

(論文)

浸炭歯車の熱処理ひずみ予測技術

Simulation on Distortion of Carburized Gear



沖田圭介*1(工博)
Dr. Keisuke OKITA



堤 一之*1
Kazuhiro TSUTSUMI



新堂陽介*2
Yosuke SHINDO



藤田 学*2
Manabu FUJITA



永濱睦久*3
Mutsuhisa NAGAHAMA



岩崎克浩*4
Katsuhiro IWASAKI

A carburizing and quenching analysis of a helical gear is carried out with the general-purpose finite element analysis program, ABAQUS, in which the original user subroutine code of the phase transformation is implemented. The calculated distortions of the tooth profile and tooth trace agree well with those of the verification experiments. This shows the validity of the developed simulation model. The calculated results clarify that the distortion behavior of the gear during the quenching is classified into four stages according to the start time of martensite transformation in each part of the gear. The influence of the carburized layer on the distortion behavior during the quenching and the final distortion of the gear is also clarified.

まえがき＝焼入れを行う部品には不可避免的に熱処理ひずみが発生する。このため、高い寸法精度を要求される自動車部品などでは、振動や騒音の原因となる熱処理ひずみを低減することは重要な課題となっている。しかし、焼入れによって生じるひずみは、部品形状や焼入れ時の配置・姿勢など様々な因子に影響されるため、これを低減するための熱処理条件を抽出するには、多くの実験や熟練技術者の経験に依存しているのが現状である。

そこで、焼入れ部品の熱処理ひずみを予測する技術が必要とされ、有効なツールとして、硬度分布および残留応力分布などの内部品質も予測できる有限要素法(FEM)を用いた熱処理シミュレーションに期待が寄せられている^{1), 2)}。当社では、汎用FEMコードABAQUSとそのユーザサブルーチンを用いた解析を実施し、相変態および浸炭を考慮した熱処理ひずみ予測技術の構築に取り組んできた³⁾。

本稿では、自動車用変速機に用いられるJIS SCr420鋼の浸炭はすば歯車を対象として、焼入れ中の変形予測計算を行い、熱処理ひずみや硬度分布を実験結果と比較することによって計算結果の妥当性を検証した。さらに、計算結果から焼入れ中の変形履歴を分析することによって複雑な熱処理ひずみの発生機構を明らかにするとともに、熱処理ひずみの発生に及ぼす浸炭層の影響について考察した。

1. 解析モデル

解析手法については、熱処理工程の加熱・冷却における温度、相変態および応力・ひずみの連成に加え、浸炭焼入れによる炭素濃度の影響を考慮した数式モデルおよび連成解析のアルゴリズムが井上らによって提案されている。基本的にはこの理論に基づいて計算を行った⁴⁾。

1.1 浸炭計算

カーボンポテンシャルと化学成分、温度から表面の平衡濃度 C_s を求め⁵⁾、式(1)を用いて表面濃度 C を求めた。

$$\frac{dC}{dt} = a(C_s - C) \dots\dots\dots(1)$$

ここで、 t は時間、 a は反応速度で、化学成分に依存した値である。内部の炭素濃度は一般的な拡散方程式で求める。拡散係数 D も C 濃度に依存する変数として与えた。

1.2 組織予測

オーステナイトからベイナイト(またはフェライト+パーライト)への変態の進行にはKJMA(Kolmogorov-Johnson-Mehl-Avrami)式である式(2)を採用している⁴⁾。

$$\xi = 1 - \exp(-kt^n) \dots\dots\dots(2)$$

ここで、 ξ はベイナイトの体積分率、 k と n は材料パラメータであり、SCr420鋼のTTT(time-temperature-transformation)線図から求めた。マルテンサイト変態の進行は、マルテンサイト体積分率と温度の関係を表すMageeの式を用いるのが一般的である。しかしながら、実測値に必ずしも一致しなかったため本稿では、炭素濃度が異なるサンプルを用いて実測した温度-ひずみ関係から温度-組織分率を逆算してテーブルデータとして与えた。

1.3 各ひずみの定義

相変態を伴う熱弾塑性体における全ひずみの増分 $d\epsilon$ は、弾性ひずみ増分 $d\epsilon^e$ 、塑性ひずみ増分 $d\epsilon^p$ 、熱ひずみ増分 $d\epsilon^{th}$ 、変態ひずみ増分 $d\epsilon^m$ 、および変態塑性ひずみ増分 $d\epsilon^{mp}$ の和として与えられる。 $d\epsilon^{th}$ 、 $d\epsilon^m$ はそれぞれ式(3)、式(4)で定義した。

$$d\epsilon^{th} = \sum_i \alpha_i \xi_i dT \dots\dots\dots(3)$$

*1 技術開発本部 機械研究所 *2 鉄鋼事業部門 技術開発センター 線材条鋼開発部 *3 鉄鋼事業部門 技術開発センター 線材条鋼開発部 (現 線材条鋼商品技術部) *4 DETROIT OFFICE

表 1 供試体の化学組成

Table 1 Chemical compositions of test specimens

Symbol	Chemical composition (wt%)			
	C	Si	Mn	Cr
SCr420	0.19	0.18	0.79	1.14
A	0.37	0.18	0.82	1.18
B	0.58	0.18	0.82	1.17
C	0.80	0.18	0.82	1.16

$$d\epsilon^m = \sum_i \beta_i d\xi_i \dots\dots\dots (4)$$

α_i , β_i および ξ_i はそれぞれ i 相の熱膨張率, 変態膨張率, 体積分率, T は温度である。

また, $d\epsilon^m$ は次式で定義した。

$$d\epsilon^m = \sum_i 3K_i (1 - \xi_i) d\xi_i / s \dots\dots\dots (5)$$

K_i は変態塑性係数であり, s は偏差応力である^{4), 6)}。

1.4 応力-ひずみ曲線

炭素濃度依存性を考慮するため, SCr420鋼を基準に炭素量を 0.4, 0.6, 0.8% と変えた材料 (表 1) を溶製し, 引張試験を行った。また, 組織と温度の依存性を考慮するため, フェライト・パーライト組織のものと, 供試体を事前に焼入れしてマルテンサイト組織としたものを用意し, 種々の異なる温度に対して試験を行った。

2. 温度計測および熱伝達率の同定

2.1 焼入れ中の歯車の温度計測

はすば歯車の諸元は, 外径 72.5mm, 内径 36.0mm, 円筒部の高さ 35.0mm, 歯の高さ 20.0mm, 歯数 28, ねじれ角 34.0° である。自動車の変速歯車として用いられる形状, 寸法を参考にしたものである。

歯部の測定位置には, $\phi 1$ mm の孔を内径側から放電加工によって開けて $\phi 0.5$ mm のシーブ熱電対 (K 熱電対) を挿入した。なお, 測定点は図 1 に示す位置で, 歯車の上段, 中段, 下段それぞれに対し, ①歯底, ②歯中央のドライブ側, ③歯先, ④歯中央のバック側の計 12 点である。熱処理条件は図 2 に示すとおりであり, 浸炭炉にて浸炭処理した後, 860°C から油温 25°C に焼入れした。

2.2 熱伝達率の同定

図 3 に伝熱計算・応力計算に用いた歯車の FEM 解析モデルを示す。周期境界条件を与えることによって, 28 歯のうちの 1 歯を対象に解析を行った。歯面表面における熱伝達率は, 図 3 のように異なる熱的境界条件を持つ 7 領域に分割し, 冷却過程の温度計測を行った各点の冷却曲線に合わせ込むことによって同定した。

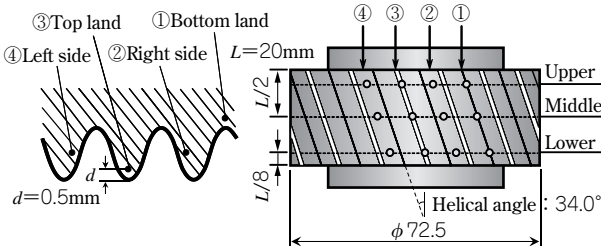


図 1 温度計測点の概略図
Fig. 1 Positions of temperature measurement

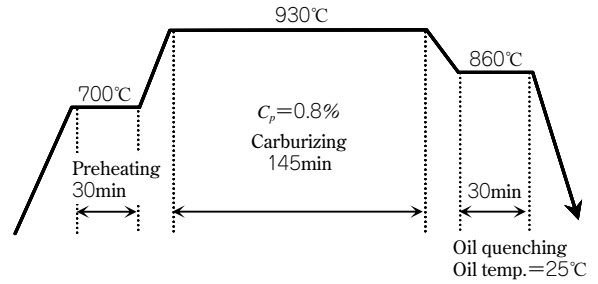


図 2 浸炭焼入れ条件
Fig. 2 Temperature conditions during heat treatment

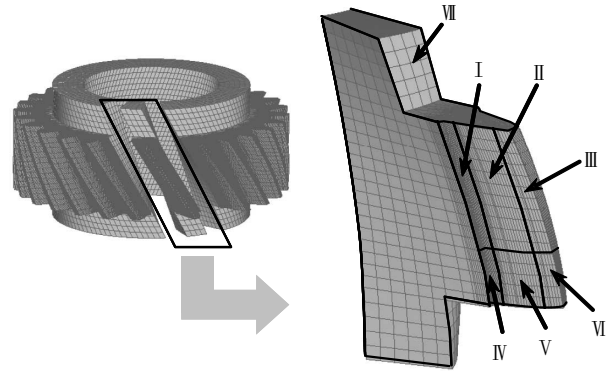


図 3 はすば歯車の解析モデル
Fig. 3 Finite element model of helical gear

3. 実験結果と解析結果の比較

3.1 形状予測結果と実験結果との比較

焼入れ試験後の歯車形状変化は, 歯形誤差および歯筋誤差 (図 4) を用いて評価した。実験値の特徴としては, 歯筋誤差のバラツキが歯形誤差に比べて大きく, バラツキも含めて全てマイナス側の変形, すなわちねじれ角が小さくなる方向への変形となっている。計算値はいずれも, 実験値でのバラツキの範囲に収まっており, 変形の傾向を精度よく表している。

また, 図 5 には歯筋プロファイルの実験値 (平均化したもの) と計算値の比較を示す。計算値は, 検査範囲においては左右いずれの歯筋ラインも傾向としては実験値とよく一致しているのがわかる。しかし, 浸炭層に相当する両端部においては実測値を再現できていない。これは, 浸炭層の炭素濃度の分布に対して, 長手 (軸) 方向のメッシュサイズが大きいことが原因であり, 両端部近傍をより細かく分割することにより改善されると思われる。

3.2 組織予測結果と実験結果との比較

図 6 に焼入れ後のマルテンサイト相体積分率を示す。コンター図は, 内部の相変態の様子がわかるように中央部を切取った表示とした。歯部および本体円筒部の内部ではほとんどマルテンサイト変態 (赤塗部) しているが, 浸炭された表面では M_s 点が低下するため, 常温においてもマルテンサイト変態が終了せず, 8% 程度のオーステナイト相が残留する結果となっている。また, 歯面ピッチ点における芯部方向の硬さ分布に対し, 実験値と計算値の比較を行った (図 7)。実験値と計算値はよく一致しており, 浸炭プロファイルが精度よく予測できている。

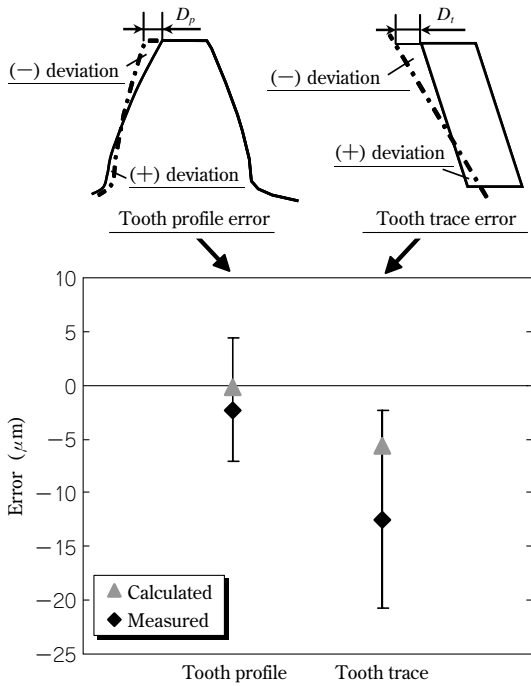


図4 歯車形状誤差の実測値と計算値の比較

Fig. 4 Comparison of change of tooth shape between experimental value and calculated value

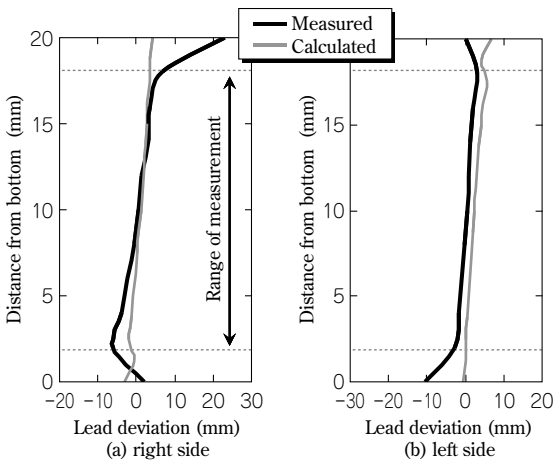


図5 歯すじプロファイルの実測値と計算値の比較

Fig. 5 Comparison of profile of tooth trace between experimental value and calculated value

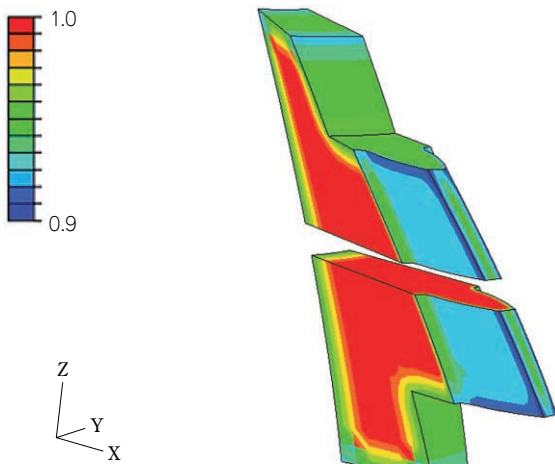


図6 マルテンサイト体積分率

Fig. 6 Volume fraction of martensite

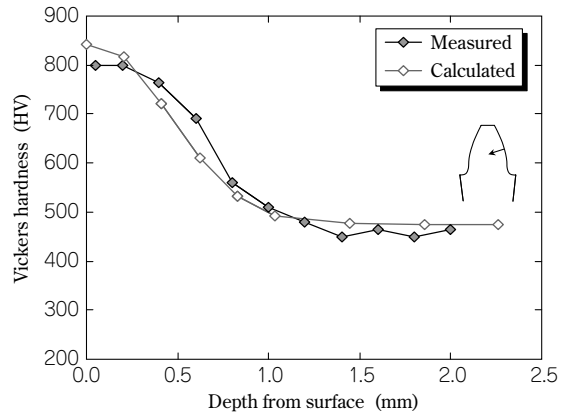


図7 歯面ピッチ点の硬さ分布

Fig. 7 Distribution of Vickers hardness

4. 歯車における熱処理ひずみの発生メカニズム

4.1 ねじれ角の変化履歴による評価

一般的に、浸炭処理された歯車は、図5に示したように、歯筋誤差がマイナスになる。つまり、ヘリカルな歯が立ち、ねじれ角が小さくなる方向に変形する。また、歯形誤差に比べて歯筋誤差が大きくなるという傾向がある。そこで、歯筋誤差に着目し、熱処理中に歯車がどのように変形しているのか熱処理シミュレーションの結果を精査した。ここでは、熱処理中の歯車のマクロな変形挙動を把握するために、歯筋誤差をねじれ角の変化として評価し、熱処理中のねじれ角の変化履歴を追うことによって熱処理ひずみ（歯筋誤差）の発生メカニズムの解明を試みた。

図8に、シミュレーション結果を分析することによって得られた焼入れ過程における歯車の代表温度（図中の T_i ）とねじれ角の関係を示す。常温に達したときのねじれ角が最終的に計測される歯筋誤差に相当している。図に示すように、熱処理中の歯車の変形挙動は大きく4つのStageに大別される。各Stageで生じている現象を以下で説明する。

4.1.1 Stage 1：オーステナイト単相の熱変形

焼入れにおける核沸騰段階であり、歯車表面と芯部との大きな温度差に起因する熱変形が生じる。この段階ではまだ相変態は生じておらず、オーステナイト単相での熱変形が生じるだけである。歯車形状において、ボスや歯部のエッジが最も早く冷やされて収縮しようとするため、歯部には図に示すような軸方向の引張応力が発生する。このようなエッジでの熱収縮に伴って、ねじれ角は低下する方向、すなわち、歯が立つように変形する。

4.1.2 Stage 2：歯部内部のマルテンサイト変態による体積膨張

冷却速度が速い歯部において、その中でも浸炭層よりもマルテンサイト変態開始温度 M_s が高い浸炭層の内部からマルテンサイト変態が開始する。内部の M_s 点は約500℃であり、Stage 2の開始とおおむね一致する。図8におけるStage 2の開始が500℃(M_s 点)より高くなっているのは、表面温度 T_i を歯筋中央としているためであり、より冷却が進んでいる歯部の上下端では既にマルテ

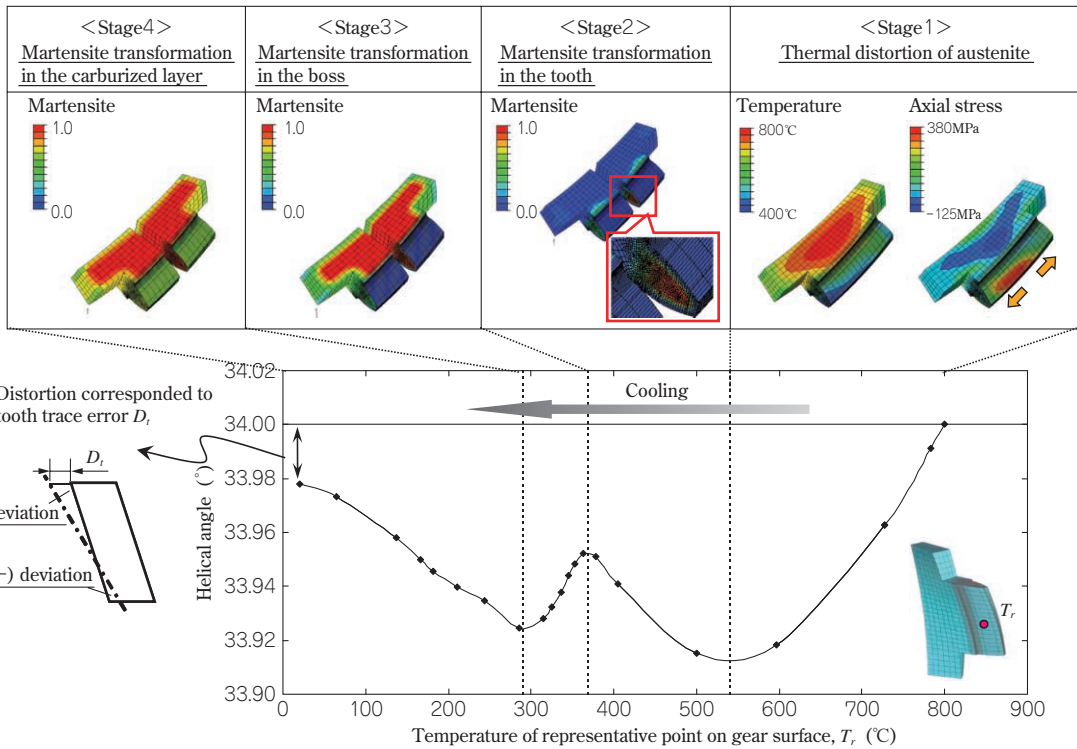


図8 焼入れ過程におけるねじれ角の変化挙動
Fig. 8 Behavior of helical angle during quenching process

ンサイト変態が始まっている。

Stage 2では、マルテンサイト変態に伴って歯部が体積膨張しようとするため、Stage 1とは逆にねじれ角が増大して元の角度へ戻る（歯が傾く）方向へ変形する。

4.1.3 Stage 3：本体ボス部のマルテンサイト変態による体積膨張

この段階では、歯部比べて体積が大きく冷却速度の遅いボス部でマルテンサイト変態が生じ、体積膨張しようとする。このとき、歯部では既にマルテンサイト変態が終了しているため、ボス部の体積膨張によって歯部は軸方向に伸ばされ、再びねじれ角が低下する方向に変形する。

4.1.4 Stage 4：浸炭層におけるマルテンサイト変態

最後に、 M_s が低い浸炭層においてマルテンサイト変態が生じる。それに伴い、表層が体積膨張しようとするため、ねじれ角は再度大きくなる方向へ変形する。浸炭層の M_s 点は約250°Cであり、Stage 4の開始と一致する。

以上の過程を経て、最終的な初期ねじれ角との差異が歯筋誤差として発現する。すなわち、熱処理ひずみの発生にはオーステナイトの熱ひずみが支配的であり、マルテンサイト変態による変態ひずみ（膨張）は、相対的にはこれを打消す方向に生じている。

4.2 熱処理ひずみに及ぼす浸炭層の影響

上述の熱処理ひずみ発生メカニズムに基づくことにより、これまでは実験的事実としては認知されながらも説明が難しかった現象に対してもわかりやすい解釈を与えることができる。本節では、同様の手法によって熱処理ひずみに及ぼす浸炭の影響について述べる。

まず、焼入れ過程のねじれ角の変化挙動の違いを浸炭の有無によって比較した(図9)。Stage 2で大きな違いが生じていることがわかる。浸炭した場合には、上述のよ

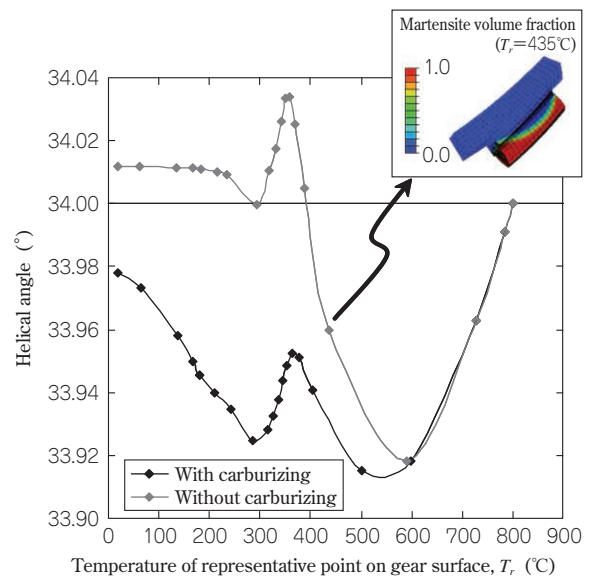


図9 ねじれ角の変化挙動における浸炭層の影響
Fig. 9 Influence of carburized layer on helical angle behavior

うに Stage 2において歯部の浸炭層内部からマルテンサイト変態が生じ始める。一方、浸炭しない場合には、図9中のマルテンサイト分率の分布で示すように、冷却速度の速い表層からマルテンサイト変態が生じ始めている。この歯部における浸炭層と内部でのマルテンサイト変態開始のタイミングの違いが、最終的なひずみに大きく影響していることがわかる。すなわち、Stage 2において、浸炭した場合には浸炭層の内部でマルテンサイト変態によって体積膨張しようとする。これに対し、表層のオーステナイト相は熱収縮しようとするため、内部の体積膨張に対する抵抗となる。一方、浸炭していない場合には表層から順次マルテンサイト変態するため、浸炭した場合よりも体積膨張しやすい。結果として、Stage 2

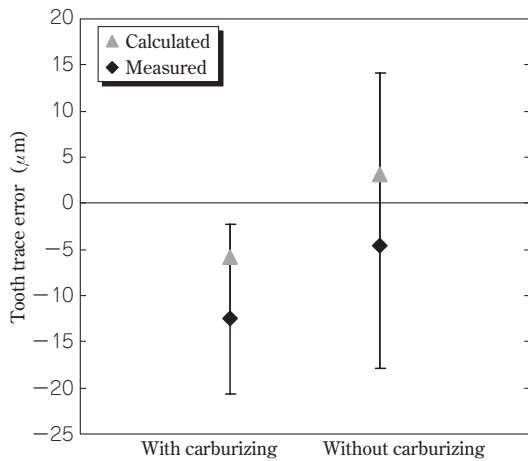


図10 歯すじ誤差に対する浸炭層の影響
Fig.10 Influence of carburized layer on tooth trace error

において、浸炭していない方が、ねじれ角がより大きくなる方向に変形し、最終的なねじれ角は、初期よりも大きくなっている。また、浸炭層がないため Stage 4 では冷却に伴う単純な熱収縮となり、ねじれ角に変化は生じない。実際に浸炭工程を省略して熱処理を行い、浸炭した場合との歯筋誤差を比較したものを図10に示す。浸炭した場合に比べ、相対的に歯筋誤差が大きくなっており、解析結果と同様の傾向を示している。

むすび= SCr420鋼を用いたはすば歯車の浸炭焼入れを対象とした熱処理シミュレーションを実施した。熱処理ひずみに起因した歯車の形状誤差を求める計算では実験値をおおむね再現することができた。また、浸炭歯車における熱処理ひずみの発生メカニズムについて考察し、相変態や浸炭の影響を明確にした。

本予測技術は今回のはすば歯車だけでなく、リングギヤや軸付き歯車、CVT用プーリなどの部品にも応用が可能である。今後も引続き精度改善に努めるとともに、上記のような実部品への適用拡大を目指していく。

参考文献

- 1) 鮎谷清司：熱処理，46巻，6号（2006），pp.324-330.
- 2) 岡村一男：材料，Vol.55，No.5（2006），pp.529-535.
- 3) 沖田圭介ほか：計算力学講演会講演論文集，2007（20），pp.501-502.
- 4) 山口 豪ほか：材料，Vol.33，No.375（1984），pp.26-32.
- 5) 野村正裕ほか：R&D 神戸製鋼技報，Vol.47，No.1（1997），pp.28-31.
- 6) G. W. Greenwood：Proceeding of Royal Society of London Series A，293，1965，pp.403-422.