

加熱炉用セラミック製ロールの 張割れ回避のための構造設計

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

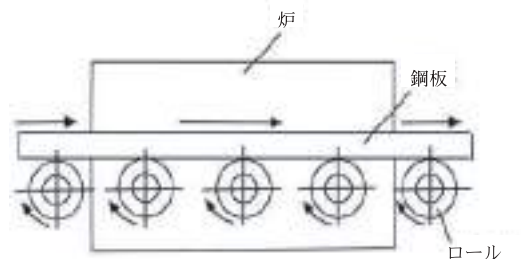
はじめに

これまでの解説では、溶融亜鉛や溶融アルミニウム中で用いられるセラミックロールを溶融金属中に浸漬する際の熱応力を解説した^{1)~5)}。製鉄所の高温環境下で使用される他のロールの例として、金属の組織や性質を改善・硬化するための加熱炉中で用いられるロールにセラミックを用いることが考えられる。自動車用鋼板をはじめとする高級鋼材を生産するための熱処理炉(図1(a)参照)では、現在、図1(b)のようなステンレス耐熱鋼にセラミックス溶射でコーティングされた胴部と、ステンレス耐熱鋼の軸部を溶接、焼嵌め等で接合し、中空部を水冷する構造のロール(ハースロールと呼ばれる)が、主として用いられている。このロールは、炉内の高温環境下において使用中に、耐熱鋼とセラミックコーティング層の線膨張係数の違いや、コーティング層の密着強度の限界等に起因し、ロール表面にき裂や剥離、それに伴う肌あれ、摩耗等の発生を招き、ロールの寿命を短くしている。

そこで、図1(c)のようにロール胴部材料にセラミックスリブを用い、中空部を空冷するロール構造が検討されている⁶⁾。胴部すなわちスリブを耐熱性・耐摩耗性に優れたセラミックスにすることで、コーティングに起因する欠陥を防止するとともに、ロール寿命の飛躍的な延長が可能となる。ロールが円筒形であることから、セラミックスの接合に最も適している焼嵌め法が採用でき

る⁷⁾。これによってスリーブの交換が可能となりメンテナンスに要する時間の短縮が期待できる。また、ロール内部の水冷が不要になるのでセラミックススリーブからの熱放出が小さくなり熱エネルギーの減少と搬送鋼材の加熱温度を均一にできる。

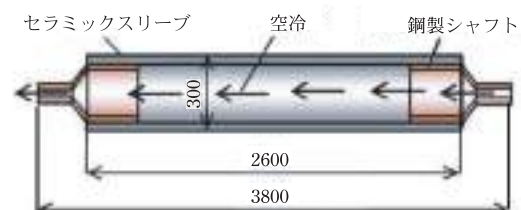
一方で、鋼製シャフトの線膨張係数はセラミックスに比べ約4倍大きいので、膨張差による焼嵌



(a) ハースロールの説明図



(b) 従来の鋼製ロールの構造



(c) 提案するロールの構造

図1 加熱炉用ロールの説明図と従来品と提案品。

め接合部のセラミックスの張割れリスクを調べる必要がある。鋼板搬送時にロールに曲げが加わることによる、胴端接合部の応力集中による破損の心配もある。セラミックスは鋼に対して破壊靱性が小さく、強度のばらつきが大きいので、強度上の信頼性は低い。そのため、ロール各部の応力状況を詳細に把握することがより重要となる。セラミックススリーブロールに関する強度として、高温環境下で使用されるセラミックススリーブとセラミックシャフトを焼嵌めで組み立てたメッキ用ロールや⁸⁾、常温に近い状態で使用されるセラミックスと鋼を焼嵌めで組み立てた搬送用ロール⁹⁾に関しても研究がなされている。特に、高温環境下で使用されるセラミックスを安価な鋼で組み立てる構造のロールに関しては接合部に緩衝材を介在させることや、鋼軸内部を水冷により温度上昇を防ぐ方法(図1(b))なども提案されている。一方で、無水冷で直接接合させる方法に関する研究は、この研究がなされた当時は見当たらなかった。本解説では、図1(c)の構造において、高温環境下で稼働中のロールに生じる応力状態を、幾何的条件を変えて、有限要素法を用いた弾性解析により接合部の最適な設計条件を検討した研究を紹介する。

単純化した二重円筒モデルによる接合部厚さに関する検討¹⁰⁾

ここではロール軸部を構成する材料の候補として3種類の材料SCM415、SUS304、STBA26を考える。図2に、それらの0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ を温度を変化させて示す。表1に、それらの室温での材料特性を示す。スリーブに用いるセラミックスの許容応力は $\sigma_{al}=333\text{ MPa}$ であるのに対して、0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ はステンレス鋼JIS SUS304で $\sigma_{0.2}=235\text{ MPa}$ 、高クロム鋼JIS STBA26で $\sigma_{0.2}=549\text{ MPa}$ である。

セラミックスは、脆性であるので、そのスリーブの張割れを回避するには、張割れの原因となる鋼製シャフトの熱膨張力(セラミックスリーブ内面への応力)を小さくする必要がある。それには図1(c)の鋼製シャフトの肉厚を小さくすることが有用

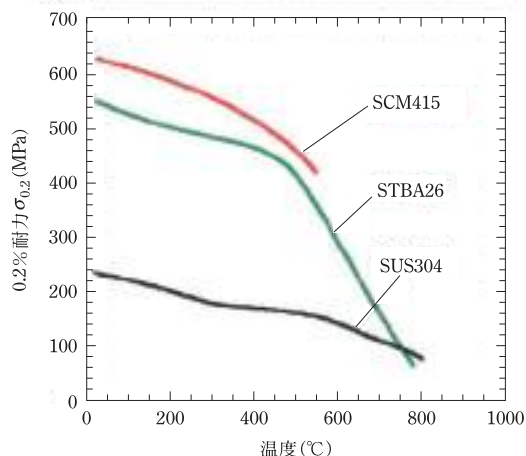


図2 SCM415、SUS304、STBA26の温度に対する0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$.

表1 提案するロールを構成する材料の室温での特性.

材料の性質	セラミックス	JIS SCM415	JIS SUS304	JIS STBA26
弾性係数 (GPa)	300	210	200	210
ポアソン比	0.28	0.3	0.3	0.3
密度 (kg/m ³)	3300	7800	7930	7550
熱伝導率 (W/m・K)	62.5	25	14.5	45
線膨張係数 (1/K)	0.28×10^{-5}	1.2×10^{-5}	1.68×10^{-5}	1.15×10^{-5}
比熱 (J/kg・K)	650	477	480	461
0.2%耐力 (MPa)	333*	600	235	549

*セラミックスの許容応力 $\sigma_{al}=333\text{ MPa}$ ¹¹⁾¹²⁾.

である。おおまかに肉厚と張割れの関係を把握するため、近似的な解析を予備的に行う。すなわち、単純な二重円筒モデルを想定して、軸スリーブの肉厚がセラミックスリーブへの張割れ回避の目安をつける。

図3に接合部を近似する二重円筒モデルの考え方を示す。この二重円筒は、セラミックスリーブと鋼製シャフトとの接触部分と同一の寸法、物性値を有する。その解析に用いたロール材の物性値は次節の表2に示す。耐火壁相当部(図3参照)に位置するセラミックスリーブ、すなわちこの二重円筒には、加熱雰囲気は直接与えられない。しかし、この二重円筒モデルでは、実ロールの加熱雰囲気温度1000℃とし、耐火壁相当部に位置する

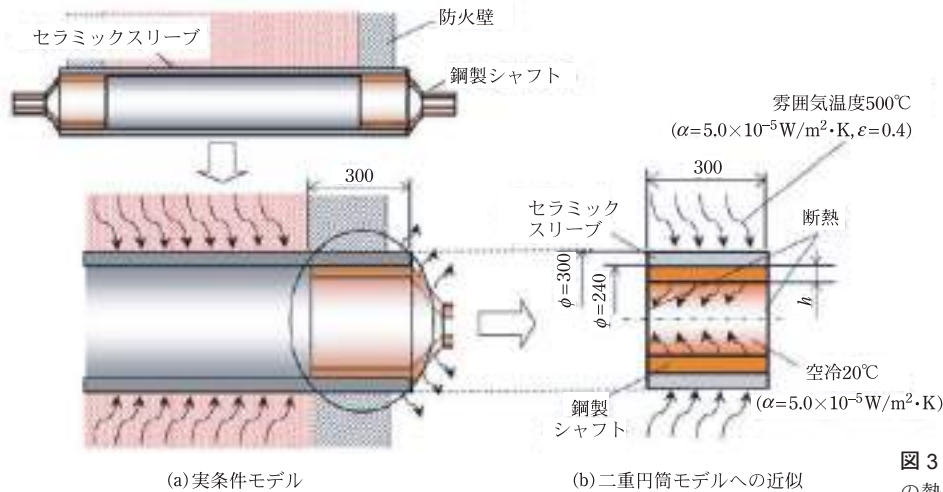


図3 二重円筒モデルの熱境界条件.

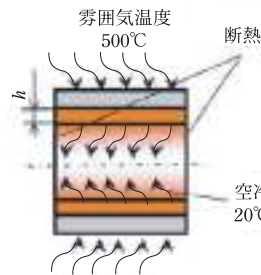
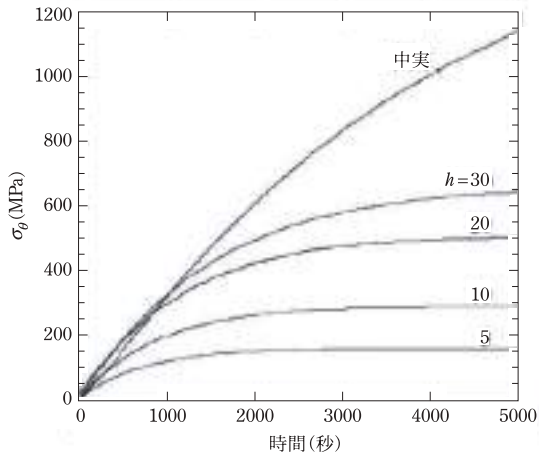


図4 二重円筒モデルにより得られるセラミックスリーブ内面の張割れ応力 σ_{θ} の経時変化 (鋼製シャフトの肉厚 h の影響).

接合部にはその 1/2 に相当する 500°C で加熱されるという厳しい条件を仮定する. 焼嵌め代 δ をスリーブ嵌め込み部の内径 $d = 240 \text{ mm}$ で除したものを焼嵌め率 δ/d と定義し, 軸部・スリーブ間を焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ で接合する. 図 3 (b) に示すように加熱箇所はスリーブ部外表面で, シャフト部内表面は大気冷却とし, 両端は断熱とする. 加熱開始から一気に 500°C を与え表面温度がほぼ飽和する加熱時間 5000 秒における応力を検討する. 本解析では, 焼嵌めによる接触圧力が比較的大きく, 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. このような仮定は, 軸部の加熱を促進

するので張割れを起こしやすい条件になる. セラミックスは破断まで塑性変形を無視できるため, 解析は軸対称弾性解析とする. 分割には四辺形軸対称要素を使用し, 対称性を考慮し, 全体の 1/2 を対象としている.

図 4 は, この二重円筒の「鋼製シャフト」の肉厚 h を 5 mm, 10 mm, 20 mm, 30 mm, 中実 (120 mm) と変えた場合のセラミックスリーブ内側に生じる張割れ応力 (円周応力) σ を示す. この図から鋼製中空シャフトの肉厚 h を薄くするほど軸部の剛性が小さくなるため, セラミックスリーブに生じる引張応力 σ_{θ} を用いる肉厚によって大幅に低減できることが示された.

実体モデル(図 5, 6) による接合部の基本設計とそのための境界条件

加熱炉には種々のタイプがあり、炉内温度 500℃で用いられるロールから、炉内温度 1200℃で用いられるロールまである。前節では二重円筒モデルに雰囲気温度 1000℃の半分 500℃が与えられるとして(図 3, 図 4 参照), シャフト厚さを小さくして張割れ応力を小さくすることの効果を熱膨張のみを考慮して議論した。本節でも、まず、1000℃で用いられるロールを検討し、荷重負荷による曲げの影響や、シャフト自身が焼嵌め圧縮を受けて塑性変形を生じる問題も考慮する。前節の結果を踏まえて、ここでは鋼製シャフトの肉厚を $h = 20 \text{ mm}$ とする。本研究に用いる加熱炉中セラミックロールの寸法と境界条件を図 5, 6 に示す。胴部中央、軸端は断熱とする。また、セラミックスリーブ内側と軸端部 A から B にかけての 200 mm 間に炉壁(防火壁)が位置するため断熱とする。加熱炉内雰囲気温度は、予備加熱実験により得られた図 7 の加熱曲線を基準として用い、加熱時

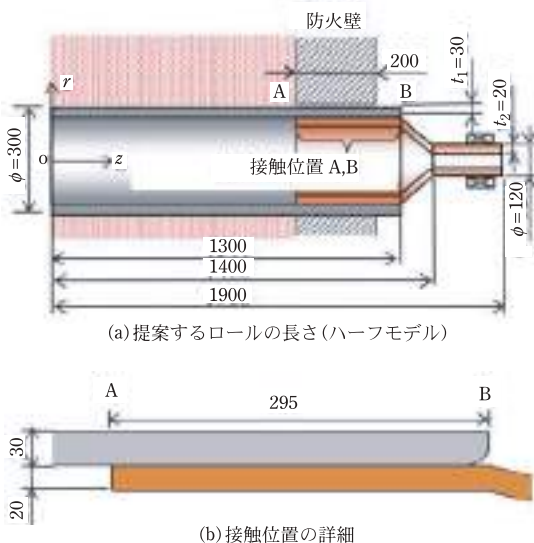


図 5 焼嵌め率 $\delta/d = 2.0 \times 10^{-4}$ の提案されたロールの寸法。(a) 提案されたロールの長さ(ハーフモデル), (b) 接触位置の詳細。

間はロール温度が飽和温度に達する時間 1000 秒とした。空冷部の雰囲気は 20℃とする。ロール温度が飽和温度に達した後、図 6 (b) に示すように軸部を単純支持とし、搬送される最大級の鋼板を想定した分布荷重 $w = 30 \text{ N/mm}$ をロールスリーブに負荷する。したがって、鋼板咬込み時および尻抜け時の衝撃による影響は、想定荷重の中に含まれている。

なお、軸部・スリーブ間は焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ で接合する。また、焼嵌め部の接触熱伝達率は $1.0 \times 10^9 / \text{m}^2 \cdot \text{K}$ とする。表 2 にロール材料の物

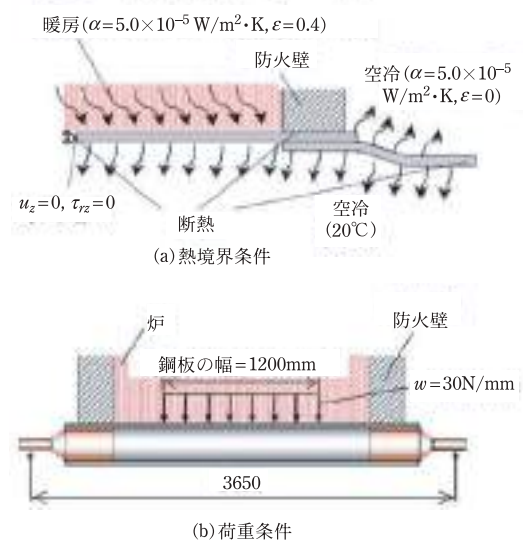


図 6 加熱炉用セラミックロール(図 1 (c))の境界条件。

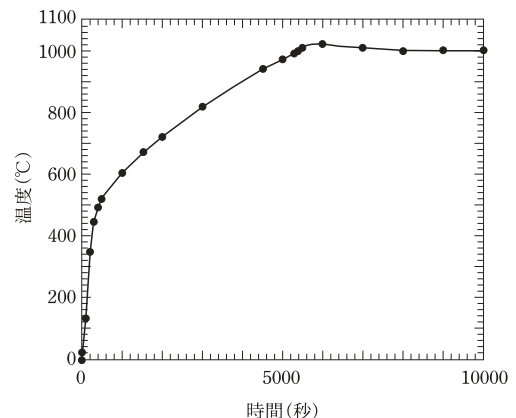


図 7 加熱炉用セラミックロール(図 1 (c))の炉内雰囲気温度。

性値を示す。シャフトの材料は鋼、スリーブの材料は窒化ケイ素セラミックスである。表2中のセラミックスの引張強さ 500 MPa は、抗折力(曲げ強さ) 1000 MPa と引張・曲げ強さ比 0.5 を用いて求めた値である¹¹⁾¹²⁾。また、表2の物性値で、セラミックス材は、500℃まで変化しないものとする。図8に加熱炉用セラミックロール(図1(c))の要素分割例を示す。解析は三次元弾性 FEM 解析で、六面体一次要素を使用しており、要素数 25780、節点数

31626 である。図8に示す FEM モデルは対称性を考慮し、全体の 1/4 を対象としている。

加熱条件下のセラミックスリーブ(図5)に生じる最大引張応力

雰囲気 1000℃加熱(図7)においてロール温度が飽和する状態でセラミックスリーブ接合部の張割れ応力が最大になる。図9にセラミック製スリーブ外表面各部の時間温度変化を示す。図9から加熱後 7000 秒でほぼ定常温度に到達する。また、断熱壁内面相当位置点 c の飽和温度に注目すると、前節で仮定した加熱温度 500℃に近い温度であり、図3の二重円筒モデルが実体の良い近似であることが分かる。図10には 7000 秒加熱時における接合部スリーブ内面の最大引張応力(張割れ応力)分布とその発生位置を示す。円周方向応力 σ_θ はセラミックスリーブの張割れに直結するので以下ではこの σ_θ に注目する。図10から、セラミッ

表2 セラミックスと鋼の機械的性質。

	セラミックス (Si_3N_4)	鋼
弾性係数 (GPa)	300	210
ポアソン比	0.28	0.3
引張強さ (MPa)	500	600
密度 (kg/m^3)	3200	7800
熱伝導率 ($\text{W/m} \cdot \text{K}$)	62.5 (393K) 12.5 (1273K)	25
線膨張係数 ($1/\text{K}$)	3.0×10^{-6}	1.2×10^{-5}
比熱 ($\text{J/kg} \cdot \text{K}$)	680	477
放射率	0.4	0.4

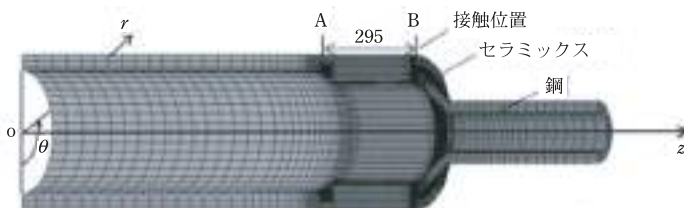


図8 三次元有限要素法の FEM メッシュ。

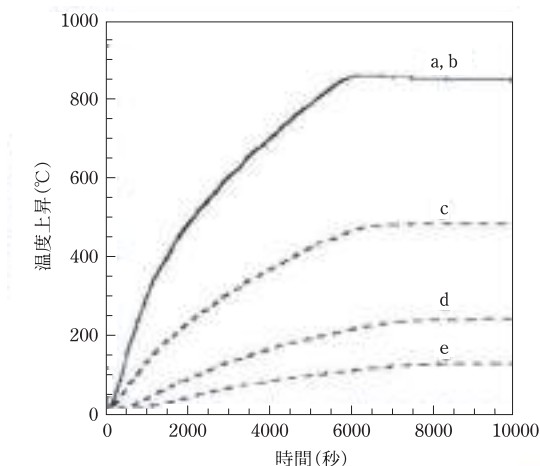
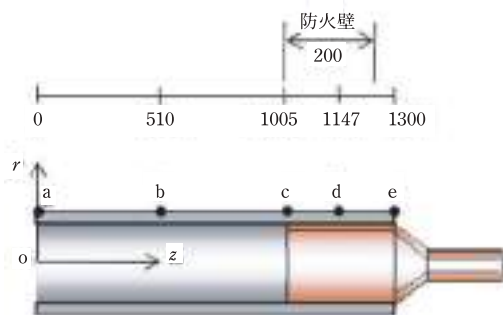


図9 スリーブの外表面の温度上昇(点 a, b, c, d および e, 図5)。



クスリーブに生じる最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ の発生箇所は接合部の左端部近くに位置し、 $\sigma_{\theta} = 345 \text{ MPa}$ となり、セラミックスの瞬時破壊に対する設計強度 $\sigma_{dl} = 333 \text{ MPa}$ ¹¹⁾¹²⁾ (室温から 500°C における引張強さ 500 MPa , 安全率 1.5) とほぼ同じ程度である。

なお、後述する疲労破壊に対する設計強度としては、大径品を対象とする場合には応力勾配のない試験条件、すなわち両振引圧疲労限がよく用いられる。しかしながら、セラミック材における引圧疲労限は、公表されたもので確認できない。ここでは金属材料に対するデータを参考にして、引張強さ 500 MPa の 50%, 250 MPa を回転曲げ疲労限としているので、これを引圧疲労限に換算した 200 MPa を採用する¹³⁾¹⁴⁾。

最大熱荷重状態に曲げが加わる場合(図5)のセラミックスリーブの応力状態

ロール温度が飽和した状態で搬送する鋼板による分布荷重 36000 N がロール中央部に負荷される。この荷重によりセラミックスリーブ長さ中央部に生じる曲げ応力(軸方向応力 σ_z) は $\pm 20 \text{ MPa}$ で疲労強度 200 MPa (後述する図 12 参照) に対比して無視できる水準であることが確認できる。図 11 に 1000°C , 7000 秒 加熱状態で分布荷重(図 6) が負荷される場合の接合部におけるスリーブ内面応力 σ_{θ} の分布を示す。スリーブ接触端部には応力集中を

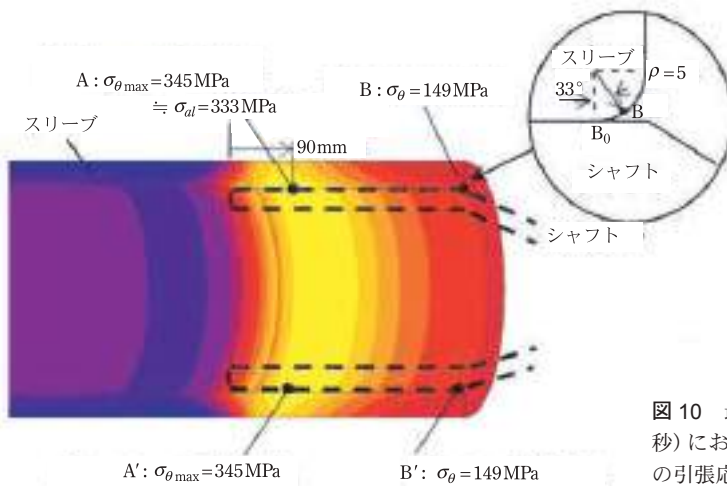


図 10 最高加熱温度 1000°C (図 9 の $t=7000 \text{ 秒}$) におけるセラミックスリーブ(図 5) 内面の引張応力 σ_{θ} 。

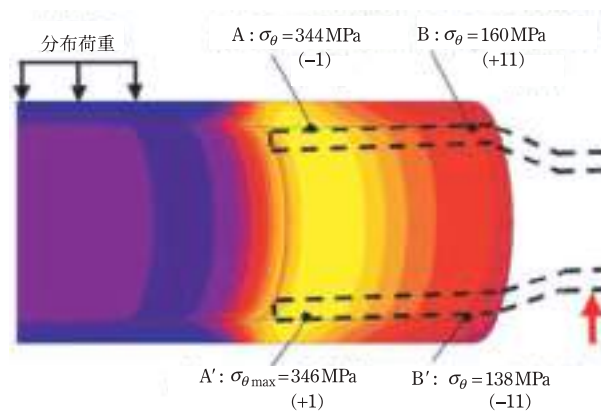


図 11 最高加熱温度 1000°C (図 9 の $t=7000 \text{ 秒}$) における分布荷重(図 6) が負荷される場合のセラミックスリーブの熱応力 $\sigma_{\theta\max}$. (± 1) , (± 11) は応力振幅量。

避けるため、 $\rho = 5 \text{ mm}$ の半径を付けている。最大引張応力 $\sigma_{\theta \max}$ は、分布荷重を加える前では点 A と点 A' の位置で $\sigma_{\theta} = 345 \text{ MPa}$ であり、荷重を加えた後では点 A' の位置で $\sigma_{\theta} = 346 \text{ MPa}$ となる。したがって、点 A と点 A' での曲げによる応力振幅量は、 $\pm 1 \text{ MPa}$ と小さい。一方、曲げによる応力振幅の最大位置は、図 10 より、 $\rho = 5$ の立上り起点 B₀ より $\theta = 33^\circ$ 離れている点 B と B' で、荷重を加えると最大、最小応力はそれぞれ $\sigma_{\theta} = 160 \text{ MPa}$ と $\sigma_{\theta} = 138 \text{ MPa}$ であり、応力振幅は 11 MPa である。疲労を検討する場合、これら最大引張応力発生部と最大応力振幅発生部に注目すれば十分と考える。

セラミックスリブ(図 5)の分布荷重(図 6)の有無に起因する疲労強度の検討

前節の議論より、焼嵌め接合部の点 A での σ_{θ} が最大引張応力となり、点 B での σ_{θ} の変化が最大応力振幅となる。焼嵌め接合部を有するロールに、加熱を与えた後分布荷重を作用させた定常的な稼働状態において、セラミックスリブ接合部に生じる最大、最小応力を $\sigma_{\theta \max}$ 、 $\sigma_{\theta \min}$ とすれば、応力変動による疲労の問題は次式で表される平均応力 $\sigma_{\theta m}$ 、応力振幅 $\sigma_{\theta a}$ を用いて検討できる。

$$\sigma_{\theta m A, B} = \frac{\sigma_{\theta \max A, B} + \sigma_{\theta \min A, B}}{2},$$

$$\sigma_{\theta a A, B} = \frac{\sigma_{\theta \max A, B} - \sigma_{\theta \min A, B}}{2} \quad (1)$$

図 12 に式 (1) の定義によって求めた点 A と点 B の応力に着目してロールの疲労強度を評価したものを示す。縦軸に応力振幅、横軸に平均応力をとった耐久線図を用いて整理したものである¹⁴⁾。耐久線図の縦軸、横軸切片は、それぞれ両振引圧疲労限 200 MPa と引張強さ 500 MPa であり、便宜上これらの切片を直線で結び耐久線図とした。A、B いずれの点も耐久線の下側で、応力振幅が著しく小さいので疲労による破壊に対しては十分安全であることが示された。

最高加熱温度 1200°C におけるテーパシャフトモデル(図 13)による張割れの回避について

前節までの議論で、炉内加熱温度を 1000°C として解析した結果、ロール稼働中の最大応力振幅は十分小さく対象ロールは、疲労破壊に対しては十分安全であることが示された。しかし、静的最大応力条件で安全率 1.5 と同じ程度となり張割れの可能性が残ることが分かった。本章では、さらに

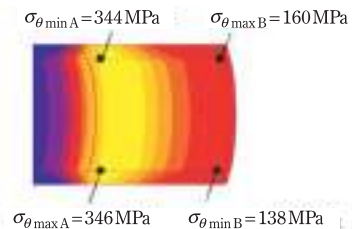
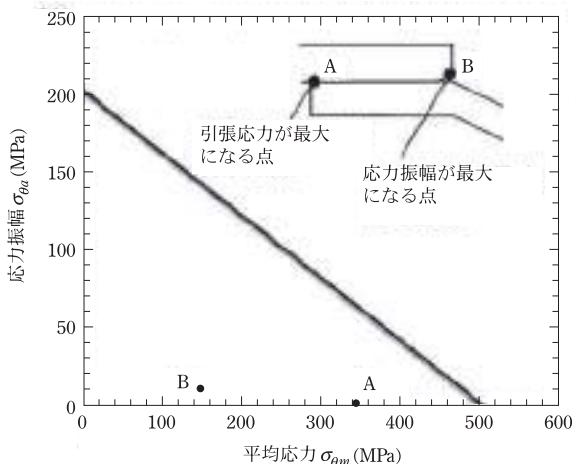


図 12 最高加熱温度 1000°C におけるセラミックスリブ(図 5、図 6)の耐久限度線と点 A (最大応力の生じる点) と点 B (最大応力振幅の生じる点) の応力。

表 3 最高温度 1200℃を想定したテーパ付シャフトモデルの接合部の厚さ (具体的形状は図 13 参照).

	スリーブの厚さ (mm)	シャフトの厚さ (mm)	シャフトの形
モデル 1 (標準)	30	20	均一
モデル 2	30	5~30	テーパ
モデル 3	30	15~30	ショートテーパ

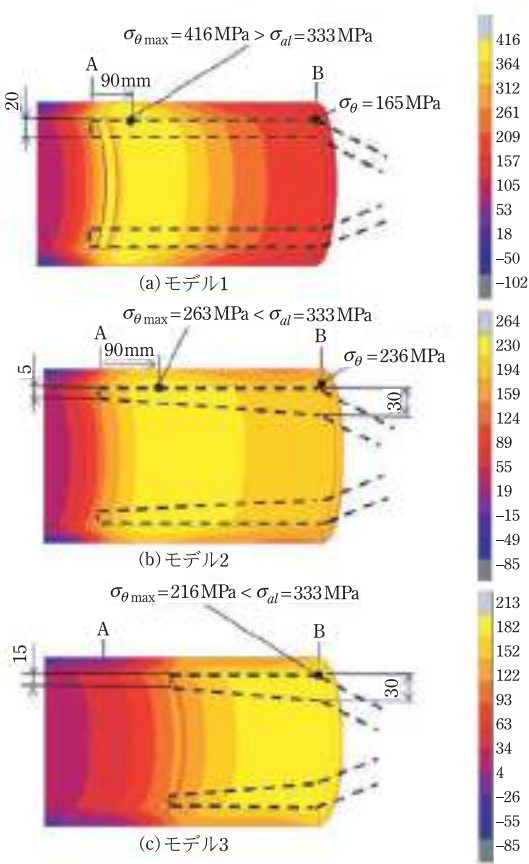


図 13 最高加熱温度 1200℃におけるセラミックスリーブの熱応力 $\sigma_{\theta \max}$. (a) 均一なシャフト厚さ, (b) テーパ状のシャフト厚さ, (c) 短いテーパ状のシャフト厚さの鋼製シャフトモデル.

苛酷な条件として実在する最高加熱温度 1200℃下で安全性を確保できるようなロールの形状を検討する.

表 3 に対象とする 3 種類のモデルをまとめて示す. 具体的な鋼製シャフトの形状を図 13 に破線で示す. 前節で解析したものをモデル 1 (基準モデル)

とする. モデル 2 は鋼製シャフトをテーパ状として, セラミックスリーブの最大引張応力の低減を図るものである. さらにモデル 3 は高温部を避けてシャフト接合部の長さを 120 mm 短くしたものである. 最高加熱温度 1200℃以外の加熱条件, また負荷条件は前節と同様である.

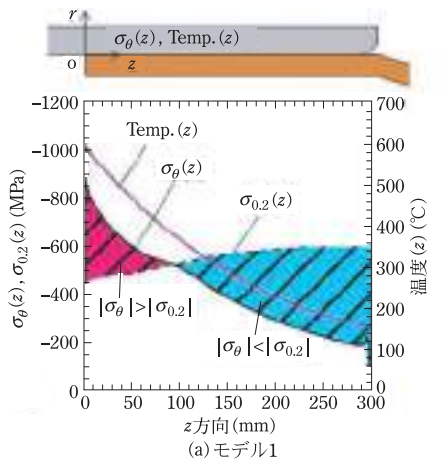
セラミックスリーブの強度解析 (接合部最大引張応力)

図 10 に示す加熱温度 1000℃の場合の最大引張応力 $\sigma_{\theta \max} = 345 \text{ MPa}$ は, セラミックスの許容応力 $\sigma_{al} = 333 \text{ MPa}$ とほぼ同じ値である. 図 13 に, 加熱温度 1200℃の場合において各モデルが飽和温度に達する加熱時間 $t = 10000$ 秒でのスリーブ内面に発生する最大引張応力 $\sigma_{\theta \max}$ とその発生位置を示す. 前節と同じモデル 1 (図 13 (a)) の最大引張応力 $\sigma_{\theta \max}$ は接合部左端より発生し, 416 MPa で, セラミック許容応力 $\sigma_{al} = 333 \text{ MPa}$ を上回るため, 張割れリスクが大きい.

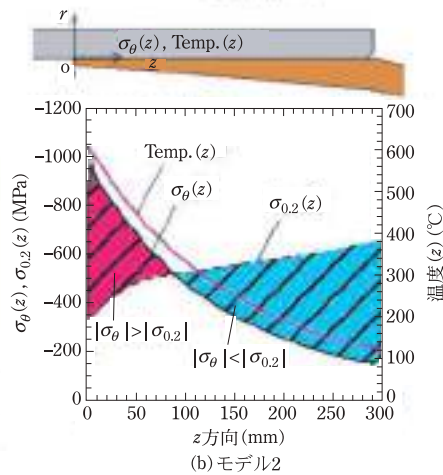
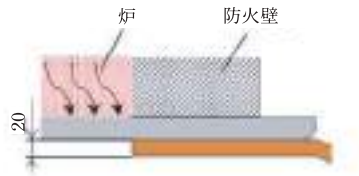
モデル 1 の最大応力発生相当位置の肉厚を薄くしたモデル 2 (図 13 (b)) における最大引張応力 $\sigma_{\theta \max} = 263 \text{ MPa}$ はモデル 1 と比較すると 37% 低減され, 許容応力 σ_{al} を下回り張割れを回避する効果が見られた. 次に, モデル 3 (図 13 (c)) では $\sigma_{\theta \max}$ は 216 MPa と, モデル 2 以上の低減効果が見られ, モデル 1 より約 50% 小さくなった. モデル 3 の最大引張応力はモデル 1, 2 と異なり接合部右端で発生する. 以上のように, モデル 1 を改良したモデル 2, 3 において張割れを回避できることが分かった.

鋼製シャフトの強度解析 (接合部外表面に発生する圧縮応力)

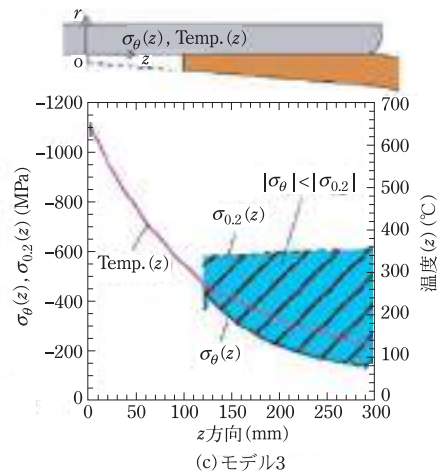
焼嵌め接合部でセラミックスリーブに張割れの原因となる引張応力 σ_{θ} が生じるが, スリーブとシャフト間の接触応力 σ_r によってシャフト側には圧縮応力 σ_{θ} が生じる. シャフトに用いる鋼材は加熱により軟化するので破断は生じない. しかし, 焼嵌め機能低下に対する指標として塑性変形に対する安全性を明らかにする必要がある. 図 14 (a)



Temp.(z): シャフトの接触位置に沿った温度
 $\sigma_{\theta}(z)$: シャフトの接触位置に沿った応力
 $\sigma_{0.2}(z)$: 0.2%耐力



Temp.(z): シャフトの接触位置に沿った温度
 $\sigma_{\theta}(z)$: シャフトの接触位置に沿った応力
 $\sigma_{0.2}(z)$: 0.2%耐力



Temp.(z): シャフトの接触位置に沿った温度
 $\sigma_{\theta}(z)$: シャフトの接触位置に沿った応力
 $\sigma_{0.2}(z)$: 0.2%耐力

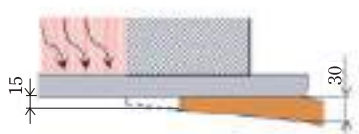


図 14 最高加熱温度 1200℃におけるロール接触部の温度分布 Temp.(z) ならびに応力分布 $\sigma_{\theta}(z)$ と 0.2%耐力 $\sigma_{0.2}(z)$ との比較。(a) 均一なシャフトの厚さ (モデル 1), (b) テーパー状のシャフトの厚さ (モデル 2), (c) シャフトのショートテーパー厚さモデル (モデル 3)。

にモデル 1 の被加熱体が飽和温度に達する加熱時間 10000 秒におけるシャフト接合部外表面の応力分布 σ_{θ} (左目盛) と温度分布 Temp. (右目盛) を示

す。図には、軸材 SCM415 の温度に依存する 0.2% 耐力 $\sigma_{0.2}^{15)}$ (左目盛) も示している。シャフト外表面の温度分布 Temp. は、炉内に近いシャフト接合

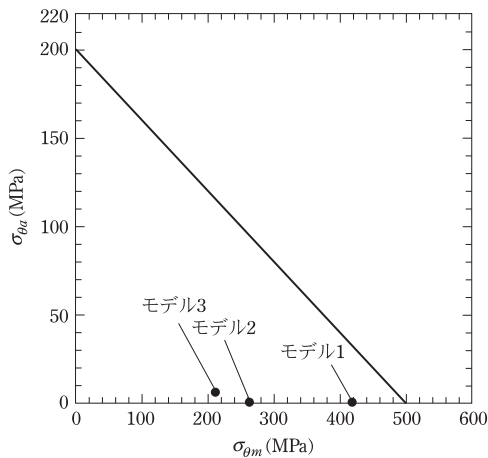
部左端 ($z=0$) で約 600°C と最も高く、炉内から遠ざかるにつれ 200°C 以下にまで低下する。炉外の接合境界面温度 $120\sim 150^{\circ}\text{C}$ は、類似加熱炉で測定されたローラ軸表面温度略々 100°C に近いことが分った。この温度にほぼ比例して、シャフト外表面の圧縮応力 σ_{θ} は $z=0$ で 1000 MPa 、接合部右端 ($z=300$) で 100 MPa まで低下する。この結果、軸端部 $z=0$ から $z=90\text{ mm}$ にかけて σ_{θ} が 0.2% 耐力 $\sigma_{0.2}$ を上回る赤色で示す領域 ($|\sigma_{\theta}| > |\sigma_{0.2}|$) は塑性変形が生じる危険領域となる。

図 14 (b) より、モデル 2 において軸端部 $z=0$ から $z=90\text{ mm}$ にかけて軸の σ_{θ} が 0.2% 耐力 $\sigma_{0.2}$ を上回る塑性変形領域が生じる。一方、図 14 (c) より、モデル 3 において、軸の接触長を短くすることで

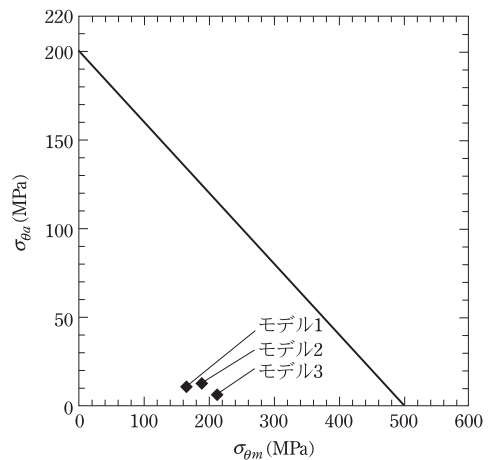
温度分布は最も高いところで 250°C となりモデル 1, 2 の最高値 600°C より 350°C も低い。そのため、軸の最大圧縮応力 σ_{θ} は 500 MPa と小さくなり接合部全範囲で 0.2% 耐力 $\sigma_{0.2}$ を下回るため塑性変形は生じない安全領域となる。以上、シャフト接合部外表面の塑性変形に対する安全性について検討した結果、モデル 3 が適していることが分かった。

疲労強度の考察

図 15 (a), (b) にセラミックスリーブの耐久線図を示す。各モデルの応力状態は、最大引張応力発生点 A (図 15 (a)) と、繰返し曲げによる応力振幅が大きい点 B (図 15 (b)) の 2 箇所における応力振幅 $\sigma_{\theta a}$ 、平均応力 $\sigma_{\theta m}$ を求めた。まず、最大引張応力



(a) 最大応力 $\sigma_{\theta \max}$ が現れる点 A



(b) 最大応力振幅 $\sigma_{\theta a \max}$ が現れる点 B

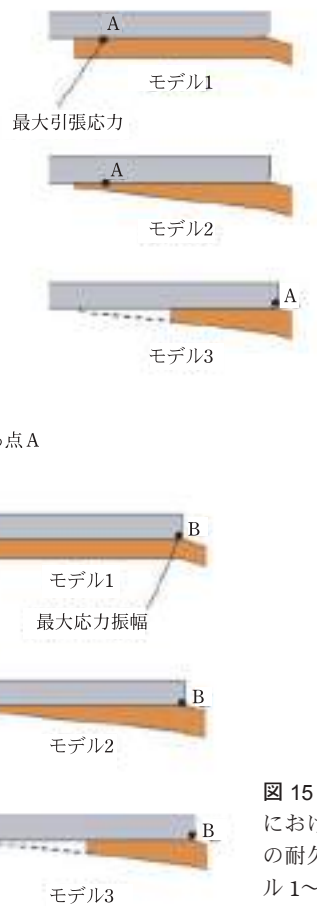


図 15 最高加熱温度 1200°C におけるセラミックスリーブの耐久限度線と最大温度モデル 1~3 の点 A (最大応力の生じる点) と点 B (最大応力振幅の生じる点) の応力。

が生じる点においては、平均応力 $\sigma_{\theta m} = 210 \text{ MPa}$ ~ 420 MPa と大きいものの、応力振幅 $\sigma_{\theta a}$ はモデル 1, 2 では $\sigma_{\theta a} \approx 0 \text{ MPa}$ 、モデル 3 では、 $\sigma_{\theta a} \approx 5 \text{ MPa}$ となりごく小さい。よって、いずれも耐久線を大幅に下回るため、疲労破壊は生じない。次に、応力振幅最大点に注目すると、いずれもスリーブ内面端部 B に生じ、モデル 1, 2 では $\sigma_{\theta a} = 10 \text{ MPa}$ 、モデル 3 においては、 $\sigma_{\theta a} = 5 \text{ MPa}$ となりいずれも安全側に位置する。以上は、安全率を考慮に入れていないが、仮に張割れリスクで用いた安全率 1.5 を考慮しても、同じ結果である。すなわち、全てのモデルにおける最大引張応力点、応力振幅最大点のどちらの点においても耐久線の下側に位置しているため、疲労による破壊は生じないと考えられる。

実際の加熱炉でのセラミックロール使用の検討

前節では、セラミックスリーブと鋼製シャフトで構成されるセラミックロールの強度を検討した。この節では、製鉄会社の実際の加熱炉を対象とし

て、セラミックロールの具体的寸法形状を検討する。この製鉄会社 A 社は、ロールが①メインスリーブ、②中間スリーブ、③シャフトの 3 つの部品で構成することが望ましいとしている。このような 3 部品構造の長所は、損傷した部品を低コストで交換できることである。3 つの部品は、 $\delta/d = 2.0 \times 10^{-4}$ の焼嵌め率¹⁶⁾によって接続されているものとする。

図 16 は、製鉄会社 A 社で使用されるステンレス鋼ロールの寸法を示している。加熱炉用ロールの長さは 1680 mm、外径は 210 mm、壁の厚さは 468 mm である。壁は断熱されているものとする。まず、図 16 のステンレス鋼製ロール寸法を使用して、メインスリーブの材質をセラミックスに変更し、同時に水冷を空冷に変更する。この基本モデルをモデル 4 と呼ぶ。図 17 は空冷の境界条件を示す。セラミックスリーブの外側表面はここでは 1100℃ で加熱される。また、ロールの内側表面には 20℃ で空冷される。この鉄鋼会社ではオールステンレスロールを使用しているため、まずは経済性を考慮して中間スリーブとシャフトの材質として SUS304 を想定する。図 2 に示すよう

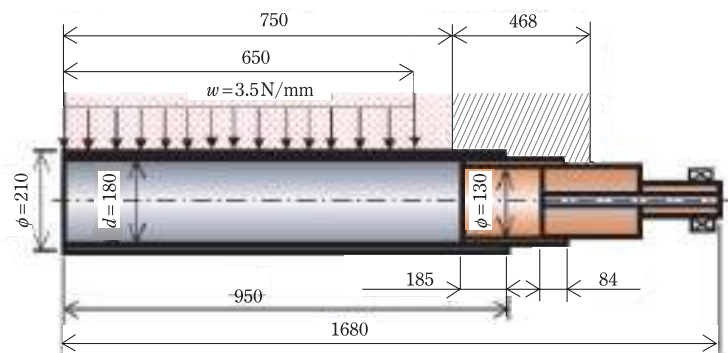


図 16 製鉄会社 A 社で考案された加熱炉用鋼製ロールの寸法。

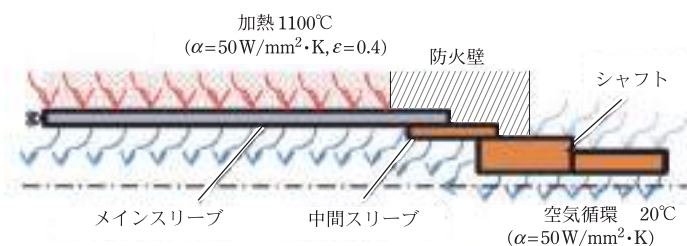


図 17 実際の加熱炉(図 16)用セラミックロールの熱的境界条件。

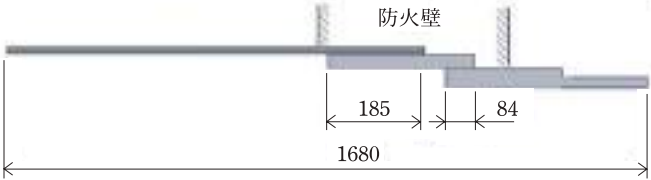
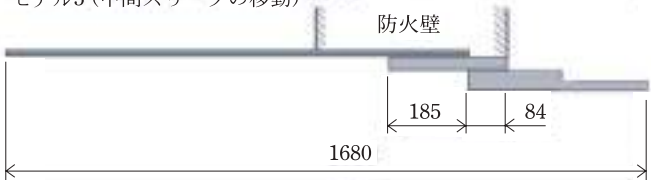
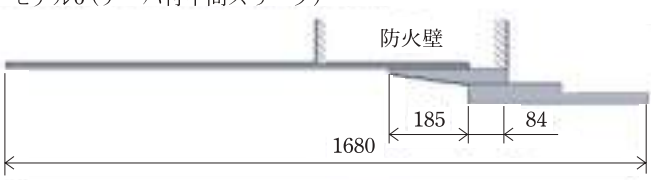
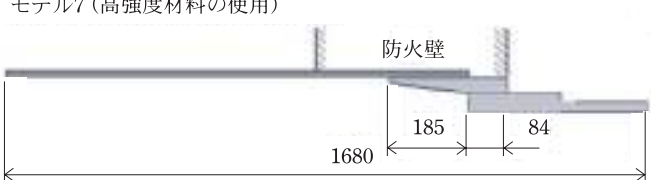
に SUS304 の強度はかなり低いため、他の材料を検討する。表 4 に SCM415、SUS304、STBA26 の比較を示す。前節で検討した材料 SCM415 は、高温下での耐酸化性が低いため、ここでは使用できない。

表 4 実際の加熱炉 (図 16、図 17) 用のセラミックロール実現のための②鋼製中間スリーブと③鋼製シャフトに用いる材料の比較。

項目	SCM415	SUS304	STBA26
経済性	良	否	否
高温下での高強度	550℃で良	否	良
高温下での高い耐酸化性	否	良	良

表 5 に実際の加熱炉に用いる実ロールを対象とした 4 種類のモデルの寸法と材質を示す。モデル 4 は、上記のように最初に考える基本モデルである。モデル 5 では、ロール 1680 mm の全長はモデル 1 の長さと同じであるが、高温の影響を避けるために接合部位置を炉から離している。モデル 6 では、メインスリーブへの負担を軽減するために、テーパ付中間スリーブの採用が検討されている。最後のモデルであるモデル 7 は、中間スリーブとシャフトの材質がステンレス鋼の JIS SUS304 から高クロム鋼の JIS STBA26 に変更されている。

表 5 実際の加熱炉 (図 16、図 17) 用のセラミックロール実現のための 4 種類のモデル。

モデル	メインスリーブ の材料	中間スリーブの 材料	シャフト の材料
モデル4 (基本モデル) 	セラミックス	JIS SUS304 (18Ni-8Cr)	JIS SUS304 (18Ni-8Cr)
モデル5 (中間スリーブの移動) 	セラミックス	JIS SUS304 (18Ni-8Cr)	JIS SUS304 (18Ni-8Cr)
モデル6 (テーパ付中間スリーブ) 	セラミックス	JIS SUS304 (18Ni-8Cr)	JIS SUS304 (18Ni-8Cr)
モデル7 (高強度材料の使用) 	セラミックス	JIS STBA26 (9Cr-1Mo)	JIS STBA26 (9Cr-1Mo)

実際の加熱炉における高クロム鋼 テーパシャフトの有用性

表6は、3つの部品に現れる最大応力を示す。①メインスリーブと②中間スリーブ接合部に生じる最大応力は、②中間スリーブと③シャフト接合部の最大応力よりも常に大きいことがわかる。これは、①メインスリーブと②中間スリーブの熱膨張係数が異なることと、接合部位置が炉に近いためである。

表5から、まず、モデル4は①メインスリーブで $\sigma_{\theta\max} = 954 \text{ MPa}$ 、中間スリーブで $\sigma_{\theta\max} = -1007 \text{ MPa}$ が現れるため、加熱炉での使用には不適と判定される。また、加熱中に②中間スリーブと③シャフト接合部が分離する可能性もある¹⁷⁾。モデル5では、接合部の位置を移動させることで、①メインスリーブと②中間スリーブ接触部の最大応力が大幅に減少している。しかし、セラミックスリーブでの最大応力 $\sigma_{\theta\max} = 376 \text{ MPa}$ は、許容応力 $\sigma_{al} = 333 \text{ MPa}$ よりも大きいままである。

モデル6では、①セラミック製メインスリーブの最大応力を低減するために、②中間スリーブを表5のようなテーパとしている。これより、スリーブの最大応力 $\sigma_{\theta\max} = 318 \text{ MPa}$ は許容応力 $\sigma_{al} = 333 \text{ MPa}$ 以下である。しかし、②中間スリーブの最大圧縮応力 $\sigma_{\theta\max} = 450 \text{ MPa}$ は、0.2%耐力 $\sigma_{0.2} = 220 \text{ MPa}$ よりも以前大きい。モデル7では、材料がステンレス鋼JIS SUS304から高クロム鋼JIS STBA26に変更した。STBA26の熱膨張係数はJIS SUS304よりも低いため、①メインスリーブの最大引張応

力 $\sigma_{\theta\max} = 204 \text{ MPa} < \text{許容応力 } \sigma_{0.2} = 220 \text{ MPa}$ とすることが可能となった。これより、モデル7が実際の加熱炉の使用に最も適するものとなる。

おわりに

熔融金属メッキ用として開発に成功した大型セラミック製ロールは、製鉄所に大量に使用されている他のロールにも応用可能である。本解説では、1200℃の高温環境下で使用される加熱炉用ロールに対して、セラミックスリーブと鋼製シャフトの焼嵌め式ロールの使用を検討したものである(図1)。鋼製シャフトの熱膨張は、セラミックスの熱膨張よりも大きいため、高温環境下でスリーブに大きな張割れ応力 σ_{θ} が生じる。よって、研究の目的は、 σ_{θ} に対するセラミックスリーブの静的強度ならび疲労強度を検討し、接合部の最適な構造を見出すことである。この最重要課題である、接合部の強度設計から得られた結論をまとめて示す。

(1) まず、張割れを回避するための基本設計を、焼嵌め接合部を単純化した二重円筒モデル(図3)によって行った。その理論解析結果から、軸スリーブの肉厚を薄くすることでセラミックスリーブ内側に生じる引張応力(張割れ応力 σ_{θ})を低減できることが示された(図4)。

(2) 有限要素解析による実ロールの検討では、鋼製シャフトにテーパを設け高温部のシャフト剛性を低くすることによって、張割れ回避の効果が得られることが示された。また、鋼製シャフトの塑性変形に対する強度検討では、高温部を避けるショートテーパモデルの適用により効果が見られ

表6 実際の加熱炉に用いる実ロールを対象としたモデルに生じる最大応力 $\sigma_{\theta\max}$

モデル	メインスリーブ/中間スリーブの接合部				中間スリーブ/シャフトの接合部			
	メインスリーブ $\sigma_{\theta\max}$ (MPa)		中間スリーブ $\sigma_{\theta\max}$ (MPa)		中間スリーブ $\sigma_{\theta\max}$ (MPa)		シャフト $\sigma_{\theta\max}$ (MPa)	
モデル4	954	×	-1007	×	分離	×	分離	×
モデル5	376	×	-422	×	-74	✓	-123	✓
モデル6	318	✓	-450	×	-79	✓	-123	✓
モデル7	204	✓	-289	✓	-59	✓	-101	✓

×：危険 ✓：安全

ることが明らかにされた。

(3) 鉄鋼会社で実際に用いられている加熱炉に対して、セラミックロールを用いることを検討した。高クロム鋼を用いたテーバシャフト形状は、この実際の炉で使用できることが示された。

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) 松田慎太郎, デビスルヤディ, 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 原田正太: 加熱炉中セラミックローラーの構造設計に関する研究, 日本機械学会論文集 A 編, **79** 803 (2013), 989.
- 7) 栗文彬: 焼嵌め接合からなる大型円筒セラミックス構造物の強度設計及び解体に関する研究, 九州工業大学博士論文, (2012), 13.
- 8) 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.
- 9) 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.
- 10) NA. Noda, D. Suryadi, S. Matsuda, Y. Sano and Y. Takase: Proposal for new hearth roller consisting of ceramic sleeve and steel shafts used in the heat treatment furnace, ISIJ International, **55** 11 (2015), 2416.
- 11) 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.
- 12) セラミックス編集委員会講座小委員会: セラミックスの機械的性質, 改訂第 3 版, 窯業協会, (1982), 5.
- 13) 崔乾, 堀部進: セラミックスの静疲労と繰返し疲労, 金属, 臨時増刊号, (1993), 15.
- 14) 日本機械学会編: 金属材料疲労強度の設計資料 I (一般, 寸法効果, 切欠効果), 改訂第 2 版, 日本機械学会, (2007), 1.
- 15) 日本学術振興会第 129 委員会第 3 分科会: 金属材料高温強度データ集 第 1 編 低合金鋼編, 養賢堂, (1964), 9.
- 16) NA. Noda, Hendra, Y. Takase and M. Tsuyunaru: Maximum stress for shrink fitting system used for ceramics conveying rollers, Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, **2** No.11 (2008), 1410.
- 17) W. Li, NA. Noda, H. Sakai and Y. Takase: Analysis of Separation Conditions for Shrink Fitting System Used for Ceramics Conveying Rollers, Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, **5** No.1 (2011), 14.

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。焼嵌め式ローラー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。