

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

Volume 58, Number 4, Page 137-148

Category: Paper

Received date: 13 February 2022

Accepted date: 12 September 2022

J-STAGE Advance publication date: 17 November 2022

Publication date: 5 April 2023

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

DOI: 10.14953/jjsde.2022.2953

Copyright©2023 Japan Society for Design Engineering

スリーブ組立式圧延ロールに生じる界面すべりのミニ圧延機による実証とすべり傷の評価

Experimental Verification for Interfacial Slip and Slip Defect Identification for Shrink-Fitted Dimetallic Work Roll by Using Miniature Rolling Mill

野田 尚昭*¹, 高瀬 康*², Rahimah ABDUL RAFAR*³, 樽谷 雄大*⁴,
 (Nao-Aki NODA) (Yasushi TAKASE) (Rahimah ABDUL RAFAR) (Yudai TARUYA)

鄭 旭宸*⁵, 鶴丸 寛幸*⁶, 佐野 義一*⁷,
 (Xuchen ZHENG) (Hiroyuki TSURUMARU) (Yoshikazu SANO)

中川 豪*⁸, 近藤 圭介*⁹
 (Ko NAKAGAWA) (Keisuke KONDO)

Abstract

The rolls are classified into two types; one is a single-solid roll, and the other is a shrink-fitted sleeve roll consisting of a sleeve and a shaft. Regarding the shrink-fitted sleeve roll, the interfacial creep sometimes appears between the shaft and the shrink-fitted sleeve. In previous studies, the numerical simulation was performed to realize the interfacial slip. However, the validity of the simulation has not been confirmed yet experimentally. In this paper, therefore, the rolling experiment is conducted by using a miniature rolling mill. Then, the slip distance and the displacement increase rate obtained in the experiment are compared with the simulation results. The experimental values and the simulation values are qualitatively consistent. The total length of the slip defects observed on the surfaces of the sleeve and the shaft coincides with the slip length. The three-dimensional geometry of the defect is identified.

Key words

shrink fitting, rolling roll, bimetallic roll, interfacial creep, motor torque, sleeve, shaft

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

- * 2 正会員, 九州工業大学技術部(同上), takase.yasushi415@mail.kyutech.jp
- * 3 非会員, 九州工業大学大学院(同上), eimah7178@gmail.com
- * 4 非会員, 九州工業大学大学院(同上), zhengxuchen221@gmail.com
- * 5 非会員, 九州工業大学大学院(同上), tsurumaru.hiroyuki599@mail.kyutech.jp
- * 6 非会員, 九州工業大学大学院(同上), q104070y@mail.kyutech.jp
- * 7 非会員, 九州工業大学大学院工学研究院(同上), sano.yoshikazu0@gmail.com
- * 8 非会員, 九州工業大学大学院(同上), nakagawa.ko298@mail.kyutech.jp
- * 9 非会員, 九州工業大学大学院(同上), kondo.keisuke612@mail.kyutech.jp

1 緒言

鉄鋼圧延において用いられるロールの中で、1000mm を超える胴径の大きな補強ロール¹⁾や大型 H 形鋼圧延用ロール^{2), 3)}等では、中実式ロールに代わり中空円筒胴部に軸を焼嵌めるスリーブ組立式構造が試行され、一部は実用化されてきた。スリーブ組立式ロールは圧延により消耗したスリーブだけの交換で、軸は継続使用ができる等の利点があるものの、ロール残留曲がり^{4)~6)}やスリーブの円周すべりに起因するスリーブ割れ^{7), 8)}など、固有の問題がある。この中で、スリーブの円周すべりに関しては、過大な回転トルクによって一気にすべりが生じないような設計がなされていても、スリーブすべりが生じることが報告されている^{7), 8)}。そこで、新たなスリーブすべりの要因の解明が求められてきた。このようなスリーブ組立式ロールにおけるスリーブの挙動に関する研究は少ないが、同様な現象は、転がり軸受において、軸とインナーレース間、ハウジングとアウトナーレース間ですべりが生じ、これがクリープ現象として、50 年以上前から知られている^{9)~11)}。しかし、その生成機構を定量的に取り扱った研究は見当たらない。

著者等は先に、4 重式圧延機のワークロール (図 1 (a) 参照) を対象に、その生成機構を自由転がり条件下で数値シミュレーションにより考察し、界面すべりが生じることを明らかにした^{12), 13)}。界面すべりは、界面での円周方向に一樣でないすべりの蓄積で生じ、スリーブ円周すべりが、この界面すべりによって引き起こされることを示した。次に、実際の圧延条件に近づけ、駆動トルクの界面すべりへの影響を調べた。加えて、焼嵌め条件やスリーブ内面応力を含めた要因を考察した¹⁴⁾。更に、数値シミュレーションをより実際の圧延条件に近づけるために、付加トルク条件で軸部を剛体から弾性体(鋼)に変え、焼嵌め率と摩擦係数の影響を考察した¹⁵⁾。その結果、軸の弾性変形により、界面すべりは加速され、変位増加量が大きくなることを明らかにした。このように数値シミュレーションによって種々の考察がなされたが、界面すべりに関してその実証的に明らかにした研究は見当たらない。

そこで本研究では、ミニチュア圧延機を用いてこの界面すべりを焼嵌め率を変えて実験的に再現すると共に、引き起こされる損傷とすべり量との関係を考察し、すべり傷の評価を行う。

2 ミニチュア圧延機による界面すべりの実証試験

スリーブ焼嵌めロールで、軸にトルクを加えない条件で、スリーブが軸に相対的に円周すべりを生じることを、ミニチュア圧延機を用いて実験的に実証する。ここでは、スリーブの焼嵌め率をすべりやすい $\delta/d=0$ の条件と比較的低い $\delta/d=0.21 \times 10^{-3}$ の 2 つの条件で考察する。なお、 $\delta/d=0$ と $\delta/d=0.21 \times 10^{-3}$ は、公差内にある実験ロールの実測値から求めたものである。

2.1 実験条件と実験方法

図 1 (a) に研究に用いた日立金属製の熱間圧延摩耗試験機¹⁶⁾を、表 1 に試験機の諸元を示す。この試験機は、加熱コイルを上下ワークロール間に通してワークロールの肌荒れ、摩耗の評価を行うものであるが、本研究では、コイルを通さずワークロールどうしの直接接触状態で試験し、駆動はペアロールのみとする。な

お、**図 1 (b)**には、駆動側から見た圧延スタンド中のロール構成とテストロールの位置を示す。実験対象ロールである上ロールは、無駆動の状態、ペアロールの下ロール駆動による接触摩擦力で回転させる自由転がり状態である。ここで、ワークロールは、上下のバックアップロールによる支持を受けているが、ローラー軸受け支持されたバックアップロールは、無駆動であるため、ワークロール回転への影響は、無視できる程度に小さいことを確認している。**図 2**には、対象ロールの寸法を有限要素法のモデルで示す。対象ロールは、2重シャフト構造で、内シャフトと外シャフトはキーで固定されており、スリーブと外シャフトは焼嵌めされている。スリーブとシャフト共に材質はSCM440である。**図 2 (a), (b)**の界面すべり量 $u_{\theta,ave}^{P(0) \sim P(2n\pi)}$ を求めるための数値シミュレーションの詳細は前報^{12)~15),17)}に示したのでここでは省略する。

表 2に実験ロールの諸元を示す。**表 3**に実験条件を示す。焼嵌め率のない $\delta/d=0$ をロール A、焼嵌め率 $\delta/d=0.21 \times 10^{-3}$ をロール B とする。実験は、室温でワークロールを水冷し、ロール温度の上昇により、焼嵌め率の変化に対する配慮を行った。定常回転すなわち総回転数 10^6 または毎分の回転数 212rpm に達したときに、上下 1ton (9.8kN) の荷重を与え、実験中のロール表面温度を接触温度計により変動範囲が 5°C 以下にあることを確認した。

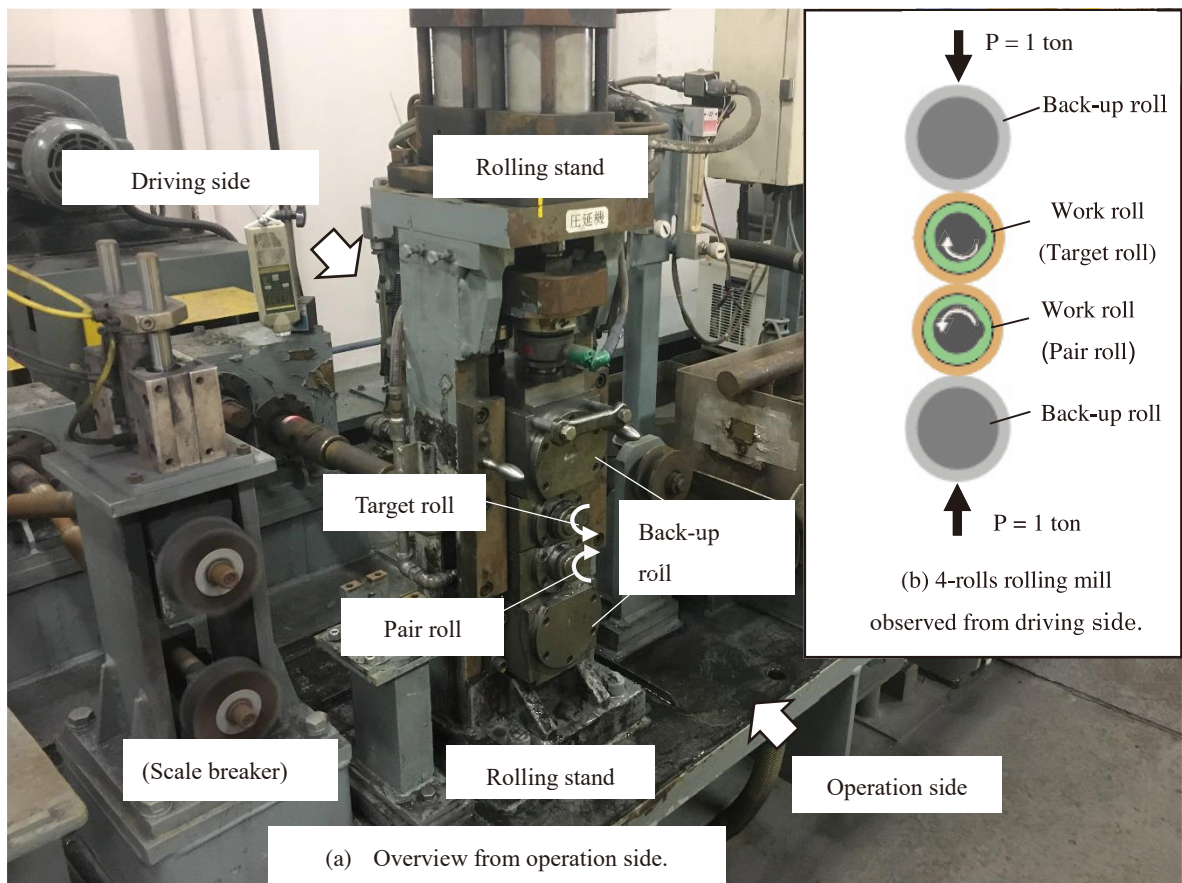


Fig. 1 Miniature rolling mill

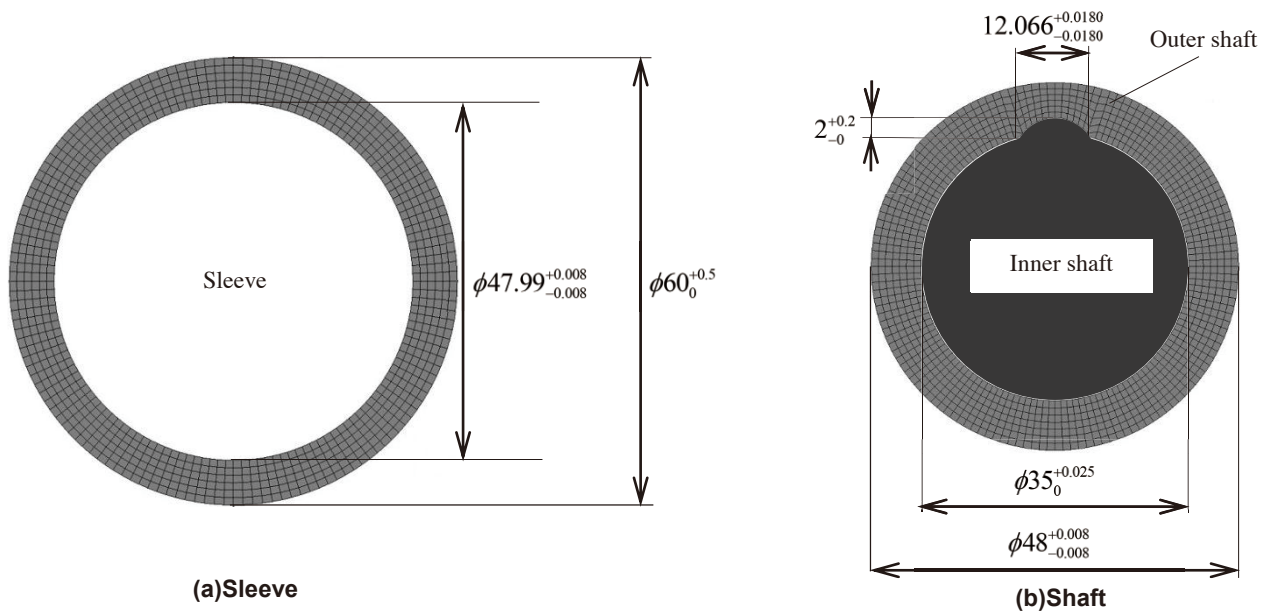


Fig. 2 FEM mesh for test specimen when $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$

Table 1 Specifications of the testing machine

Roll size	
Buck-up roll size (Body diameter D_B × Body length) (mm)	120 × 40
Buck-up roll material	SCM440 Quenched and tempered
Work roll size (Body diameter D_B × Body length) (mm)	60 × 40
Specification	
Load P [ton (kN)]	~10ton (98kN)
Rotating speed (rpm)	1150
Driving system	Work roll drive (Two rolls / One motor)
Driving motor	Varispeed 3-phase induction motor
Power (kW), Pulse speed (Hz)	55, 59.2
Voltage (V), Current (A)	180, 225
Coil tension force (MPa)	100~1000
Coolant: Front (L/min), Back	~1.0, ~4.5
Rolled coil size (mm), Material	1 × 15 × (250 × 10 ³) (Thickness × Width × Length), Steel

Table 2 Test roll specifications (see Fig.2)

Specifications	
Size D (mm), d , d_1	60, 48, 35
Material	SCM440 Quenched and tempered
Tensile strength σ_B (N/mm ²)	980
Hardness HB	Sleeve: 280~300 Shaft: 305~330

Table 3 Experimental conditions

Test roll		
Shrink fitting ratio δ/d	Roll A	0
	Roll B	0.21×10^{-3}
Driving condition		
Test roll	Free rolling	
Pair roll	Driven by the torque 457Nm	
Load P [ton (kN)]	1ton (9.8kN)	
Rotating speed (rpm)	106~212	
Roll cooling: Front side (L/min), Back side	Water 0.25, 2.0	
Roll temperature (°C): $\delta/d = 0.21 \times 10^{-3}$, 0	16.0~21.0	
Total number of rotation n	Rotations until sleeve slip	

2.2 界面すべりの実験結果

図 3 (a)に、焼嵌め率 $\delta/d = 0$ のロール A の実験後の写真を示す。すべりは、あらかじめスリーブと外シャフトの嵌合面上の点を通る半径方向ケガキ線を施して、その相対円周移動量 $\pi d \theta_{slip} / 360$ (すべり量と呼ぶ) で測定された。ここで、 θ_{slip} は実験後のすべった角度、 d はロール直径、 n はロールの総回転数である。図 3 (a)では、ロールの総回転数 $n = 1 \times 10^4$ で、すべり角 $\theta_{slip} = 76^\circ$ までずれが生じており、すべり量は、 $\pi d \theta_{slip} / 360 = 31.8 \text{mm}$ である。図 3 (b) は、焼嵌め率 $\delta/d = 0.21 \times 10^{-3}$ のロール B の実験後の写真であり、回転数 $n = 3 \times 10^4$ で、すべり角は、 $\theta_{slip} = 77^\circ$ である。ロール B のすべり量は 32.3mm である。

前報^{12)~15),17)}では、スリーブ焼嵌めロールを用いた数値シミュレーションにより、固定ロール外周の荷重移動 $P(0) \sim P(\varphi)$ 、 $\varphi = 2n\pi$ で、ロールの回転を表現し、そのときのスリーブロール界面の周方向変位 $u_{\theta}^{P(0) \sim P(2n\pi)}$ を求めた。その結果は、周方向の位置 θ によってわずかに変化するので、周方向の平均値 $u_{\theta,ave}^{P(0) \sim P(2n\pi)}$ に注目した。この平均変位 $u_{\theta,ave}^{P(0) \sim P(2n\pi)}$ の値は、式(1)により計算される。

$$u_{\theta,ave}^{P(0) \sim P(2n\pi)} = \frac{\theta_{slip} \pi d}{360 \cdot n} \quad (1)$$

また、前報^{12)~15),17)}ではこの周方向変位の増加率 $du_{\theta,ave}^{P(0) \sim P(2n\pi)} / d\varphi$ にも注目し、 $du_{\theta,ave}^{P(0) \sim P(2n\pi)} / d\varphi$ が、ロール一回転後にほぼ定常となることを明らかにした¹⁵⁾。変位増加率 $du_{\theta,ave}^{P(0) \sim P(2n\pi)} / d\varphi$ の値は、式(2)により計算される。

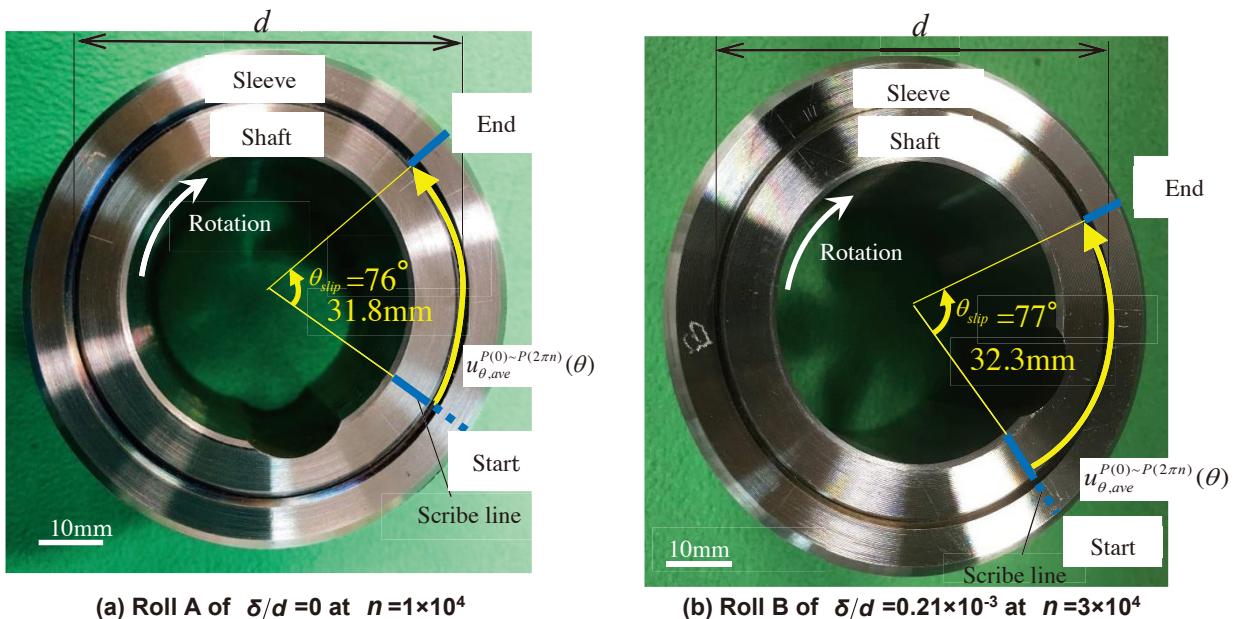
$$\frac{du_{\theta,ave}^{P(0) \sim P(2n\pi)}}{d\varphi} = \frac{\theta_{slip} \pi d}{360 \cdot 360n} \quad (2)$$

式(1), (2)では、ロールが回転し始めたと同時にすべりが生じると仮定している。

表 4 に実験により得られたスリップ長さ ℓ_s 、ロールの総回転数 ($n_t - n_0$)、周方向変位 $\pi d \theta_{slip} / 360(n_t - n_0)$ 、ならびにその増加率 $\pi d \theta_{slip} / 360^2(n_t - n_0)$ をまとめて示す。表 4 より、ロール A の一回転当たりの変位 $\pi d \theta_{slip} / 360(n_t - n_0)$ (mm/rev) と変位増加率 $\pi d \theta_{slip} / 360^2(n_t - n_0)$ (mm/deg.) はどちらも、ロール B よりも 3 倍近く大きいことが明らかになった。

Table 4 Experimental results of relative slip distance

Shrink-fitting ratio δ/d	Relative slip distance $\ell_s = \frac{\pi d \theta_{slip}}{360}$ (mm)	Number of rotation $n_t - n_0$	Relative displacement $\frac{\pi d \theta_{slip}}{360(n_t - n_0)}$ (mm/rev)	Displacement increase rate $\frac{\pi d \theta_{slip}}{360^2(n_t - n_0)}$ (mm/deg)
Roll A $\delta/d = 0$	31.8	1×10^4	3.18×10^{-3}	8.84×10^{-6}
Roll B $\delta/d = 0.21 \times 10^{-3}$	32.3	3×10^4	1.08×10^{-3}	2.99×10^{-6}



(a) Roll A of $\delta/d = 0$ at $n = 1 \times 10^4$

(b) Roll B of $\delta/d = 0.21 \times 10^{-3}$ at $n = 3 \times 10^4$

Fig. 3 Slipped specimen observed from driving side ($u_{\theta,ave}^{P(0)-P(2\pi n)}(\theta) = u_{\theta,Sleeve}^{P(0)-P(2\pi n)}(\theta) - u_{\theta,Shaft}^{P(0)-P(2\pi n)}(\theta)$, $n =$ number of rotation)

2.3 すべり量の数値シミュレーション結果と実験結果の比較

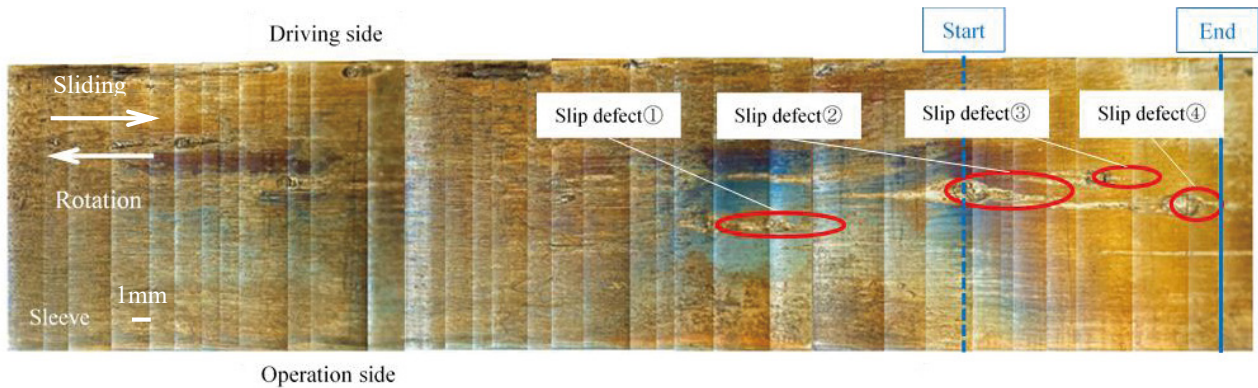
先の研究成果^{12)~15),17)}に基づいて、ロール回転を荷重移動で表現する数値シミュレーション手法により、**図 3**の試験片の周方向すべりを求め実験値と比較する。ロールが n 回転 ($\theta = 0 \sim 2n\pi$) する際、数値解析ではすべり変位 $u_{\theta}^{P(0)-P(2\pi n)}$ が周方向にやや異なって生じるので平均変位 $u_{\theta,ave}^{P(0)-P(2\pi n)}$ に注目する。なお、数値解析では、先の研究^{12)~15)}に示すように、スリーブ・軸間の摩擦係数を $\mu = 0.3$ と一定としている。この解析では、ロール回転の開始と共にすべりが生じ、後述するすべりにより生じるすべり傷を考慮しない。**表 5**に、実験とシミュレーションによって得られた平均変位 $u_{\theta,ave}^{P(0)-P(2\pi n)}$ と変位増加率 $du_{\theta,ave}^{P(0)-P(2\pi n)} / d\varphi$ の値を実験と比較して示す。**表 5**から、実験による値とシミュレーションによって得られた値は定性的には一致しているが、定量的には 4 倍程度の差異が見られる。しかし、摩擦を伴うすべり速度の問題で、実験結果を精度良く解析した過去の研究例は見当たらない。加えて、摩擦係数の著しい変化を伴う本研究のような問題(すべり傷の生成と成長に伴って摩擦係数が増加する)では、定性的な議論さえ見当たらない。そのため、今回のシミュレーション手法と得られる結果は有用なものであると考える。例えば、実験・解析の両者とも、焼嵌め率のない場合 ($\delta/d = 0$) は焼嵌め率がある場合 ($\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$) に対して、すべり量は 3 倍程度大きい。

Table 5 Comparison of displacement increase rate and relative displacement between experiment and simulation

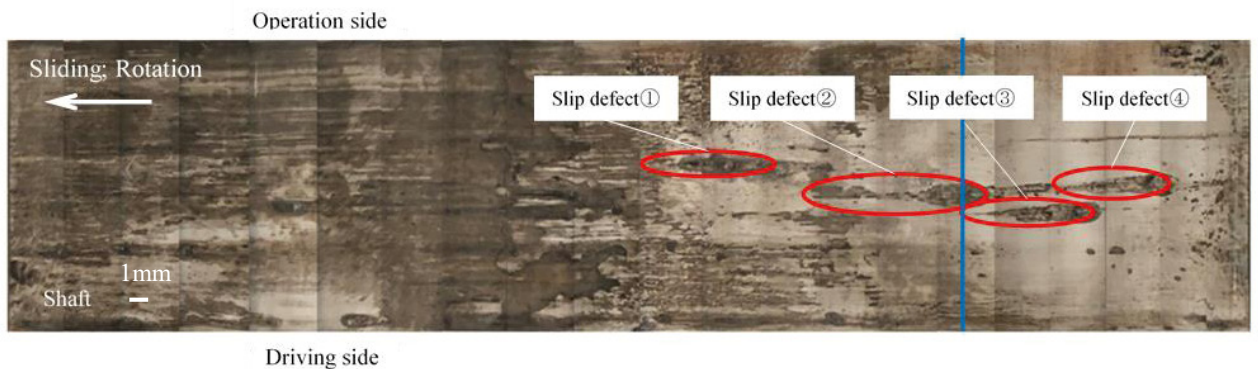
Shrink-fitting ratio δ/d	Displacement increase rate		Relative displacement	
	$\frac{du_{\theta,ave}^{P(0)\sim P(2n\pi)}}{d\varphi} = \frac{\pi d \theta_{slip}}{360^2(n_i - n_0)}$ (mm/deg.)		$u_{\theta,ave}^{P(0)\sim P(2n\pi)} = \frac{\pi d \theta_{slip}}{360(n_i - n_0)}$ (mm/rev)	
	Experiment (mm/deg.)	Simulation (mm/deg.)	Experiment (mm)	Simulation (mm)
Roll A $\delta/d = 0$	0.884×10^{-5}	3.074×10^{-5}	0.318×10^{-2}	1.356×10^{-2}
Roll B $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$	0.299×10^{-5}	1.103×10^{-5}	0.108×10^{-2}	0.384×10^{-2}

3 界面すべりによって生じる損傷の観察

すべり面の観察には、実体ロールが焼嵌め状態にあることを考慮して、焼嵌めで嵌合された試験ロール B (焼嵌率： $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$) を用いる。図 4 にロール B の実験後の(a)スリーブ内面と(b)外シャフト (以降、シャフトと呼ぶ) 外面の全周の写真を対応する位置で示す。両側にスクラッチ状の傷を伴うだ円状の 4 つの傷が観察されるので、それぞれ傷①、傷②、傷③、傷④と呼ぶ。これらの傷の中心部をだ円状傷(Ellipsoidal plow defect)と呼び、全体をすべり傷(Slip defect)と呼ぶ。だ円状傷が比較的大きい傷②を対象に傷の円周長さとすべり長さの関係等を詳しく観察する。



(a) Sleeve surface of roll B $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$



(b) Shaft surface of roll B $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$

Fig. 4 Slip defects ①, ②, ③, ④ observed

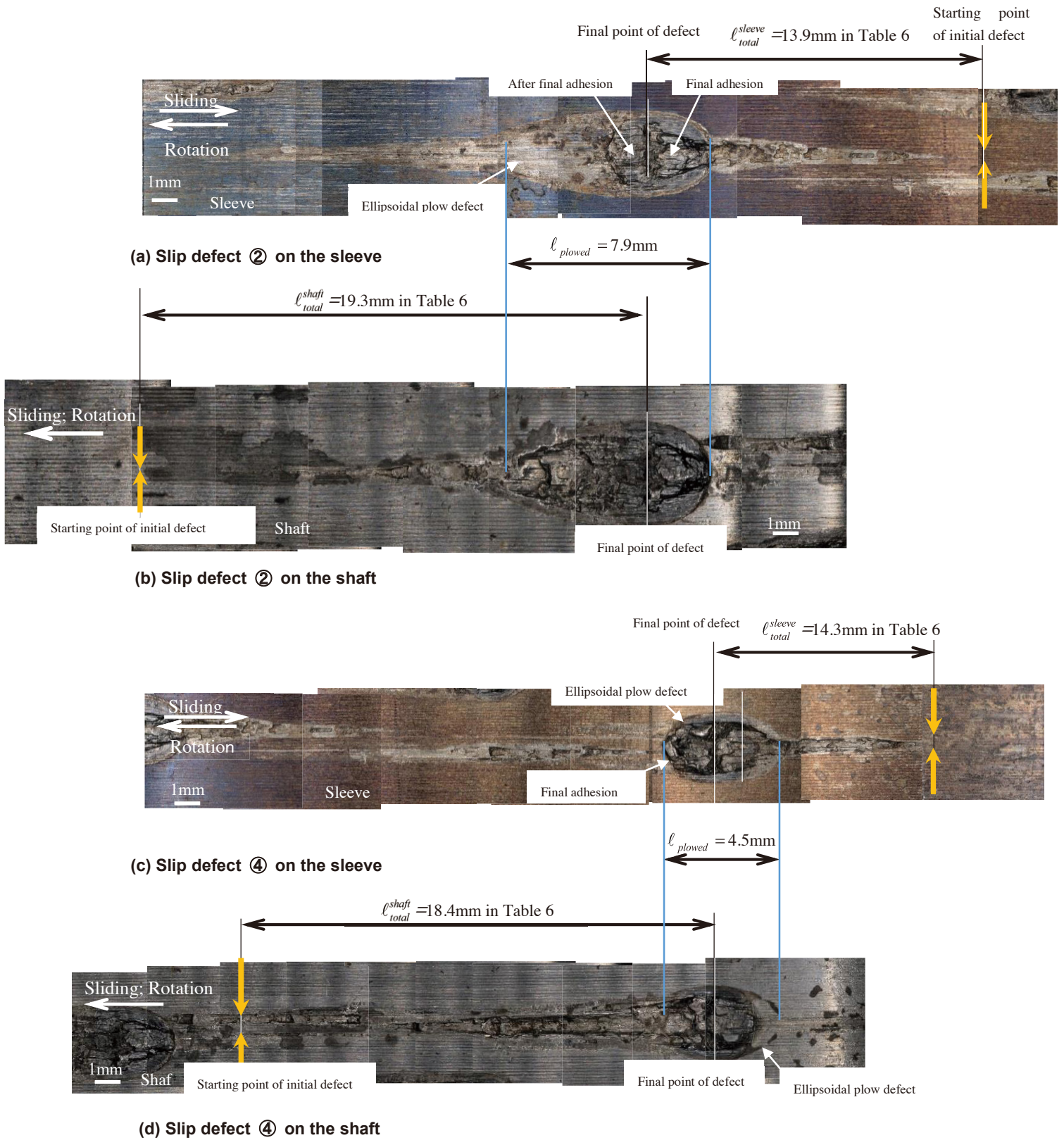


Fig. 5 Slip defect ② and ④ on the sleeve and shaft

まず、スリーブ・シャフトの傷の長さについて考察する。実験中に生じるスリーブ・シャフト間の相対すべりによって、スリーブのすべりはシャフトに対して、回転方向と逆向きに生じ、長さ ℓ_{total}^{sleeve} で表される。一方、シャフトのすべりは回転方向と同じ向きに生じ、長さ ℓ_{total}^{shaft} で表される。これらの和 ($\ell_{total}^{sleeve} + \ell_{total}^{shaft}$) をケガキ線から求めたすべり量 (図 3 の $u_{\theta,ave}^{P(0)-P(2\pi)}(\theta)$) と比較する。

図 5 (a)~(d)にスリーブとシャフトの傷②, ④を 50 倍で観察したものを合わせて示す。図 5 (a), (b)に示す傷②では、スリーブ側が 13.9mm, シャフト側が 19.3mm で、その合計は 33.2mm である。また、図 5 (c), (d)に示す傷④では、合計 32.7mm である。これらの値を、まとめて表 6 に示す。これらの値は、2.2 節で述べた界面すべりの実験により得られた値 32.3mm とほぼ一致する。このことから、傷の起点と終点の判定は、すべりの実態を精度良く評価できていると考える。

Table 6 Total length of slip defect $\ell_{total}^{sleeve} + \ell_{total}^{shaft}$ observed in roll B coincides with the slip length $\ell_s = \pi d \theta_{slip} / 360 = 32.3\text{mm}$ in Fig.3 (b)

	ℓ_{total}^{sleeve} : Slip defect length at the sleeve (mm)	ℓ_{total}^{shaft} : Slip defect length at the shaft (mm)	Total length: $\ell_{total}^{sleeve} + \ell_{total}^{shaft}$ (mm)
Slip defect ②	13.9	19.3	33.2
Slip defect ④	14.3	18.4	32.7

4 だ円状傷を考慮したスリーブ内面形状と応力集中

ここでは、傷の断面観察を行い、傷の断面観察から、深さ方向の傷の長さを求める。ロール B についてスリーブ側の傷②の中心部を通り、軸方向と円周方向で AA', BB'断面を切断し (図 6 (a)), 断面を観察する。図 6 (a)に切断前の写真, 図 6 (b)に切断後の写真, 図 6 (c)に切断するスリーブ傷②の拡大写真を示す。この拡大写真 (図 6 (c)) の AO 断面 (図 7) と OB'断面 (図 8) を観察し、だ円状傷の深さを調べる。

図 7 に図 6 の AO 断面を、図 8 に図 6 の OB'断面の写真を示す。これらの写真から傷の深さを調べると、AO 断面側では深さの最大値 0.25mm が観察された。一方 OB'断面の最大深さ 0.17mm であることがわかった。傷の 3 次元形状をだ円体で近似して図 9 に示す。だ円体の形状は、だ円体の式で $(x/a)^2 + (y/b)^2 + (z/c)^2 = 1 (a=1, b=0.25, c=4.0)$ と表される。この応力集中係数を求めると、 $K_t \cong 1.14$ である¹⁸⁾。

5 結論

スリーブ組立式ロールにおいては、シャフトと焼嵌めスリーブの間に界面すべりが発生する場合があります。その生成機構は未解決である。このような摩擦を伴う面のすべり速度などの実験結果を精度良く解析した研究は見当たらず、特に、すべり傷の生成と成長に伴って摩擦係数の著しい変化を伴う本研究のような問題では、定性的な議論さえ見当たらない。著者らは、先の研究^{12)~15),17)}で、ロールの回転を荷重の移動で表現する荷重移動法によりこの問題を考察した。本論文では、ミニチュア圧延機を用いて、この界面すべりを実験的に再現すると共に、引き起こされる損傷とすべり量との関係を考察した。得られた結果をまとめると、以下ようになる。

- (1) ミニチュア圧延機を用いてこの界面すべりを焼嵌め率を変えて実験的に再現すると共に、スリーブ・シャフト間の相対すべりによってすべり傷が引き起こされることを明らかにした。
- (2) ロール一回転当たりのスリーブ相対すべり量に注目すると、実験による値とシミュレーションによって得られた値は定性的に一致した (表 5)。これまで議論がなされていない、摩擦係数の著しい変化を伴

うすべりの問題に対して、著者らが提案したシミュレーション手法の有用性が確認された。例えば、実験・解析の両者とも、焼嵌め率のない場合 ($\delta/d=0$) は焼嵌め率がある場合 ($\delta/d=0.2\times 10^{-3}$) に対して、すべり量は 3 倍程度大きい。

- (3) ロール B (焼嵌め率 $\delta/d=0.21\times 10^{-3}$) について、実験で使用したロールのケガキ線の移動量から求めたすべり量 (32.3mm) が、スリーブとシャフトにできた傷の長さの和 (傷② : 33.2mm, 傷④ : 32.7mm) とほぼ一致しており、傷の起点と終点の判定は、すべりの実態を精度良く評価できていると考える (表 6)。
- (4) ミニチュアロールに生じた傷の全長は 13.9mm であり、最大深さは 0.25mm である。これより欠陥の形状をだ円体で近似して評価し、応力集中係数 $K\cong 1.14$ 程度であることを示した (図 9)。

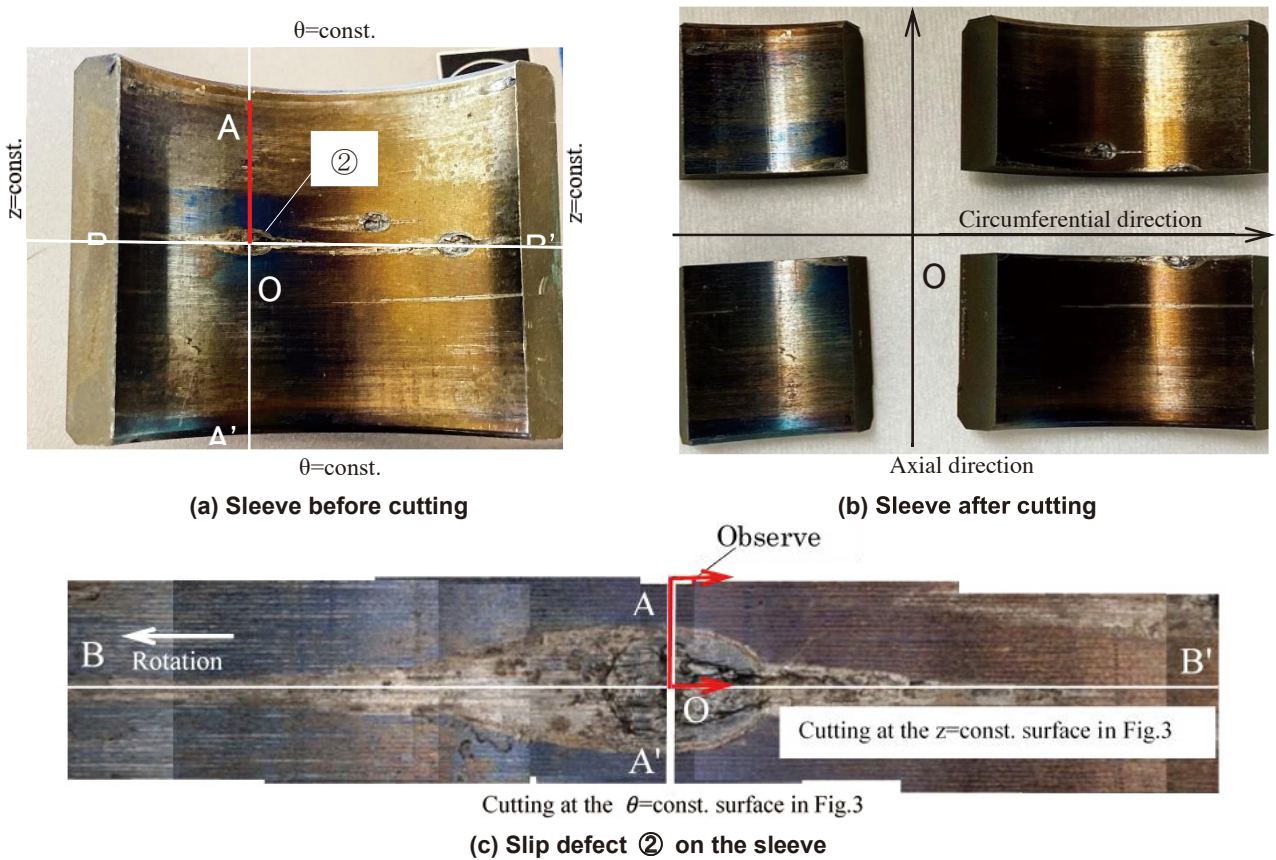


Fig. 6 Slip defect ② on the sleeve to identify defect dimension

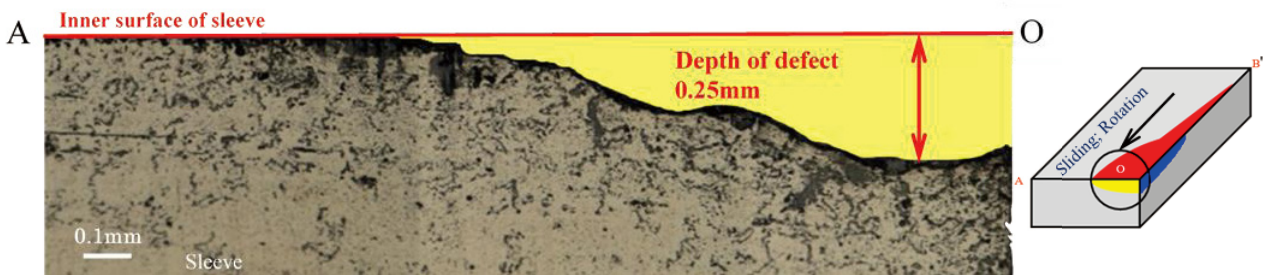


Fig. 7 Cross-sectional observation of Adhesive defect ② at AO $\theta=const.$ of the sleeve in Fig.5 (a)



Fig. 8 Cross-sectional observation of Adhesive defect ② at $OB' z=\text{const.}$ surface of the sleeve in Fig.5 (a)

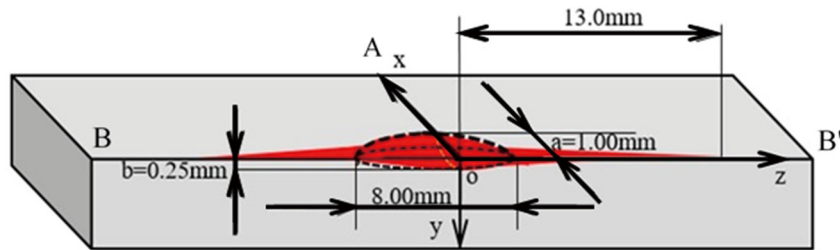


Fig. 9 Ellipsoidal plow defect ② geometry on the sleeve approximated by $(x/a)^2 + (y/b)^2 + (z/c)^2 = 1$, $a = 1.0$, $b = 0.25$, $c = 4.0$, $K_t = 1.14$

謝辞

本論文を作成するにあたり、日立金属製の熱間圧延摩耗試験機の使用を許可していただき、終始御教授賜りました株式会社日立金属若松技術部小田望博士に心よりお礼申し上げます。

参考文献

- 1) 下田秀夫, 小野寺真作, 堀清, 土肥修: 焼ばめした圧延用大形補強ロールの残留曲りに関する研究, 日本機械学会論文集, 32, 237 (1966), 689. (online), available from <<https://doi.org/10.1299/kikai1938.32.689>>.
- 2) 滝川浩, 橋本光生, 紺野剛, 内田秀: 形鋼用鍛造ハイススリーブロールの開発, 材料とプロセス, 16, 5 (2003), 1150.
- 3) 入江利治, 高木圭治, 是永逸生, 佐野義一: 鋼矢板圧延用分割スリーブロールの開発について, 日本鉄鋼協会講演論文集, 65 (1979), 293.
- 4) Hattori, T., Kamitani, Y., Sugino, K., Tomita H. and Sano, Y.: Super Cermet Rolls for Manufacturing Ultra-Fine-Grained Steel, Proc. 3rd Int. Conf. on Tribology in Manufacturing Processes (ICTMP 2007), Elsevier, Amsterdam, (2007).
- 5) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 下田祐太郎, 張国偉: 焼嵌めで構成された圧延用補強ロールに生じる残留曲がり生成メカニズムの解明, 塑性と加工, 58, 672 (2017), 66. (online), available from <<https://doi.org/10.9773/sosei.58.66>>.
- 6) Noda, N-A., Sakai, H., Sano, Y., Takase, Y. and Shimoda, Y.: Quasi-Equilibrium Stress Zone with Residual Displacement Causing Permanent Slippage in Shrink-Fitted Sleeve Rolls, Metals, 8 (2018),

998. (online), available from <<https://doi.org/10.3390/met8120998>>.
- 7) 松永栄八郎, 佐野義一, 西田新一: 複合スリーブロール内層材の疲労特性(熱間圧延用スリーブロールの強度設計-1), 日本鉄鋼協会講演論文集(Camp-ISIJ), 10 (1997), 1078.
 - 8) 松永栄八郎, 津行武信, 佐野義一: スリーブロールの適正焼嵌率の検討 (熱間圧延用スリーブロールの強度設計-2), 日本鉄鋼協会講演論文集(Camp-ISIJ), 11 (1998), 362.
 - 9) 曾田範宗: 軸受け, 岩波全書, (1964), 196.
 - 10) 丹羽健: 転がり軸受のクリープメカニズム, NTN テクニカルレビュー, 81 (2013), 104.
 - 11) 村田順司, 鬼塚高晃: 内輪クリープの発生機構, Koyo Engineering Journal, 166 (2004), 41.
 - 12) 酒井悠正, 野田尚昭, 佐野義一, 張国偉, 高瀬康: スリーブ組立式圧延ロールの焼嵌め面に生じる界面クリープの数値シミュレーション, 鉄と鋼, 105, 4 (2019), 411. (online), available from <<https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2018-117>>.
 - 13) Noda, N.-A., Abdul, R. R., Sakai, H., Zheng, X., Tsurumaru, H., Sano, Y. and Takase, Y.: Irreversible interfacial slip in shrink-fitted bimetallic work roll promoted by roll deformation, Eng. Fail. Analysis, 126 (2021), 105465. (online), available from <<https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2021.105465>>.
 - 14) 酒井悠正, 野田尚昭, 佐野義一, 張国偉, 高瀬康: スリーブ組立式圧延ロールの界面クリープに及ぼす駆動トルクの影響, 鉄と鋼, 105, 12 (2019), 1126. (online), available from <<https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2019-048>>.
 - 15) 野田尚昭, Abdul, R. R., 鄭旭宸, 樽谷雄大, 佐野義一, 高瀬康: シャフトの弾性変形を考慮したスリーブ組立式複合圧延ロールに生じる界面すべりの数値シミュレーション, 設計工学, 56, 7 (2021), 343. (online), available from <<https://doi.org/10.14953/jjsde.2020.2915>>.
 - 16) 佐野義一: 熱延仕上作業ロールの材質評価技術に関する研究, 九州大学博士論文, (1995).
 - 17) Abdul, R. R., 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康: Fatigue Fracture of Shrink-Fitted Bimetallic Sleeve Roll Considering Slip Damage, 日本材料学会九州支部第8回学術講演会講演論文集, (2021), 15.
 - 18) 村上敬宜: 応力集中の考え方, 養賢堂, (2005), 47.