

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

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、前解説⁶⁾では、1200℃の高温環境下で使用される加熱炉用セラミック製ロールを取り上げ、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。このように、セラミック製ロールの応力状態を、種々の熱荷重や幾何学的条件下で解析した研究を取り上げて、接合部の最適形状等を議論してきた。一方、セラミックスは脆性であるので、使用中の機械的・力学的な荷重に対しても考慮が必要である。すなわち、焼嵌め構造を有するセラミック製ロールに使用中の荷重によって曲げ変形が生じると、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。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、その強度上の信頼性は低い。そこで本解説では、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を行った研究⁷⁾を紹介する。

図1に圧延工場における鋼板搬送用ロールの使用状況を示す。図2(a)に示す搬送用ロールには、合金鋳鉄、炭素鋼や合金鋼が使用されており、特に熱延鋼板搬送時には、比較的早期にローラー表面の摩耗・肌荒れが生じる。従って、ラインを止めてロールの交換や整備をする必要があり、メン

テナンスに多くの時間を要し、製造ラインの連続化を阻害する。また、鋼板が高温で搬送される過程で、ロール表面に熱衝撃に起因する微細クラックが生じ、鋼板搬送時に焼付きを起こし、鋼板の品質を低下させている。これまでに、損傷部を溶射により補修し、ロールを再生使用する方法⁸⁾や、ロールの材料を耐熱性・耐摩耗性に優れる材料に変更する⁹⁾ことで、ロールの長寿命化が図られてきた。しかし、従来の図2(a)のような構造の場合、材質の高級化が制約されるためロールの消耗が大きい。また、ロール交換のコストも高く、大幅なコストの削減は望めない。

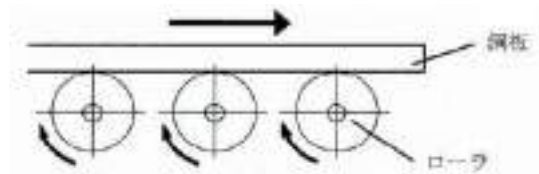
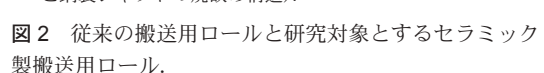


図1 鋼板搬送用ロールの説明図。



(a) 従来の搬送用ロールの縦断面図 (合金鋳鉄・炭素鋼・合金鋼を使用)。



(b) 搬送用セラミック製ロールの縦断面図 (セラミックスリーブと鋼製シャフトの焼嵌め構造)。

図2 従来の搬送用ロールと研究対象とするセラミック製搬送用ロール。

そこで、図2(b)のようなセラミック製スリーブを用いるロール構造が検討されている⁷⁾。これまでの解説でも述べたように、胴部をスリーブ化して軸部をその両端に焼嵌めする構造はセラミック製ロールには不可欠である^{1)~6)}。スリーブ材料を耐熱性・耐摩耗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可能である。接合部は、従来の溶接接合ではなく焼嵌めであるので、ロールの交換やメンテナンスに要する時間を短縮することができる。また、ロールの自重が軽いため回転しやすく、鋼板の走行速度の変化に良好に追従できる。一方で、スリーブ中央付近が中空であるための強度不足や、胴端部・軸端部相当位置の応力集中を考慮する必要がある。特にセラミックスは鋼に対して破壊靱性が極めて小さく、構造物中の小さな欠陥からも破壊につながる。また、セラミックスは鋼に比べ、強度のばらつきが大きく、機械的性質の信頼性は極めて低い¹⁰⁾。そのため、ロールに生じる最大引張応力を把握することがより重要となる。

セラミック製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とセラミックスとを焼嵌めで組み立てた構造のメッキ用ロールや¹¹⁾、常温に近い状態で使用されるセラミックスと鋼を組み立てた搬送用ロール⁷⁾に関しても研究がなされている。また、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、この研究当時は見当たらなかった。そこで本稿では、図2(b)の構造において、スリーブ材質をセラミックスとした場合における、ロールに生じる最大引張応力を、有限要素法を用いた弾性解析により検討した研究を解説する。

搬送用セラミック製スリーブロールの焼嵌め接合部の解析条件

図3に研究対象のセラミック製搬送用ロールの

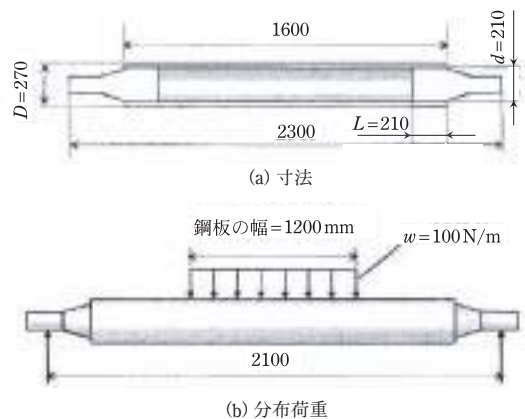


図3 研究対象のセラミック製搬送用ロールの詳細。

詳細を示す。焼嵌め代 δ をスリーブ嵌め込み部の内径 $d=210$ 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 $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$ で接合するものとする。この初期形状を解析後、焼嵌め率 δ/d 、嵌め込み長さ L 等の条件を変えて最大応力への影響を明らかにする。図3(b)に示すように、焼嵌め後、軸部は単純支持とし、搬送される鋼板を想定した分布荷重(円周方向には集中負荷) $w=100$ N/mmをロールスリーブに負荷する。図3の有限要素法(FEM)による接触解析には直接拘束法を採用する。この方法では、特殊な境界要素を必要とせず、接触が発生する位置が前もってわかっていなくても、接触状態の複雑な変化をシミュレートできる。また、摩擦はクーロン摩擦モデルとし、摩擦係数は0.3とする。実際の搬送用ローラーでは高温の鋼板と接触する場合があるが、本研究ではこの熱応力は考慮せず、曲げ荷重負荷による焼嵌め接合部に生じる最大応力に着目する。

従来のロールには主に鋼が使用されているが、スリーブを耐熱性・耐摩耗性に優れたセラミックスや超硬にすることにより、長寿命化が可能となる。しかし、セラミックスや超硬は、わずかな欠陥からも破壊につながるため、ロールに生じる最大引張応力の把握がより重要となる。そこで、スリーブ材質として窒化ケイ素系セラミックスを用いる場合を中心として、焼嵌めおよび分布荷重 w によって生じる最大応力を検討する。また、スリー

ブに耐耗性に優れた超硬，ならびに通常用いられている鋼を使用した場合も解析し，比較検討する．なお，スリーブ両端に嵌め込む軸部は耐熱性が要求されないので，その材料はいずれの場合も鋼とする．表 1 に鋼，セラミックス，超硬それぞれの物性値を示す．セラミックスはほとんど塑性変形を生じないことから，解析は三次元弾性解析とする．図 4 に FEM 要素分割例を示す．対

表 1 材料特性.

	ヤング率 (GPa)	ポアソン比	引張強さ (MPa)	破壊靱性 (MPa $\sqrt{\text{m}}$)
セラミックス	300	0.28	500	7.7
超硬合金	500	0.24	1000	20
鋼	210	0.3	600	100

称性を考慮し全体の 1/4 を対象としている．六面体一次要素を使用し，要素数 22340・節点数 26751 である．

焼嵌め接合部に生じる最大引張応力の発生箇所

焼嵌め率 $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ での，スリーブにおける応力 σ_θ の分布を図 5 (a), (b) に示す．図 5 (a) は焼嵌め応力であり，図 5 (b) は焼嵌め後，分布荷重 $w = 100 \text{ N/mm}$ をかけた場合の応力である．ローラスリーブ端部には $\rho = 5 \text{ mm}$ の曲率半径を有しているが(図 5 参照)，負荷後の最大引張応力 $\sigma_{\theta\text{max}}$ はその円弧部の点 A に生じており，そ

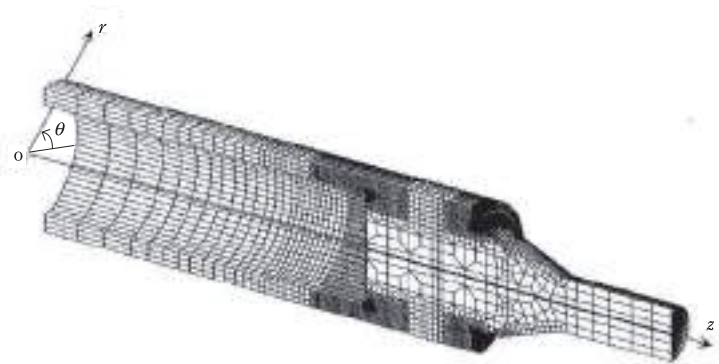


図 4 FEM メッシュ.

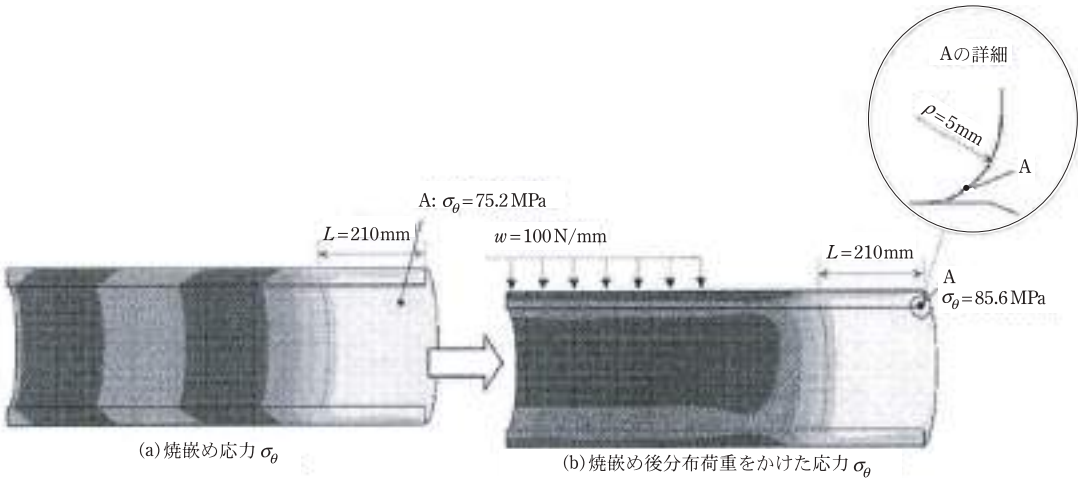
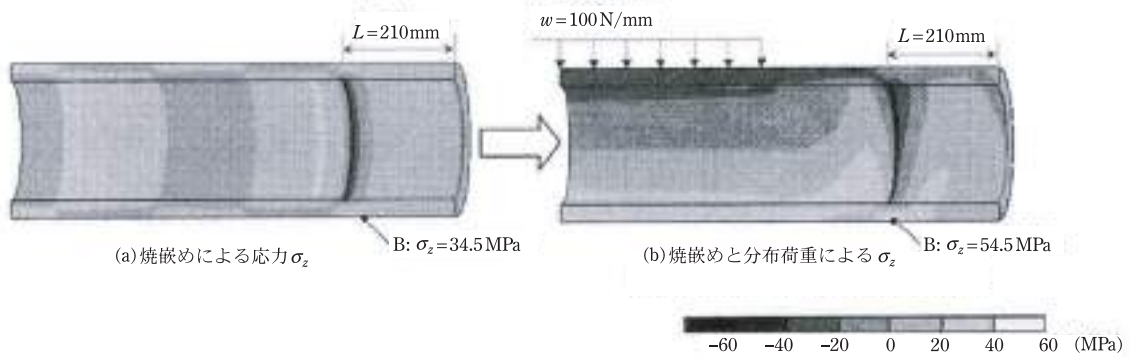


図 5 焼嵌めと曲げ荷重負荷による応力分布 σ_θ と最大引張応力 $\sigma_{\theta\text{max}}$ の発生位置 A ($\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ の場合).

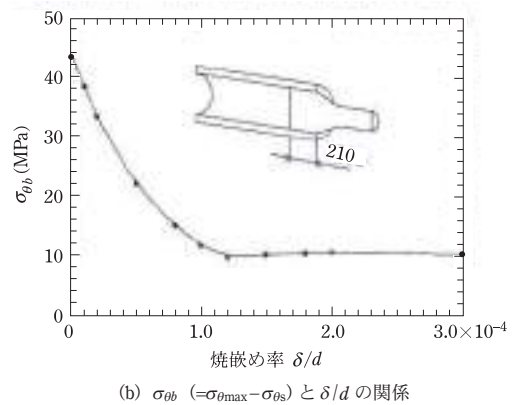
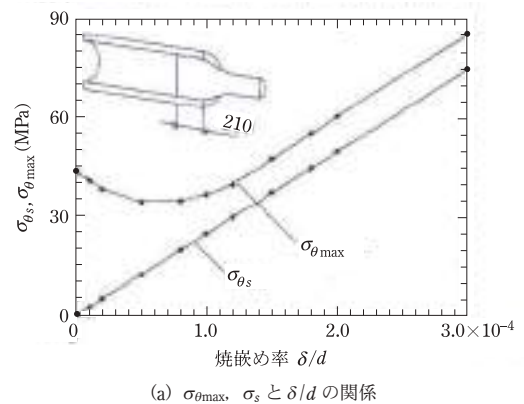
図6 焼嵌めと曲げ荷重負荷による応力分布 σ_z ($\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ の場合)。

の値は $\sigma_{\theta\max} = 85.6 \text{ MPa}$ である。分布荷重 w を作用させる前(焼嵌め時)には点Aの焼嵌め応力は $\sigma_{\theta s} = 75.2 \text{ MPa}$ であり、分布荷重 w により $\sigma_{\theta b} = \sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s} = 10.4 \text{ MPa}$ 増加する。点A付近では荷重をかけることにより、軸部とスリーブが強く接触するためと考えられる。

図6(a), (b)にそれぞれ、焼嵌めおよび負荷後のスリーブにおける σ_z を示す。負荷後の最大引張応力は点Bで生じており、その値は $\sigma_z = 54.5 \text{ MPa}$ 負荷前の $\sigma_z = 34.5 \text{ MPa}$ から 20.0 MPa 上昇している。以上のことから、スリーブに生じる最大引張応力は点Aでの σ_{θ} であることがわかった。セラミックスは塑性変形を生じないため、金属と同様な塑性変形に起因する疲労は生じにくい¹²⁾が、疲労への考慮は必要である。ここでは、セラミックスの破壊が、セラミックス内部のき裂や気孔での応力集中に起因する瞬時破壊を対象に、大きな引張応力が生じる箇所に注目する。以下では点Aに最終的に生じる最大引張応力を $\sigma_{\theta\max}$ とする。また、焼嵌め時に点Aに生じる応力を $\sigma_{\theta s}$ 、焼嵌め後分布荷重 w による σ_{θ} の増加量を $\sigma_{\theta b}$ とする。このとき、 $\sigma_{\theta\max} = \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b}$ である。

最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ と焼嵌め率 δ/d の関係と $\sigma_{\theta b}(=\sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s})$ と焼嵌め率 δ/d の関係

図7(a)に焼嵌め率 δ/d を変化させたときの点Aにおける焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}$ および $\sigma_{\theta\max}$ を示す。最大

図7 σ_{θ} と δ/d の関係 ($L = 210 \text{ mm}$)。

引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ は焼嵌め率が小さい場合は、接触の端部集中による応力集中の影響で大きくなっており、焼嵌め率を大きくしていくと始めは徐々に減少する。その後、焼嵌め率 $\delta/d = 0.5 \times 10^{-4}$ で極小となり、その後は増加に転じる。焼嵌め率 $\delta/d \geq 0.5 \times 10^{-4}$ では $\sigma_{\theta s}$ と平行に直線的に増加する。

分布荷重 w の影響を明確にするために $\sigma_{\theta b} = \sigma_{\theta \max} - \sigma_{\theta s}$ とおき、図 7 (b) に $\sigma_{\theta b}$ と焼嵌め率 δ/d の関係を示す。図 7 (b) に示すように $\sigma_{\theta b}$ は焼嵌め率 δ/d の増加とともに減少し、 $\delta/d \geq 1.5 \times 10^{-4}$ では一定となっている。このときの一定値 $\sigma_{\theta b} = 10.5 \text{ MPa}$ について検討した結果、この値はスリーブと軸部が焼嵌めではなく、固着状態にあるとして解析した場合と一致することが確認される。

これらより、焼嵌め率 δ/d を十分大きくすると、軸部をスリーブが強く締め付けることで軸部・スリーブ間の接触の端部集中が生じにくくなることがわかる。すなわち、 $\delta/d \rightarrow$ 大とすれば、軸部とスリーブを一体化したものとみなすことができることが明らかとなった。結局、焼嵌め率の増加とともに $\sigma_{\theta s}$ は単調増加するが、 $\sigma_{\theta b}$ は減少し一定値となる。このため、 $\sigma_{\theta \max} = \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b}$ はある焼嵌め率で最小値をとる。

最大引張応力 $\sigma_{\theta \max}$ および $\sigma_{\theta b} (= \sigma_{\theta \max} - \sigma_{\theta s})$ に及ぼす嵌め込み長さ L の影響

一般に嵌め込み長さ L はスリーブ内径 d と等しくなるように設定されるが、嵌め込み長さ L が短いほどスリーブの交換は容易になる。そこで、嵌め込み長さ L を $L = 150 \text{ mm}$ 、 $L = 100 \text{ mm}$ とした場合の解析を行い、これまでに得られた $L = 210 \text{ mm}$ の場合と比較する。図 8 (a) に各嵌め込み長さ L に対する焼嵌め率 δ/d と、 $\sigma_{\theta \max}$ および $\sigma_{\theta s}$ の関係を示す。図 8 (a) に示すように、 $\sigma_{\theta s}$ は嵌め込み長さによらず、焼嵌め率 δ/d に比例する。 $\sigma_{\theta \max}$ は焼嵌め率が小さい場合は嵌め込み長さが短いほど大きいですが、焼嵌め率 $\delta/d \geq 2.0 \times 10^{-4}$ ではほぼ等しくなっている。各嵌め込み長さ L に対する焼嵌め率 δ/d と $\sigma_{\theta b}$ の関係を示した図 8 (b) より、嵌め込み長さ L が短いと分布荷重 w による σ_{θ} の増加量 $\sigma_{\theta b}$ が大きいことがわかる。例えば、焼嵌め率 $\delta/d = 0$ 、すなわち焼嵌めを施さない場合、嵌め込み長さ $L = 210 \text{ mm}$ のとき $\sigma_{\theta b} = 43.4 \text{ MPa}$ 、 $L = 100 \text{ mm}$ のとき $\sigma_{\theta b} = 91.1 \text{ MPa}$ と、嵌め込み

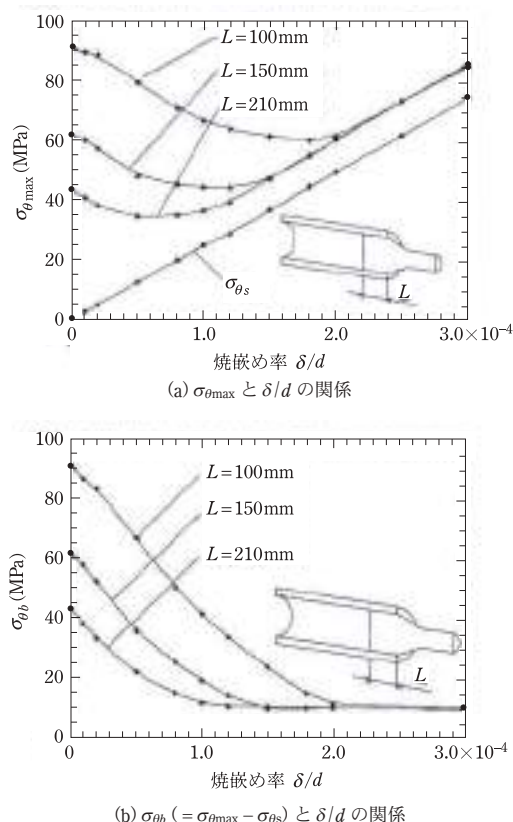
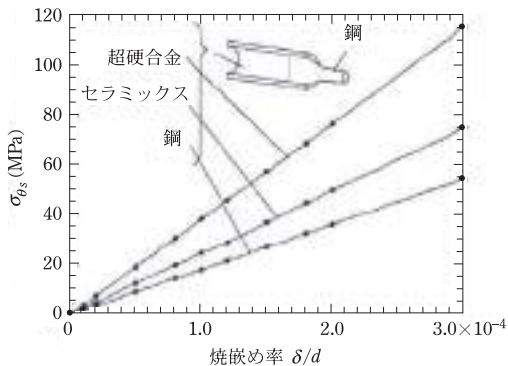


図 8 $\sigma_{\theta s}$ 、 $\sigma_{\theta \max}$ 、 $\sigma_{\theta b} (= \sigma_{\theta \max} - \sigma_{\theta s})$ と δ/d の関係 ($L = 100$ 、 $L = 150$ 、 $L = 210 \text{ mm}$)。

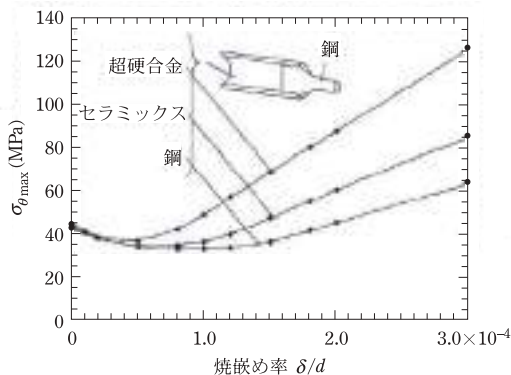
長さが短いほど分布荷重 w の影響は大きくなっていることがわかる。しかし、焼嵌め率 $\delta/d \geq 2.0 \times 10^{-4}$ においては、嵌め込み長さ L によらず $\sigma_{\theta b} = 10.5 \text{ MPa}$ となる。図 8 (a) からわかるように、 $\sigma_{\theta \max}$ が最小となる焼嵌め率 δ/d は、嵌め込み長さ $L = 100 \text{ mm}$ では焼嵌め率 $\delta/d = 1.8 \times 10^{-4}$ である。また $L = 150 \text{ mm}$ では $\delta/d = 1.2 \times 10^{-4}$ であり、 $L = 210 \text{ mm}$ では $\delta/d = 0.5 \times 10^{-4}$ である。応力を低くするという点ではこれらの値が最適である。しかし、実際には軸部とスリーブの抜けが生じないことが要求されるので、これらの最適値以上の焼嵌め率 δ/d を採用する必要があるかもしれない。例えば、 $\sigma_{\theta b}$ が一定となる焼嵌め率であれば、軸部・スリーブが一体とみなせるため、軸部の抜けは生じ難いと思われる。なお、軸の抜け出し現象については、今後の解説で取扱う。

最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ および $\sigma_{\theta b}$ ($=\sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s}$) に及ぼすスリーブ材料の影響

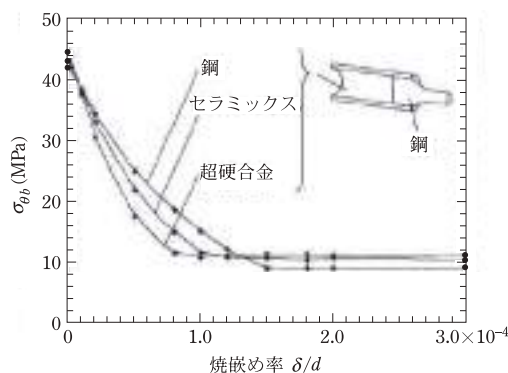
図9 (a), (b), (c) に、軸部の材料に鋼を使用し、



(a) $\sigma_{\theta s}$ と δ/d の関係



(b) $\sigma_{\theta\max} (= \sigma_{\theta b} + \sigma_{\theta s})$ と δ/d の関係



(c) $\sigma_{\theta b} (= \sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s})$ と δ/d の関係

図9 スリーブ材料を鋼、セラミックス、超硬合金とする場合の $\sigma_{\theta b} (= \sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s})$ と δ/d の関係。

スリーブの材料に鋼、セラミックス、超硬を使用した場合の焼嵌め率 δ/d と $\sigma_{\theta s}$ 、 $\sigma_{\theta\max}$ および $\sigma_{\theta b}$ の関係を示す。それぞれの材料のヤング率は表1に示すように鋼が 210 GPa、セラミックス 300 GPa、超硬 500 GPa である。同じ焼嵌め率ではヤング率が大きいほど $\sigma_{\theta\max}$ は大きい。図9 (c) から、焼嵌め率 δ/d が十分大きいときの、 $\sigma_{\theta b}$ の一定値は、鋼では $\sigma_{\theta b} = 9.2$ MPa、セラミックスでは $\sigma_{\theta b} = 10.5$ MPa、超硬では $\sigma_{\theta b} = 11.4$ MPa となる。これらの値は焼嵌め接合を完全に固着した状態の結果と一致する。ここで、ヤング率が大きいほど小さい焼嵌め率で $\sigma_{\theta b}$ が一定となっており、スリーブ材料のヤング率が大きいほど、接触の端部集中が生じにくいことを示している。これは、同じ焼嵌め率でもヤング率の大きい材料ほど、軸部を締め付ける力が強くなるのが原因である。

最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ および $\sigma_{\theta b}$ ($=\sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s}$) に及ぼすスリーブ端部に与える曲率半径 ρ の影響

前節まで、スリーブ端部の曲率半径 ρ は全て $\rho = 5$ mm として検討してきた。しかし、 $\sigma_{\theta\max}$ はスリーブ端部の円弧部の点 A で生じているため、ス

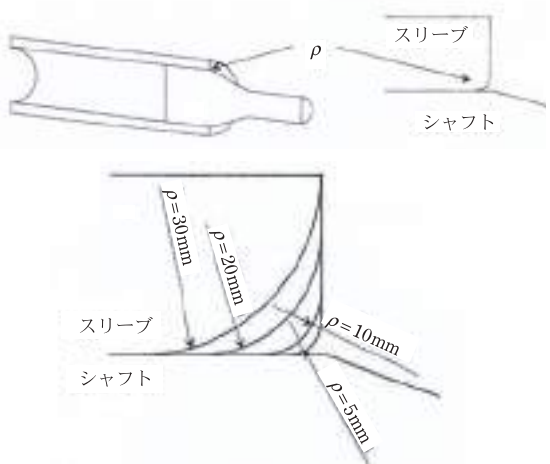
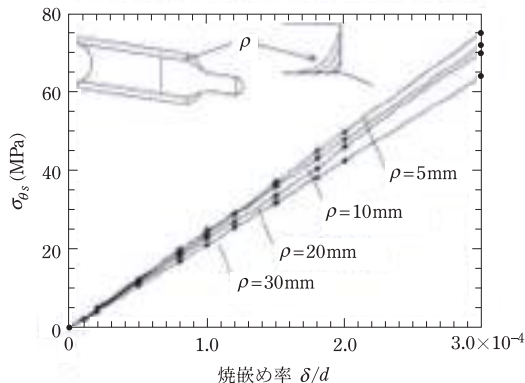
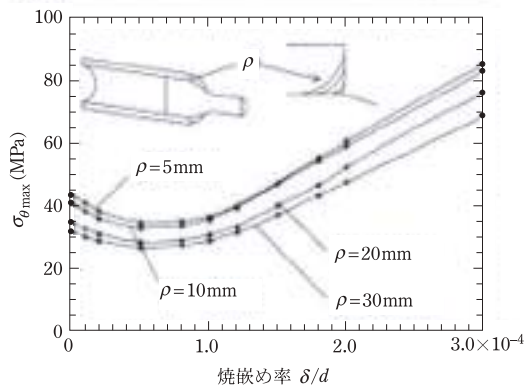


図10 スリーブ端部に与える曲率半径 ρ の説明図 ($\rho = 5$ mm, $\rho = 10$ mm, $\rho = 15$ mm, $\rho = 20$ mm, $\rho = 30$ mm の影響を図11で考察)。

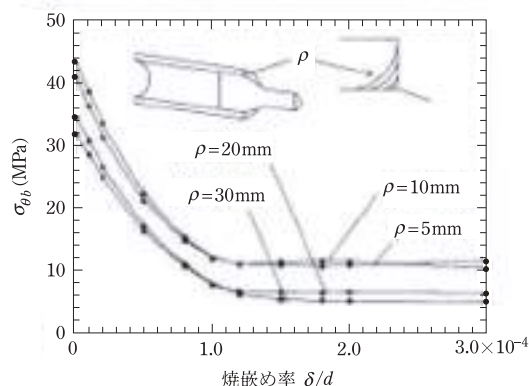
リープ端部に与える曲率半径 ρ を変化させることにより, $\sigma_{\theta\max}$ および $\sigma_{\theta b}$ の値は変化すると考えられる. そこで, 図 10 のように曲率半径 ρ を $\rho = 5 \text{ mm}$, $\rho = 10 \text{ mm}$, $\rho = 15 \text{ mm}$, $\rho = 20 \text{ mm}$, ρ



(a) $\sigma_{\theta s}$ と δ/d の関係



(b) $\sigma_{\theta\max} (= \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b})$ と δ/d の関係



(c) $\sigma_{\theta b} (= \sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s})$ と δ/d の関係

図 11 σ_{θ} と δ/d の関係 ($\rho = 5 \text{ mm}$, $\rho = 10 \text{ mm}$, $\rho = 15 \text{ mm}$, $\rho = 20 \text{ mm}$, $\rho = 30 \text{ mm}$ のとき).

$= 30 \text{ mm}$ と変化させた場合の解析を行った. 図 11 (a), (b), (c) は, その結果を $\sigma_{\theta s}$, $\sigma_{\theta\max}$, $\sigma_{\theta b}$ と焼嵌め率 δ/d の関係として示したものである.

図 11 (a) から, 焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}$ は曲率半径 ρ が小さいほど大きな値となっていることがわかる. 例えば, 焼嵌め率 $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ において, $\rho = 5 \text{ mm}$ で $\sigma_{\theta s} = 75.2 \text{ MPa}$ であるのに対して, $\rho = 30 \text{ mm}$ で $\sigma_{\theta s} = 64.1 \text{ MPa}$ となり, 曲率半径 ρ を大きくすることで, $\sigma_{\theta s}$ を 11.1 MPa 減少させることが可能となる.

図 11 (b) から, 最大応力 $\sigma_{\theta\max}$ も曲率半径 ρ が小さいほど大きな値となっていることがわかる. 例えば, 焼嵌め率 $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ の場合, 曲率半径 $\rho = 5 \text{ mm}$ のとき $\sigma_{\theta\max} = 69.1 \text{ MPa}$ であるが, $\rho = 30 \text{ mm}$ で $\sigma_{\theta s} = 52.6 \text{ MPa}$ となり, 曲率半径 ρ を大きくすることで $\sigma_{\theta\max}$ を 16.5 MPa 減少させることができる. 一方, 曲率半径 $\rho = 5 \sim 30 \text{ mm}$ と変化させても, 全ての場合で焼嵌め率 $\delta/d = 0.5 \times 10^{-4}$ で $\sigma_{\theta\max}$ は極小となっており, 曲率半径 ρ が最適の焼嵌め率に与える影響はほとんどないようである. このことは軸部・スリーブの接触の端部集中のしやすさは, 曲率半径 ρ によらないことを示している.

図 11 (c) から, 焼嵌め率 δ/d が小さい場合, $\sigma_{\theta b}$ は曲率半径 ρ が小さいほどその値は大きい, $\delta/d \geq 1.5 \times 10^{-4}$ では曲率半径 $\rho = 5 \text{ mm}$ より曲率半径 $\rho = 10 \text{ mm}$ の $\sigma_{\theta b}$ がわずかに大きくなり, $\sigma_{\theta b}$ に及ぼす ρ の影響に関して大小関係が逆転する可能性があるようである.

最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ および $\sigma_{\theta b} (= \sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s})$ に及ぼすスリーブ外径 D の影響

図 12 (a), (b), (c) に, スリーブ外径 $D = 270 \text{ mm}$, 405 mm , 540 mm とした場合の, $\sigma_{\theta s}$, $\sigma_{\theta\max}$ および $\sigma_{\theta b}$ と焼嵌め率 δ/d の関係を示す. ここでは, スリーブ外径 D がいずれの場合においても, 嵌め込み長さ $L = 210 \text{ mm}$, 曲率半径 $\rho = 5 \text{ mm}$, スリーブの厚さ $(D - d)/2 = 30 \text{ mm}$, スリーブの材料はセ

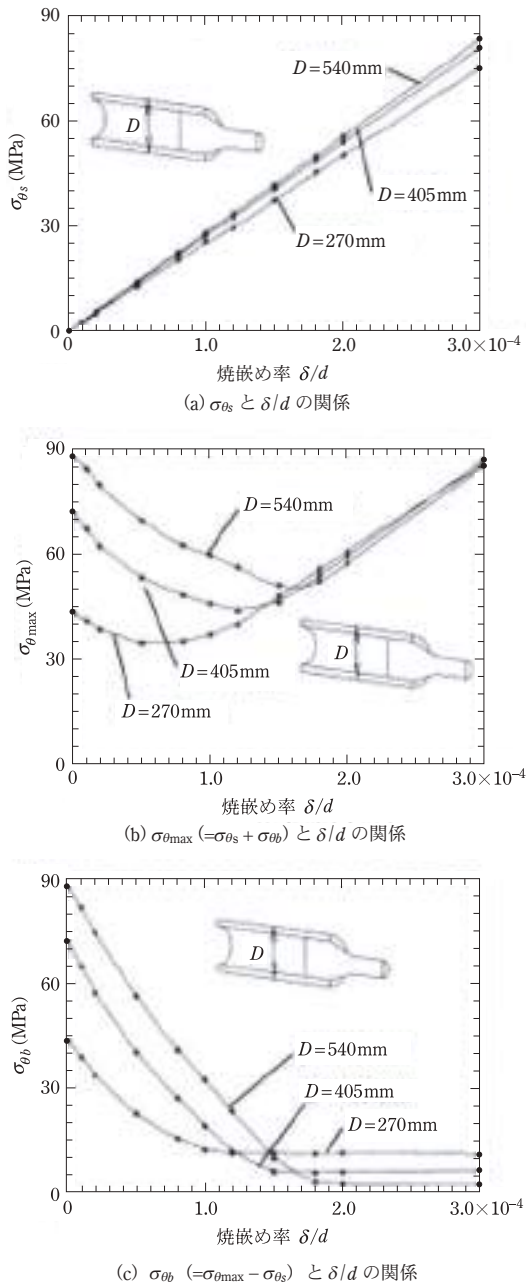


図 12 σ_{θ} と δ/d の関係 ($D=270$ mm, $D=405$ mm, $D=540$ mm に対して $w=100$ N/mm, $w=243$ N/mm, $w=450$ N/mm として公称曲げ応力 $\sigma_{zn}=32M/\pi(D^3-d^3)$ =一定, スリーブの厚さ $(D-d)/2=30$ mm=一定)。

ラミックスと固定している。また、スリーブ外径 D が変化しても、以下の式 (1) で表される単純円筒に生じる公称曲げ応力 σ_{zn} が一定となるようにし

た。具体的には、スリーブ外径 $D=270$ mm の場合の分布荷重 $w=100$ N/mm を基準として、曲げモーメント M と公称曲げ応力 σ_{zn} を計算し、同じ σ_{zn} となるように、 $D=405$ mm, 540 mm の分布荷重 w を決定した。

$$\sigma_{zn} = \frac{32M}{\pi(D^3 - d^3)} \quad (1)$$

これより、 $D=405$ mm, 540 mm のローラーに負荷する分布荷重はそれぞれ、 $w=243$, 450 N/mm となる。

図 12 (b) から、焼嵌め率 δ/d が小さい場合、スリーブ外径 D が大きいほど $\sigma_{\theta \max}$ は大きくなる。また、スリーブ外径 D が大きいほど $\sigma_{\theta \max}$ が極小となる焼嵌め率 δ/d が小さくなる。この傾向は、嵌め込み長さ L を変化させた場合の結果である図 8 (a) と良く似ている。これは、スリーブ外径 D が大きい場合でも嵌め込み長さ $L=210$ mm としており、嵌め込み長さ L が相対的に短くなるためである。

図 12 (c) から、スリーブ外径 D が大きいほど、小さい焼嵌め率 δ/d で $\sigma_{\theta b}$ は一定となっており、一定となった際の $\sigma_{\theta b}$ は $D=270$ mm では $\sigma_{\theta b}=10.4$ MPa であり、 $D=405$ mm では $\sigma_{\theta b}=5.5$ MPa であり、また、 $D=540$ mm では $\sigma_{\theta b}=1.9$ MPa となっている。この結果は、スリーブ材料を変化させた場合の結果である図 9 (c) と同様の傾向を示している。これは、スリーブ直径 D によらずスリーブの厚さ $(D-d)/2=30$ mm=一定としているため、スリーブ直径 D が大きいほどスリーブの厚さが相対的に薄くなっており、ヤング率が見かけ上小さくなっていることが原因である。

図 13 にスリーブ外径 $D=540$ mm, 焼嵌め率 $\delta/d=3.0 \times 10^{-4}$, 分布荷重 $w=450$ N/mm におけるスリーブに生じる σ_{θ} の分布を示す。最大引張応力は点 C で生じており、これまで検討してきた他の場合と異なる。このような最大応力発生位置の違いは焼嵌め率 $\delta/d \geq 1.0 \times 10^{-4}$ で現れており、スリーブ外径 D を大きくすると、他と異なる傾向を示す可能性があるため注意が必要である。この外径 $D \rightarrow$ 大の影響は次回の解説でも取上げる。

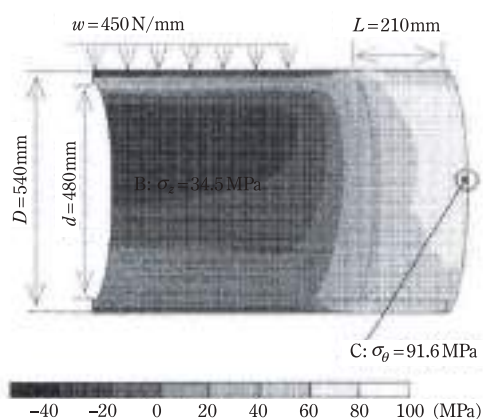


図 13 焼嵌めと分布荷重による σ_θ ($\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$ のとき)。

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、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である。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、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。そこで本解説では、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を行った事例⁷⁾を紹介した。解析によって得られた知見を以下に示す。

(1) セラミックス製スリーブの両端に、鋼の軸部を焼嵌めで接合するロール構造において、ロールに生じる最大応力 $\sigma_{\theta\max}$ を考察した。この最大応力 $\sigma_{\theta\max}$ は焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s}$ と、分布荷重 w により生じる応力増加 $\sigma_{\theta b}$ によって $\sigma_{\theta\max} = \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b}$ として生じるので、曲げ荷重の影響は σ_θ の増加量 $\sigma_{\theta b}$ ($= \sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s}$) に注目して考察する必要がある。焼嵌め率、嵌め込み長さ、スリーブ材質、接触部の曲率半径 ρ を変化させて、その最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ ($= \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b}$) への影響を明らかにした。

(2) セラミック製ロールに生じる最大引張応力 σ

$\sigma_{\theta\max}$ は、スリーブ端の円弧部の点 A (図 5 参照) に生じる σ_θ であることを示した。例えば、嵌め込み長さ $L = 210$ mm, 焼嵌め率 $\delta/d = 3.0 \times 10^{-4}$, スリーブ端の曲率半径 $\rho = 5$ mm におけるロールでは、スリーブ端 A に最大引張応力 $\sigma_{\theta\max} = 85.6$ MPa が生じるが、この場合、焼嵌め応力 $\sigma_{\theta s} = 75.2$ MPa が、荷重 w により $\sigma_{\theta b} = \sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s} = 10.4$ MPa 増加し $\sigma_{\theta\max} = 85.6$ MPa となる。

(3) 焼嵌め率 δ/d を十分大きくすることにより、焼嵌め後の分布荷重 w による、 σ_θ の増加量 $\sigma_{\theta b}$ ($= \sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s}$) は、焼嵌め率 δ/d によらず一定値となる (図 7 (b) 参照)。その値はスリーブ・軸部間を固着した状態で、点 A に生じる σ_θ に等しい。すなわち、焼嵌め率 δ/d を十分大きくすることで、スリーブ・軸部が一体化した構造とみなすことができる。

(4) 焼嵌め率 δ/d が小さい場合は、軸部の嵌め込み長さが短いほど接触の端部の応力集中が生じやすく、大きな応力が生じる。しかし、焼嵌め率 δ/d を十分大きくすると、接触の端部の応力集中がなくなり、分布荷重による応力 $\sigma_{\theta b}$ は嵌め込み長さによらず一定値となる。最大引張応力 $\sigma_{\theta\max}$ はある焼嵌め率 δ/d で最小値となる (図 8 参照)。

(5) ヤング率の大きい材料ほど、焼嵌めによって軸部をスリーブが強く締め付けるため、接触の端部の応力集中が生じにくいことがわかった。ただし、焼嵌め率 δ/d が大きい場合には焼嵌めの影響 ($\sigma_{\theta s}$) が大きいため、ヤング率が大きいほど $\sigma_{\theta\max}$ は大きな値となる (図 9 参照)。

(6) スリーブ端部での曲率半径 ρ が小さいほど $\sigma_{\theta\max}$ は大きくなる。しかし、 $\sigma_{\theta b}$ が一定となる焼嵌め率 δ/d は曲率半径 ρ によらない。すなわち、接触の端部集中のしやすさは曲率半径 ρ に依存しない (図 11 (b) 参照)。

(7) 公称曲げ応力 σ_{zn} および他の寸法を固定して、スリーブ直径 D を変化させると、 D が大きいほど接触の端部の応力集中が生じやすい (図 12 参照)。これは、嵌め込み長さ L が相対的に短くなっていることが原因である。また、 $\sigma_{\theta b}$ が一定となる焼嵌め率 δ/d は D が大きいほど小さい値となる。これは、スリーブ直径 D によらずスリーブの厚さ ($D -$

$d/2$ = 一定としているため、スリーブ直径 D が大きいほどスリーブの厚さが相対的に薄くなっており、ヤング率が見かけ上小さくなっていることが原因である。

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) セラミック製ストッ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), 71.
- 7) 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詰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.
- 8) E. Miki: High corrosion resistance and cost reduction by spraying methods, Plant Engineer, **21** 1 (1989), 8. (in Japanese).
- 9) T. Iwata and H. Mori: Material choice for hot run table roller, Plant Engineer, **15** 6 (1983), 55. (in Japanese).
- 10) 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), 1637.
- 11) 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.
- 12) H. Kobayashi and T. Kawakubo: Fatigue – Difference between ceramics and metal –, Journal of the Japan Institute of Metals, **27** 10 (1988), 757.

のだ・なおき 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。焼詰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。日本機学会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。焼詰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。