

セラミック製スリーブロールにおける シャフト抜け出しの実験的検証

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

はじめに

自動車用の高品質鋼板を製造するための加熱炉 (図1 参照) では、セラミック溶射を施した鋼製搬送ロールが使用されている (図2 (a) 参照)。そのロール内部は水冷されるが、熱膨張の不一致によってロール表面にき裂発生、剥離、摩耗などの損傷が生じ、ロール寿命が低下する。その対策としてセラミック製ロールの開発が進められている^{1)~6)}。図2 (b) に、両端の鋼製シャフトと、耐熱性、耐腐食性、耐摩耗性に優れたセラミック製スリーブで構成された新しいセラミック製ロールを示す。先の解説では^{7)~16)}、セラミック製ロールを、このような加熱炉用やめっき浴用などの製鉄機械分野に応用する際の、種々の課題とその解決策^{17)~27)}を取り上げて説明してきた。このようなロールの接合方法として焼嵌めが不可欠であるが、セラミックスの脆性のために、小さな焼嵌め率しか使用できない。このため、稼働中にスリーブから軸が抜け出す新しい損傷が生じることが報告された。

このシャフトの抜け出し問題の解決には、まず、

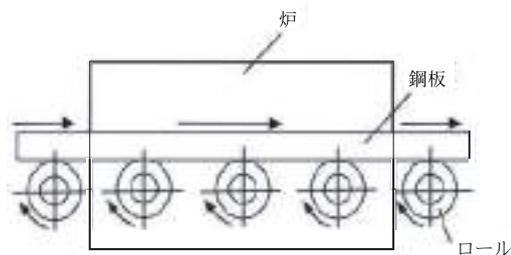


図1 加熱炉用ロールの模式図。

この現象を把握することが必要となる。この考えに基づいて、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)}。最初の解析では、抜け出し現象をシミュレートするために、図2 (b) の3次元実体ロールを取り扱った。しかし、膨大な計算時間を要するため、ロール回転数 (= 荷重繰返し数) $N=2\sim5$ までしか実現できなかった²⁸⁾。そこで、計算時間を短縮する2次元交番荷重モデルを提案し、その抜け出し挙動のシミュレーションにより、ロール回転数 (= 荷重繰返し数) $N=40$ 程度までの結果を得た^{28)~30)}。これらの研究^{28)~30)}によって、シャフトの抜け出し挙動を再現し、抜け出しのメカニズムや設計要因の影響を明らかにした。最近の数回の解説では、これらの成果を説明した^{31)~35)}。

しかし、これまでの解説では、数値シミュレーションの結果のみが議論されており、同じ条件下

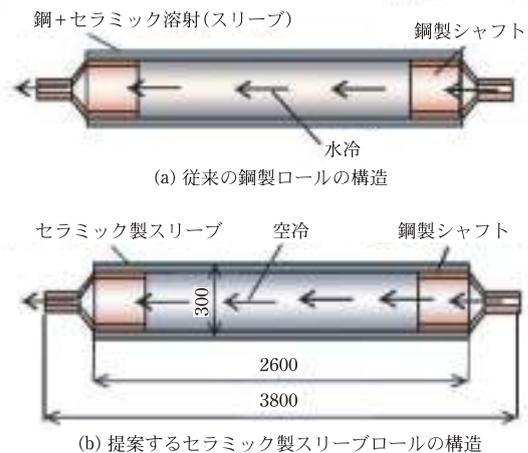


図2 加熱炉用ロールの構造。

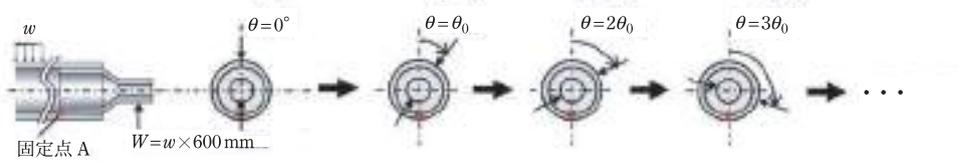


図5 ロールの回転を固定したロール上の荷重移動(離散的移動間隔 θ_0)に置き換える「荷重移動法」の説明図(初期荷重位置 $\theta = 0^\circ$ は繰返し数 $N = 0$ に対応し荷重移動 $\theta = 360^\circ$ は繰返し数 $N = 1$ に対応する)。

け出し挙動をシミュレートするための「荷重移動法」の説明図である。図5に示すように、荷重負荷でのロールの回転を、固定したロール上での円周方向の荷重移動で置き換える。その際、連続的な荷重移動を離散的な荷重移動に置き換える。計算時間の節約と解析精度を検討した結果、離散化数値解析として使用される荷重移動角度として $\theta_0 = 12^\circ$ を用いる。ここで、初期荷重位置 $\theta = 0^\circ$ はロール回転数(=荷重繰返し数) $N = 0$ に対応し、 $\theta = 360^\circ$ はロール回転数(=荷重繰返し数) $N = 1$ に対応する。

図4に示すような対称性を考慮したハーフモデルを用いて抜け出し挙動が解析されている³¹⁾。その総要素数は154,320であり、スリーブとシャフトの接触部における最小要素サイズは1.25 mm × 1.25 mm × 6 mmである。本研究では、鋼製シャフトの降伏応力を超えない荷重条件と、セラミック製スリーブの破断に至るまで巨視的塑性変形が現れないことから、3次元弾性FEM解析を適用した。その解析には、マルチフロントル法のニュートン・ラプソン反復スパースソルバーを搭載したMSC Marc Mentat 2012³⁷⁾を用いている。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} に比べて格段に小さいため無視できる²²⁾。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³⁸⁾。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。接触部におけるスリーブとシャフト間の摩擦係数は $\mu = 0.3$ 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。

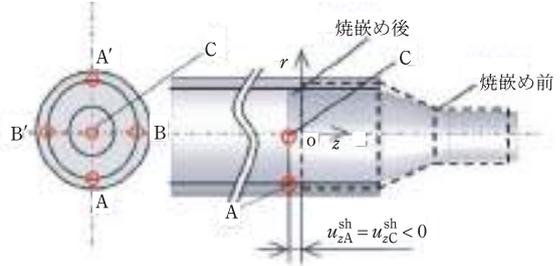


図6 焼嵌めにより生じるシャフトの変位。

シャフトの抜け出し挙動の数値シミュレーションの解析例

図6は、焼嵌め前に定義された (r, z) 座標と焼嵌めによるシャフトの変形を示している。図6に示すように、 z 方向の変位 u_{zC} は4点の値から $u_{zC}^{sh} = (u_{zA}^{sh} + u_{zA'}^{sh} + u_{zB}^{sh} + u_{zB'}^{sh}) / 4 = u_{zA}^{sh} < 0$ と決定される。また、シャフトは r 方向に圧縮されているため、 $u_{zA}^{sh} = u_{zC}^{sh} < 0$ となる。

図7(a), (b)に、先の解説で示した、図3のセラミック製ロールのスリーブ/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7(a)は、初期の研究結果²²⁾であり、計算時間の制約のため、当時はロール回転数(=荷重繰返し数) $N = 2$ 程度が限度であった。図7(a)に示すように、ロール回転数(=荷重繰返し数) $N = 0 \sim 2$ 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} のロール回転数(=荷重繰返し数)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7(b)は、その後行った解析結果であり、ロール回転数(=荷重繰返し数) $N = 5$ まで解析が可能となった²³⁾。その結果

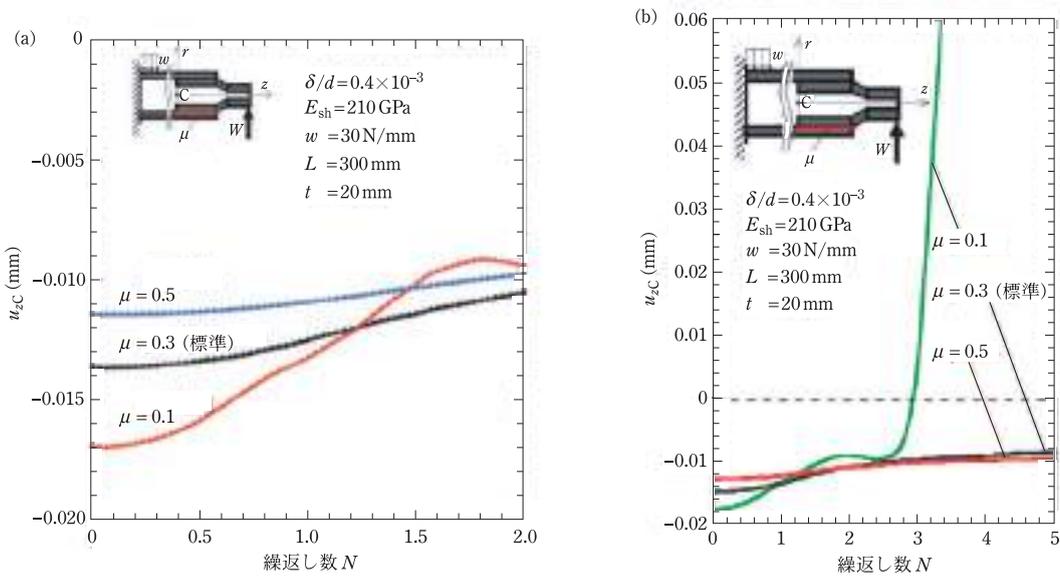


図7 (a) 抜け出し変位 u_{zC} のロール回転数 (= 荷重繰返し数) N に対する変化 (初期³⁹⁾ の解析結果, $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$, (b) 抜け出し変位 u_{zC} のロール回転数 (= 荷重繰返し数) N に対する変化 (文献²⁸⁾ の解析結果, $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$.

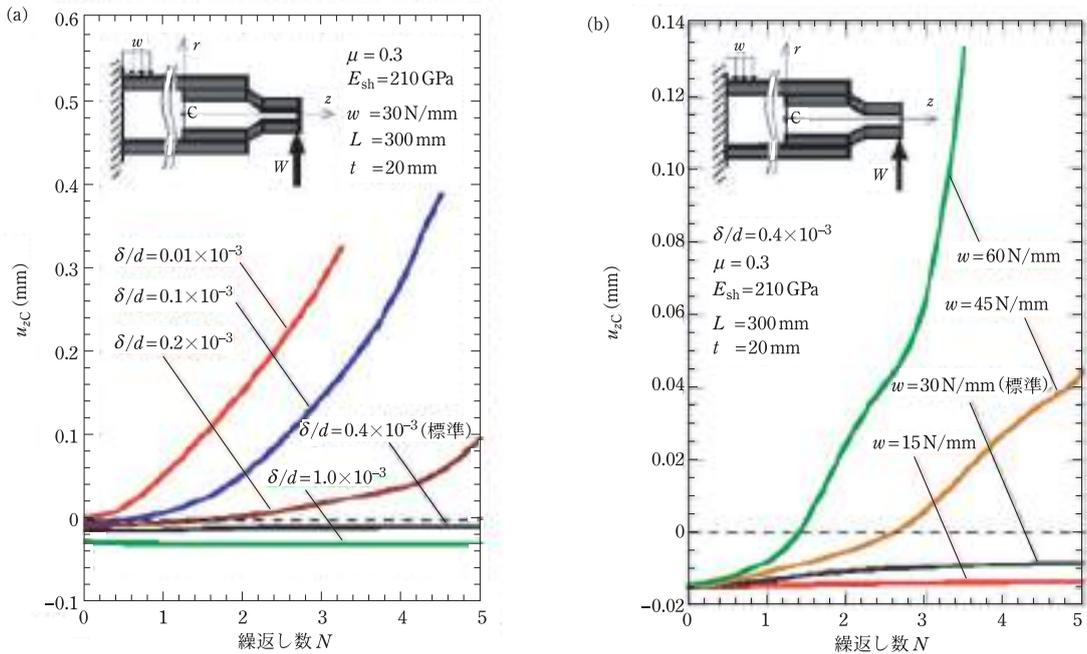


図8 (a) 焼嵌め率 δ/d がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響 (荷重 $w = 30 \text{ N/mm}$ のとき), (b) 分布荷重 w がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響 ($\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ のとき).

$N = 2.5$ 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7(a), (b)の例より、少ないロール回転数 (= 荷重繰返し数)

N の解析のみでは、抜け出し現象の説明が不十分であり、多数回のロール回転数 (= 荷重繰返し数) N の解析が重要であることがわかる。

図8(a)は焼嵌め率 δ/d がシャフトの抜け出し変位 u_{zC} に及ぼす影響を示す。まず、図8(a)に示す $N=0$ での焼嵌め変位(u_{zC} の初期値)に着目すると、焼嵌め率 δ/d の増加に伴って、圧縮応力が増加し、 u_{zC} の初期値である負の絶対値が増加することがわかる。次に N の増加に伴う抜け出し変位 u_{zC} の変化に着目すると、焼嵌め率 δ/d の減少に伴って、 N の増加に伴う抜け出し変位 u_{zC} の増加が顕著となることわかる。

図8(b)は、荷重を標準値 $w=30\text{ N/mm}$ から、荷重 $w=15, 45, 60\text{ N/mm}$ と変化させて、荷重の大きさが抜け出し変位に及ぼす影響を示してい

る。荷重の大きさが増加すると、抜け出し速度が大幅に増加する。ローラ回転数(=加重繰返し数) $N=0\sim 4$ では、荷重増加による抜け出し変位の顕著な増加が確認される。特に、分布荷重 $w \geq 45\text{ N/mm}$ のときには、シャフトの抜け出しが極めて発生しやすいことがわかる。

ここでは、ローラ回転数(=加重繰返し数)が少ない $N=0\sim 4$ でも抜け出しが発生するかどうかを判断できるように、接触部に発生する応力分布に着目して抜け出し機構を考察している。図9(a),(b)は、ローラ焼嵌め面の $\theta=0^\circ$ および 180° の線に沿った応力分布に注目している。図9(a)は、

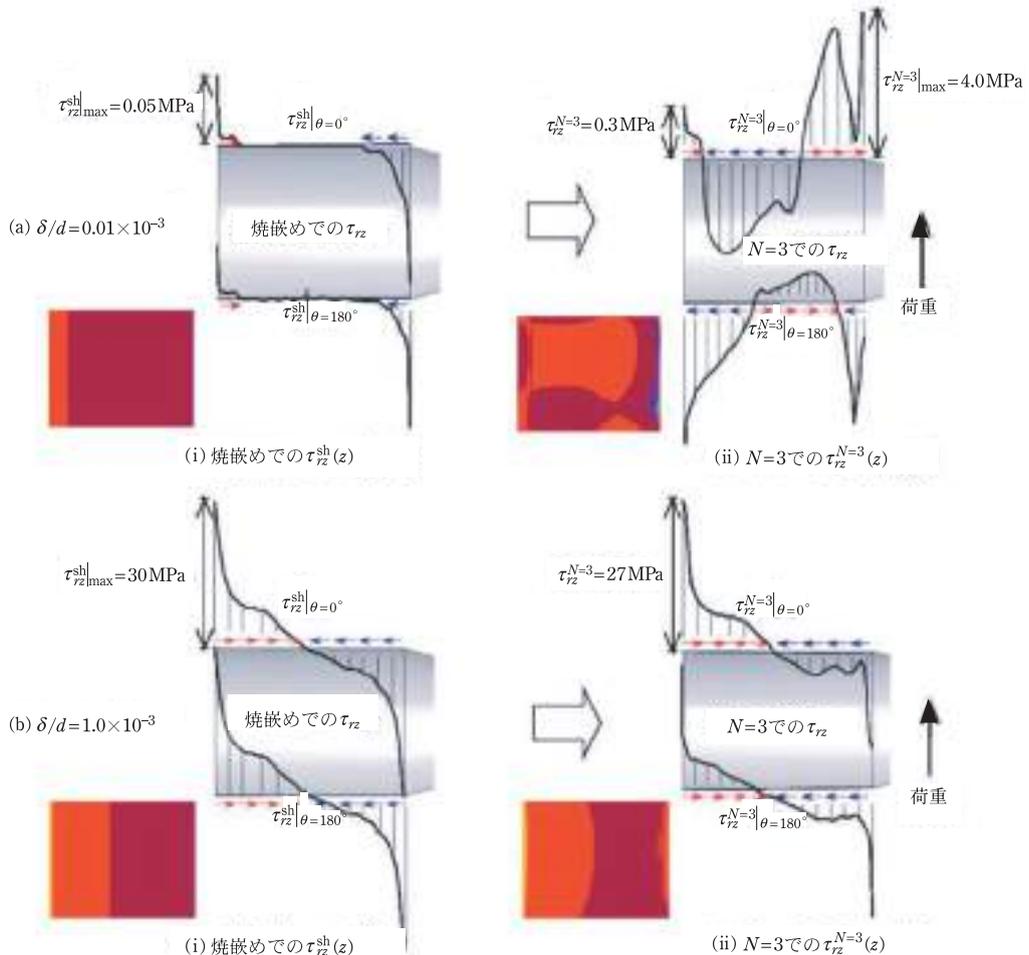


図9 ローラ回転数(=加重繰返し数) $N=0$ の焼嵌め応力分布 $\tau_{rz}^{sh}(z)$ とローラ回転数(=加重繰返し数) $N=3$ のせん断応力分布 $\tau_{rz}^{N=3}(z)$ の比較。(a) 顕著な抜け出しが生じる $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ ではローラ回転によるせん断応力分布の変化が大きく $\tau_{rz}^{sh}(z) \neq \tau_{rz}^{N=3}(z)$ であるが、(b) 抜け出しが生じにくい $\delta/d=1.0 \times 10^{-3}$ ではローラ回転によるせん断応力分布の変化が小さく $\tau_{rz}^{sh}(z) \approx \tau_{rz}^{N=3}(z)$ となる。

顕著な抜け出しが生じる $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ の場合 (図 8 (a) 参照) であり, ロール回転数 (=荷重繰返し数) $N=0$ と $N=3$ で, せん断応力 $\tau_{rz}^{sh}(z)|_{\theta=0^\circ}$ と $\tau_{rz}^{sh}(z)|_{\theta=180^\circ}$ とを比較している. 焼嵌め ($N=0$) によるせん断応力は, 焼嵌め接触部の両端を除いて $\tau_{rz}^{sh}(z)|_{\theta=0^\circ} \approx \tau_{rz}^{sh}(z)|_{\theta=180^\circ} \approx 0$ である. 一方, $N=3$ では, 荷重繰返しに伴って焼嵌め時のせん断応力が大きく変化し, せん断応力の方向が両端で反転する. すなわち, $N=3$ では焼嵌め接触面の左端のせん断応力は軸の抜け出しを妨げる方向に作用する.

図 9 (b) は抜け出しが生じにくい $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ の場合 (図 8 (a) 参照) であり, ロール回転数 (=荷重繰返し数) $N=0$ と $N=3$ のせん断応力 $\tau_{rz}^{sh}(z)|_{\theta=0^\circ}$ と $\tau_{rz}^{sh}(z)|_{\theta=180^\circ}$ を比較したものである. 図 9 (a) の抜け出し挙動が顕著な $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ の場合とは異なり, $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ の下では $N=0$ と $N=3$ の間で応力はあまり変化しないことがわかる. その理由は焼嵌め応力が各段に大きいためである. 図 9 (b) の焼嵌め時 ($N=0$) のせん断応力 $\tau_{rz}^{sh}(z)|_{\theta=0^\circ}$ に着目すると, その最大値 $\tau_{rz}|_{\max} = 30 \text{ MPa}$ は, 図 9 (a) のせん断応力の最大値 $\tau_{rz}|_{\max} = 0.05 \text{ MPa}$ の約 600 倍である. 図示されていないが, 図 9 (b) の焼嵌

め時 ($N=0$) の最大圧縮応力 $\sigma_r|_{\max}$ は図 9 (a) の焼嵌め時 ($N=0$) の最大圧縮応力 $\sigma_r|_{\max}$ の約 180 倍である. 大きな焼嵌め応力 σ_r により, 分布荷重 $w = 30 \text{ N/mm}$ による繰返し曲げ負荷の影響は小さくなり, そのことが $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ では $N=0$ と $N=3$ の間でせん断応力はあまり変化しない理由と考えられる.

小型焼嵌め試験片を用いたシャフトの抜け出し実験

図 10 (a) は焼嵌め前のスリーブとシャフトの寸法を示し, 図 10 (b) は焼嵌め後のロール試験片の寸法を示す. 小型ロール試験片の材質は鋼で, シャフトはスリーブ端に焼嵌めによって接合されている. 本実験では, 実際のセラミック製ロールと同じ焼嵌め率 $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$ としている. 「シャフトの抜け出し数値シミュレーションの概要」の節に示したように, 実際のセラミックロールに使用できる焼嵌め率としては $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3} \sim 0.4 \times 10^{-3}$ であるとされている. 実ロールでは $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$. 図 11 に回転曲げ疲労試験機を示す. これをシャフトの抜け出し実験に応用する.

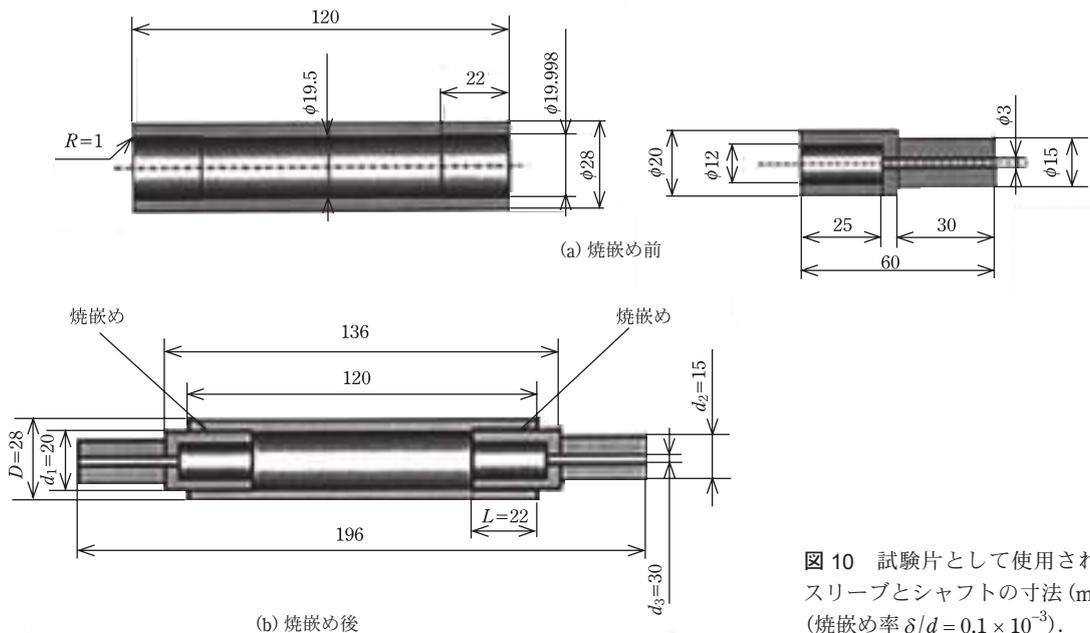


図 10 試験片として使用されるスリーブとシャフトの寸法 (mm) (焼嵌め率 $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$).

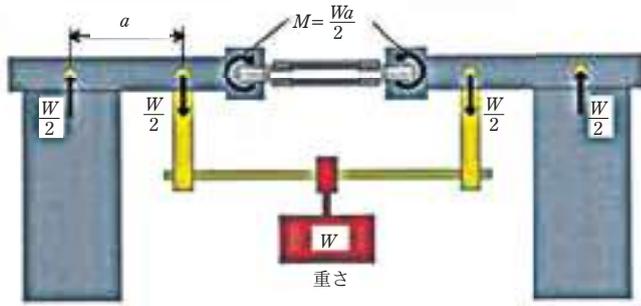
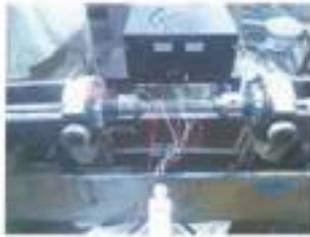
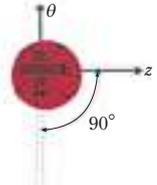
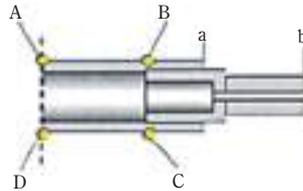


図 11 回転曲げ試験機の模式図.



(a) 測定位置



(b) 円柱座標

図 12 ひずみゲージによる応力測定の説明図.

小型試験片に生じる焼嵌め応力と曲げ応力

試験片の実際の応力を確認するために、ひずみゲージを用いて応力を測定する。使用したものは共和電業製 2 軸直交ゲージ (KFG-1-120-D-16-11 LIM2S) である。図 12 に試験片の曲げおよび回転による応力の測定方法を示す。図 12 (a) はひずみを測定する位置 A, B, C, D を示している。図 12 (b) に示す円柱座標における応力 σ_z および σ_θ を計算する。表 3 は、実験結果と FEM の結果の比較を示している。表 3 から、両者の結果は 10% 程度以内で一致していることがわかる。

回転曲げ試験機による焼嵌めシャフトの抜け出し挙動の実験的検証

回転曲げ試験は、1800 rpm 未満の低回転速度では実施できない。そのため、実験シミュレーションでは、シャフトを手動で回転させることで抜け出しを再現する。図 13 は、回転曲げ試験中のシャフトの変位 u_{zC} を示している。図 13 (a) は左シャ

表 2 ひずみゲージの仕様 (KFG-1-120-D-16-11 LIM2S).

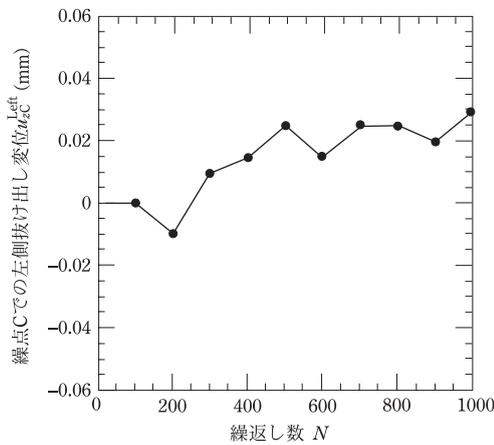
ゲージファクター	2.23 ± 1.0%
ゲージ長	0.2 mm
ゲージ抵抗	120.2 ± 0.2% Ω
測定可能な熱膨張	11.7 ppm/°C

表 3 実験値と FEM 解析値の比較.

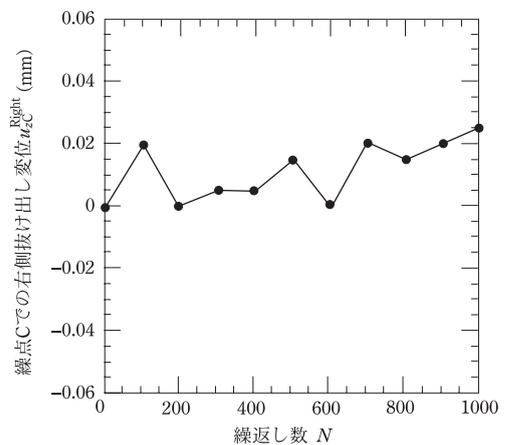
		点			
		A	B	C	D
σ_z (MPa)	実験	-101	-88	101	95
	FEM	95	80	107	92
σ_θ (MPa)	実験	-1.6	-4.8	1.6	1.3
	FEM	-1.3	-4.4	1.3	1.1

フト抜け出し変位 u_{zC}^{Left} であり、図 13 (b) は右シャフトの抜け出し変位 u_{zC}^{Right} を示している。図 13 (a), (b) とも抜け出し方向の変位量を正として示している。すなわち、図 13 (a) の左側抜け出し変位 u_{zC}^{Left} は図 12 (b) の $-z$ 方向を正として示しており、図 13 (b) の右側抜け出し変位 u_{zC}^{Right} は図 12 (b) の $+z$ 方向を正として示している。

図 14 に抜け出し変位 u_{zC}^{Left} , u_{zC}^{Right} の求め方を、右側抜け出し変位 u_{zC}^{Right} を例として示す。図 14 (a) に示すように試験片上端と下端の長さ l_1 と l_2

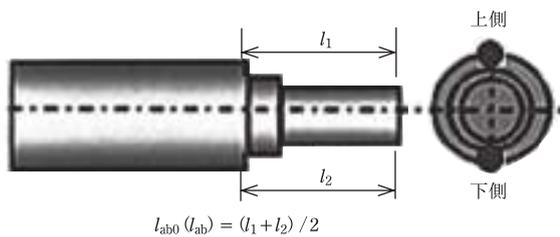


(a) 左シャフト抜け出し変位 u_{zC}^{Left} (抜け出し方向が正)

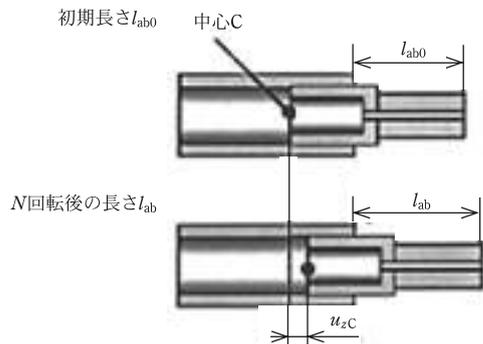


(b) 右シャフト抜け出し変位 $u_{zC}^{Right} (=l_{ab} - l_{ab0})$ (抜け出し方向が正)

図 13 抜け出し変位 u_{zC}^{Left} , $u_{zC}^{Right} (=l_{ab} - l_{ab0})$ と回転数 N (荷重繰返し数 N) の関係。



(a) l_{ab0} , l_{ab} の測定方法 (長さ l_1 と l_2 の平均値)



(b) 右側抜け出し変位 $u_{zC}^{Right} = l_{ab} - l_{ab0}$ の測定方法 (左抜け出し変位 u_{zC}^{Left} も同様)

図 14 右抜け出し変位 $u_{zC}^{Right} = l_{ab} - l_{ab0}$ の測定方法 (左側抜け出し変位 u_{zC}^{Left} も同様)。

を測定し、その平均値として長さ $l_{ab} = (l_1 + l_2)/2$, $l_{ab0} = (l_1 + l_2)/2$ を求める。ここで、 l_{ab0} は初期長さ、 l_{ab} は N 回転後の長さである。右側抜け出し変位 u_{zC}^{Right} は、図 14 (b) に示す l_{ab0} と l_{ab} から $u_{zC}^{Right} = l_{ab} - l_{ab0}$ と定義される (左側抜け出し変位 u_{zC}^{Left} も同様に定義される)。

図 13 (a), (b) より、回転数 N の増加に伴い、左側抜け出し変位 u_{zC}^{Left} 、右側抜け出し変位 u_{zC}^{Right} の両者とも、それぞれの抜け出し方向 (左側抜け出し変位 u_{zC}^{Left} は図 12 の $-z$ 方向、右側抜け出し変位 u_{zC}^{Right} は図 12 の $+z$ 方向) に増加していることがわかる。このように、小型試験片を用いた実験によ

て、シャフトの抜け出し挙動が再現されることが確認される。

おわりに

(1) 加熱炉用ロールやめつき浴用ロールとして従前の鋼製ロールをセラミック化することが進められている^{1)~6)}。このようなロールの接合方法として焼嵌め式ロールが不可欠であるが、セラミックスの脆性のために、小さな焼嵌め率しか使用できず、稼働中にスリーブからシャフトが抜け出す新しい抜け出し損傷が生じる。

(2) 執筆者らは、このシャフトの抜け出し問題の解決に向けて、一連の数値シミュレーションを行っており^{28)~30)}、前回までにそれらの研究を解説してきた^{31)~35)}。しかし、その実験は示していなかったため、本解説では、鋼製スリーブと鋼製シャフトを低焼嵌め率で接合した小型ロール試験片を用いて、小野式回転曲げ疲労試験機を用いてシャフトの抜け出し実験を行った研究³⁶⁾を紹介した。

(3) 小型試験片を用いた実験によって、回転数 N の増加に伴い、左側抜け出し変位 u_z^{Left} 、右側抜け出し変位 u_z^{Right} の両者とも、それぞれの抜け出し方向に増加していることが示された(図 13 参照)。すなわち、シャフトの抜け出し挙動が、数値シミュレーションだけでなく、実験でも再現できることが示された。

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, 重村貞人, 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) 熔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, *Eng. 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) 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.
- 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(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.
- 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(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.
- 34) 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.
- 35) 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.
- 36) 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.
- 37) Marc Mentat team: Theory and User Information, Vol. A, MSc. Software, (2012), 713.
- 38) Marc Mentat team, Theory and User Information. Vol. A, MSc. Software, Tokyo, (2008), 532.
- 39) 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稼動中におけるシャフトの抜け, *鉄と鋼*, **101** 5 (2015), 10.

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。2025.5 Advanced Materials Scientist Medal 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(株)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。(株)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 年度技術士功勞章受章。