

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

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

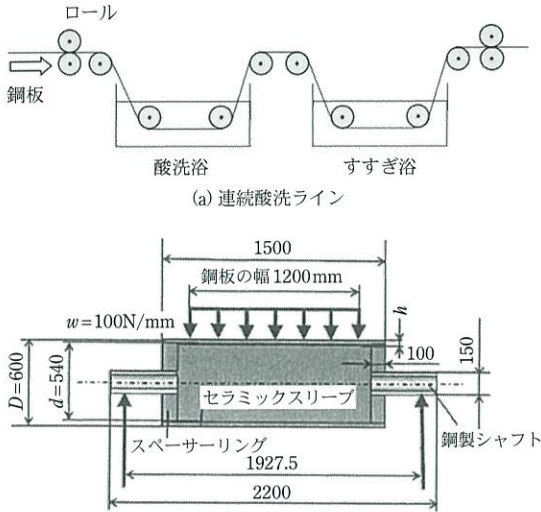
はじめに

これまでの解説では、溶融亜鉛 (420°C) や溶融アルミニウム (660°C~) 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°C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^{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、セラミックスは脆性であるので、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。そこで前解説では、製鉄所で最も多く使用される搬送用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⁾。そこでは、スリーブ直径 D を変化させる $D = 270 \text{ mm}$ 、 $D = 405 \text{ mm}$ 、 $D = 540 \text{ mm}$ と変化させて、焼嵌め接合部の応力集中によって生じる最大引張応力を調べた結果、直径 D が大きいほど接触の端部集中が生じやすいことが示された。

製鉄所には搬送用ロール以外にも多くのロールがある。例えば、圧延後の熱延鋼コイルには表面スケールが形成されるが、この除去を目的に塩酸酸洗槽の中で連続的に表面肌を清浄化する連続酸

洗設備がある。また、冷延鋼コイル、アルミニウムコイルなどに連続的に塗装を行い、塗装鋼板を製造するコイル塗装設備がある。これらの設備には、多数の比較的大きな直径 D を有するロールが用いられている⁸⁾。そこで本解説では、大きな直径を有する連続酸洗設備用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紹介する。連続酸洗設備用ロールには、合金鋳鉄、合金鋼およびゴムなどの非鉄材が使用されており、特に塗装前処理や酸洗には、腐食の影響もあって、比較的早期にロール表面の摩耗・肌荒れが生じる。したがって、ラインを止めてロールの交換や整備をするメンテナンスに多くの時間を要し、製造ラインの効率を阻害する要因となっている。これまでも、ロールの損傷部を溶射により補修して再生使用する方法や⁹⁾、ロールの材料を耐摩耗性・耐食性に優れた鉄鋼材料に改善することで¹⁰⁾、ロールの長寿命化が図られてきたが、それらの対策は十分とはいえなかった。スリーブ材料を耐摩耗性・耐食性・耐酸化性に優れたセラミックスへ変更することで、ロールの寿命を飛躍的に延長させることができ、作業効率の向上やコスト削減が期待される。

図1に本解説で対象とするセラミック製スリーブ組立てロールの構造と負荷条件を示す。図1のような大径ロールをセラミックスによって構成するには、図1に示すようなスペーシングを用いる構成が有用と考えられる。図1に示すように、シャフト部は鋼製であり、セラミック製スペーサー



(b) 連続酸洗ライン用セラミック製スリーブロール (単位: mm).
 (①セラミック製スリーブ, ②セラミック製スペーサーリング,
 ③鋼製シャフトから成る焼嵌め式ロールで, 標準モデルでは①の
 スリーブ厚さ $h = 30$ mm)。

図 1 連続酸洗設備ラインとロールの説明図。

リングを介して、胴部大径スリーブに焼嵌め接合される。接合強度の面で焼嵌め法は不可欠であり、他の接合法は使用できないことはこれまでも解説した¹¹⁾。ロールは耐用期間に達すると交換する必要があるため、焼嵌め接合された構造では、溶接接合などに比べてスリーブと軸とを比較的分離しやすいという利点もある。その際、スリーブ中央付近の曲げ強度や、スリーブ端部・軸端部相当位置の接合部での応力集中が問題となる。特に、セラミックスは鋼に比べ破壊靱性が小さく、使用中に生じる小さな傷からも破壊につながる。すなわち、強度、機械的性質の信頼性が低い¹²⁾上に、材料、加工費が極めて効果なため、使用中の破壊は極力避けなければならない。

本解説では、大型ロールの中空スリーブのセラミック化を進める上で必要なセラミック各部の応力を詳細に検討し、設計の最適化を試みる。具体的には、図 1 のように①セラミック製スリーブ、②セラミック製スペーサーリング、③鋼製シャフトの各部の接合には、接合強度の面から、やはり焼嵌め法が不可欠であることに注目し、各接合部に生じる応力を詳細に検討する。

酸洗用セラミック製ロールの 瞬時破壊強度と疲労強度の解析

セラミック製スリーブを焼嵌め法で接合するセラミック製ロール構造に関して、筆者らは以下の研究を行っている。まず、直径 660 mm の超大径オールセラミックロール (軸材もセラミックス) を連続溶融金属めつき用に開発するに当たり、単純な円筒モデルを用いてロール浸漬時の熱応力を解析するとともに²⁾¹³⁾。実際の焼嵌め構造を考慮した解析を行った⁵⁾。その際、熱応力のみを重視して解析し、曲げ荷重負荷に対する接合部の応力解析は行わなかった。曲げ荷重に対しては、直径 270 mm のセラミック製スリーブと鋼製軸を焼嵌めした二重構造の鋼板搬送用ロールを対象として、ロールの焼嵌め接合部に生じる応力を解析し、安全な接合条件を確立した⁶⁾¹⁴⁾。本解説で対象とする、直径が 600 mm を超える大径用セラミックロールでは、小径ロールとは異なる接合構造 (図 1 参照) が必要とされ、当時は正確な強度解析がなされていなかった。なお、当該ロールは、スリーブの直径が軸部に比べて 2 倍以上大きいものがあり、スリーブと軸部との接合構造が円筒同士の組み合わせにできないことも考慮すべきポイントである。

本解説で対象とする図 1 の構造において、スリーブとスペーサーリングの材料をセラミックス、軸部を鋼とする。そして、それぞれを接合強度の面で不可欠の焼嵌め法で接合する構造に注目し、危険部位に生じる応力を有限要素法による弾性解析により求める。焼嵌め率 δ をスリーブ嵌込み部の内径 d (スペーサーリングの外径を用いてもよい) で除した値を焼嵌め率 δ/d と定義する。軸部・スペーサーリング間の焼嵌め率は 0.3×10^{-3} で固定し、スペーサーリング・スリーブ間の焼嵌め率は $\delta/d = 0.05 \times 10^{-3} \sim 0.3 \times 10^{-3}$ の範囲で変化させた。また、基準モデルの寸法は、スペーサーリング・スリーブ間の焼嵌め率 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ の場合とし、スリーブ肉厚は $h = 30$ mm の場合とした。接合部の摩擦係数は 0.3 とする。焼嵌め後のローラー使

用状態において、軸部は単純支持で、胴部スリーブには鋼板に加える張力による分布荷重(円周方向には集中負荷) 120 kN が負荷される(図 1)。

以下では、スパーサーリング-スリーブ間の焼嵌め率 δ/d やスリーブ肉厚を加えて最大応力などへの影響を解析した結果を紹介する。実ローラーでは加熱鋼板と接触する場合があるが、これによる熱応力は考慮しない。また、スリーブ材質として比較的韌性に優れた窒化ケイ素系セラミックス

を用いる。表 1 にセラミックスならびに鋼の物性値を示す。セラミックスは、マクロの塑性変形を生じないこと¹⁵⁾ から三次元弾性解析とし、六面体一次要素を使用する。要素数 42920、節点数 53382 の場合の要素分割例を図 2 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、焼嵌めおよび分布荷重によって生じる最大応力および応力振幅を求める。

表 1 材料定数.

材料の機械的性質	セラミックス (Si ₃ N ₄)	鋼 (Hv 220)
弾性係数 (GPa)	300	210
ポアソン比	0.28	0.3
引張強さ (MPa)	500	600
破壊靱性 (MPa√m)	7	100
疲労強度 (MPa)	200	300

焼嵌め構造を有する酸洗設備用セラミック製ロールの曲げ負荷に対する瞬時破壊強度

解析により、セラミック製スリーブの最大引張応力は焼嵌め接合部の円周方向応力 σ_θ として生じることがわかったので、まず焼嵌め後の接合部に生じる焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}$ を検討する。図 3 (a) に、スリーブ厚 30 mm、焼嵌め率 0.3×10^{-3} の条件で、スリーブに生じる焼嵌めおよび曲げ負荷後の円周方向応力分布を示す。スリーブおよびスパーサーリング接触端部には $\rho = 5$ mm の曲率半径を付けている。図 3 (a) により、 $h = 30$ mm の場合、円周方向応力の最大値 $\sigma_{\theta s}$ はスリーブ内側端部の点 A を通る同一周上に生じ 99.6 MPa である。一方、スリーブが薄い場合 ($h = 10$ mm) には、図 4 (a) に示すように、焼嵌め応力の最大値 $\sigma_{\theta s}$ は、スリーブ

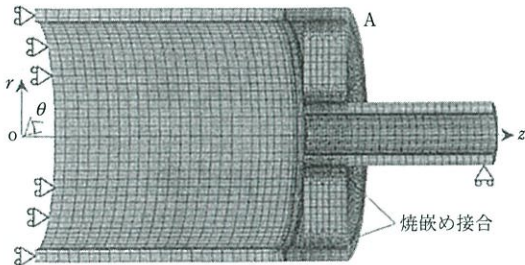


図 2 FEM モデル.

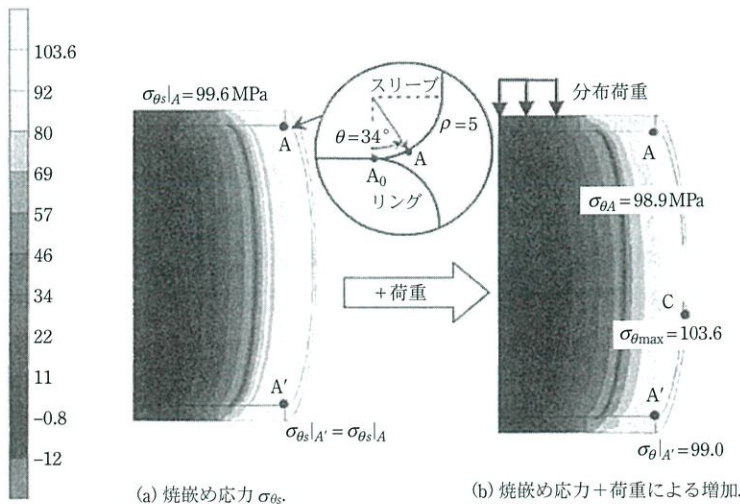


図 3 焼嵌め率 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ でスリーブ肉厚 $h = 30$ mm のときの応力分布(スリーブ内表面に生じる $\sigma_{\theta s \max}$ と $\sigma_{\theta \max}$) .

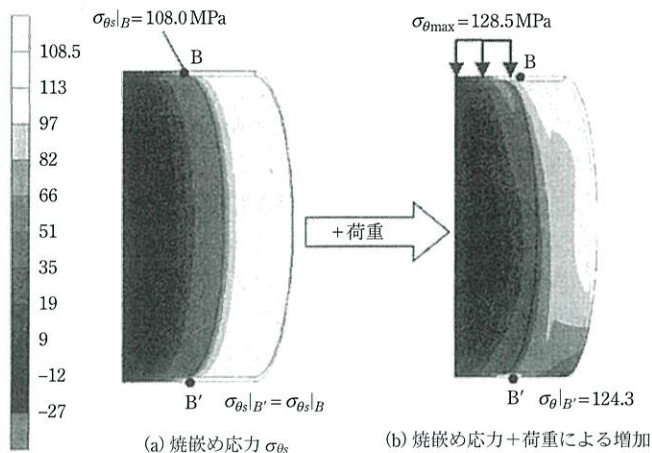


図4 焼嵌め率 $\delta/d = 3.0 \times 10^{-3}$ でスリーブ肉厚 $h = 10 \text{ mm}$ のときの応力分布(スリーブ外表面に生じる $\sigma_{\theta s \max}$ と $\sigma_{\theta \max}$)

厚 $h = 30 \text{ mm}$ と異なり、スペーサーリング端部に相当するスリーブ外表面に生じることがわかった。このように、焼嵌めによる最大応力が外径に生じる点については、詳細な検討が必要なため後で考察する。ここで、点Aをより詳細にみると、図3(a)のように $\rho = 5$ の立ち上がり起点より $\theta = 34^\circ$ 離れているが、スリーブ端部と呼ぶことにする。

次に、焼嵌め後のロールに曲げ負荷を加えた結果、スリーブが厚い $h = 30 \text{ mm}$ の場合、図3(b)に示したように、スリーブにおける円周方向応力 σ_θ の分布は焼嵌めのみ比べてほとんど変化せず、曲げによる影響は小さい。曲げによる σ_θ の増加量を $\sigma_{\theta b}$ とすると、 $\sigma_\theta = \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b}$ と表される。図3(b)より、 $\sigma_{\theta \max}$ は点Cに生じ、焼嵌め時の最大値より4 MPaほど増加する。この最大値 103.6 MPaは、用いたセラミック材の引張強さ 500 MPa¹⁶⁾に基づく設計強度 333 MPa(安全率 1.5)を大幅に下回っており、瞬時破壊のリスクはないと判断される。

一方、スリーブ厚が薄い $h = 10 \text{ mm}$ の場合、図4(b)のように点B(および点B')に生じる応力 $\sigma_{\theta b}$ は分布荷重の負荷により 20.5 MPa 増加するが、設計強度を上回ることはない。ただし、スリーブ厚が薄く、焼嵌め率の小さな場合は、この限りでなく、 $h = 10 \text{ mm}$ で、 $\delta/d = 0.05 \times 10^{-3}$ の場合には、安全率が 1.0 を下回る [図7(a)参照]。なお、スペーサーリングの $\sigma_{\theta s \max}$ についても解析している

が、その値はスリーブに生じる $\sigma_{\theta s \max}$ に比べて 1/2 程度と小さい。そこで、以下ではスリーブに生じる応力についてのみ検討する。

焼嵌め構造を有する酸洗設備用セラミック製ロールの回転曲げに対する疲労強度

図5に基準形状 ($h = 30 \text{ mm}$) において、焼嵌め率 δ/d を変化させたときの $\sigma_{\theta s}$ および $\sigma_{\theta \max}$ を示す。焼嵌め率が小さい場合は、接触端部での応力集中の影響で $\sigma_{\theta \max}$ は大きいですが、焼嵌め率を大きくしていくと徐々に減少し、その後、 $\delta/d = 0.11 \times 10^{-3}$ 付

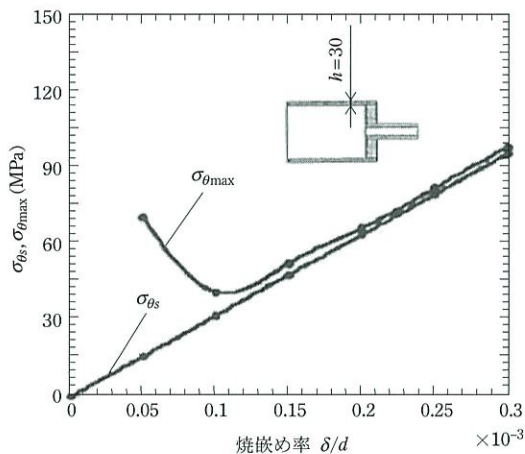


図5 $h = 30 \text{ mm}$ のときの $\sigma_{\theta s}$ 、 $\sigma_{\theta \max}$ と δ/d との関係。

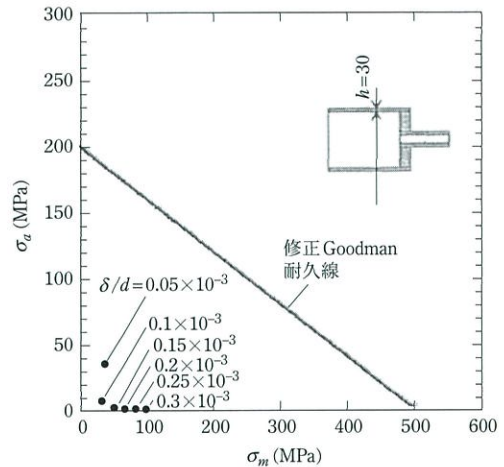
近で極小を示す。このときの焼嵌め率を「限界焼嵌め率」と呼ぶ。

この限界焼嵌め率を超えると $\sigma_{\theta_{max}}$ は増加に転じ、 $\delta/d=0.15 \times 10^{-3}$ を超えると $\sigma_{\theta_{max}}$ は σ_{θ_s} に接近してほぼ平行に線形的に増加する。見方を変えて、曲げ負荷による応力 $\sigma_{\theta b} = \sigma_{\theta_{max}} - \sigma_{\theta_s}$ に注目すると [図 7 (b) 参照]、 $\sigma_{\theta b}$ は焼嵌め率の増加とともに減少し、 $\delta/d = 0.11 \times 10^{-3}$ 付近で一定となって δ/d が増加しても変わらない。このことから、焼嵌め率をある値 (限界焼嵌め率) より大きくすると、スリーブとスペーサーリングが固着した状態になると考えられる。同様な現象は、先に小径の搬送用ロールの問題でも見られた¹⁴⁾が、詳細な考察は行わなかったので、次章で検討する。

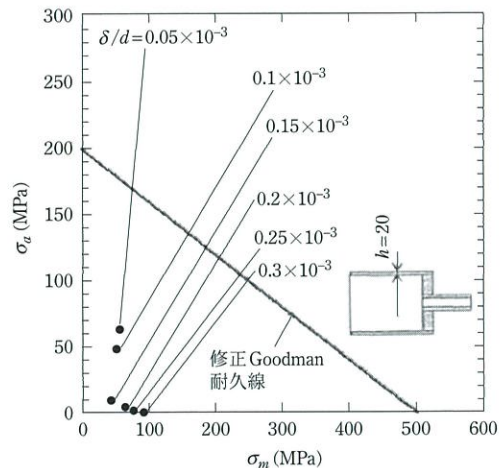
回転するロールの胴部に曲げ荷重が負荷される場合、回転ごとに変動する応力振幅の最大値は円周方向応力でスリーブ内面端部に生じる。したがって、この部分の応力振幅、平均応力をもって、耐久線図を用いて強度評価を行う。図 6 (a), (b), (c) に各スリーブ厚における修正 Goodman 耐久線図を示す¹⁷⁾¹⁸⁾。この耐久線図では、安全率を考慮していない。図 6 (a), (b) より、スリーブが厚い $h = 20 \text{ mm}$ および $h = 30 \text{ mm}$ の場合は、すべての焼嵌め率で疲労による破壊に対して高い安全性を有することがわかる。しかし、スリーブが薄い $h = 10 \text{ mm}$ [図 6 (c)] においては、特に焼嵌め率が小さい $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$ の場合に、疲労強度に対するリスクが大きくなる。スリーブ厚さを変えて検討した結果から、スリーブが薄い場合では、むしろ焼嵌め率を大きくしたほうが疲労に対して安全側となることが明らかになった。

酸洗設備用セラミック製ロールに生じる最大応力と接触状態との関係

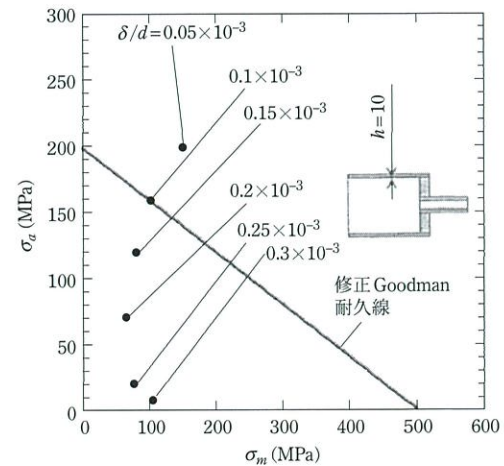
セラミックロールの接合部では、接合強度の面から焼嵌め法が不可欠で、他の方法は見当たらない。そこで、どのような焼嵌め率を用いれば最大応力を小さくできるかを焼嵌め部の接触状態を調べて検討する。



(a) $h = 30 \text{ mm}$ のときの σ_a と σ_m との関係

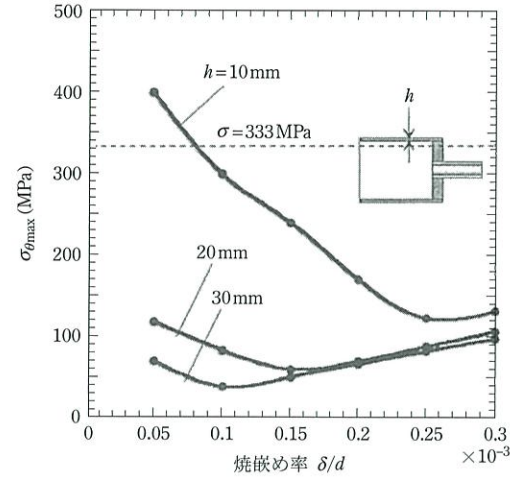


(b) $h = 20 \text{ mm}$ のときの σ_a と σ_m との関係

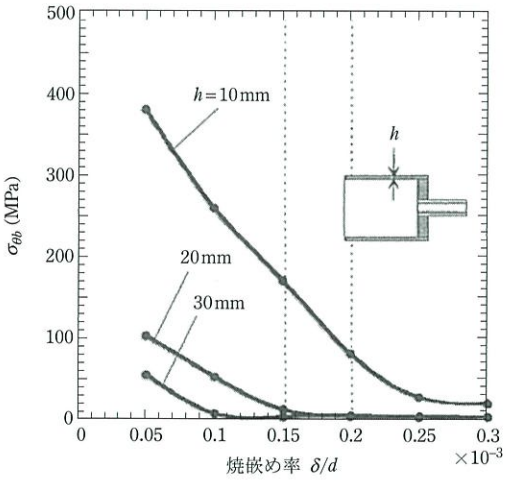


(c) $h = 10 \text{ mm}$ のときの σ_a と σ_m との関係

図 6 $h = 10 \text{ mm}, 20 \text{ mm}, 30 \text{ mm}$ のときの耐久線図 (安全率 1.0)。



(a) $\sigma_{\theta_{max}}$ と δ/d との関係

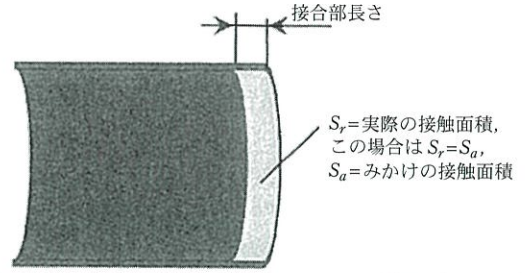


(b) σ_{θ_b} と δ/d との関係

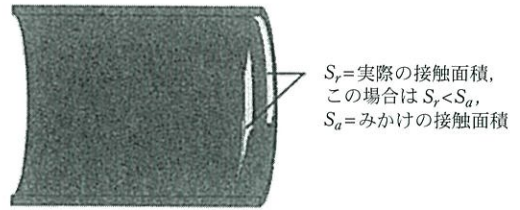
図7 $\sigma_{\theta_{max}}$, σ_{θ_b} と δ/d との関係 ($\sigma_{\theta_{max}} = \sigma_{\theta_s} + \sigma_{\theta_b}$).

図5において、一定の焼嵌め率(限界焼嵌め率)以上になると、曲げによる応力 σ_{θ_b} がほぼ一定の低値になることを示し、その理由としてスリーブとスペーサーリングが固着状態になることを述べた。図7は図5の関係を一般化したもので、スリーブ厚さ h を変えて、焼嵌め率の増加による同様の現象を調べた結果を示す。

図7(a)は、 δ/d に対する最大応力 $\sigma_{\theta_{max}}$ の挙動を示しており、 $h = 10, 20$ mmでも、 $h = 30$ mmの場合と同様の極小値が存在する。図7(b)は、曲げによる応力増加 $\sigma_{\theta_b} = \sigma_{\theta_{max}} - \sigma_{\theta_s}$ を取り出して δ/d

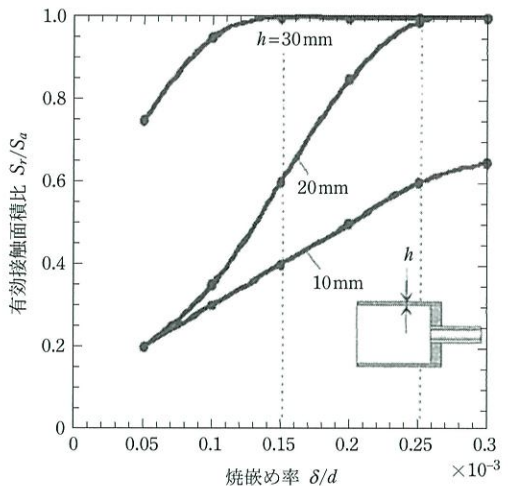


(a1) $h = 30$ mm, $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ ($S_a =$ みかけの接触面積と $S_r =$ 荷重負荷後の真の接触面積が等しい $S_a = S_r$ 場合の例)



(a2) $h = 10$ mm, $\delta/d = 0.05 \times 10^{-3}$ ($S_a =$ みかけの接触面積の一部が $S_r =$ 真の接触面積として接触している $S_r < S_a$ 場合の例)

(a) スリーブ端部とスペーサーリングとの接触領域における荷重負荷後の実際の接触状態の例



(b) 有効接触面積比 S_r/S_a と焼嵌め率 δ/d との関係

図8 スリーブ端部とスペーサーリングとのみかけの接触領域 S_a における曲げ荷重負荷後の真の接触面積 S_r について(S_r : 荷重負荷後の真の接触面積, S_a : みかけの接触面積)。

に対する挙動を示している。スリーブ厚さ $h = 10, 20, 30$ mmそれぞれにおいて、 σ_{θ_b} が一定の低い値に達する δ/d の限界値の存在が明らかにされ、スリーブが薄くなるほど δ/d の限界値は大きくなる。

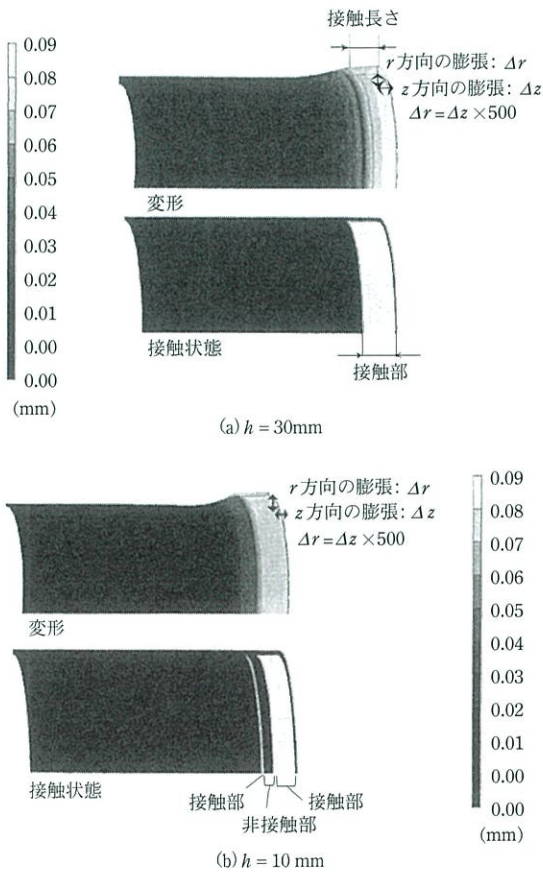


図9 セラミック製スリーブ(図1)の焼嵌めによる変形とスペーサーリング左端面付近における接触状態。

引張応力の最大値 $\sigma_{\theta\max}$ の極小値を与える、限界焼嵌め率 δ/d は、スリーブとスペーサーリング間の接触状態の変化に基づくものと考えられる。以下ではこの観点から接触状態の定量化を試みる。ここでは、接合部全体の設計上の接触面積 S_a に対する実接触面積 S_r の比率 S_r/S_a を有効接触面積比と定義する。図8に S_a , S_r の分布状態とともに、各スリーブ厚さの有効接触面積比と焼嵌め率との関係を示す。

図8(b)によれば、 $h = 20$ mm, 30 mm ではそれぞれ $\delta/d = 0.15 \times 10^{-3}$, 0.25×10^{-3} にて有効接触面積比がほぼ1.0に達し、設計上の接触面積 S_r 全体が、曲げが負荷された状態でも全面が接触状態にあることが示される。このことは、スリーブがシャフトと一体化した挙動をとることを意味しており、

これらが一体化された条件で求められた $\sigma_{\theta b}$ と、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ に求められた $\sigma_{\theta b}$ の値は一致することが確かめられた。

ところで、スリーブ厚が最も薄い $h = 10$ mm の場合には、有効接触面積比 S_r/S_a が1.0に達していないが、この点については次節で詳細を説明する。後述する図11(b)の模式図に示すように、薄肉スリーブが焼嵌め状態においてスペーサーリング胴中央側端部付近でスリーブが部分的に膨れてスペーサーリングから離れるためであり、曲げ負荷によって分離が増加することで図8(a2)の例に示すように $S_a/S_r \ll 1$ となる場合もある。

両端焼嵌め箇所部の最大引張応力はスリーブ肉厚が薄い場合スリーブ外径に生じること

セラミック製ロールでは、スリーブの両端部にシャフトを嵌合して接合することが不可欠である。その接合は全長嵌合ではなく、スリーブ両端部の部分的な嵌合である。全長嵌合の際の応力は2次元厚肉円筒の焼嵌めの理論解(以下2次元理論値と記す)が利用できるのに対して、部分的な嵌合の場合はその理論値と異なるものと予想される。たとえば2次元的な全長嵌合の場合は、最大引張応力は常に外円筒の内面に生じるのに対して、図4に示したように、スリーブ厚の小さい $h = 10$ mm の場合には、焼嵌めによる最大応力は外面に生じる。そこで、このような部分的嵌合に固有の問題を理解するため、その最大応力をFEM解析して、2次元理論値と比較して考察する。

図9にセラミック製スリーブ(図1)の焼嵌めによる変形とスペーサーリング左端面付近における接触状態を示す。図9(a)に示すスリーブ厚さ $h = 30$ mm の場合には、スリーブの接合部全面が接触している。一方、図9(b)に示すスリーブ厚さ $h = 10$ mm の場合では、接合部の一部が分離しており、 $h = 30$ mm の場合より半径方向の膨らみが急勾配でやや大きいように見える。

図10にセラミック製スリーブ(図1)の接合部

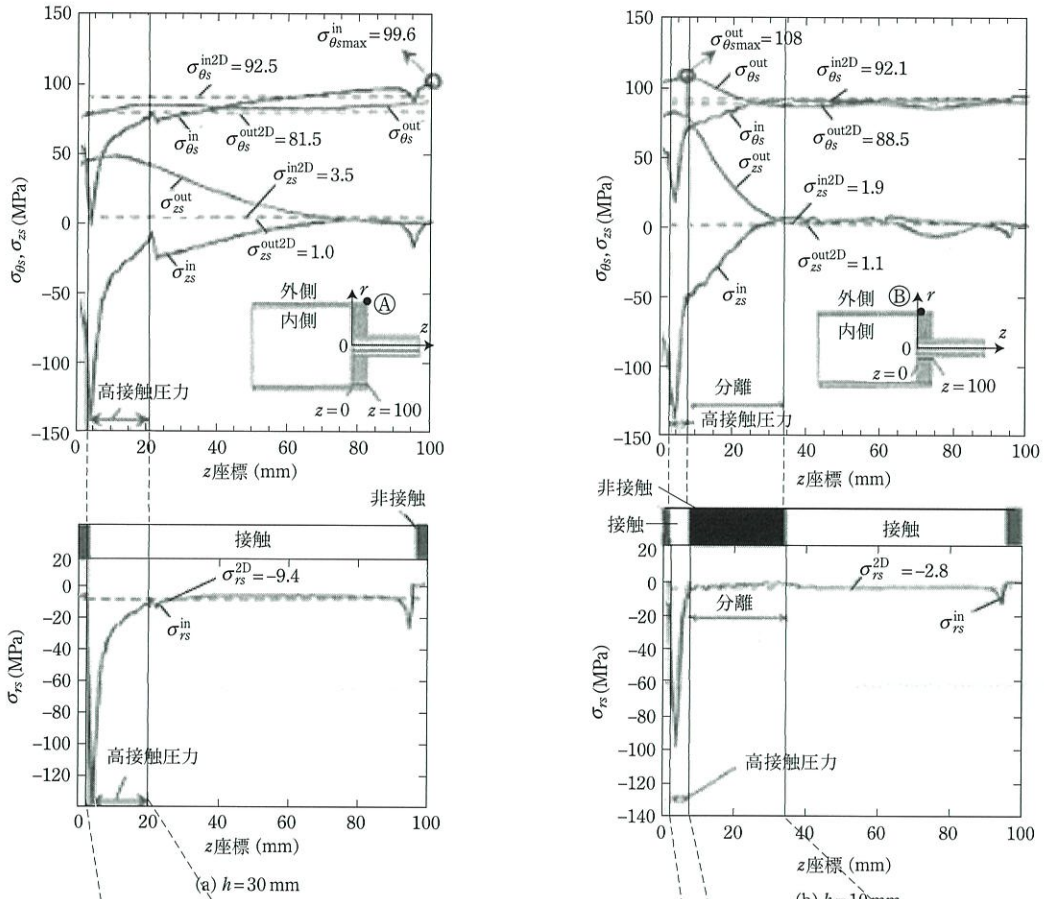


図10 セラミック製スリーブ(図1)の接合部に沿った応力分布. 破線 ($\sigma_{\theta s}^{in2D}$, $\sigma_{\theta s}^{out2D}$, σ_{zs}^{in2D} , σ_{zs}^{out2D} , σ_{rs}^{2D}) は2次元厚肉円筒の理論値.

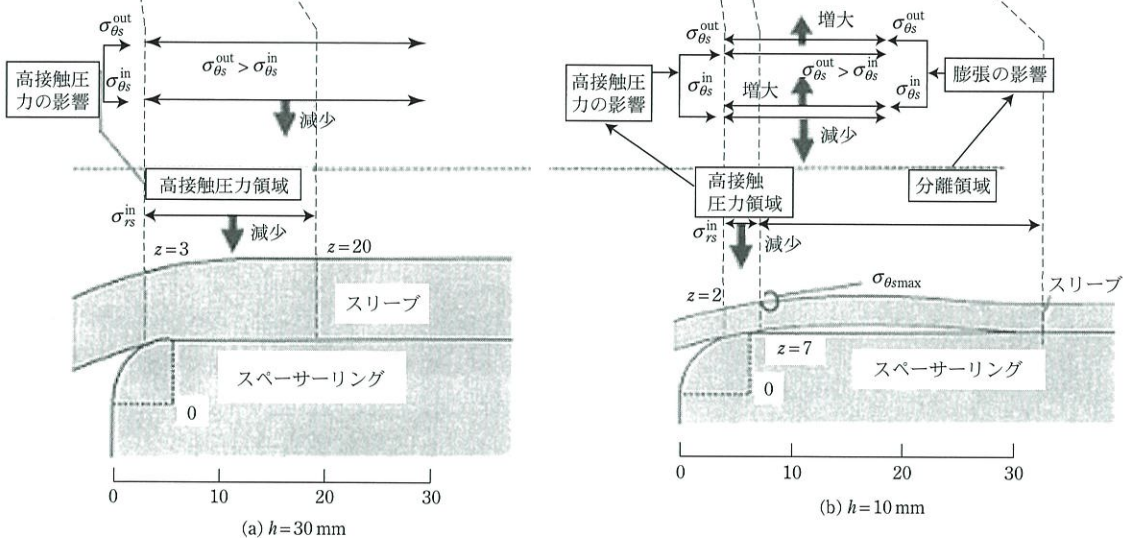


図11 セラミック製スリーブ(図1)の変形と接触状態の模式図.

に沿った応力分布を $\sigma_{\theta s}$ とともに、応力 σ_{zs} , σ_{rs} の分布も示す。図 10 (a) に示すスリーブ厚さ $h = 30$ mm の場合に注目すると、図 10 (a) の破線は、2次元円筒(全長箵合)の焼嵌め応力の理論値であり、 $\sigma_{rs}^{2D} = -9.4$, $\sigma_{\theta s}^{in2D} = 92.5$, $\sigma_{\theta s}^{out2D} = 81.5$, $\sigma_{zs}^{in2D} = 3.5$, $\sigma_{zs}^{out2D} = 1.0$ (単位 MPa) である。図 10 (a) の実線に示すように、焼嵌め時に生じる最大引張応力はスリーブ内面上に生じる $\sigma_{\theta s}^{in}$ であり、この最大応力 $\sigma_{\theta s}^{inmax} = 99.6$ MPa は 2次元理論値(破線) $\sigma_{\theta s}^{in2D} = 92.5$ MPa より 8% 程度大きい。しかし、 $\sigma_{\theta s}^{in}$ はスペーサーリングとの接触右端部付近では大体において一致しており、 $\sigma_{\theta s}^{in} \approx \sigma_{\theta s}^{in2D}$ である。しかし、スリーブ内面の $\sigma_{\theta s}^{in}$ は、スペーサーリング左端部付近 $z = 0 \sim 30$ mm では大きく減少している。一方、スリーブ外面上に生じる焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}^{out}$ に着目し、2次元理論値 $\sigma_{\theta s}^{out2D}$ と比較すると、スペーサーリングとの接触面全面で、両者はほぼ一致していることがわかる ($\sigma_{\theta s}^{out} \approx \sigma_{\theta s}^{out2D}$)。これらの左端部での内外面の応力 $\sigma_{\theta s}^{in}$ と $\sigma_{\theta s}^{out}$ の挙動の違いにより、両者は $z = 30 \sim 40$ mm の範囲で交差して、内径面の応力 $\sigma_{\theta s}^{in}$ が外径面の応力 $\sigma_{\theta s}^{out}$ より大きくなる ($\sigma_{\theta s}^{in} > \sigma_{\theta s}^{out}$)。焼嵌め応力の 2次元理論値は、常にスリーブ内面で大きい ($\sigma_{\theta s}^{in2D} > \sigma_{\theta s}^{out2D}$) が、本例のように部分的に焼嵌めする場合には、外面で大きくなる ($\sigma_{\theta s}^{in} < \sigma_{\theta s}^{out}$) 範囲が生じる。この理由について以下に考察する。

図 11 にセラミック製スリーブ(図 1)の変形と左端面付近におけるスペーサーリングとの接触状態を模式的に示す。すなわち、図 11 の模式図は、接触状態(図 9)と焼嵌め応力(図 10)を参考にして、スリーブの変形を理解しやすいように図式的に示したものである。図 11 (a) は厚肉スリーブ $h = 30$ mm の場合の変形を示す。スペーサーリング左端部に設けられた $\rho = 5$ mm の円弧部の直後に、高接触圧力領域(接触圧 σ_{rs} が 2次元接触圧の理論値 σ_{rs}^{2D} よりもはるかに大きい圧力 $\sigma_{rs} \gg \sigma_{rs}^{2D}$ が生じる領域)が現れる。この高接触圧力領域 ($\sigma_{rs} \gg \sigma_{rs}^{2D}$) では、スリーブ内面上に生じる応力 $\sigma_{\theta s}^{in}$ と $\sigma_{\theta s}^{in}$ もこの高接触圧 $\sigma_{rs} \gg \sigma_{rs}^{2D}$ の影響を受ける¹⁹⁾。その結果、高接触圧力領域 ($\sigma_{rs} \gg \sigma_{rs}^{2D}$) で

の焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}^{in}$ は、この圧縮応力が加算され、他の領域よりも引張応力が小さくなる。一方、外径面の焼嵌めによる応力 $\sigma_{\theta s}^{out}$ に対しては、この圧縮応力 σ_{rs}^{in} はほとんど影響しないので、接触域全長にわたってほぼ一般的な値をとる。このように、スリーブ内面の焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}^{in}$ は接触面における高接触圧 $\sigma_{rs} \gg \sigma_{rs}^{2D}$ の影響を直接受ける。そのため、 σ_{rs}^{in} が大きい部分の $\sigma_{\theta s}^{in}$ は小さくなって、その部分のスリーブ外径上に生じる焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}^{out}$ が相対的に大きくなるのである ($\sigma_{\theta s}^{out} > \sigma_{\theta s}^{in}$)。

次に、図 10 (b) に示す、薄肉スリーブ $h = 10$ mm における、セラミック製スリーブ(図 1)の接合部に沿った焼嵌め応力分布 $\sigma_{\theta s}$, σ_{zs} , σ_{rs} に着目する。この場合、 $h = 30$ mm より大きな最大引張応力 $\sigma_{\theta s}^{inmax} = 108$ MPa が、スリーブ外面で生じる。その大きさは、全長箵合に相当する 2次元理論値 $\sigma_{\theta s}^{out2D} = 88.5$ MPa より 22% 程度大きい。また、その発生位置も $h = 30$ mm と異なり、スペーサーリング左端部近く $z = 5$ mm 付近に生じる。また、スリーブ外面上に生じる $\sigma_{\theta s}^{out}$ と、内面上に生じる $\sigma_{\theta s}^{in}$ を 2次元理論値 $\sigma_{\theta s}^{out2D} = 88.5$ MPa $\approx \sigma_{\theta s}^{in2D} = 92.1$ MPa と比較すると、スペーサーリング左端部以外では大体良く一致していることがわかる。なお、図 10 (b) に示すように、薄肉スリーブ $h = 10$ mm では 2次元理論値のスリーブ内外表面の応力はほぼ等しく $\sigma_{\theta s}^{out2D} \approx \sigma_{\theta s}^{in2D}$ であり、このため左端部以外では $\sigma_{\theta s}^{out} \approx \sigma_{\theta s}^{out2D} \approx \sigma_{\theta s}^{in} \approx \sigma_{\theta s}^{in2D}$ である。

図 10 (b) に示すように、外面の $\sigma_{\theta s}^{out}$ が、内面の $\sigma_{\theta s}^{in}$ よりも大きいことは、 $h = 30$ mm の場合と同様に、その原因を考えることができる。図 11 (b) は、セラミック製スリーブの変形とスペーサーリング左端面付近における接触状態を模式的に示したものである。図 11 (a) の $h = 30$ mm と同様に、図 11 (b) は接触状態を示す。図 9 (b) および図 10 (b) の焼嵌め応力を参考にして、スリーブの変形を理解しやすいように図式的に示している。薄肉スリーブ $h = 10$ mm の場合、スペーサーリング端部付近でスリーブとの非接触部(不安定接触部)が生じる[図 9 (b), 図 10 (b), 図 11 (b)]。非接触部では、スリーブ内径がスペーサーリング外径よ

り大きいので、スリーブにはその分大きな焼嵌めに相当する応力 $\sigma_{\theta s}$ が生じることになる。しかし、スリーブ内面では、スペーサーリング端部付近で高接触圧力領域 ($\sigma_{rs} \gg \sigma_{rs}^{2D}$) が生じるので [図 10 (b) 参照]、それに伴ってスリーブ内面上に生じる応力 σ_{zs}^{in} と $\sigma_{\theta s}^{\text{in}}$ は、圧縮側に大きくなり、内面での $\sigma_{\theta s}^{\text{in}}$ はその分減少する。この結果、図 10 (b) に見られたようなスリーブ外面の焼嵌めによる応力 $\sigma_{\theta s}^{\text{out}}$ がスペーサーリング左端相当 $z=5\text{ mm}$ 付近で焼嵌めによる最大値 $\sigma_{\theta s\text{max}}$ を示し、スリーブ右端部にいく (z が大きくなる) に従って、非接触部の影響により若干の凹凸を伴うものの、通常円筒の焼嵌め応力と同様に内面側が大きくなる。

おわりに

セラミック製スリーブロールに関するこれまでの解説では、熔融金属にロールを浸漬する場合など、主として熱荷重や熱応力に関する研究を取り上げてきた^{1)~6)}。一方、セラミックスは脆性であるので、熱荷重だけでなく機械的・力学的な荷重負荷に対しても考慮が必要となる。すなわち、セラミック製ロールには焼嵌め構造が不可欠であるため、使用中の荷重によって曲げ変形が生じると、焼嵌め接合部に応力集中が生じ破損するリスクがある。前解説では、製鉄所で最も多く使用される搬送用ロールを対象とし、曲げ荷重負荷に対する強度設計⁷⁾を紹介したが、スリーブ直径 D が大きいほど接触の端部集中が生じやすいことが示された。そこで本解説では、多数の比較的大きな直径 D を有するロールが用いられている連続酸洗設備用のセラミック製スリーブロールの強度設計を解説した⁸⁾。以下に、本研究で得られた結果を述べる。

(1) 連続酸洗設備用として、①スリーブ、②スペーサーリング、③軸を焼嵌めで組み立てた大型セラミック製ロール (図 1) を対象に応力解析を行い、接合部の静的強度および疲労強度を検討した。研究対象としたセラミック製スリーブの直径は $D=600\text{ mm}$ であり、スリーブ肉厚を $h=10\sim 30\text{ mm}$ とし、セラミック製スペーサーリングとの

焼嵌め率 $\delta/d=0.05\times 10^{-3}\sim 0.3\times 10^{-3}$ として、その影響を調べた。ロール全体の最大引張応力 $\sigma_{\theta\text{max}}$ はスリーブとスペーサーリングとの嵌合部に発生する (図 3 (a))。

(2) 焼嵌め後に曲げ負荷が加わるとき、最大引張応力 $\sigma_{\theta\text{max}}$ は、 $\sigma_{\theta\text{max}}=\sigma_{\theta s}+\sigma_{\theta b}$ と表される。ここで $\sigma_{\theta s}$ は焼嵌め応力、 $\sigma_{\theta b}$ は曲げによる応力増加である。焼嵌め率 δ/d を変化させるとき、セラミック製スリーブにおける最大引張応力 $\sigma_{\theta\text{max}}$ が極小値をとる限界焼嵌め率 δ/d が存在する [図 5, 図 7 (a)]。

(3) 焼嵌め後の曲げ負荷による応力の増加 $\sigma_{\theta b}=\sigma_{\theta\text{max}}-\sigma_{\theta s}$ に着目すると、この応力は焼嵌め率 δ/d を大きくすると小さくなり、それ以上焼嵌め率を大きくしても一定値を示す。この限界焼嵌め率はスリーブ厚さ $h=10, 20, 30\text{ mm}$ のそれぞれに対して存在することを明らかにした [図 7 (b)]。限界焼嵌め率を超える焼嵌め率では、スリーブ・スペーサーリング間接合部において全面接触状態 (固着状態) になる (図 8)。

(4) 焼嵌め率 δ/d を大きくすることでスリーブロールに生じる最大引張応力 $\sigma_{\theta\text{max}}$ を小さくできる。また、スリーブ厚さ h を大きくすることでも最大引張応力 $\sigma_{\theta\text{max}}$ を小さくできる (図 6, 図 7)。スリーブ厚さ h が小さい場合でも、焼嵌め率を大きくした方が疲労に対して安全側に移行する。これらの対策は曲げ荷重による瞬時破壊や回転曲げ疲労による破壊のリスク低減に有用と考えられる。

(5) スリーブ端部の焼嵌め部の最大応力 $\sigma_{\theta s\text{max}}$ は、スリーブ内面ではなく、スリーブ外面に生じる。スリーブ厚さ h が小さい場合には、スリーブ外面に生じる最大引張応力 $\sigma_{\theta s\text{max}}$ が、ロール全体の最大引張応力となる。スリーブ内面ではなく、スリーブ外面に最大応力 $\sigma_{\theta s\text{max}}$ が生じる主な原因は、焼嵌め嵌合部に 2 次元理論値よりもはるかに大きい高接触圧領域が存在するためである。このことを接合部における接触状態と焼嵌め端部付近のスリーブの変形などにより合理的に説明した。

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) 高瀬康, 酒井悠正, デデイ スルヤデイ, 野田尚昭, 佐野義一: 焼嵌めで構成された連続酸洗設備用セラミック製ローラの強度解析, 機械の研究, **65** 8 (2013), 650.
 - 9) E. Miki: High corrosion resistance and cost reduction by spraying methods, *Plant Engineer*, **21** 1 (1989), 8 (in Japanese).
 - 10) T. Iwata and H. Mori: Material choice for hot run table roller, *Plant Engineer*, **15** 6 (1983), 55 (in Japanese).
 - 11) 栗文彬: 九州工業大学博士論文, (2012) 13; 日本機械学会編: 機械工学便覧, 丸善 (1987), A4-135.
 - 12) 原田昭治, 野田尚昭, 上原修, 永野光芳: HIP 焼結窒化けい素の引張強度とその寸法効果, 日本機械学会論文集 A 編, **57** 539 (1991), 173.
 - 13) 野田尚昭, 山田真裕, 佐野義一, 杉山茂禎, 小林正一: 連続溶融金属めっき用セラミックス製ロールの熱応力に関する研究, 日本機械学会論文集, A 編, **70** 700 (2004), 1755.
 - 14) 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.
 - 15) H. Kobayashi and T. Kawakubo: Fatigue — Difference between ceramics and metal —, *Journal of the Japan Institute of Metals*, **27** 10 (1988), 757.
 - 16) 日本学術振興会 将来加工技術第 136 委員会: ファインセラミックス技術ハンドブック, 内田老鶴圃, (1998), 414.
 - 17) 梶田昌明, 相馬隆男, 松井實, 小田功: セラミックスの疲労 (第 1 報) — 引張—圧縮繰り返し応力下における常圧焼結窒化ケイ素の疲労挙動 —, 日本セラミックス協会学術論文誌, **96** 3 (1988), 277.
 - 18) 梶田昌明, 牧野琢磨, 中筋善淳, 松井實: 窒化珪素セラミックスの疲労の測定と評価, 金属臨時増刊号, (1993), 55.
 - 19) 石橋正: 金属の強さ, 改定第 7 版, 養賢堂, (1960), 130.
- 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。日本機化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働ホーシン技術顧問。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。朝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。

催しものカレンダー

月 日	項 目 (内 容)	場 所	主 催
12月13日(金)	第 98 回塑性加工技術フォーラム<国産半導体技術を支えるものづくり>対面開催+ Web 開催:ハイブリット開催	機械振興会館(東京都港区芝公園)	日本塑性加工学会
12月16日(月)	シンポジウム<特殊溶媒を用いた電解技術の進展と応用最新事例-エキゾチックな電気化学反応で拓がる世界>	機械振興会館(東京都港区芝公園), オンライン	化学工学会エレクトロニクス部会
12月16日(月) 23日(月)	KISTEC 機械材料基礎セミナー<金属の機械的性質から加工までⅢ 切削加工, マシニングセンタ>	オンライン (Zoom)	神奈川県立産業技術総合研究所
12月17日(火)	もう一度学ぶ機械材料学<金属材料の基礎>	オンライン (Zoom)	日本機械学会
12月17日(火)~ 18日(水)	第 187 回塑性加工学講座<鍛造加工の基礎と応用>	京都テルサ(京都市南区東九条下殿田町)	日本塑性加工学会
12月18日(水)	シンポジウム<カーボンニュートラル社会実現に向けて, チャレンジを続ける火花点火機関>	日本大学駿河台キャンパス(東京都千代田区神田駿河台)	自動車技術会
12月19日(木)	本多光太郎・湯川記念特別合同講演会	名古屋大学 ES 総合館(名古屋市中千種区不老町)	日本金属学会 / 日本鉄鋼協会東海支部
12月19日(木)	2024 年関西支部セミナー<湿式めっきの基礎>対面と Zoom によるオンライン配信のハイブリット開催	阪産業技術研究所森之宮センター(大阪府城東区森之宮)	表面技術協会関西支部
12月20日(金)	令和 6 年度自動車のアルミ化技術講習会<自動車へのアルミニウム適用の基礎技術>	きゅりあん(東京都品川区東大井)	日本アルミニウム協会
12月20日(金)	第 32 回軽金属セミナー<アルミニウム合金の組織-入門編(状態図と組織)>(第 14 回)	貸会議室内海(東京都千代田区神田三崎町)	軽金属学会
12月20日(金)	2024 年度日本金属学会東北支部地区講演会	秋田大学理工学部(秋田市手形学園町)	日本金属学会東北支部
12月20日(金)	スパッタリングおよびプラズマプロセス技術部会 (SP 部会) 第 180 回定例研究会・第 21 回技術交流会	機械振興会館(東京都港区芝公園)	日本表面真空学会
12月20日(金)~ 21日(土)	第 35 回信頼性シンポジウム<安心・安全を支える信頼性工学の新展開>	電気通信大学(東京都調布市調布ヶ丘)	日本材料学会
12月23日(月)	第 140 回金属物性研究会ならびに軽金属学会支部研究会<中国四国支部 チタン・チタン合金研究最前線(7)>	愛媛大学工学部(松山市文京町)	日本金属学会 / 日本鉄鋼協会 / 軽金属学会中国四国支部
12月25日(水)	令和 6 年度軽金属学会東海支部 軽金属支部セミナー<ハイエントロピー合金設計の新たな可能性>	名古屋大学 ES 総合館(名古屋市中千種区不老町)	軽金属学会東海支部
1月10日(金)	第 114 回レアメタル研究会+第 12 回貴金属シンポジウム(合同開催)+新年会	東京大学生産技術研究所(東京都目黒区駒場)	レアメタル研究会
1月14日(火)	将来めっき技術検討部会・第 59 回例会<めっきのエコノミーとエコロジー>	TKP 市ヶ谷カンパレンスセンター(東京都新宿区市谷八幡町)	表面技術協会将来めっき技術検討部会
1月14日(火)	第 6 回 MSJ 講習会<モータ駆動システムの磁気工学>	オンライン (Zoom)	日本磁気学会
1月21日(火)	シンポジウム<ディーゼル機関のカーボンニュートラル化に向けた燃料利用技術と評価法の最新動向>	東京科学大学(東京都目黒区大岡山), オンライン	自動車技術会
1月21日(火)~ 22日(水)	第 32 回超音波による非破壊評価シンポジウム	都立産業技術研究センター本部(東京都江東区青海)	日本非破壊検査協会
1月24日(金)	第 61 回 X 線材料強度に関する討論会<LabX 線はどこまで進化するか>	キラリエ草津(草津市大路)	日本材料学会
1月24日(金)	素形材技術セミナー<鑄造欠陥における『新なぜなぜ分析手法』と実際の現場での活用事例の演習>	機械振興会館(東京都港区芝公園)	素形材センター
1月25日(土)	第 30 回高専シンポジウム in Okayama	岡山コンベンションセンター(岡山市北区駅元町)	高専シンポジウム協議会

* 新型コロナウイルス感染拡大の影響により、催しが延期・中止、またはオンライン開催に変更される場合があります。開催の有無については、念のため主催者にご確認いただきますようお願いいたします。