

## 焼嵌めで構成されたセラミック製ロールのメンテナンスのためのスリーブの焼外し過程で生じる熱応力

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

### はじめに

これまでの解説では、熔融亜鉛 (420℃熔融アルミニウム (660℃～) のめっき浴中で用いられるセラミック製ロールを、熔融金属中に浸漬し設置する際の熱応力を解説した<sup>1)~5)</sup>。また、1200℃高温環境下で使用され加熱炉用セラミック製ロール<sup>6)</sup>を取り上げ、セラミック製スリーブと鋼製シャフトの焼嵌め接合における、両者の膨張差による張割れリスクを解説した。これらの解説では<sup>1)~6)</sup>、種々の熱荷重や幾何学的条件下で、セラミック製ロールの応力状態を解析し、接合部の最適形状等を議論してきた。また、使用中の力学的な荷重負荷によってロールに曲げが生じると、胴端の焼嵌め接合部に応力集中が生じ破損する心配がある。そこで、製鉄所で最も多く使用される搬送用ロールや大口径の酸洗用ロールを対象にして、それらをセラミック化する際の曲げ荷重負荷に対する強度設計を行った研究を解説した<sup>7)8)</sup>。

図1に圧延工場でもよく用いられている鋼板搬送用ロールの模式図を示す。また、図2(a)に、合金鋳鉄、炭素鋼や合金鋼を使用した従前の鋼板

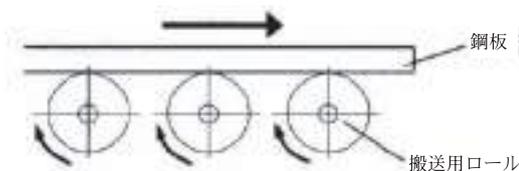


図1 搬送用ロールの模式図。

搬送用ロール本体を示す。このロールは使用条件によっては、比較的早期にロール表面の摩耗・肌荒れが生じる場合がある。よって、以前の解説<sup>7)</sup>では、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・耐摩耗性に優れたセラミックスとし<sup>9)</sup>、シャフトをその両端に部分的に焼嵌めする構造を取り上げ、その稼働中のロールに生じる最大応力を焼嵌め応力  $\sigma_{\theta s}$  と分布荷重  $w$  による応力  $\sigma_{\theta s}$  を区別して考察した研究<sup>10)</sup>を取り上げた。一方、セラミック製ロール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製スリーブから軸を分離する必要がある



(a) 従来の鋼製搬送用ロール



(b) 曲げ荷重に対する検討に用いたセラミック製スリーブロール



(c) スリーブの焼外し条件の初期検討に用いるセラミック製スリーブロール (モデルA)



(d) スリーブの焼外し条件検討に用いるセラミック製スリーブロール (モデルB)

図2 従来の鋼製搬送用ロールとセラミック製スリーブロール (スリーブの焼外し過程で生じる熱応力の説明)。

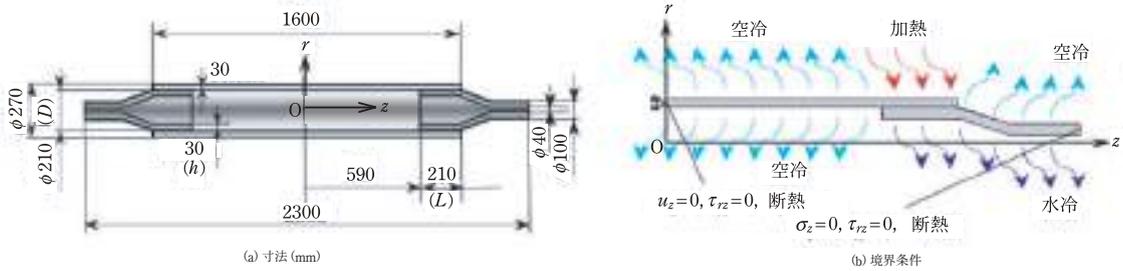


図3 スリーブの焼外し過程で生じる熱応力解明のためのセラミック製搬送用ロール B の寸法と熱的境界条件.

る。よって、直前の解説<sup>11)</sup>では、鋼製のシャフトを交換するため、焼外しによって分離する条件を議論した研究<sup>12)</sup>を解説した。すなわち、鋼はセラミックより線膨張係数が約5倍大きいためセラミック製スリーブに比べて、加熱による膨張が大きい。よって、セラミック製スリーブ外側から加熱しても、内側の鋼が膨張しやすいため、焼外しが不可能となりかねない。そこで前解説では、図2(b)の構造の軸部を、冷却のため中空とした図2(c)のモデルA、ならびに、図2(d)のモデルBの構造を取上げた。その結果、図2(d)の構造(モデルB)を採用することで、焼外しによる分離が可能となることを示した。

図3は、前解説<sup>11)</sup>で取り上げた図2(d)のモデルBの焼外しの説明図である。図3に示すように、セラミック製ロールの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。前解説では、この分離過程における焼嵌め率、スリーブ外径、シャフト嵌合部厚さ、嵌合長さ、スリーブ材料の熱伝導係数の影響について明らかにした研究<sup>12)</sup>を取り上げた。しかし、このような焼外し時に発生する熱応力についてはその値が大きければ破壊を生じる可能性がある。

そこで本解説では、主に図2(d)に示すモデルBを用いて、まだ説明を行っていないが、極めて重要な熱応力等の解説<sup>13)</sup>を行う。そして、この焼外し過程に生じる熱応力に及ぼす、焼嵌め率、スリーブ外径、シャフト嵌合部厚さ、嵌合長さ、スリーブ材料の熱伝導係数などの諸因子が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、

直観的に理解しやすい、単純な二重円筒モデルに対しても実体ロールモデルと比較して考察を行う。

### セラミック製搬送用実体ロール B (図2(d))の解析条件

焼嵌め率 $\delta$ をスリーブ嵌合部の内径 $d$ 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(モデルB)とその境界条件を示す。その後、嵌合長さ $L$ 等の幾何的条件を変化させて解析を行う。加熱時間は10000秒とし、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、右端面および軸部外表面、左端面は空冷とする。対流に関しては加熱およ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係数 $\alpha$ と放射率 $\varepsilon$ 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および軸方向変位 $u_z=0$ 、せん断応力 $\tau_{rz}=0$ である。軸部右端面は断熱および $\sigma_z=0, \tau_{rz}=0$ 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<sup>14)</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、 $1.0 \times 10^9 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ とする。

表2にロール材料の物性値を示す。シャフト材料は常に鋼とするが、スリーブ材料としては、セ

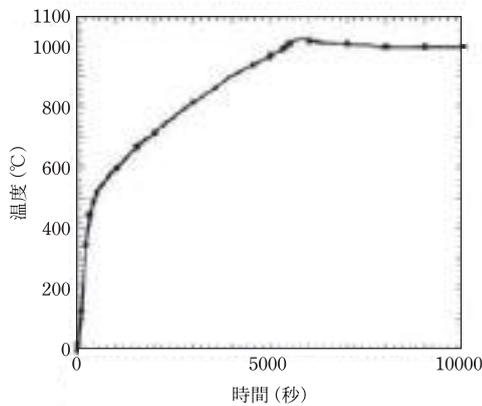


図4 焼外しのため雰囲気温度として与える基準加熱曲線(加熱炉の実験結果).

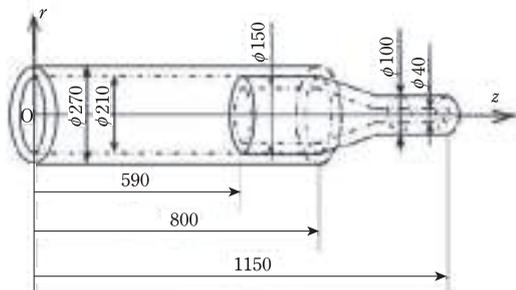


図5 スリーブ焼外し過程の熱応力解析のための搬送用セラミック製実体ロールBの寸法(mm).

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係数であり,セラミックスHはセラミックスIに比べて常温で4倍程度熱伝導係数が大きい高熱伝導窒化ケイ素である. 焼外しのためには線膨張係数の大きい鋼製シャフトの温度を上げないことが望ましい. すなわち, 熱伝導係数が大きいと焼外しが困難となり, 加熱時間も長くなり, 焼外し時の熱応力も大きくなる. 以下の焼外しの考察では, スリーブに大きな熱応力が生じる, セラミックスH(高熱伝導窒化ケイ素)を用いることを原則とする. 通常セラミックスIを用いることの影響は後述する図18で考察する.

本解析では, 熱伝導解析に加え熱応力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(熱伝導と熱応力を解析する)を1秒1ステップで

表1 図5の円柱座標における(単位mm)熱伝達係数 $\alpha$ と放射率 $\varepsilon$ の値.

|             |  |
|-------------|--|
| 熱(強制対流, 放射) | $r = 135, z = \pm 590 \sim 800$<br>$\alpha = 50 \text{ (W/m}^2 \cdot \text{K)}$<br>$\varepsilon = 0.4$   |
| 水冷(強制対流)    | $r = 20 \sim 75, z = \pm 590 \sim 1150$<br>$\alpha = 1.163 \times 10^4 \text{ (W/m}^2 \cdot \text{K)}$<br>$\varepsilon = 0$  |
| 空冷(自然対流)    | $r = 105, z = 0 \sim \pm 590$<br>$r = 135, z = 0 \sim \pm 590$<br>$r = 75 \sim 105, z = \pm 590$<br>$r = 105 \sim 135, z = \pm 800$<br>$r = 50 \sim 105, z = \pm 800 \sim 1150$<br>(シャフト表面)<br>$\alpha = 50 \text{ (W/m}^2 \cdot \text{K)}$<br>$\varepsilon = 0$ |
| 断熱          | $r = 105 \sim 135, z = 0$<br>$r = 20 \sim 50, z = \pm 1150$  |

表2 材料特性(セラミックスHは高熱伝導窒化ケイ素で,セラミックスIは通常の窒化ケイ素. 両者の比較は図18参照).

|                        | セラミックスH                     | セラミックスI                  | 鋼(Hv200)              |
|------------------------|-----------------------------|--------------------------|-----------------------|
| ヤング率(GPa)              | 300                         | 294                      | 210                   |
| ポアソン比                  | 0.28                        | 0.27                     | 0.3                   |
| 引張強さ(MPa)              | 500                         | 500                      | 600                   |
| 密度(kg/m <sup>3</sup> ) | 3200                        | 3260                     | 7800                  |
| 熱伝導係数(W/m·K)           | 62.5(393 K)<br>12.5(1273 K) | 17(393 K)<br>3.4(1273 K) | 25                    |
| 線膨張係数(1/K)             | $3.0 \times 10^{-6}$        | $3.0 \times 10^{-6}$     | $1.45 \times 10^{-5}$ |
| 比熱(J/kg·K)             | 680                         | 650                      | 477                   |
| 放射率                    | 0.4                         | 0.4                      | 0.4                   |

行う. 四辺形軸対称要素を使用し, 実体ロールB(図2(d))の標準形状では, 要素数3760, 節点数4347である.

### 実体ロールB(図2(d))の焼外しで生じる最大引張応力 $\sigma_{\theta max}$ 発生位置と温度分布との関係

ここでは, 焼嵌め率は $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ と固定し, 最大引張熱応力がどのように生じるかをFEM解析により考察した結果を紹介する. まず, スリーブ(セ

ラミック H 製) に生じる最大引張熱応力は、スリーブ内側で発生する円周方向応力  $\sigma_{\theta\max} = 251 \text{ MPa}$  であり、その位置は  $z = 720 \text{ mm}$  であり、加熱開始後の時間  $t = 6246 \text{ 秒}$  でその最大応力が生じることが明らかとなった。一般に、熱応力は不均一な温度分布によって生じるので、以下では、この最大引張熱応力  $\sigma_{\theta\max}$  がどのように生じるのか、温度分布との関係を考察する。

図 6 に、最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  発生位置である  $z = 720 \text{ mm}$  における、スリーブ内側温度  $T_{\text{im}}$  とスリーブ外側温度  $T_{\text{om}}$  の時間変化を示す。まず、図 6 より、スリーブ内側と外側の  $z = 720 \text{ mm}$  での温度差は、分離する時間  $t = 6615 \text{ 秒}$  において最大となっていることが分かる。すなわち、最大応力はスリーブ内外の温度差が最大となる分離時  $t = 6615 \text{ 秒}$  ではなく、それより少し前の、 $t = 6246 \text{ 秒}$  に生じる。図 7 に、スリーブと軸の接触範囲における、最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  が発生する  $t = 6246$

秒における、スリーブ内側およびスリーブ外側の  $z$  方向の温度分布を示す。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  $\sigma_{\theta}(r, z = 720)$  を示す。図 9 より、スリーブ外側に行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  $t = 6246 \text{ 秒}$  での、スリーブ内側の応力分布  $\sigma_{\theta}(r = 105, z)$  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<sup>15)</sup>。これは図 7

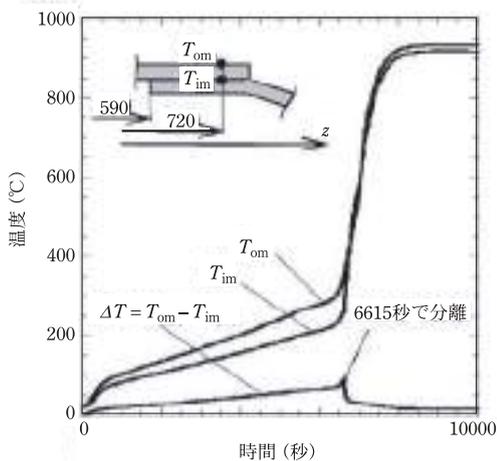


図 6 セラミック H 製搬送用スリーブロール B (図 5) の焼外し時の最大引張応力  $\sigma_{\theta\max} = 251 \text{ MPa}$  発生位置 ( $z = 720 \text{ mm}$ ) でのスリーブ内側温度  $T_{\text{im}}$  ならびにスリーブ外側温度  $T_{\text{om}}$  の時間変化 ( $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ )。

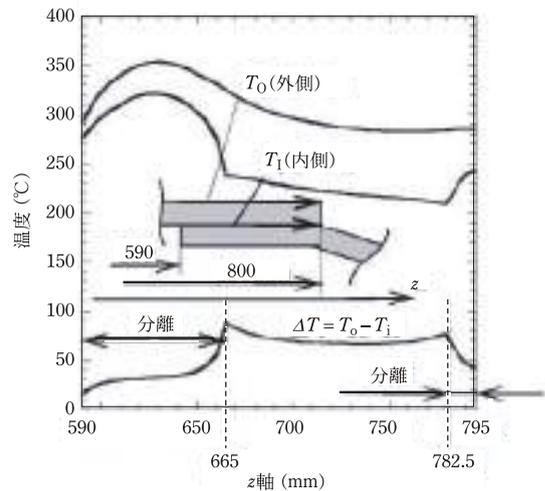


図 7 セラミック H 製搬送用スリーブロール B (図 5) の焼外し時の最大引張応力  $\sigma_{\theta\max} = 251 \text{ MPa}$  発生時 ( $t = 6246 \text{ 秒}$ ) のスリーブ内側の温度分布  $T_1(z)$ 、スリーブ外側の温度分布  $T_0(z)$ 、スリーブ内外温度差  $\Delta T(z) = T_0(z) - T_1(z)$  ( $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ )。

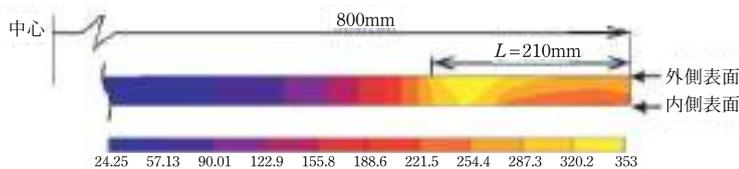


図 8 セラミック H 製搬送用スリーブロール B (図 5) の焼外し時の最大引張応力  $\sigma_{\theta\max} = 251 \text{ MPa}$  発生時のスリーブの温度分布  $T(r, z)$  ( $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ )。

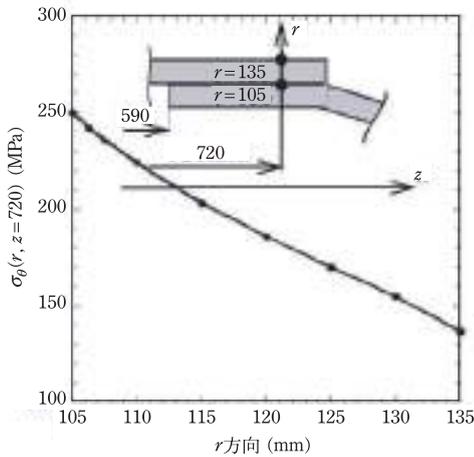


図9 セラミックH製搬送用スリーブロールB(図5)の焼外し時の最大引張応力 $\sigma_{\theta\max} = 251$  MPa発生時のスリーブの $r$ 方向の応力分布 $\sigma_{\theta}(r, z=720)$  ( $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ )。

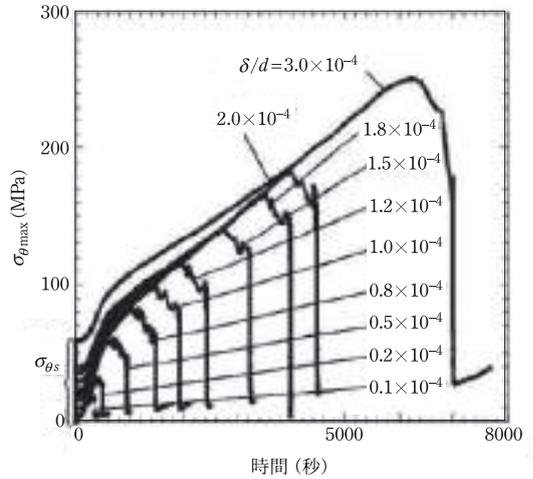


図11 セラミックH製搬送用スリーブロールB(図5)の最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ に及ぼす焼嵌め率 $\delta/d$ の影響(焼嵌め率 $\delta/d$ の増加に伴って分離完了時間・最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ が増加)。

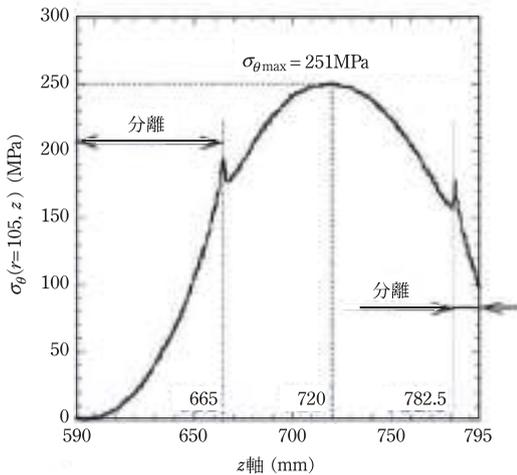


図10 セラミックH製搬送用スリーブロールB(図5)の焼外し過程における最大引張応力 $\sigma_{\theta\max} = 251$  MPa発生時の焼嵌め接触領域の応力分布( $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ )。

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。

### 搬送用スリーブロールB(図2(d))の焼外しにおける最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ に及ぼす焼嵌め率 $\delta/d$ の影響

図11に焼嵌め率 $\delta/d$ 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( $t = 0$ 秒)では、最大応力 $\sigma_{\theta\max}$ は焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}$ (以降、焼嵌め応力： $\sigma_{\theta s}$ )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500秒付近以降、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 $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ で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( $t = 0$ 秒)、図12(b)は加熱時の最大応力発生時( $t = 6246$ 秒)での応力分布である。図12(a)から焼嵌め応力の最大は59 MPa(引張)であるが、その後の加熱過程で最大応力は251 MPa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、図14より、焼嵌め率ととも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す、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。

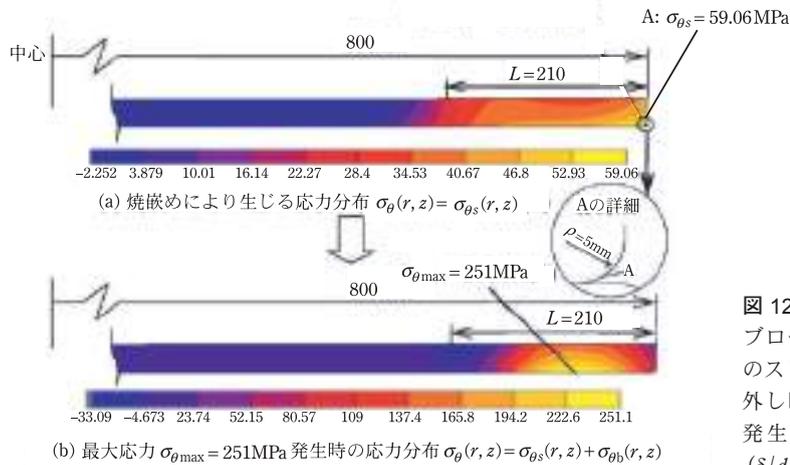


図 12 セラミック H 製搬送用スリーブロール B (図 5) における (a) 焼嵌め時のスリーブの応力分布  $\sigma_{\theta}(r, z)$  と (b) 焼外し時の最大引張応力  $\sigma_{\theta\max} = 251 \text{ MPa}$  発生時のスリーブの応力分布  $\sigma_{\theta}(r, z)$  ( $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ )。

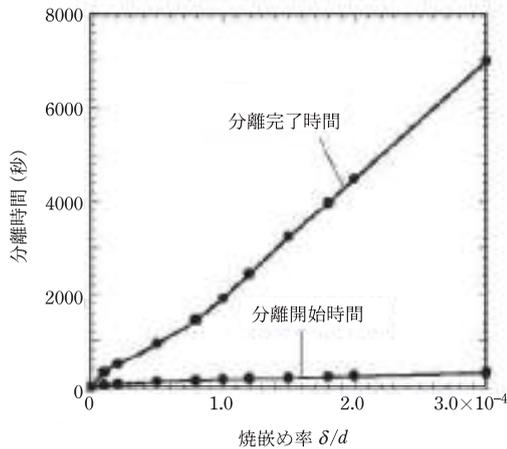


図 13 セラミック H 製搬送用スリーブロール B (図 5) の焼外し時の分離開始時間と分離完了時間に及ぼす焼嵌め率  $\delta/d$  の影響。

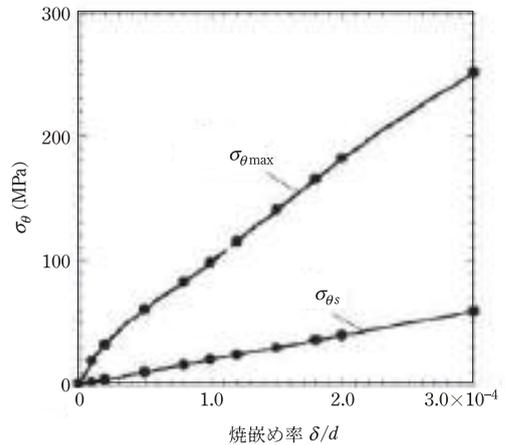


図 14 セラミック H 製搬送用スリーブロール B (図 5) の焼外し時の焼嵌め応力  $\sigma_{\theta_s}$  と最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  に及ぼす焼嵌め率  $\delta/d$  の影響。

### 搬送用スリーブロール B (図 2(d)) の焼外しにおける最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ 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 270 mm, 405 mm, 540 mm と変化させて、焼嵌め率  $\delta/d$  を増加させ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  $D = 270 \text{ mm}$  では径大の 540 mm 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。

### 搬送用スリーブロール B (図 2(d)) の焼外しにおける最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ に及ぼすシャフト嵌合部厚さ $h$ の影響

図 16 にシャフト嵌合部厚さ  $h$  を 20 mm, 30 mm, 40 mm と変化させて、焼嵌め率  $\delta/d$  を増

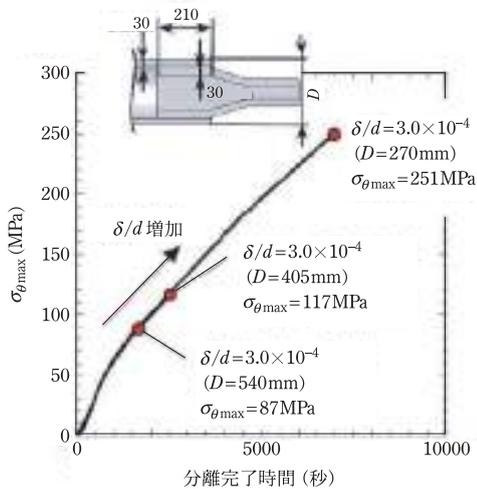


図 15 セラミック H 製搬送用スリーブロール B (図 5) の焼外し時のスリーブ外径  $D$  が最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  に及ぼす影響 (焼嵌め率  $\delta/d$  の増加に伴って分離完了時間・最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  が増加)。

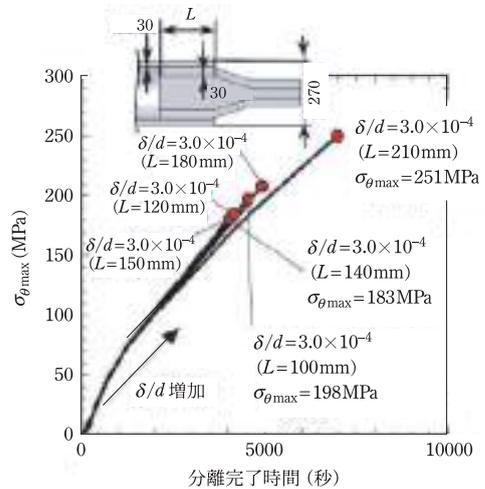


図 17 セラミック H 製搬送用スリーブロール B (図 5) の焼外し時の嵌合長さ  $L$  が最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  に及ぼす影響 (焼嵌め率  $\delta/d$  の増加に伴って分離完了時間・最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  が増加)。

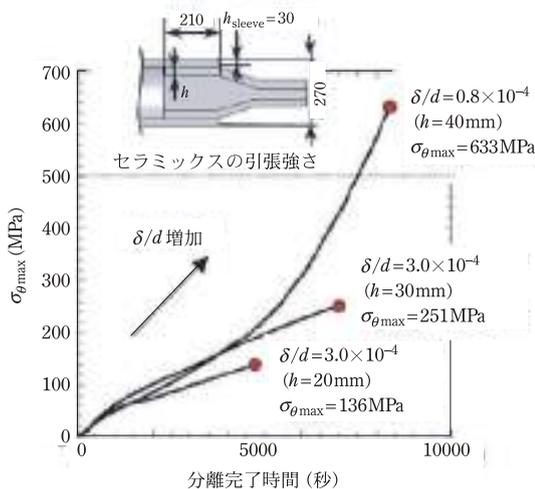


図 16 セラミック H 製搬送用スリーブロール B (図 5) の焼外し時のシャフト嵌合部厚さ  $h$  が最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  に及ぼす影響 (焼嵌め率  $\delta/d$  の増加に伴って分離完了時間・最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  が増加)。

加させた場合の最大応力  $\sigma_{\theta\max}$  と分離完了時間の関係を示す。ここで、シャフト嵌合部厚さ  $h = 40$  mm では  $\delta/d > 0.8 \times 10^{-4}$  を超えるとスリーブからシャフト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、シャフト嵌合部厚さ  $h$  が異なると最大応力  $\sigma_{\theta\max}$  は加熱

時間のみでは整理されないことが分かる。また、 $h = 40$  mm では、分離完了時間が 5000 秒を超えた辺りで最大応力が大きく変化し、 $\delta/d = 0.8 \times 10^{-4}$  ではセラミック製スリーブの引張強さを超えている。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。

### 搬送用スリーブロール B (図 2(d)) の焼外しにおける最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ に及ぼす嵌合長さ $L$ の影響

ここでは、嵌合長さ  $L$  を 100 mm, 120 mm, 140 mm, 150 mm, 180 mm, 210 mm と変化させて解析を行った。加熱は嵌合長さ  $L = 210$  mm と同じ箇所で一定とし、水冷および空冷箇所は嵌合長さ  $L$  に対応して変化させた。図 17 に嵌合長さ  $L$  を変化させたときに、焼嵌め率  $\delta/d$  を増加させた場合の最大応力  $\sigma_{\theta\max}$  と分離完了時間の関係を示す。前報で議論したように、嵌合長さ  $L$  を 210 mm から短くしていくと分離完了時間は早くなるが 140 mm 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嵌合長さ  $L = 210$  mm で最大値をとり、嵌合長さ  $L$  を小さく

すると、 $L = 140 \text{ mm}$  で最小値をとるが、さらに嵌合長さ  $L$  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  $210 \text{ mm}$  と一定にしているのに対して、嵌合長さ  $L$  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、嵌合長さが短くなって外スリーブの加熱が進み、抜けやす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、嵌合長さ  $L$  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。

## 搬送用スリーブロール B (図 5) の焼外しにおける最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ に及ぼすスリーブの熱伝導係数の影響

ここでは、スリーブに使用するセラミックスは表 2 に示す熱伝導係数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  $\delta/d$  を増加させた場合の最大応力  $\sigma_{\theta\max}$  と分離完了時間の関係を示す。図 18 より、セラミックス H に比べて熱伝導係数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。

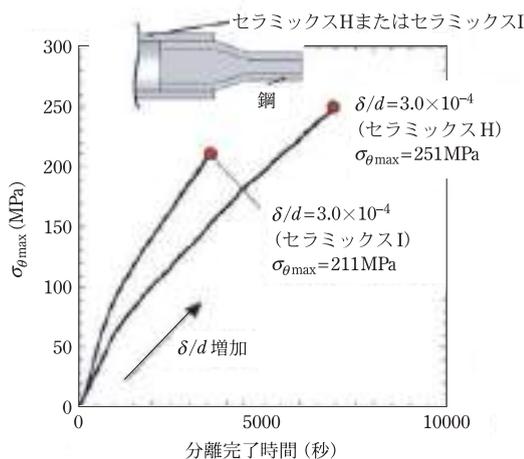


図 18 スリーブ材料におけるセラミックス I とセラミックス H の比較 (搬送用実体ロール B (図 5) の焼外し時の分離完了時間と最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  に及ぼすセラミック製スリーブの熱伝導係数 (表 2 参照) の影響)。

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係数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、スリーブの熱伝導係数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。

## 二重円筒モデルによる解析方法について

前解説<sup>11)</sup>では、搬送用実体ロール A (図 2 (c)) の焼外しは不可能であるけれども、搬送用実体ロール B (図 2 (d), 図 5) の焼外しは可能であることを示した。また、本解説では搬送用実体ロール B (図 5) の焼外し過程での熱応力の説明をしてきた。本節では、このような焼嵌め構造の、焼外し可否や熱応力のメカニズムをより詳しく検討する。この目的のため、最も基本的なモデルである、焼嵌めされた二重円筒モデルを用いて解析し実体ロール (図 2 (d)) の結果と比較する。二重円筒モデルの寸法は、実体ロール (図 3) の焼嵌め部の寸法を用いる。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。

図 19 (a) に二重円筒モデルの寸法を、図 19 (b) に熱的境界条件を示す。二重円筒モデル A~E の寸法と熱的境界条件は同じである。一方、図 19 (c) のモデル A~E で示すように、内側円筒と外側円筒の材料、ならびに、機械的境界条件を変えて焼外しの可否の検討を行う。加熱時間は  $10000 \text{ 秒}$  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係数  $\alpha$  と放射率  $\varepsilon$  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。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

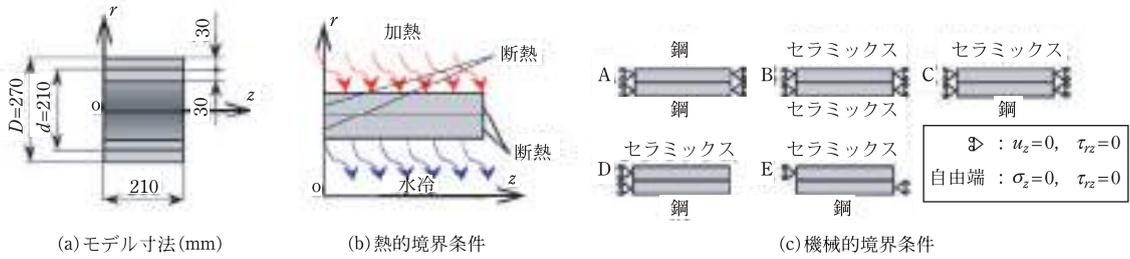


図 19 二重円筒モデル A~E の定義(セラミックスはセラミックス H を使用).

表 3 図 3 の  $r, z$ (mm) 座標における熱伝達係数  $\alpha$  と放射率  $\varepsilon$  の値.

|             |   |
|-------------|---|
| 熱(強制対流, 放射) | $r = 135, z = \pm 0 \sim 210$<br>$\alpha = 50 \text{ (W/m}^2 \cdot \text{K)}$<br>$\varepsilon = 0.4$              |
| 水冷(強制対流)    | $r = 105, z = \pm 0 \sim 210$<br>$\alpha = 1.163 \times 10^4 \text{ (W/m}^2 \cdot \text{K)}$<br>$\varepsilon = 0$ |
| 断熱          | $r = 75 \sim 135, z = 0$<br>$r = 75 \sim 135, z = \pm 210$  |

を用いる.

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.

### 二重円筒モデル A~C の焼外しの可否について

二重円筒モデル A~C では、円筒の両端に対称となる境界条件を与えているので、半径方向の変位  $u_r(z)$  は  $z$  方向に一定となり、分離は一気に起きる. したがって、表 4 に示すように、それらの分離は分離完了時間のみに注目して記述できる. 二

重円筒モデル A では、内側円筒と外側円筒の両者に線膨張係数の大きな鋼を用いるので、焼嵌め率  $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$  でも分離できる. しかし、二重円筒モデル B のように、両者に線膨張係数の小さいセラミックスを用いる場合は、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、二重円筒モデル C のように、外側円筒が内側円筒の鋼より線膨張係数の小さいセラミックスの場合には、対称境界条件を与えた場合には、焼嵌め率の小さい  $\delta/d = 1.0 \times 10^{-4}$  でも分離できない.

### 二重円筒モデル D と二重円筒モデル E の焼外しならびに実体ロールモデル B との比較

図 20 に二重円筒モデル A~E と実体ロールモデル B を比較して示す. 図 20 に示すように二重円筒モデルの焼嵌め部の寸法は実体ロールと同じである. 図 21 に、二重円筒モデル D と二重円筒モデル E の、焼外し時間経過①→②→③に伴う分離完了までの内外円筒接触面の半径方向変位差  $\Delta U_r(z)$  を示す(本節での焼嵌め率は  $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$  と固定する). 変位差  $\Delta U_r(z) = 0$  は接触状態が維持されていることを意味しており、変位差  $\Delta U_r(z) > 0$

表 4 二重円筒モデル A~C の分離完了時間.

|           |  | $\delta/d = 1.0 \times 10^{-4}$ | $\delta/d = 2.0 \times 10^{-4}$ | $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ |
|-----------|--|---------------------------------|---------------------------------|---------------------------------|
| 二重円筒モデル A |  | 1.58 秒                          | 219 秒                           | 282 秒                           |
| 二重円筒モデル B |  | 1195 秒                          | 4045 秒                          | ×                               |
| 二重円筒モデル C |  | ×                               | ×                               | ×                               |

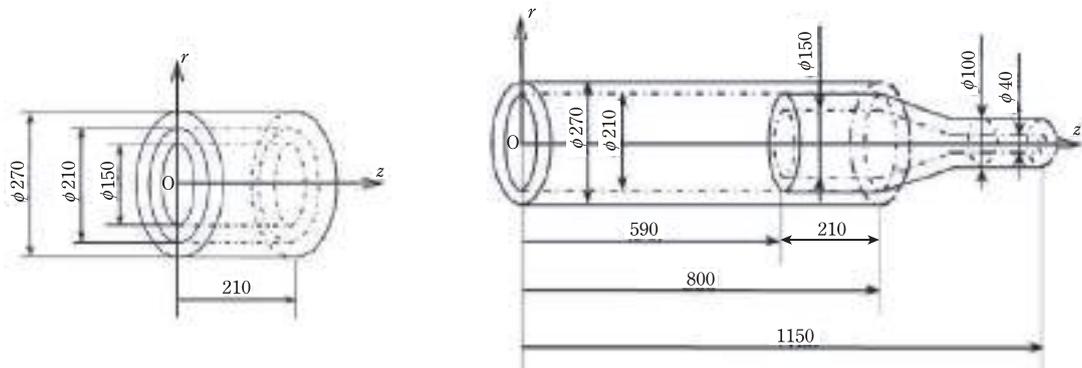


図20 二重円筒モデルA~Eと実体ロールモデルBの比較(セラミックH製スリーブを鋼製シャフトに焼嵌め)。

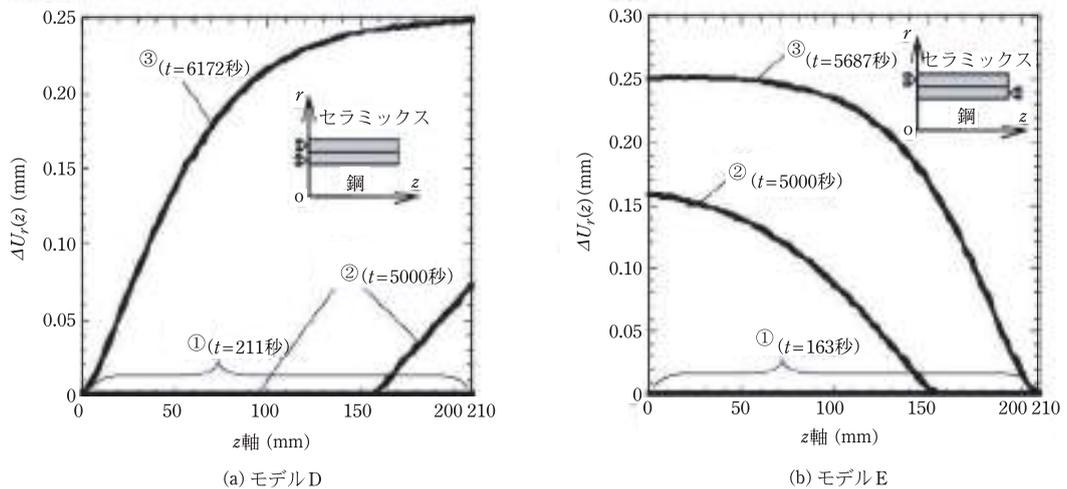


図21 二重円筒モデルDと二重円筒モデルEの焼外し時間経過①→②→③に伴う分離完了までの内外側円筒接触面の半径方向変位差 $\Delta U_r(z)$  ( $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ )。

は焼嵌め接触面が分離していることを意味する。表4に示したように、対称境界条件を与えたモデルC(外側円筒がセラミックスで内側円筒が鋼の組み合わせ)は分離不可であった(表4参照)が、二重円筒モデルD,E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D,Eおよび実体ロールモデルBにおける、焼外し時間経過①→②→③に伴う分離完了までの、円筒接触面の外側変位 $U_r(z)$ (実線)と円筒接触面の内側変位 $U_r(z)$ (破線)を示す。図22(a),(b)より、モデルDは右端部から、モデルE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D,Eの分離完了までの変形過程を示す。モデルD,E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Dでは左端、モデルEでは右端で受けているため、 $r$ 方向変位はモデルDでは右端、モデルEでは左端が大きくなる。よって外側円筒と内側

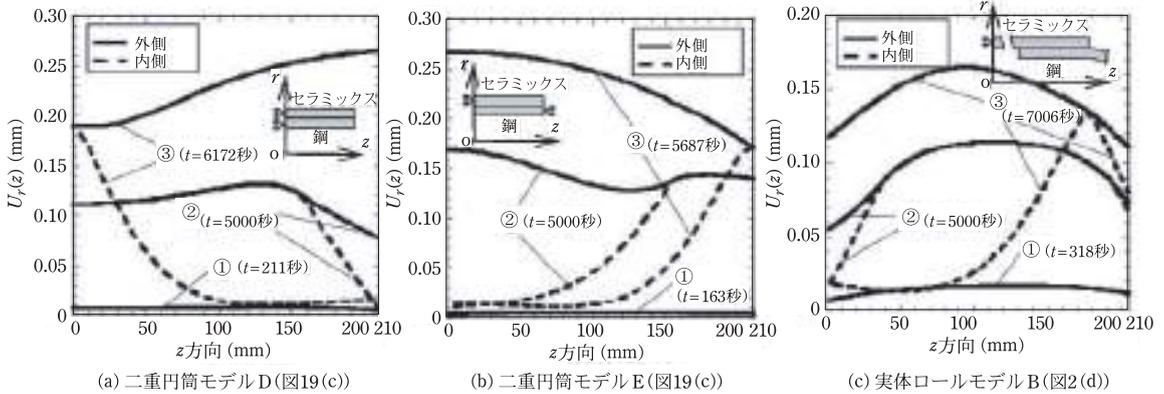


図 22 二重円筒モデル D と二重円筒モデル E ならびに実体ロールモデル B (図 2 (d)) の焼外しの時間経過①→②→③に伴う円筒接触面の外側円筒(スリーブ)変位  $U_r(z)$  (実線) と内側円筒(シャフト)変位  $U_r(z)$  (破線) ( $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ ).

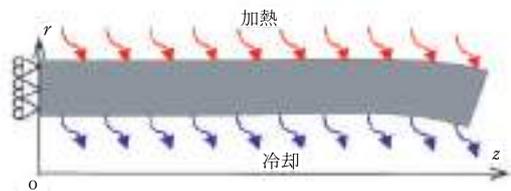


図 23 単純円筒モデルの熱変形の模式図.

## 二重円筒モデル D と二重円筒モデル E を焼外しする際の熱応力について

図 25 に、二重円筒モデル D, E の図 22 の各時間に対応した全接触面における外側円筒(スリーブ)内面の応力分布  $\sigma_\theta (r=105, z)$  を示す。図 25 より、モデル D, E ともに実体ロール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 D, E 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。

## おわりに

これまでのセラミック製スリーブロールに関する解説では、熔融金属にロールを浸漬する場合など、熱荷重や熱応力に関する研究を主に取り上げた<sup>1)~6)</sup>。また、搬送用ロール等を対象とし、使用中の曲げ荷重負荷に対して、強度設計を行った事例<sup>7)8)</sup>も解説した。一方、焼嵌めした鋼製シャフトが腐食した際、セラミック製スリーブを外側から加熱し、シャフトを冷却することで分解する必要がある。その際、線膨張係数が約 5 倍大きい内側の鋼が膨張しやすいため、焼外しが不可能となかなかねない。そこで、先の解説では、このような焼

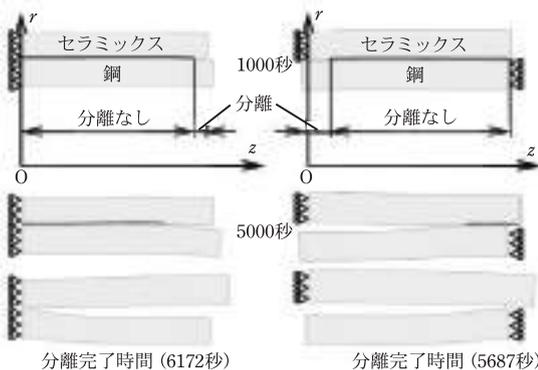


図 24 二重円筒モデル D と二重円筒モデル E の熱変形 (変位倍率:  $\text{mm} \times 50$ ,  $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ ).

円筒の  $r$  方向変位差は、モデル E 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 D よりも分離完了時間が短くなる。また図 22 (c) より、実体ロール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 E に似ている。これは、モデル E とロールモデルの拘束条件が似ているためと考えられる。

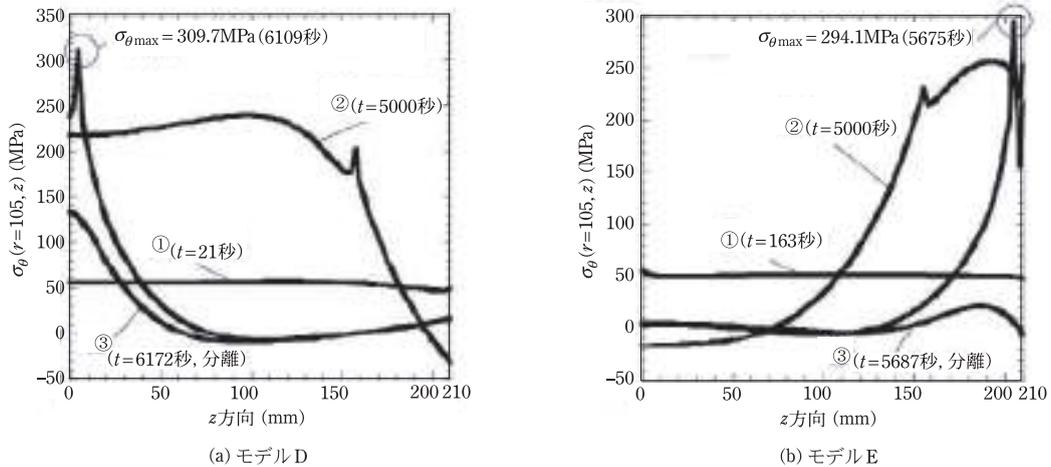


図 25 二重円筒モデル D と二重円筒モデル E の焼外しの時間経過①→②→③に伴うスリーブ内面の熱応力分布  $\sigma_{\theta}(z)$  ( $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ ).

外しの条件を、スリーブとシャフトとが完全に分離する条件をもって焼外し可能と判定して解説した。しかし、焼外し分離中に生じる熱応力によって、セラミック製スリーブが破損する可能性がある。

そこで本解説では、セラミック製スリーブの両端に、鋼製中空シャフトを焼嵌めたセラミック製ロールにおいて、スリーブ外側を加熱してシャフトを焼外し交換する場合の熱応力等について解析した研究を紹介した。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) 実体ロール (図 2 (d)) の解析により、焼外し過程でスリーブに生じる最大引張応力  $\sigma_{\max}$  は、スリーブ内側で発生する円周方向応力  $\sigma_{\theta\max}$  であることが明らかとなった。最大応力  $\sigma_{\max}$  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ことが示された。例えば、焼嵌め率は  $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$  では、最大引張熱応力  $\sigma_{\theta\max} = 251 \text{ MPa}$  が時間  $t = 6246 \text{ 秒}$  で生じるのに対し、温度差が最大になる分離時間は  $t = 6615 \text{ 秒}$  である。

(2) 焼嵌め率  $\delta/d$  を大きくすると、最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  は顕著に増加する (図 11 参照)。これは、焼嵌め率  $\delta/d$  が大きくなると分離完了時間が長くなって線膨張係数の大きい鋼製シャフトの温度が高くなることによる影響である。

(3) スリーブ外径  $D$  を大きくすると、最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  は減少する。例えば、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3} =$  一定のとき、 $D = 540 \text{ mm}$  では  $D = 270 \text{ mm}$  と比べ最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  は約 1/3 まで減少する (図 15 参照)。

(4) シャフト嵌合部厚さ  $h$  を小さくすると最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  は減少する。例えば、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3} =$  一定のとき、 $h = 20 \text{ mm}$  では  $h = 30 \text{ mm}$  と比べ最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  は約 1/2 まで減少する (図 16 参照)。

(5) 嵌合長さ  $L$  を小さくすると、最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  は当初減少し、その後増加に転じる。例えば、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3} =$  一定のとき、 $L = 140 \text{ mm}$  で  $\sigma_{\theta\max}$  は最小値をとる (図 17 参照)。

(6) スリーブ材料として熱伝導係数の小さいセラミックスを用いれば最大引張応力  $\sigma_{\theta\max}$  は減少する (図 19)。以前の解説で取り扱ったオールセラミックロールの熔融金属への浸漬では、高熱伝導セラミックスを用いることで熱応力を低減することができた。焼外しの熱応力はロールの浸漬の場合とは異なるので注意が必要である。

(7) 焼外し時の熱応力の低減は焼外し時間を短くすることで達成される。焼嵌め率  $\delta/d$  の減少 (上記 (2))、スリーブ外径  $D$  の増加 (上記 (3))、シャフト嵌合部厚さ  $h$  の減少 (上記 (4))、嵌合長さ  $L = 140 \text{ mm}$  (上記 (5))、セラミック製スリーブを低熱伝導係数にすること (上記 (6)) は、いずれも、

焼外し時間を最小にすることになるので統一的に説明できる。

(8) 二重円筒モデルで両端を固定したモデルの場合、外側および内側が線膨張係数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係数の小さなセラミックスの場合分離は困難になる。外側円筒が線膨張係数の小さなセラミックスで内側が鋼製円筒の場合でも、境界条件を変更することで分離が可能となる。

#### 参考文献

- 1) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: (続) 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決(15) 連続溶融めっき鋼板製造ライン用大型セラミックロールの開発, 金属, **94** 5 (2024), 75.
- 2) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: (続) 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決(16) セラミック製サポートロールを溶融亜鉛に浸漬する際の熱応力, 金属, **94** 6 (2024), 63.
- 3) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: (続) 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決(17) 溶融金属にセラミックロールを浸漬させるときの熱伝達係数, 金属, **94** 7 (2024), 83.
- 4) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: (続) 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決(18) セラミック製ストックを溶融金属に浸漬する際の熱応力, 金属, **94** 8 (2024), 55.
- 5) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: (続) 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決(19) セラミック製シンクロールを溶融金属に浸漬させる際の熱応力, 金属, **94** 9 (2024), 89.
- 6) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: (続) 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決(20) 加熱炉用セラミックロールの張割れ回避のための構造設計, 金属, **94** 10 (2024), 74.
- 7) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: (続) 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決(21) 搬送用セラミック製ロールにおける焼詰め接合部の曲げ荷重に対する強度設計, 金属, **94** 11 (2024), 93.
- 8) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: (続) 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決(22) 連続酸洗用セラミック製ロールにおける焼詰め接合部の曲げ荷重に対する強度設計, 金属, **94** 12 (2024), 81.
- 9) T. Iwata and H. Mori: Material Choice for Hot Run Table Roller, *Plant Engineer*, **15** 6 (1983), 55.
- 10) 露成正一, 野田尚昭, HENDRA, 高瀬康: 搬送用ローラにおけるセラミックス製スリーブの焼詰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, **74** 743 (2008), 919.
- 11) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: (続) 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決(23) 焼詰めで構成されたセラミックス製ロールのメンテナンスのためのスリーブの焼外しを可能とする条件, 金属, **95** 1 (2025), 69.
- 12) Wenbin Li, Hiromasa Sakai, Yasushi Takasei and Nao-Aki Noda: Analysis of Separation Conditions for Shrink Fitting System Used for Ceramics Sleeve, *Journal of Solid Mechanism and Materials Engineering*, **5** 1 (2011), 14.
- 13) 栗文彬, 酒井悠正, 原田正太, 高瀬康, 野田尚昭, 佐野義一: 焼詰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, 日本機械学会論文集 A 編, **77** 782 (2011), 1645.
- 14) 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, **96** 892 (1993), 198.
- 15) S, Timoshenko: *Strength of Materials, Part II*, Robert.E Krieger Publishing Company, (1976), p.212.

のだ・なおあき NODA Nao-Aki

1984 九州大学大学院工学研究科機械工学専攻博士課程修了。九州工業大学工学部講師・助教授を経て、教授。焼詰め式ローラや特殊ボルト等の産学連携に関する研究に従事。日本設計工学会論文賞受賞。日本機工学会材料力学部門賞業績賞/貢献賞。日本機械学会フェロー。自動車技術会フェロー。2019-2021 日本材料学会九州支部長。2022.04 九州工業大学名誉教授。2024.07 インド工科大学名誉教授(グワハティ校)。

さの・よしかず SANO Yoshikazu

1967 九州大学大学院機械修了。日立金属㈱入社。1992 技師長。1996 九州大学より博士(工学) 授与。学術研究員, 九州工業大学支援研究員を経て(株)ホーシン技術顧問。焼詰め式ロールの構造設計に関する研究に従事。(公社)日本設計工学会 2019 年度論文賞受賞。

たかせ・やすし TAKASE Yasushi

1985 九州工業大学技術職員。1993 同工学部設計生産工学科夜間主コース卒業。2002 技術専門職員。2007 「任意寸法の試験片に対して正確な応力集中係数を与える計算式に関する研究」で博士(工学)。2020 年度日本塑性加工学会教育賞受賞。

ほった・げんじ HOTTA Genji

1979 九州工業大学卒業。㈱日鉄エレックスを経て2008 有明工業高等専門学校機械工学科教授。2012 熊本大学より博士(工学) 授与。2019 より九州工業大学客員教授, 2021 西日本工業大学客員教授。日本技術士会ものづくり部会長。2021 年度技術士功労章受賞。