta/d=1.0 \times 10^{-4}$  以下では顕著に増加し、それ以上になるとほぼ直線的に増加する。

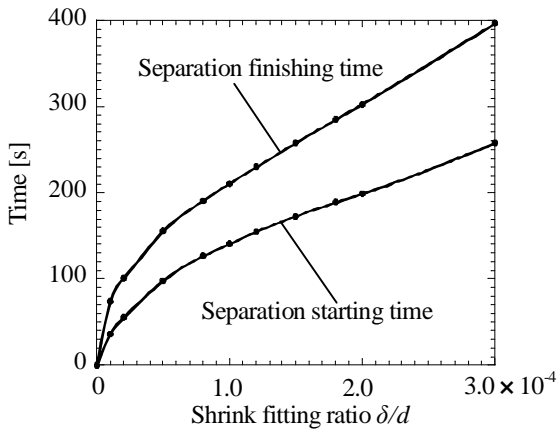
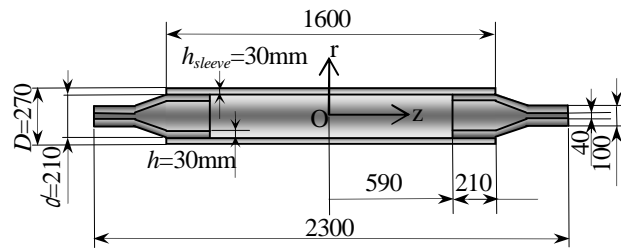
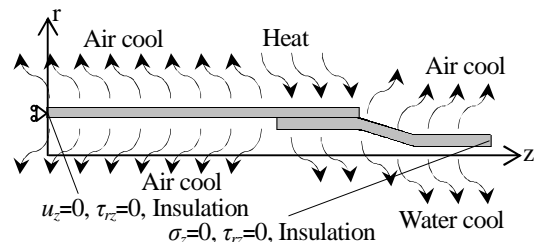


Fig.6 Time vs.  $\delta/d$  for steel shaft and sleeve



(a) Dimensions (mm)



(b) Boundary condition

Fig.7 Roller model B

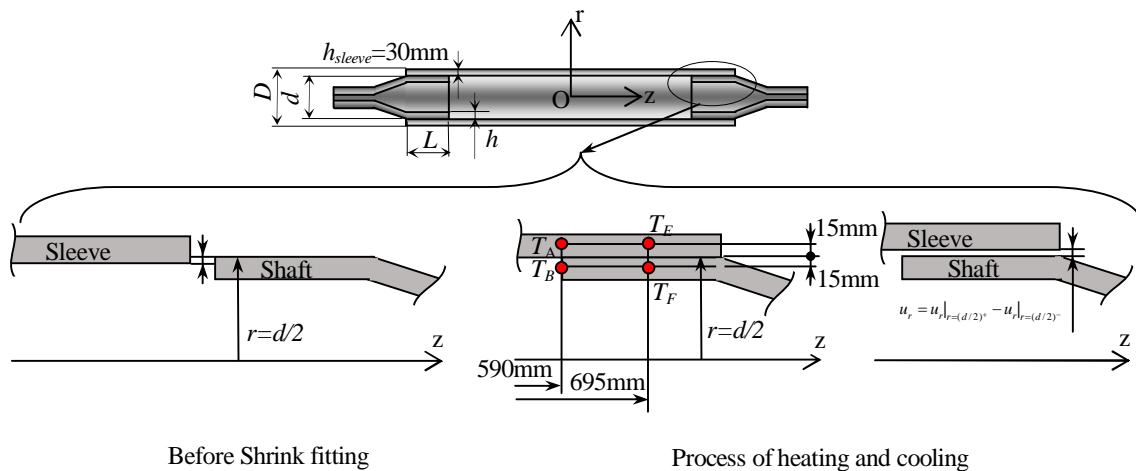


Fig.8 Relation of Dimensions and sign

### 3・2 セラミックス製スリーブと鋼製シャフトの焼外しについて

次に軸部材料を鋼、スリーブ部材料をセラミックスとして解析を行った。この場合では最終分離はもちろん部分的な分離も生じなかった。つまり相対的に線膨張率の大きな軸部がスリーブ内径に対して相対的に大きいままで、スリーブ部との間に隙間が生じない。分離させるためにはできるだけ軸部の外径の膨張を抑える必要がある。そのためにはスリーブから軸部に伝わってくる熱を逃がし、軸の温度上昇を抑える必要がある。そこで図7(a)に示すように、軸嵌め込み部の厚さ  $h$  を 30mm と薄くして、シェルタイプの軸を有する構造をモデル B として解析を進める。モデル B では、軸部内面の水冷により軸温度上昇の抑制を効果的に行なうことができる。その境界条件を、図7(b)に示す。また、図8に使用している記号とローラー寸法との関係を示す。

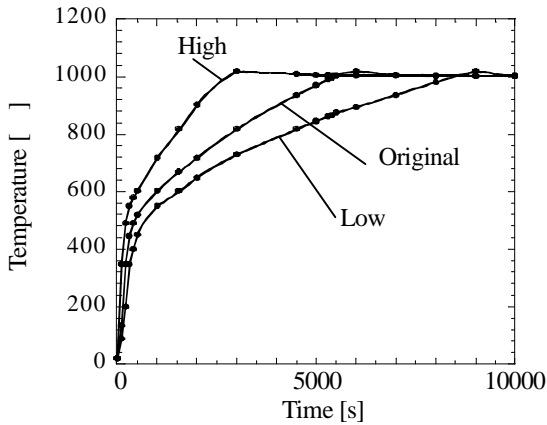


Fig.9 three atmosphere temperature

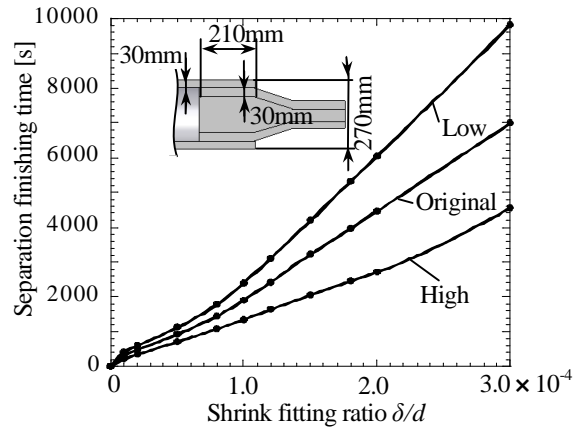


Fig.10 Time vs.  $\delta/d$  for three atmosphere temperature

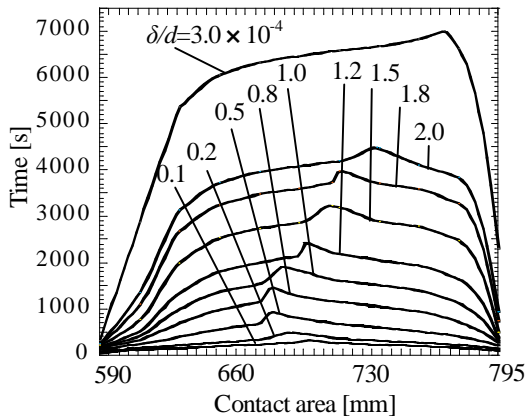
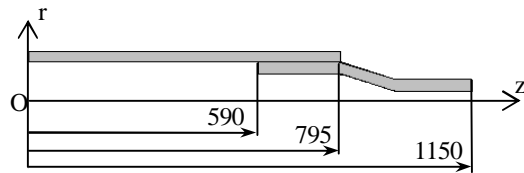


Fig.11 Separation history of contact area



#### 4. モデル B の解析結果及び検討

##### 4.1 分離時間と焼嵌め率の関係

図 7 に示したモデル B の形状で解析を行ったところ、セラミックス製スリーブと鋼製の軸の組み合わせでも分離できることが確認された。よって、以降は、このモデル B を用い、軸部材料を鋼、スリーブ部材料にセラミックス H を用いて解析を行う。また、これ以降は分離時間として接合部全体が分離する分離終了時間のみを示す。

まず、図 9 に示すように雰囲気温度の加熱曲線を変化させたときの焼嵌め率  $\delta/d$  と分離時間の関係を図 10 に示す。雰囲気温度の上昇が早いと分離終了時間時間は短い。温度上昇が遅いと分離終了時間は長くなるが、完全に分離することが可能である。そこで、これ以降、雰囲気温度には図 9 の Original(図 4 同様)を使用する。

図 11 に焼嵌め率  $\delta/d$  を変化させたとき、加熱時間の増加に対して接触部分  $z=590\text{mm}$  から  $790\text{mm}$  のどこが分離するかを示す。図 11 によれば分離は接合面の軸部左端面から開始し、続いてスリーブ部右端面が分離を始める。両側から分離が進行していき、中央付近で分離が完了する。焼嵌め率が小さい時は分離完了位置が接触面中央付近にあり、焼嵌め率が大きくなるにつれてスリーブ端部の方への位置が移動していることが分かる。分離開始から完了までの時間は焼嵌め率を大きくしていくと長くなる。さらに、図 6 に示したスリーブ部材料が軸と同じ鋼の場合と比べてセラミックス H では分離完了時間はかなり長くなっており、 $\delta/d=1.0 \times 10^{-4}$  で分離完了時間が 10 倍近く、 $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$  では 15 倍以上必要であることが明らかとなった。

##### 4.2 分離時間に及ぼすスリーブ部外径 D の影響

スリーブ外径  $D$  を  $D=270, 405, 540\text{mm}$  とした場合(このとき  $d=210, 345, 480\text{mm}$ )の分離終了時間と焼嵌め率  $\delta/d$  の関係を図 12 に示す。この図からスリーブ外径  $D$  が小さくなると分離時間は長くなること分かる。この理由を明らかにするために、分離開始部(軸端部)におけるスリーブと軸の温度差に注目する。図 13 に  $D=270, 540\text{mm}$  それぞれの場合の軸部

端部でのスリーブ部と軸部の温度を肉厚中央部で代表させて図示する. すなわち,  $D=270\text{mm}$  のとき,  $T_A(z, r)=T_A(590, 120), T_B(z, r)=T_B(590, 90)$  として, また,  $D=540\text{mm}$  のとき,  $T_A(z, r)=T_A(590, 255), T_B(z, r)=T_B(590, 225)$ として図示する. また, その温度差  $T_A=T_A-T_B$  と時間の関係も図 13 に示す. 図中の  $t_s$  は分離開始時間,  $t_f$  は分離完了時間を表している. 図 13 より, スリーブ温度は,  $540\text{mm}$  の方が高く, 軸部温度は  $270\text{mm}$  の方が高いことが分かる. 従って, スリーブと軸の温度差  $T$  は  $540\text{mm}$  が大きく, 径大の方が分離し易いことが分かる. 分離開始時間と分離完了時間に注目して図 13 を見てみると, 分離開始時の温度差は  $270\text{mm}$  と  $540\text{mm}$  でそれぞれ  $t_s=9.5$  (318s),  $t_s=5.3$  (215s) であるが, 分離完了時のそれぞれの温度差は  $t_f=395$  (7006s),  $t_f=134$  (1621s) となっており, 温度差がつきにくい径小では分離が完了するまでにより大きな温度差が必要であることも分かる.

図 14 には, 分離開始後 1000s 時でのスリーブと軸の接触面における変位差  $u_r = u_r|_{r=(d/2)^+} - u_r|_{r=(d/2)^-}$  を示す. 図 14 より,  $D=540\text{mm}$  の軸端部からの分離が  $D=270\text{mm}$  よりも分離の進行が早いことが分かる. このようなことから, 径大スリーブの分離時間が径小スリーブより早いことが理解できる.

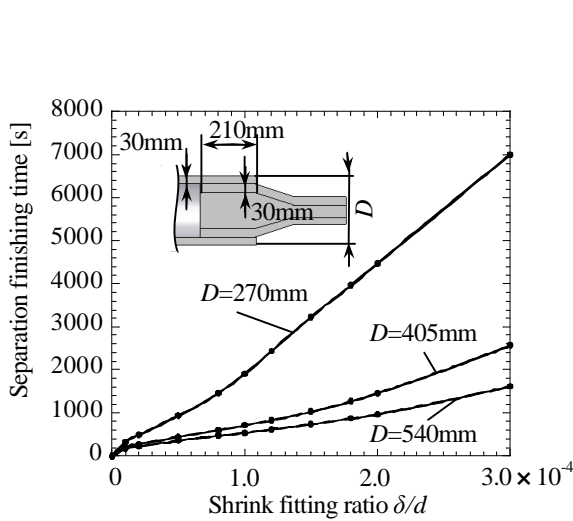


Fig.12 Time vs.  $\delta/d$  for  $D=270\text{mm}, 405\text{mm}, 540\text{mm}$

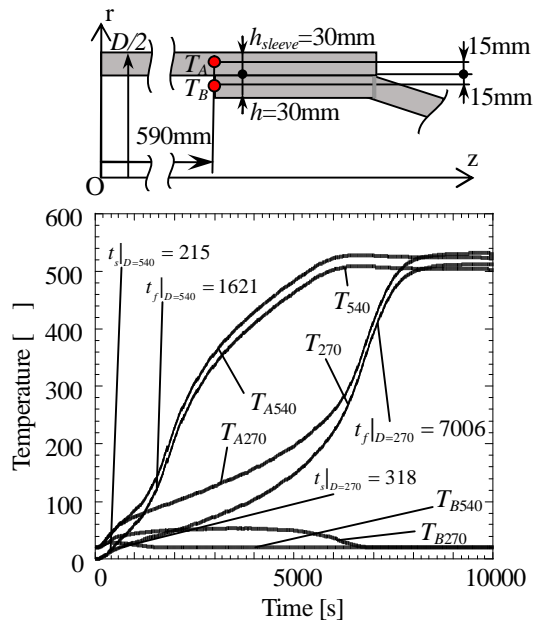


Fig.13  $T_A, T_B$  and  $\Delta T$  vs. Time for  $D=270\text{mm}, 540\text{mm}$  ( $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ )

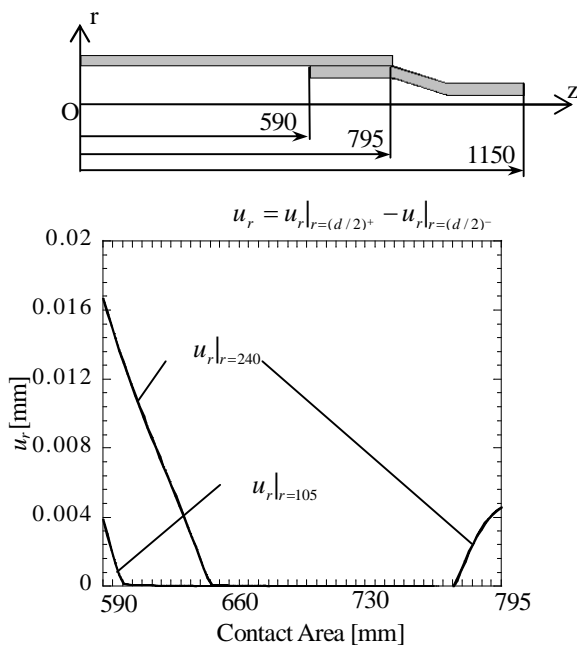


Fig.14  $u_r$  vs. Contact Area for  $D=270\text{mm}, 540\text{mm}$  (Time:1000 s,  $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ )

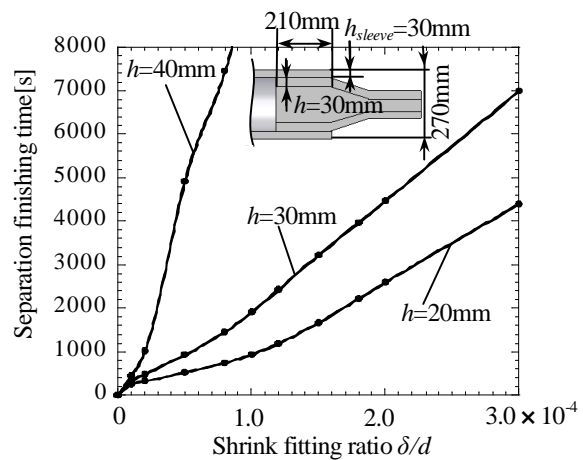


Fig.15 Time vs.  $\delta/d$  for  $h=20\text{mm}, 30\text{mm}, 40\text{mm}$



### 4・3 分離時間に及ぼす軸嵌め込み部厚さ $h$ の影響

モデル A とモデル B の比較からも分かる通り、軸嵌め込み部の厚さ  $h$  が大きいと分離は難しい。そこで、軸嵌め込み部厚さ  $h$  の影響を定量的に検討する。図 15 に軸嵌め込み部厚さ  $h$  を変化させて焼嵌め率  $\delta/d$  に対する分離完了時間の関係を示す。軸嵌め込み部厚さ  $h$  が大きくなると分離時間は長くなっており、この傾向は  $D$  を小さくするときの傾向 (図 12) と似ている。すなわち、スリーブ厚さは 30mm で一定としているため軸厚さ  $h$  を大きくすると軸の内径が小さくなる。つまり、内径が小さいと、内面からの冷却効果が小さくなるため、軸とスリーブ間の温度差がつきにくくなって分離時間が長くなると考えられる。また、図 16 に示す各軸部嵌め込み厚さ  $h$  でのスリーブと軸部の中心付近の温度差  $T=T_E-T_F$  からそのことが確認できる。ここで、 $T_E$  はスリーブの  $(z, r)=(695, 120)$  の温度であり、 $T_F$  は軸部の  $(z, r)=(695, 90)$  の温度である。

### 4・4 分離時間に及ぼす嵌め込み長さ $L$ の影響

嵌め込み長さ  $L$  は、通常の設計ではスリーブ内径に比例するように設定されることが多い。ここでは図 3(b) に示すように、嵌め込み長さ  $L$  を変化させると冷却の面積が変わることなどから分離時間への影響が考えられる。そこで嵌め込み長さ  $L$  を 100mm, 120mm, 140mm, 150mm, 180mm と初期条件の 210mm とした場合で解析を行った。ここで加熱箇所は 210mm の時と同じ箇所として一定とし、水冷及び空冷箇所は嵌め込み長さ  $L$  に対応して変化した。図 17 に嵌め込み長さ  $L$  に対する焼嵌め率  $\delta/d$  を変化させたときの分離完了時間の関係を示す。図 17 から分かる通り、 $L$  を 210mm から短くしていくと分離完了までの時間は早くなる。これは、接触面長さが短くなることで分離が容易になるためと考えられる。しかし、 $L=140$ mm を境として逆に分離時間は長くなる。これは冷却長さが短くなりすぎること、軸部を十分に冷却できなくなるためであると考えられる。

また、図 18 に  $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$  での接触面の分離開始位置と進行状況を示す。この図から分離は軸端から始まり、少し遅れてスリーブ端部が分離を始めることが分かる。最終分離位置はスリーブ端部側の内部に生じ、その位置は嵌め込み長さによらずほぼ同位置となる。

### 4・5 分離時間に及ぼすスリーブ部材料の影響

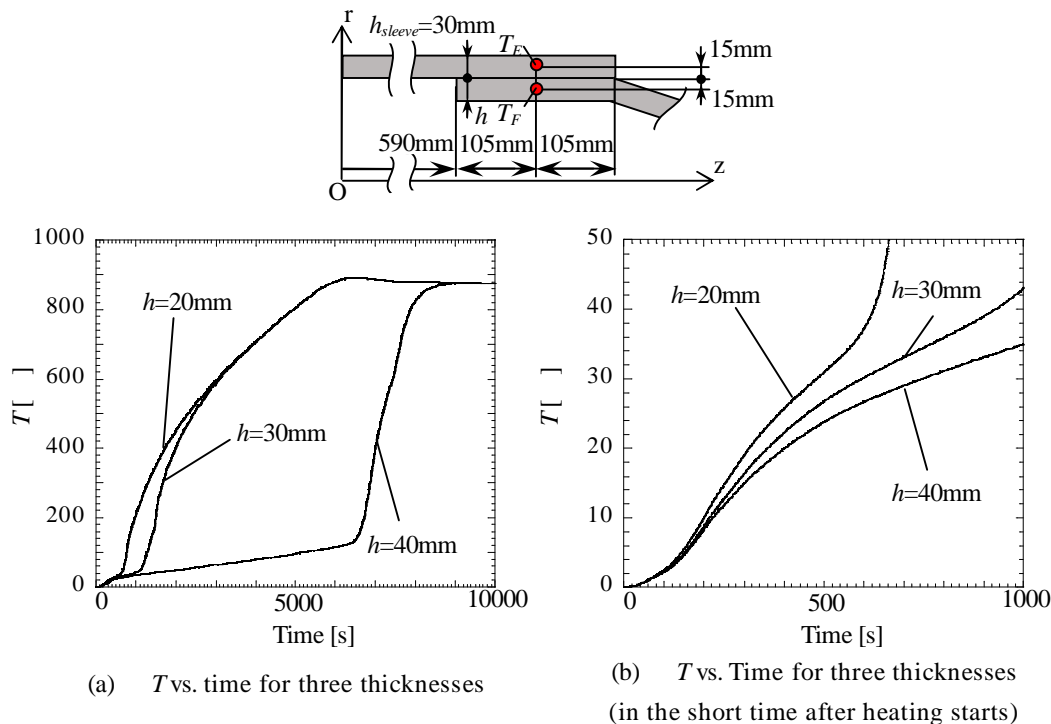


Fig.16 Temperature vs. Time for  $h=20\text{mm}$ ,  $30\text{mm}$ ,  $40\text{mm}$  ( $\delta/d=0.8 \times 10^{-4}$ )

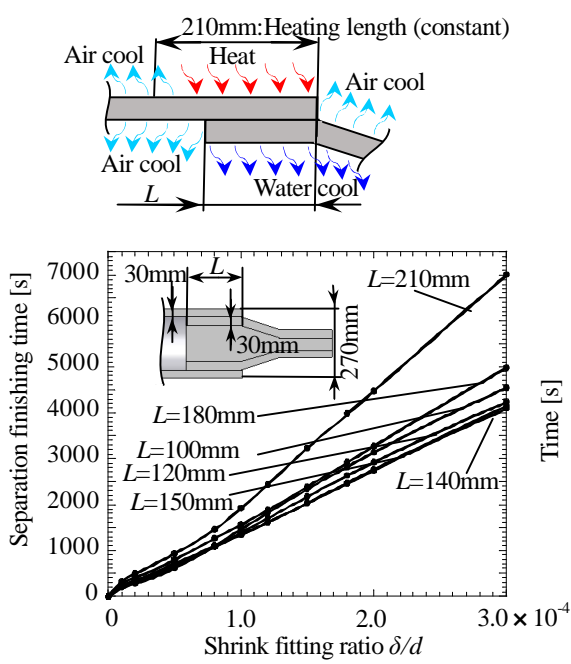


Fig.17 Time vs.  $\delta/d$  for L=100mm, 120mm, 140mm, 150mm, 180mm, 210mm

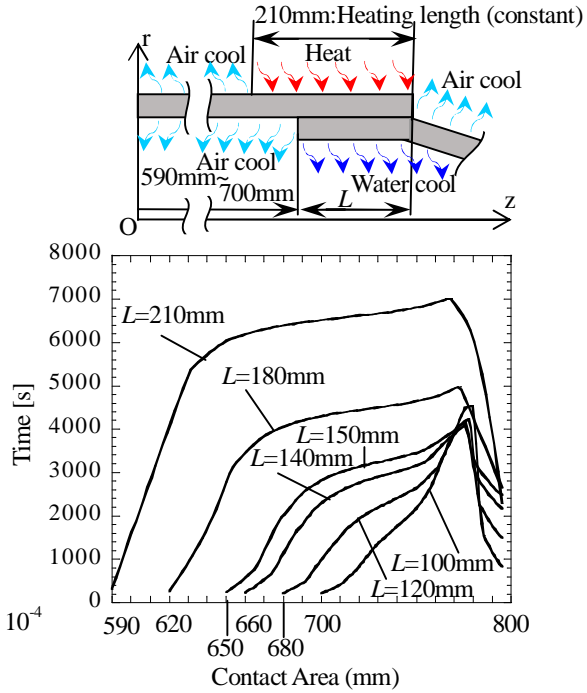


Fig.18 Separation history of contact area for each L ( $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ )

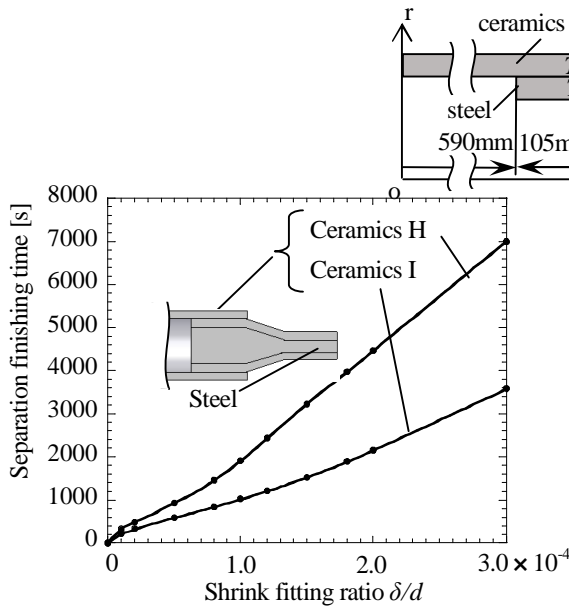


Fig.19 Time vs.  $\delta/d$  when ceramics H sleeve, ceramics I sleeve

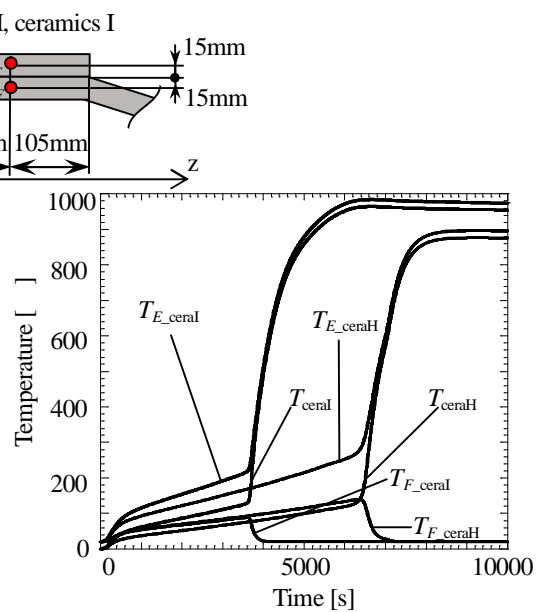


Fig.20  $T_E$ ,  $T_F$  and  $\Delta T$  vs. Time for ceramics H sleeve, ceramics I sleeve

本解析では、スリーブ部に使用するセラミックスとして表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を考える。図19にスリーブ部材料に対する焼嵌め率 $\delta/d$ を変化させたときの分離時間の関係を示す。熱伝導率の高いセラミックスHの方が分離時間が長いことが分かる。セラミックスHの熱伝導率は常温でセラミックスIの4倍程大きい。スリーブの熱伝導率が大きいと軸の方にも熱が伝わりやすく、スリーブと軸の温度差がつきにくいいため、高熱伝導性のセラミックスHの方が分離時間は長くなる。このことは、図20に示す各セラミックスでのスリーブと軸部の中心付近の温度差  $T=T_E-T_F$  からそのことが確認できる。ここで、 $T_E$ はスリーブの(z, r)=(695, 120)の温度であり、 $T_F$ は軸部の(z, r)=(695, 90)の温度で



ある。高熱伝導であるセラミックス H は、熱応力低減には有効であるが、分離時間を短縮するためにはセラミックス I が望ましい。

## 5. 結 言

本研究では、セラミックスローラーの胴部スリーブ部をセラミックス、中空軸部を鋼として焼嵌めた場合における軸交換のための焼外しの条件について解析、検討を行った。ここでは、スリーブと軸とが焼嵌め全域で分離する条件をもって焼外し可能と判定した。そして、焼嵌め部の寸法、形状、材質が分離に及ぼす影響を考察し、以下の知見を得た。

- (1) スリーブ外側から加熱し、軸内側を水冷することによって内孔の小さい場合(図 2 モデル A)は分離不可能であるが、内孔を大きくした軸部肉厚の小さい場合(モデル B)は分離可能である。また、雰囲気温度の上昇が速いと分離時間は短くなる。また、ローラーの焼嵌め率が小さくなるにつれてスリーブと軸部の分離時間は短くなる(図 10, 11)。
- (2) スリーブ部外径  $D$  が大きくなりスリーブと軸部で温度差が生じ易くなると、分離時間は短くなることが明らかとなった(図 12)。
- (3) 軸嵌め込み部厚さ  $h$  が小さくなると分離時間は短くなる(図 16)。これは、水冷の効果が大きくなるためにスリーブと軸の温度差がつきやすくなるためである。
- (4) 嵌め込み長さ  $L$  を変化させていくと、分離時間が最も長いのは  $L=210$  の場合で、最も短いのは  $140\text{mm}$  の場合であり(図 17)、 $L=140\text{mm}$  をこれより短くするとむしろ分離時間は長くなる。
- (5) スリーブ材料として低熱伝導率の小さいセラミックス I の方が分離時間は短い(図 19)。これは、温度差が生じ易いためである。

## 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) 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.