

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

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

はじめに

鉄鋼圧延において用いられるロールの中で、1000 mm を越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、中実ロール(図 1(a))に代わり、中空円筒に軸を焼嵌めるスリーブ組立式ロール(図 1(b))が試行され、一部は実用化されてきた。図 1(a)の中実ロールでは、Shell と Core が一体となっており、Shell が摩耗しても交換不可能である。一方、図 1(b)のスリーブ組立式ロールでは、消耗したスリーブを交換することが可能であり、軸を継続使用できる等の利点がある。一方で、スリーブ組立式ロールはロール残留曲がり^{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、固有の問題が報告されている。

大型 H 形鋼圧延用ロールに比べて胴径が小さい

熱間仕上げ圧延用ロールでは、耐摩耗・耐肌あれ性と耐熱き裂性に優れたハイス製複合ロールが幅広く用いられている(図 1(b))⁴⁾。これら熱間仕上げ圧延用ロールでは、胴径 D と軸径 d' の差、すなわち、スリーブ厚さ $(D-d)/2$ が小さいのでスリーブロール(図 1(b))を作製困難となる。しかし、これらのロールでも大型ロールと同様に、スリーブ組立構造への挑戦がなされてきた。その実用化の最大の課題は、スリーブすべりに伴うスリーブ割れや軸に生じる残留曲がりの解決である。筆者らは、このスリーブすべりに関して、圧延負荷や焼嵌め条件の影響を、数値シミュレーションによって考察してきた⁹⁾。スリーブすべりに伴うスリーブ割れはスリーブ内面から生じるので、その解決には、スリーブ内表面における残留応力の低減が課題となる。

これまで筆者らは残留応力に関してハイス製複合中実ロール(図 1(a))を対象に、焼入れ焼戻しによる残留応力への影響を FEM 解析により明らかにしてきた^{3)~8)10)11)}。一方、ハイス製複合スリーブロールの残留応力に関する研究は、見当たらない。スリーブロールの残留応力としては、外表面では、圧縮残留応力 $\sigma_\theta = 200 \sim 400$ MPa を確保し、内面では、引張残留応力を可能な限り小さく、 $\sigma_\theta = 200$ MPa 以下にすることが望ましい。

そこで、本研究ではハイス複合スリーブ組立式ロール(図 1(b))の製造法として、中実の粗材(図 1(a)に相当)から熱処理後に内径加工を行う方法と、中実の粗材から中空スリーブに内径加工後に熱処理を行う方法を想定し、目標とする残留応力を満足させることを試みる。併せて、複合中実ロール同様に FEM 解析を用いて、前記の異なる 2 種

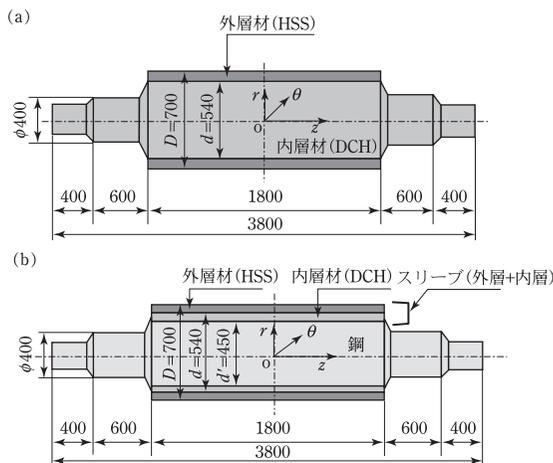


図 1 中実ロールとスリーブ組立式ロールの寸法 (mm). (a) 中実ロール, (b) 軸を焼嵌めたスリーブ組立式ロール,

の製造法におけるスリーブ内外表面に生じる残留応力への影響をクリープの効果も含めて比較・考察する。

解析方法

スリーブロール製造過程

図2に本研究で対象とするスリーブロールの製造方法(図2(a)から図2(d))を示す。図2(b)に示すように中実粗材(図2(a))から熱処理後に内径加工を行う方法を中実熱処理タイプ製造法(Solid heat treatment type)と呼ぶ。この方法では図2(a)の中実状態で焼入れ熱処理した後(b1)、内径加工(b2)を行い、軸を焼嵌めする(d)。これに対して、

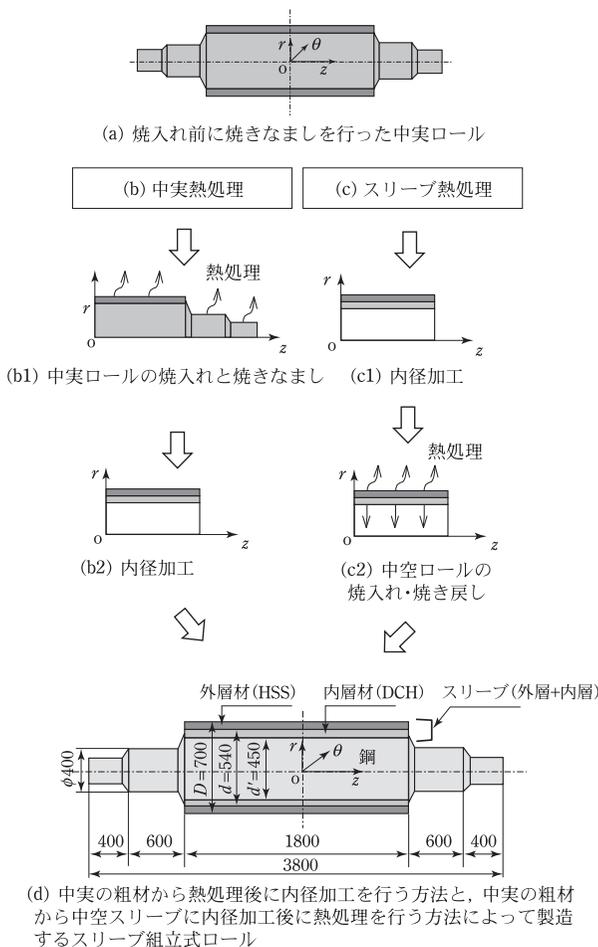


図2 スリーブ組立式ロールの2つの製造方法。

図2(c)に示すように、焼鈍状態の中実素材を中空スリーブに内径加工後に熱処理を行う方法(内径加工後(c1)熱処理を行い(c2)軸を焼嵌めする方法(d))をスリーブ熱処理タイプ製造法(Sleeve heat treatment type)と呼ぶ。

実際のスリーブロール(図1(b))の作製では、内面に加工代(取り代)が残る状態の素材(図2(b1))と内面に加工代がない状態の素材(図2(c1))の中間的なものがしばしば使用される。具体的には、図2(c1)に近いが内面に加工代がある素材を遠心鋳造で作製し、それを内径加工することが多い。ここでは、図2(b1)の中実ロールの熱処理の解析結果¹⁰⁾¹¹⁾を利用して、複合スリーブロールの残留応力に及ぼす製造プロセスによる影響を考察する。

外内層材の機械的性質

境界層を中心に外内層のマイクロ組織を図3に示す。外層の炭化物(白色)は微細で均質に分布しているが、境界では内層側に粗大化している。内層DCIは球状黒鉛の周辺がフェライトで囲まれ、境界とは良好な拡散状態を維持し、健全な複合化組織を呈している。

複合ロールの材料の詳細は企業の秘密事項となっているので、表1に、公表されている同種ロールにおける外層材(HSS)および内層材(DCI)の化学成分を参考として示す¹²⁾。表2は表1に示す材料の常温における外層材と内層材の材料特性である。これらの材料特性には相変態の影響が含まれている。本解析で用いる内層材、外層材の高温における材料特性は表1、表2とは異なり、同サイ

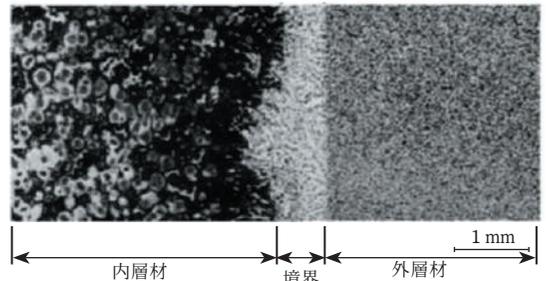


図3 境界層を中心にした外層材(HSS)と内層材(DCI)のマイクロ組織。

表1 外層材 (HSS) および内層材 (DCI) の化学成分 (質量%)。

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

表2 常温における外層材 (HSS) と内層材 (DCI) の材料特性。

特性	外層材 (HSS)	内層材 (DCI)
0.2%耐力 (MPa)	1282	415
ヤング率 (GPa)	233	173
ポアソン比	0.3	0.3
密度 ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	7.6	7.3
熱膨張係数 (K^{-1})	12.6×10^{-6}	13.0×10^{-6}
熱伝導率 (W/mK)	20.2	23.4
比熱 (J/kgK)	0.46	0.46

高温特性の代表例として示す。

スリーブロールの残留応力解析結果

中実熱処理タイプ

図5に焼入れ・焼戻しを施した中実ロールを内径加工してスリーブ化した中実熱処理タイプ(図2(b2))の残留応力分布 σ_θ を示す。この結果は既報¹⁰⁾¹¹⁾の解析方法を用いたものであり、熱処理後(b1)の状態から内径加工(b2)を行った結果である。図5(a)は、 $z=0$ 断面での σ_θ の分布であり、図5(b)は、スリーブの全範囲でのコンター図である。 $z=0$ の境界 $r=270$ で最大引張応力 $\sigma_\theta = 463 \text{ MPa}$ が生じており、 $z=0$ での σ_θ の分布を議論することが妥当であることがわかる。 $z=0$ での内層での残留応力 $\sigma_\theta = 453 \sim 463 \text{ MPa}$ であり、引張強さ $\sigma_B = 415 \text{ MPa}$ を超えている。

スリーブ熱処理タイプ

図6に焼鈍状態の中実ロール(図2(a))に内径加工を施した後、熱処理を行ったスリーブ熱処理タイプ(図2(c2))の残留応力 σ_θ を示す。図6(a)は、 $z=0$ 断面での σ_θ の分布であり、図6(b)は、スリーブの全範囲でのコンター図である。 $z=0$ の内表面 $r=225$ で最大引張応力 $\sigma_\theta = 95 \text{ MPa}$ が生じており、 $z=0$ での σ_θ の分布を議論することが妥当であることがわかる。 $z=0$ での内層での残留応力 $\sigma_\theta = 95 \text{ MPa}$ であり、図5と比べて引張応力はかなり小さく、しかも外表面で、 $\sigma_\theta \leftarrow -333 \text{ MPa}$ が確保されており、スリーブ熱処理タイプが有効であることがわかる。

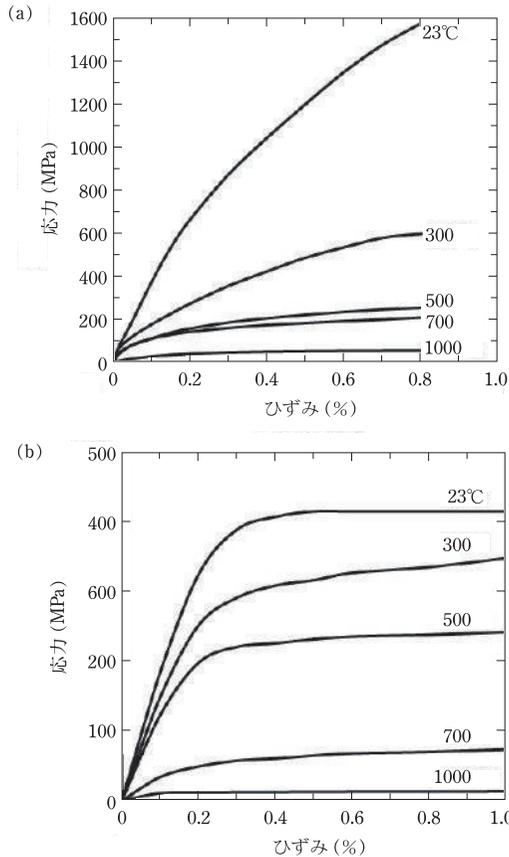


図4 高温特性の代表例としてのHSSとDCIの応力-ひずみ線図。(a) HSS, (b) DCI。

ズのロールを試作し、切り出した試料を用いて測定した。図4にHSSとDCIの応力-ひずみ線図を

両製造法のスリーブロールの残留応力の比較

両製造法のスリーブロールの残留応力を比較すると中実熱処理タイプに比べて、スリーブ熱処理タイプの方が小さくなる。機械加工により内径加

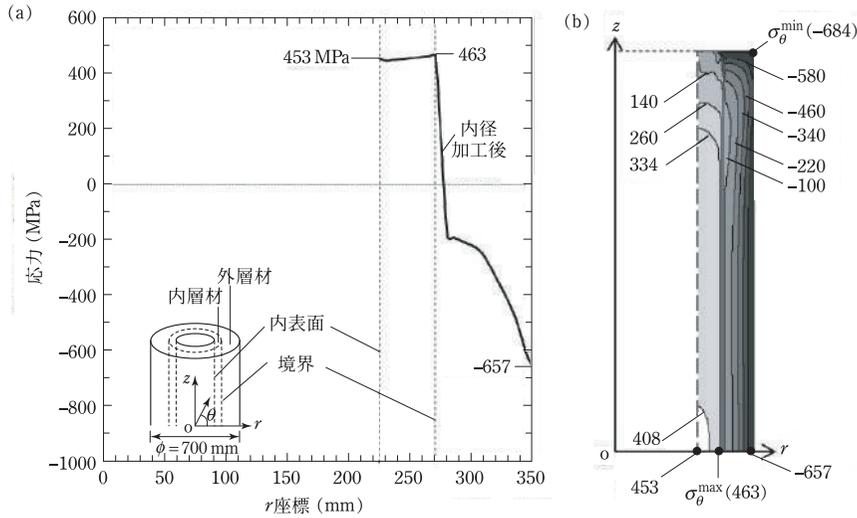


図5 焼入れ・焼戻しを施した中実ロールを内径加工してスリーブ化した中実熱処理タイプ(図2(b2))の残留応力分布 σ_θ . (a) 残留応力 σ_θ の分布, (b) 応力 σ_θ (MPa)のコンター図.

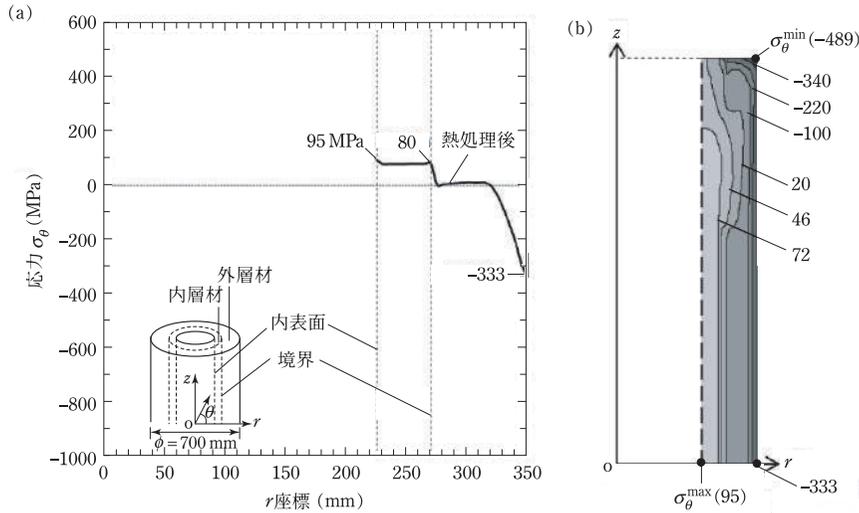


図6 焼鈍状態の中実ロール(図2(a))に内径加工を施した後、熱処理を行ったスリーブ熱処理タイプ(図2(c2))の残留応力 σ_θ . (a) 残留応力 σ_θ の分布, (b) 応力 σ_θ (MPa)のコンター図.

工を施すと、内層の引張応力が大きくなるのは、内径加工によって内層の断面積が減少するため、それと等価な内表面残留応力を大きくする必要があるためと考えられる。このとき、外層の圧縮応力は内層にバランスしてやや減少する。一方、スリーブ熱処理タイプでは、内径加工後に熱処理を行うため、内表面の残留応力は大きく低減される。

スリーブ熱処理タイプの残留応力生成過程

内面からの破壊に対して有利な低い引張残留応

力が確認されたスリーブ熱処理タイプについて、残留応力低減の理由を考察する。なお、次節「スリーブ熱処理タイプのクリープ効果による残留応力低減の考察」および「結論とまとめ」では、前節「スリーブ熱処理タイプ」に示す解析モデルと境界条件を用いて解析を行う。

焼入れ過程での温度・応力変化

ここでは焼入れによって得られる残留応力を解析し、残留応力生成機構を考察する。図7(a)に示す加熱過程①と焼入れ過程②～④と、図7(b)に示すそれぞれに対応する応力について説明する。

過程④: 焼入れ温度 T_{Start} まで小さな温度差で加熱・保持するため、焼入れ開始時の応力は無視できる。

過程⑤: 温度 T_{Start} から表面が冷却され、初期には外層部の冷却収縮により引張応力が增加するが、すぐに圧縮側へと大きく変化する。これは中心部の熱収縮が表面よりも大きく、引張側に變化し、これに釣り合うため表面引張応力が減少に転じることが主たる理由である。次いで、温度 $T_{Pearlite}$ で

内層にパーライト変態(膨張)が現れ、これが内層境界から中心に向かって進む過程で、中心の圧縮応力が $T_{Pearlite}$ が生じるまで小さくなり、中心部と表面の応力が交差する。

過程⑥: 中心のパーライト変態膨張で外層は、圧縮側へ急激に変化する。ついで冷却速度の大きい中心での引張応力が増加し、中心は引張り、外層が圧縮応力になり、 T_{Keep} 温度までほぼ保持される。

過程⑦: 初期に表面の過冷却を調整するため加熱するので、表面、中心それぞれ圧縮・引張応力が少し増加する。その後温度差がなくなり、内外の応力はやや減少する。

過程⑧: 温度保持後に表面冷却がはじまると、温度 $T_{Bainite}$ で外層にベイナイト変態膨張が生じ、圧縮応力は大きくなる。中心の引張応力も外層とのバランスで、大きくなる。ベイナイト変態後の冷却過程にて、中心の熱収縮が大きいため引張応力が増し、バランス上外層圧縮応力も増える。焼入れ終了時、内表面の残留応力は 418 MPa となる。

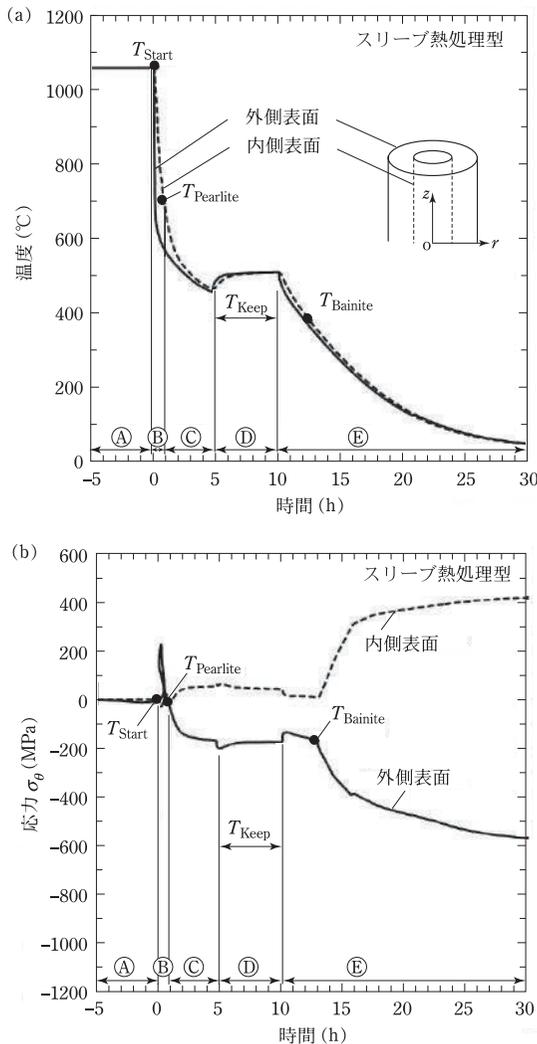


図7 図2(c2)の焼入れ過程でのスリーブ熱処理における温度と σ_θ の履歴。(a)図2(c2)で $|z| \leq 900$ mmに沿って生じる内面と外面の温度、(b)図2(c2)で $z=0$ のときの内径と外径表面の応力 σ_θ 。

焼戻し過程での温度・応力変化

焼戻しは、焼入によって生じる内部応力を低減し、内部起点の破壊を防止することができる。また、焼入れ後の内部組織にはマルテンサイト化しきれなかった未変態のオーステナイト組織(残留オーステナイト)が残っている。この不安定な組織が多すぎると破壊事故に繋がる危険性がある。組織安定化のため、マルテンサイト変態を生じさせることが焼戻しのもう1つの目的である。ロールの応力低減に関してクリープによる影響が大きいことを筆者らは明らかにしてきた。そこでは、クリープ挙動が予測される内層材(DCI)を対象にクリープの理論としてひずみ硬化則¹⁰⁾を用いてきた。内層材のクリープ構成式は次式に従うものとする。ここで t は時間である。

$$\varepsilon_c = A\sigma^m t^n \quad (1)$$

焼戻し保持温度 T_{Keep} における 130, 160 MPa の各応力下で行ったクリープ試験結果から、近似式の

定数 A , m および n を求め、次式 (2) を得る^{13)~16)}.
 ここで t は時間である.

$$\varepsilon_c = 8.43 \times 10^{-16} \sigma^{5.003} t^{0.4919} \quad (2)$$

図 8 にスリーブ熱処理タイプ (図 2 (c2)) の焼戻し後の表面と中心温度の経時変化と、対応する σ_θ の応力変化を示す. スリーブ熱処理タイプでは内表面残留応力が焼戻しを 2 回行った結果 $\sigma_\theta = 94 \text{ MPa}$ と焼入れ終了時の応力の 22% と大きく低

減する.

スリーブ熱処理タイプのクリープ効果による残留応力低減の考察

焼戻し過程の残留応力分布 (σ_θ)

スリーブ熱処理タイプの焼戻し過程における内層の残留応力低減効果の大きい理由を、中実熱処理タイプと比較して考察する. 各熱処理ごとにスリーブ熱処理タイプ (図 2 (c2)) および中実熱処理タイプ (図 2 (b1)) の残留応力分布 σ_θ を、図 9 に示す. スリーブロールでは内表面 ($r = 225$) の応力に注目するのに対して、中実ロールでは内層の代表点として中心 ($r = 0$) 応力に注目し、応力低減効果の大きい焼戻し 1 回目について議論する.

図 9 の (a), (b) を比較すると、焼戻し初期の内表面応力はスリーブ熱処理タイプ (図 2 (c2)) は 418 MPa、中実熱処理タイプ (図 2 (b1)) の中心に比べて 2 倍ほど大きい. しかし、焼戻し終了時にはスリーブ熱処理タイプ (図 2 (c2)) の方が内表面の残留応力は小さくなる. すなわち、図 9 (a) では中空ロールの内表面 ($r = 225$) の σ_θ は 1 回目の焼戻し後では 71% 低減する. 中実ロール (図 9 (b)) の中心 ($r = 0$) で σ_θ は 1 回目の焼戻し後では 2% ほど低減する. このように、焼戻し処理後、スリーブ熱処理タイプは、中実熱処理タイプに比べて、内面残留応力 σ_θ の低減が顕著である.

焼戻し過程の残留応力分布 (σ_{eq})

スリーブ熱処理タイプの焼戻し処理による応力低減効果が大きい理由を調べる. クリープ構成式は単軸応力に関して前述のように式 (2) で表されるが、一般には多軸応力となるのでクリープ変形の駆動応力とみなしうるミーゼス応力 σ_{eq} に着目して考察する¹⁶⁾¹⁷⁾. ここでは、スリーブ内面 ($r = 225$) と同じ中実ロールの内層位置 ($r = 225$) で比較を試みる. 式 (2) の応力 σ をミーゼス応力 σ_{eq} とみなしてクリープ効果を考察する.

各熱処理後のスリーブ熱処理タイプにおける残留応力をクリープ効果を支配するミーゼス応力 σ_{eq}

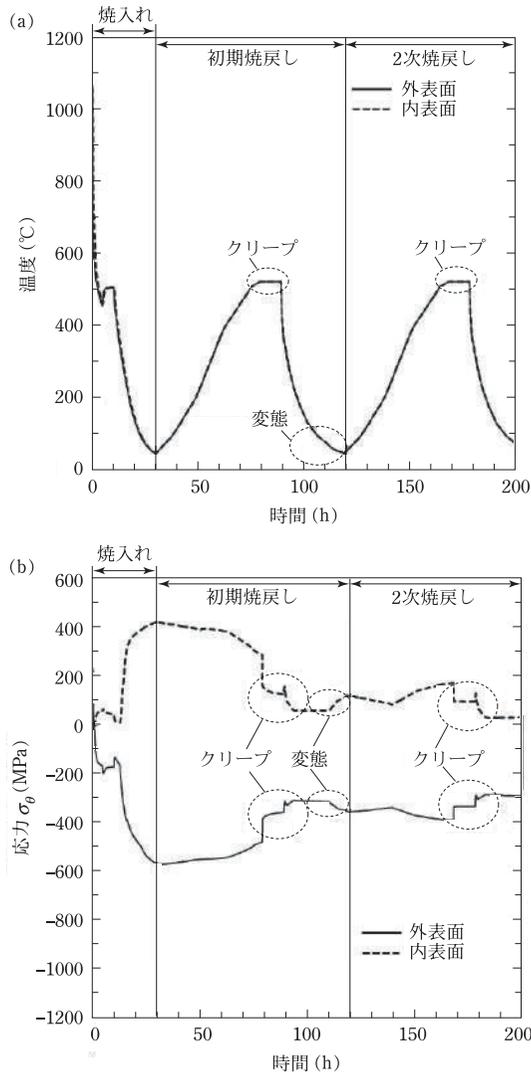


図 8 図 2 (c2) のスリーブ熱処理で $z = 0$ における温度と σ_θ の履歴. (a) 図 2 (c2) で $|z| \leq 900 \text{ mm}$ に沿って生じる内面と外面の温度, (b) 図 2 (c2) の内径と外径表面の応力 σ_θ .

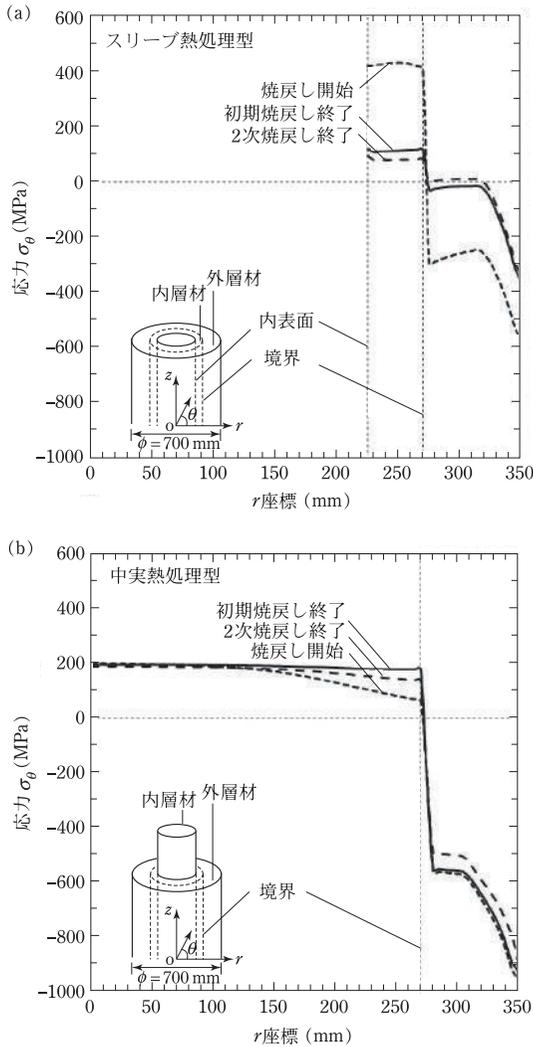


図9 スリーブ熱処理タイプ(図2(c2))および中実熱処理タイプ(図2(b1))の残留応力分布 σ_θ 。(a)図2(c2)で $z=0$ のときの残留応力分布、(b)図2(b1)で $z=0$ のときの残留応力分布。

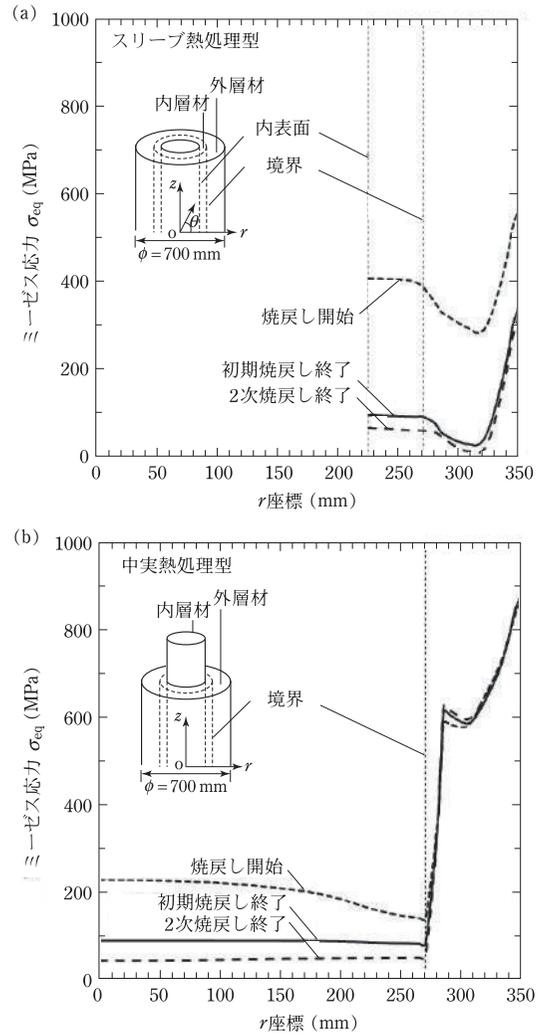


図10 図2(c2)と図2(b1)で $z=0$ におけるミーゼス応力 σ_{eq} 。(a)図2(c2)で $z=0$ におけるミーゼス応力 σ_{eq} 、(b)図2(b1)で $z=0$ におけるミーゼス応力 σ_{eq} 。

分布で図10(a)に示す。図10(b)は、中実熱処理タイプの場合である。図10より、 σ_{eq} は σ_θ と同様に、中実熱処理タイプよりスリーブ熱処理タイプの方が応力が低減している。焼戻し初期のスリーブロール内表面($r=225$)のミーゼス応力 σ_{eq} が中実熱処理タイプ $\sigma_{eq}=163$ MPaに対して、スリーブ熱処理タイプ $\sigma_{eq}=407$ MPaと、2倍以上大きい。これは、スリーブ熱処理タイプは、内面が自由表面となるのに対して、中実熱処理タイプでは、応

力の3軸性が関係していると考えられる。

結論とまとめ

本研究ではハイス複合スリーブ組立式ロール(図1(b))の製造法として、中実の粗材(図1(a)に相当)から熱処理後に内径加工を行う方法と、中実の粗材から中空粗材に内径加工後に熱処理を行う方法を想定し、目標とする残留応力を満足させることを試みる。併せて、複合中実ロール同様に

FEM 解析を用いて、前記の異なる 2 種の製造法におけるスリーブ内外表面に生じる残留応力への影響をクリープの効果も含めて比較・考察する。以下に得られた結論をまとめる。

(1) スリーブ熱処理タイプ(図 2 (c2)) の内表面残留応力は、中実熱処理タイプ(図 2 (b2)) の内表面残留応力に比べて著しく小さく、内層破壊に対して優位である(図 5, 図 6)。

(2) スリーブ熱処理タイプの方が応力低減効果(クリープ効果)が大きい。これは、スリーブ熱処理タイプでは内面が自由表面となるのに対して、中実熱処理タイプでは、応力の 3 軸性が関係していると考えられる(図 10)。

参考文献

- 1) 佐野義一：熱間圧延用ロールにおける内部疲労破壊と課題—実機におけるき裂発生問題と評価，第 148・149 回西山記念技術講座，(1999)，1.
- 2) 小泉哲弥，松枝邦明：426 試験用小型複合鋳鉄ロールの残留応力分布測定，鉄と鋼，**67** 12 (1981)，S1076.
- 3) 阪部喜代三：鍛鋼焼入ロールの残留応力，日本製鋼所技報，**26** (1969)，3044.
- 4) 坂井一男：円柱鋼材の冷却過程における熱応力の計算，鉄と鋼，**60** 12 (1974)，1591.
- 5) 井上達雄，原口賢一，木村茂人：焼入れ・焼もどし過程の応力解析，材料，**25** 273 (1976)，521.
- 6) 磯村良蔵：鋼の熱処理応力，鉄と鋼，**47** 7 (1961)，936.
- 7) 有本享三：熱処理変形と残留応力，京都大学博士論文，(2007). (online), available from <http://www.arimotech.com/Documents/Heat_Treating_Distortion_and_Residual_Stresses-II-2011-8-11.pdf>, (accessed 2020-10-28).
- 8) 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.
- 9) 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.
- 10) N. A. Noda, K. Hu, Y. Sano, K. Ono and Y. Hosokawa: Residual Stress Simulation for Hot Strip Bimetallic Roll during Quenching, Steel Research International, **87** (2016)，1478.
- 11) N. A. Noda, K. Hu, Y. Sano, K. Ono and Y. Hosokawa:

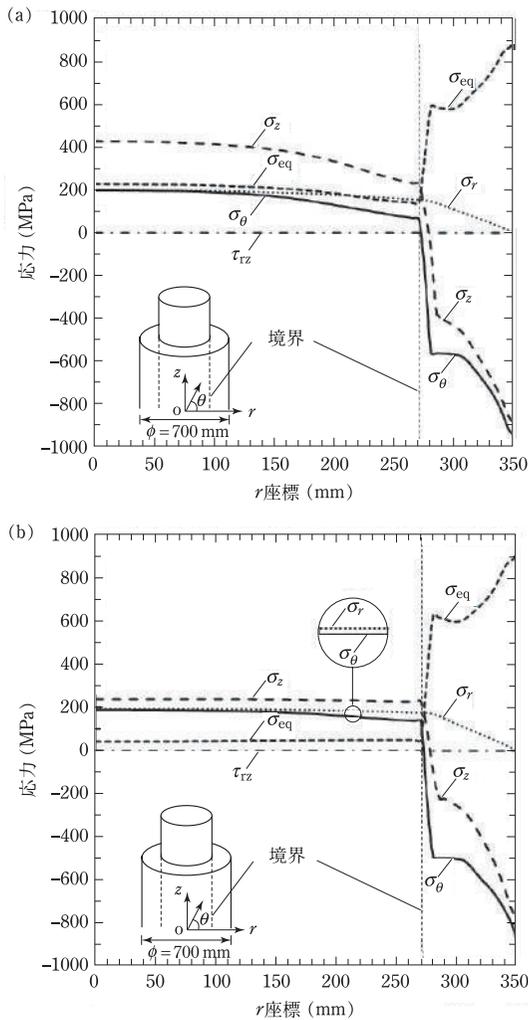
Usefulness of Non-Uniform Heating and Quenching Method for Residual Stress of Bimetallic Roll: FEM Simulation Considering Creep Behavior, Steel Research International, **83** 3 (2017)，1.

- 12) 佐野義一：熱間薄板圧延用ハイスロールの現状と動向，塑性と加工，**39** 444 (1998)，2.
- 13) 日立金属株式会社：熱間圧延用遠心鋳造複合ロール及びその製造方法，特許公開広報，(2016)，特許第 6036698 号.
- 14) 田中甚吉，小幡忠良：応力除去焼鈍に関する研究(第 2 報)一定温応力緩和とクリープの関係—，溶接学会誌，**36** 3 (1967)，222.
- 15) 宮川松男：クリープ変形理論と設計，日刊工業新聞社，(1963)，346.
- 16) Marc Mentat team: Theory and User Information. Vol. A, MSC. Software, Tokyo, (2012)，698.
- 17) 大谷隆一：構造物の高温強度について(V)(クリープ強度およびクリープ破断強度)，日本材料学会，**18** (1969)，824.
- 18) 野田尚昭，細川悠介，佐野義一，胡可軍，鳥越亮太，小田望：複合ロールの残留応力に及ぼす熱処理条件およびロール直径の影響，塑性と加工，**59** 684 (2018)，1.

付録 焼入れ終了時と焼き戻し終了時の残留応力分布について

本稿では、焼嵌め構造を考慮して σ_θ を中心に中実熱処理タイプとスリーブ熱処理タイプの製造プロセスの影響を考察した。また、クリープ効果を議論するため σ_{eq} も調べた。ここでは、各応力成分制御の指針をより明確にするため、図 2 (b1) を例として示す。

付図 A (a), (b) に図 2 (b1) を例として、 σ_θ , σ_z , σ_r , τ_{rz} , σ_{eq} の $z=0$ での応力分布を示す。付図 A (a) は先の研究で得られた中実ロールの焼戻し開始前((図 2 (b1) の焼入れ後)の応力分布であり¹⁰⁾¹¹⁾¹⁸⁾、付図 A (b) は、2 回目の焼き戻し後(図 2 (b1))の応力分布である。目標とするスリーブロールの残留応力としては、外表面で圧縮残留応力 $\sigma_\theta = 200 \sim 400$ MPa 程度を確保し、内面での引張残留応力を可能な限り小さく、 $\sigma_\theta = 200$ MPa 以下にすることが望ましい。付図 A (a), (b) の比較により、焼き



図A 全ての応力成分について、図2 (b1) の $z=0$ での残留応力分布。(a) 焼戻し開始、(b) 2次焼戻し終了。

戻しによって σ_r と τ_{rz} は、内外層ともにあまり変化しないが、 σ_z は内外層ともに小さくなり、 σ_θ は外層でのみ小さくなる。また、 σ_{eq} は内層で小さくなるが、外層ではあまり変化しないことがわかる。

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、現在教授。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。

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。焼嵌め式ローラ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賞。