

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

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

はじめに

熱間圧延過程中、熱応力は、熱間ストリップの接触と水冷によるロール表面の加熱-冷却の周期的なシーケンスによって引き起こされ^{1)~4)}、ロール表面に熱き裂が発生する。転がりトラブルにより激しい熱引張応力が加わった場合、熱き裂が伝播し始めるため、熱き裂の進展を防ぐために適切な圧縮応力が必要である⁵⁾。ただし、引張残留応力は常にロールの中心に現れ、表面の圧縮残留応力のバランスを取る。熱応力と残留応力の複合作用の下で、ロール破壊の別の形態は胴折れ破壊として知られている。この熱破壊は、ロール中心近くで発生する^{6)~8)}。残留引張応力は、総引張応力がコア材料の強度を超えると突然の熱破壊が発生するため、熱破壊に影響を与える。したがって、中心引張応力を減少させることは、ロール中心からの破壊のリスクを低減するために望ましい。残留応力は熱処理によって制御できるため、複合ロールの品質を向上させるために適切な焼入れプロセスが必要である。

以前の研究では、HSS 複合ロールの焼入れ過程を扱っており、主に材料の微細構造と機械的特性に影響を与える焼入れ温度に焦点を当てている^{9)~11)}。たとえば、HSS ロールの硬度は増加とともに増加することが報告されている。焼入れ温度と硬度は、温度が 1040℃を超えると低下する。ただし、残留応力に対する焼入れ過程の影響に関する詳細な研究は見当たらない。したがって、筆者らは、ロールが均一に加熱された後の複

合ロールの焼入れ時の残留応力シミュレーションを実行した¹²⁾。次に、残留応力の発生メカニズムと分布を調べた。また、外内比、直径、相変態、および材料熱処理過程が残留応力に及ぼす影響についても調べた。しかし、複合ロールの残留応力に対するクリープ挙動と熱応力の影響についてはまだ言及していない。

本稿では、不均一加熱後の焼入れについてシミュレーションを実行した結果である。この不均一加熱焼入れは、最近開発され、複合ロールに広く使用されている新しい焼入れ方法である^{13)~15)}。これまで、不均一加熱焼入れの残留応力や残留応力の生成に対する詳細な影響についてはまだ議論がなされていない。したがって、本稿では、残留応力に対するこの方法の有用性を複合ロールについて説明する。また、クリープ挙動による応力緩和も考慮する。次に、均一加熱後の焼入れ結果と比較し、HSS 複合ロールの残留応力に及ぼす不均一加熱の影響を議論する。本稿の結果は、HSS 複合ロールの適切な焼入れ過程を決定するのに役立つと考えられる。

不均一加熱焼入れ

図1は、不均一加熱焼入れの過程を、均一加熱焼入れ過程を示す図2と比較して示している。均一加熱過程では、焼入れ過程の前に、ロール全体が T_{Start} に等しい高温まで均一に加熱される。不均一加熱過程では、ロール全体が T_{Heat} の低温まで加熱され、 T_{Heat} で数時間保持された後、急冷前に不均一加熱として T_{Start} まで急速に加熱され

る。この急速な加熱により、ロール表面とロール中心の間に温度差が生じる。不均一加熱と均一加熱後の焼入れ工程は類似しているが、保温温度 $T_{Keep1} > T_{Keep2}$ である。不均一加熱後の焼入れ過程は、次のように説明することができる。

ロールは加熱炉から出され、スプレー冷却を使用して $T_{Startby}$ から急速に冷却される。急冷後、表面温度が T_{Keep1} に下がると、ロールは数時間維持される。ここで、 T_{Keep1} を維持することは、急速な表面冷却によって引き起こされる過度の熱応力を緩和するのに役立つ。 T_{Keep1} を維持した後、ロールを炉から出し、 T_{Finish} になるまでゆっくりと空气中で冷却する。焼戻し処理が行われていないため、焼入れ直後のこれらの残留応力を中間残留応力と呼ぶ。焼入れ工程後、通常、焼戻し工程を2~4回行い、残留応力を解放し、安定した微細構造を取得する。

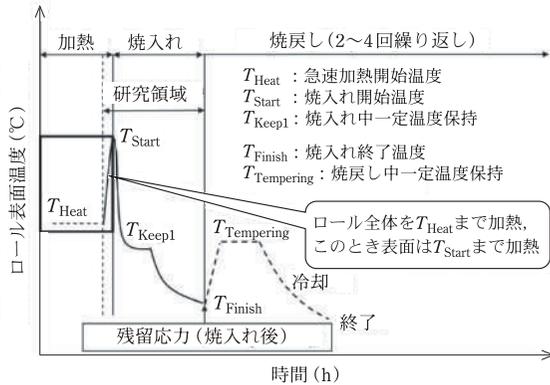


図1 不均一加熱焼入れの表面温度の変化。

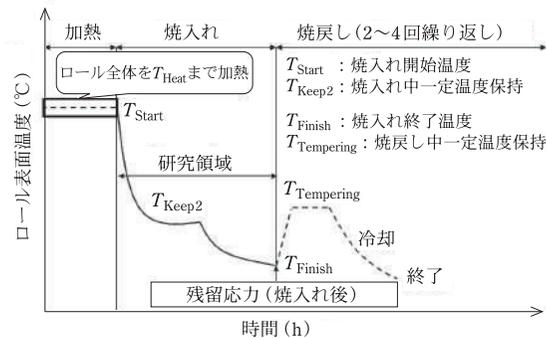


図2 均一加熱焼入れの表面温度の変化。

均一加熱焼入れと比較して、不均一加熱焼入れの利点を以下に要約することができる。

- (1) 内層材の焼入れ温度が 900°C 以下であるため、過熱による材料劣化を防止できる。
- (2) 予熱過程で中心温度が表面温度より低いので、中心残留応力を低減できることが経験から知られている。
- (3) 急冷により、材料の組織を微細化し、マルテンサイト構造をいくつか生成することで、熱間圧延時の衝撃強度や圧延強度を向上させる外層構造が得られる。
- (4) 不均一加熱方式により予熱時間を短縮し、省エネに貢献できる。
- (5) 不均一加熱焼入れにより、焼入れ時間も予熱時間も短縮されるので、高温運転時間の短縮に貢献できる。

ロールの外層材(HSS)と内層材(DCI)

図3(a)に示す解析対象の複合圧延ロールは、胴体直径660 mm、外層厚60 mm、胴長1600 mmである。図3(a)のロールの外層はハイス材、内層および軸にはダクタイル材を用い、遠心力鋳造法にて製造される。ロール外層ハイス材の化学成分²⁾および、内層ダクタイル材の化学成分¹³⁾ならびに、常温の外層材(HSS)と内層材(DCI)の物性値は、均一加熱焼入れの場合と同様である。

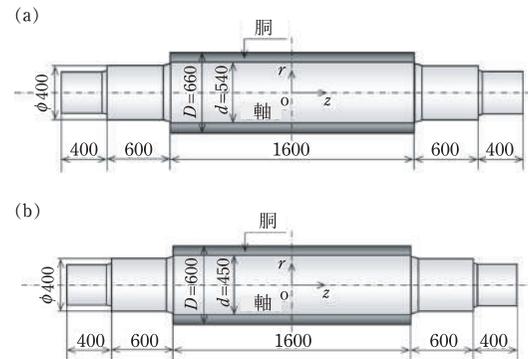


図3 熱間帯鋼圧延ロール。(a) 外径660 mmのロール、(b) 外径600 mmのロール。

均一加熱焼入れによる残留応力のまとめ

不均一な加熱焼入れを、図3(a)に示す直径660 mmの複合ロールについて行った。一方、均一加熱焼入れの場合は、直径600 mmの図3(b)の複合ロールについて行った。そこで、直径660 mmの図3の均一加熱焼入れの結果を最初に要約して、不均一加熱焼入れの結果と比較する。図4は、(a)温度履歴と(b)均一加熱焼入れ過程下の表面と中心での応力 σ_z 履歴を示している。均一加熱焼入れの残留応力は、加熱焼入れ④と焼入れ工程③④⑤⑥について次のようにまとめることができる。加熱工程④では、図4の T_{Start} の均一温度までロール全体をゆっくりと加熱する。加熱過程で表面と

中心の間の温度勾配が十分に小さいため、応力は発生しない。冷却開始時の過程⑥では、表面の急激な冷却により表面に引張応力が発生する。すると、中心の熱収縮が表面の熱収縮よりも大きくなり、圧縮から引張への中心応力の変化につながる。その結果、表面の引張応力はピーク値に達し、反対方向に向きを変える。中心温度が図4の温度 $T_{Pearlite}$ に下がると、パーライト変態(膨張)は時間 t_1 でシェル/コア境界の近くで起こり、中心に向かって膨張する(図4(b)の t_1 から t_3 への⑥を参照)。この時期、中心はパーライト変態により徐々に膨張したコアの他の部分に比べて収縮する。したがって、中心の圧縮応力は引張応力になるまで減少する。過程③では、パーライト変態が中心に達すると、引張応力が急速に圧縮応力に戻る。パーライト変態後、中心の圧縮応力は減少し、 t_{center} の温度変化が大きくなるため引張応力になる(図4(b)の t_3 から t_4 への⑥を参照)。次に、表面応力状態が引張から圧縮に切り替わり、中心応力状態が圧縮から引張に切り替わる。これらの応力状態は、保持過程が終了するまで保持される。

過程④では、 T_{Keep2} の開始時に、ロールによって中心と表面の両方の応力が保持炉に伝達され、表面温度がわずかに上昇する。図4の T_{keep2} の安定温度に表面温度が到達した後、温度勾配の減少により、表面と中心の応力は徐々に減少する。

過程⑤では、ベイナイト変態が表面で発生し、体積膨張と表面圧縮応力の増加を引き起こす。表面応力の増加のバランスをとるために、中心引張応力も増加する。ベイナイト相変態後、熱収縮差は大きくなり、ヤング率は温度の低下とともに増加する。最終的に、表面と中心の両方の残留応力が継続的に増加する。

図5に、均一加熱焼入れ後の成分 σ_z 、 σ_r 、 σ_θ とミーゼス応力 σ_{eq} の残留応力分布を示す。図3(b)に示した直径600 mmの複合ロールの結果と同様に、引張応力 $\sigma_z = 388$ MPaが最も大きい。すなわち、ロール中心での応力 $\sigma_{eq} = 269$ MPaよりも大きく、他の応力 σ_θ 、 σ_r は中心付近ではるかに小さい。最大応力 $\sigma_z = 388$ MPaは、引張強度415 MPaに近

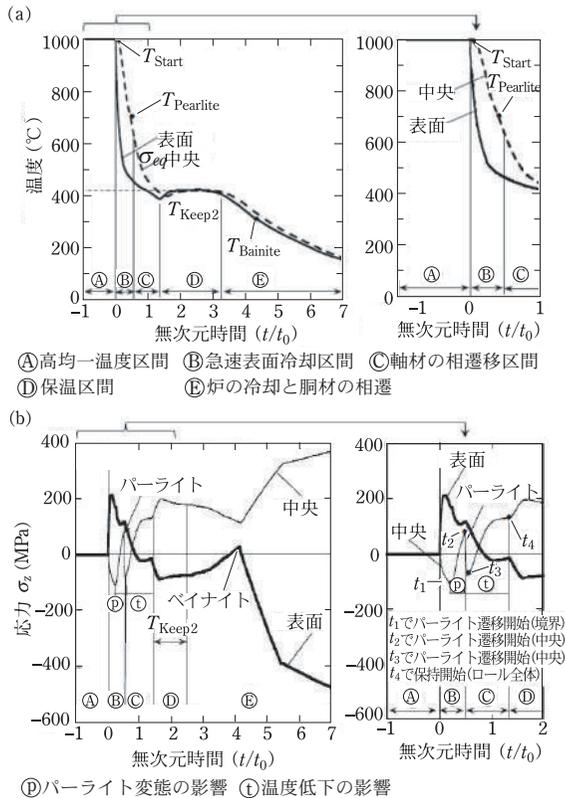


図4 複合ロールの残留応力発生メカニズム(不均一加熱焼入れ)。(a)中央と表面の温度履歴、(b)中央と表面の応力 σ_z の履歴。

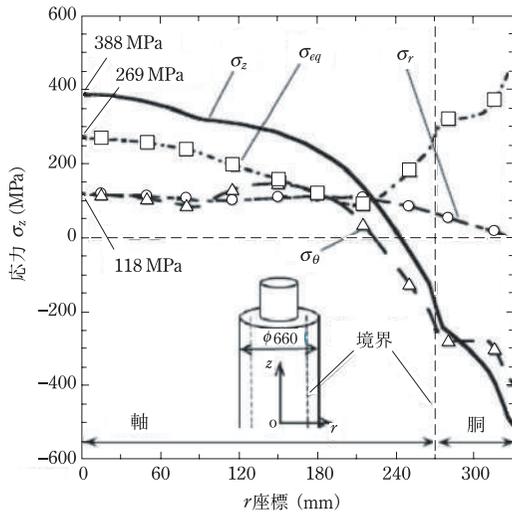


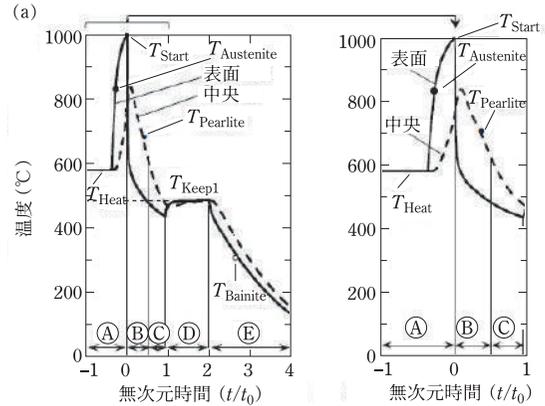
図5 均一加熱焼入れ後の複合ロールの残留応力分布。

く、熱間圧延過程に熱引張応力が追加されると、胴折れ破損のリスクがある。

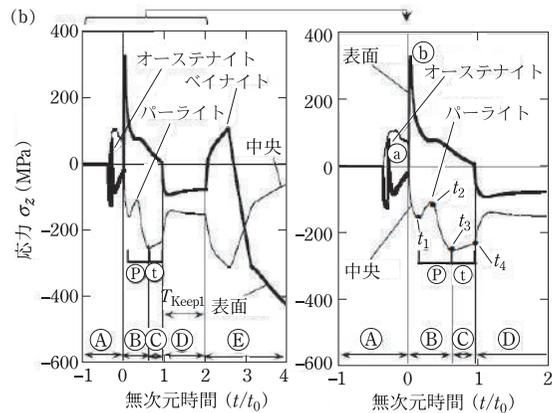
不均一加熱焼入れ中の残留応力

図6に不均一な加熱焼入れ過程における(a)温度履歴と(b)表面と中心の応力 σ_z 履歴を示す。不均一な加熱焼入れ過程の残留応力は、次のように説明できる。

不均一加熱の工程Aでは、ロール全体を T_{Heat} まで加熱し、 T_{Heat} で数時間保持する。その後、図6(a)に示すように、ロール表面温度が T_{Start} に達する前に、ロールが急速に加熱される。この急速な加熱過程に、表面温度は中心温度よりも速く上昇し、表面に圧縮応力が生じ、中心には引張応力が生じる。表面温度を図6(a)の $T_{Austenite}$ 温度まで加熱すると、表面でオーステナイト変態が起こる。図6(b)のAに示すように、オーステナイト変態による体積収縮により、表面の引張応力になるまで圧縮応力が減少する。ただし、オーステナイト変態は外内層境界に向かって伸びているため、表面の引張応力はすぐに圧縮応力になる。オーステナイト変態後、表面とコアの温度差が小さくなるため、表面の圧縮応力が減少し、中心の引張応力も減少する。



①高均一温度区間 ②急速表面冷却区間 ③軸材の相遷移区間 ④保温区間 ⑤炉の冷却と胴材の相遷



③オーステナイト変態 ④表面の残留引張応力のピーク

図6 複合ロールの不均一加熱焼入れ中の表面温度と残留応力の変化。(a)中央と表面の温度履歴、(b)中央と表面の応力 σ_z の履歴。

BCの工程では、表面温度の急激な冷却により、ロール表面に大きなピーク引張応力が現れる(図6(b)のBを参照)。均一加熱焼入れ時のパーライト変態(図5(b)のD参照)と同様に、中心の圧縮応力は最初に減少し、次に増加する(図6(b)のCから t_1 を参照)。ただし、パーライト変態中は常に中心応力が圧縮される。パーライト変態後、中心の圧縮応力はわずかに減少する(図6(b)の t_3 から t_4 までのDを参照)。

過程Dでは、ロールが保持炉に移され、表面温度が上昇する。その結果、表面応力は引張から圧縮に移動する。表面応力のバランスをとるために、中央の圧縮応力が減少する。 T_{Keep1} での保持過程

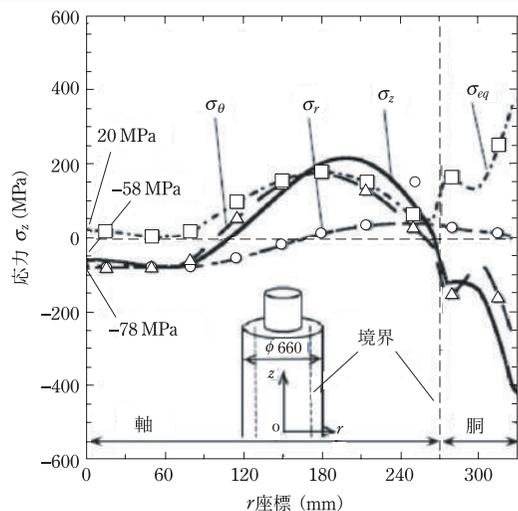


図7 不均一加熱焼入れ後の複合ロールの残留応力分布.

中に温度勾配は徐々に減少し、引張応力と圧縮応力の両方がわずかに変化する。

過程④では、 T_{Keep1} での保管期間の後、ロールは保持炉から移送され、空冷される。表面温度が急速に低下し、温度勾配が増加する。その結果、中心の圧縮応力は引張応力になるまで減少し、表面の圧縮応力は増加する。均一な加熱焼入れ中のベイナイト変態と同様に、体積膨張はロール表面で発生し、応力は引張から圧縮に逆転する。一方、中央の圧縮応力は減少し、表面応力とバランスする。

図7に不均一加熱焼入れ後の応力成分 σ_z , σ_r , σ_θ , σ_{eq} の残留応力分布を示す。すべての応力成分 σ_z , σ_r , σ_θ はロール中心で圧縮となる。図7の $r = 200$ mmに生じる最大引張応力 $\sigma_z = 216$ MPaは、図5のロール中心での最大引張応力 $\sigma_z = 388$ MPaよりもはるかに小さい。これらの残留応力分布は、ロール破損のリスクを減らすのに役立つ。軸方向応力 σ_z は他の応力成分よりも大きいため、以下では主に σ_z について説明する。

不均一加熱焼入れ後と均一加熱焼入れ後の残留応力の比較

図8に $z = 0$ の中央断面に沿った応力分布 σ_z を、不均一加熱焼入れ後と均一加熱焼入れ後で比較し

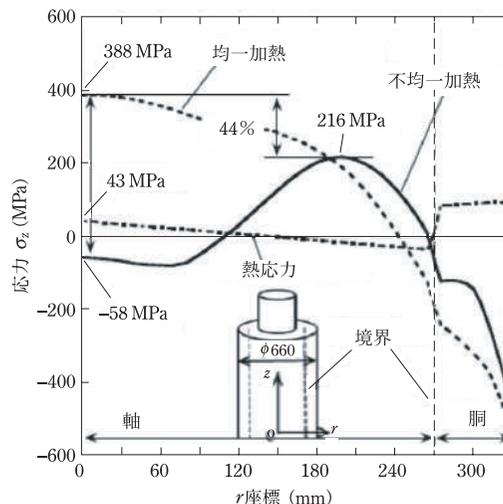


図8 不均一加熱焼入れ後と均一加熱焼入れ後の残留応力分布の比較.

て示す。両者の残留応力分布は大きく異なる。不均一加熱の最大引張応力は、中心応力が均一加熱の場合と比較して $(388) - (-58) = 446$ MPa減少するため、外内層境界の近くに現れる。不均一加熱焼入れでは表面圧縮応力は小さくなるが、熱き裂を防ぐのに十分な値である。すなわち、不均一加熱焼入れによって、ロール表面に十分な圧縮応力が生じ、ロール中心に小さな引張応力が生じるため、ロール破壊のリスクを低減するのに役立つことがわかる。

不均一な加熱焼入れ後の残留応力発生メカニズム

本稿では、図9と図10に示すように、不均一な加熱焼入れで中心応力を低減できる理由を説明するために、2つの側面で考察する。1つはパーライト変態効果と温度効果である。もう1つは T_{Keep1} と T_{Keep2} を保持する前(図9を参照)と、 T_{Keep1} と T_{Keep2} を保持した後の冷却効果である(図10を参照)。

図9は、図4および図5に示す $t_1 \sim t_4$ における過程④と⑤の間での残留応力分布 σ_z を示している。ここで、 t_1 は胴と軸の境界でのパーライト変

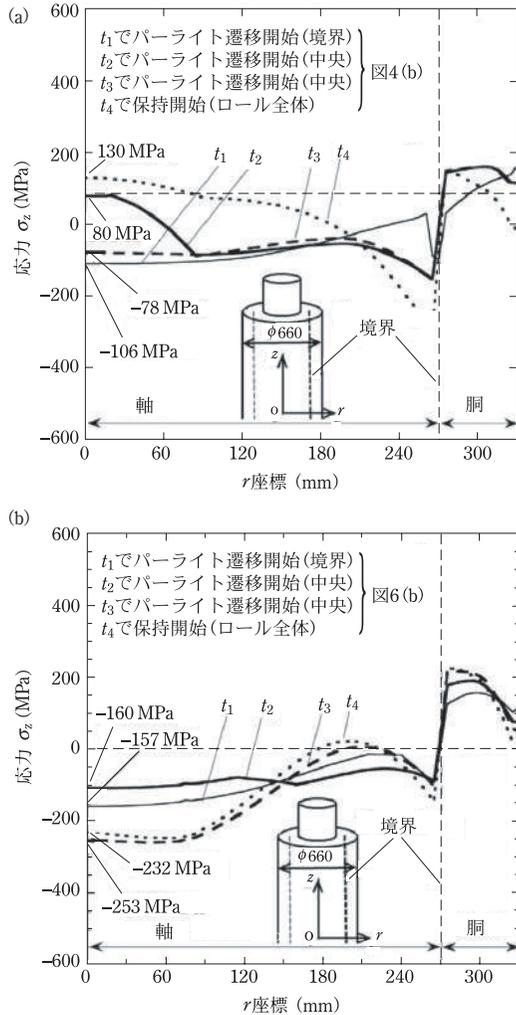


図9 プロセスを維持する前の⑧および⑨中の応力 σ_z の分布(時間 $t_1 \sim t_4$ は図4(b)および図6(b)に示す)。(a)均一な加熱と急冷、(b)不均一な加熱と急冷。

態の開始時間、 t_2 はロール中心でのパーライト変態の開始時間である。また、 t_3 はロール中心でのパーライト変態の終了時間、 t_4 は保持過程の開始時間である。不均一な加熱焼入れでは、引張応力と圧縮応力は均一な加熱焼入れの場合よりも大きくなる。

t_2 では、胴と軸の境界でパーライト変態が発生するため、境界付近の圧縮応力が増加し、中心付近の圧縮応力が減少する。 t_1 から t_2 までの中心応力の変化は、不均一加熱焼入れでは(-160)~

(-157)で51 MPaであり、均一加熱焼入れでは(80)~(-108)で188 MPaである。中心の圧縮応力の変化は、均一加熱焼入れの応力と比較して、不均一加熱焼入れの方がはるかに小さい。これは、不均一加熱焼入れの中心冷却速度が不均一加熱焼入れの中心冷却速度よりも遅いためである。

t_3 においては、パーライト変態が中心で発生するため、中心の圧縮応力が増加する。 t_2 から t_3 までの中心応力の変化は、不均一加熱焼入れでは(-253)~(-106)で-147 MPaであり、均一加熱焼入れでは(-78)~(80)で-158 MPaに変化する。中心の圧縮応力の変化は、 t_2 から t_3 に非常に近くなっている。

t_3 から t_4 までの中心応力の変化は、不均一加熱焼入れでは(-232)~(-253)で21 MPa、均一加熱焼入れでは(130)~(-78)で208 MPaである。

中心の圧縮応力の変化は、均一加熱焼入れの変化と比較して、不均一加熱焼入れの方がはるかに小さい。これは、中心冷却速度が均一加熱の場合よりも不均一加熱の場合の方が低いのが原因である。

不均一な加熱焼入れの中心応力は、パーライト変態の前後でわずかに増加し、中心での残留応力が小さくなると結論付けることができる。

図10は、表面温度が400、300、および200℃の場合のベイナイト変態後の $z=0$ である中央断面での応力分布 σ_z を示している。均一加熱焼入れの場合、分布形状を変えずに温度を下げると軸の応力分布が引張側に移動する。同様に、胴の応力分布は、分布の形状を変えずに温度を下げると圧縮側に移動する。胴と軸の境界での応力差は、温度が下がるにつれて小さくなる。不均一な焼入れの場合、応力分布は、同様の方法で分布形状を変更せずに移動する。さらに、中心応力の変化は(336)~(138)で198 MPaであり、均一焼入れする時の表面温度範囲が400~200℃の間において、表面応力の変化は(-435)~(-13)で-422 MPaである。

同様に、不均一加熱焼入れの場合、中心応力の変化は(-94)~(-281)で187 MPaであり、表面応力の変化は(-353)~(76)で-429 MPaである。

中心の圧縮応力の変化量は非常に近い。応力分

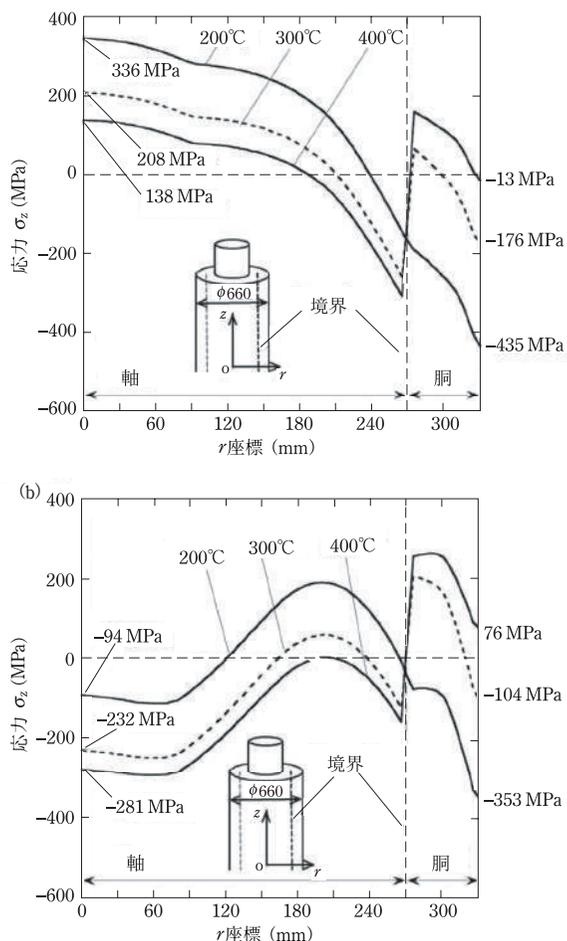


図 10 表面温度が 200, 300, 400℃ の場合のプロセス維持後の応力 σ_z の分布。(a) 均一な加熱と急冷, (b) 不均一な加熱と急冷。

布の最終的な形状は、主に温度 T_{Keep1} を維持する前の冷却プロセスに依存すると結論付けることができる。

不均一加熱焼入れによる胴折れ (ロール中心部からの破壊) の防止

熱間圧延工程では、熱間圧延材の接触によりロール表面温度は 800℃ になり、水冷により急速に冷却される。この繰り返しの温度変化により、ロール表面に熱疲労き裂が発生する可能性がある。一方、圧延開始時に熱による胴折れ破損が発生

する可能性がある。この胴折れ破損は、ロール中心と胴の内表面の最大温度差に関連している。参考文献 16) によれば、この温度差により、ロール内の既存の残留応力に重ね合わされる熱応力が発生する。70℃ の温度差は約 110 MPa の熱応力の追加を引き起こす。サーマルスキン層が存在するため、ロール温度分布はロール表面近くで急激な温度勾配を持つことが知られている¹⁷⁾¹⁸⁾。

サーマルスキン層の深さは、半径の約 1% と見積もることができる。このため、サーマルスキン層を超えて表面から約 1 mm 下の表面下の温度をベース表面温度と見なす必要がある。胴の内面と中心の間の温度分布は、参考文献 17) に示されているように線形分布で近似できる。線形の温度分布は、実際の熱応力と比較して、ロール中心でより大きな応力を発生させることが確認されている。言い換えれば、胴内面と中心の間の線形温度分布を使用して、熱応力を安全に評価することができる。初期の熱間圧延過程では、胴の表面下温度が 70℃¹⁹⁾、ロール中心温度が 40℃¹⁸⁾ という最大温度差が報告されている。

不均一加熱および急冷法の有用性を検証するために、これらのデータを熱応力解析に適用した。

図 8 に示すように、均一加熱焼入れでは、残留応力と熱応力を組み合わせることにより、ロール中心での最大応力 σ_z は (388) ~ (43) で 431 MPa になる。不均一加熱焼入れでは、複合応力 σ_z はロール中心で (-58) ~ (43) で 15 MPa であり、最大応力 σ_z は境界付近で (216) ~ (-6) で 210 MPa である。

ロール中心の破壊のリスクを議論するために、安全係数は引張強度 σ_B と軸応力 σ_z から σ_B/σ_z として定義される。不均一加熱焼入れでは、ロール中心において $|\sigma_B/\sigma_z^{center}| = 27.67$ 、境界近くでは $\sigma_B/\sigma_z^{center} = 1.98$ である。それらは非常に大きいため、均一加熱焼入れにおける $\sigma_B/\sigma_z^{center} = 1.04$ よりも安全である。

安全性を確保するために、ロール設計には安全率 $\sigma_B/\sigma_z \geq 1.2$ が必要であることが経験的に知られている。均一加熱焼入れにおいては、その値 $\sigma_B/\sigma_z^{center} = 1.04$ は要求される安全率 $\sigma_B/\sigma_z \geq 1.2$ より

もかなり小さい。一方、不均一な加熱では、最も危険なポイントでの安全率 $\sigma_B/\sigma_z^{\text{center}} = 1.98$ は、必要な安全率 $\sigma_B/\sigma_z \geq 1.2$ よりも十分に大きい。従って、不均一加熱焼入れ法を使用することにより、ロールの安全性を大幅に改善できると結論付けることができる。

上記の熱応力解析では、焼入れ直後の解析から想定残留応力が得られた。しかし、実際の残留応力は2~4回繰り返される焼き戻し過程によって30%減少する可能性があることが知られている。均一加熱焼入れにおいて残留応力が30%減少すると仮定すると、焼き戻しにより中心残留応力 σ_z は272 MPaになる。そこで、安全条件 $\sigma_B/\sigma_z \geq 1.2$ を満たす $\sigma_B/\sigma_z^{\text{center}} = 1.32$ を得られることになる。したがって、ロール冷却システム下での均一な加熱急冷でも問題なくロールの安全性が保証される。ロールの安全性は、均一加熱焼入れよりも不均一加熱焼入れの方が容易に保証されることになる。

不均一な加熱後の焼入れの有用性

上記の検討において示されたように、不均一加熱焼入れは、中心引張応力を減少させることによってロール破損のリスクを低減するのに有用である。一般的に、不均一加熱焼入れの有用性として、次を挙げることができる。

1. 不均一加熱方式により予熱時間を短縮し、省エネとなる。
2. 不均一加熱焼入れを使用することにより、焼入れ時間と予熱時間も短縮され、高温での運転時間が短縮される。
3. 軸材料の焼入れ温度は900℃より低く、過度の加熱による材料の劣化を防ぐ。
4. 上記の説明で示したように、不均一加熱焼入れは、表面の圧縮応力を低下させることなく、中心の引張応力を低下させることで、破損のリスクを低減する。
5. 急冷速度により、材料の構造を微細化し、いくつかのマルテンサイト構造を生成することがで

きる。その結果、熱間圧延時の衝撃強度とロール強度を向上させる硬質の胴が得られる。

参考文献

- 1) C. F. Onisa and D. C. J. Farrugia: Investigations into roll thermal fatigue in hot rolling, *Int. J. Mater. Form.*, **1** (1) (2008), 363-366.
- 2) A. Pérez, R. L. Corral, R. Fuentes and R. Colás: Computer simulation of the thermal behavior of a work roll during hot rolling of steel strip, *J. Mater. Process. Technol.*, **153** (2004), 894-899.
- 3) D. Benasciutti: On thermal stress and fatigue life evaluation in work rolls of hot rolling mill, *J. Strain Analysis.*, **47** (5) (2012), 297-312.
- 4) D. F. Chang: Thermal stresses in work rolls during the rolling of metal strip, *J. Mater. Proc. Technol.*, **94** (1999), 45-51.
- 5) Y. Sano, T. Hattori and M. Haga: Characteristics of High-carbon High Speed Steel Rolls for Hot Strip Mill, *ISIJ international*, **32** (11) (1992), 1194-1201.
- 6) 佐野義一, 木村和夫: ホットストリップミル仕上後段作業ロールに生じるスポーリングの統計的解, *鉄と鋼*, **73** (9) (1987), 1154-1161.
- 7) K. H. Schroder: A basic understanding of the mechanics of rolling mill rolls, *Eisenwerk Sulzau-Werfen, ESW-Handbook*, (2003), 71.
- 8) Roll failures manual, Hot mill cast work rolls, The European Foundry Association, Roll Section, (2002), 19.
- 9) H. G. Fu, A. M. Zhao and J. D. Xing: Development of centrifugal casting high speed steel rolls, *J. Univ. Sci. Technol. Beijing.*, **10** (6) (2003), 61-66.
- 10) H. G. Fu, H. J. Zhao, Z. Z. Du, Z. J. Feng, Y. P. Lei, Y. Zhang, M. W. Li, Y. H. Jiang, R. Zhou and H. X. Guo: Heat treatment of centrifugally cast high carbon high vanadium high speed steel mill roll, *Ironmaking Steelmaking*, **38** (5) (2001), 338-345.
- 11) H. G. Fu, X. L. Chen, Z. Z. Du and Y. P. Lei Zhenjun: Effect of quenching temperature on structure and properties of centrifugal casting high speed steel roll, *Journal China Foundr.*, **6** (1) (200), 15-19.
- 12) B. C. Liu and S. M. Zuo: Poor warm treatment of centrifugal compound high-chromium steel roll, *China Foundry Machinery & Technology*, **4** (2015), 18-20.
- 13) 沈才平: 大型鍛鋼支承輾差温热处理工艺研究和生产实践, *金属热处理*, **28** (8) (2003), 50-53.

- 14) S. Li, C. J. Wu, J. X. SU and Y. J. Zhang: Differential heat treatment process of Cr3 compound cast steel backup rollers, *J. Univ. Sci. Technol. Beijing*, **32** (3) (2010), 331-335.
- 15) R. Wu and C. Wu, X. Zhang: Effect of heat treatment on property of core of high speed steel-ductile cast iron compound roll, *Foundry Technology*, **28** (2) (2007), 190-194.
- 16) CAFE, Roll Failures Manual: Hot Mill Cast Work Rolls, The European Foundry Association, Roll Section, Düsseldorf, German, (2002), 19.
- 17) D. Benasciutti: *J. Strain Anal.*, **47** (2012), 297.
- 18) J. Kihara: *Tetsu to Hagane*, **80** (1994), 386.
- 19) S. Cerni, A. S. Weinstein and C. F. Zorowski: *Iron SteelEng.*, **40** (1963), 165.

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。