

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)

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

はじめに

これまでに、セラミック製ロールを製鉄機械分野に応用するために必要となる種々の問題、すなわち熱応力^{1)~6)}や曲げ荷重による接合部の強度設計⁷⁾⁸⁾、ならびにメンテナンスの問題⁹⁾¹⁰⁾等を解説してきた。例えば、従前の加熱炉用搬送用ロールでは、表面のセラミック被膜とロール本体との線膨張係数の違いにより、き裂や剥離などの損傷を引き起こす¹¹⁾。しかし、その構造をセラミック製スリーブロールとすることにより、寿命を大幅に延長することができる¹²⁾¹³⁾。このようなスリーブロールには焼嵌め接合が不可欠であり^{14)~16)}、張り割れを防ぐため、小さな焼嵌め率しか使用できない^{17)~20)}。このため、ロール稼働中にシャフトが抜け出す新しい損傷が生じる。そこで、先の解説では、この問題を取り扱った初期の研究を紹介した^{21)~23)}。その要点をまとめると以下のようなる。

(1) 数値シミュレーションで抜け出し現象を実現するため、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の荷重移動に置き換える「荷重移動法」の有用性を示した。

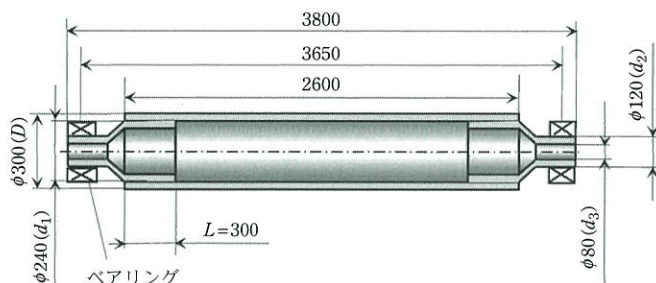
(2) 稼働中に問題となっていたシャフトの抜け出しという現象を、初めてシミュレーションにより実現できることを示した。焼嵌め率等に依存して、抜ける場合と抜けない場合が生じることが示された。

(3) 実ロールを対象とした3次元シミュレーション

ンには大きな計算時間を要し、多数の荷重繰返し数 N を計算することは難しいので、 $N=5$ 程度までの抜け出し現象を明確にした。

図1(a)に前解説で対象としたセラミック製ロールの寸法を示す。図1(b), (c)に、先の解説で示した、図1(a)のスリーブ/シャフト間の焼嵌め接合部の摩擦係数 μ を変化させた場合の、シャフトの抜け出し変位 u_{zC} の解析結果を示す。図1(b)は、初期の研究結果²²⁾であり、計算時間の制約のため、当時は繰返し数 $N=2$ 程度が限度であった。図1(b)に示すように、繰返し数 $N=0\sim2$ では、通常 N の増加とともに u_{zC} は増加し、また、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。しかし、 $\mu=0.1$ では、 $N=1.5$ あたりで u_{zC} が減少に転じる、他と異なる挙動がみられた。図1(c)は、その後行った解析結果であり、繰返し数が $N=5$ まで解析が可能となった²³⁾。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1の例より、少ない繰返し数の解析のみでは、抜け出し現象の解明が不十分であり、多数回の繰返し解析が重要であることがわかる。

そこで本解説では、回転曲げを受ける3次元モデルの代わりに、交番荷重を受ける2次元モデルを提案し、計算時間を大幅に短縮した研究を紹介する²⁴⁾。この効率的なモデリングによって、多数回の荷重繰返しに対するシャフトの抜け出し挙動を数値的に実現する。また、焼嵌め接合部端部のせん断応力と変位に焦点を当てて抜け出しのメカ



(a) セラミック製加熱炉用搬送用ロール (実ロール) の寸法 (mm)

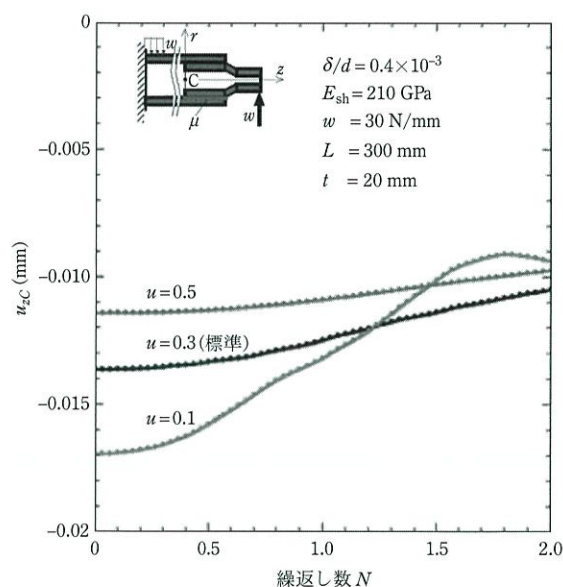
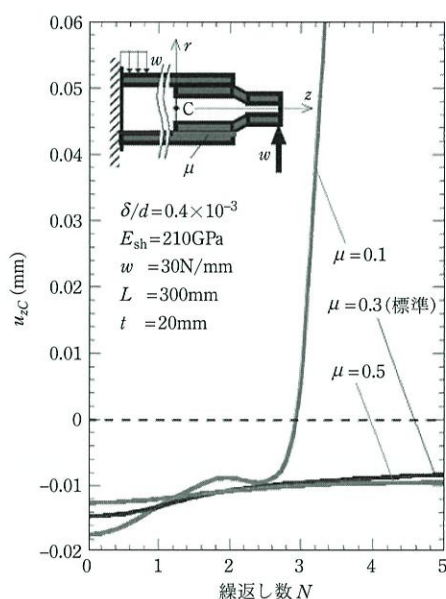
(b) 抜け出し変位 u_{zC} の繰返し数 N に対する変化 (初期²²⁾ の解析結果(c) 抜け出し変位 u_{zC} の繰返し数 N に対する変化 (文献²³⁾ の解析結果

図1 対象とするセラミック製ロールの構造・寸法とそのシャフトの抜け出しシミュレーション。

ニズムについて説明する。これらによって、多数回の荷重繰返しにおける抜け出し現象の本質を解明し、実際のロールのシャフトの抜け出し問題を予測することが可能となる。

「3次元回転荷重モデル」・「3次元交番荷重モデル」・「2次元交番荷重モデル」について

図1(a)にロールの寸法を示す。この研究では、計算時間を短縮し、多数の負荷サイクル N まで結果を得ることができるように簡略化されたモデル

を提案する。まず、図2に前解説で使用した「3次元回転荷重モデル」を示す^{21)~23)}。これは、図1(a)の回転する実ロールを、固定したロール上に荷重が円周方向に移動する「荷重移動法」で表現したものである。連続的荷重移動を離散的荷重移動で置き換える際には、間欠移動角度 $\theta_0 \leq 12^\circ$ で生じる誤差は1%程度以内であるので、 $\theta_0 = 12^\circ$ を用いている。

図3は、交番荷重を受ける3次元モデルを示しており「3次元交番荷重モデル」と呼ぶ。このモデルは図2の間欠移動角度を $\theta_0 = 12^\circ$ から $\theta_0 = 180^\circ$ で置き換えたものに相当する。ここでは、

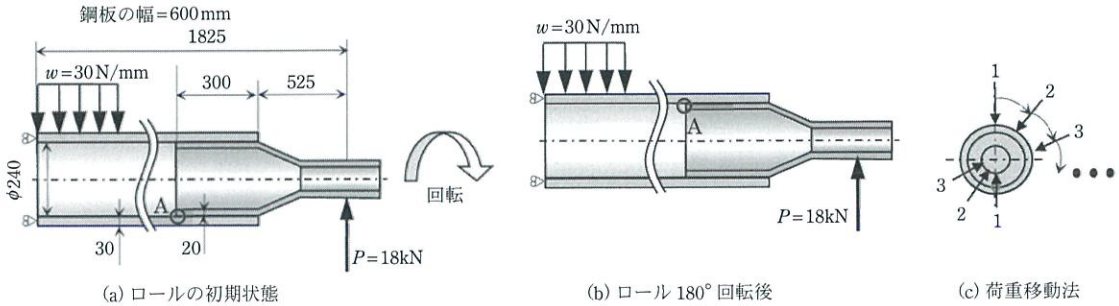


図2 実際のロールの回転 (a), (b) を固定したロール上の荷重移動 (c) で表現する荷重移動法の説明図「3次元回転荷重モデル (=実ロールモデル)」。

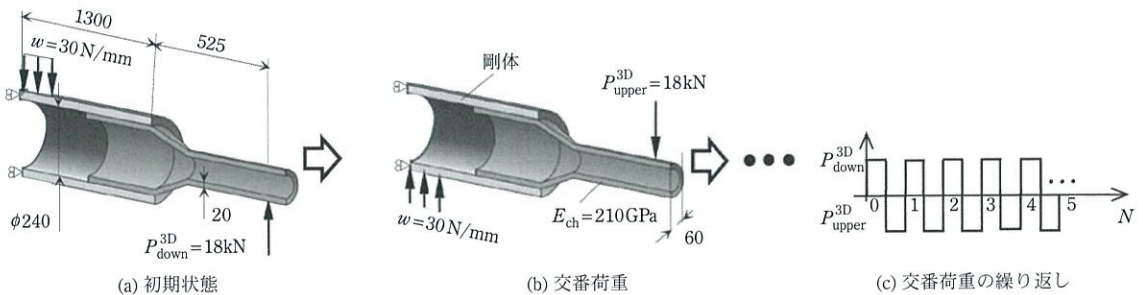


図3 荷重移動法の離散的荷重移動量が 180° の場合に相当する「3次元交番荷重モデル」の説明図(シャフトの抜け出し現象の解明のためセラミック製スリーブを剛体として単純化)。

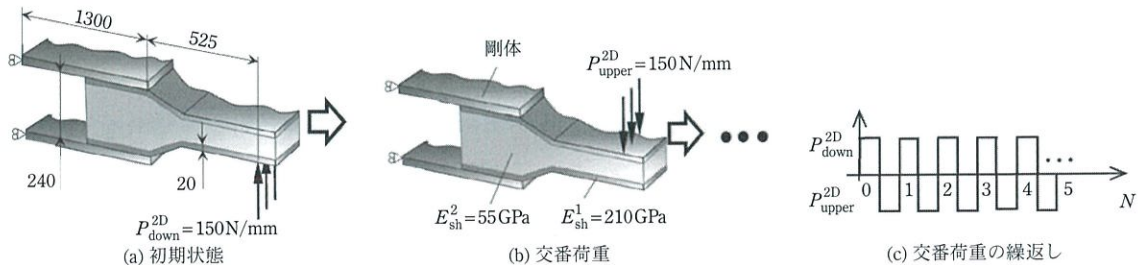


図4 ロールの3次元形状を2次元形状に置き換えた「2次元交番荷重モデル」の説明図(外プレート(剛体)はスリーブに相当し、内プレートはシャフトに相当)。

計算時間の節約を目的としているので、セラミック製スリーブを剛体に置き換えて問題を簡略化している。

図4に、ロールの3次元形状を2次元形状に置き換えた「2次元交番荷重モデル」を示す。どのような2次元モデルを考えればよいかを説明するため、図5は、ロールの3次元形状を2次元モデルに簡略化する方法を示している。ここでは、スリー

ブに焼嵌めされた中空シャフトを、外側の剛体で挟まれた2次元中空シャフト(内プレート)に置き換えている。2次元モデルを考える際、図2および図3に示すような中空構造は焼嵌めによる圧縮荷重を支えることができないので不可能である。したがって、図4に示すように、2種類の材料 E_{sh}^1 と E_{sh}^2 で構成される2次元シャフトを検討する。ここで、 $E_{sh}^1 = 210 \text{ GPa}$ は鋼のヤング率であり、 E_{sh}^2

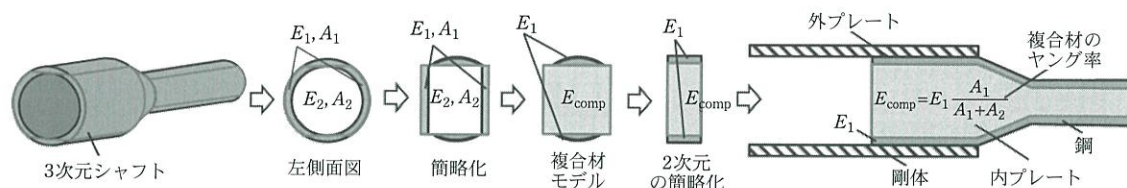


図5 焼嵌め式スリーブロールの2次元モデルによる簡略化.

表1 材料の機械的性質.

モデル	3次元交番荷重, 2次元交番荷重			3次元回転荷重	
	スリーブ		シャフト	スリーブ	シャフト
	剛体	鋼	複合材料	セラミックス	鋼
ヤング率 (GPa)	∞	210	55	300	210
ポアソン比	1	0.3	0.3	0.28	0.3
引張強さ (MPa)	∞	600	—	500	600
密度 (kg/m^3)	0	7,800	7,800	3,200	7,800

は複合則に基づいて次の式で決定される複合材料のヤング率である.

$$E_{sh}^2 = E_{sh}^1 \frac{A_1}{A_1 + A_2} + E_2 \frac{A_1}{A_1 + A_2}$$

$$= E_{sh}^1 \frac{A_1}{A_1 + A_2} = 51.55 \text{ MPa}$$

ここで, $E_2 = 0$ は中空部のヤング率である. 面積 A_1 はシャフトの断面積, 面積 A_2 は中空部の断面積である. 表1にモデルの材料特性を示す. 3次元モデルの場合, シャフトの材料は鋼である. 2次元モデルの場合, シャフトの材料は前述の複合材料であり, 外プレートは剛体である.

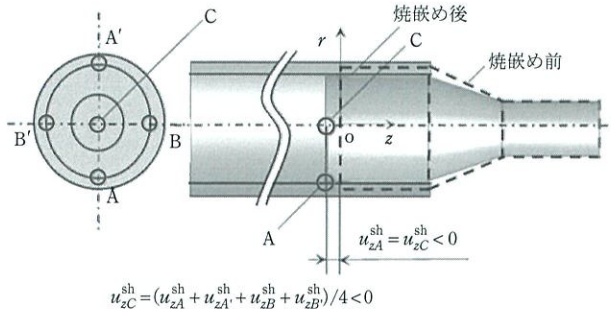
実ロール (=「3次元回転荷重モデル(図2)」)には, 搬送鋼板の重量により, スリーブ部分に分布荷重 $w = 30 \text{ N/mm}$ を標準荷重として作用する. このとき, 分布荷重はシャフト部分端部の支持反力 $P = 180 \text{ kN}$ と釣り合っている. 図4に示す「2次元交番荷重モデル」では, 幅 120 mm (図2, 3のシャフト部の直径 120 mm を考慮) に対応する単位厚さを有しており, 反力 $P = 18 \text{ kN}$ を分布荷重 $\times$ 幅として $P = 150 \text{ N/mm} \times 120 \text{ mm} = 18 \text{ kN}$ で表している.

本研究の目的は, 「2次元交番荷重モデル」によって多数回の繰返しに対する抜け出しを実現することである. 本研究では, 抜け出しが発生しや

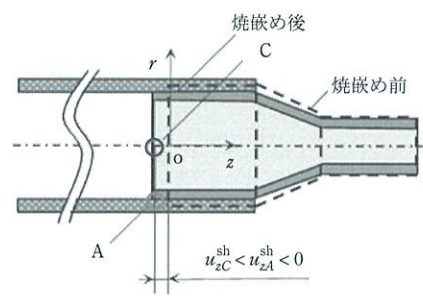
すいので常温での抜け出しを考える. 加熱炉内のロールを考慮する場合は, シャフトの膨張を考慮して等価の焼嵌め率を適用することができる. 2次元モデルの焼嵌め率は, 3次元モデルのものと同等である. 焼嵌め率 δ/d は, 高さの差 δ を高さ $d = 240 \text{ mm}$ で割ったものとして定義される. 焼嵌め率は, $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3} \sim 1.0 \times 10^{-3}$ の範囲で考慮される. 比率 0.2×10^{-3} は参照値として使用される. 3次元モデルでは荷重条件が鋼製シャフトの塑性領域に達しないため, 簡略化された2次元モデルに対して弾性解析を適用する. ここでは, MSC Marc/Mentat 2011 を使用してモデルの準静的構造解析を実行している. 対称性を利用したハーフモデルを用いており, 総要素数は15580である.

「2次元交番荷重モデル(図4)」による焼嵌め応力について

図6は, 焼嵌めによるシャフトの変形を示す. この解析では, 図6(a)に示すように, 点Cでの z 変位を使用して抜け出しについて説明する. ここで, 3次元モデルの z 変位 u_{zC} は, 図6(a)に示すように, $E_{zC}^{sh} = (E_{zA}^{sh} + E_{zA'}^{sh} + E_{zB}^{sh} + E_{zB'}^{sh}) / 4 = E_{zA}^{sh} < 0$ で定義される. 2次元モデルの場合, z 変位は点C

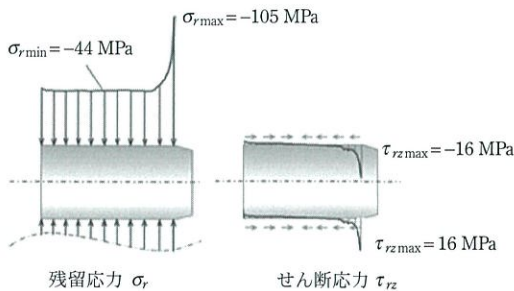


(a) 「3次元回転荷重モデル(図2)」の焼嵌め変位

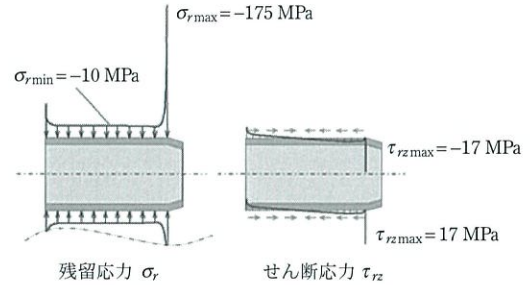


(b) 「2次元交番荷重モデル(図3)」の焼嵌め変位

図6 焼嵌めにより生じるシャフトと内プレートの変位.



(a) 「3次元回転荷重モデル」に生じる焼嵌め応力



(b) 「2次元交番荷重モデル」に生じる焼嵌め応力

図7 シャフトと内プレートに作用する焼嵌め応力(焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ の場合).

で内プレートの中心に定義される. この点Cは, 変位の基準点として使用される. 図6(a), (b)は, 焼嵌めによるシャフトの変位を示す. シャフトは r 方向に圧縮されるため, シャフトの点Aはスリーブ内に入り込み, 3次元モデルでは, $u_{zA}^{sh} = u_{zC}^{sh} < 0$ として負の変位が発生する. 図7は, 焼嵌めによる接触面の応力 σ_r を示す. 最大応力 $\sigma_r = 105$ MPa は, 3次元モデルのシャフト端に現れている. 最大応力 $\sigma_r = 175$ MPa は, 2次元モデルの外プレート端に現れている. 2次元モデルでは, 応力集中がかなり大きいことがわかる. 図7(a), (b)には, せん断応力 τ_{rz} も示されている. シャフトは焼嵌めによる圧縮応力 σ_r によって軸方向に引き伸ばされているが, 図7(a), (b)に示すように, せん断応力 τ_{rz} は伸びを妨げるように作用する. 最大せん断応力 $\tau_{rz} = \pm 16$ MPa はシャフト端面で発生し, $\tau_{rz} = \pm 17$ MPa はプレート端面で発生する.

「2次元交番荷重モデル(図4)」による内プレートの抜け出し変位について

この節では, 抜け出しについて議論するために,

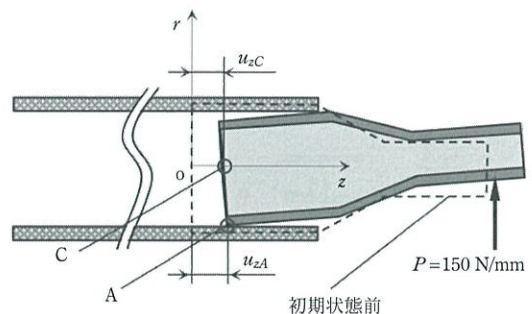


図8 「2次元交番荷重モデル(図4)」における焼嵌めと曲げ荷重により生じる内プレートの抜け出し変位の定義.

図8に示すように2つの点Aと点Cの抜け出し変位を検討する。焼嵌め前のシャフトの初期位置は、

図8に示すように座標 (r, z) で定義される。次に、初期位置からの相対変位 u_{zA} , u_{zC} を検討する。図

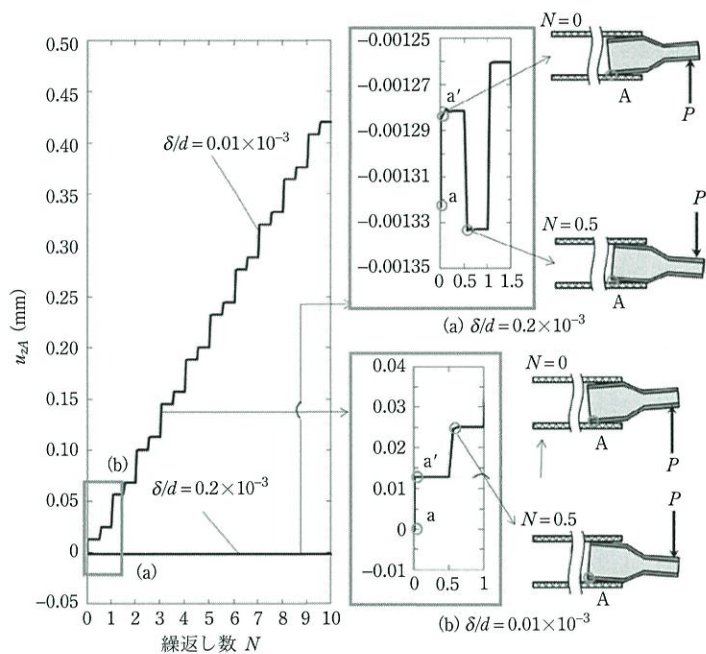
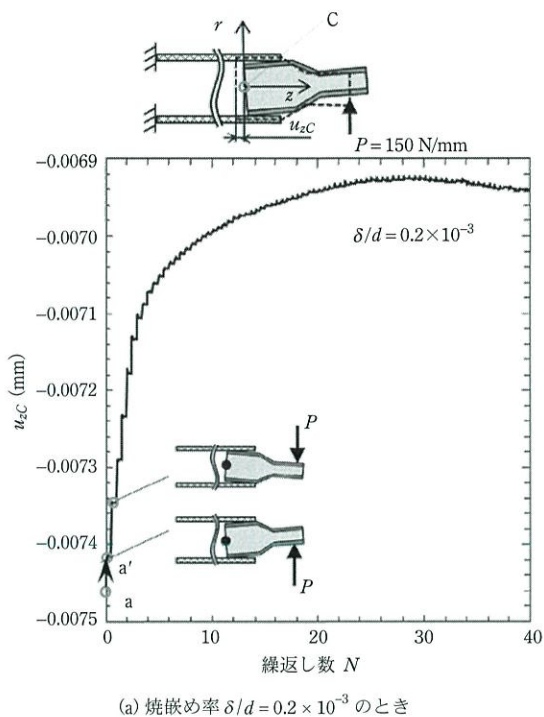
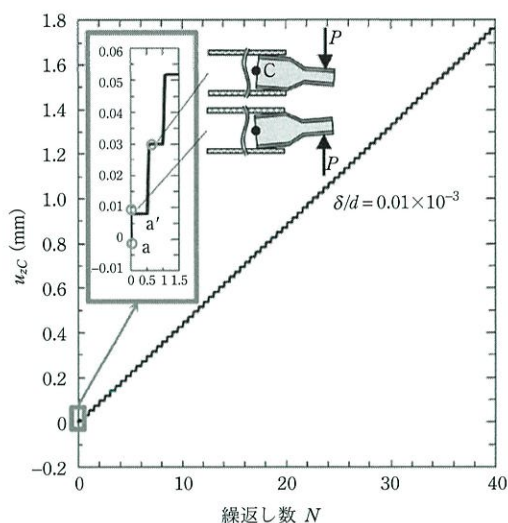


図9 「2次元交番荷重モデル(図4)」による点Aの抜け出し変位 u_{zA} と繰返し数 N の関係(焼嵌め率が $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ と $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ のとき)。



(a) 焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ のとき



(b) 焼嵌め率 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ のとき

図10 「2次元交番荷重モデル(図4)」による点Cの抜け出し変位 u_{zC} と繰返し数 N の関係。

8は、初期荷重によるプレートの抜け出しを示す。図6に示すように、焼嵌めにより、点Aでのプレートの抜け出し変位 $u_{zA}^{N=0}$ が負の方向に発生する。次に、初期荷重により正の方向に抜け出しが発生する。ここで、 $u_{zA}^{N=0}$ と $u_{zC}^{N=0}$ は、初期荷重の影響を考慮した初期値 $N=0$ として定義される。

図9は、図8の点Aの変位を2つの異なる焼嵌め率 δ/d で示す。ここで、 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ は実際のセラミック製スリーブロールで一般的に使用され、 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ は小さな焼嵌め率の例である。図9(a)で、点aは焼嵌めによる変位 u_{zA}^{sh} を指す。一方、図9(a)の点a'は初期荷重による変位 $u_{zA}^{N=0}$ を指す。図9の横軸は繰返し数 N である。ここで、焼嵌め後の初期荷重は繰返し数 $N=0$ に対応し、1回の上下交番荷重は $N=1$ に対応する。点Aの変位 u_{zA} は、 $N=40$ まで示されている。標準比 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ では、点Aの変位は交番荷重に応じて図9(a)に示すように上下する。 u_{zA} が $N=0$ から $N=5$ に増加した後、 u_{zA} は一定となり、 N の増加とともにわずかに減少する。一方、小さな焼嵌め率 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ では、図9(b)に示すように、 u_{zA} は N の増加とともに単調に増加する。

図10は u_{zC} と繰返し数 N の関係を示す。ここでは抜け出しの基準を議論するために、図8の中心点Cに着目する。図10(b)に示すように、焼嵌め率が小さい場合、変位 u_{zC} は増加しており、抜け出しが発生しやすいことがわかる。しかし、標準的な焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ の場合、図10(a)に示すように、 N 小さいと変位は N の増加とともに増加する。特に、 $N=5$ は抜け出し挙動が大きく異なるため、 $N=5$ 以上で抜け出しと判断する必要がある。

「3次元回転荷重モデル(図2)」と「3次元交番荷重モデル(図3)」ならびに「2次元交番荷重モデル(図4)」の抜け出し挙動の比較

図11と図12は、3種類のモデル、すなわち「3次元回転荷重モデル(図2)」、

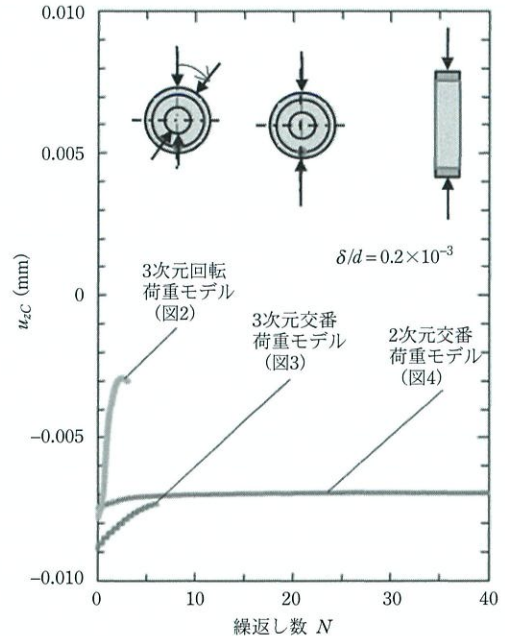


図11 「3次元回転荷重モデル(図2)」と「3次元交番荷重モデル(図3)」ならびに「2次元交番荷重モデル(図4)」による結果の比較($\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ のときの抜け出し変位 u_{zC} 繰返し数 N の関係)。

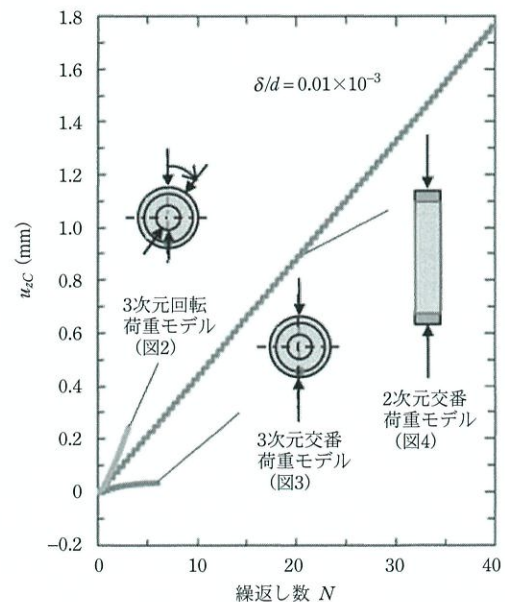


図12 「3次元回転荷重モデル(図2)」と「3次元交番荷重モデル(図3)」ならびに「2次元交番荷重モデル(図4)」による結果の比較($\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ のときの抜け出し変位 u_{zC} と繰返し数 N の関係)。

デル(図3)],「2次元交番荷重モデル(図4)」のそれぞれから得られた抜け出し変位 u_{zC} と繰返し数 N を示す。

図11の焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ の結果に示すように、大きな焼嵌め率では、最初の数回の荷重繰返しでは、抜け出し方向の変位が生じるが、その挙動は単純ではない。「2次元交番荷重モデル(図4)」を使用すると繰返し数が $N = 40$ まで数値解析が可能であり、 N の値が十分大きいときに抜け出し変位 $u_{zC} = \text{一定}$ になるため、抜け出しは発生していないと判断できる。すなわち、荷重繰返し数 $N \leq 5$ では、抜け出し現象を正確に評価できないことがわかる。また、図12の焼嵌め率 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ の結果に示すように、小さな焼嵌め率では、3次元交番荷重モデルは小さな N で不確実な挙動を示し、そのため抜け出しを特定することが困難である。このように、図11と図12は、「2次元交番荷重モデル(図4)」が有用であることを示している。以下の議論では、抜け出しを正しく予測するために、「2次元交番荷重モデル(図4)」を使用して、多数回の荷重繰返し数 N に対する結果を含めて議論する。

2次元交番荷重モデルの抜け出し挙動に及ぼす交番荷重の大きさの影響

前節では、「2次元交番荷重モデル(図4)」によって抜け出し挙動が、繰返し数 N が大きな範囲まで再現できることが示された。本節では、まず、荷重の大きさが抜け出しに及ぼす影響を説明する。2次元交番荷重モデルの幅は120 mmで、荷重は $150 \text{ N/mm} \times 120 \text{ mm} = 18 \text{ kN}$ であるため、3次元モデルの標準力18 kNは2次元モデルの分布荷重 $P = 150 \text{ N/mm}$ に相当する。荷重の大きさを変更することで抜け出し挙動を調べることができる。ここでは、抜け出しのしきい値を決定するために、 $P = 300 \text{ N/mm}$ と $P = 600 \text{ N/mm}$ も考慮する。

図13は交番荷重の大きさ P が抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響を示しており、ここでは焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ と固定している。図13から、抜

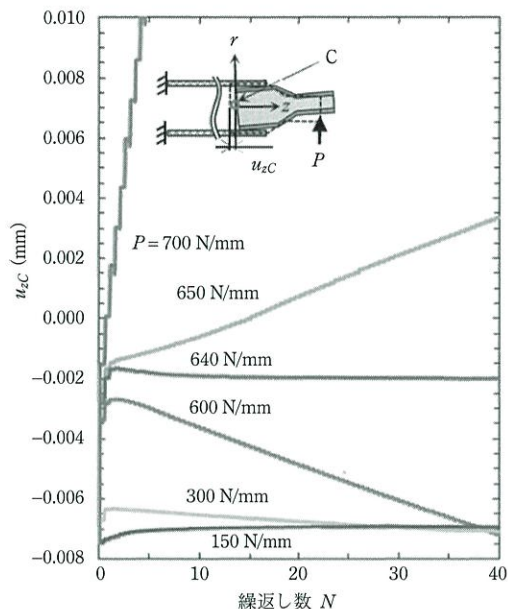


図13 交番荷重の大きさ P が抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響 ($\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ のとき $P > 640 \text{ N/mm}$ では抜け出しあり、 $P \leq 640 \text{ N/mm}$ では抜け出しなし)。

け出し変位 u_{zC} は、大きさ P に関わらず、 $N = 0 \sim 4$ で増加する傾向があることがわかる。しかし $N = 4$ 以降の挙動は異なり、 $P \geq 650 \text{ N/mm}$ の下では、変位 u_{zC} が大幅に増加し、抜け出しが発生することがわかる。一方、 $P \leq 640 \text{ N/mm}$ では、 u_{zC} は一定になるか減少し、抜け出しが発生しない。すなわち、 $P = 640 \text{ N/mm}$ は抜け出しが生じないしきい値とみなすことができる。

2次元交番荷重モデルの抜け出し挙動に及ぼす焼嵌め率の影響

図14は、焼嵌め率が z 方向変位 u_{zC} に与える影響を示しており、ここでは交番荷重の大きさ $P = 150 \text{ N/mm}$ と固定している。焼嵌め率がある程度大きいと、焼嵌め圧縮応力により負の変位 u_{zC} が生じることがわかる。繰返し数 $N = 0 \sim 40$ では、焼嵌め率が小さい場合、すなわち $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ および $\delta/d = 0.03 \times 10^{-3}$ の場合には、 N の増加とともに u_{zC} が大幅に増加しており、内ブ

レート(シャフト)の抜け出しが発生している。一方、焼嵌め率が大きい $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$ 、 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ 、 $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ の場合には、繰返し数 N の増加とともに、変位 u_{zC} は不変または減少してお

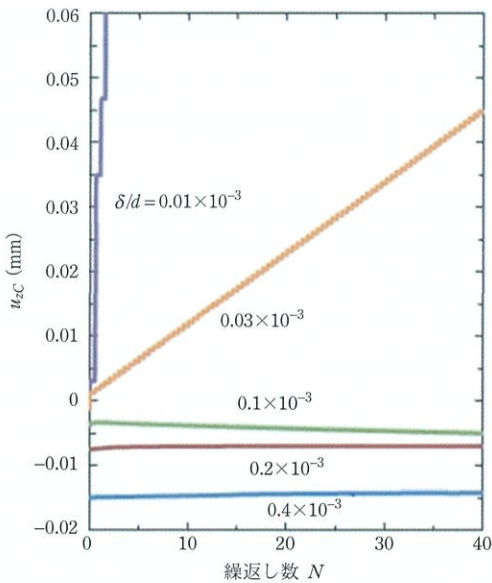


図14 焼嵌め率 δ/d が抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響 (交番荷重の大きさ $P = 150 \text{ N/mm}$ のとき $\delta/d \geq 0.03 \times 10^{-3}$ 抜け出しあり、 $\delta/d \geq 0.1 \times 10^{-3}$ では抜け出しなし)。

り、内プレート(シャフト)の抜け出しは発生しない。しきい値は $\delta/d = 0.03 \times 10^{-3}$ 、 $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$ の間に存在すると結論付けられる。

抜け出し挙動のメカニズム(2次元交番荷重モデルによる考察)

前節では、荷重の大きさと焼嵌め率の影響について十分に考察した。本節では、交番荷重によって変化する点Aの応力 τ_{rz}^A に注目して抜け出し機構について考察する。

交番荷重の大きさ P が焼嵌めシャフトの端部のせん断応力分布 τ_{rz}^A に及ぼす影響

図15は繰返し数 $N = 0$ と $N = 40$ のせん断応力分布 $\tau_{rz}(z)$ を比較したものである。図15(a)の焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ の場合、 $N = 0$ と $N = 40$ の応力分布は、例えば最大応力 $\tau_{rz \max}$ に関しては大きな違いが生じている。しかし点Aでのせん断応力 τ_{rz}^A はあまり変化しない。つまり、曲げ荷重が点Aでのせん断応力 τ_{rz} に及ぼす影響は比較的小さい。次に、図15(b)の $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ の場合に着目すると、 $N = 0$ のとき、嵌合部のせん断応力は外

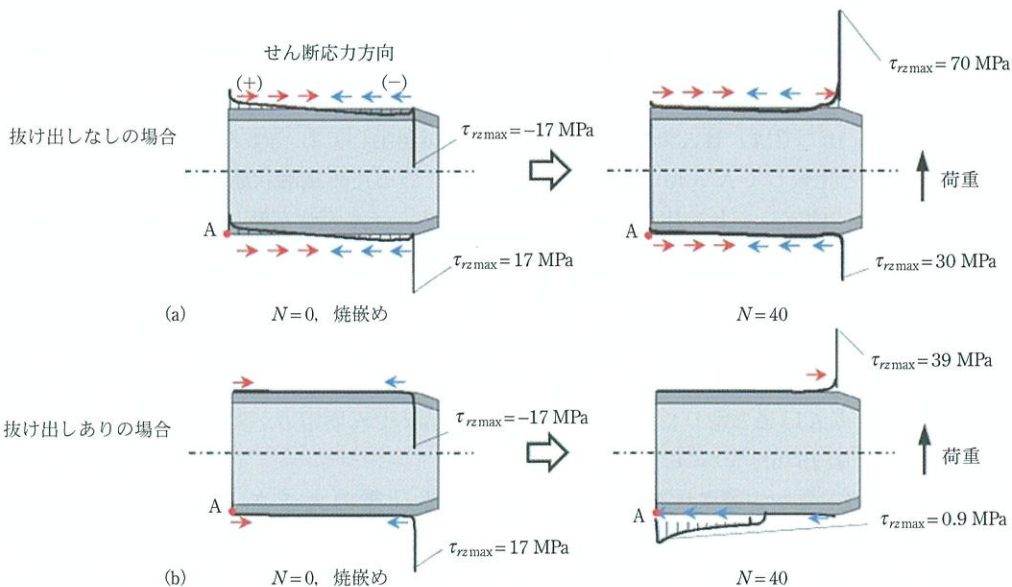


図15 (a) $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ および (b) $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ のせん断応力分布 $\tau_{rz}(z)$ 。

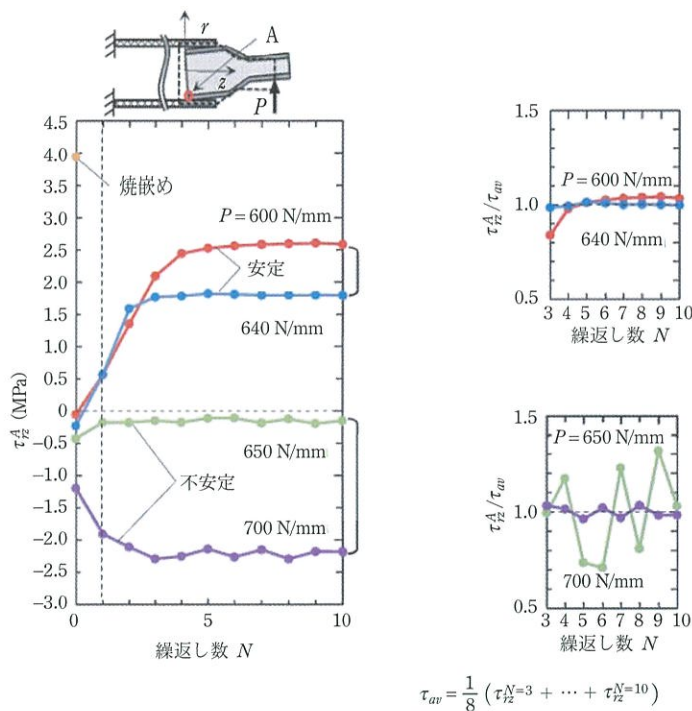


図 16 点 A でのせん断応力 τ_{rz}^A と繰返し数 N の関係 ($\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ のとき、図 13 より $P > 640$ N/mm では抜け出しあり、 $P \leq 640$ N/mm では抜け出しなし、 $\tau_{av} = \frac{1}{8}(\tau_{rz}^{N=3} + \dots + \tau_{rz}^{N=10})$).

プレート端を除いてほぼゼロであるのに対して、 $N = 40$ になるとせん断応力分布 $\tau_{rz}(z)$ が大きく変化しており、特に内プレート下端の点 A ではせん断応力 τ_{rz}^A の方向が負の値に反転している。

以上をまとめると、 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ では、 τ_{rz}^A は $N = 0$ と $N = 40$ の間であまり変化しないことが、抜け出しが発生しないことと対応している。対照的に、 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ では、せん断応力 τ_{rz} は $N = 0$ のときの応力と比較して $N = 40$ で大きく変化している。これは、内プレートの抜け出しが発生していることと対応している。

図 16 (a) は、 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ のとき、点 A のせん断応力 τ_{rz}^A と繰返し数の関係を、交番荷重 P の大きさを変化させて示したものである。図 16 (a) の挿絵に示すように、点 A は最も滑りやすい点とみなすことができる。図 16 (b), (c) には、平均応力 $\tau_{av} = \frac{1}{8}(\tau_{rz}^{N=3} + \dots + \tau_{rz}^{N=10})$ で定義される応力 τ_{av} で正規化した相対せん断応力 τ_{rz}^A / τ_{av} を示す。交番荷重 $P = 600$ N/mm および $P = 640$ N/mm の下では、 $N = 2$ 以降、正のせん断応力 τ_{rz}^A がほぼ一定になり、

抜け出しが発生しない。一方、 $P = 650$ N/mm ~ 700 N/mm の下では、負のせん断応力 τ_{rz} が不安定に上下すると、 $N = 1$ 以降に抜け出しが発生する。図 16 より、 $N = 1$ 以降は点 A のせん断応力方向から内プレートの抜け出しが容易に判断できる。抜け出しが発生しない場合は、点 A への荷重の影響は非常に小さいと考えられる。点 A に小さなひずみが発生しても、内プレートと外プレートは密着しているため接触状態はあまり変化しない。そのため、点 A のせん断応力は一定値となる。一方、より大きな荷重下で抜け出しが発生すると、荷重が点 A の応力に大きく影響するため、内プレートと外プレートの接触状態が変化する。交番荷重によりこの付近でスティックスリップ現象が発生し、点 A のせん断応力が変動する。

交番荷重の大きさ P が焼入れプレートの端部の変位 Δu_{zA} に及ぼす影響

図 17 は、 $N = 10$ までの点 A における焼入れ後に生じる抜け出し変位 $\Delta u_{zA} = u_{zA}^{\text{shaft}} - u_{zA}^{\text{sleeve}}$ を示

したものである。 $P = 640 \text{ N/mm}$ および $P = 600 \text{ N/mm}$ では、抜け出し変位 Δu_{zA} の変動は小さく安定しており、 $N > 3$ で $\Delta u_{zA} \approx 0$ となっており、抜け出しが発生しない。一方、 $P = 700 \text{ N/mm}$ および $P = 650 \text{ N/mm}$ では、抜け出し変位 Δu_{zA} は大きく、各繰返し数 N で不安定に変動しており、抜け出しが生じる原因となると考えられる。

図 18 は、点 A における抜け出し変位の増加量 $\Delta u_{zA} (= u_{zA}^N - u_{zA}^{N-1})$ とせん断応力 τ_{rz}^A の関係を示す。ここで抜け出し変位の増加量は、繰返し数 N における抜け出し変位 u_{zA}^N から、 $\Delta u_{zA} = u_{zA}^N - u_{zA}^{N-1}$ で定義されるもので、各繰返し数 N における抜け出し変位 ($\approx du_{zA}/dN$ 抜け出し速度) を表している。ここで $N = 3 \sim 10$ の繰返し数を考慮した理由は、 $N = 3$ 以降に焼嵌めによる効果が小さくなり、各繰返し数で Δu_{zA} の比較が可能となるためである。

交番荷重の大きさ $P = 700 \text{ N/mm}$ および $P = 650 \text{ N/mm}$ では、スティックスリップ現象により $\Delta u_{zA} - \tau_{rz}$ 関係がランダムに分布している。ま

た、 $\tau_{rz}^A < 0$ 、 $\Delta u_{zA} > 0$ であり、抜け出しが生じるものと判断できる。一方、 $P = 600 \text{ N/mm}$ および $P = 640 \text{ N/mm}$ では、 $\tau_{rz}^A > 0$ 、 $\Delta u_{zA} \approx 0$ であり、抜け出しは発生しない。つまり、点 A で Δu_{zA} に大きな変動がなければ抜け出しは発生しない。

焼嵌め率 δ/d がプレート端部 A のせん断応力 τ_{rz}^A に及ぼす影響

図 19 は、焼嵌め率が抜け出しに与える影響を、点 A のせん断応力 τ_{rz}^A に着目して示したものである。 $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ 、 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ 、 $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$ のときは抜け出しが発生しない。ここで、点 A のせん断応力は各繰返し数で安定しており、せん断応力 τ_{rz}^A の値は正である。一方、 $\delta/d = 0.03 \times 10^{-3}$ 、 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ のときは抜け出しが発生する。点 A のせん断応力は不安定で、せん断応力 τ_{rz}^A の値は負である。この抜け出し挙動は、図 17 に示した結果と似ている。上記の調査に基づいて、抜け出し挙動は、交番荷重と焼嵌め率による点 A のせん断

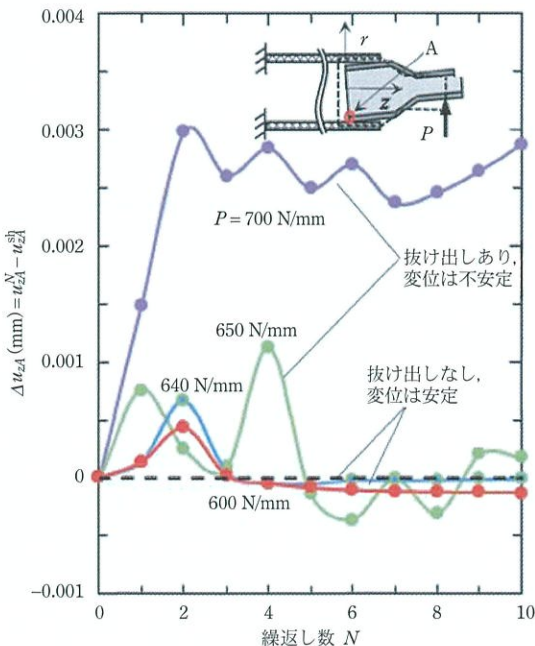


図 17 焼嵌め後の抜け出し変位 $\Delta u_{zA} = u_{zA}^N - u_{zA}^{N-1}$ と繰返し数 N の関係 ($N = 1 \sim 10$) ($P > 640 \text{ N/mm}$ では、 Δu_{zA} は大きく不安定 $\Rightarrow$ 抜け出しあり、 $P \leq 640 \text{ N/mm}$ では、 $N > 3$ で $\Delta u_{zA} \approx 0$ で安定 $\Rightarrow$ 抜け出しなし)。

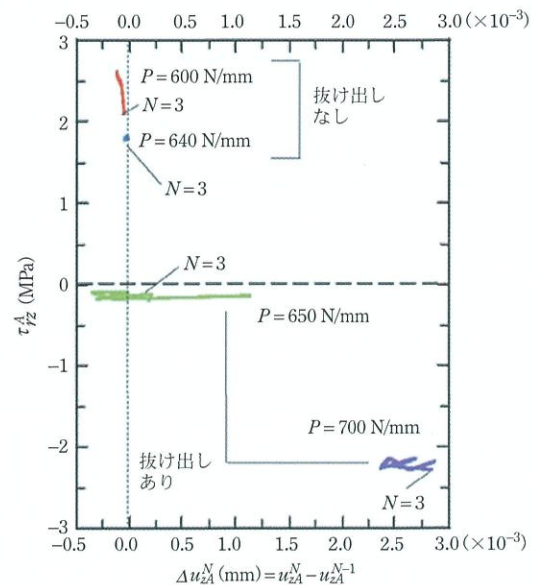


図 18 点 A のせん断応力 τ_{rz}^A 抜け出し変位の増加量の関係 ($\Delta u_{zA} = u_{zA}^N - u_{zA}^{N-1} \approx$ 抜け出し速度 du_{zA}/dN ，繰返し数 $N = 3 \sim 10$ に着目) ($P > 640 \text{ N/mm}$ では、 $\tau_{rz}^A < 0$ 、 $\Delta u_{zA} > 0 \Rightarrow$ 抜け出しあり、 $P \leq 640 \text{ N/mm}$ では、 $\tau_{rz}^A > 0$ 、 $\Delta u_{zA} \approx 0 \Rightarrow$ 抜け出しなし)。

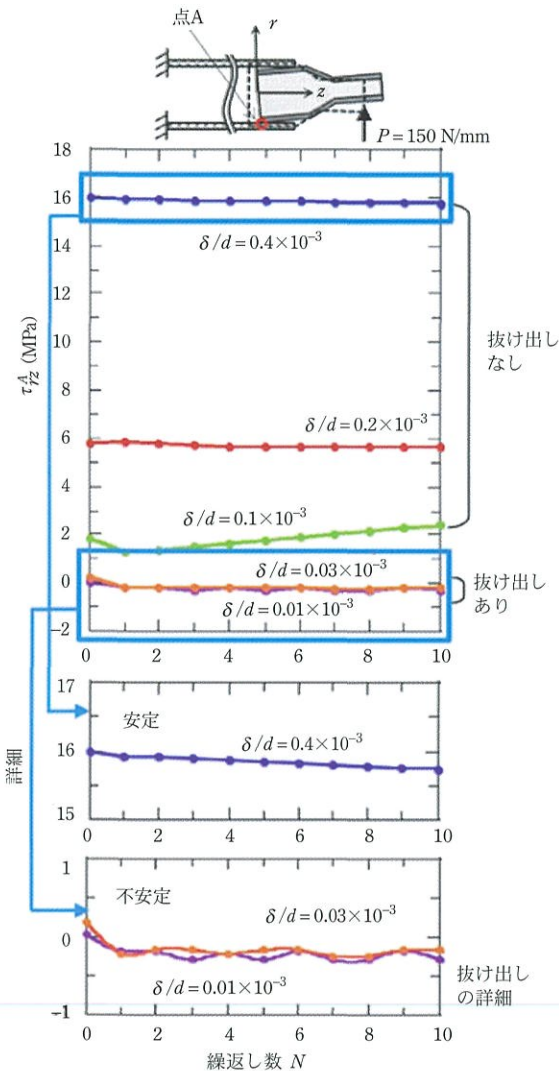


図19 点Aのせん断応力 τ_{rz}^A と繰返し数 N の関係(交番荷重の大きさ $P=159\text{ N/mm}$ のとき)。抜け出しありの場合、点Aのせん断応力 $\tau_{rz}^A < 0$ で、不安定に変化(スティックスリップ現象の発生)、抜け出しなしの場合、点Aの正のせん断応力 $\tau_{rz}^A > 0$ で、安定した変化(点Aの変位はゼロに近い)。

応力と変位の観点からまとめることができる。

(1) 抜け出しが発生すると、点Aのせん断応力値は負で不安定になる。また、微小なスティックスリップ現象が発生するため、繰返し数 N が増加するにつれて相対変位が不安定に変化する。

(2) 抜け出しが発生しない場合は、点Aの正の

せん断応力は安定しており、点Aの変位はゼロに近い非常に小さな値になる。

おわりに

(1) これまでにセラミック製ロールを製鉄機械分野に応用するために必要となる種々の問題を解説してきた^{1)~10)}。例えば、従前の加熱炉用搬送用ロールでは、その構造をセラミック製スリーブロールとすることにより、寿命を大幅に延長することができる¹²⁾¹³⁾。このようなスリーブロールには焼嵌め接合が不可欠であるが^{14)~16)}、ロール稼働中にシャフトが抜け出す問題がある。

(2) 先の解説では、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の荷重移動に置き換える「荷重移動法」の有用性を示した^{21)~23)}。しかし、実ロールを対象とした3次元シミュレーションには大きな計算時間を要し、多数の荷重繰返し数 N を計算することは難しく、 $N=5$ 程度までの抜け出し現象に限定された。

(3) そこで本解説では、抜け出しの現象をより効率的に解析するために、2次元の焼嵌め構造を検討した。具体的にはまず「3次元回転荷重モデル(図2)」の荷重移動量を大きくすることで「3次元交番荷重モデル(図3)」を考え、ロールを2次元化することで「2次元交番荷重モデル(図4)」を提案した。

(4) 3種類のモデルによる抜け出し挙動を比較することで、「2次元交番荷重モデル(図4)」が荷重繰返し数 $N=40$ 程度まで数値解析が可能であり、有用であることが示された。例えば、荷重繰返し数 $N \leq 5$ 程度のみ解析可能な「3次元回転荷重モデル(図2)」と「3次元交番荷重モデル(図3)」では、抜け出し現象を正確に評価できない場合でも、「2次元交番荷重モデル(図4)」を使用すると繰返し数が大きな場合までの数値解析が可能であり、抜け出しの発生の判断が明確となる(図11参照)。

(5) 「2次元交番荷重モデル(図4)」を使用して、多数回の荷重繰返し数 $N=40$ まで解析すること

で、交番荷重の大きさの影響と焼嵌め率の影響について考察した。両者に抜け出しが発生するしきい値が存在することを示した(図 13, 図 14)。

(6) 抜け出しのメカニズムを、内プレート端の接触せん断応力に注目して説明した。抜け出しが発生すると、せん断応力は不安定となり、その値は正から負に変化する。一方、抜け出しが発生しない場合は、せん断応力は安定し、値は常に正となる。

(7) 内プレート端の相対変位に着目すると、せん断応力と同様に変位が変動すると抜け出しが発生する。つまり、スティックスリップ現象が現れると抜け出しが発生する。変位が安定し、ほぼゼロの場合には抜け出しは発生しない。

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) 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.
- 15) 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.
- 16) A. Rusin, G. Nowak and W. Piecha: Shrink connection modelling of the steam turbine rotor, Eng. Fail. Anal., **34** (2013), 217.
- 17) 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.
- 18) 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.
- 19) 露成正一, 野田尚昭, HENDRA, 高瀬康: 搬送用ロール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.
- 20) N.A. 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** (2008), 1410.
- 21) 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) 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.
- 22) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 原田正太, スルヤディデディ, 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.
- 23) N.A. Noda, D. Suryadi, S. Kumasaki, Y. Sano and Y. Takase: Failure analysis for coming out of shaft from shrink-fitted ceramic sleeve, *Engineering Failure Analysis*, **57** (2015), 219.
- 24) 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.

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。2021 年度技術士功労章受章。