

## 論文

# 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

野田 尚昭\* 細川 悠介\* 佐野 義一\*

胡 可軍\* 鳥越 亮太\* 小田 望\*\*

## Effect of Heat Treatment Conditions and Roll Diameter on Residual Stress of Bimetallic Roll

Nao-Aki NODA\*, Yusuke HOSOKAWA\*, Yoshikazu SANO\*,

Kejun HU\*, Ryota TORIGOE\* and Nozomu ODA\*\*

(Received on January 31, 2017)

Bimetallic rolls are widely used in steel rolling industries because of the excellent hardness, wear resistance, and high-temperature properties. The control of the residual stress distribution is necessary since the compressive residual stress at the surface may improve fatigue life although the central tensile residual stress may cause fracture originating at the center. Recently, to reduce the tensile stress appearing at the roll center, quenching heat treatment is performed just after heating the roll nonuniformly instead of uniformly with sufficient time. In this paper, the quenching processes after uniform and nonuniform heating are compared on the basis of FEM simulation. It should be noted that a large amount of experimental data of the core and shell materials is utilized for the wide range of temperature including the quenching process. The results show that the tensile stresses at the roll center for nonuniform heating are less than that for uniform heating by 89MPa (26%) at the maximum stress point, although the same compressive stresses appear at the surface. The inner layer tensile residual stress increased by 14% with increasing diameter from 600mm to 800mm in uniform heating, but tensile residual stress was almost unchanged in nonuniform heating.

**Key words:** rolling, tool steel, finite element analysis, simulation, heat treatment, shell-core ratio.

### 1. 緒言

圧延用ロール (Fig. 1) は鉄・鉄鋼の生産において主要な工具の一つで、ロールの中心部が強靱で、表面は硬くて滑らかで摩耗しないことが要求され、多くの研究がなされてきている<sup>1)</sup>。単体ロールでは、これら表面、内部双方の性質を同時に満足させることができないため、外内層材質の異なる複合ロールが多くの場合用いられている。熱間圧延ロールは加熱・冷却の熱サイクルをうけるため、表面では引張圧縮の応力が生じる上に、圧延トラブルの場合にはさらに局部的に過大な熱応力が加わるため、引張応力が大きくなり深いき裂が発生することがある。これらを防止するため通常、表面に圧縮残留応力を付与する。一方、ロール

中心では外層の圧縮に釣り合うための引張りの残留応力が生じるが、この引張応力による破壊が報告されており、できる限り小さくすることが望ましい。このように表面から中心への残留応力分布を正確に予測し、き裂や欠損などの事故防止に役立てることはロール製造において重要となる<sup>2)</sup>。鉄・鉄鋼片の焼入れ・焼戻し時の熱応力の解析、研究はこれまでもなされている<sup>3)~7)</sup>が、圧延用ロールに比べて解析モデルの寸法は直径数 mm 程度と小さい。そこで著者等は既報<sup>8)~11)</sup>で複合圧延ロールを対象にして残留応力の解析を行ってきた。

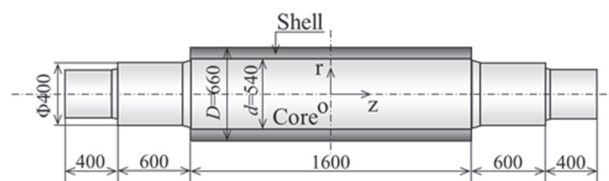


Fig. 1 Model of the hot strip bimetallic roll (mm)

\*九州工業大学大学院工学府 〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町 1-1  
Graduate School of Engineering, Kyushu Institute of Technology,  
1-1 Sensui-cho, Tobata-ku, Kitakyushu-shi 804-8550, Japan.

\*\*日立金属若松(株)技術開発企画課 〒808-8558 福岡県北九州市若松  
区北浜 1-9-1  
Technology Department, Hitachi Metals Wakamatsu Co.,  
1-9-1 Kitahama, Wakamatsu-ku, Kitakyushu-shi 808-8558, Japan.

既報<sup>11)</sup>では、ロール全体を均一加熱する焼入れ (以下では均一加熱焼入れと呼ぶ) 条件と中心温度の低い状態から焼入れを行う、不均一加熱後の焼入れ (以下では不均一加熱焼入れと呼ぶ) それぞれの過程で生じる残留応力の相違と生製メカニズムについて解析し考察してきた。

所定の熱処理を施した後、試験片は、既報と同様の要領で切り出し、作成して各試験を行った<sup>8)-11)</sup>。このようにして得られた、開示可能なデータをもとに均一加熱焼入れと不均一加熱後の焼入れの残留応力を解析し、残留応力の生成過程を定量的に考察した。さらに、ロール径が異なる場合に、熱処理の違いでどのような影響が現れるかについて比較、検討を加えた。

2. 複合ロールにおける内外層材の機械的性質

Fig. 1 に示した解析対象のロールは、直径 660mm、外層厚 60mm、胴長 1600mm の複合ロールで、外層はハイス材 (HSS)、内層及び軸にはダクタイル材 (DCI) を用い、遠心力鋳造法にて製造され、鋳造後の冷却過程における主として変態に起因して生じる内部応力を除去するために、焼鈍を施した後室温まで徐冷する。このため、焼入れ熱処理前では、残留応力は無視できる程度と見なされる。焼入れ温度への加熱は、均一加熱では全体が 1000°C を越える温度に保持されるので、ロールは無応力状態と見なされる。不均一加熱の場合でも、一旦 600°C 以上で全体が加熱、保持されるので、この状態で無応力と見なして、解析の初期条件とする。境界層を中心に内外層のミクロ組織を Fig. 2 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。

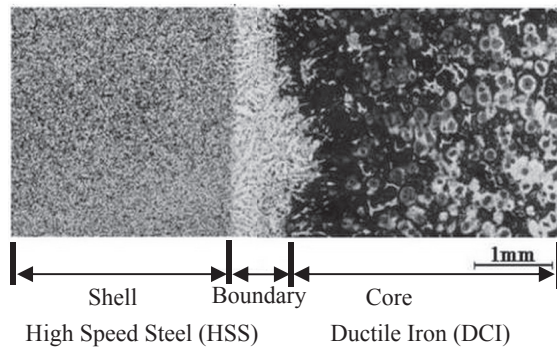


Fig. 2 View of microstructure for high-speed-steel-type roll with ductile core

参考までに、公表されている外層ハイス材の化学成分<sup>9)</sup> および、内層ダクタイル材の化学成分<sup>12)</sup>を Table 1 に、常温における外層材と内層材の物性値を Table 2 に示す。また、Fig. 3, Fig. 4, Fig. 5, Fig. 6, Fig. 7, Fig. 8 に本解析で用いた内層材、外層材の焼入れ開始から終了までの物性値 (応力-ひずみ特性、弾性係数、熱膨張係数、熱伝導率、ポアソン比、比熱) を示す。

Table 1 Chemical compositions of high-speed steel and ductile iron for high-speed-steel-type roll (mass%)

Composition	C	Si	Mn	P	S	Ni
HSS	1~3	<2	<1.5	<1	<1	<5
DCI	2.5~4	1.5~3.1	<1	<0.1	<0.1	0.4~5

Cr	Mo	Co	V	W	Mg
2~7	<10	<10	3~10	<20	<10
0.01~1.5	0.1~1	<1	<1	<1	0.02~0.08

Table 2 Mechanical properties of shell and core at room temperature

Property	Shell	Core
0.2% proof stress (MPa)	(1270) <sup>*1</sup>	410
Young's modulus (GPa)	228	168
Poisson's ratio	0.3	0.28
Density (kg/m <sup>3</sup> )	7600	7300
Thermal expansion coefficient (/K)	12.6×10 <sup>-6</sup>	13.0×10 <sup>-6</sup>
Thermal conductivity [W/(m·K)]	20.2	23.4
Specific heat [J/(kg·K)]	0.46	0.42
Shore hardness, Hs	85	50

\*1 Tensile strength of the shell material is indicated as the 0.2% proof stress that caused deformation at break was small.

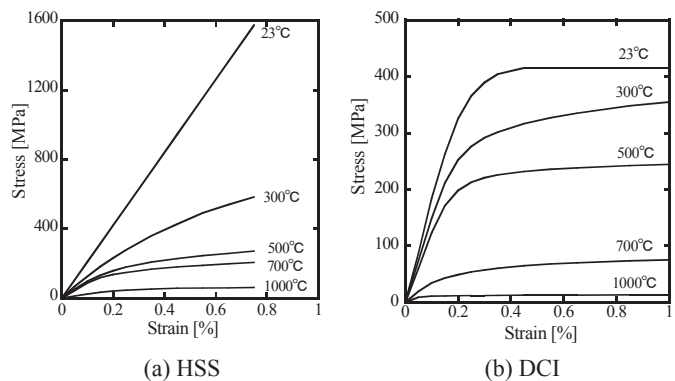


Fig. 3 Stress-strain curves for DCI and HSS

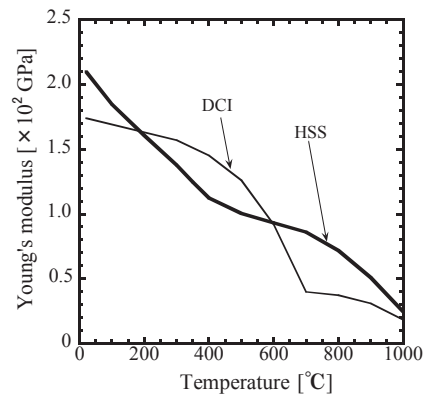


Fig. 4 Young's modulus for DCI and HSS

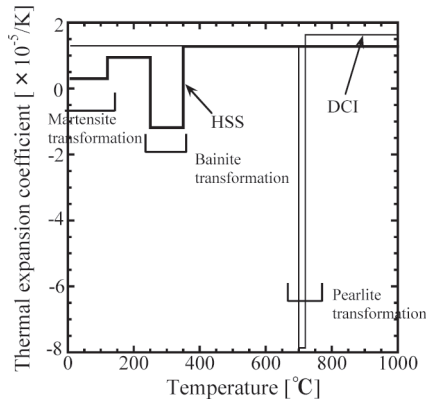


Fig. 5 Thermal expansion coefficient during quenching for DCI and HSS with transformation effect

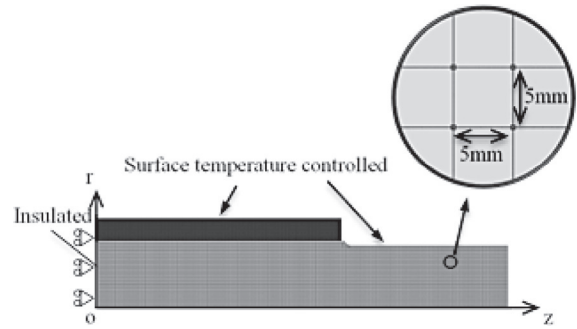


Fig. 9 Analytical model and boundary condition for bimetallic roll whose mesh size is 5×5mm for both inner and core material

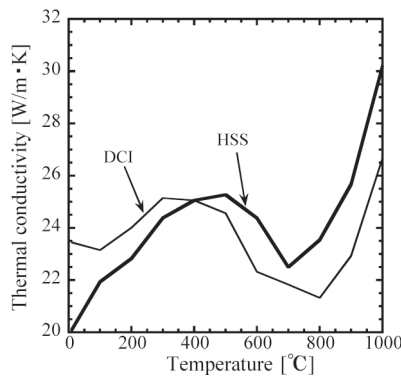


Fig. 6 Thermal conductivity for DCI and HSS

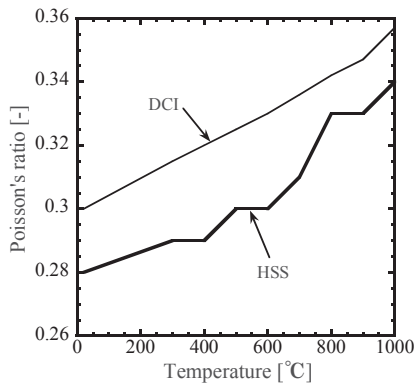


Fig. 7 Poisson's ratio for DCI and HSS

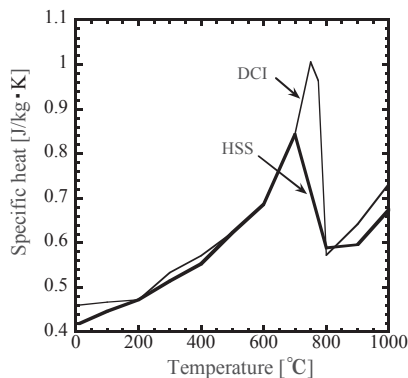


Fig. 8 Specific heat for DCI and HSS

Fig. 9 に示すように、軸対称の解析モデルでロール半長を対象とし、5mm×5mm 四面体メッシュで分割した。熱弾塑性有限要素法 (FEM) のソフト MSC.MARC/MENTAT 2012 を用いて解析する。焼入れにおける冷却では、Fig. 10, Fig. 11 に示す表面温度を与える。

材料特性には、内層材、外層材の焼入れ開始温度  $T_{Start}$  から焼入れ終了温度  $T_{Finish}$  にわたる一定間隔の温度において測定された物性値を用いる。Fig. 9 に示す境界条件を設定し所定の焼入れ条件下で (Fig. 10, Fig. 11) 弾塑性有限要素法解析を行う。ここで、相変態の影響は各物性値に含める。なお、Fig. 5 で示す熱膨張収縮線図には、通常の膨張係数と異なり、焼入れ過程に生じる変態膨張の影響を含んでいる。

### 3. 不均一加熱焼入れによる残留応力への影響

熱間圧延ロールは使用中に 1000°C 前後に加熱された鋼材と接するので、中心部よりも表面が先に加熱される。その際、中心の引張熱応力が残留応力に加算されて、中心部からの破壊事故 (胴折れ) が生じることがある。この事故は中心の引張残留応力が高いほど発生しやすい。中心の引張残留応力低減が期待される不均一加熱焼入れ法はその対策として注目される。このことも含めて、不均一加熱焼入れ法 (Fig. 10) を均一加熱焼入れ法 (Fig. 11) と対比した利点を以下にまとめる。

①内部温度が 900°C を超えないように設定するため、内層材の過加熱による黒鉛の変形等が生じて材料強度が低下するなどの懸念がなくなる。

②焼入れ加熱時に中心の温度を表面より低くすることにより、中心部の残留応力を低減できることが経験的に知られている。

③焼入れ時の冷却速度が速いため、外層材の性能向上が期待できる。

以上の品質上の利点のほか、以下の長所もある。

④不均一加熱では焼入れ温度に達するまでの加熱を短時間で行うため、エネルギー消費を低減できる。

⑤加熱に要する時間と焼入れ時間を短縮でき作業負荷の大きな高温作業を数時間短縮できる。

ここで不均一加熱焼入れ熱処理について説明する。Fig.

10 は不均一加熱焼入れの熱処理工程をロール表面温度実測値を基にして模式化したものである。不均一加熱焼入れの場合、まず加熱炉にてロール全体が焼入れ前温度  $T_{\text{Heating}}$  になるように加熱し、一定時間保持した後、予め高温加熱された加熱炉で急速加熱をする。ロール表面温度が焼入れ開始温度  $T_{\text{Start}}$  に達すると、炉から出し水・空気の混合ミストによる冷却を開始する。冷却途中でロール表面温度をキープ温度  $T_{\text{Keep1}}$  に保持する。この温度保持は、表面温度の急速低下に伴う熱応力の緩和が目的である。その後、焼入れ終了温度  $T_{\text{Finish}}$  まで徐冷する。その  $T_{\text{Finish}}$  における応力は、焼戻しが完了していないため、残留応力としては中間的な残留応力であるが、本論文ではこの応力を残留応力として扱う。ついで、焼戻し処理ではロールを炉中で焼戻しキープ温度  $T_{\text{Tempering}}$  まで加熱し一定時間保持した後、炉中で徐冷却して熱処理を完了するが、本論文では対象外である。

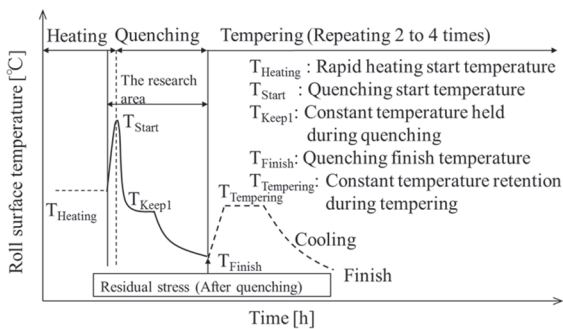


Fig. 10 Schematic diagram of surface temperature during nonuniform heating and quenching processes

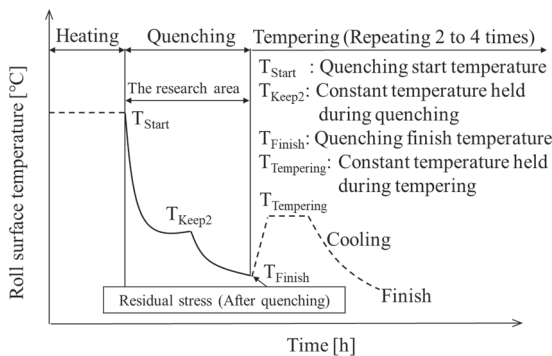


Fig. 11 Schematic diagram of surface temperature during uniform heating and quenching processes

Fig. 12 にはロール長さ中央断面における軸方向残留応力  $\sigma_z$  の分布を示す。不均一加熱焼入れロールの残留応力分布を均一加熱の場合と比べると、内層での引張応力の最大点が境界側に移動し最大応力は 26% 減少する。一方、中心での応力は -10MPa となり、圧延による表面層の加熱に伴う中心の引張応力によって中心部が引張破断するリスクがなくなる。この結果から、不均一加熱焼入れは表面のき裂防止効果を持たせつつ、中心部からの破壊事故低減上でも有用と考えられる。

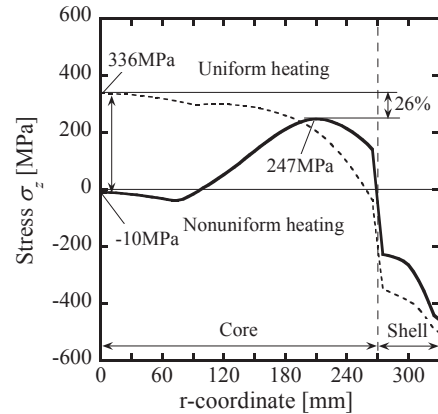


Fig. 12 Comparison of residual stress distributions  $\sigma_z$  just after quenching

#### 4. 熱処理における均一加熱と不均一加熱の比較

前報<sup>8)</sup>の均一加熱焼入れ条件と対比して、不均一加熱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。Fig. 13 に均一加熱焼入れにおける表面と中心温度の経時変化 (a) と応力変化 (b) を示す。なお、経時変化は残留応力分布の形態が決定付けられるベイナイト変態までとしており、マルテンサイト変態の影響は小さいため説明には含めていない。Fig. 14 は不均一加熱焼入れの場合である。

##### 4.1 均一加熱と不均一加熱の応力生成メカニズムの比較

ここでまず、Fig. 13 (a) に示す均一加熱焼入れの加熱過程 (A) と焼入れ過程 (B) (C) (D) (E) と、それぞれに対応する応力について説明する。

(A) 焼入れ開始温度  $T_{\text{Start}}$  までロール内外温度差が小さい条件で加熱し保持するため、焼入れ開始前に応力は生じない。

(B) 温度  $T_{\text{Start}}$  から表面が冷却され、初期には外層部の冷却収縮により外層の引張応力が増加するが、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、中心部が引張側に変化し、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。パーライト化温度  $T_{\text{Pearlite}}$  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。この過程で、中心の圧縮応力が  $T_{\text{Pearlite}}$  が生じるまで小さくなる。

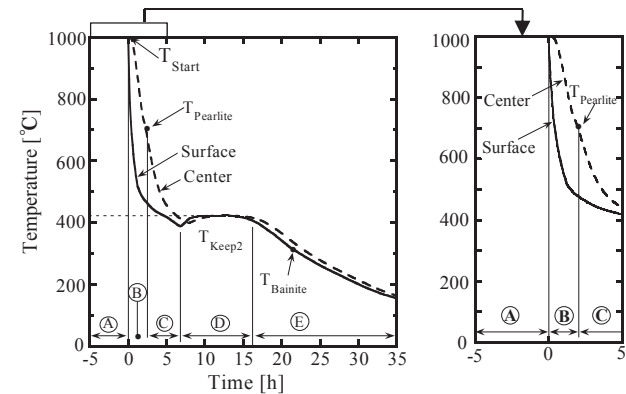
(C) 中心のパーライト変態膨張で中心部が圧縮側へ急激に変化する。ついで冷却速度の大きい中心での引張応力が増加し、やがて中心部と表面の応力が交差し、中心は引張り、外層が圧縮応力になり、 $T_{\text{Keep2}}$  温度保持まで保持される。

(D) 温度キープの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。その後温度差が無くなり、内外の応力は小さくなっていく。

(E) 温度保持後に表面冷却が始まると、ベイナイト化温度  $T_{\text{Bainite}}$  で外層にベイナイト膨張変態が生じ、外層の圧縮応

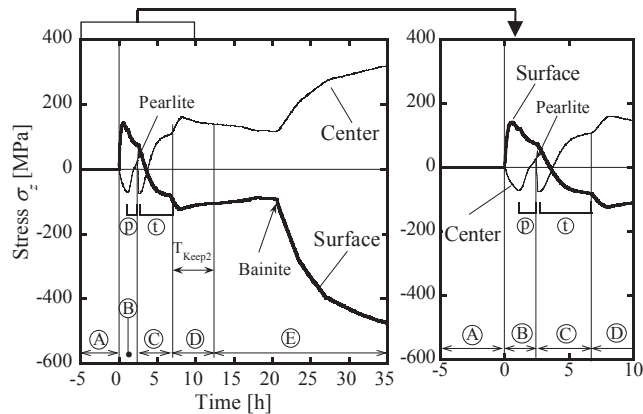


力は大きくなる．中心の引張応力も外層とのバランスで、大きくなる．ベイナイト変態後の冷却過程にて、中心の熱収縮が大きいため引張応力が増し、バランス上外層圧縮応力も増える．



- (A) Constant high temperature (B) Rapid surface cooling  
(C) Core phase transformation (D) Hold temperature  
(E) Slow cooling in furnace

(a) Temperature at center and surface



- (D) Effect of pearlite transformation (E) Effect of temperature

(b) Stress  $\sigma_z$  at center and surface

**Fig. 13** Histories of temperature and corresponding stress  $\sigma_z$  during quenching process after uniform heating

次に、不均一加熱焼入れによる応力変化 (Fig. 14(b)) を均一加熱焼入れ (Fig. 13(b)) と比較して説明する．

(A) ロール全体が焼入れ前温度  $T_{\text{Heating}}$  に加熱されたところからロール表面温度が  $T_{\text{Start}}$  になるまで急速加熱され、加熱初期では表層熱膨張により中心に引張りが生じる．表面がオーステナイト化温度  $T_{\text{Austenite}}$  にて変態収縮により表面は引張側に転じるが (Fig. 14 (b) の (a) 参照)、変態が外層深部でも生じていくため直後に圧縮となる．その後、表面・中心間の温度差が小さくなり双方の応力は減少していく．

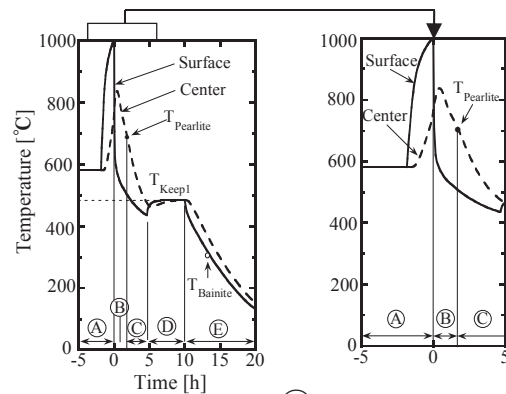
(B) (C) 冷却初期では表面に大きな引張応力 (b) が生じる．これは冷却速度が大きいため、直後に中心との温度差が小さくなり急減する．ついで中心部にパーライト膨張変態が生じ (C)、中心の圧縮状態が維持される．

(D) 温度保持過程の初期では、表面が加熱され、圧縮応力へと転じ、中心は釣合以上圧縮応力が減少する．保持温度

$T_{\text{Keep1}}$  では内外温度差が小さく、応力変化は小さい．

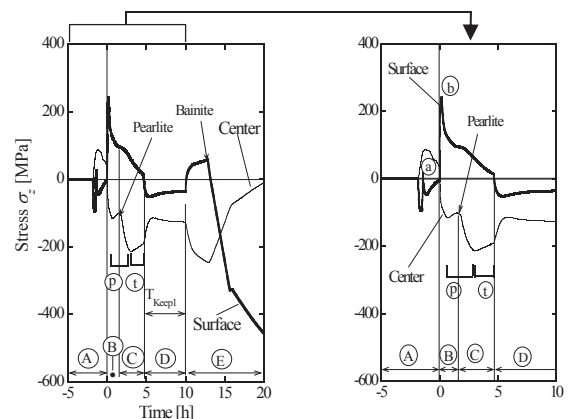
(E) 保持終了後、出炉され空冷を受ける．そのため、表面温度が速く低下し、表面は引張り、中心は圧縮側に変化する．その後は、均一加熱焼入れと同様、外層に  $T_{\text{Bainite}}$  でベイナイト膨張変態が生じ、表面圧縮応力は大きく、中心引張応力も増加する．

不均一加熱焼入れにより中心部の応力が減少したことについて考察する．内層パーライト変態の影響をパーライト変態前の領域 (B) で比較すると、不均一加熱焼入れでの中心応力の上昇 (B 中の (D)) が小さい．ついでパーライト変態後の領域 (C) でも同様に、不均一加熱焼入れでの中心応力の上昇 (C 中の (E)) が小さい．その後の冷却過程 (D) (E) においては、中心応力の変化は焼入れ条件によらずほぼ等しい．このように、中心パーライト変態前後の応力上昇の小さいことが、不均一加熱焼入れにおける中心引張応力の低減をもたらしたものと考えられる．



- (A) Rapid surface heating (B) Rapid surface cooling  
(C) Core phase transformation (D) Hold temperature  
(E) Air cooling

(a) Temperature at center and surface



- (a) Austenite transformation (b) Peak residual stress at surface

(b) Stress  $\sigma_z$  at center and surface

**Fig. 14** Histories of temperature and corresponding stress  $\sigma_z$  during quenching process after nonuniform heating

次に半径方向の応力分布の形について考察する．Fig. 15 は均一加熱焼入れ中の中央断面における応力分布  $\sigma_z$  を外層ベイナイト変態後の表面温度  $400^\circ\text{C}$ 、 $300^\circ\text{C}$ 、 $200^\circ\text{C}$  で示したものである． $400^\circ\text{C}$  以下での応力分布の変化を見ると、

内層表面から中心にかけての応力分布の形を保ったまま内層は引張応力側に変化していき、外層も応力分布の形を保ったまま圧縮応力側に変化している。その結果、中心から外層にかけての分布の形は境界付近で温度低下と共に段差が小さくなる。次に不均一加熱焼入れにおける 400°C 以下の応力分布を見ると、Fig. 16 に示すように、均一加熱の場合と同様の変化をとる。つまり、焼入れにより生じる内層外層それぞれにおける残留応力分布の形は温度保持までの過程で決まることが分かった。

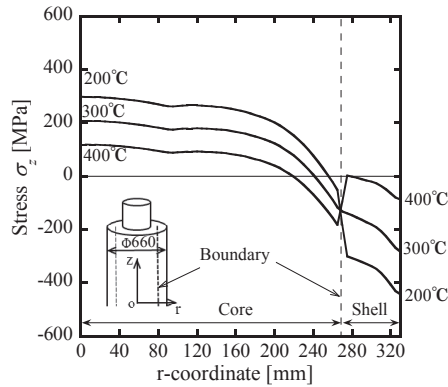


Fig. 15 Stress distributions  $\sigma_r$  during quenching process after uniform heating for the roll surface temperatures of 200°C, 300°C and 400°C

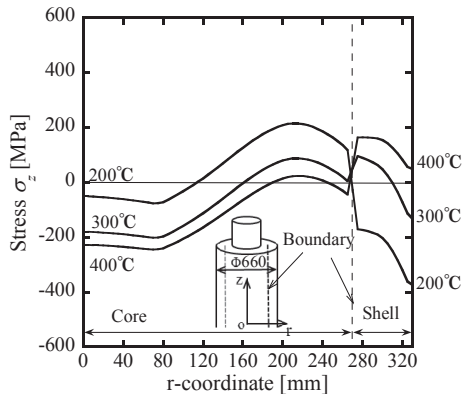


Fig. 16 Stress distributions  $\sigma_r$  during quenching process after nonuniform heating for the roll surface temperatures of 200°C, 300°C and 400°C

4.2 均一加熱と不均一加熱の直径による影響の比較

Fig. 17 に均一加熱焼入れにおいて、比較的外層が薄い場合の外層と内層の面積比 (外内比) 0.4 で直径を 500mm から 1000mm まで 100mm 刻みで変化させて求めた残留応力の解析結果を示す。ここで、解析方法およびロール表面温度は、それぞれ Fig. 13 に示すものと同じとした。外内比一定の場合で直径が大きくなると内層の残留応力を中間部の応力で代表させると 52%、表面では 42% の増加となり大径化により顕著に大きくなることが確認できた。また、通常用いられるロール径 600mm~800mm において、ロール径 600mm での残留応力に対し 800mm での残留応力は内部で 14%、表面で 15% 増加となる。なお、直径 1000mm の場合、直径を

大きくしたときに外層の表面圧縮応力と内層の引張応力はそれぞれ径とともに大きくなっており、経験上の知見と一致する。

Fig. 18 に不均一加熱焼入れの解析結果を示す。ここでは、600°C にロール全体を均一加熱した後、中心温度が 780~820°C になるように加熱時間で制御した。すなわち、ロール径 660mm で用いた熱伝達係数を用いて、各ロール径の加熱時間を決めた。不均一加熱焼入れにおいては、内層境界近くの最大引張応力の変化は小さい。また、表面応力は通常用いられるロール径 600mm~800mm において、ロール径 600mm での残留応力に対して 800mm での残留応力は 7% 増加するが、その変化は均一加熱焼入れに比べて小さい。

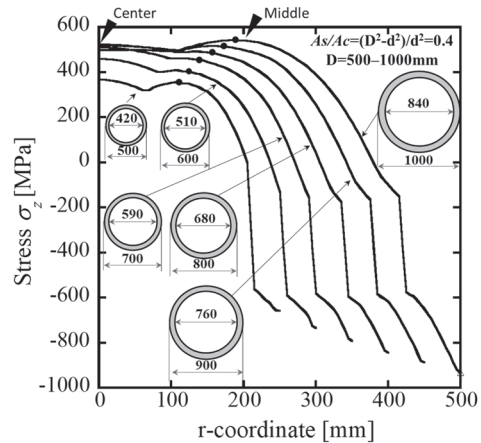


Fig. 17 Residual stress distributions for different diameters after uniform heating

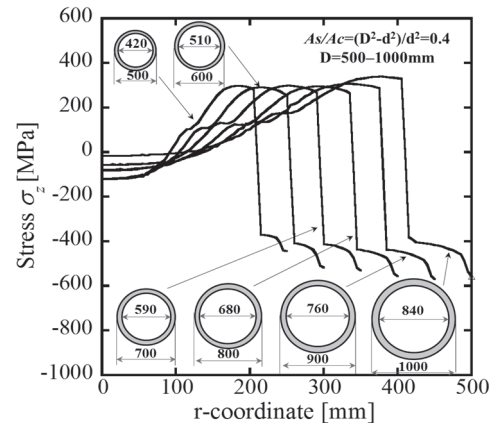


Fig. 18 Residual stress distributions for different diameters after nonuniform heating

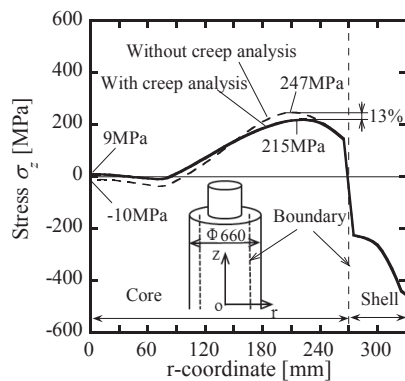
4.3 クリープ効果の残留応力への影響

解析には、弾性ひずみ、塑性ひずみ、定常クリープひずみのほか、遷移クリープひずみを考慮する必要がある。クリープの解析にはいくつかの理論があり、本研究では時間依存性をもつクリープひずみに対して、時間硬化理論<sup>13), 14)</sup>を適用する。本研究では、高温強度が低く、クリープ挙動が予想される内層材のみを対象とする<sup>10)</sup>。本論文ではクリープ導入の詳細については省略する。

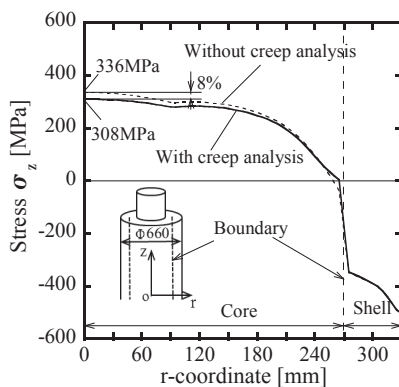
Fig. 19 (a) は不均一加熱焼入れでクリープ効果の有無による残留応力分布  $\sigma_r$  への影響を示したものである。クリープ効果により、内層の最大応力は小さくなり 246MPa から

215MPa まで約 13%低減する. 一方, 外層の応力の変化は小さい. 次に, 均一加熱焼入れの場合 Fig. 19 (b) によれば, 中心の応力は約 8%低減する. このように, いずれの焼入れ条件においても, クリープを考慮することによって内層の応力分布は均一になるように変化する. 外層の応力は, いずれもクリープによる変化が小さい.

次に, 不均一加熱焼入れにおいてクリープによる応力減少効果が大きくなる理由について考察する. Table 3 は不均一加熱焼入れと均一加熱焼入れそれぞれにおけるクリープ効果適用時の温度, ミーズス降伏応力  $\sigma_{Mises}$ , およびクリープ適用時間を比較して示す. これらの要因はいずれもクリープ効果への影響が大きいとみなされるものである. Table 3 において, 保持時間以外の 2 つの要因, 応力緩和, 降伏条件とともに不均一加熱焼入れの方が大きい. なかでも応力緩和効果は 2 倍程度大きくクリープの進行に有利になっている. そのため, 不均一加熱焼入れの方が均一加熱焼入れよりもクリープによる応力緩和効果が高くなったものと推察される.



(a) Nonuniform heat-treatment processes



(b) Uniform heat-treatment processes

Fig. 19 Effect of creep on residual stress

Table 3 Holding processes between nonuniform heating quenching and uniform heating quenching

Heat treatment	Nonuniform	Uniform
Stress relaxation (%)	69%	38%
(Keeping temperature (°C))	( $T_{Keep1} > T_{Keep2}$ )	( $T_{Keep2}$ )
$\sigma_{Mises}$ (MPa)	136	103
Keeping time (h)	5.3	6

## 5. 結 言

本研究では外層ハイス, 内層ダクタイル鋳鉄の複合ロールを対象に, 焼入れ加熱条件が異なる場合の残留応力を熱弾塑性有限要素法解析を用いて, 熱処理過程の応力変化や, 残留応力分布への影響を考察した. 以下に得られた結論を整理する.

- (1) 均一加熱焼入れに対して不均一加熱焼入れでは, 内層の最大引張応力が中心から境界側に移動し, 26%小さい. 一方表面の圧縮応力はほとんど変わらない. この結果, 表面のき裂防止効果を保持し, 使用中の中心部からの破壊事故低減が期待できる.
- (2) 不均一加熱焼入れの中心応力が小さい理由は, 中心のパールライト変態領域(B)で, 中心の応力上昇(D)が小さい. また, 変態後の領域(C)でも同様に, 外内層の温度変化の影響による中心応力の上昇(E)が小さい (Fig. 14 (b)参照). このことがその後の応力分布にそのまま移行され, 中心の残留応力が小さく圧縮状態になる. これらは, 中心部の焼入れ温度が低いことによるものである.
- (3) 通常用いられる 600mm~800mm 範囲での径大化により, 内層引張残留応力は均一加熱では約 14%増加したのに対して, 不均一加熱ではほとんど変化しないことを明らかにした.

## 参 考 文 献

- 1) Sano, Y.: Dai-148・149-kai-Nishiyama-Kinen-Gizyutsu-Koza, (1993), 193-226.
- 2) Koizumi, T. & Matsueda, K.: Tetsu-To-Hagané, **67-12** (1981), 426.
- 3) Sakabe, K.: Japan Steel Works Rep., **26** (1969), 3044-3052.
- 4) Sakai, K.: Tetsu-to-Hagané, **60-12** (1974), 1591-1598.
- 5) Inoue, T., Haraguchi, K. & Kimura, S.: J. Soc. Mater. Sci., Jpn. **25-273** (1976), 521-526.
- 6) Isomura, R.: Tetsu-to-Hagané, **47-7** (1961), 936-950.
- 7) Arimoto, K.: Netsusyorihenkei-To-Zanryuoryoku, (2011), 20-197, Arimotech Ltd..
- 8) Noda, N., Sano, Y., Xu, W., Nakagawa, Y., Guan, W., Ono, K. & Hu, K.: Trans. Soc. Automot. Eng., **46-4** (2015), 831-837.
- 9) Sano, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **39-444** (1998), 2-6.
- 10) Noda, N., Hu, K., Sano, Y., Ono, K. & Hosokawa, Y.: Steel Res., **87-11** (2016), 1478-1488.
- 11) Noda, N., Hu, K., Sano, Y., Ono, K. & Hosokawa, Y.: Steel Res., **88-3** (2017), DOI:10.1002/srin.201600165.
- 12) Hitachi Metals, Ltd.: Nekkan-Atsuenyo-Enshin-Tyuzohukugo-Roll-Oyobi-Sonoseizoho, WO2013042528 A1, 2013-3-28.
- 13) Tanaka, Z. & Obata, T.: J. Jpn. Weld. Soc., **36-3** (1967), 222-228.
- 14) Miyakawa, M.: Creep-Henkeiron-To-Sekkei, (1963), 2-25, Nikkan-Kogyo-Shinbun-Sha.