

セラミック製シンクロールを 熔融金属に浸漬する際の熱応力

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

はじめに

熔融金属中で用いられる大型のセラミックスの用途として、低圧ダイカスト装置に用いられるセラミック製ダイカストスリーブや、セラミック製ストーク(給湯管)が開発された^{1)~5)}。その後、連続溶融めっき鋼板製造ラインのめっき用オールセラミックロール(図1)も開発された^{6)~12)}。前回の解説ではセラミック製ストークを溶融アルミニウムに浸漬するときの熱応力を説明した¹⁾。また、少し前の解説では、オールセラミック製サポートロール(図1)を熔融金属中に浸漬する際に生じる熱応力を低減する目的で、2000年頃、日立金属株(現株プロテリアル)から相談を受けて行った共同研究を紹介した^{6)~8)}。本解説ではサポートロール開発後、シンクロールの開発に関する研究^{9)~12)}を解説する。これは2008年の経済産業省の地域イノベーション創出研究開発事業の援助を得て行った産学連携プロジェクト「高品質自動車めっき鋼板用、世界初大型セラミックスロールの開発」として行われたものである⁹⁾。

図1のロールには、現状ではステンレス鋼を主とする鉄鋼材料が依然として使用されている。しかし、コーティングと母材間の熱膨張差や被膜の緻密さの限界などに起因する損傷により、比較的短期間でロール交換を余儀なくされる。このような損傷から母材の溶損が進むと、めっき鋼板の外観や耐食性の低下をもたらす。ロール全体をセラミックスとすることで、必要な耐食性・耐摩耗性

が満たされ、長寿命化が達成できる。一方、セラミックスは鉄鋼材料に比べて靱性が極めて小さいという欠点があり、高荷重や衝撃によって破壊するリスクがある。このようなめっき液中ロールでは、高温・強腐食環境における接合強度の面で、胴部とシャフトのセラミックス同士の焼嵌め接合が不可欠であり、溶接やろう付等の他の接合法は使用環境や強度の点から使用できない¹³⁾。先のサポートロールの解説では、ロールを単純円筒としてその浸漬時の熱応力を説明した⁶⁾。本解説ではセラミックロールに不可欠の焼嵌め構造を考慮する。この種の問題に対する一般的な評価尺度に熱衝撃係数が使われてきたが、構造体に対する一般的な強度評価は見当たらない。このように、めっき浴中に焼嵌め構造のロールを浸漬する際の熱衝撃に対する安全性が課題となる。

同種のセラミックロールを試作した経験から、接合部の不具合は、ロールを熔融金属に浸漬させる際に生じることが分かっている。本稿では、溶

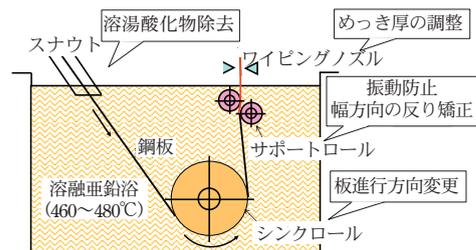


図1 連続溶融めっき鋼板製造ライン(Continuous Galvanizing Line, CGL)用のセラミック製ロール(めっき浴の概略寸法:幅×長さ×深さ=4500mm×3500mm×2000mm)。

融金属に浸漬させる際の熱割れによる脆性破壊のリスクに関して、熱伝達係数を求め、ついで熱応力や熱変形の時間変化をFEMにより解析した研究を紹介する。

焼嵌め式ロールの溶融亜鉛への浸漬について

各製鉄所のめっきラインでは、異なる寸法のロールが要求される。図2に研究対象とするロールの寸法を示す。直径600mmのロールは今回の対象であり、今後さらに直径1000mm程度までの超特大ロールの開発も視野に入れている。すでに直径530mmの超大径セラミックロールとして連続溶融金属めっき用シンクロールが開発されており、その開発に際し、単純な円筒モデルを用いて浸漬時の熱応力が解析された^{6)~8)}。しかし、セラミックロールに不可欠の焼嵌めロールの浸漬では、スリーブがシャフトより先に加熱されるため、焼嵌め接合部における分離をはじめとする、極めて複雑な現象が生じる。そこで、本稿では、さらに大きな直径を目指して行った、シンクロールの溶融亜鉛への浸漬における熱応力に関する研究を紹介する。セラミックシリンダーの成形と焼結設備および製造技術の制約があるため、ここでは最大可能直径600mm(胴径)を開発対象としている。

焼嵌め式スリーブロールでは、スリーブ両端部

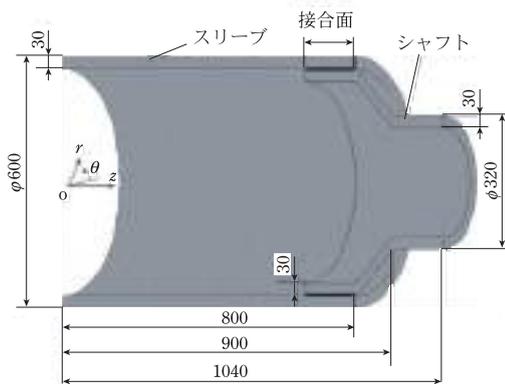


図2 本稿で対象とするオールセラミック製焼嵌め式シンクロールの寸法(1/4モデル)。

でシャフトを焼嵌め接合させるので、接合部の焼嵌め応力に係わる破壊リスクが想定される。同種のセラミックロールの試作の経験から、接合部の不具合は、ロールを溶融金属に浸漬させる際に生じることが分かっている。ここでは、溶融金属に浸漬させる際の熱割れによる脆性破壊のリスクに関して、まず熱伝達係数を求める。次に熱応力や熱変形の時間変化をFEMにより解析する。そして、単純な中空円筒解析^{6)~8)}からは予測できない焼嵌め部での分離ならびに焼嵌め部における内外円筒体の相互作用に基づく変形や応力の挙動等について解明する。すなわち、浸漬過程で、胴部からシャフト部が熱膨張により分離する挙動についての解析を含める¹²⁾。

溶融亜鉛めっき浴の温度は420℃、ロールの初期温度は20℃とする。胴部にシャフトを接合する焼嵌めについては、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 と定義し、安全側の評価として、接合面で分離しやすい場合、すなわち、圧延用ロールなどで通常用いられる焼嵌め率 $4 \times 10^{-4} \sim 10 \times 10^{-4}$ より小さく $\delta/d = 1.0 \times 10^{-4}$ とする。表1にセラミックス(窒化ケイ素)の機械的性質を示す^{14)~21)}。また、表2に溶融亜鉛の420℃の機械的性質を示す^{14)~21)}。なお、表1に示す物性は熱膨張係数を除いて常温

表1 窒化ケイ素の機械的性質。

機械的性質	値
熱伝導率 (W/m·K)	65
比熱 (J/kg·K)	680
線膨張係数 RT~500℃ (1/K)	3.0×10^{-6}
弾性係数 (GPa)	300
密度 (kg/m ³)	3200
ポアソン比	0.3
破壊靱性 MPa·m ^{1/2}	7.7

表2 420℃での溶融亜鉛の機械的性質。

機械的性質	値
熱伝導率 (W/m·K)	58.8
動粘度 (mm ² /s)	0.489
比熱 (kJ/kg·K)	0.505
粘度 (mPa·s)	3.26

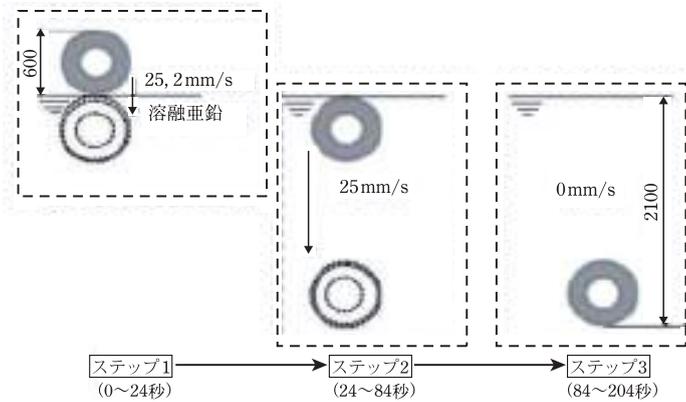


図3 ロールの熱応力解析のための浸漬の過程 (ステップ1:ロール全体が浸漬する過程, ステップ2:設置位置までの浸漬する過程, ステップ3:設置後にロール全体の温度が一定となる過程).

における値で、めっき浴中で加熱されセラミックの物性値は若干変化するが、ここでは無視する。

図3にロールの熱応力解析のための浸漬の過程を示す。ステップ1はロール全体が浸漬する過程であり、ステップ2は設置位置までの浸漬する過程、ステップ3は設置後にロール全体の温度が一定となる過程である。いずれの過程でもロールは回転していないものとする。また、ロールの浸漬速度はめっき製品の生産効率とめっき浴面の乱れ防止等の安全性への考慮から、 $u = 2 \sim 25 \text{ mm/s}$ であるので、本研究では $u = 25 \text{ mm/s}$ 、 $u = 2 \text{ mm/s}$ での解析を行う。

スリーブロール浸漬時の局所的熱伝達係数の解析結果

溶融亜鉛にシンクロールを浸漬する際の熱応力解析に必要な熱伝達係数は、有限体積法 (FVM) を用いて解析した。2次元円筒モデルは胴部中央の解析には有用であるが、詳細な解析を要する焼嵌め接合部は胴端部にある^{14)~21)}。そこで、図2の3次元モデルに対してロール軸方向に変化する熱伝達係数を正確に求めた¹⁴⁾¹⁵⁾。溶融金属における熱伝達係数の解析に用いる有限体積法には、汎用解析コード FLUENT6.3.26 を使用した。本計算コードで用いる基礎方程式は質量保存則と運動保存則であり、 x 方向に流れる溶融金属中にロールを固定した条件で局所熱伝達係数 (x の関数) を求める。また、熱伝達係数を求めるための解析モデ

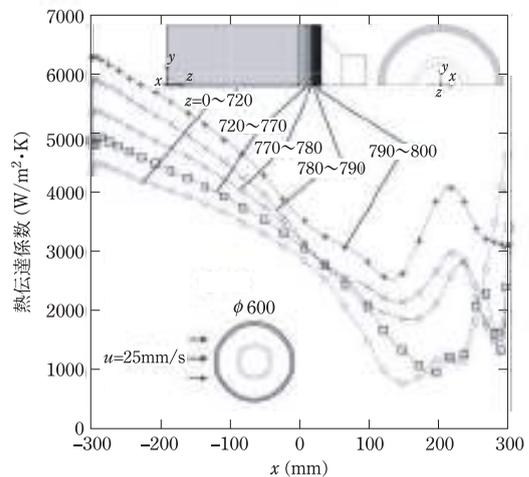


図4 溶融亜鉛 (流速 $u = 25 \text{ mm/s}$) 中のロールの局所熱伝達係数 α_x 、図7のスリーブ部 A: $z = 0 \sim 800 \text{ mm}$ の α_x 。

ルのメッシュは作成ソフト GAMBIT2.4.6 により作成し、四角形四面体要素を用いた。要素数は、約300万メッシュでモデルの境界領域は、遠方部の1/10程度に細くなるように工夫した。

図4、図5、図6に流速 $u = 25 \text{ mm/s}$ における熱伝達係数の解析結果を示す。得られた熱伝達係数から温度分布が与えられ、温度分布から FEM 解析によって熱応力分布が求まる。図7にその FEM 要素分割を示す。図4は図7のスリーブ部 A ($z = 0 \sim 800 \text{ mm}$) の局所熱伝達係数 α_x であり、図5はシャフト部 C ($z = 900 \sim 1040 \text{ mm}$) の α_x 、図6はシャフトテーパ部 B ($z = 800 \sim 900 \text{ mm}$) の α_x である。これらの結果に示すように、熱伝達係数は流入側中央で最大、反対側の少し手前で流体のはく離が

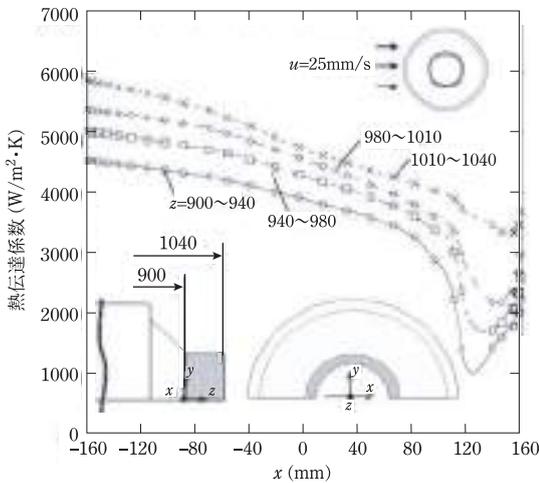


図5 溶融亜鉛(流速 $u = 25 \text{ mm/s}$)中のロールの局所熱伝達係数 α_x , 図7のシャフト部C: $z = 900 \sim 1040 \text{ mm}$ の α_x .

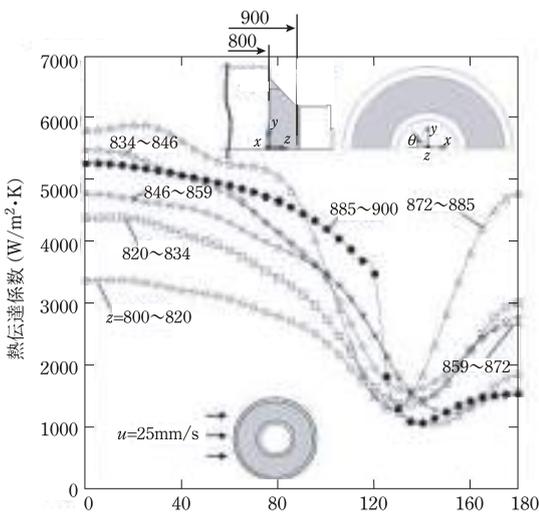


図6 溶融亜鉛(流速 $u = 25 \text{ mm/s}$)中のロールの局所熱伝達係数 α_x , 図7のシャフトテーパ部B: $z = 800 \sim 900 \text{ mm}$ の α_x .

生じる付近で最小となり、その比は2~5倍に達する。また、 α_x の軸方向の変化に着目すると、中央部に対して端部の値がほぼ1.5倍大きいことが分かる。スリーブ端部は焼嵌め構造となっているので、焼嵌めにともなう焼嵌め応力が生じている上に、スリーブ外表面の昇温が大きくなってスリーブ端部内面における高応力化が予想される。また、中央部の熱伝達係数は、これまでに得られた2次

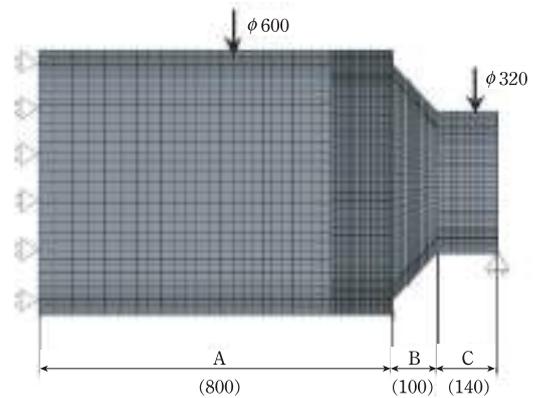


図7 FEMモデルとメッシュ分割.

元における値と一致することが確認される。一方、内面は外周面とは異なり、スリーブ・シャフト間の側面に設けた孔から内面に液体が流入し、両側側面から同時に流入し、その後軸方向流れは液面付近に限定されるため内面に対する相対速度は外面に比べてさほど大きくないと考えられる。そこで、内面の熱伝達係数として、内面の熱応力が実際より大きく評価されるように配慮して、ここでは外面の最低値 $1000 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を用いる。また、静止時には有限要素法(FEM)弾性解析を行う。図7に3次元ロール外周各部の形状、メッシュ分割と拘束条件を示す。シャフトとスリーブの焼嵌め構造(2体問題)解析においては、自動接触機能を用いている。焼嵌め部の分離の解析においては、実際上の熱伝導は微小距離離れても伝わるという考え方に立ち、この微小距離(Near-contact)として 0.03 mm を用いる。その際、応力は伝わらない。なお、接触面間の微小すきまと接触熱伝導率(熱コンダクタンス)との関係を整理した鳥居の結果によれば、すきま 0.03 mm での熱伝導率は $10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ の水準にあり、熱抵抗は無視できることが示されている²⁰⁾。

焼嵌め接合部におけるスリーブロール浸漬時の熱応力(浸漬速度 $u = 25 \text{ mm/s}$ のとき)

浸漬の際、外部からの加熱によりスリーブ外表面からの加熱が先行するため、焼嵌め接合部では、

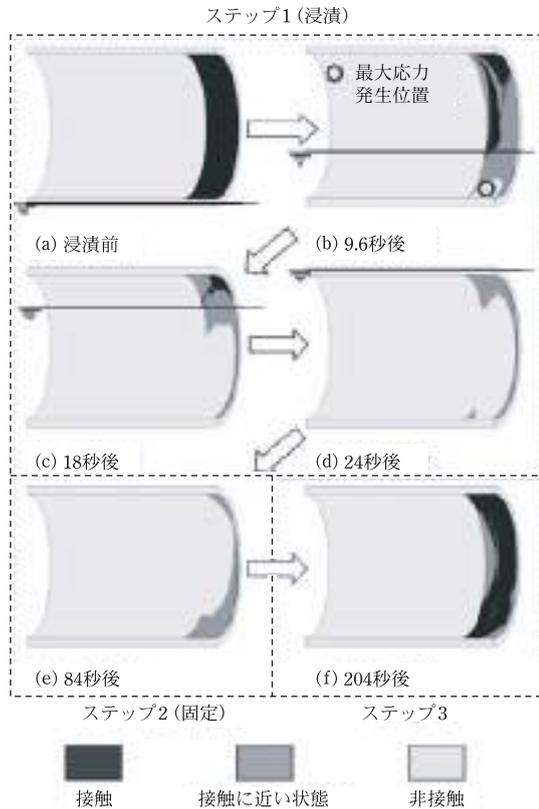


図8 焼詰めロール浸漬時の接触状態の変化 (浸漬速度 $u = 25 \text{ mm/s}$ のとき).

スリーブが先に膨張する. このためスリーブからシャフトが分離する可能性を考察する必要がある. 図8は, 浸漬過程におけるスリーブ・シャフトの接触状態を解析した結果である. 図8より, 浸漬が先行するスリーブ下部から分離が進行していく様子が分かる. ロール全体が完全に浸漬する $t = 24$ 秒から, ロールを設定する位置 $t = 84$ 秒にかけては, 接触範囲の60%以上が非接触状態になる (図8 (d), (e)). しかし, さらに浸漬が進行していくと遅れていたシャフトの熱膨張により接触状態が回復し, 定置後から2分後 (浸漬開始 $t = 204$ 秒) には80%ほどが接触状態に戻る (図8 (f)). 焼詰め構造 (2体問題) において, 上述のように焼詰め率が小さい場合には焼詰め構造体の浸漬時に焼詰めが緩んで分離・分解してしまうリスクがあることが示された.

図9に焼詰めロールを浸漬する際のスリーブおよびシャフトに発生する最大応力と最小応力の時

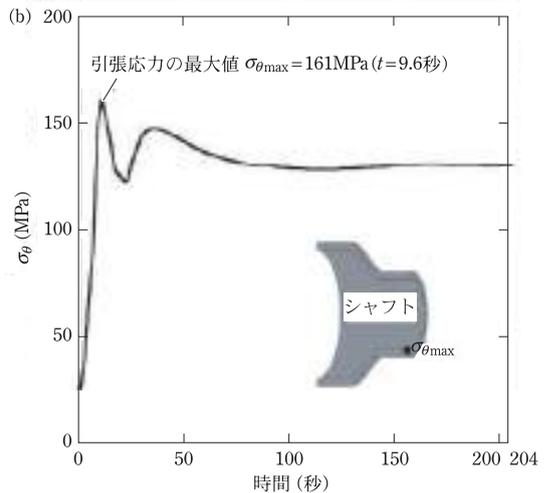
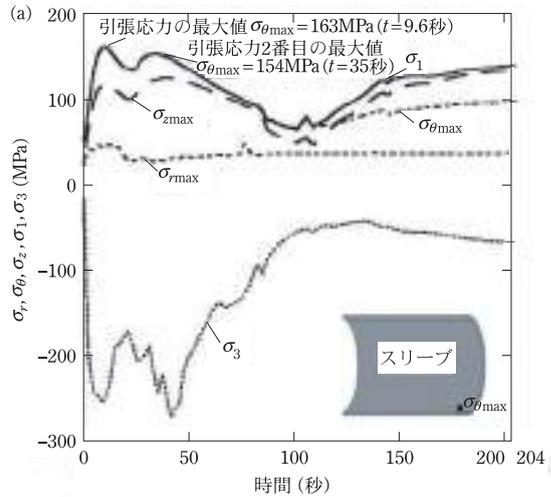


図9 焼詰め式スリーブロール浸漬中の最大応力と時間の関係 (浸漬速度 $u = 25 \text{ mm/s}$ のとき). (a) スリーブの最大応力と時間の関係, (b) シャフトの最大応力と時間の関係.

間変化を示す. ここでは, 主応力 (σ_1 : 最大主応力, σ_3 : 最小主応力) と円柱座標応力成分 ($\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$) を示している. 最大主応力 σ_1 と σ_θ がほぼ一致したため, セラミックスの破壊に直結する最大引張応力として, ここでは便宜上, σ_θ で代表させる. 図9 (a) の最大引張応力 σ_θ に注目すると, 浸漬後 $t = 9.6$ 秒で 162.7 MPa に達する. これはセラミックスの引張許容応力 333 MPa (引張強さ 500 MPa , 安全率 1.5) を下回る. シャフトについては図9 (b) に示すとおり, 胴スリーブと同様の挙動をとり,

$\sigma_{\theta\max}$ のピークが2つの時間点で生じる。

図10にスリーブ、シャフトそれぞれの最大応力 $\sigma_{\theta\max}$ の発生箇所および図9(a)の2つ目のピーク値が生じる位置を示す。図10(a)と図8の接触状態を対比すると、最大応力の発生位置ではスリーブとシャフトが接触していない。このことから、焼嵌め部におけるスリーブ内外温度差のほかは、スリーブとシャフトそれぞれの曲率の差異が生じ、これらの要因により、Aの位置で最大応力が発生するものとする(図22参照)。なお、図9(b)に示すシャフトの最大応力はスリーブ同様下側内面に生じ(図10(b))、2つ目のピークは最大応力よりかなり小さい。ここで2つの時間点でピークが現れる理由について考えてみる。胴スリーブにおいて、 $\sigma_{\theta\max}$ の1つ目のピークがスリーブ下側で生じるのに対して、2つ目のピークはスリーブ上側に移動する(図10(a))。このことからロールが浸漬する深さ程度で熱応力の発生要因とその影響度合が変わることが推察される。この結果最大応力が生じる箇所も変わり、それぞれのピークが異なる

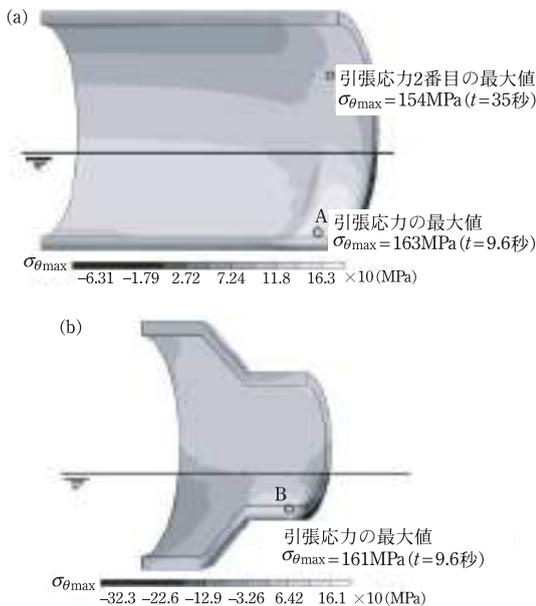


図10 焼嵌め式スリーブロールの最大応力発生時のスリーブとシャフトの応力分布(浸漬速度 $u = 25 \text{ mm/s}$ のとき)。(a)スリーブの応力分布 ($t = 9.6 \text{ 秒}$)、(b)シャフトの応力分布 ($t = 9.6 \text{ 秒}$)。

る時間点で現れるものとする。これらの詳細については後出の図22の概念図にて説明する。

スリーブ単体の熱応力と焼嵌めされたスリーブの熱応力の比較 (浸漬速度 $u = 25 \text{ mm/s}$ のとき)

図11に、溶融亜鉛にシャフトを有しないスリーブを浸漬する場合のスリーブに生じる最大応力 $\sigma_{\theta\max}$ の時間変化を示す。単体スリーブの場合でも焼嵌めスリーブと同様にピークが2つの時間点に生じ、最大引張応力は、2つ目のピークにあたる浸漬後42秒で100.8 MPaに達する。図12にシャ

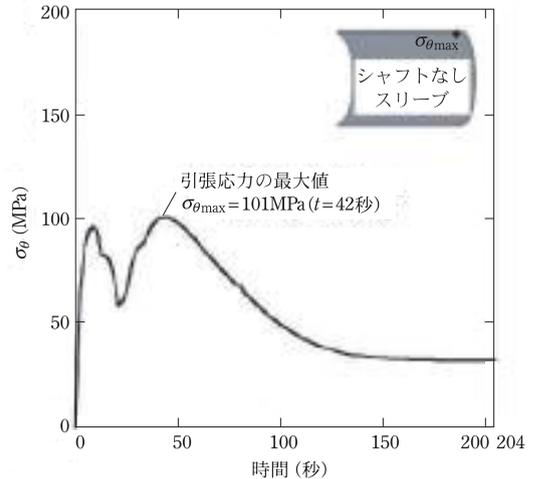


図11 シャフトなしスリーブ浸漬中の最大応力と時間の関係(浸漬速度 $u = 25 \text{ mm/s}$ のとき)。

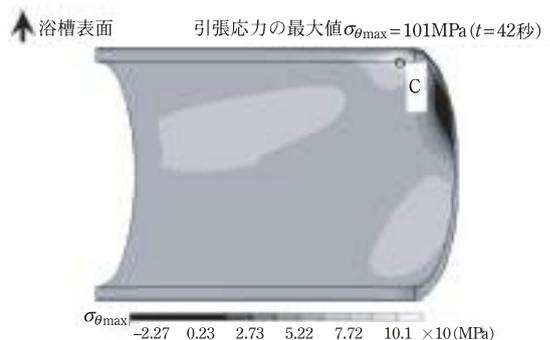


図12 シャフトなしスリーブの最大応力発生時の応力分布 ($t = 42 \text{ 秒}$)。

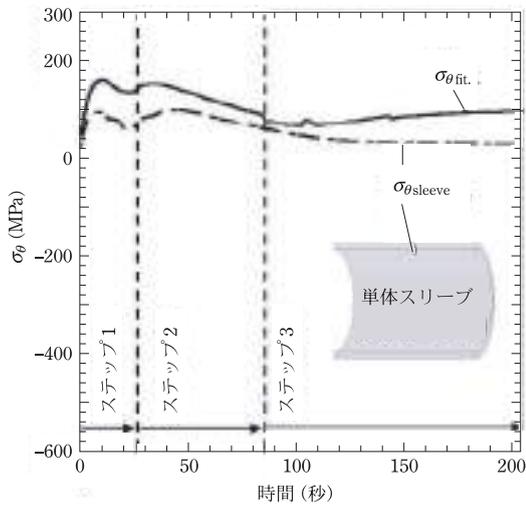


図 13 シャフトを焼嵌めしたスリーブとシャフトなしスリーブ単体の浸漬中の最大応力の変化の比較 (浸漬速度 $u = 25 \text{ mm/s}$ のとき)。

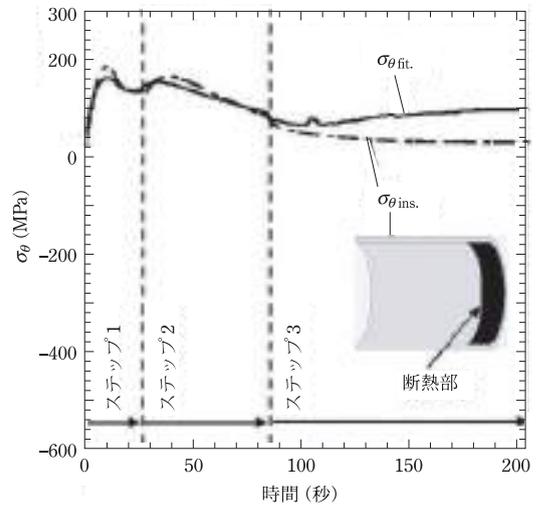


図 14 シャフトを焼嵌めしたスリーブとシャフトなし断熱部付きスリーブの浸漬中の最大応力の変化の比較 (浸漬速度 $u = 25 \text{ mm/s}$ のとき)。

フトのないスリーブ単体を浸漬するときに、引張最大応力が生じる時間 42 秒でのスリーブの応力分布を示す。図 12 に示すように、スリーブ上方部 C で最大応力が生じる。また、最大応力発生時点が、焼嵌めスリーブやそのシャフトにおける場合とは異なり、2 つ目のピークが最大となる。

図 13 は、焼嵌めスリーブ ($\sigma_{\theta fit}$) および単体スリーブ ($\sigma_{\theta sleeve}$) が浸漬する際の $\sigma_{\theta max}$ を比較したもので、単体スリーブでは、焼嵌めロールより 40% ほど小さいことがわかる。熱応力に対する嵌合の影響要因を検討するため、単体スリーブ内面の接合部該当範囲の焼嵌め応力を無視し、断熱した条件で解析した。図 14 は、焼嵌めロールと部分断熱スリーブ ($\sigma_{\theta ins.}$) をそれぞれ浸漬させた場合の応力を比較して示す。図 14 より、ステップ 2 までの両方の挙動は類似しており、この間に生じる最大応力は部分断熱スリーブの方が 10% ほど大きいことが分かる。また、84 秒以降 (ステップ 3) で焼嵌めスリーブの方が部分断熱スリーブよりも大きいのはシャフトの加熱が進んで膨張し、再度焼嵌め状態に戻るためである。以上のように、焼嵌め応力の存在しない部分断熱スリーブの方が熱応力の最大値が大きいことから (図 14)、スリーブ浸漬時

の最大応力に限ってみると焼嵌め応力そのものにより大きな影響を受けていないことが推察された。

焼嵌め接合部におけるスリーブロール浸漬時の熱応力 (浸漬速度 $u = 2 \text{ mm/s}$ のとき)

次に、浸漬速度の違いによる影響を調べるために、浸漬速度を 2 mm/s (遅いとき) にしたときの解析を行った。 2 mm/s の場合の 2 次元解析により求めた熱伝達係数の平均値は、 $820 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ と算定され、 25 mm/s の値 $3400 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ に比べて $1/4$ ほどである。したがって、 2 mm/s では熱伝達係数の位置による変動の熱応力への影響が小さいので、熱伝達係数は平均値を用いた。なお、内面の熱伝達係数も同様の理由で、平均値 $1000 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を用いている (図 4、図 5、図 6 の解説参照)。

熔融金属への浸漬過程におけるスリーブ・シャフトの焼嵌め接触状態を図 15 に示す。浸漬が進行するにつれてスリーブ下部から接合部が分離していき浸漬速度が速いときと同様な挙動がみられる。浸漬開始後 22.5 秒では 60% 程度分離しているが、稼働位置に達する 1050 秒後ではシャフトの膨張も

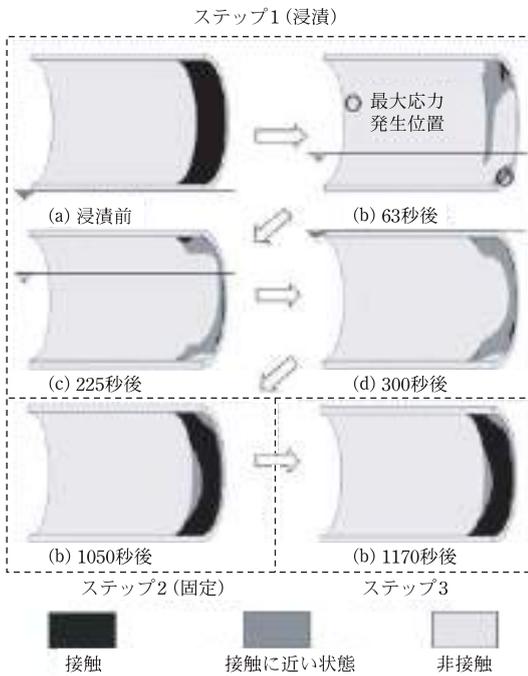


図 15 焼嵌め式スリーブロール浸漬時の接触状態の変化 (浸漬速度 $u = 2 \text{ mm/s}$ のとき).

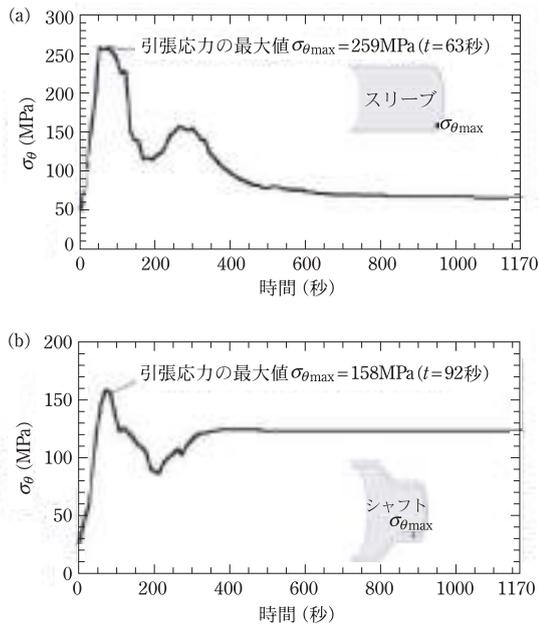


図 16 焼嵌め式スリーブロールの浸漬中の最大応力と時間の関係 (浸漬速度 $u = 2 \text{ mm/s}$ のとき). (a) シャフト付きスリーブの最大応力と時間の関係, (b) シャフトの最大応力と時間の関係.

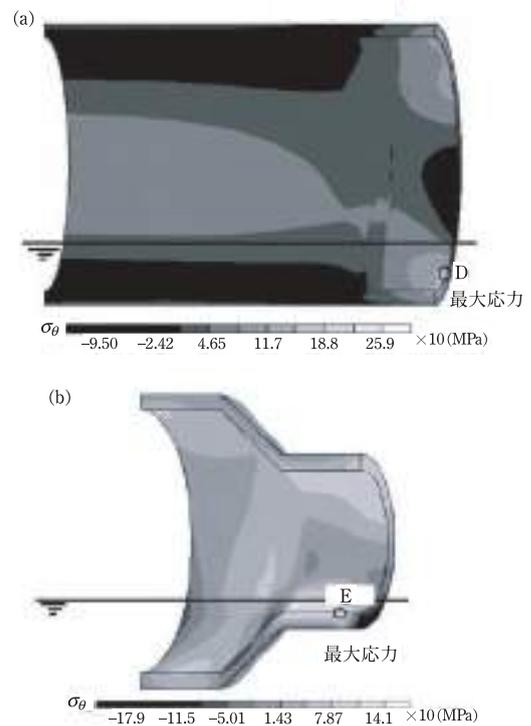


図 17 焼嵌め式スリーブロールの最大応力発生時のスリーブとシャフトの応力分布 (浸漬速度 $u = 2 \text{ mm/s}$ のとき). (a) スリーブの応力分布 ($t = 63 \text{ 秒}$), (b) シャフトの応力分布 ($t = 92 \text{ 秒}$).

進み接触が回復している。

図 16 に 2 mm/s で浸漬する際のスリーブおよびシャフトに発生する最大応力の時間変化を示す。図 16 (a) で最大引張応力 σ_{θ} に注目すると、スリーブは浸漬開始後 63 秒で 259 MPa に達し、2 番目のピークより 60% 以上も大きい点は浸漬が速い場合と異なる。この $\sigma_{\theta\text{max}}$ はセラミックスの引張許容応力 333 MPa (引張強さ 500 MPa , 安全率 1.5) を下回るものの、速い浸漬の場合よりも大きい。

一方、シャフトについては図 16 (b) より浸漬が速いときより 10% ほど小さい。図 17 にスリーブ、シャフトそれぞれの最大応力 $\sigma_{\theta\text{max}}$ の発生箇所を示す。図 17 (a) と同一時間の接触状態図 15 (b) を対比すると、最大応力の発生位置ではスリーブとシャフトが接触しており、浸漬速度の速い場合とは異なる。図 17 (b) より、シャフトの発生箇所は速い場合と同様下側内面にある。

スリーブ単体の熱応力と焼嵌めされたスリーブの熱応力の比較 (浸漬速度 $u = 2 \text{ mm/s}$ のとき)

図 18 に、単体スリーブを浸漬する際の $\sigma_{\theta\text{max}}$ の時間変化を示す。引張応力の最大値は、浸漬後 120 秒で $\sigma_{\theta\text{max}} = 131 \text{ MPa}$ で浸漬速度の速い場合より 30% ほど大きい。図 19 に示されるようにスリーブ上側内面位置 F で最大応力 $\sigma_{\theta\text{max}} = 131 \text{ MPa}$ が発生するのは、浸漬速度の速い場合と同様である。図 20 は、焼嵌めスリーブおよび単体スリーブを浸漬させる際の応力 $\sigma_{\theta\text{max}}$ を比較し、図 21 では、部分断熱スリーブを浸漬させる場合との比較を示す。ともに焼嵌めスリーブの方が 2 倍近く大きく、浸漬速度の速い場合と異なる結果となった。特に、単体スリーブに対

する焼嵌めスリーブの熱応力が 2 倍も大きい。このことは、応力解析のモデル化に際して、シャフトを考察した焼嵌め構造を用いる必要性を示唆している。すなわち、速い浸漬時を含め焼嵌めの考慮が不可欠であることを示している。また、図 20 と図 21 の比較から断熱の効果はほとんどみられない。これは、浸漬速度が遅い 2 mm/s の場合は熱伝達係数が小さいため (25 mm/s に比べて 24%)、断熱の影響が小さくなることによる。従って、焼嵌めによる影響を部分断熱で置換できないことが示された。

焼嵌め接合部における最大熱応力発生メカニズム

表 3 に、これまでに述べてきた最大熱応力に関する議論をまとめて示す。表 3 は、スリーブの構

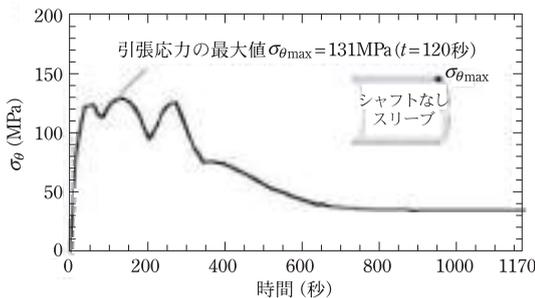


図 18 シャフトなしスリーブ単体の最大応力と時間の関係 (浸漬速度 $u = 2 \text{ mm/s}$ のとき)。

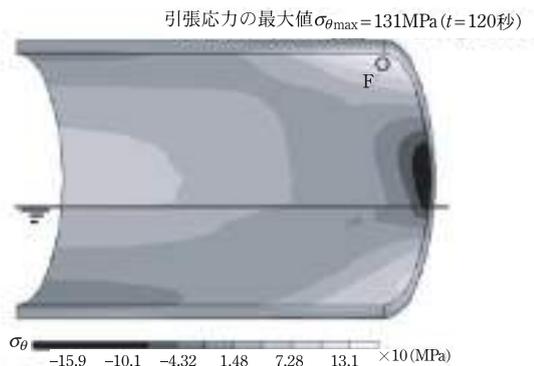


図 19 シャフトなしスリーブ単体の浸漬時の応力分布 (浸漬速度 $u = 2 \text{ mm/s}$ のとき)。

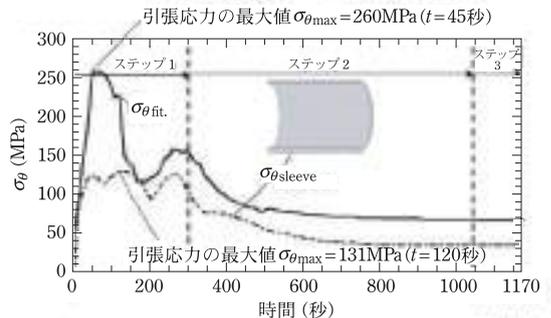


図 20 シャフトを焼嵌めたスリーブとシャフトなしスリーブ単体の浸漬中の最大応力の変化の比較 (浸漬速度 $u = 2 \text{ mm/s}$ のとき)。

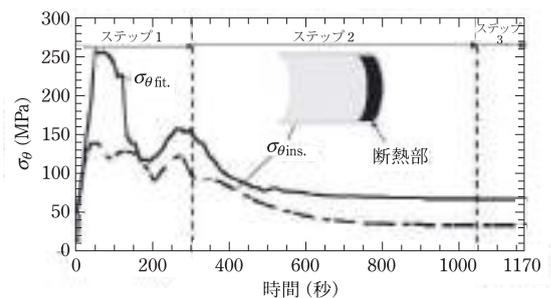


図 21 シャフトを焼嵌めたスリーブとシャフトなし断熱部付きスリーブの浸漬中の最大応力の変化の比較 (浸漬速度 $u = 2 \text{ mm/s}$ のとき)。

表3 最大熱応力 $\sigma_{\theta max}$ の①, ②, ③の比較. ①シャフトを焼嵌めしたスリーブ, ②スリーブ単体, ③部分的に断熱したスリーブ単体.

	焼嵌めされたスリーブ		シャフトなしスリーブ単体		部分断熱スリーブ単体	
浸漬速度 25mm/s	① 162.7MPa 9.6秒 $\sigma_{\theta max}$	接触状態 非接触	② $\sigma_{\theta max}$ 100.8MPa 42秒	相対誤差 $\frac{②-①}{①} \times 100$ = -38%	③ 185.4MPa 9.6秒 $\sigma_{\theta max}$	相対誤差 $\frac{③-①}{①} \times 100$ = 14%
浸漬速度 2mm/s	④ 258.9MPa 63秒 $\sigma_{\theta max}$	接触状態 接触	⑤ $\sigma_{\theta max}$ 131.0MPa 120秒	相対誤差 $\frac{⑤-④}{④} \times 100$ = -49%	⑥ 141.0MPa 38秒 $\sigma_{\theta max}$	相対誤差 $\frac{⑥-④}{④} \times 100$ = -46%

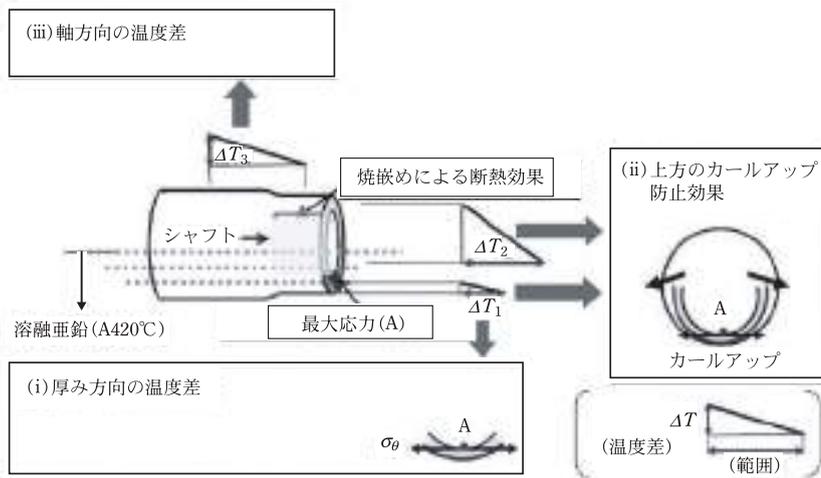


図22 最大熱応力 $\sigma_{\theta max}$ 発生
のメカニズム.

造などが異なる①シャフトを焼嵌めしたスリーブ, ②スリーブ単体, ③部分的に断熱したスリーブ単体, それぞれの, 2つの浸漬速度の最大応力の解析結果である. 表3に示す結果に基づき, 浸漬による応力の生成要因について考察する. シャフトの焼嵌め接合による, スリーブ熱応力への影響因子の主たるものとして, 次の3つが考えられる.

- (1) シャフトによる焼嵌め応力(焼嵌めによるスリーブの初期ひずみ)
- (2) シャフトの剛性による効果(シャフトの剛性が大きいほど, スリーブ応力への影響は大きくなる)

(3) シャフトによる断熱効果(焼嵌め接合部ではシャフトによりスリーブ内面からの加熱が妨げられる)

これらの要因(1)~(3)はいずれもシャフトが焼嵌めされていることに伴うもので, スリーブ単体の場合と較べて, 最大応力の発生要因を複雑なものとしている.

スリーブの最大応力の発生に対して, 要因(1)~(3)は以下のように寄与する.

- (i) スリーブ肉厚方向に生じる温度差に起因する熱応力

- (ii) 浸漬部のスリーブ曲率半径の減少 (i) によるものを未浸漬部が妨げることにより生じる応力
 (iii) 浸漬時での接合部と非接合部との温度差に起因する熱応力

図 22 は (i)～(iii) の応力の説明図である。図 22 において、(i) はスリーブ肉厚内外温度差に基づく応力、(ii) は (i) により浸漬部は曲率が小さくなるうとするのに対して未浸漬部からそれに抵抗する力が作用して最大応力発生位置 A 部に生じる円周引張応力である。これら (i)、(ii) の応力の最大応力への影響度合いはスリーブ、シャフトの肉厚、焼嵌め率および浸漬速度の影響を受け、しかもそれぞれが相互に影響し合うため、分離して評価することはできない。(iii) は内面が直接加熱されるため非接触部スリーブの平均温度が焼嵌め部よりも高くなって大きく膨張し、この非接触の膨張が焼嵌め部スリーブを上げようとする応力を示す。

例えば、表 3 の浸漬速度 25 mm/s では、接合部の断熱効果 (3) が最大応力 $\sigma_{\theta_{max}}$ に強く関与したものと考える。しかし、遅い速度 2 mm/s では、浸漬、未浸漬による昇温差が大きく、焼嵌め部におけるスリーブ、シャフトそれぞれのスリーブ曲率変化の違いが大きくなり、(ii) の応力が支配的になったものとする。

おわりに

連続溶融めっき用大型セラミック製シンクロールを、めっき浴へ浸漬する際に生じる熱応力とその発生メカニズムを解説した。溶融亜鉛とロールの熱伝達係数は 3 次元熱流体問題として有限体積法による解析で得られた結果を使用した¹⁴⁾¹⁵⁾。また、対象としたロールを構成するスリーブとシャフトの接合には、不可欠な焼嵌め構造¹³⁾を考慮した。これらの取り組みから、解説した焼嵌め接合部分における熱応力¹²⁾は実体に近いものであるものと期待できる。得られた結果を、先に筆者らが解析したスリーブ単体に対する熱応力¹⁾⁶⁾と比較対比してまとめると以下ようになる。

- (1) 浸漬速度 25 mm/s における熱伝達係数は、

ロールの位置によって大きく変化する。その周方向の変化に関して、ロール前面を基準にすると、円周方向後面付近では 1/4 ほどに低下する。また、ロール軸方向の変化に関して、ロール胴部中央を基準にすると、焼嵌め接合部に相当する軸方向端部では 40～50% 大きい。

(2) 浸漬速度 25 mm/s では、上記 (1) より、ロール胴長中央より胴部焼嵌め部においてスリーブ外表面の温度が高くなり、スリーブ内表面の熱応力が高くなる。軸方向に熱伝達係数を一様と仮定する 2 次元熱伝達係数解析ではこのような端部の効果を評価できず、3 次元解析が必要となる。

(3) 胴端部に焼嵌め接合部を有するロールを、高温溶融金属液中への浸漬すると、スリーブ単体の場合より、最大引張熱応力は 60～100% ほど大きくなる。単純化したスリーブ単体モデルにおける結果は危険側の評価となる。

(4) 焼嵌め構造体の浸漬時に焼嵌めが緩んで分離・分解してしまうリスクがあることを明らかにした。

(5) 焼嵌めスリーブ組立てロールの熱応力の生成を要因別に分けて考察し、焼嵌め部の存在が熱応力の推定を困難にしていることを述べた。

本研究の結論 (1)～(4) は、研究対象の直径 600 mm のロールでは直接検証できていない。しかし、さきに開発したスリーブ直径 530 mm、長さ 1500 mm の実ロールは本研究対象ロールと同様、超大径ロールといえるものである。このロールは、国内製鉄所の溶融めっきラインで試運転に成功しており、浸漬時の熱応力に耐えることが、実証されたと考えている。直径 500 mm をこえる大型セラミックスリーブロールの高温めっきラインでの成功は世界初であり、2010 年度素形材センター会長賞を受賞した。その後本格的に使用が続けられ順調に稼働中であり、国内外の新たなめっきラインにも本研究対象のセラミックスリーブの適用拡大が試みられ実用化が進められている。

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 (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.
- 2) N.A. Noda, Hendra, Y. Takase and W. Li: Thermal stress analysis for ceramics stalk in the low pressure die casting machine, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, **3** 10 (2009), 1090.
- 3) N.A. Noda, Hendra, W. Li, Y. Takase, H. Ogura and Y. Higashi: Thermal stress and heat transfer coefficient for ceramics stalk having protuberance dipping into molten metal, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, **4** 8 (2010), 1198.
- 4) F. Bonollo, J. R. Urban, B. Bonatto and M. Botter: Gravity and low pressure die casting of aluminum alloys: a technical and economical benchmark, *Alluminio E Leghe*, **6** (2005), 23.
- 5) M. J. Ryan, et al.: Prestressed sialon aluminum-casting riser tubes, *JACS*, **49** (2013), 44.
- 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 (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.
- 7) 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.
- 8) N.A. Noda, Y. Yamada, Y. Sano, S. Sugiyama and S. Kobayashi: Thermal stress for all-ceramics rolls used in molten metal to produce stable high quality galvanized steel sheets, *Engineering Failure Analysis*, **15** 4 (2008), 261.
- 9) 西田新一, 田中洋征, 野田尚昭: 産学連携によるものづくりイノベーション事例から学ぶ成功のカギ, *アグネ技術センター*, (2023), 177.
- 10) 濱吉繁幸, 小川衛介, 清水健一郎, 野田尚昭, 岸和司, 古賀慎一: 連続溶融めっき鋼板製造ライン用大型セラミックスロールの開発, *素形材*, **51** (2010), 54. <http://hdl.handle.net/10228/00006066>
- 11) 原田良夫, 小松和正, 野村記生: 溶融金属浴ロール, 実開平, 1991-63565 (1991).
- 12) 高瀬康, 東佑亮, 栗文彬, 佐野義一, 野田尚昭: 焼嵌めで組立てられたセラミック製ロールを溶融金属に浸漬させる際の熱応力の解析, *設計工学*, **49** 3 (2014), 138.
- 13) 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.
- 14) 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.
- 15) 高瀬康, 松田慎太郎, 野田尚昭, 佐野義一: 溶融金属にセラミックスを浸漬させるときの熱伝達係数について, *設計工学*, **49** 12 (2014), 645.
- 16) 甲藤好郎: 伝熱概論, 改訂第 22 版, 養賢堂, (1983), 65.
- 17) 日本機械学会編: 機械工学便覧, 丸善, (1987), A4-135.
- 18) 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 (14) 中実圧延ロールとスリーブ式圧延ロールの残留応力解析ならびに疲労強度解析のまとめ (後編), 金属, **94** 4 (2024), 87.
- 19) 今村寿之, 祖父江昌久, 濱吉繁幸: 高熱伝導窒化ケイ素質焼結体およびその製造方法と回路基板, 特開, 2002-293642 (2002).
- 20) 鳥居薫: 表面微細構造に支配される固体接触伝熱, *日本機械学会誌*, **96** 892 (1993), 198.
- 21) 日本学術振興会 将来加工技術第 136 委員会: フェインセラミックス技術ハンドブック, 内田老鶴圃, (1998), 414.

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㈱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. ㈱日鉄エレクトクスを経て 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.