

# 焼嵌めで組立てられたセラミック製ロールを熔融金属に浸漬させる際の熱応力の解析\*

## Thermal Stress Analysis for Ceramic Roll Composed by Shrink Fitting Dipped into Molten Metal

高瀬 康\*<sup>1</sup>      東 佑亮\*<sup>2</sup>      栗 文彬\*<sup>2</sup>      佐野 義一\*<sup>3</sup>      野田 尚昭\*<sup>3</sup>  
(Yasushi TAKASE)   (Yusuke HIGASHI)   (Wenbin LI)   (Yoshikazu SANO)   (Nao-Aki NODA)

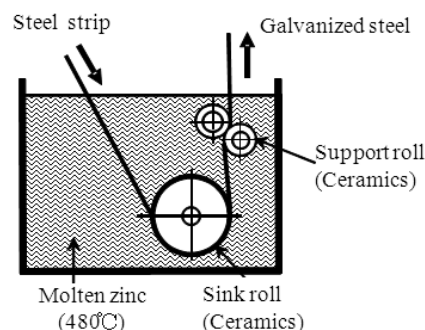
This paper deals with a large ceramics structure composed by shrink fitting used for rolls in molten zinc. The ceramics roll may provide a longer life and reduce the cost for the maintenance because of large heat resistance and large wear resistance. However, the small toughness of ceramics may cause fracture because of the large thermal stress when the roll is dipping into the molten zinc. Moreover, since the shaft and the sleeve are connected by shrink fitting, they may separate each other under high temperature when dipping into the molten metal. In this paper, therefore, the thermal stress as well as separation is considered when the ceramics roll is composed by shrink fitting by the application of the finite volume method (FVM) and finite element method (FEM). Then, the values of maximum stress are discussed by considering the shrink fitting system as well as the thermal stress.

**Key Words** : thermal stress, ceramics, shrink fitting, finite volume method, finite element method

### 1. はじめに

比較的大型のセラミックスを熔融金属中で用いる例として、低圧鋳造用ストークや、連続熔融金属めっき用ロールがある<sup>1)</sup>。最近セラミックス製大径ロールが用いられるようになってきた連続溶融めっき浴の概略図を図1に示す。従来より、めっき浴中ロールには、ステンレス鋼を主とする鉄鋼材料が使用されているが、コーティングされた超硬合金被膜と母材間の熱膨張差や被膜の緻密さの限界などに起因して、耐食性や耐摩耗性に問題があり、比較的短期間のロール交換を余儀なくされている。このようなコーティングの損傷により母材の溶損が進むと、めっき鋼板の外観や耐食性を低下させる要因の一つとなる。ロールにセラミックスを用いると、必要な耐食性、耐摩耗性がみだされ、長寿命化が達成できるようになる。一方で、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。同時に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、胴部とシャフトとはセラミックス同士の焼嵌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ことは明らかである<sup>2)</sup>。めっき用ロールの使用に際しての設計課題として、高温めっき浴中にロールを浸漬する際の熱衝撃に対する安全性がある。この種の問題に対する一般的な評価尺度に熱衝撃係数<sup>3)</sup>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。そこで筆者等は、直径530mmの超大径セラミックロールを連続溶融金属めっき用シンクロールとして開発するに当たり、単純な円筒モデルを用いて円筒シャフトが水平な場合に生じる浸漬時の熱応力を解析した<sup>4),5)</sup>。また、円筒モデルを用いて軸垂直方向に浸漬する場合について



**Fig.1** Layout of continuous galvanizing pot and rolls  
(Approximate dimensions of the pot: width×length×depth=4500mm×3500mm×2000mm)

\* 原稿受付：2013年3月9日  
\* 1 正会員，九州工業大学工学部技術部  
(〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町1-1)  
\* 2 非会員，九州工業大学大学院  
(〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町1-1)  
\* 3 非会員，九州工業大学工学研究院  
(〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町1-1)

も同様の解析を行い、軸水平浸漬の場合とは最大応力発生条件で異なる知見が得られた<sup>6)</sup>。しかし、セラミックロールに不可欠の焼嵌構造に対しては、シャフトより先に加熱される胴部セラミックスリーブの焼嵌接合部における分離をはじめとする複雑な現象が生じて、解析上困難が予想されたため、端部に焼嵌部を有する円筒体の浸漬問題は解明できていない。

そこで、本研究では、さきに開発を進めてきた直径 530mm の超大径セラミックロールと同種用途であるが、さらに大きな直径を目指す。そこで、セラミックシリンダーの成形、焼結設備及び製造技術の制約から最大可能直径 600mm（胴径）を開発対象とする。ロール構造は胴部セラミックシリンダーの両端部でセラミック軸を焼嵌接合させて一体化させるので、接合部の焼嵌応力に係わる破壊リスクが想定される。同種セラミックロール試作段階での経験から、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ため、ここでは、熔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 により解析する。焼嵌構造では、単純な中空円筒解析<sup>5)</sup>からは予測できない焼嵌部での分離ならびに焼嵌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必要がある。そのためここでは、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。

2. 熱伝達係数の解析方法とその解析結果

2.1 熱伝達係数の解析方法

熔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）を用いて解析する。さきの研究では単純な 2 次元円筒モデルを用いて熱伝達係数を求めたが<sup>4),5)</sup>、詳細な解析を要する焼嵌接合部は胴端部にあるので 2 次元モデルでは不十分と考えた。そこで、熱による影響

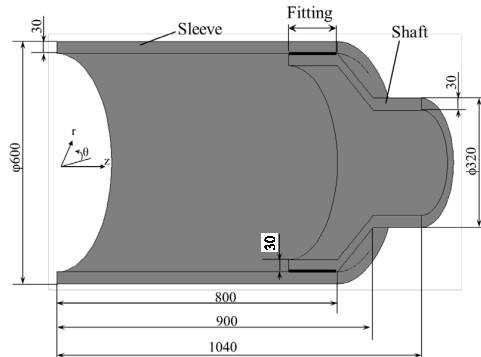


Fig.2 Dimensions of 1/4 cylindrical model (mm)

をより精度よく解明するため、本研究では、3 次元円筒モデルを用いて軸方向に変化する熱伝達係数を正確に求める<sup>7)</sup>。図 2 には解析モデルの寸法を示す。

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ており、図 2 の直径 600mm のロールは、今回の研究対象ロールである。また、今後さらに直径 1000mm 程度までの超特大ロールを開発していくことも視野に入れている。熔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  $\delta$  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  $\delta/d$  と定義し、接合面で分離しやすいよう、圧延用ロールなどで通常用いられる焼嵌率  $4 \sim 10 \times 10^{-4}$  より小さく  $\delta/d = 1.0 \times 10^{-4}$  とする。セラミックスは高熱伝導窒化ケイ素<sup>8)</sup>、熔融金属は熔融亜鉛を用い、それぞれの特性を表 1 と表 2 に示す。なお、表 1 に示す物性は熱膨張係数を除いて常温における値で、めっき浴中で加熱されセラミックスの物性値は若干変化するが、ここでは無視する。浸漬の過程は図 3 に示すように、めっき浴への浸漬、ついで稼動位置（2100mm 深さ）までの移動、および稼動位置での保持状態の 3 step に分けて考え、いずれ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

Table 1 Mechanical properties of Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>

Property	Value
Thermal conductivity (W/m・K)	65
Specific heat (J/kgK)	680
Thermal expansion coefficient (1/K) RT~500℃	$3.0 \times 10^{-6}$
Young's modulus (GPa)	300
Mass density (kg/m <sup>3</sup> )	3200
Poisson's ratio	0.3
Fracture toughness $MPa\sqrt{m}$	7.7

Table 2 Mechanical properties of molten zinc at 420℃

Property	Value
Thermal conductivity(W/m・K)	58.8
Kinematics viscosity (mm <sup>2</sup> /s)	0.489
Isobaric specific heat (KJ/kg・K)	0.505
Viscosity (mPa・s)	3.26

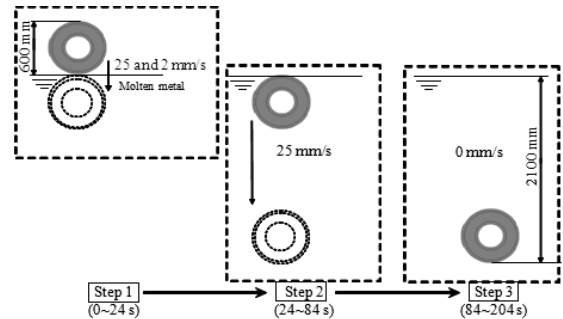
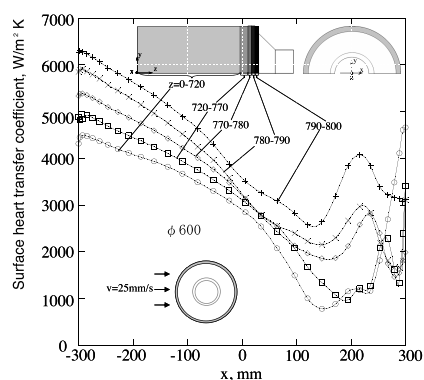
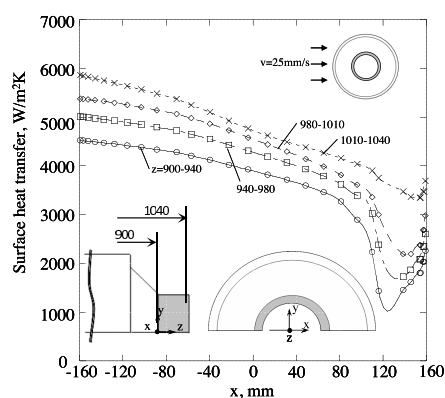


Fig.3 Step of dipping

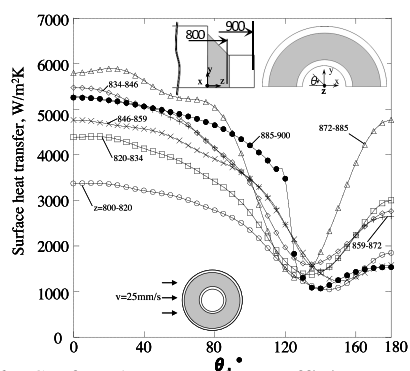
れ防止等の安全性への考慮から、2~25mm/s であるので、本研究では 25mm/s, 2mm/s での解析を行う。



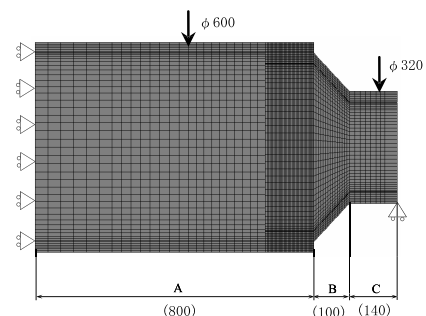
**Fig.4** Surface heat transfer coefficient as a function of  $x$  for roll in the molten zinc (A of Fig.7)



**Fig.5** Surface heat transfer coefficient as a function of  $x$  for roll in the molten zinc (C of Fig. 7)



**Fig.6** Surface heat transfer coefficient as a function of  $\theta$  for roll in the molten zinc (B of Fig. 7)



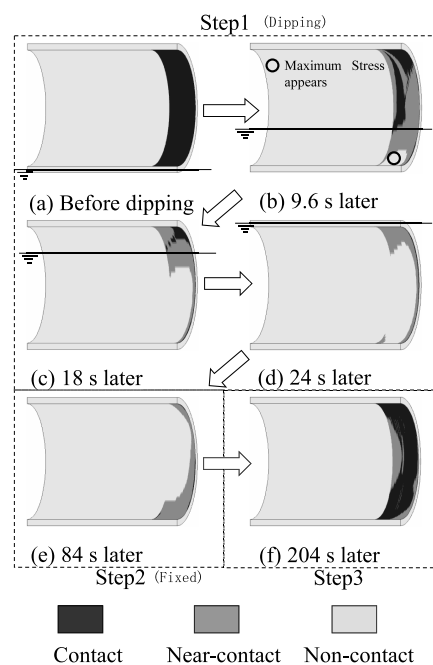
**Fig.7** FEM model and mesh division

## 2.2 熱伝達係数の解析結果

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 を使用する。本計算コードで用いる基礎方程式は質量保存方程式と運動保存方程式で、 $x$  方向に流れる溶融金属中にロールを固定した条件で熱伝達係数を求める。また、熱伝達係数を求めるための解析モデ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。

流速 25mm/s における解析結果を図 4~6 に示す。これらの結果から、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生じる付近で最小となり、その比は 2~5 倍に達する。

また、軸方向では、中央部に対して端部の値がほぼ 1.5 倍大きいことが分った。スリーブ端部は焼嵌構造となっているので、焼嵌にともなう焼嵌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 次元における値と一致することを確認している。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左程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、静止時には内



**Fig.8** Contact state during dipping (25mm/s)

外面同一の値  $1000\text{W/m}^2\cdot\text{K}$  を用いる。

熱応力解析には 8 節点 3 次元立方体要素を用いた有限要素法 (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  $0.03\text{mm}$  を用いる。ただし、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  $0.03\text{mm}$  での熱コンダクタンスは  $10^3\text{W/m}^2\cdot\text{k}$  の水準にあり、熱抵抗は無視できることが示されている<sup>9)</sup>。

### 3. 組み立てロールの焼嵌め接合部における浸漬熱応力 (浸漬速度 $25\text{mm/s}$ )

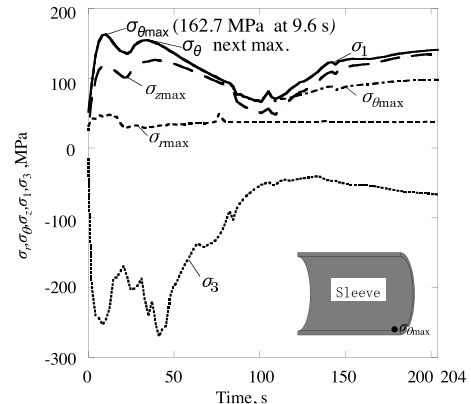
#### 3.1 焼嵌め接合部の接触状態

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、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。そこで、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、図 8 に示す。この図より、浸漬が先行するスリーブ下部から分離が進んでいく様子が分かる。ロールが完全に浸漬する 24 秒から、スリーブ固定位置 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 204 秒) には 80% ほどが接触状態に戻る (図 8(f))。焼嵌構造 (2 体問題) において、上述のように焼嵌率が小さい場合には焼嵌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存在することを示した。

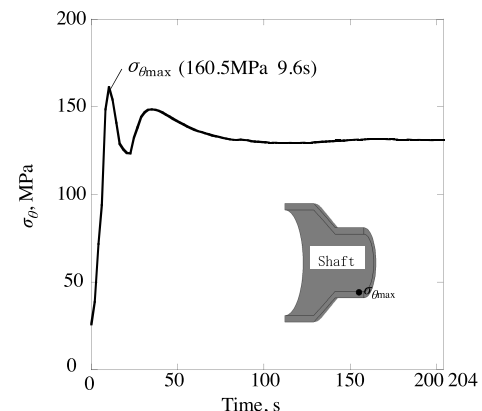
#### 3.2 焼嵌め接合部における熱応力

図 9 はロールが浸漬する際のスリーブ及びシャフトに発生する最大応力と最小応力の時間変化を示し、ここでは、主応力 ( $\sigma_1$ : Maximum principal stress,  $\sigma_3$ : Minimum principal stress) と円柱座標応力成分 ( $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$ ,  $\sigma_z$ ) を用いる。 $\sigma_1$  と  $\sigma_\theta$  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  $\sigma_\theta$  で代表させる。図 9(a) の最大引張応力  $\sigma_\theta$  に注目すると、浸漬後 9.6 秒で  $162.7\text{MPa}$  に達する。これはセラミックスの引張許容応力  $333\text{MPa}$  (引張強さ  $500\text{MPa}$ , 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、 $\sigma_{\theta\text{max}}$  のピークが二つの時間点で生じる。

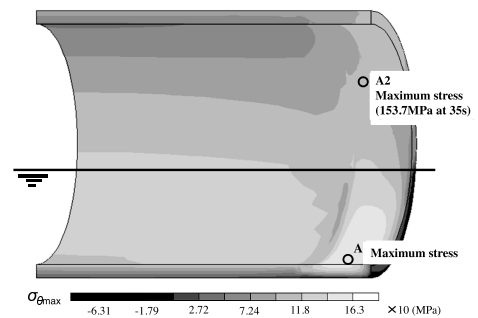


(a) Maximum stress vs. time for sleeve

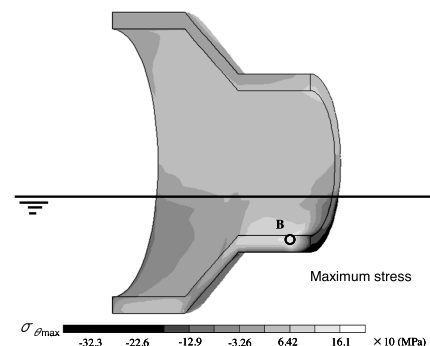


(b) Maximum stress vs. time for shaft

Fig.9 Maximum stress vs. time during dipping



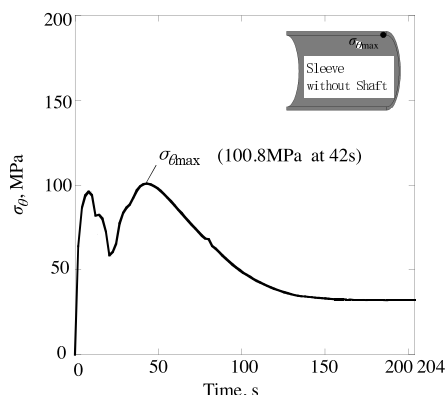
(a) Stress distribution for sleeve (9.6s)



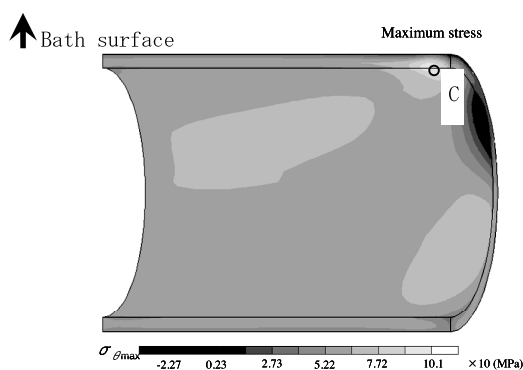
(b) Stress distribution for shaft (9.6s)

Fig.10 Stress distribution for sleeve and shaft by shrink fitting ( $25\text{mm/s}$ )





**Fig.11** Maximum stress vs. time for sleeve without shaft (25mm/s)



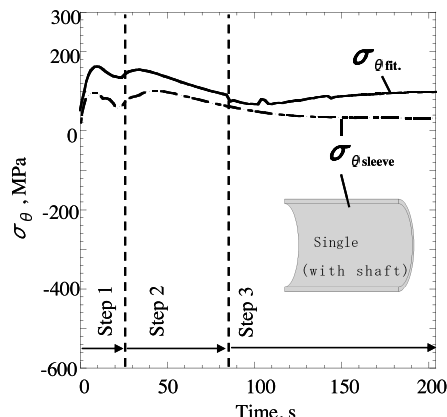
**Fig.12** Stress distribution for sleeve without shaft (42s)

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考えられる(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。

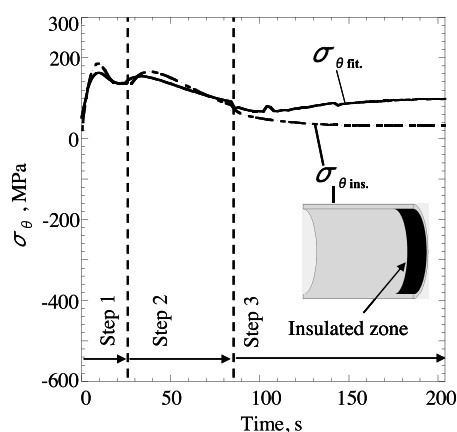
ここで 2 つの時間点でピークが現れる理由について考えてみる。胴スリーブにおいて、 $\sigma_{\theta\max}$  の 1 つ目のピークがスリーブ下側で生じるのに対して、2 つ目のピークはスリーブ上側に移動する(図 10(a))。このことからロールが浸漬する深さ程度で熱応力の発生要因とその影響度合が変わることが推察される。この結果最大応力が生じる箇所も変わり、それぞれのピークが異なる時間点で現れるものとする。これらの詳細については後出の図 22 の概念図にて説明する。

### 3.3 単体スリーブと焼嵌めスリーブの熱応力の比較

図 11 に、溶融亜鉛にシャフトを有しないスリー



**Fig.13** Comparison between the results for the sleeve with or without shaft (25mm/s)



**Fig.14** Comparison between the results for the sleeve with shaft and sleeve having partially insulated zone (25mm/s)

ブを浸漬する場合における  $\sigma_{\theta\max}$  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、二つ目のピークにあたる浸漬後 42 秒で 100.8MPa に達する。図 12 によればスリーブ上方部 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、二つ目のピークが最大となる。図 13 は、焼嵌めスリーブ ( $\sigma_{\theta\text{fit}}$ ) および単体スリーブ ( $\sigma_{\theta\text{sleeve}}$ ) 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% 程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を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 ( $\sigma_{\theta\text{ins.}}$ ) 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、Step2 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% 程大きいことが分かる。また、84 秒以降 (Step3) 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。

#### 4. 組立ロールの焼嵌め接合部における浸漬熱応力（浸漬速度 2mm/s）

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 2mm/s（遅いとき）にしたときの解析を行った。2mm/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、25mm/s の値  $3400 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$  に比べて 1/4 ほどである。従って、2mm/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（2 章 2.2 節参照）。

##### 4.1 焼嵌め接合部の接触状態（2mm/s）

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 225 秒では 60% 程度分離しているが、稼動位置に達する 1050 秒後ではシャフトの膨張も進み接触が回復している。

##### 4.2 焼嵌め接合部における熱応力

図 16 に 2mm/s で浸漬する際のスリーブ及びシャ

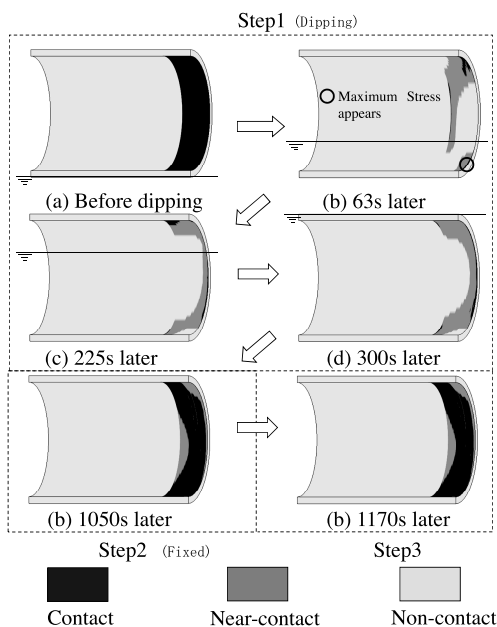


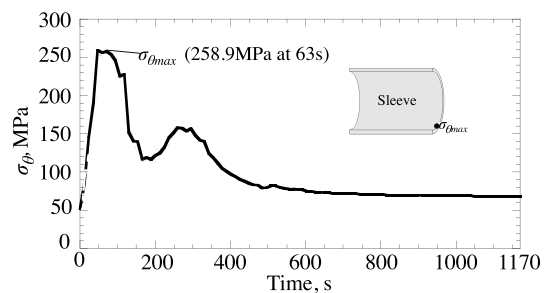
Fig.15 Contact state during dipping (2mm/s)

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  $\sigma_{\theta}$  に注目すると、スリーブは浸漬開始後 63 秒で 258.9MPa 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  $\sigma_{\theta\max}$  はセラミックスの引張許容応力 333MPa（引張強さ 500MPa，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<sup>10)</sup>。

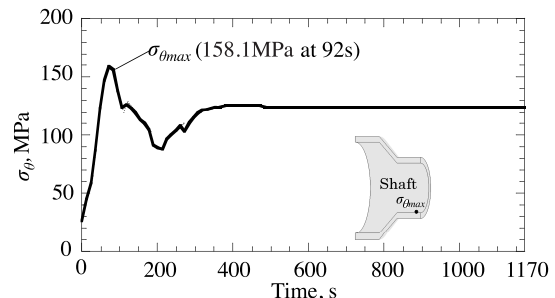
一方、シャフトについては図 16 (b) より浸漬が速いときより 10% 程小さい。図 17 にスリーブ、シャフトそれぞれの最大応力  $\sigma_{\theta\max}$  の発生箇所を示す。図 17(a) と同一時間の接触状態図 15(b) を対比すると、最大応力の発生位置ではスリーブとシャフトが接触しており、浸漬速度の速い場合とは異なる。図 17(b) より、シャフトの  $\sigma_{\theta\max}$  発生箇所は速い場合と同様下側内面にある。

##### 4.3 単体スリーブと焼嵌めスリーブの比較（浸漬速度 2mm/s）

図 18 に、単体スリーブを浸漬する際の  $\sigma_{\theta\max}$  の時間変化を示す。最大引張応力は、浸漬後 120 秒で 131.0MPa で浸漬速度の速い場合より 30% 程大きい。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  $\sigma_{\theta\max}$  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。共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

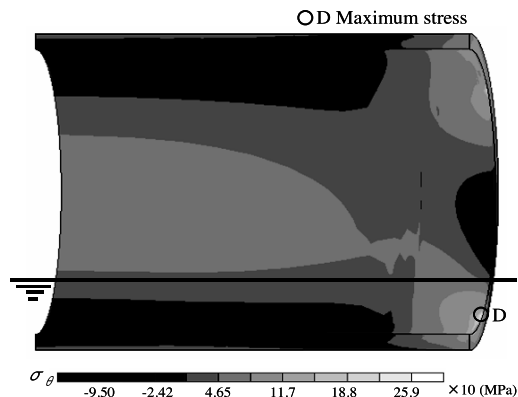


(a) Maximum stress vs. time for sleeve with shaft

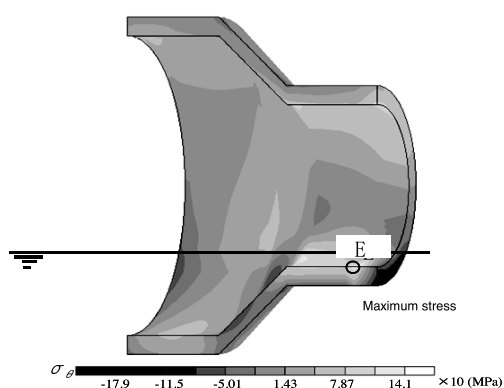


(b) Maximum stress vs. time for shaft

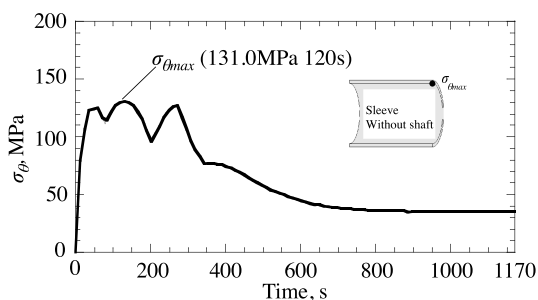
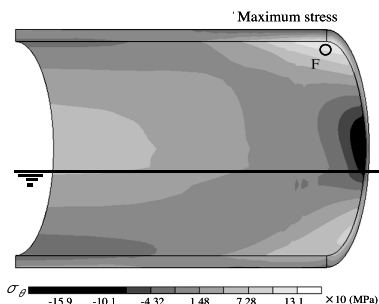
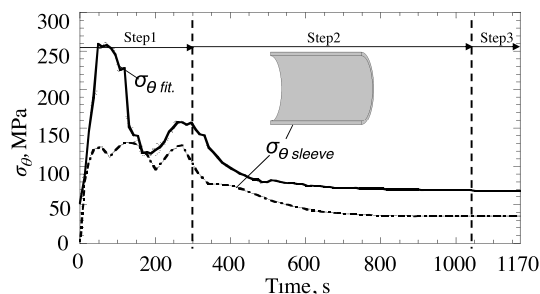
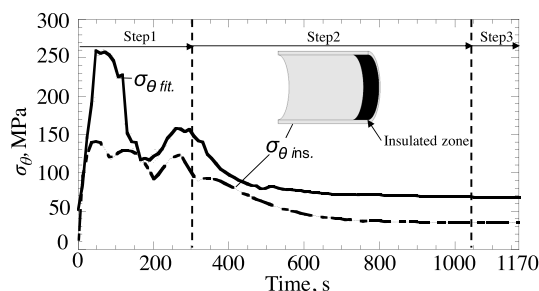
Fig.16 Maximum stress vs. time during dipping (2mm/s)



(a) Stress distribution for sleeve (63s)



(b) Stress distribution for shaft (92s)

**Fig.17** Stress distribution for sleeve and shaft by shrink fitting (2mm/s)**Fig.18** Maximum stress vs. time for sleeve without shaft (2mm/s)**Fig.19** Stress distribution for sleeve without shaft (2mm/s)**Fig.20** Comparison between the results for the sleeve with shaft and sleeve without shaft (2mm/s)**Fig.21** Comparison between the results for the sleeve with shaft and sleeve having partial insulated zone (2mm/s)

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構造を用いる必要性を示唆する。速い浸漬時を含め焼嵌の考慮が不可欠であることを示す。また、図 20 と図 21 の比較から断熱の効果がほとんどみられない。これは、浸漬速度が遅い 2mm/s の場合は熱伝達係数が小さいため (25mm/s に比べて 24%)、断熱の影響が小さくなる。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分かった。

## 5. 最大熱応力発生メカニズムの考察

これまでに述べてきた、スリーブの構造などが異なり、それぞれの浸漬速度が異なる場合における最大応力の解析結果を表 3 にまとめて示す。表に示される結果にもとづき、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。これらの要因はいずれもシャフトが焼嵌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。

- (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程、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（シャフトとの焼嵌接合部に相当するスリーブ内面では内面からの加熱をシャフトで断熱される）

(1)～(3)の要因は、スリーブの最大応力に対して、次のような関連が考えられる。

(i)スリーブ肉厚内外の温度差による熱応力（(3)による効果大）

(ii)浸漬部の(i)に伴うスリーブ曲率の変化による応力（(3)のほかに(1), (2)の効果も考えられる）

(iii)浸漬時での接合部と非接合部との温度差による応力（(3)による効果大）

これら3種の応力をそれぞれ模式的に図22に示す。図において、(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ら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部よりも高くなって大きく膨張し、この非接触部の膨張が焼嵌部スリーブを拡張しようとする応力を示す。

例えば、表3の浸漬速度25mm/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2mm/sでは、浸漬、未浸漬による昇温差が大きく、焼嵌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考えられる。

Table 3 Maximum thermal stress  $\sigma_{\theta max}$  for sleeve with or without shaft

	Shrink fit sleeve		Sleeve without shaft		Sleeve with partial insulation	
Dipping speed	①	Contact state	② $\sigma_{\theta max}$	Difference	③	Difference
25mm/s	162.7MPa at 9.6s $\sigma_{\theta max}$		100.8MPa at 42s $\sigma_{\theta max}$	$\frac{②-①}{①} \times 100 = -38\%$	185.4MPa at 9.6s $\sigma_{\theta max}$	$\frac{③-①}{①} \times 100 = 14\%$
		Non-contact				
Dipping speed	④	Contact state	⑤ $\sigma_{\theta max}$	Difference	⑥	Difference
2mm/s	258.9MPa at 63s $\sigma_{\theta max}$		131.0MPa at 120s $\sigma_{\theta max}$	$\frac{⑤-④}{④} \times 100 = -49\%$	141.0MPa at 38s $\sigma_{\theta max}$	$\frac{⑥-④}{④} \times 100 = -46\%$
		Contact				

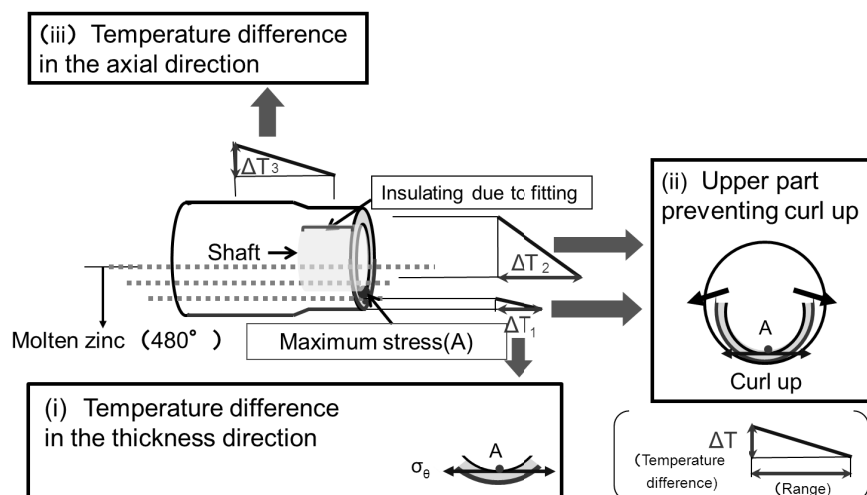


Fig.22 Mechanism for the maximum thermal stress



## 6. おわりに

熔融金属めっき用大型セラミックススリーブのシャフトとの接合に不可欠な焼嵌構造を有するセラミックロールのめっき浴中への浸漬過程に生じる熱応力を解析した。ここでは、液体との熱伝達係数を3次元熱流体問題として解析し、スリーブ円筒端部に付設した焼嵌接合部分における熱応力を2次元の場合よりも実体に近づけるように努めた。

得られた結果を、先に筆者等が解析したスリーブ単体に対する熱応力と比較対比してまとめると以下のようになる<sup>4),5)</sup>。

- (1) 浸漬速度 25mm/s の速さ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。もし流れの前面・胴部中央を基準にすると、円周方向後面付近では1/4程に低下、焼嵌接合部に相当する軸方向端部で40～50%大きいことが分かった。このことは、胴長中央より、胴部焼嵌部の方がスリーブ外表面の昇温が大きく、スリーブ内表面の熱応力が高くなることを示す。よって、軸方向に熱伝達係数を一様と仮定する2次元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。
- (2) 胴端部に焼嵌接合を有するスリーブの高温熔融金属液中への浸漬によって生じる応力は、本研究のモデルではスリーブ単体の場合より60～100%程大きく、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。
- (3) 焼嵌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の存在を明らかにした。
- (4) 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600mm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530mm、長さ1500mm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、国内製鉄所の熔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うるということが、実証されたと考えている。

直径500mmをこえる大型セラミックススリーブロールの高温めっきラインへ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) 原田良夫, 小松和正, 野村記生, : 熔融金属浴ロール, 実開平, 1991-63565 (1991).
- 2) 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, 丸善株式会社 (1987), A4-135.
- 3) 野田尚昭, 山田真裕, 佐野義一, 杉山茂禎, 小林正一, : 連続熔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), 1755-1763.
- 4) 濱吉繁幸, 小川衛介, 清水健一郎, 野田尚昭, 岸和司, 古賀慎一, : 連続熔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, 12(2010), 54-58.
- 5) Noda.N.-A., Hendra, Li.W., Takase.Y., Ogura.H. and Higashi.Y.: 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), 1198-1213.
- 6) 小倉弘樹, 東佑亮, Hendra, 栗文彬, 野田尚昭, : 低圧鑄造機用ストークを熔融金属に浸漬する際の熱伝達係数と熱応力について, 日本機械学会九州支部第63期総会講演会講演論文集 No.108-1(2010), 191-192.
- 7) 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).
- 8) 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), 198-203.
- 9) 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, 株式会社内田老鶴圃(1998), 414.