

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

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

はじめに

これまでセラミック製ロールを製鉄機械分野に応用するため種々の問題を解説してきた。まず初めに、熔融亜鉛(420°C熔融アルミニウム(660°C~)のめっき浴中で用いられるセラミック製ロールを、熔融金属中に浸漬し設置する際の熱応力を解説した^{1)~5)}。次に、1200°C高温環境下で使用され加熱炉用セラミック製ロール⁶⁾を取り上げ、セラミック製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。これらの解説では^{1)~6)}、種々の熱荷重や幾何学的条件下で、セラミック製ロールの応力状態を解析し、接合部の最適形状等を議論してきた。さらに、使用中の力学的な荷重負荷によってロールに曲げが生じると、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。この観点から、製鉄所で最も多く使用される搬送用ロールや大口径のロールを対象にして曲げ荷重負荷に対する強度設計を行った研究を解説した⁷⁾⁸⁾。また、焼嵌めで組み立てられたセラミック製ロールはメンテナンスの際には焼外しによって、シャフトとスリーブを分離する必要がある。その焼外しの可否の条件⁹⁾やその際に生じる熱応力¹⁰⁾についても解説を行った。

一例として、図1に、先の解説⁶⁾で取り上げた加熱炉内で用いる鋼製搬送ロールの模式図を示す。図2(a)は従前の鋼製ロールであり、水を循環させることで内部を冷却し、温度を下げる必要がある、エネルギーの損失とメンテナンス費用が発

生ずる。通常、鋼製スリーブと鋼製シャフトは焼嵌め後溶接接合され、鋼製スリーブは耐摩耗性を向上させるために表面にセラミックコーティングが施されるが、線膨張係数の違いにより、き裂、剥離、摩耗などの表面欠陥が誘発される¹¹⁾。

図2(b)は、高い耐熱性、耐摩耗性¹²⁾、耐食性¹³⁾を備えたセラミック製スリーブの両端に鋼製

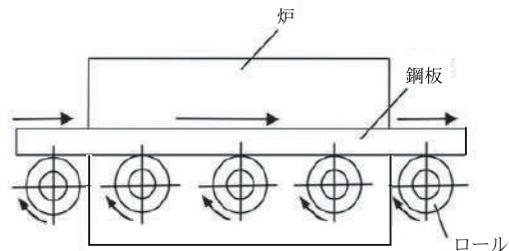


図1 加熱炉用ロールの模式図。

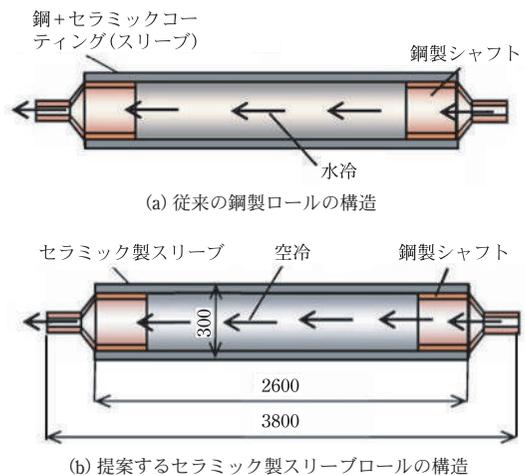


図2 加熱炉用ロールの構造。

シャフトを焼嵌めしたセラミック製ロールである。セラミック製スリーブと鋼製シャフトの接続には焼嵌め法のみ適用可能である^{14)~17)}。加熱炉用ロールでは、鋼の線膨張係数は破壊靱性の低いセラミックの線膨張係数の約4倍大きい¹⁸⁾¹⁹⁾ため注意が必要となる。先の解説^{1)~10)}では、連続垂鉛めっきライン²⁰⁾²¹⁾、連続酸洗ライン²²⁾、と通常の搬送用ロールに加えて、加熱炉用ロール²³⁾における張り割れの対策を説明した。

このように、焼嵌めで構成されるセラミック製ロールを、搬送用ロール等の製鉄機械に応用する際の課題と対策をこれまで解説してきた。その際、セラミックの脆性のため、セラミック製ロールには焼嵌め式構造が不可欠であることと、低い焼嵌め率しか適用できないことに注意が必要となる。例えば、先に熔融金属浴内で使用するセラミック製ロールの開発に成功した際^{19)~21)}、その試作ロールにおけるシャフトの抜け出しが数回観察された。ロール用の滑り軸受はシャフトの軸方向の動きを制限しない。また、軸の動きを狭い許容範囲内に制限した場合でも、軸の抜け出しにより局所的なスラスト負荷や摩擦発熱、摩擦が発生し、ロールのスムーズな回転が妨げられる。このような、シャフトの抜け出し現象に関連して、焼嵌めによって接続されたギアハブとシャフト間の微小滑りに関する調査²⁴⁾や、回転熱弾塑性焼嵌めアセンブリの接触分離の解析²⁵⁾がある。

しかし、焼嵌め式セラミック製スリーブからシャフトが抜ける現象に近い研究はほとんど見当たらない。新しい損傷であるため、まず、その現象に対して十分理解した上で、その対策が必要となる。そこで、本解説ならびに今後の数回の解説では、セラミック製ロールの実用化を推進する上での主要課題となった、この稼働中の軸抜け出し現象に関する研究を解説する。

セラミック製ロール稼働中のシャフトの抜け出し現象に関する主要な成果

セラミック製ロールは高価であるため、ロー

ル稼働中のシャフトの抜け出しを数値シミュレーションで再現することは現象解明のため不可欠である。ここではシャフトの抜け出し現象に関する主要な成果をまとめて記す。今回の解説では主に(1)を説明し、次回以降の解説では(2)~(5)を説明する。

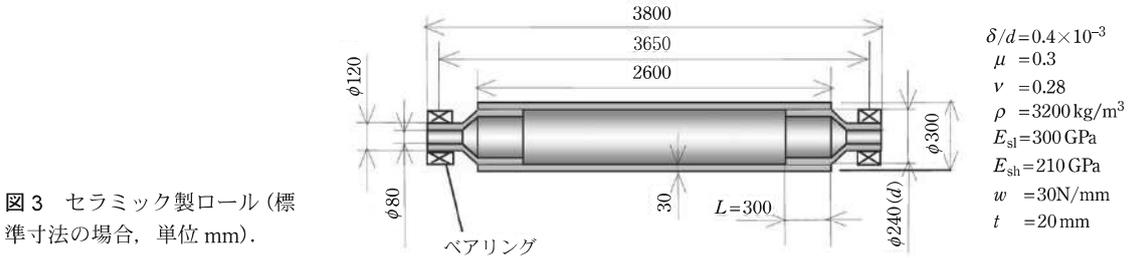
(1) ロール回転を固定ロール上の荷重移動で表現する、「荷重移動法」により、抜け出し現象を数値シミュレーションで再現できることを示した²⁶⁾²⁷⁾。焼嵌め式セラミック製スリーブロールにおいて、焼嵌め率やシャフトのヤング率、摩擦係数、負荷荷重、厚さ、嵌合長さの影響が議論できることを示し、抜け出しの条件を特定した。

(2) 3次元ロールの解析では計算時間が膨大でロールの数回転しか解析できない。そこで、交番荷重を受ける2次元ロールとしてモデル化して計算時間を短縮し、多数回の荷重繰返しによる抜け出し挙動を再現した。特に、焼嵌め面のせん断応力に着目して、抜け出しが生じる場合と、抜け出しが生じない場合の、せん断応力ならびに抜け出し変位の違いを明らかにした²⁸⁾。

(3) 抜け出しを防止するために、設計上必要とされるシャフトの抜け出し駆動力を求めるとともに、軸の抜け出し駆動力が発生する条件を明らかにした。具体的には2次元ロールモデルを用いてシャフトの抜け出しを止めるストッパーを設けることで、それに作用する力を求め、それを抜け出し駆動力と見なした。また、内側プレート上下嵌合部に、ロールに作用する曲げモーメントに釣り合うため焼嵌め部にせん断力が生じ、抜け出し方向のせん断力が反対向きのせん断力を上回る条件で抜け出しが生じることを明らかにした²⁹⁾。

(4) シャフトの抜け出し駆動力に及ぼす、摩擦係数、嵌合長さ、嵌合率の各設計因子の影響を調べた。2次元ロールモデルは、抜け出し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、しかも複雑な各設計因子の影響を比較的容易に考察できることを示した(当該論文³⁰⁾は日本設計工学会論文賞を受賞した)。

(5) 実際の焼嵌め式ロール稼働中の抜け出し駆



動力を求めた。スリーブ摩擦せん断力の総和はストッパーの反力として求まる抜け出し駆動力と 3.2~9.1%以内の誤差で一致することを示した。最も基本的な設計要因として、摩擦係数、焼嵌め率、嵌合長さ、およびヤング率が実ロール稼働中の抜け出し駆動力に及ぼす影響を明らかにした。

表1 材料の機械的性質.

機械的性質	セラミックス	鋼
ヤング率 (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
線膨張係数 (1/K)	0.3×10^{-5}	1.2×10^{-5}

シャフトの抜け出し現象の考察のためのロール寸法

ロールの標準寸法と焼嵌め条件

図3に、外径 $D = 300 \text{ mm}$ を考慮したロールの寸法を示す。ここで、ロールは、焼嵌め構造を有するセラミック製スリーブと鋼製シャフトで構成されている。焼嵌め率は δ/d として定義される。ここで、 δ は焼嵌め代、 $d = 240 \text{ mm}$ はスリーブの内径である。焼嵌めによる接合構造は、以前の研究^{14)~17)22)23)31)}で考察されている。例えば文献¹⁴⁾では、セラミック製スリーブの両端に鋼製シャフトを焼嵌めした構造に、分布荷重を負荷した際に生じる最大引張応力を考察している。その結果、焼嵌め率が大きい範囲 ($\delta/d \geq 0.2 \times 10^{-3}$) では、分布荷重による応力 $\sigma_{\theta\theta}$ は δ/d に関係なく一定となることが示されている。この一定値はスリーブとシャフトが完全に接着されている場合の結果と一致する。つまり、 $\delta/d \geq 0.2 \times 10^{-3}$ であれば、スリーブとシャフトを一体として扱うことができる。また、文献²³⁾では、加熱炉に使用されるセラミック製スリーブの構造について、焼嵌め部の熱応力に着目して検討されている。その結果、鋼製シャフトの厚さを薄くすることによって最大熱応力を低減できることを示している²³⁾。

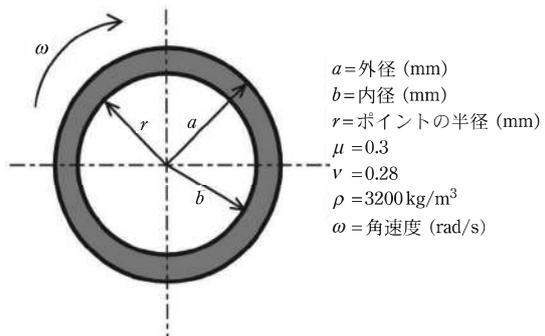


図4 円孔を有する2次元回転円盤.

表1に材料の機械的性質を示す。シャフト材質は比較的安価で強度の高い合金鋼、スリーブ材質は窒化ケイ素を採用している。表1に示すように鋼製シャフトの線膨張係数はセラミックスの線膨張係数よりも4倍大きい。

ロール回転による慣性力効果について

まず、図4に示すような円形の穴を持つ2次元の回転円板モデルを仮定して、ロール回転時の慣性力の影響を考える。ここで、最大回転角速度 $\omega = 33 \text{ rad/s}$ が見積もられる。粗引きミルのデータより³²⁾、加熱炉のロールデータは文献³²⁾では入手できないが、搬送速度は粗引きミルの1つとほぼ同じである。セラミック製スリーブが角速度 ω

で回転しているとき、ロール中心から半径 r の位置の応力 $\sigma_\theta(r)$, $\sigma_r(r)$ は式 (1a) で表される³³⁾.

$$\sigma_\theta(r) = \frac{3+\nu}{8} \rho \omega^2 \left[b^2 + a^2 + \frac{a^2 b^2}{r^2} - \frac{1+3\nu}{3+\nu} r^2 \right],$$

$$\sigma_r(r) = \frac{3+\nu}{8} \rho \omega^2 \left[b^2 + a^2 - \frac{a^2 b^2}{r^2} \right] \quad (1a)$$

ここで、 a は外半径、 b は内半径、 r は点の半径、 ν はポアソン比、 ρ は質量密度である。図3のロールの条件 $b = 120 \text{ mm}$, $a = 150 \text{ mm}$, $r = b = 120 \text{ mm}$, $\nu = 0.28$, $\rho = 3200 \text{ kg/m}^3$ を式 (1) に代入すると、以下が得られる。ここでは半径増加量である。

$$\sigma_\theta(b) = 0.073 \text{ MPa},$$

$$\sigma_r(b) = 0, \quad (1b)$$

式 (1b) の結果より内半径の増加率 Δb は次式のように求められる。

$$\Delta b = \varepsilon_\theta \cdot b = \sigma_\theta(b) / E_{sh} = 2.94 \times 10^{-5} \text{ mm} \quad (1c)$$

よって慣性力の影響により、セラミック製スリーブの内半径は $\Delta b = 2.94 \times 10^{-5} \text{ mm}$ しか拡大しない。この場合、焼嵌め率は 0.12% しか減少しないので、慣性力は無視できる。以上の考察では、シャフトの回転は考慮せず、セラミック製スリーブの回転のみを考慮したが、これは動的効果を安全側に評価することになる。よって以下の考察では、慣性力は無視した準静的解析を用いるものとする。

ロール稼働中のシャフトの抜け出し現象解明のための数値シミュレーション

荷重移動法の考え方

本研究では、シャフトの抜けを「荷重移動法」と名付けた数値シミュレーションにより実現し、この未知の現象を考察する。ここでは簡単のため室温条件を考える。表1に示したように、鋼製シャフトの線膨張係数はセラミックの熱膨張係数よりも4倍大きいため、室温条件下でシャフトの抜けは生じやすい。加熱炉内のロールを考慮して、焼嵌め率は室温で $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3} \sim 1.0 \times 10^{-3}$ の範囲で考慮する。必要に応じてシャフトの膨張を考慮した等価焼嵌め率を適用できる。

図5は分布荷重 w が作用した状態でのロールの回転を示している。図5(a)はロール回転前の初期状態であり、図5(b)はロールが半回転(180°回転)した状態である。図5(a)の初期状態ではシャフトの底部にある点Aが、図5(b)では点Aが180°回転して上部に移動する。このロール稼働中のシャフト抜け出し挙動をシミュレーションするために、図6に示すように、固定した曲げ荷重下でのロールの回転を、固定したロール上での荷重移動(周方向への間欠的な移動)に置き換える。

ロールは軸端が単純支持されており、搬送される鋼材の重量として分布荷重 $w = 30 \text{ N/mm}$ (標準

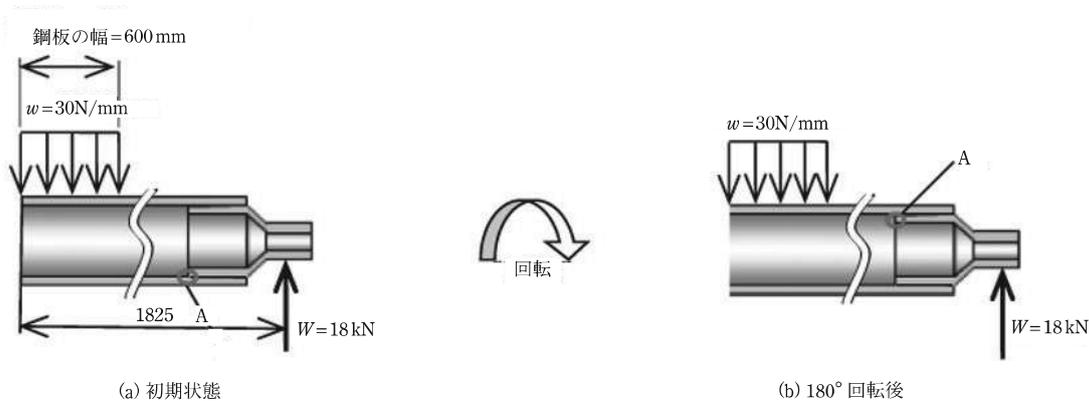


図5 セラミック製ロールの寸法と積載条件。(a) 初期状態、(b) 180°回転後。

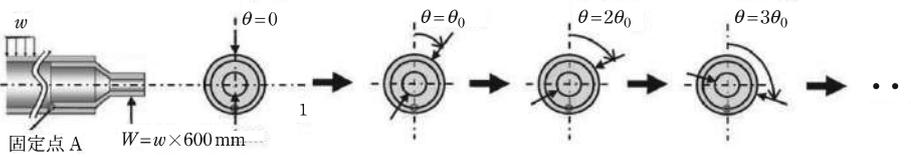


図6 ロールの回転を固定したロール上の荷重移動(間欠的移動間隔 θ_0)に置き換える荷重移動法の説明図(初期荷重位置 $\theta = 0^\circ$ は繰返し数 $N = 0$ に対応し荷重移動 $\theta = 360^\circ$ は繰返し数 $N = 1$ に対応する)。

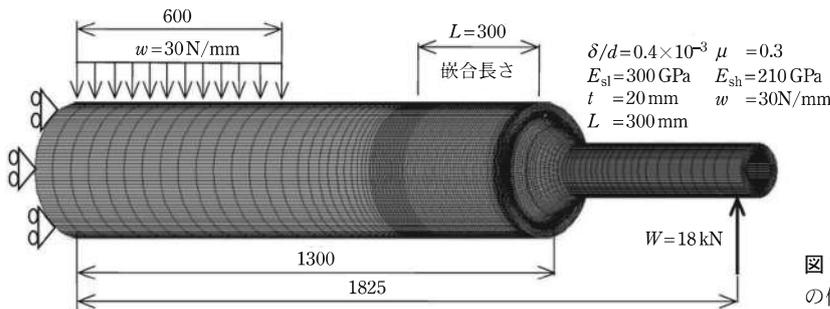


図7 標準ロールのFEMメッシュの例(ハーフモデル)。

値)が作用するとする。荷重移動法によるロール回転 N 回(荷重繰返し数 N 回)の解析法をまとめると以下ようになる。

- 1) 荷重負荷状態でのロールの回転を、回転しないロール上の円周方向に荷重移動に置き換える。
- 2) 連続的な荷重移動を、間隔 θ_0 での円周方向の間欠的な荷重移動に置き換えて数値解を得る。
- 3) 初期荷重位置 $\theta = 0^\circ$ は繰返し数 $N = 0$ に対応し、荷重移動 $\theta = 360^\circ$ は繰返し数 $N = 1$ に対応する。

有限要素法解析モデルと境界条件の与え方

図7にFEMメッシュと荷重条件を示す。ここでは、モデルに滑り軸受を想定しており、シャフトの動きを拘束しない。対称性のためロールの半分を考慮しており、要素数は154,320である。スリーブとシャフトの接触部分の最小要素サイズは $1.25 \text{ mm} \times 1.25 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$ である。ロールの静的構造解析は、MSC Marc Mentat 2011³⁴⁾を使用して実行した。本研究では、荷重条件が鋼製シャフトの降伏応力を超えず、セラミック製スリーブに破損まで巨視的な塑性変形が現れないため、3次元弾性FEM解析を適用する。

接触部におけるねじり荷重の影響は、せん断応力 $\tau_{r\theta}$ がせん断応力 τ_{rz} に比べて非常に小さいため

無視できる。接触解析では、スティックスリップモデルとバイリニアモデルの2種類の摩擦モデルが良好な精度を持つことが知られている³⁴⁾。しかし、スティックスリップモデルは、繰り返し計算プロセス中に摩擦力を決定するために大量のデータを必要とするため、本研究では、変位から摩擦力を単純に決定するバイリニアモデルを適用する。スリーブとシャフトの嵌合部分の摩擦係数は $\mu = 0.3$ と仮定する。上記のすべての条件は、基準条件として使用する。

荷重負荷前の焼嵌めによるシャフトの変形と応力について

稼働中のロールにおけるシャフトの抜け出し挙動を考察するために、まずは焼嵌め自体によるシャフトの変形を調べる。図8は、焼嵌め前に定義された (r, z) 座標でのシャフトの変位 u_{zC}^{sh} を示している。図8(a)に示すように点Aと点Cの焼嵌め前の位置(O)からの z 方向変位で抜け量 u_{zC}^{sh} (抜け方向を正とする)を定義する。ここで、点Cはシャフト外径端部の直交する4点(A, A', B, B')の値からそれらの平均値 $u_{zC}^{\text{sh}} = (u_{zA}^{\text{sh}} + u_{zA'}^{\text{sh}} + u_{zB}^{\text{sh}} + u_{zB'}^{\text{sh}}) / 4 < 0$ として決定される。図8(a)に示すように焼嵌めによる r 方向の圧縮によって、シャフト軸方

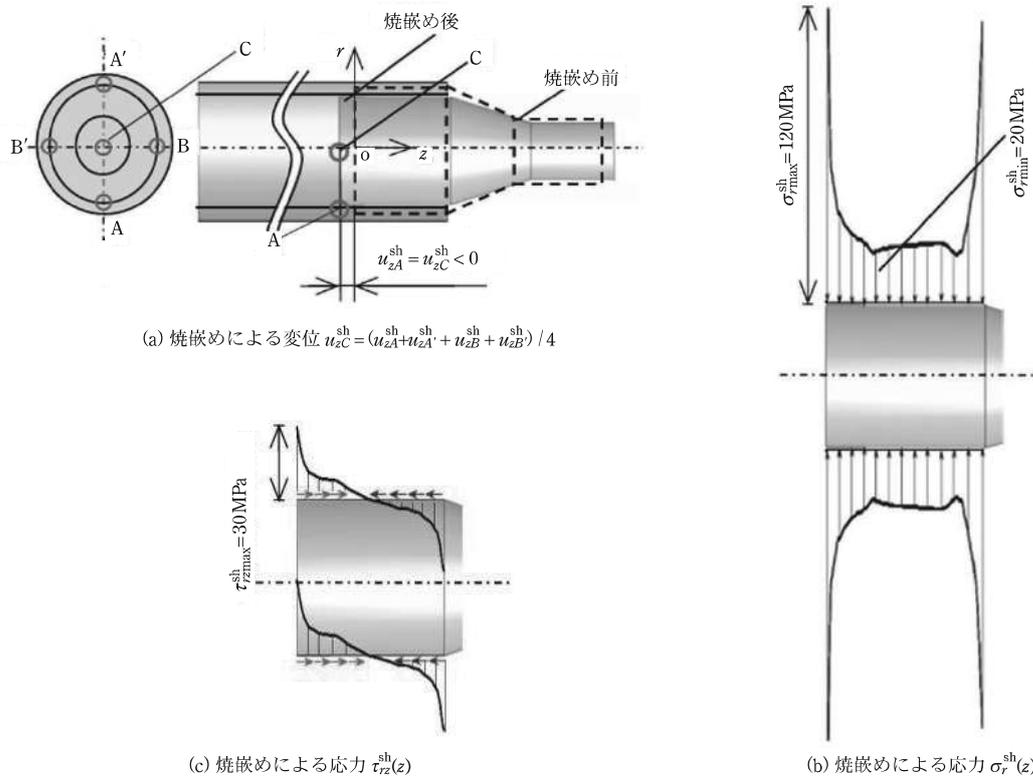


図8 焼嵌めによるシャフトの変形(シャフトの入り込み u_{zC}^{sh})と焼嵌めによる応力 $\sigma_r^{sh}(z)$, $\tau_{rz}^{sh}(z)$ ($\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ のとき).

向に伸ばされ、点Aはスリーブ内に入り込んで負の変位 $u_{zA}^{sh} = u_{zC}^{sh} < 0$ が生じる。図8(b)に焼嵌めによる応力 σ_r^{sh} を示す。シャフト端面で最大圧縮応力 $\sigma_{rmax}^{sh} = 120 \text{ MPa}$ が作用しているので、シャフト端面の変形が大きいと考えられる。図8(c)にせん断応力 τ_{rz}^{sh} を示す。最大せん断応力 $\tau_{rzmax}^{sh} = 30 \text{ MPa}$ である。圧縮応力 σ_r^{sh} によってシャフトはz方向に伸びるが、その伸びを妨げる向きにせん断応力 τ_{rz}^{sh} が作用する。シャフト端面で最大のせん断応力 τ_{rzmax}^{sh} が作用するのは、図8(b)の最大の圧縮応力 σ_{rmax}^{sh} によってシャフト端面が大きく変形し、それを大きく妨げようとするためである。

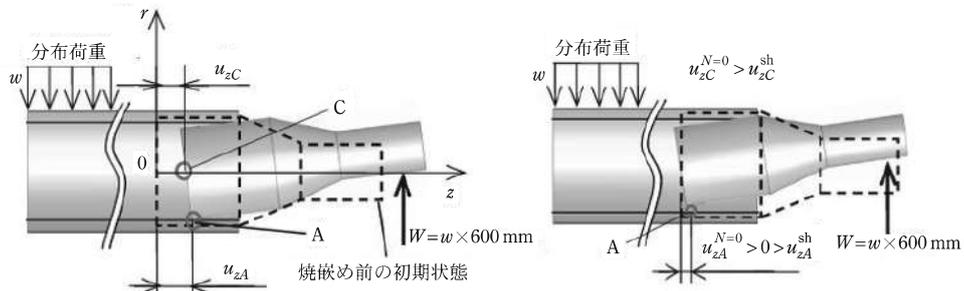
初期荷重によるシャフトの変位

次に、焼嵌めしたシャフトに初期荷重が作用するときのシャフトの挙動を考える。そのために、まず、抜け出し変位 u_{zA} , u_{zC} を定義する。図9(a)は、荷重繰返しN回後(ロールN回転に相当)の

シャフトを模式的に示している。図9(a)に示すように、焼嵌め前のシャフトの位置を基準として、座標 (r, z) を定義する。そして、図9(a)に示すように、焼嵌め前のシャフトの位置(図9の破線)を基準として、シャフトの抜け出しを記述する変位 u_{zA} , u_{zC} を定義する。

図9(b)は初期荷重によるシャフトであり、シャフトが回転する前の荷重繰返し数 $N=0$ での変位を模式的に示したものである。

まず、点Aに着目すると、図9(a)に示すように、初期荷重荷重によって、抜け方向に変位 $u_{zA}^{N=0} (>0 > u_{zA}^{sh})$ が生じる。ここで $u_{zA}^{N=0} > 0 > u_{zA}^{sh}$ である。すなわち、焼嵌めによって負の方向に変位していた点Aの変位 u_{zA}^{sh} が、最初の荷重荷重によって正の方向へと変位する。一方、点Cでも変位 $u_{zC}^{N=0} (>u_{zC}^{sh})$ が生じるが、多くの場合に $u_{zC}^{N=0} < 0$ である。これらの $u_{zA}^{N=0}$ および $u_{zC}^{N=0}$ は、焼嵌めと初期荷重の両方を考慮した $N=0$ での初期変位として定義



(a) 繰返し数 N での抜け出し変位 u_{zA} , u_{zC} 定義
(破線で示す焼嵌め前のシャフトの位置を基準)

(b) 焼嵌め後の初期荷重 ($N=0$) によるシャフトの挙動と抜け出し変位 $u_{zA}^{N=0} > u_{zA}^{sh}$, $u_{zC}^{N=0} > u_{zC}^{sh}$

図9 曲げ荷重によるシャフトの変位 u_{zA} , u_{zC} 定義.

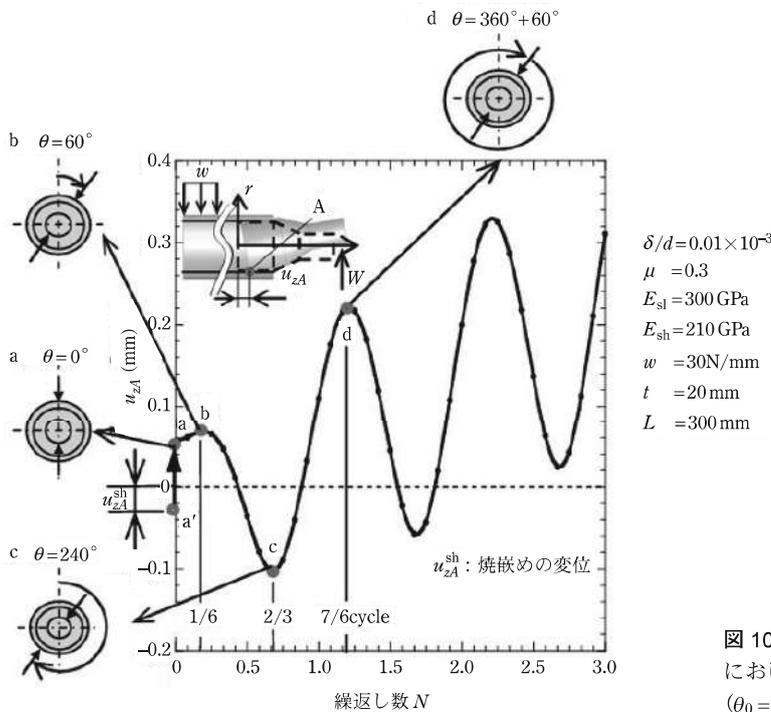


図10 小さい焼嵌め率 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ におけるシャフト端部の点Aの変位 u_{zA} ($\theta_0 = 30^\circ$, $\mu = 0.3$ のとき).

される。

荷重の繰返しによるシャフトの変位

図10と図11にシャフト端部の点A(図8, 図9参照)の抜け出し変位 u_{zA} を示す。図10は、著しく小さい焼嵌め率 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ の結果であり、図11はセラミック製スリーブの焼嵌めの通常値 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ の結果である。なお、これらの横軸は焼嵌め後の負荷状態を原点Oとし、荷重が

360° 移動することを1サイクルとしたときの、繰返し数 N であり、繰返し数 $N=1$ では荷重が1回転した状態である。荷重移動角度 θ_0 には $\theta_0 = 30^\circ$ を用いたが、その妥当性については次節で詳しく考察する。

図10と図11は、荷重を3回転させた場合の、点Aの繰返し数 N に対する焼嵌め前の位置(O)からの z 方向変位 u_{zA} を表したものである。図10に示す a' は焼嵌めによるシャフトの入り込み変位

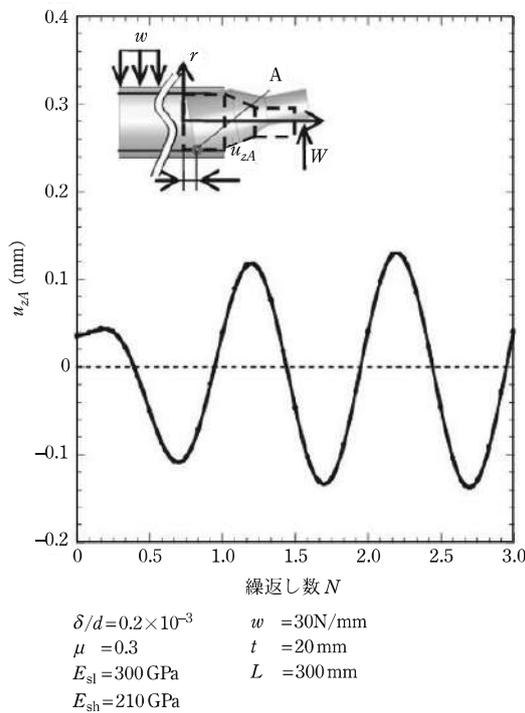


図 11 通常の焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ におけるシャフト端部の点 A の変位 u_{zA} ($\theta_0 = 30^\circ$, $\mu = 0.3$ のとき).

u_{zA}^{sh} である. その後の初期荷重負荷 ($N = 0$, ローラ回転前) での変位 $u_{zA}^{N=0}$ が初期値 a となる. 図 10 の焼嵌め率の小さい $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ では, 点 A は 1 回転ごとに山谷が繰り返される周期で, N が増加するにつれて, u_{zA} の平均値は増加する. 一方, 図 11 では, 焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ と大きいので, 周期変動はほぼ同様であるが, 平均値は変化しない.

山谷の生じる位置に注目すると, まず, 極大値は繰返し数 $N \cong n + 1/6$ ($n = 0, 1, 2, \dots$) すなわち回転角度 $\theta \cong 2\pi n + \pi/3$ で生じており, 極小値は繰返し数 $N \cong n + 2/3$ ($n = 0, 1, 2, \dots$) すなわち回転角度 $\theta \cong 2\pi n + 4\pi/3$ で生じている. 図 10 の a~d には回転角度を図示している. 極大極小の生じる位置は $\theta = 0^\circ, 180^\circ$ と一致しない. これは, 荷重位置の周期ごとの回転に対して, スリーブ・シャフト間の相対変位挙動が不可逆的な摩擦力分布の影響を受けて, 荷重方向変化に瞬時に追従できないためと考えられる.

本研究では隣合う極大値と極小値の差を振幅

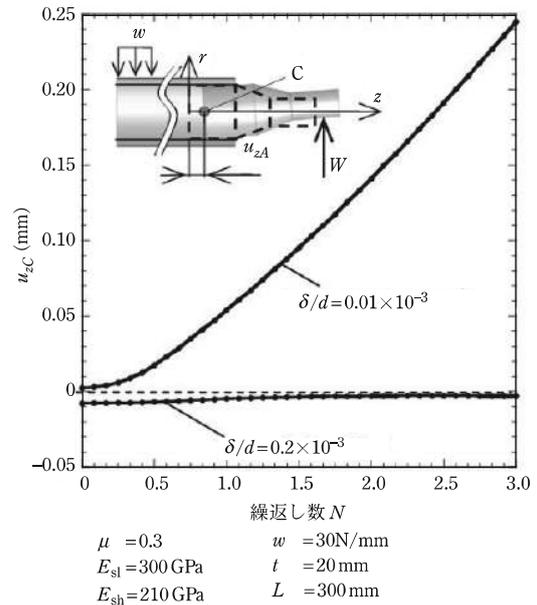


図 12 シャフト端部の点 C の変位 u_{zC} の繰返し数 N による変化 ($\theta_0 = 30^\circ$, $\mu = 0.3$).

と定義する. 図 10, 11 より焼嵌め率の小さい $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ (図 10) では荷重繰返しとともに, u_{zA} は z 方向に大きくなっており, この動きはシャフトが抜ける方向へと移動していることを示している. 一方, 焼嵌め率を大きくした $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ (図 11) では, 荷重繰返しとともに u_{zA} の最大・最小値ともに増加はするが, 抜け出しに対する挙動は明確でない.

次に, 図 12 には荷重移動による周期的な変動を示さない中心点 C に注目して繰返し数 N に対する z 方向変位 u_{zC} の変化を表す. 図 12 より, 焼嵌め率 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ のとき, u_{zC} は単調増加しているため, さらに繰返し数 N を増やせば抜けていく可能性が高いといえよう. しかし, 焼嵌め率の大きい $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ では繰返し数 N の増加につれ一旦わずかに大きくなるが, その後減少に転じ, 一定値に収束する. この場合繰返し数 N をさらに増やしても抜ける可能性は低いと言える.

以上より, 中心点 C の抜け出し変位 u_{zC} の荷重繰返し数 N に対する変化を把握すれば, シャフトの抜け出しの挙動が理解できることがわかる. よって以下では主としてこの変位 u_{zC} に着目して考察する.

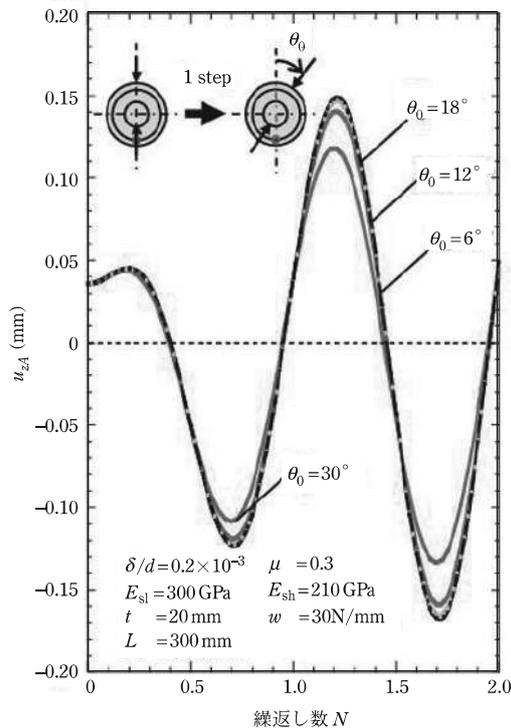


図 13 シャフト端部の点 A の変位 u_{zA} と繰返し数 N の関係 ($\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$, $\mu = 0.3$ のとき)。

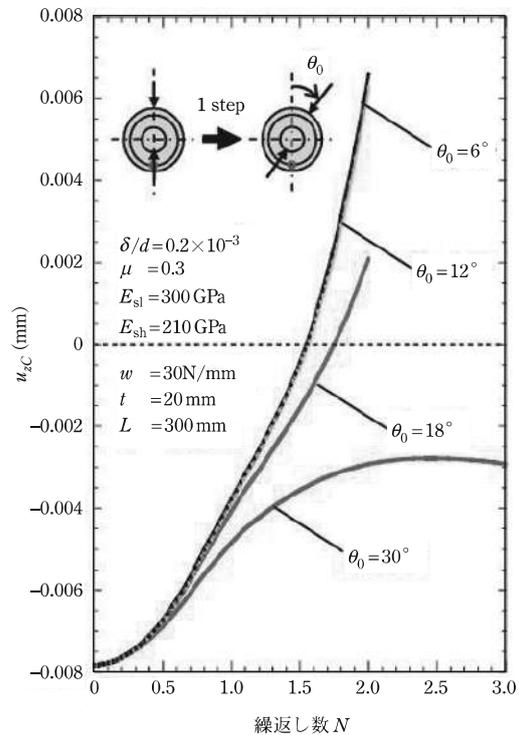


図 14 シャフト端部の中心点 C の変位 u_{zC} と繰返し数 N の関係 ($\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$, $\mu = 0.3$ のとき)。

数値解析における適切な荷重移動角度 θ_0 の選択について

荷重移動法では、曲げ荷重を受けるロールの回転を、固定したロール上の円周方向の荷重移動に置き換える。その離散化数値解析において、連続的な荷重移動を、一定の間隔 θ_0 での離散的な荷重移動で表現する。ここで、角度 θ_0 が小さいほど正確な結果が得られるが、計算時間が長くなる。したがって、シフト角度 $\theta_0 = 30^\circ$, $\theta_0 = 18^\circ$, $\theta_0 = 12^\circ$ および $\theta_0 = 6^\circ$ を変化させて u_{zC} を調査し、最適な角度 θ_0 を検討する必要がある。

図 13 に点 A の抜け出し変位 u_{zA} を示す。図 14 には点 C の抜け出し変位 u_{zC} を、荷重移動角度 θ_0 を変えて示したものである。どちらも $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ の場合の結果である。図 13 によれば u_{zA} の振幅は荷重移動角度 θ_0 を小さくするほど大きくなり、 $\theta_0 = 12^\circ$ でほぼ収束する。図 13 より、 θ_0 が小さいほど u_{zA} の振幅が大きい結果が得られること

を示す。しかし、 $\theta_0 \leq 12^\circ$ の場合、結果は収束する。間欠的移動角度 $\theta_0 = 12^\circ$ では、1 繰返して 30 のデータが得られ、これは図 13 に示すように連続的な変位を示すのに十分な数である。また図 14 においても、抜け量は $\theta_0 = 6^\circ$ と $\theta_0 = 12^\circ$ の曲線において相対誤差 1% 程度以内でほぼ一致する。このような検討から荷重の連続的移動を不連続な荷重移動でモデル化する離散化誤差は荷重移動角度 $\theta_0 \leq 12^\circ$ で 1% 程度以内であると考えられる。よって以後本研究では解析所要時間を考慮して、荷重移動角度 $\theta_0 = 12^\circ$ の結果をもって考察することにする。

標準寸法のロールにおける力学的設計因子がシャフトの抜け出しに及ぼす影響について

この章では、ロールの形状が固定されている標準モデルについて、焼嵌め率、荷重の大きさ、ヤ

ング率, 摩擦係数などのいくつかの基本パラメータの影響について検討する. ここで, ロールの標準条件を次のよう設定する.

- 焼嵌め率 $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$,
- 嵌合長さ $L = 300$ mm,
- スリーブとシャフト間の摩擦係数 $\mu = 0.3$,
- スリーブの厚さ $T = 30$ mm,
- シャフトの厚さ $t = 20$ mm,
- ロール表面の分布荷重は約 $w = 30$ N/mm,
- セラミック製スリーブのヤング率 $E_{sl} = 300$ GPa,
- 鋼製シャフトのヤング率 $E_{sh} = 210$ GPa

焼嵌め率 δ/d がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} へ及ぼす影響

焼嵌め式スリーブロールにおけるシャフトの抜け出しに及ぼす最も重要な因子は焼嵌め率 δ/d である. この研究では, 焼嵌め率は $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3} \sim 1.0 \times 10^{-3}$ の範囲とした. ここで, $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ は, 焼嵌め率が極端に低い例であり,

$\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}, 0.2 \times 10^{-3}, 0.4 \times 10^{-3}$ は, 実際のセラミックロールに使用できる焼嵌め率である. また, $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ は, 鋼製ロールに使用される, より大きな焼嵌め率の例である.

図 15 (a) に各焼嵌め率 δ/d での荷重繰返し数 N の増加に対する, 抜け出し変位 u_{zC} (シャフト中心の z 方向変位) のシミュレーション結果を示す. 図 15 (a) で $N = 0$ の初期値に注目すると, 焼嵌め率 δ/d が大きくなれば焼嵌め圧縮力が大きくなり, 負の初期値 $u_{zC} < 0$ であるシャフトの入り込み量が大きくなる. 繰返し初期 $N = 0 \sim 2$ の u_{zC} に注目すると, 低焼嵌め率 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3} \sim 0.2 \times 10^{-3}$ では N の増加に伴って u_{zC} も増加しており, さらに N を増やせば抜け出しが進行すると考えられる. それに対して高焼嵌め率 $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3} \sim 1.0 \times 10^{-3}$ では N が増加しても変位 u_{zC} は常に負である.

図 15 (b) にシャフトの抜け出し挙動をより明確にするため, その抜け出しの速度 du_{zC}/dN を示す. ここでは, $du_{zC}/dN \approx (u_{zC}^N - u_{zC}^{N-0.5})/0.5$ として

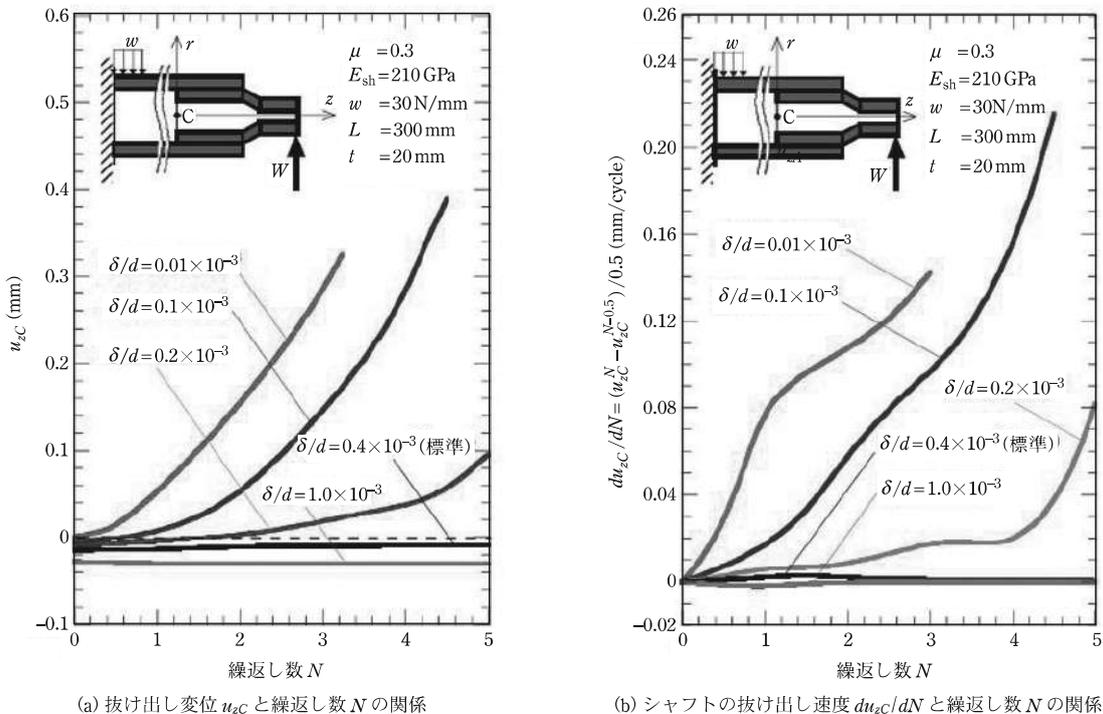


図 15 焼嵌め率 δ/d がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響 ($\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ のとき).

シミュレーションによって求めている。 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3} \sim 0.1 \times 10^{-3}$ では、 $N = 0 \sim 5$ で N の増加とともに速度は顕著に増加している。 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ では $N = 0 \sim 4$ での抜け出し速度は小さいが、 $N = 4$ 以降で増加する。 $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ では、最初は速度がわずかに増加するが、 $N = 3$ 以降は速度がほぼゼロになる。 $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ では速度は N に関わらず常にゼロである。以下の解析では、 $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ を基準条件とする。以上の結果を考慮して、以下の考察では、抜け出しが生じない限界と考えられるな焼嵌め率 $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ を標準値として用いる。

荷重の大きさ w がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} へ及ぼす影響

図7に示すように、搬送される鋼材からスリーブに分布荷重 $w = 30 \text{ N/mm}$ (基準値) が加わる。図16では、その大きさを $w = 15, 30, 45, 60 \text{ N/mm}$ として、抜け出しに及ぼす影響を調べている。荷重

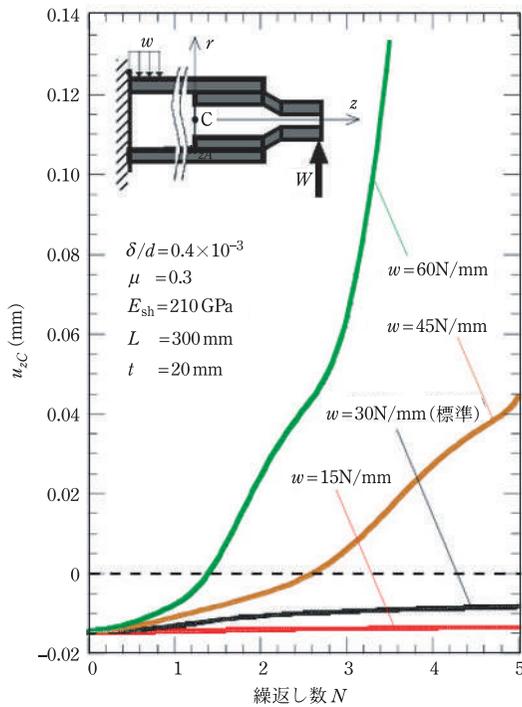


図16 分布荷重 w がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響 ($\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ のとき)。

の大きさが増加すると、抜け速度が大幅に増加する。抜け出しが $N = 0 \sim 4$ で加速していることがわかる。特に、分布荷重 $w \geq 45 \text{ N/mm}$ では、抜け出しが顕著に生じる。

シャフトのヤング率 E_{sh} がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} へ及ぼす影響

図17は、シャフトのヤング率 E_{sh} の抜け出しへ及ぼす影響を示す。シャフト部材としてヤング率 $E_{sh} = 210 \text{ GPa}$ (鋼) に対して、ヤング率の大きな $E_{sh} = 300 \text{ GPa}$ (窒化珪素セラミックスに相当)、ヤング率の小さな $E_{sh} = 100 \text{ GPa}$ (片状黒鉛銑鉄に相当) を想定し、 u_{zC} に対する影響を解析した。図17に示すように、 E_{sh} が小さいほど、シャフトの変形が大きいため、変位 u_{zC} が大きくなり、抜けやすくなると判断できる。また、図17に示すように $N = 0$ での変位 u_{zC} の負の初期値(シャフトの入り込み)が大きくなる。シャフトのヤング率 $E_{sh} \leq 100 \text{ GPa}$ の場合、繰返し数 N が増加すると u_{zC} が大幅に増加することがわかる。

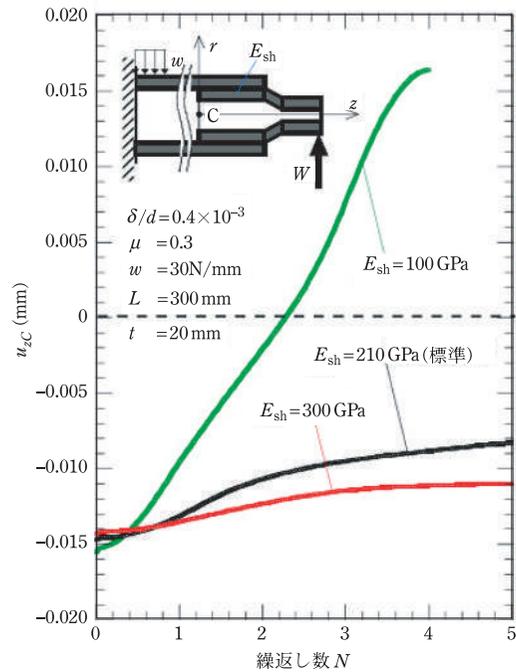


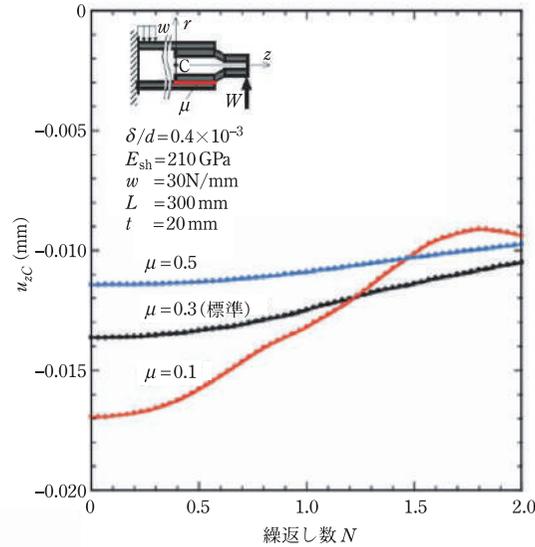
図17 シャフトのヤング率 E_{sh} がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響 ($\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ のとき)。

焼嵌め部の摩擦係数 μ がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} へ及ぼす影響

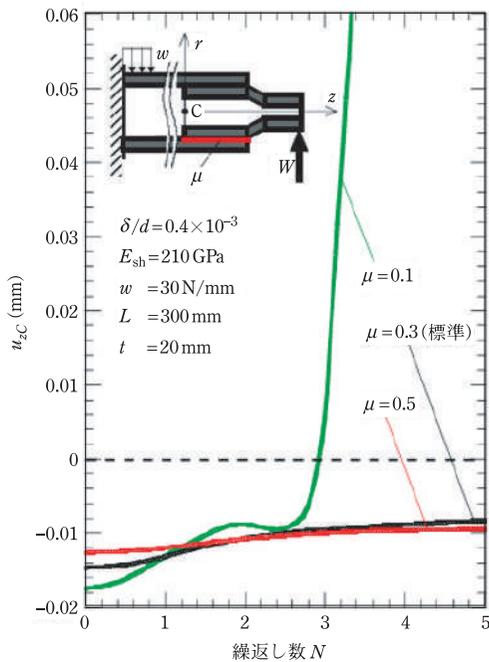
図 18 は、スリーブとシャフトの焼嵌め接合部の摩擦係数を $\mu = 0.1$, $\mu = 0.3$ (基準値), $\mu = 0.5$ と

変化させて抜け出し変位 u_{zC} に対する影響を調べた結果である。図 18 (a) は、初期の研究結果²⁷⁾ であり、当時は計算時間が大きいため繰返し数が $N=2$ までしか解析できなかった。図 18 (a) に示すように、摩擦係数 μ が小さくなると u_{zC} の荷重繰返しに対する増加量が大きくなる。ところが、摩擦係数の小さい $\mu = 0.1$ では、 $N = 1.5$ あたりで u_{zC} 変化に他と異なる特異な挙動がみられ、それ以上の荷重繰返し数 N ではむしろ減少に転じる。図 18 (b) は、その後行った解析結果であり、繰返し数が $N=5$ まで解析した。その結果 $N=2.5$ で再び増加し、最終的に $N=2.5$ 以降で急速に増加することが明らかとなった。

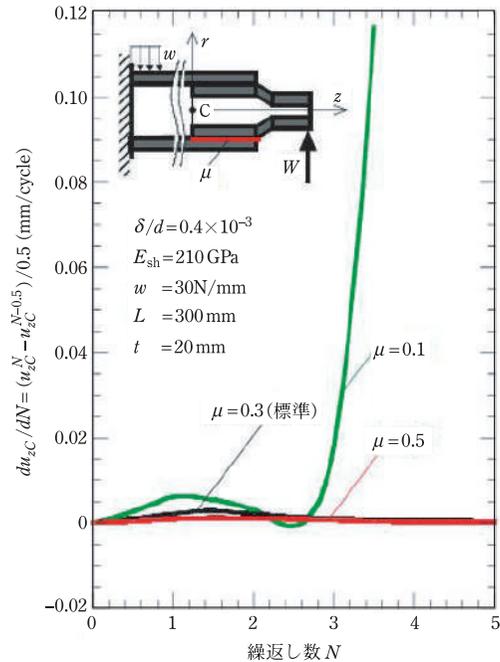
図 18 (c) は抜け出し速度を示したものである。図 18 (c) に示すように、 $\mu = 0.5$ では N に関わらず抜け出し速度はほとんど 0 であり、 $\mu = 0.3$ でも $N = 1.5$ 付近を除いて速度がほぼゼロである。一方、 $\mu = 0.1$ では $N = 2$ 以降急激に増加する。図 18 に示すように、 $\mu \leq 0.1$ の場合、繰返し数の初期を除



(a) 抜け出し変位 u_{zC} の繰返し数 N に対する変化 (初期²⁵⁾ の解析結果



(b) 抜け出し変位 u_{zC} の繰返し数 N に対する変化 (文献²⁴⁾ の解析結果



(c) 抜け出し速度 du_{zC}/dN の繰返し数 N に対する変化 (文献²⁴⁾ の解析結果

図 18 焼嵌め部の摩擦係数 μ がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響。

く $N=2$ 以降に抜け出しが容易に発生することがわかる。

ローラの幾何形状がシャフトの抜け出しに及ぼす影響について

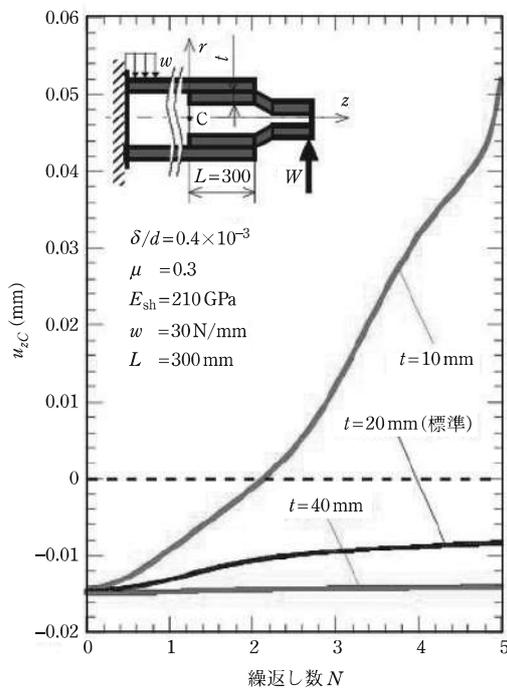
シャフト厚さ t がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} へ及ぼす影響

実際のセラミック製ローラでは、抜け出しを防止するようにシャフトを設計する必要がある。この章では、シャフト形状の影響について検討する。シャフトのヤング率に関する前述の議論と同様に、シャフト嵌合部の厚さ t を変化させることでシャフトの剛性も考慮できる。図 19 (a), (b) は、 $\delta/d=0.4 \times 10^{-3}$ で、異なるシャフト厚さ $t=10 \text{ mm}$, $t=20 \text{ mm}$, $t=40 \text{ mm}$ の結果を示す。厚さ t が小さいほど、 u_{zC} が大きくなることがわかる。 $t=10 \text{ mm}$ と $t=20 \text{ mm}$ の結果の差は、 $t=20 \text{ mm}$ と $t=40 \text{ mm}$ の結果の差よりもはるかに大きい。 $t=10 \text{ mm}$ の場合、抜け出し速度は $N=0 \sim 4$ で増

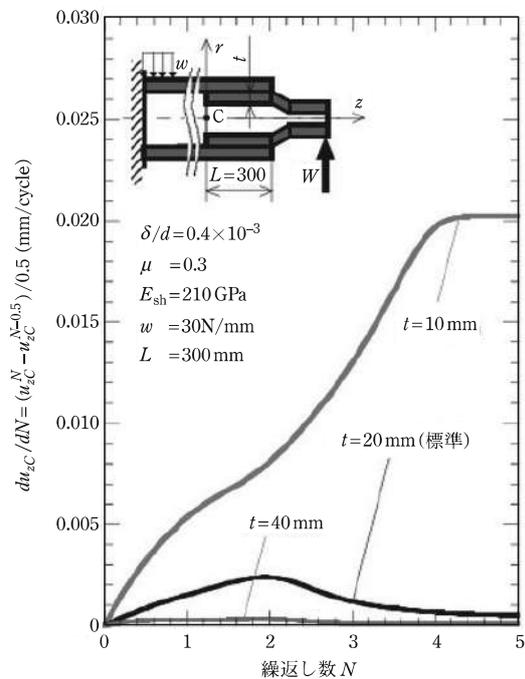
加する傾向があるが、 $N=4$ 以降は約 0.02 mm/サイクル で安定する。したがって、図 19 (b) は、繰返し数 N が十分に大きい場合、安定した抜け出しが発生する可能性があることを示唆している。 $t=20 \text{ mm}$ と $t=40 \text{ mm}$ の抜け出し速度は非常に小さいため、抜け出しを防ぐのに十分な剛性がある可能性がある。図 19 (a) と (b) から、 $t \leq 10 \text{ mm}$ のときに抜け出しが発生すると結論付けることができる。

焼嵌め部の嵌合長さ L がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} へ及ぼす影響

標準モデル (図 3) では焼嵌め部の嵌合長さ $L=300 \text{ mm}$ である。 L が u_{zC} に及ぼす影響を調べるために、図 20 (a) に $L=120 \text{ mm}$, $L=150 \text{ mm}$, $L=240 \text{ mm}$, $L=480 \text{ mm}$ の場合の結果を示す。図 20 (a) は、 L が小さいほど変位 u_{zC} が大きくなることを示す。これは、嵌合長さ L が長いほど摩擦力が大きくなるためである。図 20 (b) は抜け出し速度を示す。抜け出し挙動を明確にするために、シャ



(a) 抜け出し変位 u_{zC} と繰返し数 N の関係



(b) 抜け出し速度 du_{zC}/dN と繰返し数 N の関係

図 19 接触部シャフトの厚さがシャフトの抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響 ($\delta/d=0.4 \times 10^{-3}$, $\mu=0.3$ のとき)。

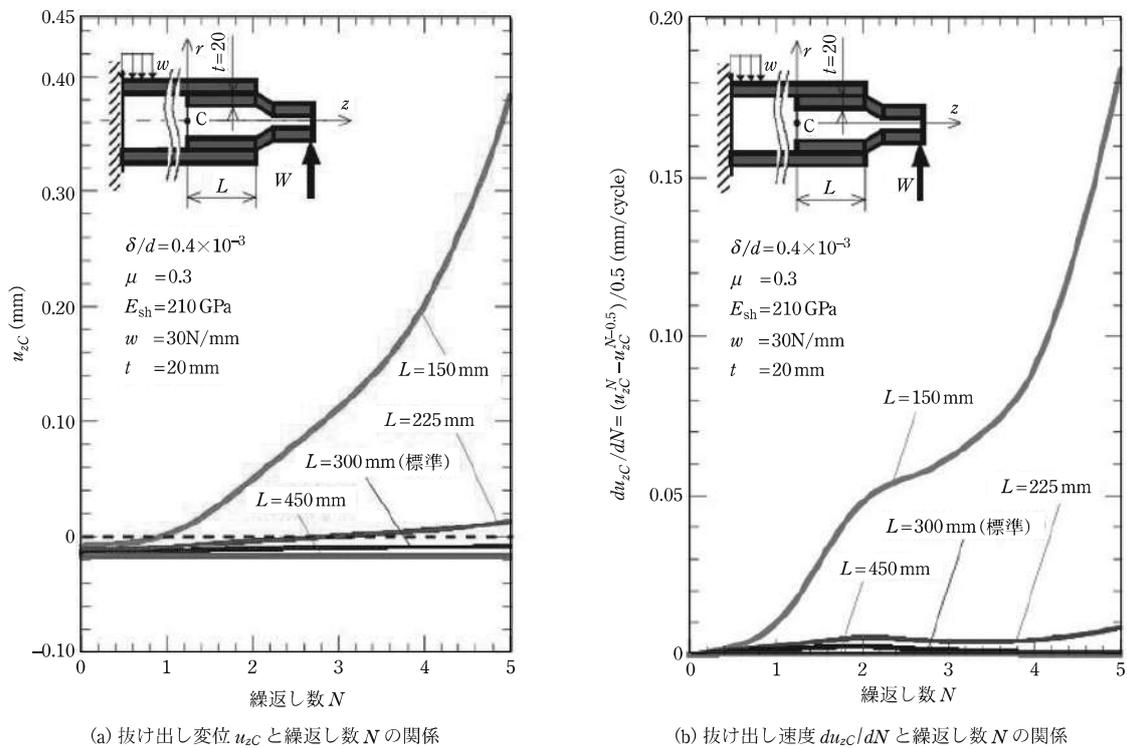


図 20 焼嵌め部の嵌合長さ L がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響 ($\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$, $\mu = 0.3$ のとき).

フトの抜け出し速度を $du_{zC}/dN = (u_{zC}^N - u_{zC}^{N-0.5}) / 0.5$ と定義している. 抜け出し速度は, $L = 150$ を除いて, N が十分に大きい場合に一定になる. $L = 450$ mm の場合, $N = 0$ から速度はゼロになる. また, $L = 300$ mm の場合, $N = 3$ 以降で一定速度になる. $L = 450$ mm および $L = 300$ mm の結果は, 抜け出しが発生しにくいことを示す. 一方, $L = 225$ mm, $L = 150$ mm では $N = 4$ 以降, 繰返し数の増加とともに速度が増加し, 抜け出しが発生しやすくなることがわかる.

シャフトの抜け出しのメカニズムについて

摩擦係数が小さいときの焼嵌め面のせん断応力 τ_{zr} について

これまでの説明で示したように, 数値シミュレーションではシャフトの抜け出しが実現されている. その結果は, 焼嵌め率やその他の設計因子

によって異なる. 計算時間が長くなるため, 大きな繰返し数 N の結果を得ることは難しい, N が小さい場合でも抜け出しが発生するかどうかを判断できることが望ましい. この章では, 接触部分に現れる応力分布に着目して抜け出しのメカニズムについて考察する.

機械特性ならびにシャフト形状が抜け出しに及ぼす影響を, これまで考察してきた. しかし, 図 18 に示すように, 摩擦係数が小さい $\mu = 0.1$ では特別な挙動が生じる. すなわち, $\mu = 0.1$ の抜け出し変位 u_{zC} は他の摩擦係数の場合とは大きく異なる. そこで, $\mu = 0.1$ の場合のせん断応力分布を考察し, それが他のものとは異なることを示す. 図 21 は, 異なる繰返し数 N に対するシャフト下部 $\theta = 180^\circ$ のせん断応力分布 $\tau_{zr}(z)|_{\theta=180^\circ}$ を示す. $z \geq 4$ mm の場合, $\tau_{zr}(z)|_{\theta=180^\circ}$ の値はメッシュに依存せず正確に求められるが, シャフト端部の応力値 $\tau_{zr}(0)|_{\theta=180^\circ}$ は, FEM メッシュサイズが小さくなるにつれて増加する.

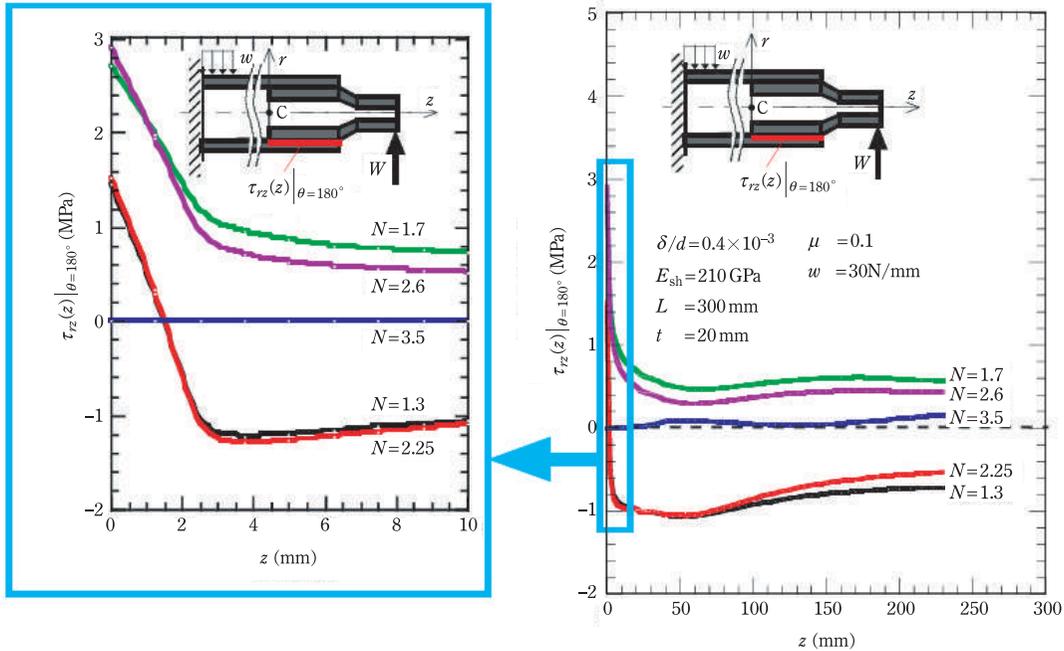


図 21 繰返し数 N の変化に伴う焼嵌め部のせん断応力分布 $\tau_{rz}(z)|_{\theta=180^\circ}$ ($\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ のときのシャフト下部 $\theta = 180^\circ$ に沿ったせん断応力分布).

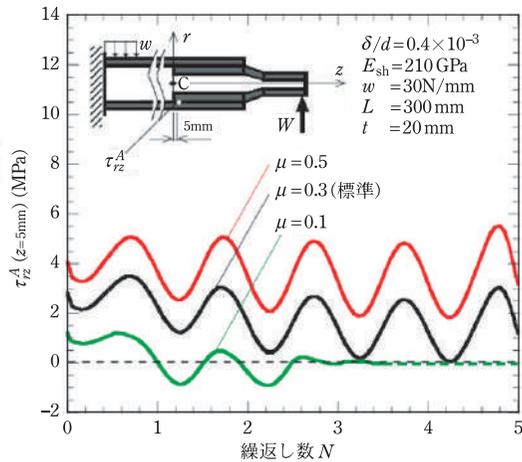


図 22 繰返し数 N の変化に伴うせん断応力 τ_{rz}^A ($z = 5 \text{ mm}$) $|_{\theta=180^\circ}$ の値の変化 ($\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ の場合).

図 22 は、摩擦係数 $\mu = 0.1, 0.3, 0.5$ のときの、 τ_{rz}^A ($z = 5 \text{ mm}$) $|_{\theta=180^\circ}$ の値の変化を示す。 $\mu = 0.3, 0.5$ の結果とは異なり、 $\mu = 0.1$ のせん断応力 τ_{rz} は $N = 3$ 以降ほとんどゼロになる。せん断応力 $\tau_{rz}(z)|_{\theta=180^\circ}$ の平均値は $N = 3$ 以降ほぼゼロであるため、 μ が

小さいときは、摩擦力による抵抗がなくシャフトが簡単に抜け出す。

接触面のせん断応力分布とシャフトの抜け出しの関係について

図 23 は、 $N = 3$ のにおける、 $\theta = 0^\circ \sim 180^\circ$ のシャフト半面に沿ったせん断応力分布 $\tau_{rz}^{N=3}$ を示す(対称性より $\theta = - (0^\circ \sim 180^\circ)$ の分布は等しい)。図 23 (a) は、抜け出しが発生しやすい低い焼嵌め率 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ でのせん断応力分布である。図 23 (b) は、鋼製部品に使用される大きな焼嵌め率 $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ での結果であるが、両者の応力分布は大きく異なる。たとえば、図 23 (a) では、応力 $\tau_{rz}^{N=3}$ が円周方向にかなり大きく変化しているのに対し、図 23 (b) では、応力 $\tau_{rz}^{N=3}$ は円周方向に変化していない。図 23 (a) で円周方向の変化がみられるのは、焼嵌め率が小さいためシャフトにかかる焼嵌め圧力が小さく、負荷される曲げ荷重による接触部への影響が強く現れるためである。一方、図 23 (b) では焼嵌め率が大きいためシャフトにかか

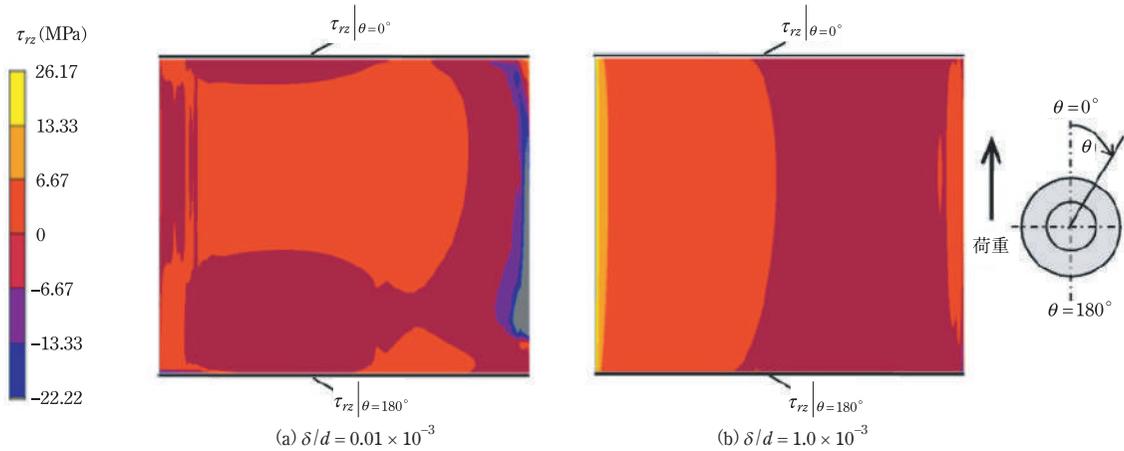


図 23 焼嵌め面のせん断応力分布 $\tau_{rz}^{N=3}$ の比較 (焼嵌め率が (a) $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ および (b) $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ のときの繰返し数 $N=3$ における $\theta = 0^\circ$ から $\theta = 180^\circ$ までの焼嵌め面を示す)。

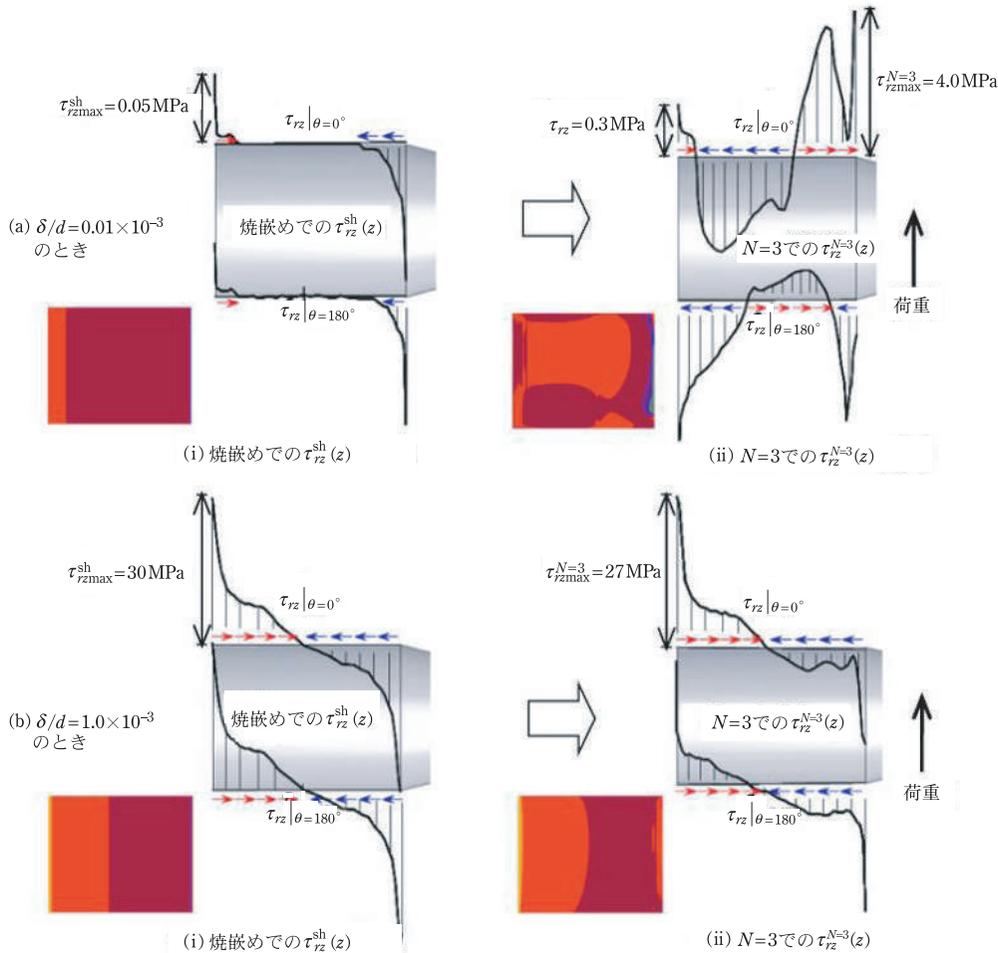


図 24 焼嵌め応力分布 $\tau_{rz}^{\text{sh}}(z)$ と荷重繰返し後 ($N=3$) のせん断応力分布 $\tau_{rz}^{N=3}(z)$ の比較 ((a) $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ では荷重繰返しによる変化が大きく $\tau_{rz}^{\text{sh}}(z) \neq \tau_{rz}^{N=3}(z)$, (b) $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ では変化が小さく $\tau_{rz}^{\text{sh}}(z) \approx \tau_{rz}^{N=3}(z)$.)

る焼嵌め圧力が大きく、曲げが加わっても接触状態への影響が小さく焼嵌め時の応力分布が円周方向に一様のままである。

図 24 は、焼嵌め応力 $\tau_{rz}^{\text{sh}}(z)$ と荷重繰返し後 ($N=3$) のせん断応力分布 $\tau_{rz}^{N=3}(z)$ を比較したものである。ここではスリーブ上側 $\theta=0^\circ$ のせん断応力分布 $\tau_{rz}(z)|_{\theta=0^\circ}$ と、スリーブ下側 $\theta=180^\circ$ のせん断応力分布 $\tau_{rz}(z)|_{\theta=180^\circ}$ に着目した。そして、焼嵌め応力分布 $\tau_{rz}^{\text{sh}}(z)$ と荷重繰返し後 ($N=3$) のせん断応力分布 $\tau_{rz}(z)$ を比較検討している。図 24 (a) の焼嵌め率 $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ では、焼嵌め率が小さいので、焼嵌め時のせん断応力 $\tau_{rz}^{\text{sh}}(z)$ はシャフトの両端を除いてほぼゼロである。荷重繰返し後 ($N=3$) のせん断応力分布 $\tau_{rz}(z)$ は、シャフトに作用する曲げ荷重によって焼嵌め部のせん断応力分布は大きく変化し、シャフト端部側でせん断応力の向きが逆転している。これはシャフトが抜ける方向へ移動しようとするため、それを妨げるせん断応力が作用するためである。このように焼嵌め時のせん断応力は大きく変化し、せん断応力の方向はシャフトの両端で逆になる。左端のせん断応力は、シャフトの抜け出しを防ごうとする。

次に図 24 (b) の焼嵌め率 $\delta/d=1.0 \times 10^{-3}$ に注目すると、焼嵌め時のせん断応力 $\tau_{rz}^{\text{sh}}(z)$ は図 24 (a) 焼嵌め率 $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ の場合と比べるとせん断応力の最大値 $\tau_{rz}|_{\text{max}}$ は 600 倍程度大きい。これは、焼嵌め率が大きく、図示してはいないが焼嵌め時のシャフトへの最大圧縮応力が図 23 (a) に比べて 180 倍程度大きいことと関係している。特に焼嵌め時のせん断応力 $\tau_{rz}^{\text{sh}}(z)$ と $N=3$ でのせん断応力 $\tau_{rz}(z)$ の違いは極めて小さい。これはシャフトに曲げ荷重を加えても、その効果が相対的に小さいためである。このような理由で、シャフト端部付近のせん断応力は変化しない。

このように、焼嵌め応力 $\tau_{rz}^{\text{sh}}(z)$ と $N=3$ でのせん断応力 $\tau_{rz}^{N=3}(z)$ が大きく変化することが $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ で抜けることと対応している。また、焼嵌め応力 $\tau_{rz}^{\text{sh}}(z)$ と $N=3$ でのせん断応力 $\tau_{rz}^{N=3}(z)$ が変化しないことが $\delta/d=1.0 \times 10^{-3}$ で抜けないことと対応している。

おわりに

本稿では、焼嵌めで接続されたセラミック製スリーブの稼働中に、鋼製シャフトが抜け出す新しい損傷を解説した。セラミック製スリーブは脆性のため、大きな焼嵌め率は適用が不可能であり、抜け出しが生じやすい。この問題に関する最初の研究で得られた結論は次のようにまとめられる。

(1) 今まで実験中や稼働中に問題となっていたシャフトの抜け出しという現象を、初めてシミュレーションにより実現できることを示した。シャフト端部中心点の変位に注目することにより、抜ける場合と抜けない場合が生じることが示された。たとえば、焼嵌め率 $\delta/d \leq 0.2 \times 10^{-3}$ で抜け出しが生じるが、焼嵌め率 $\delta/d \geq 0.4 \times 10^{-3}$ では生じない (図 15)。

(2) 数値シミュレーションで抜け出し現象を実現するための「荷重移動法」を提案した。荷重負荷状態でのロールの回転を、回転しないロール上の円周方向に荷重移動に置き換えることの有用性を示した。連続的荷重移動を間欠的な荷重移動で置き換えることによる離散化誤差は、荷重移動角度 $\theta_0 \leq 12^\circ$ で 1% 程度以内である。慣性力の影響は小さく、提案した準静的解析は十分に正確である。

(3) シャフト部のヤング率 E_{sh} 、焼嵌め接触部の摩擦係数 μ 、負荷荷重 w の大きさが抜け出しに及ぼす影響を考察した。その結果、シャフトのヤング率 $E_{\text{sh}} \leq 100 \text{ GPa}$ 、より小さい摩擦係数 $\mu \leq 0.1$ 、およびより大きい分布荷重 $w \geq 45 \text{ N/mm}$ で、抜け出しが起こりやすくなることを示した (図 15～図 18)。

(4) シャフトの厚さ t と嵌合長さ L が抜け出しに及ぼす影響を考察した。シャフトの厚さを $t \geq 20 \text{ mm}$ に増やし、嵌合長さ $L \geq 30 \text{ mm}$ にすることは、抜け出しの防止に有用である (図 19, 図 20)。

(5) 焼嵌め時と繰返し数 $N=3$ の焼嵌め部の応力状態を比較してシャフトの抜け出しが生じる理由を考察した。抜け出しが生じる場合には、せん断応力の向きが抜け出しを妨げる方向に向きを変え

るのに対し、抜け出しが生じない場合には、せん断応力分布に大きな変化が生じない。

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) 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.
- 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(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.
- 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(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.
- 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(23) 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.
- 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(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.
- 11) 藤井正之, 吉田明, 石丸順, 重村誠, 谷健一: セラミックス溶射ローラの転がり疲労に及ぼす溶射層厚さの影響, 日本機械学会論文集 C 編, **72** 716 (2006), 1354.
- 12) 小野孝: 高性能セラミックス開発の現状と将来展望, 機械工学会誌, **86** (774) (1983), 470.
- 13) C. R. Liou, T. Mori, H. Kobayashi and T. Mitamura: Influence of various atmosphere on the corrosion resistance of Si_3N_4 sintered bodies against steel making slag and its main components, J. Ceram. Soc. Jpn., **98** 4 (1990), 348.
- 14) 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** 8 (2008), 1410.
- 15) 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.
- 16) 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.
- 17) S. Dedi, N.A. Noda, Y. Sano, Y. Takase, S. Dedi, N.A. Noda, Y. Sano and Y. Takase: Ceramics/steel joint selection for the ceramics roller used at high temperature, Proceeding of the 4th ACEE 2014, 221.
- 18) 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.
- 19) 小川衛介, 清水健一郎, 濱吉繁幸: 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実用化評価, 日立金属技報, **28** (2012), 50.
- 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, Eng. Fail. Anal., **15** 4 (2008), 261.
- 21) E. Ogawa, et al.: Development of 100% ceramic pot rolls for continuous hot dip coating line of the steel sheet, Proceedings of 8th International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Sheet, **6** (2011), 1.
- 22) 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., **462-463** (2011), 1140.
- 23) 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.
- 24) C. E. Truman and J. D. Booker: Analysis of a shrink-fit failure on a gear hub/shaft assembly, *Eng. Fail. Anal.*, **14** (2007), 557.
- 25) N. Antoni: Contact separation and failure analysis of a rotating thermo-elastoplastic shrink-fit assembly, *Appl. Math. Model.*, **37** (2003), 2352.
- 26) N.A. Noda, D. Suryadi, S. Kumasaki, Y. Sano and Y. Takase: Failure analysis for coming out of shaft from shrink-fitted ceramic sleeve, *Eng. Fail. Anal.*, **57** (2015) 219. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2015.07.016>
- 27) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 原田正太, デディスルヤディ, 熊崎誠一: 高温炉中で使われるセラミックローラー稼動中におけるシャフトの抜け, 鉄と鋼, **101** 5 (2015), 10.
- 28) N.A. Noda, X. U. Yuanming, D. Suryadi, Y. Sano and Y. Takase: Coming out mechanism of steel shaft from ceramic sleeve, *ISIJ International*, **56** 2 (2016), 303.
- 29) 張国偉, 酒井悠正, 野田尚昭, 佐野義一, 大城竣: ストッパーを設けた焼嵌めローラー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** 1 (2018), 620.
- 30) 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.
- 31) A. Rusin, G. Nowak and W. Piecha: Shrink connection modelling of the steam turbine rotor, *Eng. Fail. Anal.*, **34** (2013), 217.
- 32) 日本鉄鋼協会: 鉄鋼ハンドブック, 丸善, (1962).
- 33) S. P. Timoshenko and J. N. Goodier: *Theory of Elasticity*, McGraw-Hill Kogakusha Ltd., (1970), 81.
- 34) Marc Mentat team, *Theory and User Information*, Vol. A, MSC. Software, (2008). 532.
- 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。日本機会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)。
- 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。2021 年度技術士功労章受章。