

セラミック製スリーブロールにおける シャフト抜け出し駆動力に及ぼす設計要因の影響

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

はじめに

セラミック製ロールは、耐食性・耐熱性・耐摩耗性に優れるため、めっき浴や加熱炉用ロールを対象として開発が進められている(図1)^{1)~6)}。この点を考慮して、先の解説では^{7)~16)}、セラミック製ロールを製鉄機械分野に応用する際の種々の課題とその解決策を説明した。一方、セラミック製ロールでは、焼嵌め接合が不可欠であるが、セラミックスの脆性から、焼嵌め率を大きくとれない。このことが一因となって、稼働中にスリーブから軸が抜け出す問題が生じる^{17)~27)}。

この問題の解決に向けて、執筆者らは、一連の数値シミュレーションを行ってきた^{28)~30)}。また、解析シミュレーションの妥当性を小野式回転曲げ疲労試験機の抜け出し実験³¹⁾で実証した。最初の解析では、図1の3次元実体ロール形状で、抜け出す現象を数値的に実現した²⁸⁾。しかし、抜け出しメカニズムの考察には、スリーブと軸の接触位置がロール回転により不規則に変化して複雑な挙

動を示すだけでなく、膨大な計算時間が妨げとなる。すなわち、設計に必要な抜け出しを生じさせる駆動力を定量的に求めるには3次元解析が前提となるものの、抜け出し駆動力を発現させたモデルを考察するには、単純な抜け出しのシミュレーションを上回る、膨大な解析時間と複雑な接触挙動の解明を余儀なくされる。よって、3次元解析に先立って、2次元モデルを用いる方策を採用した。図2に2次元シャフト(内プレート)の抜け出しシミュレーションの交番荷重モデルを示す²⁹⁾³⁰⁾。前々回までの解説では、これらの結果を説明した^{32)~34)}。

2次元モデルでは、多数回のロール回転を模擬できる利点があるだけでなく、図3に示すようなストッパーを設定して抜け出し力を受け止めることで、抜け出し駆動力を発現させることも可能である³⁰⁾。すなわち、ストッパーがない場合、内プレート(軸の2次元モデル)の抜け出し変位は、内プレートが外プレート(スリーブの2次元モデル)から外れるまで徐々に増加する。しかし、ストッパーを設けることにより、内プレートが抜け出す途中でストッパーに接触して、接触力が発現する。この接触力は、抜け

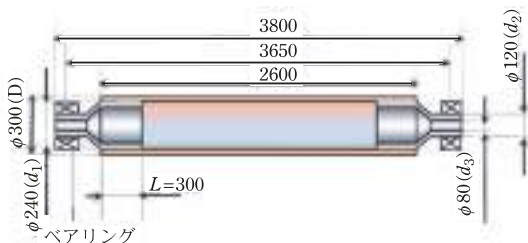


図1 実際のセラミックロールの構造と寸法(mm)
(3次元)。

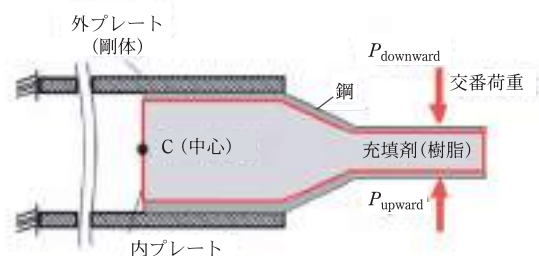


図2 抜け出し挙動解析用2次元交番荷重モデル²⁸⁾。

出しを引き起こす駆動力とみなし得る。先の研究では焼嵌め率や寸法を基本的な条件で設定し、抜け出しのメカニズムと抜け出し駆動力を考察した³⁰⁾。前回の解説では、この解析を説明した³⁵⁾。

このようにして求められた抜け出し駆動力の大きさには、摩擦係数、焼嵌め率、嵌合長さなど種々の設計要因が影響する。すなわち、図1のような焼嵌め式ロールを設計する際、各設計因子に対する抜け出し駆動力への影響と抜け出し駆動力の大きさを把握することが必要となる。そこで本研究では、2次元モデルを用い、抜け出し駆動力に及ぼす要因として、摩擦係数、焼嵌め率、嵌合長さに注目して、その抜け出し駆動力への影響をシミュレーションで求め考察する³⁶⁾。3次元実ロールモデルの解析に先立って、2次元シミュレーションにより、多数回のロール回転を模擬して、これら諸因子の影響を力学的に明らかにすることは、軸の抜け出し現象およびそのメカニズムを深く理解する上で、さらに、難解な3次元解析を進める前に不可欠な研究であると考えらる。

抜け出し駆動力の解析方法

図3に本研究で用いるストッパーを有する2次元モデルを示す。回転曲げ荷重を受ける3次元モデルで生じる抜け出し現象は、2次元モデルに上下交番荷重を加える方法で再現できる²⁹⁾³⁰⁾。現在使用中の計算機(CPU:8コア、クロック周波数:3.7GHz:実装メモリRAM:32G)を使って3次元実体モデルで計算すると5回転の抜けシミュレーションで1週間ほどの期間を要する。しかし、図3の2次元モデルを使用すれば、1/15ほどの期間で40サイクル以上の交番荷重のシミュレーションが可能である。すなわち $1/15 \times 5/40 = 1/120$ の短縮効果と言える。交番荷重で内プレート(軸の2次元モデル)が抜け出していく場合、内プレートが外プレート(スリーブの2次元モデル)のストッパーとの間に設けられた隙間を進み、ストッパーに接触する。ストッパーに生じる反力は、抜け出しの駆動力そのものとみなし得る。また、図3に示すように、軸に作用する抜け出し駆動力 F_d は内プレートとの

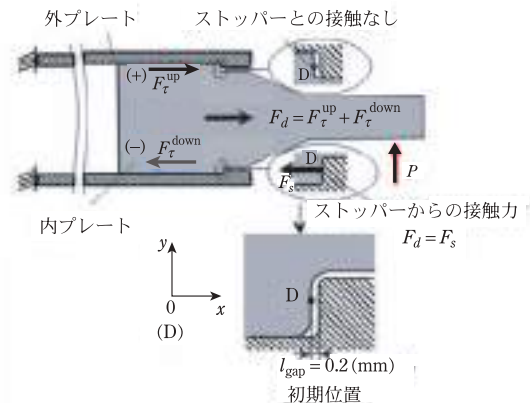
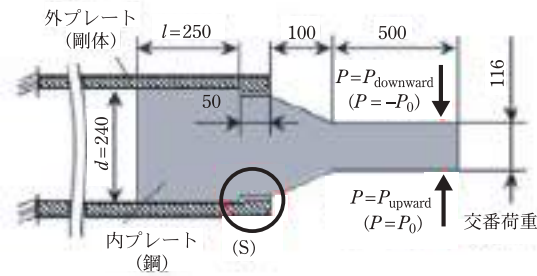


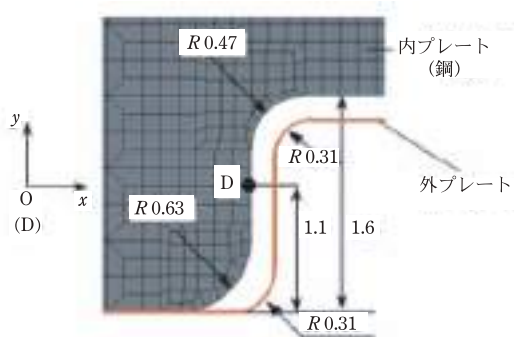
図3 交番荷重モデルによる抜け出し駆動力 $F_d = F_s$ の決定(F_d =抜け出し駆動力, F_s =ストッパーに生じる反力)。

上下嵌合部に生じる2つのせん断力 F_{τ}^{up} と F_{τ}^{down} との和($F_d = F_{\tau}^{up} + F_{\tau}^{down}$)として生じる。すなわち、図3に示すように、内プレートがストッパーと接触したとき、抜け出し駆動力 F_d は接触力 F_s と釣り合う($F_s = F_d$)。つまり、抜け出し駆動力 F_d は、ストッパーとの接触力 F_s または上下の結合面に生じるせん断摩擦力 F_{τ}^{up} と F_{τ}^{down} の差によって表現できる。

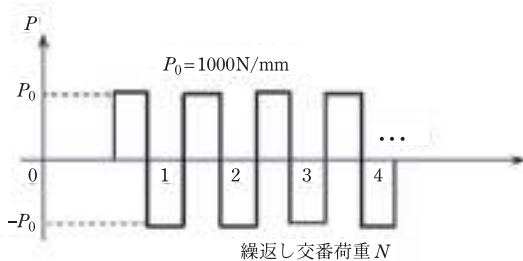
図4(a)に使用するモデル寸法の詳細を示す。対称性を考慮して、全体の1/2を解析対象とする。図4(b)にストッパーの詳細を示す。図4(c)に荷重の条件を示す。基準曲げ荷重 $P_0 = 1000 \text{ N/mm}$ の10倍でも、内外ストッパー部が干渉しないように配慮した。また、計算時間を節約するため、図3に示す抜け出し方向の隙間 l_{gap} をできるだけ小さい $l_{gap} = 0.2 \text{ mm}$ に設定した。表1に解析に用いる部材の物性値を示す。解析の簡略化により計算時間を節約して、多数回の交番荷重による抜け出しを表現するため、外プレートを剛体と仮定する²⁹⁾³⁰⁾。また、内プレートは2次元モデル解析では中空を表現できないため、鋼と充填材と組み合わせた複合材と仮定する²⁹⁾³⁰⁾。解析モデルに与える条件として、嵌合長さ $l = 250 \text{ mm}$ 、焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ 、摩擦係数 $\mu = 0.3$ を基準値とした。なお、焼嵌め率 δ/d は焼嵌め代 δ を外プレート嵌合部の厚さ $d = 240 \text{ mm}$ で除した値である。本研究では、慣性力を無視できるので²⁸⁾、MSC社の汎用有限要素解析ソフト Marc/Mentat2012を用い、準静的構造解



(a) ストッパー付2次元モデル



(b) 内プレートのストッパー周辺のメッシュ分割の詳細 (mm)



(c) 交番荷重

図4 抜け出し駆動力解析用2次元交番荷重モデル。

析を行った。これは、1972年以来最初の商用非線形有限要素プログラムとして使用されており、接触解析には、クーロン摩擦モデルに基づく双線形モデルを適用し³⁷⁾³⁸⁾、非線形方程式の解法には、完全ニュートン・ラプソーン法を使用している³⁹⁾。精度の高い抜け出し駆動力を短時間で計算できるように図4をモデル化した。要素は四角形4接点平面応力要素で、総メッシュ数は 2.5×10^4 、計算ステップは0.0625秒、ストッパー周辺の最小要素サイズは $0.15625 \text{ mm} \times 0.15625 \text{ mm}$ である。接触力は内プレートの点Dおよびその周辺部がストッパーに接触して生じるが、条件によっては、内プレートが抜け出

表1 材料特性。

	外プレート	内プレート	
材料	剛体*	鋼	樹脂*
弾性係数 (GPa)	∞	210	52
ポアソン比	—	0.3	0.3
引張強さ (MPa)	—	600	—
密度 (kg/m^3)	—	7800	7800

* シミュレーションで推定

さずに、接触しない場合もある。この場合は接触力 $F_s = 0$ である。本研究では、計算時間を考慮し、抜け出しの有無を判断可能な繰返し数 N を300回にして、これ以下の $N \leq 300$ で接触する条件で接触力 F_s を求め考察を行った。この詳細については「焼嵌め率が抜け出し駆動力に及ぼす影響」の節で述べる。本研究の解析方法と対象とするモデルは、あくまで抜け出しの発生メカニズムと設計要因の影響を解明するための抜け出し駆動力を求めるためのものである。3次元モデルを用いた実際の抜け出しの対策は、抜け出し駆動力とメカニズムを明らかにした後に考察すべきであると考えている。

摩擦係数が抜け出し駆動力に及ぼす影響

図5に摩擦係数を $\mu = 0.01 \sim 1$ と変化させたときの、内プレート上面のせん断力 F_τ^{up} 、ならびに内プレート下面のせん断力 F_τ^{down} を示す。図5は、図4のモデルで解析した結果である。これらのせん断力は上下面のせん断応力 τ_{xy} を嵌合長さに関して積分した値であり、式(1)で表される。

$$F_\tau^{\text{up}} = \int_0^{250} \tau_{xy} dx$$

$$F_\tau^{\text{down}} = \int_0^{250} \tau_{xy} dx \quad (1)$$

これらのせん断力と抜け出し駆動力は、図3に示すように x 方向のせん断力を符号「+」とする。せん断応力 τ_{xy} は接触垂直応力 σ_N とすれば、 $\tau_{xy} = \mu \times \sigma_N$ の関係がある。図5に示すように、 F_τ^{up} ならびに F_τ^{down} は摩擦係数 μ に依存して変化する。よって、その和として生じる、抜け出し駆動力 F_d

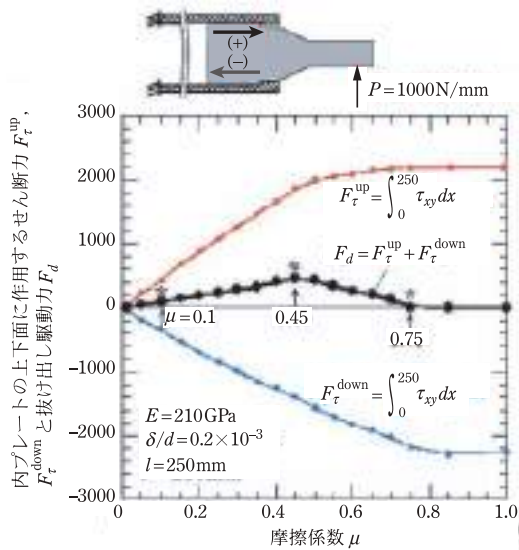


図5 摩擦係数 μ が抜け出し駆動力 $F_d = F_\tau^{\text{up}} + F_\tau^{\text{down}}$ に及ぼす影響 (F_τ^{up} , F_τ^{down} は内プレート上下面に作用するせん断力, 交番荷重の大きさ $P = 1000 \text{ N/mm}$, 内プレートの鋼のヤング率 $E = 210 \text{ GPa}$, 嵌合長さ $l = 250 \text{ mm}$, 焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$).

($=F_\tau^{\text{up}} + F_\tau^{\text{down}}$)も摩擦係数 μ に依存する。図5に示すように, 抜け出し駆動力 F_d は, $\mu = 0$ から μ の増加とともに大きくなり, $\mu = 0.45$ 付近で最大値をとる特異な挙動を示す。この理由は, 内プレート上面のせん断力 F_τ^{up} の, 摩擦係数 μ に対する増加率が, 内プレート下面のせん断力 F_τ^{down} の, 摩擦係数 μ に対する増加率よりも大きいことと, F_τ^{up} が F_τ^{down} よりも小さい μ で飽和するためである。さらに μ が大きくなり, $\mu > 0.75$ となると, 上下の F_τ が, 飽和値に達し等しくなるので抜け出し駆動力 $F_d = 0$ に戻る。これは曲げ力が作用しても内プレートが動かなくなつて, ストップーに接触し難くなるためである。

この挙動をより理解しやすくするために, 曲げ荷重作用時の内外プレート間の接触長さの変化を調べる。図6に, 上向き力荷重 P を負荷したときの, 内プレート上面の接触長さ l_c^{up} , ならびに内プレート下面に接触長さ l_c^{down} を示す。上面の接触長さ l_c^{up} は, μ の増加に伴って $\mu = 0.3$ 付近まで徐々に増加していき, 内プレート上面の全長 250 mm が接触する $l_c^{\text{up}} = 250 \text{ mm}$ となる。しかし, 内プレー

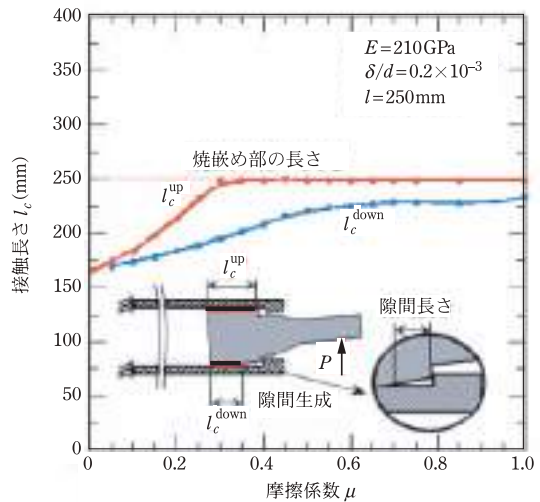


図6 摩擦係数 μ が内プレートと外プレートの接触長さ l_c^{up} , l_c^{down} に及ぼす影響 (l_c^{up} = 上面の接触長さ, l_c^{down} = 下面の接触長さ) (交番荷重の大きさ $P = 1000 \text{ N/mm}$, 内プレートの鋼のヤング率 $E = 210 \text{ GPa}$, 嵌合長さ $l = 250 \text{ mm}$, 焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$).

ト下面の接触長さ l_c^{down} は μ の増加に伴って $\mu = 0.8$ 付近まで徐々に増加していき, 上側よりも小さい接触長さ $l_c^{\text{down}} < 250 \text{ mm}$ でほぼ一定値に飽和する。両者の接触長さは異なるが変化傾向は類似している。このことから, 上下両面の接触長ささと上下両面のせん断応力との関係性が示唆される。

ところで, この接触長さ l_c^{up} , l_c^{down} の挙動は曲げ負荷により嵌合部に生じる隙間長さ(図6参照)に左右される。図7に上下嵌合面の摩擦せん断応力の分布を示す。図7では, 抜け出し駆動力の最大値が生じる $\mu = 0.45$ (図5参照)に対して, μ が小さい $\mu = 0.1$ のときと, μ が大きい $\mu = 0.75$ のときの3条件における結果を示している。ここで選択した $\mu = 0.1, 0.45, 0.75$ に対応する抜け出し駆動力を, 図5中に「*」印を付して示す。上向き曲げ力 P を加えると, 内プレートの上側右端部(図7(a)上側右端参照)でせん断応力は最大となり, 上側右端部と外側嵌合部には隙間が生じない。反対に内プレート下側は曲げにより引き伸ばされて, 右端部で外プレートとの間に隙間が生じやすい状態となる(図6参照)。そのため, 上向き荷重負荷時, 内プレー

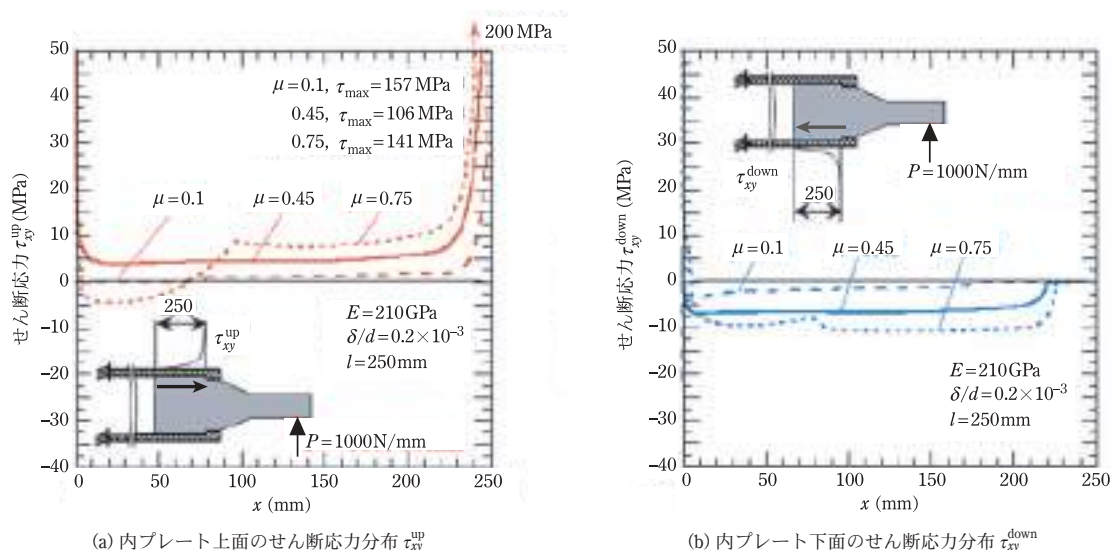


図7 内プレートの上下接触面のせん断応力分布 τ_{xy}^{up} , τ_{xy}^{down} (摩擦係数 $\mu = 0.1, 0.45, 0.75$ のとき, 交番荷重の大きさ $P = 1000$ N/mm, 内プレートの鋼のヤング率 $E = 210$ GPa, 嵌合長さ $l = 250$ mm, 焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$).

ト下側は摩擦係数全域で接触長さ ($|\tau_{xy}| \neq 0$ の範囲) が上側よりも小さい (図7参照)。

次に抜け出し駆動力の最大値が生じる理由について考察する。摩擦係数 μ が小さいとき ($\mu = 0.1$), 嵌合上下面のせん断力 F_{τ}^{up} , F_{τ}^{down} とともに小さく, その和である抜け出し駆動力 $F_d = F_{\tau}^{up} + F_{\tau}^{down}$ も小さい。一方, 摩擦係数 μ が大きいとき ($\mu = 0.75$), 図7(a)に示すように嵌合上面左側に負のせん断応力の領域があるため, 嵌合上面のせん断力 F_{τ}^{up} の増加が抑制される。一方, 嵌合下面の負のせん断力 F_{τ}^{down} の増加により, 抜け出し駆動力 $F_d = F_{\tau}^{up} + F_{\tau}^{down}$ は減少する。このような理由で, $\mu = 0.1, 0.75$ に挟まれた部分 $\mu = 0.45$ でせん断力は最大となる。抜け出し駆動力と摩擦係数の図5のような関係とそのメカニズムは, 当該原著論文³⁶⁾の研究で初めて学術的に明らかにされたものである。焼嵌め接合されたロールを設計する際, 可能なら抜け出し駆動力 F_d の最大値が生じる摩擦係数 $\mu = 0.45$ を避けることが望ましい。例えば, 摩擦係数 μ が 0.75 を越える条件では, 抜け出しは生じないので, その損傷を考慮する必要はない。しかし, 現実には摩擦係数 μ は使用中の環境条件などで変動するため, 設計条件としてある特定の摩擦係数 μ を指定することはできない。

い, よって, 3次元実ロールを設計する際には, 抜け出し駆動力 F_d の最大値を求め, この値をスツパーの強度設計に用いれば十分である。このように図5で明らかにされた抜け出し駆動力 F_d の挙動は, 3次元実ロールの解析や設計に反映できる。

焼嵌め率が抜け出し駆動力に及ぼす影響

焼嵌め構造の結合能力を示す焼嵌め率 δ/d は, 材料の組み合わせや伝達トルクによって適正值が用いられる。図8に焼嵌め率 δ/d が抜け出し駆動力 F_d に及ぼす影響を示す。ここでは, 基準とする荷重 $P = 1000$ N/mmの結果と, 比較のために $P = 1200$ N/mmの結果も示す。図中の()内には飽和接触回数 N_c を示し, 図8より, $P = 1000$ N/mmの場合, 低焼嵌め率 $\delta/d \leq 0.2 \times 10^{-3}$ では, 抜け出し駆動力 F_d はほぼ一定で, $\delta/d \approx 0.3 \times 10^{-3}$ の時に最大値に達する。その後は, 焼嵌め率 δ/d の増加に伴い, 内プレートの抜けが困難になって, 抜け出し駆動力 F_d は大きく減少し, $\delta/d \approx 0.45 \times 10^{-3}$ では抜け出し駆動力 $F_d = 0$ となる。このような焼嵌め率に対する抜け出し駆動力の特異な挙

動を再確認するため、図8には、荷重を20%増やした $P = 1200 \text{ N/mm}$ の結果も示しているが、同様の挙動がみられた。

次に、図8に示すような抜け出し駆動力 F_d の焼嵌め率 δ/d に対する変化を学術的な観点から考察する。抜け出し駆動力 F_d は嵌合上下間のせん断

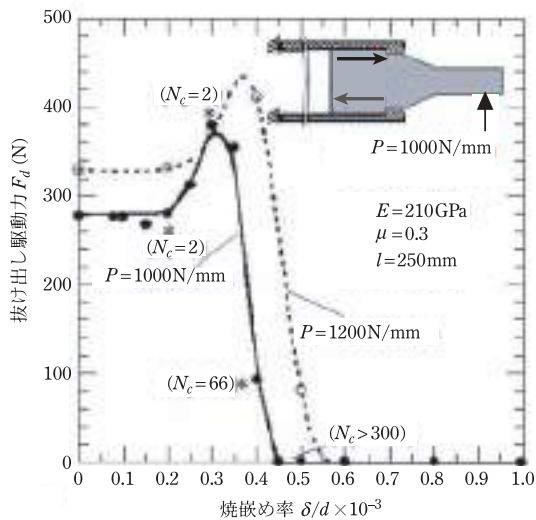
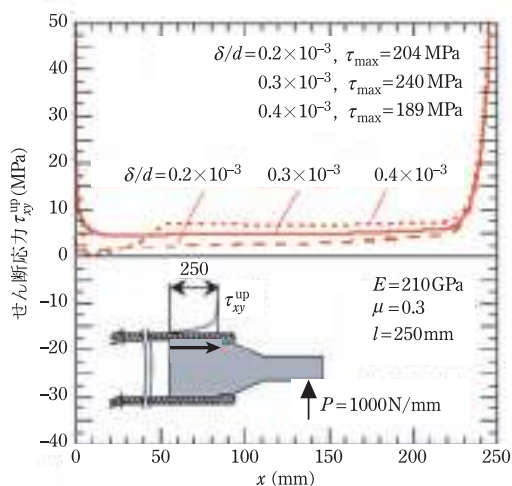
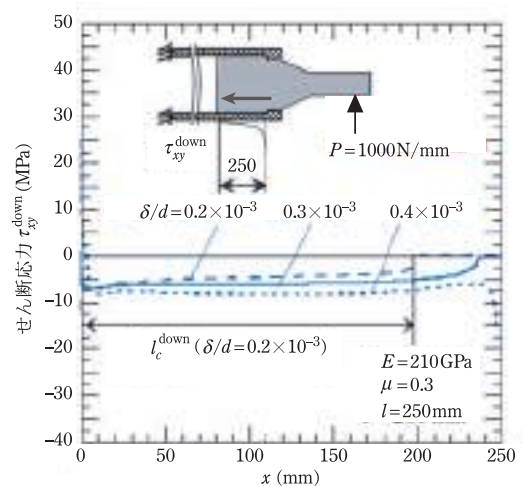


図8 焼嵌め率 δ/d が抜け出し駆動力 F_d に及ぼす影響 (交番荷重の大きさ $P = 1000 \text{ N/mm}$ 、内プレートの鋼のヤング率 $E = 210 \text{ GPa}$ 、摩擦係数 $\mu = 0.3$ 、嵌合長さ $l = 250 \text{ mm}$ の場合)。

力の和 $F_d = F_\tau^{\text{up}} + F_\tau^{\text{down}}$ として生じるので、そのせん断応力分布を、図9を用いて比較検討する。図9では焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$, 0.3×10^{-3} , 0.4×10^{-3} それぞれの特徴に注目した。これら焼嵌め率 δ/d は、図8の F_d の変化が特徴的な「*」印で示す3点の δ/d で、最大値をとる $\delta/d \approx 0.3 \times 10^{-3}$ ならびに、それより小さい F_d が生じる $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ と $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ に相当する。図9に示すように、最大抜け出し駆動力が生じる $\delta/d \approx 0.3 \times 10^{-3}$ におけるせん断応力分布に対して、小さい焼嵌め率の $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ では、上下側ともにせん断応力は小さい。よって、上下和から求まる抜け出し駆動力も $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ に対して小さくなることは理解できる。一方、最大値をとる $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ よりも、大きな焼嵌め率 $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ では、上側の抜け出し駆動力方向の応力分布 F_τ^{up} の増加よりも下側 F_τ^{down} (抜け出し駆動力の反対方向)の増加が大きいために、上下和で生じる抜け出し駆動力は減少する。図9においてせん断応力 τ_{xy} が存在する($\tau_{xy}^{\text{up}} \neq 0$, $\tau_{xy}^{\text{down}} \neq 0$)範囲では内外プレートが接触状態にある。図9(b)において焼嵌め率 δ/d が大きくなると、下側の接触長さ l_c^{down} も長くなる。見方を変えると、曲げ荷重と反対側に生じる非接触部が小さくなるほど、内プレートの変形が拘束され



(a) 内プレート上面のせん断応力分布 τ_{xy}^{up}



(b) 内プレート下面のせん断応力分布 τ_{xy}^{down}

図9 焼嵌め率 δ/d が異なる場合の内プレート上下面のせん断応力分布 τ_{xy}^{up} , τ_{xy}^{down} 。

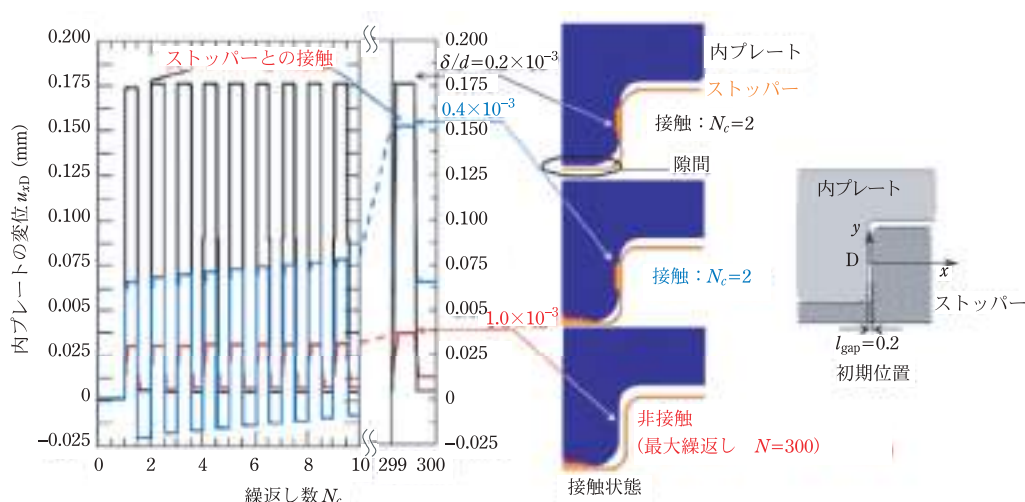


図 10 内プレートの抜け出し変位 u_{xD} と繰返し数 N_c の関係 (交番荷重の大きさ $P = 1000 \text{ N/mm}$, 内プレートの鋼のヤング率 $E = 210 \text{ GPa}$, 摩擦係数 $\mu = 0.3$, 嵌合長さ $l = 250 \text{ mm}$ の場合の点 D の変位 u_{xD} と異なる焼嵌め率 δ/d).

て、抜け難くなるものと考えられる. このように、焼嵌め率 δ/d が大きくなると下側接触長さ l_c^{down} が上向き曲げ荷重を加えても短くならないことも抜けを難しくする要因と考えられる. ここで、曲げ荷重 $P = 1000 \text{ N/mm}$ を加える場合の抜け出し駆動力 F_d を求めるために必要な繰返し数を焼嵌め率 δ/d との関係で述べる.

図 10 に内プレートの変位 u_{xD} と繰返し数 N_c の関係を示す. 図 10 に示すように、焼嵌め率 δ/d が小さいと数回の繰返し数 N_c で、内プレートの変位 u_{xD} が飽和して、ストッパーに接触し、 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ では 2 回目 ($N_c = 2$) で接触する. 一方、 $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ では、 $N_c = 66$ と、接触までに多くの回数を要する. なお $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ の接触状態における変位量 u_{xD} は $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ 場合の変位量 u_{xD} よりも小さい. このように、接触変位が初期隙間 0.2 mm よりも小さくなる理由は、使用している解析ソフト MSC Marc/Mentat 2012 では、接触判定量として焼嵌め率 δ/d の $1/2$ 以上を取る必要があるためである³⁰⁾⁴⁰⁾. δ/d がさらに大きい $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$ では、内プレートの変位はほとんど増加せず、計算した最大繰返し数 $N = 300$ でもストッパーと接触しない. このため、計算時間の制約を考慮して、 $N = 300$ を上限に接触しない場

合は、抜け出し駆動力 $F_d = 0$ とする. 図 10 の条件では焼嵌め率 $\delta/d \approx 0.45 \times 10^{-3}$ が接触限界条件となる. 図 8 に示すような本研究で初めて明らかにされた δ/d に対する抜け出し駆動力 F_d の特異な挙動は、基本的には摩擦係数の場合と同様とみてよい. 従って、3 次元実設計への応用も摩擦係数の場合と同様、最大抜け出し駆動力 F_d を求め、ストッパーを設計することになる. しかし、実ロールのスリーブはセラミックスであるため、その場合、セラミックスの張り割れを考慮する観点から、焼嵌め率 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ 以下の条件も加える. このように図 8 のように明らかにされた抜け出し駆動力 F_d の挙動は、3 次元実ロールの解析や設計に反映できる.

嵌合長さが抜け出し駆動力に及ぼす影響

内外プレート間の嵌合長さ l の変化に伴う抜け出し駆動力 F_d への影響を調べ、図 11 に示す. 図 11 では、嵌合部の長さ l に加えて、比率 l/d ($d = 240 \text{ mm}$) も示してある. 嵌合長さが極端に短い場合を除く. $0.5 \leq l/d \leq 1.0$ ($120 \text{ mm} \leq l \leq 250 \text{ mm}$) のとき、抜け出し駆動力 F_d はほぼ一定である. $l/d \geq 1.0$ では、抜け出し駆動力 F_d は徐々に小さ

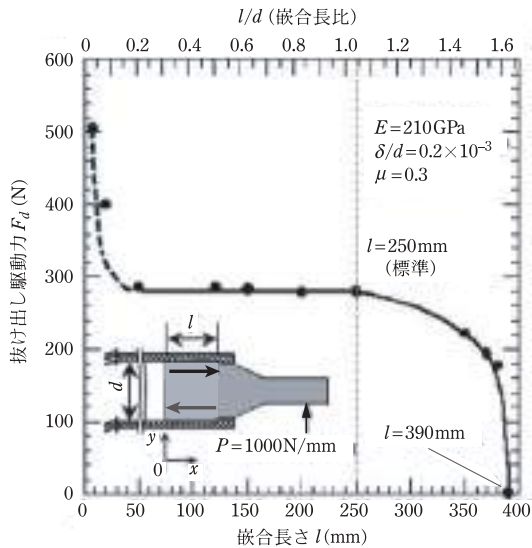


図 11 嵌合長さ l が抜け出し駆動力 F_d に及ぼす影響。

くなる。このように、嵌合部が長いほど、内プレートは抜けにくくなるが、嵌合部が高温炉内に位置してしまうことや、コストの増加も考慮する必要がある。一方で、嵌合長比が $l/d \leq 0.2$ では、抜け出し駆動力 F_d は増加するが、実設計で $l/d \leq 1.0$ では想定し難く、経験的には $l/d = 1.0 \sim 2.0$ とみてよい。従って、3次元実ロールの設計においては、抜け出し駆動力 F_d がほぼ一定値をとる嵌合長比 $l/d = 0.5 \sim 1.0$ を目安として、抜け出し駆動力 F_d を求め、ストッパーの強度設計に用いればよい。このように図 11 のように明らかにされた抜け出し駆動力 F_d の挙動は、3次元実ロールの解析や設計に反映できる。

おわりに

本研究では、セラミック製スリーブ焼嵌めロールのシャフトの抜け出し挙動における各種設計要因の影響を考察した。具体的には、3次元実ロールモデルの解析に先立って、図 4 に示す 2次元交番荷重モデルを用いて、抜け出し駆動力に及ぼす、摩擦係数、嵌合長さ、焼嵌め率の各設計因子の影響を調べた。2次元交番荷重モデルでは、抜けの判断に必要な回転数を約 1/120 の計算時間で実現可能で、しかも複雑なメカニズムを比較的容易に



図 12 日本設計工学会論文賞賞状³⁶⁾。

考察できる。これらの理由で当該原著論文³⁶⁾は日本設計工学会論文賞を受賞している(図 12)。このように、抜け出し駆動力に対する各設計要因の特異な挙動を 2次元交番荷重モデルで説明することは、3次元実ロールモデルの解析や考察を進める上で不可欠である。得られた結論をまとめると以下ようになる。

(1) 摩擦係数 μ が抜け出し駆動力 F_d に及ぼす影響について、図 5 に示す特異な挙動を示すことを明らかにした。すなわち、摩擦係数 μ が $\mu = 0$ から増加するにつれて F_d は徐々に増加するが、 $\mu = 0.45$ 付近で最大値に達した後、徐々に減少し $F_d = 0$ に達する。

(2) 焼嵌め率 δ/d が抜け出し駆動力 F_d に及ぼす影響について、図 8 に示す特異な挙動を示すことを明らかにした。すなわち、 δ/d が小さい場合 F_d はほぼ一定値を取るが、 δ/d が増加すると $\delta/d \approx 0.3 \times 10^{-3}$ 付近で最大値に達した後、徐々に減少し $F_d = 0$ に達する。

(3) 嵌合長比 l/d が抜け出し駆動力 F_d に及ぼす影響について、図 11 に示すように、上記 (1)、(2)

とも異なる挙動をとることを明らかにした。すなわち、 l/d が 0 から増加すると、 F_d は急速に減少した後 $l/d = 0.2$ 付近から一定値に維持されるが $l/d = 1.0$ 付近を越えると、減少し始め $l/d = 1.6$ 付近で $F_d = 0$ に達する。

(4) 3次元実ロールを設計する際には、本研究で明らかにされた抜け出し駆動力 F_d の挙動に基づき、抜け出し駆動力 F_d の最大値を求め、ストッパーの強度設計に用いればよい。このように、2次元モデル解析により得られた知見は、今後進める予定の3次元実ロールの解析や抜け出し駆動力を受け止めるストッパー構造の設計に反映させることができる。

参考文献

- 1) S. Jahanmir: Friction and Wear of Ceramics, Marcel Dekker, (1994), 15.
- 2) U. Dworak: High-tech Ceramics "Viewpoints and perspectives", Academic Press Limited, (1989), 1.
- 3) S. Sen and B. Aksakal: Stress analysis of interference fitted shaft-hub system under transient heat transfer conditions, Mater & Des., **25** (2004), 407.
- 4) 藤井正浩, 吉田彰, 石丸純, 重村真人, 谷和美: セラミックス溶射ローラの転がり疲れに及ぼす溶射皮膜厚さの影響, 日本機械学会論文集 C 編, **72** 716 (2006), 1354.
- 5) 劉権栄, 森利之, 小林秀彦, 三田村孝: 鉄鋼スラグ及びその主成分に対する Si_3N_4 焼結体の耐腐食性に及ぼす雰囲気の影響, 日本セラミックス協会学術論文誌, **98** 4 (1990), 348.
- 6) 小野拓郎: 高強度セラミックス開発の現状と将来への展望, 日本機械学会論文集 C 編, **86** 774 (1983), 470.
- 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 (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.
- 8) 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.
- 9) 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.
- 10) 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.
- 11) 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.
- 12) 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.
- 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 (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.
- 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 (22) 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, 金属, **94** 12 (2024), 81.
- 15) 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 (23) 焼嵌めで構成されたセラミックス製ロールのメンテナンスのためのスリーブの焼外しを可能とする条件, 金属, **95** 1 (2025), 69.
- 16) 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 (24) 焼嵌めで構成されたセラミック製ロールのメンテナンスのためのスリーブの焼外し過程で生じる熱応力, 金属, **95** 2 (2025), 69.
- 17) E. Ogawa, K. Shimizu and S. Hamayoshi: Practical evaluation of large ceramics rolls for continuous hot dipping steel sheet production line, Hitachi Metals Tech. Rev., **28** (2012), 50.
- 18) 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.
- 19) N.A. Noda, Hendra, Y. Takase and M. Tsuyunaru: Maximum stress for shrink fitting system used for ceramics conveying rollers, J. Solid Mech. Mater. Eng., **2** 11 (2008), 1410.
- 20) N.A. Noda, M. Yamada, Y. Sano, S. Sugiyama and S. Kobayashi: Thermal stress for all-ceramics rolls used in molten to produce stable high quality galvanized steel sheets, Engi. Fail. Anal., **15** (2008), 261.
- 21) N.A. Noda, Hendra, M. Oosato, K. Suzumoto, Y. Takase and W. Li: Strength analysis for shrink fitting system used

- for ceramics rolls in the continuous pickling line, Key Eng. Mater., **462** (2011), 1140.
- 22) 松田慎太郎, デディスルヤディ, 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.
- 23) N.A. 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 treat furnace, ISIJ Int., **55** 11 (2015), 2416.
- 24) 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.
- 25) W. Li, N.A. Noda, H. Sakai and Y. Takase: Analysis of separation conditions for shrink fitting system used for ceramics conveying rollers, J. Solid Mech. Mater. Eng., **5** 1 (2011), 14.
- 26) W. Li, N.A. Noda, H. Sakai and Y. Takase: Thermal stress analysis for shrink fitting system used for ceramics conveying rollers in the process of separation, Key Eng. Mater., **452-453** (2011), 241.
- 27) A. Rusin, G. Nowak and W. Piecha: Shrink connection modelling of the steam turbine rotor, Engi. Fail. Anal., **34** (2013), 217.
- 28) N.A. Noda, D. Suryadi, S. Kumasaki, Y. Sano and Y. Takase: Failure analysis for coming out of shaft from shrink-fitted ceramic sleeve, Engi. Fail. Anal., **57** (2015), 219.
- 29) N.A. Noda, Y. Xu, Y. Sano and Y. Takase: Coming out mechanism of steel shaft from ceramic sleeve, ISIJ Int., **56** 2 (2016), 303.
- 30) G. Zhang, H. Sakai, N.A. Noda, Y. Sano and S. Oshiro: Generation Mechanism of Driving Out Force of the Shaft from the Shrink Fitted Ceramic Roll by Introducing Newly Designed Stopper, ISIJ Int., **59** 2 (2019), 293.
- 31) Y. Sano, H. Sakai, G. Zhang and N.A. Noda: Experimental verification of the coming out of the shaft for the ceramic rolls/rollers with shrink fitting system, 6th Int. Conf. on Fracture Fatigue and Wear, IOP Publishing, Bristol, (2017), 012075.
- 32) 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(25) 焼嵌め式セラミック製スリーブロールに生じるシャフトの抜け出し現象の荷重移動法による考察, 金属, **95** 3 (2025), 72.
- 33) 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(26) 焼嵌め式スリーブロールにおけるシャフトの抜け出し現象解明のための2次元解析(多数回の荷重繰返しに対する考察), 金属, **95** 4 (2025), 65.
- 34) 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(27) セラミック製スリーブロール稼動中のシャフトの抜け出しを生じさせる駆動力, 金属, **95** 5 (2025), 65.
- 35) 野田尚昭, 張国偉, 佐野義一, 酒井悠正: ストッパーを設けた焼嵌めローラの軸抜け駆動力発生メカニズムと抜けプロセスの解明, 鉄と鋼, **104** 11 (2018), 620.
- 36) 野田尚昭, 張国偉, 佐野義一, 酒井悠正: 焼嵌め式ローラにおける軸の抜け出し駆動力に及ぼす設計要因の影響, 設計工学, **54** 11 (2019), 745.
- 37) Marc Mentat team: Theory and User Information, Vol. A, MSC. Software, (2012), 545.
- 38) N.A. Noda, Y. Sano, Y. Takase, Y. Shimoda and G. Zhang: Residual Deflection Mechanism for Back-Up Roll Consisting of Shrink-fitted Sleeve and Arbor, J. JSTP, **58** (2017), 66.
- 39) Marc Mentat team: Theory and User Information, Vol. A, MSC. Software, (2012), 713.
- 40) Marc Mentat team: Theory and User Information. Vol. A, MSC. Software, (2012), 572.
- 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。日本機工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。2024.07 インド工科大学名誉教授(グワハティ校)。2025.4 自動車技術会賞論文賞受賞。
- 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㈱ボーシン技術顧問。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。