研 究

薄板鋼材への表面焼入れの研究（第1報）*

—表面焼入れシミュレーション—

米山友之** 大沢基明**

Surface Hardening by High Power Density Energy Beam (Part 1)

—Computer Simulation of Surface Hardening—

Tomoyuki YONEYAMA and Motoaki OSAWA

1. 緒 言

近年、高パワー密度エネルギービーム（電子ビーム、レーザービーム）による表面焼入れの研究が行われ、機械部品に応用されるようになってきた。その処理条件は実験的に決定するのが一般的であるが、高パワー密度エネルギービーム加工は精密かつ微細に加工できる点に特徴があることを考えると、要求された仕様（焼入れ深さ、硬さ分布、金属組織あるいは機械的性質）に対して、パワー波形、ビーム形状及び送り速度などの最適熱処理条件を決定することは実用上きわめて重要である。

しかし、焼入れ状態の予測には従来の熱処理に用いられている冷却時における恒温変態図（以下 TTT 線図と略す）あるいは連続冷却変態曲線（以下 CCT 線図と略す）を用いて解析を行っている。これは、通常の焼入れでは、焼入れ温度での保持時間が長いために平衡状態に近い金属組織となり、加熱過程での相変態を考えず、比較的ゆっくりした冷却過程での相変態のみを計算すればよいためである。

これに対して、高パワー密度エネルギービームによる表面焼入れは、急速加熱・急速冷却であり、従来の平衡状態図を用いた平衡論的取扱いには問題がある。すなわち、急速加熱過程における相変態では加熱時間が短いために平衡状態にはならないことから、初期組織がオーステナイト相（以下オーステナイトは γ と略す）へ変態する速度を計算し、その相変態挙動を基にして冷却過程での相変態を計算する必要がある。しかし、加熱過程における A_{cl} 変態点は加熱速度に依存して変化するが、従来の

* 第1回電気加工学会全国大会(1991年)にて講演

** 東京電機大学工学部精密機械工学科

計算方法では一定値として仮定する準平衡論的な取扱いが行われている。この方法では鋼種の相違による焼入れ性の違いを予測することはできるが、焼入れ前の初期組織の影響まで考慮した焼入れ性の予測は不可能である。

そこで、本研究では焼入れ過程を現象的により忠実にシミュレートすることにより、鋼の初期組織まで考慮した焼入れシミュレーションを行った。とくに本論文では、高パワー密度エネルギービームによる鋼板の表面焼入れの予測に対して、 A_1 変態点以上における（フェライト＋セメンタイト）組織（以下フェライトは α 、セメンタイトはSと略す）が γ 組織に変態する過程では等温 γ 化線図（以下等温TTA線図と略す）、および冷却過程ではTTT線図を用いた計算手法によるシミュレーション・プログラムを開発し、実験結果との比較検討を行った。

2. 実験方法

表面焼入れ実験には定格出力6kWの電子ビーム溶接機（日本電子製）を改造して用い、ノコギリ波発生回路により振動させた疑似線状ガウスモードの電子ビームを固定した試験片に照射して焼入れを施した。焼入れ条件を表1に示す。また、試験片の取付け方法を図1(a)、解析におけるモデルを図1(b)に示す。ビームは y 軸方向にノコギリ波状に幅7mm振動させており、 x 方向への熱源移動あるいはワークの送りは行っていない。 y 方向への偏向周波数はビーム偏向方向に対して移動熱源としての影響がないように実験から求め、500Hzとした¹⁾。

表1 電子ビーム焼入れ条件

ビーム出力：220W/cm
ビーム直径：0.5mm
偏向幅：7.0mm
偏向周波数：500Hz
照射時間：0.5sec

試験片は板厚1mm、幅7mm、長さ70mmの機械構造用炭素鋼S45Cを用いた。中央部27mmを残して両端を銅板によって固定し、中心に幅7mmの振動ビームを照射することによって表面焼入れを施した。各試験片は表面焼入れを行う前に、

1) 800℃, 20min. 焼入れ, 600℃, 30min.

焼戻し（ソルバイト組織）,

2) 850℃, 20min. 焼ならし, 670℃, 600min.

焼なまし（球状セメンタイト組織）,

の熱処理を施した。これらの金属組織（走査型電子顕微鏡写真）を写真1に示す。Sの平均粒径は、1) および 2) の熱処理でそれぞれ

(a) 試験片の取り付け方法

(b) 実際の格子分割

図1 電子ビーム焼入れ条件

(a) 800℃×20min. 焼入れ, 600℃×30min. 焼戻し (ソルバイト組織, セメントタイトの平均粒径: 0.26 μm)

(b) 800℃×20min. 焼入れ, 670℃×600min. 焼戻し (球状セメントタイト組織, セメントタイトの平均粒径: 1.55 μm)

写真1 実験に用いた S45C の金属組織

0.26 μmおよび1.55 μmであった。

3. 焼入れシミュレーション

3.1 焼入れシミュレーション方法

上記の条件による表面焼入れは次式で表される2次元非定常熱伝導偏微分方程式の近似計算を基本とする問題である。

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right)$$

ここで, T : 絶対温度, ρ : 密度, C : 比熱, λ : 熱伝導率, t : 時間である。

初期条件および境界条件は,

初期条件: 領域内で,

$$t=0 \text{ において, } T = \theta_0$$

境界条件: 熱流束の存在する境界において,

$$\begin{aligned} -\lambda \frac{\partial T}{\partial z} &= q_0(x, t) \\ q_0 [\text{W/cm}] &= \frac{P}{a\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{x^2}{a^2}\right) \quad (t < t_i) \\ &= 0 \quad (t \geq t_i) \end{aligned}$$

$$x = l_0 \text{ において, } T = \theta_0$$

とした。ここで、 θ_0 : 初期温度 (293K), $q_0(x, t)$: 境界熱流束, P : 単位長さ当たりの照射パワー [W/cm], a : ビーム半径, t_i : ビーム照射時間 (sec), l_0 : 固定境界条件 (13.5mm) である。ビーム形状は基本的には上式を用いたが、ビーム形状が異なる場合には実験条件に合うように修正して入力した。

加熱・冷却過程での温度分布計算は前進差分法を用い、材料の熱定数 (熱伝導率, 比熱, 密度) の温度依存性と変態潜熱による温度補正を考慮している。図1(b)は格子の分割を表す。計算においては xz 面においてガウスモードの静止熱源として扱っている。格子の間隔は解析解と数値解を比較しながら (この場合にはいずれも熱定数は一定として計算), 誤差が1%以内となるように決定した。表面焼入れシミュレーション・プログラムの全体のフローチャートを図2に示す。また、各格子点についてはそれぞれの温度での変態速度から γ , α , パーライト, ベーナイトおよびマルテンサイト率の計算を行っている。この変態率の計算では、サブルーチン・プログラムに示したように、温度が A_1 変態点以上では等温 TTA 線図, A_3 変態点以下では TTT 線図を用いて変態率を計算する。なお, A_1 変態点と A_3 変態点の間の温度では γ 化の平衡状態によって両曲線を使い分けている。

本計算手法は、時間経過に伴う温度変化の計算と各格子での相変態率の計算を同時に行っており、任意のパワー波形、ビーム形状および送り速度 (本研究では0である) に対して相変態率を計算できることが特徴である。以下において、各格子についての相変態率の計算手順の概要を示す。

3.2 加熱過程における変態率の計算方法

高パワー密度エネルギービームによる加熱過程は急速加熱過程であるので、その過程における相変態についてはあまり研究が行われていない。そこで、ここでは図3に示す M. Melander ら²⁾ が実測した等温 TTA 線図を用いて、加熱過程の相変態率計算を行ったが、比較的低温、長時間の結果であるため測定値よりも短時間側あるいは高温側での値は外挿値を用いた。この曲線を数式化して用いることにより、ある温度に保持した場合に変態が開始する時間、終了す

図2 計算のフローチャート

図3 計算に用いた TTA 線図²⁾

図4 Scheil の加算則

る時間を知ることができる。しかし、実際の加熱過程では温度が変化するので、そのような場合の変態開始時間の推定は、Scheil の加算則³⁾を用いた。すなわち、図4に示すように、 A_1 変態点以上での加熱温度曲線を階段状の温度変化に近似し、それぞれの温度での変態開始時間 t に対する保持時間 Δt の比率の和 P ,

$$P = \sum \frac{\Delta t}{t}$$

が1に達したとき変態が開始するとした。また、変態開始後の変態率の計算は、Avrami⁴⁾ が定式化した次式を用いた。

$$V = 1 - \exp(-kt^n)$$

ここで、 V : 変態率, k, n : 定数, t : A_1 変態点を越えた後の時間である。 k および n は各温度において等温 TTA 線図の変態開始時および変態終了時における時間と変態率の値を代入して計算した。これらの関係式より、温度が変化したときの変態率を計算することができる。

3.3 冷却過程における変態率の計算方法

冷却過程における金属組織の相変態については多くの変態線図が作成されているので、それらの線図を引用した。一般に、冷却過程の相変態の予測には CCT 線図が利用されているが、高パワー密度エネルギービームによる表面焼入れの冷却は自己冷却であり、通常の強制冷却と条件が異なるので、適用性のある TTT 線図を基にして相変態を計算した。

まず、TTT 線図の数式化は伊藤ら⁵⁾ の方法によった。TTT 線図の各相の変態開始線および変態終了線はそれぞれの曲線のノーズを境に上と下は別々の関数とし、関数は次のように表される。

$$\frac{S-S_0}{S_N-S_0} = \frac{1}{\exp D} \cdot \left(\frac{U-U_0}{U_N-U_0} \right)^{-D} \cdot \exp \left(D \cdot \frac{U-U_0}{U_N-U_0} \right)$$

$$U=1000/T, \quad U_0=1000/T_0$$

$$U_N=1000/T_N, \quad S=\ln(t)$$

$$S_0=\ln(t_0), \quad S_N=\ln(t_N)$$

ここで、 D は定数、 T は絶対温度(K)、 t は時間(sec)であり、添字の0および N は平衡変態温度および曲線のノーズでの値であることを示す。このように数式化された恒温変態図を基に冷却過程での変態率について計算を行った。図5にS45CのTTT線図を示す。

冷却過程における α 、パーライトおよびベーナイト変態の開始については加熱過程と同様にScheilの加算則を用いた。また、変態開始後の変態率の計算についても、加熱過程と同様にAvramiの式を用いた。

3.4 熱定数

本計算に用いる熱定数として、密度、比熱、熱伝導率がある。従来報告されているこれらのデータは平衡状態のものであり、本研究のような非平衡状態での熱定数についての報告例はほとんどないので、外挿値あるいは理論値を用いた。

金属の密度の温度依存性は小さく、また研究者による測定値の誤差は小さい。本計算では以下の式を用いた⁶⁾(T は絶対温度)。図6に密度の温度変化を示す。

α 相, ($\alpha+S$)相:

$$\rho(\text{kg/m}^3)=7868-0.337T$$

γ 相:

$$\rho(\text{kg/m}^3)=8251-0.546T$$

パーライト相, ベーナイト相:

$$\rho(\text{kg/m}^3)=7868-0.337T$$

図5 計算に用いた TTT 線図

図6 密度の温度変化

マルテンサイト相：

$$\rho(\text{kg/m}^3)=7692-0.3367T$$

また、純鉄の比熱 C については古くから理論的に研究されており、 α 相および γ 相の比熱は以下の式を用いた^{7), 8)}。

$$C=(\text{J/mol}\cdot\text{K})=(C_V)_p + C_e + C_m$$

$$C_V=9R\left(\frac{T}{\theta}\right)^3 \int_0^{\theta/T} \frac{x^4 \exp(x)}{[\exp(x)-1]} dx$$

$$C_e = \gamma_e T$$

$$C_m = k_f \frac{T}{T_c} \exp \left[-4 \left(1 - \frac{T}{T_c} \right) \right] \quad (T < T_c)$$

$$C_m = k_p \frac{T}{T_c} \exp \left[8p \left(1 - \frac{T}{T_c} \right) \right] \quad (T > T_c)$$

ここで、 C_V ：振動比熱、 C_e ：電子比熱、 C_m ：磁気比熱、 θ ：デバイの特性温度、 γ_e ：電子比熱係数、 T_c ：キュリー温度、 k_f 、 k_p ：磁気比熱係数である。 α 相および γ 相の比熱はこれらの式にそれぞれの数値を代入することにより算出したが、焼入れシミュレーション・プログラム中では計算時間を短縮するために次式のような近似式を用いた。

α 相：

$$C(\text{J/mol}\cdot\text{K})=0.46651T \exp(-4.0(1.0-T/1043))+0.2062T+385.302 \\ (T(\text{K}) < 770)$$

$$C(\text{J/mol}\cdot\text{K})=0.36349T \exp(8.0(1.0-T/1043))+0.2062T+385.302 \\ (T(\text{K}) \geq 770)$$

γ 相：

$$C(\text{J/mol}\cdot\text{K})=0.2062T+335.302$$

S 相の比熱は、以下の式を用いた^{9), 10)}。

$$C(\text{J/mol}\cdot\text{K})=33.108+185.784 \times 10^{-3} T+15.764 \times 10^{-5} / T^2 (258\text{K} < T < 480\text{K})$$

$$C(\text{J/mol}\cdot\text{K})=97.008+28.584 \times 10^{-3} T-1.26 \times 10^{-5} / T^2 \quad (480\text{K} < T < 1500\text{K})$$

パーライトの比熱は α 相と S 相の体積率からの平均比熱で表した。また、ベイナイト相およびマルテンサイト相の比熱は次のような実験式⁹⁾を用いた。

ベイナイト相：

$$C(\text{J/mol}\cdot\text{K})=443+0.8073T-1.99 \times 10^{-3} T^2+2.572 \times 10^{-6} T^3$$

マルテンサイト相：

図7 比熱の温度変化

図8 熱伝導率の温度変化

$$C(\text{J/mol}\cdot\text{K}) = 448 + 0.8073T - 1.99 \times 10^{-3}T^2 + 2.572 \times 10^{-6}T^3$$

これらの比熱の温度変化を図7に示す。

熱伝導率のデータは研究者によってばらつきが大きい。これは、比熱や密度が各相の体積率により計算できるのに対して、熱伝導率は各相の体積率の他に各相の形状や分布状態にも依存するためと考えられる。ここでは他の研究者によって報告されている結果を次式のように近似し、各相の体積率から平均熱伝導率を計算して用いた。

初期組織 ($\alpha + S$)^{11), 12)} :

$$\lambda(\text{W/m}\cdot\text{K}) = -0.0208T + 49.7 \quad (T < 720\text{K})$$

$$\lambda(\text{W/m}\cdot\text{K}) = -0.0291T + 55.7 \quad (720\text{K} < T < 1173\text{K})$$

$$\lambda(\text{W/m}\cdot\text{K}) = 21.8 \quad (1173\text{K} < T)$$

λ 相¹³⁾ :

$$\lambda(\text{W/m}\cdot\text{K}) = 23.4234 - 9.1412 \times 10^{-3}T + 9.2856 \times 10^{-6}T^2$$

ベーナイト相⁶⁾ :

$$\lambda(\text{W/m}\cdot\text{K}) = 33.55 + 0.04855T - 1.796 \times 10^{-4}T^2 + 1.65 \times 10^{-7}T^3$$

マルテンサイト相⁶⁾ :

$$\lambda(\text{W/m}\cdot\text{K}) = 25.1 + 0.002778T$$

これらの熱伝導率の温度変化を図8に示す。厳密には、金属組織を考慮した熱伝導率を計算に用いる必要がある。

なお、鋼材の熱吸収率は、実験に電子ビームを用いているので、吸収率100%として計算した。

4. 焼入れシミュレーションと実験値との比較

以上の手法を用いて開発したシミュレーション・プログラムを用いて相変態率の計算を行った。本計算では各分割要素について各時刻における各相の比率を算出できる。図9に計算結果を示す。図中

の各線が計算による冷却後のマルテンサイトの比率を表している。また、図10および図11にS粒径の異なる2種類の材料についての実験結果を示す。灰色部が焼入れ部分（エッチングによりマルテンサイト組織の存在が判別された部分）を示したものであり、焼入れ中心部分の硬さ分布（図10および図11の距離が0の位置において表面より深さ方向に測定）も示した。これらの図より、S粒径により焼入れ深さには差があり、明らかに金属組織依存性が認められる。数値計算の結果は両実験値とは一致しないが、どちらかと言えばS粒径 $1.55\mu\text{m}$ の実験結果に近く、S粒径 $1\mu\text{m}$ 程度の試験片で実験すれば計算値と一致する可能性がある。

本実験条件では、数値計算によると冷却速度は十分に大きく、 550°C 付近において約 $3000^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ となっている。したがって、加熱過程で γ 相に変態すれば、そのほとんどがマルテンサイト相へ変態するものと考えられ、焼入れ深さの違いは冷却過程の違いとは考えられない。したがって、金属組織の違いによる焼入れ深さの違いは、1) 熱定数、2) γ 化速度の違い、と考えられる。

熱定数のうちで熱伝導率は金属組織依存性があるが、本実験では、鋼種（含有炭素量）は同じでS粒径の異なる（フェライト+セメントナイト）組織の試験片を用いた。この用いた試験片の金属組織はフェライト相が93.3%、セメントナイト相が6.7%であり、フェライト相が大部分を占めており、熱伝導率はフェライト相に支配されるものと考えられ¹⁰⁾、熱伝導率が大きく異なるものとは考えられない。それゆえ、金属組織による焼入れ深さの違いは加熱過程での γ 化速度の影響が大きいものと考えられる。また、本計算に用いた等温TTA線図は実験値を引用しており、その実験に用いた

図9 焼入れ計算結果

セメントナイト平均粒径： $0.26\mu\text{m}$

図10 表面焼入れ実験結果

セメントナイト平均粒径： $1.55\mu\text{m}$

図11 表面焼入れ実験結果

材料の金属組織が明確でない。したがって、金属組織を考慮した等温 TTA 線図を用いる必要がある。この点については次報で報告する予定である。

5. 結 言

高パワー密度エネルギービームによる鋼板への表面焼入れについて加熱過程および冷却過程を考慮したシミュレーション・プログラムを作成し、(フェライト+セメンタイト)組織の S45C について焼入れ深さの推定、および2種類の実験値と比較検討を行った。シミュレーションによる焼入れ性の推定は2種類の材料の実験結果の中間の焼入れ性を示した。入力データとして等温 TTA 線図、TTT 線図および熱定数があるが、同じ鋼種の金属組織の違いによる焼入れ深さの違いは主としてオーステナイト化速度が金属組織により異なるためと考えられ、金属組織を考慮した等温 TTA 線図を用いることにより精度が向上するものと考えられる。本手法は、焼入れ過程を現象に忠実にシミュレートすることにより、初期組織まで考慮した焼入れシミュレーションであり、高パワー密度から低パワー密度までの過渡的な各種波形をもった熱入力条件に対して幅広く適用することが可能である。

引 用 文 献

- 1) 滝田 功, 米山友之, 山吹康人: 「薄板鋼材への表面焼入れの研究 (第1報)」, 昭和63年度精密工学会春季大会学術講演会論文集, 583
- 2) M. Melander and J. Nicolov: "Heating and Cooling Transformation Diagrams for Rapid Heating Treatment of Two Alloy Steels", J. Heat Treat., 4 (1985), 32
- 3) E. Scheil: Arch. Eisenhuet., 8 (1935), 565
- 4) M. Avrami: J. Chem. Phys., 7 (1939), 1103
- 5) 伊藤 庸, 坂元祥郎, 佐伯真事, 齊藤吉弘, 滝沢昇一, 東野健夫: 鋼の冷却過程における変態現象を定量化する数学モデル, 鉄と鋼, 64 (1978), S806
- 6) B. Hildenwall and T. Ericsson: "Prediction of Residual Stresses in Case Hardening Steel", Symp. Hardenability Concept Appl. Steel, (1977), 579
- 7) 西沢泰二: 「鉄合金の熱力学」, 日本金属学会報, 12 (1973), 35
- 8) Y. Chuang, R. Schmid and Y. A. Chang: "Magnetic Contribution to the Thermodynamic Functions of Pure Ni, Co and Fe", Metall. Trans., 16A (1985), 153
- 9) H. Hultgren et al: Selected Values of Thermodyn. Values of the Elements, (1973)
- 10) I. Barin et al: Thermodyn. Prog. Ionrg. Substances, (1973)
- 11) 牧之内三郎, 難波義治, 大村悦二: ステップ熱入力によるレーザ硬化処理, 日本機械学会論文集 C, 49-437 (1987), 98

- 12) 小林清志：ステップ加熱非定常報による熱定数の迅速測定法，日本機械学会論文集，81-714 (1978)，452
- 13) 日本鉄鋼協会編：鉄鋼便覧Ⅰ（第3版），(1981)，213
- 14) 太田弘道，友田 陽：複合材料の有効熱伝導率推定法ならびに非定常温度応答の解析，日本金属学会報，29 (1990)，147

(1992. 1. 16 受付)