

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を可能とする条件

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、溶融亜鉛(420℃)や溶融アルミニウム(660℃～)のめっき浴中で用いられるセラミック製ロールを、溶融金属中に浸漬し設置する際の熱応力を解説した^{1)~5)}。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⁶⁾を取り上げ、セラミック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^{1)~6)}、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ロールを対象にして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⁷⁾⁸⁾。

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搬送用ロールを示す。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

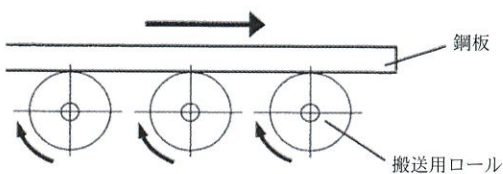


図1 搬送用ロールの模式図。

生じる場合がある。よって、前々回の解説⁷⁾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・耐摩耗性に優れるセラミックスとし⁹⁾、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た¹⁰⁾。このようなスリーブのセラミックス化により、ロールの交換サイクルを大幅に延長することが可能である。また、メンテナンスに要する回数を減らせるので、その総時間・費用を軽減することができる。また、ロールの自重が軽いので回転しやすく、鋼板の走行速度の変



(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(スリーブの焼外しを可能とする条件の解明に向けて)。

化に追従できる利点も考えられる。先の解説⁷⁾では、この構造でロールに生じる最大応力を焼嵌め応力 σ_{0s} と分布荷重 w による応力 σ_{0b} を区別して考察した¹⁰⁾。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 r を変化させてその最大引張応力 $\sigma_{\theta\max} = \sigma_{0s} + \sigma_{0b}$ への影響を明らかにした。

スリーブ両端に嵌合するシャフトには耐熱性は要求されないので、安価な鋼を用いることが考えられる。このため、軸受部での摩擦や肌荒れ、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、セラミック製スリーブを外側から加熱するとともに、シャフトを冷却することで、スリーブを焼外しによって分解し、別のシャフトと交換することになる。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。すなわち、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の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した研究を解説する¹¹⁾¹²⁾。なお、シャフトにもセラミックスを用いる構造も検討されているが、その場合には、熱膨張

差がないのでメンテナンスの焼外しは容易となる。

搬送用セラミック製ロールのスリーブ焼外しの解析条件

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 と定義する。図3には軸に中心孔を有するモデル(モデルA)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、それぞれの形状で焼嵌め率 δ/d との関係を調べる。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率 a とふく射率 e 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¹³⁾。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。

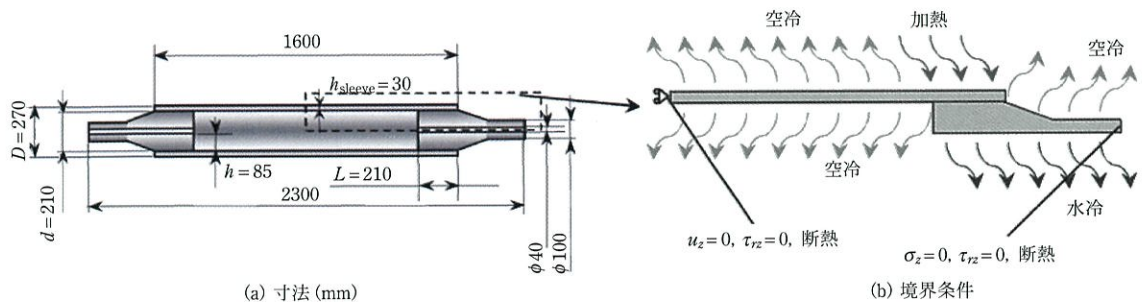


図3 スリーブの焼外しを可能とする条件解明のための搬送用ロールAの寸法と熱的境界条件。

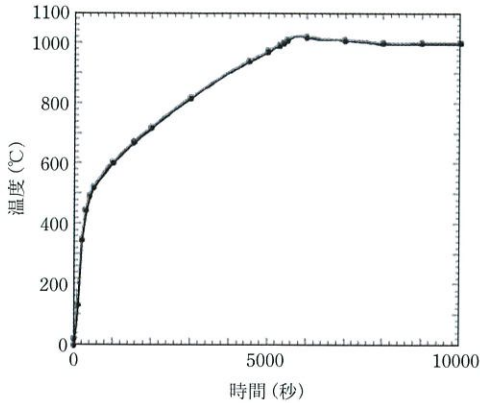


図4 焼外しのため雰囲気温度として与える基準加熱曲線(加熱炉の実験結果)。

表1 図5の円柱座標における(単位 mm)熱伝達係数 α と放射率 ε の値。

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

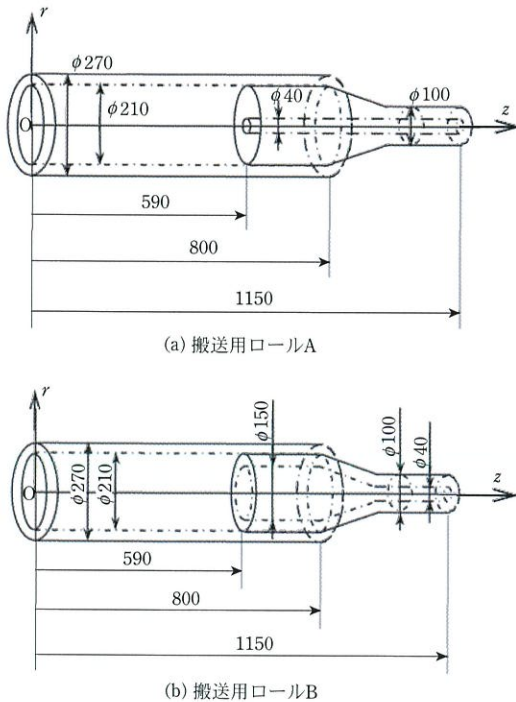


図5 搬送用ロール A, B の詳細 (mm) (鋼製スリーブを鋼製シャフトに焼嵌めしたロール A は焼外し可能, セラミック製スリーブを鋼製シャフトに焼嵌めしたモデル A は焼外し不可能, セラミック製スリーブを鋼製シャフトに焼嵌めしたモデル B は焼外し可能)。

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 は通常のチッ化ケイ素。両者の比較は図 19 と図 20 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 ³) | 3200 | 3260 | 7800 |
| 熱伝導率 (W/m · K) | 62.5 (393 K) 12.5 (1273 K) | 17 (393 K) 3.4 (1273 K) | 25 |
| 線膨張係数 (1/K) | 3.0×10^{-6} | 3.0×10^{-6} | 1.45×10^{-5} |
| 比熱 (J/kg · K) | 680 | 650 | 477 |
| 放射 | 0.4 | 0.4 | 0.4 |

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、熱伝導率が高いと焼外しが困難となる。そこで以下の考察では、まず分離が困難なセラミックス H (高熱伝導窒化ケイ素) をスリーブに用いる場合を取上げる通常の窒化ケイ素であるセラミックス I を用いることの影響は後述する図 19 と図 20 で考察する。

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(熱伝導と熱変形を解析する)を用いる。四辺形軸対称要素を使用し、初期形状(モデル 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。

鋼製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロール A (図 5(a)) の焼外しにおける焼嵌め率 δ/d の影響

本稿では、セラミック製スリーブを鋼製シャフトに焼嵌めしたロールの焼外しを中心に解説する。まず基本的問題として、鋼製スリーブを鋼製シャフトに焼嵌めしたモデル A (図 5(a)) の焼外しを解説する。図 6 はそれを解析した結果であり、焼嵌め率 δ/d を変化させたときの分離開始時間と分離完了時間を示す。ここで、分離の判定は、円柱座標での焼嵌め接触面の r 方向の変位差 $\Delta u_r = u_r|_{r=(d/2)^+} - u_r|_{r=(d/2)^-}$ が $\Delta u_r > 0$ 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ときの時間を示している。また、分離完了時間は接触面のすべての位置が分離した時間を示している。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

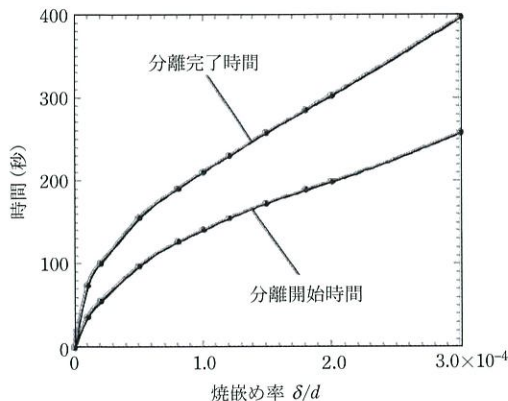


図 6 鋼製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロールモデル A (図 5(a)) の分離開始時間と分離完了時間と焼嵌め率 δ/d の関係 (図 4 の基準加熱曲線を雰囲気温度として与えた場合)。

い場合は、分離に要する時間は短く、焼嵌め率 δ/d 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することが分かる。また、 $\delta/d = 1.0 \times 10^{-4}$ 以上ではほぼ直線的に分離開始時間と分離完了時間は増加する。

セラミック製スリーブと鋼製シャフトから成るロール A (図 5(a)) とロール B (図 7) の焼外しの可不可について

次にセラミック製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロール A (図 5(a)) の解析を行った。その結果、この場合には最終分離はもちろん部分的な分離も生じないことが明らかとなった。その理由は、相対的に線膨張率の大きなシャフトが膨張しやすいため、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ためである。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

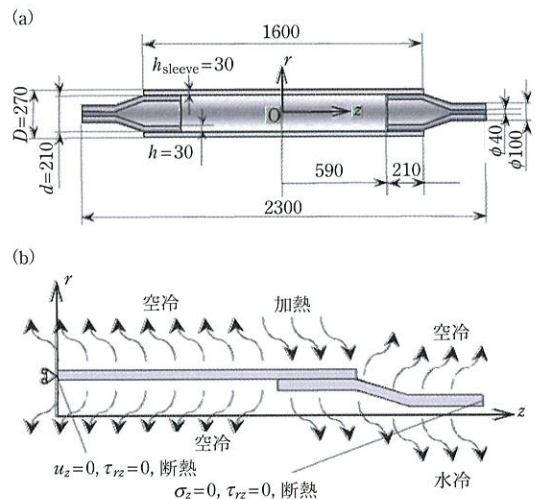


図 7 セラミック製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロール B の (a) ロール寸法 (mm) と (b) 外側加熱・内側冷却による焼外しの熱的境界条件。

さ h を 30 mm と薄くして、シェルタイプの鋼製シャフトを有する構造の搬送用ロール B を対象に解析を進める。ロール 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うことができる。その境界条件を図 7(b) に示す。図 7 に示すセラミック製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロール B の形状で解析を行ったところ、セラミック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。

以下では、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完了時間のみを示す。

セラミック製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロール B (図 7) の焼外しにおける焼嵌め率 δ/d の影響

図 8 (a) にセラミック H 製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロール B における、焼嵌め前のロール形状と焼嵌め代 δ を示す。また、図 8 (b) に焼嵌めしたロールを外側加熱・内側冷却過程によって焼外しする際の、ロール温度、すなわち $z = 590$ mm での温度 T_A , T_B と、 $z = 695$ mm での温度 T_E , T_F を示す。図 8 (b) には、焼外し後の形状

と変位差 $\Delta u_r = u_r|_{r=(d/2)^+} - u_r|_{r=(d/2)^-}$ も示している。

図 9 に標準的な雰囲気温度の②基準加熱曲線に加えて、①低加熱曲線、③高加熱曲線も示す。図 10 は焼嵌め率 δ/d と分離時間の関係を示したもので、分離時間の曲線①～③は、図 9 の雰囲気温度(①低加熱曲線、②基準加熱曲線、③高加熱曲線)を与えた場合の結果である。雰囲気温度の上昇が早い③高加熱曲線を与えるときには分離完了時間は短い。温度上昇が遅い①低加熱曲線では分離完了時間は長くなるが、完全に分離することが可能である。そこで以下の議論では、雰囲気温度には図 9 の②基準加熱曲線(図 4 同様のもの)を使用する。

図 11 は搬送用ロール B (図 7) のセラミック H

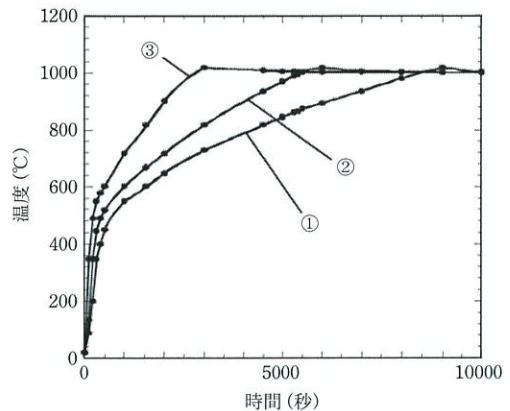


図 9 焼外しのための雰囲気温度 (①：低加熱曲線、②：基準加熱曲線、③：高加熱曲線)。

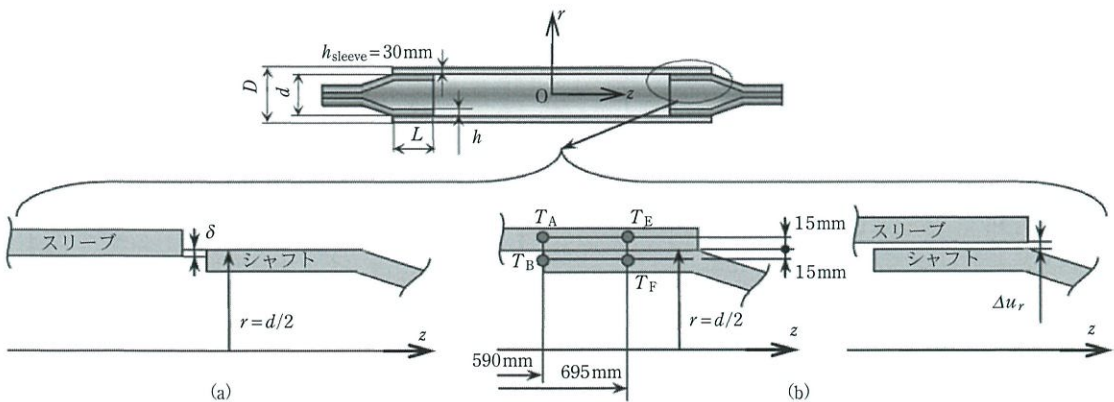


図 8 セラミック H 製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロール B における (a) 焼嵌め前のロール形状 (焼嵌め代 δ) と (b) 焼嵌め後の外側加熱・内側冷却過程によるロール焼外しにおける温度と形状 ($z = 590$ mm での温度 T_A , T_B と、 $z = 695$ mm での温度 T_E , T_F , 変位差 $\Delta u_r = u_r|_{r=(d/2)^+} - u_r|_{r=(d/2)^-}$)。

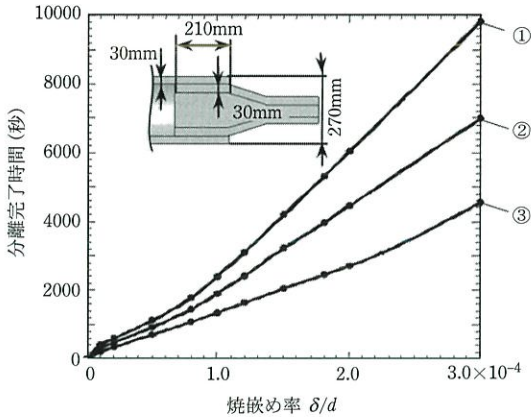


図10 焼嵌め率 δ/d が分離完了時間に及ぼす影響(図7のセラミックH製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロールBに、図9の雰囲気温度①低加熱曲線、②基準加熱曲線、③高加熱曲線を与えた場合)。

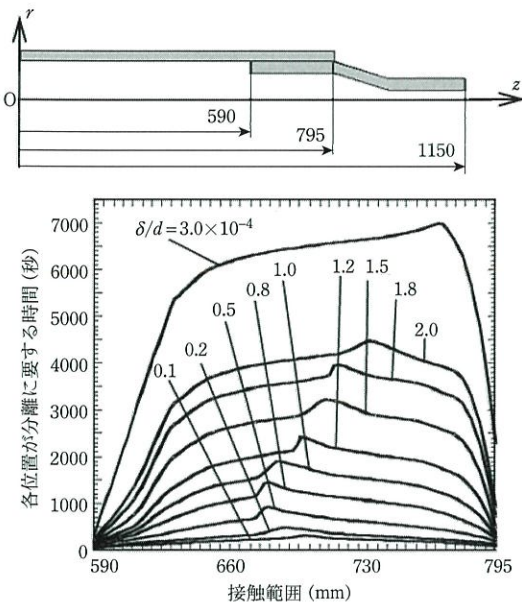


図11 セラミックH製スリーブと鋼製シャフトの嵌合接触位置 ($z = 590 \sim 795$ mm) が分離までに要する時間(図7の搬送用ロールBに図9の②基準加熱曲線を雰囲気温度として与えた場合)。

製スリーブと鋼製シャフトの嵌合接触位置 $z = 590 \sim 795$ mm の範囲の分離時間を示したものである。図9の②基準加熱曲線の雰囲気温度として与え、搬送用ロールBの焼嵌め率 δ/d を変化させたときの結果であり、加熱時間の増加によって分離範囲が

増加することを示している。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が始める。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。焼嵌め率が小さい場合には、分離完了位置は接触面中央付近にあるが、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。焼嵌め率を大きくしていくと分離開始から完了までの時間が長くなる。先の図6に示したように、鋼製スリーブと鋼製シャフトからなるロールAの焼外しでは分離に要する時間は最大でも400秒であった。表2に示すようにセラミックHの熱伝導率は鋼の2.5倍であり、線膨張係数は鋼の1/5である。このため、図6に比べて図11では、セラミックHを用いるスリーブの分離完了時間はかなり長くなり、 $\delta/d = 1.0 \times 10^{-4}$ で分離完了時間が10倍近く、 $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ では15倍以上必要となる。

セラミック製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロールB(図7)の焼外しにおけるスリーブ部外径Dの影響

図12に搬送用ロールBのスリーブ外径Dを $D = 270, 405, 540$ mm と変えた場合(このときス

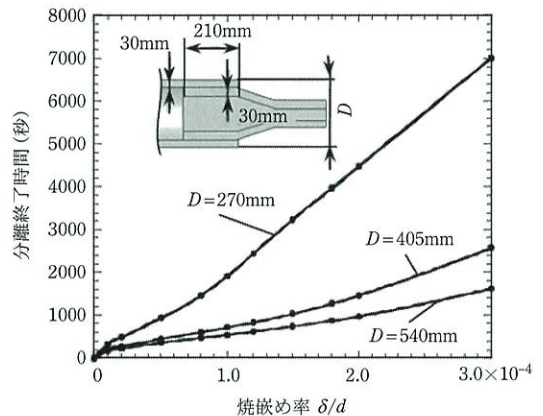


図12 セラミックH製スリーブの外径 $D = 270, 405, 540$ mm の δ/d と分離完了時間の関係(図7の搬送用ロールBの外径Dを変化させ図9の②基準加熱曲線を雰囲気温度として与えた場合)。

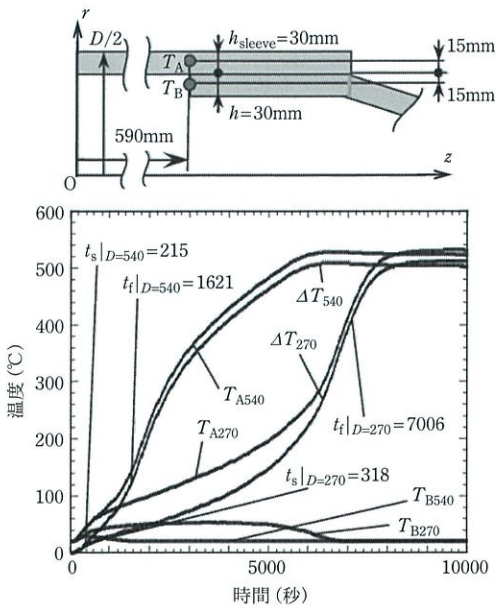


図 13 セラミック H 製スリーブ外径 $D = 270$ mm の温度 T_{A270} , T_{B270} と温度差 ΔT_{270} の時間変化と外径 $D = 540$ mm の温度 T_{A540} , T_{B540} と温度差 ΔT_{540} の時間変化 (図 7 の搬送用ロール B の外径 D を変化させ図 9 の②基準加熱曲線を雰囲気温度として与えた場合, $t_s = 215$ 秒, $t_s = 318$ 秒は分離開始時間, $t_f = 1621$ 秒, $t_f = 7006$ 秒は分離完了時間, $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$).

スリーブ内径 $d = 210, 345, 480$ mm と変化する) の分離完了時間と焼嵌め率 δ/d の関係を示す. 図 12 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事が分かる. この理由を明らかにするために, 分離開始部 (シャフト端部) におけるスリーブとシャフトの温度差 (図 8 の T_A, T_B) に注目する.

図 13 にスリーブ外径 $D = 270, 540$ mm に対して, シャフト端部での, スリーブ・シャフトの温度を, 肉厚中央部で代表させて図示する (図 8 (b) 参照). すなわち, $D = 270$ mm のとき温度 $T_A = T(r, z) = T(120, 590)$ と温度 $T_B = T(r, z) = T(90, 590)$ に着目する. また, $D = 540$ mm のとき温度 $T_A = T(r, z) = T(255, 590)$ と温度 $T_B = T(r, z) = T(225, 590)$ に着目する. 図 13 はこれらの温度の時間変化である. また, 図 13 には温度差 $\Delta T = T_A - T_B$ と時間の関係も示す. 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

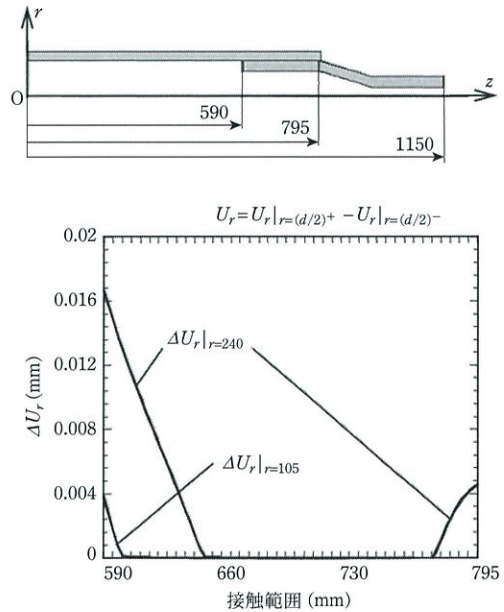


図 14 加熱時間 1000 秒におけるセラミック H 製スリーブ外径 $D = 270$ mm, $D = 540$ mm の場合の接触面変位差 Δu_r とシャフトの嵌合接触位置 ($z = 590 \sim 795$ mm) の関係 (図 7 の搬送用ロール B の直径 D を変化させ図 9 の②基準加熱曲線を雰囲気温度として与えた場合, $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$).

温度は $D = 540$ mm の方が高く, シャフト部温度は $D = 270$ mm の方が高いことが分かる. 従って, スリーブとシャフトの温度差 ΔT は $D = 540$ mm が大きく, 大口径ロールの方が分離しやすいことが分かる. 図 13 の分離開始時間と分離完了時間に注目すると, 分離開始時の温度差は $D = 270$ mm で $\Delta T = 9.5^\circ\text{C}$ ($t_s = 318$ 秒) であるのに対して, $D = 540$ mm では $\Delta T = 5.3^\circ\text{C}$ ($t_s = 215$ 秒) であり, 小口径ロールでは分離開始に大きな温度差が必要となっている. また, 分離完了時間の温度差も, $D = 270$ mm では $\Delta T = 395^\circ\text{C}$ ($t_f = 7006$ 秒) であるのに対して, $D = 540$ mm では $\Delta T = 134^\circ\text{C}$ ($t_f = 1621$ 秒) となっている. 温度差がつきにくい小口径ロール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が分かる.

図 14 には, 分離開始後 1000 秒でのスリーブと軸の接触面における変位差 $\Delta u_r = u_r|_{r=(d/2)+} - u_r|_{r=(d/2)-}$

$-u_r|_{r=(d/2)}$ を示す. 図 14 より, 540 mm の軸端部からの分離が $D=270$ 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, 大径スリーブの分離時間が小径スリーブより早いことが理解できる.

セラミック製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロール B (図 7) の焼外しにおけるシャフト嵌合部厚さ h の影響

搬送用ロール A と搬送用ロール B の比較からも分かる通り, シャフト嵌合部厚さ h が大きいと分離は難しい. そこで, シャフト嵌合部厚さ h の影響を定量的に検討する. 図 15 にシャフト嵌合部厚さ h を変化させた時の焼嵌め率 δ/d に対する分離完了時間の関係を示す. シャフト嵌合部厚さ 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, スリーブ嵌合部厚さ $h_{\text{sleeve}}=30$ mm で一定としているため, シャフト嵌合部厚さ h を大きくするとシャフト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生じ難く

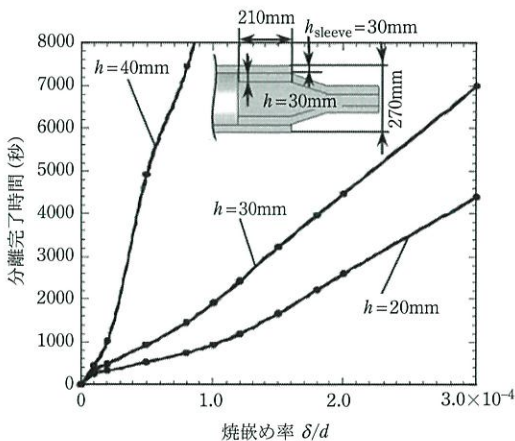
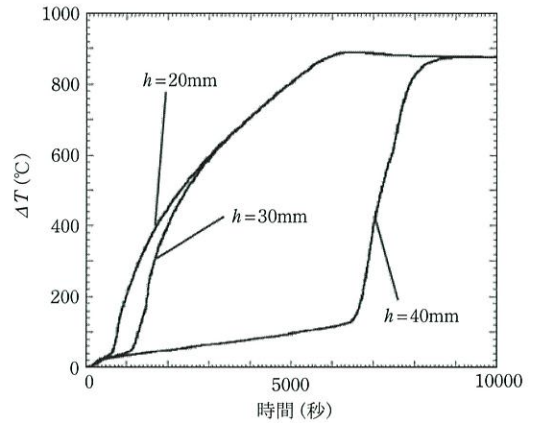
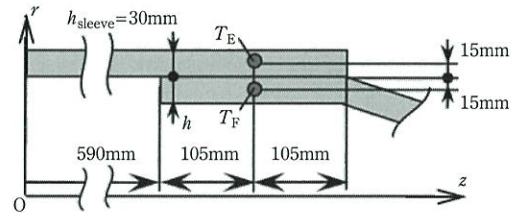


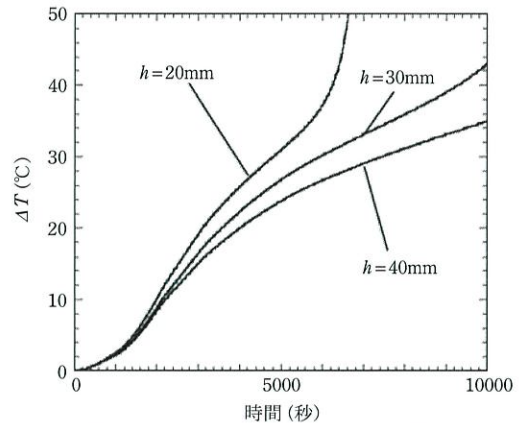
図 15 シャフト嵌合部厚さ $h=20$ mm, 30 mm, 40 mm の δ/d と分離完了時間の関係 (図 7 のセラミック H 製搬送用スリーブロール B の h を変化させ図 9 の②基準加熱曲線を雰囲気温度として与えた場合).

なり, 分離時間が長くなるものと考えられる.

図 16 に示すそれぞれのシャフト嵌合部厚さ h でのスリーブとシャフトの中心の温度差 $\Delta T = T_E - T_F$ の時間変化を示す. ここで, T_E はスリーブの



(a) 3つのシャフト嵌合部厚さの ΔT と時間の関係



(b) 3つのシャフト嵌合部厚さの ΔT と時間の関係 (加熱開始後短時間で)

図 16 シャフト嵌合部厚さ $h=20$ mm, 30 mm, 40 mm のスリーブとシャフトの中心の温度差 $\Delta T = T_E - T_F$ の時間変化 (図 7 のセラミック H 製搬送用スリーブロール B のシャフト嵌合部厚さ h を変化させ図 9 の②基準加熱曲線を雰囲気温度として与えた場合, $\delta/d = 0.8 \times 10^{-4}$).

位置 $(r, z) = (120, 695)$ での温度 $T_F = T(r, z) = T(120, 695)$ であり, T_F はシャフトの位置 $(r, z) = (90, 695)$ での温度 $T_F = T(r, z) = T(90, 695)$ である. 図 16 から内径が小さいと, 内面からの冷却効果が小さくなるため, シャフトとスリーブ間の温度差が小さくなって分離時間が長くなることが確認できる.

セラミック製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロール B (図 7) の焼外しにおける嵌合長さ L の影響

セラミック製スリーブロールの嵌合長さ L は, 通常の設計ではスリーブ内径 d 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, 嵌合長さ 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, 嵌合長さ $L = 100$ mm, 120 mm, 140 mm, 150 mm, 180 mm と変化させ, 標準条件の $L = 210$ mm とした場合と比較して解析を行った. その際, 加熱箇所は $L = 210$ mm の場合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 に対する焼嵌め率 δ/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 210 mm 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

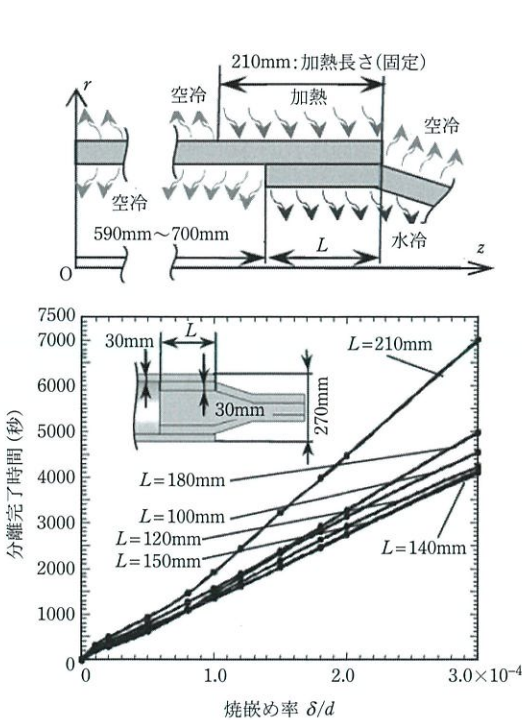


図 17 シャフト嵌合長さ $L = 100 \sim 210$ mm に対する分離完了時間と δ/d の関係 (図 7 のセラミック H 製搬送用スリーブロール B のシャフト嵌合長さ L を変化させ図 9 の ② 基準加熱曲線を雰囲気温度として与えた場合, 加熱箇所は $L = 210$ mm の場合と同じ, 水冷および空冷箇所は嵌合長さ L に対応して変化).

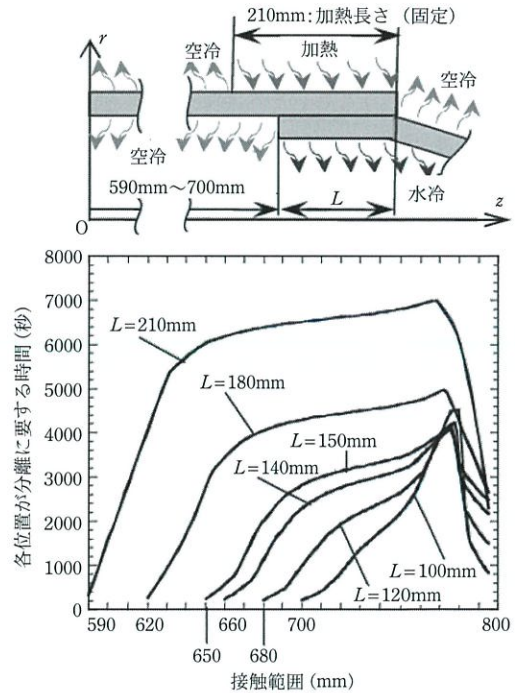


図 18 シャフト嵌合長さ $L = 100 \sim 210$ mm に対するシャフトの嵌合接触位置 $z = 590 \sim 795$ mm が分離までに要する時間 (図 7 のセラミック H 製搬送用スリーブロール B のシャフト嵌合長さ L を変化させ図 9 の ② 基準加熱曲線を雰囲気温度として与えた場合, 加熱箇所は $L = 210$ mm の場合と同じ, 水冷および空冷箇所は嵌合長さ L に対応して変化, $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$).

すぎることで、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、その位置は嵌合長さによらずほぼ同位置となる。

セラミック製スリーブと鋼製シャフトから成る搬送用ロール B (図 7) の焼外しにおけるスリーブ材料の影響

上記の考察 (図 10～図 18) では、スリーブ部に使用するセラミックスとして表 2 のセラミックス H を考えてきた。図 19 にスリーブ部材料として表 2 のセラミックス H とセラミックス I を用いた場合を比較して示す。ここでは、焼嵌め率 δ/d を変化させたときの分離完了時間を示す。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。表 2 に示すようにセラミックス H の熱伝導率は常温でセラミックス I のそれより 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 ΔT_I と ΔT_H の比較からもそのことが確認できる。ここで、 T_E はスリーブの位置 $(r, z) = (120, 695)$ での温度 $T_E = T(r, z) = T(120, 695)$ であり、 T_F はシャフトの位置 $(r, z) = (90, 695)$ での温度 $T_F = T(r, z) = T(90, 695)$ である。以前のオールセラミック製ロールを溶融亜鉛に浸漬する際の熱応力の解説²⁾では、高熱伝導率を有するセラミックス H は、浸漬部と未浸漬部で不均一温度分布が生じにくくなるため、セラミックロールを溶融金属に浸漬する際の熱応力低減には有効であることを説明した。

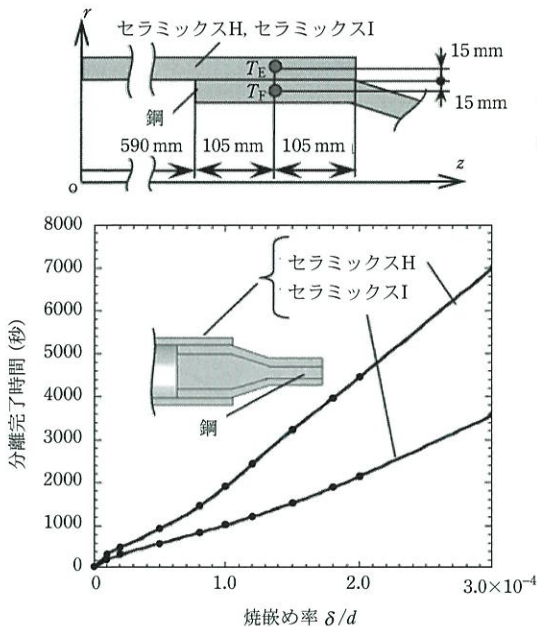


図 19 セラミック H 製スリーブとセラミックス I 製スリーブの分離完了時間と δ/d の関係 (図 7 の搬送用ロール B に図 9 の②基準加熱曲線を雰囲気温度として与えた場合)。

セラミックス H の温度 $T_{E,H}$, $T_{F,H}$, 温度差 $\Delta T_H = T_{E,H} - T_{F,H}$
 セラミックス I の温度 $T_{E,I}$, $T_{F,I}$, 温度差 $\Delta T_I = T_{E,I} - T_{F,I}$

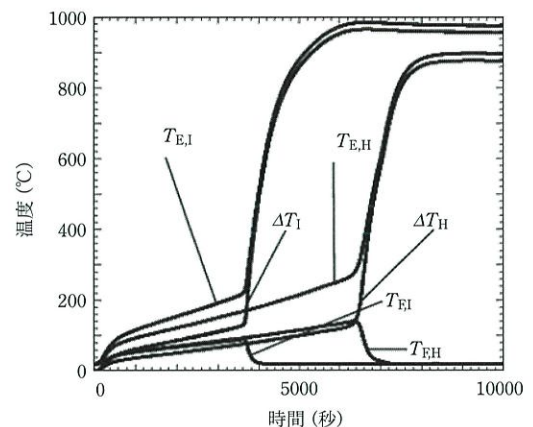


図 20 セラミック H 製スリーブの温度 $T_{E,I}$, $T_{F,I}$ と温度差 $\Delta T_H = T_{E,H} - T_{F,H}$ とセラミック I 製スリーブ温度 $T_{E,I}$, $T_{F,I}$ と温度差 $\Delta T_I = T_{E,I} - T_{F,I}$ の時間変化 (図 7 の搬送用ロール B に図 9 の②基準加熱曲線を雰囲気温度として与えた場合)。

しかし、焼外しにおける分離時間を短縮するためには、セラミックス H では、温度差が生じにくく、分離のために長時間加熱が必要となるため、むしろ通常のセラミックス I が望ましいことが分かる。

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、溶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^{1)~6)}。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⁷⁾⁸⁾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、線膨張率が約 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りかねない。そこで、本稿では、このような焼外しの条件を、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。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、シャフト内側を水冷することによって焼外しが可能か否かを検討した(図 3 参照)。内孔の小さい場合(図 5 (a))は分離することは不可能であるが、内孔を大きくしたシャフト部肉厚の小さい場合(図 5 (b))は分離が可能であることを明らかにした。

(2) 雰囲気温度の上昇率とロールの焼嵌め率が分離に要する時間に及ぼす影響を検討した。雰囲気温度の上昇率が大きいと分離時間は短くなる(図 10 参照)。また、ロール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 11 参照)。

(3) スリーブ部外径 D が分離に要する時間に及ぼす影響を検討した。スリーブ部外径 D が大きくなると、スリーブと軸部で温度差が生じやすくなり、分離時間は短くなることが明らかとなった(図 12 参照)。

(4) シャフト嵌合部厚さ h が分離時間に及ぼす

影響を検討した。シャフト嵌合部厚さ h が小さくなると分離時間は短くなる(図 16 参照)。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生じやすくなるためと考えられる。

(5) 嵌合長さ L が分離時間に及ぼす影響を検討した。分離時間が最も長いのは $L = 210$ mm 場合で、最も短いのは $L = 140$ mm の場合である(図 17 参照)。ただし、嵌合長さ $L = 140$ mm をこれより短くするとむしろ分離時間は長くなる。

(6) スリーブ材料の低熱伝導率が分離に要する時間に及ぼす影響を検討した。低熱伝導率の小さいセラミックス I の方が低熱伝導率の大きいセラミックス H よりも分離時間は短い(図 19 参照)。低熱伝導率の小さい場合には、温度差が生じやすいため分離に有利となる。

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) セラミック製ストー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嵌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嵌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, **74** 743 (2008), 919.
- 11) 栗文彬, 野田尚昭, 酒井悠正, 高瀬康: 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, 日本機械学会論文集 A 編, **77** 780 (2011), 1398.
- 12) 栗文彬, 酒井悠正, 原田正太, 高瀬康, 野田尚昭, 佐野義一: 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, 日本機械学会論文集 A 編, **77** 782 (2011), 1645.
- 13) 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.

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。焼嵌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。日本機会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。

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㈱ホーシン技術顧問。焼嵌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章。