

中実ワークロールの残留応力測定のための 円板切り出し法について

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

はじめに

ロールは搬送や塑性加工に使われる基本的な生産要素であり、広く産業用途に使われている。ロールの製作には複合中実ロール (図 1 (a)) は遠心鑄造法で、複合スリーブロール (図 1 (c)) は焼嵌め技術によって製造されるが操作上解決すべき課題も多い。前連載講座「産業用ロール・ローラの技術的課題と解決 (1)～(6)^{1)～6)}」では、一般的なローラとして、焼嵌めのない中実ロール (ハイス製複合中実ロール) を取り上げ、まず、その残留応力を解説した^{1)～4)}。具体的には、①焼入れ過程

の残留応力の発生のメカニズム¹⁾、②残留応力対策としての不均一加熱焼き入れ²⁾、③焼戻し処理における残留応力低減効果³⁾、④残留応力に及ぼす内径、外径の比の影響⁴⁾について、順に解説した。特に、これらの①～④では、ハイスロールに導入される残留応力を求めるため、室温から熱処理温度までの材料特性をデータとして用い、数値シミュレーションによって求める手法を解説した。この手法により、ロール寸法、外内比、焼入れ方法および焼戻しの影響を明らかにした。続く前連載 (5) と現連載の (1)～(3) では、残留応力を有するロールがどの程度の疲労強度を有するかを説明した。具体的には、焼嵌めのない中実ロール (ハ

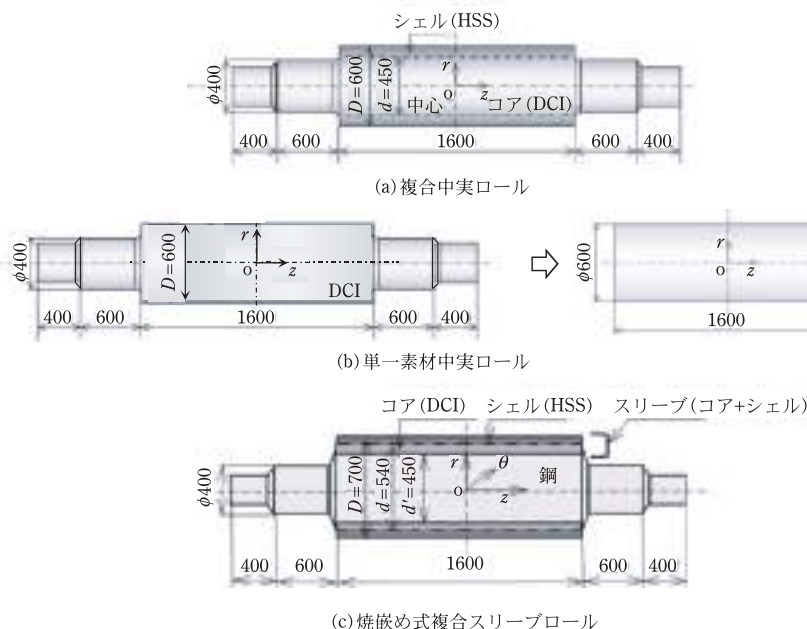


図 1 HSS/DCI 中実ロールと HSS/DCI スリーブロールの寸法 (mm)。

イス製複合中実ロール)を圧延ロールとして使用する際に、そのロールの回転に対応して、ロール内部に生じる、応力振幅を明らかにした。そして、圧縮平均応力領域に対して与えた耐久線図に基づいて、その疲労強度を考察した。これによって、複合ロールの内部危険部位(境界と中心)の疲労破壊危険度を定量的に示すことが可能となった。また、残留応力と圧延応力を重ね合わせる簡便な評価方法を検討した。その結果、重ね合わせ法によって簡便で安全側に破壊のリスクを評価できることが示された(前連載(5)と続連載(1)~(3)^{5)7)~9)}。このように、中実ロール(図1(a))の残留応力と疲労強度に関して、報告された損傷事例を参考にFEMシミュレーションにより明らかにしてきた^{10)~13)}。

実際のワークロールに生じた残留応力はロール製造条件(材質、サイズ、熱処理法など)によって様々な分布を示し、強度などのロール性能と深く関係している。したがって、残留応力分布を正確に測定し、把握する必要がある。筆者らが解説した数値シミュレーション以外では、長年にわたり、ロールの残留応力分布を確認するために、ワークロールのさまざまな測定方法が開発されてきた。これらの方法は、破壊的方法と非破壊的方法に分類される。力学的破壊的方法には深穴ドリル法、リングコア法、円板切り出し法、ザックス法などがある¹⁴⁾¹⁵⁾。また、非破壊的方法としてはX線回折法やバルクハウゼン磁気法などがある¹⁶⁾¹⁷⁾。ここで注意すべきことは、これら非破壊的方法は、表面領域のみの測定に適しており、大型ロールの内部領域の測定には適さないことであり、これは通常の穴あけ法やリングコア工法などの破壊検査法でも同様である。大きなロールの中心から表面までの残留応力の測定には、深穴加工法とザックスボーリング法が使用できるが、深穴加工法は特別な設備が必要であり、ザックスボーリング法は非常に時間がかかる。

そこで、ロールから切り出した円板の応力を測定するだけの簡便な方法として、ロール中心付近のロール残留応力を予測する円板切り出し法が開発された^{18)~21)}。円板切り出し法によれば、ロー

ルから切り出した円板の残留ひずみから、元のロールの状態の残留応力が求められるので、測定が簡便である。ただし、中実ロールの残留応力と切り出した円板の残留応力との関係に関しては、円板と円柱の熱弾性応力の理論式が用いられているが、焼入れた複合ワークロールに関して、その関係式が成立するのか、あるいはどのような関係式が異なるのか注意が必要である。

そこで本解説では、中実複合ワークロールの残留応力を、円板切り出し法で求める方法を、FEM数値シミュレーションに基づいて議論した研究²²⁾を紹介する。円板切り出し法を使用する際に必要となる、中実ロールの残留応力と切り出した円板の応力との関係式や、その精度について解説する。まず、単一材料の円柱応力に生じている残留応力を求めるため、切り出した円板の応力との関係を検証するために、熱弾性解析と熱弾塑性解析を考える。次に、熱弾塑性解析を実行して、異なる焼入れ時間の下での複合ロールの残留応力と切り出した円板の残留応力との関係を調査した結果を説明する。

円板切り出し法について

図2に円板切り出し法の概要を示す。円板切り出し法では、円柱の残留応力を求めるために、元の円柱の中央付近から薄い円板を切り出し、その円板の応力(σ_r^{Disk} および $\sigma_\theta^{\text{Disk}}$)を測定することで、元の円柱の応力($\sigma_r^{\text{Cylinder}}$, $\sigma_\theta^{\text{Cylinder}}$, $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$)を求める。

第一のステップは、円柱から厚さ約30 mmの円板を切り出すことである。この円板の切り出し中、円柱表面の円周方向および軸方向のひずみがひずみゲージを使用して記録される。

第二のステップは、この切り出された円板の応力 σ_r^{Disk} および $\sigma_\theta^{\text{Disk}}$ を、X線回折法またはリングスライス法やクラックコンプライアンス法などのその他の方法を使用して、測定することである。ここで、切り出された薄い円板の軸応力 σ_z^{Disk} は完全に解放されているため、薄い円板に残る残留応力は、少なくとも表面では、完全に平面応力になる。

最後の第三のステップは、切り出された円板の

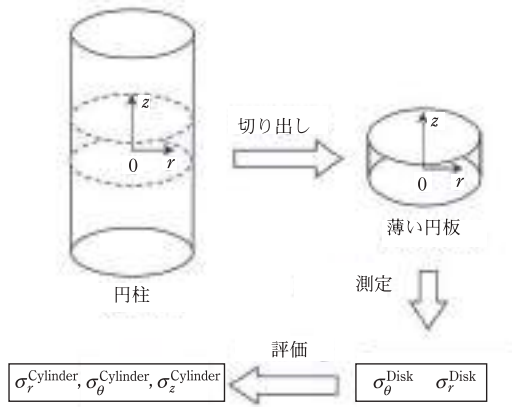


図2 円板切り出し法の説明図。

応力 σ_r^{Disk} および $\sigma_\theta^{\text{Disk}}$ から、中実ロールの残留応力と切り出した円板の応力との関係を使用して、円柱の応力 $\sigma_r^{\text{Cylinder}}$, $\sigma_\theta^{\text{Cylinder}}$, $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ を求めることである。

円板切り出し法における円柱と円板の熱弾性応力(2次元)の基礎式

円板切り出し法における基礎式は、円板や円柱の温度分布 T が軸対称で与えられるとき、すなわち温度分布 T が r のみの関数 $T = T(r)$ として与えられるときの、円板と円柱の熱弾性応力分布を与える式である²³⁾。切り出した円板の表面では平面応力 $\sigma_z = 0$ の2次元応力状態であると考えられ、また、円板の厚さがある程度薄ければ板厚方向にも近似的に平面応力が成立する。平面応力状態にある円板の温度分布 T が r のみの関数 $T = T(r)$ として与えられるとき、すなわち図2の円板(Disk)の応力分布 $\sigma_r^{\text{Disk}}(r)$, $\sigma_\theta^{\text{Disk}}(r)$ は、式(1), (2)で与えられる。

$$\sigma_r^{\text{Disk}}(r) = \alpha E \left(\frac{1}{b^2} \int_0^b T(r) dr - \frac{1}{r^2} \int_0^r T(r) r dr \right) \quad (1)$$

$$\sigma_\theta^{\text{Disk}}(r) = \alpha E \left(-T(r) + \frac{1}{b^2} \int_0^b T(r) r dr + \frac{1}{r^2} \int_0^r T(r) r dr \right) \quad (2)$$

$$\sigma_z^{\text{Disk}}(r) = 0 \quad (3)$$

ここで、 b は円柱または円板の半径、 $T(r)$ は円柱・円板の温度分布、 E はヤング率、 α は熱膨張係数、 ν はポアソン比である。

一方、切り出し前の円柱すなわちロールの中央部分 $z = 0$ では、平面ひずみ状態 $\varepsilon_z = 0$ か、それに近い2次元応力状態 $\varepsilon_z \approx 0$ であると考えられる。平面ひずみ状態にある円柱の温度分布 T が r のみの関数 $T = T(r)$ として与えられるとき、すなわち図2の円柱(Cylinder)の応力分布 $\sigma_r^{\text{Cylinder}}$, $\sigma_\theta^{\text{Cylinder}}$, $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ は、式(4), (5), (7)で与えられる。

$$\begin{aligned} \sigma_r^{\text{Cylinder}}(r) &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \left(\frac{1}{b^2} \int_0^b T(r) dr - \frac{1}{r^2} \int_0^r T(r) r dr \right) \\ &= \frac{1}{1-\nu} \sigma_r^{\text{Disk}} \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \sigma_\theta^{\text{Cylinder}}(r) &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \left(\frac{1}{b^2} \int_0^b T(r) dr + \frac{1}{r^2} \int_0^r T(r) r dr - T(r) \right) \\ &= \frac{1}{1-\nu} \sigma_\theta^{\text{Disk}} \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_z^{\text{Cylinder}}(r) &= \alpha E + (1/E) [\sigma_z - \nu(\sigma_r + \sigma_\theta)] = 0 \end{aligned} \quad (6)$$

これより、図2の円柱(Cylinder)の応力分布 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ は、式(6)の平面ひずみ条件より導かれる。

$$\begin{aligned} \sigma_z^{\text{Cylinder}}(r) &= \nu(\sigma_r + \sigma_\theta) - \alpha E T(r) \\ &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \left(\frac{2}{b^2} \int_0^b T(r) r dr - T(r) \right) \\ &= \sigma_\theta^{\text{Cylinder}} + \sigma_r^{\text{Cylinder}} \end{aligned} \quad (7)$$

よって、同一温度分布における円板応力と円柱応力との間には、式(8)の関係がある。

$$\sigma_z^{\text{Cylinder}}(r) = \frac{1}{1-\nu} (\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}}) \quad (8)$$

円板切り出し法のFEM数値シミュレーション

以下では、ロールの残留応力を円板切り出し法で求める際の、切り出し前の円柱の残留応力と、

表 1 ハイスローの HSS (高速度鋼) と DCI (ダクタイル鋳鉄) の化学成分.

組成	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Co	V	W	Mg
HSS	1 ~ 3	<2	<1.5			<5	2 ~ 7	<10	<10	3 ~ 10	<20	<10
DCI	2.5 ~ 4	1.5 ~ 3.1		<0.1	<0.1	0.4 ~ 5	0.01 ~ 1.5	0.1 ~ 1				0.02 ~ 0.08

表 2 HSS (高速度鋼) と DCI (ダクタイル鋳鉄) の室温における材料特性.

性質	HSS	DCI
0.2%耐力 (MPa)	(1 282) *	415
ヤング率 (GPa)	233	173
ポアソン比	0.28	0.3
密度 (kg/mm^3)	7.6	7.3
線膨張係数 (K^{-1})	12.6×10^{-6}	13.0×10^{-6}
熱伝導率 ($\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$)	20.2	23.4
比熱 ($\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$)	0.42	0.46

* シェル材の引張強さは破断変形が小さいため 0.2%耐力で表示する.

切り出し後の円板の残留応力を FEM 数値シミュレーションによって考察した結果を解説する. 前節の理論式 (1) ~ (8) は平面応力と平面ひずみの 2 次元熱弾性理論に基づくものである. 一方, 本節では, 実際の 3 次元円柱から 3 次元円板を切り出す操作を数値的に解析した結果を解説する. 最終的には, 図 1 (a) に示す, 複合中実ロール, すなわち直径 600 mm, 胴体長 1600 mm, シェル厚さ 75 mm を対象とする. そのシェル材は高速度鋼 (HSS) で, 芯材はダクタイル鋳鉄 (DCI) である. また, より基本的な単一素材の DCI ロールでは, 図 1 (b) に示すように, 直径 600 mm, 胴体長 1600 mm の円柱部分を考える. 表 1 に一般的な HSS 複合ロールの HSS と DCI の化学組成を示す. また, 表 2 に室温での HSS と DCI の材料特性を示す.

図 3 に, 単一素材ロールと複合ロールの FEM 数値シミュレーションにおける FEM 解析モデルと境界条件を示す. FEM 解析には, 市販の MSC. Marc 2012 を使用して熱弾性解析ならびに熱弾塑性解析を実行する. 解析には 4 接点軸対称 4 角形要素を使用し, その際の要素寸法 (横断面) は $5 \times 5 \text{ mm}$ である. 対称性より, 図 3 の $z = 0$ に一定変位境界条件と断熱条件を適用する. 熱弾性応力解析では, 円柱に温度分布 $T(r)$ を与える. また, 焼

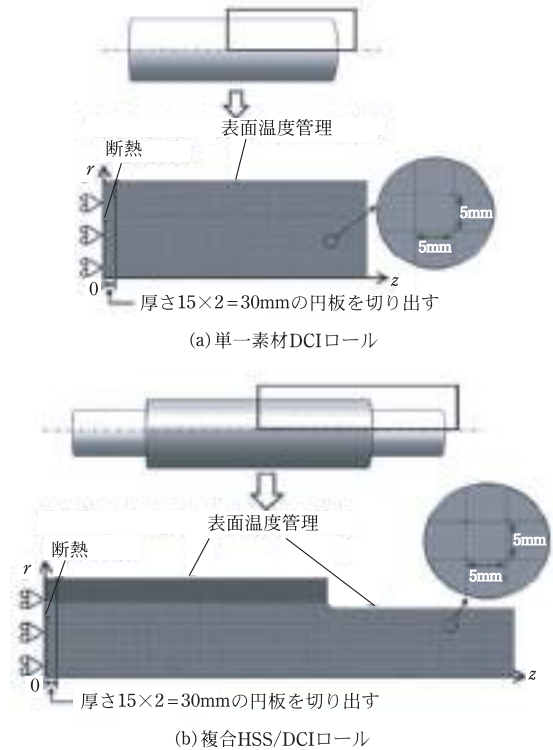


図 3 FEM モデルと境界条件.

入れ時の熱弾塑性残留応力解析では, ロール表面に表面温度 T を与える.

円板切り出し法の FEM 数値シミュレーションにおいて, ここでは, 中実ロールから厚さ 30 mm の円板を中央部 $z = 0$ 付近で切り出す. この円板の切断処理は, FEM ソフトウェア MSC. Marc 2012 の deactivate 要素設定を使用する. すなわち, 円柱から円板の切断を数値シミュレーションするため, 切断された円板の要素の初期状態であるアクティブ設定を, 切断要素で非アクティブに設定することで実行する.

まず, 図 4 (a) ~ (c) に示すように, 単一素材ロール, すなわち, DCI 材料特性 (ヤング率, 線膨張係数, ポアソン比) を用いて, 温度分布 $T(r)$ を与えたとき

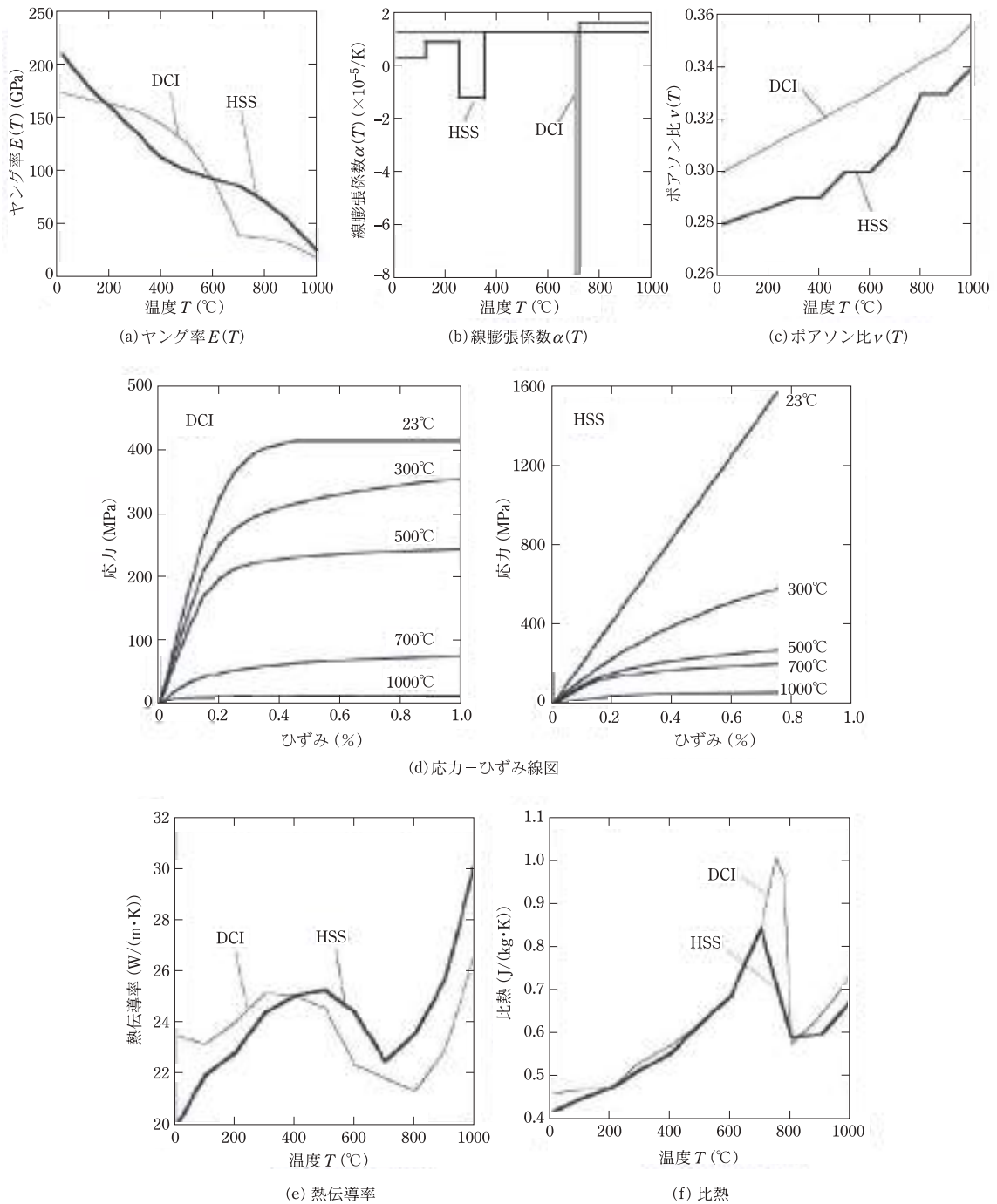


図4 高速度鋼 (HSS) およびダクタイル鋳鉄 (DCI) の温度依存性を考慮した材料特性.

の円柱について円板切り出し法を検討する.

次に、焼入れの時間を変化させて、焼入れの数値シミュレーションを行い、単一素材ロールと複合

ロールに対して円板切り出し法を検討する. 円板を切断する前に、焼入れ過程のシミュレーションを通じてロールの残留応力を取得する. ここでは、

さまざまな温度下で大量の材料特性を実験的に測定したデータを、焼入れシミュレーションの入力データとして利用する。図4(a)～(f)に示すように、これらの材料特性には、ヤング率、線膨張係数、ポアソン比、応力ひずみ曲線、熱伝導率、比熱が含まれる。そして、図4(b)では、焼入れ過程にコア材料DCIでパーライト変態が発生し、シェル材料HSSでベイナイト変態が発生する。相転移に伴い、コアとシェルの体積膨張が起こる。図4(b)に示すように、HSSでは250～350℃、DCIでは700～720℃で線膨張係数が変化し、相変態による体積膨張を表す入力データとして使用される。

熱弾性応力を受ける円柱(単一素材ロール)の残留応力の円板切り出し法による予測

まず、単一素材のダクタイル材のロール(円柱直径600 mm、胴体長1600 mm)の熱弾性解析を行う。ここでは標準的な焼入れ後によく見られる、円柱中心温度 $T_c = T(0) = 200^\circ\text{C}$ を仮定する。また、円柱表面 $r = 300\text{ mm}$ での温度 $T_s = T(300) = 800^\circ\text{C}$ を仮定すると、標準焼入れ後の表面によく現れる、ロール表面残留応力 $\sigma_z(300) \cong -600\text{ MPa}$ が発生する¹²⁾¹³⁾²²⁾。ここで、DCIのヤング率 E 、線膨張係数 α 、ポアソン比 ν について、すべての材料データは、温度分布 $T(r)$ に依存する。具体的には、図4(a)～(c)の実験データを使用して、切り出し前の円柱を熱弾性解析した後、円板の切り出しをシミュレーションする。

図5は、円柱応力 $\sigma_r^{\text{Cylinder}}$ 、 $\sigma_\theta^{\text{Cylinder}}$ 、 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ の応力分布を実線で示したものである。円柱中心 $z = 0$ における薄い円板応力 σ_r^{Disk} 、 $\sigma_\theta^{\text{Disk}}$ の結果を破線で示している。図示するように円柱応力 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ (実線)は円板応力 $(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}})/(1 - \nu)$ (破線)と一致する。図5に示すように、円柱応力 $\sigma_r^{\text{Cylinder}}$ 、 $\sigma_\theta^{\text{Cylinder}}$ 、 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ は、円板応力 σ_r^{Disk} 、 $\sigma_\theta^{\text{Disk}}$ から精度良く求まることが確認されてる。材料特性(ヤング率 E 、線膨張係数 α 、ポアソン比 ν)が温度 $T(r)$ に依存する場合でも、図4(a)～(c)に示すように、式(8)

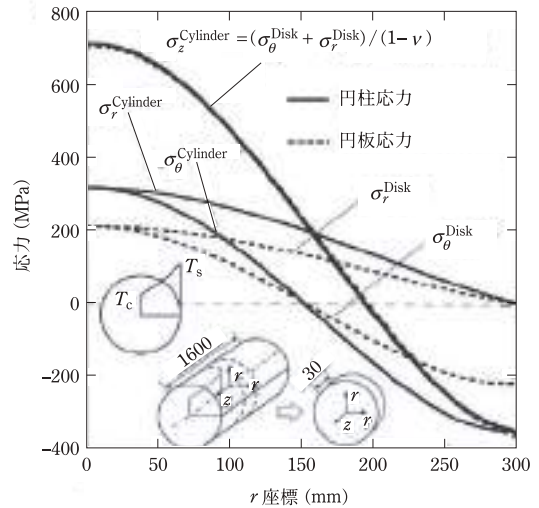


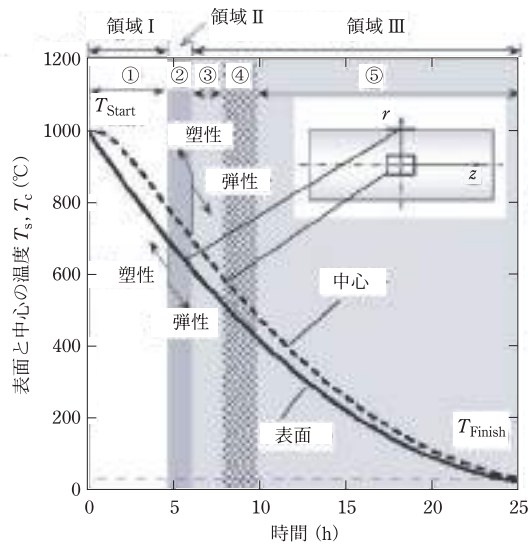
図5 熱弾性応力 $\sigma_r^{\text{Cylinder}}$ 、 $\sigma_\theta^{\text{Cylinder}}$ 、 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ を受ける単一素材の円柱から切り出した円板の熱弾性応力 σ_r^{Disk} 、 $\sigma_\theta^{\text{Disk}}$ (円柱・円板の中心温度 $T_c = T(0) = 200^\circ\text{C}$ 円柱・円板の表面温度 $T_s = T(300) = 800^\circ\text{C}$ のとき、円柱と円板のヤング率 $E = E(T)$ 、線膨張係数 $\alpha = \alpha(T)$ 、ポアソン比 $\nu = \nu(T)$ が、図4(a)、図4(b)、図4(c)に示すようになる温度に依存する場合)。

の関係式 $\sigma_z^{\text{Cylinder}} = (\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}})/(1 - \nu)$ は、円柱と円板の熱弾性応力に使用できることが確認された。

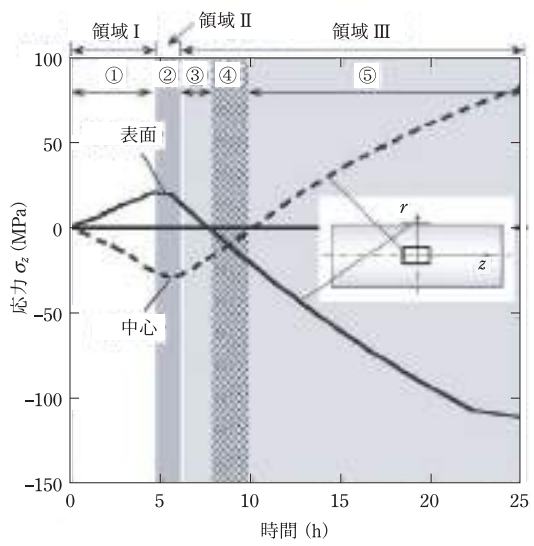
単一素材ロール(円柱)の焼入れによる残留応力発生メカニズム

図5に示すように、熱弾性応力を受ける範囲では、切り出した円板の応力を測定すれば、例えば $(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}})/(1 - \nu)$ として、元の円柱の応力 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ を求めることができる。しかし、実際のロールの残留応力は、温度勾配や相変態の影響で、単純な熱弾性応力とは異なる。たとえ相変態を考慮しない場合でも、ロールの焼入れ時、すなわちロール材料の急冷中の熱弾塑性挙動によって、熱弾性挙動とは異なる状況が生じる。以下では、まず、単一素材のロール(円柱)について、残留応力発生メカニズムをまとめて示す。

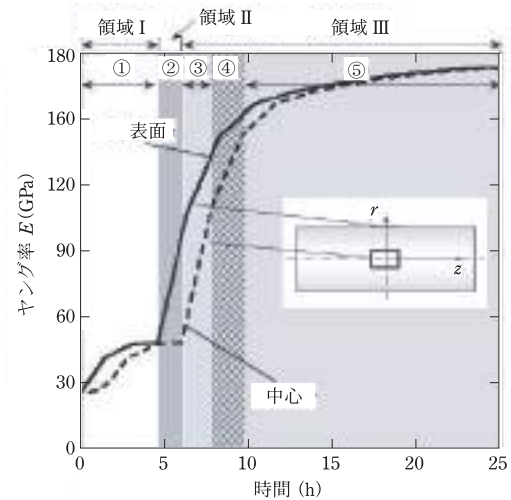
図6は、焼入れ工程における単一素材のダクタイル材のロールの(a)表面温度 T_s と中心温度 T_c 、(b)応力 σ_z 、(c)ヤング率 E 、それぞれの時間に依



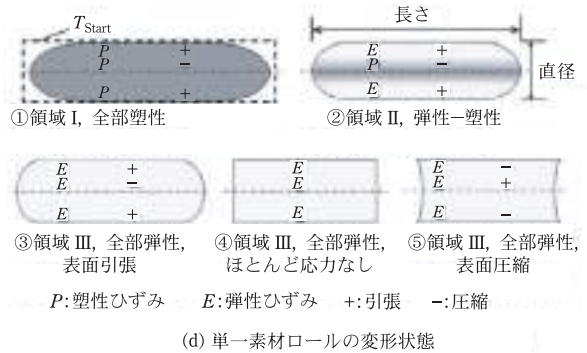
(a) 表面と中心の温度



(b) 表面と中心の応力 σ_z



(c) 表面と中心のヤング率



(d) 単一素材ロールの変形状態

図6 単一素材ロール(円柱)の残留応力発生メカニズム。

存する変化と、(d) 各領域のロールの変形を説明したものである。FEM 弾塑性解析では高温下でもヤング率が必要となるため、応力-ひずみ曲線では 0.05% ひずみに着目している。そして、0.05% ひずみ点と原点を結んだ線の傾きとしてヤング率を定義している。図 6(c) は、このようにして定義された焼入れ中のヤング率 E を示しており、温度によって変化する。

焼入れ工程は、表面および中心部において、弾性状態が支配的か、それとも塑性状態が支配的か

どうかにより、領域 I (=①)、領域 II (=②)、領域 III (=③~⑤) に分けられる。領域 I では、高温のためシェルとコアの降伏強度が非常に低くなり、応力が急速に増加し、降伏応力を超える。そのため、ロール表面とロール中心の両方で大きな塑性変形が発生する(図 6(d) ①参照)。領域 II では、表面冷却により表面が弾性化するが、中心部は依然として高温で塑性状態を保っているにもかかわらず、温度の低下とともに表面のヤング率が増加する(図 6(d) ②参照)。領域 III では、表面と中心

の両方が弾性になるため(図6(d)③～⑤参照), 冷却が進むにつれて両方のヤング率が増加する。

図6に示す領域Ⅰでは, 冷却開始時に表面温度が中心温度よりも早く低下し, r 方向に温度勾配が生じる(図6(d)①参照)。その後, ロール表面は中心に対して軸方向に収縮し, 引張応力が生じる。ロール内部の応力をバランスさせるため, ロール中心に圧縮応力が発生する。温度勾配が増加すると, ロール表面と中心での応力がともに連続的に増加する。

領域Ⅱでは, 継続的な冷却によりロール表面が弾性化し, ヤング率が増加する。一方, ロール中心はまだ塑性のまま高温を保っている(図6(d)②参照)。この期間では, 弾性状態が出現するため, 表面の熱収縮は制限される。ただし, 中心部の熱収縮率は表面の熱収縮率よりも速いため, 熱ひずみ差は減少する。最後に, 表面応力と中心応力の両方がピーク値に達する。

領域Ⅲでは, 中心部の熱収縮率により減少する熱ひずみ差が表面よりも大きく, 表面応力, 中心応力ともに減少し始める(図6(d)③)。冷却が進むと, 表面の熱収縮と中心の熱収縮がほぼ等しくなり, 応力状態が入れ替わる(図6(d)④参照)。表面の収縮に比べて中心の収縮が大きいため, ロール中心の引張応力が増加する(図6(d)⑤参照)。領域Ⅲではヤング率が増加するため(図6(c)参照), ロール表面の圧縮応力が増加し, ロール中心の引張応力も増加する。最後に, 図6(b)に示すように, 表面には圧縮応力, 中心には引張応力が発生する。

以下では, 焼入れ時の残留応力を数値シミュレーションで考察した結果¹²⁾¹³⁾²²⁾を示す。まず, 単純な単一素材のロール(円柱)について, 焼入れによる残留応力を解説する。

焼入れした円柱(単一素材ロール)の残留応力の円板切り出し法による予測

図7に単一材料 DCI ロール表面の焼入れ時間を変化させて示す。前節に示したように, 焼入れに

よって生じる残留応力は熱処理条件により支配される。ここでは, 図7に示すようにロール表面の1000℃から100℃までのいくつかの温度変化を考慮する。図7で考慮した急冷時間=0.5, 1~7hは, 実際のロールに与える急冷時間に対応している。急冷処理後, ロール温度が均一になるまでロールを100℃に保つ。ここでは, DCI の材料特性として, 図4(a)~(f)に示すものを使用する。この焼入れ熱弾性塑性解析は, 単一素材ロールから円板を切り出す前と切り出した後に, 相変態を考慮して行う。

図8に, 異なる焼入れ時間(図7)における, 単一素材ロールの円柱の残留応力と切り出した円板の残留応力との比 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}/[(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}})/(1-\nu)]$ を示す。図5の熱弾性解析の結果(図4(a)~(c)を考慮)では, 応力比 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}/[(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}})/(1-\nu)] = 1$ であった。しかし, 図8の焼入れ熱弾性解析の結果(図4(a)~(f)を考慮)では, 熱弾塑性挙動と相変態の影響によって, 残留応力の応力比 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}/[(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}})/(1-\nu)] \neq 1$ となっている。図8(a)に示すように, ロール中心付近では $r=0 \sim 100 \text{ mm}$ で応力比 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}/[(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}})/(1-\nu)] = 0.73 \sim 1.49$ の範囲で変化している。よって, 円板切り出し法によって, 円板の応力 $\sigma_r^{\text{Disk}}, \sigma_\theta^{\text{Disk}}$ から, 焼入れしたロールの残留応力 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ を評価

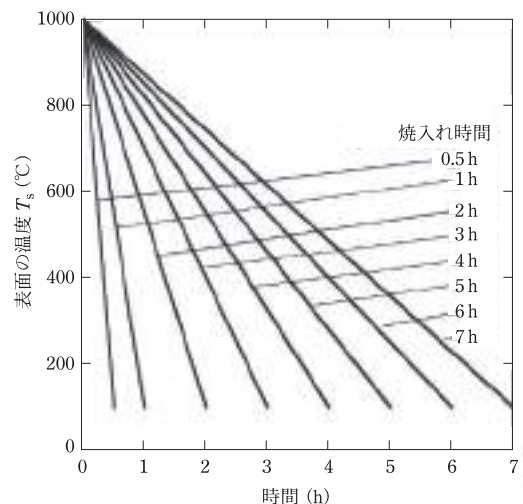


図7 ロール表面の焼入れ時間。

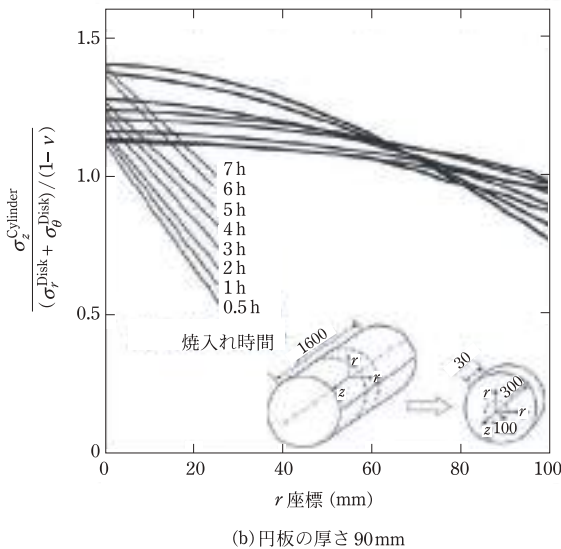
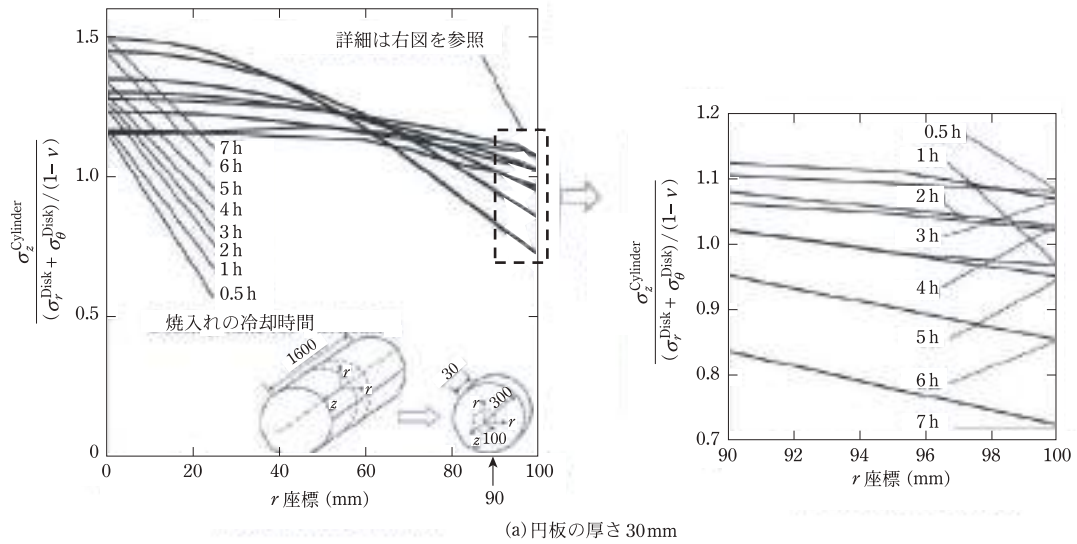


図 8 異なる焼入れ時間における単一素材ロールのロール中心付近の応力比 $\sigma_z^{\text{Cylinder}} / [(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}}) / (1-\nu)]$.

するには、このような応力比の値の変化(焼入れ時間に依存する)を考慮する必要がある。

図 8 に示すように、ロール中心 $r=0$ では、焼入れ時間の増加 ($t=0.5 \rightarrow t=7$) に伴って応力比が増加する。一方、ロール半径 $r=100$ mm の位置では、焼入れ時間の増加(すなわち焼入れ速度の減少)に伴って、応力比は減少する。これは、焼入れ時間が長くなると(または焼入れ速度が遅くなると)、塑性ひずみが小さくなるためである。単一素材ロール(円柱)の場合、図 8 (a) に示す

ように、応力比は焼入れ時間に依存して変化し、 $\sigma_z^{\text{Cylinder}} / [(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}}) / (1-\nu)] = 0.73 \sim 1.49$ の範囲にある。円板切り出し法は、上記精度量を考慮してロール残留応力を予測することができる。

切り出した円板厚さによって、この応力比がどのように影響するのかを明確にするために、切り出した円板の厚さ 90 mm についても FEM 解析を実行し、切り出した円板厚さ 30 mm の結果と比較した。図 8 (b) に示す円板厚さ 90 mm の場合、ロール中心付近 $r=0 \sim 100$ mm で、応力比 $\sigma_z^{\text{Cylinder}} / [(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}}) / (1-\nu)]$

$\sigma_{\theta}^{\text{Disk}})/(1-\nu)] = 0.78 \sim 1.41$ の範囲で変化する。よって、円板厚さ 30 mm の結果と比較して、円板厚さ 90 mm の結果は、6% 小さくなる。このように、円板厚さ 30~90 mm の範囲では円板厚さの応力比への影響は小さいことがわかる。この結果は、別の円板厚さを検討するのにも役立つものと考えられる。

焼入れした複合ロールの残留応力の円板切り出し法による予測

図 9 に、複合ワークロールの残留応力分布 σ_z^{Roll} を、異なる焼入れ時間 (図 7) に対して示す。焼入れ時間が短くなるにつれて、中心引張応力と表面圧縮応力の両方が増加することがわかる。これは、焼入れ時間が短くなることで、表面と中心部の最大温度差が大きくなるためである。図 10 に、異なる焼入れ時間 (図 7) におけるロールの等価塑性ひずみ分布 ε_{eq} を示す。焼入れ時間が減少すると、塑性ひずみは大きくなる。これは、表面と中心の温度差が大きくなるため、その差が ε_{eq} の増加に寄与するためである。すなわち、図 9 の残留応力は図 10 の塑性ひずみと密接な関係があり、塑性ひずみが増加するにつれて中心と表面の両方の応力が増加していることがわかる。

これまで、図 5、図 8 に示すように、単一素材ロールのロール (円柱) の熱弾性応力や焼入れ後の応力 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ とそこから切り出した円板の応力 $(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_{\theta}^{\text{Disk}})/(1-\nu)$ との関係性を解説した。この節では、HSS/DCI 複合ロールの焼入れ後のロール応力 σ_z^{Roll} と、そこから切り出した円板の応力 $(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_{\theta}^{\text{Disk}})/(1-\nu)$ との関係について解説する。図 11 に複合ロールから切り出した円板の残留応力分布 σ_r^{Disk} と $\sigma_{\theta}^{\text{Disk}}$ を示す。

図 12 は、異なる焼入れ時間 (図 7) における複合ロールのロール中心付近の応力 σ_z^{Roll} と切り出した円板の応力比 $\sigma_z^{\text{Roll}}/[(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_{\theta}^{\text{Disk}})/(1-\nu)]$ を示す。図 12 に示すように、この応力比はほとんどの場合 1 より大きく、ロール中心付近の $r=0 \sim 100$ mm で、 $\sigma_z^{\text{Roll}}/[(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_{\theta}^{\text{Disk}})/(1-\nu)] = 0.85 \sim 2.12$ の範囲で、焼入れ時間 (図 7) に依存して変化する。つまり、

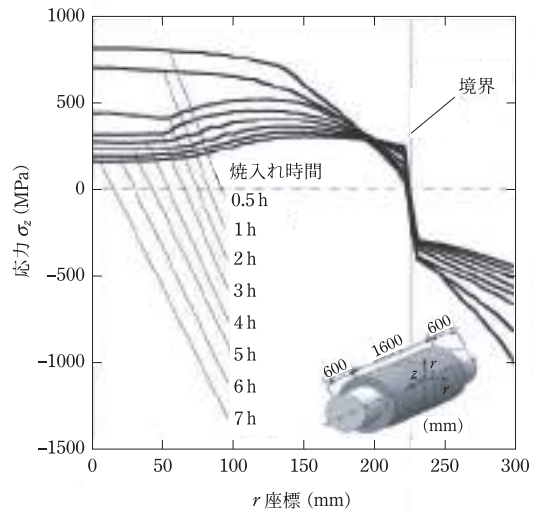


図 9 異なる焼入れ時間 (図 7) における複合ワークロールの残留応力分布 σ_z^{Roll} 。

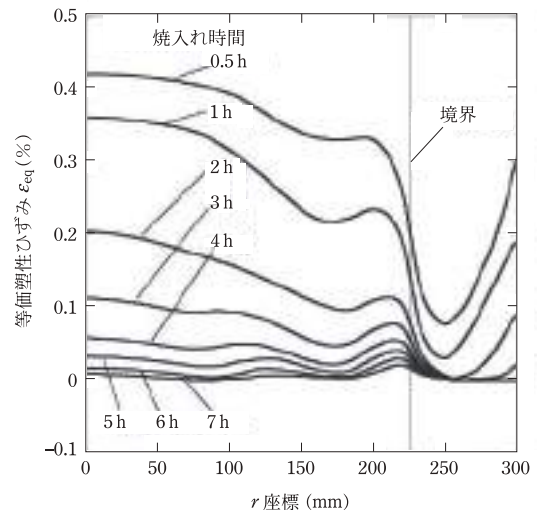


図 10 異なる焼入れ時間 (図 7) における複合ワークロールの塑性ひずみ ε_{eq} 。

図 12 に示すように、実際のロール応力 σ_z^{Roll} は、通常、円板応力 $[(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_{\theta}^{\text{Disk}})/(1-\nu)]$ よりも大きくなる。一方、単一素材ロールでは、図 8 (a) に示すような焼入れ時間に依存して $\sigma_z^{\text{Cylinder}}/[(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_{\theta}^{\text{Disk}})/(1-\nu)] = 0.73 \sim 1.49$ の範囲となる。

ここでは、ロールの強度評価に最も重要な残留応力 σ_z を推定することに焦点を当てて解説した。円板切り出し法で、実際の応力 σ_z は塑性変形過程

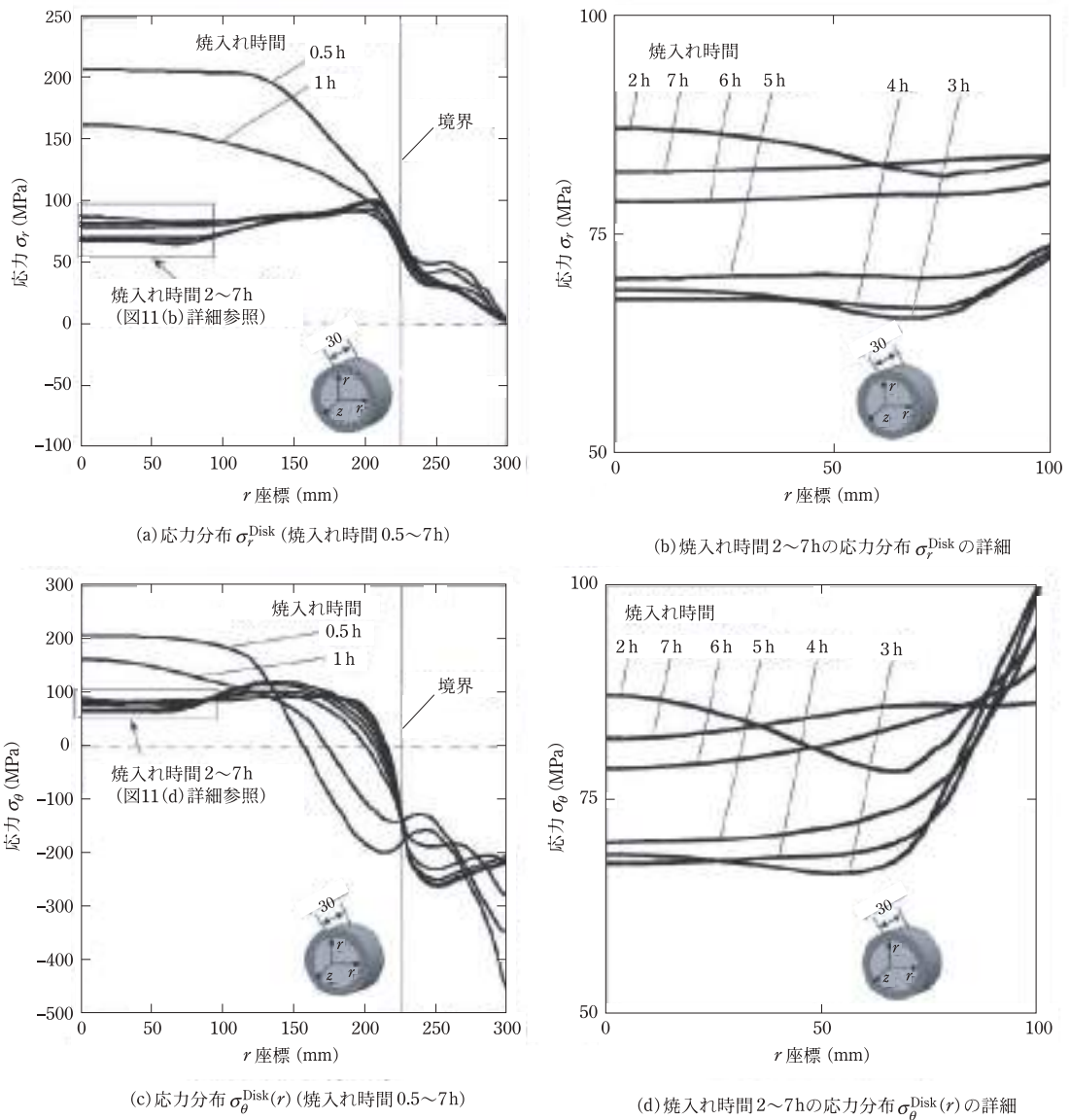


図 11 異なる焼入れ時間 (図 7) における円板の残留応力分布 $\sigma_r^{Disk}(r)$, $\sigma_\theta^{Disk}(r)$.

で発生するため、単純な弾性理論に基づいて σ_z を推定する場合には誤差が伴うことに注意が必要である。ただし、他に手段がないため、ロール応力を大まかに推定するには円板切り出し法は実用的な方法である。円板切り出し法は数十年にわたって使用されてきており、本解説で示したような、誤差の議論はロール産業にとって役に立つものと考えられる。

おわりに

(1) ワークロールに生じる残留応力は、ロール製造条件、すなわち材質・サイズ・熱処理法などによって様々な分布を示す。残留応力は強度などのロール性能と密接に関係するので、実際のロールの残留応力分布を正確に測定し、把握することが要求される。しかし、多くの非破壊的方法や破壊

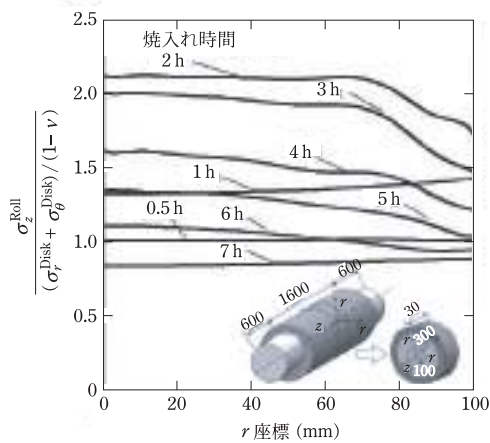


図 12 異なる焼入れ時間 (図 7) における複合ロールのロール中心付近の応力と切り出した円板の応力比 $\sigma_z^{\text{Roll}} / [(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}}) / (1-\nu)]$.

的方法は、表面領域のみの測定に適しており、大型ロールの内部領域の測定には適さない。円板切り出し法によると、ロールから切り出した円板の残留ひずみからもとのロール状態の残留応力が求められるため、測定が簡便であるとされている。

(2) ロールの残留応力を切り出した円板の残留応力から求める際の関係式や、その推定精度を、FEM シミュレーションに基づいて調査した。まず、円柱 (すなわち単一素材ロール) の残留応力、たとえば $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ が、熱弾性応力状態で生じている場合、その $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ は円柱から切り出した円板の熱弾性応力 σ_r^{Disk} , $\sigma_\theta^{\text{Disk}}$ から正確に予測できることを確認した。すなわち、両者の間には $\sigma_z^{\text{Cylinder}} = [(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}}) / (1-\nu)]$ の関係が成立する (図 5 参照)。

(3) 焼入れした単一素材ロール (円柱) の残留応力 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ と、切り出した円板の残留応力 σ_r^{Disk} , $\sigma_\theta^{\text{Disk}}$ との関係を解説した。残留応力が弾塑性応力や相変態の影響をうけるため、単一素材でも $\sigma_z^{\text{Cylinder}} / [(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}}) / (1-\nu)] = 1$ とはならず、応力比 $\sigma_z^{\text{Cylinder}} / [(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}}) / (1-\nu)] = 0.73 \sim 1.49$ となる。焼入れ時間に依存して応力比 $= 0.73 \sim 1.49$ となることを考慮すれば、 $\sigma_z^{\text{Cylinder}}$ を円板切り出し法により予測できる。

(4) 切り出した円板厚さによって、この応力比がどのように影響するのかを解説した。円板厚さ

90 mm の場合、ロール中心付近 $r = 0 \sim 100$ mm で、応力比 $\sigma_z^{\text{Cylinder}} / [(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}}) / (1-\nu)] = 0.78 \sim 1.41$ の範囲で変化しており、円板厚さ 30 mm の結果と比較して、円板厚さ 90 mm の結果は、6% 小さい。すなわち、円板厚さ 30~90 mm の範囲では円板厚さの応力比への影響は小さい。

(5) 焼入れした複合ロールの残留応力 σ_z^{Roll} と、切り出した円板の残留応力 σ_r^{Disk} , $\sigma_\theta^{\text{Disk}}$ との関係を解説した。両者の応力比は $\sigma_z^{\text{Roll}} / [(\sigma_r^{\text{Disk}} + \sigma_\theta^{\text{Disk}}) / (1-\nu)] = 0.85 \sim 2.12$ の範囲にある。焼入れ時間に依存して応力比 $= 0.85 \sim 2.12$ となることを考慮すれば、 σ_z^{Roll} を円板切り出し法によって予測できる。

誤差は円板厚さの影響を受けないことが確認されている。焼入れ時間を変化させて複合ロールのロール残留応力の測定には円板切り出し法が広く用いられているが、この方法の精度はまだ明らかにされていない。そこで本解説では、単一素材ロールの場合は図 8 に、複合ロールの場合は図 12 に示すように焼入れ時間を変化させて精度を検討した。その結果、円板切り出し法は、上記精度量を考慮してロール残留応力を予測することが可能であることを示した。

参考文献

- 1) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決 (1) ロールの焼入れ過程における残留応力解析とその生成メカニズム, 金属, **91** 10 (2021), 96.
- 2) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決 (2) 複合中実圧延ロールに生じる残留応力における不均一加熱焼入れの有用性, 金属, **91** 11 (2021), 88.
- 3) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決 (3) 焼戻し処理における複合圧延ロールの残留応力低減効果と考察, 金属, **91** 12 (2021), 83.
- 4) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決 (4) 複合圧延ロールの焼入れ過程における残留応力に及ぼす内外比の影響, 金属, **92** 1 (2022), 91.
- 5) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決 (5) 4 段式圧延機用複合

- ワークロールにおける圧延中の内部応力と疲労損傷評価, 金属, **92** 2 (2022), 81.
- 6) 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 堀田源治: 産業用ロール・ローラの技術的課題と解決 (6) 最終回 複合スリーブロールにおける残留応力への製造プロセスによる影響, 金属, **92** 3 (2022), 93.
- 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 (1) 熱間圧延機における複合圧延ロールの疲労強度解析 (その 1), 金属, **93** 2 (2023), 55.
- 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 (2) 熱間圧延機における複合圧延ロールの疲労強度解析 (その 2), 金属, **93** 3 (2023), 82.
- 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 (3) 残留応力 0 として複合圧延ロールに生じる熱間圧延時の負荷を明確にしたときの複合圧延ロールに生じる圧延応力, 金属, **93** 4 (2023), 1.
- 10) 野田尚昭, 佐野義一, 王旭, 中川雄策, 管文海, 小野騰, 胡可軍: 複合圧延ロールの焼入れ過程における残留応力解析とその生成メカニズム, 自動車技術会論文集, **46** 4 (2015), 831.
- 11) 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.
- 12) N.A. Noda, K. Hu, Y. Sano, K. Ono and Y. Hosokawa: Residual stress simulation for hot strip bimetallic roll during quenching, *Steel Res. Int.*, **87** 11 (2016), 1478.
- 13) N.A. Noda, K. Hu, Y. Sano, K. Ono and Y. Hosokawa: Usefulness of non-uniform heating and quenching method for residual stress of bimetallic roll: FEM simulation considering creep behavior, *Steel Res. Int.*, **83** 3 (2017), 1600165. <https://doi.org/10.1002/srin.201600165>
- 14) E. Kingston and D. J. Smith: Residual stress measurements in rolling mill rolls using deep hole drilling technique, *Ironmaking & Steelmaking*, **32** 5 (2005), 379.
- 15) X. Zhang, X. Song, L. Zhu and M. V. Li: 5th Int. Conf. on Thermal Process Modeling and Computer Simulation, ASM International, Orlando, Florida, (2014), 6.
- 16) L. Y. Liu, J. F. Yuan and S. Y. Zhu: *Mod. Cast Iron*, **1** (1997), 21, (in Chinese).
- 17) A. Kokosza, J. Pacyna, and A. Wojtas: Residual stress measurement in steel mill rolls using magnetic barkhausen noise analysis, *The e-Journal of Nondestructive Testing*, **4** 8 (1999), <http://www.ndt.net/article/v04n08/wojtas/wojtas.htm>, (accessed 2016-09-10).
- 18) 東田康宏, 菊間敏夫, 川並高雄, 木村和夫: ロールの残留応力測定法と熱折れ改善策, 鉄と鋼, 日本鉄鋼協会第 111 回講演大会講演概要集 (I), **72** (1986), 308.
- 19) M. Hinnemann, P. Mauk, V. Goryany, C. Zybilla and R. Braun: Measurement of residual stresses in work and backup rolls for strip and plate mills and its effect on the final load situation, *Key Eng. Mater.*, **622** (2014), 949.
- 20) W. Cheng and I. Finnie: Residual stress measurement and the slitting method, Springer US, New York, (2007), 117.
- 21) Y. Jimbo: A study of measuring method of roll's residual stress, *J. Adv. Sci.*, **3** 3 (1991), 157.
- 22) N.A. Noda, K. Hu, Y. Sano, Y. Hosokawa and X. WANG, Accuracy of disk method to predict roll residual stress by measuring the sliced disk stress, *ISIJ International*, **57** No.8 (2017), 1433.
- 23) S. Timoshenko and J. N. Goodier: Theory of elasticity, McGraw-Hill Book Company, New York, (1951), 408.
- 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。
- 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。