円柱の焼入れにより生じる残留応力について

第3報 相変態しない材料の残留応力分布の支配因子と系統的整理

正員 寺崎 俊夫*
川上 博己**

正員 福谷 理明***
長谷川 弘毅**

Study on Residual Stress in Cylinders Generated by Quenching
Third Report Factor of Determination and Systematic Arrangement of Residual Stress Distribution of Material
where Phase Transformation is not generated

by Toshio Terasaki, *Member* Michiaki Fukuya, *Member*
Hiroki Kawakami Kouki Hasegawa

Summary

The factor that influences the residual stress distribution generated by a quenching process was clarified and an analysis technique for estimating the residual stress distribution was established accurately even if the diameter of the cylinder is changed. First of all, a method of the numerical analysis was established through the comparative study of the experimental and the numerical analysis values of the residual stress distribution by using the steel material where the phase transformation is not generated during a quenching process. Next, using the established method of the numerical analysis, the influences of material constants and mechanical properties on the residual stress distribution were examined followed by clarifying the factor to estimate the residual stress distribution when the diameter of the cylindrical material is changed. Non-dimensional heat dissipation ' H ' is important as for the factor of temperature, and each temperature dependency of linear expansion coefficient, Young's modulus and yield stress are important as for the factor of materials to analyze the residual stress distribution. It was confirmed that the residual stress distribution was able to be predicted by using Non-dimensional heat dissipation ' H ' provided that the material was fixed and the diameter of cylinder was changed.

Key words : cylindrical steel, quenching, non-dimensional heat dissipation, residual stress, finite element method

1. 緒言

前報の第1報¹⁾において、円柱焼入れにおける残留応力の発生源である温度上昇について、数値解析上の注意点と温度上昇を支配する因子を明確にした。第2報²⁾ではマルテンサイト変態が冷却過程で生じる場合を対象にして、実験の残留応力分布を数値解析で推定する上での重要な材料定数の温度依存性と計算方法の注意点を明確にした。

本報告では、相変態が冷却過程で生じない材料（例えば、オーステナイト系ステンレス鋼）を対象にして、円柱焼入れで生じる残留応力分布を取扱った。鋼材を焼入れした時の残留応力分布を取り扱った論文³⁾⁻⁵⁾は多く存在するが、残留応力分布の発生に大きく影響を及ぼす物性値の影響を検討し

た報告は少ない。また多くの検討事例は小物の機械部品が多く、対象物の寸法が大きく変わった場合の残留応力分布を検討した報告も少ない。

本報告では焼入れ過程の残留応力分布を系統的に整理する研究の第3報として、焼入れ過程で相変態を生じない材料を使用して、水冷後の残留応力分布に及ぼす諸因子の影響を検討し、残留応力分布に及ぼす材料定数の影響を明らかにした。最初に、残留応力に関する実験値と熱弾塑性による数値解析実験(数値実験と呼ぶ)値を比較検討して、数値実験方法を確立した。次に、確立された数値実験方法を使用して、円柱焼入れで生じる残留応力分布の支配因子を、温度上昇に関する因子と塑性力学に関する因子に分類して検討し、残留応力分布に大きな影響を与える因子を明らかにした。最後に、材料が決まった場合における残留応力分布を連続体力学が使用できるマイクロメータスケールからメータスケールまで統一的に取扱う上での基本因子を検討し、円柱直径寸法が変わっても残留応力分布を予測できるパラメータを明らかにした。

* 九州工業大学工学部物質工学科

** 九州工業大学工学研究科学生

*** 日本鍛造鋼株式会社

2. 残留応力分布の実験値と数値実験値の比較

2.1 実験方法

焼入れにより発生する残留応力を種々の条件ですべて実験により求めることは大変であり労力も多くかかる。そこで実験値と数値解析結果が一致する数値実験手法を確立すれば、数値実験により残留応力を検討できると考えた。本章では残留応力分布を求める実験を二例行い、実験値を推定できる数値実験手法を検討した。

Fig.1 に実験に使用した円柱試験片を示す。前報^{1),2)}と同様に、直径 70mm、軸長 210mm の円柱を用い、オーステナイト系ステンレス鋼の SUS304 鋼と炭素鋼の SS400 鋼の 2 つの材料を使用した。SUS304 鋼の試験片は炉中で 840℃ に 2 時間保持し、炉出し後水冷した。SS400 鋼は A_{c1} 温度が 750℃ であった。そのため SS400 鋼の試験片は相変態が生じない場合の残留応力分布を取り扱うため、炉中で 700℃ に 2 時間保持した後、炉出し後水冷した。水冷後の残留応力分布の測定は Sachs 法⁶⁾を用いた。また Sachs 法のみでは円柱表面の応力が測定し難いため、表面残留応力はひずみゲージ貼付切り出し法にて測定した。SS400 鋼については熱処理前後の軸長径方向の変位をレーザ変位計を用いて測定し、残留応力分布と変形についても測定を行った。

Fig.1 Specimen for measuring residual stress

2.2 数値解析方法

前報¹⁾において、有限要素法を使用した数値解析における、焼入れ過程の温度分布を精度良く推定するための要素分割の方法を示した。温度分布は熱応力の源であり、熱応力、残留応力の発生原因である。有限要素法を用いた熱弾塑性数値解析では、前報¹⁾で得られた要素分割を基本に、半径方向の隣り合う要素長比が 2 倍以下になるようにした。円柱では軸長は十分に長いので、軸長端面近傍以外では残留応力分布に軸長変数 z はあまり寄与しない。そこで、長方形要素の縦横比であるアスペクト比を種々に変化させて予備計算を行った結果、アスペクト比 10 以下において、軸長中央近傍断面で同じ残留応力分布と残留塑性ひずみ分布が得られた。

Fig.1 の半径 35mm の円柱を水冷(熱伝達係数は

Fig.2 Mesh division

$0.004\text{J}/\text{mm}^2\cdot\text{s}\cdot^\circ\text{C})^{1)}$ した時の最小要素長は 0.5mm となった。

Fig.1 では円柱の軸長が十分長い場合の残留応力を目的にして、Saint-Venant's の原理⁷⁾より軸長を直径の 3 倍とし、軸長中央部の残留応力を求めている。したがって、円柱軸端面 ($z=\pm 105$)における水冷により生じた軸長端面の存在により生じた残留塑性ひずみ(固有ひずみ)は軸長中央近傍の残留応力に寄与しない。Fig.2 に要素分割の一例を示す。解析は 4 節点 1 要素とし、実験に使用した円柱寸法の軸対称 1/4 モデルを用いた。数値解析においては軸長端面の要素分割も温度変化の精度を考慮した要素分割方法を使用した。なお数値解析は熱弾塑性解析ソフト COSMOSM を使用した。

焼入れ過程の温度を数値解析するのに必要な比熱、熱伝導率の温度依存性は前報¹⁾の値と文献値⁸⁾を使用した。弾塑性解析に使用したヤング率 (E)、線膨張係数 (α)の温度依存性は文献の値^{9),10),11)}を使用した。降伏応力 (σ_y)の温度依存性は塑性ひずみの生成に関連して重要であり、特に熱応力による塑性ひずみ発生温度 (鋼では約 300℃以下) の 2 倍以下の

Fig.3 Temperature dependence of material properties for SUS304

Fig.4 Temperature dependence of material properties for SS400

温度範囲での降伏応力は重要である^{12),13)}。そこで、降伏応力の温度依存性は高温引張試験を行って実験により求めた。数値解析で使用した材料定数の温度依存性を SUS304 鋼並びに SS400 鋼についてそれぞれ Fig.3, Fig.4 に示す。なお、数値解析では加工硬化による降伏応力の上昇は取扱わなかった。すなわち完全弾塑性体として計算している。

2.3 実験値と数値解析値の比較

Fig.5 に SUS304 鋼の残留応力分布の実験値と数値解析の比較図を示す。図中の○, △, □, ▲, ■印は実験値であり、実線、破線、粗い破線は数値解析結果である。記号○, △, □印は Sachs 法による実験値、▲, ■印は切り出し法による実験値である。半径方向応力 (σ_r) の実験値○印と解析値である実線並びに円周方向応力 (σ_θ) の実験値□, ■印と解析値である粗い破線はほぼ一致している。円柱中心部($r=0$)近傍での残留応力は約 265MPa であり、室温での降伏応力

Fig.5 Comparison between experimental data and numerical results of residual axial stress for SUS304

Fig.6 Comparison between experimental data and numerical results of residual axial stress for SS400

Fig.7 Comparison between experimental data and numerical results of radial displacement for SS400

294MPa にほぼ等しい。

軸方向応力 (σ_z) の実験値△印と解析値である破線も概ね一致している。なお、計算では降伏応力曲面は Mises の等方硬化則を使用している。円柱中心部($r=0$)近傍での軸方向の残留応力は約 550MPa であり室温での降伏応力 294MPa の約 2 倍になっている。 $\sigma_r, \sigma_z, \sigma_\theta$ から求められる相当応力 $\bar{\sigma}$ は降伏応力になっており、円柱中心部は降伏している。降伏には平均応力項が塑性に寄与しないため、軸方向応力は 550MPa と大きな値になっている。

Fig.6 に SS400 鋼の残留応力分布の実験値と数値解析の比較図を示す。また Fig.7 に軸長に沿って測定した径方向の変位の実験値と数値解析の比較図を示す。SUS304 鋼同様に残留応力分布は 3 軸方向全てにおいて概ね実験値と解析値は一致している。また熱処理前後の径方向の変位についても実

験値と解析値は概ね一致した。

SUS304 鋼ならびに SS400 鋼の残留応力分布の実験値と数値解析値の誤差を検討した。残留応力測定箇所（3 軸応力）の実験値と数値解析値の誤差の平均は各鋼種共に $\pm 10\%$ であった。また SS400 鋼については変位の実験値と数値解析値の誤差を検討した。両端面から 30mm 箇所までの実験値と解析値の誤差の平均は約 $\pm 40\%$ と大きい。両端面以外の軸長中央箇所では実験値と数値解析値の誤差の平均は $\pm 13\%$ であり、ほぼ残留応力分布と同程度の解析精度を示した。

残留応力分布と数値解析結果の比較・検討を行った論文^{14),15)}は多くあるが、実験値と数値解析値の誤差は約 $\pm 30\%$ 程度ある。試験片内外で温度差が大きく生じる焼入れ処理等を行った場合、発生する応力は材料が有する降伏曲線上を推移しやすいことを考慮すれば、残留応力分布の実験値と数値解析値は一致しやすい傾向にある。一方、変位（見かけのひずみの積分値に対応）の実験値と解析値を比較・検討した論文^{14),16)}は数例存在するが、実験値と解析値は大きく異なっており誤差は検討されていない。変位と応力の相応を実験値と数値解析値で比較することは、見かけのひずみと弾性ひずみを同時に比較しており、焼入れにより生じる残留応力・変位の発生原因である残留塑性ひずみを間接的に検討していることになる。本解析手法では、残留応力と変位の比較において、数値解析精度が約 $\pm 10\%$ 程度の誤差にて解析が行えていることを考慮すると、残留応力分布の予測解析精度は十分にあると考えられる。

以上より、前報¹⁾で提案した熱サイクルの精度を保證した要素分割を使用し、降伏応力の温度依存性の実験値を求め、線膨張係数、ヤング率、比熱、熱伝導率は文献値を使用すれば、誤差 10% 程度で残留応力分布の実験値を予測できる。

3. 残留応力分布の支配因子

この章では、2 章で明らかになった数値解析条件を基本として、数値実験を行っている。

3.1 温度分布の因子

前報¹⁾で一樣温度 Θ_0 (°C) (以後、円柱初期温度とする) の円柱を雰囲気温度 θ_w (°C) の温度に焼入れした場合の温度上昇 T を取り扱い、無次元化変数

$$\tau = \sqrt{kt}/a, \quad H \equiv a\beta/\lambda, \quad R \equiv r/a$$

ただし、 λ : 熱伝導率、 t : 焼入れ後の時間、

a : 円柱半径、 k : 熱拡散率、 β : 熱伝達係数

を使用した次式で円柱焼入れ時の温度上昇 T が与えられることを示した。

$$T - \theta_w = 2H\Theta_0 \cdot$$

$$\sum_{n=1}^{\infty} \exp(-A_n^2 \tau^2) J_0(RA_n) / \{(H^2 + A_n^2) J_0(A_n)\} \quad \text{---(1)}$$

ただし、 A_n は $AJ_1(A) - HJ_0(A) = 0$ を満足する固有値

J_0, J_1 : 第一種ベッセル関数

したがって、焼入れ中の任意点 R の温度 $\theta(R)$ (°C) は次式の関数

$$\theta(R) = \theta(R, \Theta_0, \theta_w, H, \tau) \quad \text{---(2)}$$

で与えられる。

無次元時間 τ は熱拡散率 k の関数で、 $k = \lambda / c\rho$ であるから、熱伝導率 λ 、比熱 c 、密度 ρ の関数となる。

焼入れ後の残留応力は温度変化で決まるから、残留応力 σ_R は式(2)より温度上昇の整理因子の関数となる。

$$\sigma_R(R) = \sigma_R(R, \Theta_0, \theta_w, H, \lambda, c, \rho) \quad \text{---(3)}$$

以後の数値計算では、Fig.2 の解析モデルを用い、また Fig.5 の数値解析条件を基に、円柱の初期温度 Θ_0 を 840°C、雰囲気温度 θ_w を 25°C (水温相当) とした。この時の無次元熱放散係数は $H=5.3$ となった。温度分布の因子の検討について降伏応力、線膨張係数、ヤング率の温度依存性は Fig.3 の値を使用した。また密度は 3.1.3 節以外では 0.0078g/mm³ の一定値を使用した。

3.1.1 無次元熱放散係数

無次元熱放散係数 H は円柱半径 a 、水焼入れや油焼入れなどの焼入れ条件で決まる熱放散係数 $h (= \beta / \lambda)$ で決まるため、焼入れ時の温度上昇を決める重要因子である。そこで材

Fig.8 Effect of non-dimensional heat dissipation H on residual stress distribution

料一定(λ, c, ρ や機械的性質の温度依存性が一定であることを意味する)として、無次元熱放散係数 H で残留応力分布が一義的に決まるか検討した。

Fig.5 で数値解析を行った計算条件を基に円柱直径寸法を変えて残留応力分布の数値実験を行った。Fig.8 に円柱半径 35mm と 70mm の 2 つの円柱を無次元熱放散係数 $H=5.3$ の条件で冷却したときの軸方向残留応力分布を示す。○印は半径 35mm の計算結果で、実線は半径 70mm の計算結果である。横軸は半径の無次元数 $R(=r/a)$ としている。両者の計算結果は完全に一致しており、無次元熱放散係数 H で残留応力分布が整理できていることが分かる。(半径方向及び円周方向の計算結果も同じ結果であった。今後の議論においては、紙面の都合上、軸方向応力のみを示す。)

3.1.2 熱伝導率

熱伝導率 λ は温度を決める式(2)の因子である無次元熱放散係数 H 及び無次元時間 τ を決めている材料定数であり、残留応力に影響を与える因子である。Fig.9 に数値実験で検討した熱伝導率の温度依存性の値を示す。Fig.9 の○印はオーステナイト系ステンレスの SUS304 鋼の熱伝導率の温度依存性の値を示している⁸⁾。実線は円柱初期温度の高温での熱伝導率を、破線は雰囲気温度での熱伝導率を用いた一定値である。

Fig.10 に数値実験結果を示す。実線は熱伝導率の温度依存性を考慮した結果である。○印の円柱初期温度である高温の熱伝導率で数値解析した結果は実線に一致しているが、△印の雰囲気温度での熱伝導率を使用した解析結果は、温度依存性を考慮した実線の結果とは厳密には一致していない。Fig.5 の解析条件では $H \geq 5.3$ となり焼入れの急冷効果が大きく、円柱中心部の残留応力がほぼ降伏したため、○印並びに

Fig.9 Temperature dependence of thermal conductivity coefficient

Fig.10 Effect of thermal conductivity coefficient on residual stress distribution in case of $H \geq 5.3$

Fig.11 Effect of thermal conductivity coefficient on residual stress distribution in case of $H \leq 2.0$

△印の残留応力分布は 2.3 節で述べた数値解析精度 $\pm 10\%$ の誤差内にあったと考えた。熱伝導率 λ は無次元熱放散係数 H を決める因子であり、無次元熱放散係数 H は残留応力分布を決める重要な因子である¹⁾。そこで残留応力分布に及ぼす熱伝導率の影響を明確にするため、ここでは熱伝導率の値を変え、急冷効果が小さく円柱中心が降伏し難い条件である $H \leq 2$ の条件で数値実験を行った。数値実験結果を Fig.11 に示す。Fig.10 同様に○印の円柱初期温度である高温の熱伝導率一定で数値解析した結果は温度依存性を考慮した実線の結果と一致した。これらの数値実験結果は、熱伝導率は焼入れ直後における円柱表面の無次元熱放散係数 $H(=a\beta/\lambda)$ に大きく影響されていることを示している。

円柱焼入れで発生する塑性ひずみ(固有ひずみの発生源)

は雰囲気温度と接する表面側の急冷により、表面近傍に発生し、残留応力を発生させる。したがって急冷時の熱放散係数が重要となったと考えられる。すなわち、円柱初期温度 θ_0 (°C)での熱伝導率が残留応力を支配している。

3.1.3 比熱と密度

比熱と密度も熱拡散率を決める因子であるため、式(2)の温度を決める因子となり、式(3)に示すように残留応力の因子となる。そこで、比熱 c の温度依存性のデータ⁸⁾から、円柱初期温度 θ_0 での値 $0.65 \text{ J/g} \cdot ^\circ\text{C}$ 、雰囲気温度 θ_w での値 $0.51 \text{ J/g} \cdot ^\circ\text{C}$ 及び比熱の温度依存性の値で数値実験を行った。一方、密度 ρ (g/mm^3)は 0.0078 g/mm^3 以外に、 0.0040 g/mm^3 として数値実験を行った。Fig.12 に数値実験結果を示す。数値実験結果では、残留応力分布はすべて同じ分布となり、比熱、密度は残留応力分布に影響しなかった。

比熱と密度は $k = \lambda / cp$ を通して、ある時刻での温度分布に影響を与えるが、同じ無次元化時間 $\tau (= \sqrt{kt} / a)$ での温度分布は同じになるため¹⁾、温度分布の変化で決まる弾塑性挙動に影響せず、残留応力に影響を与えなかったのである。

Fig.12 Effect of specific heat on residual stress distribution

3.2 材料の因子

本節では弾塑性に影響を与える機械的性質が、残留応力に影響を与えるか否かを数値実験で検討する。以後の数値計算では、3.1 節の温度分布の因子を検討した時と同様に Fig.2 の解析モデル並びに残留応力分布が誤差約 $\pm 10\%$ 程度で解析できる Fig.5 の数値解析条件を基に、残留応力分布に及ぼす材料の因子を検討する。円柱の初期温度 θ_0 を 840°C 、雰囲気温度 θ_w を 25°C (水温相当)とした。また材料定数は対象としている項以外は Fig.3 の値を使用した。密度は

0.0078 g/mm^3 の一定値を使用した。3.2.3 節の降伏応力については降伏応力の値を大きく変えた場合も考慮するため、焼入れ効果が大きい 2 水準の無次元熱放散係数 ($H=5.3$, $H=20$)にて数値実験を行い、降伏応力が残留応力分布に与える影響について検討した。

3.2.1 ヤング率

Fig.3 に示されたヤング率の温度依存性を基礎にして、円柱初期温度 $\theta_0 (= 840^\circ\text{C})$ でのヤング率の値 142 GPa で一定、並びに雰囲気温度 $\theta_w (= 25^\circ\text{C})$ でのヤング率の値 200.9 GPa で一定として、無次元化熱放散係数 $H=5.3$ の条件で残留応力分布の数値実験を行った。Fig.13 に数値実験結果を示す。

Fig.13 に示す実線は Fig.3 に示すヤング率の温度依存性を考慮した場合の残留応力分布である。○印は雰囲気温度 25°C でのヤング率 200.9 GPa 一定で解析した残留応力分布であり、△印は円柱初期温度 840°C でのヤング率 142 GPa 一定で解析した残留応力分布である。図より、ヤング率の温度依存性は残留応力分布に影響していることになる。数値解析精度 $\pm 10\%$ の誤差を考慮すると、○印並びに△印は誤差範囲内を示すが、誤差の程度は○印の雰囲気温度 25°C でのヤング率 200.9 GPa 一定で解析した結果の方が小さい。

溶接残留応力分布では、ヤング率の温度依存性を考慮した残留応力分布と室温のヤング率一定で解析した残留応力分布はほぼ一致した¹²⁾。しかし円柱焼入れではヤング率の温度依存性まで考慮した数値解析が必要である。

以上より、円柱焼入れの残留応力分布はヤング率の温度依存性を考えて数値解析する必要があるが、大略の残留応力を求める場合は雰囲気温度のヤング率一定で取捨てることになる。

Fig.13 Effect of Young's modulus on residual stress distribution

3.2.2 線膨張係数

Fig.3 に示された線膨張係数(α)の温度依存性を基礎にして、円柱初期温度 θ_0 ($=840^\circ\text{C}$)での値 $2.08 \times 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ で一定及び雰囲気温度 θ_w ($=25^\circ\text{C}$)での値 $1.75 \times 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ で一定として、残留応力分布の数値実験を無次元熱放散係数 $H=5.3$ で行った。数値実験結果を Fig.14 に示す。図の実線は Fig.3 に示す線膨張係数の温度依存性を考慮した場合、○印は円柱初期温度 840°C での線膨張係数の一定値、△印は雰囲気温度 25°C での線膨張係数の一定値で計算した残留応力分布である。図より線膨張係数の温度依存性も残留応力分布に影響を与えており、3つの条件での数値実験結果は一致していない。しかし○印の円柱初期温度 840°C での線膨張係数の一定値を用いて解析した結果は、数値解析精度 $\pm 10\%$ の誤差範囲内を示し、また実線と比較した誤差の程度も△印の雰囲気温度 25°C での線膨張係数の一定値で計算した結果より小さく、実線に近い残留応力分布を示す。

以上より、円柱焼入れの残留応力分布は線膨張係数の温度依存性を考えて数値解析する必要があるが、大略の残留応力を求める場合には円柱初期温度の線膨張係数一定で取扱えることになる。

Fig.14 Effect of linear expansion coefficient on residual stress distribution

3.2.3 降伏応力

溶接残留応力分布並びに相変態を生じる円柱の焼入れ後の残留応力分布には、降伏応力の温度依存性が大きな影響を与えた^{2),13)}。この原因は最高温度で降伏応力が小さくなるためである。Fig.3 に示す降伏応力の実験値を Fig.15 に○印の太い実線で再掲する。実験値を直線近似に置き換えた破線、雰囲気温度での降伏応力 294MPa で一定の温度依存性とした細い実線、粗い破線は雰囲気温度での降伏応力を仮の

Fig.15 Temperature dependence of yield strength

Fig.16 Effect of yield strength on residual stress distribution in case of $H=5.3$

500MPa として温度依存性を直線近似した。

無次元熱放散係数 $H=5.3$ として数値実験した残留応力分布を Fig.16 に示す。実線は降伏応力の実験値を使用した解析結果であり、△印は実験値の降伏応力を直線近似した残留応力分布、○印は雰囲気温度の降伏応力 294MPa で一定とした残留応力分布である。図より実験で得られた降伏応力を使用した数値解析である曲線に、厳密に一致した結果は得られていない。△印である実験値の降伏応力を直線近似した残留応力分布は、数値解析精度 $\pm 10\%$ の誤差範囲内を示すが、雰囲気温度の降伏応力 294MPa で一定とした残留応力分布である○印の解析誤差は大きい。したがって大略の残留応力分布を数値解析で得る場合には、雰囲気温度の降伏応力の値と高温での降伏応力の値を直線近似とした降伏応力値で残留応力分布は、実線と概ね一致する。

以上より、厳密な残留応力を得るためには、降伏応力の温度依存性を高温の焼入れ温度まで、実験で求めておく必要がある。しかし、大略の残留応力分布を得るためには、降伏応力が力学の立場からゼロと見なせる 10MPa 程度になる温度と室温近傍の降伏応力の実験値を求めて、直線近似した降伏応力の温度依存性にて数値解析を行えばよい。

Fig.17 は焼入れ効果が大きい場合を対象として、無次元化熱放散係数 $H=20$ で数値実験した残留応力分布である。縦軸は軸方向応力 σ_z を 25°C の降伏応力である σ_{y0} で割って無次元化している。図中の実線は Fig.15 に示す 25°C で 500MPa の降伏応力を持つ粗い破線の降伏応力の温度依存性で解析した結果である。残留応力分布は概ね一つの曲線で整理できている。また円柱中心部は降伏状態になっていた(計算事実として、 σ_z が降伏応力の 2 倍になっていると、残留応力は Mises の降伏曲線に載っていた)。焼入れ効果が大きい(H が大きい)場合には、応力変化が激しく、残留応力が降伏曲面に達しやすいため、Fig.15 の実験値の降伏応力と 25°C で 500MPa の降伏応力を仮定し直線近似した降伏応力の相違は無次元化された残留応力分布に影響を与えなかった。

Fig.17 Effect of yield strength on residual stress distribution in case of $H=20$

4. 残留応力分布の整理

3章の考察より、温度因子としては無次元化熱放散係数 H が重要であり、熱伝導率は高温の円柱初期温度での値が重要である。弾塑性解析に必要な機械的性質の因子は溶接残留応力の場合と異なり、線膨張係数、ヤング率、降伏応力のそれぞれの温度依存性が重要であることが示された。

円柱焼入れで残留応力をマイクロスケールからメタス

ケールで取り扱う場合には、材料は一定であるから弾塑性に関する機械的性質の温度依存性、熱因子である熱伝導率も同じとなる。マイクロスケールからメタスケールは寸法の問題であるから、無次元化熱放散係数 $H(=a\beta/\lambda)$ で取り扱える。すなわち、 H を使用して残留応力分布は整理できる。したがって第4章では残留応力分布が H によりどのように変化するかを検討した。

Fig.18 に無次元化熱放散係数 H を変化したときの残留応力分布を示す。縦軸は軸方向応力 σ_z を 25°C の降伏応力である σ_{y0} で割って無次元化している。ヤング率、線膨張係数、降伏応力の温度依存性は Fig.3 を使用し、また解析モデルは Fig.2 を使用した。図より 25°C の降伏応力が 294MPa の条件では、 $H=5.3$ の○印と $H=40$ の太い実線の残留応力分布はほぼ一致しており、円柱中心の残留応力は降伏している。また

Fig.18 Arrangement of residual stress distribution used by H

Fig.19 Effect of non-dimensional heat transfer coefficient on temperature distribution

$H=2$ (Δ 印) 以上の値にてほぼ同様の傾向も示した. H が 2 より小さくなるとともに残留応力分布は口, $\diamond$ 印となり, 残留応力の絶対値は小さくなる. この原因は水冷における急冷効果の温度分布変化と考えられる. Fig.19 に無次元熱放散係数 $H=1$ の温度分布を細い実線, 破線, 粗い破線で, $H=5.3$ の温度分布を太い実線, 破線, 粗い破線で示す. 無次元熱放散係数 $H=5.3$ では, 無次元化時間 τ が 0.1 (半径 35mm の円柱 SUS304 鋼を水冷した場合は約 1.6 秒) になると円柱表面の温度は急激に低下し約 540℃となっているが, $H=1$ では約 770℃である. また無次元化時間 τ が 0.4 及び 0.7 の温度分布を比較すれば, H が小さくなると, 円柱表面と円柱中心の温度差が小さくなり, 熱応力が発生し難いことが理解できる.

Fig.18 の効果を確認するために, 直径 30mm, 軸長 90mm の SUS304 鋼の円柱を用い, 2.1 節同様に 840℃から水冷して残留応力分布を Sachs 法にて求めた. SUS304 鋼の 840℃での熱伝導率は 0.0265J/mm²・s・℃であり⁸⁾, 水冷時の熱伝達係数は 0.004J/mm²・s・℃であるから¹⁾, 直径 30mm, 直径 70mm では無次元化熱放散係数 H はそれぞれ 2.3, 5.3 となる. 実験で測定した $H=2.3$ 及び $H=5.3$ の残留応力分布を Fig.20 に示す. 半径方向応力(σ_r), 軸方向応力(σ_z), 円周方向応力(σ_θ) を $H=2.3$ (直径 30mm) では○, Δ , $\square$ 印で示す. また $H=5.3$ (直径 70mm) では実線, 破線, 粗い破線で示す. $H=2.3$ も $H=5.3$ も残留応力分布は概ね一致している. Fig.20 の $H=2.3$ ($\phi 30$) と $H=5.3$ ($\phi 70$) の実験誤差の平均は $\pm 14\%$ であった. また Fig.18 の $H=2$ と $H=5.3$ の数値実験の誤差の平均は $\pm 6\%$ であった. 実験誤差は数値実験の誤差より大きいが約 $\pm 10\%$ 程度の誤差であるため数値実験値は実験値の残留応力分布を十分予測できている. このため Fig.18 の解析結果の妥当性が確認できたと考えられる.

Fig.20 Effect of non-dimensional heat dissipation H on residual stress distribution

Fig.21 Relation between yield stress and non-dimensional heat dissipation H that doesn't influence residual stress distribution

Fig.18 より, 焼入れ効果が小さい $H=2$ の条件でほぼ円柱中心が降伏する条件となり H が 2 より大きくなっても残留応力分布は大きく変わらなかった. これは 25℃の降伏応力が 294MPa と低く, 残留応力が降伏曲面に達しやすいためであり, 降伏応力の値が変わると円柱中心が降伏する H の条件も大きく異なると考えられる. そこで 25℃の降伏応力の値を大きく変化させて残留応力分布に影響を与えない H の値を数値実験により求めた. なお数値実験では円柱中心が降伏する H の条件を基準にし, 残留応力分布の誤差が 10%以内となる H の値を求めた. Fig.21 に数値実験結果を示す.

降伏応力の値が高くなると, 円柱中心に生じた残留応力が降伏し難い条件となるため, 円柱中心の残留応力が降伏する条件から導かれた残留応力分布に影響を与えなくなる H の値も大きくなっている. 図より 25℃の降伏応力の値から, 残留応力分布に影響を与えない H の関係は直線で整理できる.

以上より材料一定の場合, マイクロスケールからメタスケールの残留応力分布は無次元熱放散係数 H で取り扱うことができ, また室温近傍の降伏応力の実験値があれば, 残留応力分布に影響を与えない円柱直径寸法が容易に推測できる.

5. 結論

本論文では, 円柱焼入れ過程で相変態が生じない材料を用い, 残留応力分布に及ぼす材料定数及び機械的性質の影響を検討するとともに, 円柱直径サイズが変化したときの残留応

力分布を系統的に整理する因子を明らかにした。得られた主な結論を以下に示す。

- (1) 温度変化を精度良く推定できる要素分割を使用すれば、円柱焼入れで相変態を生じない場合の残留応力分布の実験値を数値実験で誤差約10%程度で精度良く推定できることを示した。
- (2) 比熱と密度は残留応力分布に影響を与えない。
- (3) 円柱の初期温度での熱伝導率を用いて計算される無次元熱放散係数が残留応力分布に大きな影響を与えた。
- (4) 材料の機械的性質の温度依存性は残留応力分布に影響を与える。
- (5) 材料が決まった場合の残留応力分布を決める因子は、円柱の焼入れ直前の最高温度、焼入れる雰囲気温度、無次元熱放散係数である。
- (6) 材料が決まった場合には、マイクロスケールからメータスケールの残留応力分布は無次元熱放散係数 H で取り扱える。また材料の降伏応力値が高くなると残留応力分布に影響を与えなくなる無次元熱放散係数 H の値も大きくなる。

参考文献

- 1)寺崎俊夫, 長谷川弘毅, 福谷理明, 北村貴典, 円柱の焼入れにより生じる残留応力について 第1報 焼入れ過程で生じる温度分布の数値解析方法について, 日本造船学会論文集, 第196号 (2004), 17-23
- 2)寺崎俊夫, 福谷理明, 川上博己, 長谷川弘毅, 円柱の焼入れにより生じる残留応力について 第2報 相変態で生じる応力の数値解析方法について, 日本船舶海洋工学会論文集, 第2号 (2005), 169-177
- 3)須藤一, 残留応力とゆがみ, 内田老鶴圃 (2003), 115-153
- 4)磯村良蔵, 焼入応力より見た焼割れ現象について, 日本金属学会誌, 25(1961), 360-364
- 5)有本享三, 熱処理シミュレーションと Sachs 法, 機械の研究, 第55巻 第3号 (2003), 42-47
- 6)磯村良蔵, 鋼の熱処理と残留応力, アグネ技術センター (1996), 7-38, 52
- 7)村上敬宜, 弾性力学, 養賢堂 (1985), 35-41,
- 8)鉄鋼熱計算用数値, 日刊工業新聞社 (1996), 15, 19, 47, 49
- 9)ステンレス鋼便覧(第3版), ステンレス協会編, 日韓工業新聞社 (1995), 1431-1432
- 10)金属材料の弾性係数, 日本機械学会 (1980), 66-77
- 11)金属データブック, 日本金属学会編 (1984), 116
- 12)佐藤邦彦, 寺崎俊夫, 構造用材料の溶接残留応力・溶接変形におよぼす溶接諸条件の影響, 溶接学会誌, Vol.45 (1976), 42-50
- 13)寺崎俊夫, 山川大祐, 藤内俊平, ビードオンプレート溶接で生じる残留応力・溶接変形の高精度数値解析手法に関する研究, 日本造船学会論文集, 第191号 (2002), 249-255
- 14)巨束英, COSMAP による SCr420 材の浸炭焼入れシミュレーションとその検証, 焼入れ変形のシミュレーション第60回日本熱処理技術協会講演概要集(2005), 37-38
- 15)生田文昭, 堀野孝, 福田忠生, SCr420 鋼円柱の高周波焼入れシミュレーションとその検証, 焼入れ変形のシミュレーション第60回日本熱処理技術協会講演概要集(2005), 24-25
- 16)七野勇人, GRANTAS による浸炭焼入れ歯車の解析とその検証, 焼入れ変形のシミュレーション第60回日本熱処理技術協会講演概要集(2005), 49-50