

高周波焼入れ歯車の残留応力・硬化層と  
曲げ疲労強度に関する基礎的研究

2005年1月

馬田 秀文

(d) 硬化層	27
2.4 結 言	30
第3章 高周波焼入れによる歯車の残留応力と硬化層	31
3.1 結 言	31
3.2 有限要素法による電流密度・温度・応力および硬化層の計算方法	31
3.2.1 計算方法	31
3.2.2 FEM モデルの要素分割方法と境界条件	31
3.3 実験方法および実験装置	34
3.3.1 試験片および加熱コイル	34
3.3.2 高周波焼入れ装置	34
3.3.3 実験方法	35
(a) 温度測定	35
(b) 硬さ測定と金属組織観察	35
3.4 計算・実験結果および考察	35
3.4.1 加熱過程の温度の計算結果と測定結果の比較	35
3.4.2 焼入れ過程の温度	35
3.4.3 焼入れ過程の応力	38
3.4.4 残留応力	43
3.4.5 硬化層	45
3.5 結 言	47
第4章 高周波焼入れ歯車の残留応力, 硬化層と曲げ疲労強度に及ぼすコイル形状, リム厚さの影響	48
4.1 結 言	48
4.2 有限要素法による電流密度・温度・応力および硬化層の計算方法	49
4.2.1 計算方法	49
4.2.2 FEM モデルの要素分割方法の境界条件	49
4.3 実験方法および実験装置	49
4.3.1 試験歯車および加熱コイル	49
4.3.2 高周波焼入れ装置	54

4.3.3	硬さ測定と金属組織観察	55
4.3.4	曲げ疲労試験	55
4.4	計算・実験結果および考察	57
4.4.1	焼入れ過程の温度	57
(a)	コイル形状の影響	57
(b)	リム厚さの影響	61
4.4.2	焼入れ過程の応力	64
(a)	コイル形状の影響	64
(b)	リム厚さの影響	69
4.4.3	残留応力	69
(a)	コイル形状の影響	69
(b)	リム厚さの影響	73
4.4.4	硬化層	73
(a)	コイル形状の影響	73
(b)	リム厚さの影響	76
4.4.5	曲げ疲労強度	76
4.5	結 言	82

第5章	高周波焼入れ歯車の残留応力，硬化層と曲げ疲労強度に及ぼす加熱条件の影響	83
5.1	緒 言	83
5.2	実験方法および実験装置	83
5.2.1	試験歯車および加熱コイル	83
5.2.2	高周波焼入れ装置	86
5.2.3	硬さ測定と金属組織観察	87
5.2.4	曲げ疲労試験	87
5.3	実験結果および考察	87
5.3.1	マクロ腐食写真	87
(a)	加熱時間の影響	87
(b)	コイル形状の影響	88
(c)	加熱電力の影響	88

(d) 周波数の影響	88
5.3.2 硬さ分布	93
(a) 加熱時間の影響	93
(b) コイル形状の影響	93
(c) 加熱電力の影響	93
(d) 周波数の影響	93
5.3.3 組織観察	99
(a) 加熱時間の影響	99
(b) コイル形状の影響	99
(c) 加熱電力の影響	99
(d) 周波数の影響	99
5.3.4 曲げ疲労強度	109
(a) 加熱時間の影響	109
(b) コイル形状の影響	109
(c) 加熱電力の影響	109
(d) 周波数の影響	110
5.4 結 言	113
第6章 結 論	114
謝 辞	117
参考文献	118



## 主な記号表

$A$	: 磁気ベクトルポテンシャル	[Wb/m]
$\bar{A}$	: 磁気ベクトルポテンシャルの振幅	[Wb/m]
$D$	: 直径	[mm]
$G$	: 横弾性係数	
$Gr$	: グラスホフ数	
$H'$	: 加工硬化係数	
$HV$	: ビッカース硬さ	
$J_{ae}$	: 要素 $e$ の全電流密度	[A/m <sup>2</sup> ]
$J_e$	: 要素 $e$ の平均うず電流密度	[A/m <sup>2</sup> ]
$J_\theta$	: コイルを流れる電流の電流密度	[A/m <sup>2</sup> ]
$\bar{J}_\theta$	: コイルを流れる電流の電流密度の振幅	[A/m <sup>2</sup> ]
$M_s$	: マルテンサイト変態開始温度	[°C]
$M_f$	: マルテンサイト変態終了温度	[°C]
$N_i$	: 補間関数	
$Nu$	: ヌセルト数	
$P$	: 加熱電力	[kW]
$Pr$	: プラントル数	
$\dot{Q}$	: 単位時間単位体積当たりの発熱量	[J/(s·mm <sup>3</sup> )]
$T$	: 温度	[°C]
$C$	: 比熱	[J/(kg·K)]
$d_e$	: 有効硬化層深さ	[mm]
$e$	: 自然対数の底	
$f$	: 負荷関数	
	周波数	[kHz]
$h$	: 熱伝達係数	[W/m <sup>2</sup> ·K]
$j$	: 虚数単位	
$l$	: 長さ	[mm]
$l_a$	: コイル張出し長さ	[mm]
$l_c$	: コイル長さ	[mm]

$r$	: 円筒座標軸	
$r_0$	: 要素の重心の半径位置	
$t$	: 時間	[s]
$z$	: 円筒座標軸	
$\Delta_e$	: 三角形リング要素の断面積	
$\Phi$	: 磁束	[Wb]
$\alpha$	: 自然対流熱伝達係数	[W/m <sup>2</sup> ·K]
$\delta$	: 変位	
$\varepsilon$	: ひずみ 放射率	
$\overline{\varepsilon_p}$	: 相当塑性ひずみ	
$\theta_{max}$	: 最高温度	[°C]
$\left  \dot{\theta} \right _{max}$	: 最大冷却速度	[°C/s]
$\kappa$	: ステファン・ボルツマン定数	[W/(m <sup>2</sup> ·K <sup>4</sup> )]
$\lambda$	: 熱伝導率	[W/m·K]
$\mu$	: 透磁率	[H/m]
$\mu_0$	: 真空の透磁率	[H/m]
$\mu_r$	: 比透磁率( $\mu/\mu_0$ )	
$\pi$	: 円周率	
$\rho$	: 抵抗率 密度	[Ω·m] [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_0$	: 0°Cでの抵抗率	[Ω·m]
$\sigma$	: 伝導率 応力	[S/m]
$\sigma'$	: 偏差応力	[MPa]
$\sigma^*$	: 残留応力	[MPa]
$\bar{\sigma}$	: 相当応力	[MPa]
$\sigma_Y$	: 降伏応力	[MPa]
$\chi$	: エネルギー汎関数	
$\omega$	: 角振動数	[rad/s]

添字

$e$  : 要素

$r$  : 半径方向成分

$z$  : 軸方向成分

$\theta$  : 円周方向成分



## 第1章 緒 論

自動車，航空機，船舶，建設機械および各種産業用機械などにおいては，原動機の性能アップによる出力増加が強力に進められており，このため，伝達トルクの増大に対して必要とされる変速装置の大きさに制限があるため，また小形・軽量化の要求のため，動力伝達用歯車の強度増強が強く望まれている．動力伝達用歯車の強度増強をはかるために高周波焼入れや浸炭焼入れなどの表面硬化処理が施される．高周波焼入れは，浸炭焼入れに比べて，焼入れ時間が短い，部分焼入れが容易，焼入れひずみが小さい，インライン化・省エネルギー化・省力化が容易である，作業環境が比較的清潔であるなどの多くの特長を持っている．しかし，最適な加熱コイル形状と焼入れ条件は試行錯誤によって決定されているのが現状である<sup>(1.1)</sup>．このため，高周波焼入れによる残留応力と硬化層を予測できるシミュレータを開発し，種々の加熱コイル，焼入れ条件に対して高周波焼入れシミュレーションを行って，加熱コイル形状と焼入れ条件が残留応力と硬化層に及ぼす影響を明らかにし，加熱コイルの最適設計法と焼入れ条件の選定法を確立することが強く望まれている．

高周波焼入れによる残留応力と硬化層に関する研究としては，会田・小田・松尾・橋本らの研究<sup>(1.2)</sup>，藤尾・会田・増本・鶴木らの研究<sup>(1.3)</sup>，藤田・吉田・安藤・太田らの研究<sup>(1.4)</sup>，小峰・菊池・植田・内藤らの研究<sup>(1.5)</sup>，Mikael Melanderの研究<sup>(1.6)</sup>，松原・熊川・渡辺らの研究<sup>(1.7)</sup>，John M. Storm and Michael R. Chaplinらの研究<sup>(1.8)</sup>，小田・宮近・高塚・坪井らの研究<sup>(1.9)</sup>，有本・生田・井上らの研究<sup>(1.10)</sup>，生田・堀野・井上らの研究<sup>(1.11)</sup>，宮近・小田らの研究<sup>(1.12)~(1.15)</sup>，加藤の研究<sup>(1.16)</sup>などがある．しかし，会田ら<sup>(1.2)</sup>，藤田ら<sup>(1.4)</sup>，松原ら<sup>(1.7)</sup>，Johnら<sup>(1.8)</sup>の研究では，丸棒，ローラおよび歯車に対する残留応力と硬化層などが実験的に検討されているが，理論的には検討されていない．藤尾ら<sup>(1.3)</sup>，小峰ら<sup>(1.5)</sup>，有本ら<sup>(1.10)</sup>の研究では，高周波誘導加熱過程における温度測定結果に基づいて得られる熱流束を用いて軸や歯車の残留応力を求めているので，異なる形状・寸法の場合にはそのつど温度測定を行わなければならない．Mikael<sup>(1.6)</sup>，小田ら<sup>(1.9)</sup>，生田ら<sup>(1.11)</sup>の研究では，被加熱物内部に生じる電流密度分布に着目して，丸棒の残留応力を求めているが，ソース電流を線電流として扱っているため，コイル内に生じる誘導電流

が考慮されていない。しかし、実際にはコイルは断面積をもち電流が誘導されるので、残留応力と硬化層を正確に求めるためには、コイル内の誘導電流密度分布をも考慮したシミュレータを開発する必要がある。そこで小田・宮近ら<sup>(1.12)~(1.15)</sup>と加藤<sup>(1.16)</sup>は、このような高周波焼入れシミュレータの開発の基礎として、軸対称形状に適用できるシミュレータを開発し、平滑軸の高周波焼入れ過程の温度・応力解析を行って、残留応力・硬化層を求め、これらに及ぼす加熱電力、周波数およびコイル形状の影響について明らかにし、また、段付き軸についても二重周波高周波焼入れによる残留応力および硬化層を求め、歯車については、軸直角寸法に比べて軸方向に長い形状の場合について適用できる二次元高周波焼入れシミュレータを開発し、二重周波高周波焼入れによる歯車の残留応力について検討を加えている。しかし、これらは一般の歯車に適用するには、歯幅端の影響や、コイル形状の影響を検討するために、十分な情報を提供できるものではないと思われる。実用される歯車は、種々の諸元で有限な歯幅をもつので、このような場合に適用できる三次元高周波焼入れシミュレータの開発が強く望まれる。

本論文では、このような情勢を考慮して、まず、被加熱物のみならず加熱コイル内にも生じる誘導電流密度分布を考慮した軸対称高周波焼入れシミュレータと二次元高周波焼入れシミュレータを発展させた三次元高周波焼入れシミュレータを開発し、このシミュレータを用いて種々の高周波焼入れ条件のもとで、歯車の高周波焼入れの計算を行って、残留応力・硬化層に及ぼす焼入れ条件やコイル形状の影響についてシミュレーションする。また、実際に種々の焼入れ条件で高周波焼入れを行った歯車の硬さ測定および曲げ疲労試験を行い、求めた曲げ疲労強度と計算結果を比較検討することにより、硬化層と曲げ疲労強度に及ぼす焼入れ条件、コイル形状の影響について明らかにする。以上のことにより、高周波焼入れ歯車の曲げ強度設計および最適焼入れ条件の選定法などについての基礎資料を得ることを目的とする。

まず、軸対称および二次元高周波焼入れシミュレータを発展させた三次元高周波焼入れシミュレータを開発し、このシミュレータを用いて、軸の高周波焼入れ過程の温度・応力、焼入れによる残留応力・硬化層を求め、軸対称高周波焼入れシミュレータによる計算結果との比較検討を行って、開発した三次元高周波焼入れシミュレータの有効性を計算実験的に確かめるとともに、本シミュレータを用いた場合のFEMモデルの要素分割法についても明らかにする。また、本シミュレ

ータを用いて歯車の高周波焼入れ過程の温度・応力を計算し、残留応力・硬化層を求め、残留応力・硬化層に及ぼす加熱電力および周波数の影響などについて検討を加える。

次に、三次元高周波焼入れシミュレータを用いて歯車の加熱過程の温度を求めるとともに、高周波焼入れ過程の温度測定を行って、温度の計算結果と測定結果を比較することにより、開発されたシミュレータの有効性を実験的にも確かめる。また、歯車のような表面が凸凹な形状の場合に、表面に沿った硬化層を得るのに有効であると考えられている二重周波高周波焼入れについても、シミュレーションを行って、歯車の高周波焼入れによる残留応力と硬化層に対する二重周波の有効性について確かめる。

さらに、加熱時間の異なる高周波焼入れ条件における歯車の高周波焼入れシミュレーションを行うとともに、高周波焼入れ歯車の硬さ測定と曲げ疲労試験を行って、歯車の曲げ疲労強度に対する最適加熱時間について検討を行う。また、コイル形状、加熱電力、周波数の異なる条件で高周波焼入れされた歯車の硬さ測定および曲げ疲労試験を行って、曲げ疲労強度を求め、高周波焼入れ歯車の曲げ疲労強度に対する最適焼入れ条件を選定するための指針を提示する。

図1.1に本研究のフロー図を示す。

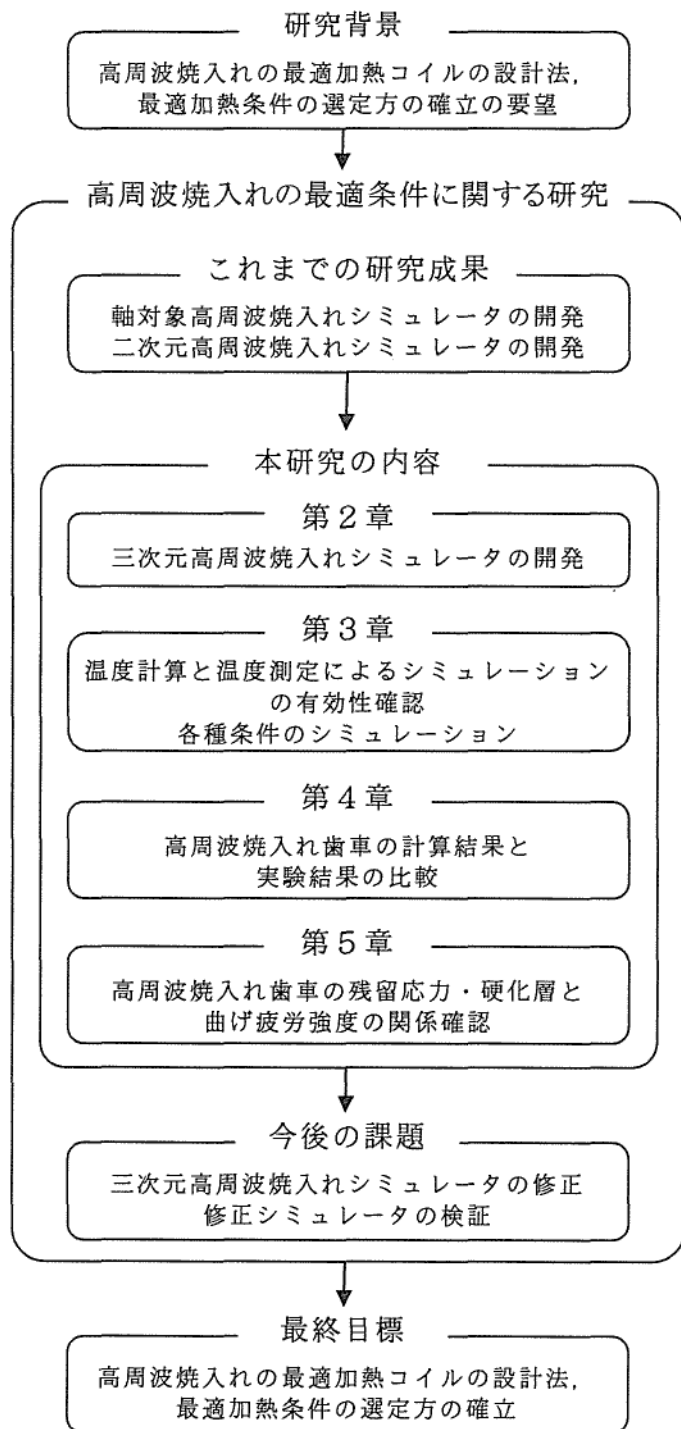


Fig.1.1 Research flowchart

## 第2章 三次元高周波焼入れシミュレータの開発

### 2.1 緒言

高周波焼入れは、浸炭焼入れに比べて焼入れ時間が短い、焼入れひずみが小さい、インライン化・省エネルギー化・省力化が容易である、作業環境が比較的清潔であるなどの多くの特長を持っている。しかし、高周波加熱時の加熱電力や周波数の選定は、無限長さの丸棒に対する電流密度分布の理論計算結果と被加熱物の表面電力密度に基づいて<sup>(2.1)</sup>、また、最適なコイル形状の選定は試行錯誤により行われているのが現状である。このため、高周波焼入れによる残留応力と硬化層を予測できるシミュレータを開発し、これを用いて加熱コイルの形状・寸法と焼入れ条件の残留応力に及ぼす影響を明らかにし、加熱コイルの最適設計法と焼入れ条件の選定法を確立することが強く望まれている。

浸炭焼入れによる軸や歯車の残留応力については、X線法による残留応力の測定<sup>(2.2)</sup>、有限要素法(FEM)による熱伝導解析、弾塑性応力解析法を用いたシミュレータが開発され、種々の焼入れ条件に対する残留応力・変形の計算が行われ、残留応力・変形に及ぼす焼入れ条件の影響についてかなり明らかにされている<sup>(2.3)-(2.9)</sup>。

高周波焼入れによる軸や歯車の残留応力については、高周波誘導加熱過程における温度測定結果に基づいて得られる熱流束を用いて、残留応力を求めた研究結果が報告されている<sup>(2.10)(2.11)</sup>が、異なる形状・寸法の場合にはそのつど温度測定を行わなければならない。また、被加熱物内部に生じる電流密度分布に着目して、丸棒の残留応力を求める研究が行われている<sup>(2.12)</sup>が、ソース電流を線電流として扱っているので、コイル内を流れる誘導電流が考慮されていない。このため、被加熱物のみならず加熱コイル内にも生じる電流密度分布に着目した高周波焼入れの過程の解析について、軸対称形状に対するシミュレータ<sup>(2.13)</sup>や軸直角寸法に比べて軸方向に長い形状の場合に適用できる二次元のシミュレータ<sup>(2.14)</sup>が開発されている。

そこで本章では、軸対称高周波焼入れシミュレータと二次元高周波焼入れシミュレータを発展させた三次元電磁界解析、熱伝導解析、弾塑性応力解析法を用いた三次元高周波焼入れシミュレータを開発し、このシミュレータを用いて軸の高周波焼入れ過程の温度・応力を計算し、焼入れによる残留応力・硬化層を求め、軸対称高周波焼入れシミュレータによる計算結果と比較検討することにより、開



発した本シミュレータの有効性を計算実験的に確かめる。次に、本シミュレータを用いて種々の焼入れ条件に対して歯車の高周波焼入れ過程の温度、応力、焼入れによる残留応力および硬化層を求め、これらに及ぼす加熱電力、周波数の影響などについて明らかにする<sup>(2.15)</sup>。

## 2.2 有限要素法による電磁界・熱伝導・弾塑性応力解析および硬化層の計算方法

図2.1に示すように、高周波電源に接続されたコイル中に被加熱物(Work)を置き、コイルに高周波電流を流すと交番磁界が生じ、この磁界の電磁誘導によって被加熱物表面付近に誘導電流(うず電流)が生じる。このうず電流によるジュール熱で被加熱物表面付近のみが加熱される。高周波焼入れは、この誘導加熱を利用して被加熱物の表面付近のみを急速に加熱した後、急冷することによって表面付近のみにマルテンサイト層を生じさせる表面硬化処理法である。

歯車の高周波焼入れ過程の温度および応力の計算は、FEMによる電磁界解析、熱伝導解析、弾塑性応力解析法<sup>(2.16)~(2.20)</sup>を用いて行う。軸の場合は形状の対称性および加熱・冷却が円周方向に一様に行われるので軸対称問題としたが、歯車の高周波焼入れの問題は三次元問題になるので、本計算では、図2.2に示すような四面体要素<sup>(2.21)</sup>を用いる。

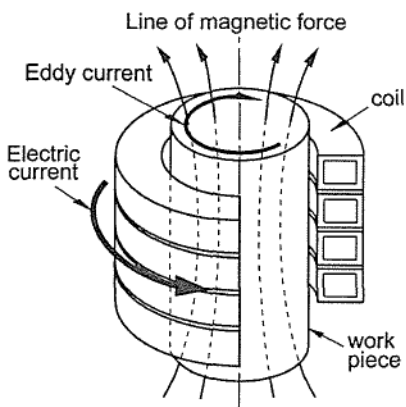


Fig. 2.1 Schematic illustration of induction heating

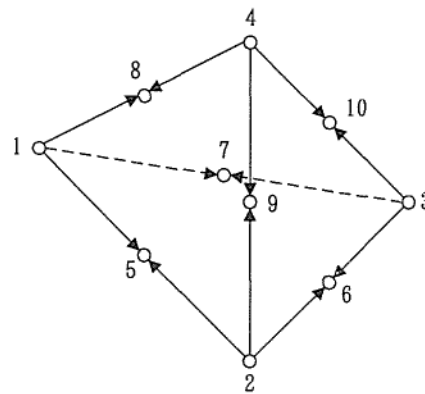


Fig. 2.2 Tetrahedral element

### 2.2.1 電磁界解析

高周波焼入れは、誘導加熱を利用して被加熱物の表面付近のみにマルテンサイト層を生じさせる表面硬化処理法であるが、この場合の電磁界解析の定式化は次のように行われる<sup>(2,22)</sup>。

マクスウェルの電磁界方程式は、

$$\nabla \times H = \frac{\partial D}{\partial t} + J \quad (2.1)$$

$$\nabla \times E = -\frac{\partial B}{\partial t} \quad (2.2)$$

$$\nabla \cdot B = 0 \quad (2.3)$$

$$\nabla \cdot D = \rho \quad (2.4)$$

で与えられる。ここで、 $E$ ：電界の強さ、 $H$ ：電磁強度、 $J$ ：電流密度、 $B$ ：磁束密度、 $D$ ：電束密度を表す。

さらに、電界および磁界の時間依存性が正弦波で物質定数が一定の場合は、各物理量を複素数で表し、時間微分は周波数 $\omega$ を用いて $j\omega$ で置き換えることができ、式(2.1)と式(2.2)は次のように書き換えられる。

$$\nabla \times H = j\omega D + J \quad (2.5)$$

$$\nabla \times E = -j\omega B \quad (2.6)$$

ここで、磁気ベクトルポテンシャル $A$ を導入すると、 $E$ 、 $H$ 、 $J$ 、 $B$ 、 $D$ は、それぞれ次のように表される。

$$B = \nabla \times A \quad (2.7)$$

$$H = \frac{1}{\mu} \nabla \times A \quad (2.8)$$

$$E = -j\omega A \quad (2.9)$$

$$D = \epsilon E = -j\omega \epsilon A \quad (2.10)$$

$$J = J_e + J_0 \quad (2.11)$$

$$J_e = \sigma E = -j\omega \sigma A \quad (2.12)$$

ベクトル補間関数 $N_i$ を用い、ガラーキンの重み付き残差方程式を式(2.5)に適用すると、

$$\iiint_V N_i \cdot (\nabla \times H - j\omega D - J) dv = 0 \quad (2.13)$$

が得られ、これを变形して次式を得る。

$$\iiint_V \{ \nabla \cdot (H \times N_i) + H \cdot \nabla \times N_i - j\omega D \cdot N_i - N_i \cdot J \} dv = 0 \quad (2.14)$$

上式にガウスの定理を適用すると次のようになる。

$$\iint_S (H \times N_i) \cdot nds + \iiint_V \{H \cdot \nabla \times N_i - j\omega D \cdot N_i - N_i \cdot J\} dv = 0 \quad (2.15)$$

さらに、自然境界条件を導入して、面積分を無視すると次のようになる。

$$\iiint_V \{H \cdot \nabla \times N_i - j\omega D \cdot N_i - N_i \cdot J\} dv = 0 \quad (2.16)$$

式(2.7)～(2.12)を式(2.16)にそれぞれ代入して次式を得る。

$$\iiint_V \left\{ \frac{1}{\mu} \nabla N_i \cdot \nabla \times A - \omega^2 \varepsilon^* A \cdot N_i - N_i \cdot J_0 \right\} dv = 0 \quad (2.17)$$

ここで、 $\varepsilon^*$ は複素誘電率と呼ばれ、導電率 $\sigma$ を用いて次のように表される。

$$\varepsilon^* = \varepsilon + \frac{\sigma}{j\omega} \quad (2.18)$$

図 2.2 に示す四面体 2 次辺要素では、要素の辺上の未知数は 2 で、一つの要素内の未知数は 12 である。

要素内の磁気ベクトルポテンシャル  $A$  は、未知ベクトルポテンシャル  $A_i$  とベクトル補間関数  $N_i$  を用いて次のように表される。

$$A = \sum_{i=1}^{12} N_i A_i \quad (2.19)$$

以上より式(2.17)を用いて連立 1 次方程式の係数行列を作成し、その連立 1 次方程式を解いて磁気ベクトルポテンシャル  $A$  が決まると、渦電流密度と磁束密度は、式(2.19)を式(2.7)、(2.12)にそれぞれ代入して

$$J_e = -j\omega\sigma \sum_{i=1}^{12} N_i A_i \quad (2.20)$$

$$B = \sum_{i=1}^{12} (\nabla \times N_i) A_i \quad (2.21)$$

と求めることができる。

そして要素内の発熱量  $\dot{Q}_e$  は次式で表される。

$$\dot{Q}_e = \iiint_{V_e} \frac{1}{\sigma} |J_e|^2 dv = \frac{1}{\sigma} |J_e|^2 V_e = \sigma \omega^2 |A|^2 V_e \quad (2.22)$$

解析領域の全発熱量  $\dot{Q}$  は次式で表される。

$$\dot{Q} = \sum_e \frac{V_e}{\sigma} |J_e|^2 \quad (2.23)$$

また加熱効率  $\eta$  は次式で与えられる。

$$\eta = \frac{\dot{Q} - \dot{Q}_{coil}}{\dot{Q}} \quad (2.24)$$

ここで、 $\dot{Q}_{coil}$ :コイル内に発生する発熱量.

### 2.2.2 熱伝導解析

非定常熱伝導問題の支配方程式は次式で与えられる<sup>(2.17)</sup>.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \kappa_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{Q} \quad (2.25)$$

ここで、 $T=T(x,y,z,t)$ は温度で、空間と時間の関数であり、 $\rho$ :密度、 $c$ :比熱、 $\kappa_x$ ,  $\kappa_y$ ,  $\kappa_z$ :それぞれ  $x$ ,  $y$ ,  $z$  方向の熱伝導率、 $t$ :時間、 $\dot{Q}$ :単位時間に単位体積あたりに供給される熱量、すなわち発熱量である。ここで、等方性、すなわち  $\kappa_x=\kappa_y=\kappa_z=\kappa$ (定数)の場合について考えると、式(2.25)は次のようになる。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \kappa \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \dot{Q} \quad (2.26)$$

非定常熱伝導方程式(2.25)あるいは(2.26)は問題の種類により、以下のような境界条件が課せられる。なお、熱流束  $q$  は、フーリエの法則より

$$q = -\kappa \frac{\partial T}{\partial n} \quad (2.27)$$

で与えられる。ここで、 $n$  は境界上の外向き法線である。

境界  $s_1$  上で温度が規定される場合、 $s_1$  上において

$$T = \bar{T} \quad (2.28)$$

ここで、 $\bar{T}$  は規定温度である。

境界  $s_2$  上で熱流速  $q_0$  が流出(入)する場合、 $s_2$  上において

$$q = q_0 \quad (2.29)$$

境界  $s_3$  上で熱伝達がある場合、 $s_3$  上において

$$q = \alpha_c (T - T_c) \quad (2.30)$$

ここで、 $\alpha_c$ :熱伝達係数、 $T_c$ :外部温度

境界  $s_4$  上で熱放射がある場合、 $s_4$  上において

$$q = \varepsilon \sigma F (T^4 - T_r^4) \quad (2.31)$$

ここで、 $\varepsilon$ :放射率、 $\sigma$ :ステファン・ボルツマン定数、 $F$ :形状関数、 $T_r$ :放射源温度

式(2.31)のままでは、式が非線形となっており扱いにくい。そこで

$$\alpha_r = \varepsilon \sigma F (T + T_r) (T^2 + T_r^2) \quad (2.32)$$

とおくことにより，式(2.31)は見かけ上，次のような線形な式となる．

$$q = \alpha_r (T - T_r) \quad (2.33)$$

非定常熱伝導問題に対する有限要素式は，式(2.26)にガラーキン法あるいはリッツ法を適用することによって得られる．非定常熱伝導問題に対する有限要素式は次のようになる．

$$[k][\phi] + [c] \left\{ \frac{\partial \phi}{\partial t} \right\} = \{f\} \quad (2.34)$$

ここで， $\{\phi\}$ ：節点温度ベクトル， $[k]$ ：熱伝導マトリックスで

$$[k] = \int_{v_e} \kappa \left( \frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} \frac{\partial [N]}{\partial z} \right) dv \quad (2.35)$$

$$+ \int_{s_1^e} \alpha_c [N]^T [N] ds + \int_{s_4^e} \alpha_r [N]^T [N] ds$$

$[c]$ は熱容量マトリックスで

$$[c] = \int_{v_e} \rho c [N]^T [N] dv \quad (2.36)$$

$\{f\}$ は熱流速ベクトルで

$$\{f\} = \int_{v_e} \dot{Q} [N]^T dv - \int_{s_2^e} q_0 [N]^T ds \quad (2.37)$$

$$+ \int_{s_3^e} \alpha_c T_c [N]^T ds + \int_{s_4^e} \alpha_r T_r [N]^T ds$$

である． $v_e$ ：要素領域， $s_i^e$ ：要素の境界， $[N]$ ：節点と要素内部温度とを結びつける内挿関数マトリックスである．

図 2.3 に辺要素 FEM による電磁界解析法，節点要素 FEM による熱伝導解析法を用いた温度計算プログラムのフローチャートを示す．

### 2.2.3 弾塑性応力解析

#### (a) 弾性域での応力解析法

弾性域での応力解析の基礎方程式<sup>(2.19)</sup>は，次に示す剛性方程式，ひずみ増分と要素の節点変位増分との関係式および応力増分とひずみ増分との関係式で与えられる．

$$[K]\{d\delta\} = \{dL\} + \{dL\}_\alpha \quad (2.38)$$

$$\{d\varepsilon\} = [B]\{d\delta\}^e \quad (2.39)$$

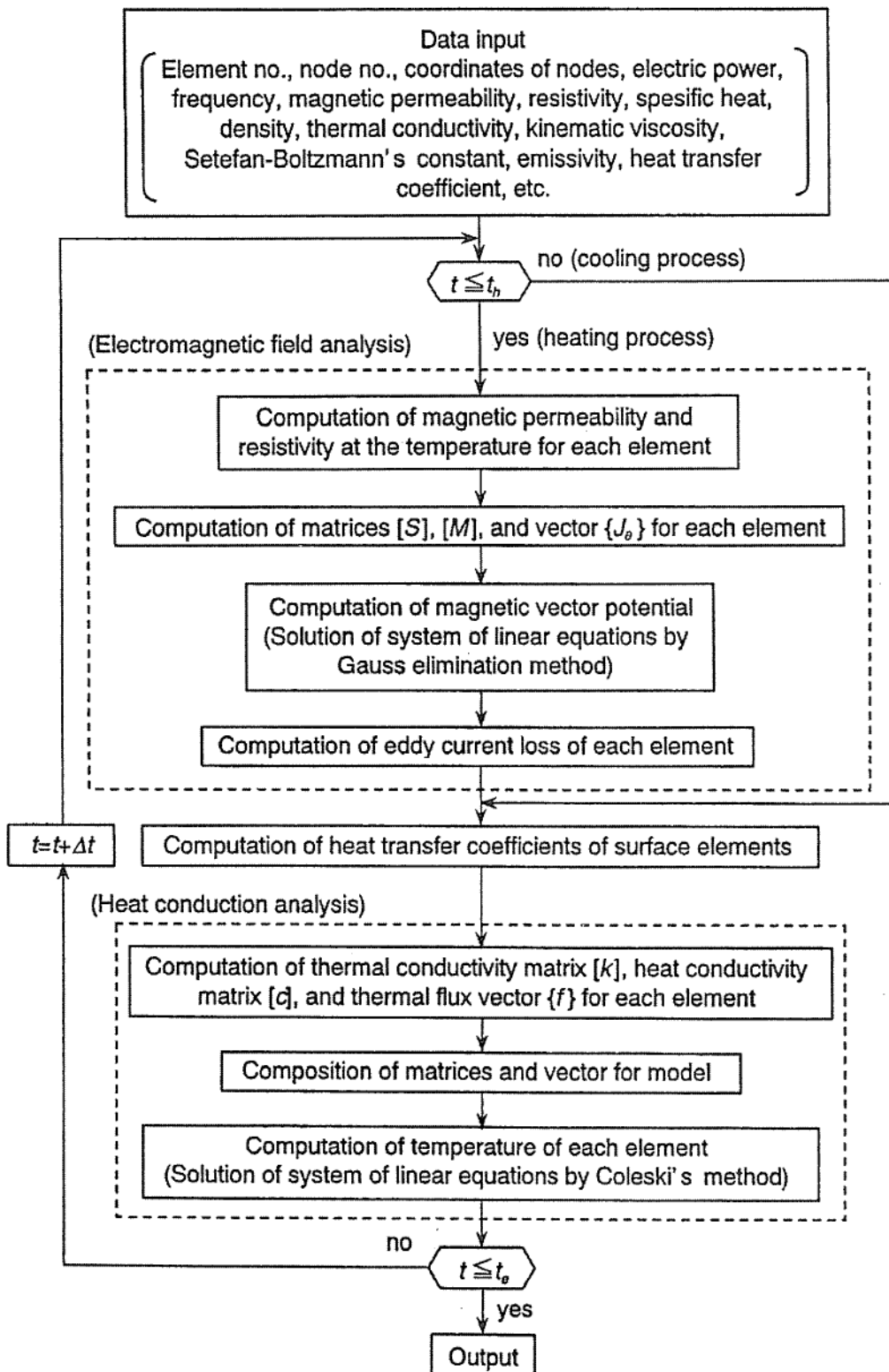


Fig. 2.3 Flowchart for calculation of temperature

$$\{d\sigma\} = [D^e] (\{d\varepsilon\} - \{\alpha\}dT) \quad (2.40)$$

ただし,

$$[K] = \sum_e [k]^e \quad (2.41)$$

$$\{dL\}_\alpha = \sum_e \{dL\}_\alpha^e \quad (2.42)$$

$$[D^e] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (2.43)$$

ここで,  $[K]$ : 構造全体の剛性マトリックス,  $\{d\delta\}$ : 構造全体の節点変位増分ベクトル,  $\{dL\}$ : 構造全体の外荷重増分ベクトル,  $\{dL\}_\alpha$ : 熱膨張による構造全体の等価節点力増分ベクトル,  $\{d\varepsilon\}$ : ひずみ増分ベクトル,  $[B]$ : 変位-ひずみマトリックス,  $\{d\delta\}^e$ : 要素の節点変位増分ベクトル,  $\{d\sigma\}$ : 応力増分ベクトル,  $[D^e]$ : 弾性応力-ひずみマトリックス,  $\{\alpha\}$ : 線膨張係数ベクトル,  $dT$ : 温度増分,  $[k]^e$ : 要素の剛性マトリックス,  $\{dL\}_\alpha^e$ : 熱膨張による要素の等価節点力増分ベクトル,  $E$ : 縦弾性係数,  $\nu$ : ポアソン比である.  $\sum_e$  は全要素について加え合わせることを表す.

図 2.4 に示す 4 節点四面体要素を用いる場合には, マトリックス  $[B]$ ,  $[k]^e$ , およびベクトル  $\{dL\}_\alpha^e$  は次式で計算できる.

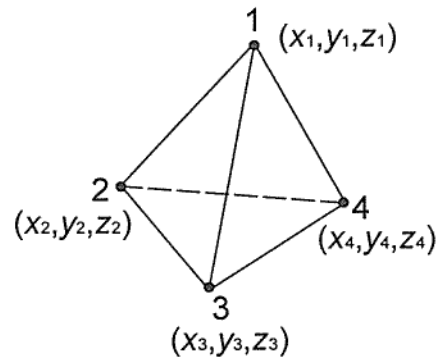


Fig.2.4 Tetrahedral element

$$[B] = \frac{1}{6V^e} \begin{bmatrix} b_1 & 0 & 0 & b_2 & 0 & 0 & b_3 & 0 & 0 & b_4 & 0 & 0 \\ 0 & c_1 & 0 & 0 & c_2 & 0 & 0 & c_3 & 0 & 0 & c_4 & 0 \\ 0 & 0 & d_1 & 0 & 0 & d_2 & 0 & 0 & d_3 & 0 & 0 & d_4 \\ c_1 & b_1 & 0 & c_2 & b_2 & 0 & c_3 & b_3 & 0 & c_4 & b_4 & 0 \\ 0 & d_1 & c_1 & 0 & d_2 & c_2 & 0 & d_3 & c_3 & 0 & d_4 & c_4 \\ d_1 & 0 & b_1 & d_2 & 0 & b_2 & d_3 & 0 & b_3 & d_4 & 0 & b_4 \end{bmatrix} \quad (2.44)$$

$$[k]^e = [B]^T [D^e] [B] V^e \quad (2.45)$$

$$\{dL\}_\alpha^e = [B]^T [D^e] \{\alpha dT\} V^e \quad (2.46)$$

ここで、 $V^e$ ,  $b_1$ ,  $b_2$ ,  $b_3$ ,  $b_4$ ,  $c_1$ ,  $c_2$ ,  $c_3$ ,  $c_4$ ,  $d_1$ ,  $d_2$ ,  $d_3$ ,  $d_4$  は要素の節点座標を用いて、次の式(2.47)～(2.51)で計算できる。

$$V^e = \frac{1}{6}(a_1 + a_2 + a_3 + a_4) \quad (2.47)$$

$$\begin{cases} a_1 = x_2 y_3 z_4 + x_3 y_4 z_2 + x_4 y_2 z_3 - x_4 y_3 z_2 - x_3 y_2 z_4 - x_2 y_4 z_3 \\ a_2 = x_4 y_3 z_1 + x_3 y_1 z_4 + x_1 y_4 z_3 - x_1 y_3 z_4 - x_3 y_4 z_1 - x_4 y_1 z_3 \\ a_3 = x_1 y_2 z_4 + x_2 y_4 z_1 + x_4 y_1 z_2 - x_4 y_2 z_1 - x_2 y_1 z_4 - x_1 y_4 z_2 \\ a_4 = x_3 y_2 z_1 + x_2 y_1 z_3 + x_1 y_3 z_2 - x_1 y_2 z_3 - x_2 y_3 z_1 - x_3 y_1 z_2 \end{cases} \quad (2.48)$$

$$\begin{cases} b_1 = -y_3 z_4 - y_4 z_2 - y_2 z_3 + y_3 z_2 + y_2 z_4 + y_4 z_3 \\ b_2 = -y_3 z_1 - y_1 z_4 - y_4 z_3 + y_3 z_4 + y_4 z_1 + y_1 z_3 \\ b_3 = -y_2 z_4 - y_4 z_1 - y_1 z_2 + y_2 z_1 + y_1 z_4 + y_4 z_2 \\ b_4 = -y_2 z_1 - y_1 z_3 - y_3 z_2 + y_2 z_3 + y_3 z_1 + y_1 z_2 \end{cases} \quad (2.49)$$

$$\begin{cases} c_1 = x_3 z_4 + x_4 z_2 + x_2 z_3 - x_3 z_2 - x_2 z_4 - x_4 z_3 \\ c_2 = x_3 z_1 + x_1 z_4 + x_4 z_3 - x_3 z_4 - x_4 z_1 - x_1 z_3 \\ c_3 = x_2 z_4 + x_4 z_1 + x_1 z_2 - x_2 z_1 - x_1 z_4 - x_4 z_2 \\ c_4 = x_2 z_1 + x_1 z_3 + x_3 z_2 - x_2 z_3 - x_3 z_1 - x_1 z_2 \end{cases} \quad (2.50)$$

$$\begin{cases} d_1 = x_3 y_2 + x_4 y_3 + x_2 y_4 - x_3 y_4 - x_2 y_3 - x_4 y_2 \\ d_2 = x_3 y_4 + x_1 y_3 + x_4 y_1 - x_3 y_1 - x_4 y_3 - x_1 y_4 \\ d_3 = x_2 y_1 + x_4 y_2 + x_1 y_4 - x_2 y_4 - x_1 y_2 - x_4 y_1 \\ d_4 = x_2 y_3 + x_1 y_2 + x_3 y_1 - x_2 y_1 - x_3 y_2 - x_1 y_3 \end{cases} \quad (2.51)$$

これらの関係式を用いて、具体的な計算は次のように行う。まず与えられた温度増分  $dT$ 、および外荷重増分  $\{dL\}$  に対して、式(2.43)～(2.46)でマトリックス  $[D^e]$ 、 $[B]$ 、 $[k]^e$  およびベクトル  $\{dL\}_\alpha^e$  を求め、そして、式(2.41)、(2.42)で  $[K]$ 、 $\{dL\}_\alpha$  を計算する。次に、剛性方程式(2.38)を解いて、節点変位増分  $\{d\delta\}$  を求める。さらに、式(2.39)、(2.40)により、それぞれひずみ、応力の増分  $\{d\varepsilon\}$ 、 $\{d\sigma\}$  を算出し、これらを前段階の値に加えることにより、ひずみ  $\{\varepsilon\}$ 、応力  $\{\sigma\}$  を求める。この手続きを繰返すことにより、時間の関数として与えられた温度分布に対する応力-ひずみ解析を進めていく。



(b) 塑性域を含む場合の応力解析法

構造の一部に塑性域を含む場合, 塑性ひずみ増分  $\{d\varepsilon^p\}$  および負荷関数の温度依存性を考慮すると, 応力解析の基礎方程式(2.38)~(2.40)中の剛性方程式, および応力増分とひずみ増分との関係式は, 次に示す(2.52), (2.53)式に変わる.

$$[K]\{d\delta\} = \{dL\} + \{dL\}_\alpha + \{dL\}_T \quad (2.52)$$

$$\{d\sigma\} = \left( [D^e] + [D^p] \right) (\{d\varepsilon\} - \{\alpha dT\}) + \{d\sigma\}_T \quad (2.53)$$

ただし,

$$\{dL\}_T = \sum_e \{dL\}_T^e \quad (2.54)$$

$$[D^p] = -\frac{1}{S} \{\sigma'\} \{\sigma'\}^T \quad (2.55)$$

$$\{d\sigma\}_T = -\frac{\bar{\sigma}}{3GS} \{\sigma'\} \frac{\partial \sigma_y}{\partial T} dT \quad (2.56)$$

$$S = \frac{-2}{3G} \left( \frac{H'}{3G} + 1 \right) \quad (2.57)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right]} \quad (2.58)$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.59)$$

$$\{\sigma'\} = [\sigma'_x \quad \sigma'_y \quad \sigma'_z \quad \tau_{xy} \quad \tau_{yz} \quad \tau_{zx}]^T \quad (2.60)$$

$$\begin{cases} \sigma'_x = \sigma_x - \sigma_m \\ \sigma'_y = \sigma_y - \sigma_m \\ \sigma'_z = \sigma_z - \sigma_m \\ \sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} \end{cases} \quad (2.61)$$

ここで,  $[K]$ は構造全体の剛性マトリックス[計算式(2.41)],  $\{d\delta\}$ は構造全体の節点変位増分ベクトル,  $\{dL\}$ は構造全体の外荷重増分ベクトル,  $\{dL\}_\alpha$ は熱膨張による構造全体の等価節点力増分ベクトル[計算式(2.42)],  $\{dL\}_T$ は負荷関数の温度依存性による構造全体の等価節点力増分ベクトル,  $\{d\sigma\}$ は応力増分ベクトル,  $[D^e]$ は弾

性応力-ひずみマトリックス[計算式(2.43)],  $[D^p]$ は塑性応力-ひずみマトリックス,  $\{d\varepsilon\}$ はひずみ増分ベクトル,  $\{\alpha\}$ は線膨張係数ベクトル,  $dT$ は温度増分,  $\{d\sigma\}_T$ は負荷関数の温度依存性による応力増分ベクトル,  $\{dL\}_T^e$ は負荷関数の温度依存性による要素の等価節点力増分ベクトル,  $\{\sigma\}$ は偏差応力ベクトル,  $\bar{\sigma}$ は相当応力,  $\sigma_y$ は降伏応力,  $G$ は横弾性係数,  $H'$ はひずみ硬化率,  $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$ は応力成分,  $E$ は縦弾性係数,  $\nu$ はポアソン比である.  $\sum_e$ は全要素について加え合わせることを表す.

図 2.3 に示す 4 節点四面体要素を用いる場合には, 塑性域における要素に対して, 要素の剛性マトリックス  $[k]^e$  の計算式(2.45), 熱膨張による要素の等価節点力増分ベクトル  $\{dL\}_\alpha^e$  の計算式(2.46)は次に示す式(2.52), (2.63)に変わり, 負荷関数の温度依存性に基づく要素の等価節点力増分ベクトル  $\{dL\}_T^e$  は次に示す式(2.64)で計算できる.

$$[k]^e = [B]^T \left( [D^e] + [D^p] \right) [B] V^e \quad (2.62)$$

$$\{dL\}_\alpha^e = [B]^T \left( [D^e] + [D^p] \right) \{\alpha dT\} V^e \quad (2.63)$$

$$\{dL\}_T^e = -\frac{\bar{\sigma} V^e}{3GS} [B]^T \{\sigma'\} \frac{\partial \sigma_y}{\partial T} dT \quad (2.64)$$

これらの関係式を用いて, 具体的な計算は次のように行う. まず, 与えられた温度増分  $dT$ , および外荷重増分  $\{dL\}$  に対して, 履歴を考慮した線膨張係数  $\{\alpha\}$ , 降伏応力の変化率  $\frac{\partial \sigma_y}{\partial T}$  を求め, 式(2.43), (2.44)でマトリックス  $[D^e]$ ,  $[B]$  を求め, 弾性域の要素では式(2.45), (2.46)で  $[k]^e$ ,  $\{dL\}_\alpha^e$  を求め, 塑性域の要素では式(2.55)~(2.64)で  $[D^p]$ ,  $\{d\sigma\}_T$ ,  $[k]^e$ ,  $\{dL\}_\alpha^e$ ,  $\{dL\}_T^e$  を求め, そして, 式(2.41), (2.42)および式(2.54)で  $[K]$ ,  $\{dL\}_\alpha$  および  $\{dL\}_T$  を計算する. 次に, 構造全体の剛性方程式(2.52)を解いて節点変位増分  $\{d\delta\}$  を求める. さらに, 式(2.39), (2.53)により, それぞれひずみ, 応力の増分  $\{d\varepsilon\}$ ,  $\{d\sigma\}$  を計算し, これらを前段階の値に加えることにより, ひずみ  $\{\varepsilon\}$ , 応力  $\{\sigma\}$  を求める. この過程を繰返すことにより, 時間の関数として与えられた温度分布に対する応力-ひずみ解析を進めていく.

#### 2.2.4 高周波焼入れによる硬化層の計算方法

図 2.5 は, 直径が  $\phi 20, \phi 30, \phi 40, \phi 50$  の S35C 材丸棒を  $850^\circ\text{C}$  で 1 時間保持した後,  $20^\circ\text{C}$  の水中に投入した場合の軸直角断面におけるビッカース硬さの測定結果から,

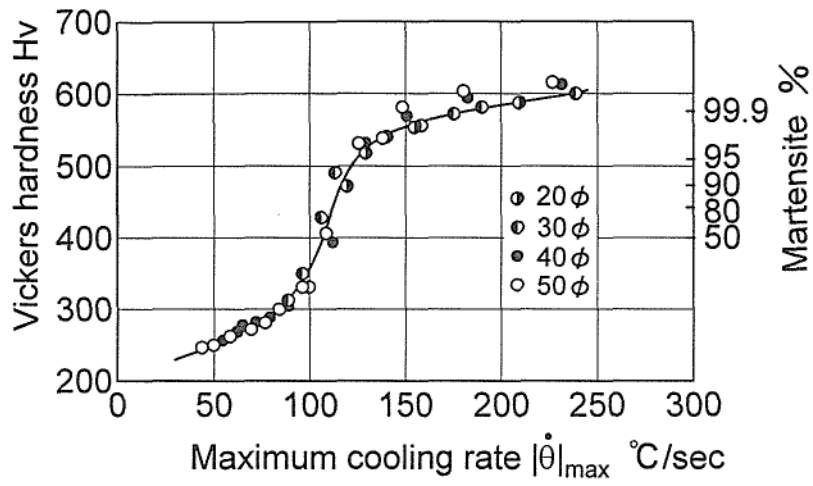


Fig. 2.5 Relation between Vickers hardness, martensite content and maximum cooling rate for S35C steel<sup>(2.10)</sup>

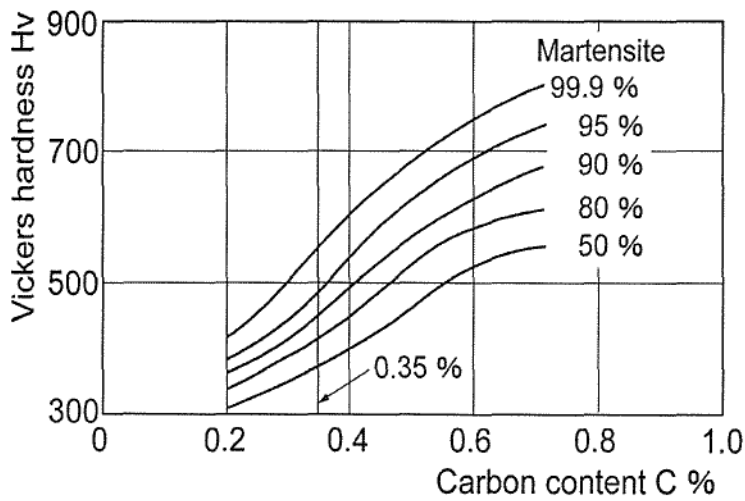


Fig. 2.6 Relation between Vickers hardness and carbon content for carbon steel<sup>(2.10)</sup>

各位置における硬さとその位置に対する最大冷却速度との関係<sup>(2.10)</sup>を求めたものである。図 2.6 は、マルテンサイト量をパラメータとしたビッカース硬さと炭素量 C% との関係<sup>(2.10)</sup>を示す。図 2.7 は、Fe-C 系平衡状態図<sup>(2.23)</sup>を示す。図 2.8 は、図 2.5, 2.6 の結果から求めた S35C のマルテンサイト量と最大冷却速度の関係<sup>(2.10)</sup>を示す。図 2.8 は、図 2.4, 2.5 の結果から求めた、S35C のビッカース硬さとマルテンサイト量の関係<sup>(2.10)</sup>を示す。

各要素のマルテンサイト量の計算は、FEM による温度計算結果から得られた各要素の最高温度  $\theta_{max}$  と最大冷却速度  $\dot{\theta}_{max}$  に基づいて決定した。すなわち、 $\theta_{max}$  が  $\gamma$  領域の場合には、図 2.8 からマルテンサイト量を求め、 $\gamma + \alpha$  領域の場合には、図 2.7, 2.8 からそれぞれオーステナイト量、マルテンサイト量を求め、これらの積をマルテンサイト量とし、 $A_1$  変態点以下の温度の場合には、オーステナイト量、マルテンサイト量いずれも零とした。各要素のビッカース硬さの計算は、各要素のマルテンサイト量と図 2.9 を用いて求めた。

焼入れによる硬化層深さとしては、本研究では、浸炭焼入れによる有効硬化層深さに対する JIS 規格(G0557)で定義される、表面からビッカース硬さ  $HV=550$  の位置までの距離とした。

### 2.2.5 高周波焼入れシミュレータ

図 2.10 は、FEM による電磁界解析、熱伝導解析、弾塑性応力解析法を用いた高周波焼入れシミュレータのフローチャートを示す。

### 2.2.6 FEM モデルの要素分割方法と境界条件

軸および歯車の高周波焼入れ過程の温度および応力の計算は、三次元辺要素 FEM による電磁界解析法<sup>(2.24)</sup>と節点要素 FEM による熱伝導・弾塑性応力解析法<sup>(2.17)(2.19)</sup>を用いて行った。

#### (a) 軸モデル

任意の三次元形状の機械要素の高周波焼入れによる残留応力と硬化層の計算を行うための 3D-FEM 解析プログラムを作成し、軸の高周波焼入れ過程の温度、応力、焼入れによる残留応力および硬化層の計算を行い、これらの計算結果と軸対称 FEM による計算結果との比較検討を行った。図 2.11 に本計算の対象とした軸とコイルの

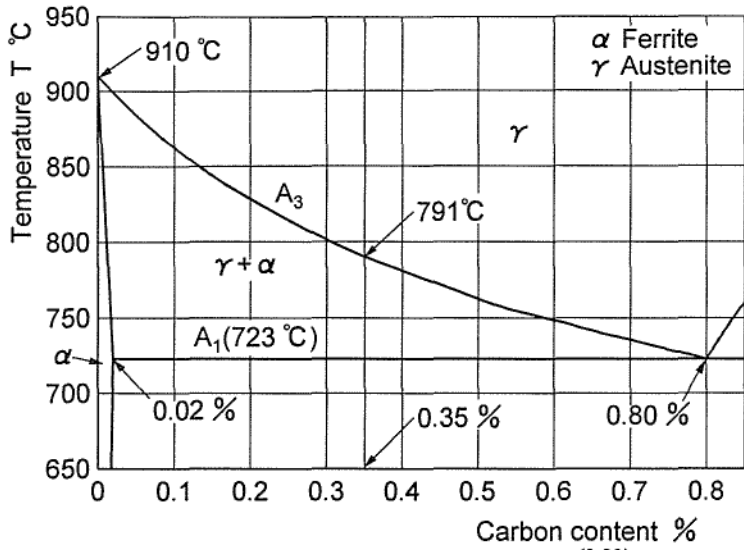


Fig. 2.7 Fe-C. equilibrium diagram<sup>(2.23)</sup>

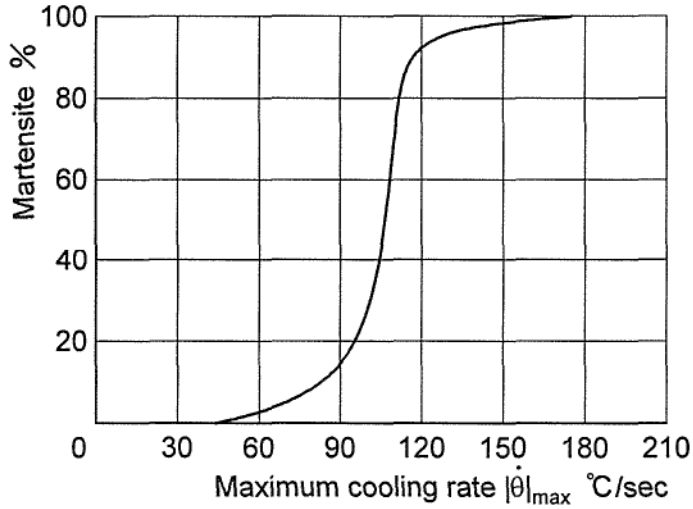


Fig. 2.8 Relation between martensite content and maximum cooling rate for S35C<sup>(2.10)</sup>

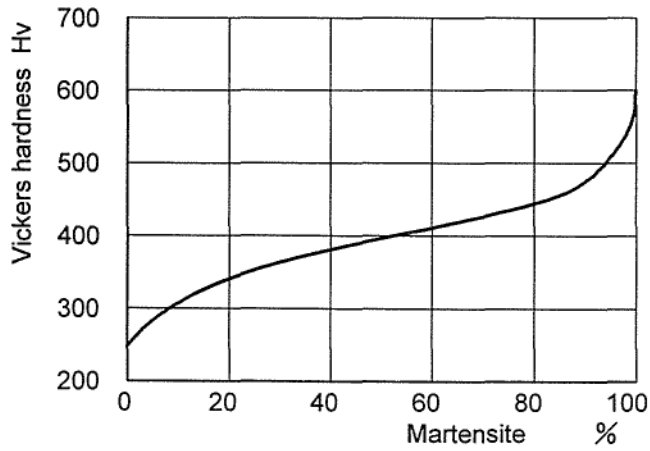


Fig. 2.9 Relation between Vickers hardness and martensite content for S35C<sup>(2.10)</sup>

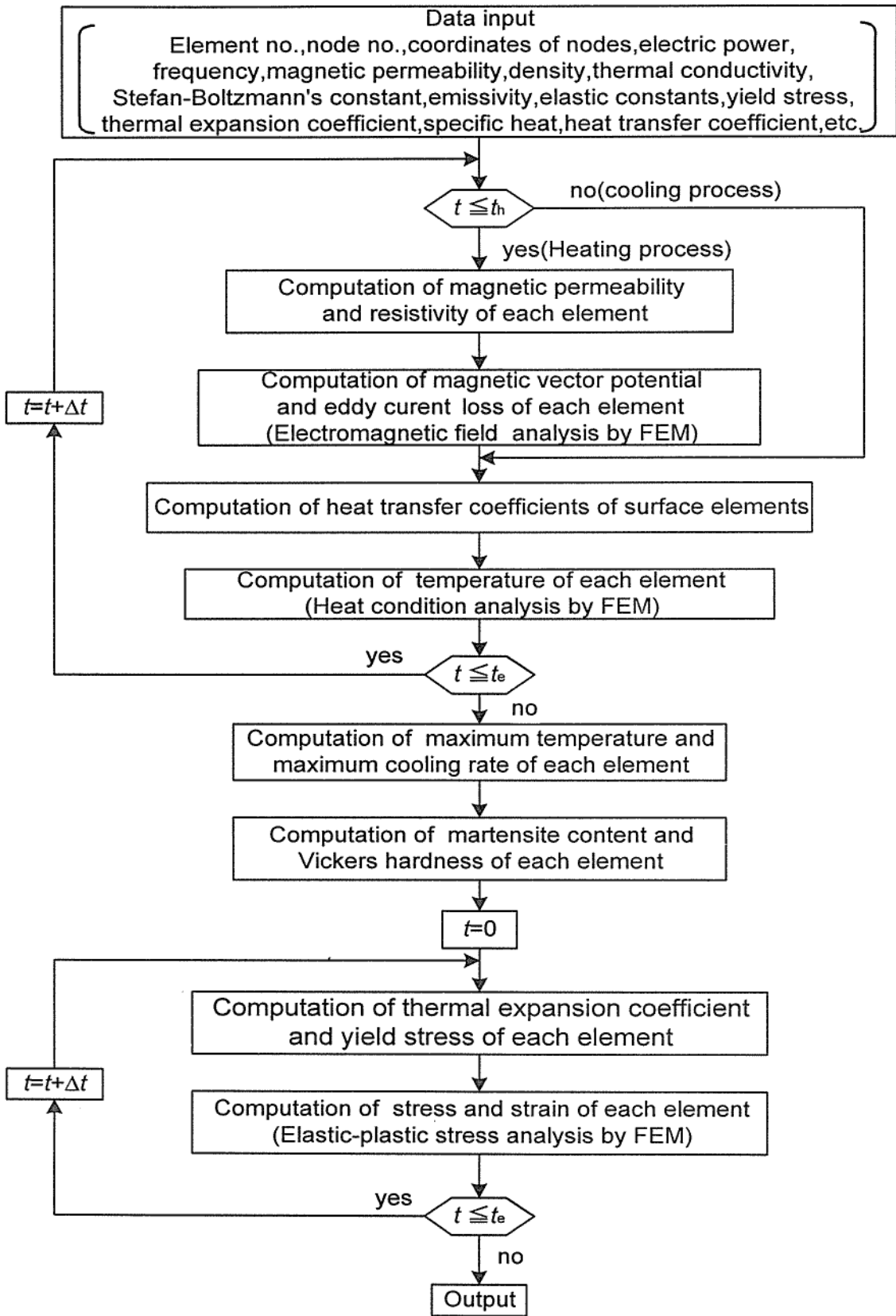


Fig. 2.10 Flowchart for simulator of induction hardening

形状・寸法を示す。軸の材料は S35C, コイルの材料は銅である。図 2.11 の加熱コイルに高周波電流を流して、軸内に生じる誘導電流によって軸が加熱され、軸表面が焼入れ温度 (930°C: 一般に用いられる焼入れ温度) に達したのち水中(20°C)で冷却\*されるものとして、焼入れ過程の温度、応力の計算を行っている。

図 2.12 に軸の 3D-FEM モデルと軸対称 FEM モデルを示す。3D-FEM モデルでは四面体要素を用い、軸対称 FEM モデルでは三角形リング要素を用いて要素分割を行っている。また、3D-FEM モデルについては、計算精度に及ぼす要素数の影響について検討するために、図 2.12 中に示すモデル A とモデル B の 2 種類を用いた。FEM による電磁界・熱伝導・弾塑性応力解析においては、コイルの角パイプ中空部には、冷却用の水(20°C)が流れるのでコイルの温度は 20°C 一定とし、加熱過程では、20°C から加熱、冷却過程では、20°C の水で冷却されるものとしている。計算に必要な軸およびコイルの透磁率、導電率は文献(2.25), (2.26)の結果を、軸材料の降伏応力、熱膨張係数と温度の関係は、文献(2.10)の結果を、熱伝達係数  $h$ , 密度  $\rho$ , 比熱  $c$ , 熱伝導率  $\lambda$ , 放射率  $\varepsilon_1$  は、それぞれ  $h=5814\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ ,  $\rho=7860\text{kg}/\text{m}^3$ ,  $c=586\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ ,  $\lambda=41.9\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ,  $\varepsilon_1=0.79^{(2.27)}$ を用いた。

#### (b) 歯車モデル

前節で作成した 3D-FEM 解析プログラムを用いて、平歯車の高周波焼入れ過程の温度、応力、焼入れによる残留応力および硬化層の計算を行った。計算に用いた平歯車の主諸元は、モジュール  $m=4$ , 基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ , 歯数  $z=18$ , 歯幅  $b=10\text{mm}$  である。図 2.13 に本解析の対象とした歯車と加熱コイルの形状・寸法を示す。歯車材料は S35C, コイル材料は銅である。歯車形状の対称性および高周波焼入れの円周方向における一様性を考慮して、1/2 歯, 1/2 歯幅モデルを用いた。図 2.14 に歯車モデルの要素分割パターンを示す。電磁界解析においては、磁束線が軸周辺の空気中も通るので、図 2.14 に示すように歯車の外側の領域も対象領域に含めた。境界条件は、図 2.12 中の歯形および歯底中心面上の辺を固定境界 (磁気ベクトルポテンシャルが零) とし、コイルに一様な高周波電流が流れるものとしている。コイルの角パイプ中空部には冷却用の水 (温度 20°C) が流れているので、本計算ではコイルの温度は 20°C 一定とした。

熱伝導解析においては、図 2.14 に示す FEM モデルの歯車領域のみを対象として、

---

\* 限りなく強い攪拌により常に 20°C の水に接触している冷却

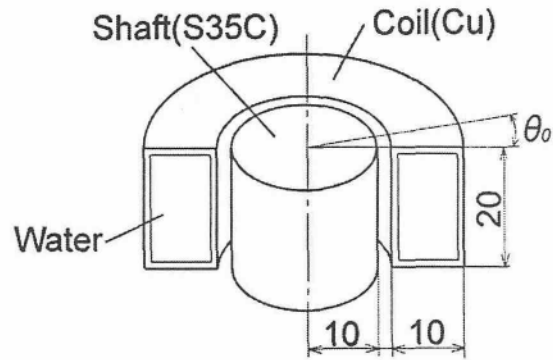
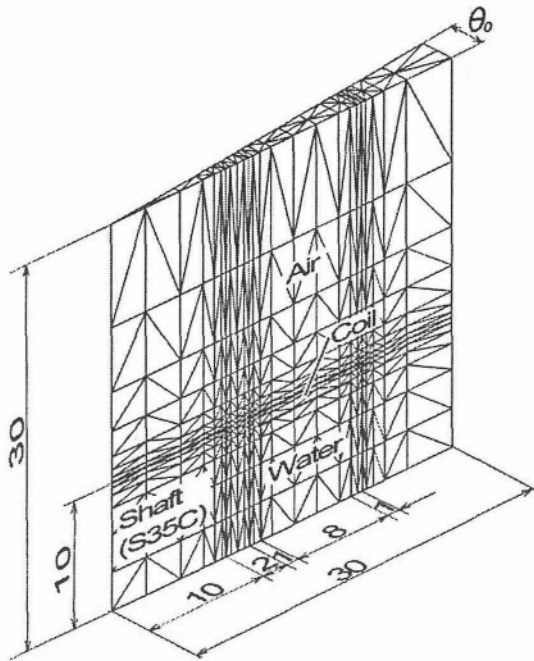


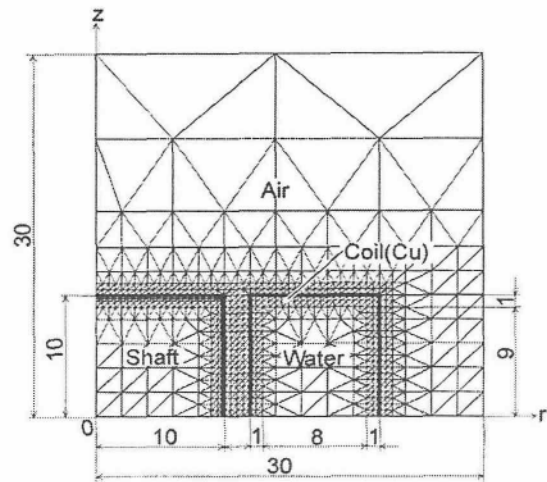
Fig. 2.11 Dimensions of shaft and coil



	Total No. of elements	Total No. of nodes	$\theta_0$
Model A	2730	854	5.0°
Model B	25344	5221	10.0°

( $\theta_0$  : Fig.2.11)

(a) 3D-FEM



Total No. of elements 1888  
Total No. of nodes 977

(b) Axi-symmetric FEM

Fig. 2.12 Mesh pattern of FEM model for shaft



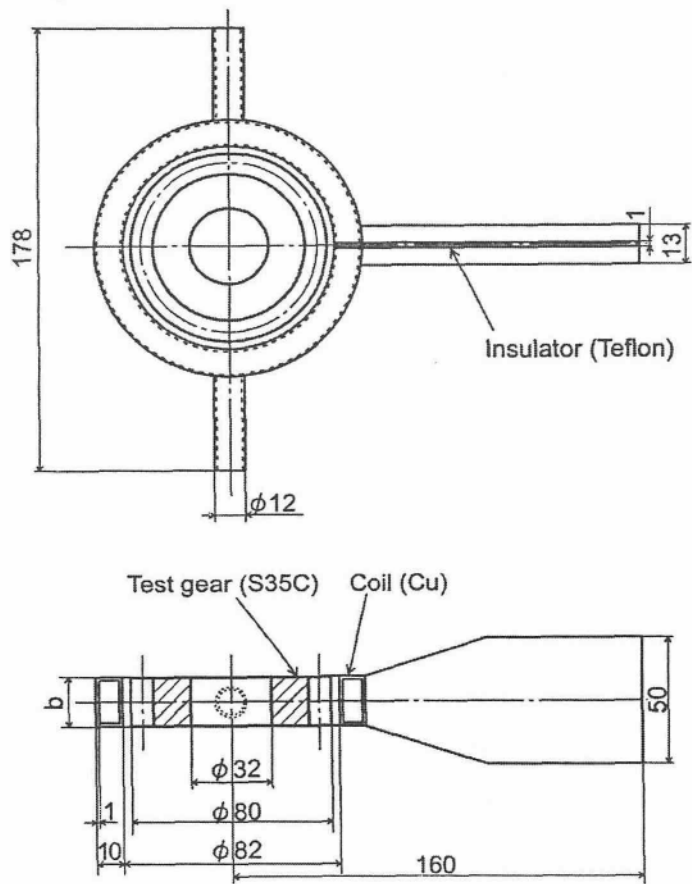


Fig. 2.13 Dimensions of test gear and coil

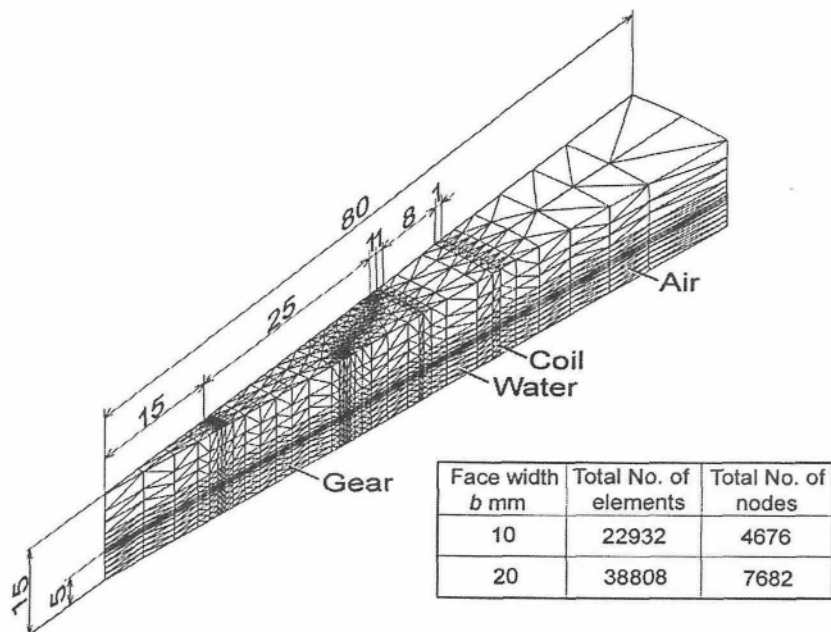


Fig. 2.14 Mesh pattern of FEM model for gear

加熱過程では、20°C から加熱、冷却過程では、20°C の水で冷却されるものとして解析を行った。

弾塑性解析においては、歯車領域のみを対象とし、周辺拘束条件は、図 2.14 中の歯形および歯底中心面上の節点の円周方向変位固定、半径・軸方向変位自由、歯幅中央の節点の軸方向変位固定、半径・円周方向変位自由とした。

## 2.3 計算結果および考察

### 2.3.1 三次元と軸対称 FEM による軸の高周波焼入れ過程の温度・応力・硬化層の計算結果の比較

#### (a) 焼入れ過程の温度

図 2.15 は、図 2.12 に示す軸の FEM モデルを用いて、加熱電力  $P=50$  kW、周波数  $f=200$  kHz で、軸表面温度が焼入れ温度 930°C に達するまで加熱した後、水中(20°C)で冷却した場合の軸中央断面の各位置における 3D-FEM と軸対称 FEM による温度の時間的变化を比較して示す。図 2.15 中の  $d$  は、軸表面からの距離を示す。

図 2.16 は、図 2.15 の場合と同じ焼入れ条件に対する軸中央断面の温度分布を示す。図 2.15, 16 より 3D-FEM による計算結果は、モデル A とモデル B でかなり異なること、3D-FEM のモデル B と軸対称 FEM による結果がほぼ一致することがわかる。

図 2.17 は、図 2.15 の場合と同じ焼入れ条件に対する 3D-FEM のモデル A とモデル B を用いた場合の加熱終了時の温度分布を等温線で示す。図 2.15 よりモデル A の最高温度は、モデル B の場合より 100°C 程度低いことがわかる。

図 2.18 は、3D-FEM と軸対称 FEM による加熱終了時の温度を比較して示す。図 2.18 より加熱終了時の等温線は、3D-FEM のモデル B と軸対称 FEM の場合ではほぼ一致するが、モデル A の場合にはこれらに比べて最高温度がかなり低くなることわかる。

#### (b) 残留応力

図 2.19 は、図 2.15 の場合と同じ焼入れ条件に対する軸中央断面の 3D-FEM と軸対称 FEM による軸方向残留応力  $\sigma_z^*$ 、円周方向残留応力  $\sigma_\theta^*$ 、半径方向残留応力  $\sigma_r^*$  を示す。図 2.19 より残留応力は、3D-FEM と軸対称 FEM でほぼ一致することがわ

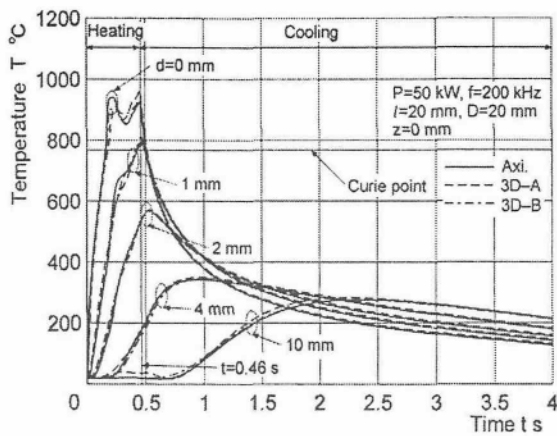


Fig. 2.15 Temperatures during induction hardening process ( $P=50\text{ kW}$ ,  $f=200\text{ kHz}$ )

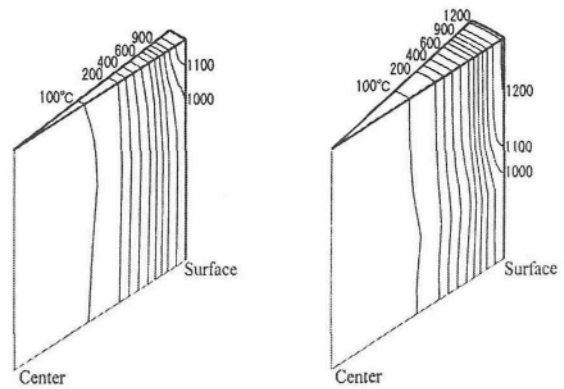


Fig. 2.17 Contour lines of temperatures at end of induction heating process (3D-FEM,  $P=50\text{ kW}$ ,  $f=200\text{ kHz}$ )

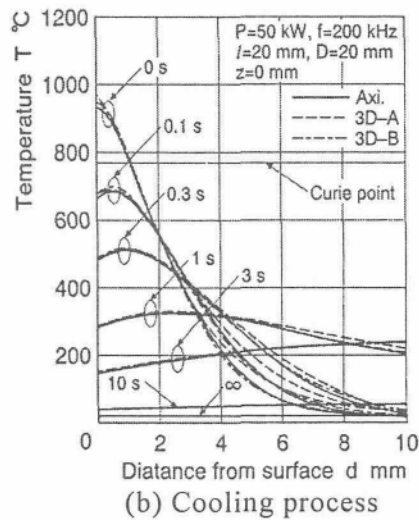
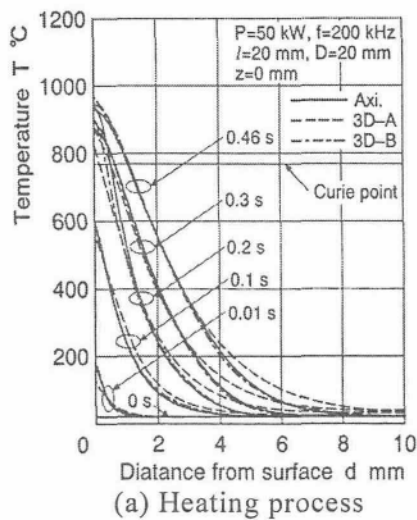


Fig. 2.16 Temperatures of middle section of shaft during induction hardening process ( $P=50\text{ kW}$ ,  $f=200\text{ kHz}$ )

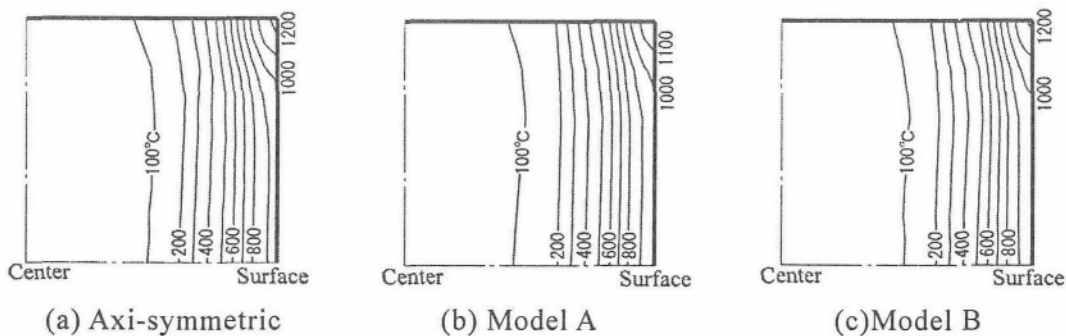


Fig. 2.18 Contour lines of temperatures at end of heating process ( $P=50\text{ kW}$ ,  $f=200\text{ kHz}$ )

かる。

図 2.20 は、図 2.15 の場合と同じ焼入れ条件に対する軸表面の 3D-FEM と軸対称 FEM による  $\sigma_z^*$ 、 $\sigma_\theta^*$  を示す。図 2.20 より 3D-FEM のモデル B の方がモデル A の場合よりも軸対称 FEM の結果とよく一致することがわかる。

### (c) 硬化層

図 2.21 は、図 2.15 の場合と同じ焼入れ条件に対する 3D-FEM と軸対称 FEM による硬化層 ( $HV \geq 550$ ) の計算結果を示す。図 2.21 より、3D-FEM と軸対称 FEM による計算結果はほぼ一致することがわかる。

以上の結果より 3D-FEM を用いて高周波焼入れ過程の温度および応力の計算を行う場合の要素分割は、モデル B の分割程度まで行う必要がある。また本章で作成した 3D-FEM 解析プログラムは、高周波焼入れ過程の温度・応力および焼入れによる残留応力・硬化層計算に有効であると考えられる。

## 2.3.2 歯車の高周波焼入れ過程の温度・応力、焼入れによる残留応力と硬化層

### (a) 焼入れ過程の温度

図 2.22 は、図 2.14 に示す歯車モデルを用いて、 $P=50 \text{ kW}$ 、 $f=3 \text{ kHz}$  で、接線角度  $\theta = 30^\circ$  ( $\theta$ : 歯形中心線と歯元すみ肉曲線の接線のなす角) の Hofer の危険断面位置の温度が、全歯幅にわたって焼入れ温度  $930^\circ\text{C}$  に達するまで加熱した後、水中 ( $20^\circ\text{C}$ ) で冷却した場合の歯幅中央断面の各位置における温度の時間的変化を示す。

図 2.23 は、図 2.22 の場合と同じ焼入れ条件の焼入れ過程の温度分布を等温線で示す。図 2.23 より、最高温度の位置は、加熱過程では、歯幅端の歯底付近に、冷却過程では、歯幅中央の歯形中心線上になることがわかる。

図 2.24 は、種々の加熱条件 ( $P, f$ ) = (50 kW, 3 kHz), (200 kW, 3 kHz), (200 kW, 200 kHz) で、Hofer の危険断面位置の温度が焼入れ温度  $930^\circ\text{C}$  に達するまで加熱した場合の、加熱終了時の温度を等温線で示す。図 2.24 より最高温度は、いずれの場合も歯幅端の歯底付近に生じ、加熱電力、周波数の増加とともに増大することがわかる。

### (b) 焼入れ過程の応力

図 2.25 は、図 2.22 の場合と同じ焼入れ条件に対する歯幅中央断面 ( $z = 0 \text{ mm}$ ,  $z$ :

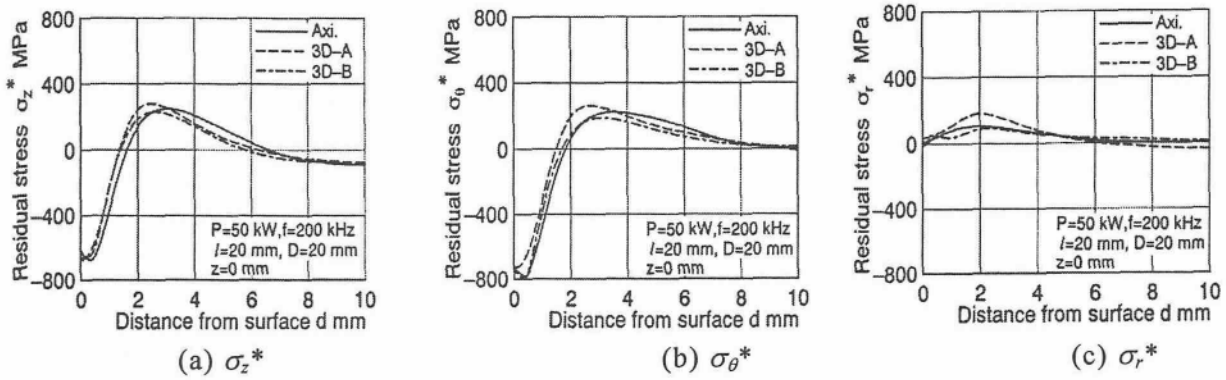


Fig. 2.19 Residual stresses of middle section of shaft ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=200\text{kHz}$ )

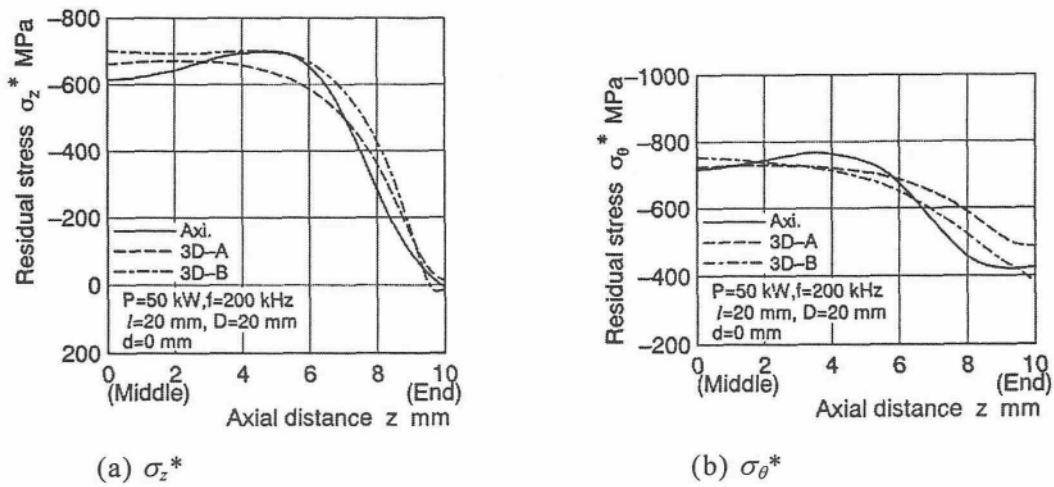


Fig. 2.20 Residual stresses on surface of shaft ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=200\text{kHz}$ )

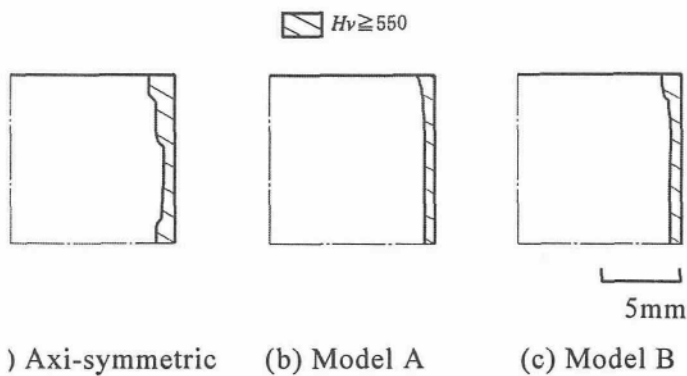


Fig. 2.21 Hardened layer ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=200\text{kHz}$ )

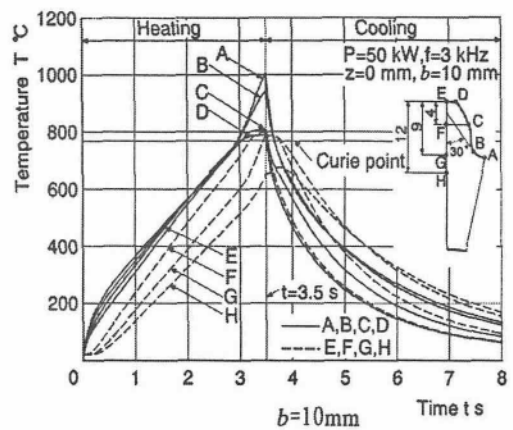
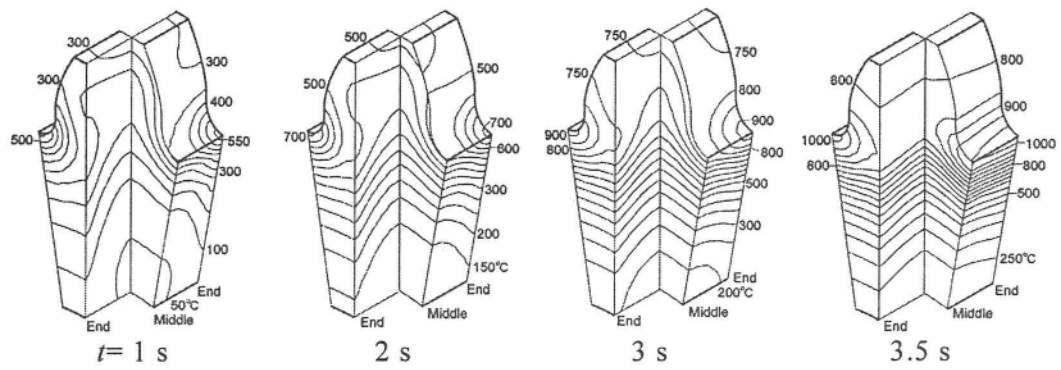
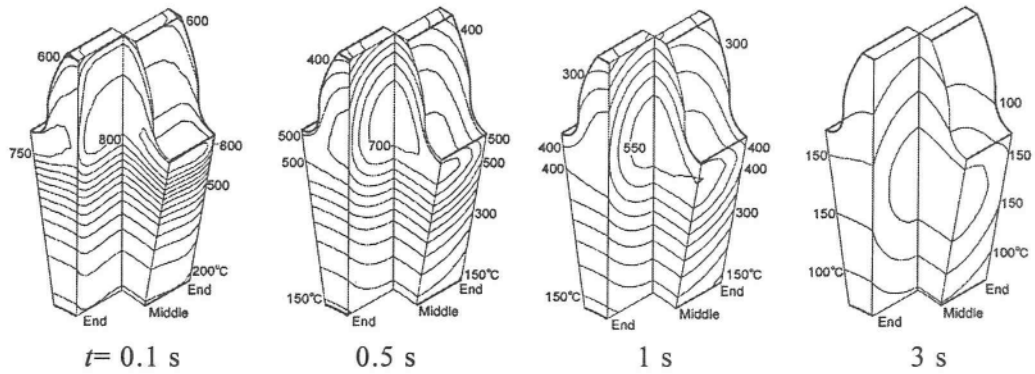


Fig. 2.22 Temperatures during induction hardening process ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=3\text{kHz}$ ,  $b=10\text{mm}$ )

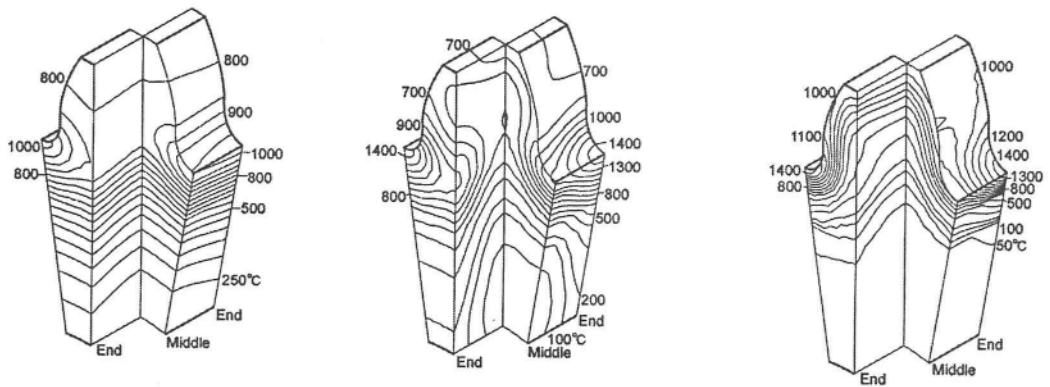


(a) Heating process



(b) Cooling process

Fig. 2.23 Contour lines of temperatures during induction hardening process ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=3\text{kHz}$ ,  $b=10\text{mm}$ )



(a)  $P=50\text{kW}$ ,  $f=3\text{kHz}$   
 $t_h=3.5\text{s}$

(b)  $P=200\text{kW}$ ,  $f=3\text{kHz}$   
 $t_h=0.7\text{s}$

(c)  $P=200\text{kW}$ ,  $f=200\text{kHz}$   
 $t_h=0.4\text{s}$

Fig. 2.24 Contour lines of temperature at end of induction heating process ( $b=10\text{mm}$ ,  $t_h$ : Heating time)

歯幅中央を原点とする軸方向座標)の各位置における焼入れ過程の温度と応力の時間的変化を示す。図 2.25 中の応力は歯面に生じる歯たけ方向の主応力値をとっている。図 2.25 より、歯底付近の A, B 点の応力は、加熱過程では、加熱直後に圧縮応力になり、この圧縮応力は時間の経過とともに減少することがわかる。また、冷却過程では、A 点の応力は、マルテンサイト変態開始温度(400°C)付近になると急激に変化して、大きな圧縮応力になり、この圧縮応力は冷却終了時まで増大する。

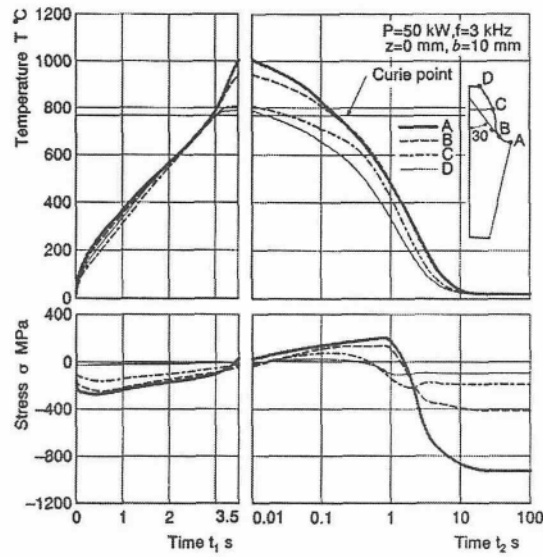
図 2.26 は、 $z=0, 3, 5$  mm 断面における図 2.22 の場合と同じ焼入れ条件に対する焼入れ過程の応力分布を示す。図 2.26 中の応力は、歯面に沿って生じる歯たけ方向の主応力値とリム内周に沿って生じる円周方向の主応力値を歯面またはリム内周面に垂直にとって表したもので、符号 $\oplus$ ,  $\ominus$  は、それぞれ引張、圧縮応力を表す。図 2.26 より歯面の応力は、加熱過程では、加熱開始直後に歯面全体が圧縮応力になり、その後、時間の経過とともに歯幅端の危険断面位置付近から、引張応力になることがわかる。また、冷却過程では、歯面の応力は、冷却開始直後に引張応力になり、時間の経過とともに、まず歯幅端の歯先およびピッチ点付近から圧縮応力なり、その後、歯面全体が圧縮応力になる。

### (c) 残留応力

図 2.27 は、 $(P, f)=(50 \text{ kW}, 3 \text{ kHz}), (200 \text{ kW}, 3 \text{ kHz}), (200 \text{ kW}, 200 \text{ kHz})$ の場合の残留応力分布の計算結果を示す。図 2.27 より歯面の残留応力は、 $P=50 \text{ kW}, f=3 \text{ kHz}$  の場合には、圧縮応力になるが、 $P=200 \text{ kW}, f=3 \text{ kHz}$  の場合には、歯幅端の歯底付近で引張応力に、また  $P=200 \text{ kW}, f=200 \text{ kHz}$  の場合には、歯底で引張応力になることがわかる。

### (d) 硬化層

図 2.28 は、図 2.27 の場合と同じ焼入れ条件に対する硬化層の計算結果を示す。図 2.28 中のハッチングで示す領域は、ビッカース硬さ  $HV \geq 550$  の領域を表す。図 2.28 より  $P=50 \text{ kW}, f=3 \text{ kHz}$  の場合には、歯先を除いて歯全体が硬化層でおおわれ、 $P=200 \text{ kW}, f=3 \text{ kHz}$  の場合には、歯底付近にしか硬化層が生じないこと、 $P=200 \text{ kW}, f=200 \text{ kHz}$  の場合には、歯面全体が硬化層でおおわれることがわかる。



$t_1$  : Time from beginning of heating process  
 $t_2$  : Time from beginning of cooling process

Fig. 2.25 Temperatures and stresses during induction hardening process ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=3\text{kHz}$ ,  $b=10\text{mm}$ )

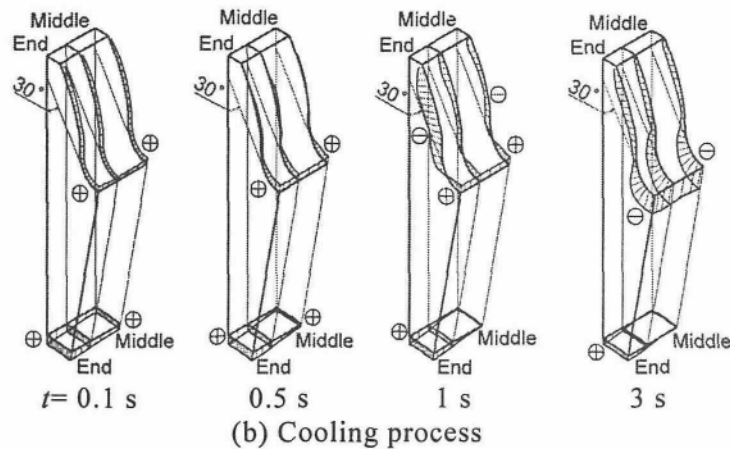
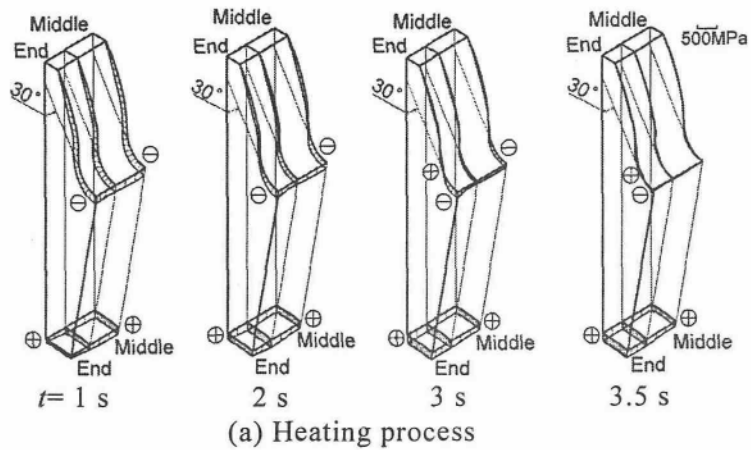


Fig. 2.26 Stress distributions during induction hardening process ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=3\text{kHz}$ ,  $b=10\text{mm}$ )



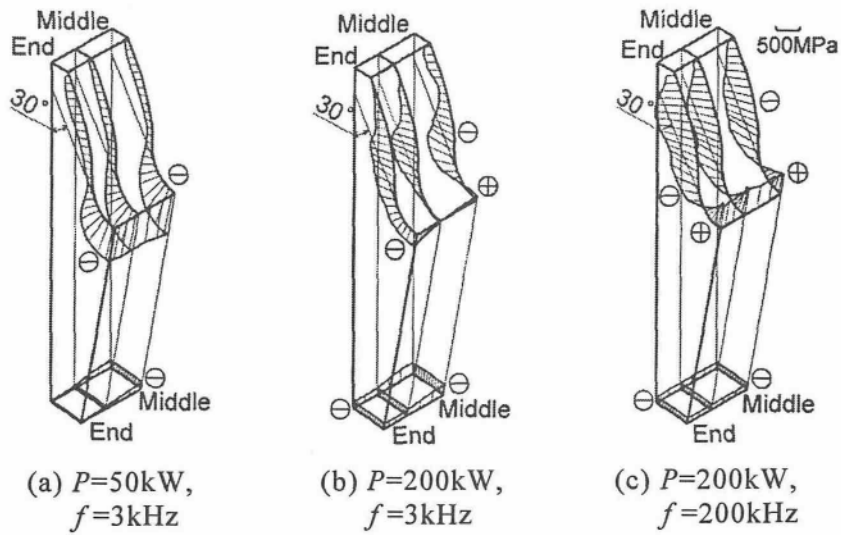


Fig. 2.27 Residual stress distributions ( $b=10\text{mm}$ )

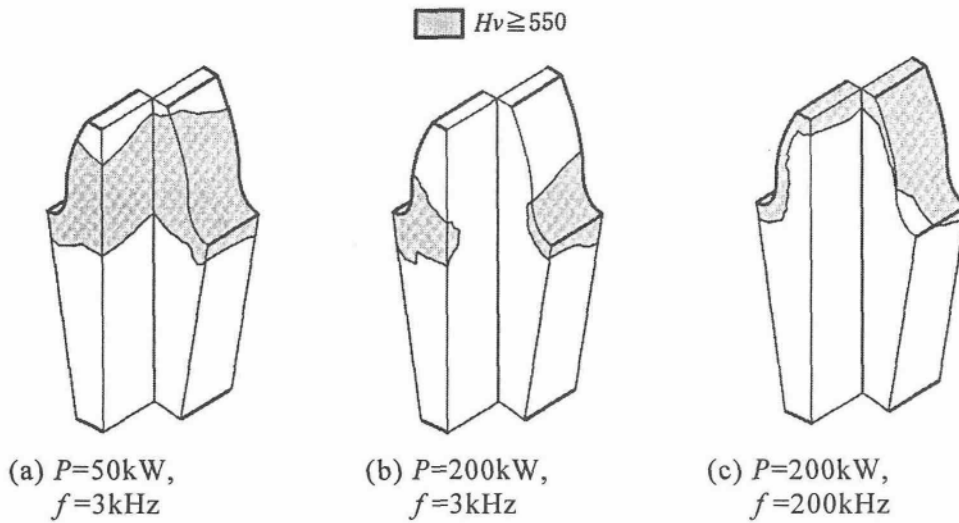


Fig. 2.28 Hardened layers due to induction hardening ( $b=10\text{mm}$ )

## 2.4 結 言

本章で得られたおもな点を要約すると次のとおりである。

- (1) 本章で作成した 3D-FEM による高周波焼入れ過程の温度・応力，焼入れによる残留応力・硬化層の計算プログラムによる計算結果は，軸対称 FEM による結果とほぼ一致するので，本解析プログラムは，任意形状の機械要素の高周波焼入れによる残留応力と硬化層の計算に有効である。
- (2) 本章で用いたような歯車の高周波加熱終了時の最高温度は，歯幅端歯底付近に生じ，加熱電力  $P$ ，周波数  $f$  の増加とともに上昇する。
- (3) 歯車の高周波焼入れによる歯面の歯たけ方向の残留応力は  $P$  が小さく， $f$  が低い場合には，歯底付近で大きな圧縮応力になるが， $P$  が大きすぎると，歯底付近の圧縮残留応力は小さくなる。
- (4) 本章で用いたような歯車の高周波焼入れによる硬化層は， $P, f$  が小さい場合には，歯先を除いて歯全体に生じ， $P$  が大きく， $f$  が小さい場合には，歯底付近にしか生じないが， $P, f$  が大きい場合には，歯全体に生じる。

## 第3章 高周波焼入れによる歯車の残留応力と硬化層

### 3.1 緒言

第2章では、三次元高周波焼入れシミュレータを開発し、軸対称高周波焼入れシミュレータによる結果との比較検討を行うことにより、その有効性を計算実験的に確かめた。

本章では、三次元高周波焼入れシミュレータを用いて歯車の定置一発単周波高周波焼入れ過程の温度計算を行うとともに加熱過程の温度測定を行って、計算値と測定値の比較検討を行うことにより、開発したシミュレータの有効性を実験的に確かめる。次に、歯車の定置単周波および二重周波高周波焼入れ過程の温度・応力、焼入れによる残留応力と硬化層を求め、これらに及ぼす焼入れ条件および歯幅の影響などについて明らかにする。また歯車の高周波焼入れによる残留応力と硬化層に対する二重周波高周波焼入れの有効性を確かめる。

### 3.2 有限要素法による電流密度・温度・応力および硬化層の計算方法

#### 3.2.1 計算方法

歯車の高周波焼入れ過程における電流密度、温度および応力の計算は、辺要素三次元 FEM による電磁界解析<sup>(3.1)</sup>、節点要素三次元 FEM による熱伝導解析、弾塑性応力解析法<sup>(3.2)(3.3)</sup>を用いて行った。また高周波焼入れによる硬さの計算は、最大冷却速度と硬さの関係およびマルテンサイト量と硬さの関係<sup>(3.4)</sup>を用いて行った。計算方法の詳細は、第2章で述べられている。

#### 3.2.2 FEM モデルの要素分割方法と境界条件

本計算の対象とした歯車の主諸元は、モジュール  $m = 4$ 、基準圧力角  $\alpha_0 = 20^\circ$ 、歯数  $z = 18$ 、歯幅  $b = 10$ 、20 mm の2種類である。図 3.1 に  $b = 10$  mm の場合の歯車と加熱用の角パイプ形コイルの形状・寸法を、図 3.2 にコイルの写真を示す。歯車材料は S35C、コイル材料は銅である。

熱処理条件が円周方向において一様であること、歯車形状の対称性を考慮して、



図 3.3 に示す歯幅中央から歯幅端までの 1/2 歯モデルを用いた。この歯車モデルの要素分割は、四面体要素を用いて行った。電磁界解析においては、磁束線が軸周辺の空気中も通るので、図 3.3 に示すように軸の外側の空気領域も解析対象領域に含めた。境界条件は、図 3.3 中の歯形および歯底中心面上の辺を固定境界(磁気ベクトルポテンシャルが零)とし、コイルに一樣な高周波電流が流れるものとしている。コイルの角パイプ中空部には冷却用の水(温度 20°C)が流れるので、本計算ではコイルの温度は 20°C 一定とした。計算に必要な軸およびコイルの透磁率、導電率は文献(3.5), (3.6)の値を用いた。

熱伝導解析においては、図 3.3 に示す FEM モデルの歯車領域のみを対象として、加熱過程では、20°C から加熱、冷却過程では、20°C の水で冷却されるものとして解析を行った。

弾塑性応力解析においては、歯車領域を対象とし、周辺拘束条件は、図 3.3 中の歯形および歯底中心面上の節点の円周方向変位固定、半径・軸方向変位自由、歯幅中央面上の節点の軸方向変位固定、半径・円周方向変位自由とした。歯車材料の降伏応力、熱膨張係数と温度の関係は、文献(3.7)の値を用いた。また計算に必要な熱伝達係数  $h$ 、密度  $\rho$ 、比熱  $c$ 、熱伝導率  $\lambda$  は、それぞれ  $h=5814 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 、 $\rho=7860 \text{ kg}/\text{m}^3$ 、 $c=586 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ 、 $\lambda=41.9 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ を用いた。

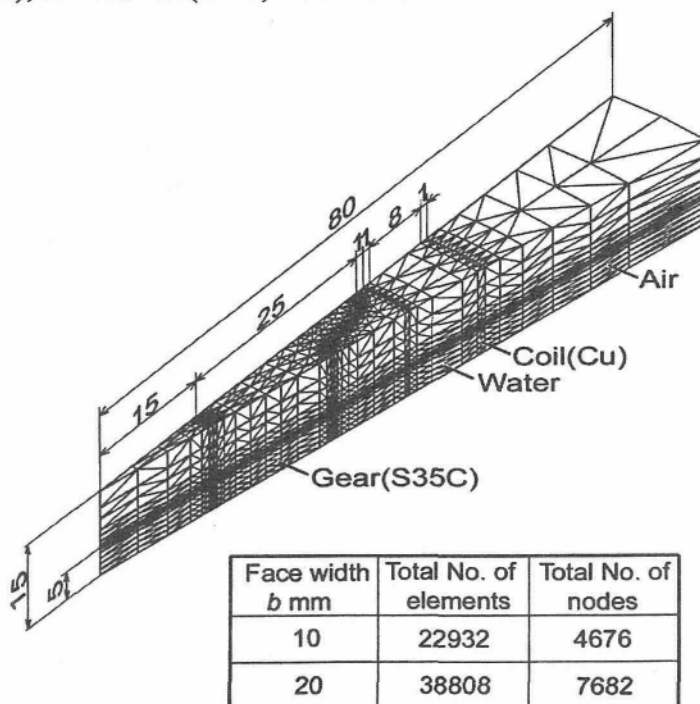


Fig. 3.3 Mesh pattern of FEM model

### 3.3 実験装置および実験装置

#### 3.3.1 試験片および加熱コイル

高周波加熱過程の温度計算結果と実際の加熱過程に生じる温度を比較するために、図 3.1 に示す歯車および加熱コイルを用いて、加熱過程の温度測定を行った。温度測定に用いた歯車の主諸元は、モジュール  $m=4$ 、基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ 、歯数  $z=18$ 、歯幅  $b=20\text{ mm}$  である。歯車材料は S35C、コイル材料は銅である。

#### 3.3.2 高周波焼入れ装置

図 3.4, 3.5 に本実験に用いた高周波誘導加熱装置および実験の写真を示す。本装置は電気興業株式会社製 MLL-50TRS で、真空管発振式のもので、その最大出力は 50 kW、発振周波数は、30, 60, 200 kHz の 3 種類である。

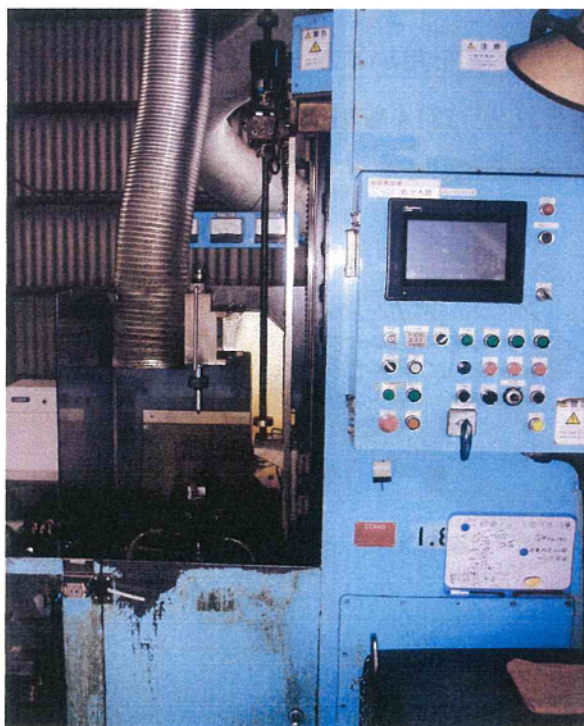


Fig. 3.4 Photograph of induction hardening equipment

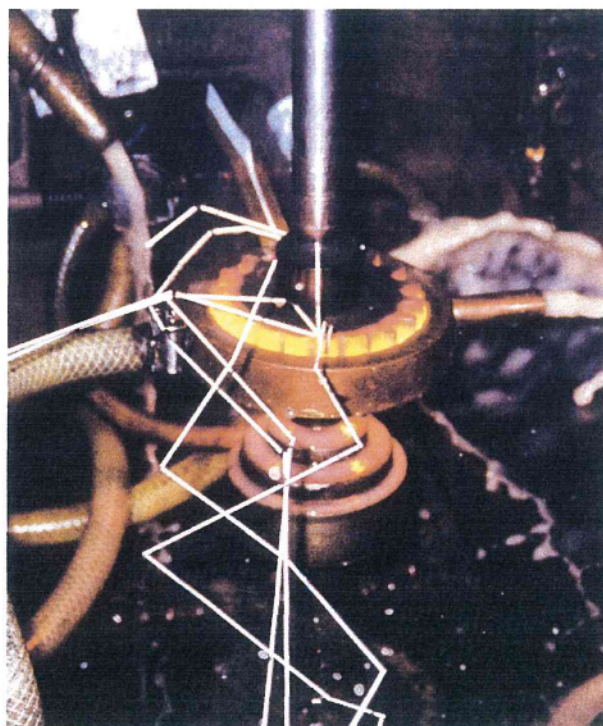


Fig. 3.5 Photograph of temperature measurement induction heating process

### 3.3.3 実験方法

#### (a) 温度測定

歯車の高周波誘導加熱過程の温度測定は、試験歯車表面に熱電対(K型)をスポット溶接によって取付けて行った。熱電対の取付け位置は、図 3.1 に示す A(側面)、B1, B2, B3(歯底)の 4 箇所である。加熱条件としては、加熱時間と加熱時の最高温度などを考慮して、加熱電力  $P = 50 \text{ kW}$ 、周波数  $f = 30 \text{ kHz}$  を選んだ。

#### (b) 硬さ測定と金属組織観察

$m = 4$ 、 $\alpha_0 = 20^\circ$ 、 $z = 18$ 、 $b = 10 \text{ mm}$  の歯車に対して加熱条件  $P = 50 \text{ kW}$ 、 $f = 30 \text{ kHz}$  のもとで高周波焼入れを行い、歯車側面のマクロ腐食写真と硬化層の計算結果との比較検討を行った。

## 3.4 計算・実験結果および考察

### 3.4.1 加熱過程の温度の計算結果と測定結果の比較

図 3.6 は、図 3.1 に示す歯車( $b = 20 \text{ mm}$ )および加熱コイルを用いて、加熱電力  $P = 50 \text{ kW}$ 、周波数  $f = 30 \text{ kHz}$  で加熱したときの歯車側面の A 点、歯底の B2 点の温度計算値と測定値を比較して示す。図 3.6 より加熱過程の温度の計算値と測定値は、いずれの位置でもほぼ一致することがわかる。このことより本計算法は、任意の三次元形状部品に対する高周波加熱過程の温度計算に有効であると考えられる。

### 3.4.2 焼入れ過程の温度

図 3.7 は、図 3.2 に示す歯幅  $b = 10 \text{ mm}$  の歯車モデルに対して、 $P = 50 \text{ kW}$ 、 $f = 3 \text{ kHz}$  で時刻  $t = 3.5 \text{ s}$  まで加熱した(単周波加熱)後、水中( $20^\circ\text{C}$ )で冷却したときの歯幅中央の各位置における温度の時間的変化を示す。本計算では加熱時間  $t_h$  は、Hofer の危険断面位置 [接線角度  $\theta = 30^\circ$  の位置( $\theta$ : 歯形中心線と歯元すみ肉曲線の接線のなす角)] の温度が全歯幅にわたって焼入れ温度  $930^\circ\text{C}$  に達するまでの時間としている。図 3.7 より表面付近の温度は、加熱過程では急激に上昇し、冷却過程の初期には急激に低下することがわかる。

図 3.8 は、図 3.7 の場合と同じ条件の焼入れ過程の温度を等温線で示す。図 3.8 より最高温度の位置は、加熱過程では歯底の歯幅端になること、冷却過程では歯形中

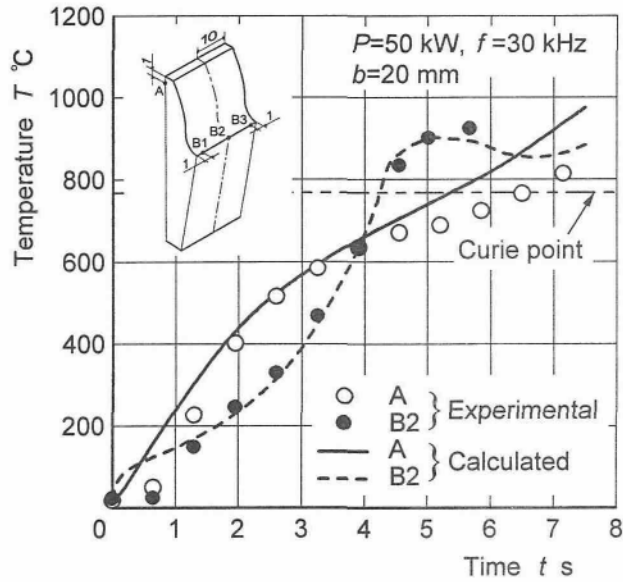


Fig. 3.6 Comparison between calculated and measured temperatures during single frequency induction heating process ( $P=50$  kW,  $f=30$  kHz)

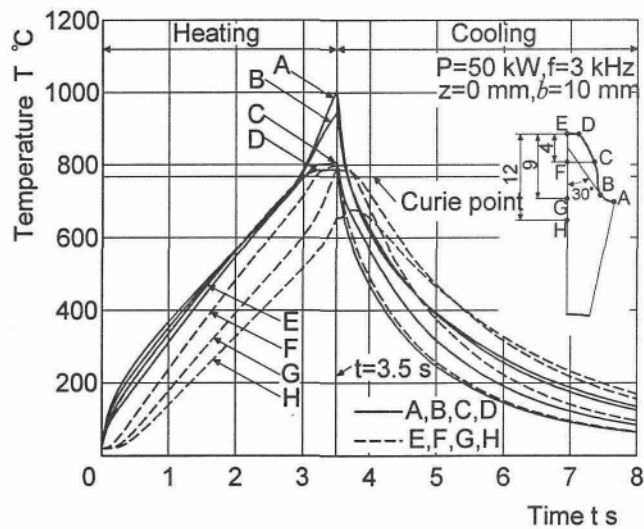
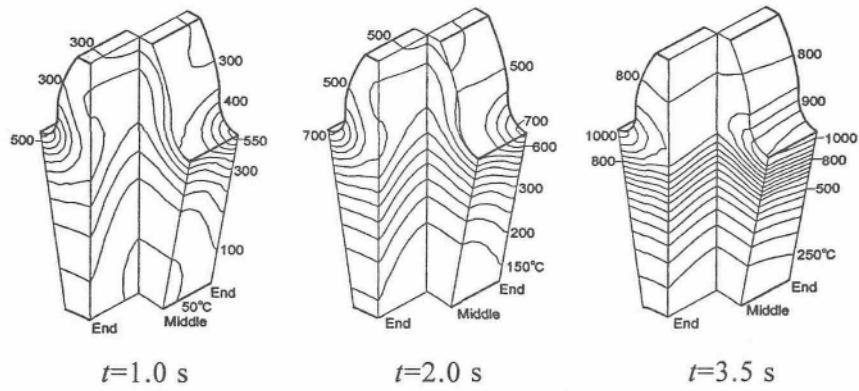
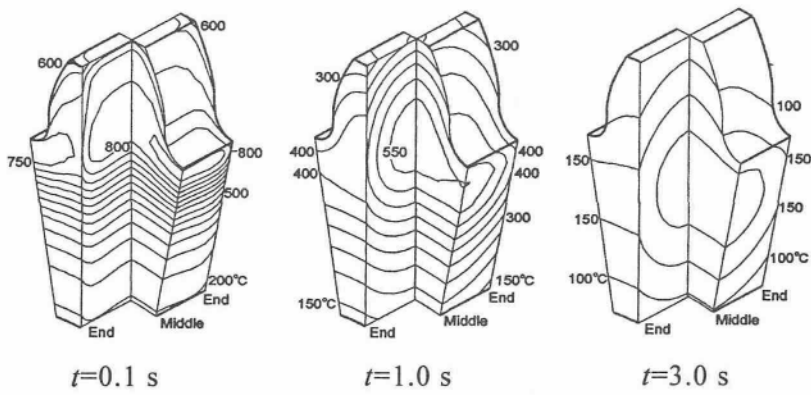


Fig. 3.7 Temperatures during single frequency induction hardening process ( $P=50$  kW,  $f=3$  kHz,  $b=10$  mm)





(a) Heating process



(b) Cooling process

Fig. 3.8 Contour lines of temperatures during single frequency induction hardening process ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=3\text{kHz}$ ,  $b=10\text{mm}$ )

心線上の歯底円周付近の位置になることがわかる。

図 3.9 は、 $b = 10 \text{ mm}$  の歯車モデルに対して、種々の単周波加熱条件のもとで加熱した場合の加熱終了時の温度を等温線で示す。図 3.9 より、最高温度の位置はいずれの加熱条件の場合も歯底歯幅端になること、歯先と歯底の温度差は、加熱電力の増加とともに増大し、周波数の増加とともに減少することがわかる。

図 3.10 は、 $b = 20 \text{ mm}$  の歯車モデルに対して、種々の単周波加熱条件のもとで加熱した場合の加熱終了時の温度を等温線で示す。図 3.10 より、最高温度の位置は、周波数が低い場合には歯底の歯幅中央に、周波数が高い場合には歯先の歯幅中央になり、 $b = 10 \text{ mm}$  の場合(図 3.9)とはかなり異なることがわかる。

図 3.11 は、 $b = 10 \text{ mm}$  の歯車モデルに対して、 $P_1 = 50 \text{ kW}$ ,  $f_1 = 3 \text{ kHz}$  で時刻  $t = 2.5 \text{ s}$  まで加熱した後、さらに  $P_2 = 200 \text{ kW}$ ,  $f_2 = 200 \text{ kHz}$  で  $t = 2.6 \text{ s}$  まで加熱した(二重周波加熱)後、水中で冷却したときの歯幅中央の各位置における温度の時間的変化を示す。3.11 より歯先付近の温度が、図 3.7 に示す単周波の場合に比べて加熱終了時にかなり高くなることがわかる。

図 3.12 は、 $b = 10 \text{ mm}$  の歯車モデルに対して、二重周波加熱条件 [ $P_1 = 50 \text{ kW}$ ,  $f_1 = 3 \text{ kHz}(0 \sim 2.5 \text{ s})$ ,  $P_2 = 200 \text{ kW}$ ,  $f_2 = 200 \text{ kHz}(2.5 \sim 2.6 \text{ s})$ ] および [ $P_1 = 50 \text{ kW}$ ,  $f_1 = 3 \text{ kHz}(0 \sim 3.1 \text{ s})$ ,  $P_2 = 200 \text{ kW}$ ,  $f_2 = 200 \text{ kHz}(3.1 \sim 3.15 \text{ s})$ ] で加熱した場合の加熱終了時の温度を等温線で示す。図 3.12 より  $800^\circ\text{C}$  の等温線 [硬化層の計算結果によれば有効硬化層( $HV \geq 550$  の領域,  $HV$ : ピッカース硬さ)の境界線にほぼ一致する] は、 $t_h = 2.6 \text{ s}$  のほうが  $t_h = 3.15 \text{ s}$  の場合よりも歯形に沿うことがわかる。

図 3.13 は、 $b = 20 \text{ mm}$  の歯車モデルに対して、二重周波加熱条件 [ $P_1 = 50 \text{ kW}$ ,  $f_1 = 3 \text{ kHz}(0 \sim 3.0 \text{ s})$ ,  $P_2 = 200 \text{ kW}$ ,  $f_2 = 200 \text{ kHz}(3.0 \sim 3.4 \text{ s})$ ] および [ $P_1 = 50 \text{ kW}$ ,  $f_1 = 3 \text{ kHz}(0 \sim 6.0 \text{ s})$ ,  $P_2 = 200 \text{ kW}$ ,  $f_2 = 200 \text{ kHz}(6.0 \sim 6.1 \text{ s})$ ] で加熱した場合の加熱終了時の温度を等温線で示す。図 3.13 より  $800^\circ\text{C}$  の等温線は、 $t_h = 3.4 \text{ s}$  のほうが  $t_h = 6.1 \text{ s}$  の場合よりも歯形に沿うことがわかる。

### 3.4.3 焼入れ過程の応力

図 3.14 は、 $b = 10 \text{ mm}$  の歯車モデルに対する、図 3.7 と同じ条件の単周波焼入れ過程の温度と歯幅中央歯面上各位置の応力の時間的変化を示す。図 3.14 中の応力は、歯面に沿って生じる歯たけ方向の主応力値をとっており、位置 A, B, C, D は、それぞれ歯底、Hofer の危険断面位置、ピッチ点、歯先を表す。図 3.14 より歯底付近

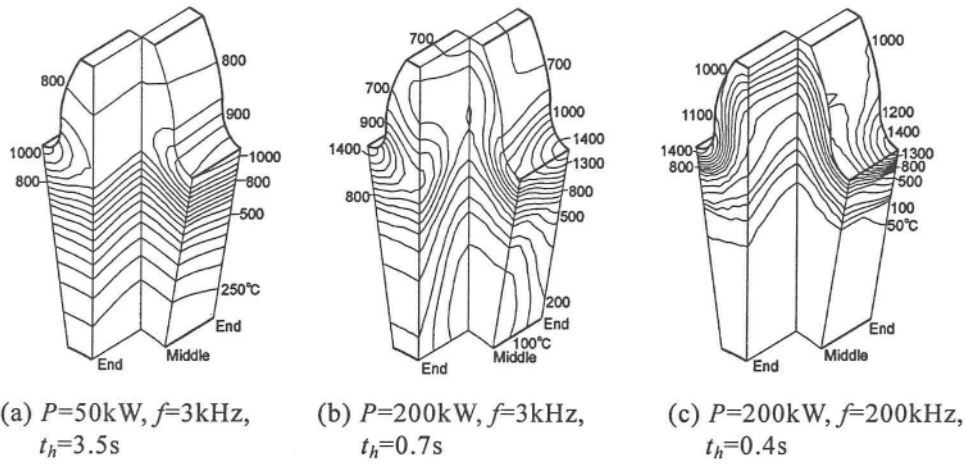


Fig. 3.9 Contour lines of temperatures at ends of single frequency induction heating processes ( $b=10\text{mm}$ )

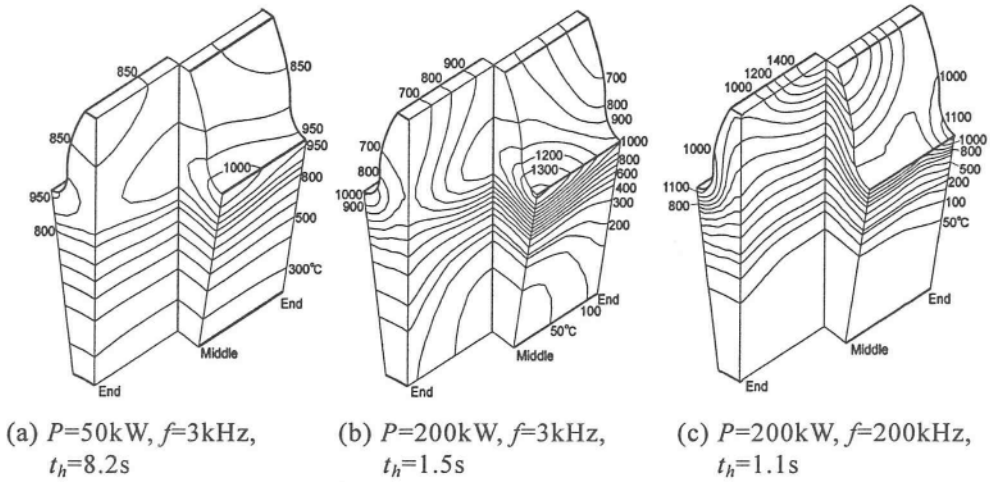


Fig. 3.10 Contour lines of temperatures at ends of single frequency induction heating processes ( $b=20\text{mm}$ )

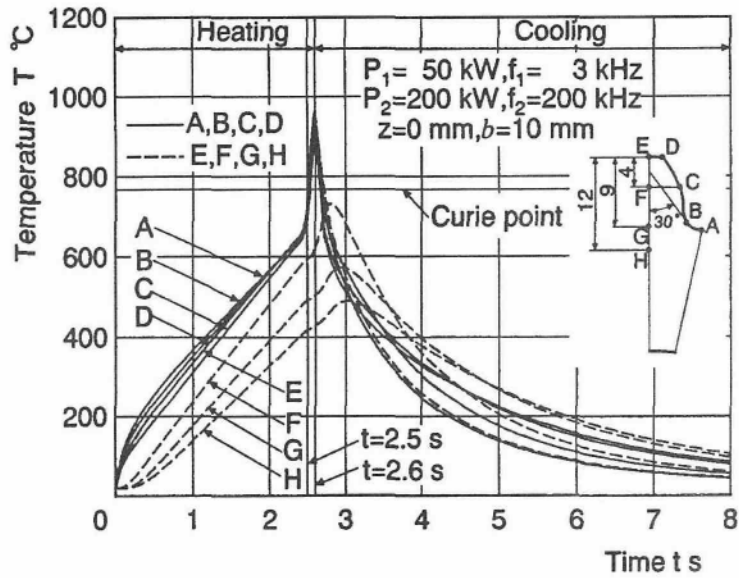


Fig. 3.11 Temperatures during dual frequency induction hardening process ( $b=10\text{mm}$ )

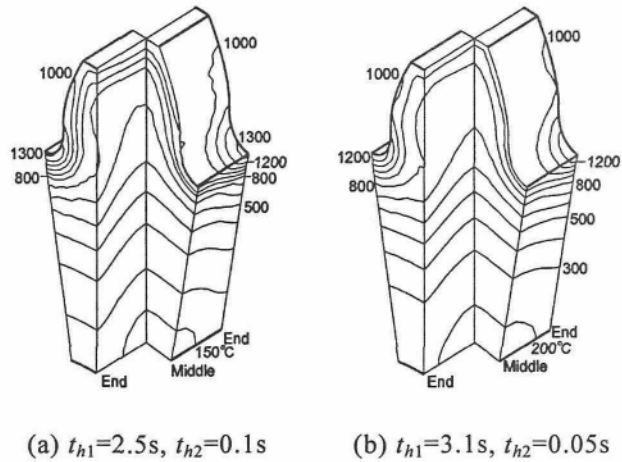


Fig. 3.12 Contour lines of temperatures at ends of dual frequency induction heating processes ( $P_1=50\text{kW}$ ,  $f_1=3\text{kHz}$ ,  $P_2=200\text{kW}$ ,  $f_2=200\text{kHz}$ ,  $b=10\text{mm}$ )

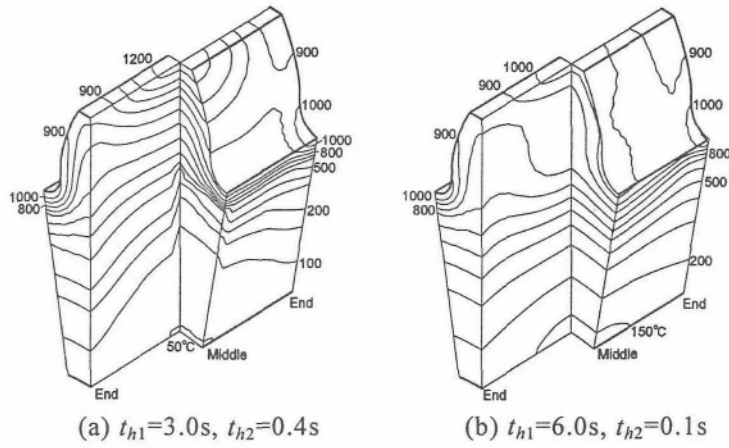


Fig. 3.13 Contour lines of temperatures at ends of dual frequency induction heating processes ( $b=20mm$ )

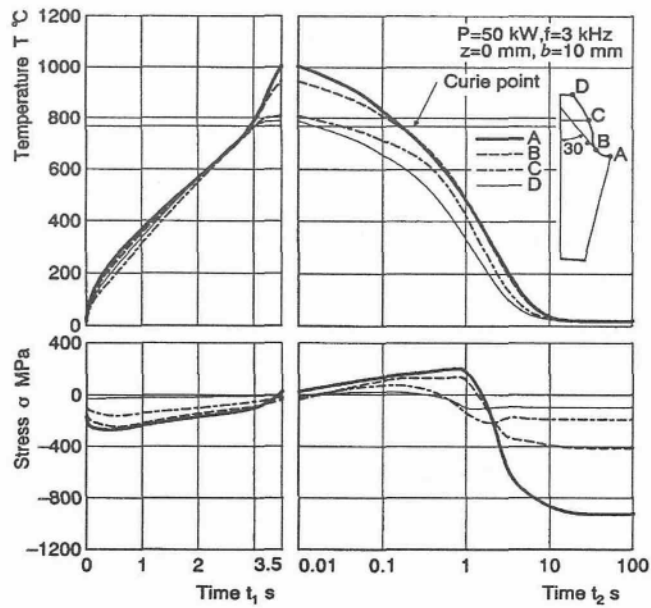


Fig. 3.14 Temperatures and stresses during single frequency induction hardening process ( $P=50kW, f=3kHz, b=10mm$ )

の応力は、加熱過程初期には圧縮応力になり、時間の経過とともに増加して極大値に達した後減少して、加熱終了時にはほぼ零になり、冷却過程初期には引張応力になり、時間の経過とともに増加し、歯底付近の温度がマルテンサイト変態開始温度(400°C)になる頃から急激に減少して圧縮応力になり、この圧縮応力は冷却終了時まで増大することがわかる。

図 3.15 は、図 3.14 の場合と同じ条件の焼入れ過程における歯面の応力を示す。図 3.15 中の応力は、歯面上の節点の歯たけ方向の主応力値を歯面垂直方向にとって示す。また符号  $\oplus$ 、 $\ominus$  は、それぞれ引張、圧縮応力を表す。図 3.15 より歯面の応力は、加熱過程初期には圧縮応力になり、時間の経過とともに減少して加熱終了時には零になる。そして冷却過程初期には引張応力になり、時間の経過とともに歯面から先に減少して圧縮応力になり、遅れて歯底付近でも圧縮応力になり、冷却終了時には歯底付近のほうが歯面よりも大きな圧縮応力になる。

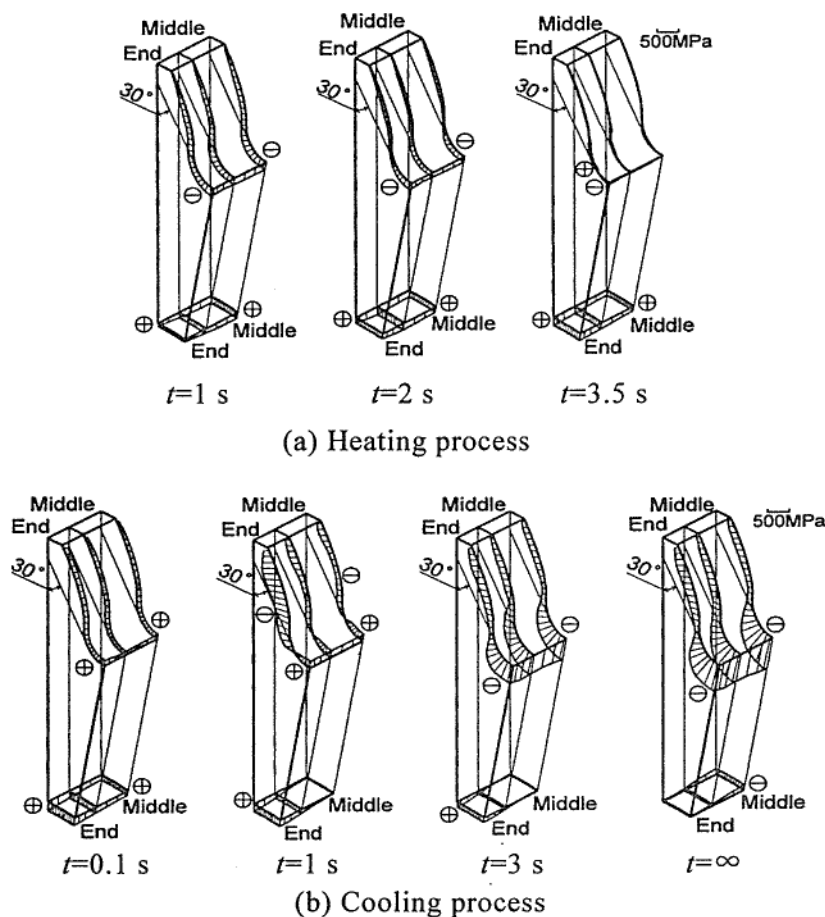


Fig. 3.15 Stress distributions during single frequency induction hardening process ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=3\text{kHz}$ ,  $b=10\text{mm}$ )

### 3.4.4 残留応力

図 3.16 は、 $b = 10 \text{ mm}$  の歯車モデルに対する、図 3.9 の場合と同じ条件の単周波焼入れによる残留応力を示す。図 3.16 より残留応力は、加熱電力が大きい場合には周波数にかかわらず歯底付近で引張応力になることがわかる。

図 3.17 は、 $b = 20 \text{ mm}$  の歯車モデルに対する、図 3.10 の場合と同じ条件の単周波焼入れによる残留応力を示す。図 3.17 より残留応力は、加熱電力および周波数が小さい場合には、歯底付近で圧縮応力になるが、加熱電力および周波数が大きい場合には、歯底付近で引張応力になることがわかる。

図 3.18 は、 $b = 10 \text{ mm}$  の歯車モデルに対する、図 3.12 の場合と同じ条件の二重周波焼入れによる残留応力を示す。図 3.18 より残留応力は、 $t_h = 2.6 \text{ s}$  の場合には歯面では大きな圧縮応力になるが、歯底付近では小さな圧縮応力になること、 $t_h = 3.15 \text{ s}$  の場合には、歯底付近で大きな圧縮応力が生じることがわかる。

図 3.19 は、 $b = 20 \text{ mm}$  の歯車モデルに対する、図 3.13 の場合と同じ条件の二重周波焼入れによる残留応力を示す。図 3.19 より残留応力は、 $t_h = 3.4 \text{ s}$  の場合には歯底付近で引張応力になるが、 $t_h = 6.1 \text{ s}$  の場合には歯底付近で大きな圧縮応力になることがわかる。

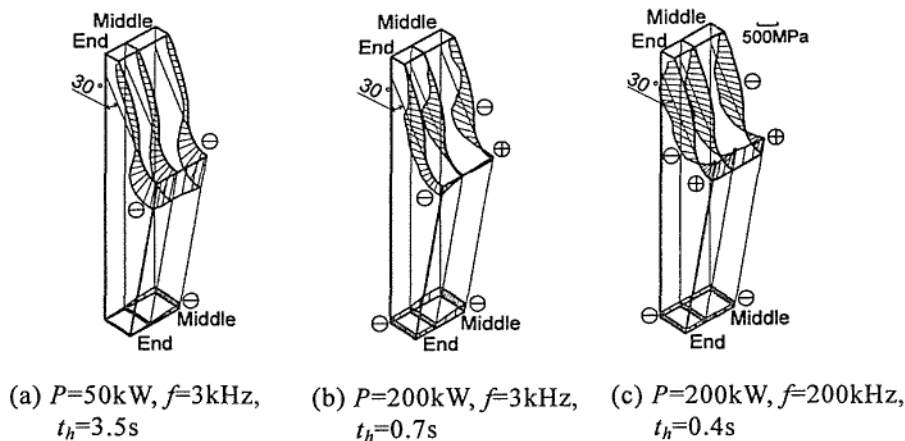
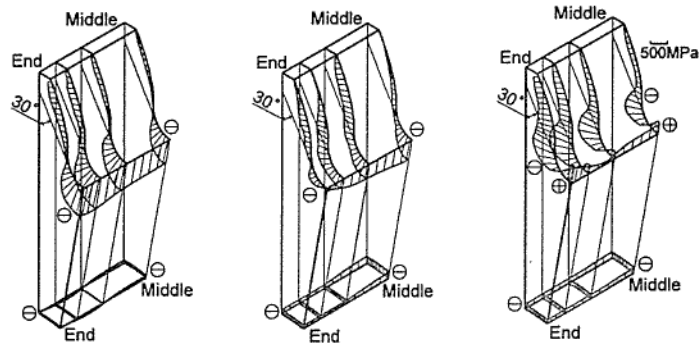
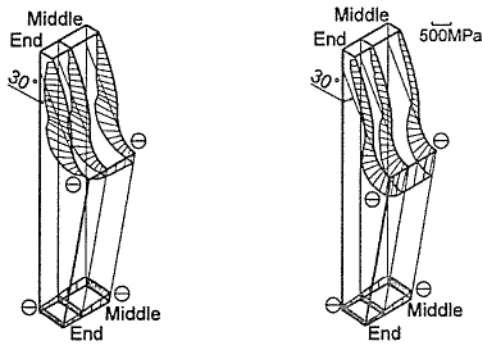


Fig. 3.16 Residual stress distributions due to single frequency induction hardening ( $b=10\text{mm}$ )



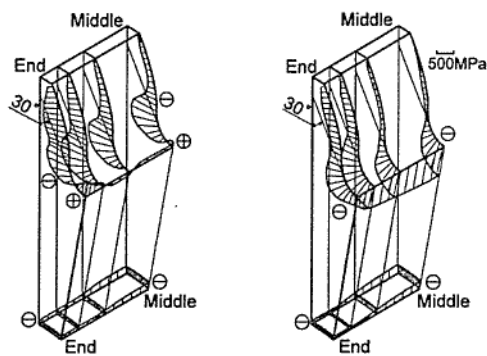
(a)  $P=50\text{kW}$ ,  $f=3\text{kHz}$ ,  $t_h=8.2\text{s}$     (b)  $P=200\text{kW}$ ,  $f=3\text{kHz}$ ,  $t_h=1.5\text{s}$     (c)  $P=200\text{kW}$ ,  $f=200\text{kHz}$ ,  $t_h=1.1\text{s}$

Fig. 3.17 Residual stress distributions after single frequency induction hardening ( $b=20\text{mm}$ )



(a)  $t_{h1}=2.5\text{s}$ ,  $t_{h2}=0.1\text{s}$     (b)  $t_{h1}=3.1\text{s}$ ,  $t_{h2}=0.05\text{s}$

Fig. 3.18 Residual stress distributions after dual frequency induction hardening ( $P_1=50\text{kW}$ ,  $f_1=3\text{kHz}$ ,  $P_2=200\text{kW}$ ,  $f_2=200\text{kHz}$ ,  $b=10\text{mm}$ )



(a)  $t_{h1}=3.0\text{s}$ ,  $t_{h2}=0.4\text{s}$     (b)  $t_{h1}=6.0\text{s}$ ,  $t_{h2}=0.1\text{s}$

Fig. 3.19 Residual stress distributions after dual frequency induction hardening ( $P_1=50\text{kW}$ ,  $f_1=3\text{kHz}$ ,  $P_2=200\text{kW}$ ,  $f_2=200\text{kHz}$ ,  $b=20\text{mm}$ )



### 3.4.5 硬化層

図 3.20 は、 $b = 10 \text{ mm}$  の歯車に対して  $P = 50 \text{ kW}$ 、 $f = 30 \text{ kHz}$  の単周波加熱条件で焼入れした場合 [ $t_h = 2.7, 3.2, 3.7 \text{ s}$  の 3 種類 ( $t_h = 3.2 \text{ s}$  がこの加熱条件において Hofer の危険断面が焼入れ温度  $930^\circ\text{C}$  に達する時間になる)] の歯車側面のマクロ腐食写真と硬化層の計算結果を示す。図 3.20 中の計算結果では、 $HV \geq 550$  ( $HV$ : ビッカース硬さ) の領域を示している。図 3.20 より硬化層は、いずれの  $t_h$  においてもマクロ腐食写真と計算結果ではほぼ一致することがわかる。

図 3.21 は、 $b = 10 \text{ mm}$  の歯車モデルに対する、図 3.9, 3.16 の場合と同じ条件の単周波焼入れによる硬化層を示す。図 3.21 より硬化層は加熱電力および周波数が小さい場合には歯全体に、加熱電力が大きく、周波数が小さい場合には歯底付近のみに、加熱電力および周波数が大きい場合には歯面のみが生じることがわかる。

図 3.22 は、 $b = 20 \text{ mm}$  の歯車モデルに対する、図 3.10, 3.17 の場合と同じ条件の単周波焼入れによる硬化層を示す。図 3.22 より加熱条件による硬化層の変化は、図 3.21 の場合と同様な変化になることがわかる。

図 3.23 は、 $b = 10 \text{ mm}$  の歯車モデルに対する、図 3.10, 3.18 の場合と同じ条件の二重周波焼入れによる硬化層を示す。図 3.23 より硬化層は、 $t_h = 2.6 \text{ s}$  の場合には、ほぼ歯形に沿って生じるが、 $t_h = 3.15 \text{ s}$  の場合には歯幅端において歯形に沿って生じないことがわかる。

図 3.24 は、 $b = 20 \text{ mm}$  の歯車モデルに対する、図 3.13, 3.19 の場合と同じ条件の

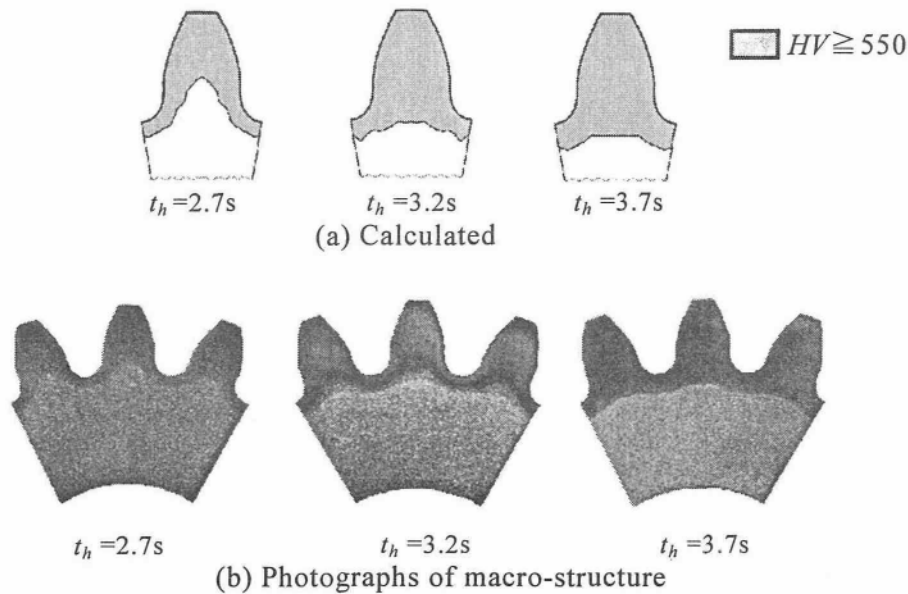
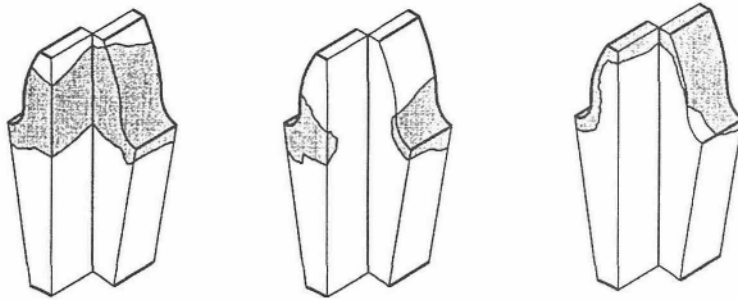
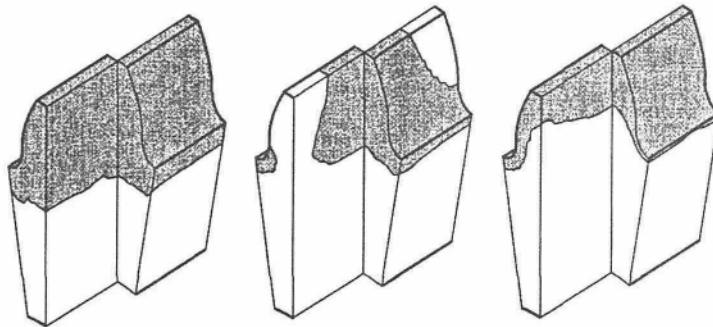


Fig. 3.20 Comparisons between calculated and measured hardened layers of gear-side ( $P = 50 \text{ kW}$ ,  $f = 30 \text{ kHz}$ ,  $b = 10 \text{ mm}$ )



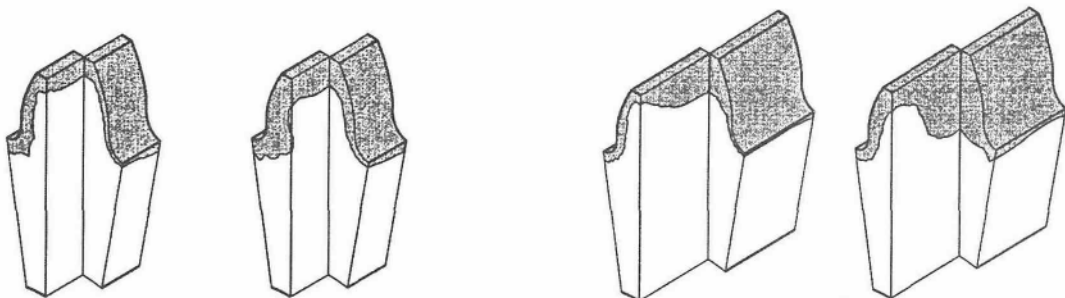
(a)  $P=50\text{kW}, f=3\text{kHz}, t_h=3.5\text{s}$ , (b)  $P=200\text{kW}, f=3\text{kHz}, t_h=0.7\text{s}$ , (c)  $P=200\text{kW}, f=200\text{kHz}, t_h=0.4\text{s}$

Fig.3.21 Hardened layers after single frequency induction hardening ( $b=10\text{mm}$ )



(a)  $P=50\text{kW}, f=3\text{kHz}, t_h=8.2\text{s}$ , (b)  $P=200\text{kW}, f=3\text{kHz}, t_h=1.5\text{s}$ , (c)  $P=200\text{kW}, f=200\text{kHz}, t_h=1.1\text{s}$

Fig. 3.22 Hardened layers after single frequency induction hardening ( $b=20\text{mm}$ )



(a)  $t_{h1}=2.5\text{s}, t_{h2}=0.1\text{s}$  (b)  $t_{h1}=3.1\text{s}, t_{h2}=0.05\text{s}$

(a)  $t_{h1}=3.0\text{s}, t_{h2}=0.4\text{s}$  (b)  $t_{h1}=6.0\text{s}, t_{h2}=0.1\text{s}$

Fig. 3.23 Hardened layers after dual frequency induction hardening ( $P_1=50\text{kW}, f_1=3\text{kHz}, P_2=200\text{kW}, f_2=200\text{kHz}, b=10\text{mm}$ )

Fig. 3.24 Hardened layers after dual frequency induction hardening ( $P_1=50\text{kW}, f_1=3\text{kHz}, P_2=200\text{kW}, f_2=200\text{kHz}, b=20\text{mm}$ )

二重周波焼入れによる硬化層を示す。図 3.24 より硬化層は、 $t_h = 3.4$  s の場合には、ほぼ歯形に沿って生じるが、 $t_h = 6.1$  s の場合には、歯幅中央において歯形に沿って生じないことがわかる。

図 3.23, 3.24 の結果より歯形に沿った硬化層を得るには、二重周波高周波焼入れが有効であることがわかる。また図 3.18, 3.19, 3.23, 3.24 の結果より、二重周波高周波焼入れによって歯底付近に大きな圧縮残留応力が生じる加熱条件は、歯形に沿った硬化層が生じる条件とは異なるので注意を要する。

### 3.5 結 言

本章において得られたおもな点を要約すると次のとおりである。

- (1) 歯車の高周波加熱過程における温度の測定値と計算値はよく一致するので、本章の計算プログラムは高周波焼入れ過程の温度計算に有効である。
- (2) 歯車の単周波加熱による加熱終了時の最高温度の位置は、歯幅  $b$  が小さい場合には加熱条件にかかわらず歯底歯幅端になるが、 $b$  が大きい場合には加熱電力  $P$  にかかわらず、周波数  $f$  が小さいときには歯底歯幅中央に、 $f$  が大きいときには歯先歯幅中央になる。また加熱終了時の等温線は、適切な二重周波加熱を採用することによって歯形に沿わせることができる。
- (3) 歯車の単周波高周波焼入れによる歯元の残留応力(歯面上歯たけ方向の主応力)は、 $b$  にかかわらず  $P$ ,  $f$  が小さい場合には大きな圧縮応力になるが、 $P$ ,  $f$  が大きい場合には引張応力になるので注意を要する。また適切な二重周波高周波焼入れによって歯元に生じる圧縮残留応力を大きくすることができる。
- (4) 本章の高周波焼入れシミュレータによる歯車の硬化層の計算結果は、実際の高周波焼入れ歯車における側面のマクロ腐食写真の硬化層とほぼ一致する。
- (5) 歯車の単周波高周波焼入れによる硬化層は、 $b$  にかかわらず  $P$ ,  $f$  が小さい場合には歯全体に生じ、 $P$  が大きく  $f$  が低い場合には歯底付近のみに生じ、 $P$ ,  $f$  が大きい場合に歯先付近のみに生じる。また適切な二重周波高周波焼入れを採用することによって歯形に沿う硬化層を得ることができる。
- (6) 二重周波高周波焼入れによって歯車の歯底付近で大きな圧縮残留応力が生じる加熱条件は、歯形に沿った硬化層が生じる条件とは異なるので注意を要する。

## 第4章 高周波焼入れ歯車の残留応力,硬化層と曲げ疲労強度に及ぼすコイル形状,リム厚さの影響

### 4.1 緒言

動力伝達用歯車の強度増強のため、一般に浸炭焼入れや高周波焼入れなどの表面硬化処理が施される。これらの表面硬化処理によって歯車の歯面および歯元すみ肉部表面には、硬さの増大と大きな圧縮残留応力が生じ、これらが歯車の負荷能力に大きな影響を及ぼすことが知られている<sup>(4.1)~(4.5)</sup>。前章までは高周波焼入れによる歯車の残留応力と硬化層を予測するための三次元高周波焼入れシミュレータの開発を行い、その有効性を確かめるとともに、種々の高周波焼入れ条件のもとでシミュレーションを行って、高周波焼入れによる歯車の残留応力と硬化層に及ぼす加熱電力および周波数などの影響について明らかにした。しかし、高周波焼入れ歯車の負荷能力（曲げ疲労・歯面強度）と残留応力・硬化層の関係については、まだほとんど明らかにされていない。また、第3章で用いた加熱コイルは、第2章で開発した三次元高周波焼入れシミュレータの有効性を確かめるために使用することを考えて製作したものであるため、加熱終了後の歯車を冷却する部分をコイル内に組み込んだものになっていない。このため、実用される加熱コイルを作製し、このコイルを用いた場合と第3章までの加熱コイルを用いた場合の相違についても検討する必要があると考えられる。

本章では、加熱コイル冷却用と加熱終了後の歯車冷却用の2つの水路をもつ高周波焼入れ用加熱コイルを設計製作し、このコイルを用いた場合の歯車の種々の高周波焼入れのシミュレーションを行って、高周波焼入れ過程の温度・応力、焼入れによる残留応力と硬化層を求め、これらの計算結果と歯車冷却用の水路をもたない加熱用コイル（第3章のもの）を用いた場合の計算結果を比較検討することにより、高周波焼入れ過程の温度・応力、残留応力・硬化層に及ぼす加熱電力、周波数、加熱時間、加熱コイル形状およびリム厚さなどの影響について明らかにする。次に、これらの加熱コイルを用いて、異なる加熱時間の高周波焼入れを行った歯車の硬さ測定および曲げ疲労試験を行って、高周波焼入れ歯車の硬化層および曲げ疲労強度に及ぼす加熱時間および加熱コイル形状の影響などについて明らかにする。

## 4.2 有限要素法による電流密度・温度・応力および硬化層の計算方法

### 4.2.1 計算方法

歯車の高周波焼入れ過程における電流密度，温度および応力の計算は，辺要素三次元 FEM による電磁界解析，節点要素三次元 FEM による熱伝導解析，弾塑性応力解析法を用いて行った。また高周波焼入れによる硬さの計算は，最大冷却速度と硬さの関係およびマルテンサイト量と硬さの関係を用いて行った。計算方法の詳細は，第 2 章で述べられている。

### 4.2.2 FEM モデルの要素分割方法の境界条件

本計算に用いた歯車の形状寸法を図 4.1 に，主諸元を表 4.1 に示す。リム厚さは， $\infty$ (一体)， $m$ ， $2m$  の三種類，歯幅は  $b=10\text{mm}$  と  $b=20\text{mm}$  の二種類である。歯車材料は S35C，コイル材料は銅である。また，焼入れ条件を表 4.2 に示す。歯車に対して，歯車形状の対称性および熱処理条件の円周方向における一様性を考慮して，四面体要素を用いて分割を行い，焼入れ過程の温度，応力の計算を行った。

本 FEM 解析に用いたモデルは四種類で，図 4.2 に加熱コイルの形状・寸法を，図 4.3 に FEM モデルの要素分割パターンを示す。電磁界解析においては，磁束が空気中も通るので，歯車外形の 1/2 倍までの空気領域を解析領域に含めた。境界条件は  $r = 0\text{mm}$  における節点を固定境界とし，角パイプ中に水 ( $20^\circ\text{C}$ ) が流れるのでコイルの温度は  $20^\circ\text{C}$  一定としている。

## 4.3 実験方法および実験装置

### 4.3.1 試験歯車および加熱コイル

図 4.4 は，本実験に用いた歯車と加熱コイルの断面形状を示す。図 4.4(a)の Coil A では，水路 (Water pass) にコイル冷却用の水が流れ，加熱終了後，歯車上側側面 (図 3.1(a) Coil A 中の gear-side U) よりホースで水をかけて冷却を行う。図 4.4(b)の Coil B では，外側水路 (Outer water pass) にコイル冷却用の水が流れ，加熱終了後，内側水路 (Inner water pass) に水を流し冷却穴から噴射される水で歯車が冷却される。試験歯車の主諸元は，モジュール  $m = 4$ ，基準圧力角  $\alpha_0 = 20^\circ$ ，歯数  $z = 18$ ，歯幅  $b = 10\text{mm}$  である。表 4.3 に試験歯車の加熱条件を示す。

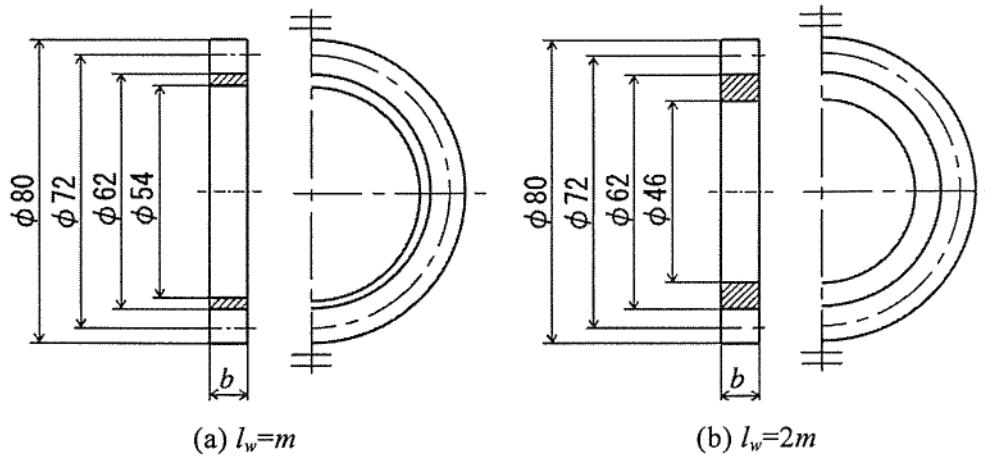


Fig. 4.1 Shapes and dimensions of gears

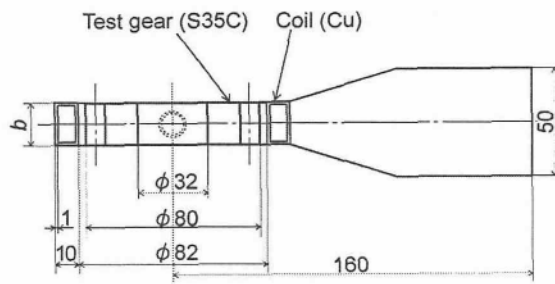
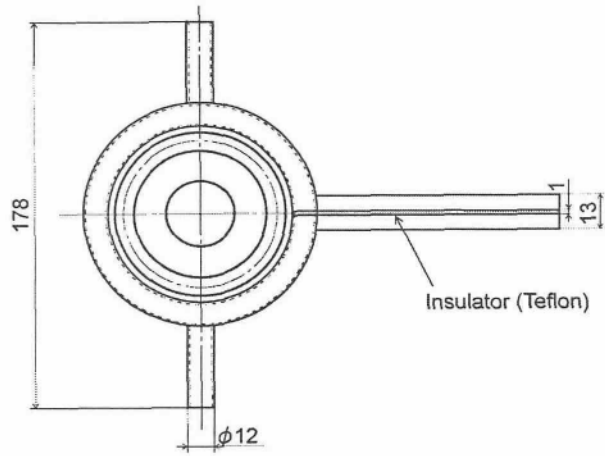
Table 4.1 Dimensions of gears

Module	$m$	4	
Pressure angle	$\alpha_0$	$20^\circ$	
Number of teeth	$z$	18	
Face width	$b$	10 mm	20 mm
Rim thickness	$l_w$	$m^*$ , $2m$ , $\infty^{**}$	
Material		S35C	

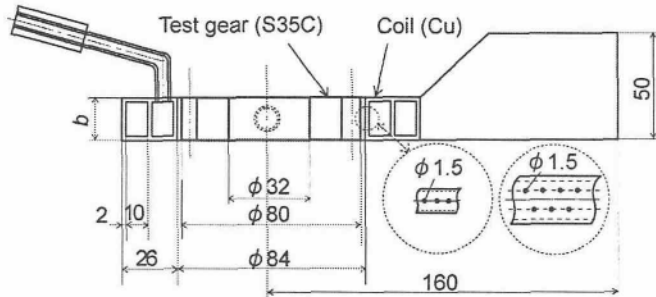
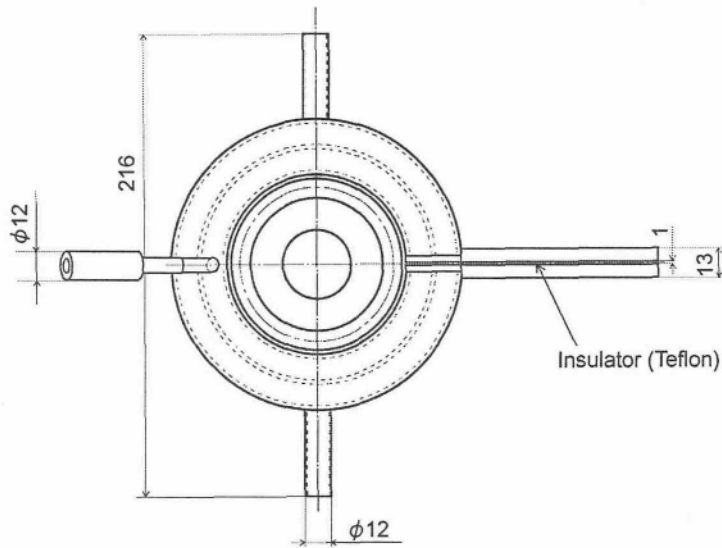
$m^*$ : module,  $\infty^{**}$ :solid gear

Table 4.2 Heating conditions in simulation

Number of teeth $z$	Face width $b$ mm	Rim thickness $l_w$	Coil	Heating condition		Heating time $t_h$ s	
				$P$ kW	$f$ kHz		
18	10	$\infty$	Coil A	50	30	2.7, 3.2, 3.7	
	20					6.9, 7.9, 8.9	
	10					2.8, 3.3, 3.8	
	20					7.4, 8.4, 9.4	
	10	$m$	Coil B			2.6	
	20					5.8	
	10					$2m$	3.1
	20						7.5



(a) Coil A



(a) Coil B

Fig. 4.2 Dimensions of gears and coils

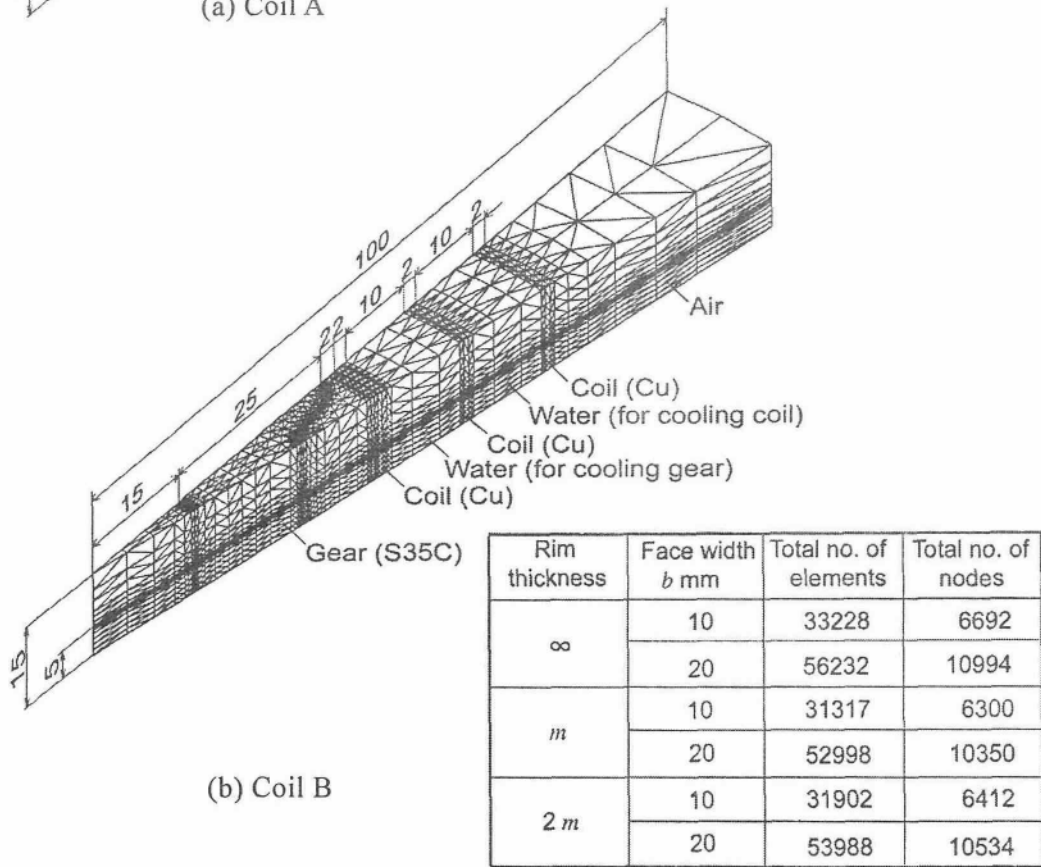
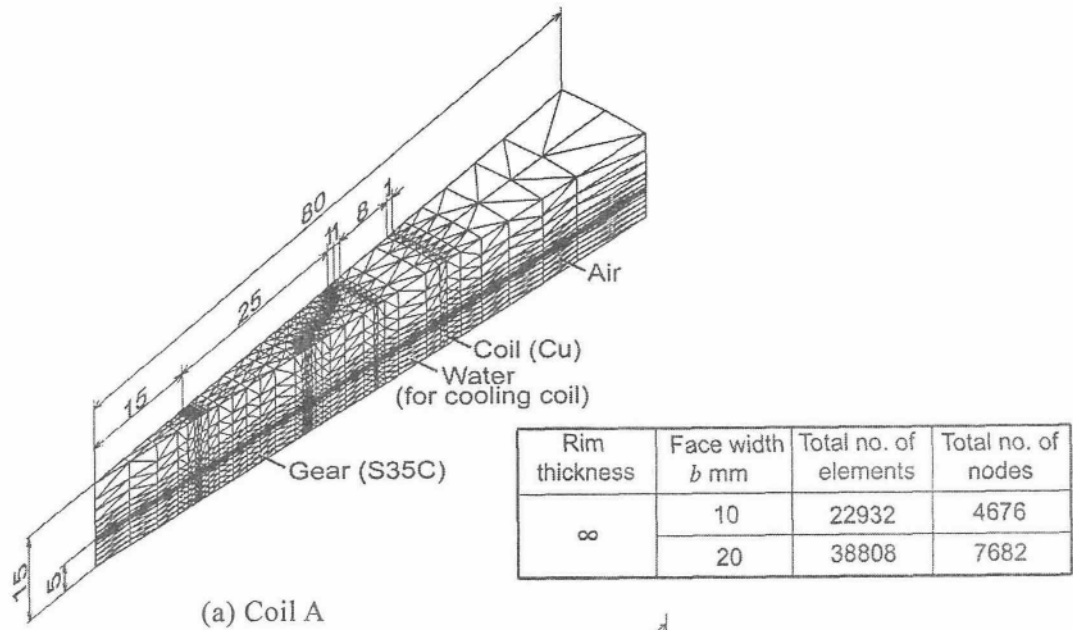


Fig. 4.3 Mesh patterns of FEM models



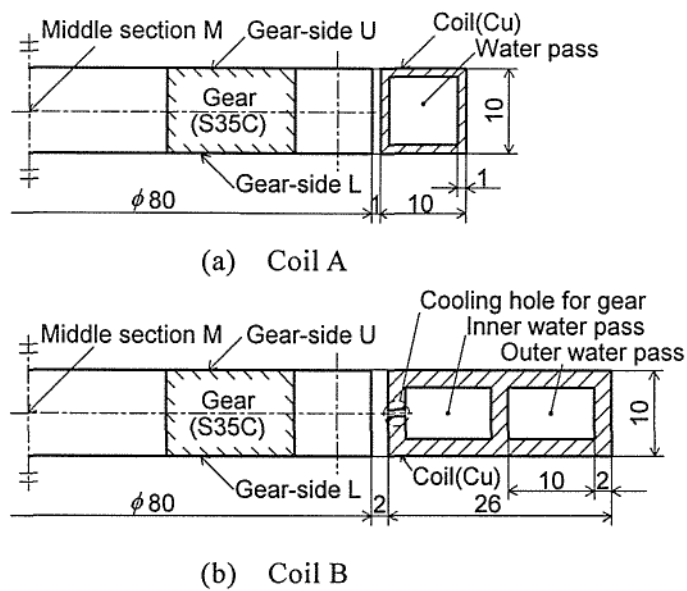


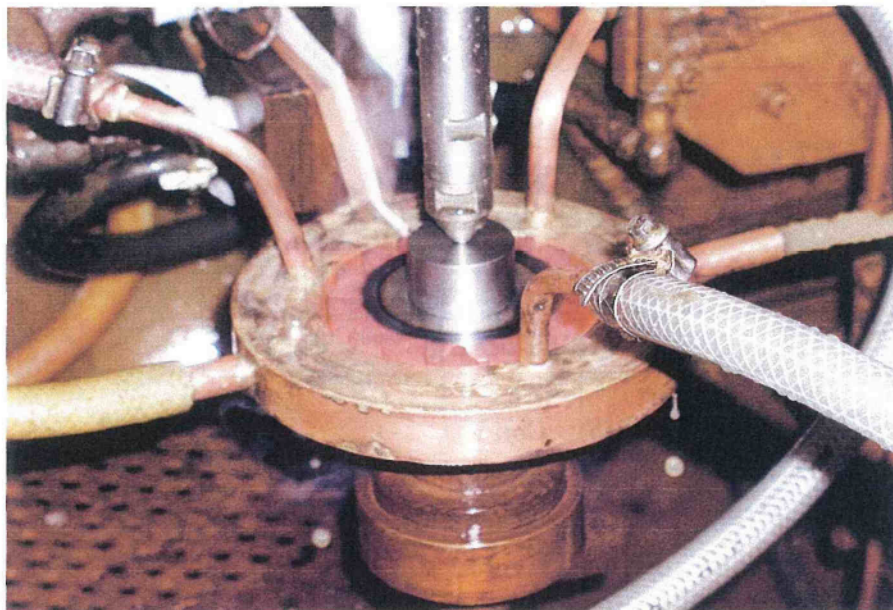
Fig. 4.4 Dimensions of gear and heating coil

Table 4.3 Heating condition of test gears

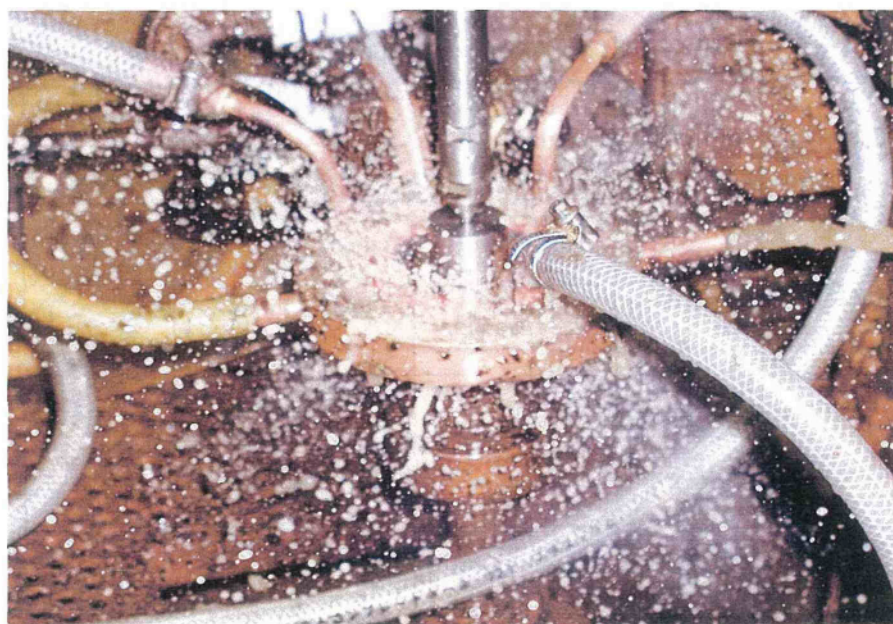
Gear sign	Material	Number of teeth $z$	Face width $b$ mm	Coil	Heating condition		Heating time $t_h$ s
					$P$ kW	$f$ kHz	
GA1	S35C	18	10	Coil A	50	30	2.7
GA2							3.2
GA3							3.7
GB1				Coil B			2.8
GB2							3.3
GB3							3.8

### 4.3.2 高周波焼入れ装置

図 4.5 は、高周波誘導加熱装置（図 3.4）により高周波焼入れを行った時の (a)加熱終了時直前および (b)冷却開始直後の写真を示す。



(a) Heating process (Near end of heating process)



(b) Cooling process (Just after beginning of cooling process)

Fig. 4.5 Photographs of induction hardening (Coil B)

### 4.3.3 硬さ測定と金属組織観察

図 4.4 中の Gear-side U, Middle section M-M, Gear-side L の歯元すみ肉部接線角度  $\theta = 30^\circ$  の Hofer の危険断面位置 ( $\theta$ : 歯形中心線と歯元すみ肉線のなす角) における歯面垂直方向の硬さ分布を測定した。

また, 高周波焼入れを行った歯車の歯元すみ肉部接線角度  $\theta = 30^\circ$  の Hofer の危険断面位置の硬化層の測定とマイクロ組織観察を行った。

### 4.3.4 曲げ疲労試験

本実験に使用した曲げ疲労試験機 (パルセータ) の概略図を図 4.6 に, 写真を図 4.7 に示す。この試験機は, 油圧により繰返し荷重を与えるもので, ディーゼル機関用燃料噴射ポンプとその駆動装置よりなる脈動油圧発生装置①, 圧力制御装置②, および荷重負荷装置③よりなっている。試験機の荷重の繰返し速度は, 毎分 670 回である。試験歯車の負荷位置は歯先である。荷重値の設定は, 試験機に取付けた圧力制御装置の出力ひずみを動ひずみ計およびオシロスコープを用いて読み取って行った。また, 荷重の繰返し数  $N$  が  $5 \times 10^6$  を超えても歯が破断しないときの荷重値をもって曲げ疲労限度荷重とした。

図 4.8 は, 試験歯車の歯元応力計算に必要な諸寸法を示す。歯面荷重  $P_n$ , 歯元応力影響係数  $A$ , 歯幅  $b$  とすると, 歯の引張側歯元すみ肉部実応力  $\sigma_t$  は次式から求まる。

$$\sigma_t = A \frac{P_n}{b} \quad (4.1)$$

ただし, 歯元応力影響係数  $A$  は, 会田・寺内式より次のように表される。

$$A = \left( 1 + 0.08 \frac{s}{\rho} \right) \left( 0.66 A_b + 0.40 \sqrt{A_b^2 + 36 A_r^2} + 1.15 A_c \right) \quad (4.2)$$

$$\begin{aligned} A_b &= \frac{6l \sin \theta}{s^2}, & A_r &= \frac{\sin \theta}{s} \\ A_c &= -\frac{\cos \theta}{s} - \frac{6y \cos \theta}{s^2} \end{aligned} \quad (4.3)$$

図 4.8 に示した歯車の諸寸法を万能投影機を用いて測定し, この数値を式(4.2), (4.3)に代入して歯元応力影響係数  $A$  を求めた。表 4.4 に試験歯車の寸法および歯元影響係数  $A$  の計算結果を示す。

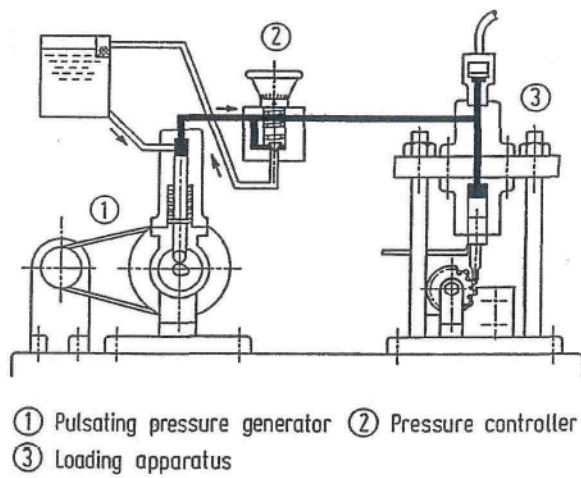


Fig. 4.6 Bending fatigue test machine

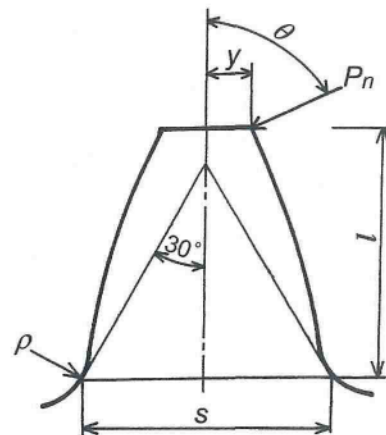


Fig. 4.8 Dimensions for root stress calculation of test gear

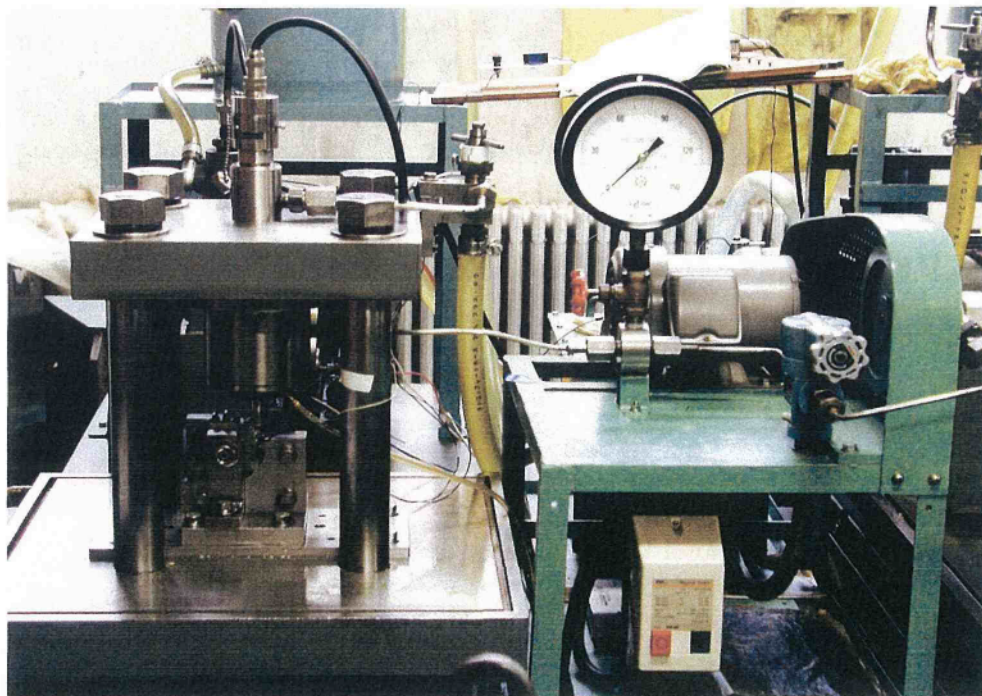


Fig. 4.7 Photograph of bending fatigue test machine

Table 4.4 Dimensions at root fillet and root stress influence factor of test gears

Gear sign	$l$ mm	$s$ mm	$y$ mm	$\rho$ mm	$\theta^\circ$	$A$
GA, GB	8.40	7.65	1.33	2.05	59.71	0.96



## 4.4 計算・実験結果および考察

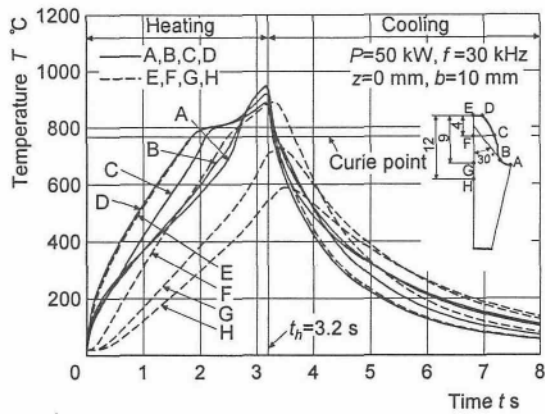
### 4.4.1 焼入れ過程の温度

#### (a) コイル形状の影響

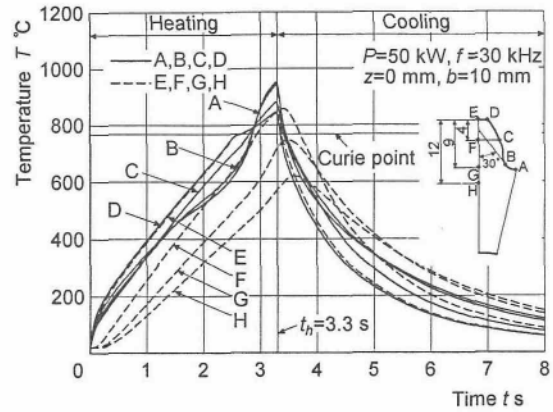
図 4.9, 図 4.10 は, 歯幅  $b = 10\text{mm}$  と  $b = 20\text{mm}$  の歯車に対して, 加熱電力  $P = 50\text{kW}$ , 周波数  $f = 30\text{kHz}$  で, Coil A と Coil B を用いて, Hofer の危険断面位置の温度が歯幅全面にわたって焼入れ温度 ( $930^\circ\text{C}$ ) に達するまで加熱した後, 水中 ( $20^\circ\text{C}$ ) で冷却した場合の歯幅中央断面 ( $z = 0\text{mm}$ ) における歯面および歯形中心線上の各点の温度の時間的変化の計算結果を示す. 図 4.9, 図 4.10 より, 加熱過程では,  $b = 10\text{mm}$  の場合は, コイル形状に関係なく, 歯底(図 4.9, 図 4.10 中の A 点)および Hofer の危険断面位置の温度は, 加熱初期には歯先の温度より遅く上昇し, 歯先の温度がキュリー一点に達する頃から急激に上昇し, 歯先よりも高くなることがわかる.  $b = 20\text{mm}$  の場合は, コイル形状にかかわらず, 歯先(同 D, E 点)の温度は, キュリー一点付近まで急激に上昇し, その後, 緩やかに上昇するが, 歯底および危険断面位置の温度は, Coil A で加熱した場合では, 歯先の温度がキュリー一点付近に達するまでは急激に上昇し, 逆に, Coil B で加熱した場合では, 歯先の温度がキュリー一点に達する頃から急激に上昇していることがわかる. 冷却過程では, いずれのコイル形状, 歯幅の場合も, 温度は冷却開始直後に急激に下降し, 時間の経過とともに水温 ( $20^\circ\text{C}$ ) に近づくことがわかる. 歯車内部(同 G, H 点)の温度は, 加熱過程では歯底よりかなり低く, 時間の経過とともに上昇し, 冷却過程では, 歯面と歯車内部において冷却作用の遅れによって, 冷却開始後しばらくすると歯面の温度よりも高くなり, その後緩やかに下降して水温に近づく傾向を示すことがわかる.

図 4.11, 図 4.12 は, 図 4.9, 図 4.10 の場合と同じ条件に対する歯幅中央断面 ( $z = 0\text{mm}$ ) と側面 ( $z = 5, 10\text{mm}$ ) の各点における温度の時間的変化を示す. 図 4.11 より,  $b = 10\text{mm}$  の場合は, コイル形状に関係なく, 側面の歯底から加熱されているが, Coil A で加熱した場合は, 歯底および Hofer の危険断面位置の歯幅中央断面と側面の温度差が大きく, 側面のほうがより加熱されていることがわかる. 図 4.12 より,  $b = 20\text{mm}$  の場合は, 歯底および Hofer の危険断面位置の歯幅中央断面と側面の温度差が小さくなることがわかる. これは, 歯幅の増加とともに熱容量が増加したため, 加熱時間が長くなったためである.

図 4.13 は,  $b = 10\text{mm}$  で, 図 4.9 の場合と同じ条件に対する加熱過程の温度分布を

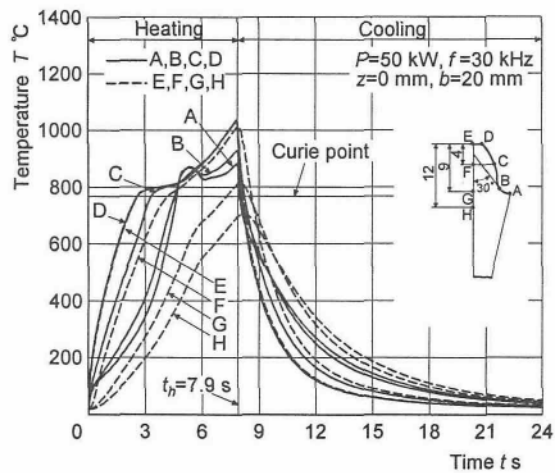


(a) Coil A,  $t_h=3.2$  s

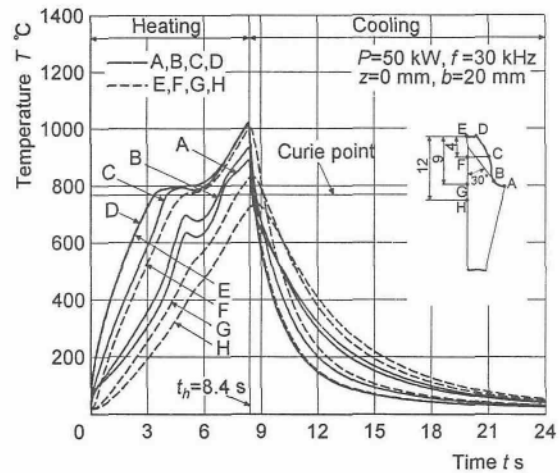


(b) Coil B,  $t_h=3.3$  s

Fig. 4.9 Temperatures at tooth surface and core on middle section during induction hardening process ( $b=10$ mm)

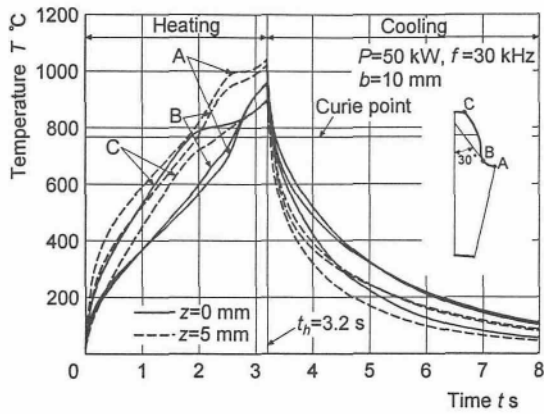


(a) Coil A,  $t_h=7.9$  s

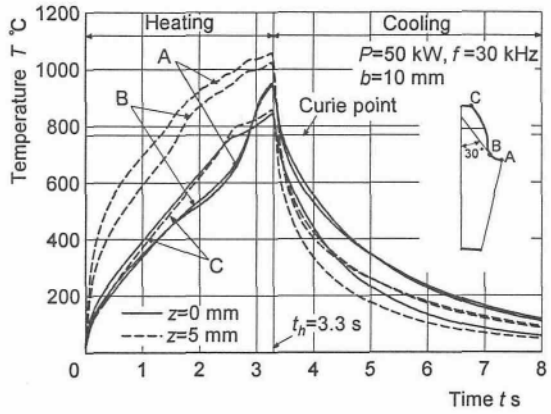


(b) Coil B,  $t_h=8.4$  s

Fig. 4.10 Temperatures at tooth surface and core on middle section during induction hardening process ( $b=20$ mm)

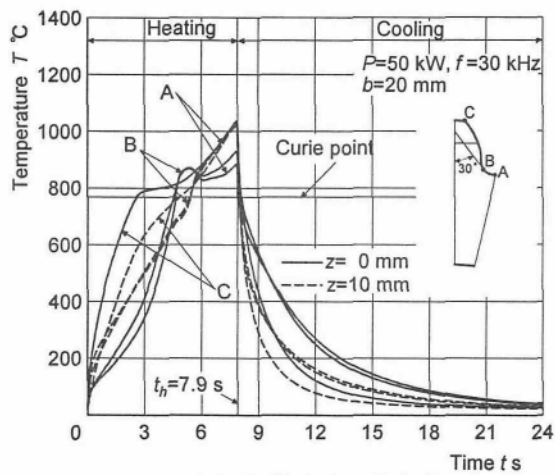


(a) Coil A ( $t_h=3.2$  s)

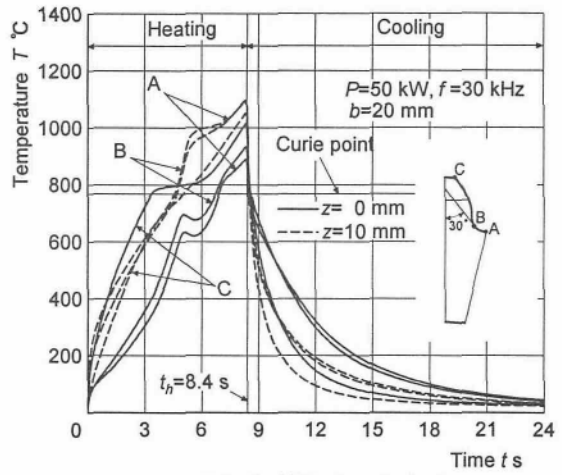


(b) Coil B ( $t_h=3.3$  s)

Fig. 4.11 Temperatures at tooth surface on middle section and gear side during induction hardening process ( $b=10$ mm)



(a) Coil A ( $t_h=7.9$  s)



(b) Coil B ( $t_h=8.4$  s)

Fig. 4.12 Temperatures at tooth surface on middle section and gear side during induction hardening process ( $b=20$ mm)

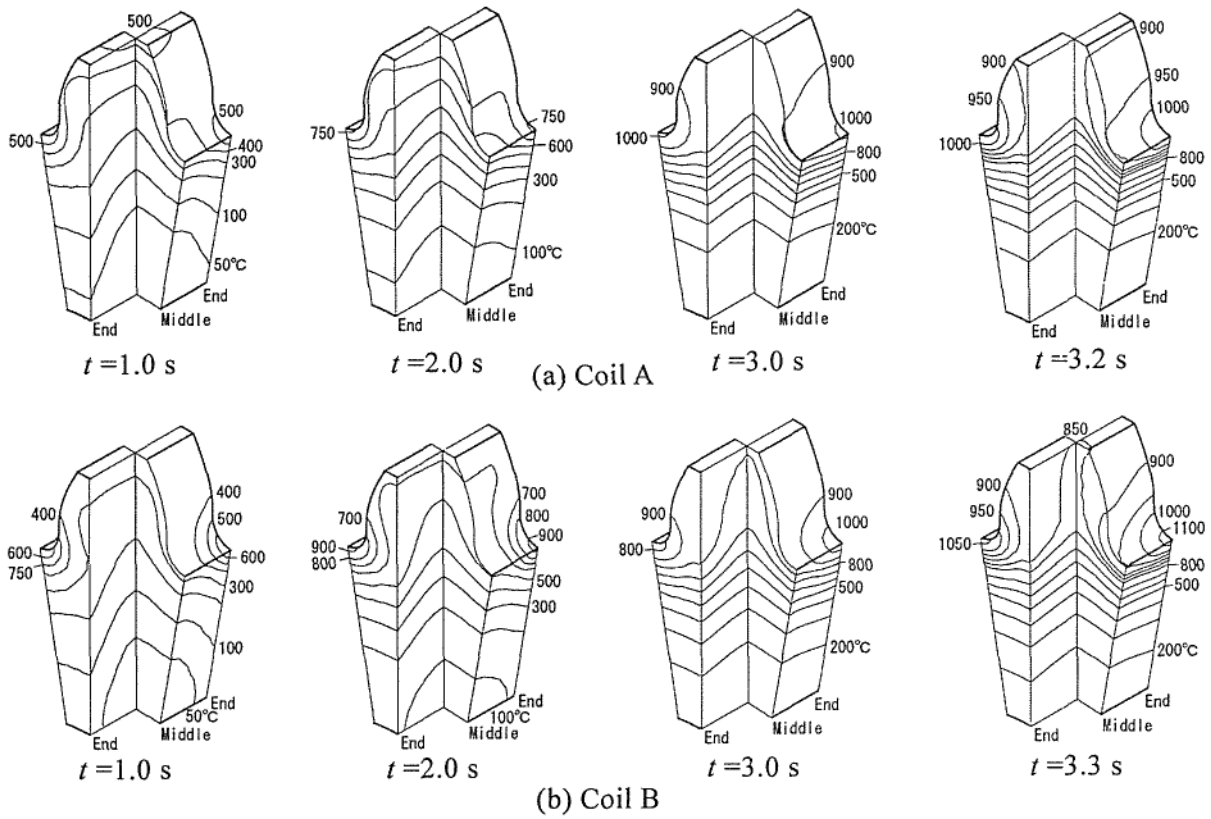


Fig. 4.13 Contour lines of temperatures during heating process  
 ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=30\text{kHz}$ ,  $b=10\text{ mm}$ )

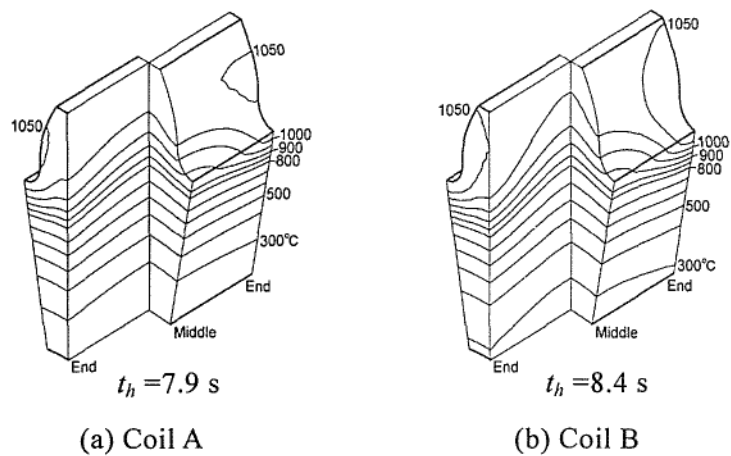


Fig. 4.14 Contour lines of temperatures at end of heating process  
 ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=30\text{kHz}$ ,  $b=20\text{ mm}$ )



等温線で示す。図 4.13 より、加熱過程では、Coil A で加熱した場合は、加熱開始初期は、歯幅中央断面の歯先および側面歯底付近で最高温度になり、加熱時間が増加するとともに側面の歯底付近が最高温度になるのに対し、Coil B で加熱した場合には、側面の歯底付近が常に最高温度になることがわかる。

図 4.14 は、図 4.10 の場合と同じ条件に対する加熱終了時の温度分布を等温線で示す。図 4.14 より、加熱終了時には、Coil A で加熱した場合は、側面の歯面が最高温度になるのに対し、Coil B の場合には、側面の歯底付近が最高温度になることがわかる。

図 4.15 は、図 4.9 の場合と同じ条件に対する Hofer の危険断面位置の温度が、歯幅全体にわたって焼入れ温度(930°C)に達するまで加熱した場合、加熱時間を 0.5sec 短い場合および長い場合の加熱終了時の温度を等温線で示す。図 4.15 より、最高温度の位置は、いずれの場合も側面の歯底付近になることがわかる。

図 4.16 は、図 4.9 の場合と同一条件に対する冷却過程の温度分布を等温線で示す。図 4.16 より、冷却過程ではいずれのコイル形状の場合も、冷却初期には歯面の温度が急激に減少するのに対し、歯車内部の温度は、時間の経過とともに緩やかに低下することがわかる。また、冷却初期には歯面、側面から冷却されるため、最高温度の位置は、歯面から歯幅中央の歯形中心線上付近に移動し、この位置は時間の経過とともに歯形中心線を歯車中心に向かって移動することがわかる。

#### (b) リム厚さの影響

図 4.17 は、 $b = 10\text{mm}$ ,  $b = 20\text{mm}$ ,  $l_w = m, 2m, \infty$  に対して、 $P = 50\text{kW}$ ,  $f = 30\text{kHz}$ , 表 4.4 に示す加熱時間で、図 4.2 に示す Coil A で加熱した場合の Hofer の危険断面位置(図 4.9, 図 4.10 中の B 点)の温度が歯幅全体にわたって焼入れ温度(930°C)に達するまで加熱した後、水中(20°C)で冷却した時の歯幅中央断面( $z = 0\text{ mm}$ )の断面および歯形中心線上の各点の温度の時間的変化を示す。図 4.17 より、加熱過程では、 $b = 10\text{mm}$  の場合は、いずれのリム厚さの場合も、キュリー点付近まで急激に上昇し、その後、緩やかに上昇する。歯底および Hofer の危険断面位置の温度は、 $l_w = 2m, \infty$  の場合では、歯先の温度がキュリー点に達する頃から急激に上昇していることがわかる。冷却過程では、いずれのリム厚さの場合も、温度は冷却開始直後に急激に低下し、時間の経過とともに水温(20°C)に近づくことがわかる。歯面と歯面内部の温度差は、 $l_w = m, 2m, \infty$  の順に大きくなることがわかる。これは、リム内周面から

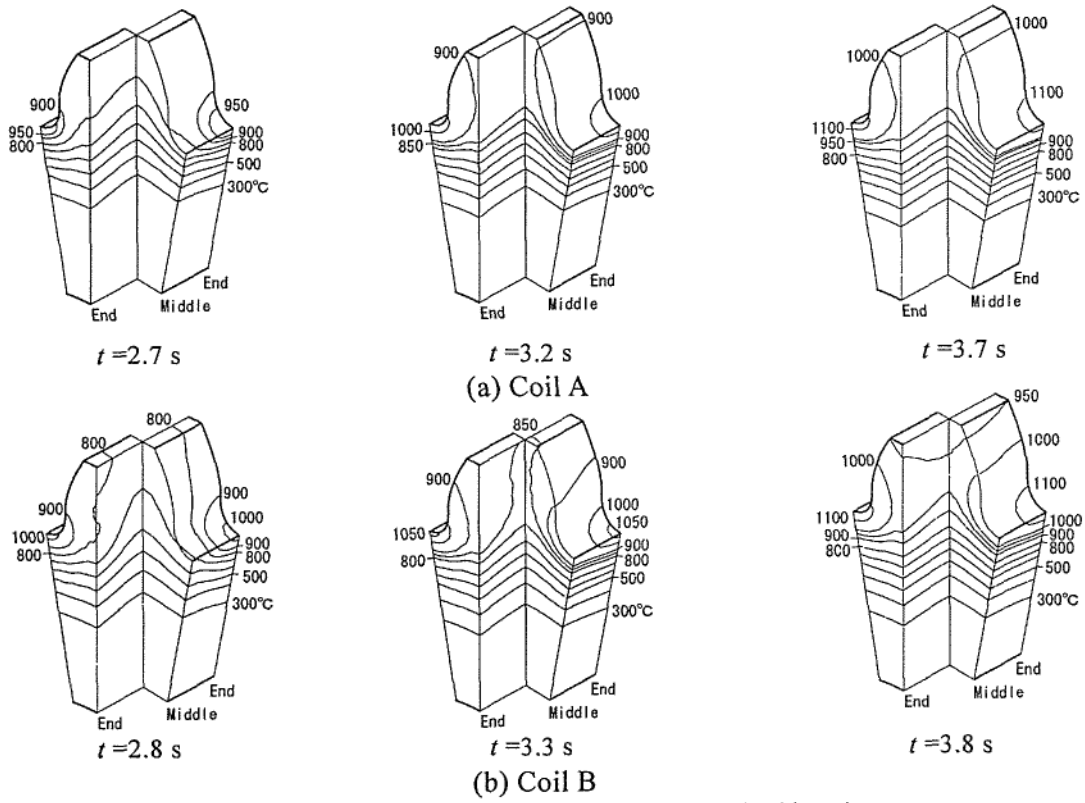


Fig. 4.15 Contour lines of temperatures at end of heating process ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=30\text{kHz}$ ,  $b=10\text{ mm}$ )

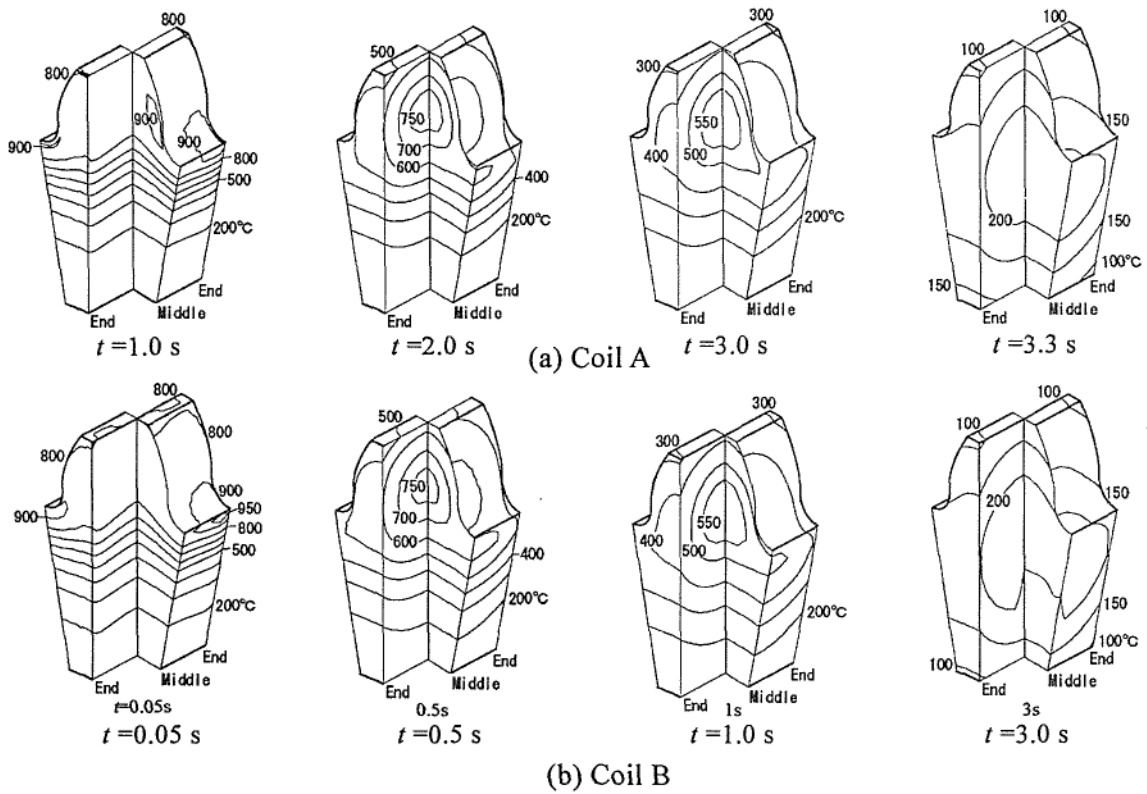


Fig. 4.16 Contour lines of temperatures during cooling process ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=30\text{kHz}$ ,  $b=10\text{ mm}$ )

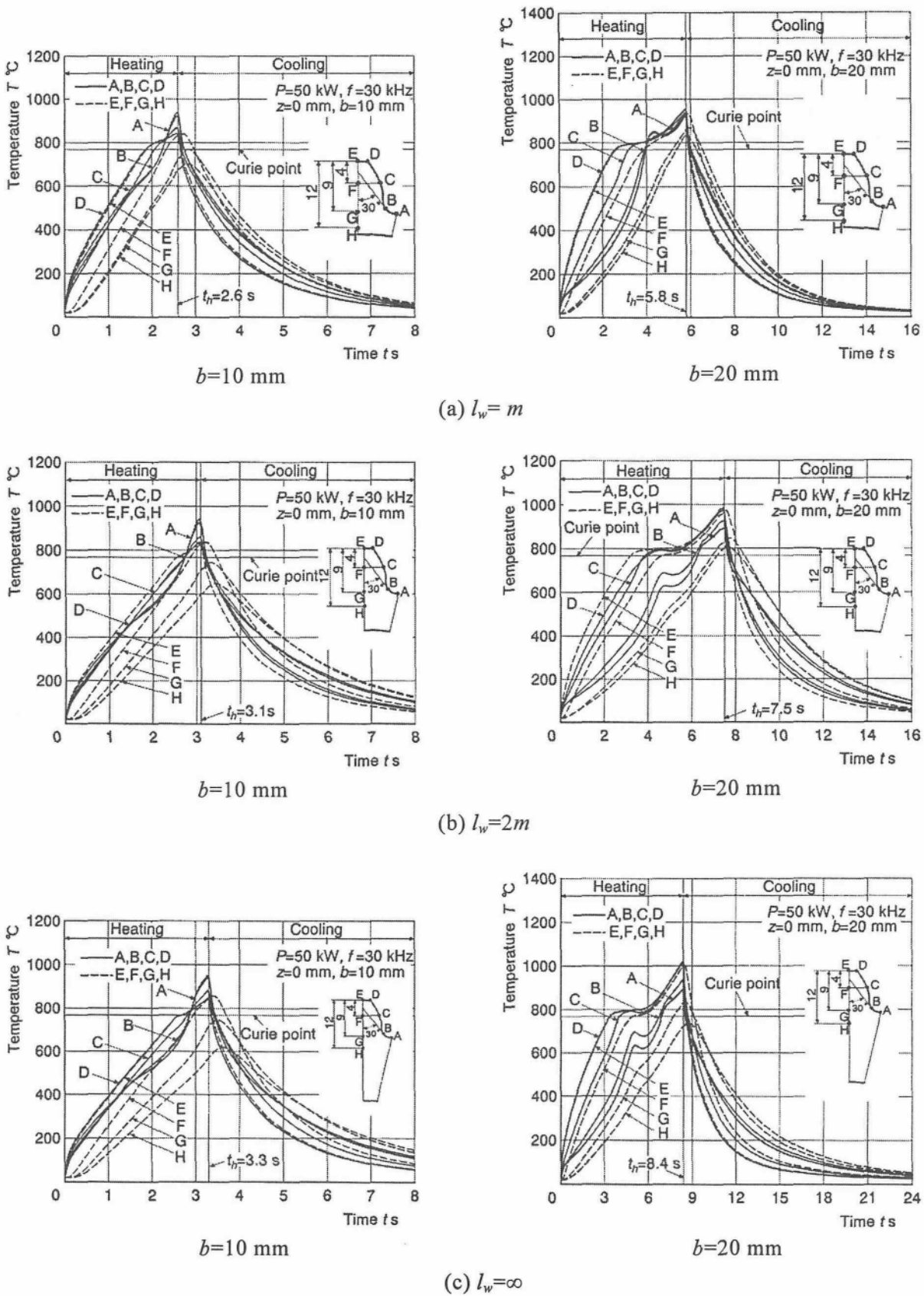


Fig. 4.17 Temperatures at tooth surface and core on middle section during induction hardening process ( $z=0\text{ mm}$ , Coil B)

も冷却されること、また、熱容量が  $l_w = m, 2m, \infty$  に順に大きくなることによる。

図 4.18 は、図 4.17 の場合と同じ条件に対する歯幅中央断面 ( $z = 0\text{mm}$ ) と側面 ( $z = 5\text{mm}, 10\text{mm}$ ) の各点における温度の時間的変化を示す。図 4.18 より、 $b = 10\text{mm}$  の場合は、いずれのリム厚さの場合も、歯底および Hofer の危険断面位置の温度は、 $l_w = m$  では、歯幅中央断面の歯先および側面の歯底から加熱され、 $l_w = 2m, \infty$  では、側面の歯底から加熱されることがわかる。これは、歯幅の増加とともに熱容量が増加したため、加熱時間が長くなったためである。

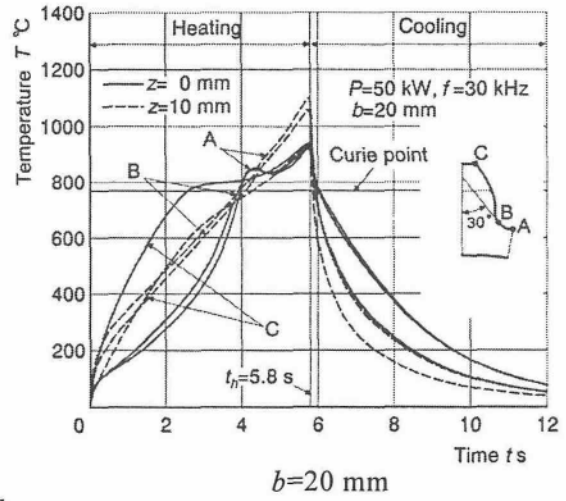
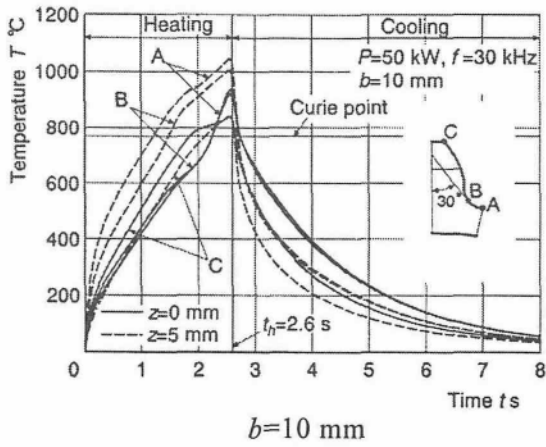
図 4.19 は、図 4.17 の場合と同じ条件に対する Hofer の危険断面位置の温度が歯幅全体にわたって焼入れ温度 ( $930^\circ\text{C}$ ) に達するまで加熱した場合の加熱終了時の温度を等温線で示す。図 4.19 より、最高温度の位置は、いずれのリム厚さ、歯幅の場合も、歯幅中央断面上の歯底付近になる。

#### 4.4.2 焼入れ過程の応力

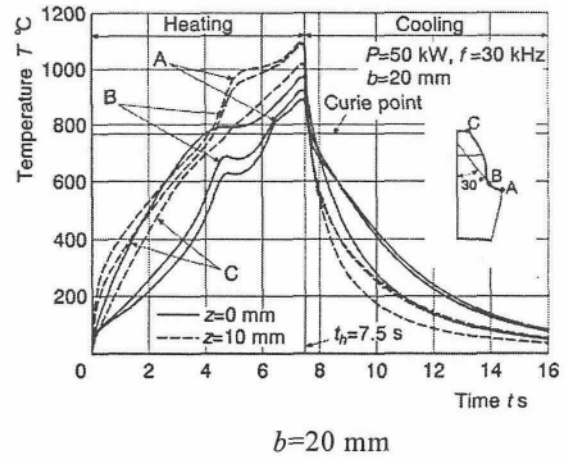
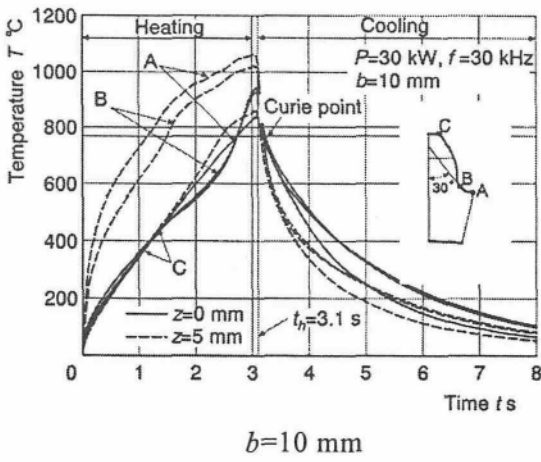
##### (a) コイル形状の影響

図 4.20 は  $b = 10\text{mm}$ 、図 4.21 は  $b = 20\text{mm}$  で、図 4.9 の場合と同じ条件に対する歯幅中央断面 ( $z = 0\text{mm}$ ) の各点における焼入れ過程の温度と応力の時間的変化を示す。図 4.20, 4.21 中の応力は、歯面上各位置の歯面に沿う方向の主応力をとっている。図 4.20, 4.21 より、いずれの焼入れ条件の場合も、歯底付近の A, B 点の応力は、加熱過程では、加熱開始直後に圧縮になり、この圧縮応力は時間の経過とともに減少する。冷却過程では、A 点の応力は、マルテンサイト変態開始温度 ( $400^\circ\text{C}$ ) 付近になると急激に膨張して、大きな圧縮応力となり、この圧縮応力は冷却終了まで増大する。 $b = 20\text{mm}$  では、Coil B で加熱した場合は、歯先の温度がキュリー一点に達する頃に圧縮応力から引張応力に急激に変化し、温度上昇とともに再び圧縮応力に変化することがわかる。

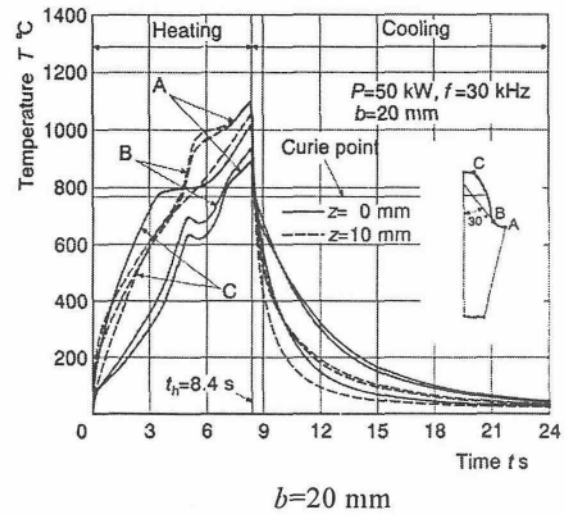
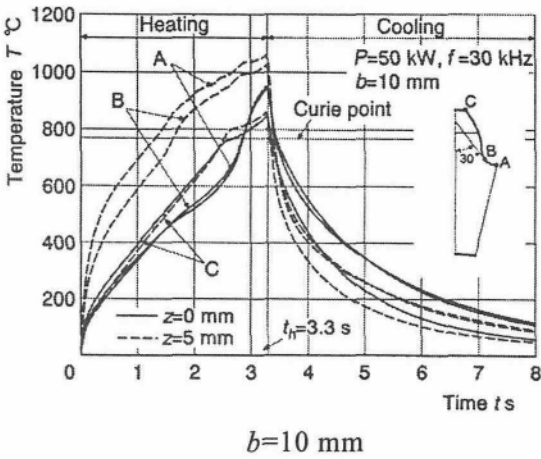
図 4.22, 4.23 は、 $b = 10\text{mm}$  の  $z = 0\text{mm}, 3\text{mm}, 5\text{mm}$  断面における図 4.20, 図 4.21 と同じ条件に対する (a) 加熱過程、(b) 冷却過程の応力分布を示す。図 4.22, 4.23 中の応力は、歯面またはリム内周面に沿う方向の主応力値を歯面またはリム内周面に垂直にとって表わしたものである。符合の  $\oplus$ ,  $\ominus$  はそれぞれ引張、圧縮応力を表す。図 4.22 より、いずれのコイル形状、歯幅の場合でも、歯面の応力は、加熱過程では加熱開始直後に歯面全体が圧縮応力になり、その後、時間の経過とともに側面の危険断面位置付近から、引張応力になることがわかる。冷却過程では、歯面の応力は、



(a)  $l_w = m$



(b)  $l_w = 2m$



(c)  $l_w = \infty$

Fig. 4.18 Temperatures at tooth surface on middle section and gear side during induction hardening process (Coil B)

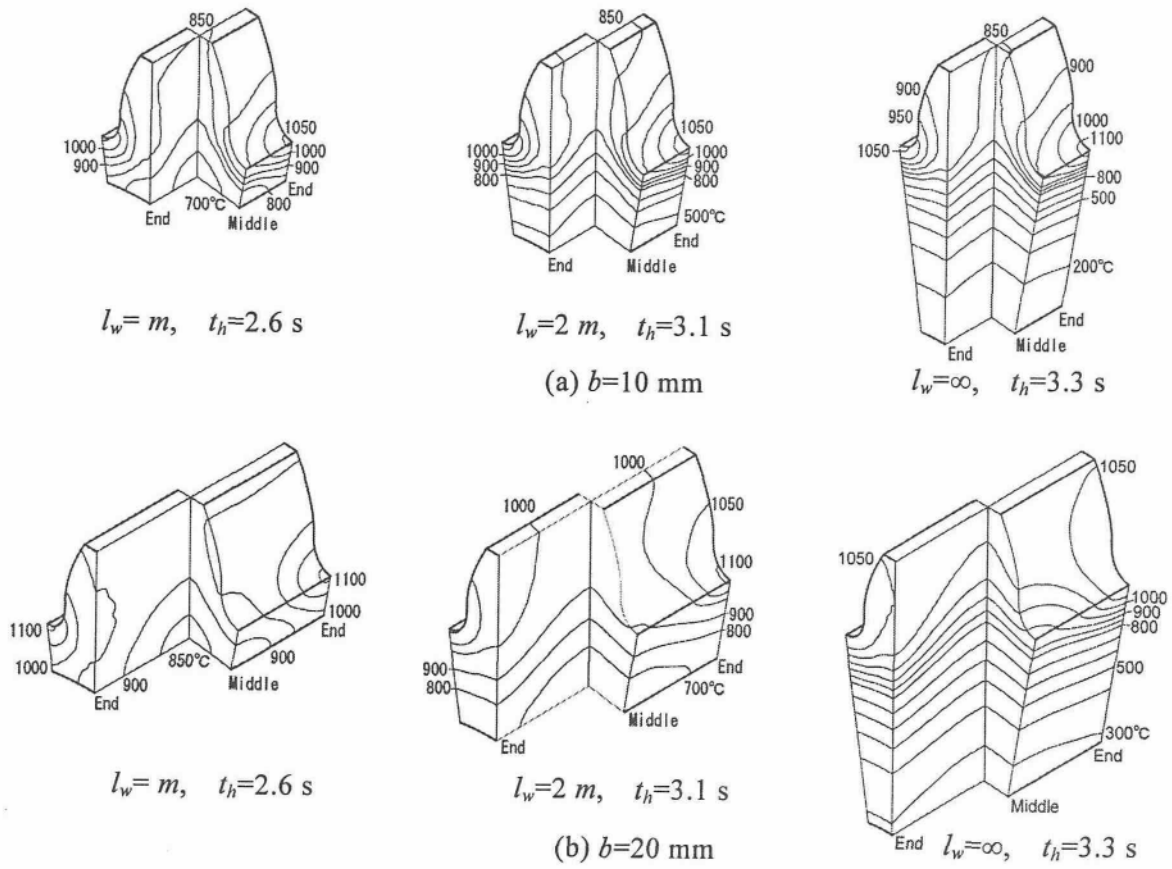
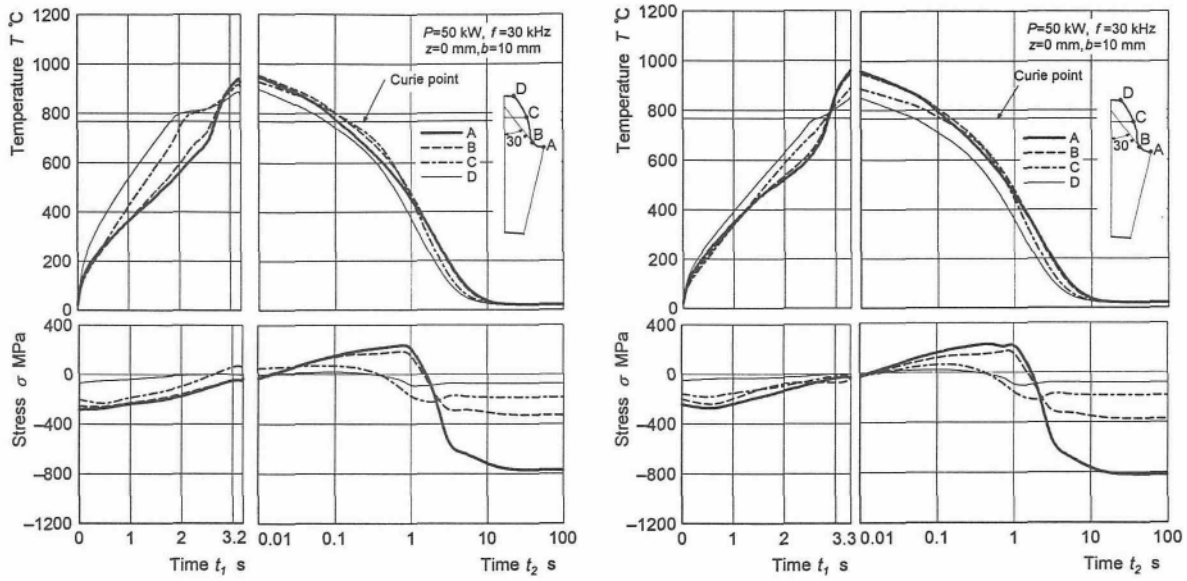


Fig. 4.19 Contour lines of temperatures at end of heating process ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=30\text{kHz}$ )

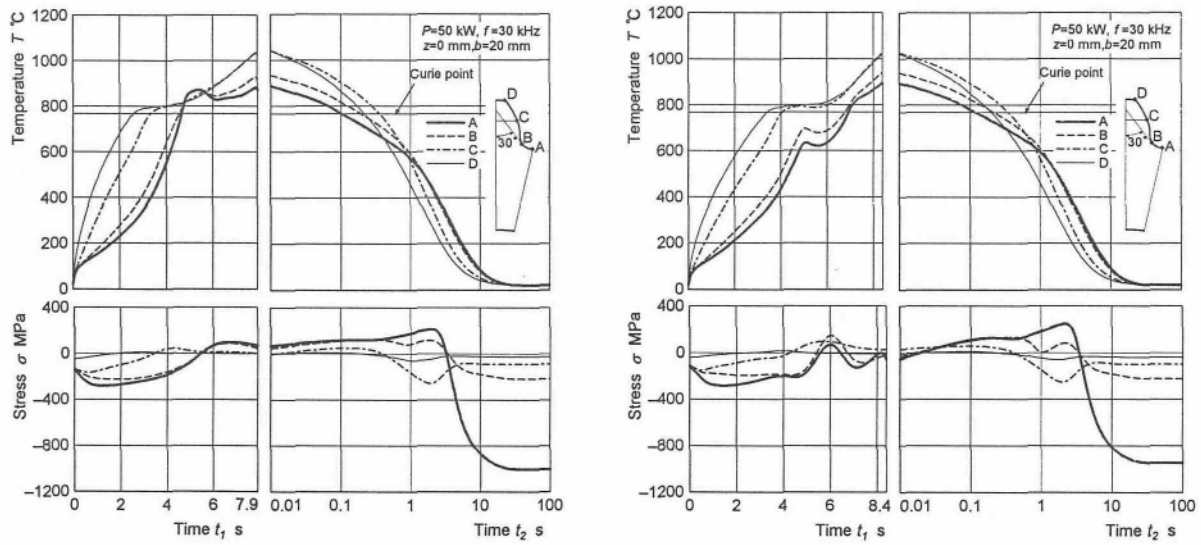


(a) Coil A ( $t_h=3.2$  s)

(b) Coil B ( $t_h=3.3$  s)

$t_1$ : Time from beginning of heating process  $t_2$ : Time from beginning of cooling process

Fig. 4.20 Temperatures and stresses at tooth surface on middle section during induction hardening process ( $b=10$  mm,  $z=0$  mm)



(a) Coil A ( $t_h=7.9$  s)

(b) Coil B ( $t_h=8.4$  s)

$t_1$ : Time from beginning of heating process  $t_2$ : Time from beginning of cooling process

Fig. 4.21 Temperatures and stresses at tooth surface on middle section during induction hardening process ( $b=20$  mm,  $z=0$  mm)

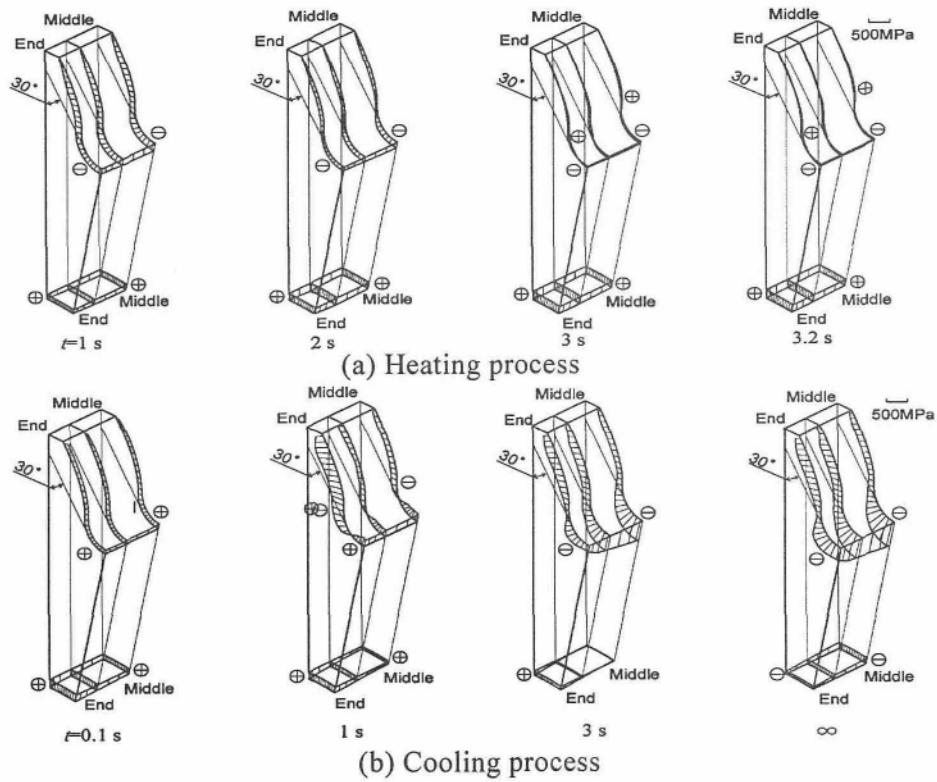


Fig. 4.22 Stress distributions during induction hardening process ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=30\text{kHz}$ ,  $b=10\text{ mm}$ , Coil A)

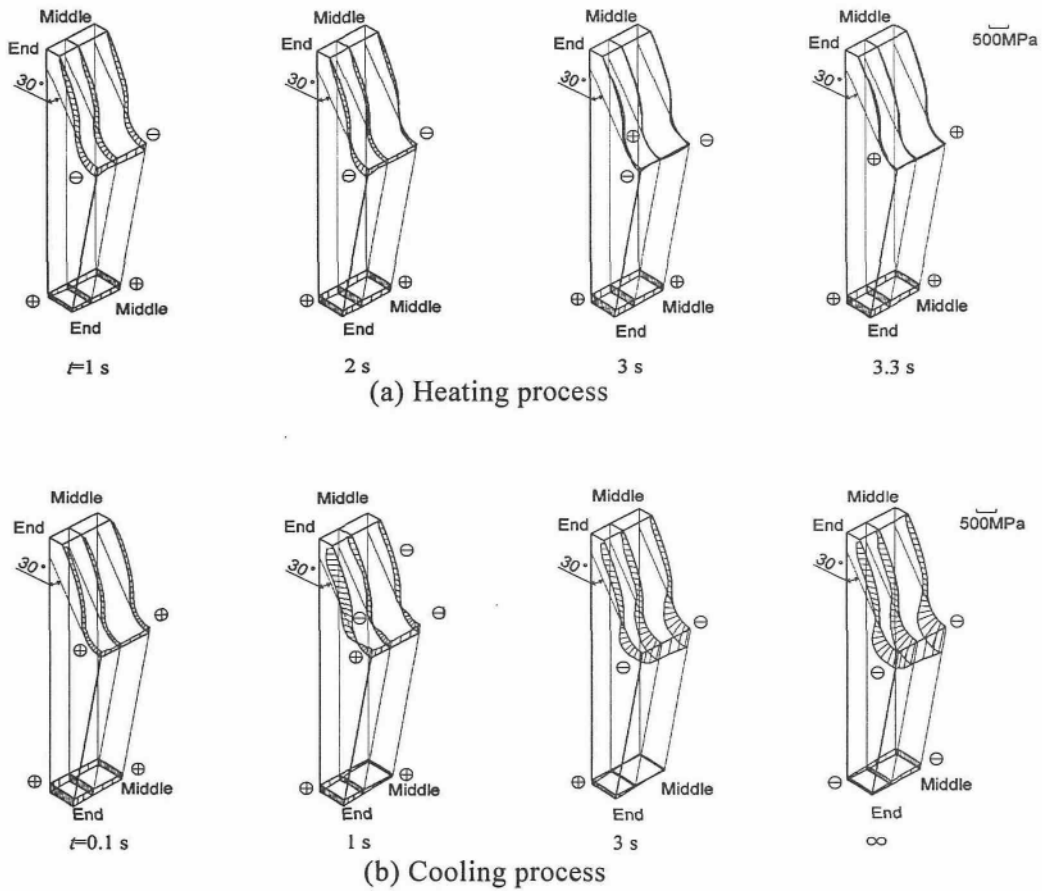


Fig. 4.23 Stress distributions during induction hardening process ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=30\text{kHz}$ ,  $b=10\text{ mm}$ , Coil B)



冷却開始直後に引張応力になり，時間の経過とともに，まず側面の危険断面位置付近から，引張応力になることがわかる．図 4.23 より，冷却過程では，歯面の応力は，冷却開始直後に引張応力になり，時間の経過とともに，まず側面の歯先およびピッチ点付近から圧縮応力になった後，続いて中央断面，最終的には，歯面全体が圧縮応力になることがわかる．

#### (b) リム厚さの影響

図 4.24, 4.25 は，図 4.17 の場合と同じ条件に対する， $b = 10\text{mm}$ ， $b = 20\text{mm}$  の歯幅中央断面( $z = 0\text{mm}$ )の各点における，焼入れ過程の温度と応力の時間的変化を示す．図 4.24, 4.25 より，いずれの焼入れ条件の場合も，歯底付近の A, B 点の応力は，加熱開始直後に圧縮応力になり，この圧縮応力は時間の経過とともに減少する．冷却過程での A 点の応力は，Coil A の  $l_w = \infty$  と Coil B の  $l_w = 2m$ ， $\infty$  の場合は，マルテンサイト変態開始温度( $400^\circ\text{C}$ )付近になると急激に変化して，大きな圧縮応力となり，この圧縮応力は冷却終了時まで増大する．また，図 4.24 の  $l_w = m$  の場合は  $l_w = 2m$ ， $\infty$  の場合と比較して，冷却終了時の A 点の圧縮応力が小さいのはリムも焼入れされたため，A 点の膨張に対する拘束力が弱まったためである．図 4.25 の場合においては，歯幅が広いため加熱時間が長いことにより  $l_w = m$ ， $2m$  もリムが焼入れされたため A 点の圧縮応力が小さくなったと思われる．

### 4.4.3 残留応力

#### (a) コイル形状の影響

図 4.26, 図 4.27 は，図 4.9, 図 4.10 と同じ条件に対する  $b = 10\text{mm}$  の  $z = 0, 3, 5\text{mm}$  断面， $b = 20\text{mm}$  の  $z = 0, 5, 8, 10\text{mm}$  断面の残留応力分布を示す．図 4.26, 図 4.27 より，残留応力はいずれのコイルの場合も，歯幅の増加とともに歯先付近では小さく，また Hofer の危険断面位置付近から歯底にわたって，大きくなることがわかる．これは歯底付近が，歯形に沿って焼入れされるのに対し，歯先は深く焼入れされたため，マルテンサイト変態による膨張に対する拘束力が弱いためである．また，図 4.26 より， $b = 10\text{mm}$  では加熱時間が短いときには，歯底付近の残留応力は小さくなり，歯幅中央では引張応力になることがわかる．

図 4.28 は，図 4.26 の結果から求めた Hofer の危険断面位置の残留応力  $\sigma_{\theta=30^\circ}^*$  を示す．図 4.28 より， $\sigma_{\theta=30^\circ}^*$  はいずれのコイルの場合も，加熱時間が短いと歯幅中央で

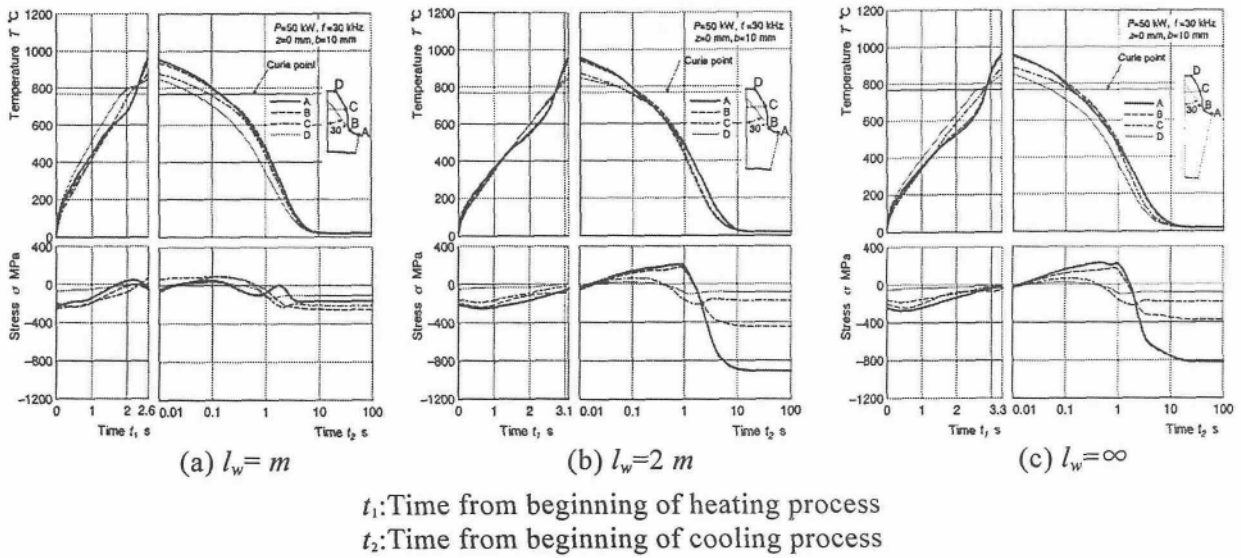


Fig. 4.24 Temperatures and stresses at tooth surface on middle section during induction hardening process ( $b=10$  mm,  $z=0$  mm, Coil B)

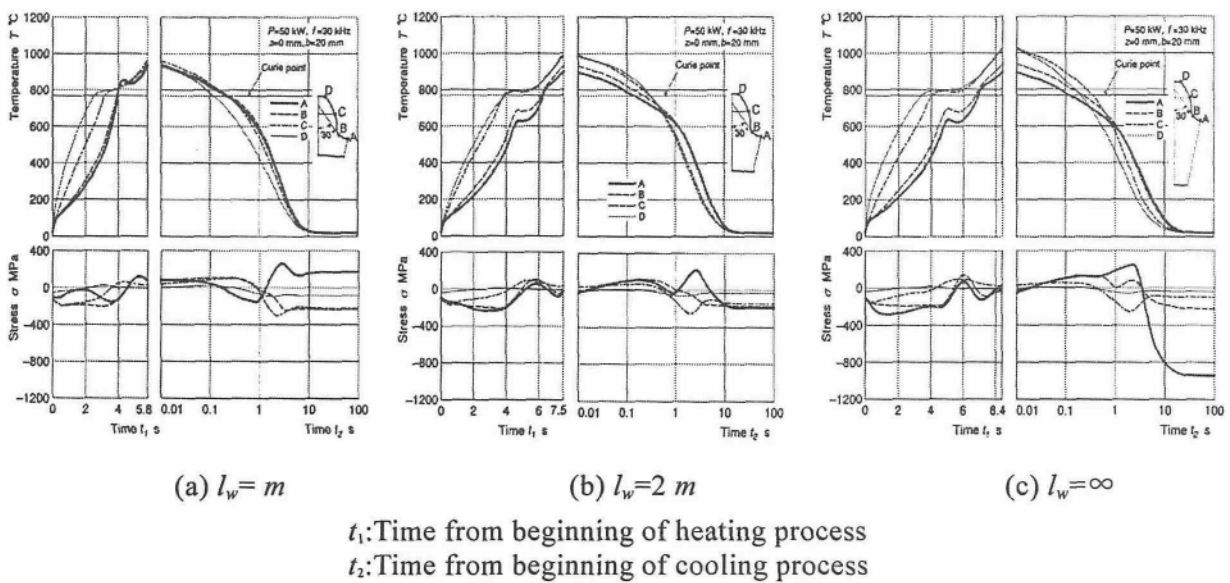


Fig. 4.25 Temperatures and stresses at tooth surface on middle section during induction hardening process ( $b=20$  mm,  $z=0$  mm, Coil B)

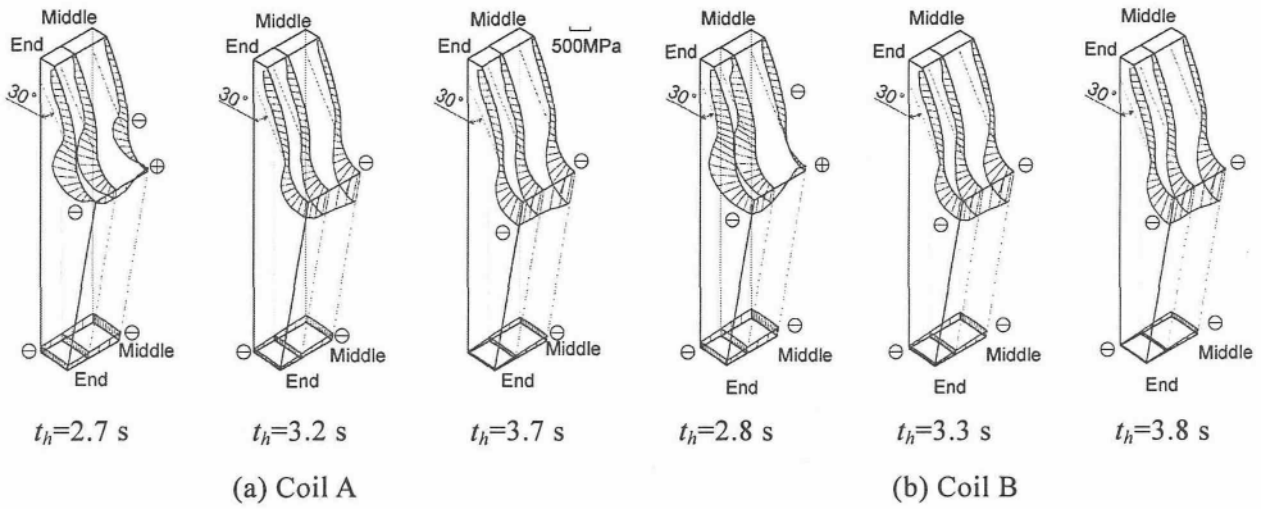


Fig. 4.26 Residual stress distributions ( $b=10\text{mm}$ )

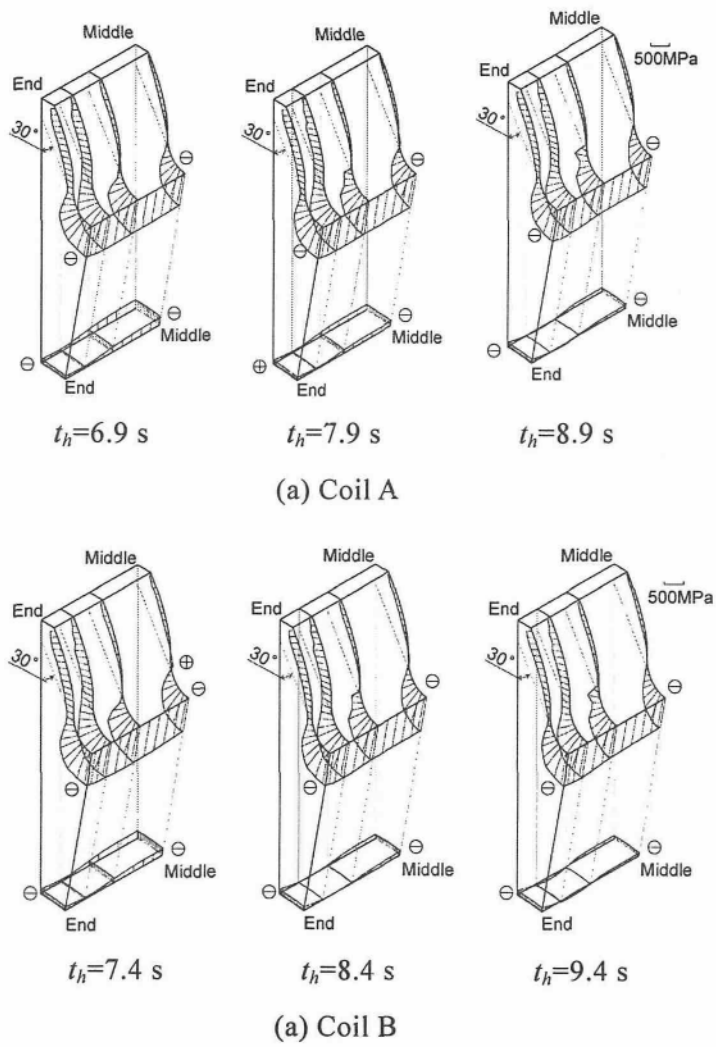
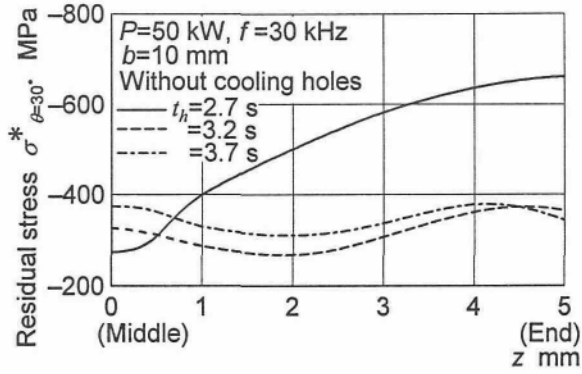
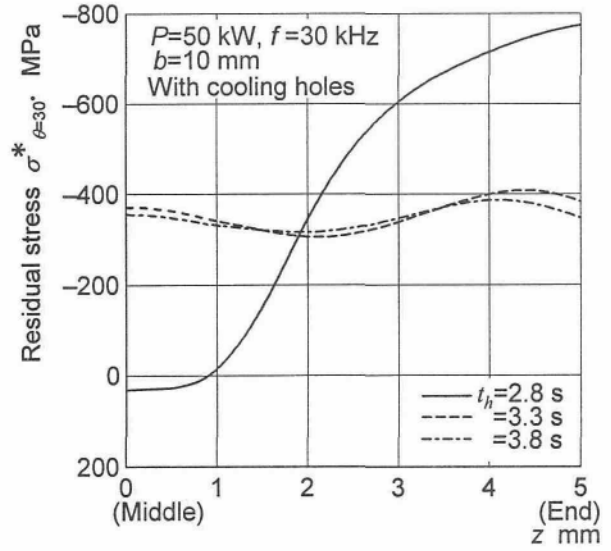


Fig. 4.27 Residual stress distributions ( $b=20\text{mm}$ )

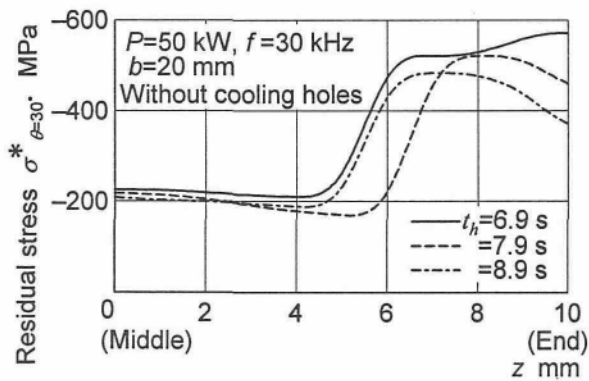


(a) Coil A

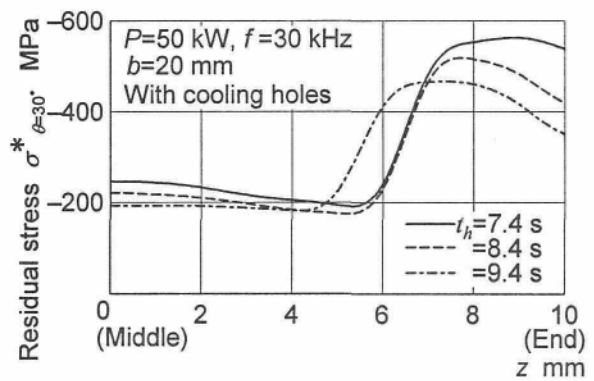


(b) Coil B

Fig. 4.28 Effect of  $t_h$  on  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $b=10\text{mm}$ )



(a) Coil A



(b) Coil B

Fig. 4.29 Effect of  $t_h$  on  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $b=20\text{mm}$ )

は小さくなり、歯幅端では大きな圧縮応力になることと、コイル形状によって大きく異なることがわかる。いずれの場合も、加熱時間が短いと図 4.16 に示すように歯幅中央は加熱温度が低くマルテンサイトが得られず拘束力が小さいためである。

図 4.29 は、図 4.27 の結果から求めた Hofer の危険断面位置の残留応力  $\sigma_{\theta=30}^*$  を示す。図 4.29 より、 $\sigma_{\theta=30}^*$  は、いずれのコイルの場合も、歯幅中央では減少し、側面では増加することがわかる。これは歯幅端では加熱温度が高く、マルテンサイトが巨大化し拘束力が増して圧縮応力が大きくなるためである。

#### (b) リム厚さの影響

図 4.30 は、図 4.19 の(a)  $b = 10\text{mm}$  と同じ条件の  $z = 0, 3, 5\text{mm}$  断面における残留応力の分布を示す。図 4.30 より、残留応力はいずれのリム厚さの場合も、歯面全体が圧縮応力になることがわかる。歯底の残留応力は、 $l_w = 2m$  で最も大きく、 $l_w = m$  で最も小さくなり、リム内周面の残留応力は、 $l_w = m$  の場合のみ側面で大きな圧縮応力、歯幅中央断面で引張応力になることがわかる。

図 4.31 は、図 4.19 の(b)  $b = 20\text{mm}$  と同じ条件の  $z = 0, 5, 8, 10\text{mm}$  断面における残留応力の分布を示す。図 4.31 より、残留応力は歯面であまり変化はないが、歯底付近は、 $l_w = m$  の場合は、歯幅中央で引張応力になり、 $l_w = 2m$  の場合は、側面で大きな圧縮応力、歯幅中央で引張応力になり、 $l_w = \infty$  の場合は歯幅全体が大きな圧縮応力になることがわかる。

図 4.32 は、図 4.30, 図 4.31 の結果から求めた Hofer の危険断面位置の残留応力  $\sigma_{\theta=30}^*$  を示す。図 4.32 より、残留応力  $\sigma_{\theta=30}^*$  は、 $b = 10\text{mm}$  の場合では、 $l_w = 2m, \infty, m$  の順に大きくなり、 $b = 20\text{mm}$  の場合では、歯幅中央では、ほぼ同じであるのに対し、側面では  $l_w = \infty, m, 2m$  の順に大きくなることがわかる。

### 4.4.4 硬化層

#### (a) コイル形状の影響

図 4.33 は、図 4.15 の場合と同じ条件に対する  $b = 10\text{mm}$  の硬化層 ( $HV \geq 550$ ) を示す。図 4.33 より、加熱時間が最も短いときは、Coil A で加熱した場合は、歯幅中央断面の歯底付近、Coil B で加熱した場合は、歯幅中央断面全体で、硬化層が生成されないことがわかる。また、いずれのコイル形状でも、加熱時間の増加とともに硬化層は厚くなっていることがわかる。

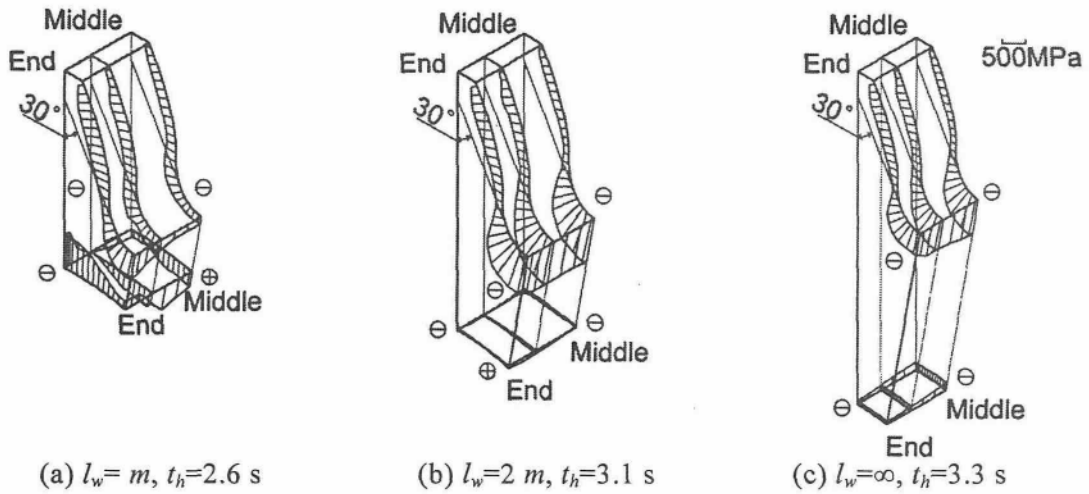


Fig. 4.30 Residual stress distributions ( $P=50\text{ kW}, f=30\text{ kHz}, b=10\text{ mm}, \text{Coil B}$ )

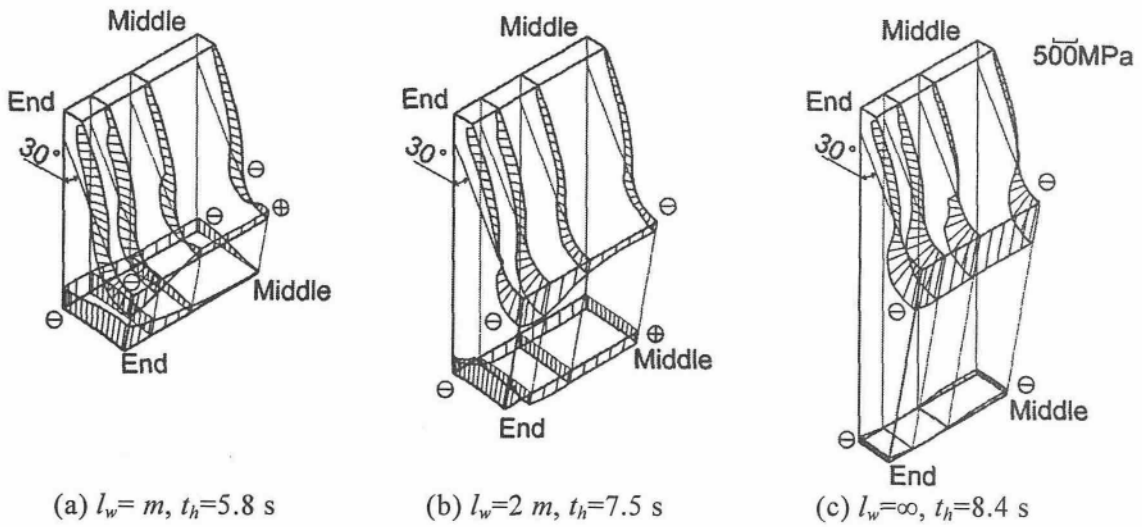


Fig. 4.31 Residual stress distributions ( $P=50\text{ kW}, f=30\text{ kHz}, b=20\text{ mm}, \text{Coil B}$ )

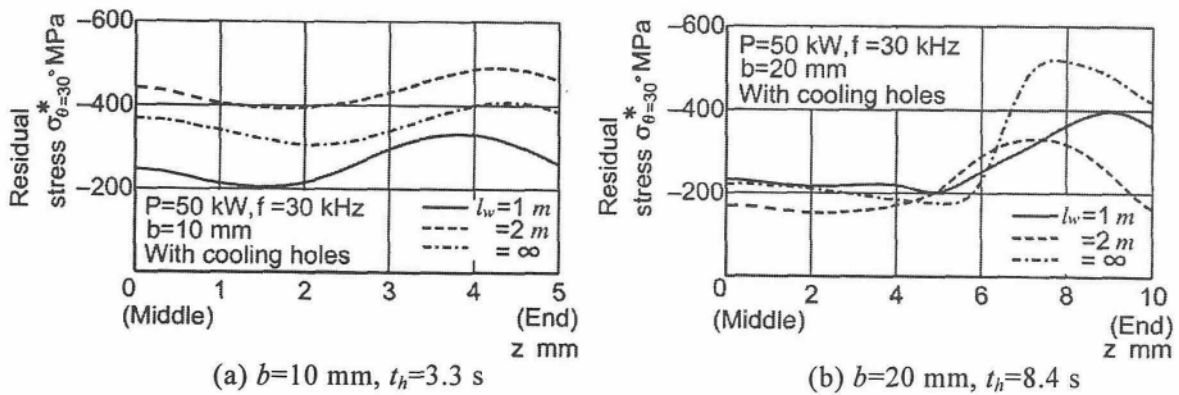


Fig. 4.32 Effect of  $t_h$  on  $\sigma_{\theta=30}^*$  (Coil B)

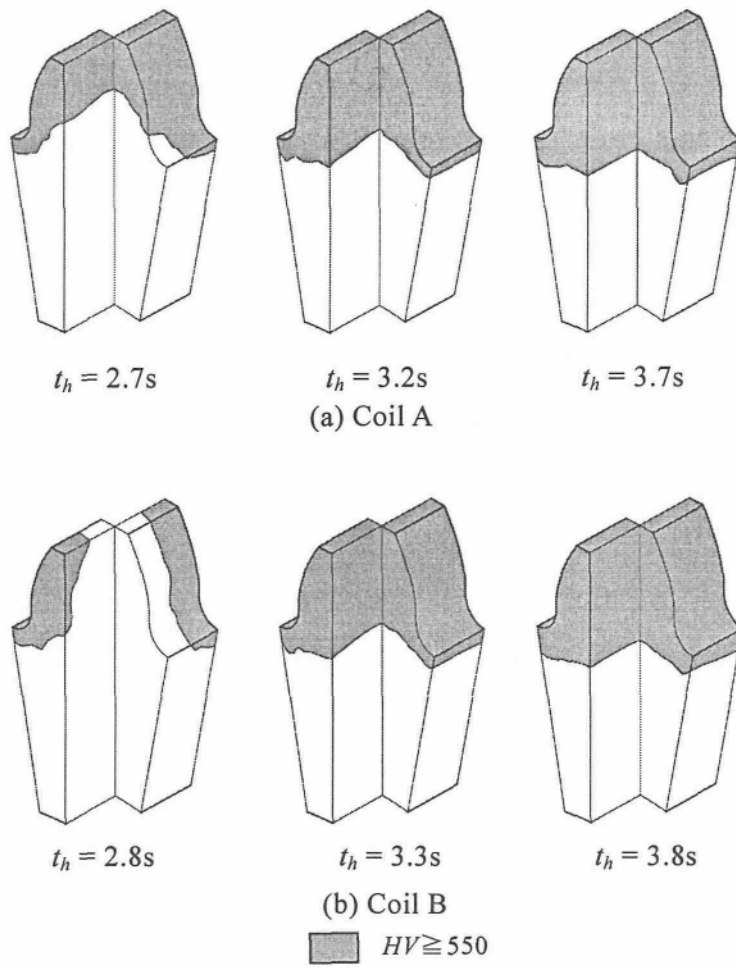


Fig. 4.33 Hardened layers ( $b=10$  mm)

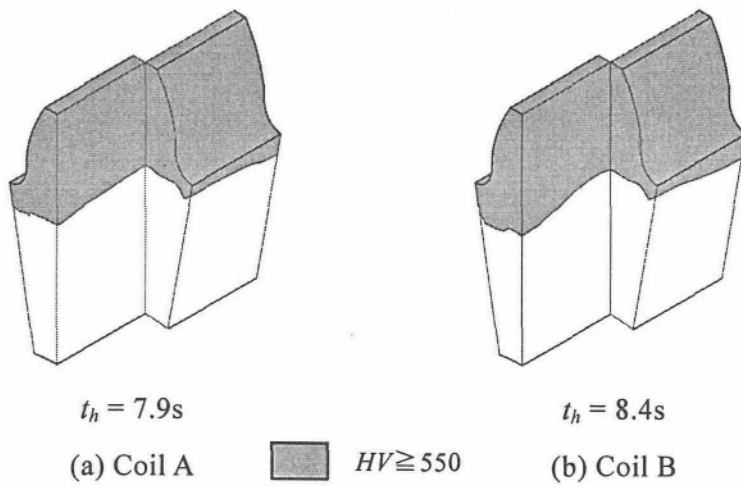


Fig. 4.34 Hardened layers ( $b=20$  mm)

図 4.34 は、図 4.14 の場合と同じ条件に対する  $b = 20\text{mm}$  の硬化層を示す。いずれのコイル形状でも、歯幅全体に硬化層が生成されていることがわかる。

図 4.35 は、表 4.3 に示した加熱条件における、図 4.4 中の Gear-side U, Middle section M-M, Gear-side L の Hofer の危険断面位置における断面垂直方向の硬さ分布を示す。図 4.35 より、GA1, GB1, GB2 において Gear-side U と Gear-side L の硬度分布に差異の生じたものがあるのは、コイル形状の影響ではなく、高周波焼入れ時に加熱コイルに対し歯車のセット位置が、中央から下方にずれていたため、加熱時に Gear-side U が十分にオーステナイト化温度に達しなかったためであると思われる。

図 4.36 は、表 4.3 の GB2 の条件で高周波焼入れを行った歯車の Hofer の危険断面位置のミクロ組織写真を示す。図 4.36 より、歯面付近にマルテンサイト層が認められる。内部組織は、フェライトとパーライトとの混合組織である。

図 4.37 は、表 4.3 に示す Coil A の、図 4.38 は、Coil B の焼入れ条件のマクロ写真を示す。図 4.37, 図 4.38 より、加熱時間が長くなれば硬化層が厚くなることがわかる。しかし、図 4.38 は GB2 の Gear-side U にはほとんど硬化層が認められないことがわかる。これは、加熱コイルと歯車のわずかなずれにより、Gear-side U と Gear-side L が不均一に加熱され、Gear-side U はオーステナイト化温度に達しなかったと考えられる。このことにより、コイルと歯車の位置関係を慎重に決定する必要があることがわかった。

#### (b) リム厚さの影響

図 4.39 は、図 4.19 の場合と同じ条件に対する(a)  $b = 10\text{mm}$  と(b)  $b = 20\text{mm}$  の硬化層 ( $HV \geq 550$ ) を示す。図 4.39 より、歯幅が増加すれば硬化層は厚くなる。これは Hofer の危険断面位置が歯幅全体にわたって  $930^\circ\text{C}$  になるために、長時間加熱を要するためである。また、いずれの歯幅でもリム厚さが厚くなれば、リムへの熱伝導が多くなり、硬化層厚さは減少することがわかる。

#### 4.4.5 曲げ疲労強度

図 4.40, 表 4.3 に示す試験歯車および焼きならし歯車 (Normalized gear) の曲げ疲労試験結果を、図 4.41 は、図 4.40 の結果より求めた曲げ疲労限度加重  $P_m$  を示す。図 4.41 より  $P_m$  は、Coil A では、GA1, GA2, GA3 の順に小さくなること、Coil B では、GB2, GB3 がほぼ等しく、GB1 は GB2 に比べてかなり小さくなることがわかる。



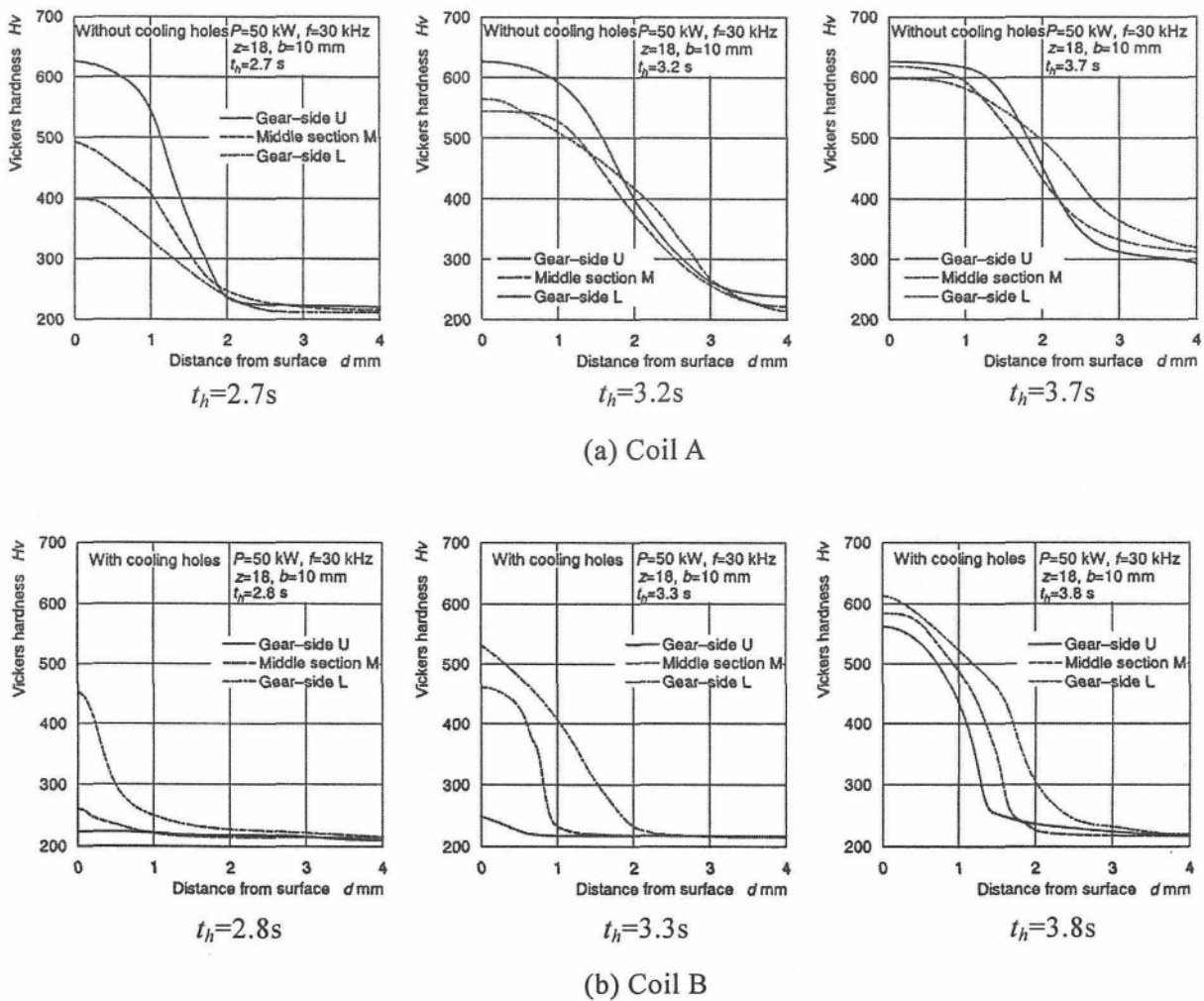


Fig. 4.35 Measured hardness distribution at Hofer's critical section of test gears ( $P=50\text{kW}$ ,  $f=30\text{kHz}$ ,  $b=10\text{mm}$ )

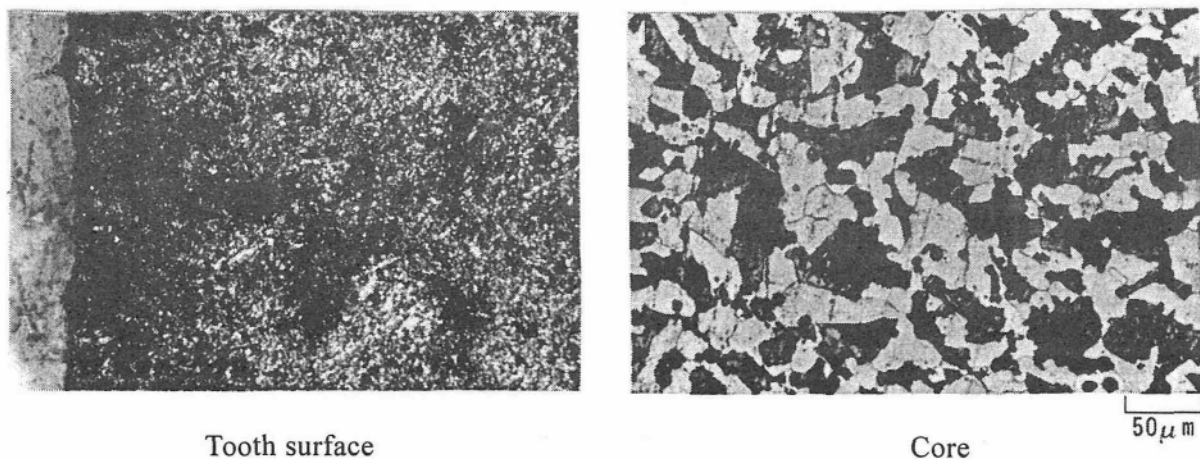


Fig. 4.36 Photographs of micro-structure of test gear GB2

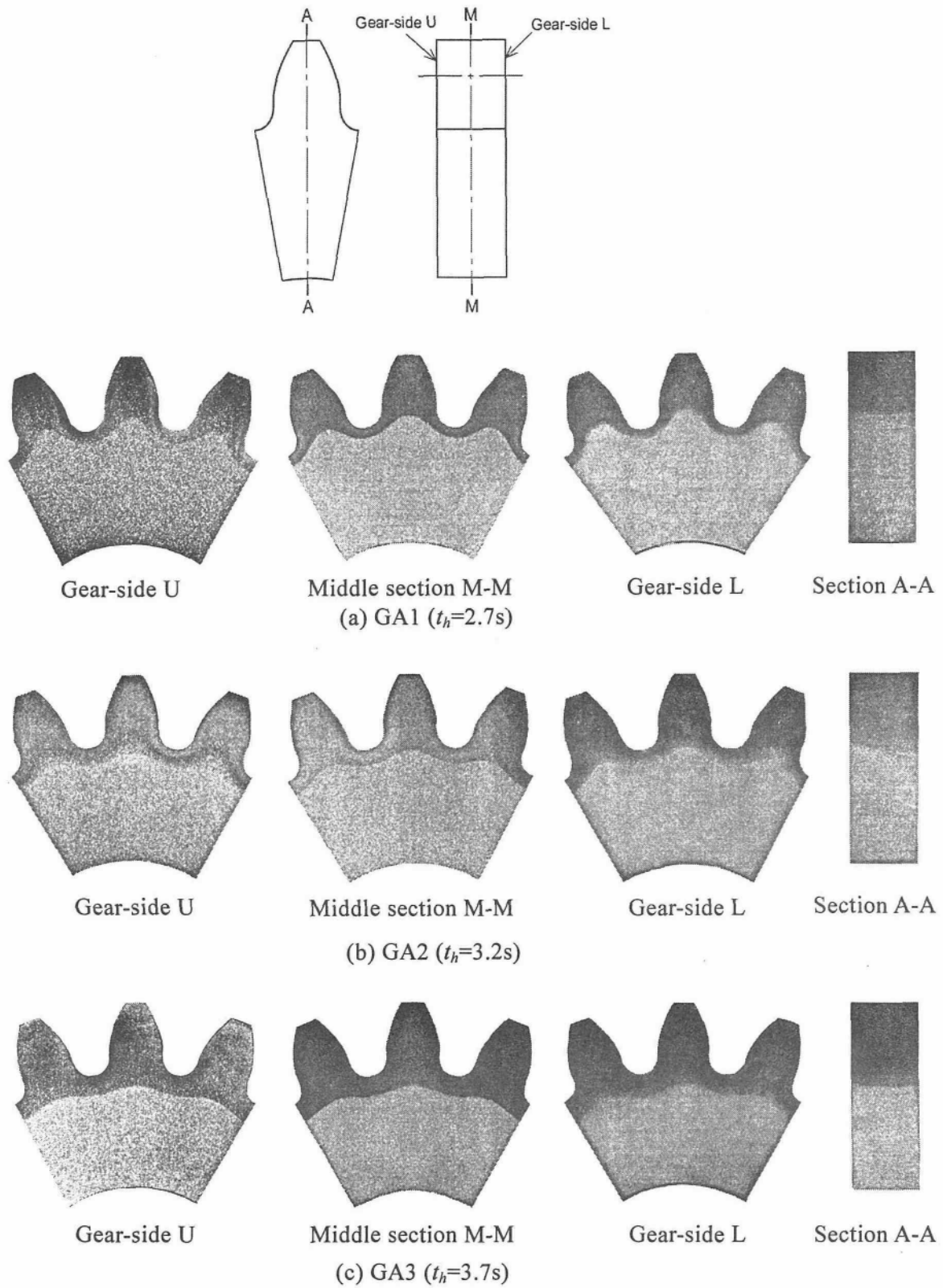


Fig. 4.37 Photographs of macro-structures of test gears (Coil A)

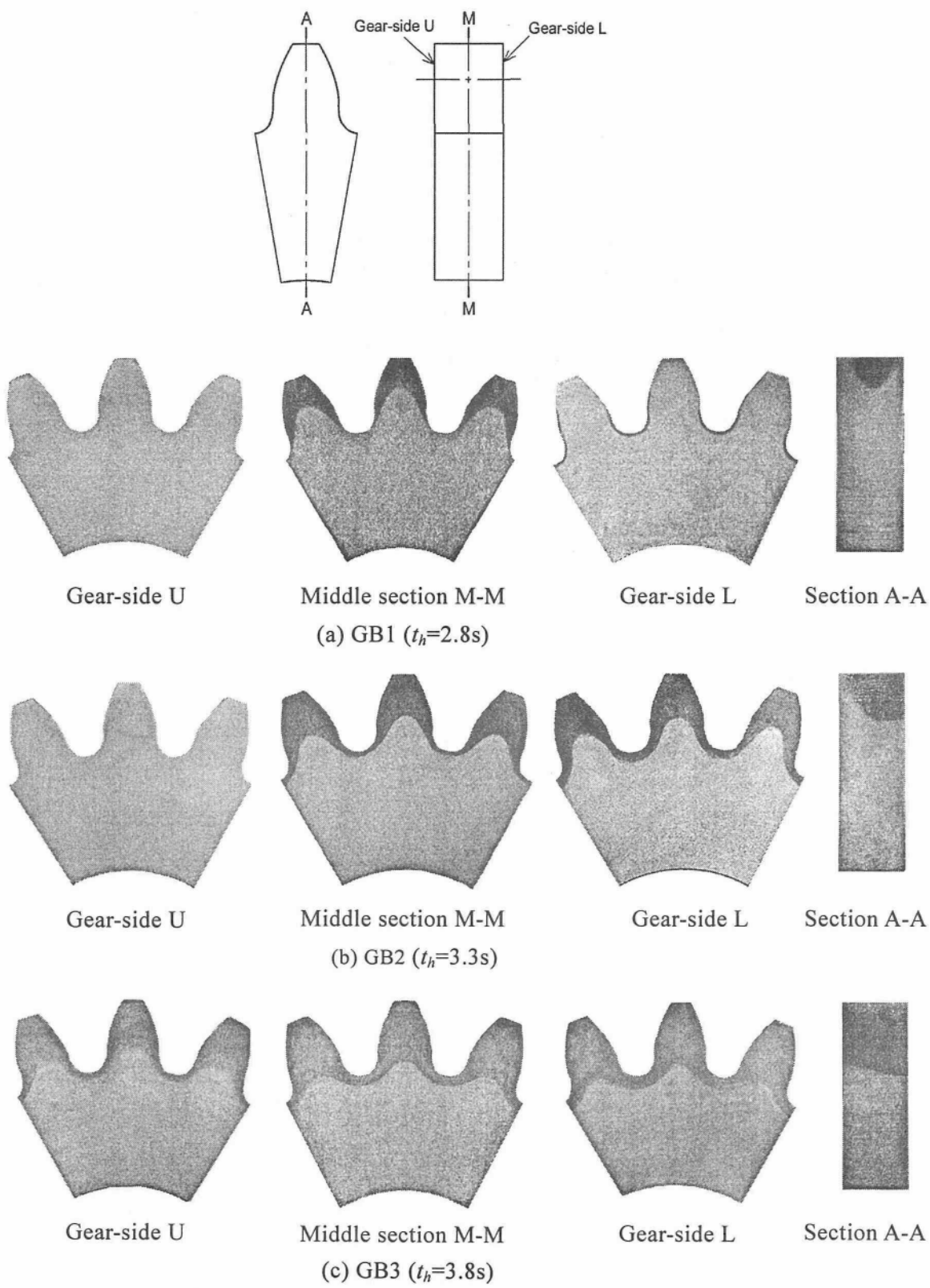


Fig. 4.38 Photographs of macro-structures of test gears (Coil B)

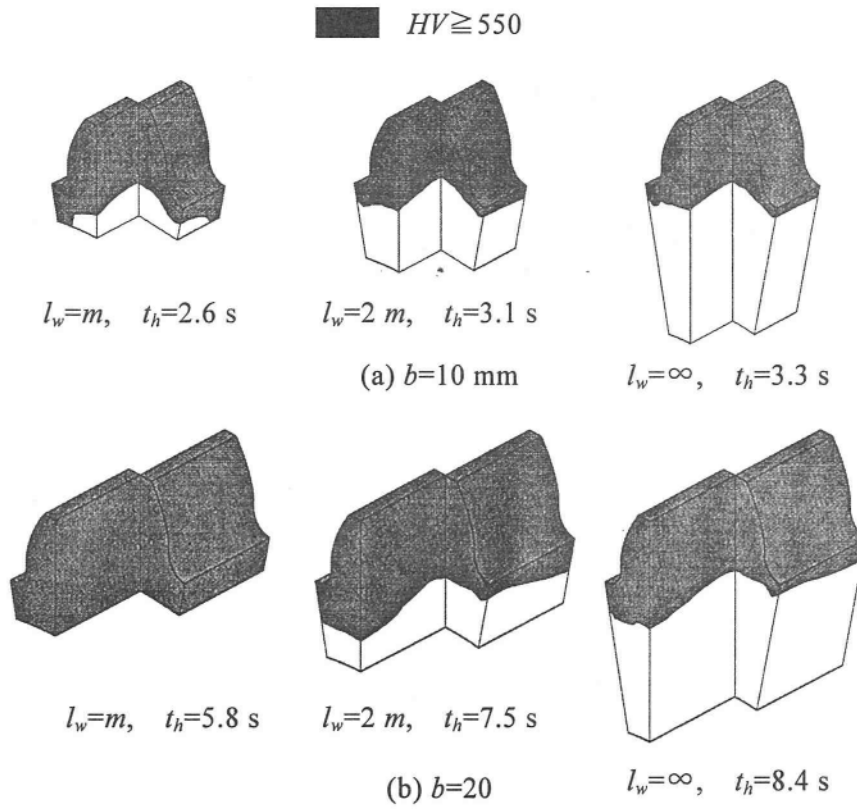


Fig. 4.39 -Hardened layers

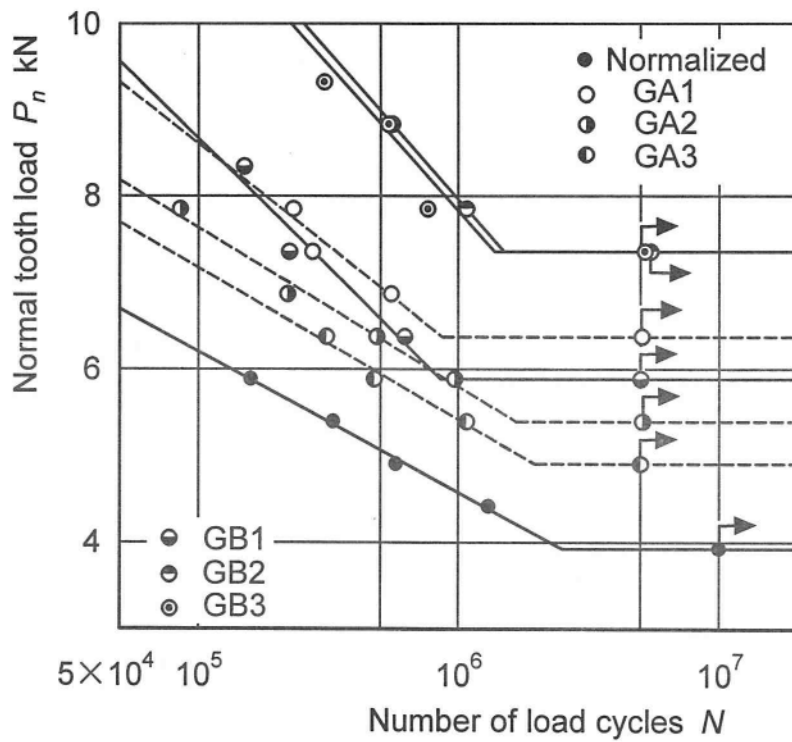


Fig. 4.40  $S-N$  curves ( $b=10$  mm)

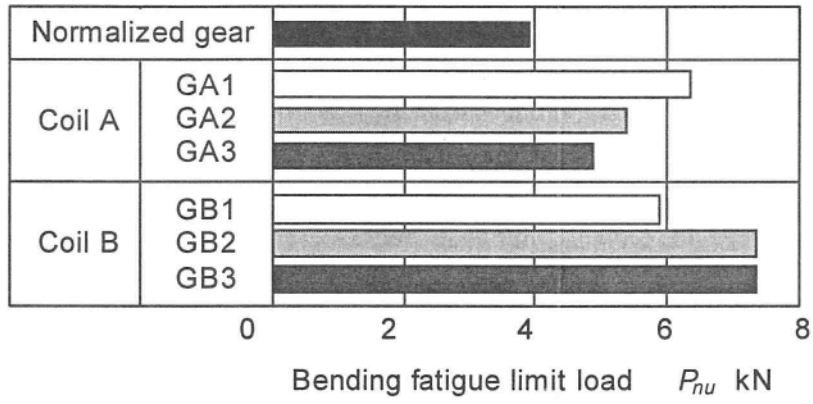


Fig. 4.41 Bending fatigue limit loads ( $b=10$  mm)

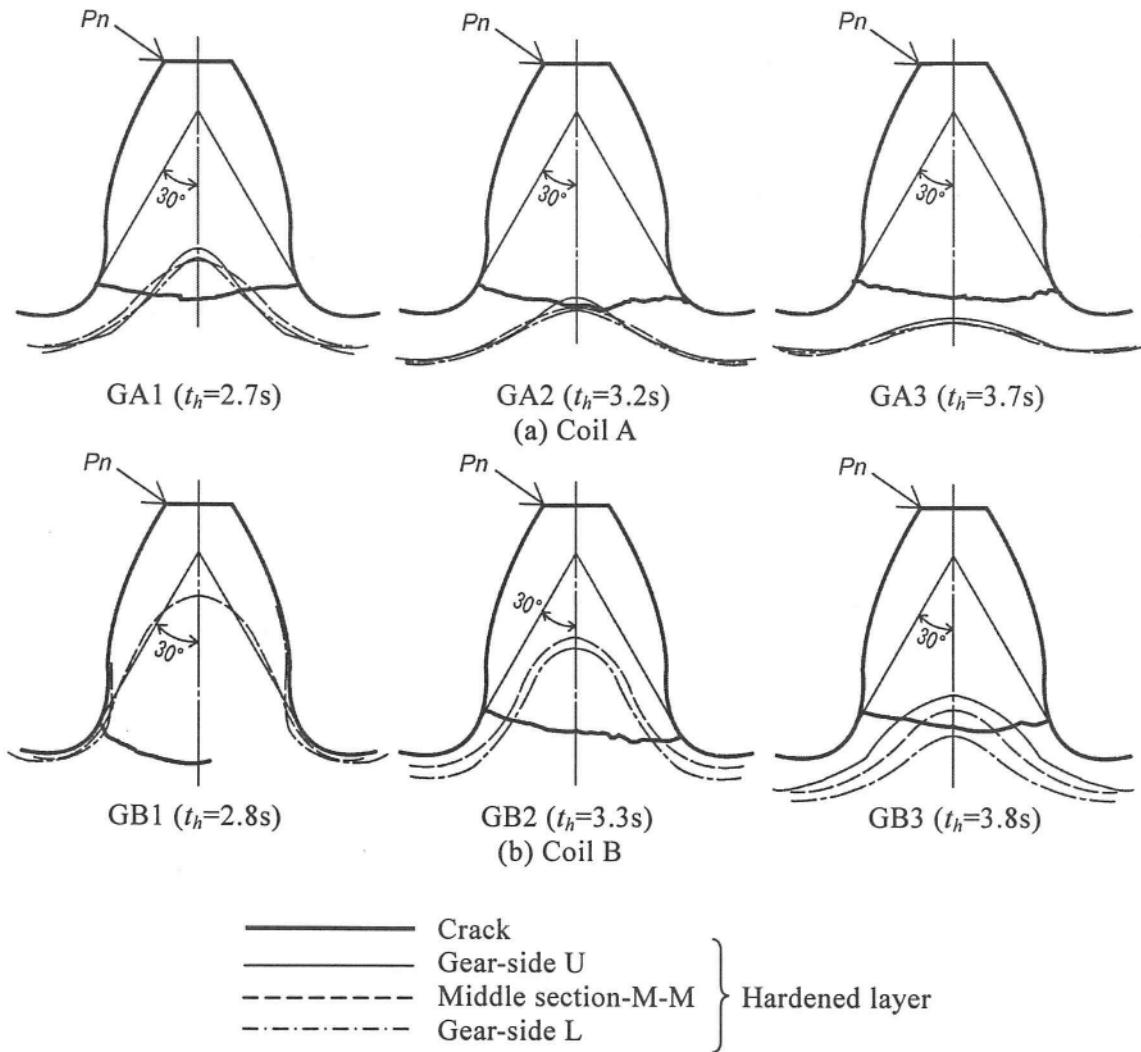


Fig. 4.42 Hardened layer and fatigue crack of test gears

図 4.42 は、表 4.3 に示す試験歯車の曲げ疲労試験結果によって生じた歯車側面の曲げ疲労き裂と、図 4.37, 図 4.38 のマクロ腐食写真により求めた Middle-section M-M の硬化層を示す。図 4.42 より、き裂はいずれも Hofer の危険断面位置付近より発生していることがわかる。また、Coil A では、 $P_{nu}$  が最大の GA1 では歯元付近で歯形に沿った硬化層が形成れているのに対し、GA2, GA3 では歯全体が硬化している。一方 Coil B では、 $P_{nu}$  が最大となった GB2, GB3 では、歯形に沿った硬化層が形成されているのに対し、GB1 では十分な硬化層が得られず歯形に沿った硬化層が形成されていなかった。すなわち、この歯形に沿った硬化層が、曲げ疲労強度に寄与していると考えられる。

#### 4.5 結 言

本章において得られたおもな点を要約すると次のとおりである。

- (1) 高周波焼入れ歯車の Hofer の危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、加熱時間  $t_h$  が適切な場合には歯幅にわたって一樣になるが、 $t_h$  が短い場合には歯幅中央では小さくなり、歯幅端では大きくなる。
- (2) リム厚さが異なる高周波焼入れ歯車の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $b = 10\text{mm}$  では歯幅全体にわたり、 $l_w = 2m$ ,  $\infty$ ,  $m$  の順に大きくなり、 $b = 20\text{mm}$  では、歯幅中央ではほぼ同じになり、側面では、 $l_w = \infty$ ,  $m$ ,  $2m$  の順に大きくなる。
- (3) 高周波焼入れ歯車の硬化層は、 $t_h$  の増加とともに深く生成される。しかし、加熱コイルと歯車のわずかな位置のずれにより、両端面の硬化層が不均一になるため注意を要する。
- (4) リム厚さの異なる高周波焼入れ歯車の硬化層は、リム厚さが増加すれば浅くなり、歯幅が増加すれば深くなる。
- (5) 高周波焼入れ歯車の歯元付近の硬化層が、歯形に沿う形になったときに曲げ疲労限度荷重  $P_{nu}$  を大きくする。また、 $P_{nu}$  は、Coil A では焼きならし歯車の約 1.6 倍に、Coil B では約 1.8 倍になる。