

## 論文

# 焼戻し処理による複合圧延ロールの 残留応力低減効果と考察

野田 尚昭\* Mohd Radzi Bin Aridi\*\* 鳥越 亮太\*\*

坪井 健二\*\* 佐野 義一\*

## Reduction of Residual Stress in Bimetallic Work Roll by Tempering

Nao-Aki NODA\*, Mohd Radzi Bin Aridi\*\*, Ryota TORIGOE\*\*,

Kenji TSUBOI\*\* and Yoshikazu SANO\*

(Received on October 4, 2019)

Bimetallic rolls are used in steel rolling industries because of their excellent hardness and wear resistance. To reduce the center residual stress, quenching heating treatment is performed immediately after heating the roll nonuniformly instead of uniformly. In this study, we found that by using a nonuniform heating quenching method the maximum tensile stress that appears near the shell-core boundary was decreased by about 26%. It may be concluded that nonuniform heating quenching is useful in reducing the risk of roll failure by decreasing the center tensile stress without decreasing the surface compressive stress. Analysis including a tempering process was also conducted. It was found that for uniform heating quenching, the maximum stress at the center of the roll decreases by 33% from 396 MPa to 264 MPa after the first tempering and the maximum stress decreases by about 54% after a second tempering. On the other hand, with nonuniform heating quenching, the maximum stress decreases by 25% from 286 MPa to 214 MPa after the first tempering and by about 46% after the second tempering. This tempering effect is mainly caused by creep, whereas the transformation factors only slightly affect the result. Therefore, it is important to consider creep in the analysis.

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

### 1. 緒言

熱間帯鋼圧延ロール(Fig. 1)は、鉄・鉄鋼の生産において主要な工具の一つである。ロール中心部が強靱で、表面は硬くて滑らかで摩耗しないことが要求されるだけでなく、高温に加熱された鋼板との接触と水冷却に伴う熱サイクルを受けるため、耐摩耗・耐肌あれ性と耐熱き裂性の両立が求められる<sup>1)</sup>。熱サイクルによる熱き裂や圧延中断時に生じる咬み止めき裂等の損傷を防ぐために適当な圧縮残留応力が必要とされる。一方、中心部に生じる引張残留応力は内部破壊防止のため可能な限り低くすることが求められる。単一材質でこれら相反する性質を同時に満たすことは不可能であった。そのため、圧延に直接使用されるために硬く滑らかなことが要求される胴表層部と、それを支持する強靱な軸部を同心状に接合させた複合圧延ロールが古くから用いられてきた。複合ロールにおける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

役立つことはロール製造において重要である<sup>2)</sup>。

これまで著者らは熱間仕上圧延用のハイス製複合ロールを対象に、残留応力の大部を支配する焼入れ熱処理後工程における残留応力を FEM 解析により、焼入れ条件やロール寸法を変えて解析してきた<sup>3)-8)</sup>。一方、実体ロールにおいては、残留応力の低減や経時変化の要因となる残留オーステナイトの低減・安定化のため、焼入れ後に焼戻し熱処理が行われる。このような焼戻し処理は従来からメーカーのノウハウとして外部に公表されることはなかった。しかし、残留応力が製品性能に直結する圧延ロールにおいては焼戻しを含めた製品になる最終段階の残留応力を明らかにしておくことが古くより求められてきた。そこで焼戻し処理による残留応力への影響を明らかにすることを本研究の目的とする。

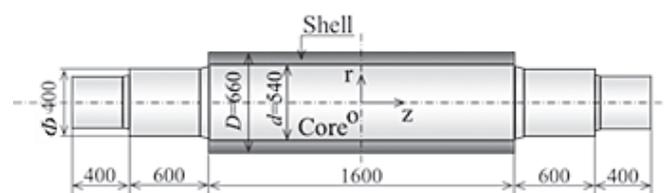


Fig. 1 Model of the hot strip bimetallic roll (mm)

\*九州工業大学 大学院 〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町 1-1  
Department of Mechanical Engineering, Kyushu Institute of Technology  
1-1 Sensui-cho, Tobata-ku, Kitakyushu-shi 804-8550, Japan.  
E-mail: noda@mech.kyutech.ac.jp

\*\*九州工業大学 大学院 同上  
Graduate School of Mechanical Engineering, ibid.

## 2. 残留応力の解析方法・熱処理

### 2.1 解析モデルと解析方法

Fig. 1 に示した解析対象のロールは、直径 660 mm、外層厚さ 60 mm、胴長 1600 mm の複合圧延ロールであり、外層はハイス材(HSS)、内層及び軸にはダクティル材(DCI)を用い遠心力鋳造法にて製造される。Fig. 2 に示すように、解析モデルは半長の軸対称で、5 mm×5 mm の四角形メッシュで分割し、熱弾塑性有限要素法(FEM)ソフト MARC を用いて解析する。Fig. 2 の解析モデルはこれまでの焼入れ熱処理条件下の残留応力の解析に用いたものと同様であり、焼戻し処理を弾塑性有限要素法解析で行う<sup>3)-8)</sup>。

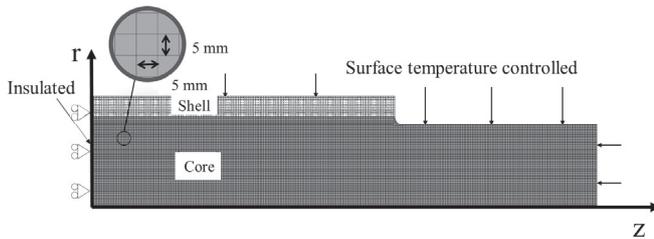


Fig. 2 Analytical model and boundary condition for bimetallic roll whose mesh size is 5×5 mm for both shell and core materials

### 2.2 内外層材の機械的性質

境界層を中心に内外層のマイクロ組織を Fig. 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、境界では粗大化している。

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、Table 1 に公表されている類似の外層材(ハイス)の化学成分及び内層材(ダクティル)の化学成分を参考として示す<sup>9)</sup>。Table 2 は Table 1 の材料の常温における外層材と内層材の物性値である。本解析で用いる内層材、外層材の高温における物性値は Table 1, 2 とは異なり、実際に同サイズのロールを試作・切り出すことによって測定した。Fig. 4 に応力-ひずみ特性、Fig. 5 に弾性係数、Fig. 6 にポアソン比、Fig. 7 に熱伝導率、Fig. 8 に比熱、Fig. 9 に熱膨張係数をそれぞれ示す。これらの物性値には相変態の影響が含まれている。

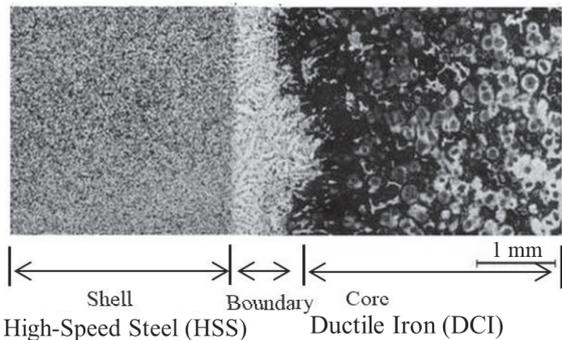


Fig. 3 View of microstructure for high-speed-steel-type roll with ductile core

Table 1 Chemical compositions of HSS-DCI roll in reference<sup>9)</sup> (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 |

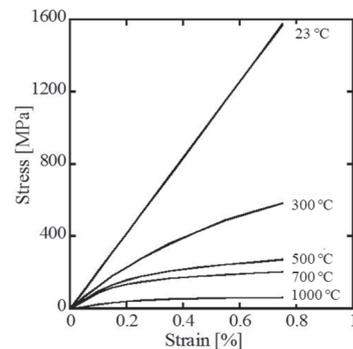
  

| Composition | C        | Si    | Mn  | P    | S   | Ni        |
|-------------|----------|-------|-----|------|-----|-----------|
| HSS         | 2-7      | <10   | <10 | 3-10 | <20 | <10       |
| DCI         | 0.01-1.5 | 0.1-1 | <1  | <1   | <1  | 0.02-0.08 |

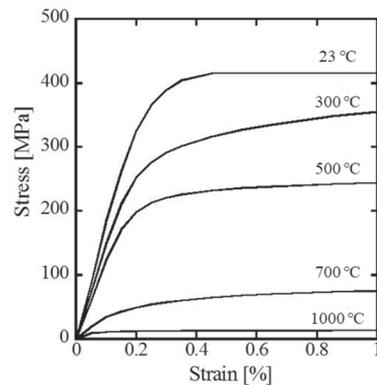
Table 2 Mechanical properties of HSS-DCI roll at room temperature in reference<sup>9)</sup>

| Property                            | Shell                 | Core                  |
|-------------------------------------|-----------------------|-----------------------|
| 0.2% proof stress [MPa]             | (1270)*1              | 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 [1/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 a small deformation.



(a) HSS



(b) DCI

Fig. 4 Stress-strain curves for HSS and DCI used in the analysis

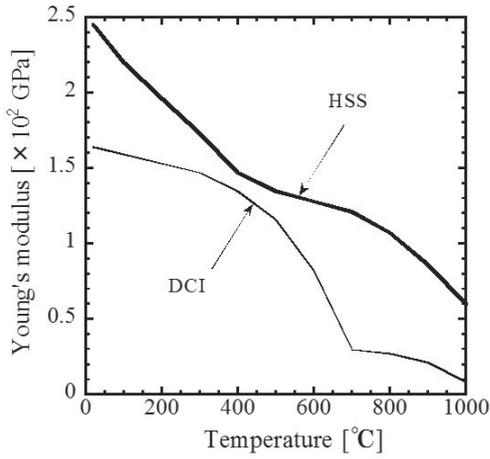


Fig. 5 Young's modulus for HSS and DCI used in the analysis

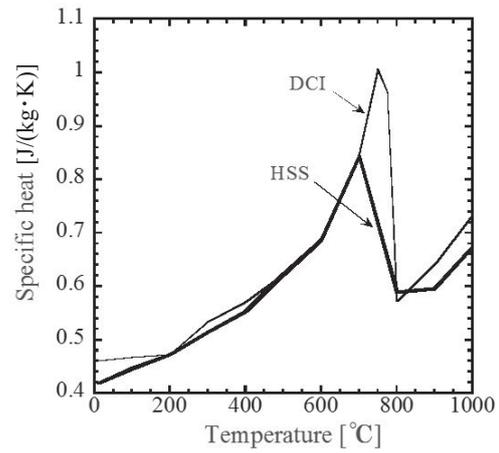


Fig. 8 Specific heat for HSS and DCI used in the analysis

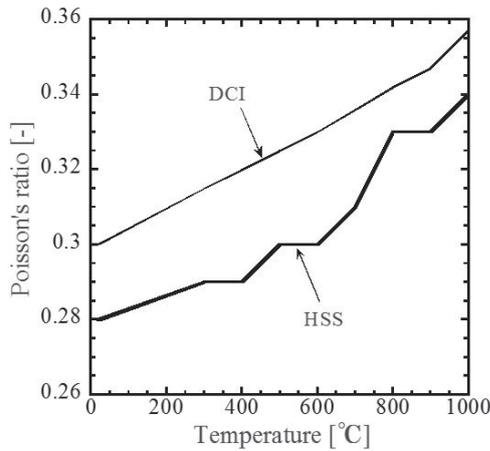


Fig. 6 Poisson's ratio for HSS and DCI used in the analysis

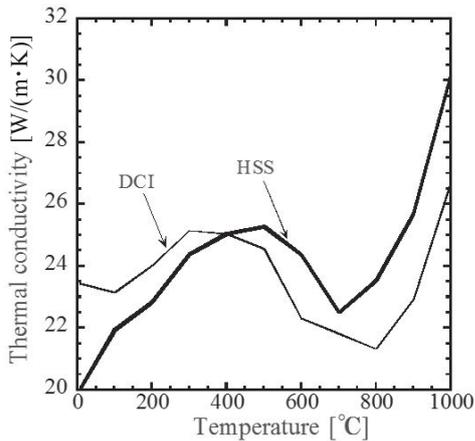
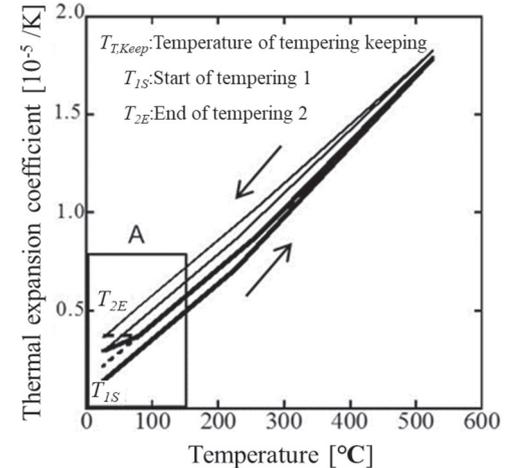
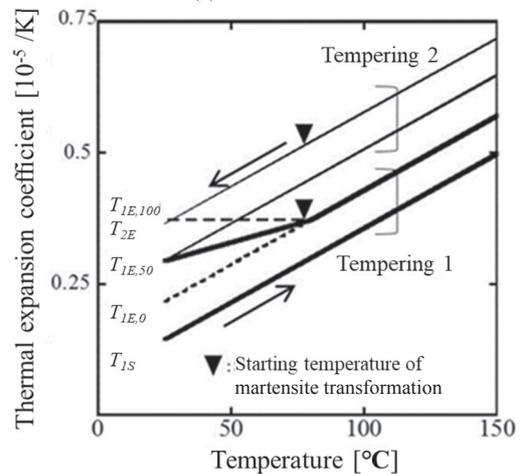


Fig. 7 Thermal conductivity for HSS and DCI used in the analysis



(a) Overall view



(b) Enlarged view range A

Fig. 9 Thermal expansion coefficient during tempering for HSS with transformation effect assumed in the analysis

### 2.3 焼入れ・焼戻し熱処理

一般的に圧延ロールで行われている均一加熱焼入れはロール中心部まで均一に加熱した後に、焼入れを行う方法である。この他に不均一加熱焼入れの方法がある。これは加熱炉にてロール表面が焼入れ開始温度になるまで加熱し、中心部は低温の予熱温度  $T_{Heat}$  となりロール表面と中心とで温度差を生じさせて焼入れを行う方法である。均一加熱焼入れ、不均一加熱焼入れそれぞれにおけるロール表面温

度の模式図を Fig. 10 (a), (b)に示す。均一加熱焼入れでは全体が 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、不均一加熱焼入れでは一旦 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仮定し解析を行う。また、ロール製造後の冷却過程で生じる残留応力を

除去するために焼鈍を施した後に室温まで徐冷することから、焼入れ熱処理前では残留応力は無視できる程度と見なす。

焼戻しでは焼入れによって生じた内部応力を低減し、内部からの欠損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オーステナイトが残留オーステナイトとして残っている。この組織的に不安定である残留オーステナイトは経時変化で残留応力を増大させ、破壊事故に繋がる危険性がある。この不安定なオーステナイトを低減させ、組織を安定させることが焼戻しを行うもう一つの目的である。

焼戻しは Fig. 10 に示すように焼入れ終了温度  $T_{Q, Finish}$  に達した後、再び昇温して開始する。焼戻し温度  $T_{T, Keep}$  で一定時間保持した後、炉中で徐冷し、焼戻し 1 サイクルが完了する。本研究では、この焼戻し処理を 2 回行う場合を対象とする。焼戻し終了温度  $T_{T, Finish}$  での内部応力がロール製品完成後の残留応力に相当する。

ブの解析にはいくつかの理論があり、本研究ではひずみ硬化理論<sup>10)</sup>を適用する。ここでは高温強度が低く、クリープ挙動が予想される内層材を対象とする。内層材のクリープ構成式は次式に従うものとする。

$$\epsilon_c = A\sigma^m t^n \tag{1}$$

焼戻し保持温度  $T_{T, Keep}$  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  $A$ ,  $m$  及び  $n$  を求め、次式(2)を得る。

$$\epsilon_c = 8.43 \times 10^{-16} \sigma^{5.003} t^{0.4919} (T_{T, Keep}) \tag{2}$$

式(2)の妥当性を検討するため、応力緩和試験によって得られる応力緩和効果を、クリープによる応力低減効果と比較検討した。クリープ試験は高温雰囲気中にて一定応力で引張られる試験片のひずみの時間変化を見るのに対して、応力緩和試験は一定変位を与えた状態で、初期応力の時間変化を見るもので、両者は同じロール材の性質を評価している。内層材を試験温度  $T_{T, Keep}$ 、初期応力 130 MPa で行った応力緩和試験の結果と式(2)を用いて同様にシミュレーションした結果が一致することが確認できたため、式(2)をクリープ効果の解析に用いてきた<sup>11)</sup>。なお、焼戻しにおいて温度保持過程より温度が低く、昇温過程及び冷却過程におけるクリープ効果は小さい。従ってここでは温度、時間共にクリープ効果が大きい温度保持過程のみを対象とする。

### 3.2 変態効果

焼入れ処理後には未変態のオーステナイトが残留する。この残留オーステナイトの一部が焼戻し処理における冷却時マルテンサイト変態によって膨張する。これがクリープによる応力低減作用を打ち消すように作用する。Fig. 9 は焼入れ終了後のハイスロールから試験片を切り出し、焼戻し温度サイクルにおける膨張・収縮量の変化を測定した結果である。しかし、実体ロール焼入れ後の外層表面には 500~800 MPa の圧縮残留応力が存在し、このような圧縮応力下ではマルテンサイト変態は抑制される。残留オーステナイトの割合を正確に求めることは不可能なので、本論文ではこれまでの経験から実体ロールの変態膨張量は試験で得られた膨張量の 50%とする。また、焼入れ終了時のハイスロールには残留オーステナイトがおよそ 20%存在しているとされている。そこでこれらの経験に基づいて 1 回目の焼戻し冷却過程において残留オーステナイトが 20%から 10%に減少し(Fig. 9 (b),  $T_{IE,50}$ )、2 回目焼戻しの冷却過程では変態しないと想定する(Fig. 9 (b),  $T_{2E}$ )。

## 4. 残留応力の解析結果

焼入れ処理を施した後、Fig. 10 に示す温度条件で焼戻しに伴う残留応力解析を行った。内層の残留応力に関する代表的な損傷としてロール昇温時のロール胴折れ事故がある。この事故は中心付近の鑄造欠陥を起点に軸方向残留応力  $\sigma_z$  によるものである<sup>12)</sup>。従ってここでは  $\sigma_z$  に注目する。焼入れ終了後の応力分布と比較して、Fig. 11 に均一加熱焼入れの、Fig. 12 に不均一加熱焼入れの焼戻し 1 サイクル終了後及び焼戻し 2 サイクル終了後の応力分布を示す。この応力分布はロール長さ中央断面における軸方向残留応力  $\sigma_z$  である。まず、均一加熱焼入れ後の焼戻し 1 サイクル後では、Fig. 11 に示すように最大応力箇所である中心部で焼入れ終了時と比較し 33%減少した。焼戻し 2 サイクル後、54%減

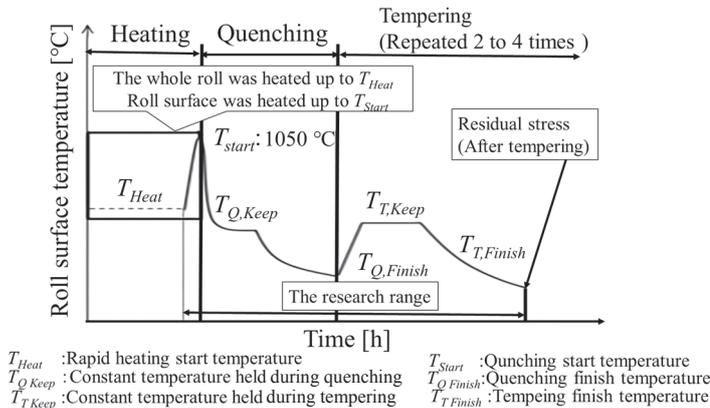
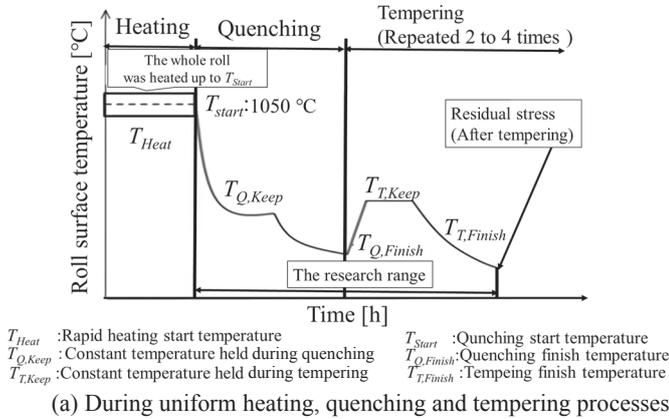


Fig. 10 Schematic diagram of surface temperature

## 3. 焼戻し処理における残留応力解析

焼戻しの効果としてクリープと変態による残留応力への影響を検討する。

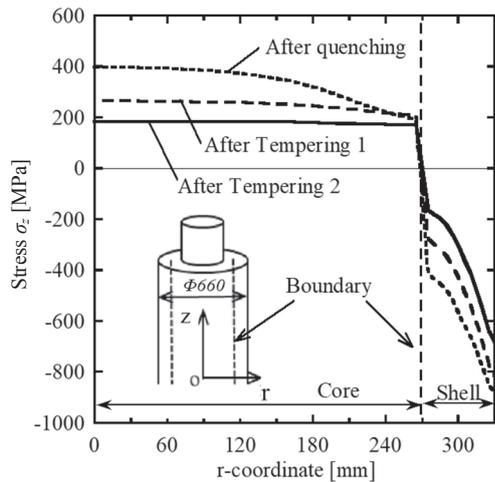
### 3.1 クリープ条件の適用<sup>10)</sup>

長時間ロール温度を高温に保つことによるクリープ変形とそれに伴う応力緩和が期待できる。クリープ効果は焼戻し過程における温度保持工程を対象に解析を行う。クリー

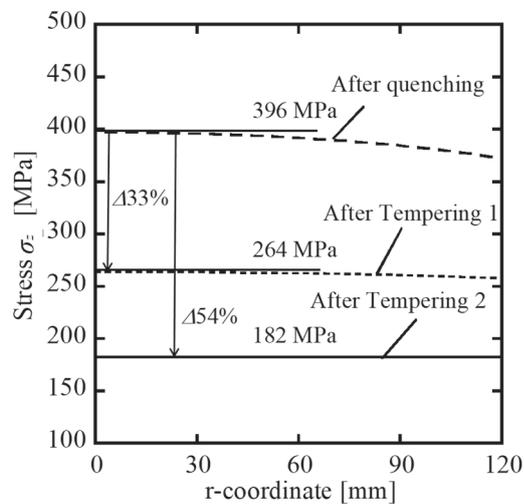
少した。この減少量のうち1回目の焼戻しで61%，2回目の焼戻しで39%を占める。一方，外表面の圧縮応力は焼入れ終了時と比較して，焼戻し1回では8%減少，2回では23%減少し内層の減少量と比べて減少幅は小さい。

不均加熱焼入れ後に行った焼戻し1サイクル後では，最大応力箇所が焼入れ終了時と比較し25%減少した。焼戻し2サイクル後，46%減少し，減少幅は均一加熱焼入れよりも小さい。この減少量のうち1回目の焼戻しで54%，2回目の焼戻しで46%を占める。一方，表面の圧縮応力は，焼入れ終了時と比較して，焼戻し1回では9%減少し，焼戻し2回では27%減少で，いずれも均一加熱焼入れ同様でその変化は小さい。

両焼入れ条件による焼戻し効果を焼戻し終了後(2サイクル後)の内層の最大応力箇所に注目し比較する。引張応力減少幅は均一加熱の方が大きい，外表面の圧縮応力減少幅は均一・不均加熱共に同程度の減少幅である。焼戻し終了時の表面の圧縮残留応力は均一加熱焼入れより不均一焼入れの方が低くなっているが，熱き裂に対して十分な応力を確保している<sup>12)</sup>。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。

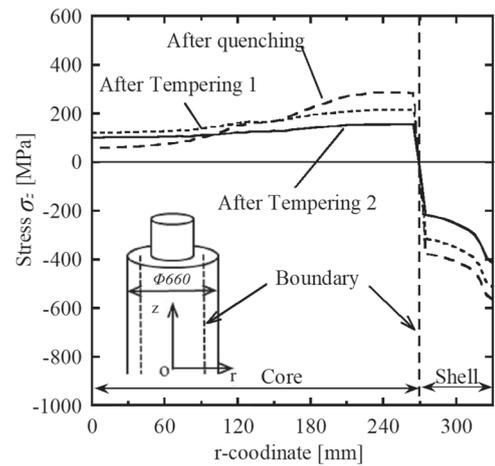


(a) Tempering after uniform heating process

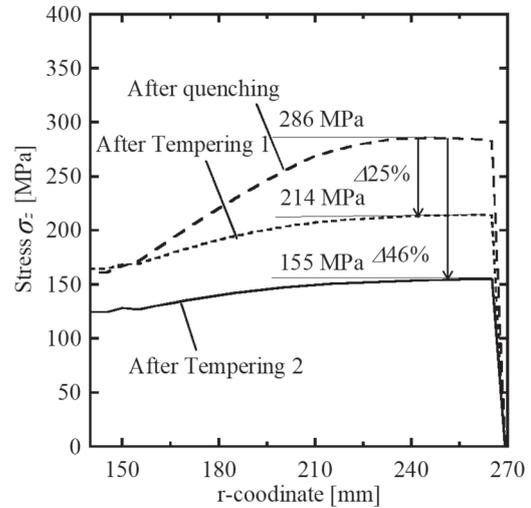


(b) Details of maximum stress range

Fig. 11 Effect of tempering after uniform heating process



(a) Tempering after nonuniform heating process



(b) Details of maximum stress range

Fig. 12 Effect of tempering after nonuniform heating process

## 5. 考察

### 5.1 焼戻し処理における応力の経時変化

Fig. 13 に焼戻し開始から焼戻し2回目終了までの表面と中心温度の経時変化，表面と中心応力の経時変化を示す。均一加熱焼入れ後に行った焼戻しでは Fig. 11(a) に示すように，最大応力箇所が中心部に生じる。一方，不均一加熱焼入れ後の内層最大応力箇所は，内外層境界付近に現れるため最大応力箇所の応力履歴を加えて示す。既報<sup>7)</sup>では，焼入れ過程における応力生成メカニズムについて述べているので，本論文で，焼戻し開始時点スタートとし，応力変化が見られる部分に注目して応力経時変化について述べる。Fig. 13 (a) と Fig. 13 (b) を比較すると応力レベルで差がある。しかし，同じような形で応力が推移をしているため，均一加熱焼入れの焼戻しで代表させ説明する。Fig. 13 (a) に示す昇温過程では200℃を超えた付近で外層の組織変化が起こる①。外層の組織変化による膨張に伴い，内層材は引張られ，引張方向へ応力の絶対値はわずかに増加する①～②。温度保持過程(Fig. 13(a) Keep)ではクリープ効果によってロール中心の応力はクリープ開始前と終了後で46%減少する②～③。温度保持終了後，表面の温度低下に伴い表面で圧縮応力が減少し中心で引張応力が減少する

(③~④). その後, ロール中心と表面の温度差のみによる応力推移を示し, 大きな変化は見られない(④~⑤). 外層材内の残留オーステナイトがマルテンサイト変態する領域では変態膨張により再び圧縮側へと大きくなる(⑤~⑥). 一方, 中心での応力も表面に釣り合うように, その応力は大きくなる(⑤~⑥). 以上で 1 回目の焼戻しが終了する.

焼戻し 2 回目の(⑥~⑪)は, 1 回目開始時より中心の応力が 33%低下した状態で, 1 回目同様の応力推移傾向を示す. 昇温過程における外層の変態膨張箇所では, 2 回目の昇温過程での変態膨張量は, 1 回目程大きくないため応力変化は小さい. また, 温度保持過程においてもクリープ効果による応力低減が見られる. 残留オーステナイトのマルテンサイト変態を 0%として扱ったため, 1 回目の⑤~⑥に対応するような外層の圧縮残留応力の増加による中心の応力変化は見られない. 外層の圧縮応力は, 残留オーステナイトのマルテンサイト変態膨張による圧縮応力の増大に影響を

受ける.

5.2 焼戻し処理におけるクリープ効果のみの影響

焼戻し処理における応力低減効果では, 主として外層材の変態と内層材のクリープ効果が影響を及ぼす. ここでは, クリープのみによる応力低減効果を評価するため焼入れ後の焼戻し 1 回目の処理における冷却時のマルテンサイト変態を 0%として解析を行ってみた. Fig. 14 に焼入れ終了時と焼戻し終了時の応力分布図を示す. 均一加熱焼入れでは, 中心付近での最大応力箇所で 396 MPa から 241 MPa まで減少した. 一方, 焼入れ終了時とクリープと変態 50%を含む焼戻し 1 回目終了時を比較すると 396 MPa から 264 MPa まで減少したことから(Fig. 11 参照), 変態によって応力が 23 MPa 増加したことがわかる. Table 3 にクリープと変態による応力への影響をまとめて示す. 変態効果の影響は小さいので, 解析にはクリープ効果の考慮が重要であることがわかる.

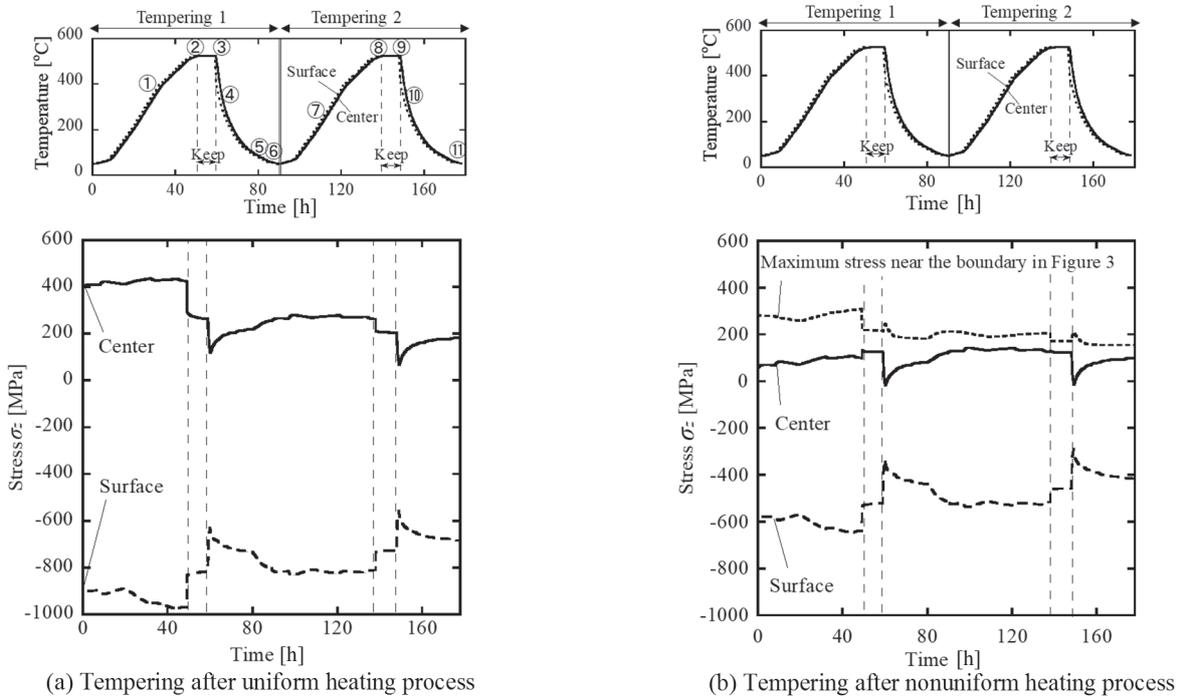


Fig. 13 Histories of temperature and stress  $\sigma_z$  during tempering process

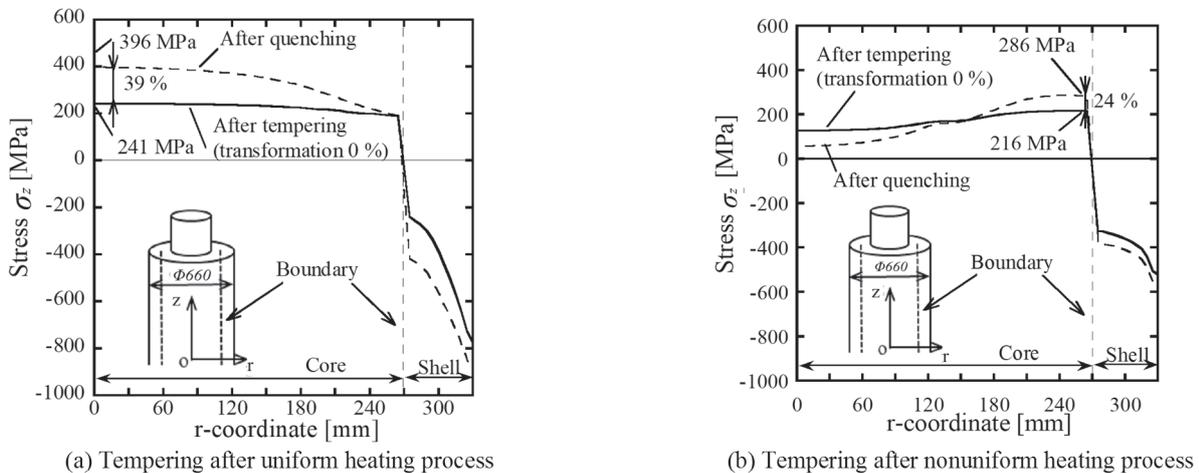


Fig. 14 Effect of transformation during tempering process

**Table 3** Stress reduction in tempering

|                                | Creep<br>+<br>Transformation | Creep | Transformation |
|--------------------------------|------------------------------|-------|----------------|
| After<br>uniform<br>heating    | -33 %                        | -39 % | +6 %           |
| After<br>nonuniform<br>heating | -25 %                        | -24 % | -1 %           |

## 6. 結 言

本論文ではクリープ効果及び変態効果を考慮した焼戻し工程を含む熱処理の解析を行った。対象物は外層ハイス、内層ダクタイル鋳鉄を用いた直径 660 mm の複合ロールであり、2 種の焼入れ条件の後、2 回の焼戻し過程における解析を熱弾塑性有限要素法を用いて行い、残留応力分布への影響を考察した。変態効果については 1 回目の焼戻し冷却過程の表面の圧縮応力場によって変態が抑制されることを考慮し、変態膨張量は 50% とした。また、1 回目の焼戻しで変態が終了することを考え、2 回目焼戻しの冷却過程における変態膨張量は 0% とする。

以下に得られた結論を示す。

- (1) 均一加熱焼入れでは、ロール中心部の最大応力は焼入れ後に対して 1 回目焼戻しにより 396 MPa から 33% 減少し、264 MPa になる (Fig. 11 参照)。2 回目の焼戻しにより最大応力は 396 MPa から 54% 減少する。焼戻し 1 回目と焼戻し 2 回目のそれぞれの応力低減効果は、1 回目では 396 MPa から 33% 減少し、2 回目では 264 MPa から 31% 減少する。
- (2) 不均一加熱焼入れでは、最大応力箇所の応力は焼入れ後に対して 1 回目焼戻しにより 286 MPa から 25% 減少し、214 MPa となる (Fig. 12 参照)。2 回目の焼戻しにより最大応力は 286 MPa から 46% 減少する。焼戻し 1 回目と焼戻し 2 回目のそれぞれの応力低減効果は

1 回目では 286 MPa から 25% 減少し、2 回目では 214 MPa から 28% 減少する。

- (3) 焼戻し効果はクリープと変態とのそれぞれの要因により生じる。結言(1)で述べたように、均一加熱焼入れ後の焼戻し 1 回目(クリープと変態を考慮)終了時の最大応力は 396 MPa から 33% 減少する。焼入れ後のクリープのみを考慮した焼戻し 1 回目(変態なし)終了時の最大応力は 396 MPa から 39% 減少する。以上のことから変態による影響は小さく、解析にはクリープを考慮することが重要である (Table 3 参照)。

## 参 考 文 献

- 1) Sano, Y.: Dai-148・149-kai-Nishiyama-Kinen-Gizyutsu-Koza, (1993), 193-226.
- 2) Koizumi, T. & Edamatsu, K.: Tetsu-To-Hagané, **67-12** (1981), 426.
- 3) Noda, N.A., Sano, Y., Xu, W., Nakagawa, Y., Guan, W., Ono, K. & Hu, K.: Trans. Soc. Automot. Eng., **46-4** (2015), 831-837.
- 4) Sano, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **39-444** (1998), 2-6.
- 5) Noda, N.A., Hu, K., Sano, Y., Ono, K. & Hosokawa, Y.: Steel Res., **87-11** (2016), 1478-1488.
- 6) Noda, N.A., Hu, K., Sano, Y., Ono, K. & Hosokawa, Y.: Steel Res., **88-3** (2017), 6-7, DOI:10.1002/srin.201600165.
- 7) Noda, N.A., Hosokawa, Y., Sano, Y., Hu, K., Torigoe, R. & Oda, N.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **59-684** (2018), 1-7.
- 8) Noda, N.A., Sano, Y., Aridi, M., Tsuboi, K. & Oda, N.: Metals, **8-11** (2018), 8-10, DOI:10.3390/met8110952.
- 9) Hitachi Metals, Ltd.: Nekkân-Atsuenyo-Enshin-Tyuzohukugo-Roll-Oyobi- Sonoseizoho, WO2013042528A1, (2013), 3-28.
- 10) Miyakawa, M.: Creep-Henkeiriron-To-Sekkei, (1963), 2-25, Nikkan-Kogyo-Shimbun-Sha.
- 11) Tanaka, J. & Obata, T.: J. Jpn. Weld. Soc, **36-3** (1967), 222-228.
- 12) Sano, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **44-505** (2003), 48-50.