



Title	機械構造用合金鋼の熱処理変形予測の高精度化に関する研究
Author(s)	渡邊, 啓介
Citation	大阪大学, 2025, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/101657
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

博士学位論文

機械構造用合金鋼の熱処理変形予測の
高精度化に関する研究

渡邊 啓介

2025年1月

大阪大学大学院工学研究科

目 次

第 1 章 序 論	1
1.1 研究の背景.....	1
1.2 従来の研究.....	2
1.3 本論文の目的と構成.....	6
参考文献.....	10
 第 2 章 熱処理シミュレーションの概要	14
2.1 熱処理シミュレーションの構成.....	14
2.2 数値解析方法.....	14
2.2.1 混合測.....	14
2.2.2 温度の計算方法.....	15
2.2.3 相分率の計算方法.....	15
2.2.4 ひずみ増分の計算方法.....	16
参考文献.....	19
 第 3 章 平板の焼入れによる変態塑性係数の同定と検証	20
3.1 緒言.....	20
3.2 変態塑性係数の同定と検証の流れ.....	21
3.3 実験および数値解析方法.....	22
3.3.1 実験方法.....	22
3.3.2 数値解析方法.....	26
3.3.3 計算条件.....	26
3.4 実験結果および考察.....	28

3.5 数値解析結果および考察	34
3.5.1 数値解析結果の検証	34
3.5.2 変態塑性係数の同定	40
3.5.3 マルテンサイト変態を伴う焼入れ変形の予測精度の検証	45
3.6 結言	47
参考文献	48
 第4章 板厚の異なる平板の焼入れによる変態塑性係数の同定と検証	49
4.1 緒言	49
4.2 変態塑性係数の同定と検証の流れ	50
4.3 実験および数値解析方法	52
4.3.1 実験方法	52
4.3.2 数値解析方法	54
4.3.3 計算条件	54
4.4 実験結果および考察	56
4.5 数値解析結果および考察	63
4.5.1 熱伝達係数の同定	63
4.5.2 補正係数 α の決定	65
4.5.3 変態塑性係数の同定	66
4.5.4 ベイナイト変態とマルテンサイト変態を伴う焼入れ変形の 予測精度の検証	72
4.6 結言	74
参考文献	75
 第5章 本方法で同定される変態塑性係数に関する考察	76
5.1 変態塑性係数の同定結果におよぼす影響因子の評価	76

5.1.1	メッシュ分割の影響.....	76
5.1.2	冷却条件の影響.....	80
5.1.3	試験片形状の影響.....	83
5.1.3.1	実験方法.....	83
5.1.3.2	数値解析方法.....	84
5.1.3.3	計算条件.....	84
5.1.3.4	実験結果および考察.....	85
5.1.3.5	数値解析結果および考察.....	86
5.1.3.6	変態塑性係数の同定.....	88
5.2	本研究の変態塑性係数に関する考察.....	90
	参考文献.....	93
第6章	総括.....	94
6.1	各章結果の要約.....	95
6.2	本論文で得られた成果.....	97
6.3	今後の課題.....	97
	学位論文に関する発表論文および口頭発表.....	99
	謝 辞.....	101

第 1 章

序 論

1.1 研究の背景

近年、地球温暖化を背景として、脱炭素に向けた動きが世界的に加速している¹⁾。国内においては、2050年までのカーボンニュートラル実現が社会的な課題²⁾⁻⁴⁾であり、製造業においても脱炭素社会の達成に向けて、エコプロセス、エコプロダクトへのニーズは益々高まっている⁵⁾⁻⁷⁾。

その中で自動車においては、運転時のCO₂排出量が少ないBEV（Battery Electric Vehicle: BEV）やHEV（Hybrid Electric Vehicle: HEV）等の次世代自動車が増加しつつあり⁸⁾⁻¹⁰⁾、原動機の電動化が進んでいる¹¹⁾⁻¹³⁾。電動化によりモーター走行となることで車内の静粛性が向上する一方で、パワートレインから発生するノイズが相対的に目立つようになっている¹⁴⁾。このノイズの主な原因として、パワートレインを構成するシャフトやギヤのかみ合い伝達誤差があり¹⁵⁾⁻¹⁷⁾、この誤差を低減するために、それらの部品には高い寸法精度が求められている¹⁸⁾⁻²⁰⁾。それらの部品の多くは、機械構造用合金鋼が素材として用いられており、塑性加工や機械加工の後に熱処理を経て製造される^{21),22)}。熱処理においては、表層の硬化と疲労強度向上を目的として、浸炭後に油焼入れが実施される^{23),24)}とともに、靱性向上を目的として焼入れ後に焼もどしが実施される^{25),26)}。熱処理時に生じる変形が寸法精度の低下を招く²⁷⁾ことから、厳格な寸法精度が必要な場合には、熱処理後に仕上げ加工が実施されることもある²⁸⁾。

しかしながら、仕上げ加工は生産リードタイムの長期化や製造コスト増大の原因となっているため、その省略が望まれている。そのための方策の一つとし

て、熱処理変形を正確に予測し、その変形を見込んで熱処理前形状を決定することが考えられる。昨今の電動化を背景とした寸法精度の厳格化に伴い、熱処理変形の予測技術の高度化へのニーズは今後益々高まることが予想される。また、熱処理においては特に焼入れで生じる変形が大きい²⁷⁾ことから、焼入れ変形を高精度に予測する技術を確立することの工業的価値は大きいと考える。そこで本研究においては、機械構造用合金鋼の焼入れ変形の予測精度向上に取り組むこととした。

1.2 従来の研究

鋼材の焼入れにおいては、様々な要因（部品形状や姿勢、熱処理油の種類や攪拌状態、部品表面に生成する酸化皮膜の厚さ分布や蒸気膜の崩壊挙動等）により、部位による冷却曲線の不均一性すなわち冷却むらが生じる²⁹⁾⁻³¹⁾。これにより、鋼材内の温度勾配に起因した熱応力に加えて、相変態による体積変化の不均一に起因した変態応力が作用する³²⁾⁻³⁵⁾。さらに、応力が温度と金属組織に応じて定まる降伏応力を超えると塑性変形が生じるが、相変態の進行中においては新相の変態膨張に伴って生じる応力がその周囲の未変態の母相に加わるために、母相の変形抵抗が見かけ上低下して、塑性変形が生じやすくなる³⁶⁾。この現象は変態塑性と呼ばれており、焼入れ変形に与える影響が大きい³⁷⁾ため、その変形を予測する上で重要である。

これまでに、有限要素法（Finite Element Method: FEM）に基づく数値解析を用いた熱処理シミュレーションにより、その変形を予測する研究が行われている。例えば、Shichino ら³⁸⁾は Cr 鋼のヘリカルギヤ、Liu ら³⁹⁾は炭素鋼の丸棒、Nagoshi ら⁴⁰⁾は炭素鋼のスパークギヤを対象として、焼入れ変形を予測し、実際の部品形状との比較を行っている。また、Omura ら⁴¹⁾は Cr 鋼のトランスミッション用シャフトを対象として、焼入れにより実際の部品に生じた変形をシミュレーションで再現することにより、その変形の原因の特定と対策の立案を行

っている。

FEM を用いた熱処理シミュレーションは 1970 年代から試みられており、Ueda ら⁴²⁾は高周波焼入れ時の丸棒の残留応力推定、Toshioka ら⁴³⁾は丸棒を油冷および水冷した場合の変形予測を行っている。1980 年代には Inoue ら⁴⁴⁾により温度、組織、応力の連成関係を考慮した解析手法が提案された。この熱処理シミュレーションにおいて、温度と応力の関係においては、熱膨張および熱収縮による体積変化によって生じる熱応力が考慮される。温度と組織の関係においては、変態挙動は変態動力学に基づき定式化され、変態潜熱が温度分布に及ぼす影響が考慮される。組織と応力の関係においては、変態膨張で生じる変態応力に加えて、変態中の応力の作用により生じる変態塑性⁴⁵⁾が考慮される。

変態塑性は、Sauveur⁴⁶⁾によって温度分布のある角棒にねじり変形を与えた際に、変態点付近の部位で大きく塑性を示す現象として発見された。Greenwood-Johnson⁴⁷⁾は、ウラニウムにおける単軸応力下での変態中のひずみの測定結果から、相変態開始から終了までに生じる変態塑性ひずみ量として次式を提案した。

$$\varepsilon^{\text{tp}} = \frac{5}{6Y} \frac{\Delta V}{V} \sigma \quad (1.1)$$

ここで、 Y は母相か新相の降伏応力の小さい方の値、 $\Delta V/V$ は母相から新相への変態による体積ひずみ、 σ は負荷応力である。さらに、母相から新相への変態率を ξ ($0 \leq \xi \leq 1$) とすると、関数 $\phi(\xi)$ を導入し ξ に至るまでの変態塑性ひずみとして次式を仮定する。

$$\varepsilon^{\text{tp}}(\xi) = K\phi(\xi)\sigma \quad (1.2)$$

ここで、 K は変態塑性係数であり、変態塑性の影響の大小を表すパラメータである。変態塑性は塑性変形であるため静水圧は影響しないことから、式(1.2)は偏差応力 S を用いて次式のように表すことができる。

$$\varepsilon^{\text{tp}} = \frac{3}{2} K \varphi(\xi) S \quad (1.3)$$

また、式(1.3)を速度系で表すと次式のように表される。

$$\dot{\varepsilon}^{\text{tp}} = \frac{3}{2} K \varphi'(\xi) \dot{\xi} S \quad (1.4)$$

さらに、式(1.4)に Desalos の提案式⁴⁸⁾ $\varphi(\xi) = \xi(2 - \xi)$ を用いることにより、次式が得られる。

$$\dot{\varepsilon}^{\text{tp}} = 3K(1 - \xi) \dot{\xi} S \quad (1.5)$$

式(1.5)と同様に、Leblond のモデルも広く用いられている。Leblond ら⁴⁹⁾は、母相から球状の新相が変態ひずみを伴って生成した際の、母相における弾塑性変形について理論的に式を導出し、有限要素解析結果と比較して妥当性を確認した結果、次式を提案した。

$$\dot{\varepsilon}^{\text{tp}} = \begin{cases} 0 & \text{if } \xi \leq 0.03 \\ \left(-\frac{\Delta V/V}{Y} \right) i \left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_u} \right) (\ln \xi) \dot{\xi} S & \text{if } \xi > 0.03 \end{cases} \quad (1.6)$$

また、式 (1. 6) において

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2}S:S} \quad (1. 7)$$

$$\sigma_u = (1 - \xi)\sigma_1^y + \xi\sigma_2^y \quad (1. 8)$$

であり、 σ_u は母相と新相の混合体の降伏応力を示しており、母相の降伏応力 σ_1^y と新相の降伏応力 σ_2^y を用いて表される。また、式 (1. 6) 中の関数 i は、変態ひずみ速度の負荷応力に対する非線形性を表すものであり、有限要素法の数値解析結果から次式のように与えられる。

$$i\left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u}\right) = \begin{cases} 1 & \text{if } \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u} \leq \frac{1}{2} \\ 1 + 3.5\left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u} - \frac{1}{2}\right) & \text{if } \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u} > \frac{1}{2} \end{cases} \quad (1. 9)$$

Denis⁵⁰⁾や Miyao ら⁵¹⁾により、式 (1. 5) を用いて熱処理シミュレーションに変態塑性ひずみ速度が導入されたことにより、変態塑性の影響を考慮することが可能となった。

式 (1. 5) における変態塑性係数は一般に、オーステナイト化した試験片に単軸の引張あるいは圧縮応力を負荷しつつ相変態させる実験を行い、試験片の伸びから測定された変態塑性ひずみと負荷応力の線形回帰式の傾きから同定される。この方法を用いて、Okamura ら⁵²⁾は炭素量を変化させた Cr 鋼と Cr-Mo 鋼の引張試験により、パーライト変態およびベイナイト変態の変態塑性係数に変態体積ひずみ依存性があることを報告している。また、簡便に変態塑性係数を同定することを目的として、Nagaki ら⁵³⁾により平板の 3 点曲げ試験による方法が提案されている。一方、機械構造用合金鋼のような低炭素低合金鋼においては、空気放冷やガス冷却程度の冷却速度では拡散変態が生じてしまう

ため、マルテンサイト変態の変態塑性係数を同定することは困難であった。そこで、Otsuka ら⁵⁴⁾は中空材の 4 点曲げ試験を用いた方法を提案した。この方法では、オーステナイト化した試験片の内部に水を流すことにより高い冷却速度を得ることができる。この方法を用いて炭素鋼、Cr 鋼、Cr-Mo 鋼のマルテンサイト変態の変態塑性係数を同定し、その係数を熱処理シミュレーションに用いた結果、残留応力の推定結果に対して変態塑性が影響することを報告している。

Nakajima ら⁵⁵⁾は、Mn-Cr-Mo 鋼のベイナイト変態の変態塑性ひずみを測定し、引張試験の負荷応力が 50 MPa 超えると線形関係から逸脱して変態塑性ひずみが増加することを報告している。このことより、鋼材に塑性変形が生じる焼入れにおいては高い応力が作用すると想定され、変態塑性ひずみと応力との関係が非線形となると推定されることから、従来の方法により低応力における応力と変態塑性ひずみの線形関係から同定された変態塑性係数は、焼入れ変形の予測には適さないと考えられる。また、機械構造用合金鋼の焼入れ後の金属組織は、一般にマルテンサイトと不完全焼入れ組織である上部ベイナイトの複合組織であるため、焼入れ変形を精度よく予測するためには、両変態の変態塑性係数を正しく知る必要があると考えられる。なお、連続冷却による不完全焼入れ組織である上部ベイナイトは、フェライト、セメンタイト、マルテンサイト、残留オーステナイトの複合組織⁵⁶⁾であるが、ここでは便宜上、ベイナイト相として取り扱うこととする。

以上のことより、機械構造用合金鋼の焼入れ変形の予測精度を向上するためには、ベイナイト変態とマルテンサイト変態について高応力における変態塑性係数を同定することが必要であると考えられる。

1.3 本論文の目的と構成

本論文の目的は、機械構造用合金鋼の焼入れ変形の予測精度向上に資する、

変態塑性係数の同定方法を確立することである。本論文の構成を Fig. 1-1 に示す。

第 1 章 序 論

序論として、本研究の背景、従来の研究ならびに本論文の目的と構成について述べた。本研究の背景では、本研究を行う上での工業的な位置づけや意義を説明した。従来の研究では、これまでの研究で明らかにされている先行知見を整理し、焼入れ変形の予測精度には、変態塑性係数が重要であることを述べた。また、これまで変態塑性係数は、低応力における応力と変態塑性ひずみの線形関係を前提として同定されており、鋼材に塑性変形が生じるような高い応力が作用する焼入れには適さないことについて述べた。そして、焼入れ変形の予測精度向上のためには、ベイナイト変態とマルテンサイト変態両方の変態塑性係数を得ることが必要であることについて述べた。

第 2 章 熱処理シミュレーションの概要

第 2 章では、変態塑性係数の同定と検証に用いた熱処理シミュレーションの構成と、数値解析方法について述べる。

第 3 章 平板の焼入れによる変態塑性係数の同定と検証

第 3 章では、平板を用いた油焼入れ実験と熱処理シミュレーションを併用することにより、マルテンサイト変態の変態塑性係数を同定する方法を検討する。そして、この方法を Cr-Mo 鋼（JIS SCM420 相当）に適用した結果を述べる。さらに、同定された変態塑性係数を熱処理シミュレーションに適用し、マルテンサイト変態を伴う焼入れ変形の予測精度向上に対して本研究が有効であることを示す。

第 4 章 板厚の異なる平板の焼入れによる変態塑性係数の同定と検証

機械構造用合金鋼の油焼入れにおいては、マルテンサイト変態に加えてベイナイト変態が生じる。このことを踏まえて、マルテンサイト変態の変態塑性係数のみの同定を目的とした第 3 章の方法に対して、第 4 章では、実験に板厚の異なる平板を用いることにより、両変態の変態塑性係数を同定する方法を検討する。そして、この方法を Cr-Mo 鋼に適用した結果について述べる。さらに、同定された変態塑性係数を熱処理シミュレーションに適用し、ベイナイト変態とマルテンサイト変態を伴う焼入れ変形の予測精度向上に対して本研究が有効であることを示す。

第 5 章 本方法で同定される変態塑性係数に関する考察

第 5 章では、本論文で提案した方法による変態塑性係数の同定結果への影響因子の評価と、得られた変態塑性係数についての考察を行う。

第 6 章 総 括

第 6 章では、各章ごとに得られた結果を要約するとともに、本論文で得られた成果と今後の課題について述べる。

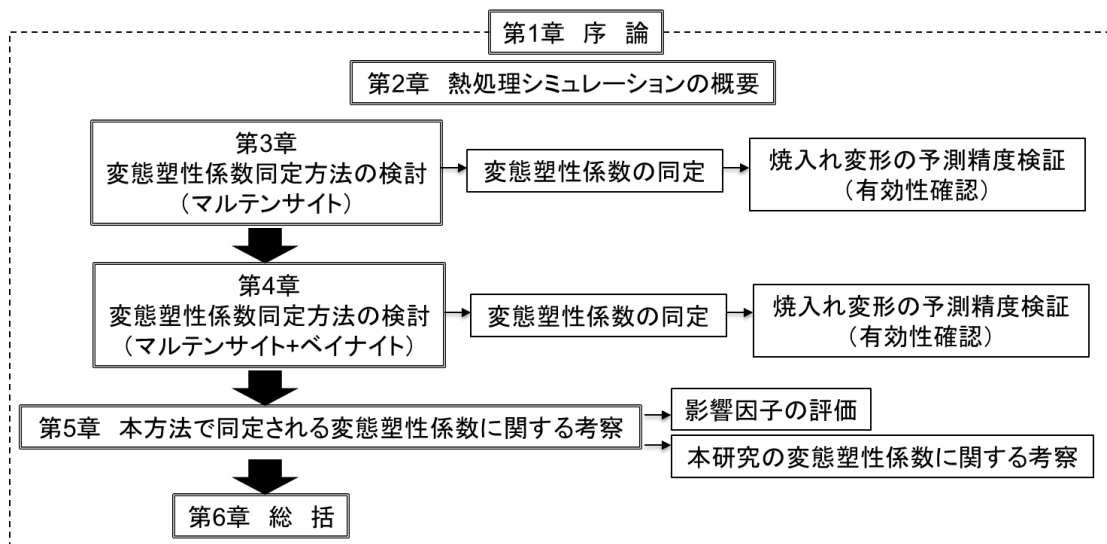


Fig. 1-1 The structure of this paper.

参考文献

- 1) METI Agency for Natural Resources and energy,
<https://www.enecho.meti.go.jp/about/whitepaper/2022/html/1-2-1.html>
- 2) M. Toyoda: *J. Atom. Ener. Soc. Jpn.*, 62 (2020), 689 (in Japanese).
- 3) Y. Sato, T. Ikeda, H. Ueda, R. Kawanishi and K. Oyama: *J. Jpn. Soc. Mater. Cycles Waste Manag.*, 33 (2022), 62 (in Japanese).
- 4) K. Yamada: *J. Mater. Cycles and Waste Management*, 33 (2022), 7 (in Japanese).
- 5) K. Hagiwara, T. Tokunaga, K. Yamamoto, T. Sugimoto and Y. Minamino: *Sanyo Tech. Rev.*, 31 (2024), 3 (in Japanese).
- 6) R. Nagoshi, K. Watanabe and M. Nakasaki: *Sanyo Tech. Rev.*, 31 (2024), 48 (in Japanese).
- 7) T. Fukushima and T. Hamano: *Sanyo Tech. Rev.*, 31 (2024), 75 (in Japanese).
- 8) Y. Daisho: *J. JFS*, 82 (2010), 402 (in Japanese).
- 9) H. Kako: *Mitsubishi Denki Giho*, 88 (2014), 90 (in Japanese).
- 10) K. Takeuchi: *J. IEIE Jpn*, 41 (2021), 271 (in Japanese).
- 11) K. Fujimura, R. Hirayama, K. Wajima and S. Yamazaki: *Nippon Seitetsu Giho*, 421 (2019), 167 (in Japanese).
- 12) S. Yamamoto: *SEI Tech. Rev.*, 194 (2019), 29 (in Japanese).
- 13) S. Ota, M. Yamauchi, A. Mizoguchi, K. Yoshida and Y. Tamura: *SEI Tech. Rev.*, 194 (2019), 41 (in Japanese).
- 14) K. Shibahashi, T. Kanazawa, S. Tanabe and T. Toi: *Trans. Soc. Automot. Eng. Jpn.*, 54 (2023), 278 (in Japanese).
- 15) K. Yoshikawa, H. Tani, I. Tarutani, A. Suzuki, H. Maki and Y. Ueda: *Proc. JSME (C)*, 63 (1997), 369 (in Japanese).
- 16) K. Morikawa, N. Maruyama, N. Hitomi and T. Enomoto: *Proc. JSME (C)*, 64 (1998), 253 (in Japanese).

- 17) K. Morikawa, M. Komori, M. Nagata, I. Ueda and Z. Wang: *Proc. JSME (C)*, 78 (2012), 270 (in Japanese).
- 18) T. Nonaka, A. Kubo, S. Kato and T. Omori: *Proc. JSME (C)*, 57 (1991), 229 (in Japanese).
- 19) H. Ishiyama and H. Tateyama: *Seikei-Kakou*, 12 (2000), 155 (in Japanese).
- 20) T. Sugimoto, K. Taniguchi, K. Ichitani, Y. Shimozato, M. Narazaki, T. Machi, M. Sonobe, Y. Sugiura and S. Kijima: *J. Jpn. Soc. Heat Treat.*, 55 (2015), 30 (in Japanese).
- 21) N. Uehara, K. Isokawa, R. Tanaka and T. Yanagiya: *Denki-Seikou*, 53 (1982), 19 (in Japanese).
- 22) Y. Kurebayashi, Y. Kasai, T. Iikubo, M. Saito, H. Ota and K. Arakawa: *Denki-Seikou*, 58 (1987), 176 (in Japanese).
- 23) S. Funatani and F. Noda: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 17 (1968), 1124 (in Japanese).
- 24) S. Oda, K. Miyachika, M. Misao and H. Fujio: *Proc. JSME (C)*, 53 (1987), 1965 (in Japanese).
- 25) T. Kobayashi, H. Tachibana, W. Yagi and Y. Ueda: *J. Jpn. Inst. Metals*, 46 (1982), 433 (in Japanese).
- 26) T. Shiraga, S. Suzuki, S. Ishizaki, T. Abe and T. Sampei: *Bull. Jpn. Inst. Metals*, 28 (1989), 316 (in Japanese).
- 27) K. Okamura: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 55 (2006), 529 (in Japanese).
- 28) Y. Yanase, K. Ishizu, M. Ochi, J. Usude and T. Kikuchi: *Mitsubishi Heavy Industries Tech. Rev.*, 55 (2018), 1 (in Japanese).
- 29) R. Mukai and D-Y. Ju: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, 68 (2002), 1567 (in Japanese).
- 30) D-Y. Ju: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 55 (2006), 712 (in Japanese).
- 31) M. Narazaki: *Nachi Tech. Rev.*, 15 (2008), A1 (in Japanese).

- 32) T. Sugano and K. Sakamoto: *Tetsu-to-Hagané*, 36 (1950), 61 (in Japanese).
- 33) T. Sugano and K. Sakamoto: *Tetsu-to-Hagané*, 36 (1950), 548 (in Japanese).
- 34) R. Isomura: *Tetsu-to-Hagané*, 47 (1961), 936 (in Japanese).
- 35) Y. Kwaragi, K. Miyanishi and K. Okamura: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 72 (2023), 782 (in Japanese).
- 36) T. Inoue: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 56 (2007), 352 (in Japanese).
- 37) T. Uehara: *Comput. Mech. Conf.*, 23 (2010) (in Japanese).
- 38) H. Shichino: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 55 (2006), 790 (in Japanese).
- 39) C. Liu, D.-Y. Ju and T. Inoue: *ISIJ Int.*, 42 (2002), 1125.
- 40) R. Nagoshi, K. Watanabe and M. Nakasaki: *Sanyo Tech. Rev.*, 29 (2022), 49 (in Japanese).
- 41) S. Omura, S. Yamada, O. Horii, M. Nakasaki, K. Watanabe and M. Sugimoto: *Suzuki Tech. Rev.*, 47 (2021), 124 (in Japanese).
- 42) Y. Ueda and T. Yamakawa: *J. Jpn. Weld. Soc.*, 42 (1973), 567 (in Japanese).
- 43) Y. Toshioka: *Tetsu-to-Hagané*, 62 (1976), 154 (in Japanese).
- 44) T. Inoue and K. Arimoto: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 44 (1995), 103 (in Japanese).
- 45) T. Inoue: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 64 (2015), 247 (in Japanese).
- 46) A. Sauveur: *McGraw-Hill, New York*, 2nd (1926).
- 47) G.W. Greenwood and R.H. Johnson: *Proc. R. Soc. Lond. A*, 283 (1965), 403.
- 48) Y. Desalos, J. Giusti and F. Gunsberg: *IRSID*, Report No.902 (1982).
- 49) J. B. Leblond, J. Devaux and J. C. Devaux: *Int. J. Plast.*, 5 (1989), 551.
- 50) S. Denis, E. Gautier, A. Simon and G. Beck: *Mat. Sci. Tech.*, 1 (1985), 805.
- 51) K. Miyao, Z.-G. Wang and T. Inoue: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 35 (1986), 1352 (in Japanese).
- 52) K. Okamura, K. Yamamoto, T. Saitoh and M. Fukumoto: *J. Jpn. Soc. Heat Treat.*, 49-Special Issue (2009), 701.

- 53) S. Nagaki, S. Asaoka, K. Morozumi and K. Ohshita: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, 69(2003), 1230 (in Japanese).
- 54) T. Otsuka, Y. Wakasu and T. Inoue: *Proc. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 52 (2003), 111 (in Japanese).
- 55) H. Nakajima, S. Yamamoto, H. Miyaji and E. Furubayashi: *Tetsu-to-Hagané*, 79 (1993), 1345 (in Japanese).
- 56) M. Maki: *Materia Jpn.*, 46 (2007), 321 (in Japanese).

第 2 章

熱処理シミュレーションの概要

2. 1 熱処理シミュレーションの構成

市販の数値解析ソフトウェア DEFORM-HT を用いて、鋼材の焼入れ変形を予測した。本ソフトウェアにおいては、Inoue らによって提案された解析手法^{1),2)}に基づいて、温度、組織、応力の連成関係を考慮した数値解析が行われる。ここで、温度と応力の関係においては、熱膨張および熱収縮による体積変化によって熱応力が生じる。温度と組織の関係においては、鋼材の変態挙動は変態動力学に基づき定式化され、変態潜熱が温度分布に及ぼす影響が考慮される。組織と応力の関係では、変態膨張で生じる変態応力に加えて、変態中の応力の作用により生じる変態塑性についても考慮することができる。以下に、本研究に用いた数値解析方法について説明する。なお、本研究においては焼入れ中の金属組織は、オーステナイト、ベイナイト、マルテンサイトで構成され、フェライトやパーライトは生じないものとした。

2. 2 数値解析方法

2. 2. 1 混合則

焼入れ中の鋼材は、N種類の混合相からなると仮定した。第I番目の相の体積分率を ξ_I とすると、材料特性 χ は、各相の材料特性 χ_I の線形混合として表すことができる²⁾。

$$X = \sum_{I=1}^N \chi_I \xi_I \text{ and } \sum_{I=1}^N \xi_I = 1 \quad (2. 1)$$

2. 2. 2 温度の計算方法

温度変化は、下記の非定常熱伝導方程式にて計算した。

$$\rho C dT - \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) - \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^p + \sum \rho_I L_I d\xi_I = 0 \quad (2. 2)$$

ここで、 ρ は密度、 C は比熱、 T は温度、 λ は熱伝導率、 σ_{ij} は応力テンソル、 ε_{ij}^p は塑性ひずみ、 L_I は第I番目の相の変態潜熱、 ξ_I は第I番目の相の体積分率である。

また、鋼材表面の境界条件は下記のように仮定した。

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x_i} n_i = h_T (T - T_W) \quad (2. 3)$$

ここで、 h_T は単位法線 n_i を持つ熱伝達係数、 T_W は環境温度である。

2. 2. 3 相分率の計算方法

変態挙動のモデル化は一般に、無拡散型変態であるマルテンサイト変態と拡散型変態であるベイナイト変態にわけて扱われる。

ベイナイト相分率は、拡散型変態の等温変態挙動を近似し、連続冷却においてはScheilの加算則³⁾の成立を仮定して、微小時間に進展する等温変態の相分率を積分することで計算した。等温変態は下記のJohnson-Mehl型⁴⁾の変態速度式により逐次計算した。

$$\xi_B = 1 - \exp(-kt^n) \quad (2. 4)$$

ここで、 t はベイナイト変態開始からの時間、 k 、 n は温度に依存する材料パラメータでありTTT線図から求められる⁵⁾。

マルテンサイト相分率 ξ_M は、温度のみに依存し時間に依存しないものとした、下記のKoistinen-Marburger則⁶⁾を用いて計算した。

$$\xi_M = 1 - \exp\{-\varphi(Ms - T)\} \quad (2.5)$$

ここで、 φ ($=0.011$) は変態速度を示す係数、 Ms はマルテンサイト変態開始温度、 T は温度である。

2.2.4 ひずみ増分の計算方法

熱処理中の物体内部の微小領域には、下記のひずみの釣り合い式が成立すると仮定した。ここで、 $d\varepsilon_{ij}$ はひずみ増分であり、実際の変形に直接寄与するものである。また、 $d\varepsilon_{ij}$ は、弾性ひずみ増分 ε_{ij}^e 、塑性ひずみ増分 ε_{ij}^p 、熱ひずみ増分 ε_{ij}^{th} 、変態ひずみ増分 ε_{ij}^{tr} 、変態塑性ひずみ増分 ε_{ij}^{tp} の各増分の和で表される。

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p + d\varepsilon_{ij}^{th} + d\varepsilon_{ij}^{tr} + d\varepsilon_{ij}^{tp} \quad (2.6)$$

これらは、第I番目の相のそれぞれのひずみ増分 $d\varepsilon_{lij}^x$ によって下記のように表される。

$$d\varepsilon_{ij}^x = \sum_{l=1}^N \xi_l d\varepsilon_{lij}^x \quad (2.7)$$

また、 $d\varepsilon_{lij}^e$ 、 $d\varepsilon_{lij}^p$ 、 $d\varepsilon_{lij}^{th}$ 、 $d\varepsilon_{lij}^{tr}$ は、それぞれ下記のように計算した。

$$d\varepsilon_{lij}^e = \frac{1 + \nu_l}{E_l} \left(d\sigma_{ij} - \frac{\nu_l}{1 + \nu_l} \delta_{ij} d\sigma_{kk} \right) \quad (2.8)$$

$$d\varepsilon_{ij}^p = \lambda_I \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.9)$$

$$d\varepsilon_{ij}^{th} = \alpha_I \delta_{ij} dT \quad (2.10)$$

$$d\varepsilon_{ij}^{tr} = \beta_I \delta_{ij} d\xi_I \quad (2.11)$$

ここで、 E_I は第I番目の相のヤング率、 ν_I は第I番目の相のポアソン比、 σ_{ij} は応力テンソル、 δ_{ij} はクロネッカーのデルタ、 $d\lambda_I$ は第I番目の相の加工硬化パラメータ、 F_I は第I番目の相の塑性ポテンシャル、 α_I は第I番目の相の線膨張率、 β_I は第I番目の相の変態膨張率である。

オーステナイト単相からベイナイト単相、またはオーステナイト単相からマルテンサイト単相に変態する場合における変態塑性ひずみ増分は、式 (1.5) を用いてそれぞれ下記のように与えられる。

$$d\varepsilon_{Bij}^{tp} = 3K_B d\xi_B (1 - \xi_B) S_{ij} \quad (2.12.1)$$

$$d\varepsilon_{Mij}^{tp} = 3K_M d\xi_M (1 - \xi_M) S_{ij} \quad (2.12.2)$$

ここで、 $d\varepsilon_{Bij}^{tp}$ および $d\varepsilon_{Mij}^{tp}$ はベイナイト変態およびマルテンサイト変態の変態塑性ひずみ増分、 K_B および K_M はベイナイト変態およびマルテンサイト変態の変態塑性係数、 S_{ij} は偏差応力テンソルである。

一方、オーステナイト単相からベイナイトとマルテンサイトの2相に変態する場合の変態塑性ひずみ増分は、Yanagisawa⁷⁾らの研究を参考にすると、以下のように表される。

$$\begin{aligned} d\varepsilon_{ij}^{tp} &= 3K_B d\xi_B \xi_\gamma S_{ij} + 3K_M d\xi_M \xi_\gamma S_{ij} \\ &= 3K_B d\xi_B (1 - \xi_B) S_{ij} + 3K_M d\xi_M (1 - \xi_B - \xi_M) S_{ij} \end{aligned} \quad (2.13)$$

ここで、 ξ_{γ} はオーステナイト相分率である。なお、式(2.13)はベイナイト変態とマルテンサイト変態の変態塑性ひずみに相互作用がないものと仮定している。

ソフトウェアの都合上、式(2.13)を解析ソフトウェアに組み込むことが困難であったため、本研究においてはベイナイト変態が完了した後にマルテンサイト変態が発生し、かつ、両変態は同時に発生しないものとし、 K_M に補正係数 α を乗じたものを見かけ上の変態塑性係数 K'_M として、次式のように計算することで代用した。

$$\begin{aligned} d\varepsilon_{ij}^{\text{tp}} &= 3K_B d\xi_B(1 - \xi_B)S_{ij} + 3K_M d\xi_M(1 - \xi_B - \xi_M)S_{ij} \\ &= 3K_B d\xi_B(1 - \xi_B)S_{ij} + 3K'_M d\xi_M(1 - \xi_M)S_{ij} \end{aligned} \quad (2.14.1)$$

$$K'_M = \alpha K_M \quad (2.14.2)$$

$$\alpha = \frac{1 - \xi_B - \xi_M}{1 - \xi_M} \quad (2.14.3)$$

以上の方法で計算した各ひずみ増分の総和を積算したものが、最終的に鋼材の変形として現れる。

参考文献

- 1) T. Inoue and K. Arimoto: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 44 (1995), 103 (in Japanese).
- 2) C. Liu, D.-Y. Ju and T. Inoue: *ISIJ Int.*, 42 (2002), 1125.
- 3) M. Umemoto, K. Horiuchi and I. Tamura: *Trans. ISIJ*, 22 (1982), 854 (in Japanese).
- 4) W. A. Johnson and R. F. Mehl: *Trans. AIME*, 135 (1939), 416.
- 5) K. Okamura: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 55 (2006), 529 (in Japanese).
- 6) D. P. Koistinen and R. E. Marburger: *Acta Metall.*, 7 (1959), 59.
- 7) Y. Yanagisawa: Doctoral Thesis, Hokkaido University, (2018) (in Japanese).

第 3 章

平板の焼入れによる変態塑性係数の同定と検証

3. 1 緒言

鋼材の焼入れにおいては、温度勾配に起因した熱応力に加えて、相変態による体積変化の不均一に起因した変態応力が鋼材に作用する^{1)~3)}。さらに、応力が温度と金属組織に応じて定まる降伏応力を超えると塑性変形が生じるが、相変態の進行中においては新相の変態膨張に伴って生じる応力がその周囲の未変態の母相に加わるために、母相の変形抵抗が見かけ上低下して、塑性変形が生じやすくなる⁴⁾。この現象は変態塑性と呼ばれており、焼入れ変形に与える影響が大きい⁵⁾ため、その変形を予測する上で重要である。変態塑性係数は一般に、オーステナイト化した試験片に単軸の引張あるいは圧縮応力を負荷しつつ相変態させる実験を行い、試験片の伸びから測定された変態塑性ひずみと負荷応力の線形回帰式の傾きから同定される。Nakajimaら⁶⁾は、Mn-Cr-Mo鋼のベイナイト変態の変態塑性ひずみを測定し、引張試験の負荷応力が50 MPaを超えると線形関係から逸脱して変態塑性ひずみが増加することを報告している。このことより、鋼材に塑性変形が生じる焼入れにおいては高い応力が作用するため、変態塑性ひずみと応力との関係が非線形となると推定されることから、従来の方法により低応力における応力と変態塑性ひずみの線形関係から同定された変態塑性係数は、焼入れ変形の予測には適さないと考えられる。

本章では、平板の油焼入れ実験と、熱処理シミュレーションを併用することにより、高応力におけるマルテンサイト変態の変態塑性係数を同定する方法を検討した。この方法によりCr-Mo鋼（JIS SCM420相当）のマルテンサイト変態の変態塑性係数を同定し、熱処理油を変更した平板の焼入れも行い、同定された変態塑性係数を用いた反りの予測精度を検証することにより、マルテンサイ

ト変態を伴う焼入れ変形の予測精度向上に対する本研究の有効性を確認した。

3.2 変態塑性係数の同定と検証の流れ

まず、平板を水平に配置して熱電対により冷却曲線を測定しつつ油焼入れを行う。ここで、平板を水平に焼入れることにより、蒸気泡が平板の下面に滞留し緩冷却となることで、平板の上下に生じた温度差により反りが生じる。また、平板は同一断面積の丸棒に比べて曲げ剛性が小さいことから、より大きな反りが生じる。次に、測定した冷却曲線から逆解析法³⁾により、平板各部位の熱伝達係数を同定する。そして、同定された熱伝達係数を境界条件に用いて、種々のマルテンサイト変態の変態塑性係数における平板の反りを予測し、反りの予測値が実測値に合致する変態塑性係数を同定する。さらに、熱処理油を変更して平板の焼入れを行い、異なる冷却条件における平板の反りの予測精度を検証する。

本章においては、Table 3-1に示す3つの条件にて実験を行った。Case 1にて、相変態しないオーステナイト系ステンレス鋼 (JIS SUS316相当) を対象として、平板の各部位（上面中央部、下面中央部、上面角部、下面角部）の焼入れ中の冷却曲線を測定し、その結果から逆解析法により熱伝達係数を同定した。そして、同定された熱伝達係数を数値解析に用いて、相変態を伴わない場合における平板の反りが正しく予測されるかを検証した。Case 2にて、Cr-Mo鋼を用いて実験を行った。Case 1で同定された熱伝達係数を用いて冷却曲線を予測し、実験結果と比較することにより、変態潜熱を伴う冷却曲線が数値解析により正しく予測されるかを検証した。そして、平板の反りからマルテンサイト変態の変態塑性係数を同定した。Case 3にて、Case 2に対して熱処理油を変更した実験を行った。Case 1と同様の方法で熱伝達係数を同定し、それらの熱伝達係数とCase 2で同定された変態塑性係数を用いて数値解析を行い、Case 2と異なる冷却条件において平板の反りの予測精度を検証した。

Table 3-1 Experimental conditions for oil quenching of sheets.

Experimental No.	Specimens	Quenching conditions	
		Coolant	Coolant temperature
Case 1	Austenitic stainless steel	Cold quenching oil	353 K
Case 2	Cr-Mo steel	Cold quenching oil	353 K
Case 3	Cr-Mo steel	Semi-hot quenching oil	383 K

3.3 実験および数値解析方法

3.3.1 実験方法

供試材には、Table 3-2に示す化学組成の鋼材を用い、実験にはFig. 3-1に示す装置⁷⁾を用いた。また、装置の仕様をTable 3-3に示す。この装置は制御盤、加熱炉、油槽からなり、測定対象となる部品を支持棒先端に取付け、加熱炉にて所定の温度に昇温後、支持棒を下降させ加熱炉下部の油槽内で油焼入れを行う。その際、部品に熱電対を取付けることにより、部品の焼入れ中の冷却曲線を測定することができる。

Table 3-2 Chemical compositions of specimens. (mass %)

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
Austenitic stainless steel	0.05	0.50	1.12	0.04	0.03	10.19	16.25	2.04
Cr-Mo steel	0.23	0.29	0.81	0.01	0.01	0.07	1.08	0.15

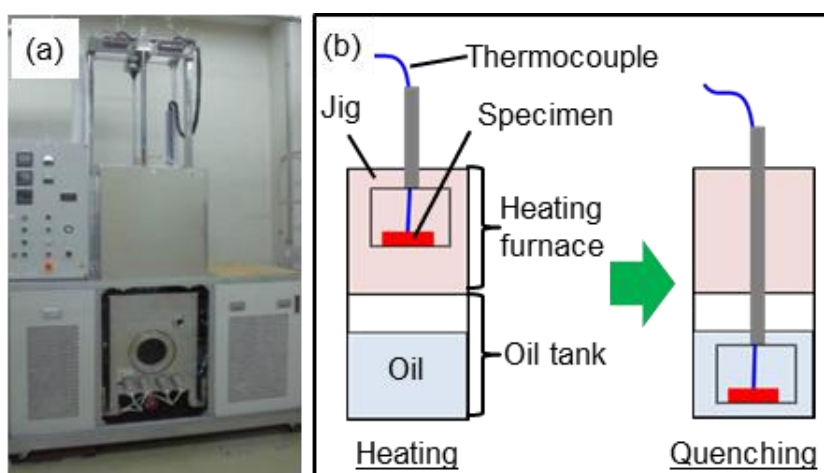


Fig. 3-1 (a) Overview and (b) schematic diagram of test equipment.

Table 3-3 Specifications of test equipment.

Specimen shape (Maximum)	ϕ 150 mm x 300 mm
Heating furnace atmosphere	Ar : H ₂ = 9 : 1
Heating temperature	R. T. ~ 1373 K
Oil temperature (Maximum)	473 K
Agitating speed	0 ~ 35 L · min ⁻¹
Temperature measurement points (Maximum)	12

まず、金網状の治具に水平に保持した丸棒を、不活性ガスのアルゴンと水素の混合ガスで満たした加熱炉内で 1123K まで加熱し 30 min 保持した後、鉛直方向下向きに下降速度 $300 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ で熱処理油中に浸漬した。熱処理油にはコールドクエンチオイル（ハイスピードクエンチオイル C-2000Y、日本グリース（株））とセミホットクエンチオイル（ホットクエンチオイル No. 300、日本グリース（株））を用いた。これら 2 つの熱処理油は Table 3-4 に示すように、引火点の違いにより推奨される使用温度範囲が異なり（高温ほど粘度は低くなる）、油自体の粘度も異なることから、焼入れ中の沸騰挙動の違いにより冷却挙動が異なる。

Table 3-4 Flash point and kinematic viscosity of heat treat oil.

Oil	Flash point (K)	Kinematic viscosity ($\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$)
Cold quenching oil	449 K	16.9 (at 313 K)
Semi-hot quenching oil	503 K	7.8 (at 373 K)

試験片は Fig. 3-2 に示すような平板（厚さ 5 mm×幅 20 mm×長さ 100 mm）として、K 型熱電対（直径 1.0 mm）を挿入するために、直径 1.1 mm のドリル穴加工を行った。なお、表面粗さが焼入れ中に試験片表面に生成する蒸気膜の崩壊挙動へ影響することを避けるため、機械加工後に研磨紙（＃100）によりすべての面の表面の精面化を行った。まず、金網状の治具に水平に保持した平板を、不活性ガスのアルゴンと水素の混合ガスで満たした加熱炉内で 1123K まで加熱し 30 min 保持した後、熱処理油中に鉛直方向下向きに下降速度 $300 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ で浸漬した。冷却完了後、非接触式三次元形状測定機⁸⁾を用いて、板幅中央断面の形状を測定した。その測定値から、上面中央部と端部の鉛直方向座標の差を反り量、上面中央部と下面中央部の鉛直方向座標の差を板厚として求めた。なお、板厚は中央部 5 点の平均値とし、焼入れ前後の差から板厚の変化量を算出した。

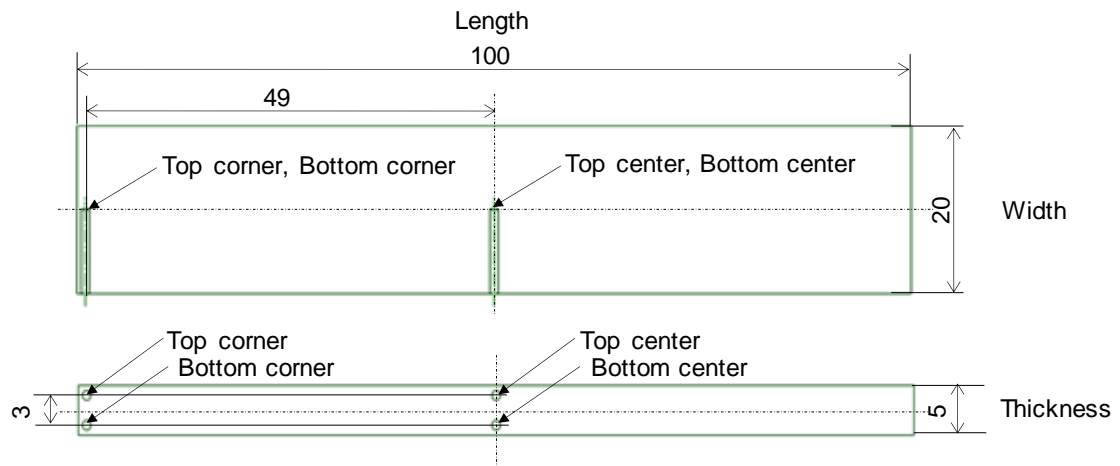


Fig. 3-2 Temperature measurement points in specimen.

3.3.2 数値解析方法

数値解析方法については、第2章に詳細を示しているため説明は割愛する。

3.3.3 計算条件

平板の幅中央断面および長手中央断面を対称として1/4部分をモデル化し、平板中心に相当する位置の節点について板厚方向変位を拘束した。メッシュ分割は、表面から1.00 mm深さまで幅1.00 mm、長さ1.00 mm、厚さ0.25 mm、それ以外は幅1.00 mm、長さ1.00 mm、厚さ0.50 mmの六面体とし各要素8節点、全要素数は9,646とした。解析に用いた材料特性をTable 3-5に示す。線膨張率および変態膨張率は、Miettinenの推定式⁹⁾により求めたオーステナイトの密度と、Okamuraの推定式¹⁰⁾により求めたマルテンサイトの密度から計算した。また、マルテンサイト変態開始温度はKungらの経験式¹¹⁾、変態潜熱はTajimaの実測値¹²⁾からそれぞれ、672 K、42.2 J・g⁻¹とした。それ以外の物性値は市販の材料物性値計算ソフトウェアJMatProを用いて計算した。なお、油温はCase 1およびCase 2は353 K一定、Case 3は383 K一定とし、油と平板間の熱伝達係数は、測定した冷却曲線から逆解析法により同定した。

Table 3-5 Steel properties used in FEM. (γ : Austenite, M: Martensite)

Steel	Properties		Temperature (K)							
			373	473	573	673	773	873	973	1073
Austenitic stainless steel	Young's modulus (GPa)	γ	173	180	173	166	158	150	143	135
	Poisson's ratio (-)		0.31	0.31	0.31	0.32	0.32	0.32	0.33	0.33
	Thermal conductivity ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)		15.5	16.8	18.1	19.5	20.8	22.1	23.4	24.7
	Specific heat ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)		475	493	508	522	535	548	561	577
	Thermal expansion ratio ($\times 10^{-5} \text{K}^{-1}$)		1.82	1.82	1.83	1.85	1.87	1.88	1.90	1.96
Cr-Mo steel	Young's modulus (GPa)	γ	192	183	174	165	156	146	137	127
		M	207	201	193	183	171	158	143	128
	Poisson's ratio (-)	γ	0.30	0.30	0.31	0.32	0.32	0.33	0.33	0.33
		M	0.29	0.30	0.30	0.30	0.31	0.31	0.32	0.32
	Thermal conductivity ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	γ	18.1	19.3	20.5	21.7	22.9	24.1	25.3	26.5
		M	36.4	37.9	38.1	37.2	35.5	33.5	31.6	30.3
	Specific heat ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	γ	485	504	519	532	544	556	567	578
		M	473	511	553	605	671	764	913	786
	Thermal expansion ratio ($\times 10^{-5} \text{K}^{-1}$)	γ	2.08	2.09	2.10	2.11	2.12	2.13	2.14	2.15
		M	1.30	1.32	1.35	1.38	1.41	1.44	1.47	1.50
	Transformation dilatation ($\times 10^{-3} \text{K}^{-1}$)	$\gamma \rightarrow \text{M}$	8.83	8.07	7.35	6.68	6.05	5.45	4.91	4.40

3. 4 実験結果および考察

油焼入れ中の平板の冷却曲線の測定結果をFig. 3-3およびFig. 3-4に示す。
Case 1-3いずれにおいても、上面角部および下面角部は直ちに冷却され、蒸気膜段階はほとんど見られなかった。また、上面中央部に比べ下面中央部の冷却が遅く、鉛直方向の上下で冷却差が生じることを確認した。次に、Case 1とCase 2を比較すると、673 K以下の温度域で冷却差が見られ、これは変態潜熱によるものであると考えられる。また、Case 2とCase 3を比較すると、700 K以下の温度域で冷却差が見られ、熱処理油の違いにより冷却挙動が異なることが確認できた。

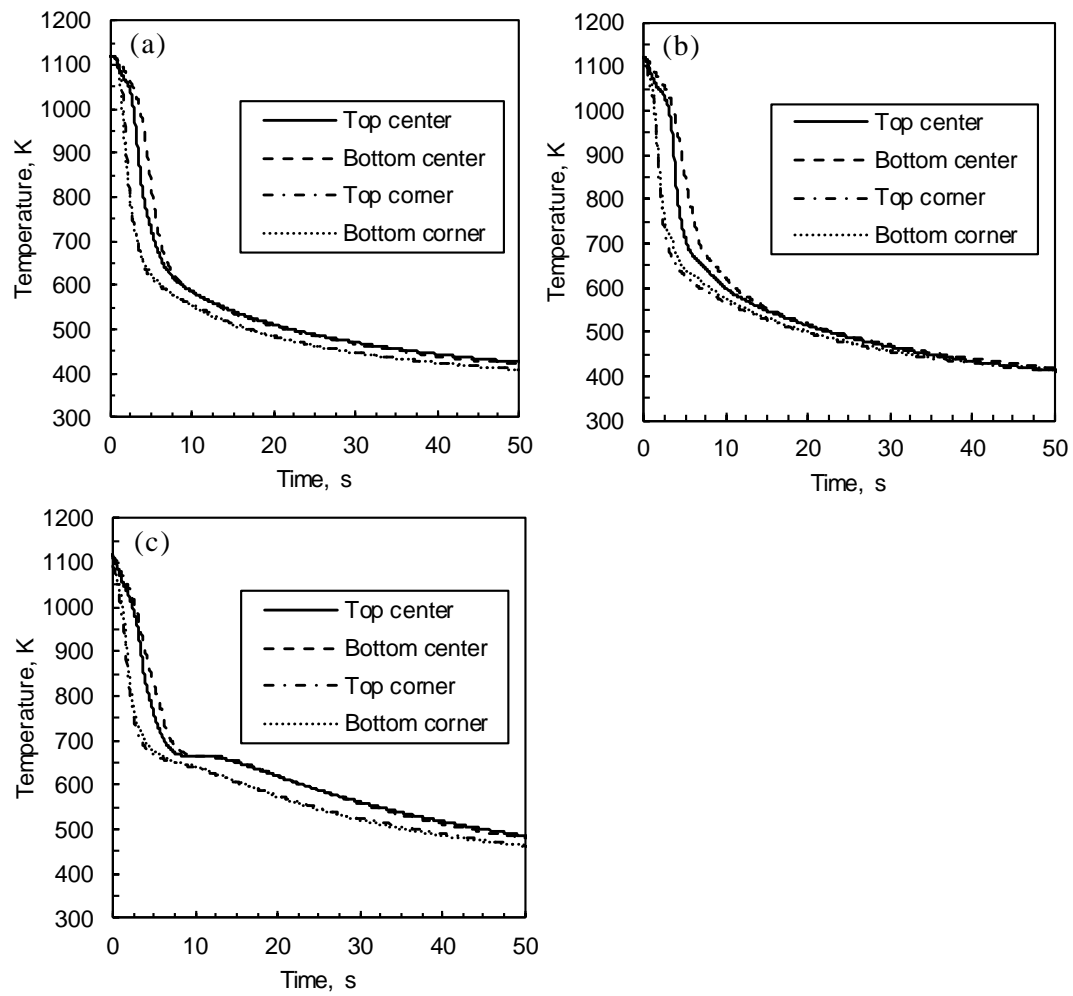


Fig. 3-3 Experimental results of cooling curve during oil quenching at(a) case 1, (b) case 2 and (c) case 3.

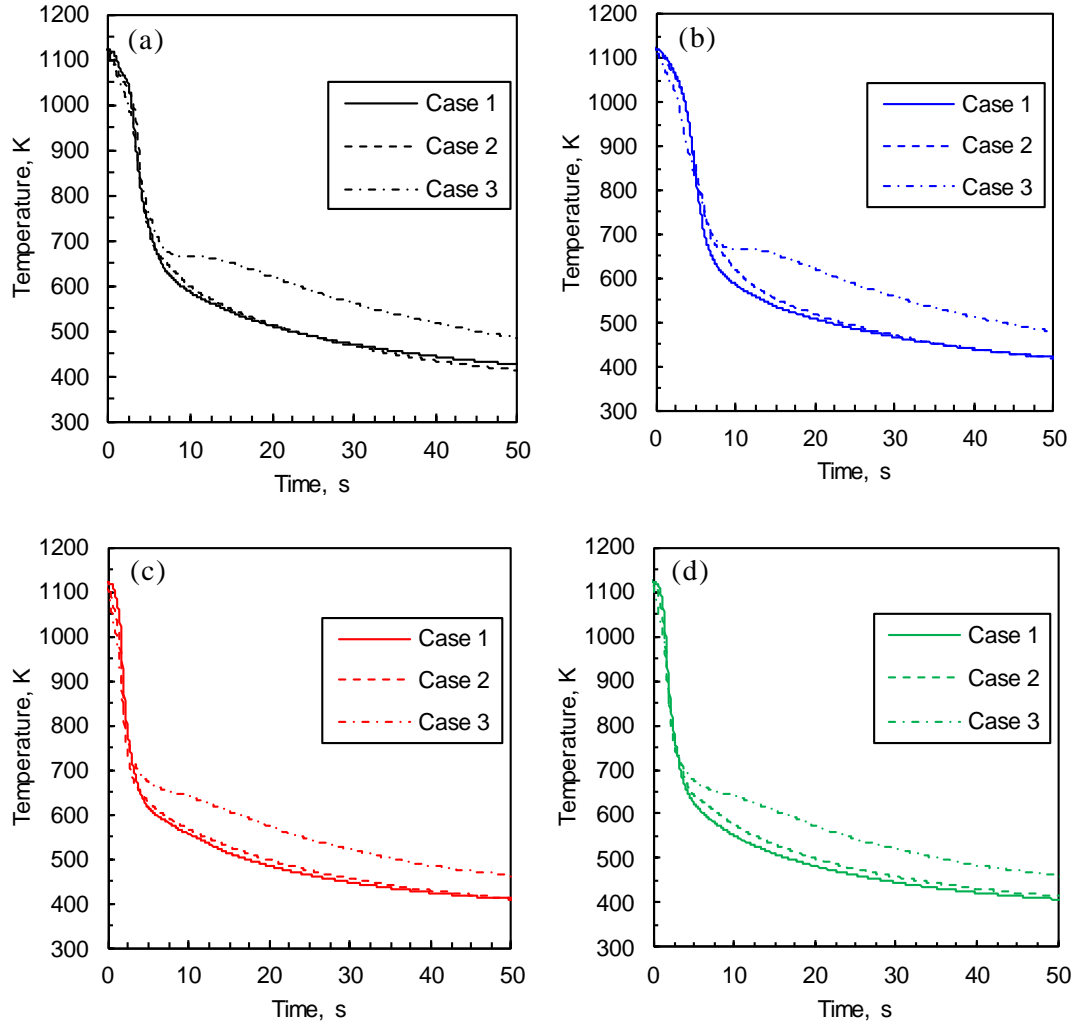


Fig. 3-4 Experimental results of cooling curve during oil quenching at(a) top center, (b) bottom center, (c) top corner and (d) bottom corner.

Case 2およびCase 3において、焼入れ後の平板のビッカース硬さを測定した結果、上面、中心、下面において460～466 HVであった（Table 3-6）。これに対して、同一組成の鋼材にて円柱状試験片（φ3 mm×10 mm）を作製し、マルテンサイト変態のみが起こる冷却速度（100K/s）にて冷却した結果、冷却後の硬さは467 HVであった。また、供試材の化学組成からJMatProを用いて推定したCCT曲線と冷却曲線を比較した結果（Fig. 3-5）、最も冷却が遅い平板中心においてもベイナイトは発生しない。以上の結果より、Case 2およびCase 3における焼入れ後の金属組織は、マルテンサイト主体であると考えられる。

Table 3-6 Vickers hardness of sheets after oil quenching in case 2 and case 3.

	Top	Midplane	Bottom
Case 2	466 HV	466 HV	460 HV
Case 3	463 HV	461 HV	460 HV

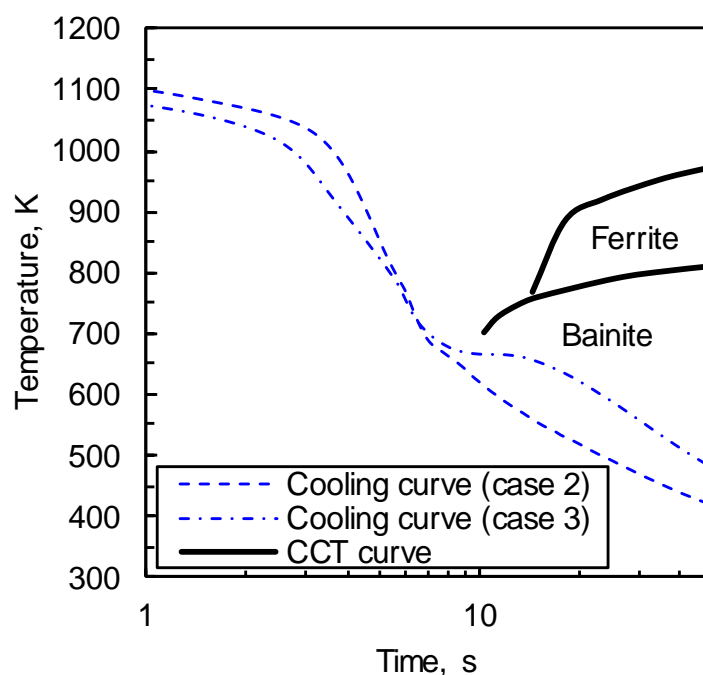


Fig. 3-5 CCT curves for Cr-Mo steel predicted by JMatPro and experimental results of cooling curves during oil quenching at the midplane of sheet in case 2 and case 3.

油焼入れ後の平板の板厚は、Case 1はほとんど変化がないのに対して、Case 2とCase 3で増加した（Fig. 3-6）。これは、Case 2、Case 3においてはマルテンサイト変態による膨張が生じたためであると考えられる。油焼入れ後の平板の反りはFig. 3-7に示すように、Case 1は上向きの63 μm の反り、Case 2は下向きの288 μm の反り、Case 3は下向きの66 μm の反りであった。Case 1とCase 2で逆向きの反りとなったのは、Case 1の反りは熱応力による塑性変形のみで生じたのに対して、Case 2はこの変形に加えて変態膨張と変態塑性が生じたためであると考えられる。次に、Case 2に比べてCase 3の反りが小さかったのは、前述のように

コールドクエンチオイルに比べてセミホットクエンチオイルの対流段階開始温度が高く、変態点付近の平板内の温度差が小さくなったためであると考えられる。

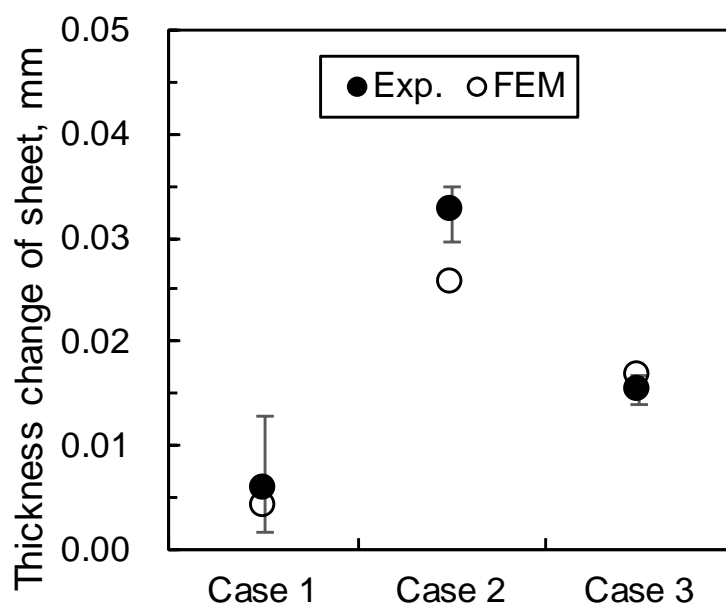


Fig. 3-6 Experimental and FEM results of thickness change of sheet after oil quenching.

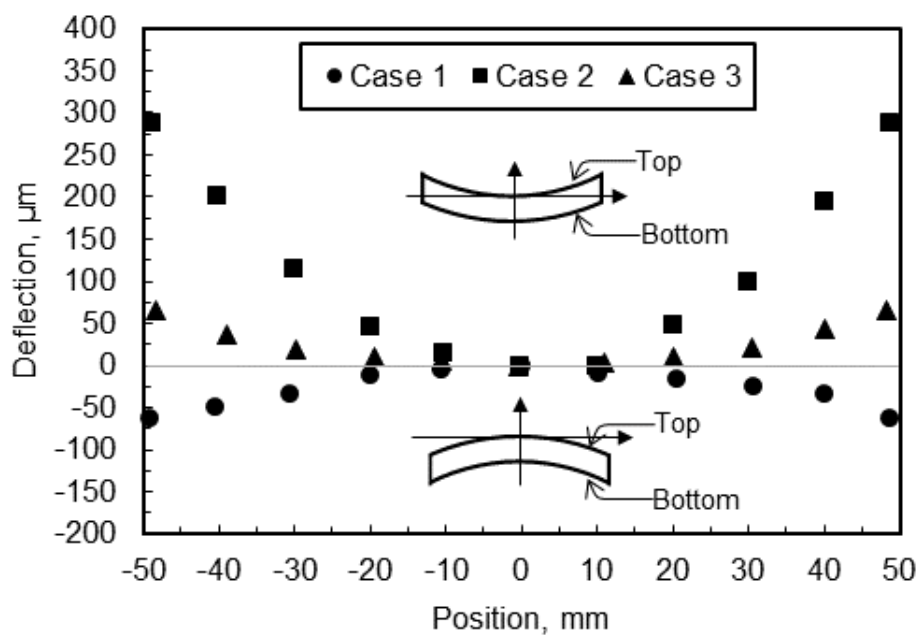


Fig. 3-7 Experimental results of sheet deflection with the center of the top surface as the origin after oil quenching.

3. 5 数値解析結果および考察

3. 5. 1 数値解析結果の検証

平板を上面、下面、上面角部、下面角部に分割し、各領域についてCase 1にて測定した冷却曲線から逆解析法により、熱伝達係数はFig. 3-8のように同定された。Fig. 3-8より、下面を除く部位については、温度域により熱伝達係数に変化し、1050 Kより高い温度域が蒸気膜段階、600～1050Kが沸騰段階、それ以下の温度域が対流段階であると推定された。一方、下面についてはほぼ一定

の値となり、これは、焼入れ中に発生した蒸気泡の下面への滞留¹³⁾により冷却が阻害されたためと推定される。また、Fig. 3-8の熱伝達係数を用いて焼入れ中の温度分布はFig. 3-9のように予測され、各部位の冷却曲線は、Fig. 3-10に示すように実測値と概ね一致することを確認した。この熱伝達係数を用いて数値解析を行った結果、焼入れ後の板厚変化の予測値は実測値（Fig. 3-6）と概ね一致し、熱応力による塑性変形の計算結果が妥当であることを確認した。また、焼入れ後の板幅中央断面の上面の反りの予測値は、上向きの68 μm の反りとなり、実測値（Fig. 3-11）との誤差は8%と概ね一致した。したがって、数値解析により焼入れ中の熱応力による塑性変形を精度よく予測できることを確認した。

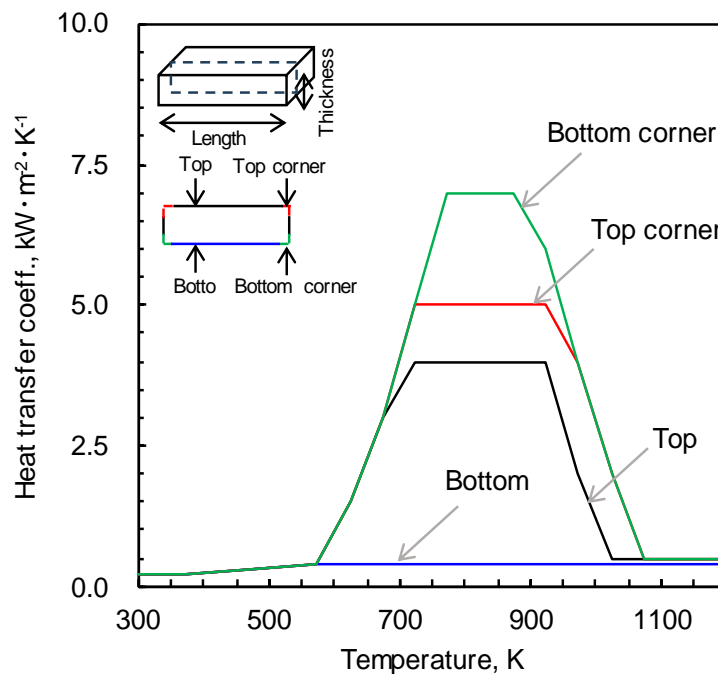


Fig. 3-8 Heat transfer coefficients determined from cooling curves during oil quenching in case 1.

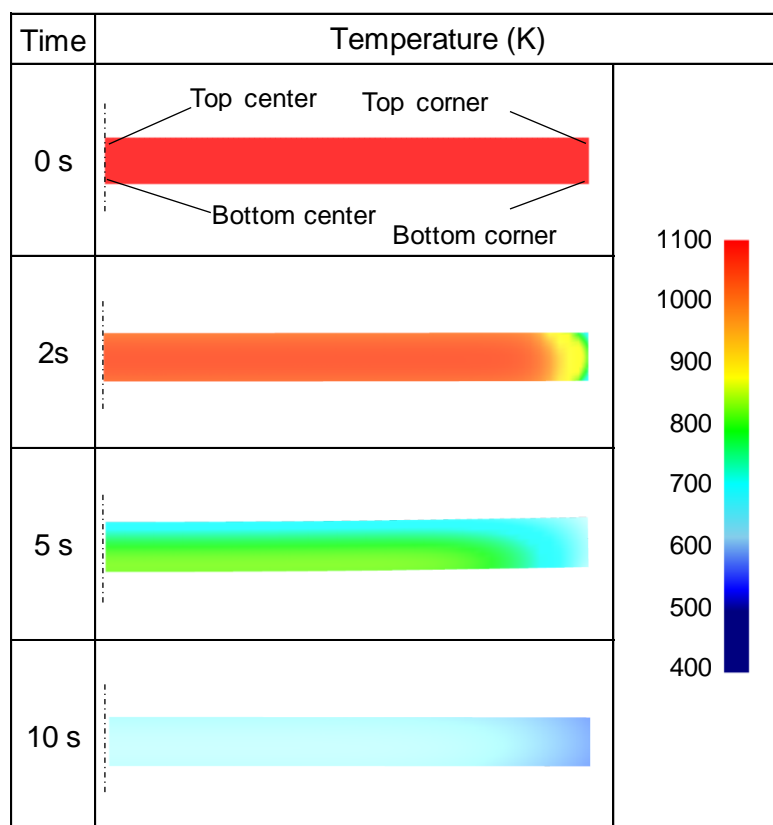


Fig. 3-9 FEM results of temperature distribution during oil quenching in case 1.

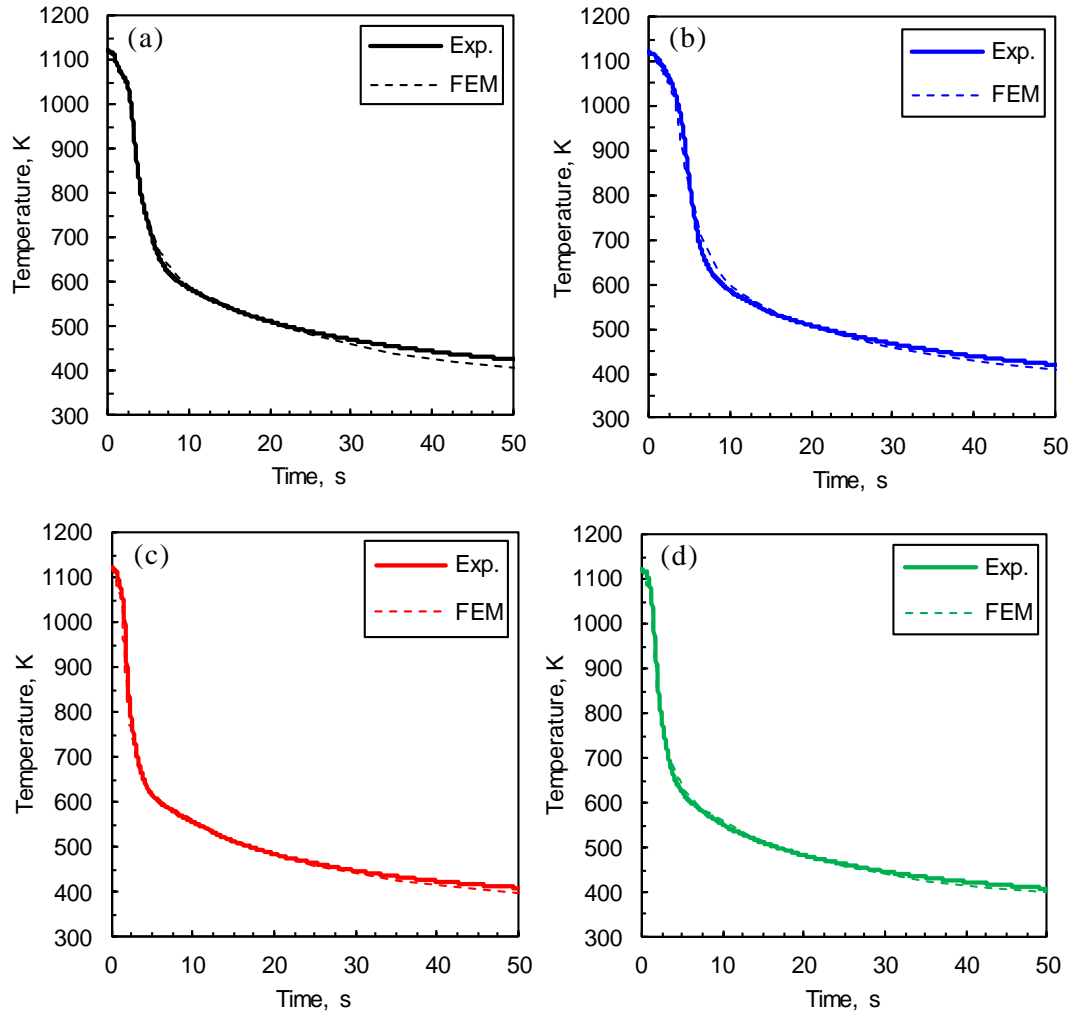


Fig. 3-10 Experimental and FEM results of cooling curve during oil quenching at (a) top center, (b) bottom center (c) top corner and (d) bottom corner in case 1.

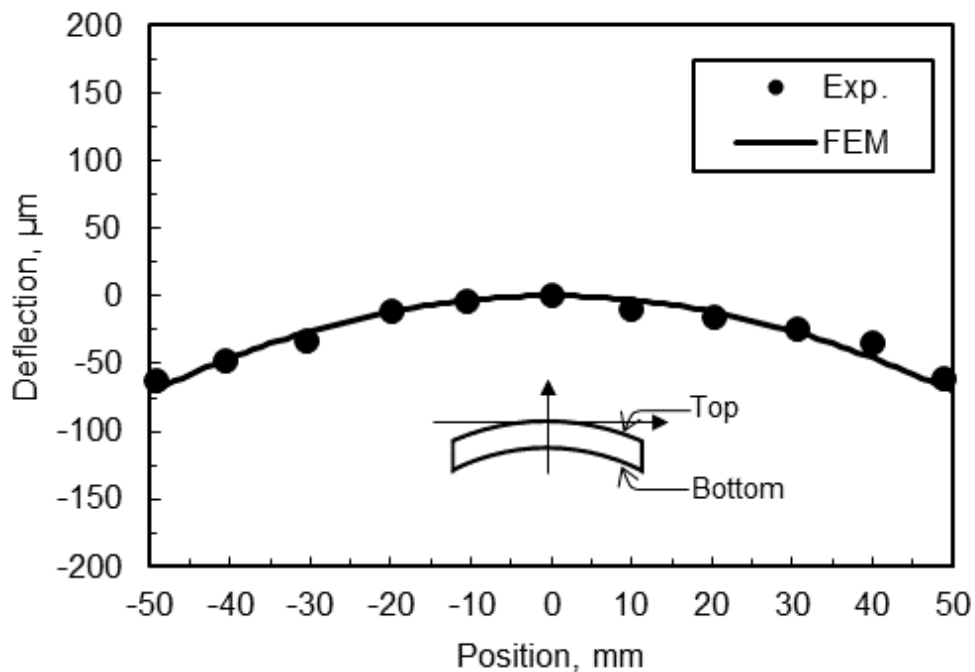


Fig. 3-11 Experimental and FEM results of sheet deflection with the center of the top surface as the origin after oil quenching in case 1.

Fig. 3-8の熱伝達係数を用いてCase 2を対象とした数値解析を行った結果、冷却曲線の予測値は実測値と概ね一致した (Fig. 3-12)。Case 1の変態潜熱を含まない冷却曲線から同定された熱伝達係数を用いて、Case 2の変態潜熱を含む冷却曲線を精度よく予測できたことから、変態潜熱の予測結果は妥当であり、変態を伴う場合においても数値解析により冷却状態を精度よく再現できると判断した。なお、オーステナイト系ステンレス鋼とCr-Mo鋼ではスケール生成挙動や熱伝導率が異なるために、一般的には熱伝達係数も異なると考えられるが、Case 1とCase 2で熱伝達係数が同等であったのは、不活性ガス中での加熱によりスケールがほとんど生成しなかったことや、冷却が比較的短時間で完了し熱伝導の影響が小さかったことが原因として考えられる。

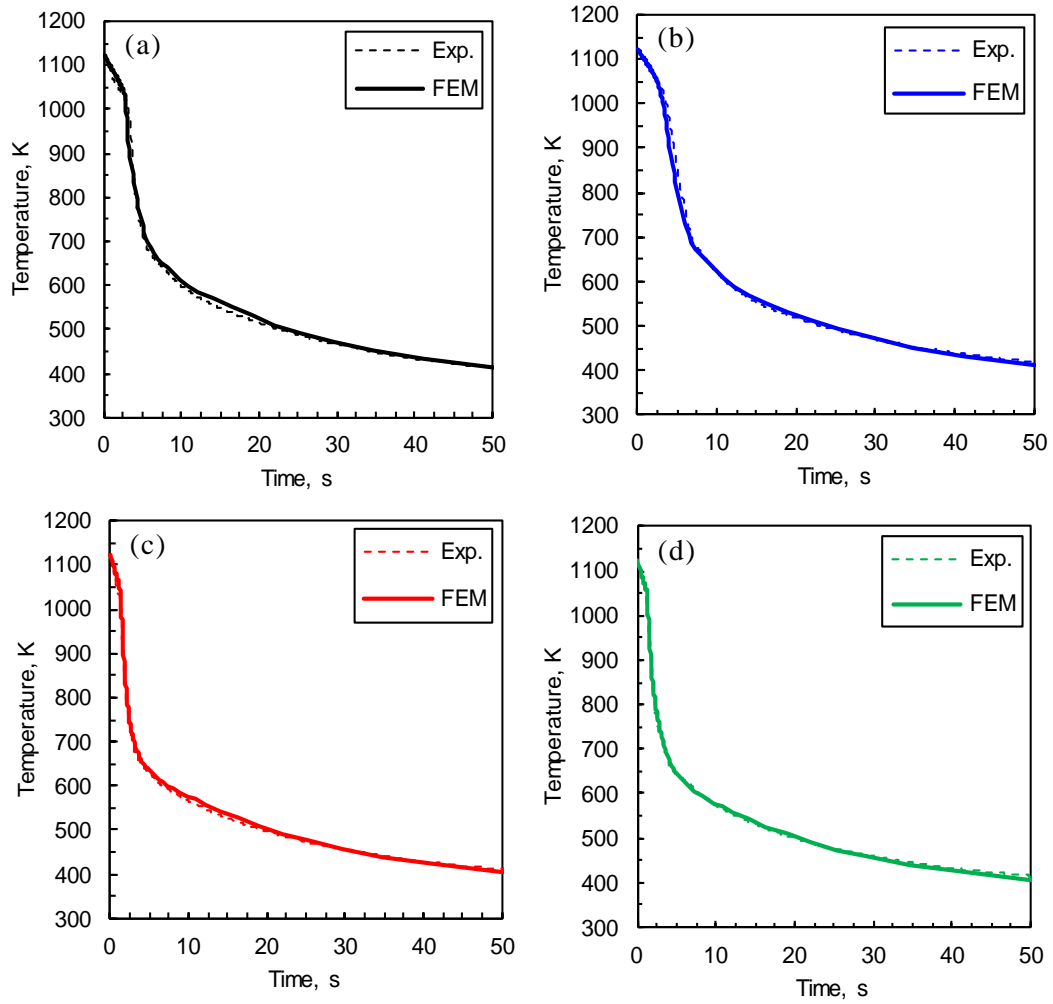


Fig. 3-12 Experimental and FEM results of cooling curve during oil quenching at (a) top center, (b) bottom center (c) top corner and (d) bottom corner in case 2.

3. 5. 2 変態塑性係数の同定

Fig. 3-13に示すように、種々のマルテンサイト変態の変態塑性係数を数値解析に与えて平板の焼入れ後の反りを計算した。反りの予測値と変態塑性係数の関係はFig. 3-14のように求められ、この関係から反りの予測値が実測値と合致する変態塑性係数は $21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と同定された。

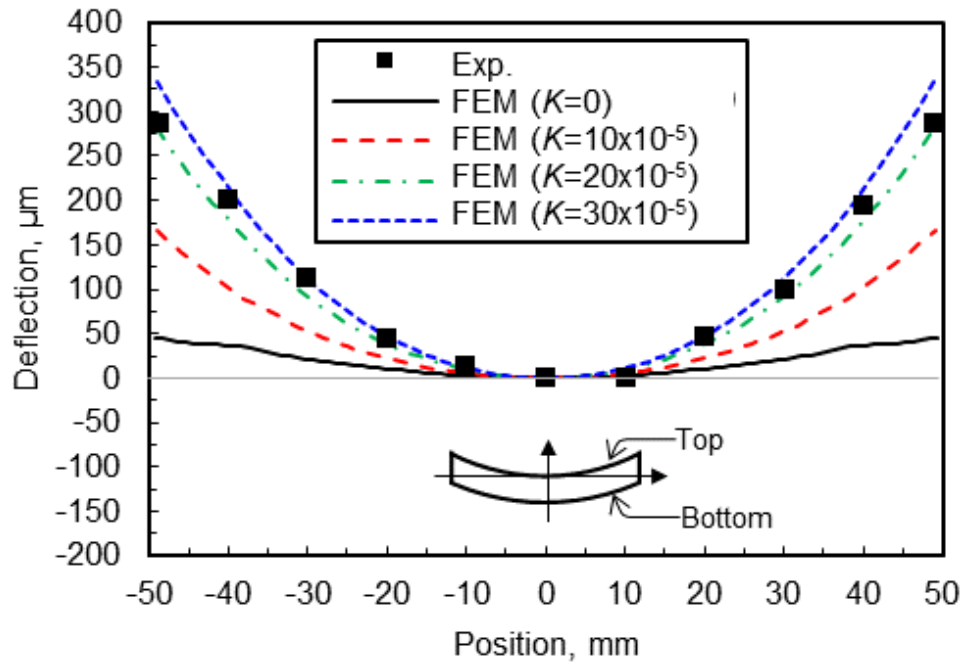


Fig. 3-13 Experimental and FEM results of sheet deflection with the center of the top surface as the origin after oil quenching in case 2. (K : transformation plasticity coefficient (MPa^{-1}))

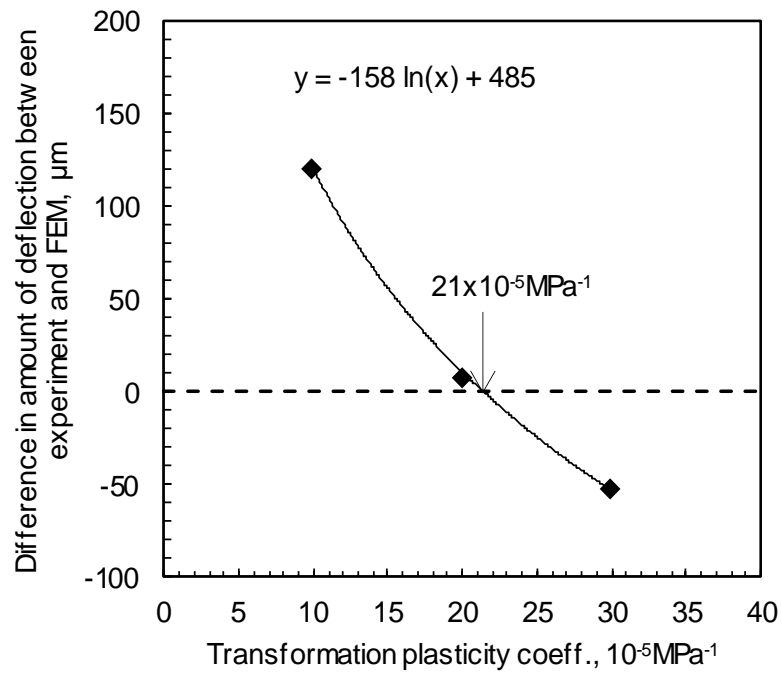


Fig. 3-14 Effect of transformation plasticity coefficient on the difference between experimental and FEM results for sheet deflection after oil quenching in case 2.

Leblond の式 (式 (1.6))) より、マルテンサイト変態の変態塑性ひずみ増分 $d\varepsilon_M^{\text{tp}}$ は次式のように表される。

$$d\varepsilon_M^{\text{tp}} = \begin{cases} 0 & \text{if } \xi_M \leq 0.03 \\ \left(-\frac{3\beta_M}{\sigma_y}\right) i\left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_u}\right) \ln(\xi_M) d\xi_M S & \text{if } \xi_M > 0.03 \end{cases} \quad (3.1.1)$$

$$i\left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_u}\right) = \begin{cases} 1 & \text{if } \frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_u} \leq \frac{1}{2} \\ 1 + 3.5 \left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_u} - \frac{1}{2}\right) & \text{if } \frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_u} > \frac{1}{2} \end{cases} \quad (3.1.2)$$

$$\sigma_u = (1 - \xi_M)\sigma_y^y + \xi_M\sigma_M^y \quad (3.1.3)$$

ここで、 β_M はマルテンサイト変態による長さ変化、 σ_y^y と σ_M^y はそれぞれ、オーステナイトおよびマルテンサイトの降伏応力である。式 (3.1.1) より変態完了時の変態塑性ひずみと相当応力の関係は Fig. 3-15 のように求められた。なお、計算にはマルテンサイト変態開始温度付近 (673 K) における材料特性 ($\beta_M=0.00668$ 、 $\sigma_y^y=83$ (MPa)、 $\sigma_M^y=932$ (MPa)) を用いた。Fig. 3-15 において、低応力 (0~50 MPa) における傾き ($5 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$) が従来法で同定される変態塑性係数に相当し、この値は、Otsuka ら¹⁴⁾ が行った Cr-Mo 鋼を対象とした 4 点曲げ試験により同定されたマルテンサイト変態の変態塑性係数 ($7 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$) とほぼ一致した。

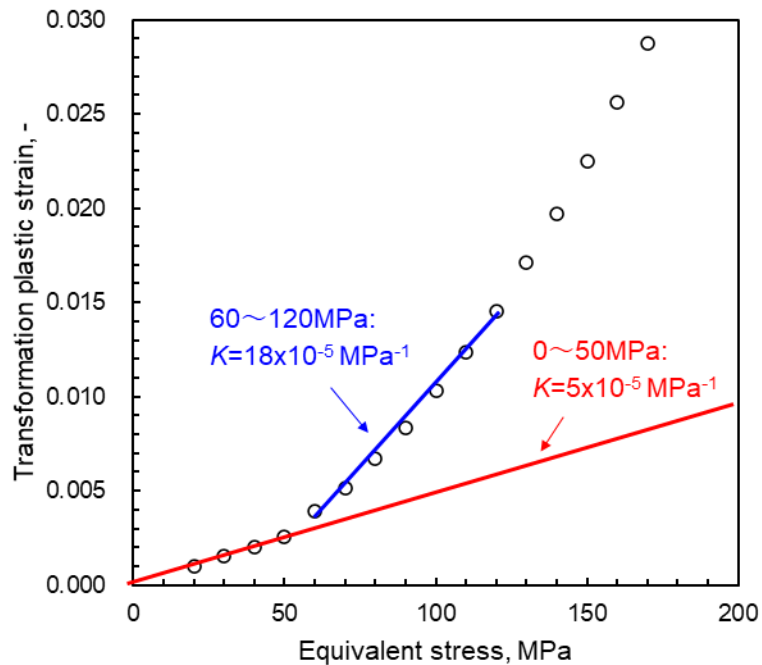


Fig. 3-15 Dependence of transformation plastic strain on equivalent stress of martensite transformation.

数値解析による焼入れ中の相当応力と変態塑性ひずみの時刻変化を Fig. 3-16に示す。ここで、Fig. 3-15において応力と変態塑性ひずみの関係が非線形となる60 MPa以上の応力を高応力と仮定する。変態塑性ひずみの発生により応力緩和が生じるが、応力緩和後においても部位によっては60 MPaを超える応力が作用することが確認できた。また、ここでは変態塑性ひずみは相当ひずみとしているため、上部中央部、上部角部、下部角部において、応力の変化によりひずみが最大となったのちにわずかに減少している。変態塑性ひずみ発生時に作用する応力は上面角部で最大119 MPaであったため、

Fig. 3-15において応力とひずみの関係が非線形となる応力の範囲（60～120 MPa）の傾きから、変態塑性係数は $18 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と求められ、この値は本章で同定された変態塑性係数 $21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ とほぼ一致した。以上の結果より、本方法により高応力におけるマルテンサイト変態の変態塑性係数を同定できたと考えられる。

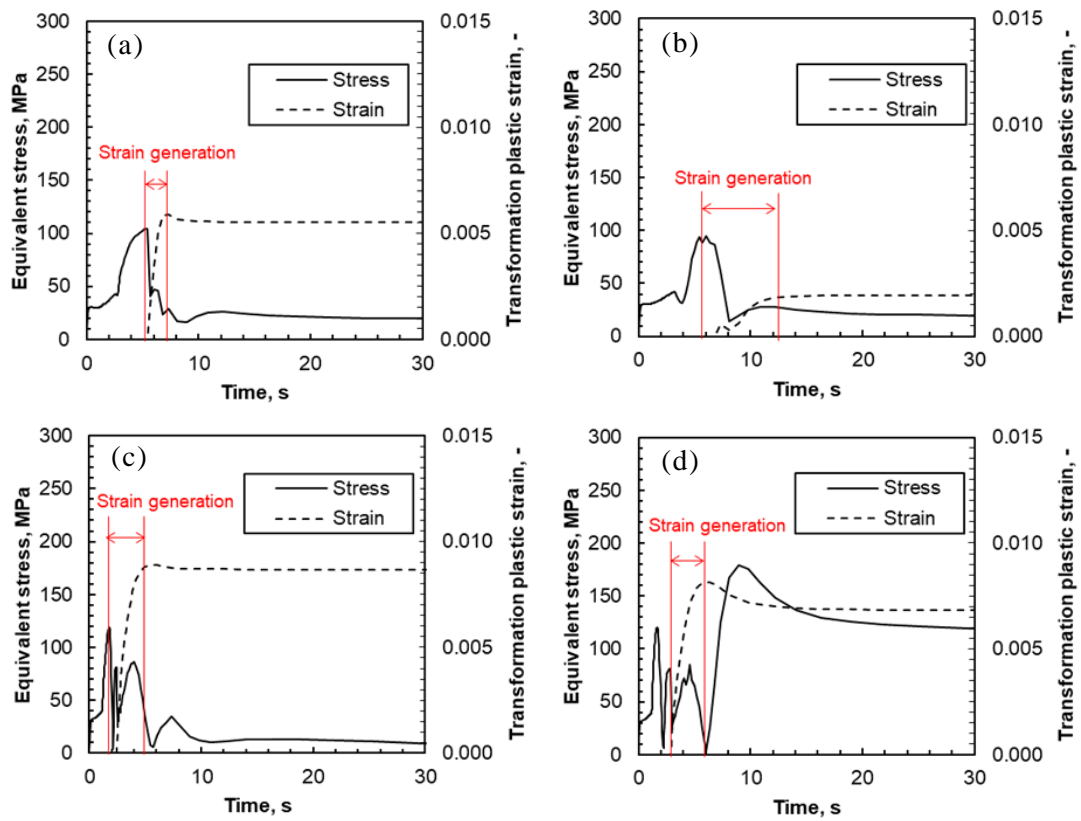


Fig. 3-16 FEM results of equivalent stress during oil quenching at (a) top center, (b) bottom center (c) top corner and (d) bottom corner in case 2 ($K=21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$).

3. 5. 3 マルテンサイト変態を伴う焼入れ変形の予測精度の検証

Case 3にて測定した冷却曲線から、逆解析法により熱伝達係数をFig. 3-17のように同定した。この熱伝達係数と同定された変態塑性係数を用いてCase 3を対象とした数値解析を行った。その結果、Leblondの式（式（3. 1））により推定された変態塑性ひずみの低応力域（0~50 MPa）での傾きとして求めた変態塑性係数（ $5 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ ）を用いた場合、焼入れ後の平板の反りの予測値は下向きの7 μm の反りであり、実測値（下向きの66 μm の反り）に対して小さくなった。また、Leblondの式（式（3. 1））により推定された変態塑性ひずみの高応力域（60~120 MPa）の傾きとして求めた変態塑性係数（ $18 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ ）を用いた場合、焼入れ後の平板の反りの予測値は下向きの51 μm の反りであり、実測値との誤差は23 %であった。一方、本章で同定された変態塑性係数（ $21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ ）を用いた場合、予測値は下向きの62 μm の反り（Fig. 3-18）であり、実測値との誤差が6 %と予測精度が向上した。

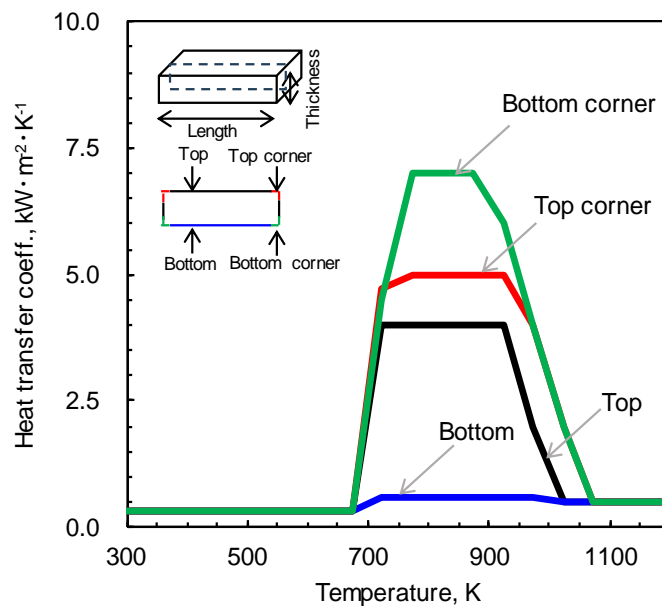


Fig. 3-17 Heat transfer coefficients determined from cooling curves during oil quenching in case 3.

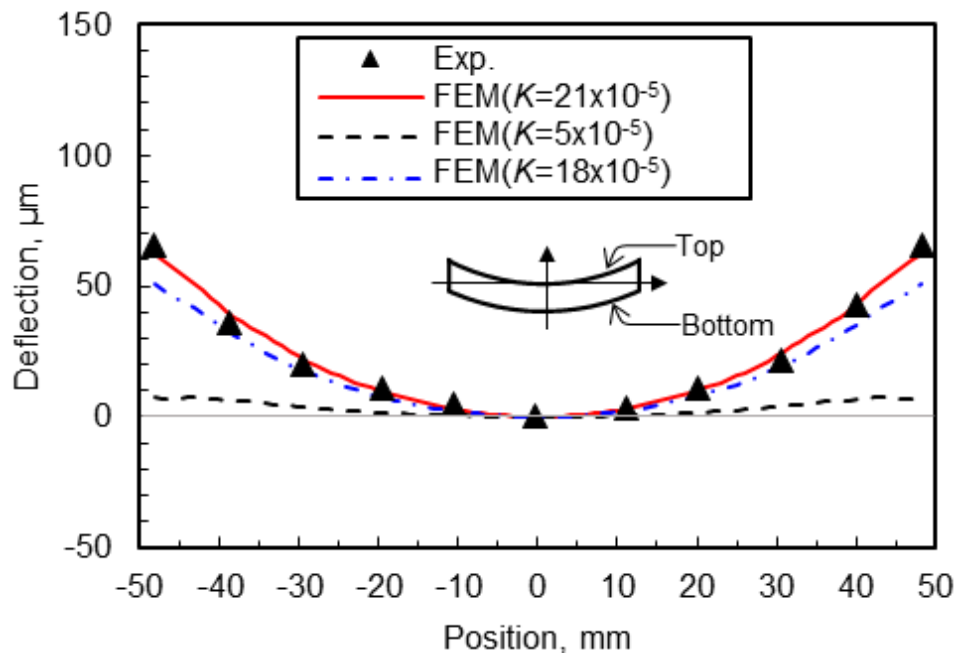


Fig. 3-18 Experimental and FEM results of sheet deflection with the center of the top surface as the origin after oil quenching in case 3. (K : transformation plasticity coefficient (MPa^{-1}))

3.6 結言

平板の油焼入れ実験と、熱処理シミュレーションを併用することにより、高応力におけるマルテンサイト変態の変態塑性係数を同定する方法を検討した。本方法を用いてCr-Mo鋼のマルテンサイト変態の変態塑性係数を同定し、熱処理油を変更した平板の焼入れ実験も行い、反りの予測精度を検証した。その結果、以下の知見を得た。

1. 平板を用いた油焼入れ実験を各部の冷却曲線を測定しつつ行って、数値解析による反りの予測値が実測値と合致する変態塑性係数を同定する方法を提案した。
2. 本方法を、焼入れによりマルテンサイト変態するCr-Mo鋼板に適用した結果、マルテンサイト変態の変態塑性係数は $21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と同定された。
3. 同定された変態塑性係数を用いて、異なる冷却条件における平板の反りを予測した結果、反りの実測値 $66 \mu\text{m}$ に対して、予測値は $62 \mu\text{m}$ と誤差は6%であり精度よく予測できた。このことより、本章で提案した方法が、マルテンサイト変態を伴う焼入れ変形の予測精度向上に対して有効であることが示された。

参考文献

- 1) R. Mukai and D-Y. Ju: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, 68 (2002), 1567 (in Japanese).
- 2) D-Y. Ju: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 55 (2006), 712 (in Japan).
- 3) M. Narazaki: *Nachi Tech. Rev.*, 15 (2008), A1 (in Japanese).
- 4) T. Inoue: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 56 (2007), 352 (in Japanese).
- 5) T. Uehara: *Comput. Mech. Conf.*, 23 (2010) (in Japanese).
- 6) H. Nakajima, S. Yamamoto, H. Miyaji and E. Furubayashi: *Tetsu-to-Hagané*, 79 (1993), 1345 (in Japanese).
- 7) K. Watanabe and M. Yamada: *Sanyo Tech. Rev.*, 26 (2019), 51 (in Japanese).
- 8) R. Nagoshi: *Sanyo Tech. Rev.*, 28 (2021), 74 (in Japanese).
- 9) J. Miettinen: *Metall. Mater. Trans. B*, 28 (1997), 281.
- 10) K. Okamura: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 55 (2006), 529 (in Japanese).
- 11) C.Y. Kung and J. J. Rayment: *Metall. Trans. A*, 13 (1982), 328.
- 12) M. Tajima: *Tetsu-to-Hagané*, 84 (1998), 547 (in Japanese).
- 13) M. Narazaki, E. Ohki, M. Kogawara, A. Shirayori and S. Fuchizawa: *J. Vis. Soc. Jpn., Suppl.2*, 23 (2003), 197 (in Japanese).
- 14) T. Otsuka, Y. Wakasu and T. Inoue: *Proc. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 52 (2003), 111 (in Japanese).

第 4 章

板厚の異なる平板の焼入れによる

変態塑性係数の同定と検証

4.1 緒言

第4章においては、平板の油焼入れ実験と熱処理シミュレーションを用いて、マルテンサイト変態の変態塑性係数を同定する方法を検討した。この方法をCr-Mo鋼に適用した結果、変態塑性係数は $21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と同定された。さらに、熱処理油を変更した平板の焼入れ実験も行い、反りを予測した結果、実測値(66 μm)に対して予測値は62 μm であり、誤差が6 %と精度よく予測できた。このことより、本研究がマルテンサイト変態を伴う焼入れ変形の予測精度向上に対して有効であることが示された。

その一方で、機械構造用合金鋼の油焼入れにおいては、完全焼入れ組織であるマルテンサイトに加えて、不完全焼入れ組織であるベイナイトが生じるため、予測精度向上のためには、両変態の変態塑性係数を正確に知る必要があると考えられる。Taleb and Petit¹⁾は、Mn-Mo-Ni鋼の引張試験により複相（ベイナイトおよびマルテンサイト）に変態する場合の変態塑性挙動を調査し、相変態中のひずみの変化は新相の相分率の和を用いて整理できることを報告している。また、Inoue²⁾は、Greenwood-Johnsonのモデル³⁾を複相への変態に展開した構成式を提案している。さらにYanagisawaら⁴⁾は、Mn-Mo-Ni鋼の引張試験を実施し、オーステナイトからフェライトとベイナイトの2相に変態する場合において、種々の相分率における変態塑性ひずみを測定し、それぞれの変態塑性係数を同定した。この研究において、同定された変態塑性係数とInoue²⁾の提案式による予測値を比較することにより、変態塑性挙動に対する両変態の相互作用は無視

できるだけ小さいことが示されている。仮にこの知見が、オーステナイトからベイナイトとマルテンサイトの2相に変態する場合においても成り立つとすると、第3章の方法でマルテンサイト変態の変態塑性係数を同定し、その係数を用いることで、ベイナイト変態とマルテンサイト変態に伴う平板の反りから、ベイナイト変態の変態塑性係数を同定できるものと考えられる。

そこで本章では、板厚の異なる平板の焼入れ実験と熱処理シミュレーションにより、両変態の変態塑性係数を同定する方法を検討した。そして、この方法をCr-Mo鋼に適用した。さらに、熱処理油を変更した平板の焼入れも行い、同定された変態塑性係数を用いた反りの予測精度を検証することにより、ベイナイト変態とマルテンサイト変態に伴う焼入れ変形の予測精度向上に対する本研究の有効性を確認した。

4.2 変態塑性係数の同定と検証の流れ

まず、2種類の板厚の平板について、水平に配置して熱電対により冷却曲線を測定しつつ油焼入れを行う。ここで、薄い板にはマルテンサイト変態、厚い板にはベイナイト変態とマルテンサイト変態が生じ、それぞれの平板には鉛直方向に生じた温度勾配により反りが生じる。そして、第3章の方法を用いて薄い板の反りの予測値が実測値に合うように、マルテンサイト変態の変態塑性係数を同定する。次に、両変態の変態塑性ひずみの相互作用が無いものとして、同定されたマルテンサイト変態の変態塑性係数を用いて、厚い板の反りの予測値が実測値に合致するベイナイト変態の変態塑性係数を同定する。さらに、熱処理油を変更して平板の焼入れを行い、異なる冷却条件においてベイナイト変態とマルテンサイト変態に伴う反りの予測精度を検証する。

Table 4-1に示す2つの条件（Case 1、Case 2）にて焼入れを行った。なお、今回はマルテンサイト変態の変態塑性係数は第3章で同定された係数を用いたため、薄い板の焼入れは実施していない。まず、Case 1、Case 2それぞれについて

て、焼入れ中の冷却曲線の測定結果から平板各部位の熱伝達係数を同定した。次に、同定された熱伝達係数と第3章にて同定されたマルテンサイト変態の変態塑性係数を用いて、Case 1の平板の反りからベイナイト変態の変態塑性係数を同定した。Case 2にてCase 1に対して熱処理油を変更した平板の焼入れを行い、同定された変態塑性係数を用いた反りの予測精度を検証した。また、4.4節に後述するように、Case 1とCase 2の金属組織におけるベイナイトの体積分率は、8～16 %、27～42 %であった。

Table 4-1 Conditions for oil quenching.

Experimental No.	Quenching conditions	
	Coolant	Coolant temperature
Case 1	Cold quenching oil	353 K
Case 2	Semi-hot quenching oil	383 K

4. 3 実験および数値解析方法

4. 3. 1 実験方法

供試材は、Table 4-2に示す化学組成のCr-Mo鋼であり、第3章と同様の装置⁵⁾を用いて油焼入れ実験を行った。また、Case 1とCase 2の焼入れにはそれぞれ、コールドクエンチオイル（ハイスピードクエンチオイルC-2000Y、日本グリース（株））とセミホットクエンチオイル（ホットクエンチオイルNo. 300、日本グリース（株））を用いた。これら2つの熱処理油はTable 4-3に示すように、引火点の違いにより推奨される使用温度範囲が異なり（高温ほど粘度は低くなる）、油自体の粘度も異なることから、焼入れ中の沸騰挙動の違いにより冷却挙動が異なることが想定される。なお、試験片はFig. 4-1に示すように厚さ10 mm×幅20 mm×長さ100 mmの平板で、冷却曲線を測定するためにK型熱電対（直径1.0 mm）を挿入するための、直径1.1 mmの穴を加工した。なお、表面粗さが焼入れ中に試験片表面に生成する蒸気膜の崩壊挙動へ影響することを避けるため、機械加工後に研磨紙（#100）によりすべての面の表面の精面化を行った。

Table 4-2 Chemical compositions of specimens. (mass %)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
0.23	0.29	0.81	0.01	0.01	0.07	1.08	0.15

Table 4-3 Flash point and kinematic viscosity of heat treat oil.

Oil	Flash point (K)	Kinematic viscosity ($\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$)
Cold quenching oil	449	16.9 (at 313 K)
Semi-hot quenching oil	503	7.8 (at 373 K)

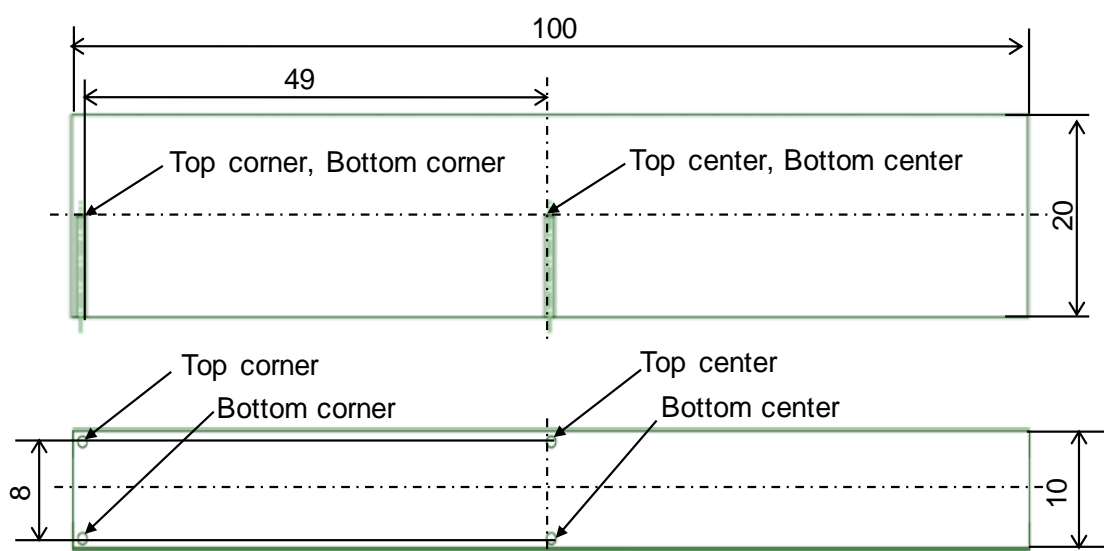


Fig. 4-1 Temperature measurement points in specimen.

まず、金網状の治具に水平に保持した平板を、アルゴンと水素の混合ガスで満たした加熱炉内で1123 Kまで加熱し30 min保持した後、熱処理油中に鉛直方向下向きに下降速度 $300 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ で浸漬した。焼入れ前後の長手方向の板厚中央断面の形状を非接触式三次元形状測定機⁶⁾を用いて測定した。その測定値から、上面中央部と端部の鉛直方向座標の差を反り量、上面中央部と下面中央部の鉛直方向座標の差を板厚として求めた。なお、板厚は中央部5点の平均値とし、焼入れ前後の差から板厚の変化量を算出した。

4. 3. 2 数値解析方法

数値解析方法については、第2章に詳細を示しているため説明は割愛する。

4. 3. 3 計算条件

平板の幅中央断面および長手中央断面を対称として1/4部分をモデル化し、平板中心に相当する位置の節点について板厚方向変位を拘束した。メッシュ分割は、表面から1 mm深さまで幅1.00 mm、長さ1.00 mm、厚さ0.25 mm、それ以外は幅1.00 mm、長さ1.00 mm、厚さ0.50 mmの六面体とし各要素8節点、全要素数は16,536とした。数値解析に用いた材料特性をTable 4-4に示す。線膨張率および変態膨張率は、Miettinenの推定式⁷⁾により求めたオーステナイトの密度と、Okamuraの推定式⁸⁾により求めたマルテンサイトの密度から計算した。ただし、ベイナイトについてはパーライトの密度を代用した。それ以外の物性値は、市販の材料物性値計算ソフトウェアJMatProを用いて計算した。また、ベイナイト変態のTTT線図についてもJMatProの計算値からFig. 4-2のように与え、マルテンサイト変態の変態塑性係数は、第3章で同定された値 ($21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$) を用いた。なお、油温はCase 1は353 K一定、Case 2は383 K一定とし、油と平板間の熱伝達係数の変化は、測定した冷却曲線から逆解析法により同定した。

Table 4-4 Steel properties used in FEM. (γ : Austenite, B: Bainite, M: Martensite)

Properties		Temperature (K)							
		373	473	573	673	773	873	973	1073
Young's modulus (GPa)	γ	191.7	182.9	173.9	164.8	155.5	146.1	136.6	126.9
	B	207.3	201.5	193.7	183.8	172.1	158.8	144.3	129.1
	M	206.8	200.9	193.0	183.0	171.1	157.7	143.2	127.9
Poisson's ratio (-)	γ	0.30	0.30	0.31	0.32	0.32	0.33	0.33	0.33
	B	0.29	0.30	0.30	0.30	0.31	0.31	0.32	0.32
	M	0.29	0.30	0.30	0.30	0.31	0.31	0.32	0.32
Thermal conductivity ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	γ	18.1	19.3	20.5	21.7	22.9	24.1	25.3	26.5
	B	45.1	44.1	42.3	39.9	37.2	34.3	31.8	30.2
	M	36.4	37.9	38.1	37.2	35.5	33.5	31.6	30.3
Specific heat ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	γ	485	504	519	532	544	556	567	578
	B	478	514	555	604	668	781	927	816
	M	473	511	553	605	671	764	913	786
Thermal expansion ratio ($\times 10^{-5} \text{K}^{-1}$)	γ	2.08	2.09	2.10	2.11	2.12	2.13	2.14	2.15
	B	1.26	1.29	1.33	1.36	1.39	1.42	1.45	1.49
	M	1.30	1.32	1.35	1.38	1.41	1.44	1.47	1.50
Transformation dilatation ($\times 10^{-3} \text{K}^{-1}$)	$\gamma \rightarrow \text{B}$	6.52	5.74	5.00	4.32	3.68	3.09	2.55	2.06
	$\gamma \rightarrow \text{M}$	8.83	8.07	7.35	6.68	6.05	5.45	4.91	4.40

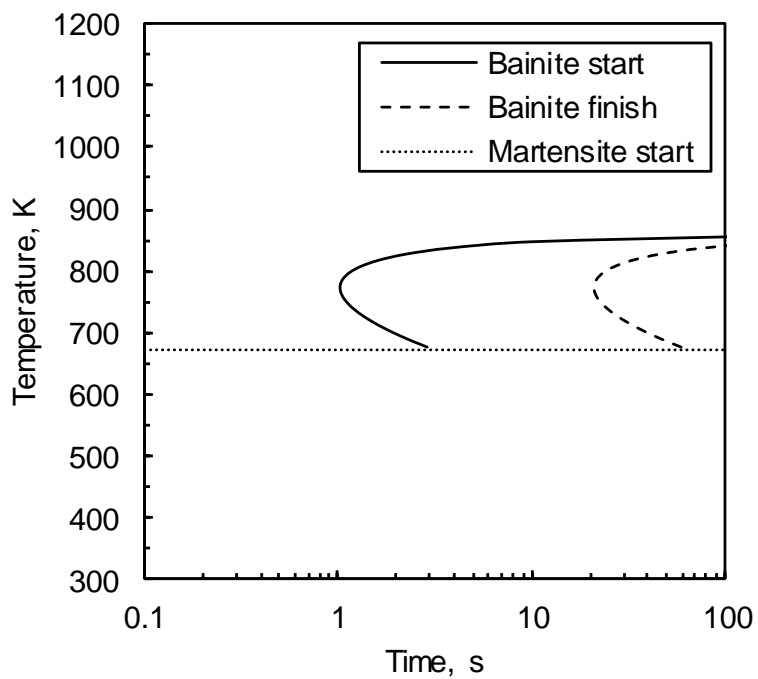


Fig. 4-2 TTT diagram predicted by JMatPro.

4. 4 実験結果および考察

焼入れ中の平板の冷却曲線の測定結果をFig. 4-3に示す。Case 1、Case 2いずれにおいても、上面角部および下面角部は直ちに冷却され、蒸気膜段階はほとんど見られなかった。また、Case 1とCase 2を比較すると、700～800 K以下の温度域でCase 2の冷却が遅く、熱処理油の違いにより冷却に差が生じることを確認した。

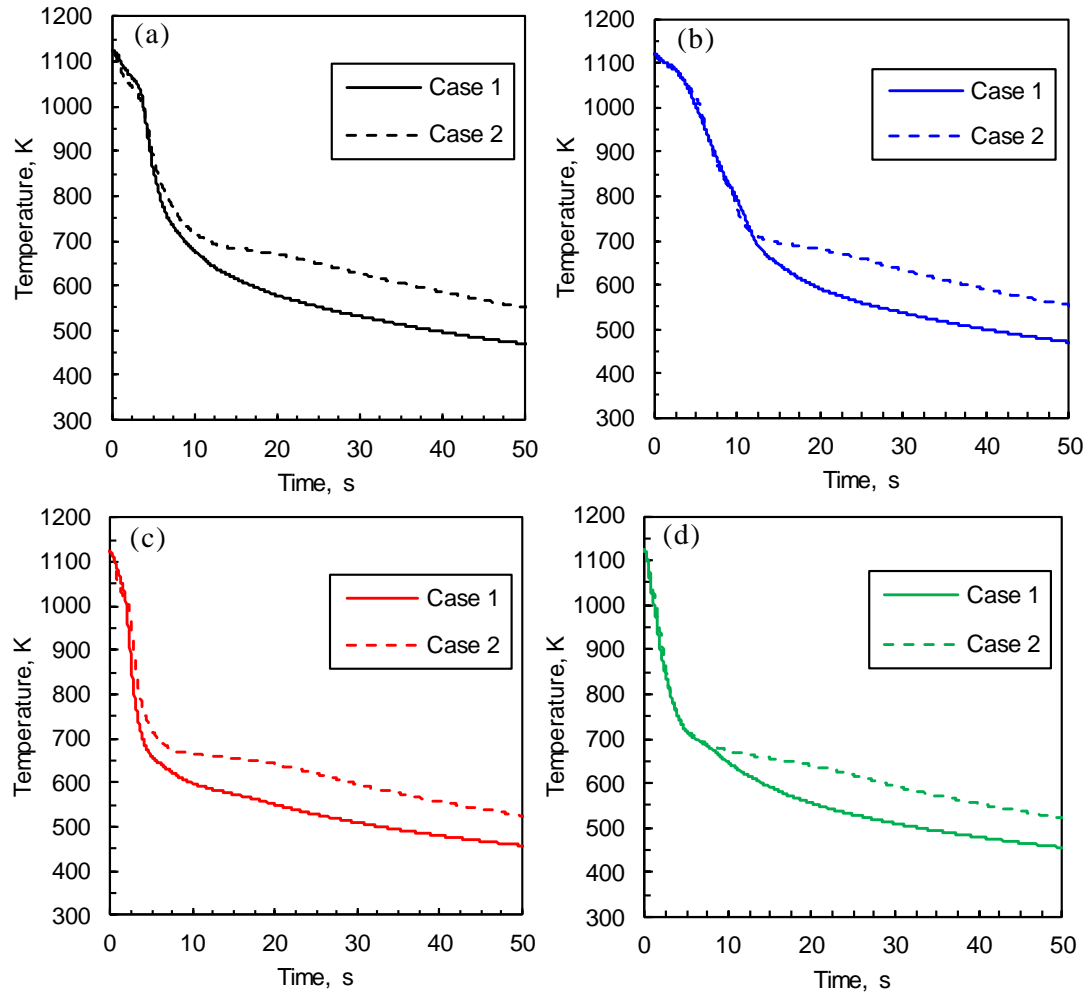


Fig. 4-3 Experimental results of cooling curve during oil quenching at (a) top center, (b) bottom center (c) top corner and (d) bottom corner.

焼入れ後の平板の幅中央断面の金属組織の観察結果とビッカース硬さをFig. 4-4に示す。金属組織は5%ナイトールにてエッチングした後に、走査電子顕微鏡（SEM）を用いて観察した。いずれの視野においても白色組織（フェライト）や層状組織（パーライト）は見られないため、焼入れ後の金属組織はベイナイトまたはマルテンサイトであると推定される。また、ベイナイトとマルテンサイトは明確な区別がつかないため、相分率については硬さから推定した。供試材の化学組成からJMatProを用いてCCT曲線と種々の冷却速度における相分率から硬さを推定した結果、マルテンサイト単相の硬さの推定値は502 HVであった（Fig. 4-5）。この値は、第3章に示した同一組成のCr-Mo鋼にて実測したマルテンサイト単相の硬さの値467 HV_{0.3}に比べて高かった。この原因の一つとして、推定値には熱処理中の温度履歴や結晶粒度の変化が考慮されないことが考えられる。この推定値から、マルテンサイト単相とベイナイトとマルテンサイトの混合相の硬さの差をとり、ベイナイト分率と硬さの低下量の関係をFig. 4-6のように求めた。そして、マルテンサイト単相の硬さの実測値を467 HVと仮定して、硬さの実測値との差から硬さ低下量を求めると、Fig. 4-6から平板各部位のベイナイト分率はTable 4-5のように推定された。

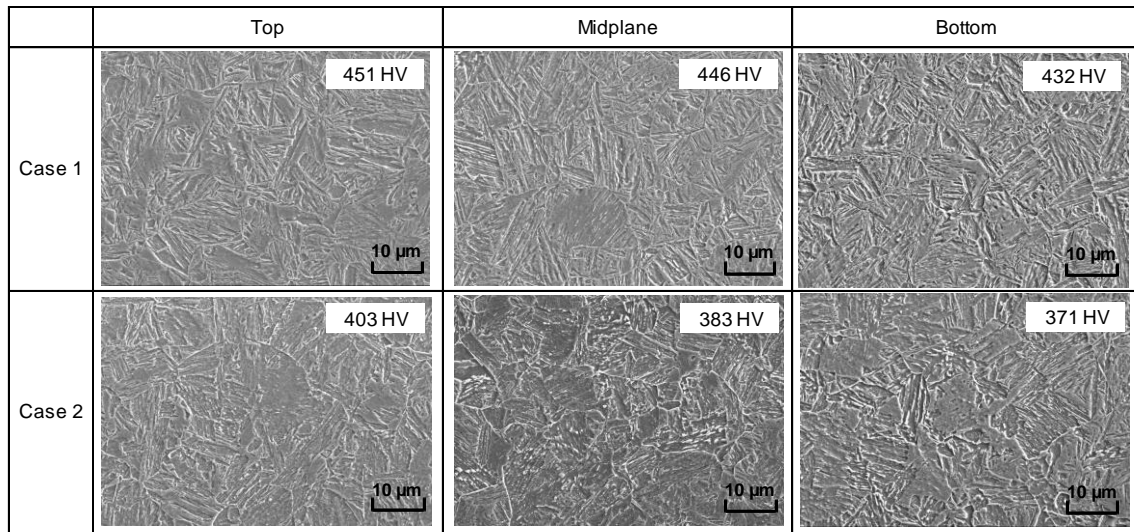


Fig. 4-4 SEM photos and hardness after oil quenching.

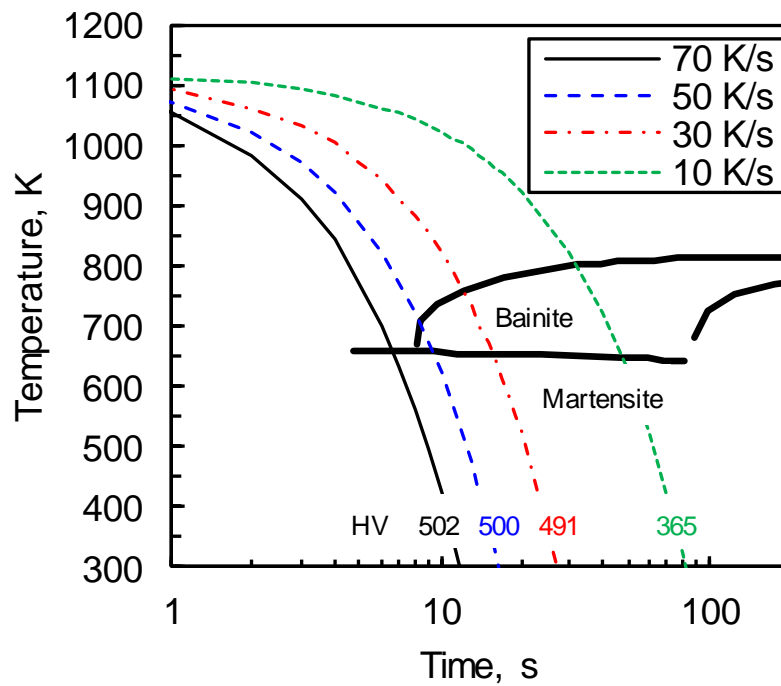


Fig. 4-5 CCT diagram predicted by JMatPro.

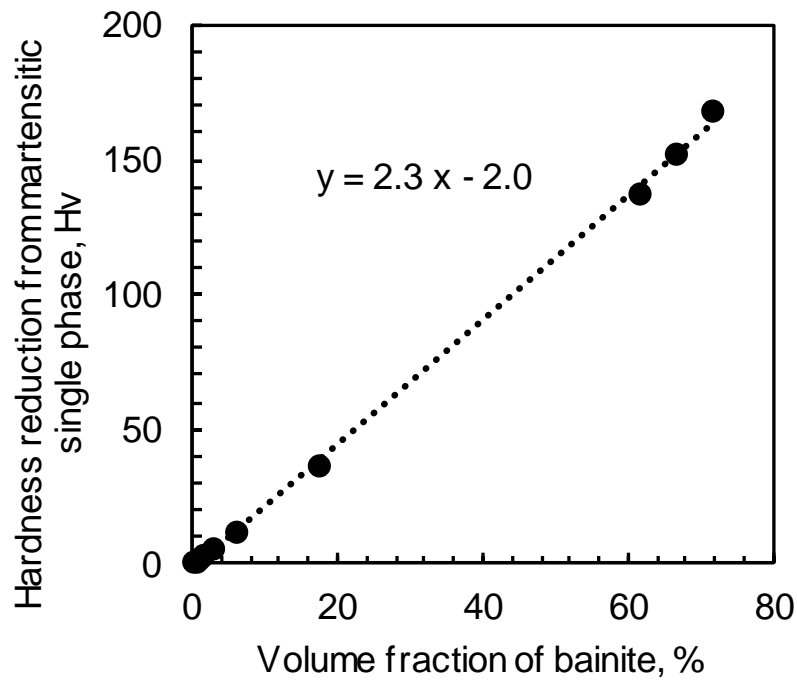


Fig. 4-6 Relationship between hardness reduction from martensitic single phase and volume fraction of bainite predicted by JMatPro.

Table 4-5 Volume fraction of bainite after oil quenching estimated by Vickers hardness.

	Top	Midplane	Bottom
Case 1	8%	10%	16%
Case 2	27%	37%	42%

焼入れ前後の板厚変化量をFig. 4-7に示す。Fig. 4-7の板厚変化量はCase 1、Case 2いずれも焼入れ前からの増加量を示しており、推定値については加熱前の平板は一様にパーライトであると仮定して、推定式^{7),8)}により求めたオーステナイト、パーライト（ベイナイト）、マルテンサイト各相の室温の密度から求めた。その結果、Case 2に対してCase 1の板厚変化量が多い傾向は実測値と推定値で合致したが、実測値に対して推定値が高い値となった。熱処理による体積変化については、フェライト・パーライトのバンド構造⁹⁾、合金元素のミクロ偏析¹⁰⁾、加熱速度および冷却速度¹¹⁾が影響することが報告されており、板厚の推定値の誤差の一因として、これらの影響を考慮していないことが考えられる。

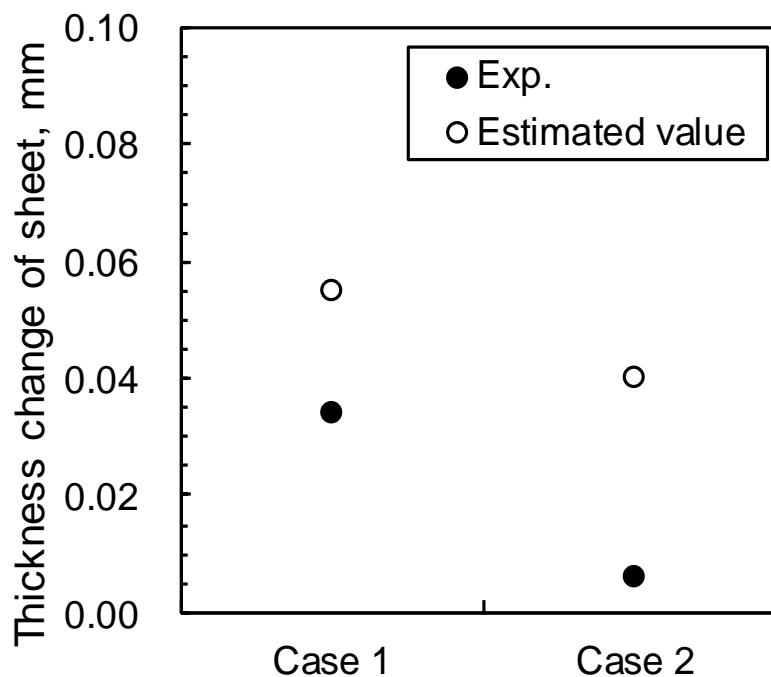


Fig. 4-7 Experimental and FEM results of thickness change after oil quenching.

油焼入れ後の平板の反りを Fig. 4-8 に示す。Case 1 は下向きの $162\text{ }\mu\text{m}$ の反り、Case 2 は上向きの $22\text{ }\mu\text{m}$ の反りと、熱処理油の違いにより反りの向きが異なった。また、先ほど求めた変態による体積変化率と相分率から、平板の長手方向中央部の変態膨張量の上下面差は Case 1 が 0.05% 、Case 2 が 0.10% と見積もられた。これは、Case 1 に対して Case 2 で上向きの反りが助長（下向きの反りが抑制）されることを意味し、Case 1 と Case 2 で反りの向きが異なった原因の一つであると考えられる。

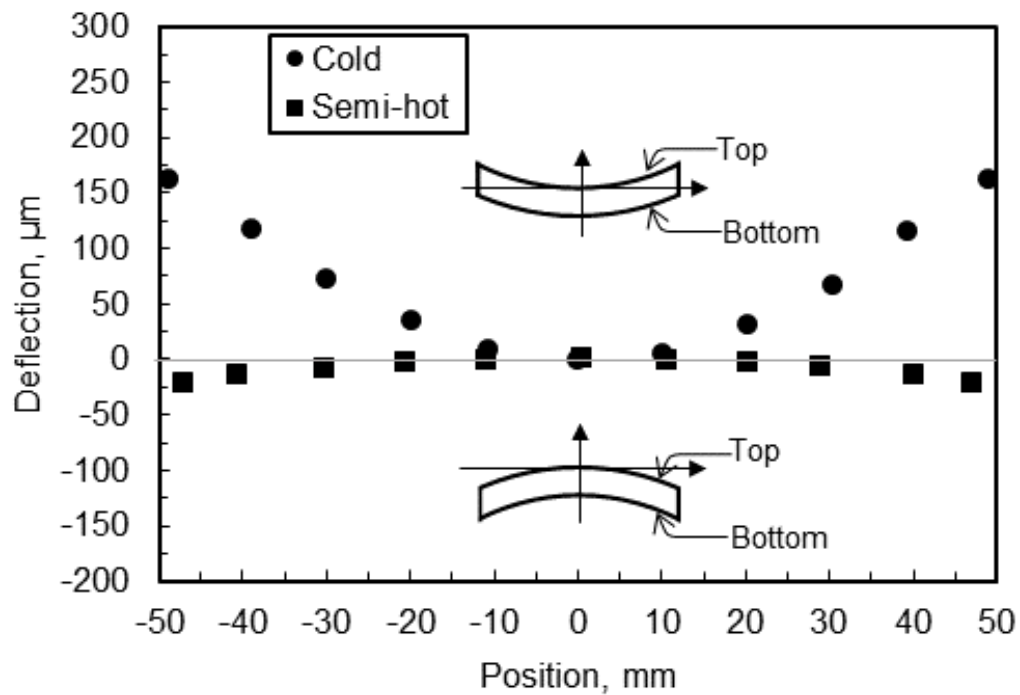


Fig. 4-8 Experimental results of deflection after oil quenching.

4. 5. 数値解析結果および考察

4. 5. 1 熱伝達係数の同定

平板の上面、下面、上面角部、下面角部に分割し、各領域についてCase 1およびCase 2にて測定した冷却曲線から逆解析法により、熱伝達係数をFig. 4-9のように同定した。Fig. 4-9より、下面を除く部位については、温度域により熱伝達係数が大きく変化し、蒸気膜段階、沸騰段階、対流段階が確認された。下面がほぼ一定の値となったのは、焼入れ中に発生した蒸気泡の滞留によるものと推定され、第3章の板厚5 mmの平板の結果と同様の傾向であった。また、Fig. 4-9の熱伝達係数を用いて予測される冷却曲線はFig. 4-10に示すように、実測値と概ね一致した。

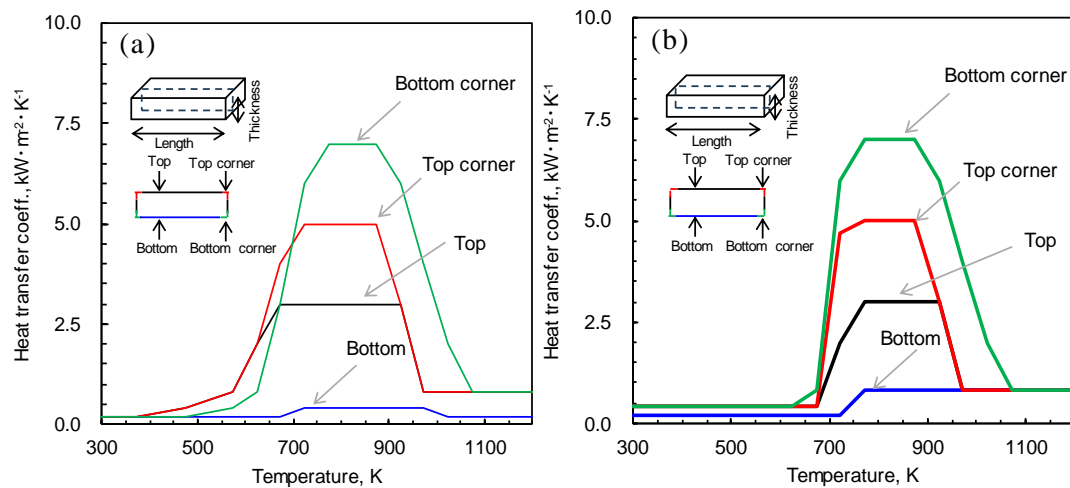


Fig. 4-9 Heat transfer coefficients determined from cooling curves during oil quenching in (a) case 1 and (b) case 2.

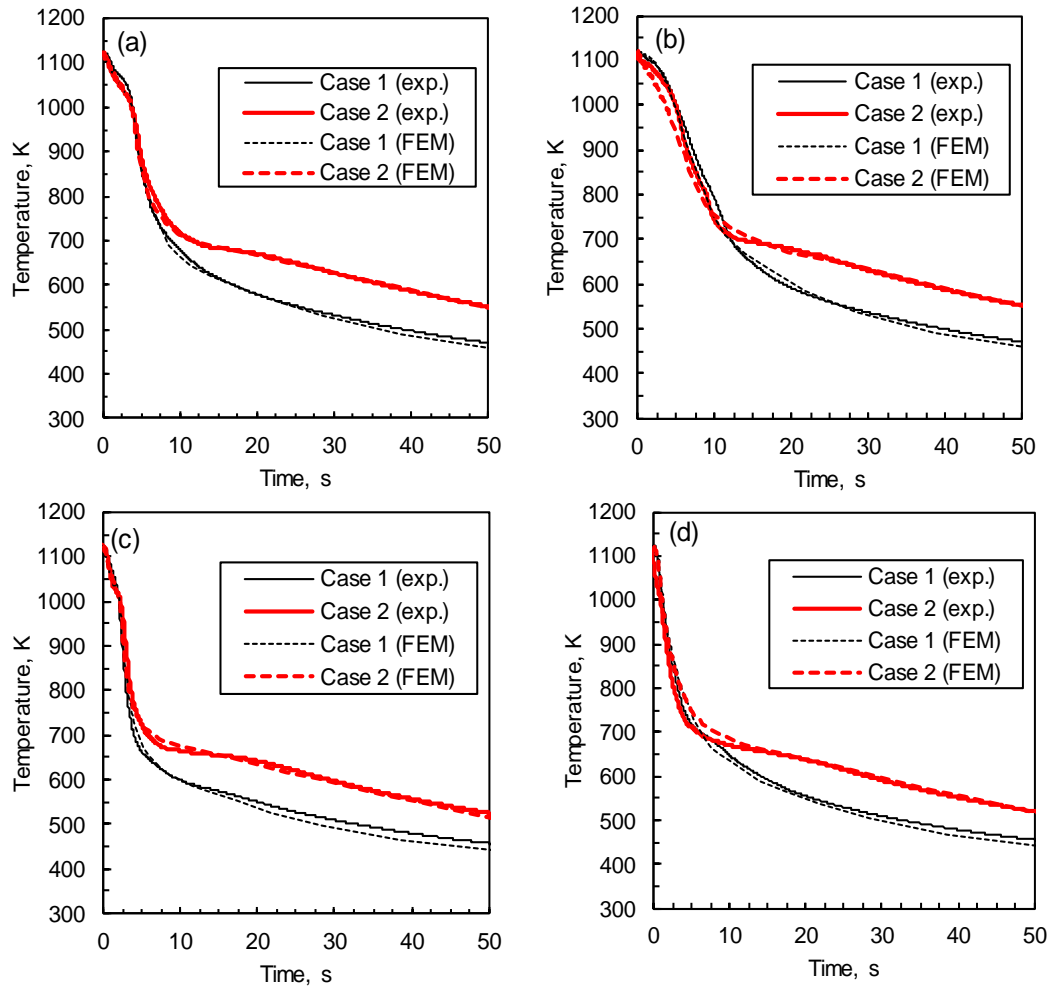


Fig. 4-10 Experimental and FEM results of cooling curve during oil quenching at (a) top center, (b) bottom center (c) top corner and (d) bottom corner.

4. 5. 2 補正係数 α の決定

冷却中の平板の上面、下面、上面角部、下面角部の相分率の予測結果を Fig. 4-11 に示す。同一断面内であっても部位により相分率が異なるため、本研究においてはこれら4点の平均値から、式 (2. 14) における α を Case 1、Case 2 それぞれについて Fig. 4-12 のように求めた。

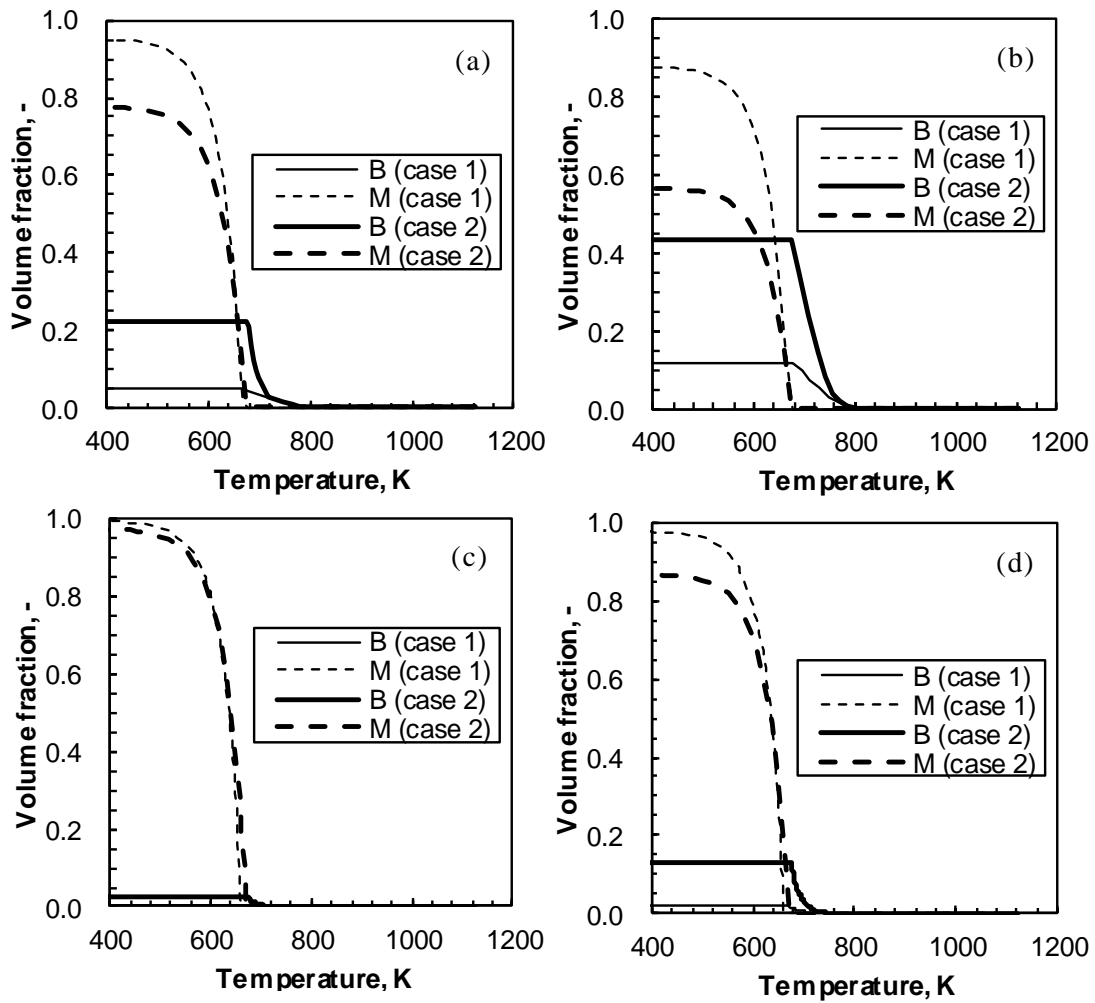


Fig. 4-11 FEM results for volume fraction at (a) top center, (b) bottom center (c) top corner and (d) bottom corner. (B: bainite, M: martensite)

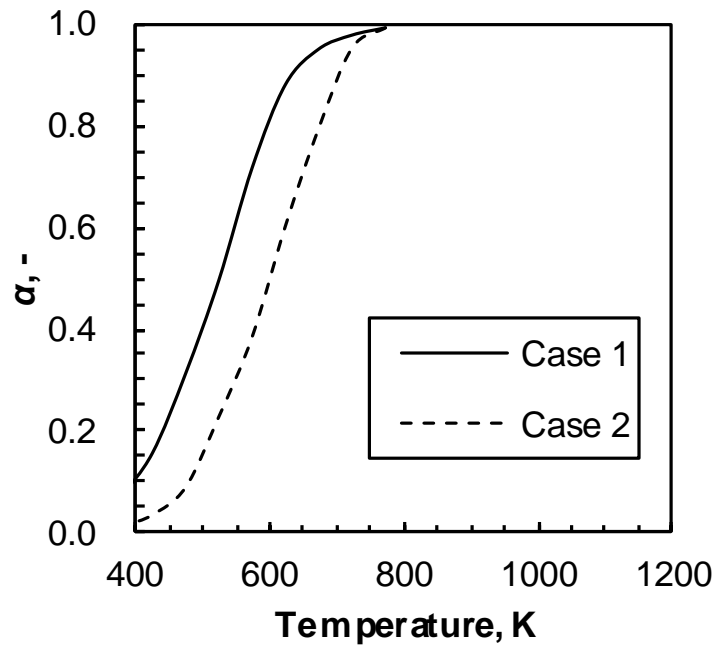


Fig. 4-12 Correction factor α calculated by FEM results of volume fraction during oil quenching.

4. 5. 3 変態塑性係数の同定

Case 1を対象として、冷却曲線から同定された熱伝達係数と種々のベイナイト変態の変態塑性係数を与えた数値解析により、平板の反りを予測した (Fig. 4-13)。この反りの予測値と変態塑性係数の関係 (Fig. 4-14) から、反りの予測値が実測値と合致する変態塑性係数として、 $11 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ が同定された。本章にて同定された変態塑性係数は、前章で同定されたマルテンサイト変態の変態塑性係数 $21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ に対して半分程度の値であった。Leblond¹²⁾らによって変態塑性係数は変態膨張率に比例することが示されており、Table 4-3に示

したように、ベイナイト変態のノーズ付近（773 K）の変態膨張率（ $3.68 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ ）に対して、マルテンサイト変態の変態開始温度付近（673 K）の変態膨張率（ $6.68 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ ）は2倍程度大きいことから、得られた変態塑性係数は妥当であると考えられる。

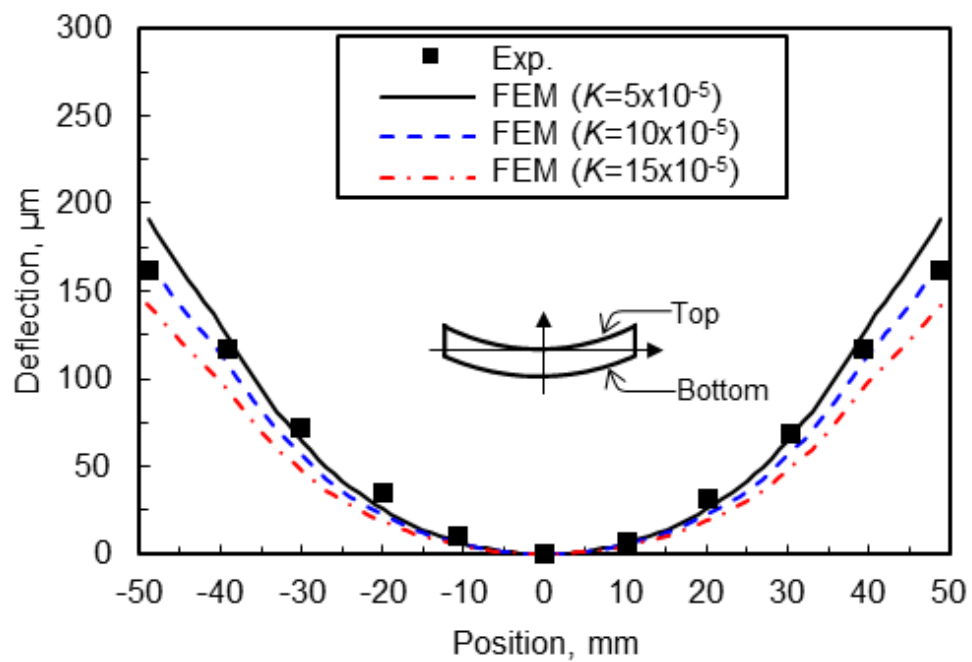


Fig. 4-13 Experimental and FEM results of deflection after oil quenching in case 1. (K : transformation plasticity coefficient (MPa^{-1}))

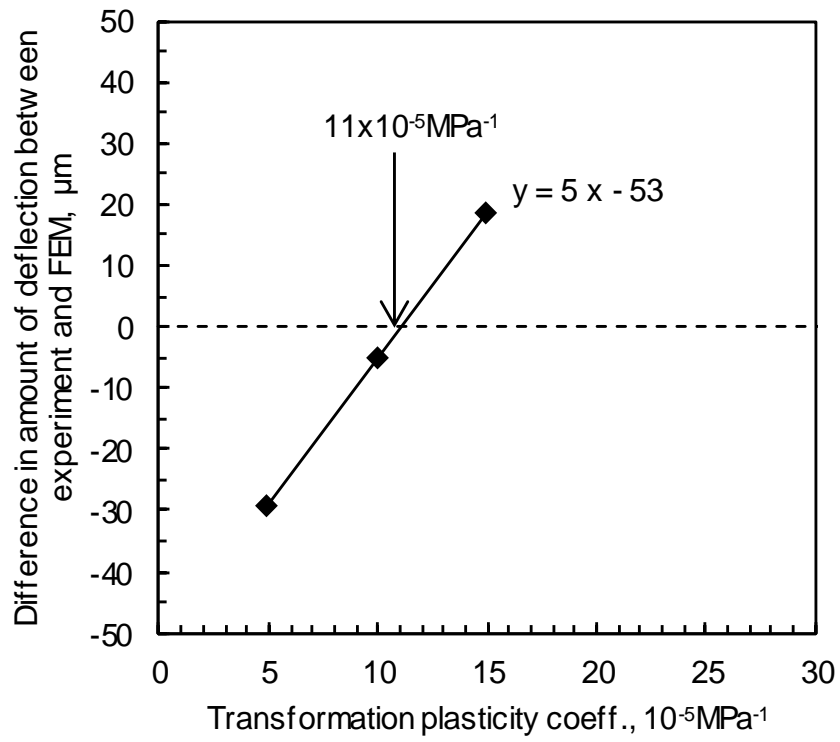


Fig. 4-14 Effect of transformation plasticity coefficient on the difference between experimental and FEM results for deflection after oil quenching in case 1.

Leblondの式（式（1.6））より、ベイナイト変態の変態塑性ひずみ増分 $d\varepsilon_B^{\text{tp}}$ は次式のように表される。

$$d\varepsilon_B^{\text{tp}} = \begin{cases} 0 & \text{if } \xi_B \leq 0.03 \\ \left(-\frac{3\beta_B}{\sigma_y}\right) i\left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_u}\right) \ln(\xi_B) d\xi_B S & \text{if } \xi_B > 0.03 \end{cases} \quad (4.1.1)$$

$$i\left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_u}\right) = \begin{cases} 1 & \text{if } \frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_u} \leq \frac{1}{2} \\ 1 + 3.5\left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_u} - \frac{1}{2}\right) & \text{if } \frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_u} > \frac{1}{2} \end{cases} \quad (4.1.2)$$

$$\sigma_u = (1 - \xi_B)\sigma_y^y + \xi_B\sigma_B^y \quad (4.1.3)$$

ここで、 β_B はマルテンサイト変態による長さ変化 σ_B^y はベイナイトの降伏応力である。式（4.1）より変態完了時の変態塑性ひずみと相当応力の関係はFig. 4-15のように求められた。なお、計算にはベイナイト変態開始温度のノーズ付近（773 K）における材料特性（ $\beta_B=0.00668$ 、 $\sigma_y^y=81$ (MPa)、 $\sigma_B^y=509$ (MPa)）を用いた。Fig. 4-15において、低応力（0～40 MPa）における傾き（ $3 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ ）が従来法で同定される変態塑性係数に相当すると考えられる。

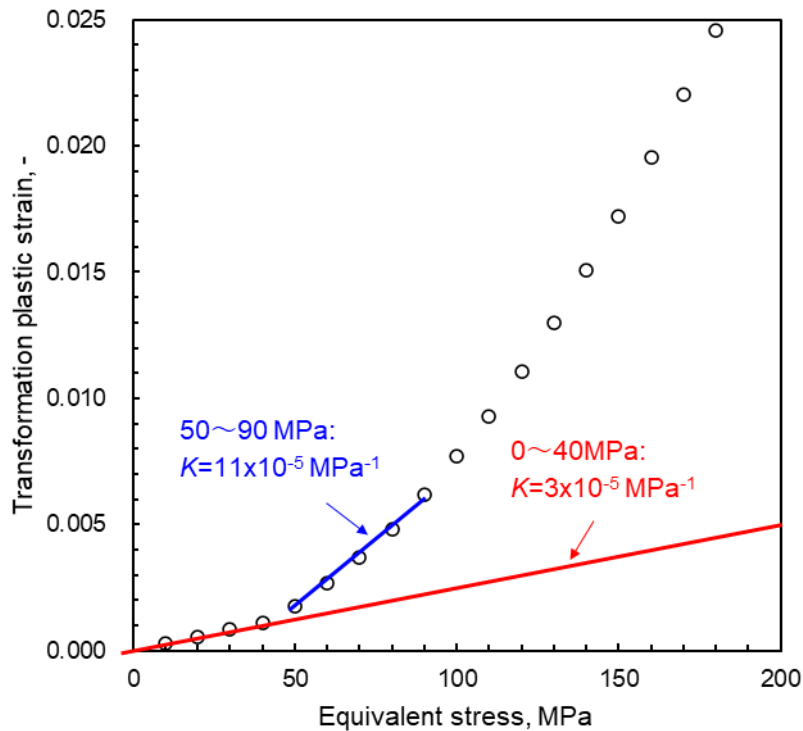


Fig. 4-15 Dependence of transformation plastic strain on equivalent stress of bainite transformation.

数値解析による焼入れ中の相当応力と変態塑性ひずみの時刻変化を Fig. 4-16に示す。ここで、Fig. 4-15において応力と変態塑性ひずみの関係が非線形となる50 MPa以上の応力を高応力と仮定する。上面角部と下面角部においては変態塑性ひずみがほぼ単純に増加するのに対して、上面中央部および下面中央部においては変化が見られた。これは、角部においてはほぼマルテンサイト変態のみが生じるのに対して、中央部ではベイナイト変態後にマルテンサイト変態が生じるためと考えられる。また、上部中央、上部角部、下部角部において、ひずみが最大となったのちにわずかに減少しており、これは3.5.2項

に述べたように応力の方向の変化によるものであると考えられる。ベイナイト変態の変態塑性ひずみ発生時に作用する応力は上面中央部で最大87 MPaであったため、Fig. 4-15において応力とひずみの関係が非線形となる応力の範囲（50～90 MPa）にて線形近似すると、変態塑性係数は $11 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と求められ、この値は本章で同定された変態塑性係数 $11 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ とほぼ一致した。

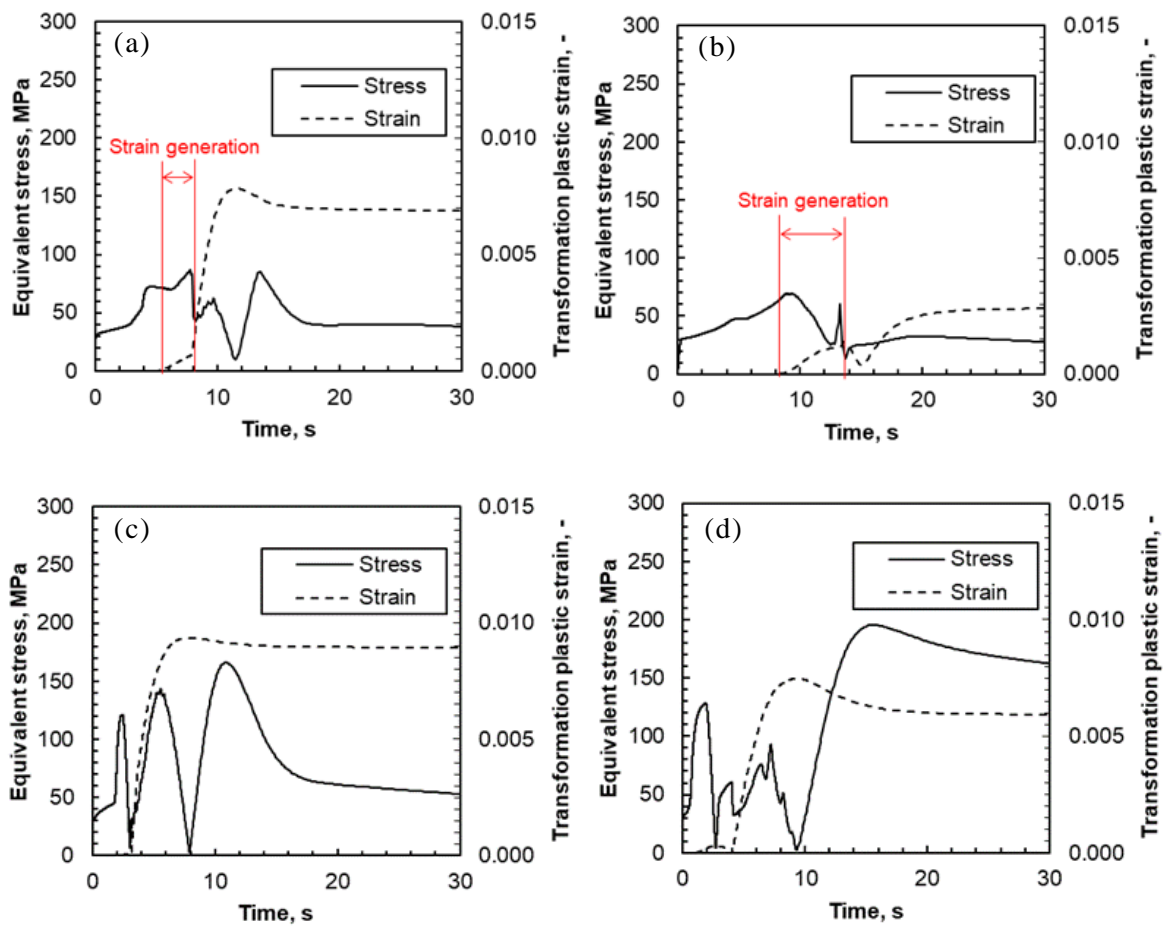


Fig. 4-16 FEM results of equivalent stress during oil quenching at (a) top center, (b) bottom center (c) top corner and (d) bottom corner in case 1 ($K=11 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$).

4. 5. 4 ベイナイト変態とマルテンサイト変態を伴う焼入れ変形の予測精度の検証

冷却曲線から同定された熱伝達係数を数値解析に用いて、Case 2における平板の反りを予測した結果をFig. 4-17に示す。まず、マルテンサイト変態のみが生じると仮定した場合の予測結果は、下向きの55 μm の反りとなり実測値（上向きの22 μm の反り）と反りの向きが異なった。次に、ベイナイト変態とマルテンサイト変態を考慮して、Leblondの式（式（4. 1））により推定された変態塑性ひずみの低応力域での傾きとして求めた変態塑性係数（ $3 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ ）を用いた場合、予測値は下向きの16 μm の反りであり、反りの向きが異なった。一方、ベイナイト変態とマルテンサイト変態を考慮して、本章で同定された変態塑性係数（ $11 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ ）を用いた場合、予測値は上向きの24 μm の反りであり、誤差が2 μm と精度よく予測できた。これはFig. 4-15からわかるように、作用する応力が高くなるほど変態塑性ひずみの非線形性は大きくなり、低応力下で同定された変態塑性係数を用いると、変態塑性ひずみが過小評価されるためであると推定される。

以上のことより、本章で提案した方法を用いてベイナイト変態とマルテンサイト変態の変態塑性係数を同定することにより、焼入れ変形を精度よく予測することが可能となった。

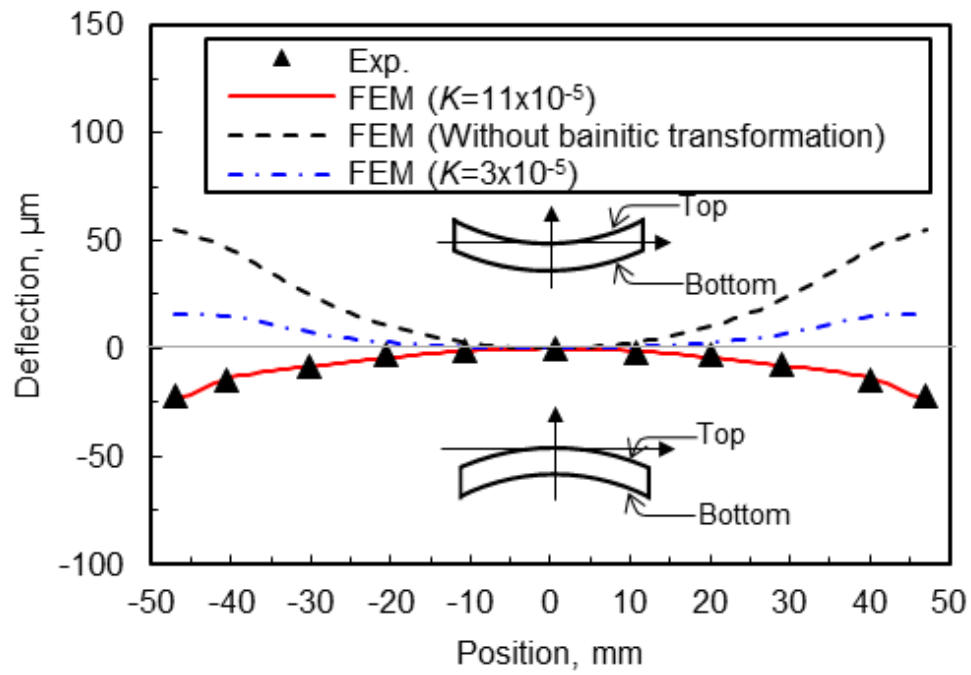


Fig. 4-17 Experimental and FEM results of deflection after oil quenching in case 2. (K : transformation plasticity coefficient)

4. 6. 結言

機械構造用合金鋼の油焼入れにおいては、完全焼入れ組織であるマルテンサイトに加えて不完全焼入れ組織であるベイナイトが生じることを踏まえ、本章では、両変態の変態塑性係数を同定する方法を検討した。本方法を用いてCr-Mo鋼の変態塑性係数を同定し、熱処理油を変更した平板の焼入れ実験も行い、反りの予測精度を検証した結果、以下の知見を得た。

1. 2種類の板厚の平板の焼入れにより、薄い板にマルテンサイト変態、厚い板にベイナイト変態とマルテンサイト変態を生じさせ、両変態の変態塑性に相互作用が無いものと仮定することにより、それらの平板の反りから両変態の変態塑性係数を同定する方法を提案した。
2. 提案した方法をCr-Mo鋼に適用した結果、第4章の板厚5 mmの平板の反りから同定したマルテンサイト変態の変態塑性係数 ($21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$) を用いて、板厚10 mmの平板の反りからベイナイト変態の変態塑性係数は $11 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と同定された。
3. 同定された変態塑性係数を用いて、異なる冷却条件における反りを予測した結果、ベイナイト変態とマルテンサイト変態を考慮して、同定された両変態の変態塑性係数を用いることにより、平板の反りの実測値 ($22 \mu\text{m}$) と予測値 ($24 \mu\text{m}$) の誤差が $2 \mu\text{m}$ と精度よく予測できた。このことより、マルテンサイト変態に加えてベイナイト変態についても考慮して、本章で提案した方法で変態塑性係数を同定することが、両変態を伴う焼入れ変形の予測精度向上に対して有効であることが示された。

参考文献

- 1) L. Taleb and S. Petit: *Int. J. Plast.*, 22 (2006), 110.
- 2) T. Inoue: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 56 (2007), 352 (in Japanese).
- 3) G.W. Greenwood and R.H. Johnson: *Proc. R. Soc. Lond. A*, 283 (1965), 403.
- 4) 7) Y. Yanagisawa: Doctoral Thesis, Hokkaido University, (2018) (in Japanese)
- 5) K. Watanabe and M. Yamada: *Sanyo Tech. Rev.*, 26 (2019), 51 (in Japanese).
- 6) R. Nagoshi: *Sanyo Tech. Rev.*, 28 (2021), 74 (in Japanese).
- 7) J. Miettinen: *Metallur. Mater. Trans. B*, 28 (1997), 281.
- 8) K. Okamura: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 55 (2006), 529 (in Japanese).
- 9) T. A. Kop, J. Sietsma and S. van der Zwaag: *Mater. Sci. Technol.*, 17 (2001), 1569.
- 10) T. Siwecki, T. Koziel, W. B. Hutchinson and P. Hansson: *Mater. Sci. Forum*, 539-543 (2007), 4596.
- 11) T. Otsuka, D. Satani, K. Yamamoto, K. Okamura, R. Brenner and B. Bacroix: *Mater. Sci. Technol.*, 35 (2019), 181.
- 12) J. B. Leblond, J. Devaux and J. C. Devaux: *Int. J. Plast.*, 5 (1989), 551.

第 5 章

本方法で同定される変態塑性係数に関する考察

5.1 変態塑性係数の同定結果におよぼす影響因子の評価

本論文では、焼入れ実験における平板の変形と熱処理シミュレーションの変形の予測結果を比較することにより、変態塑性係数を同定する方法を検討した。FEM においては、応力集中や温度勾配の大きい箇所において計算精度を確保するためには、メッシュサイズを適切に設定する必要がある。特に、熱処理においては鋼材表面の冷却強さが変化するため、冷却強さに応じて部材表層のメッシュを適切に与える必要があることが指摘されている¹⁾。また、本研究においては、コールドクエンチオイルにて変態塑性係数を同定し、セミホットクエンチオイルにて予測精度の検証を行ったが、熱処理油の冷却能の違いが得られる変態塑性係数に影響することもあると考えられる。さらに、本研究においては実験に平板を用いているが、試験片形状も変態塑性係数の同定精度に影響することが考えられる。そこで、本研究における変態塑性係数の同定結果に及ぼすそれらの影響について評価した。

5.1.1 メッシュ分割の影響

第 3 章の Case 2 の実験にて実施したマルテンサイト変態の変態塑性係数の同定を、メッシュ分割数を変化させて行った。Fig. 5-1 にメッシュ分割条件を示す。Fig. 5-1 中の Mesh-2 が第 3 章で用いたメッシュである。平板の反りへの影響が大きいと考えられる板厚方向（y 方向）のメッシュサイズを Mesh-1 は Mesh-2 の 0.5 倍、Mesh-3 は Mesh-2 の 2 倍にしたものである。

	Size of elements (mm)							Number of elements
Coordinates	x (mm)		y (mm)			z (mm)		
	0 - 1	1 - 10	0 - 1	1 - 4	4 - 5	0 - 1	1 - 50	
Mesh-1	0.250	1.000	0.125	0.250	0.125	0.250	1.000	19,292
Mesh-2	0.250	1.000	0.250	0.500	0.250	0.250	1.000	9,646
Mesh-3	0.250	1.000	0.500	1.000	0.500	0.250	1.000	4,823

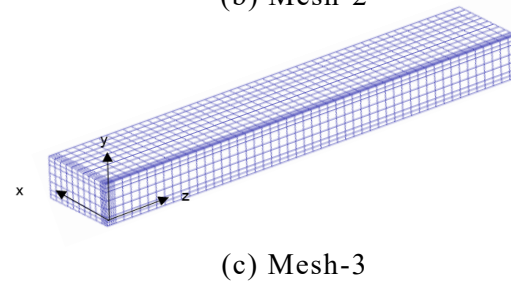
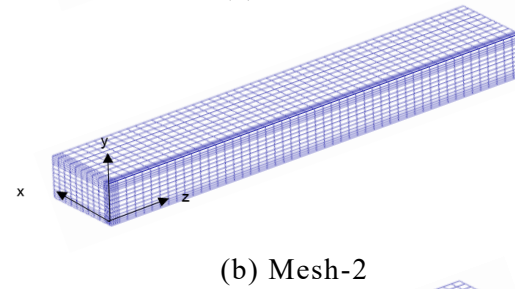
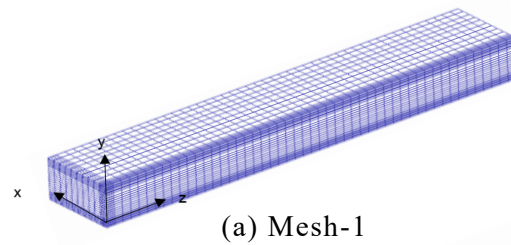


Fig. 5-1 Mesh conditions used in FEM.

Fig. 5-2 に各メッシュ分割における反りの予測値と変態塑性係数の関係を示す。この関係から、反りの予測値が実測値と合致する変態塑性係数は、Mesh-1 は $23 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ 、Mesh-2 は $21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ 、Mesh-3 は $22 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と同定され、いずれのメッシュ分割においても得られる変態塑性係数は同程度であった。

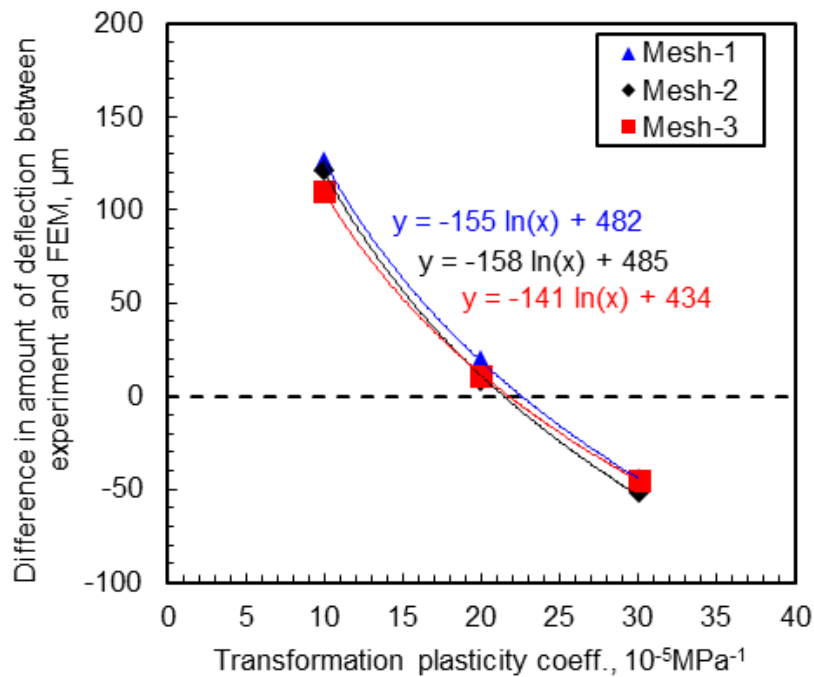


Fig. 5-2 Effect of transformation plasticity coefficient on the difference between experimental and FEM results for sheet deflection after oil quenching in case 2.

Yamamoto ら¹⁾は、熱伝達係数 h と部材の熱伝導率 λ から定義されるビオ数 Bi をパラメータとして、計算精度を得るために必要なメッシュサイズをビオ数の関数として次式を提案した。

$$Bi = \frac{h}{\lambda} L \quad (5.1)$$

ここで、 L は物体の代表寸法であり、本研究においては板厚を仮定した。さらに、メッシュ分割数を変化させた有限要素解析を行い、応力が理論解に十分近い計算結果が得られるメッシュ分割数 N として、次式を得た。

$$N = 47.411 \cdot Bi^{0.3432} \quad (5.2)$$

式 (5.2) において、 h は Fig. 3-8 における最大値 $7 \text{ kW} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{K}^{-1}$ 、 λ は Ms 点近傍のオーステナイトの熱伝導率 $21.7 \text{ W} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{K}^{-1}$ 、 L は板厚として 5 mm と仮定すると、本研究における N は 56 と求められ、この分割数から板厚方向の理想的なメッシュサイズは 0.09 mm と見積もられた。前述したように、Mesh-1 から Mesh-3 でメッシュサイズを大きく変化した場合においても得られる変態塑性係数はほぼ同程度であったため、本研究におけるメッシュ分割 (Mesh-2) は、概ね妥当であると考えられるが、さらに同定精度を向上させるためには、メッシュサイズを細かくする必要があると考えられる。

5. 1. 2 冷却条件の影響

次に、変態塑性係数の同定結果に及ぼす冷却条件の影響を評価するために、第 3 章におけるセミホットクエンチオイルを用いた焼入れ変形の予測精度の検証実験（Case 3）の結果から、マルテンサイト変態の変態塑性係数を同定した。Fig. 5-3 に反りの予測値と変態塑性係数の関係を示す。この関係から、反りの予測値が実測値と合致する変態塑性係数は、 $24 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と同定され、第 3 章にてコールドクエンチオイルを用いて同定された変態塑性係数 $21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ とほぼ同等であった。

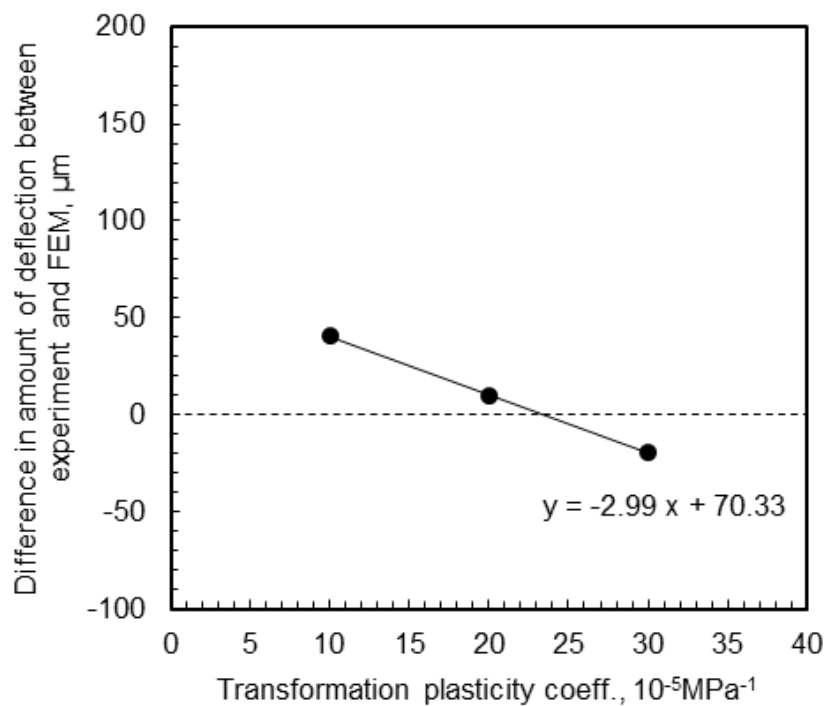


Fig. 5-3 Effect of transformation plasticity coefficient on the difference between experimental and FEM results for sheet deflection after oil quenching in case 3.

Fig. 5-4 に焼入れ中の平板上面中央部における相当応力と変態塑性ひずみの時刻変化を示す。ここでは、変態塑性係数が低い場合と高い場合について計算し、各冷却条件における変態塑性係数が解析結果に及ぼす影響について検証した。以下では、コールドクエンチオイルを強冷却条件、セミホットクエンチオイルを弱冷却条件とする。また、Fig. 5-4 から得られた変態塑性ひずみ発生時に作用する相当応力と変態塑性ひずみの最大値を Table 5-1 に示す。Table 5-1 より、同じ変態塑性係数で比較した場合、変態塑性係数によらず強冷却に比べて弱冷却で応力は 12%程度低くなった。また、変態塑性ひずみも 53%程度低下しており、これは応力の低下が原因と考えられる。同じ冷却条件で変態塑性係数を高くした場合、変態塑性ひずみは強冷却条件で 29%、弱冷却条件で 30%増加し、変化量はほぼ同等であった。このことより、本研究においては、冷却条件を変更した場合においても、変態塑性ひずみに対する変態塑性係数の寄与はほぼ一定であると考えられる。以上のことが、弱冷却および強冷却条件においてもほぼ同じ変態塑性係数が得られた要因の一つであると考えられる。

Conditions	Heat treat oil	Transformation plasticity coefficient
Cold_K=10	Cold quenching oil	$10 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$
Cold_K=30	Cold quenching oil	$30 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$
Semi-hot_K=10	Semi-hot quenching oil	$10 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$
Semi-hot_K=30	Semi-hot quenching oil	$30 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$

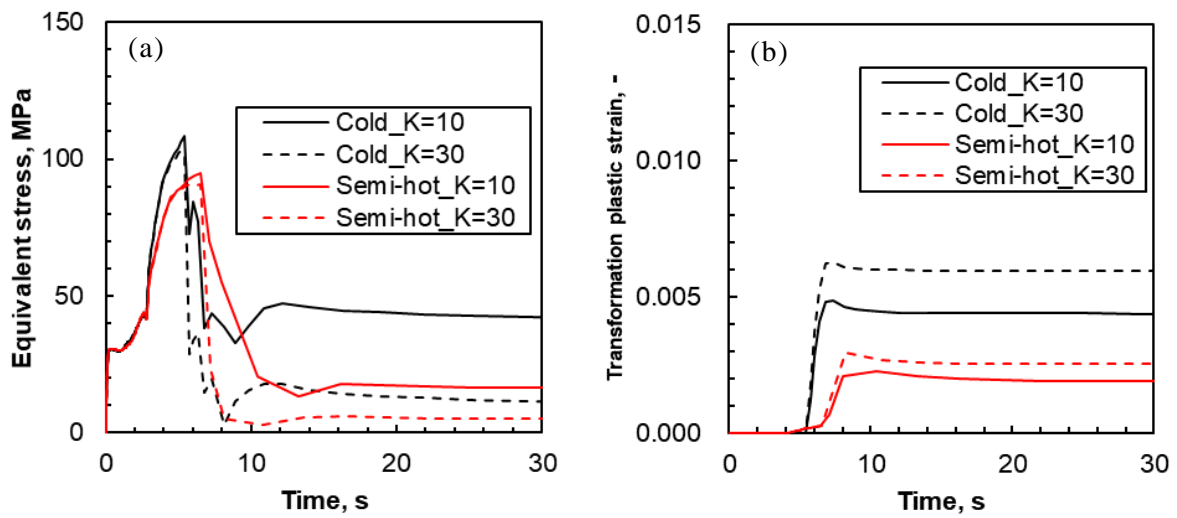


Fig. 5-4 FEM results of (a) equivalent stress and (b) transformation plastic strain during oil quenching at top center.

Table 5-1 Maximum equivalent stress and transformation plastic strain during oil quenching at top center.

Conditions	Maximum equivalent stress (MPa)	Maximum transformation plastic strain (-)
Cold_K=10	108	0.0049
Cold_K=30	103	0.0063
Semi-hot_K=10	95	0.0023
Semi-hot_K=30	91	0.0029

5. 1. 3 試験片形状の影響

5. 1. 3. 1 実験方法

焼入れ実験に機械構造用部品の代表形状であるシャフトを単純化した丸棒を用いて変態塑性係数を同定した。供試材には、Table 5-2に示す化学組成のCr鋼（JIS SCr420相当）を用いた。試験片はFig. 5-5に示すように直径10 mm、長さ100 mmの丸棒として、K型熱電対（直径1.0 mm）を挿入するために、直径1.1 mmのドリル穴加工を行った。なお、表面粗さが焼入れ中に試験片表面に生成する蒸気膜の崩壊挙動へ影響することを避けるため、機械加工後に研磨紙（#100）によりすべての面の表面の精面化を行った。焼入れにはTable 5-3に示す代表性状の373 Kのコールドクエンチオイル（特殊焼入油V-1900S、日本グリース（株））を用いた。実験手順については、第3章および第4章の平板の場合と同様である。冷却後の試験片を両端支持にて回転させ、ダイヤルゲージにて長手方向中央部の反りを測定した。

Table 5-2 Chemical compositions of specimen. (mass %)

C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	Nb
0.21	0.22	0.82	0.04	1.16	0.01	-

Fig. 5-5 Temperature measurement points in specimen.

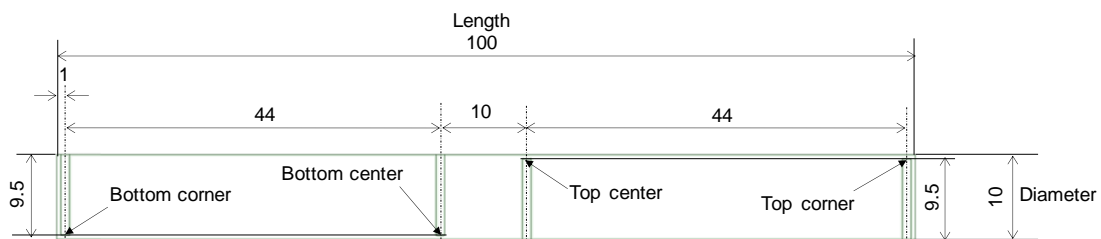


Table 5-3 Flash point and kinematic viscosity of heat treat oil.

Flash point (K)	Kinematic viscosity (mm ² ·s ⁻¹)
481	25.3 (at 313 K)

5. 1. 3. 2 数値解析方法

数値解析方法については、第 2 章にて詳細を説明しているためここでは割愛する。

5. 1. 3. 3 計算条件

丸棒の長さおよび鉛直断面の対称性を考慮して、1/4部分をモデル化し、丸棒中心に相当する位置の節点について鉛直方向変位を拘束した。メッシュ分割は、径方向に0.5mm、長さ方向に1mmの六面体形状とし各要素8節点、全要素数は8,350とした。数値解析に用いた材料特性をTable 5-4に示す。材料特性は、市販の材料物性値計算ソフトウェアJMatProを用いて鋼材の化学組成より計算した。なお、油温は373 K一定とし、油と丸棒間の熱伝達係数は、測定した冷却曲線から逆解析法により同定した。

Table 5-4 Steel properties used in FEM. (γ : Austenite, M: Martensite)

Properties		Temperature (K)							
		373	473	573	673	773	873	973	1073
Young's modulus (GPa)	γ	192	183	174	165	156	146	137	127
	M	207	201	193	183	171	158	143	128
Poisson's ratio (-)	γ	0.30	0.30	0.31	0.32	0.32	0.33	0.33	0.34
	M	0.29	0.30	0.30	0.30	0.31	0.31	0.32	0.32
Thermal conductivity ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	γ	18.1	19.3	20.5	21.7	22.9	24.1	25.3	26.5
	M	37.4	38.7	38.7	37.6	35.7	33.6	31.7	30.3
Specific heat ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	γ	485	504	519	532	545	556	568	579
	M	473	511	554	605	672	765	913	787
Thermal expansion ratio ($\times 10^{-5} \text{K}^{-1}$)	γ	2.47	2.47	2.47	2.47	2.47	2.48	2.48	2.48
	M	1.27	1.31	1.34	1.38	1.41	1.45	1.49	1.52
Transformation dilatation ($\times 10^{-3} \text{K}^{-1}$)	$\gamma \rightarrow \text{M}$	11.1	9.9	8.8	7.9	7.0	6.1	5.4	4.7

5. 1. 3. 4 実験結果および考察

丸棒の冷却曲線をFig. 5-6に示す。上部角部および下部角部において蒸気膜段階はほとんど見られなかった。また、下部中央部に比べ上部中央部が緩冷却となり、丸棒に鉛直方向に温度差が生じていることを確認できた。Nishikawaら⁴⁾のモデルにおいて、丸棒を水平に焼入れた場合、蒸気膜厚さの不均一により上部が緩冷却となることが説明されており、実験結果と同様の傾向であった。また、ダイヤルゲージにて焼入れ後の丸棒の反りを測定した結果、上部を凸とする30 μm の反りであった。

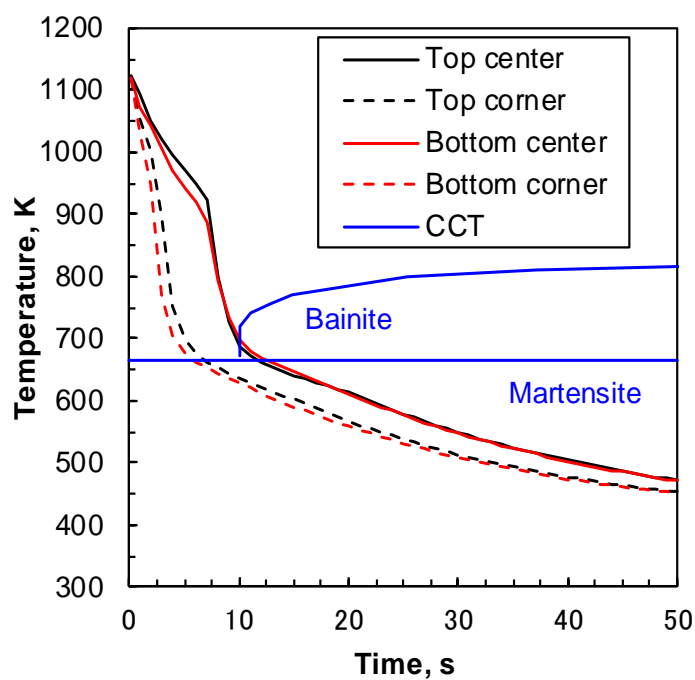


Fig. 5-6 Experimental results of cooling curve during oil quenching and CCT curves predicted by JMatPro.

5. 1. 3. 5 数値解析結果および考察

Fig. 5-7に示すように、丸棒の上部、下部、上部角部、下部角部に分割し、測定した冷却曲線から逆解析法により、各領域について熱伝達係数をFig. 5-8のように同定した。

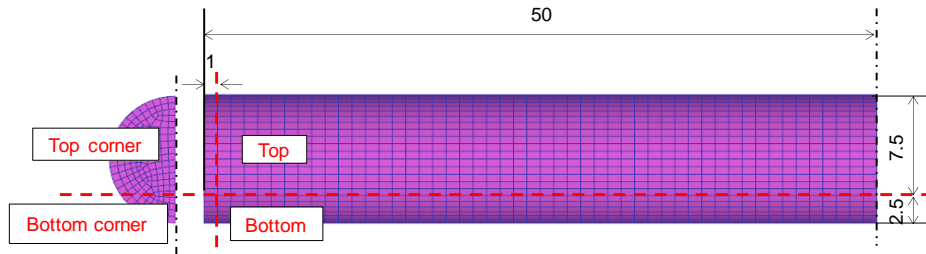


Fig. 5-7 Boundary conditions for numerical simulation.

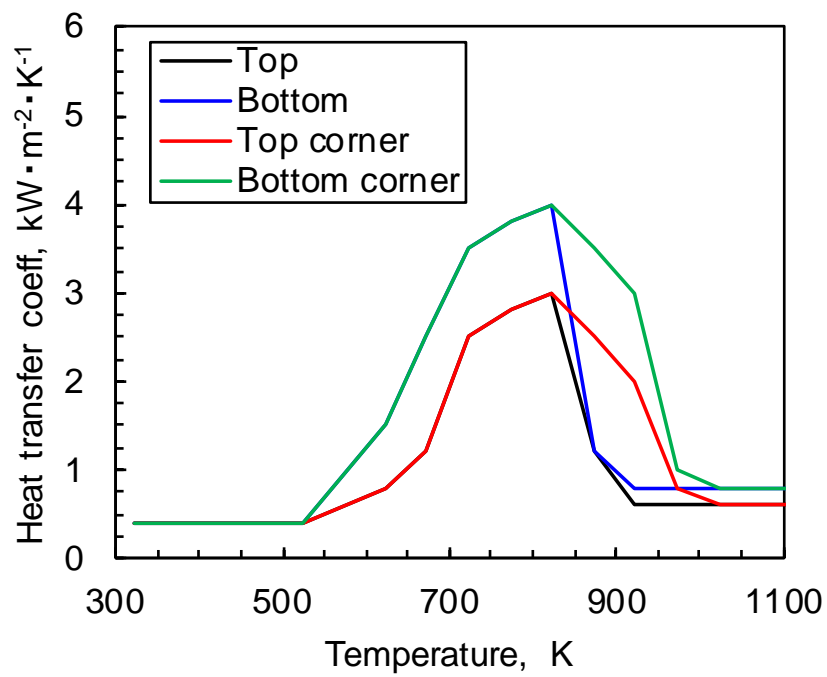


Fig. 5-8 Heat transfer coefficients determined from cooling curves during oil quenching.

5. 1. 3. 6 変態塑性係数の同定

同定された熱伝達係数を数値解析に用いて、丸棒の反りを予測した。この反りの予測値と変態塑性係数の関係から、反りの予測値が実測値と合致するマルテンサイト変態の変態塑性係数は、 $3 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と同定された (Fig. 5-9)。この値は、Otsukaら²⁾がCr鋼の引張試験で同定した値 ($10.8 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$) よりも低かった。本研究の方法は応力と変態塑性ひずみが非線形となる高応力での変態塑性係数の同定を目的としたものであり、得られる変態塑性係数は従来法で同定された係数に対して高くなることを想定していたが、実験に丸棒を用いた場合、想定と異なる結果であった。この原因として、焼入れ中の丸棒表面の蒸気膜は周方向に厚さが不均一であり、冷却挙動が連続的に変化するため³⁾、この複雑な挙動をシミュレーションにより精度よく再現できなかったことが推定される。一方、本研究に用いた平板は、焼入れ中の上面と下面で蒸気膜挙動が大きく異なり⁴⁾、鉛直方向の上下で冷却差がつきやすく、試験片内の冷却むらを単純化した実験が行えると考えられ、実際の冷却状態をシミュレーションにより精度よく再現することができ、より正確に変態塑性係数が同定できると考えられる。

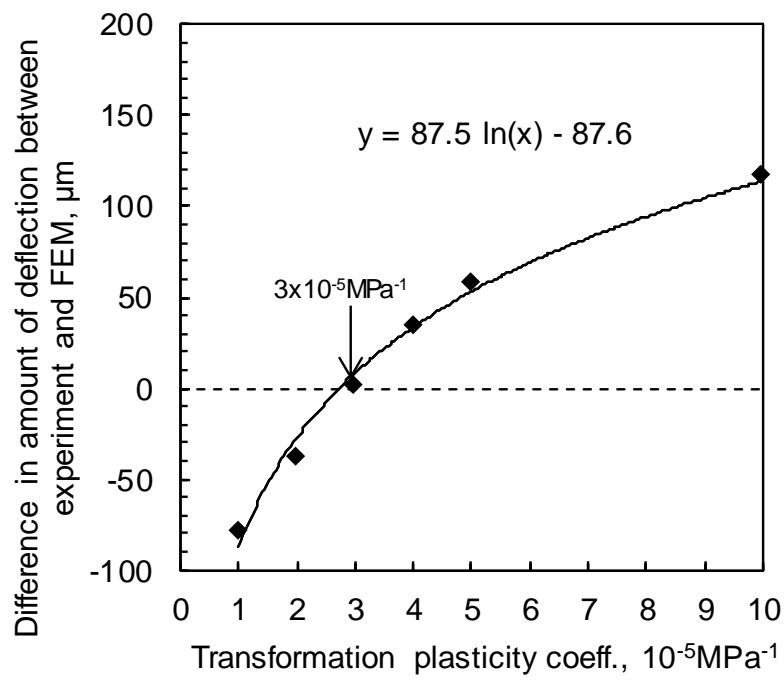


Fig. 5-9 Effect of transformation plasticity coefficient on the difference between experimental and FEM results for deflection after oil quenching.

5. 2 本研究の変態塑性係数に関する考察

第3章および第4章で同定された変態塑性係数について、文献値との比較を行った (Fig. 5-10)。ここで、文献値については、本研究に用いたCr-Mo鋼 (0.2%C) の類似鋼種 (0.2-0.4%CのCr鋼およびCr-Mo鋼) を選定し、引張試験における負荷応力と同定された変態塑性係数で整理した。本研究の変態塑性係数は、数値解析において変態塑性ひずみ発生時に平板に作用した相当応力で整理した。また、Leblondの式 (式 (1.6)) を用いて推定されたFig. 3-15およびFig. 4-15におけるマルテンサイト変態およびベイナイト変態の変態塑性ひずみから、変態塑性係数を求めた。マルテンサイト変態においては、本研究で得られた変態塑性係数は文献値に比べて高く、Leblondの式から推定される係数の傾向とも概ね一致した。一方、ベイナイト変態については、一部の文献値が本研究で得られた係数と近い値となった。原因の一つとして、文献値はベイナイト単相組織を得るために等温変態により同定されているのに対して、本研究の方法は連続冷却変態であり、オーステナイトの降伏強度が変化することが考えられる。

Transformation		Material	Applied stress (MPa)	K (10^{-5}MPa^{-1})
Martensite	Tensile test 1 ²⁾	SCr420	10, 20, 30, 40, 50	10.8
	Tensile test 2 ⁵⁾	SCM440	20, 40, 60, 80	8
	Tensile test 3 ⁵⁾	SCr440	20, 40, 60, 80	7.7
Bainite	Tensile test 4 ⁵⁾	SCr420	10, 20, 40, 60, 80	7
	Tensile test 5 ⁵⁾	SCM420	10, 20, 40, 60, 80	11.3
	Tensile test 6 ⁵⁾	SCr440	10, 20, 40, 60, 80	10.5
	Tensile test 7 ⁵⁾	SCM440	10, 20, 40, 60, 80	6.3

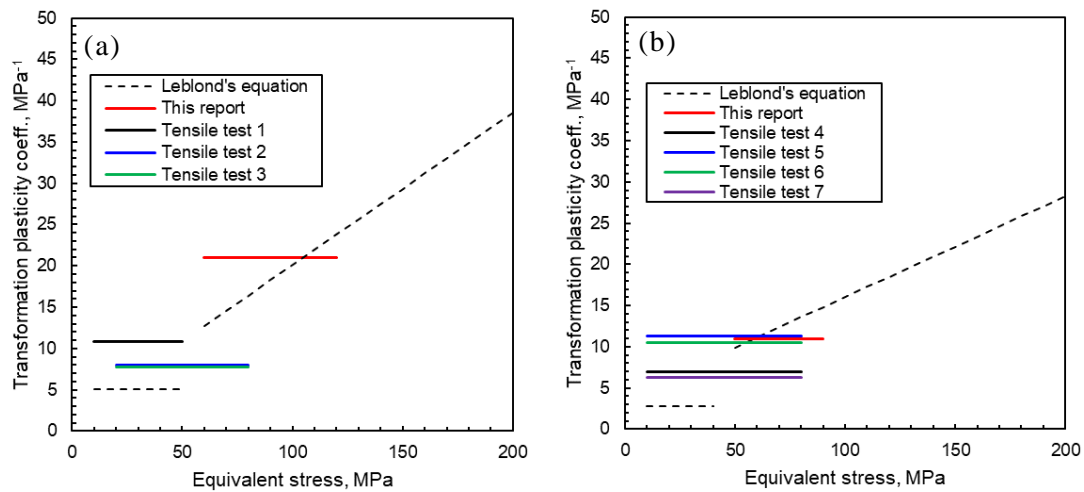


Fig. 5-10 Transformation plasticity coefficients of (a) martensite and (b) bainite.

本論文で提案した方法を用いて高応力の変態塑性係数を同定した結果、マルテンサイト変態の変態塑性係数と相当応力との間に比例関係があると考えられた。このことから、応力依存性を考慮した変態塑性係数 K' を次式のように提案する。

$$K' = K_0(1 + A\sigma_{eq}) \quad (5.3)$$

ここで、 K_0 は変態塑性ひずみ式（式（1.5））における従来の変態塑性係数、 A は変態塑性係数の相当応力依存性を示すパラメータである。仮に、 K_0 を文献値²⁾から $10.8 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ 、 K' および σ_{eq} を本論文の結果からそれぞれ、 $21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ 、90 MPaとおくと、 A は0.010となる。 A は、変態の種類、変態温度、変態膨張量、オーステナイト強度等に影響されると考えられるため、今後、鋼材の各種化学組成のパラメータ A への影響を明らかにする必要があると考えられる。また、 K' を数値解析に与えることができれば、塑性変形が生じるような高い応力が鋼材に作用し、かつ作用する応力が著しく変化する焼入れにおいても、より正確に変態塑性ひずみを計算することが可能となると考えられる。

参考文献

- 1) K. Yamamoto and K. Okamura: *J. Jpn. Soc. Heat Treat.*, 55 (2015), 44 (in Japanese).
- 2) T. Otsuka, Y. Wakasu and T. Inoue: *Proc. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 52 (2003), 111 (in Japanese).
- 3) K. Nishikawa, T. Ito, K. Matsumoto and T. Kuroki: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, 38 (1972), 858 (in Japanese).
- 4) M. Narazaki, E. Ohki, M. Kogawara, A. Shirayori and S. Fuchizawa: *J. Vis. Soc. Jpn., Suppl.2*, 23 (2003), 197 (in Japanese).
- 5) K. Okamura, K. Yamamoto, T. Saitoh and M. Fukumoto: *J. Jpn. Soc. Heat Treat.*, 49-Special Issue (2009), 701.

第 6 章

総 括

自動車のパワートレインを構成するシャフトやギヤなどの部品の多くは、機械構造用合金鋼が素材として用いられ、塑性加工や機械加工の後に、熱処理を経て製造される。熱処理においては、表層の硬化と疲労強度向上を目的として、浸炭後に油焼入れが実施されるとともに、靱性向上を目的として焼もどしが実施される。熱処理時に生じる変形が寸法精度の低下を招くことから、厳格な寸法精度が必要な場合には、熱処理後に仕上げ加工が実施されることもある。しかしながら、仕上げ加工は生産リードタイムの長期化や製造コスト増大の原因となっているため、その省略が望まれている。そのための方策の一つとして、熱処理変形を正確に予測し、その変形を見込んで熱処理前形状を決定することが考えられる。熱処理においては特に焼入れで生じる変形が大きいことから、焼入れ変形を高精度に予測する技術を確立することの工業的価値は大きいと考える。

焼入れにおいては、鋼材内の温度勾配に起因した熱応力に加えて、相変態による体積変化の不均一に起因した変態応力が作用する。さらに、応力が温度と金属組織に応じて定まる降伏応力を超えると塑性変形が生じるが、相変態の進行中においては新相の変態膨張に伴って生じる応力がその周囲の未変態の母相に加わるために、母相の変形抵抗が見かけ上低下して、塑性変形が生じやすくなる。この現象は変態塑性と呼ばれており、焼入れ変形に与える影響が大きい。そのため、その変形を高精度に予測するためには、変態塑性の影響の大小を表す変態塑性係数を正確に求める必要がある。

そこで本研究では、焼入れ変形の予測精度向上を目的として、新たな変態塑性係数の同定方法を検討した。そして、この方法により得られた変態塑性係数

を熱処理シミュレーションに用いて、焼入れ変形の予測精度を検証することにより、本研究の有効性を示した。各章毎に得られた結果を以下に要約する。

6.1 各章結果の要約

第1章では、本研究の工業的な位置づけや意義を説明するとともに、先行知見を整理し、焼入れ変形の予測精度を向上するためには、正しく変態塑性係数を知る必要があることを述べた。また、従来の変態塑性係数の同定方法においては、低応力における応力と変態塑性ひずみの線形関係を前提としており、鋼材に塑性変形が生じるような高い応力が作用する焼入れには適さないことについて述べた。

第2章では、変態塑性係数の同定と検証に用いた熱処理シミュレーションの構成と数値解析方法について述べた。

第3章では、平板の油焼入れ実験と熱処理シミュレーションにより、マルテンサイト変態の変態塑性係数を同定する方法を検討した。この方法では、焼入れ中の平板の冷却曲線と冷却後の反りが測定され、冷却曲線から逆解析法により同定された熱伝達係数を熱処理シミュレーションに用いて、反りの予測値が実測値に合致する変態塑性係数が同定される。この方法をCr-Mo鋼に適用した結果、マルテンサイト変態の変態塑性係数は $21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と同定された。また、応力と変態塑性ひずみの非線形性を考慮したLeblondの式を用いて高応力における変態塑性ひずみを推定し、その推定値の焼入れ中に作用する応力における傾きから、変態塑性係数は $18 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と求められた。この値は本章で同定された変態塑性係数とほぼ一致した。さらに、熱処理油を変更した平板の焼入れ実験も行い、反りを予測した結果、実測値（66 μm ）に対して予測値は62 μm であり、誤差が6%と精度よく予測できた。以上のことより、本章で提案した方法が、マルテンサイト変態を伴う焼入れ変形の予測精度向上に対して有効であることが示された。

第4章では、機械構造用合金鋼の油焼入れにおいては、完全焼入れ組織であるマルテンサイトに加えて、不完全焼入れ組織であるベイナイトが生じることが踏まえ、両変態の変態塑性係数を同定する方法を検討した。この方法では、板厚の異なる平板を焼入れることで、薄い板にマルテンサイト変態、厚い板にベイナイト変態とマルテンサイト変態を生じさせる。そして、第3章の方法で薄い板の反りからマルテンサイト変態の変態塑性係数を同定し、両変態の変態塑性ひずみの相互作用が無いものと仮定して、その係数を用いて厚い板の反りからベイナイト変態の変態塑性係数が同定される。この方法をCr-Mo鋼に用いて、第4章で同定されたマルテンサイト変態の変態塑性係数 ($21 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$) を用いることにより、ベイナイト変態の変態塑性係数は $11 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と同定された。第3章と同様に、Leblondの式を用いて焼入れ中に作用する応力における変態塑性係数を見積もると、 $11 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ と求められた。この値は本章で同定された変態塑性係数とほぼ一致しており、マルテンサイト変態と同様に、ベイナイト変態についても想定通りの結果が得られた。さらに、熱処理油を変更した平板の焼入れ実験も行い、反りを予測した。マルテンサイト変態のみが生じると仮定した場合と、ベイナイト変態とマルテンサイト変態が生じると仮定し従来法で同定された変態塑性係数に相当するLeblondの式による推定値 ($3 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$) を用いた場合においては、実測値（上向きの $22 \mu\text{m}$ の反り）と反りが大きく異なった。一方、両変態を考慮して、本章で同定された変態塑性係数 ($11 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$) を用いた場合、予測値は上向きの $24 \mu\text{m}$ の反りであり、実測値との誤差が $2 \mu\text{m}$ と精度よく予測できた。以上のことより、本章で提案した方法がベイナイト変態とマルテンサイト変態を伴う焼入れ変形の予測精度向上に対して有効であることが示された。

第5章では、まず本論文で提案した方法における変態塑性係数の同定結果に及ぼす影響因子の評価を行った。その結果、本研究においては、変態塑性係数の同定結果に及ぼすメッシュ分割や冷却条件の影響は小さいと考えられた。

また、本研究の方法に丸棒を用いて変態塑性を同定することにより、試験片に平板を用いることの妥当性が示された。次に、本論文で得られた係数に関して文献値との比較により考察を行った結果、マルテンサイト変態の変態塑性係数は高応力域において相当応力と比例関係にあると推定された。さらに、この結果から応力依存性を考慮した変態塑性係数を提案した。

6.2 本論文で得られた成果

機械構造用合金鋼の焼入れ変形の予測精度向上を目的として、板厚の異なる平板を用いた油焼入れ実験と熱処理シミュレーションを併用することにより、ベイナイト変態とマルテンサイト変態の変態塑性係数を同定する方法を提案した。そして、この方法を機械構造用合金鋼に適用し、両変態の変態塑性係数を同定した。さらに、同定された変態塑性係数を用いて、焼入れによりベイナイト変態とマルテンサイト変態を伴う平板の反りを高精度に予測することができた。

以上のことより、本研究は機械構造用部品の焼入れ変形の予測精度向上に対して一定の寄与ができるものと考ええる。

6.3 今後の課題

機械構造用部品の熱処理においては、浸炭焼入れ焼もどしが実施される。本研究は、その一部であるずぶ焼入れを対象として変形の予測精度向上に取り組んだ。本方法を用いて様々な炭素量の鋼材の変態塑性係数を同定し、変態塑性係数と炭素量との関係を明らかにすることができれば、炭素量が連続的に変化する浸炭層においても、変態塑性挙動を精度よく予測することが可能となり、浸炭焼入れ部品においても変形を高精度に予測できることが期待される。さらに、焼戻しによる変形についても考慮することができれば、熱処理変形をより正確に予測することが可能となる。また、5.2節で述べたように、変態塑性係

数と応力の関係を明らかにし、変態塑性係数の応力依存性を数値解析で考慮することができれば、塑性変形が生じるような高い応力が鋼材に作用し、かつ作用する応力が著しく変化する焼入れにおいても、より正確に変態塑性ひずみを計算することが可能となると考えられる。

以上のような技術が確立されれば、機械構造用部品の製造において、熱処理前形状の最適化による仕上げ加工の省略が実現し、生産性向上や製造コスト低減に大いに貢献できるものとする。さらに、本技術は熱処理変形を抑制可能な鋼材の開発や、熱処理条件の適正化においても役立つものであると考える。

学位論文に関する発表論文および口頭発表

発表論文

1. K. Watanabe, M. Yamada, M. Nakasaki, R. Matsumoto and H. Utsunomiya:
Determination of Transformation Plasticity Coefficient of Steel by Horizontal Quenching of Shaft, *Procedia Manufacturing*, 50 (2020), 498.
2. K. Watanabe, M. Nishikawa, M. Nakasaki, R. Matsumoto and H. Utsunomiya:
Determination of Transformation Plasticity Coefficient of Structural Steel Sheet by Oil Quenching and Improvement in Prediction Accuracy of Distortion in Heat Treatment, *Tetsu-to-Hagané*, 110 (2024), 668 (in Japanese).
3. K. Watanabe, M. Nishikawa, M. Nakasaki, R. Matsumoto and H. Utsunomiya:
Simultaneous Determination of Transformation Plasticity Coefficients of Bainite and Martensite Transformations by Oil Quenching of Steel Sheet for Machine Structural Use and Accurate Prediction of Distortion by Oil Quenching, *Tetsu-to-Hagané*, 110 (2024), 1111 (in Japanese).

口頭発表

1. 渡邊啓介：～自動車部品向け新技術の紹介～油焼入れ冷却能測定装置を用いた熱処理ひずみ特性評価，日本鉄鋼協会棒線工学フォーラム第30回研究会，2019.
2. K. Watanabe, M. Yamada, M. Nakasaki, R. Matsumoto and H. Utsunomiya: Determination of Transformation Plasticity Coefficient of Steel by Horizontal Quenching of Shaft, 18th International Conference on Metal Forming, 2020.
3. 渡邊啓介，山田麻由，中崎盛彦：鋼軸横置き焼入れ試験による変態塑性係数特定，日本鉄鋼協会第180回秋季講演大会，2020.
4. 渡邊啓介，中崎盛彦，松本良，宇都宮裕：逆解析による複相変態時の変態塑性係数特定手法の検討，日本熱処理技術協会第93回講演大会，2022.
5. 渡邊啓介：逆解析による複相変態時の変態塑性係数特定手法の検討，日本熱処理技術協会「マルテンサイトの強靱化」研究会第2回研究会，2022.
6. 渡邊啓介，名越亮太，中崎盛彦，大村悟，山田茂則：鋼材焼入れにおける数値解析適用事例，日本材料学会第71期第2回塑性工学部門委員会第92回材料データベース研究分科会，2022.

謝 辞

本研究の遂行ならびに本論文を完成するにあたり、終始懇切なる御指導を賜りました大阪大学大学院工学研究科マテリアル生産科学専攻 教授 宇都宮裕博士に心より感謝し厚く御礼を申し上げます。また、日頃より様々の有益な御助言を頂いた、大阪大学大学院工学研究科マテリアル生産科学専攻 准教授 松本良博士に深甚なる感謝の意を表します。本論文の作成に関して、御懇切な御教示と有益な御助言を賜りました大阪大学大学院工学研究科日本製鉄材料基礎協働研究所 特任教授 岡村一男博士に心より御礼申し上げます。また、本論文の審査にあたり有益な御助言とご教示を賜りました、大阪大学大学院工学研究科マテリアル生産科学専攻 教授 荒木秀樹博士、教授 安田弘行博士に深く感謝いたします。

本研究を遂行するにあたり、その機会を与えて頂き、また深い御理解と御支援を賜りました山陽特殊製鋼株式会社 取締役常務執行役員 柳本勝博士、常務執行役員 平岡和彦博士に深く御礼を申し上げます。研究・開発センター プロセス開発室長 西川元裕氏、品質保証部 部長 中崎盛彦博士、研究・開発センター 予測研究グループ長 細田孝博士には、研究の遂行から論文の詳細チェックまで御指導頂き感謝申し上げます。研究・開発センター 部長 常陰典正博士、基盤研究室長 藤松威史博士、製鋼グループ長 吉岡孝宜博士には、論文投稿にあたり御懇切なご教示を頂き感謝申し上げます。塑性加工グループの山田麻由氏、横峯智仁氏、井関翔太氏には、本研究を遂行するにあたり業務面において多大なる御協力を頂いたことを深く感謝申し上げます。また、予測研究グループの名越亮太氏には、実験から解析に至り御協力頂き感謝申し上げます。供試材の調査に多大なるご協力を頂きました、品質保証部 試験・研究課の方々に深く感謝申し上げます。

本研究は以上の方々を初め、数多くの方々の御指導、御教示を得ることにより成されたものであります。これらの方々に対し心より感謝の意を表します。