

ONLINE ISSN: 2188-9023 PRINT ISSN: 0919-2948

Volume 54, Number 11, Page 745-756

Category: Paper

Received date: 15 February 2019

Accepted date: 12 June 2019

J-STAGE Advance publication date: 15 August 2019

Publication date: 5 November 2019

Corresponding author: Nao-Aki NODA(E-mail address: noda.naoaki844@mail.kyutech.jp)

DOI: 10.14953/jjsde.2019.2851

Copyright©2019 Japan Society for Design Engineering

## 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

### Effects of Several Design Factors on the Driving out Force of the Shaft in a Shrink-fitted Roller

 野田 尚昭\*<sup>1</sup>, 張 国偉\*<sup>2</sup>, 佐野 義一\*<sup>3</sup>, 酒井 悠正\*<sup>4</sup>

(Nao-Aki NODA) (Guowei ZHANG) (Yoshikazu SANNO) (Hiromasa SAKAI)

#### Abstract

Shrink-fitted ceramic sleeve rollers can be used efficiently for conveying high-temperature steel plates in steel manufacturing industries. However, coming out of the shaft sometimes happens from the ceramic sleeve during the cyclic loading because only a small shrink fitting ratio can be used. In this study, numerical simulations are performed based on the simplified 2D roller model with stopper. The inner shaft gradually comes out until stopped by the stopper under the standard simulation condition. This is because a kind of driving out force  $F_d$  is generated on the shaft when the load is applied. The driving out forces  $F_d$  can be calculated as the contact force at the stopper. To investigate the effects of several design factors on the driving out forces, the friction coefficient, shrink-fitted ratio and shrink-fitted length are changed during the analysis. Suitable conditions are discussed to reduce the driving out force and prevent this failure.

#### Key words

ceramic sleeve, roller, driving out force, stopper, effect

\* 1 正会員, 九州工業大学大学院工学研究院(〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町1-1),  
noda.naoaki844@mail.kyutech.jp

\* 2 非会員, 九州工業大学大学院(同上), q595105c@mail.kyutech.jp

\* 3 非会員, 九州工業大学大学院工学研究院(同上), sano.yoshikazu029@mail.kyutech.jp

\* 4 非会員, 九州工業大学大学院(同上), q595103h@mail.kyutech.jp

## 1 緒言

セラミック製スリーブ焼嵌めローラは、耐食性・耐熱性・耐摩耗性に優れるため、めっき浴や高温炉用ローラを対象として開発が進められている(図1)<sup>1)~6)</sup>。一方、セラミックスの脆性から、焼嵌め率を大きくとれないため、稼働中にスリーブから軸が抜け出す場合がある<sup>7)~17)</sup>。この問題の解決に向けて、著者らは、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実験<sup>18)</sup>で実証した上で、一連の数値シミュレーションを行ってきた<sup>19)~21)</sup>。最初に図1の3次元実体ローラ形状で、抜け出す現象を数値的に実現した<sup>19)</sup>。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に本研究に用いる2次元軸抜け出しシミュレーションモデルを示す<sup>20),21)</sup>。2次元モデルでは、多数回のローラ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<sup>21)</sup>。すなわち、ストッパが無い場合、内側プレート(軸の2次元モデル)の抜け出し変位は、内側プレートが外側プレート(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、ストッパを設けることにより、内側プレートが抜け出す途中でストッパに接触して、接触力が発現する。この接触力は、抜け出しを引き起こす駆動力とみなし得る。先の研究では嵌合率(焼嵌め率ともいう)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駆動力を考察した<sup>21)</sup>。しかし、この駆動力の大きさには、摩擦係数、嵌合率、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ラを設計する際、各設計因子に対する駆動力への影響と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、嵌合率、嵌合長さに注目して、その駆動力への影響をシミュレーションで求め考察する。3次元実ローラ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、多数回のローラ回転を模擬して、これら諸因子の影響を力学的に明らかにすることは、軸の抜け出し現象及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れる。

## 2 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<sup>20),21)</sup>。現在使用中の計算機(CPU:

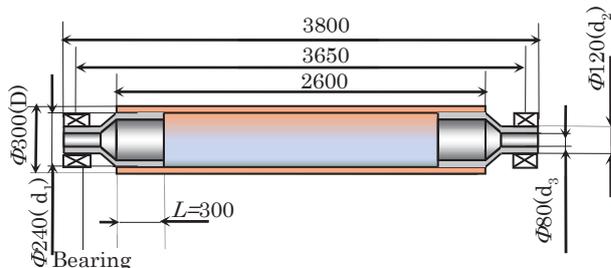


Fig. 1 Structure and dimensions of a real ceramic roller model (mm) (3D)

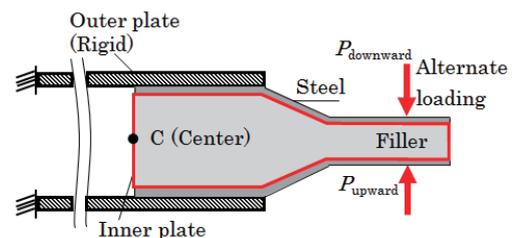


Fig. 2 2D model in the previous paper<sup>19)</sup>

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一週間程の期間を要する. しかし, 図 3 の 2次元モデルを使用すれば, 1/15 程の期間で 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. 交番荷重で内側プレート (軸の 2次元モデル) が抜け出していく場合, 内側プレートが外側プレート (スリーブの 2次元モデル) のストップとの間に設けられた隙間を進み, ストップに接触する. ストップに生じる反力は, 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, 軸に作用する抜け駆動力  $F_d$  は内側プレートとの上下嵌合部に生じる二つのせん断力  $F_r^{up}$  と  $F_r^{down}$  との和 ( $F_d = F_r^{up} + F_r^{down}$ ) として生じる. すなわち, 図 3 に示すように, 内側プレートがストップと接触したとき, 駆動力  $F_d$  は接触力  $F_s$  と釣り合う ( $F_s = F_d$ ). つまり, 駆動力  $F_d$  は, ストップとの接触力  $F_s$  または上下の結合面に生じるせん断摩擦力  $F_r^{up}$  と  $F_r^{down}$  の差によって表現できる.

図 4(a) に使用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) にストップの詳細を示す. 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, 内外ストップ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 に示す抜け方向隙間  $l_{gap}$  を出来るだけ小さい  $l_{gap} = 0.2\text{ mm}$  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, 外側プレートを剛体と仮定する<sup>20),21)</sup>. また, 内側プレートは 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<sup>20),21)</sup>. 解析モデルに与える条件として, 嵌合長さ  $l = 250\text{ mm}$ , 嵌合率  $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ , 摩擦係数  $\mu = 0.3$  を基準値とした. なお, 嵌合率  $\delta/d$  は焼嵌め代  $\delta$  を外側プレート嵌合部の厚さ  $d = 240\text{ mm}$  で除した値

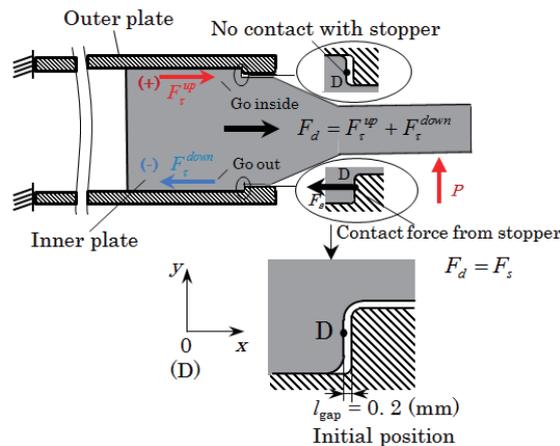


Fig. 3 Generation mechanism of the driving out force  $F_d$  balanced with the reaction  $F_s$  at the stopper

Table 1 Material properties

Material	Outer plate	Inner plate	
	Rigid*	Steel	Filler*
Young's modulus (GPa)	$\infty$	210	52
Poisson's ratio	—	0.3	0.3
Tensile strength (MPa)	—	600	—
Mass density (kg/m <sup>3</sup> )	—	7800	7800

\*Assumed in the simulation.

である。

本研究では、慣性力を無視できるので<sup>19)</sup>、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<sup>23),24)</sup>、非線形方程式の解法には、完全ニュートン・ラプソン法を使用している<sup>22)</sup>。精度の高い抜け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 $2.5 \times 10^4$ 、計算ステップは0.0625s、ストップ周辺最小要素サイズは $0.15625\text{mm} \times 0.15625\text{mm}$ である。

接触力は内側プレートの点D及びその周辺部がストップに接触して生じるが、条件によっては、内側プレートが抜け出さずに、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り返し数 $N$ 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3.2節で述べる。

本研究の解析方法と対象とするモデルは、あくまで抜けの発生メカニズムと設計要因の影響挙動を解明のため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の対策は、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。

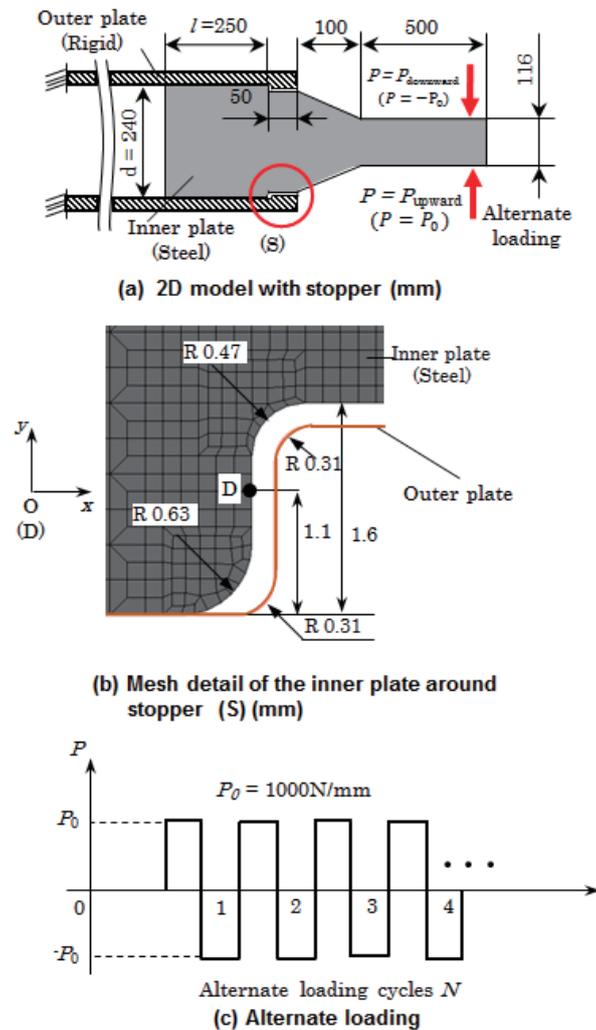


Fig. 4 New simplified 2D model with stopper

### 3 抜け駆動力に及ぼす設計要因の影響

#### 3.1 摩擦係数の影響

図5に摩擦係数を $\mu = 0.01 \sim 1$ と変化させたときの、内側プレート上側のせん断力 $F_{\tau}^{up}$ 、ならびに下側のせん断力 $F_{\tau}^{down}$ を図4のモデルで解析した結果を示す。これらのせん断力は上下面のせん断応力 $\tau_{xy}$ を嵌合長さに関して積分した値である。

$$\left. \begin{aligned} F_{\tau}^{up} &= \int_0^{250} \tau_{xy} dx \\ F_{\tau}^{down} &= \int_0^{250} \tau_{xy} dx \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

これらのせん断力と駆動力は、図3に赤で示すように $x$ 方向のせん断力を符号「+」とする。せん断応力 $\tau_{xy}$ は接触垂直応力 $\sigma_N$ とすれば、 $\tau_{xy} = \mu \times \sigma_N$ の関係がある。図5に示すように、 $F_{\tau}^{up}$ ならびに $F_{\tau}^{down}$ は摩擦係数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 $F_d (= F_{\tau}^{up} + F_{\tau}^{down})$ も摩擦係数に依存する。図5によれば、 $\mu = 0$ から $\mu$ の増加と共に大きくなり、駆動力 $F_d$ は $\mu = 0.45$ 付近で最大値をとる特異な挙動を示す。この理由は、上部のせん断力 $F_{\tau}^{up}$ の摩擦係数 $\mu$ による増加率が下部のせん断力 $F_{\tau}^{down}$ よりも大きく、しかも $F_{\tau}^{up}$ が $F_{\tau}^{down}$ よりも小さい $\mu$ で飽和するためである。さらに $\mu$ が大きくなり、 $\mu > 0.75$ となると、上下の $F_{\tau}$ が、飽和値に達し等しくなるので駆動力 $F_d = 0$ に戻る。これは曲げ力が作用しても内側プレートが動かなくなって、ストップ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、内側プレート上面の接触長さ $l_c^{up}$ 、ならびに内側プレート下面に接触し $l_c^{up} = 250\text{mm}$ となる。しかし、下側の接触長さ $l_c^{down}$ は $\mu$ の増加に伴って $\mu = 0.6$ 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 $l_c^{down} < 250\text{mm}$ でほぼ一定値に飽和するが、全長 $250\text{mm}$ が接触し

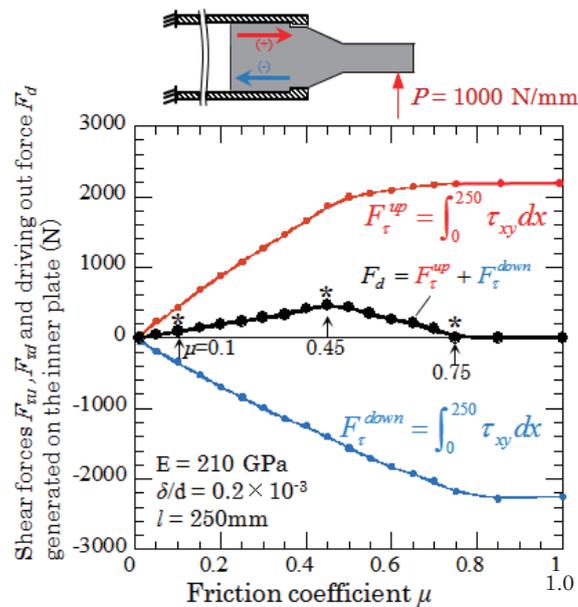
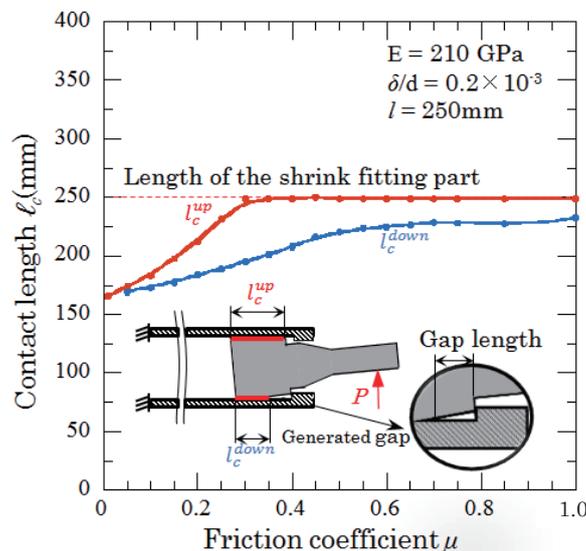


Fig. 5 Shear forces  $F_{\tau}^{up}$ ,  $F_{\tau}^{down}$ , and driving out force  $F_d$  generated on the inner plate vs. friction coefficient  $\mu$

変化傾向と類似している．このことから，上下両面の接触長さとして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の長さ（**図 6**，Generated gap 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，駆動力の最大値が生じる  $\mu = 0.45$ （**図 5** 参照）に対して， $\mu$  が小さい  $\mu = 0.1$  のときと， $\mu$  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，内側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．反対に内側プレート下側は曲げにより引き伸ばされて，右端部で外側プレートとの間に隙間が生じやすい状態となる（**図 6** Generated gap 部参照）．そのため，上向き荷重負荷時，内側プレー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）．

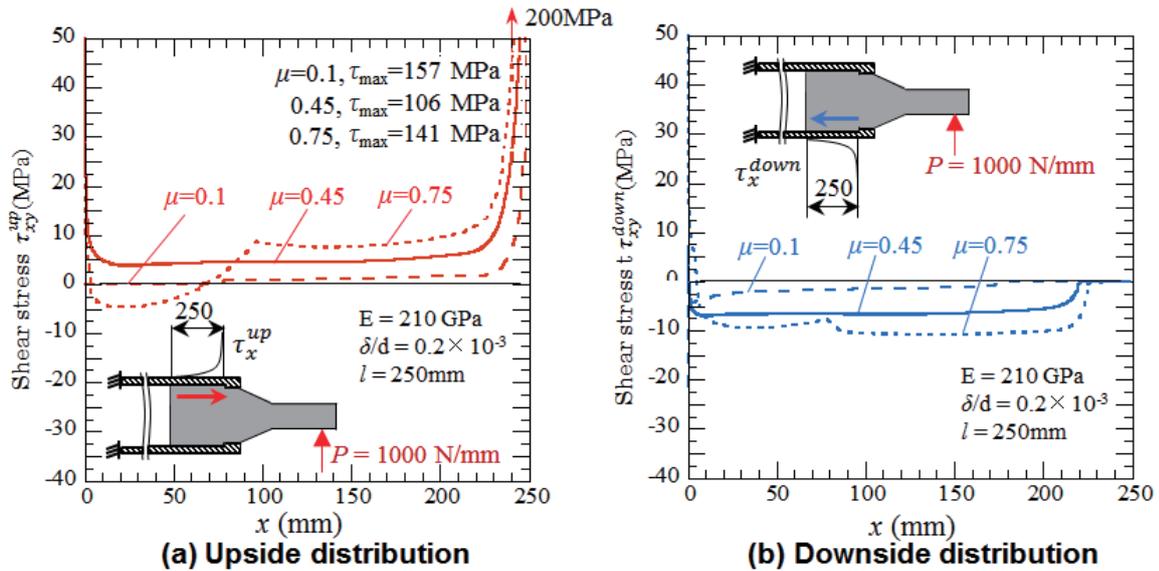
次に駆動力の最大値が生じる理由について考察する．摩擦係数  $\mu$  が小さいとき（ $\mu = 0.1$ ），嵌合上下面のせん断力  $F_\tau^{up}$ ， $F_\tau^{down}$  とも小さく，その和である駆動力  $F_d = F_\tau^{up} + F_\tau^{down}$  も小さい．一方，摩擦係数  $\mu$  が大きいとき（ $\mu = 0.75$ ），**図 7(a)** に示すように嵌合上面左側に負のせん断応力の領域があるため，嵌合上面のせん断力  $F_\tau^{up}$  の増加が抑制される．一方嵌合下面の負のせん断力  $F_\tau^{down}$  の増加により，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，本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ラを設計する際，可能なら駆動力  $F_d$  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  $\mu$  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，現実に摩擦係数  $\mu$  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  $\mu$  を指定することはできない．よって，3次元実ローラを設計する際には，駆動力  $F_d$  の最大値を求め，この値をストッパの強度設計に用いれば十分である．このように**図 5** のように明らかにされた駆動力  $F_d$  の挙動は，3次元実ローラの解析や設計に反映できる．



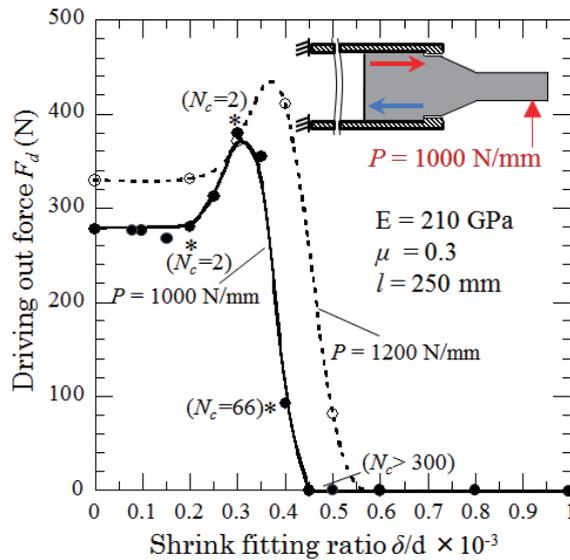
**Fig. 6** The contact length  $l_c^{up}$ ， $l_c^{down}$  between the inner plate (upside and downside) and the outer plate vs. friction coefficient  $\mu$

### 3.2 嵌合率の影響

焼嵌め構造の結合能力を示す嵌合率  $\delta/d$  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** に嵌合率  $\delta/d$  と抜け出し駆動力  $F_d$  の関係を示す。ここでは、基準とする荷重  $P = 1000 \text{ N/mm}$  の結果と、比較のために  $P = 1200 \text{ N/mm}$  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、 $P = 1000 \text{ N/mm}$  の場合、低嵌合率  $\delta/d \leq 0.2 \times 10^{-3}$  では、駆動力  $F_d$  はほぼ一定で、 $\delta/d \cong 0.3 \times 10^{-3}$  の時に最大値に達する。その後は、嵌合率  $\delta/d$  の増加に伴い、内側プレートの抜けが困難になって、駆動力  $F_d$  は大きく減少し、 $\delta/d \cong 0.45 \times 10^{-3}$  では駆動力  $F_d = 0$  となる。このような嵌合率に対する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。



**Fig. 7** Shear stress distribution  $\tau_{xy}^{up}$ ,  $\tau_{xy}^{down}$  along the upside and downside of the inner plate when  $\mu = 0.1, 0.45, 0.75$



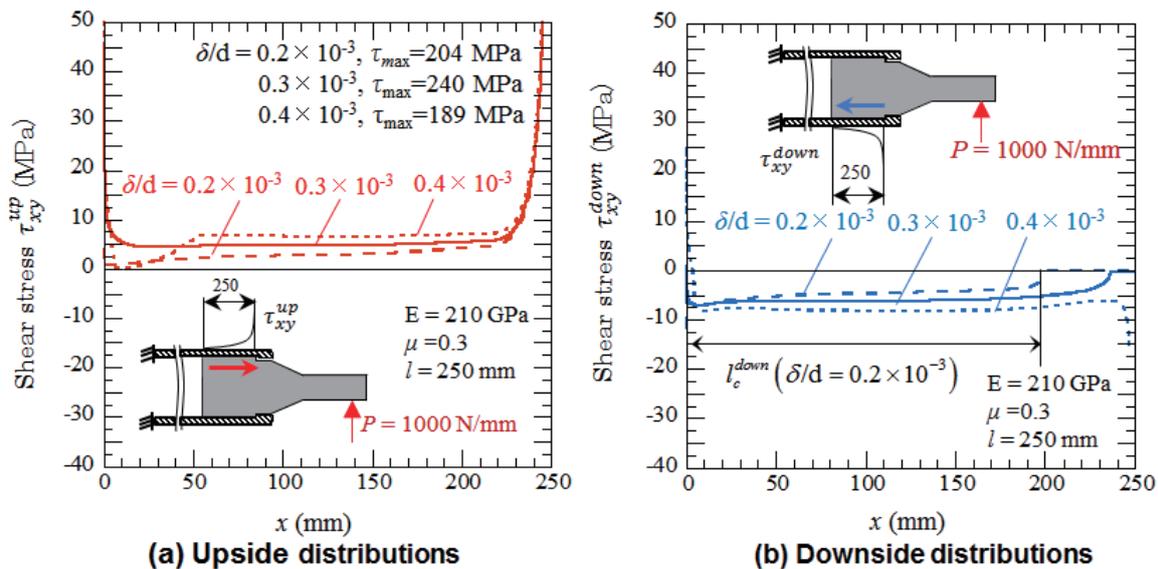
**Fig. 8** The driving out force  $F_d$  vs. the shrink fitting ratio  $\delta/d$

次に、**図 8** に示すような駆動力  $F_d$  の嵌合率  $\delta/d$  に対する変化を学術的な観点から考察する。駆動力  $F_d$  は嵌合上下間のせん断力の和  $F_d = F_{\tau}^{up} + F_{\tau}^{down}$  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 3 水準の嵌合率  $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}, 0.3 \times 10^{-3}, 0.4 \times 10^{-3}$  それぞれの特徴に注目した。これら嵌合率  $\delta/d$  は、**図 8** の  $F_d$  の変化が特徴的な「\*」印で示す 3 点の  $\delta/d$  で、最大値をとる  $\delta/d \equiv 0.3 \times 10^{-3}$  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、最大駆動力が生じる  $\delta/d \equiv 0.3 \times 10^{-3}$  におけるせん断応力分布に対して、小さい嵌合率の  $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$  では、上下側共にせん断応力は小さい。よって、上下和から求まる駆動力も  $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$  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、大きな嵌合率  $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$  では、上側の駆動力方向の応力分布  $\tau_{xy}^{up}$  の増加よりも下側  $\tau_{xy}^{down}$ （駆動力の反対方向）の増加が大きいため、上下和で生じる駆動力は減少する。

**図 9** においてせん断力  $\tau_{xy}$  が存在する ( $\tau_{xy}^{up} \neq 0, \tau_{xy}^{down} \neq 0$ ) 範囲では内外プレートが接触状態にある。**図 9(b)**において嵌合率  $\delta/d$  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程、内側プレートの変形が拘束されて、抜け難くなるものと考えられる。このように、嵌合率  $\delta/d$  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  $P = 1000 \text{ N/mm}$  を加える場合の駆動力  $F_d$  を求めるため必要な繰り返し数を嵌合率  $\delta/d$  との関係で述べる。**図 10** に内側プレートの変位  $u_{xD}$  と繰り返し数  $N_c$  の関係を示す。**図 10** に示すように、嵌合率が小さいと数回の繰り返し数  $N_c$  で、内側プレートの変位  $u_{xD}$  が飽和して、ストッパに接触し、 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$  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、接触迄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  $0.2 \text{ mm}$  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、接触判定量として嵌合代の  $1/2$  以上を取る必要があるためである<sup>21),25)</sup>。 $\delta/d$  がさらに大きい  $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$  では、内側プレートの変位は殆ど増加せず、計算した最大繰り返し数  $N = 300$  サイクルで



**Fig. 9** Shear stress distribution  $\tau_{xy}^{up}, \tau_{xy}^{down}$  along both sides of the inner plate when the shrink fitting ratio  $\delta/d$  is different

もストッパと接触しない。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、駆動力  $F_d = 0$  とする。図 10 の条件では嵌合率  $\delta/d \cong 0.45 \times 10^{-3}$  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嵌合率  $\delta/d$  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、最大駆動力  $F_d$  を求め、ストッパを設計することになる。しかし、実体モデ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、嵌合率  $0.3 \times 10^{-3}$  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駆動力  $F_d$  の挙動は、3次元実ローラの解析や設計に反映できる。

### 3.3 嵌合長さの影響

内外プレート間の嵌合長さ  $l$  の変化に伴う駆動力  $F_d$  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、抜け駆動力  $F_d$  はほぼ一定である。  $l/d \geq 1.0$  では、抜け駆動力  $F_d$  は徐々に小さくなる。このように、嵌合部が長いほど、内側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次元実ローラの設計においては、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、駆動力  $F_d$  を求め、ストッパ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駆動力  $F_d$  の挙動は、3次元実ローラの解析や設計に反映できる。

## 4 結言

本研究では、セラミック製スリーブ焼嵌めローラのシャフトの抜け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次元実ローラモデルの解析に先立って、図 4 に示す 2次元 FEM モデルを用いて、

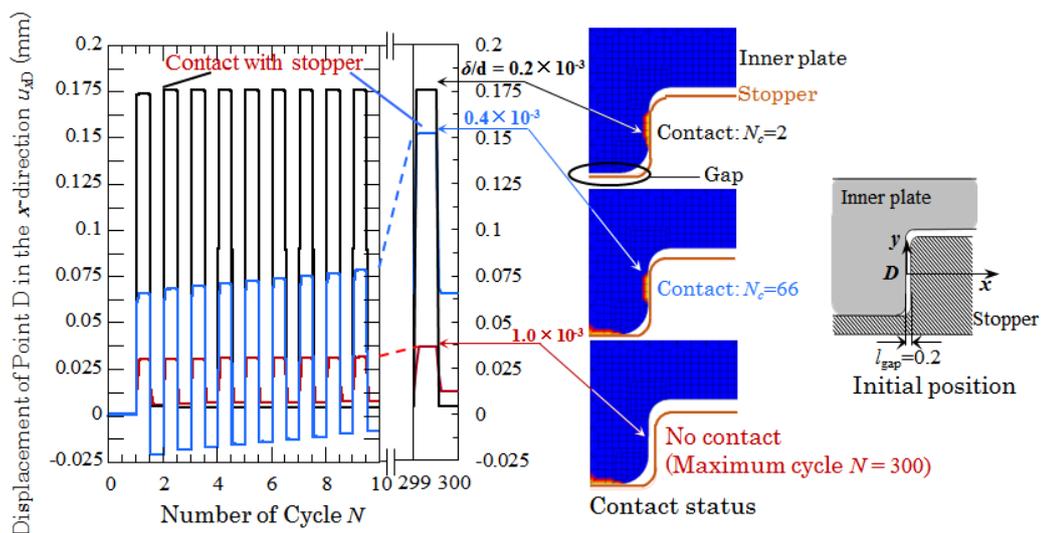


Fig. 10 Displacement of Point D  $u_{xD}$  vs. different shrink fitting ratio  $\delta/d$  when  $P = 1000$  N/mm;  $E = 210$  GPa;  $\mu = 0.3$ ,  $l = 250\text{mm}$

抜け駆動力に及ぼす、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考察できる。よって、抜け駆動力に対する各設計要因の特異な挙動を2次元モデルで解明することは、3次元実ローラ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  $\mu$  が駆動力  $F_d$  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、 $\mu$  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) 嵌合率  $\delta d$  が駆動力  $F_d$  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、 $\delta d$  が小さい場合  $F_d$  はほぼ一定値を取るが、 $\delta d$  が増加すると  $\delta d \cong 0.3 \times 10^{-3}$  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) 嵌合長さ比  $l/d$  が駆動力  $F_d$  に及ぼす影響について、**図 11** に示すように、(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次元実ローラを設計する際には、本研究で明らかにされた  $F_d$  の挙動に基づき、駆動力  $F_d$  の最大値を求め、ストップ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次元モデルの解析や駆動力を受け止めるストップ構造の設計に反映させることができる。

## 謝辞

本文の一部は九州工業大学弾性力学研究室の卒論生大城竣君、鶴丸寛幸君の助力を得た。記して御礼申し上げます。

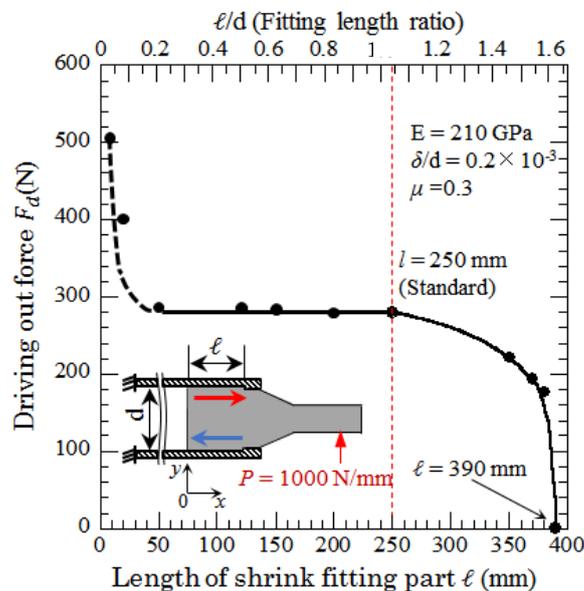


Fig. 11 The driving out force  $F_d$  in the  $x$ -direction vs. shrink fitting length  $l$

## 参考文献

- 1) Jahanmir, S.: Friction and Wear of Ceramics, Marcell Dekker, (1994), 15.
- 2) Dworak, U.: High-tech Ceramics “Viewpoints and perspectives”, Academic Press Limited, (1989), 1.
- 3) Sen, S., and Aksakal, B.: 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) 劉権榮, 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  $\text{Si}_3\text{N}_4$  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) Ogawa, E., Shimizu, K., and Hamayoshi, S.: Practical evaluation of large ceramics rolls for continuous hot dipping steel sheet production line, Hitachi Metals Tech. Rev., 28 (2012), 50.
- 8) 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.
- 9) Noda, N.A., Hendra, Takase, Y. and Tsuyunaru, M.: Maximum Stress for Shrink Fitting System Used for Ceramics Conveying Rollers, J. Solid Mech. Mater. Eng., 2, 11 (2008), 1410.
- 10) Noda, N.A., Yamada, M., Sano, Y., Sugiyama, S., and Kobayashi, S.: Thermal stress for all-ceramics rolls used in molten to produce stable high quality galvanized steel sheets, Engi. Fail. Anal., 15 (2008), 261.
- 11) Noda, N.A., Hendra, Oosato, M., Suzumoto, K., Takase, Y., and Li, W.: Strength analysis for shrink fitting system used for ceramics rolls in the continuous pickling line, Key Eng. Mater., 462 (2011), 1140.
- 12) 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.
- 13) Noda, N.A., Suryadi, D., Matsuda, S., Sano, Y., and Takase, Y.: Proposal for New Hearth Roller Consisting of Ceramic Sleeve and Steel Shafts Used in the Heat Treat Furnace, ISIJ Int., 55, 11(2015), 2416.
- 14) 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.
- 15) Li, W., Noda, N.A., Sakai, H., and Takase, Y.: Analysis of Separation Conditions for Shrink Fitting System Used for Ceramics Conveying Rollers, J. Solid Mech. Mater. Eng., 5, 1 (2011), 14.
- 16) Li, W., Noda, N.A., Sakai, H., and Takase, Y.: 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) Rusin, A., Nowak, G., and Piecha, W.: Shrink connection modelling of the steam turbine rotor, Engi. Fail. Anal., 34 (2013), 217.
- 18) Sano, Y., Sakai, H., Zhang, G., and Noda, N.A.: 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.
- 19) Noda, N.A., Suryadi, D., Kumasaki, S., Sano, Y., and Takase, Y.: Failure analysis for coming out of shaft from shink-fitted ceramic sleeve, Engi. Fail. Anal., 57 (2015), 219.

- 20) Noda, N.A., Xu, Y., Sano, Y., and Takase, Y. : Coming out mechanism of steel shaft from ceramic sleeve, *ISIJ Int.*, 56, 2 (2016), 303.
- 21) Zhang, G., Sakai, H., Noda, N.A., Sano, Y., and Oshiro S.: 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 (Accepted, in press).
- 22) Marc Mentat team: Theory and User Information, Vol. A, MSC. Software, (2012), 713.
- 23) Marc Mentat team: Theory and User Information, Vol. A, MSC. Software, (2012), 545.
- 24) Noda, N.A., Sano, Y., Takase, Y., Shimoda, Y., and Zhang, G.: Residual Deflection Mechanism for Back-Up Roll Consisting of Shrink-fitted Sleeve and Arbor, *J. JSTP.*, 58 (2017), 66.
- 25) Marc Mentat team: Theory and User Information. Vol. A, MSC. Software, (2012), 572.