

浸炭焼入れ薄肉歯車の残留応力と  
曲げ疲労強度に関する基礎的研究

2004年1月

薛 衛 東

# STUDY ON RESIDUAL STRESS AND BENDING FATIGUE STRENGTH OF CASE-HARDENED THIN-RIMMED GEARS

## ABSTRACT

Power transmitting gears for higher load bearing capacity are usually case-hardened. Compressive residual stresses are generated at the tooth surface and the root fillet of gears by the case-hardening, and have much influence on the strength of gears. Many studies on the residual stress and the bending fatigue strength of case-hardened gears have been published, and in these studies the gear of which the gear-side was not case-hardened was used. However, higher power transmitting gears for the practical use are usually case-hardened the gear-side as well as the tooth surface. In order to estimate the strength of the case-hardened gear more exactly, it is necessary to determine effects of gear-side case-hardening on the residual stresses and the bending fatigue strength of case-hardened gears.

In the present paper, a method for the simulation of case-hardening process, which makes use of the carbon diffusion analysis, heat conduction analysis and elastic-plastic stress analysis by the 3D-FEM is proposed. It is applicable to an arbitrary the machine element of three-dimensional profile. The validity of the method is examined by comparing measured results of hardness, temperatures and residual stresses with calculated ones. The present method is then applied to the estimation of residual stress for the case-hardening process of various gears (spur gears, internal gears, thin-rimmed gears with symmetric web arrangements, thin-rimmed gears with asymmetric web arrangements, helical gears). Effects of the case depth, the case-hardened parts (tooth surface, gear-side, rim surface and web surface), the module, the number of teeth, the standard pressure angle, the face width, the rim thickness, the web structure and the helix angle on the residual stress were determined. Bending fatigue tests were carried out for gears of various case depths and case-hardened parts, and then  $S-N$  curves and bending fatigue limit loads were obtained. Effects of the case-depth, the gear-side case-hardening and residual stress on the bending

fatigue strength of case-hardened gears were determined. Furthermore, a heat conduction analysis and an elastic-plastic stress analysis during the case-hardening process of rollers were carried out for various case depths and case-hardened parts by the FEM, considering the changes of the thermal expansion coefficient and of the yield stress with the temperature, and then residual stresses were obtained. Effects of roller configuration, roller width, case depth and case-hardened parts on the residual stress were determined. The method for selection of heat treatment condition and basic materials of strength design of spur gears, helical gears, internal gears, thin-rimmed gears with symmetric web arrangements and thin-rimmed gears with asymmetric web arrangements were derived.

## 概要及び要旨

各種機械装置の原動機の出力増加にともなう伝達トルクの増大に対して、変速装置の大きさに制限があるため、また小形・軽量化に対する要求のため、動力伝達用歯車の強度増強が強く望まれている。歯車の強度増強をはかるために、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、また小形・軽量化をはかるために、遊星歯車装置や薄肉歯車がしばしば用いられる。浸炭焼入れは高周波焼入れに比べて表面形状に沿った硬化層が得やすいので、焼入れによる強度増強の信頼性が高いと考えられている。しかし、従来の浸炭焼入れ歯車の曲げ強度に関する研究では、歯車側面を浸炭防止したものに対する曲げ疲労試験結果と二次元有限要素法による残留応力計算結果に基づいて検討が行われているが、実際に用いられる浸炭焼入れ歯車では、側面浸炭防止はほとんど行われていない。また、歯幅の狭い歯車の浸炭焼入れによる残留応力を二次元有限要素法によって評価することにはかなり問題がある。さらに、薄肉ウェブ構造歯車やはすば歯車などのような三次元形状をもつ歯車の浸炭焼入れによる残留応力は三次元有限要素法によって評価される必要があると考えられる。したがって、浸炭焼入れ歯車のより正確な曲げ強度設計および最適な浸炭焼入れ条件の選定を行うためには、まず三次元形状の機械要素の浸炭焼入れによる残留応力を予測できるシミュレータを開発し、次に種々の薄肉平・はすば外・内歯車の浸炭焼入れによる残留応力および曲げ疲労強度に及ぼす浸炭部(歯面、歯車側面など)、浸炭時間(硬化層厚さ)の影響などについて明らかにする必要があると考えられる。

本論文では、まず、二次元浸炭焼入れシミュレータを三次元形状の機械要素に適用できるシミュレータに発展させ、三次元有限要素法(3D-FEM)による炭素拡散、熱伝導および弾塑性応力解析法を用いたシミュレータを開発した。この三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて、円柱および平外歯車の冷却過程の温度を計算するとともに、種々の浸炭焼入れ条件に対する平外歯車の炭素濃度分布、硬さ分布および残留応力分布を求め、微小硬度計による硬さ分布の測定結果、熱電対による温度分布の測定結果、せん孔法およびX線法による残留応力の測定結果と比較検討することにより、本シミュレータの有効性を確かめた。次に、三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて、種々の浸炭焼入れ条件に対して、平外・内歯車、薄肉対称・非対称

ウェブ構造歯車，はずば歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力を計算し，残留応力を求め，浸炭焼入れによる残留応力に及ぼす浸炭部（歯面，歯車側面，リム表面，ウェブ表面），浸炭時間（硬化層厚さ），モジュール，歯数，基準圧力角，リム厚さ，歯幅，ウェブ構造，ねじれ角の影響などについて検討を行った．さらに，歯車側面に銅めっきを施して側面浸炭防止した場合と浸炭防止しない場合の浸炭焼入れ平外歯車に対して，パルセータ試験機による曲げ疲労試験を行って，曲げ疲労強度を求め，曲げ疲労強度に及ぼす側面浸炭，硬化層厚さおよび残留応力の影響などについて明らかにした．一方，歯車の歯面強度を求めるための基礎としてよく用いられる円筒ローラに対して，側面浸炭防止した場合と防止しない場合の浸炭焼入れ過程の温度・応力を，軸対称有限要素法による熱伝導および弾塑性応力解析法を用いて求め，浸炭焼入れによるローラの残留応力に及ぼすローラ形状，浸炭部，浸炭時間（硬化層厚さ）およびローラ幅の影響などについて検討を加えた．

以上，浸炭焼入れ平外・内歯車，薄肉対称・非対称ウェブ構造歯車，はずば歯車，および歯車の歯面強度を求めるための基礎として用いられる円筒ローラの残留応力の計算結果，側面浸炭防止した場合と浸炭防止しない場合の浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労試験結果より，浸炭焼入れ歯車の強度設計および最適な浸炭焼入れ条件を選定するための有用な基礎資料を与えることができた．

# 目 次

主な記号	vi
第1章 緒 論	1
第2章 三次元浸炭焼入れシミュレータの開発	5
2.1 緒 言	5
2.2 三次元有限要素法(3D-FEM)による炭素拡散解析法	6
2.3 3D-FEM による熱伝導解析法	8
2.4 3D-FEM による弾塑性応力解析法	9
2.4.1 弾性域での応力解析法	9
2.4.2 塑性域を含む場合の応力解析法	11
2.5 三次元浸炭焼入れシミュレータ	14
2.6 浸炭焼入れシミュレータの検証	17
2.6.1 硬さ分布	17
2.6.2 冷却過程の温度	22
(1) 円柱の場合	22
(2) 歯車の場合	24
2.6.3 残留応力	27
2.7 結 言	31
第3章 浸炭焼入れ平外歯車の残留応力	33
3.1 緒 言	33
3.2 3D-FEM による温度・応力解析	33
3.3 計算結果および考察	35
3.3.1 焼入れ過程の温度	35
3.3.2 焼入れ過程の応力	38
3.3.3 残留応力	41
(1) 浸炭部の影響	41

(2)	浸炭時間の影響	43
(3)	基準圧力角の影響	44
(4)	歯幅の影響	47
(5)	歯数の影響	49
(6)	リム厚さの影響	51
(7)	モジュールの影響	53
3.4	結 言	55
第4章	浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労強度に及ぼす側面浸炭焼入れの影響	57
4.1	緒 言	57
4.2	3D-FEM による炭素濃度・残留応力解析	57
4.3	実験方法および実験装置	59
4.3.1	試験歯車	59
4.3.2	曲げ疲労試験	61
4.4	計算・実験結果および考察	63
4.4.1	炭素濃度分布	63
4.4.2	硬さ分布	66
4.4.3	焼入れ過程の温度	68
4.4.4	焼入れ過程の応力	68
4.4.5	残留応力	70
(1)	硬化層厚さの影響	70
(2)	側面浸炭焼入れの影響	72
4.4.6	曲げ疲労強度	73
(1)	硬化層厚さの影響	73
(2)	残留応力の影響	74
(3)	側面浸炭焼入れの影響	74
4.5	結 言	78
第5章	浸炭焼入れ薄肉対称ウェブ構造歯車の残留応力	79
5.1	緒 言	79
5.2	3D-FEM による温度・応力解析	79

5.3	計算結果および考察	82
5.3.1	計算結果に及ぼす要素分割の影響	82
5.3.2	焼入れ過程の温度	83
5.3.3	焼入れ過程の応力	83
5.3.4	残留応力	85
	(1) 浸炭部の影響	85
	(2) 浸炭時間の影響	87
	(3) リム厚さの影響	88
	(4) ウェブ構造の影響	89
5.4	結 言	91
第 6 章	浸炭焼入れ薄肉非対称ウェブ構造歯車の残留応力	93
6.1	緒 言	93
6.2	3D-FEM による温度・応力解析	93
6.3	計算結果および考察	97
6.3.1	焼入れ過程の温度	97
6.3.2	焼入れ過程の応力	98
6.3.3	残留応力	99
	(1) 浸炭部の影響	99
	(2) 浸炭時間の影響	100
	(3) リム厚さの影響	102
	(4) ウェブ構造の影響	104
6.4	結 言	105
第 7 章	浸炭焼入れ平内歯車の残留応力	107
7.1	緒 言	107
7.2	3D-FEM による温度・応力解析	107
7.3	計算結果および考察	109
7.3.1	焼入れ過程の温度	109
7.3.2	焼入れ過程の応力	110
7.3.3	残留応力	114



(1) 浸炭時間の影響	114
(2) 浸炭部の影響	115
(3) リム厚さの影響	119
(4) 歯幅の影響	120
(5) 基準圧力角の影響	121
(6) 歯形の影響	123
7.4 結 言	124
第 8 章 浸炭焼入れはすば歯車の残留応力	127
8.1 緒 言	127
8.2 3D-FEM による温度・応力解析	127
8.2.1 はすば歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力解析法	127
8.2.2 歯車モデルの要素分割方法と境界条件	130
8.3 計算結果および考察	131
8.3.1 焼入れ過程の温度	131
8.3.2 焼入れ過程の応力	135
8.3.3 残留応力	136
(1) 浸炭時間の影響	136
(2) 側面浸炭の影響	141
(3) 歯幅の影響	143
(4) ねじれ角の影響	144
8.4 結 言	145
第 9 章 浸炭焼入れローラの残留応力	147
9.1 緒 言	147
9.2 軸対称有限要素法による温度・応力解析	147
9.2.1 計算方法	147
9.2.2 FEM モデルの要素分割方法と境界条件	148
9.3 計算結果および考察	150
9.3.1 焼入れ過程の温度	150
9.3.2 焼入れ過程の応力	150

9.3.3 残留応力	151
(1) 浸炭部の影響	151
(2) 浸炭時間の影響	153
(3) ローラ形状の影響	153
(4) ローラ幅の影響	156
9.4 結 言	157
第10章 結 論	159
謝 辞	163
参考文献	165

## 主な記号表

$A$	: 歯元応力影響係数
$A_3$	: 要素の浸炭表面の面積, 要素の熱伝達表面の面積
$A_b$	: 曲げ分力による歯元応力影響係数
$A_c$	: 圧縮分力による歯元応力影響係数
$A_\tau$	: せん断による歯元応力影響係数
$[B]$	: 変位-ひずみマトリックス
$C$	: 炭素濃度
$C_0$	: 材料の浸炭前の炭素含有量
$C_f$	: カーボンポテンシャルに対する合金元素の影響係数
$C_m$	: 材料表面近傍の雰囲気ガス中の炭素濃度
$C_p$	: 浸炭過程のカーボンポテンシャル
$C_k$	: 拡散過程のカーボンポテンシャル
$\bar{C}$	: 既知炭素濃度
$C^*$	: 相対炭素濃度
$\{C\}$	: 節点炭素濃度ベクトル
$\{C^*\}$	: 節点の相対炭素濃度ベクトル
$D$	: 拡散係数
$D_i$	: 歯車の軸穴の直径
$D_{ou}$	: 円柱の外周面の直径
$[D^e]$	: 弾性応力-ひずみマトリックス
$[D^p]$	: 塑性応力-ひずみマトリックス
$E$	: 縦弾性係数
$\{F\}$	: 節点力ベクトル
$F_i$	: 節点力ベクトル $\{F\}$ の要素
$\{F_r\}$	: 半径方向の節点力ベクトル
$\{F_t\}$	: 円周方向の節点力ベクトル
$\{F_z\}$	: 軸方向の節点力ベクトル
$G$	: 横弾性係数

- $H_v$  : ビッカース硬さ  
 $H'$  : ひずみ硬化率  
 $[H]$  : 炭素拡散マトリックス  
 $[H_1]^e$  : 拡散係数 $D=1$ , 炭素移行係数 $\beta=0$ のときの要素の炭素拡散マトリックス  
 $[H_2]^e$  : 拡散係数 $D=0$ , 炭素移行係数 $\beta=1$ のときの要素の炭素拡散マトリックス  
 $J$  : 拡散流速  
 $J_0$  : 既知拡散流速  
 $[K]$  : 構造全体の剛性マトリックス  
 $K_{ij}$  : 剛性マトリックス $[K]$ の要素  
 $N$  : 荷重の繰返し数  
 $P_0$  : 曲げ疲労限度荷重の予測値  
 $P_n$  : 歯面法線荷重  
 $P_{nu}$  : 曲げ疲労限度荷重  
 $[Q]$  : 炭素容量マトリックス  
 $[Q]^e$  : 要素の炭素容量マトリックス  
 $S_i$  : 境界  
 $[S]$  : 熱伝導解析の温度マトリックス  
 $S_{ij}$  : 温度マトリックス $[S]$ の要素  
 $T$  : 温度  
 $T_c$  : 冷却媒質(油など)の温度  
 $T^*$  : 相対温度  
 $\bar{T}$  : 既知温度  
 $\{T\}$  : 節点温度ベクトル  
 $\{T^*\}$  : 節点の相対温度ベクトル  
 $V^e$  : 要素の体積  
  
 $a$  : き裂長さ  
 $b$  : 歯幅, ローラの幅  
 $b_w$  : ウェブ厚さ  
 $c$  : 比熱  
 $c_K$  : 頂げき

$d$	: 歯車の歯面からの距離, ローラ外周面からの距離
$d_e$	: 有効硬化層厚さ
$h$	: 熱伝達係数
$[k]$	: 熱伝導マトリックス
$[k]^e$	: 要素の剛性マトリックス
$l$	: 円柱の長さ
$l_p$	: 負荷点より歯元危険断面までの距離
$l_w$	: リム厚さ
$m$	: 平歯車のモジュール
$m_n$	: 歯直角モジュール
$n$	: 境界上の外向き法線座標軸
$[p]$	: 熱容量マトリックス
$q$	: 熱流速
$q_0$	: 既知熱流速
$\{q\}$	: 熱流束ベクトル
$r$	: 肩つきローラのすみ肉丸み半径
$r_0$	: 工具歯先丸み半径
$s_F$	: 歯元危険断面の弦歯厚
$r_k$	: 歯車中心を原点とする半径
$t$	: 時刻
$t_c$	: 浸炭時間
$t_e$	: 焼入れ終了時刻
$t_k$	: 拡散時間
$x$	: 座標軸
$y$	: 座標軸
$y_p$	: 負荷点より歯の中心線までの距離
$z$	: 歯幅中央断面を原点とする軸方向の座標, ローラ幅中央断面を原点とする軸方向の座標
$z_c$	: ピニオンカッタの歯数
$z_e$	: 外歯車の歯数
$z_i$	: 内歯車の歯数

- $\theta$  : 歯の中心線と荷重作用線とのなす角
- $\alpha_0$  : 基準圧力角
- $\alpha_n$  : 歯直角基準圧力角
- $\{\alpha\}$  : 線膨張係数ベクトル
- $\beta$  : 炭素移行係数
- $\beta_0$  : ピッチ円筒上のねじれ角
- $\{\delta_r\}$  : 半径方向の変位ベクトル
- $\{\delta_t\}$  : 円周方向の変位ベクトル
- $\{\delta_z\}$  : 軸方向の変位ベクトル
- $\{\varepsilon\}$  : ひずみベクトル
- $\theta$  : 歯形中心線と歯元すみ肉曲線の接線とのなす角
- $\lambda$  : 熱伝導率
- $\nu$  : ポアソン比
- $\rho$  : 密度
- $\rho_F$  : 歯元すみ肉部曲率半径
- $\sigma$  : 応力
- $\sigma_Y$  : 降伏応力
- $\sigma_t$  : 引張側歯元すみ肉部実応力
- $\sigma_{up}$  : 曲げ疲労限度
- $\sigma_x$  :  $x$  軸方向の応力成分
- $\sigma_y$  :  $y$  軸方向の応力成分
- $\sigma_z$  :  $z$  軸方向の応力成分
- $\sigma_\theta$  : 円周方向の応力
- $\bar{\sigma}$  : 相当応力
- $\sigma^*$  : 残留応力
- $\sigma^*_{cr}$  : 基準圧力角  $\alpha_0 = 20^\circ$  の内歯車の接線角度  $\theta = 45^\circ$  ( $\alpha_0 = 27^\circ$  では,  $\theta = 60^\circ$ ) の断面位置の残留応力
- $\sigma_p^*$  : ピッチ線上の残留応力
- $\sigma_r^*$  : 半径方向残留応力

- $\sigma_z^*$  : 軸方向残留応力  
 $\sigma_\theta^*$  : 円周方向残留応力  
 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  : Hofer の危険断面 (接線角度  $\theta = 30^\circ$ ) 位置の残留応力  
 $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  : 接線角度  $\theta = 45^\circ$  の断面位置の残留応力  
 $\sigma^*_{\theta=60^\circ}$  : 接線角度  $\theta = 60^\circ$  の断面位置の残留応力  
 $\{\sigma\}$  : 応力ベクトル  
 $\{\sigma'\}$  : 偏差応力成分から成るベクトル  
 $\tau_{xy}$  : せん断応力の成分  
 $\tau_{yz}$  : せん断応力の成分  
 $\tau_{zx}$  : せん断応力の成分  
 $\tau_{rz}^*$  : 残留応力のせん断応力成分  
  
 $dP$  : 試験負荷の増分  
 $dT$  : 温度増分  
 $\{dL\}$  : 構造全体の外荷重増分ベクトル  
 $\{dL\}_T$  : 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  
 $\{dL\}_T^e$  : 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  
 $\{dL\}_\alpha$  : 熱膨張による構造全体の等価節点力増分ベクトル  
 $\{dL\}_\alpha^e$  : 熱膨張による要素の等価節点力増分ベクトル  
 $\{d\delta\}$  : 構造全体の節点変位増分ベクトル  
 $\{d\delta\}^e$  : 要素の節点変位増分ベクトル  
 $\{d\varepsilon\}$  : ひずみ増分ベクトル  
 $\{d\varepsilon^p\}$  : 塑性ひずみ増分ベクトル  
 $\{d\sigma\}$  : 応力増分ベクトル  
 $\{d\sigma\}_T$  : 負荷関数の温度依存性による要素の応力増分ベクトル  
 $\Delta t$  : 時間増分

## 第1章 緒 論

各種機械装置の原動機の出力増加にともなう伝達トルクの増大に対して、変速装置の大きさに制限があるため、また小形・軽量化に対する要求のため、動力伝達用歯車の強度増強が強く望まれている。歯車の強度増強をはかるために、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、また小形・軽量化をはかるために、遊星歯車装置や薄肉歯車がしばしば用いられる。浸炭焼入れは高周波焼入れに比べて表面形状に沿った硬化層が得やすいので、焼入れによる強度増強の信頼性が高いと考えられている。浸炭焼入れ歯車の強度評価は、国際標準化機構のISO式、アメリカ歯車工業会のAGMA式、イギリス規格のBS式、および日本機械学会のJSME式などを用いて行われているが、歯車の損傷調査<sup>(1.1)</sup>によれば、これらの設計式による設計余裕があるにもかかわらず、損傷を生じている浸炭焼入れ歯車も多数あることがわかる。この原因の一つは、これらの設計式では浸炭焼入れ歯車の疲労限度が表面硬さのみで決定され、浸炭焼入れによる残留応力の影響を考慮したものではないことによると考えられる。一方、設計者としては、表面硬さだけでなく、最適な硬化層厚さも決定することが重要であるが、現状ではそのための根拠となるデータが少なく、経験的に決定している場合が多い。このため、浸炭焼入れによる残留応力を明らかにし、さらに残留応力と疲労強度の関係を求めることなどが極めて重要であると考えられる。

浸炭焼入れ歯車の残留応力に関する研究としては、藤尾・会田・迫田らの研究<sup>(1.2), (1.3)</sup>、宮尾・王・井上らの研究<sup>(1.4)</sup>、戸部・加藤・井上らの研究<sup>(1.5)</sup>、小田・宮近らの研究<sup>(1.6)~(1.8)</sup>、長坂・七野・高橋らの研究<sup>(1.9)</sup>などがあるが、これらのほとんどは平面ひずみ条件を採用し、二次元有限要素法(2D-FEM)を用いて応力解析を行ったものである。このようにして得られた残留応力の計算結果は、歯先円径に比べて歯幅が広い歯車<sup>(1.2), (1.4)</sup>には適当であると考えられる。しかし、歯幅が狭い歯車については、2D-FEMによって残留応力を評価することにはかなり問題があると考えられる。

浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労限度と残留応力の関係に関する研究としては、会田・小田らの研究<sup>(1.10)</sup>、藤尾・迫田らの研究<sup>(1.3)</sup>、戸部・加藤・井上らの研究<sup>(1.11)</sup>、増山・浅野・井上らの研究<sup>(1.12)</sup>などがあるが、これらのほとんどは歯車側面に銅めっきを



施して浸炭防止した平外歯車に対する残留応力測定結果，曲げ疲労試験結果および2D-FEMによる残留応力計算結果から残留応力と曲げ疲労強度の関係について検討したものである。しかし，実際の浸炭焼入れ歯車では，側面浸炭防止はほとんど行われていない。したがって，浸炭焼入れ歯車の残留応力，曲げ疲労限度に及ぼす側面浸炭の影響について明らかにする必要があると考えられる。

また，実際の歯車装置では，浸炭焼入れ平歯車だけでなく，浸炭焼入れはすば歯車，薄いリムおよびウェブを持つ浸炭焼入れ薄肉ウェブ構造歯車もよく使用されている。これらの三次元形状をもつ歯車の浸炭焼入れによる残留応力を計算するためには，三次元有限要素法(3D-FEM)を用いて行う必要があると考えられる。

本論文では，このような情勢を考慮して，浸炭焼入れによる残留応力を予測するための二次元浸炭焼入れシミュレータ<sup>(1.6)~(1.8)</sup>を発展させ，三次元形状の機械要素に適用できるシミュレータを開発し，この三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて，種々の浸炭焼入れ条件に対する平外・内歯車，薄肉対称・非対称ウェブ構造歯車，はすば歯車の残留応力について明らかにし，さらに曲げ疲労試験を行って浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労強度を求め，残留応力と曲げ疲労強度に及ぼす側面浸炭，硬化層厚さの影響などについて明らかにすることにより，浸炭焼入れ歯車の曲げ強度設計および最適な浸炭焼入れ条件の選定ための基礎資料を得ることを目的とする。

まず，二次元浸炭焼入れシミュレータを三次元形状の機械要素に適用できるシミュレータに発展させ，3D-FEMによる炭素拡散，熱伝導および弾塑性応力解析法を用いたシミュレータの開発を行い，このシミュレータを用いて，種々の浸炭焼入れ条件に対する平外歯車の残留応力を求め，残留応力に及ぼす浸炭部，浸炭時間(硬化層厚さ)，モジュール，歯数，基準圧力角，リム厚さ，歯幅の影響などについて明らかにする。次に，種々の浸炭焼入れ平外歯車に対して，曲げ疲労試験を行って，曲げ疲労強度を求め，曲げ疲労強度に及ぼす浸炭部，硬化層厚さ，および残留応力の影響などについて明らかにする。さらに，種々の浸炭焼入れ条件に対して，薄肉対称・非対称ウェブ構造歯車，平内歯車，はすば歯車の残留応力を，三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて求め，ウェブ構造歯車の残留応力に及ぼす浸炭部(歯面，歯車側面，リム内周，ウェブ表面)，浸炭時間(硬化層厚さ)，およびウェブ構造の影響，平内歯車の残留応力に及ぼす浸炭部(歯面，側面，リム外周)，浸炭時間(硬化層厚さ)，リム厚さ，歯幅および基準圧力角の影響，はすば歯車の残留応力に及ぼす側面浸炭，浸炭時間(硬化層厚さ)，歯幅，およびねじれ角の影響などについて明

らかにする。

なお、歯車の歯面強度を求めるための基礎としてよく用いられる円筒ローラに対して、側面浸炭防止した場合と防止しない場合の浸炭焼入れ過程の温度・応力を、軸対称有限要素法(FEM)による熱伝導および弾塑性応力解析法を用いて求め、浸炭焼入れによるローラの残留応力に及ぼすローラ形状、浸炭部、浸炭時間(硬化層厚さ)およびローラ幅の影響などについて検討を加えている。

以上の研究結果に基づいて、浸炭焼入れ平外・内歯車、薄肉対称・非対称ウェブ構造歯車、はすば歯車の強度設計および最適な浸炭焼入れ条件を選定するための指針を提示する。



## 第2章 三次元浸炭焼入れシミュレータの開発

### 2.1 緒言

浸炭焼入れは、高周波焼入れに比べて、表面形状に沿った硬化層が得やすく、焼入れによる強度増強の信頼性が高いと考えられている。このため、歯車装置に対して高負荷、高速化、小形・軽量化の要求が強まってくるにつれて、浸炭焼入れ平外・内歯車、はすば歯車、および薄肉ウェブ構造歯車などが広く使われるようになってきた。浸炭焼入れによって歯車の曲げ疲労強度が増大する主な原因は、歯元すみ肉部表層部に生じる圧縮残留応力と、硬さの増大による材質的向上であると考えられるため、浸炭焼入れ歯車の疲労強度をより正確に評価するためには、残留応力と硬化層について明らかにしておく必要がある。

浸炭焼入れ平歯車の残留応力については、二次元有限要素法(2D-FEM)による熱伝導および弾塑性応力解析法を用いたシミュレータによって計算した結果<sup>(2.1)~(2.8)</sup>が、数多く報告されている。これらの計算結果は歯先円径に比べて歯幅の広いもの<sup>(2.1),(2.3)</sup>には適用できるが、実際に用いられる浸炭焼入れ歯車では、歯先円径に比べて歯幅が狭いものが多いため、また側面浸炭防止はほとんど行われないため、これらの計算結果を適用することには問題がある。浸炭焼入れによる残留応力をより正確に評価するためには、側面浸炭および軸方向の熱伝導が残留応力に与える影響を考慮できる、三次元有限要素法(3D-FEM)による熱伝導および弾塑性応力解析法を用いたシミュレータを開発する必要があると考えられる。また、このようなシミュレータは、はすば歯車、ウェブ構造歯車のような三次元形状をもつ浸炭焼入れ歯車の残留応力を求める場合にも適用できるものである。

そこで、本章では、3D-FEMによる炭素拡散、熱伝導および弾塑性応力解析法を用いたシミュレータを開発し、このシミュレータを用いて、円柱と歯車の冷却過程の温度を計算するとともに、種々の浸炭焼入れ条件に対する平外歯車の炭素濃度分布、硬さ分布および残留応力分布を求め、微小硬度計による硬さ分布の測定結果<sup>(2.9)</sup>、熱電対による温度分布の測定結果<sup>(2.1),(2.10)</sup>、せん孔法およびX線法による残留応力の測定結果<sup>(2.2),(2.11)</sup>と比較検討することにより、本シミュレータの有効性を確かめる。

## 2.2 三次元有限要素法(3D-FEM)による炭素拡散解析法

浸炭過程の炭素拡散解析の基礎方程式<sup>(2.12)</sup>は次式で与えられる。

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \left( \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 C}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 C}{\partial z^2} \right) \quad (2.1)$$

ここで、 $C$ は炭素濃度で、空間座標 $(x, y, z)$ および時間 $t$ の関数 $C(x, y, z, t)$ である。

$D$ は拡散係数で、拡散温度 $T$ と炭素濃度 $C$ の関数と考えられる。

なお、拡散の方向に沿って単位面積を単位時間に拡散する溶質の量を拡散流速 $J$ とすると、 $J$ は、フィックの法則(Fick's law)により

$$J = -D \frac{\partial C}{\partial n} \quad (2.2)$$

で与えられる。ここで、 $n$ は境界上の外向き法線座標軸である。

拡散方程式(2.1)の境界条件としては、以下のような場合がある。

・境界 $S_1$ 上で炭素濃度が既知濃度 $\bar{C}$ である場合

$$C = \bar{C} ; S_1 \text{ 上において} \quad (2.3)$$

・境界 $S_2$ 上で拡散流速 $J_0$ が流出(入)する場合

$$J = J_0 ; S_2 \text{ 上において} \quad (2.4)$$

・境界 $S_3$ 上で雰囲気ガス中の炭素原子が材料の表面から内部方向へ侵入拡散する(拡散流速 $J$ をマイナスとする)場合、あるいは材料中の炭素原子が表面から雰囲気ガスへ脱出する(拡散流速 $J$ をプラスとする)場合

$$J = \beta(C - C_m) ; S_3 \text{ 上において} \quad (2.5)$$

ここで、 $\beta$ は炭素移行係数<sup>(2.13), (2.14)</sup>、 $C_m$ は材料表面近傍の雰囲気ガス中の炭素濃度である。

式(2.1)、(2.2)および境界条件式(2.3)～(2.5)を用いて、次式に示す炭素拡散解析の有限要素法計算式を導くことができる。

$$\left( \frac{2[Q]}{t_{i+1} - t_i} + [H] \right) \{ C_{i+1}^* \} = \left( \frac{2[Q]}{t_{i+1} - t_i} - [H] \right) \{ C_i^* \} \quad (2.6)$$

ここで、添字 $i$ は浸炭過程の時間 $t$ の計算ステップを表す。 $[Q]$ は炭素容量マトリックス、 $[H]$ は炭素拡散マトリックスである。 $\{ C^* \}$ は節点の相対炭素濃度ベクトルで、次式で表される。

$$\{C^*\} = \{C - C_m\} \quad (2.7)$$

図2.1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 $[Q]$ と $[H]$ は次式で計算できる。

$$[Q] = \sum_e [Q]^e \quad (2.8)$$

$$[H] = \sum_e (D[H_1]^e + \beta [H_2]^e) \quad (2.9)$$

ただし、

$$[Q]^e = \frac{V^e}{20} \begin{bmatrix} 2 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & 2 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 2 & 1 \\ 1 & 1 & 1 & 2 \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

$$[H_1]^e = \frac{1}{36V^e} \begin{bmatrix} b_1^2 + c_1^2 + d_1^2 & b_1b_2 + c_1c_2 + d_1d_2 & b_1b_3 + c_1c_3 + d_1d_3 & b_1b_4 + c_1c_4 + d_1d_4 \\ b_2b_1 + c_2c_1 + d_2d_1 & b_2^2 + c_2^2 + d_2^2 & b_2b_3 + c_2c_3 + d_2d_3 & b_2b_4 + c_2c_4 + d_2d_4 \\ b_3b_1 + c_3c_1 + d_3d_1 & b_3b_2 + c_3c_2 + d_3d_2 & b_3^2 + c_3^2 + d_3^2 & b_3b_4 + c_3c_4 + d_3d_4 \\ b_4b_1 + c_4c_1 + d_4d_1 & b_4b_2 + c_4c_2 + d_4d_2 & b_4b_3 + c_4c_3 + d_4d_3 & b_4^2 + c_4^2 + d_4^2 \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

$$[H_2]^e = \frac{A_3}{12} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 2 & 1 & 1 \\ 0 & 1 & 2 & 1 \\ 0 & 1 & 1 & 2 \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

$$V^e = \frac{1}{6}(a_1 + a_2 + a_3 + a_4) \quad (2.13)$$

$$\begin{cases} a_1 = x_2y_3z_4 + x_3y_4z_2 + x_4y_2z_3 - x_4y_3z_2 - x_3y_2z_4 - x_2y_4z_3 \\ a_2 = x_4y_3z_1 + x_3y_1z_4 + x_1y_4z_3 - x_1y_3z_4 - x_3y_4z_1 - x_4y_1z_3 \\ a_3 = x_1y_2z_4 + x_2y_4z_1 + x_4y_1z_2 - x_4y_2z_1 - x_2y_1z_4 - x_1y_4z_2 \\ a_4 = x_3y_2z_1 + x_2y_1z_3 + x_1y_3z_2 - x_1y_2z_3 - x_2y_3z_1 - x_3y_1z_2 \end{cases} \quad (2.14)$$

$$\begin{cases} b_1 = -y_3z_4 - y_4z_2 - y_2z_3 + y_3z_2 + y_2z_4 + y_4z_3 \\ b_2 = -y_3z_1 - y_1z_4 - y_4z_3 + y_3z_4 + y_4z_1 + y_1z_3 \\ b_3 = -y_2z_4 - y_4z_1 - y_1z_2 + y_2z_1 + y_1z_4 + y_4z_2 \\ b_4 = -y_2z_1 - y_1z_3 - y_3z_2 + y_2z_3 + y_3z_1 + y_1z_2 \end{cases} \quad (2.15)$$

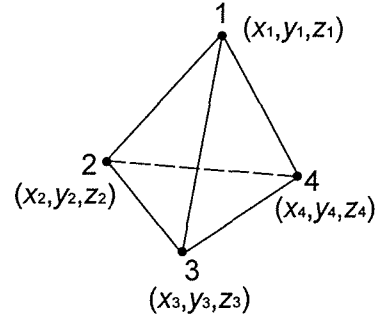


Fig.2.1 Tetrahedral element

$$\begin{cases} c_1 = x_3z_4 + x_4z_2 + x_2z_3 - x_3z_2 - x_2z_4 - x_4z_3 \\ c_2 = x_3z_1 + x_1z_4 + x_4z_3 - x_3z_4 - x_4z_1 - x_1z_3 \\ c_3 = x_2z_4 + x_4z_1 + x_1z_2 - x_2z_1 - x_1z_4 - x_4z_2 \\ c_4 = x_2z_1 + x_1z_3 + x_3z_2 - x_2z_3 - x_3z_1 - x_1z_2 \end{cases} \quad (2.16)$$

$$\begin{cases} d_1 = x_3y_2 + x_4y_3 + x_2y_4 - x_3y_4 - x_2y_3 - x_4y_2 \\ d_2 = x_3y_4 + x_1y_3 + x_4y_1 - x_3y_1 - x_4y_3 - x_1y_4 \\ d_3 = x_2y_1 + x_4y_2 + x_1y_4 - x_2y_4 - x_1y_2 - x_4y_1 \\ d_4 = x_2y_3 + x_1y_2 + x_3y_1 - x_2y_1 - x_3y_2 - x_1y_3 \end{cases} \quad (2.17)$$

ここで、 $\sum_e$  は全要素について加え合わせることを表す。  $D$  は拡散係数、  $\beta$  は炭素移行係数、  $(x_1, y_1, z_1)$ 、  $(x_2, y_2, z_2)$ 、  $(x_3, y_3, z_3)$ 、  $(x_4, y_4, z_4)$  は図2.1に示す四面体要素の四つの節点の座標である。  $A_3$  は要素の浸炭表面の面積で、式(2.12)で  $[H_2]^e$  を計算する時、要素定義の始めの節点  $(x_1, y_1, z_1)$  を内部節点とする必要がある。

### 2.3 3D-FEMによる熱伝導解析法

焼入れ過程の熱伝導解析の基礎方程式<sup>(2.15)</sup>は次式で与えられる。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (2.18)$$

ここで、  $T$  は温度で、空間座標  $(x, y, z)$  および時間  $t$  の関数  $T(x, y, z, t)$  である。  $\rho$  は密度、  $c$  は比熱、  $\lambda$  は熱伝導率である。

なお、熱流速  $q$  は、フーリエの法則 (Fourie's law) により

$$q = -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \quad (2.19)$$

で与えられる。ここで、  $n$  は境界上の外向き法線座標軸である。

熱伝導方程式(2.18)の境界条件としては、以下のような場合がある。

・境界  $S_1$  上で温度が既知温度  $\bar{T}$  である場合

$$T = \bar{T} ; S_1 \text{ 上において} \quad (2.20)$$

・境界  $S_2$  上で熱流速  $q_0$  が流出(入)する場合

$$q = q_0 ; S_2 \text{ 上において} \quad (2.21)$$

・境界  $S_3$  上で熱伝達がある場合

$$q = h(T - T_c) ; S_3 \text{ 上において} \quad (2.22)$$

ここで、 $h$ は熱伝達係数、 $T_c$ は冷却媒質(油など)の温度である。

式(2.18)、(2.19)および境界条件式(2.20)～(2.22)を用いて、次式に示す熱伝導解析の有限要素法計算式を導くことができる。

$$\left( \frac{2[p]}{t_{i+1}-t_i} + [k] \right) \{ T_{i+1}^* \} = \left( \frac{2[p]}{t_{i+1}-t_i} - [k] \right) \{ T_i^* \} \quad (2.23)$$

ここで、添字 $i$ は焼入れ過程の時間 $t$ の計算ステップを表す。 $[p]$ は熱容量マトリックス、 $[k]$ は熱伝導マトリックスである。 $\{ T^* \}$ は節点の相対温度ベクトルで、次式で表される。

$$\{ T^* \} = \{ T - T_c \} \quad (2.24)$$

図2.1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 $[p]$ と $[k]$ は次式で計算できる。

$$[p] = \sum_e \rho c [Q]^e \quad (2.25)$$

$$[k] = \sum_e (\lambda [H_1]^e + h [H_2]^e) \quad (2.26)$$

ここで、 $\rho$ は密度、 $c$ は比熱、 $\lambda$ は熱伝導率、 $h$ は熱伝達係数である。要素のマトリックス $[Q]^e$ 、 $[H_1]^e$ 、 $[H_2]^e$ は式(2.10)～(2.17)で計算できる。ただし、式(2.12)中の $A_3$ は要素の熱伝達表面の面積になり、熱伝達表面の三つの節点座標を $(x_2, y_2, z_2)$ 、 $(x_3, y_3, z_3)$ 、 $(x_4, y_4, z_4)$ とし、要素定義の始めの節点 $(x_1, y_1, z_1)$ を内部節点とする必要がある。

## 2.4 3D-FEMによる弾塑性応力解析法

### 2.4.1 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>(2.15)</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。

$$[K] \{ d\delta \} = \{ dL \} + \{ dL \}_\alpha \quad (2.27)$$

$$\{ d\varepsilon \} = [B] \{ d\delta \}^e \quad (2.28)$$

$$\{ d\sigma \} = [D^e] (\{ d\varepsilon \} - \{ \alpha \} dT) \quad (2.29)$$



ただし,

$$[K] = \sum_e [k]^e \quad (2.30)$$

$$\{dL\}_\alpha = \sum_e \{dL\}_\alpha^e \quad (2.31)$$

$$[D]^e = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

ここで,  $[K]$ は構造全体の剛性マトリックス,  $\{d\delta\}$ 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,  $\{d\varepsilon\}$ はひずみ増分ベクトル,  $[B]$ は変位-ひずみマトリックス,  $\{d\delta\}^e$ は要素の節点変位増分ベクトル,  $\{d\sigma\}$ 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,  $\{\alpha\}$ は線膨張係数ベクトル,  $dT$ は温度増分,  $[k]^e$ は要素の剛性マトリックス,  $\{dL\}_\alpha^e$ は熱膨張による要素の等価節点力増分ベクトル,  $E$ 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 2.1 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.

$$[B] = \frac{1}{6V^e} \begin{bmatrix} b_1 & 0 & 0 & b_2 & 0 & 0 & b_3 & 0 & 0 & b_4 & 0 & 0 \\ 0 & c_1 & 0 & 0 & c_2 & 0 & 0 & c_3 & 0 & 0 & c_4 & 0 \\ 0 & 0 & d_1 & 0 & 0 & d_2 & 0 & 0 & d_3 & 0 & 0 & d_4 \\ c_1 & b_1 & 0 & c_2 & b_2 & 0 & c_3 & b_3 & 0 & c_4 & b_4 & 0 \\ 0 & d_1 & c_1 & 0 & d_2 & c_2 & 0 & d_3 & c_3 & 0 & d_4 & c_4 \\ d_1 & 0 & b_1 & d_2 & 0 & b_2 & d_3 & 0 & b_3 & d_4 & 0 & b_4 \end{bmatrix} \quad (2.33)$$

$$[k]^e = [B]^T [D]^e [B] V^e \quad (2.34)$$

$$\{dL\}_\alpha^e = [B]^T [D]^e \{\alpha dT\} V^e \quad (2.35)$$

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、式(2.13)～(2.17)で計算できる。

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(2.32)～(2.35)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(2.30)、(2.31)で  $[K]$ 、 $\{dL\}_\alpha$  を計算する。次に、剛性方程式(2.27)を解いて、節点変位増分  $\{d\delta\}$  を求める。さらに、式(2.28)、(2.29)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。

#### 2.4.2 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(2.27)～(2.29)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(2.36)、(2.37)式に変わる。

$$[K]\{d\delta\} = \{dL\} + \{dL\}_\alpha + \{dL\}_T \quad (2.36)$$

$$\{d\sigma\} = \left( [D^e] + [D^p] \right) (\{d\varepsilon\} - \{\alpha dT\}) + \{d\sigma\}_T \quad (2.37)$$

ただし、

$$\{dL\}_T = \sum_e \{dL\}_T^e \quad (2.38)$$

$$[D^p] = -\frac{1}{S} \{\sigma'\} \{\sigma'\}^T \quad (2.39)$$

$$\{d\sigma\}_T = -\frac{\bar{\sigma}}{3GS} \{\sigma'\} \frac{\partial \sigma_y}{\partial T} dT \quad (2.40)$$

$$S = \frac{-2}{3G} \left( \frac{H'}{3G} + 1 \right) \quad (2.41)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right]} \quad (2.42)$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.43)$$

$$\{\sigma'\} = [\sigma'_x \quad \sigma'_y \quad \sigma'_z \quad \tau_{xy} \quad \tau_{yz} \quad \tau_{zx}]^T \quad (2.44)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma'_x = \sigma_x - \sigma_m \\ \sigma'_y = \sigma_y - \sigma_m \\ \sigma'_z = \sigma_z - \sigma_m \\ \sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} \end{array} \right. \quad (2.45)$$

ここで、 $[K]$ は構造全体の剛性マトリックス[計算式(2.30)]、 $\{d\delta\}$ 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(2.31)]、 $\{dL\}_T$ 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(2.32)]、 $[D^p]$ 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 2.1 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(2.34)、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(2.35)は次に示す式(2.46)、(2.47)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(2.48)で計算できる。

$$[k]^e = [B]^T \left( [D^e] + [D^p] \right) [B] V^e \quad (2.46)$$

$$\{dL\}_\alpha^e = [B]^T \left( [D^e] + [D^p] \right) \{\alpha dT\} V^e \quad (2.47)$$

$$\{dL\}_T^e = -\frac{\bar{\sigma} V^e}{3GS} [B]^T \{\sigma'\} \frac{\partial \sigma_Y}{\partial T} dT \quad (2.48)$$

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(2.32)、(2.33)でマトリックス  $[D^e]$ 、 $[B]$  を求め、弾性域の要素では式(2.34)、(2.35)で  $[k]^e$ 、 $\{dL\}_\alpha^e$  を求め、塑性域の要素では式(2.39)～(2.48)で  $[D^p]$ 、 $\{d\sigma\}_T$ 、 $[k]^e$ 、 $\{dL\}_\alpha^e$ 、 $\{dL\}_T^e$  を求め、そして、式(2.30)、(2.31)および式(2.38)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

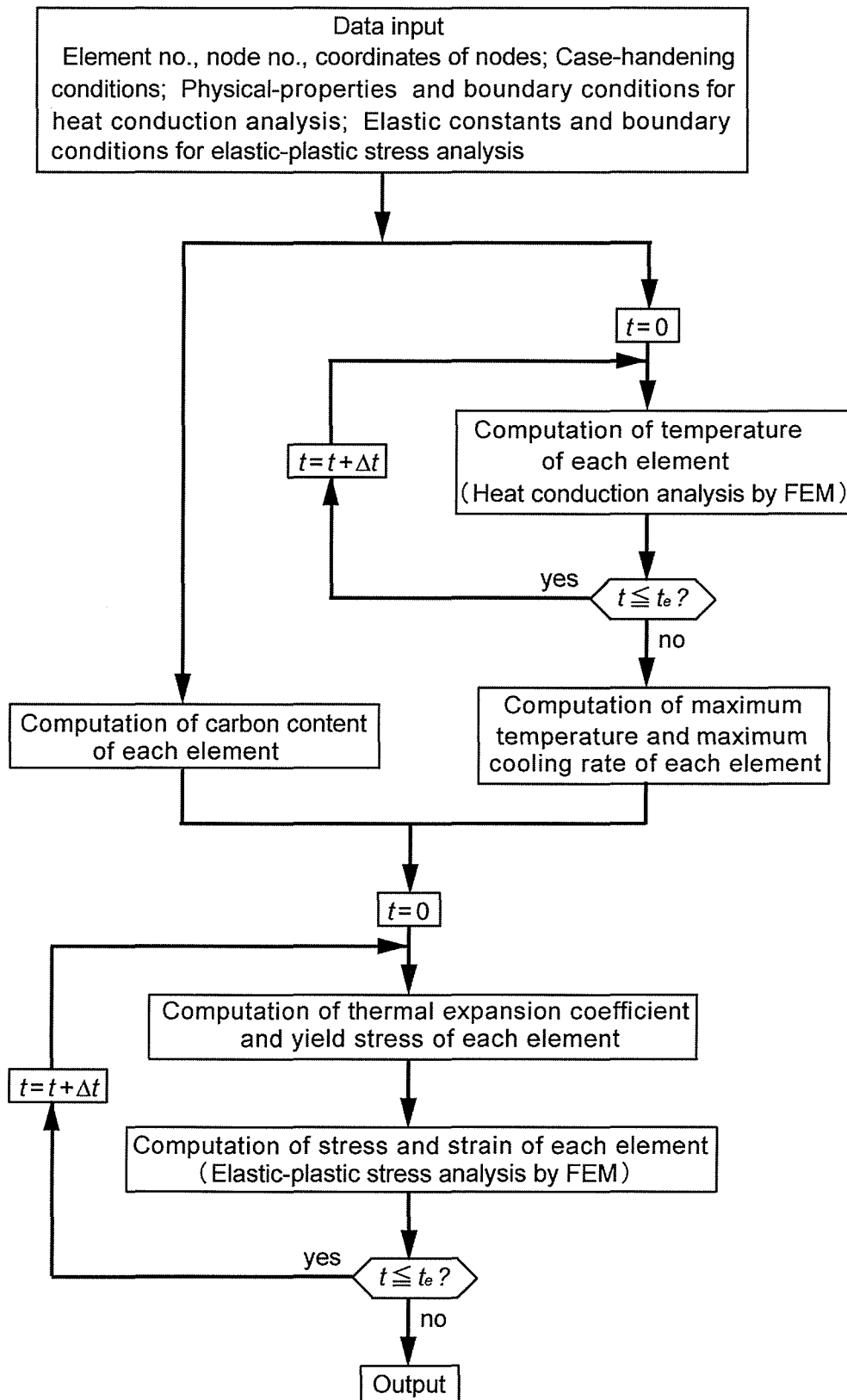


Fig.2.2 Flowchart of simulator of case-hardening process

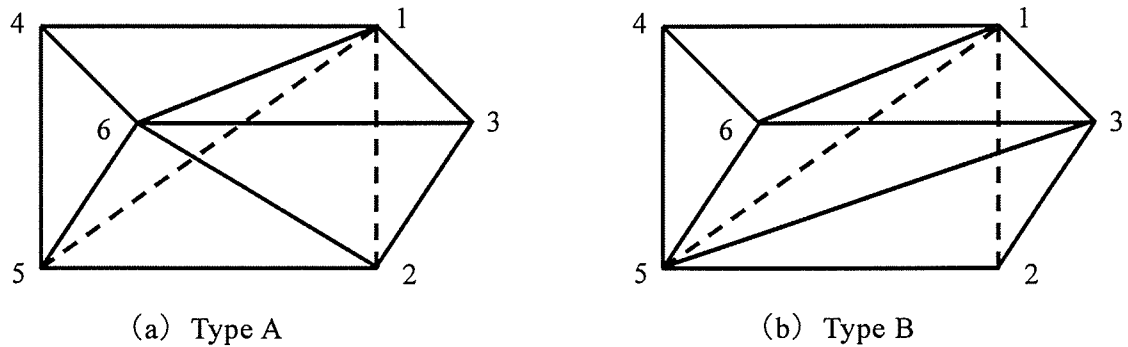


Fig.2.3 Method for dividing a prismatic element into three tetrahedral elements

(2.36)を解いて節点変位増分 $\{d\delta\}$ を求める。さらに、式(2.28)、(2.37)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。

## 2.5 三次元浸炭焼入れシミュレータ

2.2~2.4 節の三次元有限要素法による炭素拡散、熱伝導および弾塑性応力解析法を用いて、浸炭焼入れによる残留応力を予測するための二次元浸炭焼入れシミュレータ<sup>(2.5)~(2.7)</sup>を発展させ、三次元形状の機械要素の場合に適用できるシミュレータを開発した。図 2.2 は、本シミュレータの流れ図を示す。

本シミュレータでは、三次元有限要素メッシュが二次元有限要素メッシュから自動的に生成できる。まず、軸方向の分割数に従って、五面体要素を生成する。次に、一つの五面体要素を三つの四面体要素に分割することによって、三次元メッシュを生成する。しかし、五面体要素を四面体要素に分割する際には、隣接する要素の辺同士が交差しないようにする必要がある。図 2.3 は五面体要素 1-2-3-4-5-6 が四面体要素 1-4-5-6, 1-2-3-6, 1-5-2-6 (タイプ A)に分割された場合、四面体要素 1-4-5-6, 1-5-2-3, 1-5-3-6(タイプ B)に分割された場合を示す。もし図 2.3(a)の面 2-3-6-5 と図 2.3(b)の面 2-1-4-5 が隣接面になると、図 2.3(a)の線 2-6 が図 2.3(b)の線 1-5 と交差するため、分割後の四面体要素が正しく接続できなくなってしまう。これを防ぐために、図 2.4 に示すように、線で繋いでいない五面体要素の長方形面が隣接面にならないようにする必要がある。つまり、図 2.3(a)に示すタイプ A 要素では、面 1-2-3 の二次元メッシュの周辺要素に

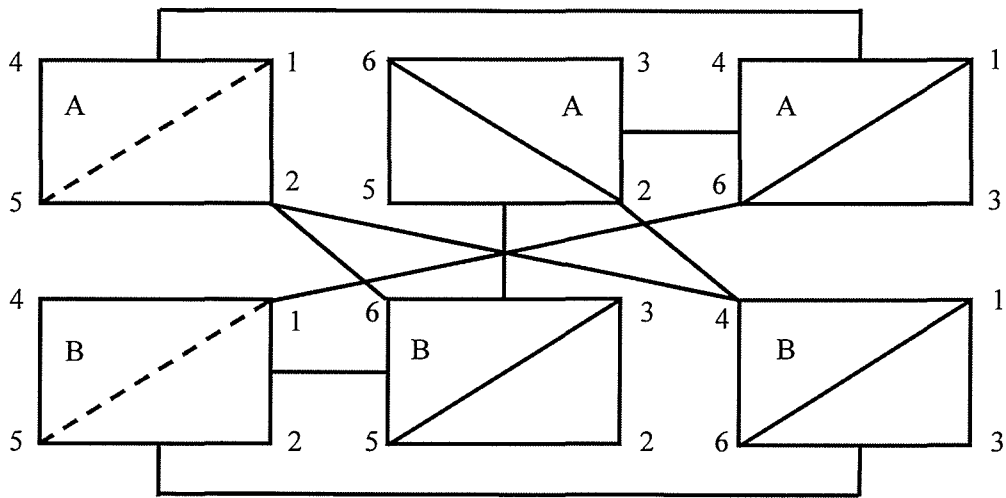


Fig 2.4 Connected side of adjacent prismatic element

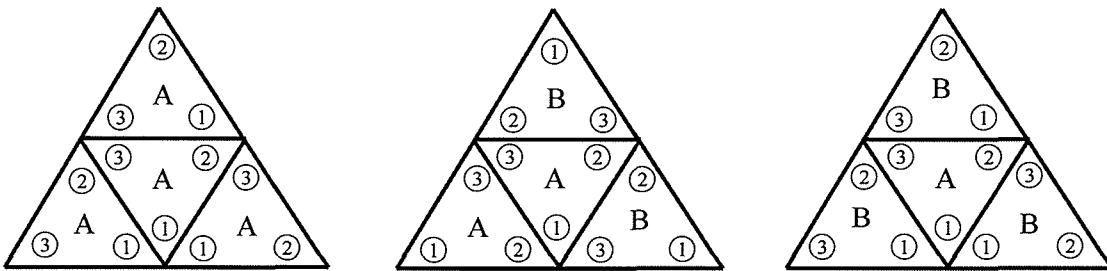


Fig 2.5 Admissible numbering of nodes for type A

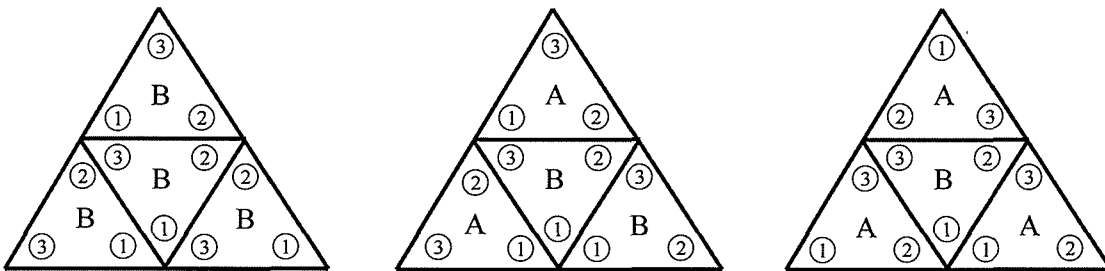


Fig 2.6 Admissible numbering of nodes for type B

おける要素定義の節点番号の順番①②③が図 2.5 に示す規則に従うものでなければならぬ。図 2.3 (b) に示すタイプ B 要素では、面 1-2-3 の二次元メッシュの周辺要素における要素定義の節点番号の順番①②③が図 2.6 に示す規則に従うものでなければならぬ。

図 2.3 に示す五面体要素の分割法によって得られた四面体要素は、要素定義の始めの節点番号が 1 であるため、節点 1 を含む三角形の面は浸炭表面あるいは熱伝達

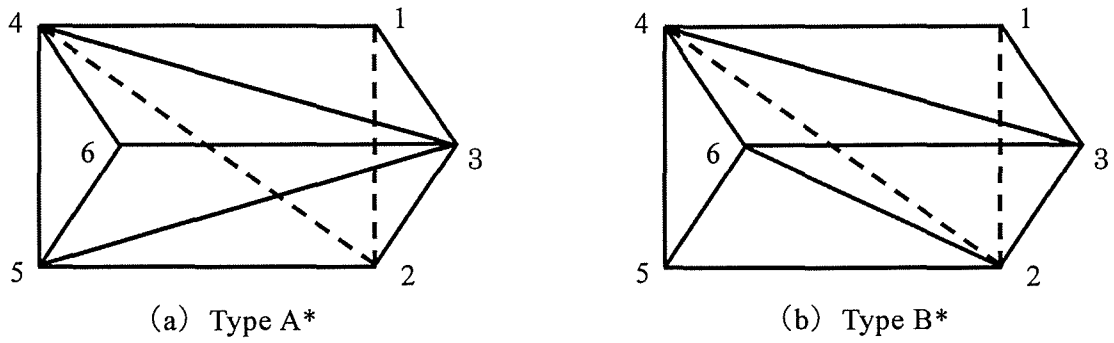


Fig.2.7 Method for dividing a prismatic element into three tetrahedral elements

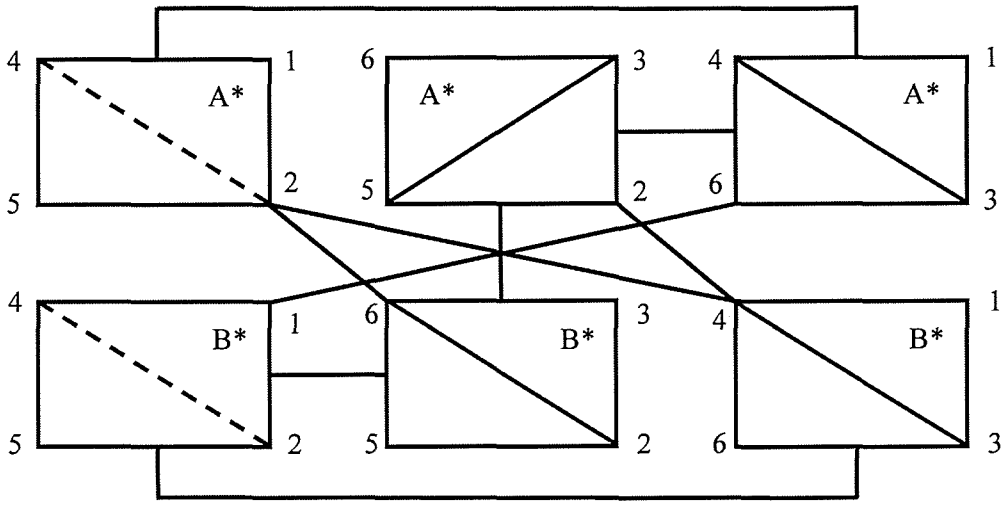


Fig.2.8 Connected side of adjacent prismatic element

表面とすることができない(2.2節, 2.3節). だから, 節点1を内部節点とする必要があり, 三角形の面1-2-3は浸炭表面あるいは熱伝達表面とすることができない.

三角形の面1-2-3を浸炭表面あるいは熱伝達表面とする必要がある場合には, 図2.7に示すように, 五面体要素1-2-3-4-5-6を四面体要素4-2-1-3, 4-5-2-3, 4-5-3-6(タイプA\*)に, あるいは四面体要素4-2-1-3, 4-2-3-6, 4-5-2-6(タイプB\*)に分割すればいい. このようにすると, 図2.8に示すように, タイプA\*とタイプB\*の接続関係は図2.4に示すタイプAとタイプBの接続関係と同様になるため, 図2.5および図2.6に示す規則に従った二次元メッシュを用いて自動的に生成された三次元要素の隣接要素同士の間には, 交差する辺が生じることなく, うまく接続できることがわかる.

炭素濃度分布は, 2.2節に示す拡散方程式の三次元有限要素法解析によって求められるが, 図2.9に示すような浸炭条件に対する炭素濃度分布の測定結果<sup>(2.1)</sup>が与

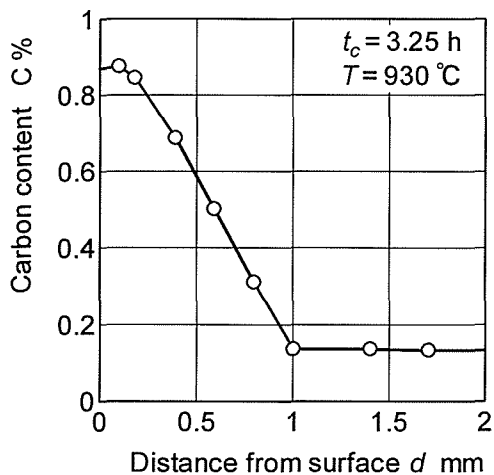


Fig.2.9 Relation between carbon content and distance from surface

Table 2.1 Gear dimensions

Module	$m$	4	
Pressure angle	$\alpha_0$	20°	
Number of teeth	$z_e$	18	36
Face width	$b$	10 mm	20 mm
Diameter of bore	$D_i$	32 mm	

えられた場合には、浸炭表面から要素の重心までの距離から求めることができる。

浸炭焼入れによる応力を計算する場合、弾塑性遷移領域の取扱いが必要となる。本シミュレータでは、山田らの方法<sup>(2.16)</sup>を用いて、時間増分を決める。すなわち、焼入れ過程では、弾性状態から塑性状態に遷移する要素が生じた場合、各増分段階で要素を1個ずつ降伏させていき、要素を降伏させるのに必要な等価節点力増分(時間増分)を定める。

## 2.6 浸炭焼入れシミュレータの検証

### 2.6.1 硬さ分布

計算対象とした平外歯車の主諸元は、表 2.1 に示すモジュール  $m=4$ 、基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ 、歯数  $z_e=18, 36$ 、歯幅  $b=10, 20$  mm、軸穴の直径  $D_i=32$  mm である。それらの歯形は、頂げき  $c_K=0.25m$  ( $m$ :モジュール)、工具歯先丸み半径  $r_0=0.375m$  のラックカッタで創成歯切りされるものである。熱処理条件は、図 2.10 と表 2.2 に示すように、処理温度  $T=900^\circ\text{C}$  で浸炭時間  $t_c=80$  min(カーボンポテンシャル  $C_p=1.1\%$ )、拡散時間  $t_k=30$  min(カーボンポテンシャル  $C_k=0.8\%$ )のもの(GA)、 $T=930^\circ\text{C}$  で  $t_c=180$  min( $C_p=1.2\%$ )、 $t_k=90$  min( $C_k=0.8\%$ )のもの(GB)、 $T=930^\circ\text{C}$  で  $t_c=480$  min( $C_p=0.9\%$ )、 $t_k=360$  min( $C_k=0.9\%$ )のもの(GC)の3種類を用い、浸炭処理してから  $850^\circ\text{C}$  の温度で 10 min 間保持した後、 $70^\circ\text{C}$  の油中で冷却されたものとした。



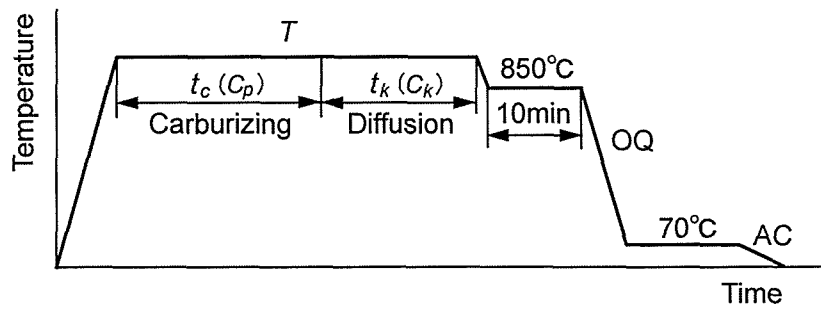


Fig.2.10 Heat treatment condition

Table 2.2 Heat treatment conditions

Gear sign		GA	GB	GC
Treating temperature	$T$	900 °C	930 °C	930 °C
Carburizing time	$t_c$	80 min	180 min	480 min
Carburizing carbon potential	$C_p$	1.1%	1.2%	0.9%
Diffusion time	$t_k$	30 min	90 min	360 min
Diffusion carbon potential	$C_k$	0.8%	0.8%	0.9%

Table 2.3 Chemical compositions (SNC815)

C	Si	Mn	Cr	Ni	S	P	Cu
0.14	0.23	0.53	0.78	3.03	0.20	0.009	0.007

歯車材料は SNC815 で、その化学成分を表 2.3 に示す。浸炭部としては、図 2.11 に示すように、歯車側面に銅めっきを施すことにより浸炭防止して、歯面（歯先面、歯底面も含む）と軸穴表面から浸炭された場合をケース 1 (Case 1)、浸炭防止しない場合、すなわち歯面、歯車側面、および軸穴表面から浸炭された場合をケース 2 (Case 2)とした。

歯車形状の対称性および浸炭条件の歯車表面に対する一様性を考慮して、本計算では、歯幅中央から歯幅端までの歯の 1/2 に対して、四面体要素を用いて要素分割を行い、炭素濃度の計算を行った。図 2.12 に、 $z_e = 36$ 、 $b = 20$  mm の平歯車の FEM モデルの要素分割パターンを示す。

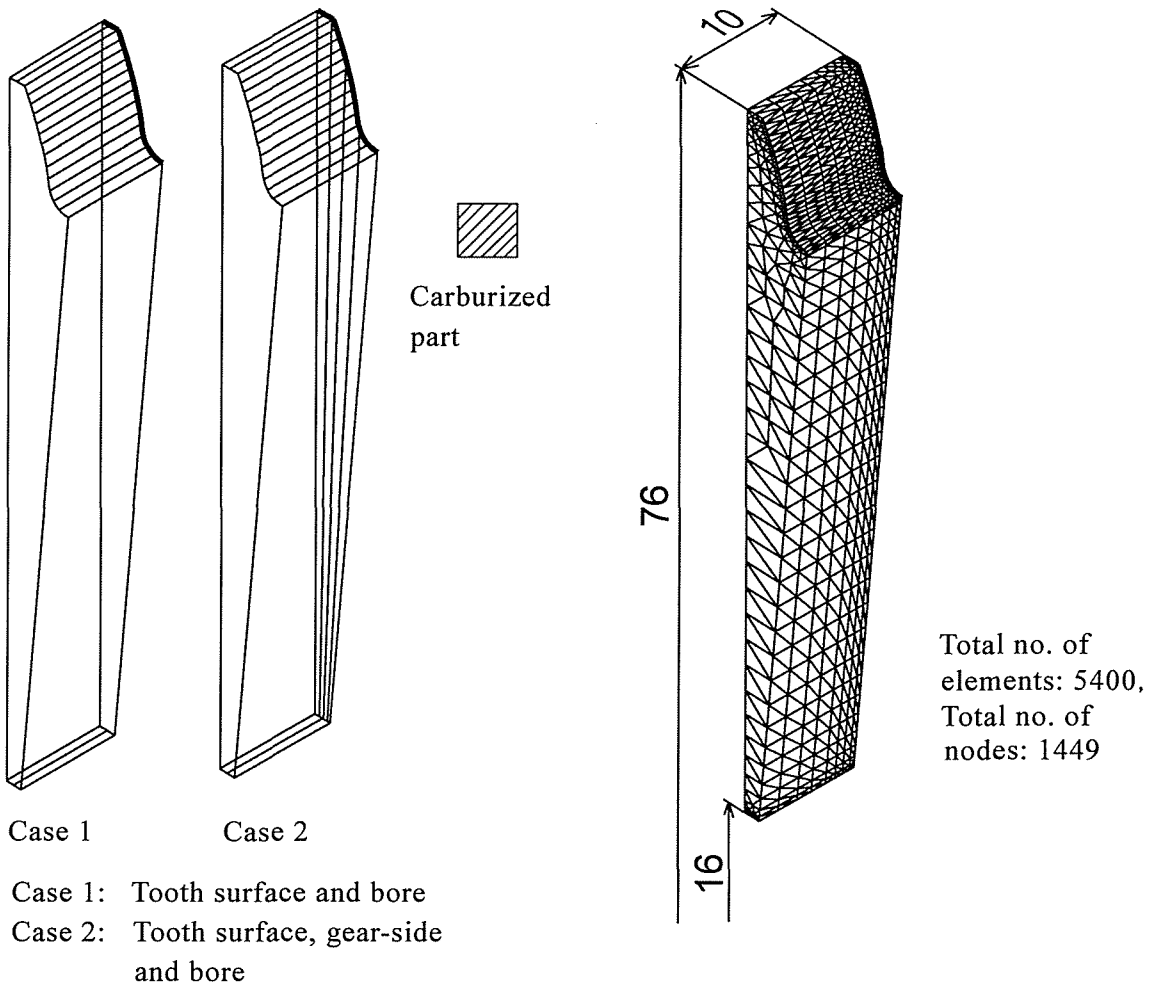


Fig.2.11 Carburized parts

Fig.2.12 Mesh pattern of FEM model  
( $z_e = 36$ ,  $b = 20$  mm)

三次元有限要素法による拡散方程式の解析では、必要な拡散係数  $D$  は図 2.13 に示す値<sup>(2.14)</sup>を用いた。浸炭ガスが、プロパン( $C_3H_8$ )およびブタン( $C_4H_{10}$ )を原料として、適量の空気をこれに混合させた後、高温に加熱して得られたもののため、炭素移行係数は  $\beta = 0.45$  mm/h を用いた<sup>(2.14)</sup>。材料表面近傍の雰囲気ガス中の炭素濃度  $C_m$  はカーボンポテンシャル  $C_p$  (拡散過程は  $C_k$ ) をもとにして、合金元素の影響を考慮し、次式<sup>(2.17)</sup>で求めた。

$$C_m = C_p / C_f \quad (2.49)$$

$$\log C_f = 0.055\text{Si}\% - 0.013\text{Mn}\% - 0.04\text{Cr}\% + 0.014\text{Ni}\% - 0.013\text{Mo}\% \quad (2.50)$$

浸炭焼入れ歯車の歯元切断面において、炭素含有量  $C$  と硬さ  $H_v$  との関係は、EPMA による炭素濃度測定およびマイクロビッカース硬度計による硬さ測定結果に基づいて、次の近似式<sup>(2.4)</sup>が得られた。

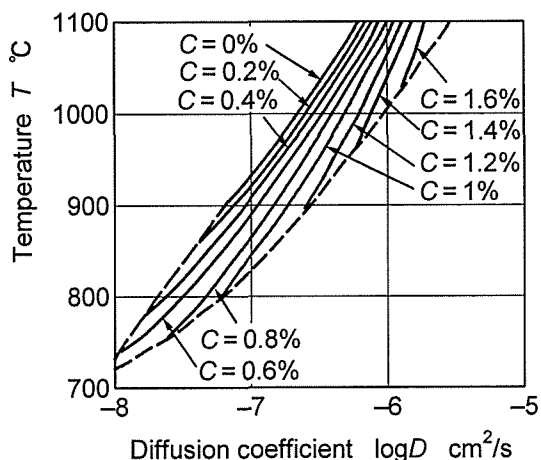


Fig.2.13 Relation between diffusion coefficient and temperature

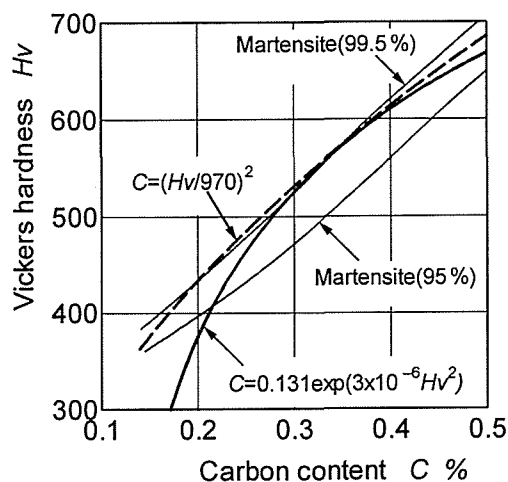


Fig.2.14 Relation between carbon content and Vickers hardness

$$C = 0.131 \exp(3.0 \times 10^{-6} Hv^2) \quad (Hv < 700) \quad (2.51)$$

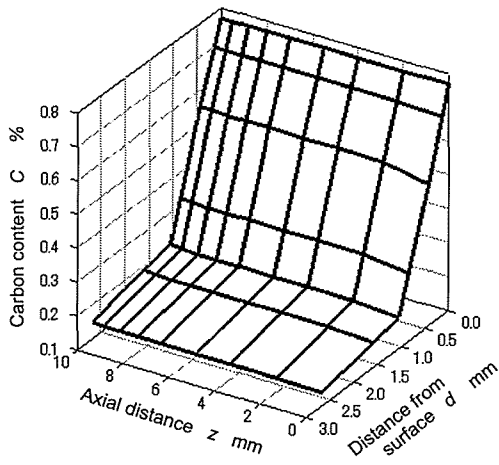
$$C = 0.103 \exp(3.5 \times 10^{-6} Hv^2) \quad (Hv \geq 700) \quad (2.52)$$

しかし、上の近似式はビッカース硬さ  $Hv = 550$  の有効硬化層厚さ  $d_e = 0.6, 0.9, 1.3$  mm の SCM420H (材料の浸炭前の炭素含有量  $C_0 = 0.20\%$ ) に対して得られたもので、図 2.14 に示すように、式(2.51)による計算結果は、炭素濃度  $C \geq 0.22\%$  の範囲では 95% および 99.5% のマルテンサイト曲線の間にあるが、 $C < 0.22\%$  になると 95% マルテンサイト曲線からかなりずれている。そのため、本研究では、 $C > 0.45\%$  の範囲では式(2.52)を、 $C \leq 0.45\%$  の範囲では、次の修正式を用いた。

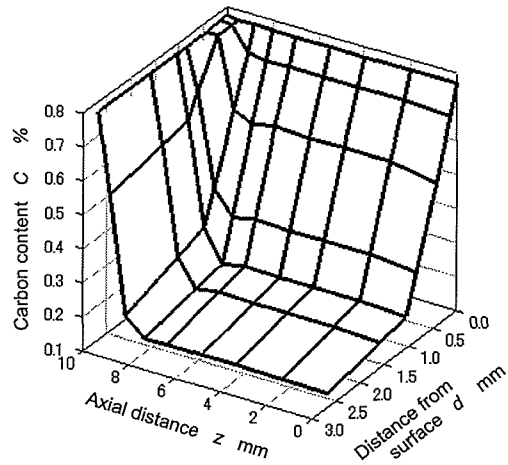
$$C = (Hv/970)^2 \quad (C \leq 0.45\%) \quad (2.53)$$

図 2.15 は、 $z_e = 36$ ,  $b = 20$  mm, GB, ケース 1 (側面浸炭防止, 図 2.10), ケース 2 (浸炭防止なし, 図 2.10) の歯車に対して、浸炭処理終了後、歯元すみ肉部接線角度  $\theta = 30^\circ$  ( $\theta$ : 歯形中心線と歯元すみ肉曲線の接線のなす角) の Hofer の危険断面位置における歯面垂直方向の炭素濃度の計算結果を三次元的に示す。図 2.15 中の  $d$  は歯面からの距離を、 $z$  は歯幅中央断面を原点とする軸方向の座標を表す。図 2.15 より、炭素濃度分布は、ケース 1 の場合では軸方向各断面でほぼ同じであるが、ケース 2 の場合では歯車側面付近と歯幅中央断面とではかなり異なることがわかる。

図 2.16 は、図 2.15 の場合と同じ浸炭焼入れ条件に対して、歯車側面(ケース 1), 歯幅中央断面(ケース 2)における Hofer の危険断面位置の歯面垂直方向の硬さ計算結果を測定結果と比較して示す。図 2.16 より、硬さの計算結果は、ケース 1, 2 い

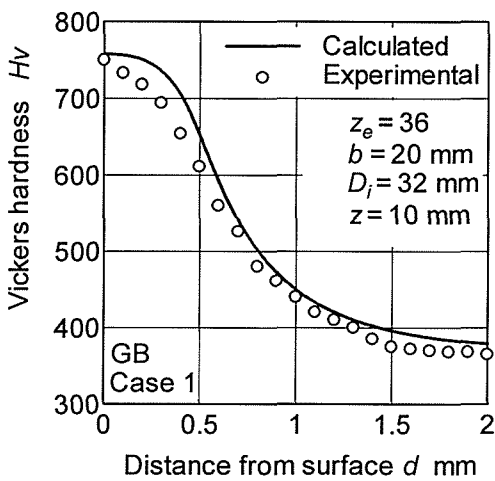


(a) Case 1

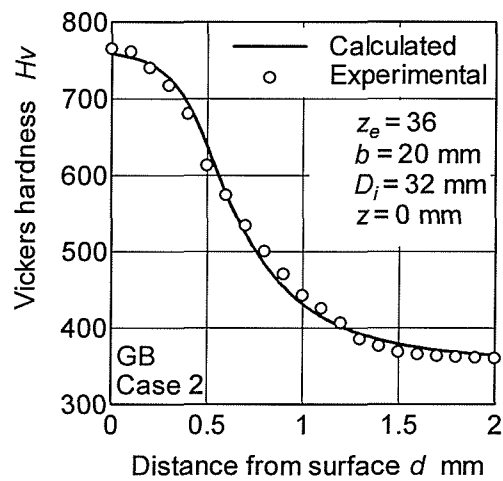


(b) Case 2

Fig.2.15 Carbon content distributions ( $z_e = 36$ ,  $b = 20$  mm, GB)



(a) Case 1



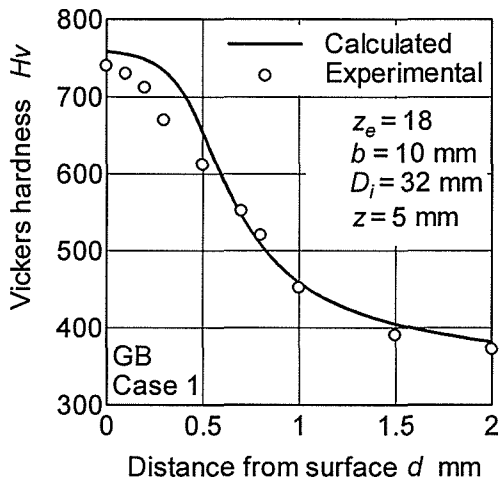
(b) Case 2

Fig.2.16 Comparison between calculated hardness values and measured ones ( $z_e = 36$ ,  $b = 20$  mm, GB)

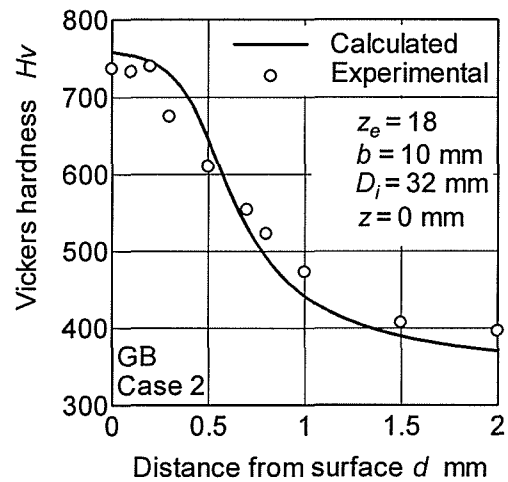
ずれの場合も、測定結果とほぼ一致することがわかる。

図 2.17 は、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GB, ケース 1, 2 の場合に対して、歯車側面(ケース 1), 歯幅中央断面(ケース 2)における Hofer の危険断面位置の硬さ分布の計算結果を測定結果と比較して示す。図 2.17 より、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm の場合にも  $z_e = 36$ ,  $b = 20$  mm の場合(図 2.16)と同様に、硬さ分布のシミュレーション結果は、ケース 1, 2 のいずれも、測定結果とほぼ一致することがわかる。

図 2.18 は、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GA, GC, ケース 2 の場合に対して、歯幅中央断

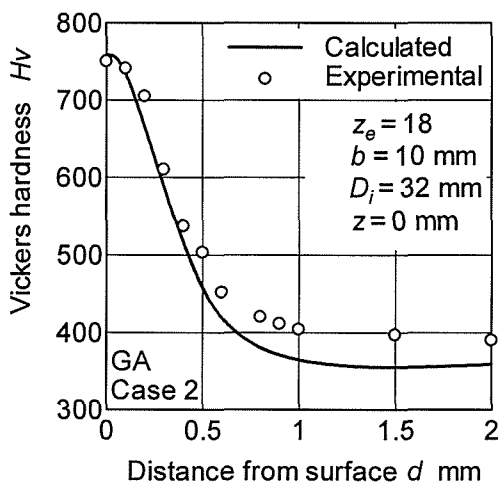


(a) Case 1

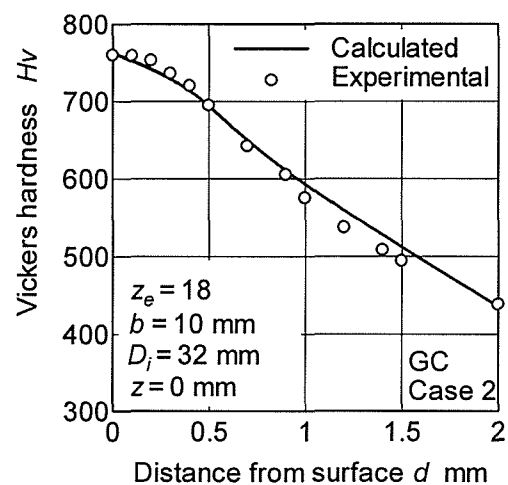


(b) Case 2

Fig.2.17 Comparison between calculated hardness values and measured ones ( $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GB)



(a) GA



(b) GC

Fig.2.18 Comparison between calculated hardness values and measured ones ( $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, Case 2)

面における Hofer の危険断面位置の硬さ分布の計算結果を測定結果と比較して示す。図 2.18 より、GA、GC いずれの場合も GB の場合(図 2.17)と同様に、硬さ分布のシミュレーション結果は、測定結果とほぼ一致することがわかる。

## 2.6.2 冷却過程の温度

### (1) 円柱の場合

計算対象は、図 2.19 に示す直径  $D_{ou} = 50$  mm、長さ  $l = 180$  mm、材料 SCM21 の円

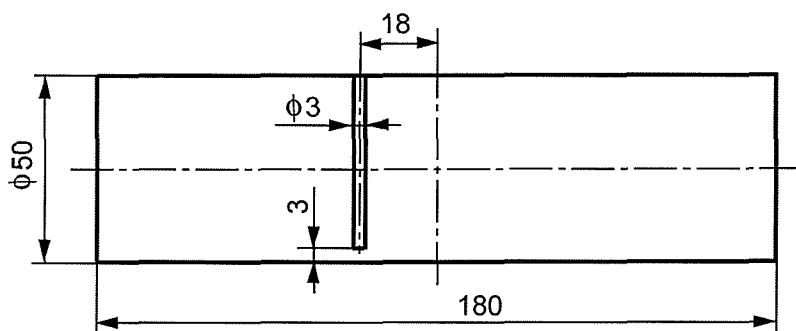


Table 2.19 Dimensions of cylinder

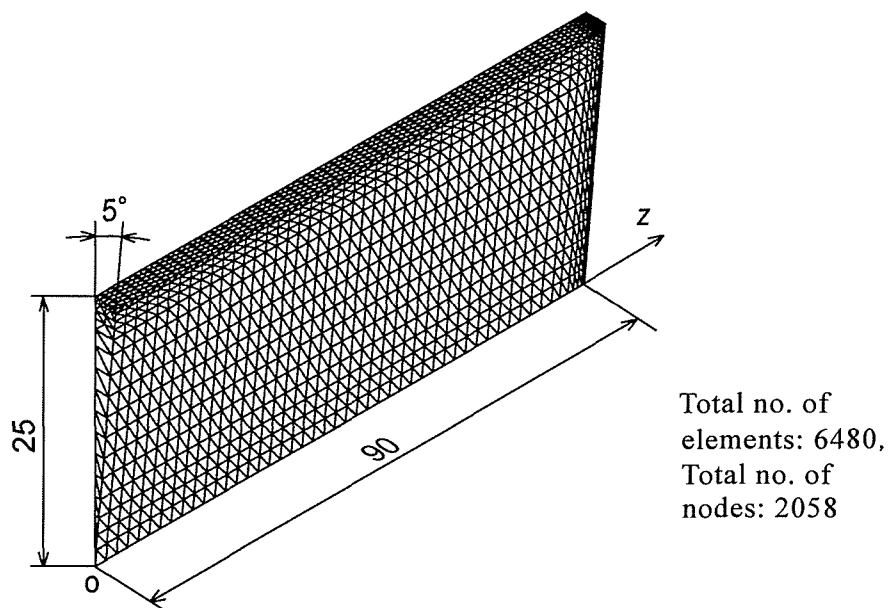


Fig.2.20 Mesh pattern of FEM model ( $l=180$  mm,  $D_{ou}=50$  mm)

柱である。図 2.19 中の  $\phi 3$  穴は熱電対による温度の測定位置を示す。この円柱を  $570^{\circ}\text{C}$  に加熱し、 $60^{\circ}\text{C}$  の油中に投入して冷却した。冷却表面は、円柱の外周面および端面としている。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  $h=1744$   $\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ 、 $\rho=7860$   $\text{kg}/\text{m}^3$ 、 $c=586$   $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ 、 $\lambda=41.9$   $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$  を用いた<sup>(2.1)</sup>。

円柱形状の対称性および冷却条件の円柱表面に対する一様性を考慮して、本計算では、円柱中央から端面までの  $1/2$ 、中心角  $5^{\circ}$  のモデルに対して、四面体要素を用いて要素分割を行い、熱伝導解析を行った。図 2.20 に、FEM モデルの要素分割パターンを示す。

図 2.21 は、円柱の冷却過程の温度を等温線で示す。図 2.21 より、円柱の外周面

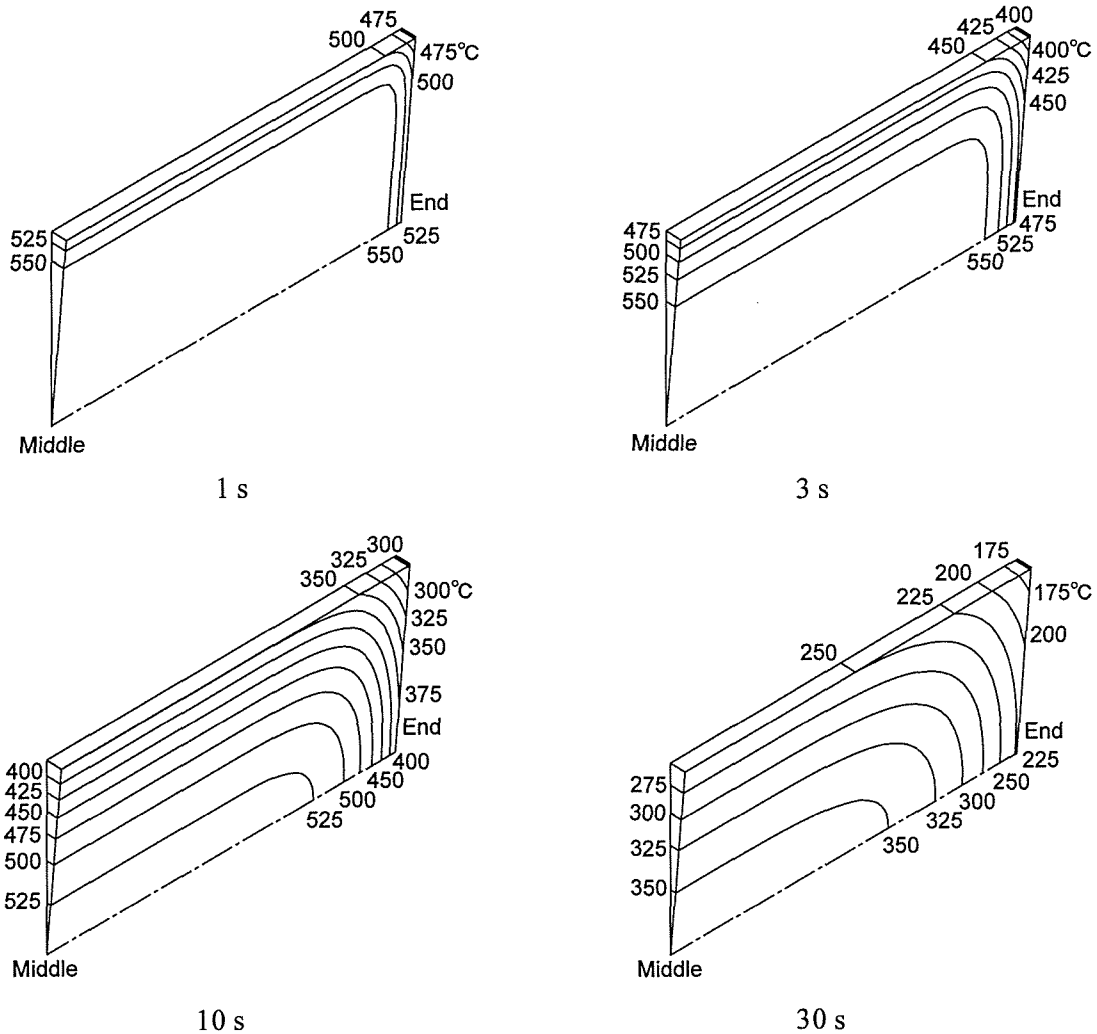


Fig.2.21 Contour lines of temperatures during cooling process  
( $l=180$  mm,  $D_{ou}=50$  mm)

および端面の温度が，中央断面の中心付近の温度より早く低下することがわかる。また，端面からかなり広い範囲では，軸方向の熱伝導の影響を受けていることがわかる。

図 2.22 は，円柱の外周面から  $d=3$  mm，中央断面から  $z=18$  mm のところ(図 2.19)にスポット溶接されたアルメルクロメル熱電対で測定した温度の時間的な変化<sup>(2.1)</sup>を計算結果と比較して示す。図 2.22 より，温度のシミュレーション結果は，測定結果とよく一致していることがわかる。

## (2) 歯車の場合

計算対象は，図 2.23 と表 2.4 に示すモジュール  $m=4$ ，基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ ，歯数  $z_e=18$ ，歯幅  $b=120$  mm，軸穴の直径  $D_i=20$  mm，材料 S45C の平歯車である。温度

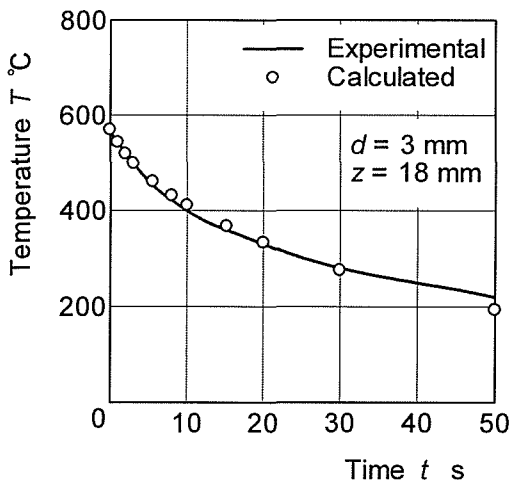


Fig.2.22 Comparison between calculated temperatures and measured ones ( $l=180$  mm,  $D_{ou}=50$  mm,  $d=3$  mm,  $z=18$  mm)

Table 2.4 Gear dimensions

Module	$m$	4
Pressure angle	$\alpha_0$	$20^\circ$
Number of teeth	$z_e$	18
Face width	$b$	120 mm
Diameter of bore	$D_i$	20 mm

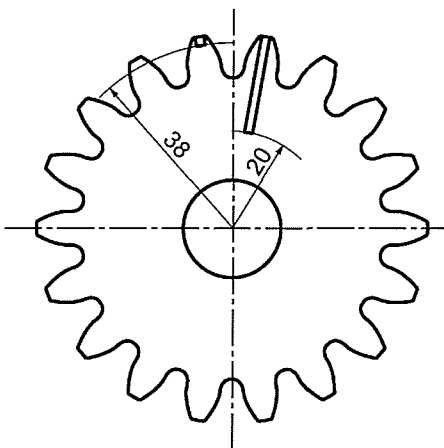


Fig.2.23 Measured positions of temperatures

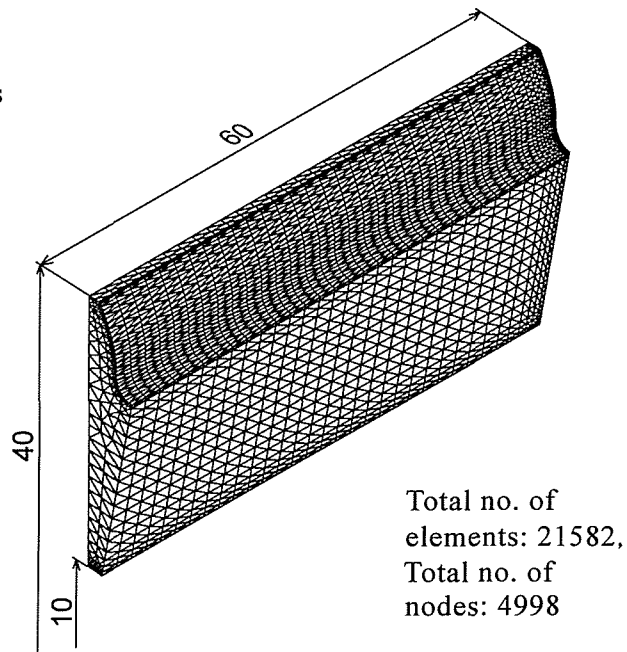


Fig.2.24 Mesh pattern of FEM model ( $z_e=18$ ,  $b=120$  mm,  $D_i=20$  mm)

Total no. of elements: 21582,  
Total no. of nodes: 4998

の測定位置は、図 2.23 に示す歯幅中央、歯形中心線上の半径  $r_k=20$  mm と  $r_k=38$  mm の 2 箇所である。この歯車を  $850^\circ\text{C}$  に加熱し、 $20^\circ\text{C}$  の水中に投入して冷却した。冷却表面は、歯面(歯先面、歯底面も含む)、歯車側面および軸穴表面としている。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  $h=5023$  W/( $\text{m}^2\cdot\text{K}$ )、 $\rho=7860$  kg/ $\text{m}^3$ 、 $c=586$  J/( $\text{kg}\cdot\text{K}$ )、 $\lambda=25.1$  W/( $\text{m}\cdot\text{K}$ ) を用いた<sup>(2.10)</sup>。

歯車形状の対称性および浸炭焼入れ条件の歯車表面に対する一様性を考慮して、本計算では、歯幅中央から歯幅端までの歯の 1/2 に対して、四面体要素を用いて要素分割を行い、熱伝導解析を行った。図 2.24 に、FEM モデルの要素分割パターン



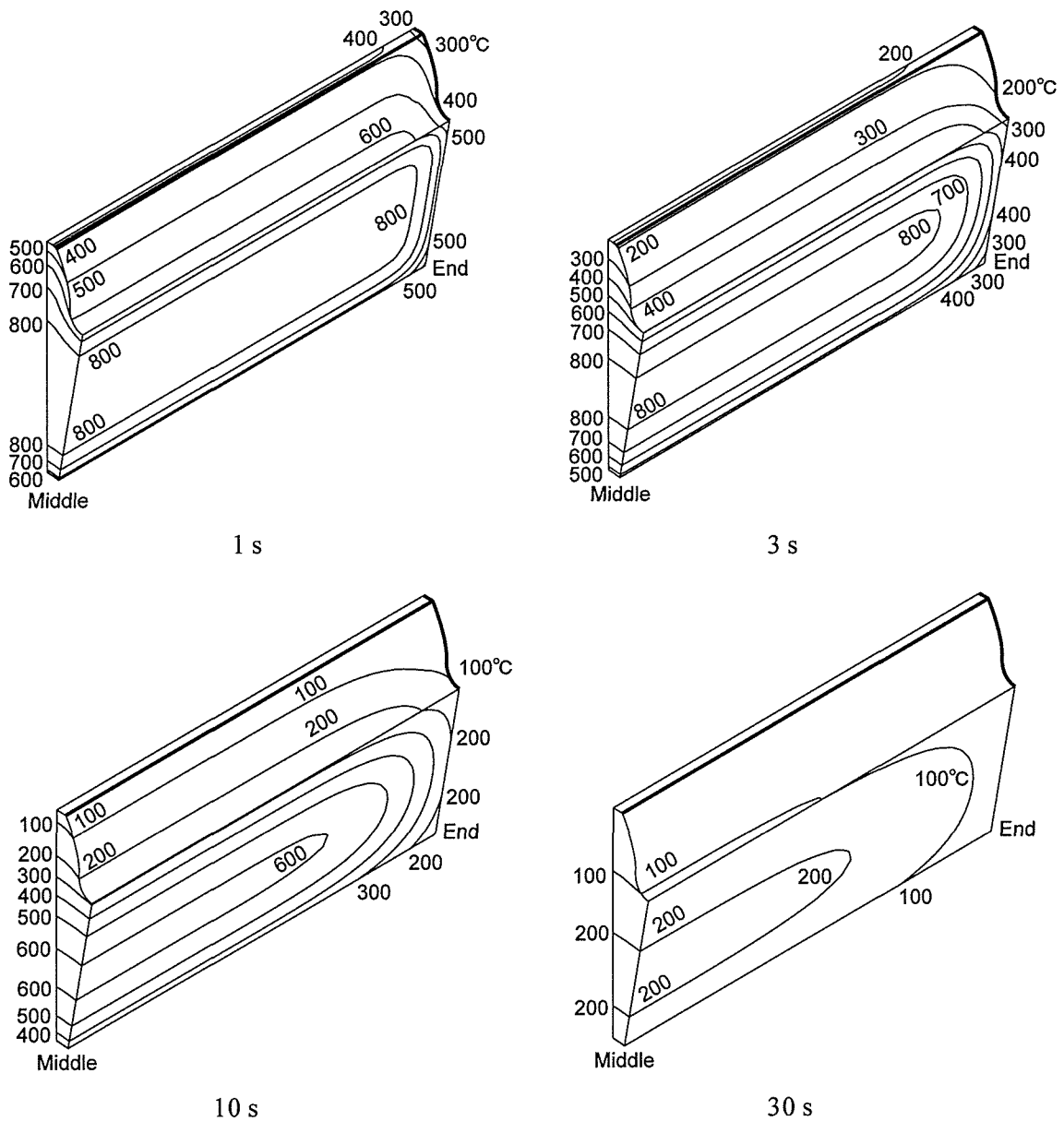


Fig.2.25 Contour lines of temperatures during cooling process  
 ( $z_e = 18$ ,  $b = 120$  mm,  $D_i = 20$  mm)

を示す。

図 2.25 は、歯車の冷却過程の温度を等温線で示す。図 2.25 より、歯車の場合にも円柱の場合(図 2.21)と同様に、端面からかなり広い範囲では、軸方向の熱伝導の影響を受けていることがわかる。また、歯車の歯面、側面および軸穴表面の温度が、歯幅中央の歯底と軸穴表面の中間付近の温度より早く低下することがわかる。

図 2.26 は、歯幅中央、歯形中心線上の半径  $r_k = 20$  mm と  $r_k = 38$  mm の位置(図 2.23)にスポット溶接されたアルメルクロメル熱電対で測定した温度の時間的な変

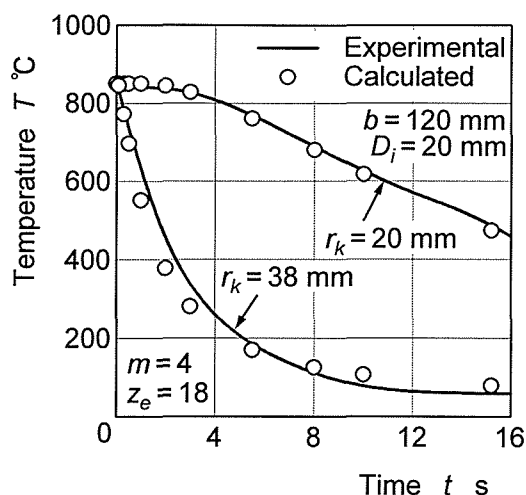


Fig.2.26 Comparison between calculated temperatures and measured ones  
( $z_e = 18$ ,  $b = 120$  mm,  $D_i = 20$  mm)

化<sup>(2.10)</sup>を計算結果と比較して示す. 図 2.26 より, 歯車の場合にも円柱の場合(図 2.22)と同様に, 温度のシミュレーション結果は, 測定結果とよく一致していることがわかる.

### 2.6.3 残留応力

計算対象とした一体歯車の主諸元は, モジュール  $m=4$ , 歯数  $z_e=18$ , 基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ , 歯幅  $b=10$  mm である. 歯形は, 頂げき  $c_K=0.25m$  ( $m$ :モジュール), 工具歯先丸み半径  $r_0=0.375m$  のラックカッタで創成歯切りされるものである. また, 歯車側面に銅めっきを施して, 歯面(歯先面, 歯底面も含む)のみ浸炭されている.

熱処理条件は, 図 2.27 に示す浸炭焼入れ条件で, 文献(2.2)および(2.5)で用いられたものと同じと考えている. それらの浸炭雰囲気では, 浸炭層の炭素濃度分布は図 2.9 に示すようで, 有効硬化層厚さは, 浸炭時間  $t_c=0.75, 3.25, 8.5$  h の 3 種類に対して, ビッカース硬さ  $H_v=550$  でそれぞれ 0.4, 0.8, 1.4 mm 程度<sup>(2.5)</sup>になる. また, 計算に必要な熱伝達係数  $h$ , 密度  $\rho$ , 比熱  $c$ , 熱伝導率  $\lambda$ , 縦弾性係数  $E$ , ポアソン比  $\nu$ は, 文献(2.2)に用いた材料 SNC815 および文献(2.11)に用いた材料 SCM21 の物性値は同じとして, それぞれ  $h=1744$  W/( $m^2 \cdot K$ ),  $\rho=7860$  kg/ $m^3$ ,  $c=586$  J/(kg $\cdot K$ ),  $\lambda=41.9$  W/( $m \cdot K$ ),  $E=206$  GPa,  $\nu=0.3$  を用いた<sup>(2.2)</sup>.

降伏応力は焼入れ冷却過程の塑性変形に関わっているため, 残留応力を解析的に求めようとする場合, 材料の温度と降伏応力との関係が必要になる. 本計算では,

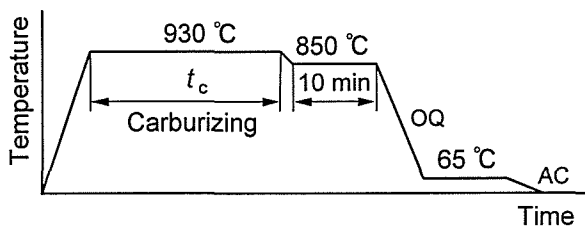


Fig.2.27 Heat treatment condition

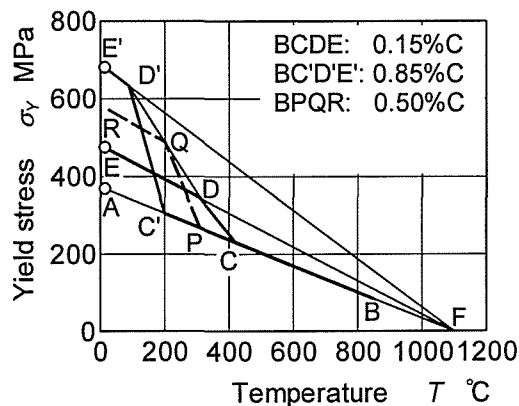


Fig.2.28 Relation between temperature and yield stress

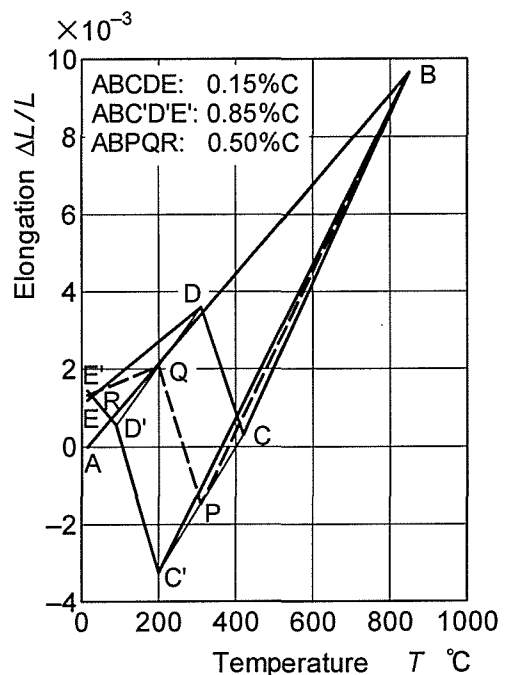


Fig.2.29 Schematic illustration of thermal elongation

図 2.28 に示す降伏応力と温度，炭素濃度の関係を用いた．この模式図は，種々の SNC815 試験片（浸炭焼入れ，ずぶ焼入れ，焼きなましなど）の常温での引張試験結果<sup>(2.2)</sup>に基づいて，各温度に対する降伏応力は常温から 1100 °C ( $\sigma_Y=0$  MPa)まで直線的に変化するものと仮定して得られたものである．図 2.28 に示す模式図は，次の考え方を表している．マルテンサイト変態が生じた要素に対しては，降伏応力は，炭素濃度が 0.15% C であれば経路 B-C-D-E をたどり，0.85% C であれば経路 B-C'-D'-E' をたどり，0.5% C の場合は比例計算により経路 B-P-Q-R をたどる．なお，マルテンサイト変態が生じなければ，降伏応力は経路 B-C-A をたどるものとする．

浸炭焼入れ歯車の残留応力の発生は，主に焼入れ過程で，歯車の冷却面と中心部の温度差に基づく熱応力の発生と，さらに変態による体積変化の影響がこれに重畳することによると考えられるため，焼入れによる残留応力を求める場合，熱膨張係数が必要となる．本計算では，図 2.29 に示すような模式図<sup>(2.2)</sup>を用いて，熱膨張係数を求めた．この模式図は，Formaster 試験機による熱膨張試験の測定結果に基づいて得られたもので，炭素濃度とマルテンサイト変態開始，終了を考慮した熱膨張度を示す．焼入れを開始し，冷却を行うとき，材料の熱膨張係数は炭素濃度によって

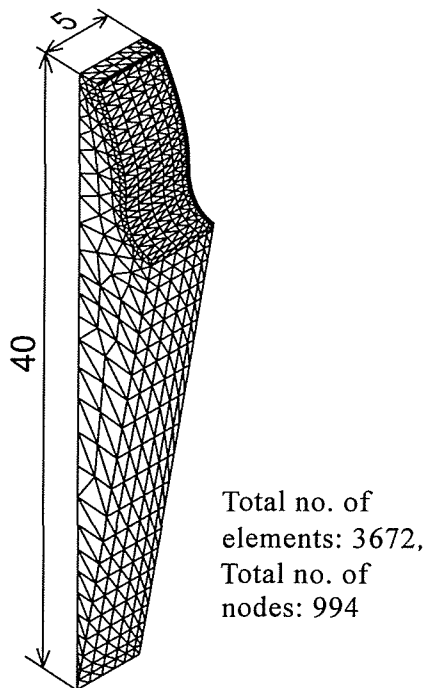


Fig.2.30 Mesh pattern of FEM model  
( $z_e = 18, b = 10$  mm)

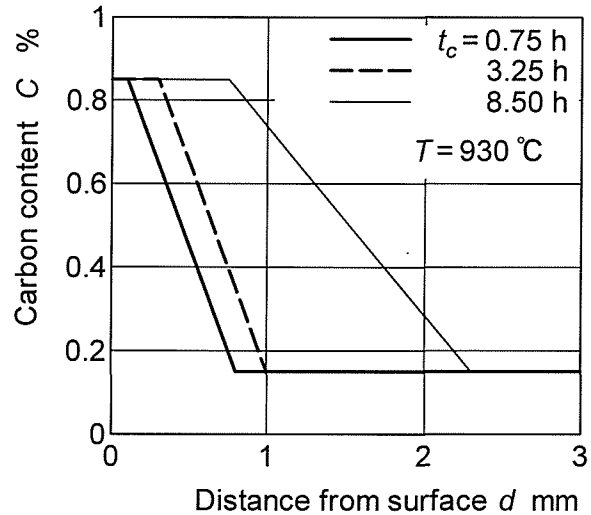


Fig.2.31 Relation between carbon content and distance from surface

次のような経過をたどるものと考えて計算を行った。すなわち、焼入れ過程の熱膨張度曲線は、ある要素の炭素濃度が 0.15% C であれば、経路 B-C-D-E をたどり、0.85% C であれば、経路 B-C'-D'-E' をたどるものとした。また、0.5% C の場合は比例計算により、経路 B-P-Q-R をたどるものとした。

歯車形状の対称性および浸炭焼入れ条件の歯車表面に対する一様性を考慮して、本計算では、歯幅中央から歯幅端までの歯の 1/2 に対して、四面体要素を用いて要素分割を行い、炭素濃度、温度および応力の計算を行った。図 2.30 に、FEM モデルの要素分割パターンを示す。

炭素濃度分布の計算は、文献(2.2)と文献(2.11)に用いられた浸炭雰囲気は同じとして、図 2.9 に示すような浸炭条件と炭素濃度分布の関係の測定結果に基づき、図 2.31 に示す模式図<sup>(2.5), (2.7)</sup>を用いて、浸炭条件と浸炭表面から要素の重心までの距離から求めた。熱伝導解析では、浸炭後 850 °C から 65 °C の油中で冷却されるものとしている。冷却表面は、歯面(歯先面、歯底面も含む)および側面としている。弾塑性応力解析では、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。

図 2.32 は、歯車の焼入れ過程の温度を等温線で示す。図 2.32 より、歯幅方向の

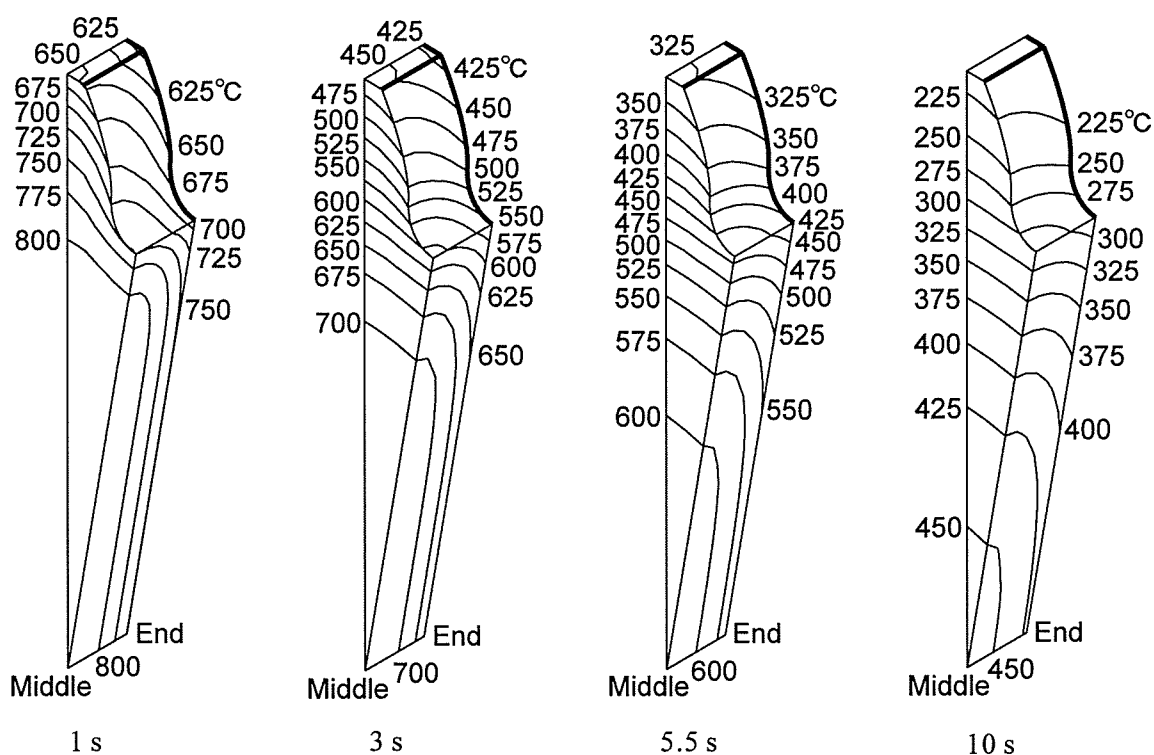


Fig.2.32 Contour lines of temperatures during quenching process  
( $z_e = 18, b = 10$  mm)

各断面の温度分布は，側面を浸炭防止しても，軸方向の熱伝導によってかなり異なることがわかる．このことは残留応力の軸方向における変化に大きな影響を与えることが予測される．

図 2.33 は，歯車の歯幅中央断面 ( $z = 0$  mm) における 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)] の圧縮残留応力  $\sigma_{\theta=30^\circ}^*$  の計算結果をせん孔法による測定結果<sup>(2.11)</sup>と比較して示す．図 2.33 中の横軸  $d_e$  はビッカース硬さ  $Hv = 550$  に対する有効硬化層厚さを表す．図 2.33 より，歯車の歯幅中央断面の残留応力  $\sigma_{\theta=30^\circ}^*$  の測定値は，二次元有限要素法による計算値より小さく，本シミュレータによる計算値とよく一致していることがわかる．

図 2.34 は，歯車の端面 ( $z = 5$  mm) における Hofer の危険断面位置の圧縮残留応力  $\sigma_{\theta=30^\circ}^*$  の計算結果を X 線法による測定結果<sup>(2.2)</sup>と比較して示す．図 2.34 の中には，図 2.10 と表 2.2 に示す浸炭焼入れ条件に対する残留応力の計算結果も合わせて示す．図 2.34 より，歯車の端面の圧縮残留応力  $\sigma_{\theta=30^\circ}^*$  の測定値は，二次元有限要素法による計算値より小さく，本シミュレータによる計算値とよく一致していることがわかる．

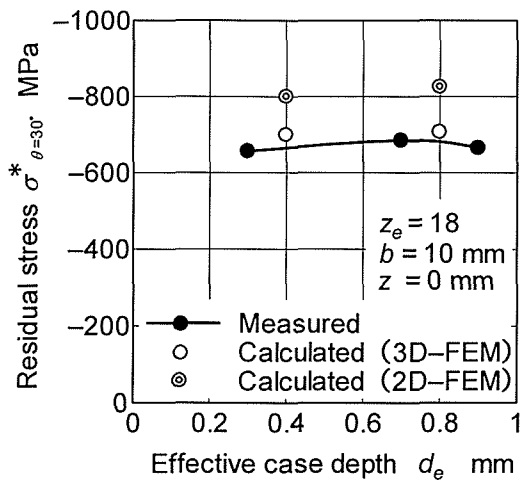


Fig.2.33 Comparison between calculated residual stresses and measured ones ( $z = 0$  mm)

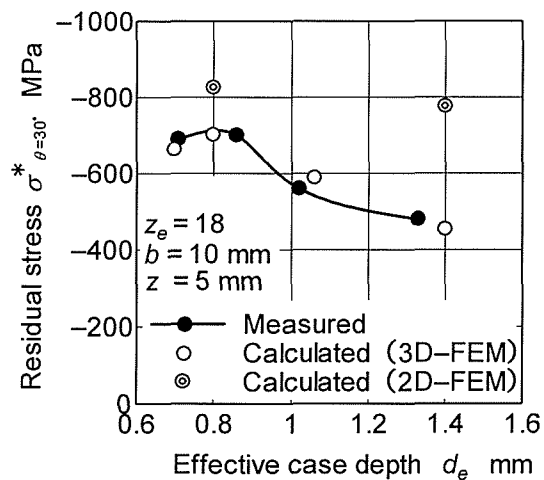


Fig.2.34 Comparison between calculated residual stresses and measured ones ( $z = 5$  mm)

## 2.7 結 言

本章において得られた主な点を要約すると、次のとおりである。

(1) 三次元有限要素法による炭素拡散、熱伝導および弾塑性応力解析法を用いて、浸炭焼入れによる残留応力を予測するための二次元浸炭焼入れシミュレータを発展させ、三次元形状の機械要素に適用できる三次元浸炭焼入れシミュレータを作成した。

(2) 種々の浸炭焼入れ条件に対して、歯車の浸炭過程の炭素濃度のシミュレーションによる硬さの計算値が測定値とほぼ一致したので、本シミュレータは、浸炭焼入れ過程の炭素濃度および硬さの計算に有効である。

(3) 円柱と歯車の冷却過程の温度のシミュレーション結果がアルメルクロメル熱電対による測定結果とよく一致したので、本シミュレータは、焼入れ過程の温度の計算に有効である。

(4) 種々の浸炭焼入れ条件に対して、歯車の残留応力の計算結果がせん孔法およびX線法による測定結果とよく一致したので、本シミュレータは、浸炭焼入れによる残留応力の計算に有効である。



## 第3章 浸炭焼入れ平外歯車の残留応力

### 3.1 緒言

第2章では、三次元有限要素法による炭素拡散、熱伝導および弾塑性応力解析法を用いて、二次元浸炭焼入れシミュレータを発展させ、三次元形状の機械要素の残留応力を予測できるシミュレータを開発した。また、歯車側面に浸炭防止を施して歯面のみ浸炭した平歯車(モジュール  $m = 4$ , 歯数  $z_e = 18$ , 基準圧力角  $\alpha_0 = 20^\circ$ , 歯幅  $b = 10$  mm)に対して、浸炭焼入れ過程の残留応力を求め、計算結果を測定結果と比較検討することにより、三次元浸炭焼入れシミュレータの有効性を確かめた。

本章では、2章で開発した三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて、種々の浸炭焼入れ条件の一体(厚肉)平外歯車と薄肉扇形穴付き平外歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力を求め、浸炭焼入れによる残留応力に及ぼす浸炭部(歯面, 側面, リム内周), 浸炭時間(硬化層厚さ), 基準圧力角, 歯幅, 歯数, リム厚さ, およびモジュールの影響などについて明らかにする<sup>(3.1)</sup>。

### 3.2 3D-FEMによる温度・応力解析

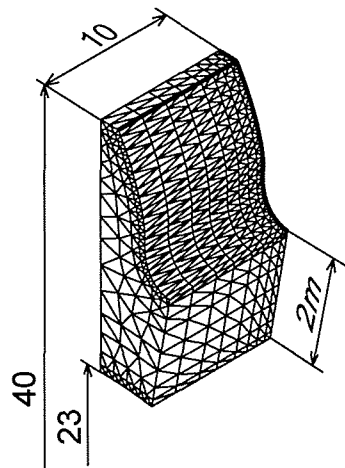
本計算の対象とした歯車の主諸元は、表 3.1 に示すモジュール  $m = 4$ , 歯数  $z_e = 18$ , 基準圧力角  $\alpha_0 = 20, 27^\circ$ , 歯幅  $b = 10, 20$  mm, リム厚さ  $l_w = \infty$  の一体(厚肉)歯車と  $l_w = 2m$  ( $m$ : モジュール),  $1.5m$  の扇形穴付き薄肉歯車, および  $m = 3, 4$ ,  $z_e = 36$ ,  $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 20$  mm,  $l_w = \infty, 2m, 1.5m$  の平外歯車である。これらの歯形は、頂げき  $c_K = 0.25m$ , 工具歯先丸み半径  $r_0 = 0.375m$  ( $\alpha_0 = 27^\circ$  の場合は  $0.3m$ ) のラックカッタで創成歯切りされるものである。歯車材料は、SNC815 で、この材料の降伏応力, 熱膨張係数は、図 2.28 および図 2.29 に示す関係を用いた<sup>(3.2)~(3.4)</sup>。また、計算に必要な熱伝達係数  $h$ , 密度  $\rho$ , 比熱  $c$ , 熱伝導率  $\lambda$ , 縦弾性係数  $E$ , ポアソン比  $\nu$  は、それぞれ  $h = 1744$  W/(m<sup>2</sup>·K),  $\rho = 7860$  kg/m<sup>3</sup>,  $c = 586$  J/(kg·K),  $\lambda = 41.9$  W/(m·K),  $E = 206$  GPa,  $\nu = 0.3$  を用いた<sup>(3.2)~(3.4)</sup>。熱処理条件は図 2.27 に示す浸炭焼入れ条件で、浸炭雰囲気は、文献(3.2)~(3.5)で用いられたものと同じと考えている。それらの浸炭雰囲気では、浸炭時間  $t_c = 0.75, 3.25, 8.5$  h の3種類に対して、硬化層厚さは、



Table 3.1 Gear dimensions

Module	$m$	4		3	
Number of teeth	$z_e$	18		36	
Pressure angle	$\alpha_0$	20°	27°	20°	
Face width	$b$	10, 20 mm	10 mm	20 mm	
Rim thickness	$l_w$	1.5 $m^*$ , 2 $m$ , $\infty^{**}$	2 $m, \infty$	1.5 $m$ , 2 $m$ , $\infty$	$\infty$

\* $m$  : module, \*\* $\infty$  : solid gear



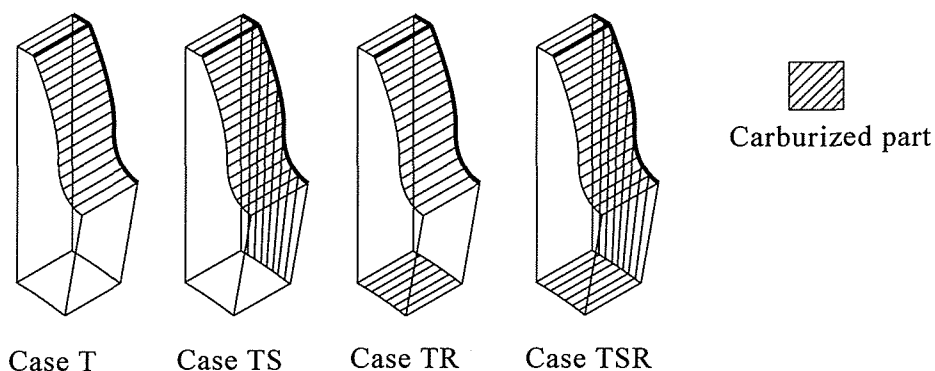
Total no. of elements: 4560,  
Total no. of nodes: 1125

Fig.3.1 Mesh pattern of FEM model ( $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m$ )

ビッカース硬さ  $Hv=550$  でそれぞれ 0.4, 0.8, 1.4 mm 程度<sup>(3.3)。(3.4)</sup>になる。

歯車形状の対称性および浸炭焼入れ条件の歯車表面に対する一様性を考慮して、本計算では、歯幅中央から歯幅端までの歯の 1/2 に対して、四面体要素を用いて要素分割を行い、炭素濃度、温度および応力の計算を行った。図 3.1 に、 $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m$  に対する FEM モデルの要素分割パターンを示す。

炭素濃度分布の計算は、図 2.31 に示す模式図を用いて、浸炭条件と浸炭表面から要素の重心までの距離から求めた<sup>(3.3)~(3.5)</sup>。熱伝導解析では、浸炭後 850 °C から 65 °C の油中で冷却されるものとしている。冷却表面は、歯面(歯先面、歯底面も含む)、歯車側面およびリム内周としている。弾塑性応力解析では、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、歯幅中央面の節点の軸方向変位固定、半径・円周方向変位自由とした。



Case T: Tooth surface  
 Case TS: Tooth surface and gear-side  
 Case TR: Tooth surface and inner surface of rim  
 Case TSR: Tooth surface, gear-side and inner surface of rim

Fig.3.2 Carburized parts

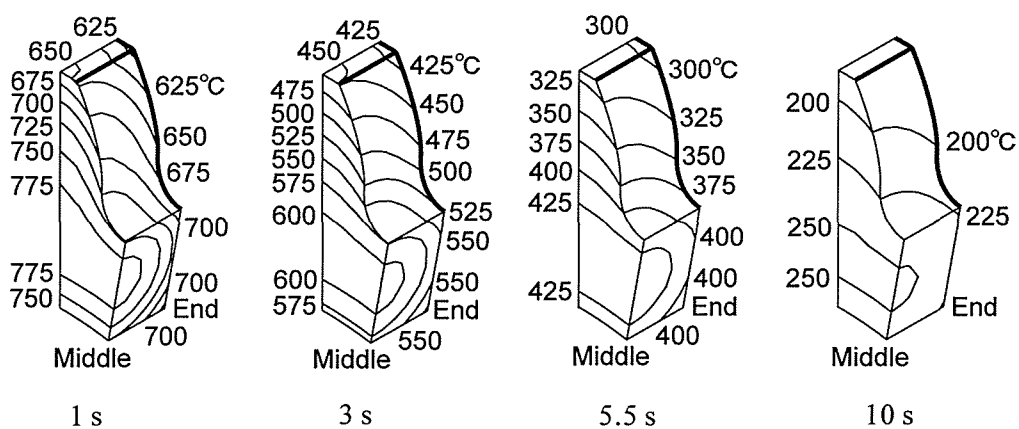


Fig.3.3 Contour lines of temperatures during quenching process  
 ( $m = 4, z_e = 18, \alpha_0 = 20^\circ, b = 10 \text{ mm}, l_w = 2m$ )

浸炭部としては、歯面、歯車側面およびリム内周の3箇所を考え、図3.2に示すように歯面のみから浸炭される場合をケース T、歯面と歯車側面から浸炭される場合をケース TS、歯面とリム内周から浸炭される場合をケース TR、歯面、歯車側面およびリム内周から浸炭される場合をケース TSRとした。

### 3.3 計算結果および考察

#### 3.3.1 焼入れ過程の温度

図3.3は、モジュール  $m = 4$ 、歯数  $z_e = 18$ 、基準圧力角  $\alpha_0 = 20^\circ$ 、歯幅  $b = 10 \text{ mm}$ 、

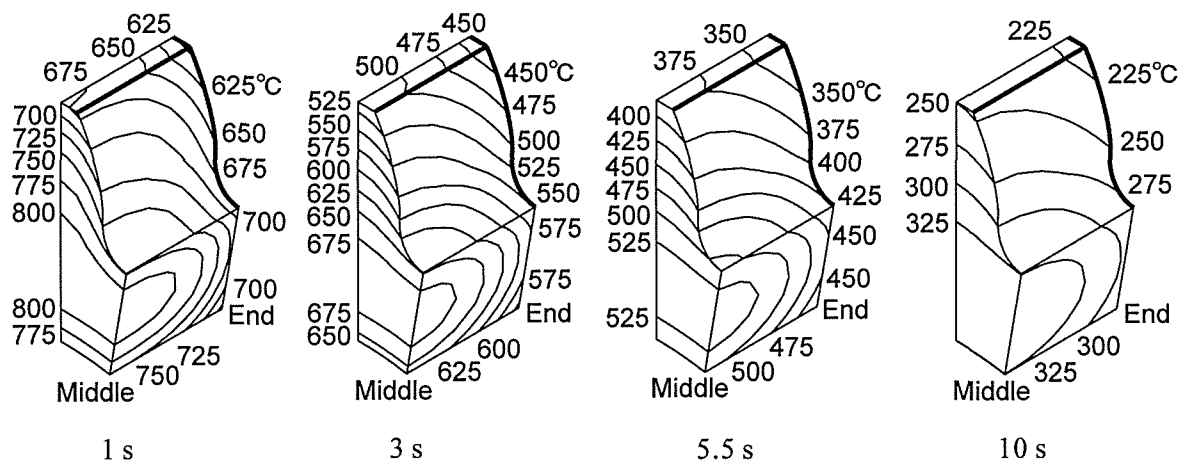


Fig.3.4 Contour lines of temperatures during quenching process  
 ( $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m$ )

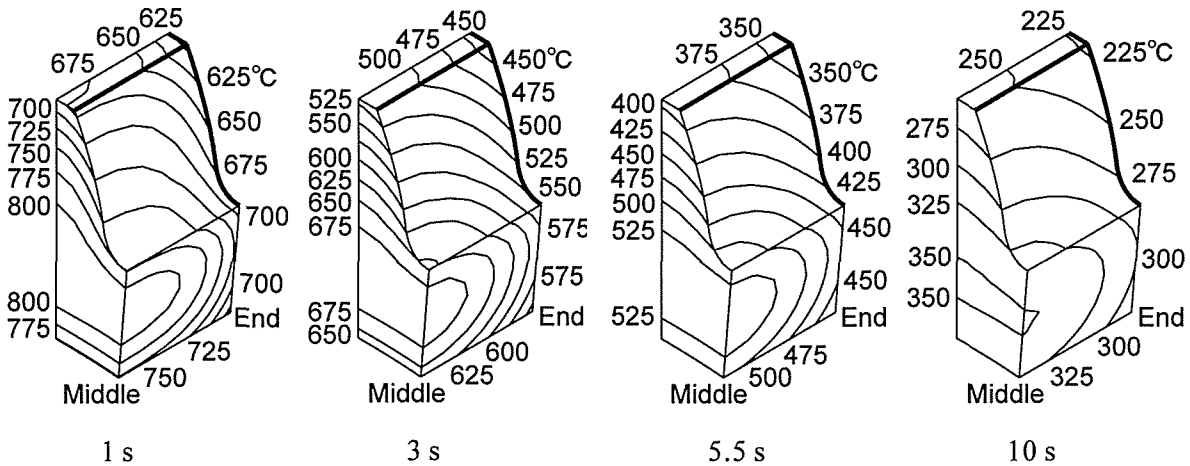


Fig.3.5 Contour lines of temperatures during quenching process  
 ( $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m$ )

リム厚さ  $l_w=2m$  ( $m$ : モジュール) の場合に対する焼入れ過程の温度を等温線で示す。図 3.3 より、歯幅方向の各断面の温度分布がかなり異なること、歯車の歯面、側面およびリム内周の温度が、歯幅中央の歯底とリム内周の中間付近の温度より早く低下することがわかる。

図 3.4 は、 $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m$  の場合に対する焼入れ過程の温度を等温線で示す。図 3.3 と図 3.4 の結果より、 $b=20\text{ mm}$  の歯車の温度が  $b=10\text{ mm}$  の歯車の場合より熱容量が大きいため遅く低下することがわかる。

図 3.5 は、 $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m$  の場合に対する焼入れ過程の温度を等温線で示す。図 3.4 と図 3.5 の結果より、 $z_e=36$  の歯車の温度が  $z_e=18$

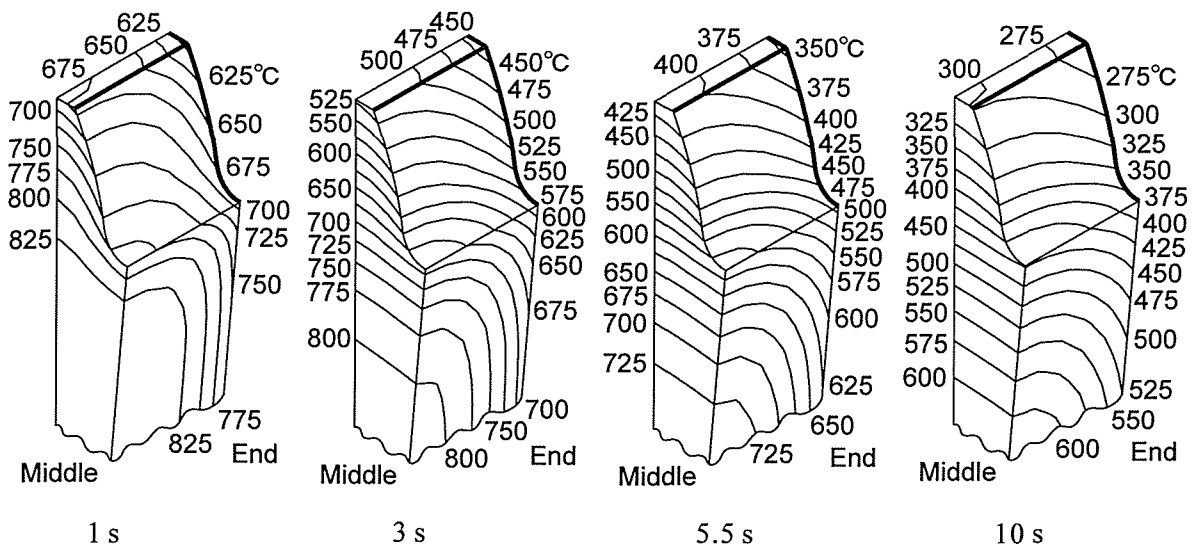


Fig.3.6 Contour lines of temperatures during quenching process  
 ( $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=\infty$ )

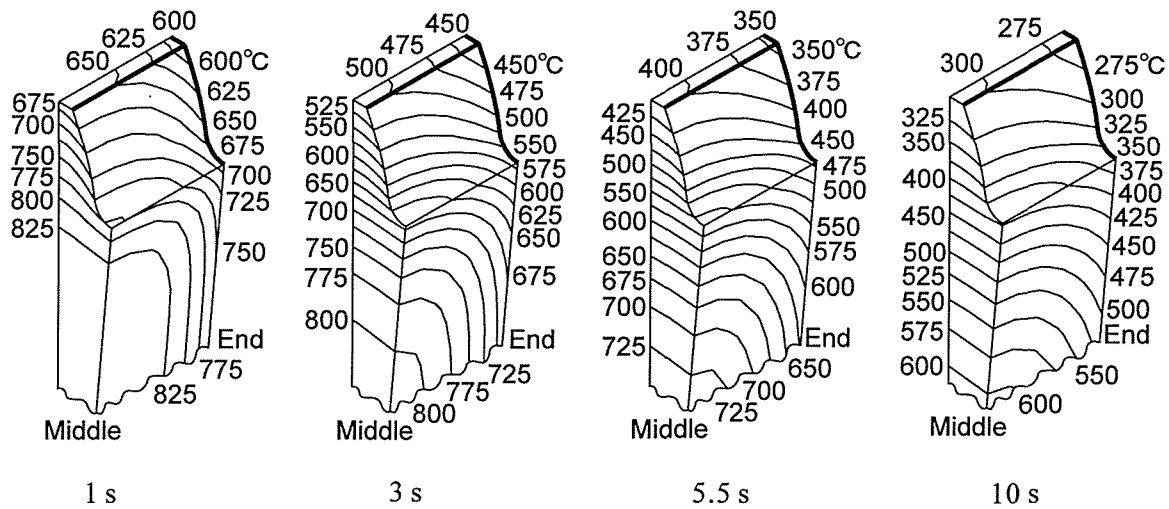


Fig.3.7 Contour lines of temperatures during quenching process  
 ( $m=3, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=\infty$ )

の歯車の場合よりやや遅く低下することがわかる。

図 3.6 は、 $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=\infty$  [一体(厚肉)歯車] の場合に対する焼入れ過程の温度を等温線で示す。図 3.5 と図 3.6 の結果より、 $l_w=\infty$  の厚肉歯車の温度が  $l_w=2m$  の薄肉歯車の場合より熱容量が大きいため遅く低下することがわかる。

図 3.7 は、 $m=3, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=\infty$  の場合に対する焼入れ過程

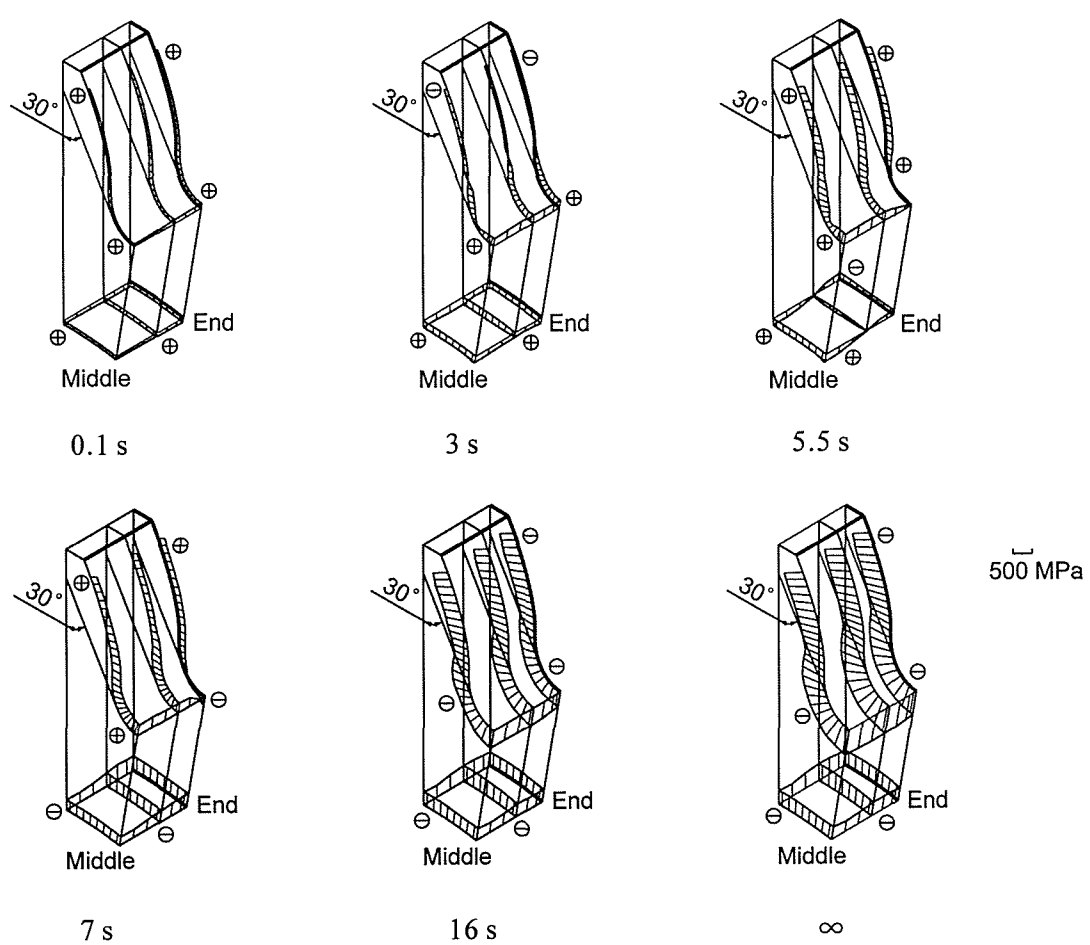


Fig.3.8 Stress distributions during quenching process ( $m = 4, z_e = 18, \alpha_0 = 20^\circ, b = 10 \text{ mm}, l_w = 2m, t_c = 3.25 \text{ h}$ , Case T)

の温度を等温線で示す。図 3.6 と図 3.7 の結果より、 $m=3$  の歯車の温度が  $m=4$  の歯車の場合より熱容量が小さいためやや早く低下することがわかる。

### 3.3.2 焼入れ過程の応力

図 3.8 は、 $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=10 \text{ mm}, l_w=2m$ 、浸炭時間  $t_c=3.25 \text{ h}$ 、ケース T(歯面のみ浸炭、図 3.2)の場合に対する焼入れ過程の歯面の応力分布を示す。図 3.8 中の歯面の応力は、歯形に沿って生じる歯たけ方向の主応力値を歯面垂直方向にとって表したもので、リム内周の応力は円周方向の主応力値をリム内周に垂直方向に取って表したものである。また、符号  $\oplus, \ominus$  はそれぞれ引張、圧縮応力を表す。図 3.8 より、歯面の応力は、焼入れ開始初期の時刻  $t=0.1 \text{ s}$  には引張応力になり、時間の経過につれて歯先付近から圧縮応力になり、さらに時間が経過すると歯先付近では引張応力に戻り、歯幅端歯底付近の引張応力は減少して圧縮応力になる。 $t=16$

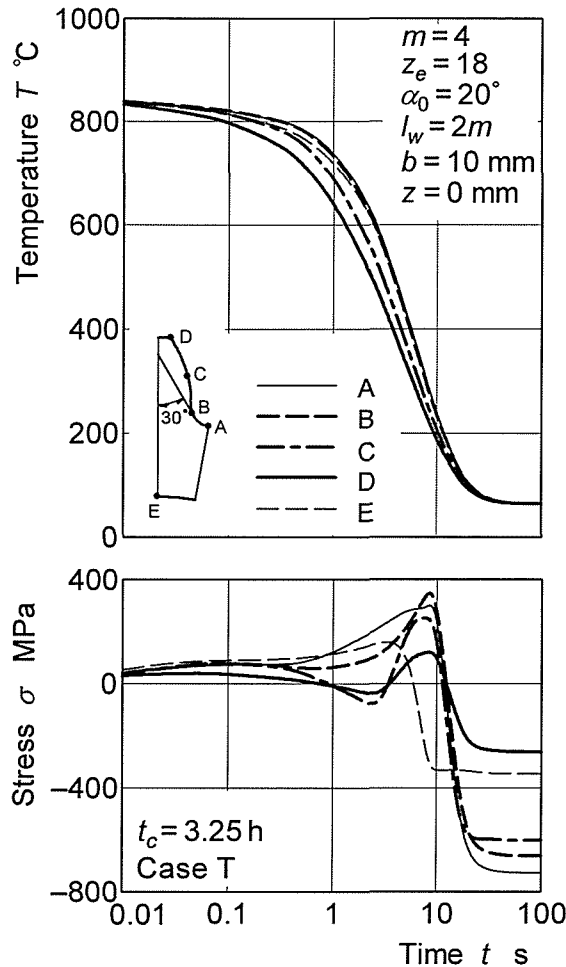
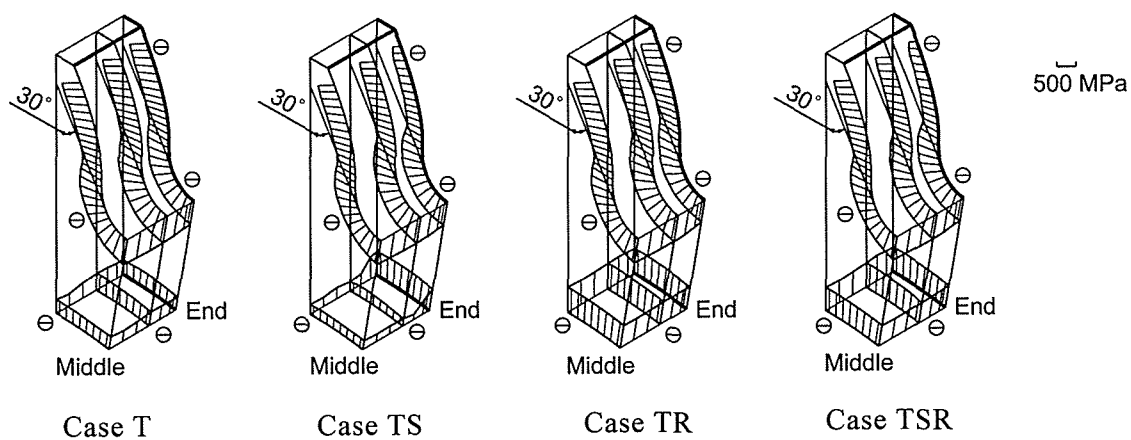


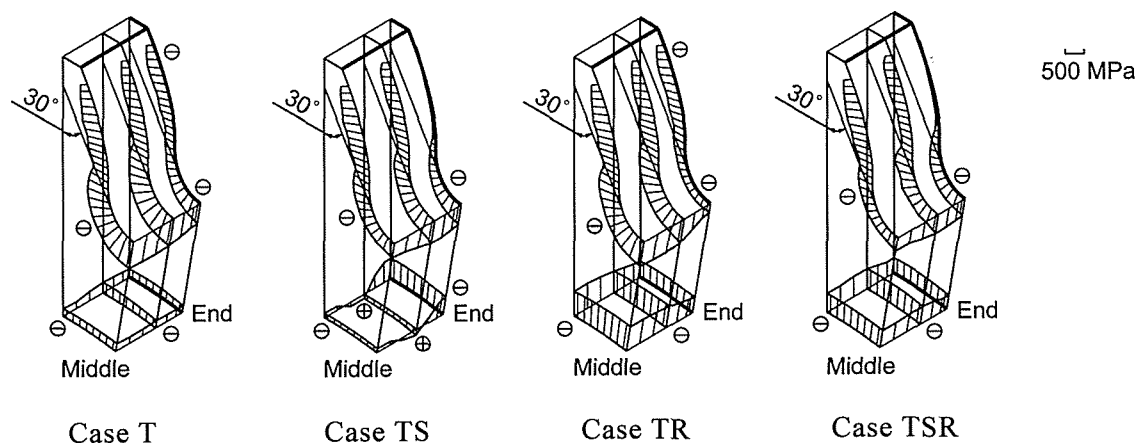
Fig.3.9 Temperatures and stress during quenching process ( $m=4$ ,  $z_e=18$ ,  $\alpha_0=20^\circ$ ,  $b=10\text{ mm}$ ,  $l_w=2m$ ,  $t_c=3.25\text{ h}$ , Case T)

s では、全歯面の応力は、圧縮応力になり、焼入れ終了時には、大きな圧縮応力になる。また、リム内周の応力は、焼入れ開始初期に引張応力になり、時間の経過につれて、歯幅端面から圧縮応力になり、焼入れ終了時には、全内周面で圧縮応力になる。

図 3.9 は、 $m=4$ 、 $z_e=18$ 、 $\alpha_0=20^\circ$ 、 $b=10\text{ mm}$ 、 $l_w=2m$ 、 $t_c=3.25\text{ h}$ 、ケース T の場合に対する焼入れ過程の歯幅中央 ( $z=0\text{ mm}$ ) 断面上各位置の温度と応力の時間的変化を示す。図 3.9 中の記号 A, B, C, D, E は、それぞれ歯面上の歯底中心位置、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)]、ピッチ円周上位置、歯先端位置およびリム内周上の歯形中心線位置を表す。また、図 3.9 中の応力は、歯面上各位置では、歯面に沿って生じる歯たけ方向の主応力値を、リム内周位置では、リム内周に沿う円周方向の主応力値を取っ



(a)  $t_c = 3.25$  h



(b)  $t_c = 8.5$  h

Fig.3.10 Effect of carburized parts on residual stress distributions  
 ( $m = 4, z_e = 18, \alpha_0 = 20^\circ, b = 10$  mm,  $l_w = 2m$ )

ている。図 3.9 より、歯底付近の A, B 点の応力は、焼入れ開始初期には引張応力になり、時間の経過につれて徐々に増加して、マルテンサイト変態開始温度(約 200 ~ 400 °Cで、炭素濃度によって異なる)付近で最大値に達した後、急激に減少して圧縮応力に変わり、焼入れ終了時には大きな圧縮応力になる。歯先付近の C, D 点の応力は、焼入れ開始初期には引張応力になり、時間の経過につれて一度圧縮応力になり、それから引張応力に戻り、マルテンサイト変態開始温度付近で最大値に達した後、急激に減少して圧縮応力になる。また、最大引張応力に達した時刻は、リム内周上の歯形中心線位置の E 点のほうが、歯面上の A, B, C, D 点の場合より早いことがわかる。

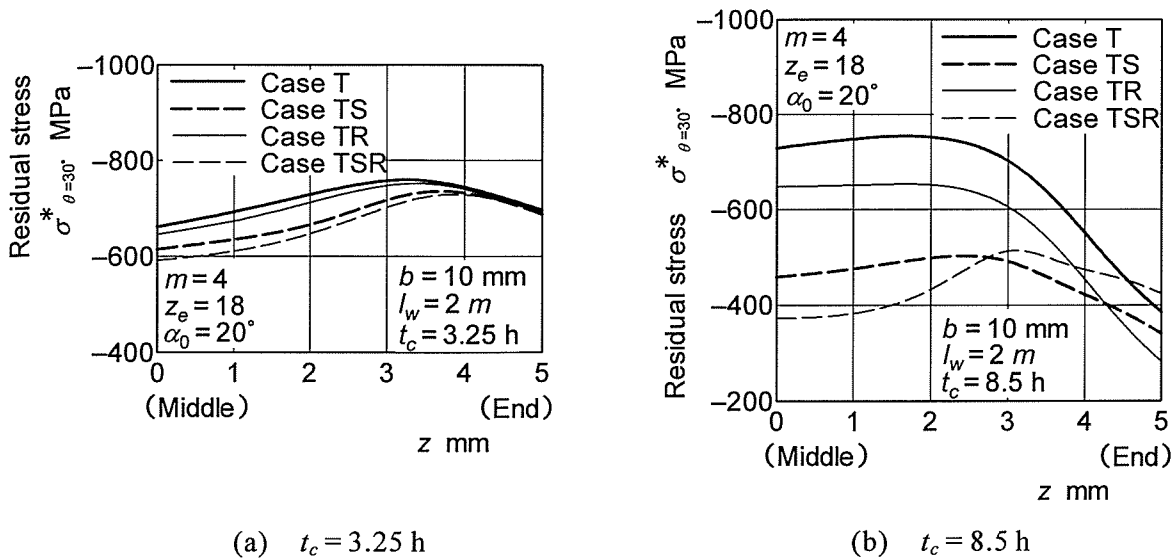


Fig.3.11 Effect of carburized parts on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=10 \text{ mm}, l_w=2 \text{ m}$ )

### 3.3.3 残留応力

#### (1) 浸炭部の影響

図 3.10 は、 $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=10 \text{ mm}, l_w=2 \text{ m}, t_c=3.25, 8.5 \text{ h}$ 、ケース T, TS(歯面と歯車側面浸炭, 図 3.2), TR(歯面とリム内周浸炭, 図 3.2), TSR(歯面, 歯車側面およびリム内周浸炭, 図 3.2)の場合に対する歯面およびリム内周の残留応力分布を示す。図 3.10 中の応力表示は図 3.8 の場合と同じである。図 3.10 より、歯面の圧縮残留応力は、側面を浸炭焼入れすることによって歯幅端歯先付近で減少し、その減少の程度は、 $t_c=8.5 \text{ h}$  の場合のほうが  $t_c=3.25 \text{ h}$  の場合より大きいことがわかる。また、リム内周を浸炭焼入れすることによって、 $t_c=3.25 \text{ h}$  の場合にはほとんど変わらないが、 $t_c=8.5 \text{ h}$  の場合には歯底付近で減少することがわかる。これは、側面とリム内周のマルテンサイト変態による体積膨張がそれぞれ歯幅端付近と歯元付近の体積膨張に対する拘束を減少させることによると考えられる。

図 3.11 は、図 3.10 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 3.11 より、歯幅中央付近の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、側面およびリム内周を浸炭焼入れすることによって減少し、その減少の程度は、 $t_c=8.5 \text{ h}$  の場合のほうが  $t_c=3.25 \text{ h}$  の場合より大きいことがわかる。

図 3.12 は、 $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20 \text{ mm}, l_w=\infty$  (一体歯車),  $t_c=0.75, 3.25, 8.5 \text{ h}$ 、ケース T, TS の場合に対する Hofer の危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。



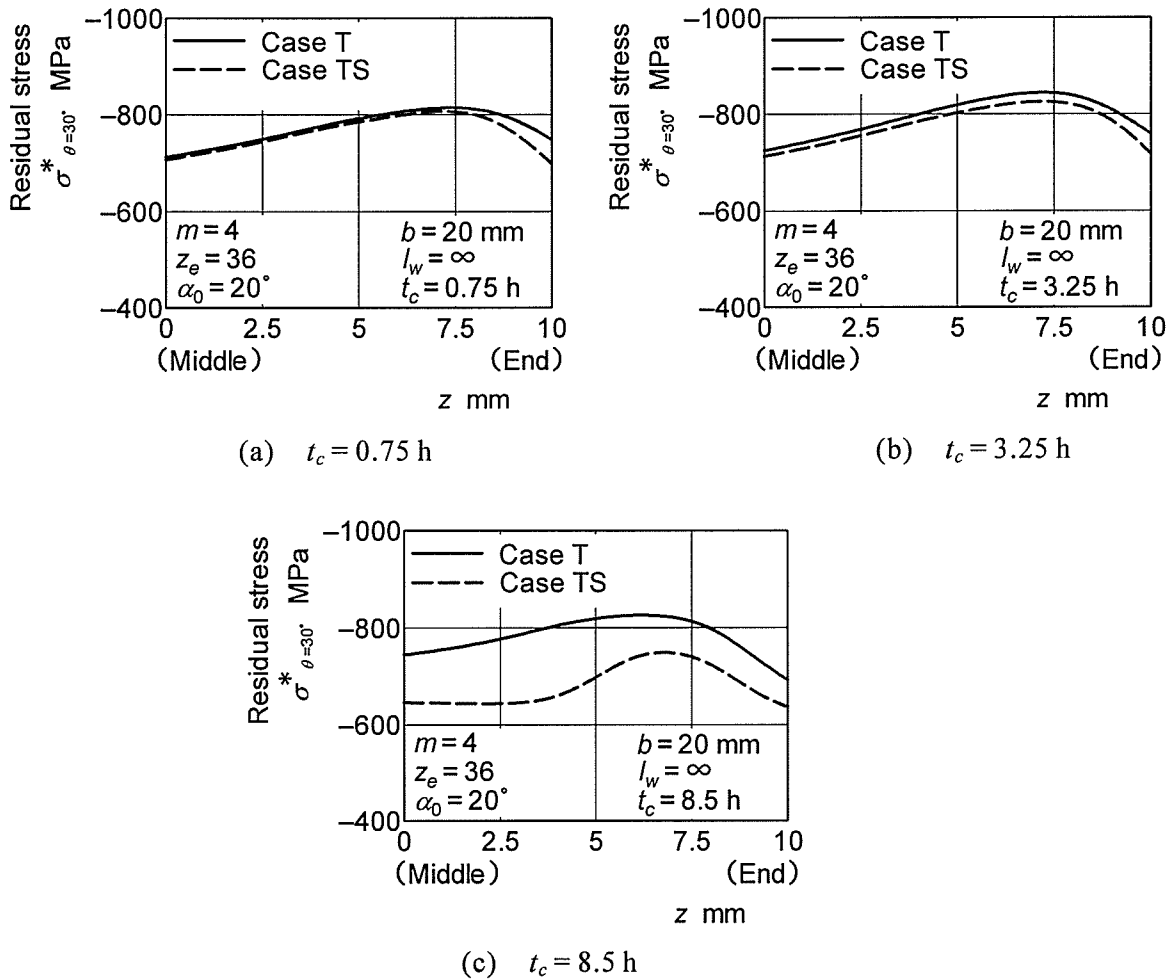


Fig.3.12 Effect of carburized parts on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
( $m=4$ ,  $z_e=36$ ,  $\alpha_0=20^\circ$ ,  $b=20$  mm,  $l_w=\infty$ )

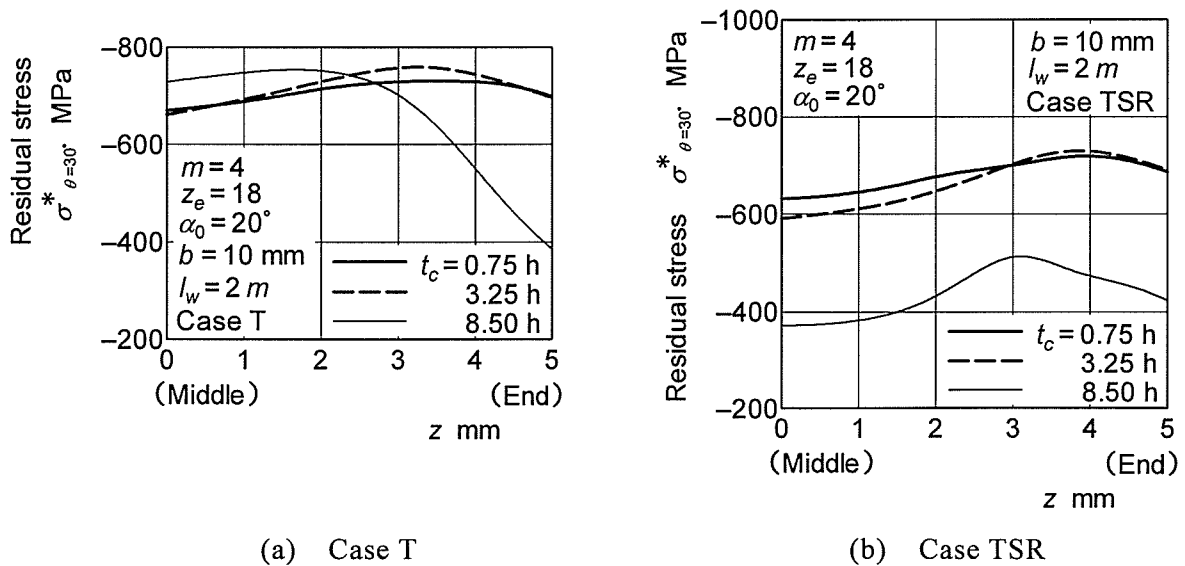


Fig.3.13 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
( $m=4$ ,  $z_e=18$ ,  $\alpha_0=20^\circ$ ,  $b=10$  mm,  $l_w=2m$ )

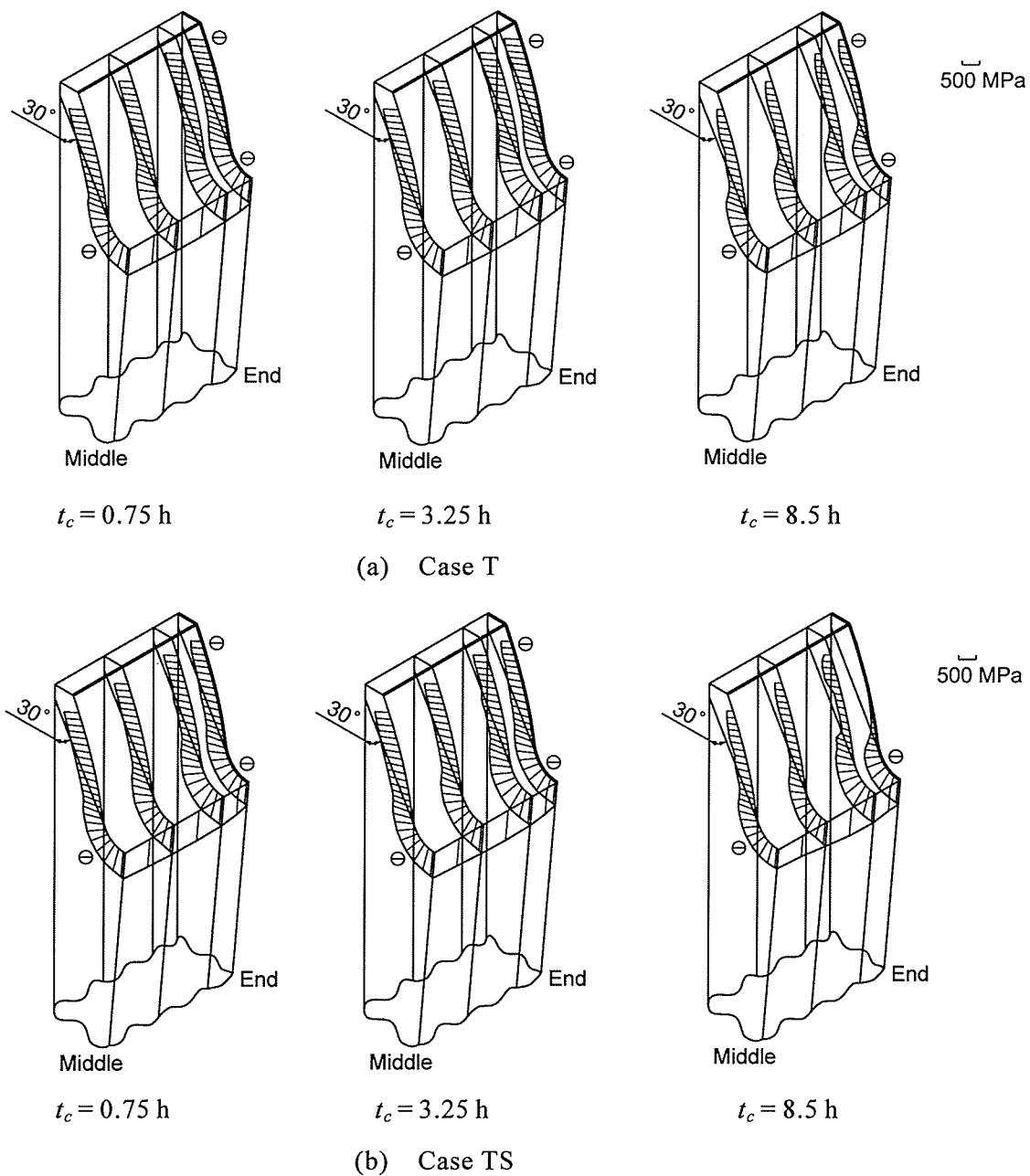


Fig.3.14 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress distributions  
 ( $m = 4, z_e = 36, \alpha_0 = 20^\circ, b = 20 \text{ mm}, l_w = \infty$ )

図 3.12 より,  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は, 側面を浸炭焼入れすることによって, 全歯幅にわたって減少し, その減少の程度は浸炭時間  $t_c$  の増大につれて増大することがわかる. これは,  $z_e = 18, b = 10 \text{ mm}, l_w = 2m$  の場合 (図 3.11) と同様な傾向を示す.

## (2) 浸炭時間の影響

図 3.13 は,  $m = 4, z_e = 18, \alpha_0 = 20^\circ, b = 10 \text{ mm}, l_w = 2m, t_c = 0.75, 3.25, 8.5 \text{ h}$ , ケース T, TSR の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す. 図 3.13 より,  $t_c = 0.75 \text{ h}$  と  $3.25 \text{ h}$  の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$

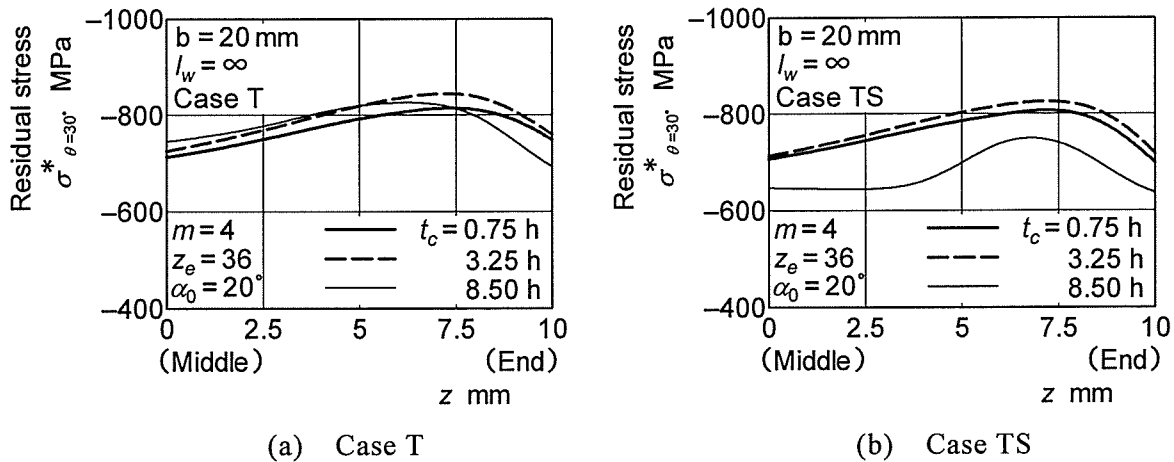


Fig.3.15 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
( $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=\infty$ )

は、ケース T, TSR のいずれの場合も、ほとんど変わらないことがわかる。また、 $t_c=8.5\text{ h}$  の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $t_c=0.75\text{ h}$  と  $3.25\text{ h}$  の場合に比べて、ケース TSR の場合には全歯幅にわたって減少するが、ケース T の場合には歯幅端付近のみ減少し、歯幅中央付近では逆に増大することがわかる。

図 3.14 は、 $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=\infty, t_c=0.75, 3.25, 8.5\text{ h}$ , ケース T, TS の場合に対する歯面の残留応力分布を示す。図 3.14 より、歯面の圧縮残留応力は、ケース T, TS のいずれの場合も、 $t_c=0.75\text{ h}$  と  $3.25\text{ h}$  の場合にはほとんど変わらないが、 $t_c=8.5\text{ h}$  の場合には歯先付近でかなり小さくなることがわかる。また、ケース T の場合に比べて、ケース TS のほうが歯幅端歯先付近で減少し、その減少の程度は  $t_c$  の増加につれて増大することがわかる。これは  $z_e=18, b=10\text{ mm}, l_w=2m$  の場合(図 3.10)と同様な傾向を示す。

図 3.15 は、図 3.14 の結果から求めた歯元危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 3.15 より、 $t_c=0.75\text{ h}$  と  $3.25\text{ h}$  の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を比較すると、ケース T, TS のいずれの場合も、 $t_c=3.25\text{ h}$  のほうがやや大きいことがわかる。また、 $t_c=8.5\text{ h}$  の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $z_e=18, b=10\text{ mm}, l_w=2m$  の場合(図 3.13)と同様に、 $t_c=0.75\text{ h}$  と  $3.25\text{ h}$  の場合に比べて、ケース TS の場合には全歯幅にわたって減少するが、ケース T の場合には歯幅端付近のみ減少し、歯幅中央付近では逆に増大することがわかる。

### (3) 基準圧力角の影響

図 3.16 は、 $m=4, z_e=18, \alpha_0=27^\circ, b=10\text{ mm}, l_w=2m, t_c=3.25, 8.5\text{ h}$ , ケース T, TS, TR, TSR の場合に対する歯面およびリム内周の残留応力分布を示す。図 3.16

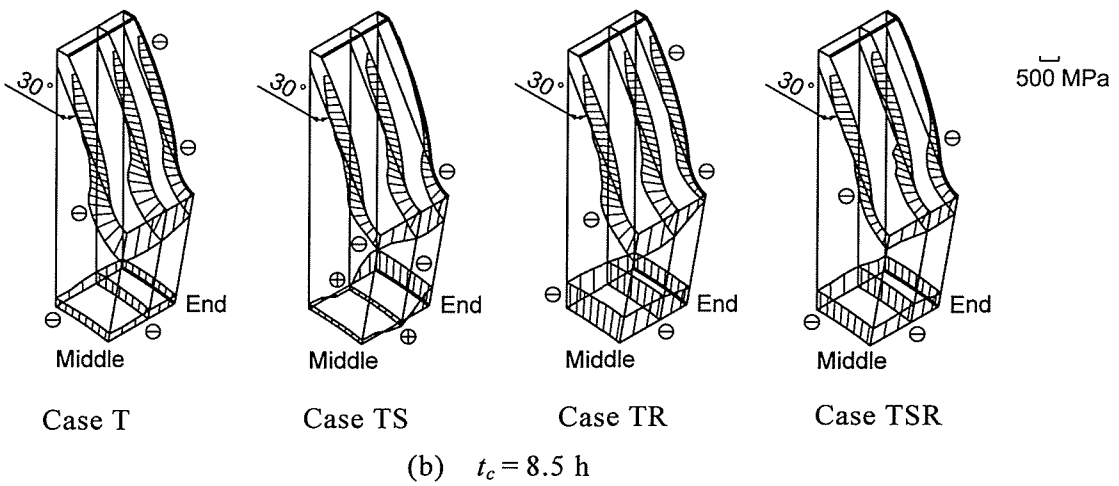
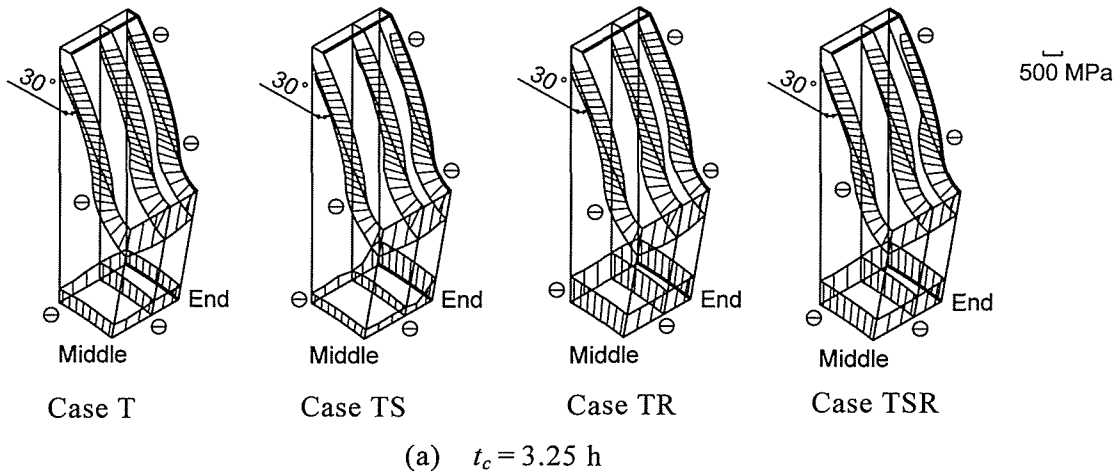


Fig.3.16 Effect of carburized parts on residual stress distributions  
 ( $m = 4, z_e = 18, \alpha_0 = 27^\circ, b = 10$  mm,  $l_w = 2m$ )

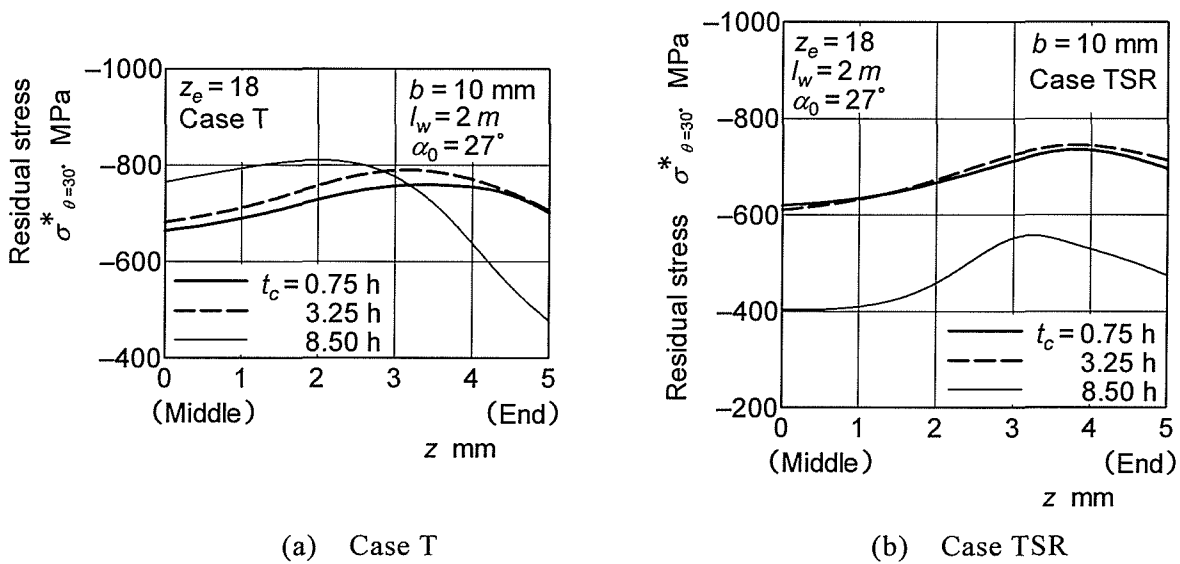


Fig.3.17 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m = 4, z_e = 18, \alpha_0 = 27^\circ, b = 10$  mm,  $l_w = 2m$ )

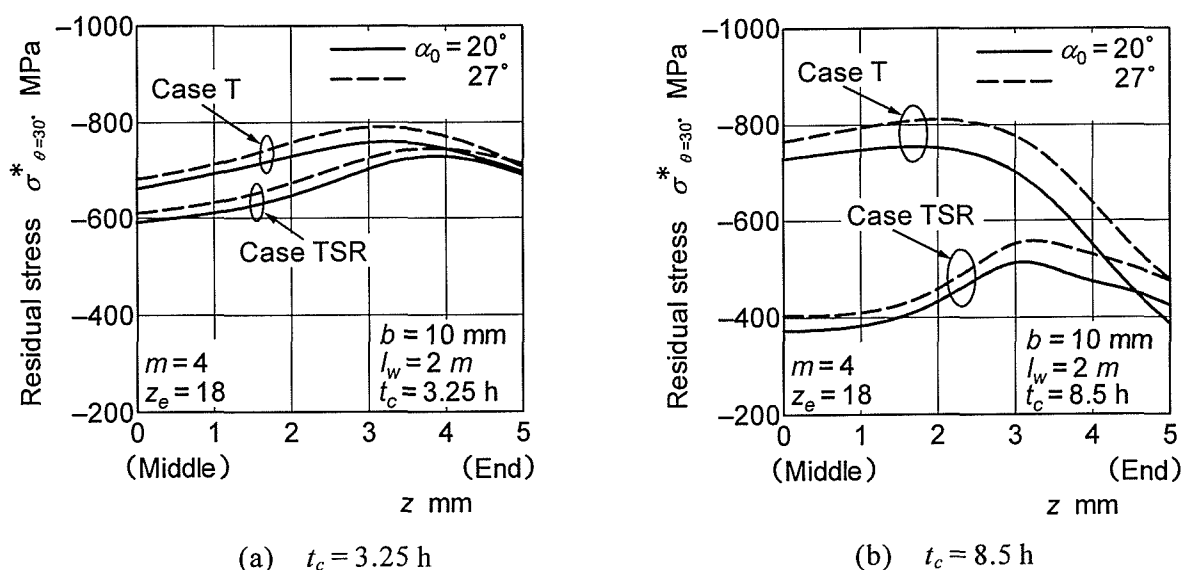


Fig.3.18 Effect of pressure angle  $\alpha_0$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m=4, z_e=18, b=10\text{ mm}, l_w=2m$ )

より、 $\alpha_0=27^\circ$ の場合にも $\alpha_0=20^\circ$ の場合(図 3.10)と同様に、歯面の圧縮残留応力は、側面を浸炭焼入れすることによって歯幅端歯先付近で減少し、その減少の程度は、 $t_c=8.5\text{ h}$ の場合のほうが $t_c=3.25\text{ h}$ の場合より大きいこと、また、リム内周を浸炭焼入れすることによって、 $t_c=3.25\text{ h}$ の場合にはほとんど変わらないが、 $t_c=8.5\text{ h}$ の場合には歯底付近で減少することがわかる。

図 3.17 は、 $m=4, z_e=18, \alpha_0=27^\circ, b=10\text{ mm}, l_w=2m, t_c=0.75, 3.25, 8.5\text{ h}$ 、ケース T, TSR の場合の $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ を示す。図 3.17 より、 $\alpha_0=27^\circ$ の場合にも $\alpha_0=20^\circ$ の場合(図 3.13)と同様に、 $t_c=0.75\text{ h}$ と $3.25\text{ h}$ の場合の $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ を比較すると、ケース T, TSR のいずれの場合も、ほとんど変わらないこと、また、 $t_c=8.5\text{ h}$ の $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ は、 $t_c=0.75\text{ h}$ と $3.25\text{ h}$ の場合に比べて、ケース TSR の場合には全歯幅にわたって減少するが、ケース T の場合には歯幅端付近のみ減少し、歯幅中央付近では逆に増大することがわかる。

図 3.18 は、 $m=4, z_e=18, \alpha_0=20, 27^\circ, b=10\text{ mm}, l_w=2m, t_c=3.25, 8.5\text{ h}$ 、ケース T, TSR の場合の $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ を示す。図 3.18 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ は、側面浸炭およびリム内周浸炭にかかわらず、いずれの $t_c$ の場合も、 $\alpha_0=27^\circ$ のほうが $\alpha_0=20^\circ$ の場合より大きいことがわかる。また、 $\alpha_0=27^\circ$ の場合にも $\alpha_0=20^\circ$ の場合と同様に、歯幅中央付近の $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ は、側面およびリム内周を浸炭焼入れすることによって減少し、その程度は $t_c$ の増加につれて増大することがわかる。

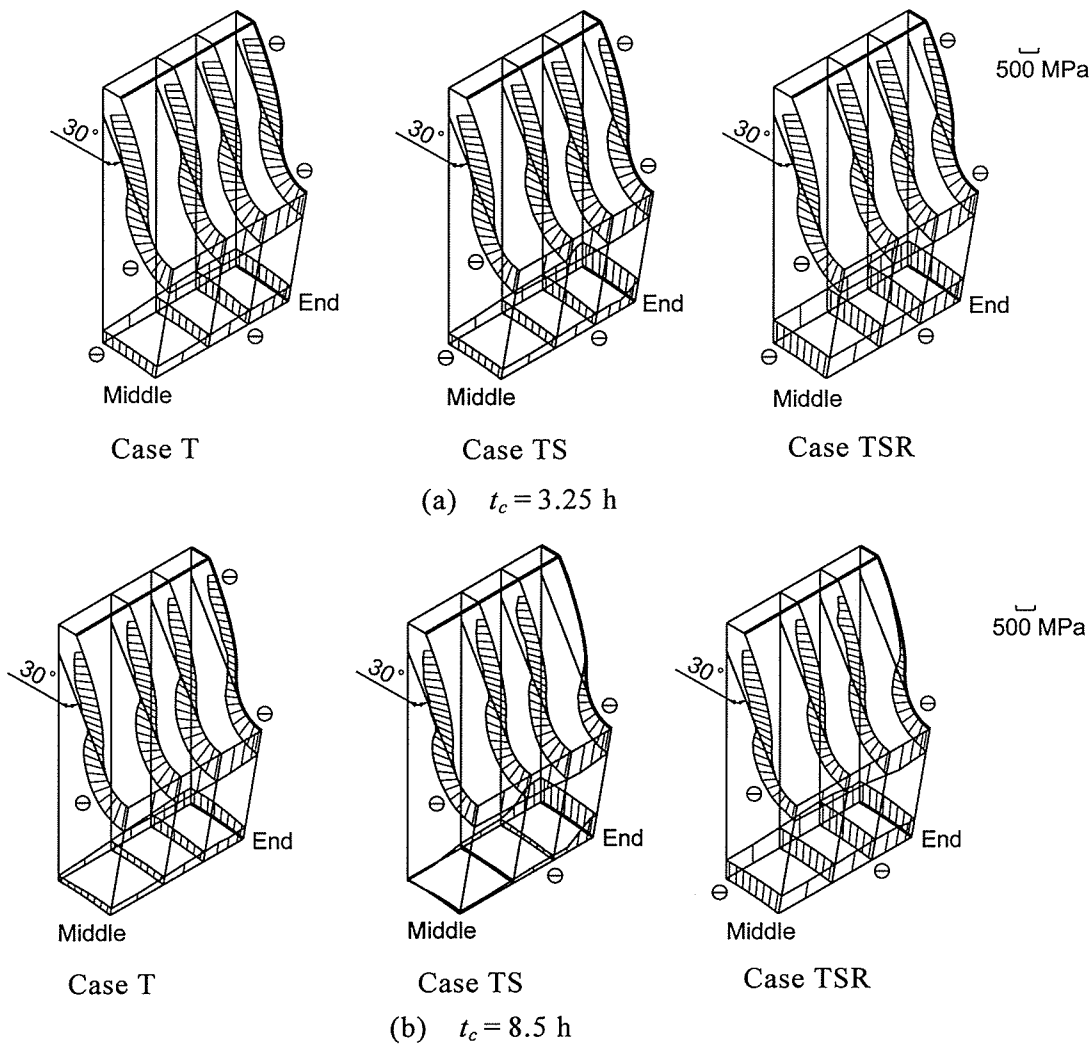


Fig.3.19 Effect of carburized parts on residual stress distributions  
 ( $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m$ )

#### (4) 齒幅の影響

図 3.19 は、 $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m, t_c=3.25, 8.5\text{ h}$ 、ケース T, TS, TSR の場合に対する歯面およびリム内周の残留応力分布を示す。図 3.19 より、 $b=20\text{ mm}$  の場合にも  $b=10\text{ mm}$  の場合(図 3.10)と同様に、歯面の圧縮残留応力は、側面を浸炭焼入れすることによって歯幅端歯先付近で減少し、その減少の程度は、 $t_c=8.5\text{ h}$  の場合のほうが  $t_c=3.25\text{ h}$  の場合より大きいこと、また、リム内周を浸炭焼入れすることによって、 $t_c=3.25\text{ h}$  の場合にはほとんど変わらないが、 $t_c=8.5\text{ h}$  の場合には歯底付近で減少することがわかる。

図 3.20 は、 $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m, t_c=0.75, 3.25, 8.5\text{ h}$ 、ケース T, TSR の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 3.20 より、ケース T の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $t_c=$

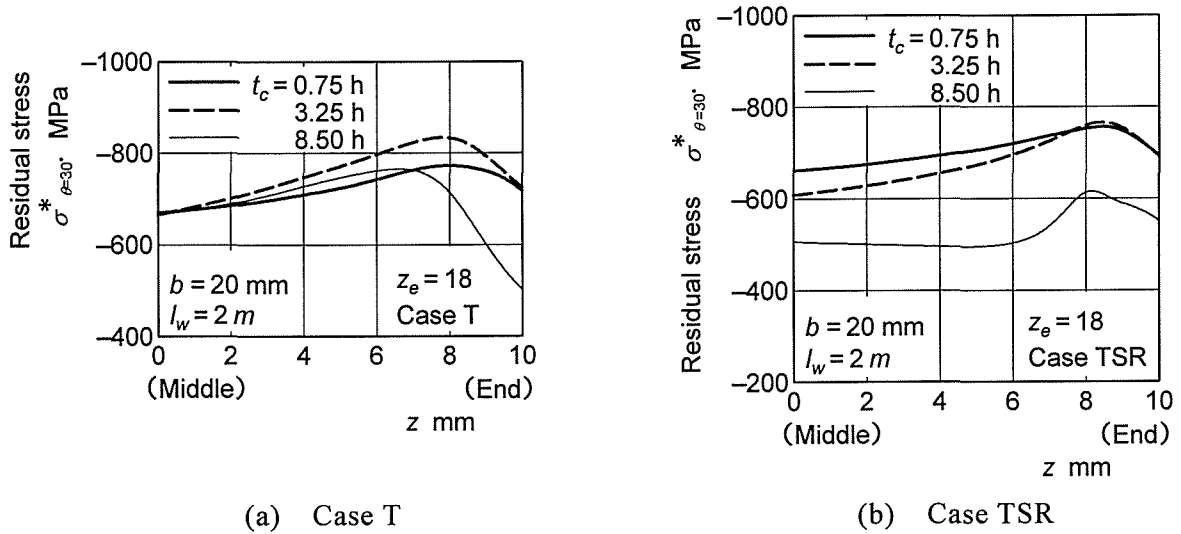


Fig.3.20 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m = 4, z_e = 18, \alpha_0 = 20^\circ, b = 20 \text{ mm}, l_w = 2m$ )

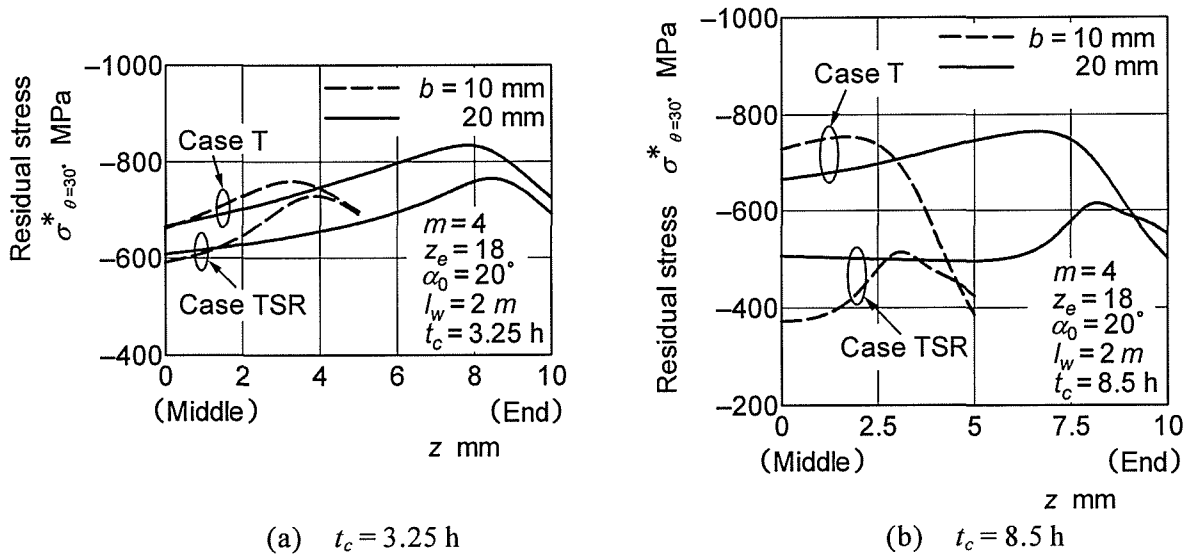


Fig.3.21 Effect of face width  $b$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m = 4, z_e = 18, \alpha_0 = 20^\circ, l_w = 2m$ )

0.75 h と 3.25 h の場合に比べて、 $t_c = 8.5 \text{ h}$  のほうが歯幅中央付近でほとんど変わらないが、歯幅端付近で減少することがわかる。また、ケース TSR の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $b = 10 \text{ mm}$  の場合 [図 3.13 (b)] と同様に、 $t_c = 0.75 \text{ h}$  と 3.25 h の場合に比べて、 $t_c = 8.5 \text{ h}$  のほうが全歯幅にわたって減少するが、その減少の程度は  $b = 20 \text{ mm}$  のほうが小さくなることわかる。

図 3.21 は、 $m = 4, z_e = 18, \alpha_0 = 20^\circ, b = 10, 20 \text{ mm}, l_w = 2m, t_c = 3.25, 8.5 \text{ h}$ 、ケース T, TSR の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 3.21 より、側面およびリム内周を浸炭焼入れ

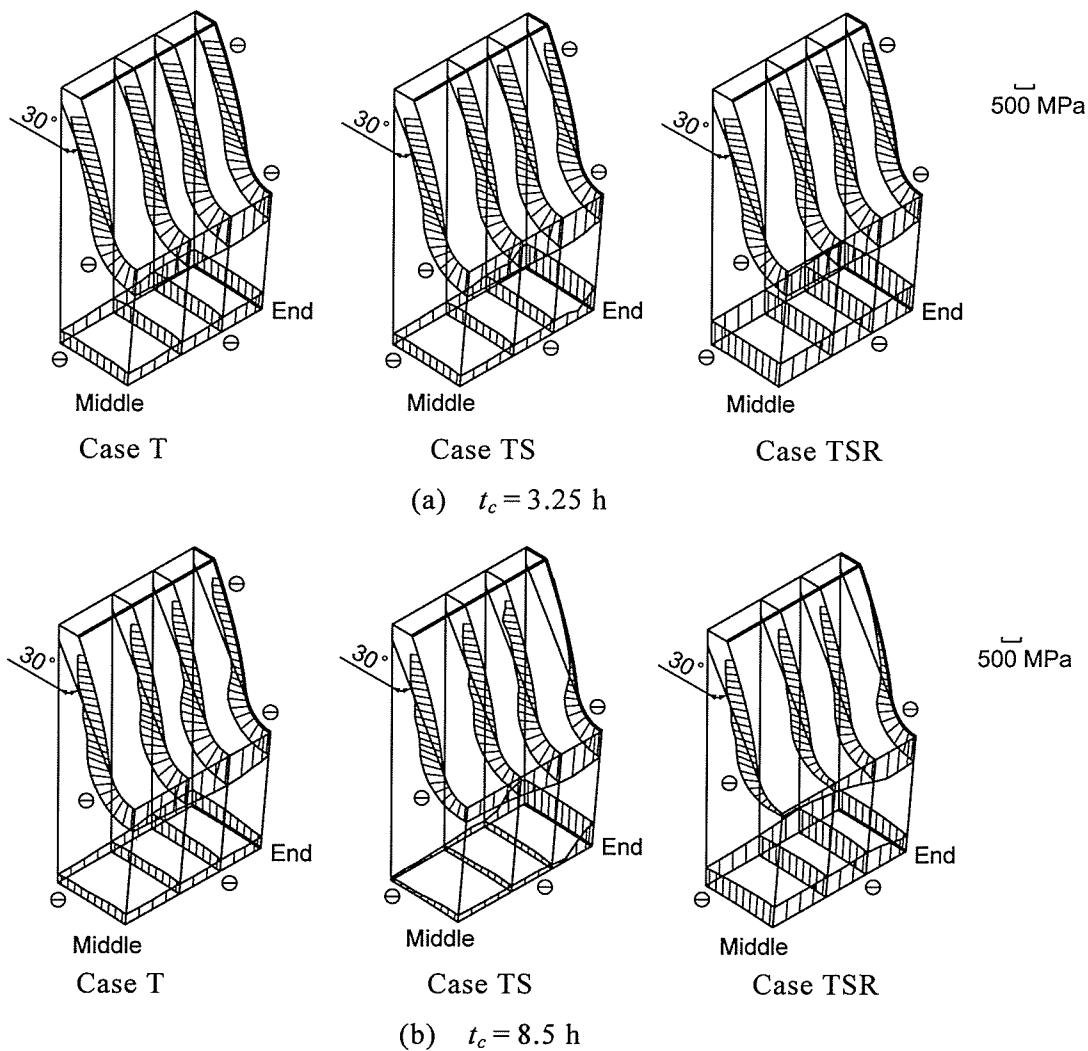


Fig.3.22 Effect of carburized parts on residual stress distributions  
 ( $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m$ )

することによる $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ の変化は、いずれの $t_c$ でも、 $b=20\text{ mm}$ と $b=10\text{ mm}$ の場合で同様な傾向を示すが、その程度は $b$ の減少につれて増大することがわかる。

### (5) 歯数の影響

図 3.22 は、 $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m, t_c=3.25, 8.5\text{ h}$ 、ケース T, TS, TSR の場合に対する歯面およびリム内周の残留応力分布を示す。図 3.22 より、 $z_e=36$ の場合にも $z_e=18$ の場合(図 3.19)と同様に、歯面の圧縮残留応力は、側面を浸炭焼入れすることによって歯幅端歯先付近で減少し、その減少の程度は、 $t_c=8.5\text{ h}$ の場合のほうが $t_c=3.25\text{ h}$ の場合より大きいこと、また、リム内周を浸炭焼入れすることによって、 $t_c=3.25\text{ h}$ の場合にはほとんど変わらないが、 $t_c=8.5\text{ h}$ の場合には歯底付近で減少することがわかる。



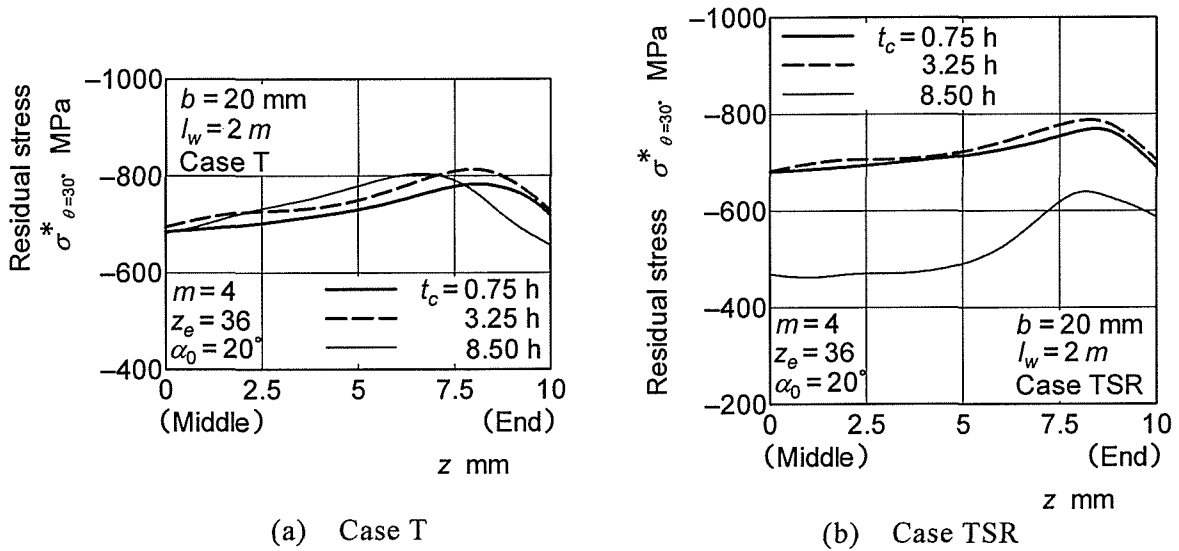


Fig.3.23 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m$ )

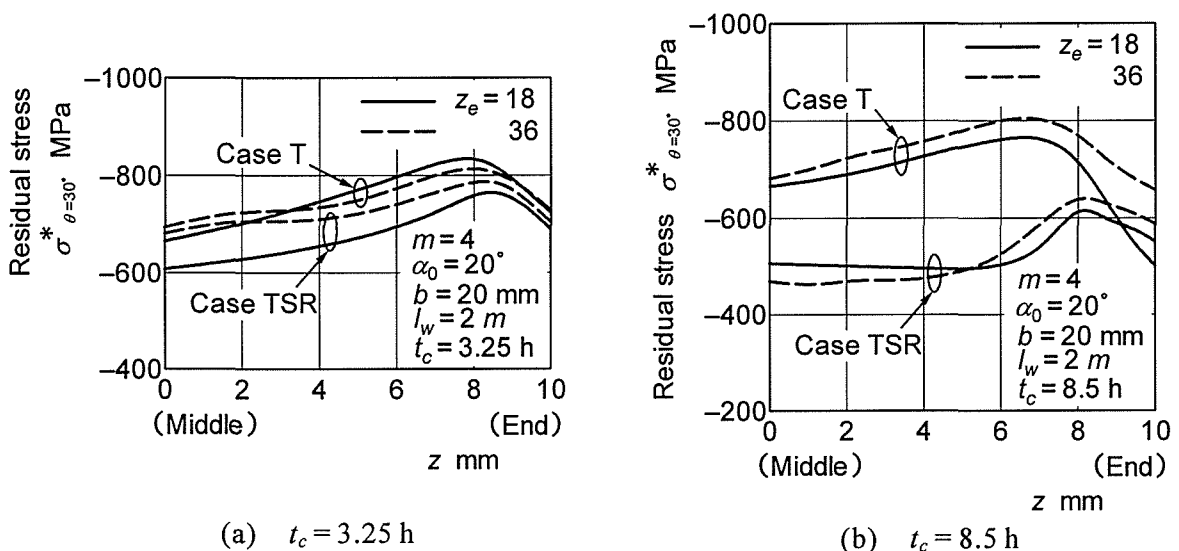
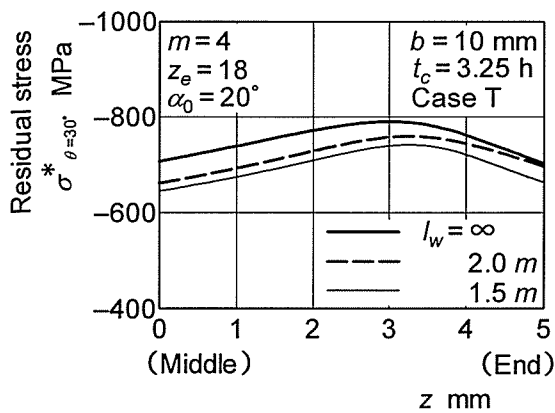


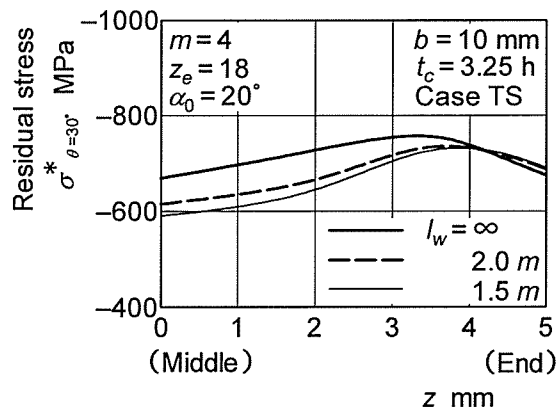
Fig.3.24 Effect of number of teeth  $z_e$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m=4, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m$ )

図 3.23 は、 $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m, t_c=0.75, 3.25, 8.5\text{ h}$ , ケース T, TSR の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 3.23 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  の  $t_c$  による変化は、 $z_e=18$  の場合(図 3.20)と同様な傾向を示すことがわかる。また、ケース TSR の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $l_w=\infty$  の場合 [図 3.15(b)]と同様に、 $t_c=0.75\text{ h}$  と  $3.25\text{ h}$  の場合に比べて、 $t_c=8.5\text{ h}$  のほうが全歯幅にわたって減少するが、その減少の程度は  $l_w=2m$  のほうが大きくなることわかる。

図 3.24,  $m=4, z_e=18, 36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m, t_c=3.25, 8.5\text{ h}$ , ケース

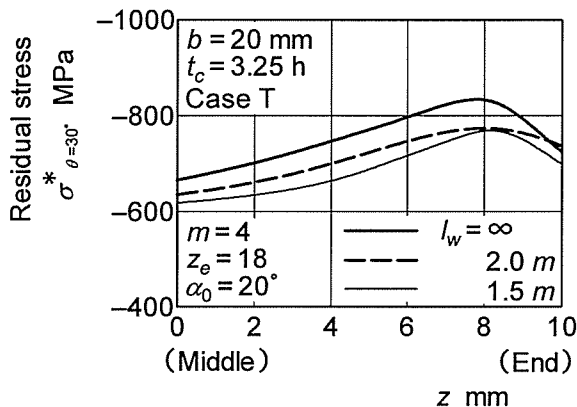


(a) Case T

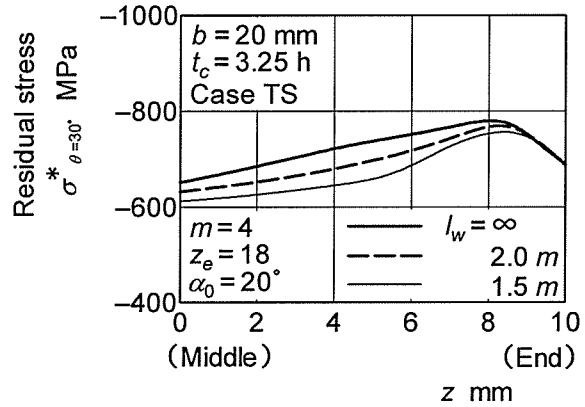


(b) Case TS

Fig.3.25 Effect of rim thickness  $l_w$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=10 \text{ mm}, t_c=3.25 \text{ h}$ )



(a) Case T



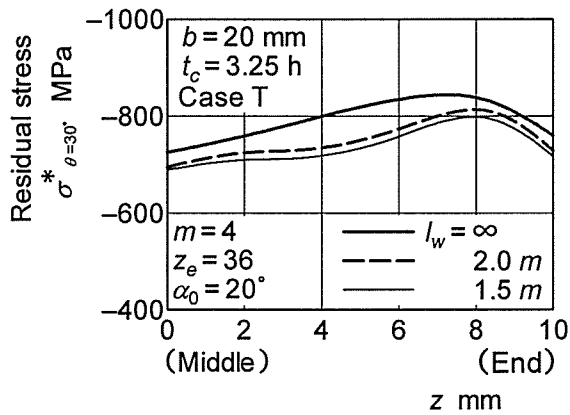
(b) Case TS

Fig.3.26 Effect of rim thickness  $l_w$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=20 \text{ mm}, t_c=3.25 \text{ h}$ )

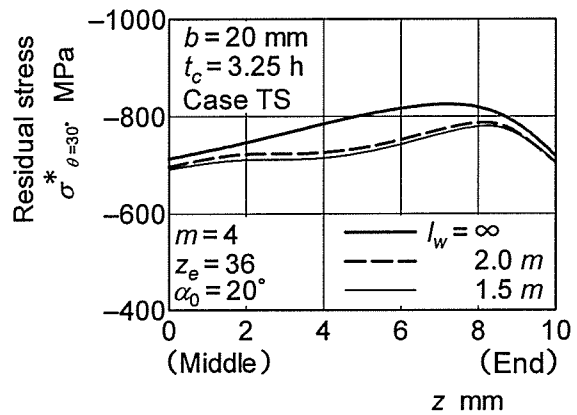
T, TSR の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 3.24 より、側面およびリム内周を浸炭焼入れすることによる  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  の変化は、いずれの  $t_c$  でも、 $z_e=18$  と  $z_e=36$  の場合で同様な傾向を示すが、その程度は、 $t_c=3.25 \text{ h}$  の場合には  $z_e$  の減少につれて増大するが、 $t_c=8.5 \text{ h}$  の場合には逆に減少することがわかる。

#### (6) リム厚さの影響

図 3.25 は、 $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=10 \text{ mm}, l_w = \infty, 2m, 1.5m, t_c=3.25 \text{ h}$ 、ケース T, TS の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 3.25 より、歯幅中央付近の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、ケース T, TS のいずれの場合も、リム厚さの減少につれて減少することがわかる。これは、浸炭焼入れによる歯元の膨張に対する拘束がリム厚さの減少につれて減少すること

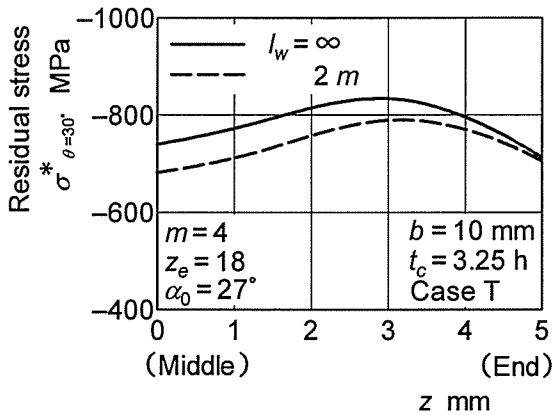


(a) Case T

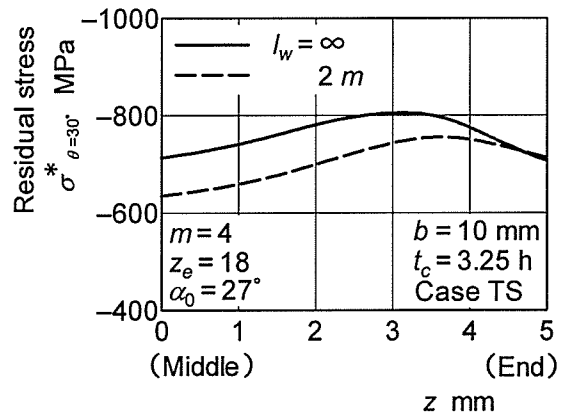


(b) Case TS

Fig.3.27 Effect of rim thickness  $l_w$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, t_c=3.25\text{ h}$ )



(a) Case T



(b) Case TS

Fig.3.28 Effect of rim thickness  $l_w$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m=4, z_e=18, \alpha_0=27^\circ, b=10\text{ mm}, t_c=3.25\text{ h}$ )

によると考えられる。

図 3.26 は、 $m=4, z_e=18, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=\infty, 2m, 1.5m, t_c=3.25\text{ h}$ 、ケース T, TS の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 3.26 より、 $b=20\text{ mm}$  の場合にも  $b=10\text{ mm}$  の場合(図 3.25)と同様に、歯幅中央付近の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、ケース T, TS のいずれの場合も、リム厚さの減少につれて減少することがわかる。

図 3.27 は、 $m=4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=\infty, 2m, 1.5m, t_c=3.25\text{ h}$ 、ケース T, TS の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 3.27 より、 $z_e=36$  の場合にも  $z_e=18$  の場合(図 3.26)と同様に、歯幅中央付近の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、ケース T, TS のいずれの場合も、リム厚さの減少につれて減少することがわかる。

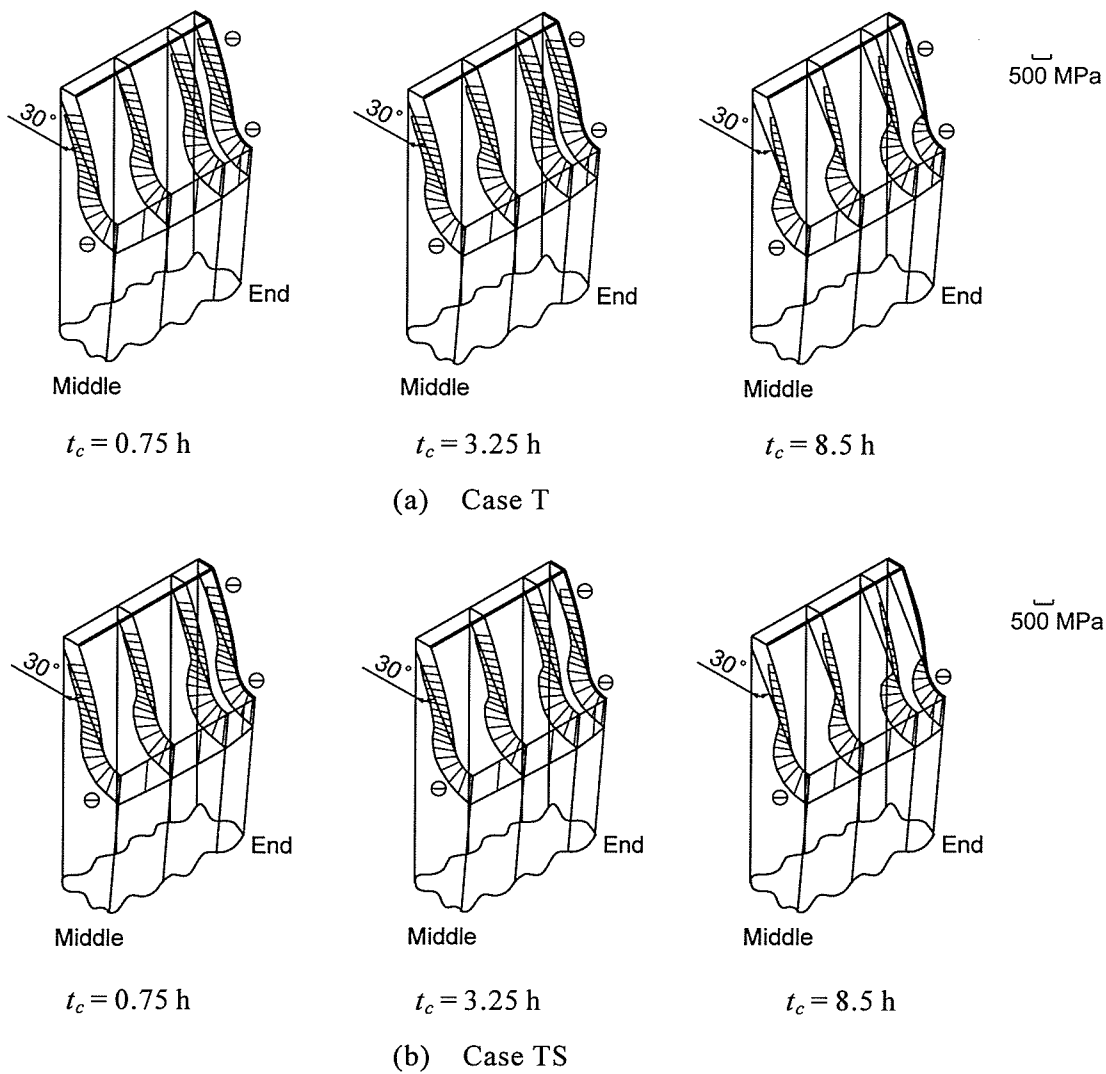
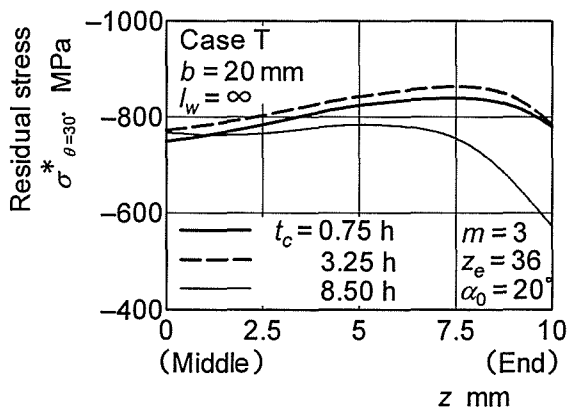


Fig.3.29 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress distributions  
 ( $m=3, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20 \text{ mm}, l_w=\infty$ )

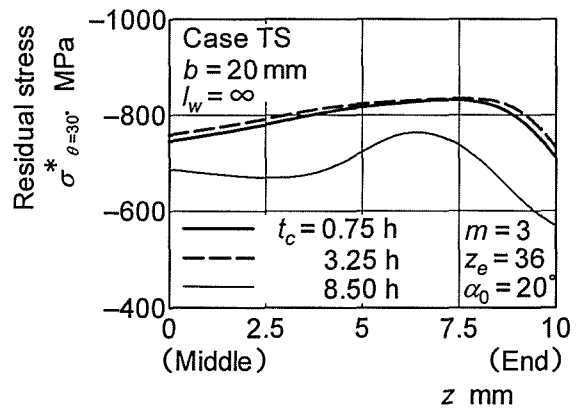
図 3.28 は,  $m=4, z_e=18, \alpha_0=27^\circ, b=20 \text{ mm}, l_w=\infty, 2m, t_c=3.25 \text{ h}$ , ケース T, TS の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す. 図 3.28 より,  $\alpha_0=27^\circ$  の場合にも  $\alpha_0=20^\circ$  の場合(図 3.25) と同様に, 歯幅中央付近の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は, ケース T, TS のいずれの場合も, 薄肉歯車のほうが一体歯車より小さくなることがわかる.

#### (7) モジュールの影響

図 3.29 は,  $m=3, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20 \text{ mm}, l_w=\infty, t_c=0.75, 3.25, 8.5 \text{ h}$ , ケース T, TS の場合に対する歯面の残留応力分布を示す. 図 3.29 より,  $m=3$  の場合にも  $m=4$  の場合(図 3.14)と同様に, 歯面の圧縮残留応力は, ケース T, TS のいずれの場合も,  $t_c=0.75 \text{ h}$  と  $3.25 \text{ h}$  の場合にはほとんど変わらないが,  $t_c=8.5 \text{ h}$  の場合

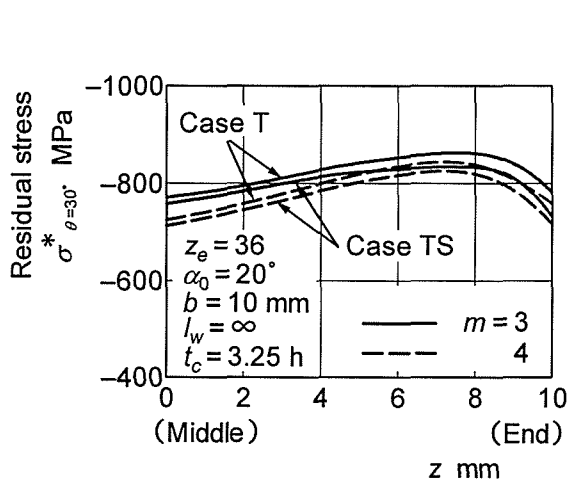


(a) Case T

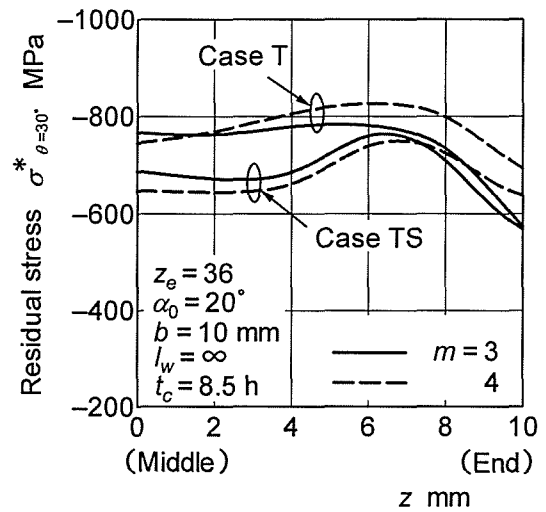


(b) Case TS

Fig.3.30 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m=3, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=2m$ )



(a)  $t_c=3.25\text{ h}$



(b)  $t_c=8.5\text{ h}$

Fig.3.31 Effect of module  $m$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20\text{ mm}, l_w=\infty$ )

には歯先付近でかなり小さくなること、また、ケース T の場合に比べて、ケース TS のほうが歯幅端歯先付近で減少し、その減少の程度は  $t_c$  の増加につれて増大することがわかる。

図 3.30 は、図 3.29 の結果から求めた歯元危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 3.30 より、 $m=3$  の場合にも  $m=4$  の場合(図 3.15)と同様に、 $t_c=0.75\text{ h}$  と  $3.25\text{ h}$  の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、側面浸炭にかかわらず、ほとんど変わらないこと、また、 $t_c=8.5\text{ h}$  の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $t_c=0.75\text{ h}$  と  $3.25\text{ h}$  の場合に比べて、ケース TS の場合には全歯幅にわたって減少するが、ケース T の場合には歯幅端付近のみ減少することがわかる。

図 3.31 は,  $m=3, 4, z_e=36, \alpha_0=20^\circ, b=20 \text{ mm}, l_w=\infty, t_c=3.25, 8.5 \text{ h}$ , ケース T, TS の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す. 図 3.31 より, 歯幅中央付近の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は,  $m=3, 4$  のいずれの場合も, 側面を浸炭焼入れすることによって減少し, その減少の程度は,  $t_c=8.5 \text{ h}$  の場合のほうが  $t_c=3.25 \text{ h}$  の場合より大きいことがわかる.

### 3.4 結 言

本章では, 三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて, 一体(厚肉)平外歯車と薄肉扇形穴付き平外歯車の浸炭焼入れ過程の熱伝導解析と弾塑性応力解析を行った. 本章で得られた主な点を要約すると次のとおりである.

(1) 浸炭焼入れ平外歯車の焼入れ過程の温度は, モジュール, 歯数, 歯幅, リム厚さの減少につれて, 早く低下する.

(2) 浸炭焼入れによる平外歯車の歯面の歯たけ方向の残留応力は, モジュール, 歯数, 基準圧力角, 歯幅, リム厚さにかかわらず, 歯車側面を浸炭焼入れすることによって歯幅端歯先付近で減少する. また, その減少の程度は浸炭時間  $t_c$  の増加により硬化層厚さが増すと増大する.

(3) 浸炭焼入れによる平外歯車の歯面の歯たけ方向の残留応力は, 浸炭時間  $t_c$  が長くなりすぎると, 適切な  $t_c$  の場合に比べて, 歯先付近で減少する.

(4) 浸炭焼入れによる平外歯車の 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)] の歯たけ方向の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は, 側面を浸炭焼入れすることによって減少し, その減少の程度は, 浸炭時間の増加, 歯幅の減少につれて増大する. また,  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は, リム内周を浸炭焼入れすることによって減少する.

(5) 歯面のみ浸炭した平外歯車の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は, 浸炭時間  $t_c$  が長くなりすぎると, 適切な  $t_c$  の場合に比べて, 歯幅端付近で減少する.

(6) 浸炭防止しない平外歯車の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は, 浸炭時間  $t_c$  が長くなりすぎると, 適切な  $t_c$  の場合に比べて, 全歯幅にわたってかなり減少する. また, その減少の程度は, 歯幅, リム厚さの減少につれて増大する.

(7) 浸炭焼入れによる平外歯車の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は, リム厚さ, 基準圧力角の増加につれて増大する.



## 第4章 浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労強度に 及ぼす側面浸炭焼入れの影響

### 4.1 緒言

浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労強度については、数多くの研究結果<sup>(4.1)~(4.13)</sup>が報告されているが、これらのほとんどは歯車側面に銅めっきを施して浸炭防止した外歯車に対するものである。しかし、一般に実用される浸炭焼入れ歯車では、側面浸炭防止は行われな場合が多いので、浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労強度に及ぼす側面浸炭焼入れの影響について明らかにする必要があると考えられる。

本章では、歯車側面に銅めっきを施して側面浸炭防止した歯車と浸炭防止しない歯車に対して、パルセータ試験機による曲げ疲労試験を行って、曲げ疲労強度を求め、実験結果と浸炭焼入れによる残留応力の計算結果に基づいて、浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労強度に及ぼす硬化層厚さ、残留応力、側面浸炭焼入れの影響などについて明らかにする<sup>(4.14)</sup>。

### 4.2 3D-FEMによる炭素濃度・残留応力解析

本計算の対象とした浸炭焼入れ平歯車は、図 4.1 に示すもので、それらの主諸元は、表 4.1 に示すモジュール  $m=4$ 、歯数  $z_e=18$ 、基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ 、歯幅  $b=10$  mm、軸穴の直径  $D_i=32$  mm である。これらの歯形は、頂げき  $c_K=0.25m$  ( $m$ :モジュール)、工具歯先丸み半径  $r_0=0.375m$  のホブで創成歯切りされるものである。熱処理条件は、図 2.10 と表 2.2 に示すように、処理温度  $T=900$  °C で浸炭時間  $t_c=80$  min (カーボンポテンシャル  $C_p=1.1\%$ )、拡散時間  $t_k=30$  min (カーボンポテンシャル  $C_k=0.8\%$ ) のもの (GA)、 $T=930$  °C で  $t_c=180$  min ( $C_p=1.2\%$ )、 $t_k=90$  min ( $C_k=0.8\%$ ) のもの (GB)、 $T=930$  °C で  $t_c=480$  min ( $C_p=0.9\%$ )、 $t_k=360$  min ( $C_k=0.9\%$ ) のもの (GC) の 3 種類を用い、浸炭処理してから 850 °C の温度で 10 min 間保持した後、70 °C の油中で冷却されたものとした。歯車材料は、SNC815 (浸炭前の炭素含有量  $C_0=0.14\%$ ) で、この材料の降伏応力、熱膨張係数は、図 2.28 および図 2.29 に示す関係を用いた<sup>(4.15)~(4.17)</sup>。炭素拡散係数  $D$  は図 2.13 に示す値<sup>(4.18)</sup>を用いた。また計算に必要な炭素移行係数  $\beta$ 、熱



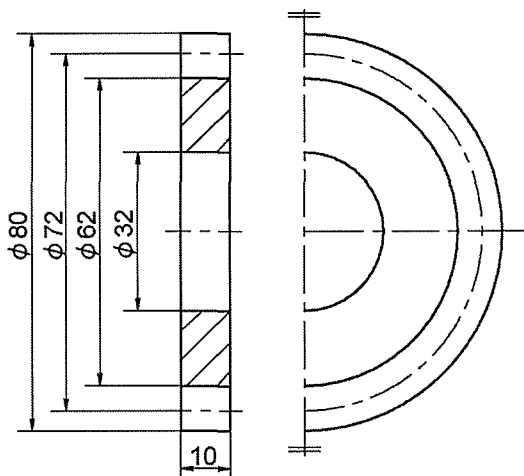


Fig.4.1 The form and size of gear

Table 4.1 Gear dimensions

Module	$m$	4
Number of teeth	$z_e$	18
Pressure angle	$\alpha_0$	$20^\circ$
Face width	$b$	10 mm
Diameter of bore	$D_i$	32 mm

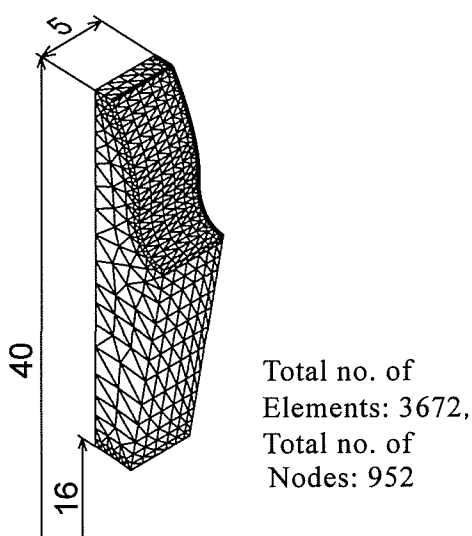


Fig.4.2 Mesh pattern of FEM model  
( $z_e = 18, b = 10$  mm)

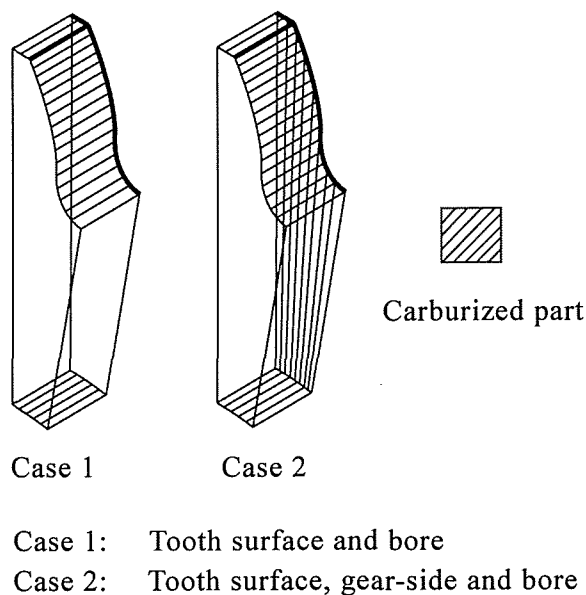


Fig.4.3 Carburized parts

伝達係数  $h$ , 密度  $\rho$ , 比熱  $c$ , 熱伝導率  $\lambda$ , 縦弾性係数  $E$ , ポアソン比  $\nu$  は, それぞれ  $\beta = 0.45$  mm/h,  $h = 1744$  W/( $m^2 \cdot K$ ),  $\rho = 7860$  kg/ $m^3$ ,  $c = 586$  J/( $kg \cdot K$ ),  $\lambda = 41.9$  W/( $m \cdot K$ ),  $E = 206$  GPa,  $\nu = 0.3$  を用いた<sup>(4.15)~(4.18)</sup>.

歯車形状の対称性および浸炭焼入れ条件の円周方向の一様性(歯形中心面に対する変形の対称性)を考慮して, 本研究では, 図 4.2 に示すモデルを用いて, 四面体要素で要素分割を行った.

炭素濃度分布の計算は, 第 2.2 節に述べた三次元拡散方程式の有限要素法による解析法を用いて求めた. 浸炭部としては, 歯面, 歯車側面および軸穴表面の 3 箇所を考え, 図 4.3 に示すように, 歯車側面を浸炭防止して, 歯面(歯先面, 歯底面も含

Table 4.2 Dimensions of test gears

Module	$m$	4	
Pressure angle	$\alpha_0$	20°	
Number of teeth	$z_e$	18	36
Face width	$b$	10 mm	20 mm
Diameter of bore	$D_i$	32 mm	

む)と軸穴表面から浸炭された場合をケース 1 (Case 1), 浸炭防止しない場合, すなわち歯面, 歯車側面および軸穴表面から浸炭された場合をケース 2 (Case 2)とした. 浸炭処理過程の材料表面近傍の雰囲気ガス中の炭素濃度  $C_m$  は表 2.2 に示すカーボンポテンシャル  $C_p$ ,  $C_k$  をもとにして, 表 2.3 に示す材料の化学成分の影響を考慮し, 式(2.49)と式(2.50)を用いて求めた. なお, 浸炭焼入れ後の歯車のビッカース硬さ  $H_v$  は, 炭素濃度分布の計算結果をもとにして, 式(2.52)と式(2.53)を用いて求めた.

熱伝導解析では, 浸炭後 850 °C から 70 °C の油中で冷却されるものとしている. 冷却表面は, 歯面, 歯車側面, および軸穴表面としている. 弾塑性応力解析では, 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.

### 4.3 実験方法および実験装置

#### 4.3.1 試験歯車

曲げ疲労実験に用いた浸炭焼入れ平歯車は, 表 4.2 に示すモジュール  $m=4$ , 歯数  $z_e=18, 36$ , 基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ , 歯幅  $b=10, 20$  mm, 軸穴の直径  $D_i=32$  mm で, 歯車ブランクを銅めっき後ホブ切り加工したものと銅めっきしないでホブ切り加工したものを, 同じ熱処理条件(図 2.10 と表 2.2 に示す)のもとで浸炭焼入れしたものである. 浸炭部としては, 図 4.3 に示すように, 歯車側面に銅めっきに施して, 歯面と軸穴表面から浸炭された場合をケース 1 (Case 1), 浸炭防止しない場合, すなわち歯面, 歯車側面および軸穴表面から浸炭された場合をケース 2 (Case 1)とした.

図 4.4 は, 試験歯車の歯元すみ肉部接線角度  $\theta=30^\circ$  ( $\theta$ : 歯形中心線と歯元すみ肉

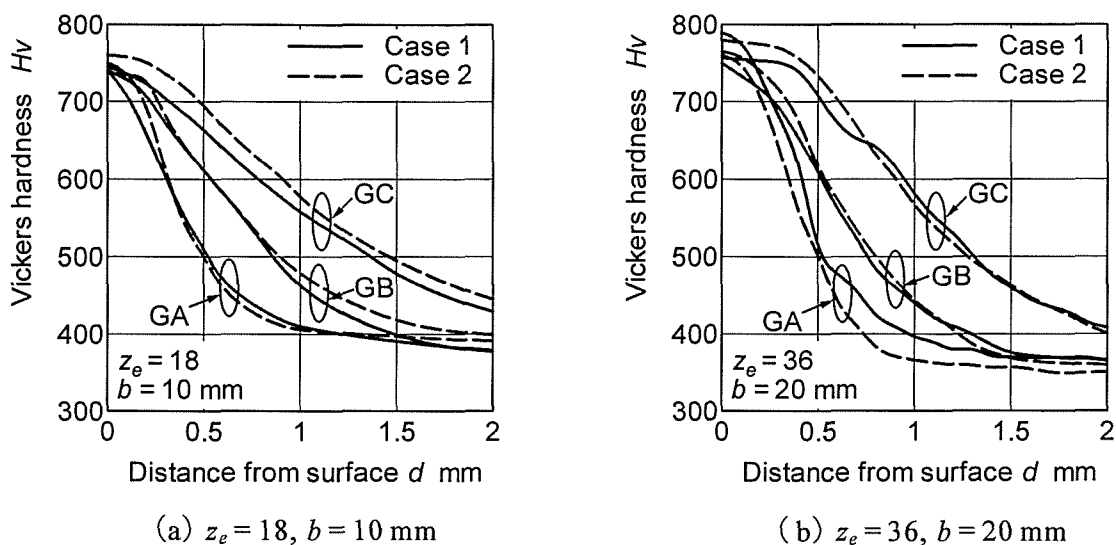


Fig.4.4 Hardness distributions of test gears

Table 4.3 Effective case depth of test gears

Gear sign		Effective case depth		Surface hardness	
		$d_e$ mm		$Hv$	
		$z_e = 18$	$z_e = 36$	$z_e = 18$	$z_e = 36$
GA	Case 1	0.39	0.47	740	789
GB		0.70	0.64	740	750
GC		1.06	1.12	745	757
GA	Case 2	0.42	0.42	750	760
GB		0.70	0.67	740	765
GC		1.14	1.06	760	780

曲線の接線のなす角)の Hofer の危険断面位置における歯面垂直方向の硬さ分布の測定結果(ケース 1: 歯車側面, ケース 2: 歯幅中央面)を示す。図 4.4 より, ケース 2 の硬さ分布は, 歯車の主諸元にかかわらず, 同じ熱処理条件のケース 1 の場合とそれぞれほぼ同じであることがわかる。

表 4.3 は, 図 4.4 の測定結果によって得られた Hofer の歯元危険断面位置における表面硬さと有効硬化層厚さ  $d_e$  (ビッカース硬さ  $Hv=550$  の位置の硬化層厚さ)を示す。表 4.3 より, 有効硬化層厚さ  $d_e$  は, ケース 1, 2 のいずれの場合も, 歯車の主諸元にかかわらず, GA, GB, GC の順に大きくなることがわかる。

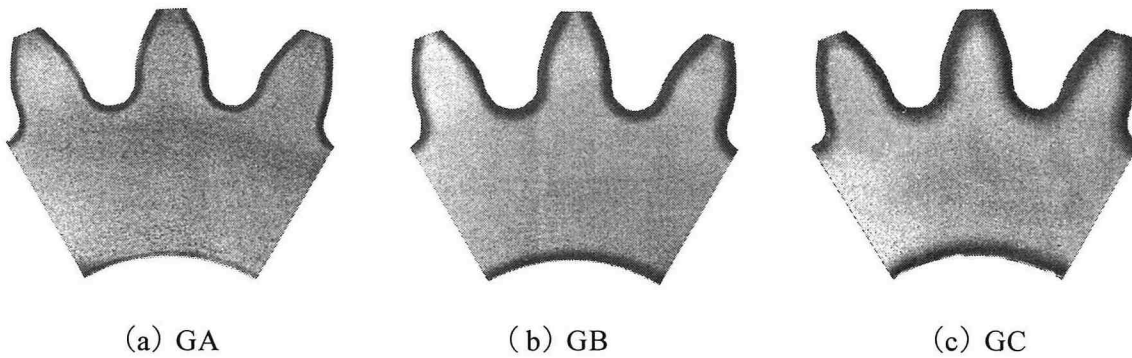


Fig.4.5 Photographs of macro-structure ( $z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$ , Case1)

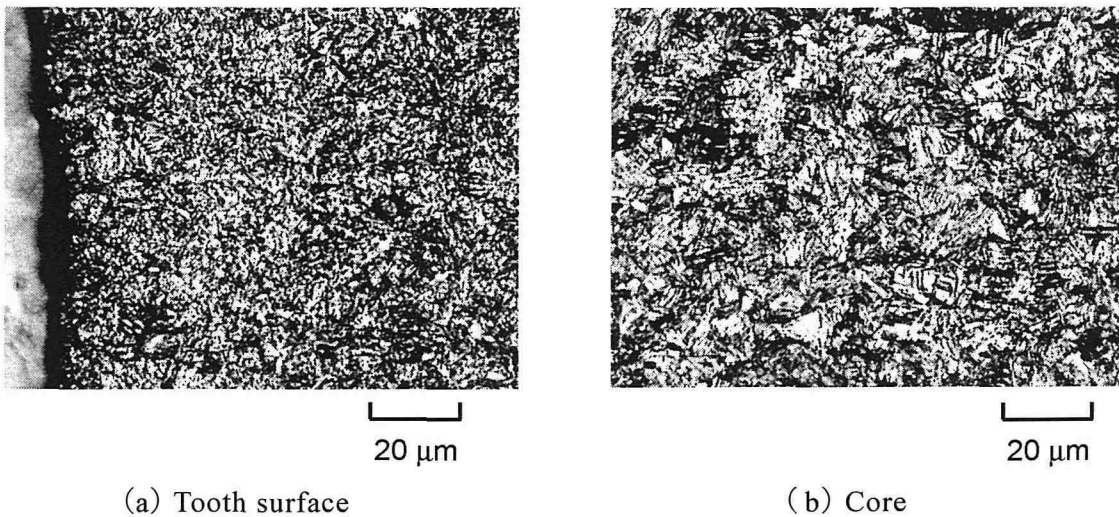


Fig.4.6 Microphotographs of test gear ( $z_e = 36, b = 20 \text{ mm}$ , Case 2, GA)

図 4.5 は、 $z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$ 、ケース 1、GA、GB、GC の場合に対する歯車側面のマクロ腐食写真を示す。図 4.5 より、GA、GB、GC のいずれの場合も、歯形および軸穴表面に沿って、ほぼ一様な厚さの硬化層が生じていることがわかる。

図 4.6 は、 $z_e = 36, b = 20 \text{ mm}$ 、ケース 2、GA の場合に対する歯幅中央断面上における歯元危険断面付近および内部の組織写真を示す。図 4.6 より、歯車の歯面付近にマルテンサイト層が生じていることがわかる。

#### 4.3.2 曲げ疲労試験

本研究では、表 4.2 に示す歯車に対して、図 4.7 に示すパルセータ曲げ疲労試験機を用いて曲げ疲労試験を行い、 $S-N$  曲線を求め、ステアケース法 (Staircase method)<sup>(4.6), (4.19)</sup> で曲げ疲労限度荷重を推定した。また、き裂が生じた歯車の歯を四

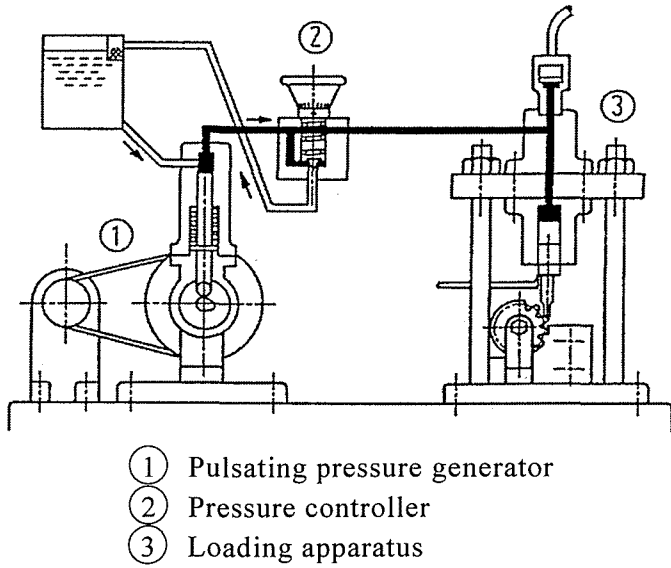


Fig.4.7 Bending fatigue test machine

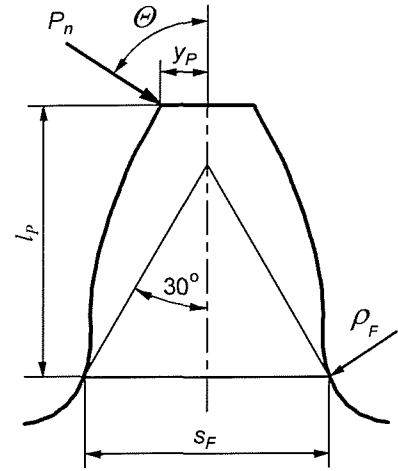


Fig.4.8 Dimension of test gear

つのブロックに切断して、き裂付近をピクルルで腐食した後、電子顕微鏡でき裂長さを測定した。

図 4.7 に示す曲げ疲労試験機は、ディーゼルエンジンの燃料噴射ポンプを用いた油圧式歯車曲げ疲労試験機である。この試験機は、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から構成されている。荷重の繰返し速度は、毎分 700 回である。試験歯車の負荷位置は歯先である。荷重の設定は、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シンクロスコープを用いて読み取って行った。

$S-N$  曲線は、歯先に作用した歯面法線荷重  $P_n$  (引張側歯元すみ肉部実応力  $\sigma_t$ ) と荷重の繰返し数  $N$  の関係を表わしたもので、高い応力水準では対数座標紙上で傾斜線を、繰返し数が  $5 \times 10^6$  を超える低い応力水準では水平線とする。歯面法線荷重  $P_n$  および歯幅  $b$  に対応する引張側歯元すみ肉部実応力  $\sigma_t$  が、次式<sup>(4.2)</sup>で求められる。

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

ただし、 $A$  は歯元応力影響係数で、次のように表される<sup>(4.2)</sup>。

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

ここで、

$$A_b = \frac{6 l_p \sin \theta}{S_F^2} \quad (4.3)$$

Table 4.4 Dimensions and root stress influence factors of test gear

	$z_e$	$l_P$ mm	$s_F$ mm	$y_P$ mm	$\rho_F$ mm	$\Theta$	$A$
Measured	18	8.40	7.65	1.33	2.05	59.7°	0.96
Calculated		8.4302	7.6213	1.3631	2.3023	59.702°	0.94
Measured	36	8.36	8.49	1.51	1.93	64.2	0.88
Calculated		8.3017	8.4295	1.5054	2.1346	64.038	0.86

$$A_r = \frac{\sin \Theta}{s_F} \quad (4.4)$$

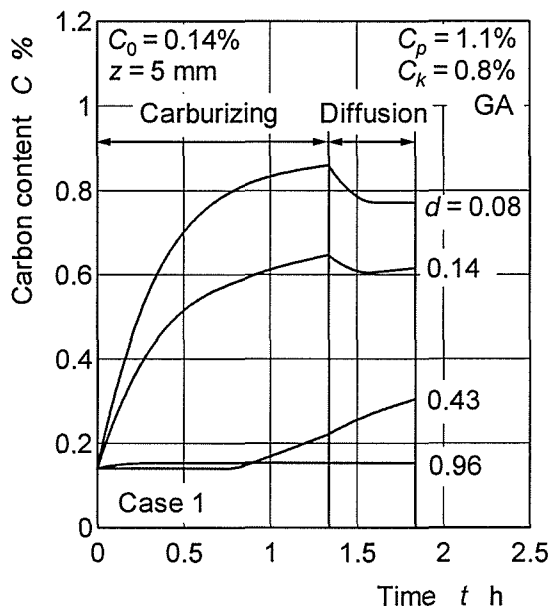
$$A_c = -\frac{\cos \Theta}{s_F} - \frac{6y_P \cos \Theta}{s_F^2} \quad (4.5)$$

歯元応力影響係数  $A$  を求めるために必要な歯車の諸寸法  $l_P$ ,  $s_F$ ,  $y_P$ ,  $\rho_F$ ,  $\Theta$  は、図 4.8 に示すもので、万能投影機などで測定でき、あるいは、歯車とホブの主諸元で計算できる<sup>(4.2), (4.20)</sup>。表 4.4 に、試験歯車の諸寸法の万能投影機(倍率：20 倍)による測定結果と文献(4.20)に示す計算式による計算結果、および歯元応力影響係数  $A$  の計算結果を示す。

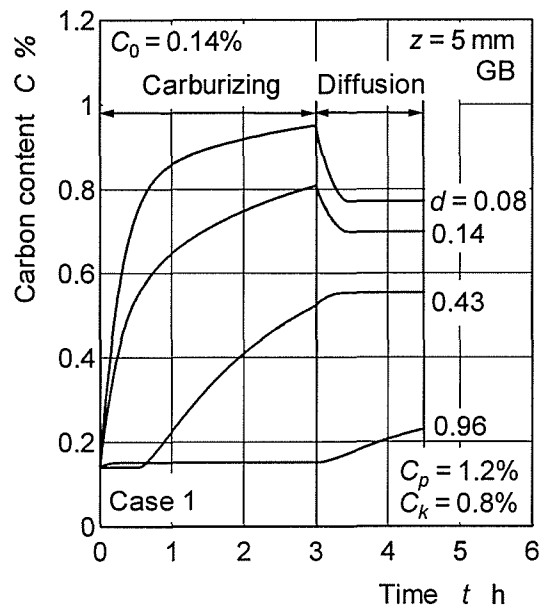
#### 4.4 計算・実験結果および考察

##### 4.4.1 炭素濃度分布

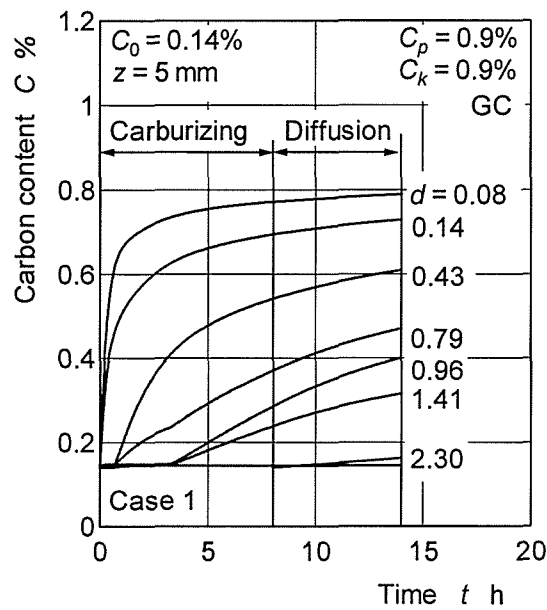
図 4.9 は、モジュール  $m=4$ 、歯数  $z_e=18$ 、基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ 、歯幅  $b=10$  mm、ケース 1(側面浸炭防止、図 4.3)の場合に対して、歯車側面(歯幅中央断面を原点とする軸方向の座標： $z=5$  mm)の Hofer の歯元危険断面位置[接線角度  $\theta=30^\circ$  の位置( $\theta$ : 歯形中心線と歯元すみ肉曲線の接線のなす角)]における歯面垂直方向の炭素濃度の時間的変化の計算結果を示す。図 4.9 中の  $d$  は歯面からの距離を表す。図 4.9 より、GA と GB の場合の歯面付近の炭素濃度は、拡散過程のカーボンポテンシャル  $C_k$  が浸炭過程のカーボンポテンシャル  $C_p$  より小さいため、熱処理過程の時刻  $t$  の増加とともに、浸炭過程では増加するが、拡散過程では逆に減少することがわかる。これに対して、GC の場合の炭素濃度は、拡散過程のカーボンポテンシャル  $C_k$  が浸炭過程の  $C_p$  と同じなので、時刻  $t$  の増加とともに、ずっと増加することがわかる。



(a) GA



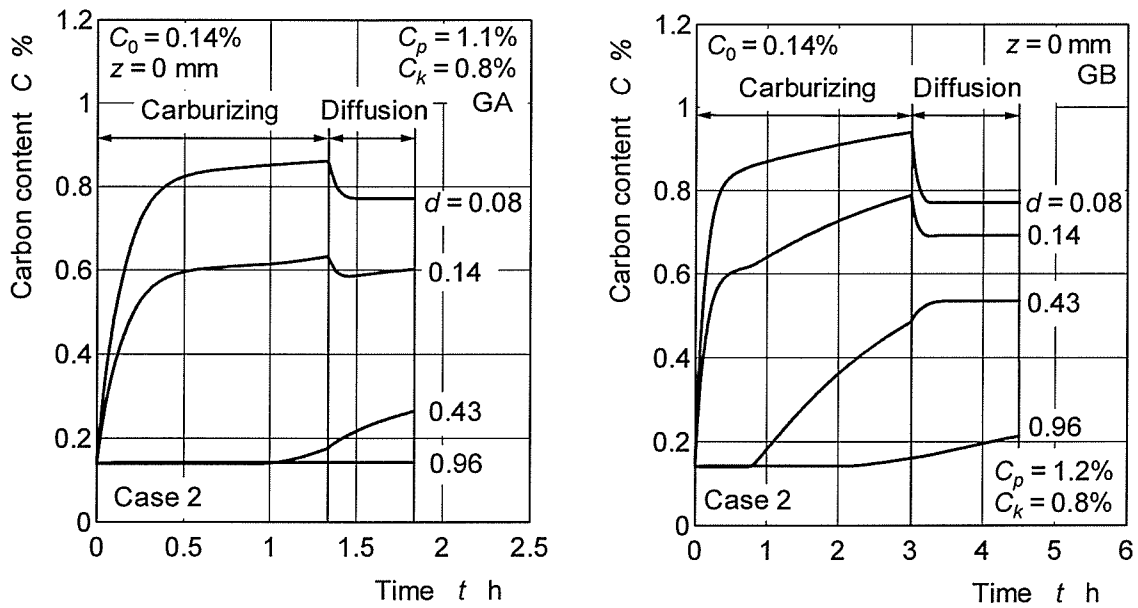
(b) GB



(c) GC

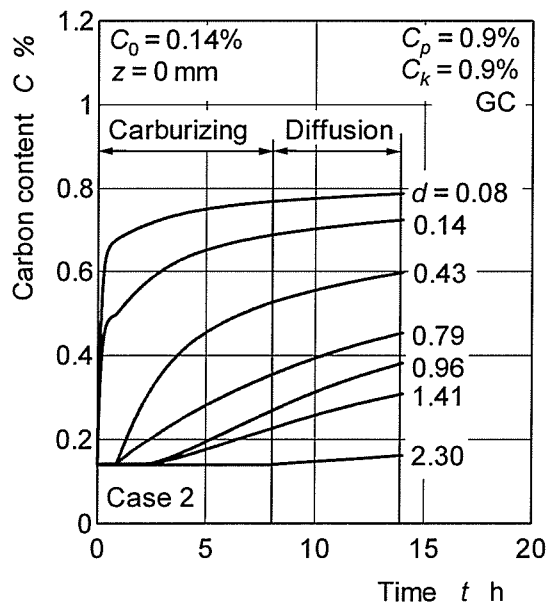
Fig.4.9 Carbon contents during carburizing and diffusion processes  
( $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, Case 1,  $z = 5$  mm)

図 4.10 は、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, ケース 2(浸炭防止なし, 図 4.3)の場合に対して、歯幅中央断面( $z = 0$  mm)の Hofer の歯元危険断面位置における歯面垂直方向の炭素濃度の時間的変化の計算結果を示す。図 4.10 より、ケース 2 の場合の炭素濃度の時間的な変化は、ケース 1 の場合(図 4.9)と同様な傾向を示すことがわかる。



(a) GA

(b) GB

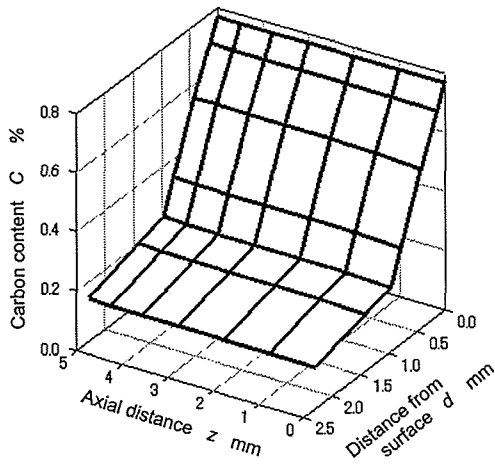


(c) GC

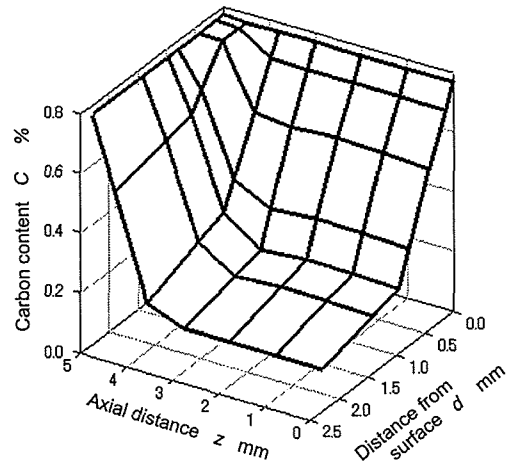
Fig.4.10 Carbon contents during carburizing and diffusion processes  
 ( $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, Case 2,  $z = 0$  mm)

図 4.11 は、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GB, ケース 1, 2 の場合に対して、浸炭処理終了後、歯車の Hofer の歯元危険断面位置における歯面垂直方向の炭素濃度の計算結果を三次元的に示す。図 4.11 より、炭素濃度分布は、ケース 1 の場合では軸方向各断面ではほぼ同じであるが、ケース 2 の場合では歯車側面付近と歯幅中央断面とではか



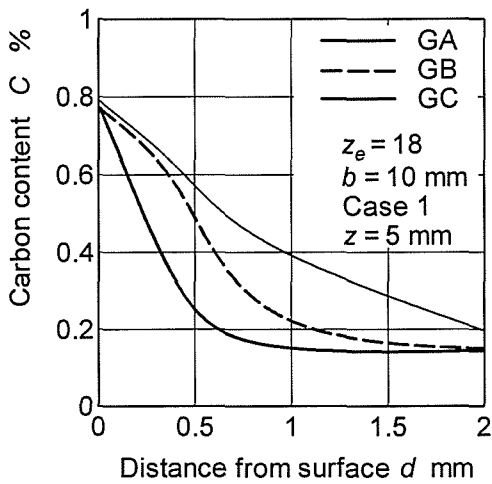


(a) Case 1

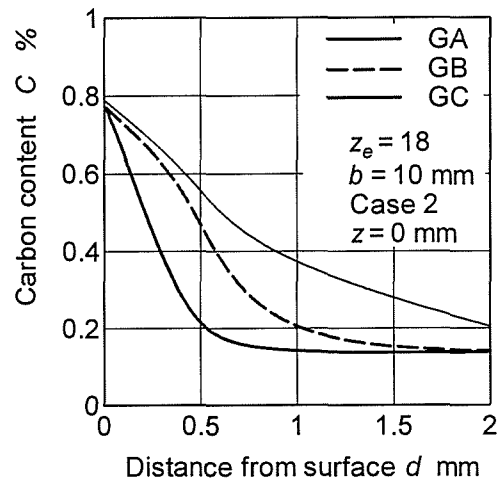


(b) Case 2

Fig.4.11 Carbon content distributions ( $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GB)



(a) Case 1



(b) Case 2

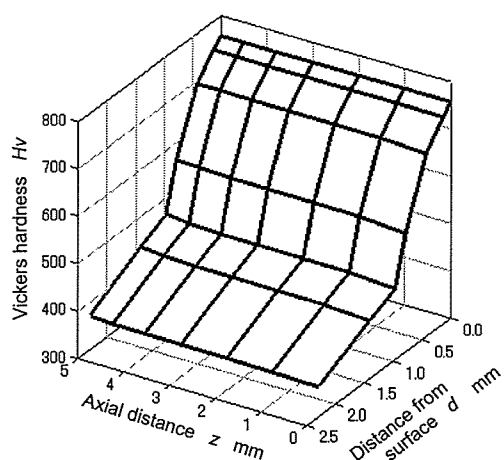
Fig.4.12 Carbon content distributions ( $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm)

なり異なることがわかる。

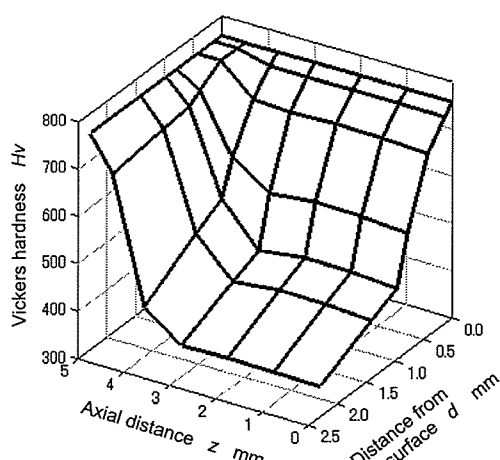
図 4.12 は、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm の歯車に対して、ケース 1 の歯車側面 ( $z = 5$  mm) とケース 2 の歯幅中央断面 ( $z = 0$  mm) の Hofer の歯元危険断面位置における歯面垂直方向の炭素濃度分布の計算結果を示す。図 4.12 より、表面炭素濃度は、いずれの場合もほとんど変わらないが、浸炭深さは、浸炭防止にかかわらず、GA, GB, GC の順に増大することがわかる。

#### 4.4.2 硬さ分布

図 4.13 は、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GB, ケース 1, 2 の歯車に対して、Hofer の歯元

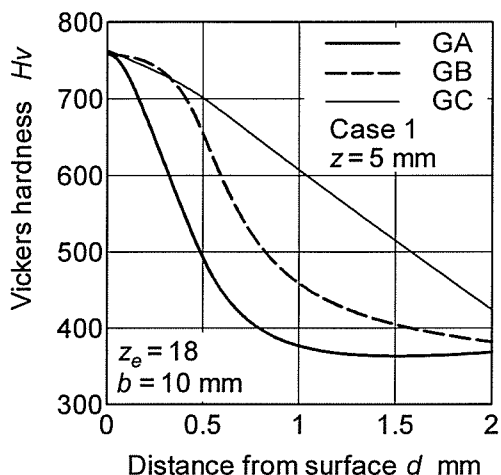


(a) Case 1

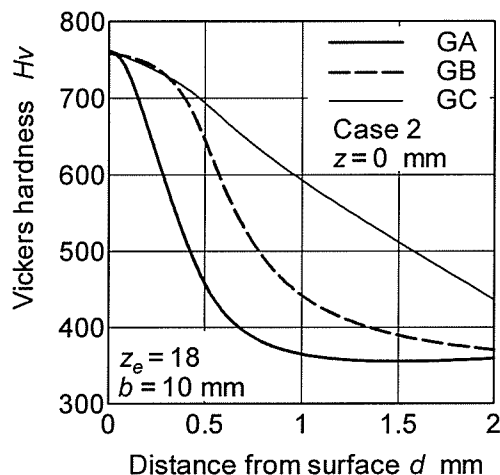


(b) Case 2

Fig.4.13 Hardness distributions ( $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GB)



(a) Case 1



(b) Case 2

Fig.4.14 Hardness distributions ( $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm)

危険断面位置における歯面垂直方向のビッカース硬さの計算結果を三次元的に示す。図 4.13 より、硬さ分布は、炭素濃度分布(図 4.11)と同様に、ケース 1 の場合では軸方向各断面でほぼ同じであるが、ケース 2 の場合では歯車側面付近と歯幅中央断面とではかなり異なることがわかる。

図 4.14 は、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm の歯車に対して、ケース 1 の歯車側面( $z = 5$  mm)とケース 2 の歯幅中央断面( $z = 0$  mm)の Hofer の歯元危険断面位置における歯面垂直方向の硬さ分布の計算結果を示す。図 4.14 より、表面硬さは、いずれの場合もほとんど変わらないが、硬化層厚さは、浸炭防止にかかわらず、GA, GB, GC の順に増

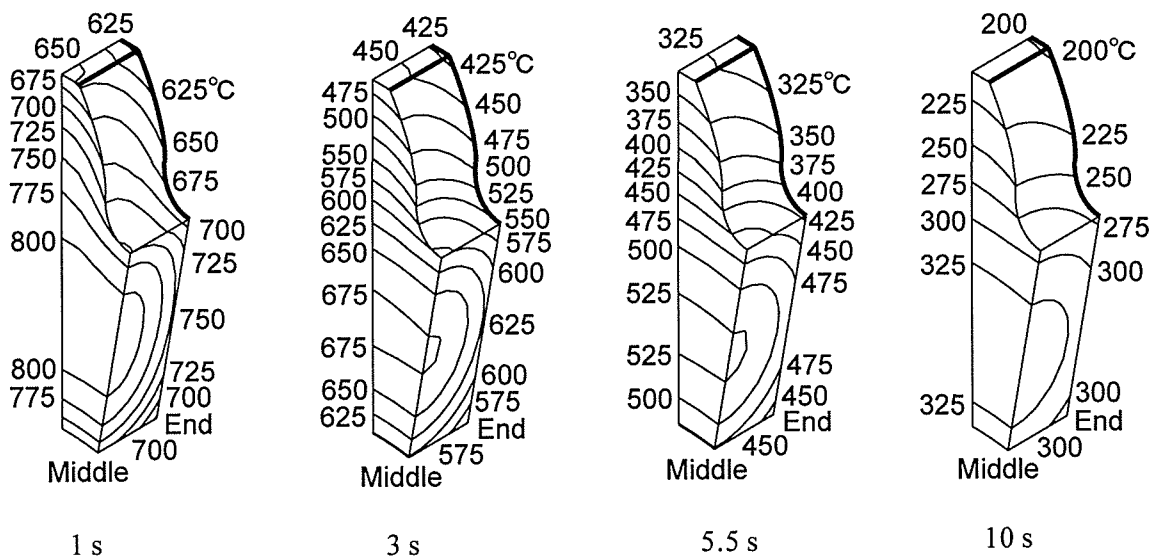


Fig.4.15 Contour lines of temperatures during quenching process ( $z_e = 18, b = 10$  mm)

大することがわかる。また、硬さ分布の計算結果は、測定結果[図 4.4(a)]とほぼ一致することがわかる。

#### 4.4.3 焼入れ過程の温度

図 4.15 は、浸炭処理後 70 °C の冷却油中投入時から時刻  $t=1, 3, 5.5, 10$  s の温度分布の計算結果を等温線で示す。図 4.15 より、歯面、歯車側面の温度が、歯幅中央の歯底とリムの間付近の温度より早く低下することがわかる。

#### 4.4.4 焼入れ過程の応力

図 4.16 は、 $z_e = 18, b = 10$  mm, GA, ケース 1 の場合に対する焼入れ過程の歯面および軸穴表面の応力分布の計算結果を示す。図 4.16 中の歯面の応力は、歯形に沿って生じる歯たけ方向の主応力値を歯面垂直方向にとって表したもので、軸穴表面の応力は円周方向の主応力値を円周面に垂直方向にとって表したものである。また、符号⊕, ⊖はそれぞれ引張, 圧縮応力を表す。図 4.16 より、歯面の応力は、焼入れ開始初期の時刻  $t=0.1$  s には引張応力になり、時間の経過につれてまず歯先付近から圧縮応力になり、それからそれらの位置では引張応力に戻り、歯車側面の歯底付近から圧縮応力になる。 $t=16$  s では、全歯面の応力は、圧縮応力になり、焼入れ終了時には、大きな圧縮応力になる。また、軸穴表面の応力は、焼入れ開始初期に引張応力になり、時間の経過につれて、増大減少し、最終に圧縮応力になる。

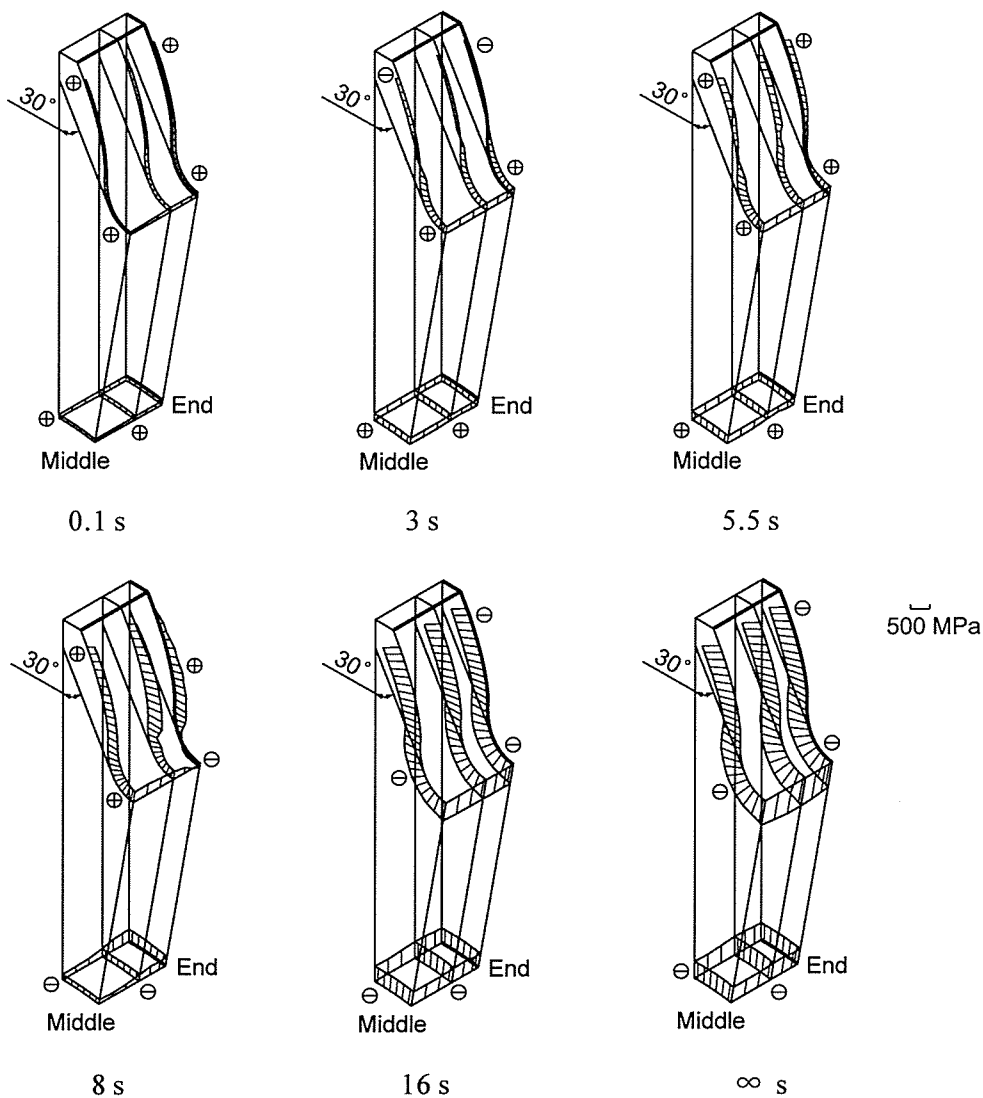


Fig.4.16 Stress distributions during quenching process ( $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GA, Case1)

図 4.17 は、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GA, ケース 1 の場合に対する焼入れ過程の歯幅中央断面 ( $z = 0$  mm) 上各位置の温度と応力の時間的変化の計算結果を示す。図 4.17 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、記号 A, B, C, D, E は、それぞれ歯面上の歯底中心位置, Hofer の危険断面位置, ピッチ円周上位置, 歯先端位置および軸穴表面上の歯形中心線位置を表す。図 4.17 より、各点の応力は、焼入れ開始初期には引張応力になり、時間の経過につれて、マルテンサイト変態開始温度 (約 200~400 °C で、炭素濃度によって異なる) 付近で最大値に達した後、急激に減少して圧縮応力に変わり、焼入れ終了時には大きな圧縮応力になることがわかる。また、最大引張応力に達する前に、歯先付近の C, D 点は、一度圧縮応力になり、それから引張応力に戻るが、歯底付近の A, B 点、および軸穴表面上の E 点は、ず

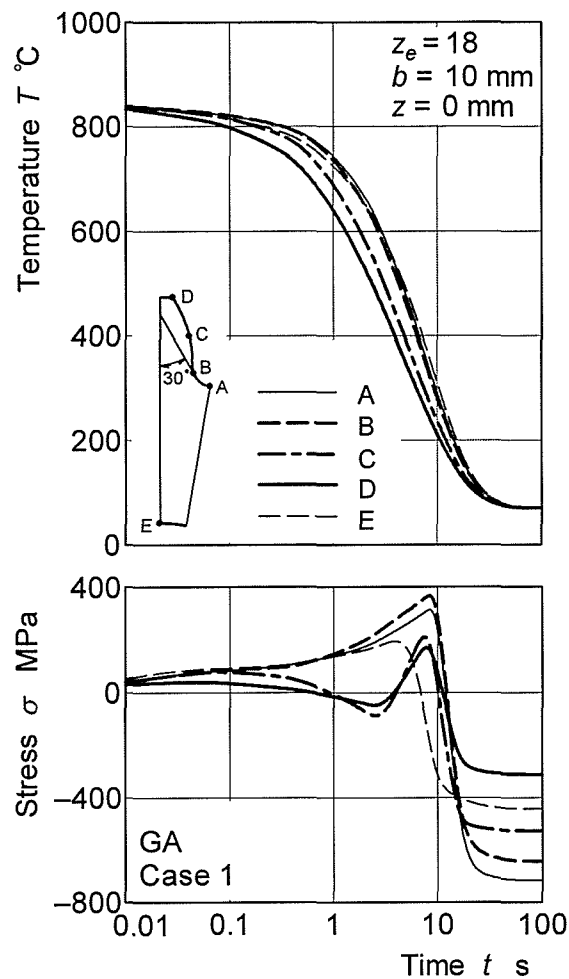


Fig.4.17 Temperatures and stresses during quenching process  
( $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GA, Case 1)

っと引張応力を保持していることがわかる。

#### 4.4.5 残留応力

##### (1) 硬化層厚さの影響

図 4.18 は、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GA, GB, GC, ケース 1, 2 の場合の歯面および軸穴表面の残留応力分布の計算結果を示す。図 4.18 中の応力表示は図 4.16 の場合と同じである。図 4.18 より、ケース 1 の歯面の圧縮残留応力は、GA, GB, GC のいずれの場合もほとんど変わらないが、ケース 2 の歯面の圧縮残留応力は、歯幅端歯先付近と歯幅中央歯底付近で GA, GB, GC の順に小さくなることより、硬化層厚さの増加とともに減少することがわかる。

図 4.19 は、図 4.18 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

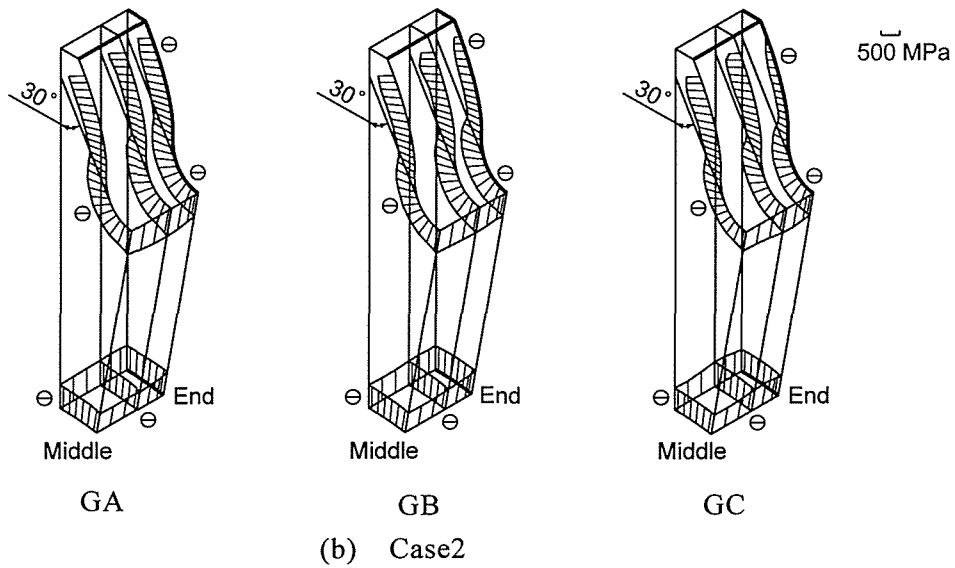
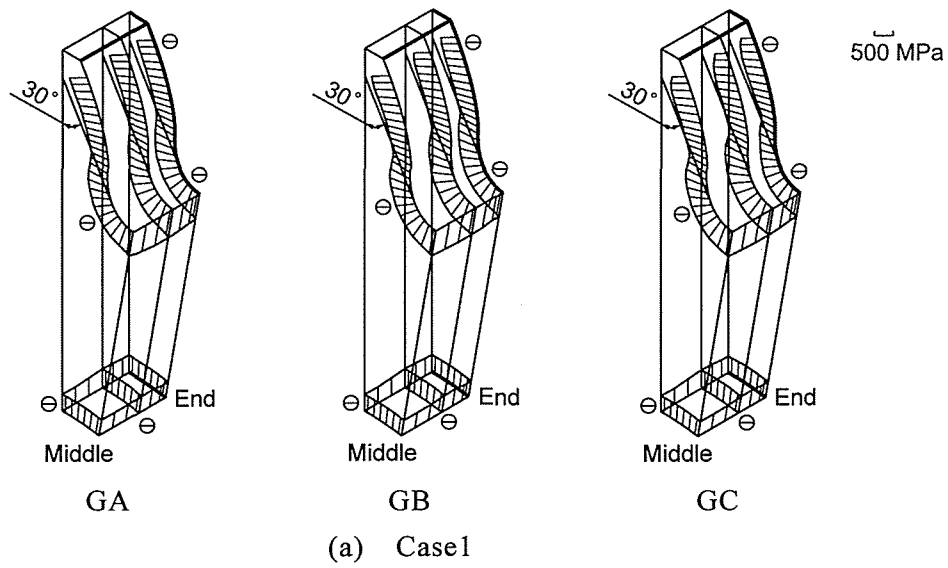


Fig.4.18 Residual stress distributions ( $z_e = 18, b = 10$  mm)

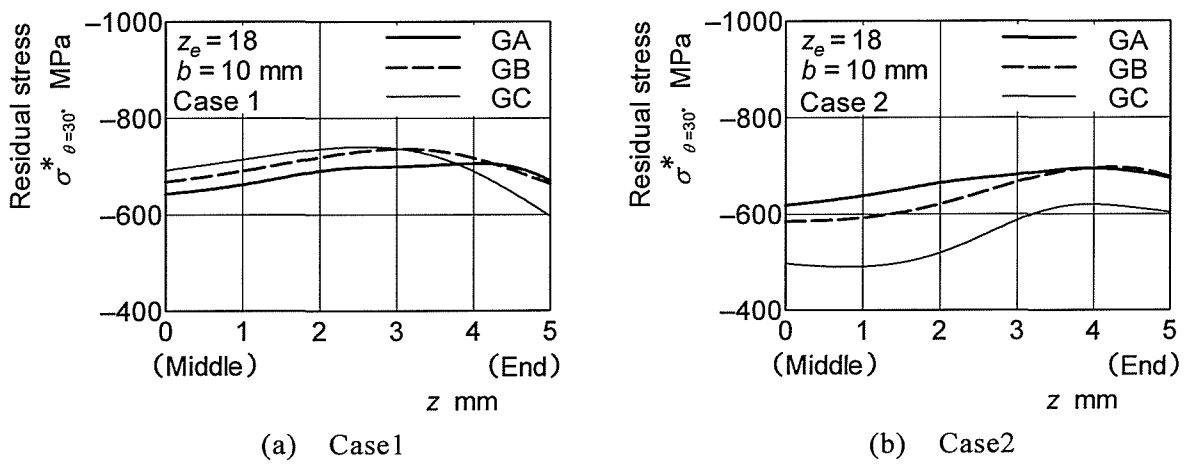


Fig.4.19 Effect of case-depth on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $z_e = 18, b = 10$  mm)

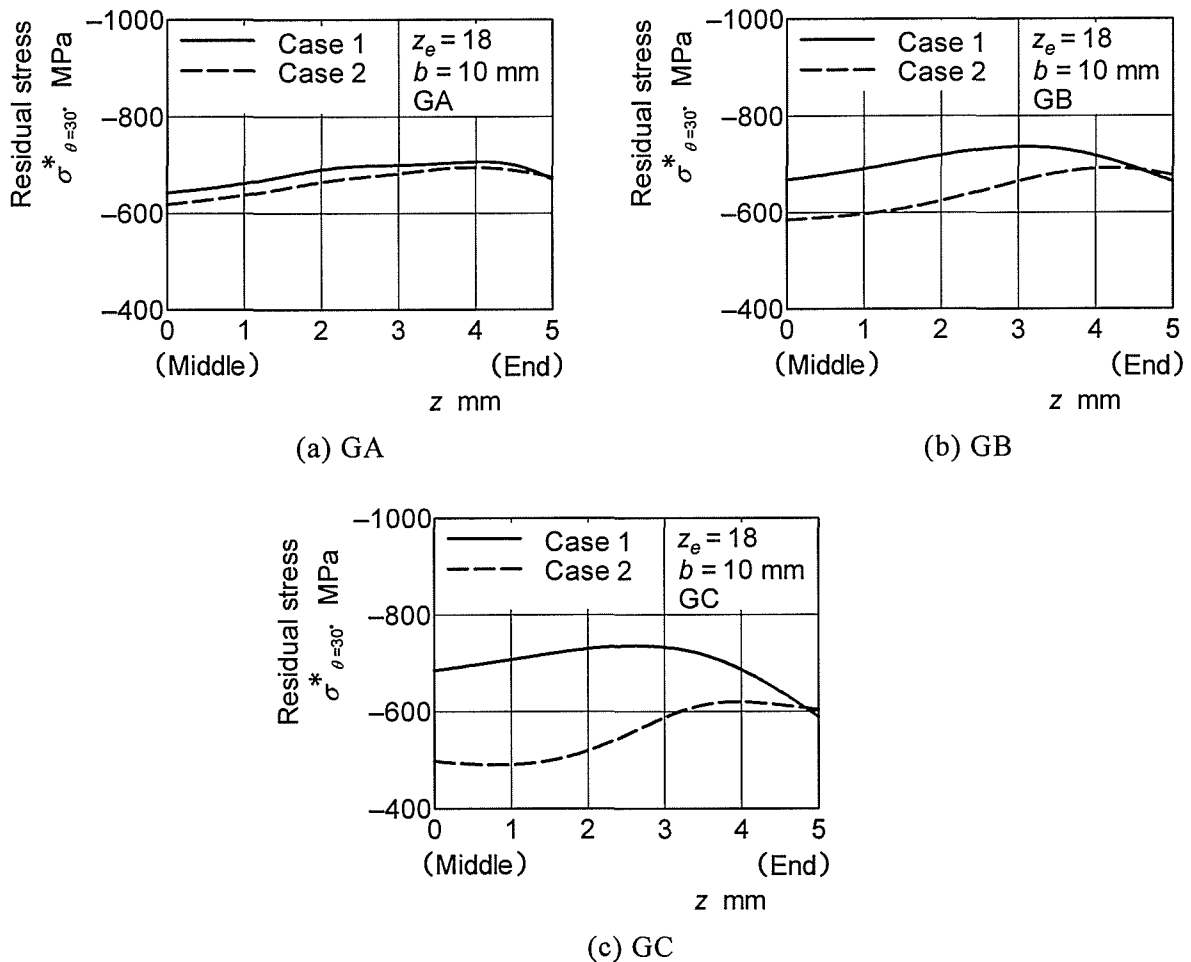
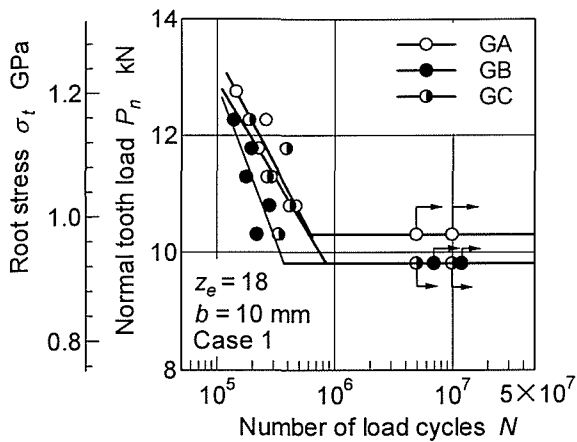


Fig.4.20 Effect of carburized parts on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$ )

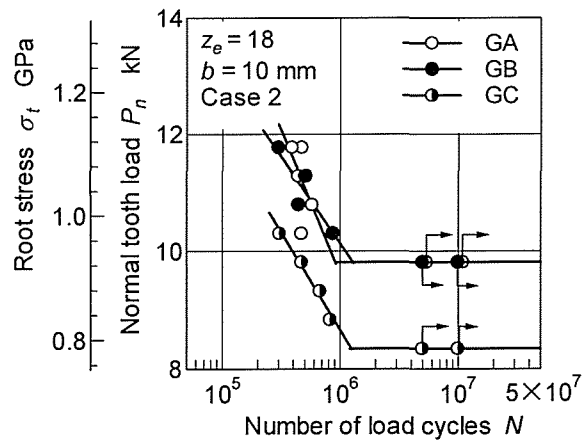
す。図 4.19 より、ケース 1 の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、歯幅中央付近では GA, GB, GC の順にわずかに増加するが、歯幅端付近では逆にわずかに減少することがわかる。これに対して、ケース 2 の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、GA と GB の場合に比べて、GC のほうが全歯幅にわたってかなり小さくなることがわかる。

## (2) 側面浸炭焼入れの影響

図 4.20 は、 $z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$ , GA, GB, GC, ケース 1, 2 の場合の Hofer の危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 4.20 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、GA, GB, GC のいずれの場合も、ケース 2 の場合がケース 1 の場合より小さいことより、歯車側面を浸炭焼入れすることによって減少することがわかる。また、その減少の程度は、GA, GB, GC の順に大きくなることより、硬化層厚さの増加とともに増大することがわかる。

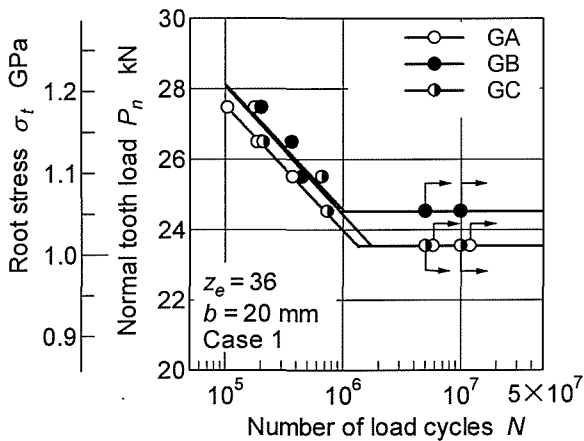


(a) Case 1

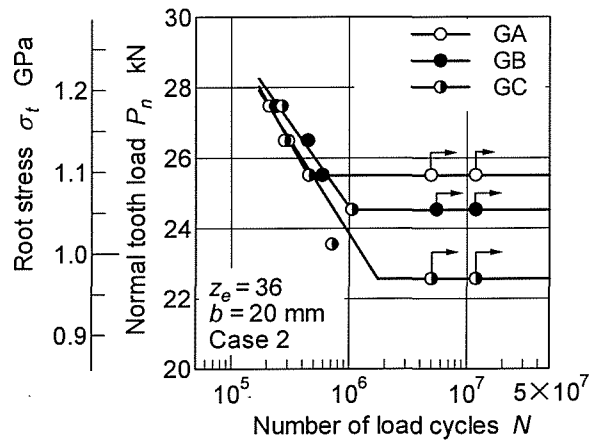


(b) Case 2

Fig.4.21 Bending fatigue test results ( $z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$ )



(a) Case 1



(b) Case 2

Fig.4.22 Bending fatigue test results ( $z_e = 36, b = 20 \text{ mm}$ )

#### 4.4.6 曲げ疲労強度

##### (1) 硬化層厚さの影響

図 4.21 は、 $z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$ , GA, GB, GC, ケース 1, 2 の場合に対して、曲げ疲労試験によって得られた歯面法線荷重  $P_n$  (引張側歯元すみ肉部実応力  $\sigma_t$ ) と荷重の繰返し数  $N$  の関係を示す。図 4.21 より、曲げ疲労限度は、ケース 1 の場合では、有効硬化層厚さが  $d_e = 0.4 \sim 1.1 \text{ mm}$  の間に変化しても、大きな変化が生じていない (GA のほうが GB と GC の場合よりわずか 5% 大きい) が、ケース 2 の場合では、GA と GB の場合に比べて、GC のほうがかなり小さくなるのがわかる。これは、Hofer の危険断面位置の残留応力の計算結果 (図 4.19) と同様な傾向を示す。



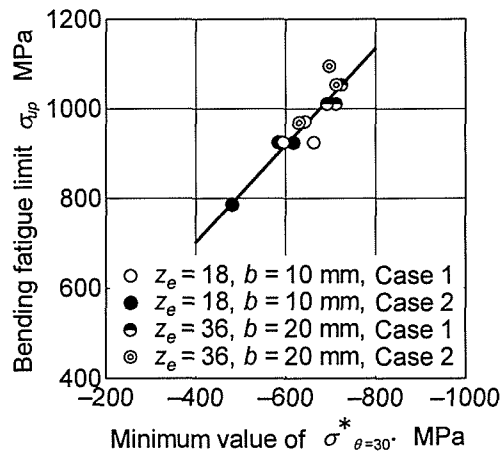


Fig.4.23 Relation between bending fatigue limit and residual stress

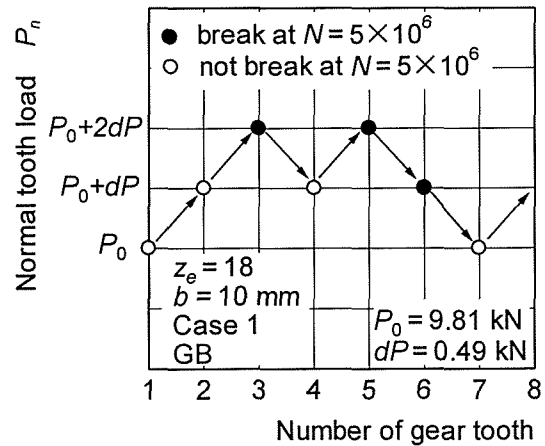


Fig.4.24 Staircase method ( $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GB, Case 1)

図 4.22 は、 $z_e = 36$ ,  $b = 20$  mm, GA, GB, GC, ケース 1, 2 の場合に対して、曲げ疲労試験によって得られた歯面法線荷重  $P_n$  (引張側歯元すみ肉部実応力  $\sigma_t$ ) と荷重の繰返し数  $N$  の関係を示す。図 4.22 より、 $z_e = 36$ ,  $b = 20$  mm の歯車にも  $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm の歯車 (図 4.21) と同様に、曲げ疲労限度は、ケース 1 の場合では、有効硬化層厚さが  $d_e = 0.4 \sim 1.1$  mm の間に変化しても、大きな変化が生じていない (GB のほうが GA と GC の場合よりわずかに 4% 大きい) が、ケース 2 の場合では、GA と GB の場合に比べて、GC のほうがかなり小さくなるのがわかる。これも、Hofer の危険断面位置の残留応力の計算結果 (図 3.15) と同様な傾向を示す。

### (2) 残留応力の影響

図 4.23 は、図 4.21, 図 4.22 に示す曲げ疲労限度  $\sigma_{up}$  とそれらに対応する Hofer の危険断面位置の圧残留応力  $\sigma_{\theta=30}^*$  の歯幅方向の最小値との関係を示す。図 4.23 より、曲げ疲労限度  $\sigma_{up}$  は、Hofer の危険断面位置の圧縮残留応力の歯幅方向の最小値と深く関わり、その圧縮残留応力の増大につれてほぼ直線的に増大することがわかる。

### (3) 側面浸炭焼入れの影響

図 4.24 は、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GB, ケース 1 の場合の曲げ疲労試験結果 [図 4.21 (a)] に基づいて、ステアケース法による曲げ疲労限度荷重を推定することを示す。図 4.25 は、 $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm, GA, GB, GC, ケース 1, 2 の場合の曲げ疲労限度荷重の推定値を示す。図 4.25 より、ステアケース法による曲げ疲労限度荷重の推定値  $P_{nu}$  は、 $S-N$  曲線 (図 4.21) に示す曲げ疲労限度荷重よりやや大きくなるのがわかる。これ

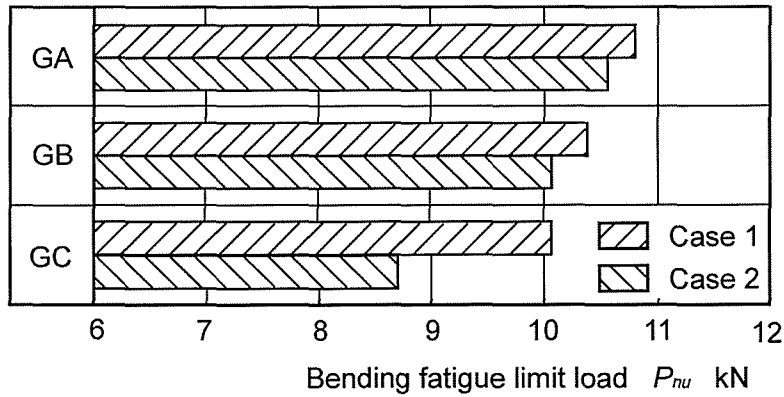


Fig.4.25 Bending fatigue limit loads ( $z_e = 18, b = 10$  mm)

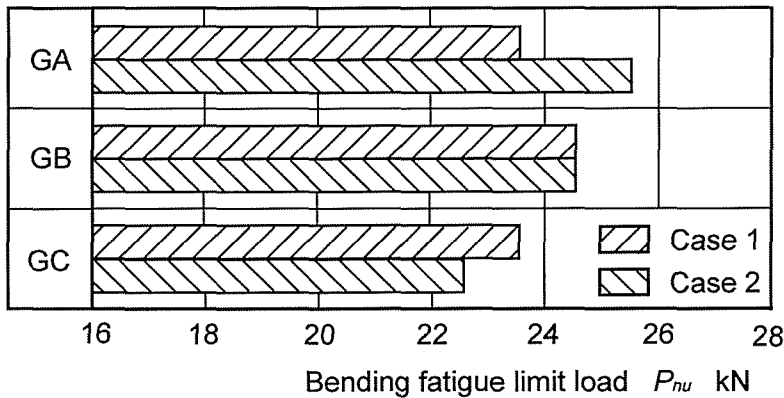


Fig.4.26 Bending fatigue limit loads ( $z_e = 36, b = 20$  mm)

は、ステアケース法による推定値が損傷確率 50%の曲げ疲労限度荷重であるが、 $S-N$  曲線に示すものが 50%より小さい損傷確率の曲げ疲労限度荷重ためであると考えられる。また、 $P_{nu}$  は、GA, GB, GC のいずれの場合も、歯車側面を浸炭焼入れすることによって減少すること、その減少の程度は、硬化層厚さの増加とともに増大することがわかる。これも、Hofer の危険断面位置の残留応力の計算結果(図 4.20)と同様な傾向を示す。

図 4.26 は、図 4.22 に示す曲げ疲労限度荷重  $P_{nu}$  を棒グラフで示す。図 4.26 より、曲げ疲労限度荷重  $P_{nu}$  は、GC の場合には、残留応力の計算結果[図 3.12(c)]と同様に、側面浸炭によって小さくなるが、GA の場合には逆に大きくなることわかる。これは、GC の場合には、側面浸炭焼入れによる残留応力の減少[図 3.12(c)]がかなり大きいいため、残留応力の減少による曲げ疲労強度の低下が、側面浸炭硬化による曲げ疲労強度の向上より大きいのに対して、GA の場合には、側面浸炭焼入れによ

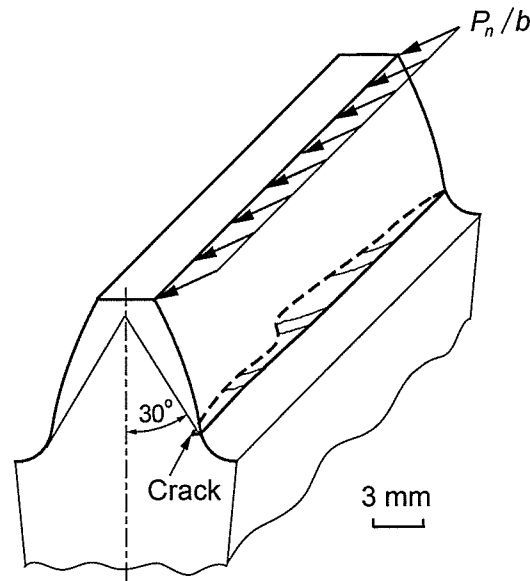


Fig.4.27 Crack length distributions ( $z_e = 36$ ,  $b = 20$  mm, GA, Case 2,  $P_n/b = 2.747$  kN/mm,  $N = 1.047 \times 10^5$ )

る残留応力の減少 [図 3.12(a)] が非常に小さいため、残留応力の減少による曲げ疲労強度の低下が、側面浸炭硬化による曲げ疲労強度の向上より小さいことによると考えられる。このことについては、次の裂長さの測定結果に基づいてさらに検討を行う。

図 4.27 は、 $z_e = 36$ ,  $b = 20$  mm, GA, ケース 2,  $P_n/b = 2.747$  kN/mm,  $N = 1.047 \times 10^5$  の場合に対する曲げ疲労き裂分布の測定結果を三次元的に示す。図 4.27 より、曲げ疲労き裂は、歯幅方向いずれの断面も、接線角度  $\theta = 30^\circ$  の Hofer の危険断面位置の付近に生じているが、き裂長さは歯幅位置によって異なることがわかる。

図 4.28 は、 $z_e = 36$ ,  $b = 20$  mm, GA, GB, GC, ケース 1, 2,  $P_n/b = 2.747$  kN/mm の場合に対して、曲げ疲労き裂長さの歯幅方向分布の測定結果を示す。図 4.28 より、き裂長さは、いずれの場合も対称にならないことがわかる。これは、歯幅が 20 mm に広くなると、片当たりが生じることによると考えられる。また、この片あたりおよび歯幅端の残留応力の低下によって、歯幅端のほうが、き裂が生じやすく、内部より長く進展しやすくなるため、側面を浸炭防止したケース 1 の場合および厚い硬化層をもつ GC の場合では、歯幅端のき裂長さは内部より長く、曲げ疲労き裂は歯幅端から生じることが考えられる。しかし、GA, ケース 2 の場合では、側面浸炭硬化によって、浅い硬化層をもつ歯幅中央付近に比べて、歯幅端がかなり強くなった

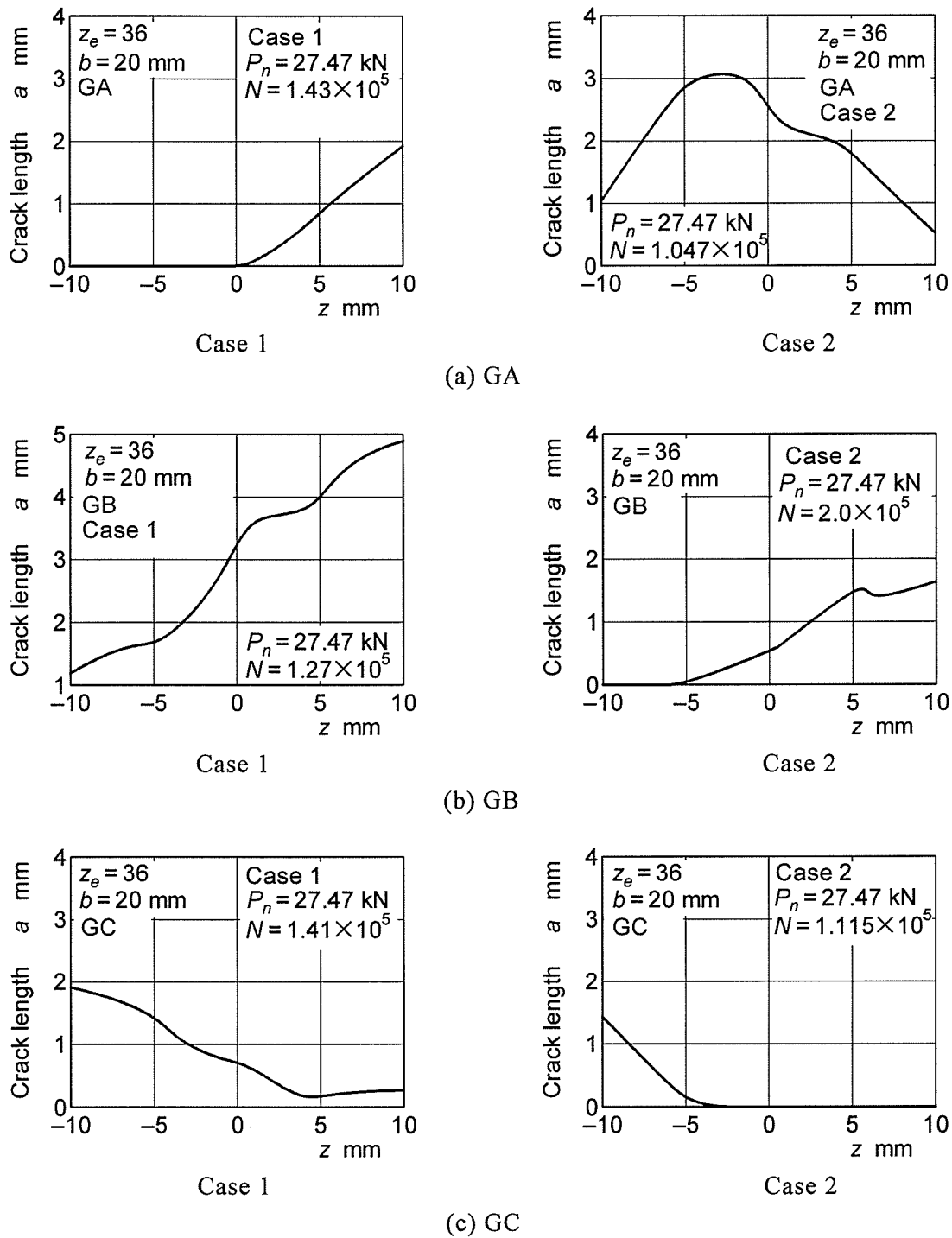


Fig.4.28 Crack lengths ( $z_e = 36$ ,  $b = 20$  mm)

ため、き裂長さは歯幅中央付近に極大値があり、き裂は内部より生じることが考えられる。このことより、側面浸炭焼入れにより側面に生じる硬化層は、曲げ疲労限度荷重  $P_{nu}$  に増大効果があり、その効果は、硬化層厚さの減少につれて強くなることわかる。

#### 4.5 結 言

本章では，歯車側面を浸炭防止した歯車と浸炭防止しない歯車に対して，曲げ疲労試験を行うとともに，炭素濃度分布，硬さ分布，温度分布，残留応力分布の計算を行った．得られた主な点を要約すると，次のとおりである．

(1) 浸炭焼入れ平歯車の曲げ疲労限度は，それらの歯元すみ肉部接線角度 $\theta=30^\circ$ ( $\theta$ : 歯形中心線と歯元すみ肉曲線の接線のなす角)の Hofer の危険断面位置の圧縮残留応力と同様に，歯車側面を浸炭防止した場合には，有効硬化層厚さ(ビッカース硬さ  $Hv=550$  の位置の硬化層厚さ)が  $d_e=0.4\sim 1.1$  mm の間で変化しても，大きな変化が生じないが，浸炭防止しない場合には，硬化層が厚くなり過ぎると，適切な硬化層厚さの場合に比べて，かなり小さくなる．

(2) 浸炭焼入れ平歯車の曲げ疲労限度は，Hofer の危険断面位置の圧縮残留応力の歯幅方向の最小値と深く関わり，その圧縮残留応力の増大につれてほぼ直線的に増大する．

(3) 歯幅  $b=10$  mm の浸炭焼入れ平歯車のステアケース法による曲げ疲労限度荷重の推定値  $P_{mu}$  は，それらの Hofer の危険断面位置の圧縮残留応力と同様に，歯車側面を浸炭焼入れすることによって低下する．また，その低下の程度は，硬化層厚さの増加とともに増大する．

(4) 歯幅  $b=20$  mm の浸炭焼入れ平歯車の曲げ疲労限度荷重は，硬化層が厚い場合には，それらの Hofer の危険断面位置の圧縮残留応力と同様に，側面浸炭によって小さくなるが，硬化層が浅い場合には，側面浸炭焼入れによる残留応力の減少が非常に小さいため，側面浸炭硬化によって，逆に大きくなる．

## 第5章 浸炭焼入れ薄肉対称ウェブ構造歯車の残留応力

### 5.1 緒言

第3, 4章では, 三次元浸炭焼入れシミュレータによる残留応力解析と曲げ疲労試験を行って, 浸炭焼入れ厚肉平外歯車の浸炭焼入れによる残留応力, 曲げ疲労強度に及ぼす側面浸炭焼入れ, 硬化層厚さの影響などについて明らかにし, 曲げ疲労強度と残留応力の関係について検討を行った. ところで, 歯車装置に対して高負荷, 高速化, 小形・軽量化の要求が強まってくるにつれて, 薄いリムおよびウェブを持つ浸炭焼入れ薄肉ウェブ構造歯車がよく使用され, それらの負荷能力が重要な問題となってきた. 浸炭焼入れ薄肉ウェブ構造歯車の負荷能力に関する研究を進めるためには, 浸炭焼入れによって生じる残留応力について明らかにしておく必要があると考えられる.

本章では, 種々の浸炭焼入れ条件のもとで, 薄肉対称ウェブ構造歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力を, 三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて求め, 浸炭焼入れによる残留応力に及ぼす浸炭部(歯面, 歯車側面, リム内周, ウェブ表面), 浸炭時間(硬化層厚さ), およびウェブ構造の影響などについて検討を加える<sup>(5.1)</sup>.

### 5.2 3D-FEMによる温度・応力解析

本計算の対象とした薄肉対称ウェブ構造歯車は, 図 5.1 に示すもので, それらの主諸元は, 表 5.1 に示すモジュール  $m=4$ , 歯数  $z_e=36$ , 基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ , 歯幅  $b=20$  mm, ウェブ厚さ  $b_w=5$  mm, リム厚さ  $l_w=2m$  ( $m$ :モジュール),  $1.5m$  の2種類である. これらの歯形は, 頂げき  $c_K=0.25m$ , 工具歯先丸み半径  $r_0=0.375m$  のラックカッタで創成歯切りされるものである. 歯車材料は, SNC815 で, この材料の降伏応力, 熱膨張係数は, 図 2.28 および図 2.29 に示す関係<sup>(5.2)~(5.4)</sup>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  $\lambda$ , 縦弾性係数  $E$ , ポアソン比  $\nu$  は, それぞれ  $h=1744$  W/(m<sup>2</sup>·K),  $\rho=7860$  kg/m<sup>3</sup>,  $c=586$  J/(kg·K),  $\lambda=41.9$  W/(m·K),  $E=206$  GPa,  $\nu=0.3$  を用いた<sup>(5.2)~(5.4)</sup>. 熱処理条件は図 2.27 に示す浸炭焼入れ条件で, 浸炭雰囲気は, 文献(5.2)~(5.5)で用いられたものと同じと考えている. それらの浸炭雰囲気では, 浸炭時間  $t_c=0.75, 3.25, 8.5$  h の3種類に対して, 硬化層厚さは, ビッカース硬

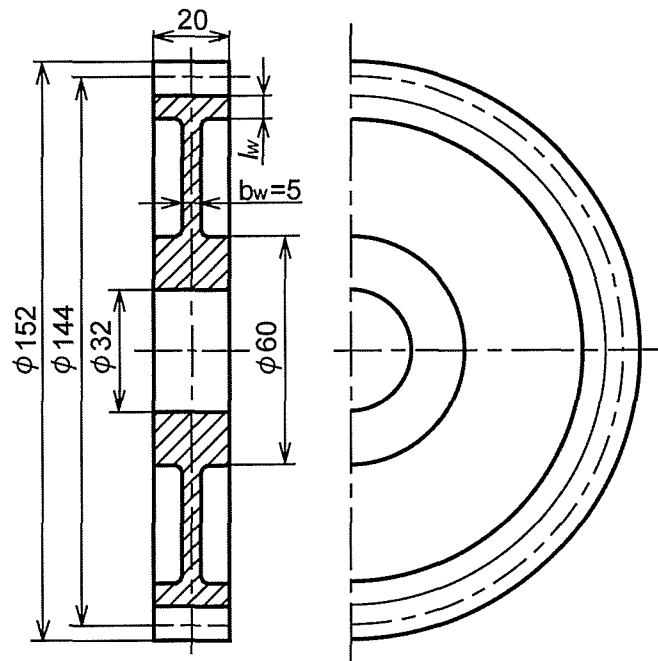


Fig.5.1 Thin-rimmed spur gear with symmetric web arrangements

Table 5.1 Dimensions of thin-rimmed spur gear with symmetric web arrangements

Module	$m$	4
Number of teeth	$z_e$	36
Pressure angle	$\alpha_0$	$20^\circ$
Face width	$b$	20 mm
Web thickness	$b_w$	5 mm
Rim thickness	$l_w$	$1.5m^*, 2m$

\* $m$  : module

さ  $Hv=550$  でそれぞれ 0.4, 0.8, 1.4 mm 程度<sup>(5.3), (5.4)</sup>になる。

歯車形状の対称性および浸炭焼入れ条件の円周方向の一様性(歯形中心面に対する変形の対称性)を考慮して, 本計算では, 歯幅中央から歯幅端までの歯の 1/2 に対して, 四面体要素を用いて要素分割を行い, 炭素濃度, 温度および応力の計算を行った。図 5.2 に,  $l_w=2m$  の場合の FEM モデルの要素分割パターンを示す。図 5.2 中のメッシュ a はボス部を省略したもので, メッシュ b はボス部を考慮して, 細かく分割したものである。

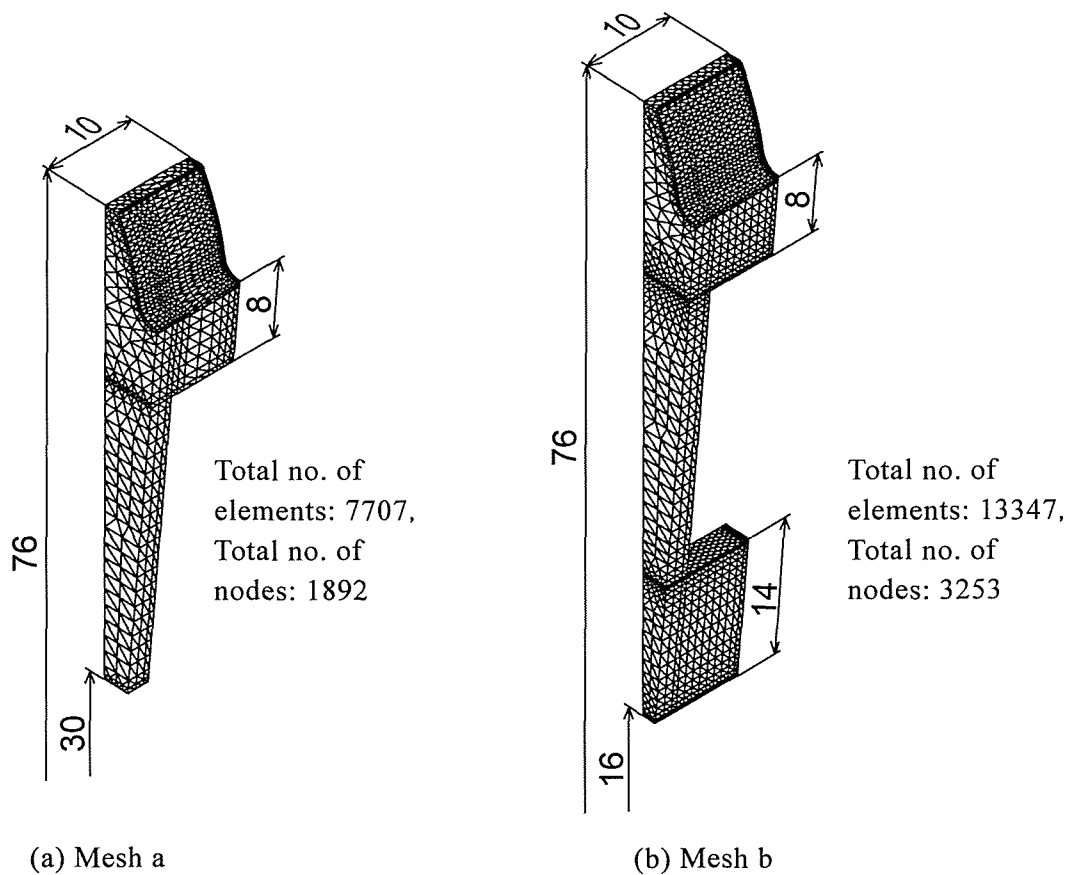


Fig.5.2 Mesh pattern of FEM model ( $l_w = 2m$ )

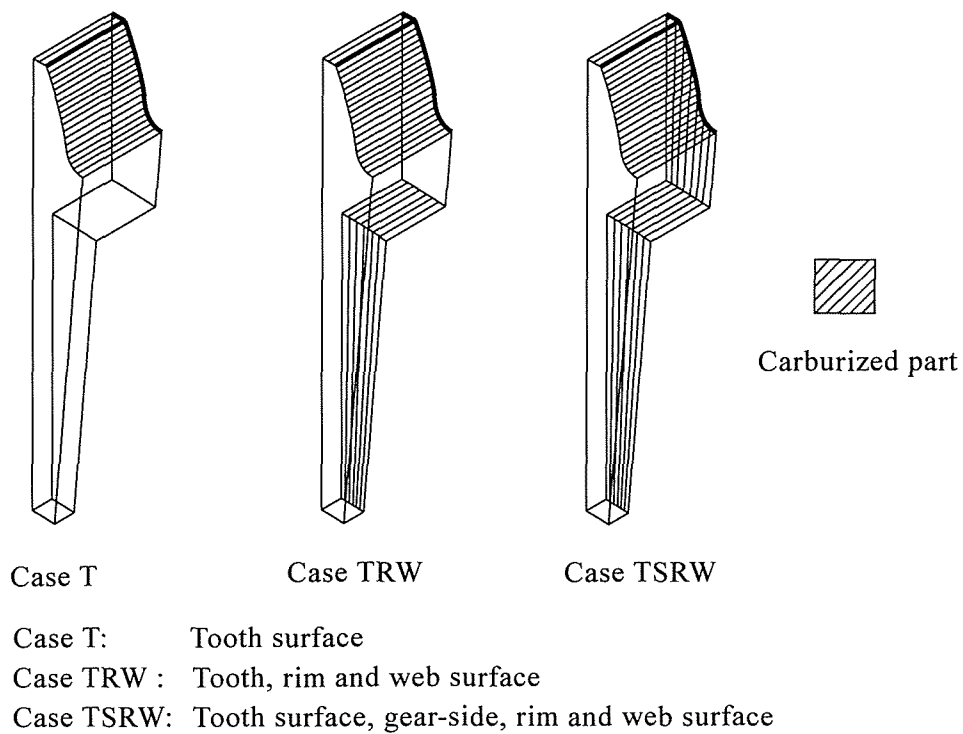


Fig.5.3 Carburized parts



炭素濃度分布の計算は、図 2.31 に示す模式図を用いて、浸炭条件と浸炭表面から要素の重心までの距離から求めた<sup>(5.3)~(5.5)</sup>。熱伝導解析では、浸炭後 850℃から 65℃の油中で冷却されるものとしている。冷却表面は、歯面(歯先面, 歯底面も含む), 歯車側面, リム内周およびウェブ表面としている。弾塑性応力解析では、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。

浸炭部としては、歯面, 歯車側面, リム内周およびウェブ表面の 4 箇所を考え、図 5.3 に示すように、歯面のみから浸炭された場合をケース T, 歯面, リム内周, ウェブ表面から浸炭された場合をケース TRW(歯車側面浸炭防止), 歯面, 歯車側面, リム内周, ウェブ表面から浸炭された場合をケース TSRW(浸炭防止なし)とした。

### 5.3 計算結果および考察

#### 5.3.1 計算結果に及ぼす要素分割の影響

図 5.4 は、モジュール  $m=4$ , 歯数  $z_e=36$ , 基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ , 歯幅  $b=20$  mm, ウェブ厚さ  $b_w=5$  mm ( $b_w/b=0.25$ ), リム厚さ  $l_w=2m$  ( $m$ :モジュール), 浸炭時間  $t_c=3.25$  h, ケース T(歯面のみ浸炭: 図 5.3)の場合に対して、残留応力の計算結果に及ぼす要素分割の影響を示す。図 5.4 中の  $z$  は歯幅中央断面を原点とする軸方向の座標を、符号  $\ominus$  は圧縮応力を表す。図 5.4 より、メッシュ a [図 5.2(a)]の残留応力計算結果は、歯車側面付近にはメッシュ b [図 5.2(b)]の計算結果とよく一致し、歯幅中央付近にもほぼ一致していることがわかる。ところが、メッシュ a の計算時間はおおよそメッシュ

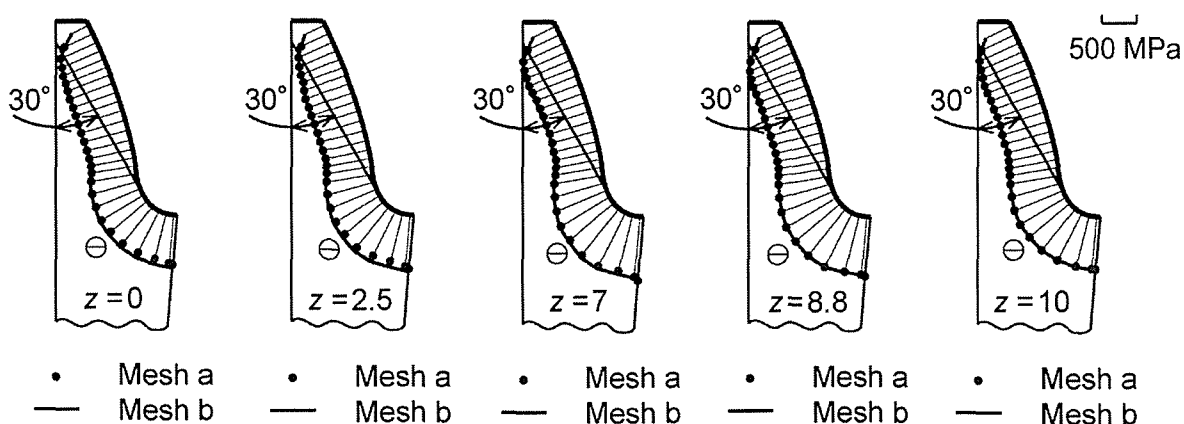


Fig.5.4 Effect of mesh on residual stresses ( $l_w=2m, t_c=3.25$  h, Case T)

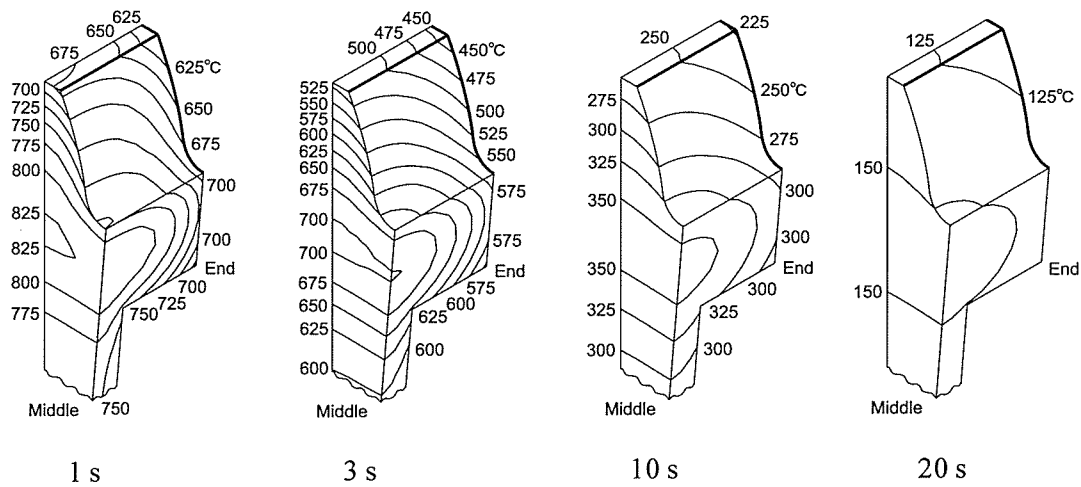


Fig.5.5 Contour lines of temperatures during quenching process ( $l_w = 2m$ )

b の 1/6 である。このため、本研究では主にメッシュ a を使って、計算を行う。

### 5.3.2 焼入れ過程の温度

図 5.5 は、 $b_w/b = 0.25$ 、 $l_w = 2m$  の薄肉対称ウェブ構造歯車に対して、浸炭後  $65^\circ\text{C}$  の冷却油中投入時から時刻  $t = 1, 3, 10, 20$  s の温度分布を等温線で示す。図 5.5 より、歯面、歯車側面、ウェブ表面およびリム内周の温度が、歯幅中央の歯底とリムの中間付近の温度より早く低下することがわかる。

### 5.3.3 焼入れ過程の応力

図 5.6 は、 $b_w/b = 0.25$ 、 $l_w = 2m$ 、浸炭時間  $t_c = 3.25$  h、ケース TSRW (浸炭防止なし：図 5.3) の場合に対する焼入れ過程の歯面およびリム内周の応力分布を示す。図 5.6 中の歯面の応力は、歯形に沿って生じる歯たけ方向の主応力値を歯面垂直方向にとって表したもので、リム内周の応力は円周方向の主応力値を円周面に垂直方向にとって表したものである。また、符号  $\oplus$ 、 $\ominus$  はそれぞれ引張、圧縮応力を表す。図 5.6 より、歯面の応力は、焼入れ開始初期の時刻  $t = 0.1$  s には引張応力になり、時間の経過につれてまず歯先付近および歯幅中央の歯底付近から圧縮応力になり、それからそれらの位置では引張応力に戻り、他の部分から圧縮応力になる。 $t = 30$  s では、全歯面の応力は、圧縮応力になり、焼入れ終了時には、大きな圧縮応力になる。また、リム内周の応力は、焼入れ開始初期に引張応力になり、時間の経過につれて、増大減少し、焼入れ終了時には圧縮応力になる。

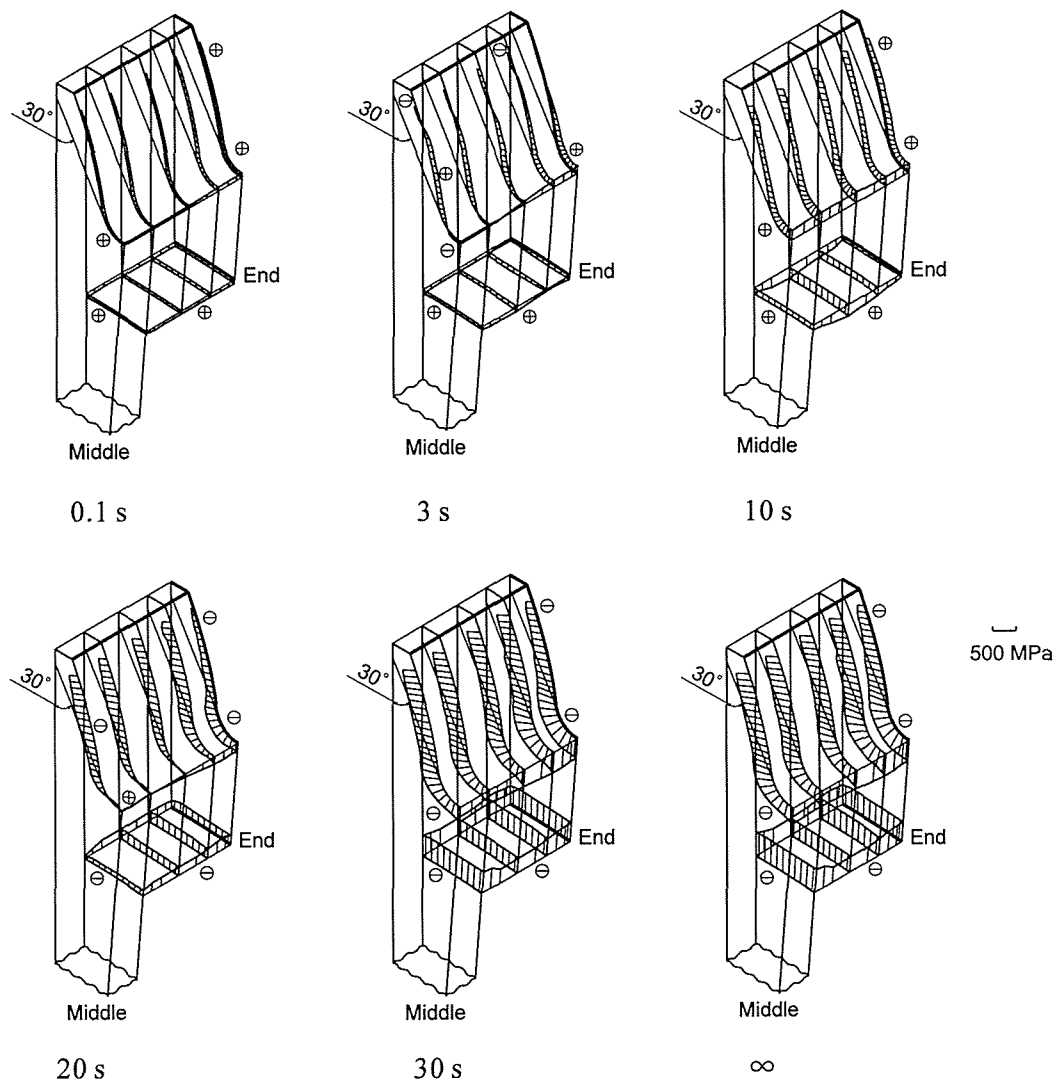


Fig.5.6 Stress distributions during quenching process  
 ( $l_w = 2m, t_c = 3.25 \text{ h}$ , Case TSRW)

図 5.7 は、 $b_w/b = 0.25$ ,  $l_w = 2m$ ,  $t_c = 3.25 \text{ h}$ , ケース TSRW の場合の焼入れ過程のウェブ表面 ( $z = -5 \text{ mm}$ ) 断面上各位置の温度と応力の時間的変化を示す。図 5.7 中の記号 A, B, C, D, E は、それぞれ歯面上の歯底中心位置, 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)], ピッチ円周上位置, 歯先端位置およびリム内周上の歯形中心線位置を表す。また、図 5.7 中の応力は、歯面上各位置では、歯面に沿って生じる歯たけ方向の主応力値を、リム内周位置では、リム内周に沿う円周方向の主応力値を取っている。図 5.7 より、各点の応力は、焼入れ開始初期には引張応力になり、時間の経過につれて、マルテンサイト変態開始温度 (約  $200 \sim 400^\circ \text{ C}$  で、炭素濃度によって異なる) 付近で最大値に達した後、急激に

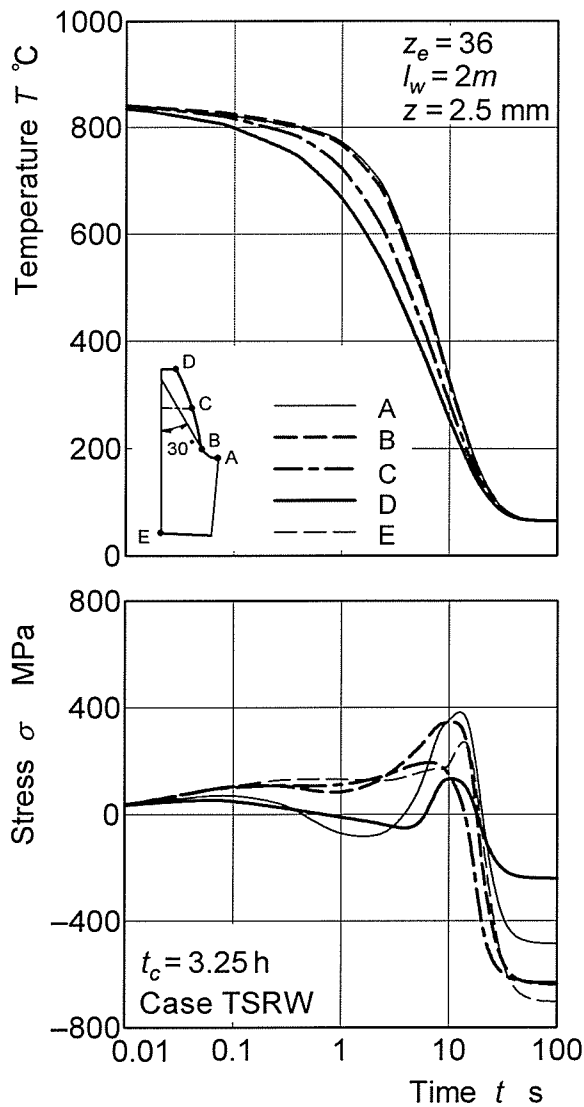


Fig.5.7 Temperatures and stresses during quenching process  
(  $l_w = 2m$ ,  $t_c = 3.25$  h, Case TSRW )

減少して圧縮応力に変わり，焼入れ終了時には大きな圧縮応力になることがわかる。また，最大引張応力に達する前に，歯面上の歯底中心位置の A 点および歯先端位置の D 点は一度圧縮応力になり，それから引張応力に戻るが，Hofer の危険断面位置の B 点，ピッチ円周位置の C 点およびリム内周上の E 点はずっと引張応力を保持していることがわかる。

### 5.3.4 残留応力

#### (1) 浸炭部の影響

図 5.8 は， $b_w/b = 0.25$ ， $l_w = 2m$ ， $t_c = 3.25$  h，ケース T(歯面のみ浸炭：図 5.3)，TRW(歯

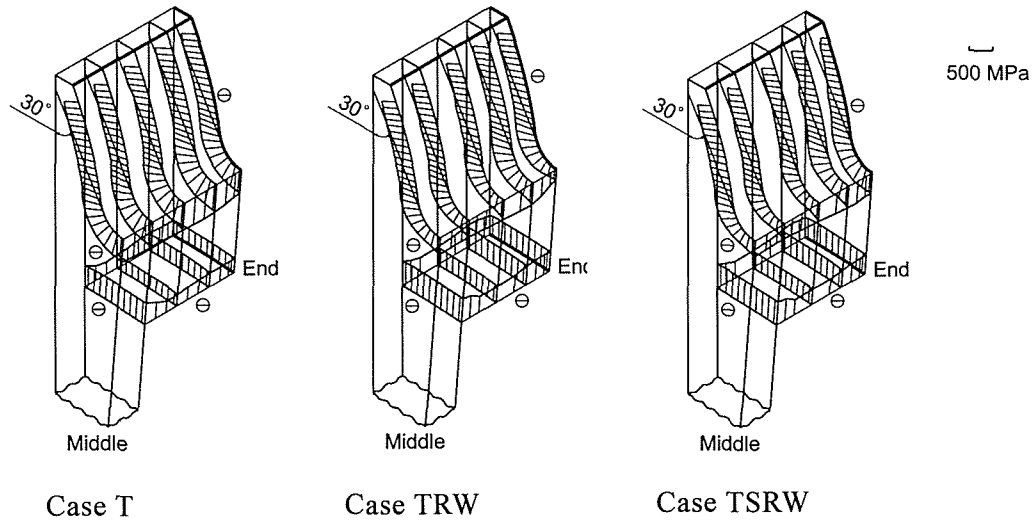


Fig.5.8 Effect of carburized parts on residual stress distributions  
 ( $l_w = 2m, t_c = 3.25 h$ )

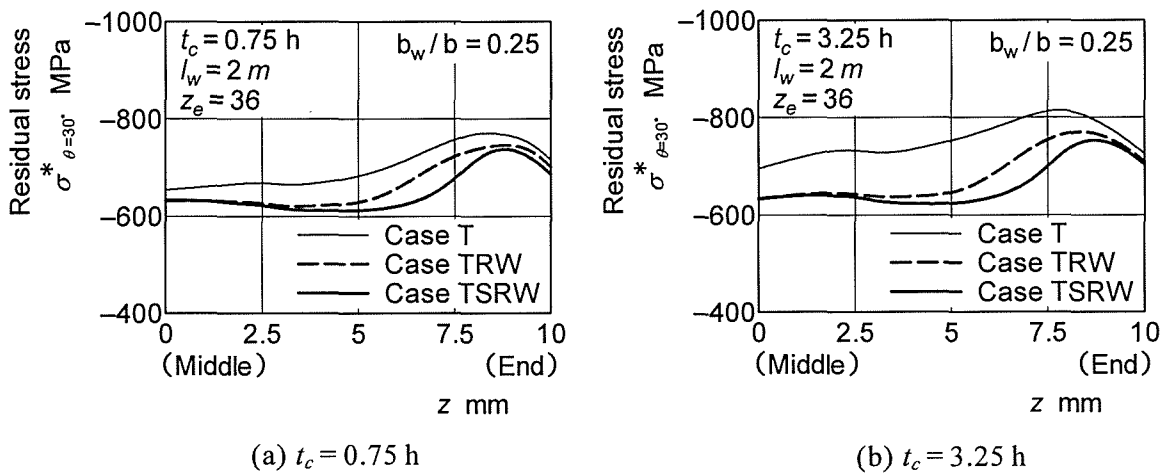


Fig.5.9 Effect of carburized parts on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $l_w = 2m$ )

車側面浸炭防止：図 5.3), TSRW の場合に対する歯面およびリム内周の残留応力分布を示す。図 5.8 中の応力表示は図 5.6 の場合と同じである。図 5.8 より、歯底付近の圧縮残留応力は、リム内周およびウェブ表面を浸炭焼入れすることによって減少することがわかる。また、歯車側面歯先付近の圧縮残留応力は、歯車側面を浸炭焼入れすることによって減少することがわかる。

図 5.9 は、 $b_w/b = 0.25, l_w = 2m, t_c = 0.75, 3.25 h$ , ケース T, TRW, TSRW の場合に対する Hofer の危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 5.9 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $t_c = 0.75, 3.25 h$  のいずれの場合も、ケース TSRW, TRW, T の順に大きくなることより、歯車側面、リム内周、およびウェブ表面の浸炭防止をすることによって増大することがわ

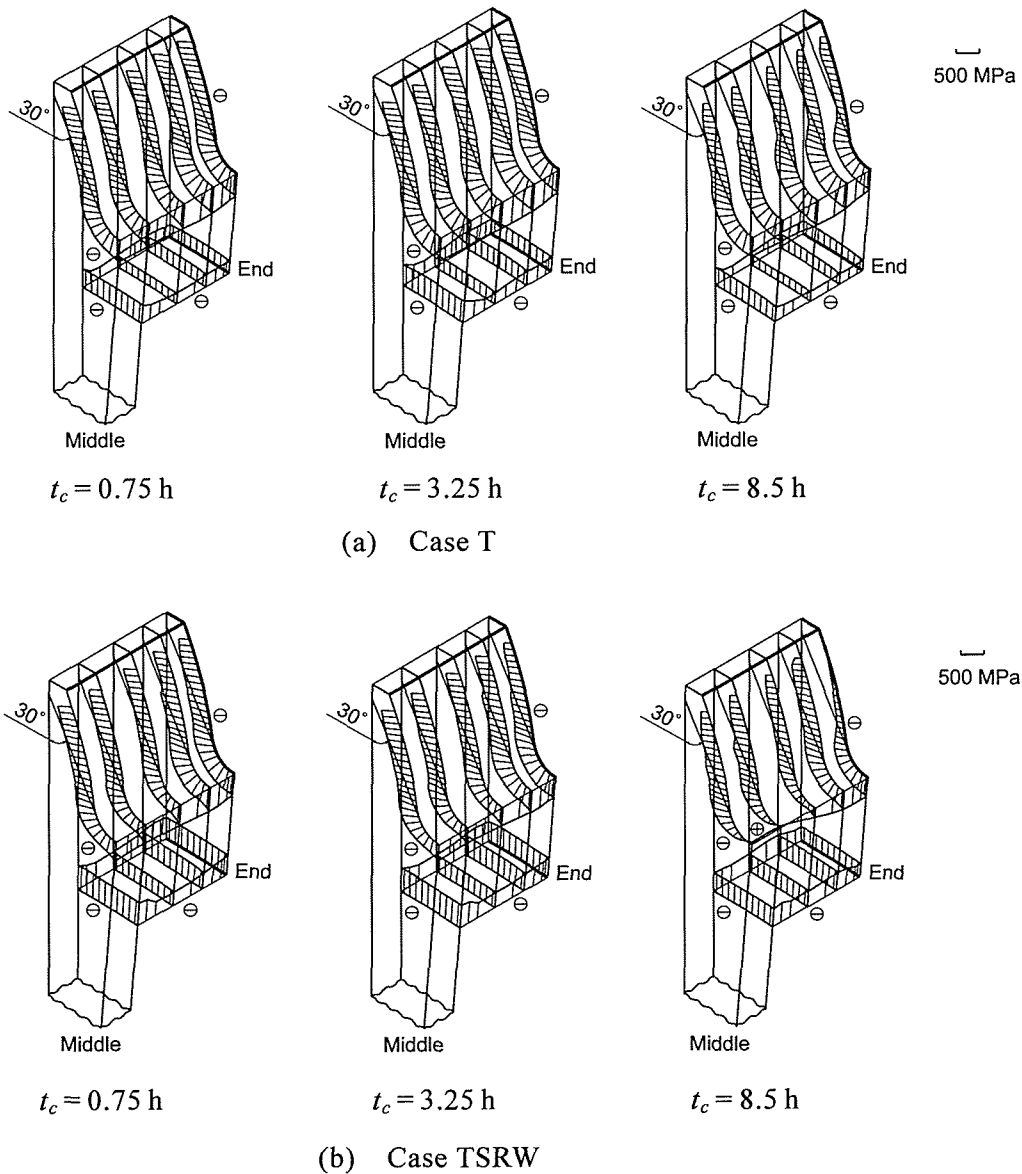
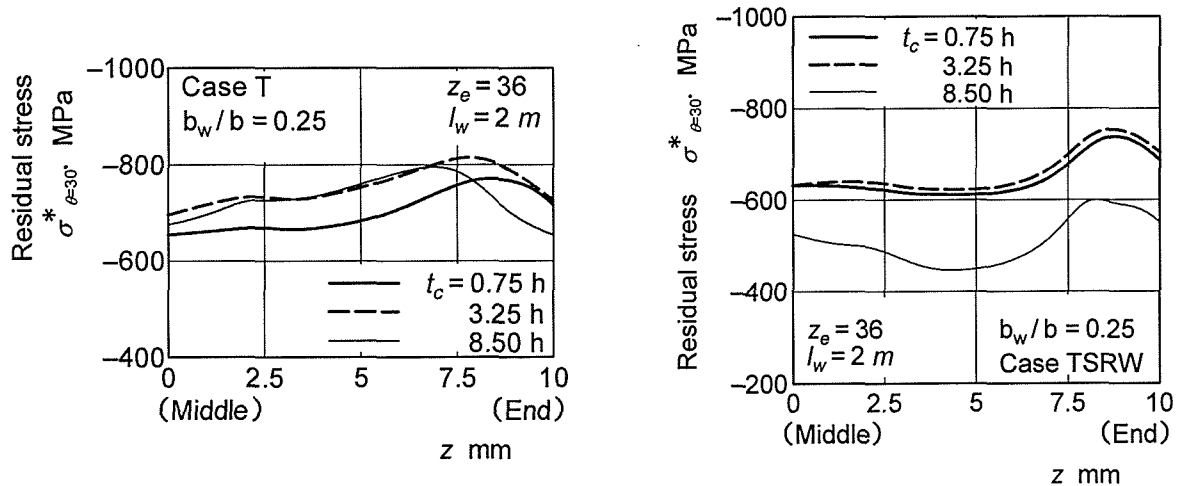


Fig.5.10 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress distributions ( $l_w = 2m$ )

かる。

## (2) 浸炭時間の影響

図 5.10 は、 $b_w/b = 0.25$ 、 $l_w = 2m$ 、 $t_c = 0.75$ 、 $3.25$ 、 $8.5$  h、ケース T、TSRW の場合に対する歯面およびリム内周の残留応力分布を示す。図 5.10 より、 $t_c = 8.5$  h の圧縮残留応力は、 $t_c = 0.75$  h と  $3.25$  h の場合に比べて、ケース T の場合では歯先付近および歯車側面付近にはかなり小さくなることに対し、ケース TSRW の場合では全歯面にわたって小さくなり、特にウェブ側の歯底付近には引張残留応力になることがわかる。また、リム内周およびウェブ表面の浸炭焼入れによる歯底付近の圧縮残留応力の減少、



(a) Case T

(b) Case TSRW

Fig.5.11 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $l_w = 2m$ )

歯車側面浸炭焼入れによる歯車側面歯先付近の圧縮残留応力の減少は、 $t_c$ の増加につれて増大することがわかる。

図 5.11 は、図 5.10 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 5.11 より、ケース T の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $t_c$  の増大につれて、まず全歯幅にわたって増大し、 $t_c$  がさらに増大すると、歯車側面付近から減少することがわかる。これに対して、ケース TSRW の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $t_c = 8.5$  h のほうが全歯幅にわたって  $t_c = 0.75$  h と 3.25 h の場合より小さいことがわかる。

### (3) リム厚さの影響

図 5.12 は、 $b_w/b = 0.25$ 、 $l_w = 1.5m$ 、 $t_c = 0.75, 3.25, 8.5$  h、ケース T, TSRW の場合に対する歯面およびリム内周の残留応力分布を示す。図 5.12 より、歯面の残留応力の  $t_c$  および歯車側面、リム内周、ウェブ表面の浸炭焼入れによる変化は、 $l_w = 2m$  の場合(図 5.10)と同様な傾向を示すことがわかる。

図 5.13 は、図 5.12 の結果から求めた Hofer の歯元危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 5.13 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  の  $t_c$  による変化は、 $l_w = 2m$  の場合(図 5.11)と同様な傾向を示すことがわかる。

図 5.14 は、 $b_w/b = 0.25$ 、 $l_w = 1.5m$ 、 $t_c = 0.75, 3.25$  h、ケース T, TRW, TSRW の場合に対する歯元危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 5.14 より、 $l_w = 1.5m$  の場合にも  $l_w = 2m$  の場合(図 5.9)と同様に、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $t_c = 0.75, 3.25$  h のいずれの場合も、歯車側面、リム内周およびウェブ表面を浸炭焼入れすることによって減少することが

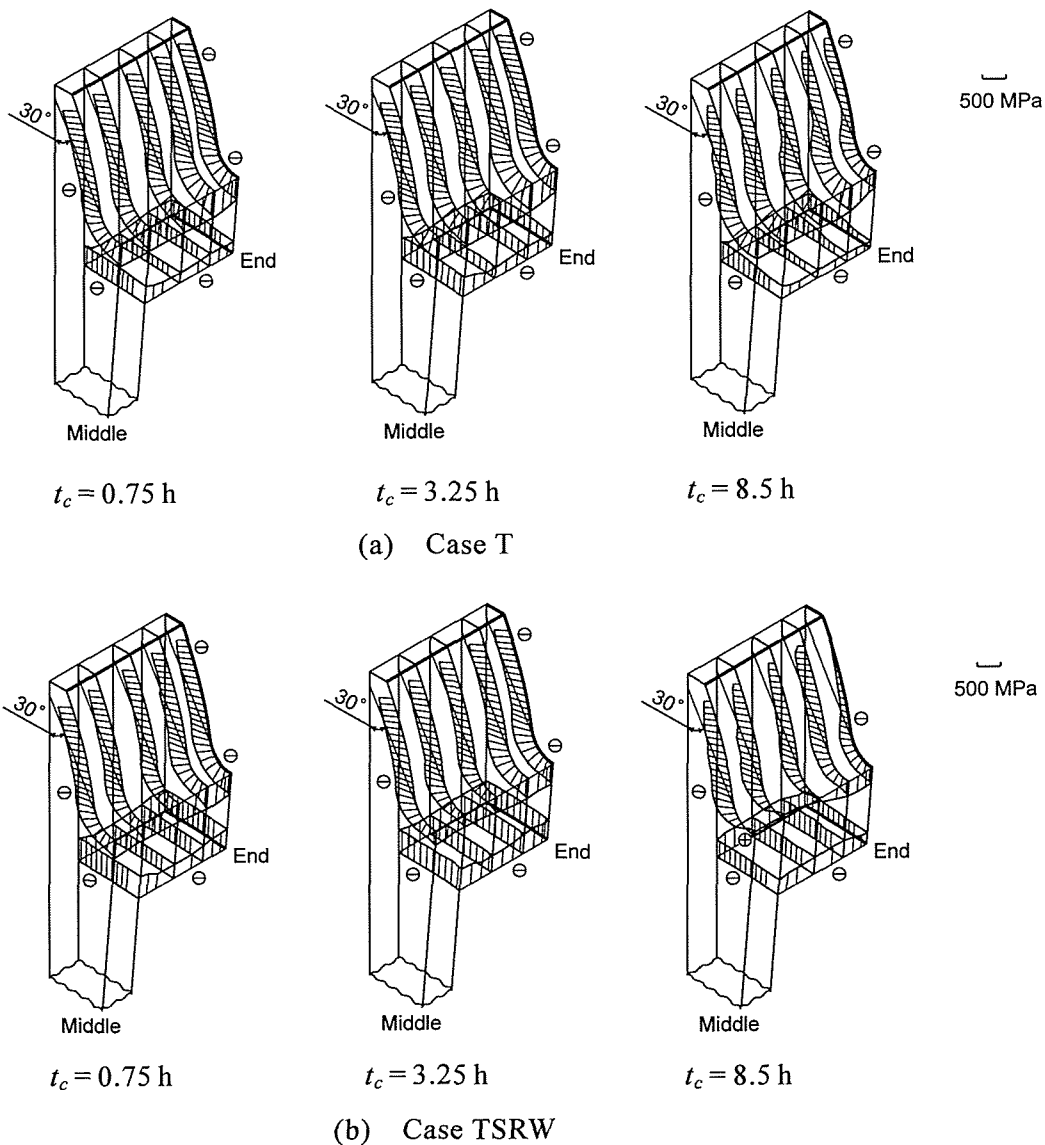


Fig.5.12 Residual stress distributions ( $l_w = 1.5m$ )

わかる。

図 5.15 は,  $b_w/b=0.25$ ,  $l_w=1.5m$ ,  $2m$ ,  $\infty$  (一体歯車),  $t_c=3.25h$ , ケース T, TSRW の場合に対する歯元危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 5.15 より,  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  の最大値は, ケース T, TSRW のいずれの場合も, リム厚さの減少につれて減少することがわかる。

#### (4) ウェブ構造の影響

図 5.16 は,  $t_c=3.25h$ , 種々の浸炭部の場合の薄肉対称ウェブ構造歯車 ( $b_w/b=0.25$ ,  $l_w=1.5m$ ), 一体歯車 ( $b_w/b=1$ ) および薄肉扇形穴付き歯車 ( $b_w/b=0$ ,  $l_w=1.5m$ ) の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を比較して示す。図 5.16 より, 薄肉対称ウェブ構造歯車の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は, 浸炭防



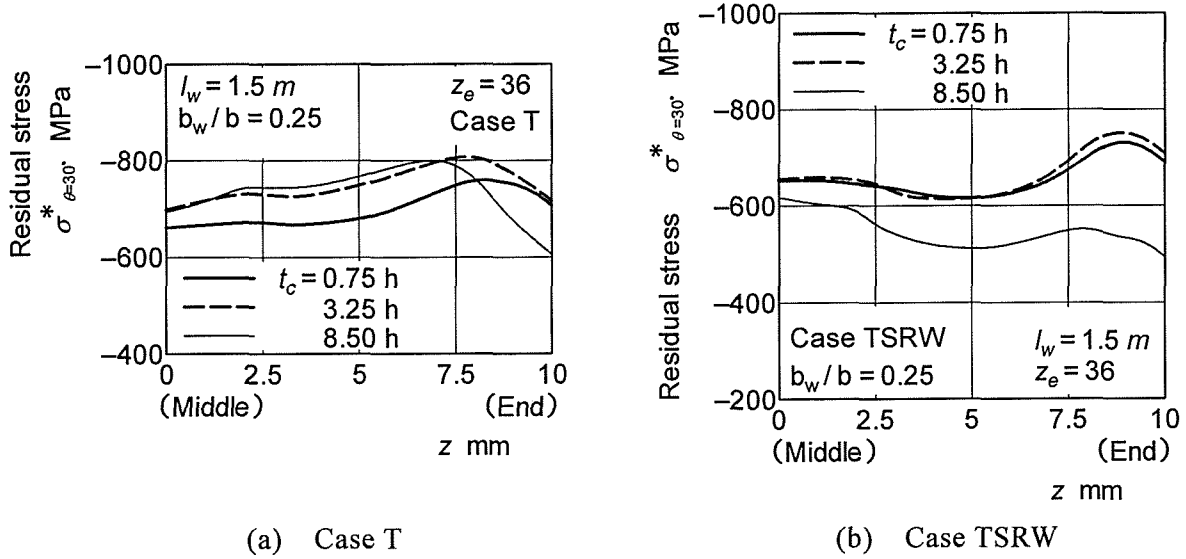


Fig. 5.13 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $l_w = 1.5 m$ )

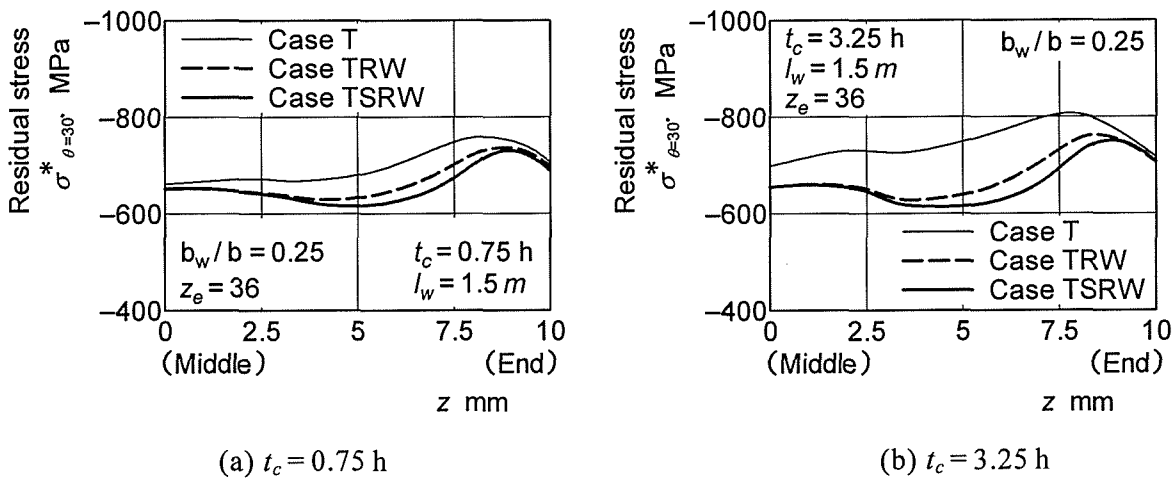


Fig. 5.14 Effect of carburized parts on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $l_w = 1.5 m$ )

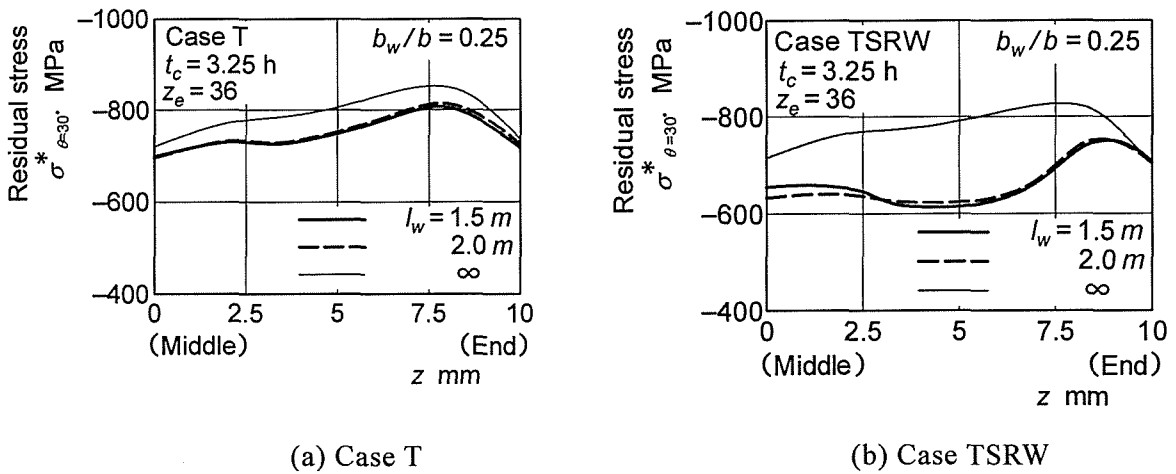


Fig. 5.15 Effect of rim thickness  $l_w$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $t_c = 3.25 h$ )

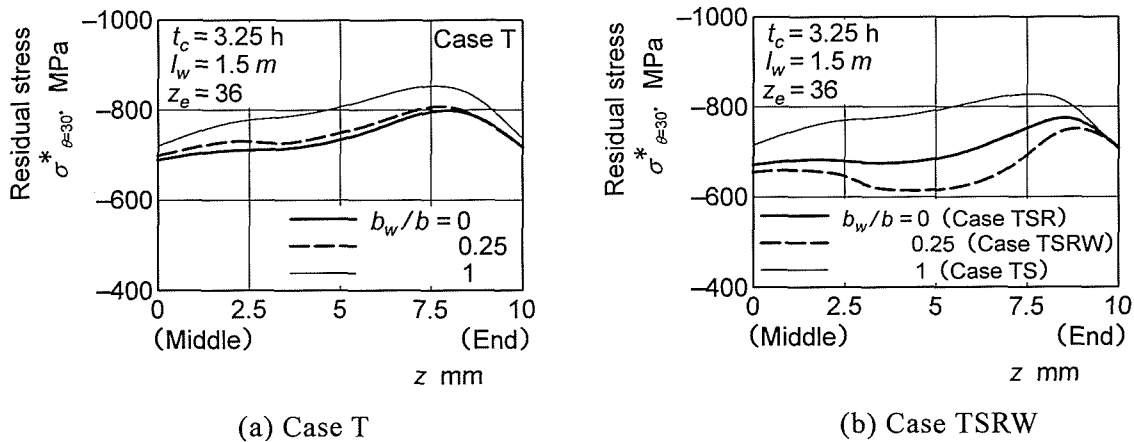


Fig.5.16 Effect of web thickness  $b_w$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $l_w = 1.5m, t_c = 3.25 h$ )

止にかかわらず，一体歯車の場合より小さいこと，歯面のみ浸炭の場合には薄肉扇形穴付き歯車の場合より大きい，浸炭防止しない場合には逆に小さくなること，これは，ウェブ表面のマルテンサイト変態による体積膨張が，歯底付近の変形に対する拘束を減少させることによると考えられる。

#### 5.4 結 言

本章では，三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて，三次元形状の薄肉対称ウェブ構造歯車の浸炭焼入れ過程の熱伝導解析と弾塑性応力解析を行った。本章で得られた主な点を要約すると次のとおりである。

(1) 浸炭焼入れによる薄肉対称ウェブ構造歯車の圧縮残留応力は，リム厚さにかかわらず，リム内周およびウェブ表面を浸炭焼入れすることによって歯底付近で減少し，歯車側面を浸炭焼入れすることによって歯車側面歯先付近で減少する。また，その減少の程度は浸炭時間  $t_c$  の増加により硬化層厚さが増すと増大する。

(2) 浸炭時間  $t_c = 8.5 h$  の歯面の圧縮残留応力は，リム厚さにかかわらず， $t_c = 0.75 h$  と  $3.25 h$  の場合に比べて，ケース T(歯面のみ浸炭) の場合には歯先付近および歯車側面付近でかなり小さくなることに対し，ケース TSRW(浸炭防止なし) の場合には全歯面にわたって小さくなり，特に歯幅中央の歯底付近では引張残留応力になる。

(3) 浸炭焼入れによる薄肉対称ウェブ構造歯車の 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)] の歯たけ方向の圧縮残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は，リム厚さにかかわらず，歯車側面，リム内周，およびウェブ表面を浸炭防止することによって増大する。また，その増大の程度は浸炭時間  $t_c$  の増加に

つれて増大する.

(4) 浸炭焼入れによる薄肉対称ウェブ構造歯車の $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ は, リム厚さにかかわらず, 歯面のみ浸炭した場合には, 浸炭時間 $t_c$ の増大につれて, まず全歯幅にわたって増大し,  $t_c$ がさらに増大すると, 歯車側面付近から減少する. これに対して, 浸炭防止しない場合には,  $t_c = 8.5$  hのほうが全歯幅にわたって $t_c = 0.75$  hと $3.25$  hの場合より小さい.

(5) 浸炭焼入れによる薄肉対称ウェブ構造歯車の $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ の最大値は, ケース T, TSRW のいずれの場合も, リム厚さの減少につれて減少する.

(6) 浸炭焼入れによる薄肉対称ウェブ構造歯車の $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ は, 浸炭防止にかかわらず, 一体歯車より小さい. また, 歯面のみ浸炭した場合には薄肉扇形穴付き歯車より大きい, 浸炭防止しない場合には逆に小さくなる.

## 第 6 章 浸炭焼入れ薄肉非対称ウェブ構造歯車の残留応力

### 6.1 緒言

第 5 章では、三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて、各種浸炭焼入れ条件下における薄肉対称ウェブ構造歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力を求め、浸炭焼入れによる残留応力に及ぼす浸炭部(歯面、歯車側面、リム内周、ウェブ表面)、浸炭時間(硬化層厚さ)、およびウェブ構造の影響などについて明らかにした。ところで、歯車装置の重量・大きさやスペースの制限などのため、薄肉ウェブ構造歯車で、ウェブ位置が非対称な歯車もしばしば用いられる。

本章では、種々の浸炭焼入れ条件のもとで、薄肉非対称ウェブ構造歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力を、三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて求め、浸炭焼入れによる残留応力に及ぼす浸炭部(歯面、歯車側面、リム内周、ウェブ表面)、浸炭時間(硬化層厚さ)、およびウェブ構造の影響などについて明らかにする<sup>(6.1)</sup>。また、浸炭焼入れ薄肉非対称ウェブ構造歯車の歯幅端面の残留応力分布と浸炭焼入れ一体歯車および扇形穴付き歯車の場合との比較検討も行う。

### 6.2 3D-FEM による温度・応力解析

本計算の対象とした薄肉非対称ウェブ構造歯車は、図 6.1 に示すもので、それらの主諸元は、表 6.1 に示すモジュール  $m=4$ 、歯数  $z_e=36$ 、基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ 、歯幅  $b=20$  mm、ウェブ厚さ  $b_w=5$  mm、リム厚さ  $l_w=2m$  ( $m$ :モジュール)、 $1.5m$  の 2 種類である。これらの歯形は、頂げき  $c_K=0.25m$ 、工具歯先丸み半径  $r_0=0.375m$  のラックカッタで創成歯切りされるものである。歯車材料は、SNC815 で、この材料の降伏応力、熱膨張係数は、図 2.28 および図 2.29 に示す関係を用いた<sup>(6.2)~(6.4)</sup>。また、計算に必要な熱伝達係数  $h$ 、密度  $\rho$ 、比熱  $c$ 、熱伝導率  $\lambda$ 、縦弾性係数  $E$ 、ポアソン比  $\nu$  は、それぞれ  $h=1744$  W/(m<sup>2</sup>·K)、 $\rho=7860$  kg/m<sup>3</sup>、 $c=586$  J/(kg·K)、 $\lambda=41.9$  W/(m·K)、 $E=206$  GPa、 $\nu=0.3$  を用いた<sup>(6.2)~(6.4)</sup>。熱処理条件は図 2.27 に示す浸炭焼入れ条件で、浸炭雰囲気は、文献(6.2)~(6.5)で用いられたものと同じと考えている。それらの浸炭雰囲気では、浸炭時間  $t_c=0.75, 3.25, 8.5$  h の 3 種類に対して、硬化層厚

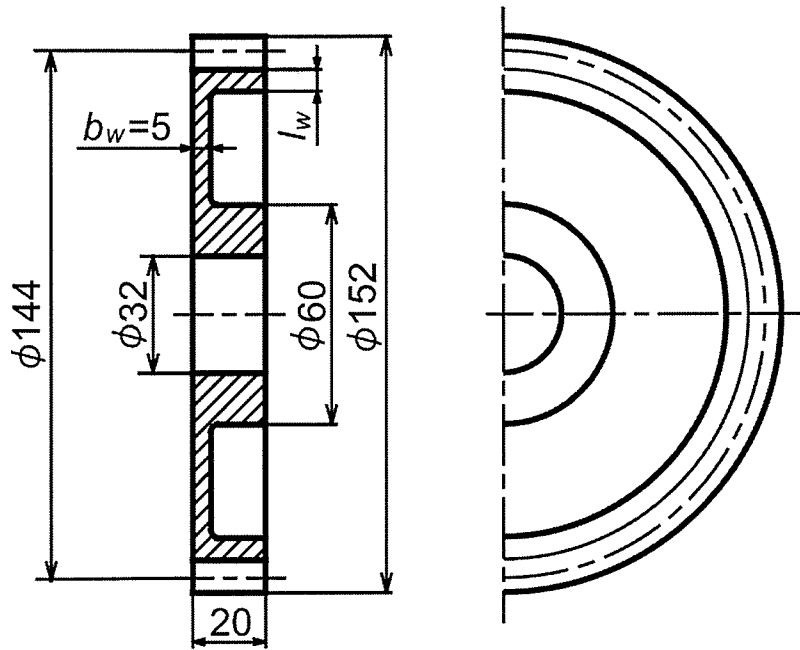


Fig.6.1 Thin-rimmed spur gear with asymmetric web arrangements

Table 6.1 Dimensions of thin-rimmed spur gear with asymmetric web arrangements

Module	$m$	4
Number of teeth	$z_e$	36
Pressure angle	$\alpha_0$	$20^\circ$
Face width	$b$	20 mm
Web thickness	$b_w$	5 mm
Rim thickness	$l_w$	$1.5m^*$ , $2m$

\* $m$  : module

さは、ビッカース硬さ  $Hv=550$  でそれぞれ 0.4, 0.8, 1.4 mm 程度<sup>(6.3), (6.4)</sup>になる。

歯車形状の対称性および浸炭焼入れ条件の円周方向の一様性(歯形中心面に対する変形の対称性)を考慮して、本研究では、図 6.2 に示すような 1/2 歯、全歯幅モデルを用いて、四面体要素で要素分割を行った。

炭素濃度分布の計算は、図 2.31 に示す模式図を用いて、浸炭条件と浸炭表面から要素の重心までの距離から求めた<sup>(6.3)~(6.5)</sup>。熱伝導解析では、浸炭後  $850^\circ\text{C}$  から  $65^\circ\text{C}$  の油中で冷却されるものとしている。冷却表面は、歯面(歯先面、歯底面も含む)、歯車側面、リム内周およびウェブ表面としている。弾塑性応力解析では、歯形中心

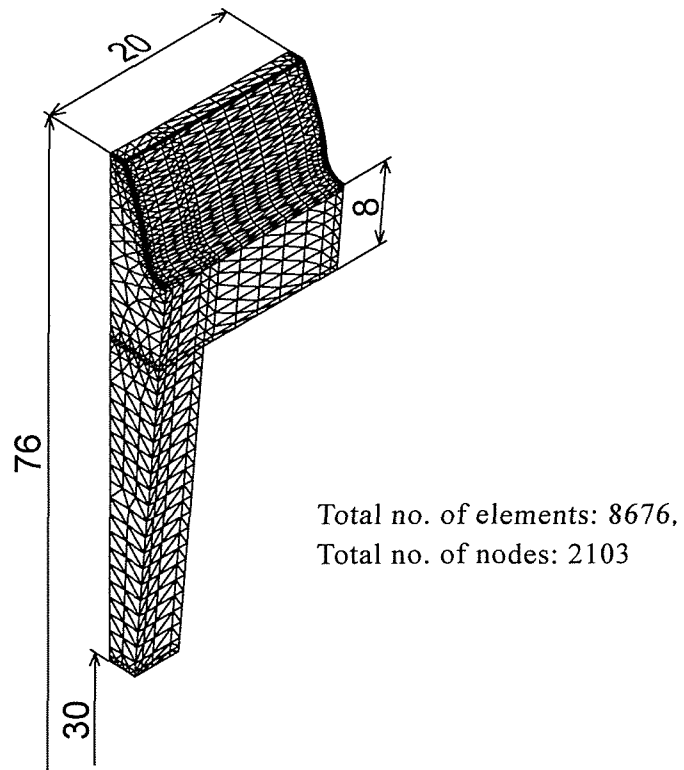
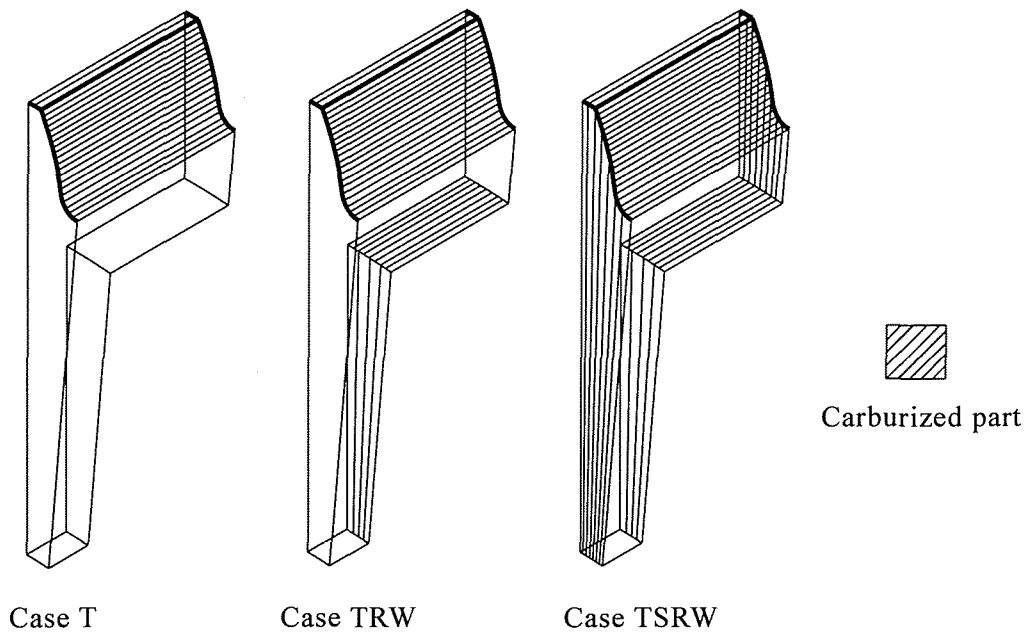


Fig.6.2 Mesh pattern of FEM model ( $l_w = 2m$ )



Case T:      Tooth surface

Case TRW : Tooth, rim and web surface

Case TSRW: Tooth surface, gear-side, rim and web surface

Fig.6.3 Carburized parts

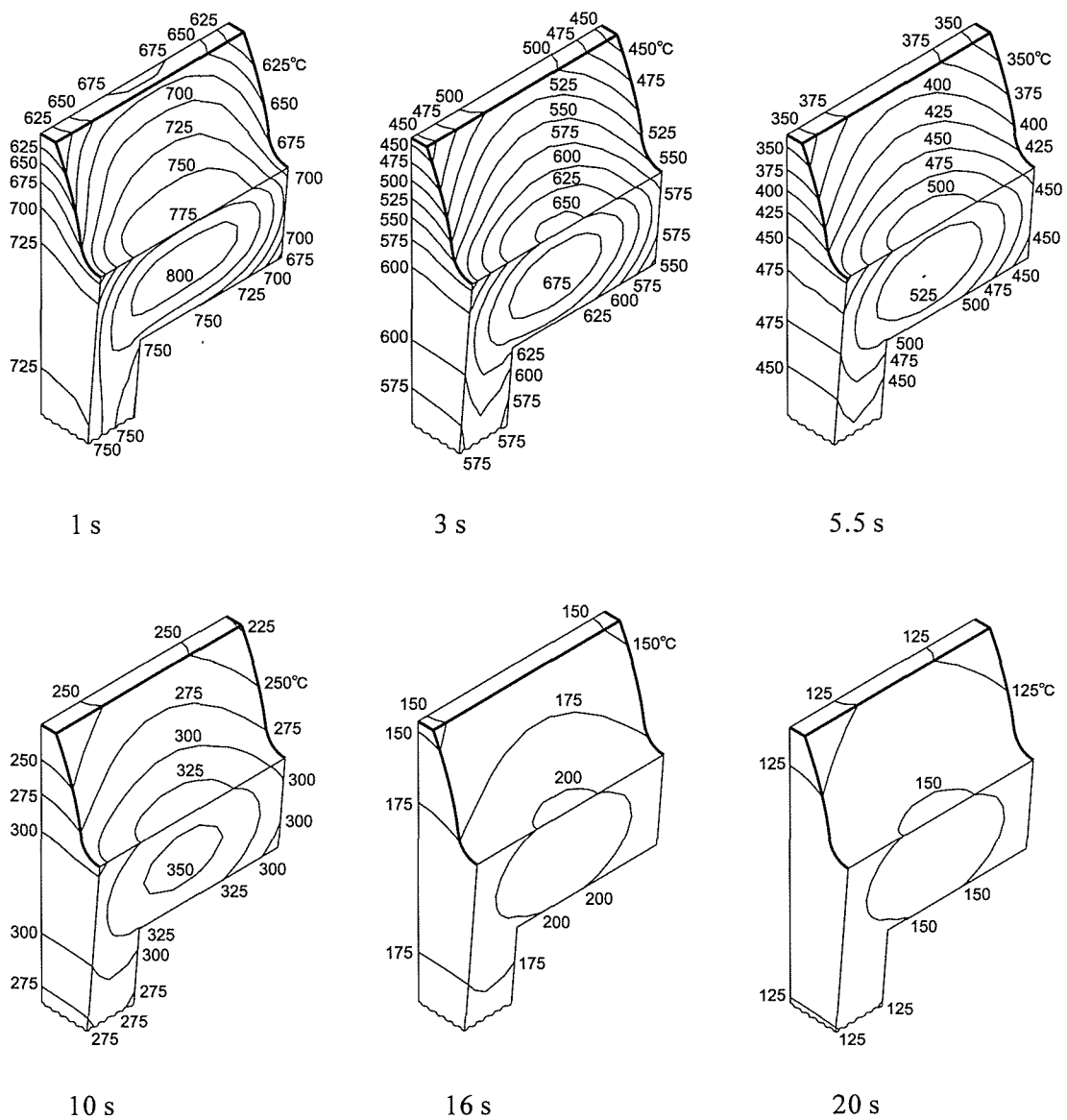


Fig.6.4 Contour lines of temperatures during quenching process ( $l_w = 2m$ )

面および歯底中心面上の節点を円周方向変位固定，半径・軸方向変位自由，ウェブ側の歯幅端面における歯先の節点を軸方向変位固定，半径・円周方向変位自由とした。

浸炭部としては，歯面，歯車側面，リム内周およびウェブ表面の4箇所を考え，図6.3に示すように，歯面のみから浸炭された場合をケースT，歯面，リム内周，ウェブ表面から浸炭された場合をケースTRW(歯車側面浸炭防止)，歯面，歯車側面，リム内周，ウェブ表面から浸炭された場合をケースTSRW(浸炭防止なし)とした。

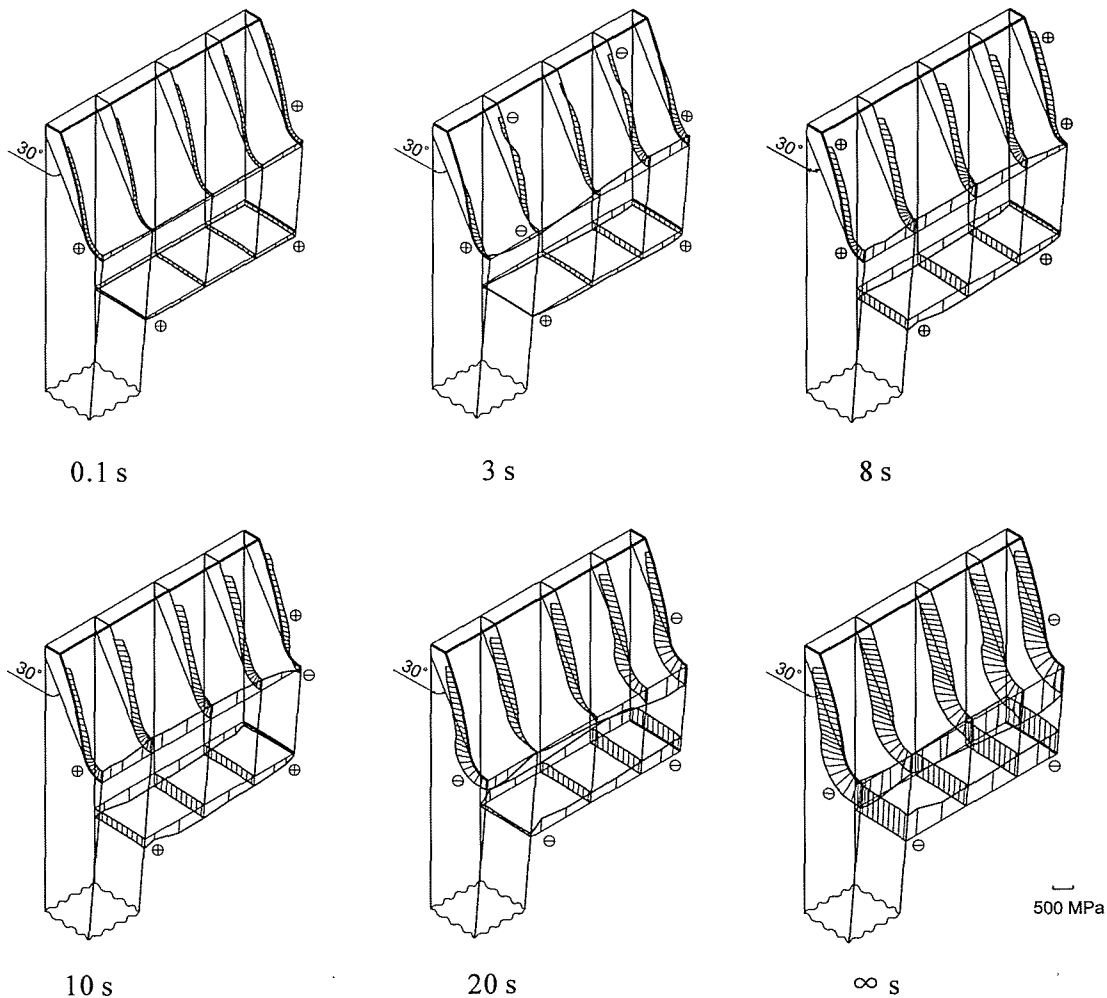


Fig.6.5 Stress distributions during quenching process  
 ( $l_w = 2m$ ,  $t_c = 3.25$  h, Case TSRW)

### 6.3 計算結果および考察

#### 6.3.1 焼入れ過程の温度

図 6.4 は、モジュール  $m = 4$ ，歯数  $z_e = 36$ ，基準圧力角  $\alpha_0 = 20^\circ$ ，歯幅  $b = 20$  mm，ウェブ厚さ  $b_w = 5$  mm ( $b_w/b = 0.25$ ) の薄肉非対称ウェブ構造歯車に対して，浸炭後  $65^\circ\text{C}$  の冷却油中投入時から時刻  $t = 1, 3, 5.5, 10, 16, 20$  s の温度分布を等温線で示す．図 6.4 より，歯面，歯車側面，ウェブ表面およびリム内周の温度が，歯幅中央の歯底とリムの間付近の温度より早く低下することがわかる．また，反ウェブ側の温度が，ウェブ側の温度より早く低下することがわかる．



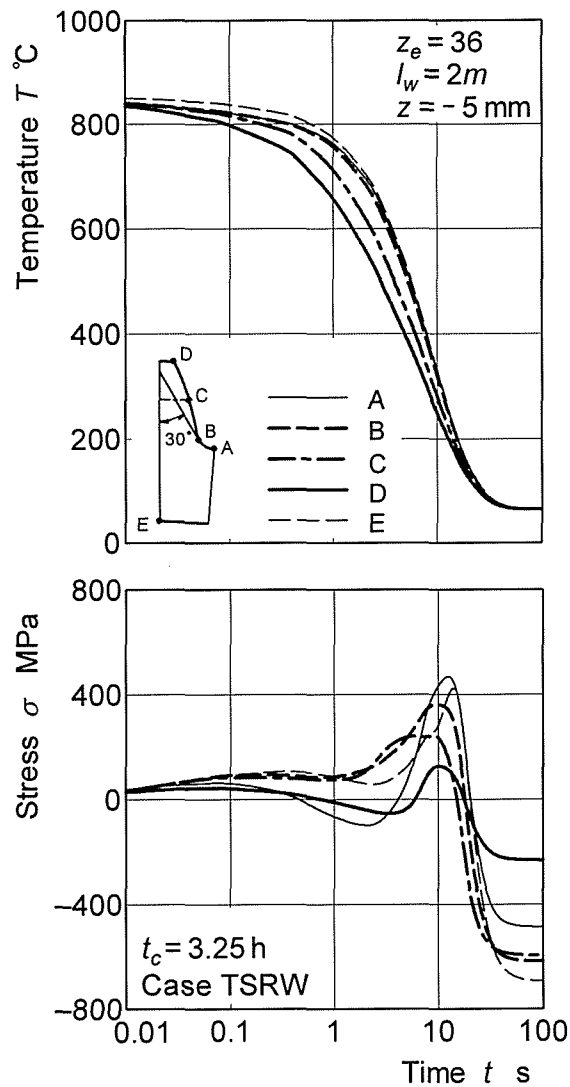


Fig.6.6 Temperatures and stress during quenching process  
 ( $l_w = 2m$ ,  $t_c = 3.25$  h, Case TSRW)

### 6.3.2 焼入れ過程の応力

図 6.5 は、 $b_w/b = 0.25$ ,  $l_w = 2m$ , 浸炭時間  $t_c = 3.25$  h, ケース TSRW (浸炭防止なし : 図 6.3) の場合に対する焼入れ過程の歯面およびリム内周の応力分布を示す。図 6.5 中の歯面の応力は、歯形に沿って生じる歯たけ方向の主応力値を歯面垂直方向にとって表したもので、リム内周の応力は円周方向の主応力値を円周面に垂直方向にとって表したものである。また、符号 $\oplus$ ,  $\ominus$ はそれぞれ引張, 圧縮応力を表す。図 6.5 より、歯面の応力は、焼入れ開始初期の時刻  $t = 0.1$  s には引張応力になり、時間の経過につれて、まず歯先付近およびウェブ側の歯底付近から圧縮応力になり、それからそれらの位置では引張応力になり、歯車側面の歯底付近から圧縮応力になる。 $t =$

20 s では、全歯面の応力は、圧縮応力になり、焼入れ終了時には、大きな圧縮応力になる。また、リム内周の応力は、焼入れ開始初期に引張応力になり、時間の経過につれて、増加減少し、最終に圧縮応力になる。

図 6.6 は、 $b_w/b=0.25$ 、 $l_w=2m$ 、 $t_c=3.25$  h、ケース TSRW の場合の焼入れ過程のウェブ表面(歯幅中央を原点とする軸方向の座標  $z=-5$  mm)断面上各位置の温度と応力の時間的変化を示す。図 6.6 中の記号 A, B, C, D, E は、それぞれ歯面上の歯底中心位置、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)], ピッチ円周上位置、歯先端位置およびリム内周上の歯形中心線位置を表す。図 6.6 中の応力は、歯面上各位置では、歯面に沿って生じる歯たけ方向の主応力値を、リム内周位置では、リム内周に沿う円周方向の主応力値を取っている。図 6.6 より、各点の応力は、焼入れ開始初期には引張応力になり、時間の経過につれて、マルテンサイト変態開始温度(約 200~400 °Cで、炭素濃度によって異なる)付近で最大値に達した後、急激に減少して圧縮応力に変わり、焼入れ終了時には大きな圧縮応力になることがわかる。また、最大引張応力に達する前に、歯面上の歯底中心位置の A 点および歯先端位置の D 点は、一度圧縮応力になり、それから引張応力に戻るが、Hofer の危険断面位置の B 点、ピッチ円周位置の C 点およびリム内周上の E 点は、ずっと引張応力を保持していることがわかる。

### 6.3.3 残留応力

#### (1) 浸炭部の影響

図 6.7 は、 $b_w/b=0.25$ 、 $l_w=2m$ 、 $t_c=8.5$  h、ケース T(歯面のみ浸炭:図 6.3)、TRW(歯車側面浸炭防止:図 6.3)、TSRW の場合に対する歯面およびリム内周の残留応力分布を示す。図 6.7 中の応力表示は図 6.5 の場合と同じである。図 6.7 より、歯底付近の圧縮残留応力は、リム内周およびウェブ表面を浸炭焼入れすることによって減少することがわかる。また、歯車側面歯先付近の圧縮残留応力は、歯車側面を浸炭焼入れすることによって減少することがわかる。

図 6.8 は、 $b_w/b=0.25$ 、 $l_w=2m$ 、 $t_c=3.25, 8.5$  h、ケース T, TRW, TSRW の場合に対する Hofer の危険断面位置の残留応力 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ を示す。図 6.8 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ は、 $t_c=3.25, 8.5$  h のいずれの場合も、ケース TSRW, TRW, T の順に大きくなることより、歯車側面、リム内周、およびウェブ表面の浸炭防止をすることによって増大することがわかる。また、その増大の程度は、 $t_c=8.5$  h のほうが  $t_c=3.25$  h の場合より大きいこ

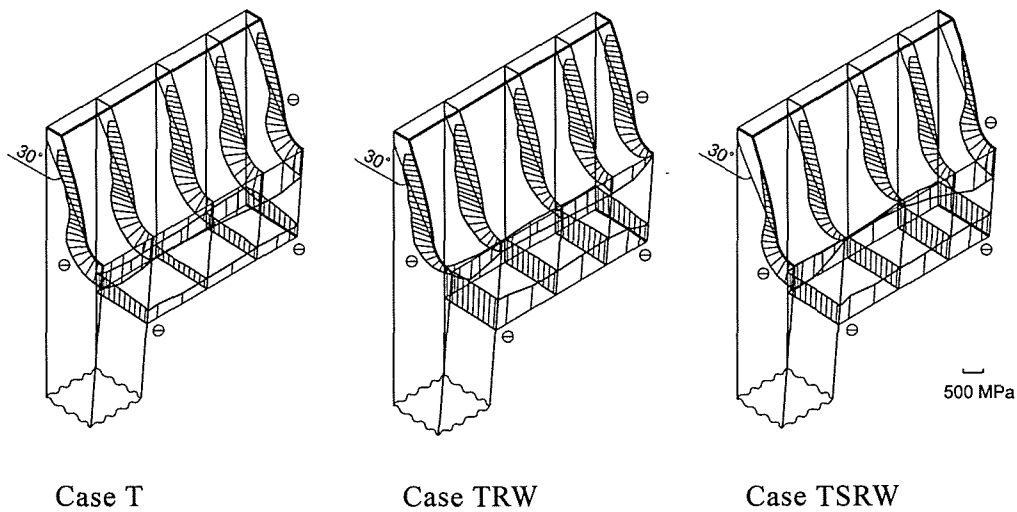


Fig.6.7 Effect of carburized parts on residual stress distributions ( $l_w = 2m, t_c = 3.25 h$ )

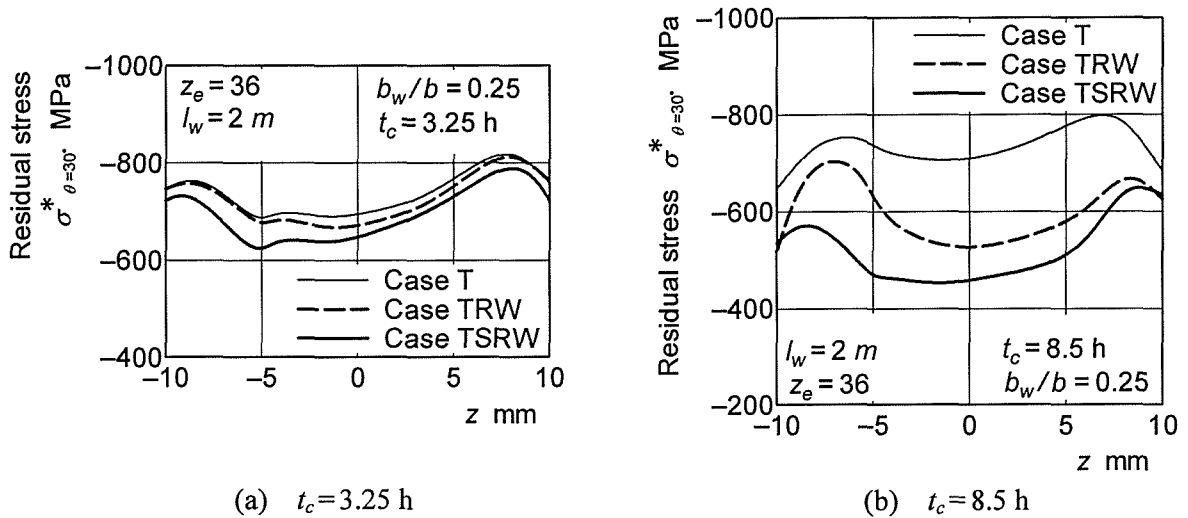
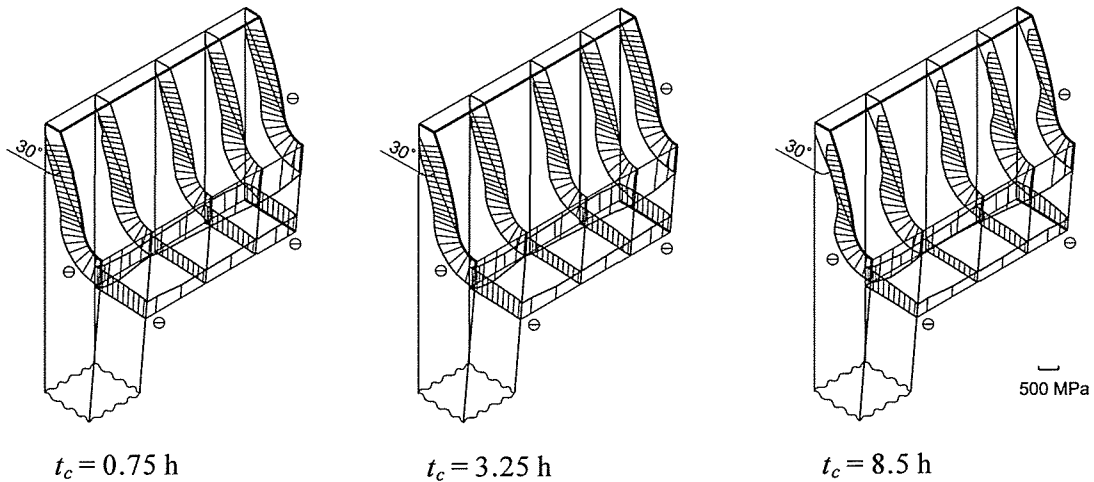


Fig.6.8 Effect of carburized parts on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $l_w = 2m$ )

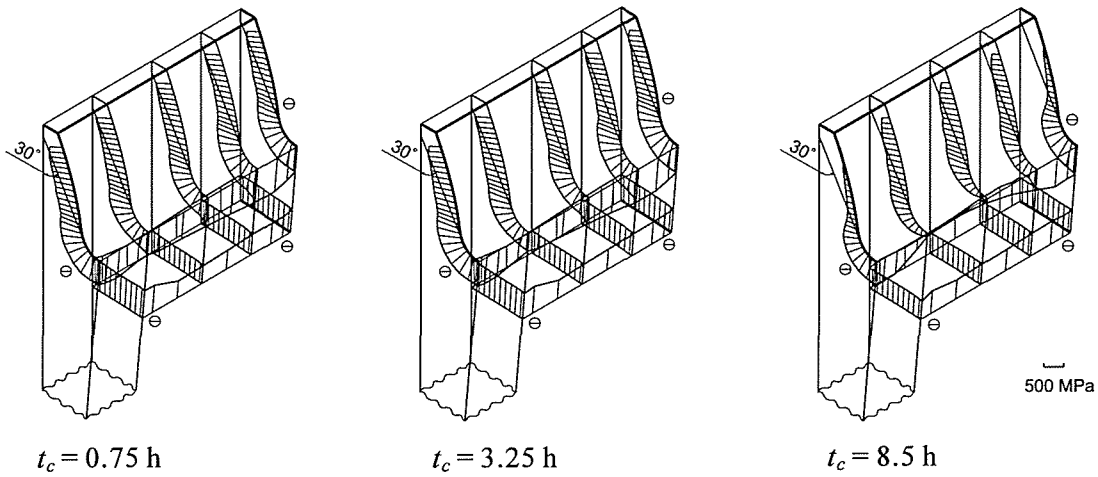
とがわかる。

## (2) 浸炭時間の影響

図 6.9 は、 $b_w/b = 0.25$ ,  $l_w = 2m$ ,  $t_c = 0.75, 3.25, 8.5 h$ , ケース T, TSRW の場合に対する歯面およびリム内周の残留応力分布を示す。図 6.9 より、 $t_c = 8.5 h$  の圧縮残留応力は、 $t_c = 0.75 h$  と  $3.25 h$  の場合に比べて、ケース T の場合には歯先付近および歯車側面付近でかなり小さくなることに対し、ケース TSRW の場合には全歯面にわたって小さくなることわかる。また、リム内周およびウェブ表面の浸炭焼入れによる歯底付近の圧縮残留応力の減少、歯車側面浸炭焼入れによる歯車側面歯先付近の圧縮残留応力の減少は、 $t_c$  の増加につれてその程度が増大することがわかる。



(a) Case T



(b) Case TSRW

Fig.6.9 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress distributions ( $l_w = 2m$ )

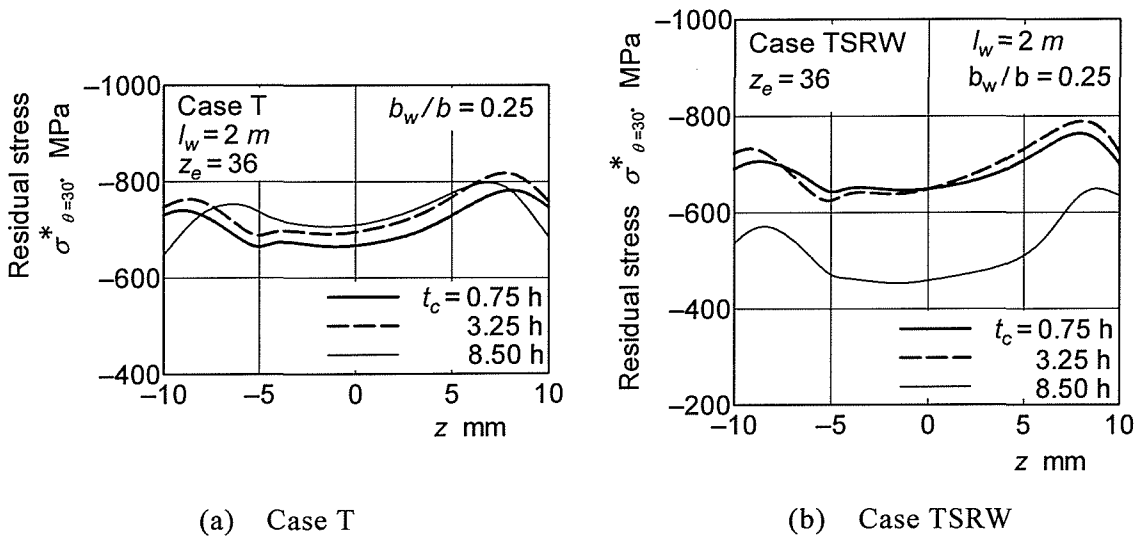


Fig.6.10 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30}$  ( $l_w = 2m$ )

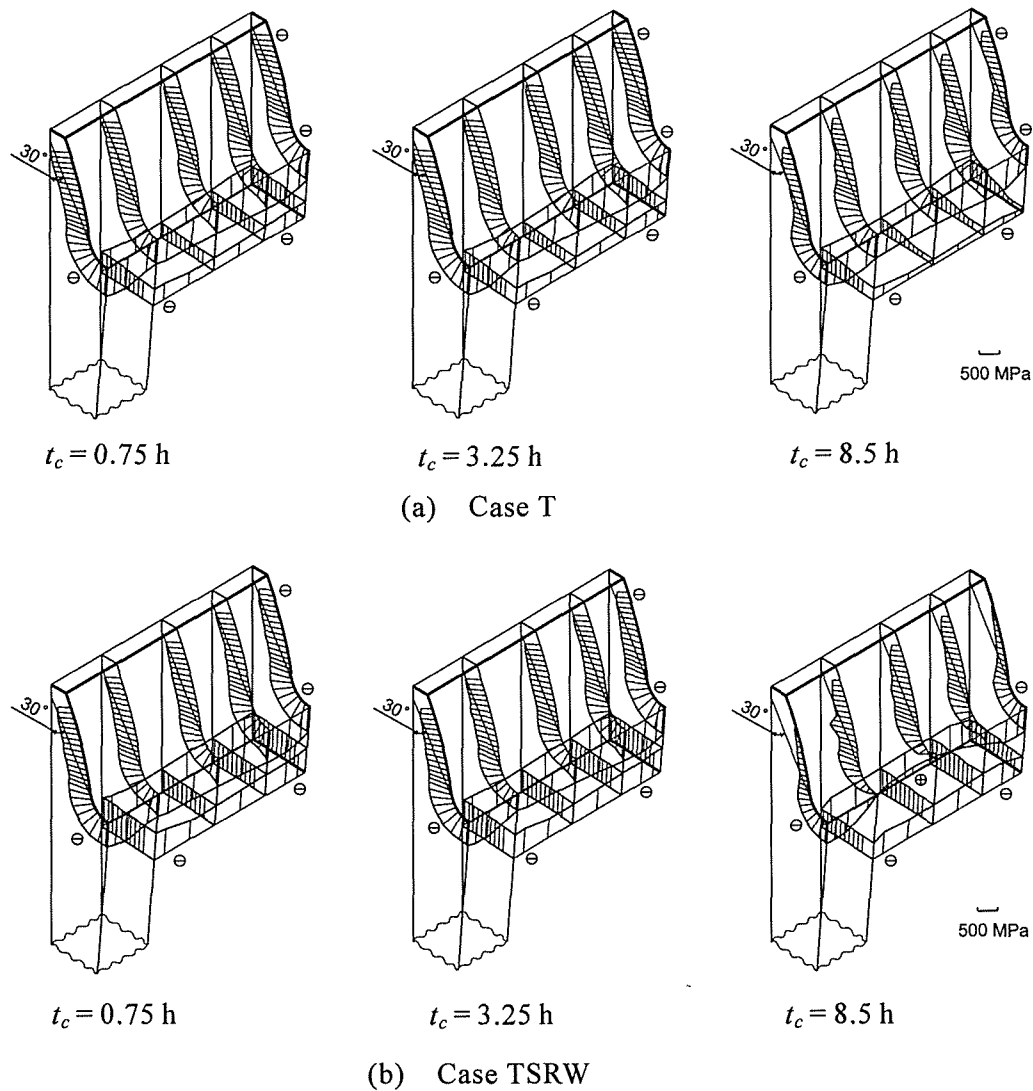


Fig.6.11 Residual stress distributions ( $l_w = 1.5m$ )

図 6.10 は、図 6.9 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 6.10 より、ケース T の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、歯幅中央付近では  $t_c$  の増加につれて増大し、歯幅端では  $t_c = 3.25, 0.75, 8.5 h$  の順に小さくなるのがわかる。これに対して、ケース TSRW の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $t_c = 8.5 h$  のほうが全歯幅にわたって  $t_c = 0.75 h$  と  $3.25 h$  の場合に比べてかなり小さいことがわかる。

### (3) リム厚さの影響

図 6.11 は、 $b_w/b = 0.25$ ,  $l_w = 1.5m$ ,  $t_c = 0.75, 3.25, 8.5 h$ , ケース T, TSRW の場合に対する歯面およびリム内周の残留応力分布を示す。図 6.11 より、歯面の残留応力の  $t_c$  および歯車側面、リム内周、ウェブ表面の浸炭焼入れによる変化は、 $l_w = 2m$  の場合(図 6.9)と同様の傾向を示すことがわかる。

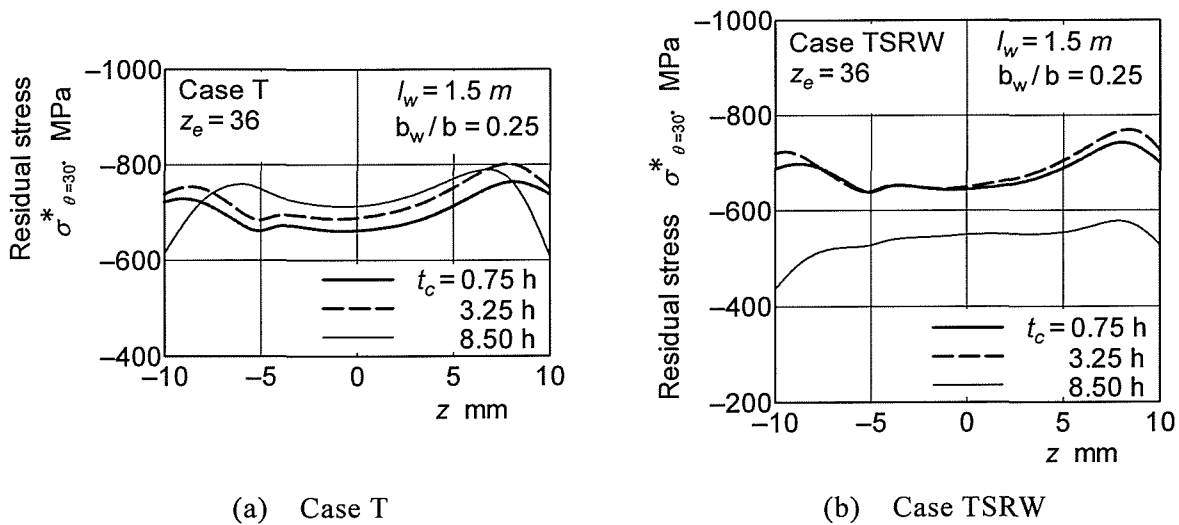


Fig.6.12 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $l_w = 1.5m$ )

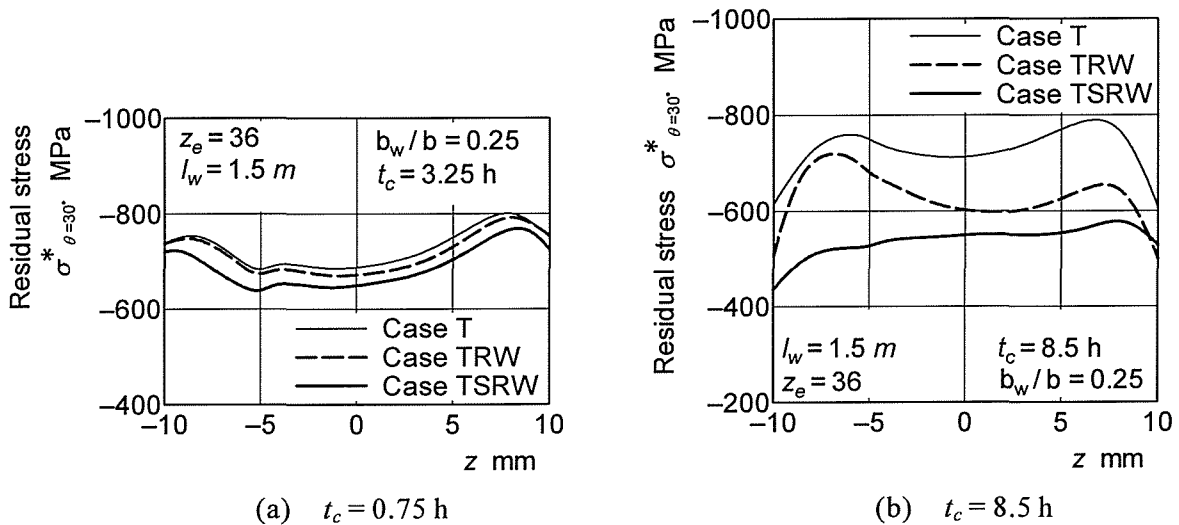


Fig.6.13 Effect of carburized parts on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  ( $l_w = 1.5m$ )

図 6.12 は、図 6.11 の結果から求めた Hofer の歯元危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 6.12 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  の  $t_c$  による変化は、 $l_w = 2m$  の場合(図 6.10)と同様の傾向を示すことがわかる。

図 6.13 は、 $b_w/b = 0.25$ 、 $l_w = 1.5m$ 、 $t_c = 3.25, 8.5$  h、ケース T, TRW, TSRW の場合に対する歯元危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 6.13 より、 $l_w = 1.5m$  の場合にも  $l_w = 2m$  の場合(図 6.8)と同様に、 $t_c = 3.25, 8.5$  h のいずれの場合も、歯車側面、リム内周、およびウェブ表面の浸炭防止をすることによって増大し、その増大の程度は、 $t_c = 8.5$  h のほうが  $t_c = 3.25$  h の場合より大きいことがわかる。

図 6.14 は、 $b_w/b = 0.25$ 、 $l_w = 1.5m, 2m, \infty$  (一体歯車)、ケース T, TSRW、 $t_c = 3.25$

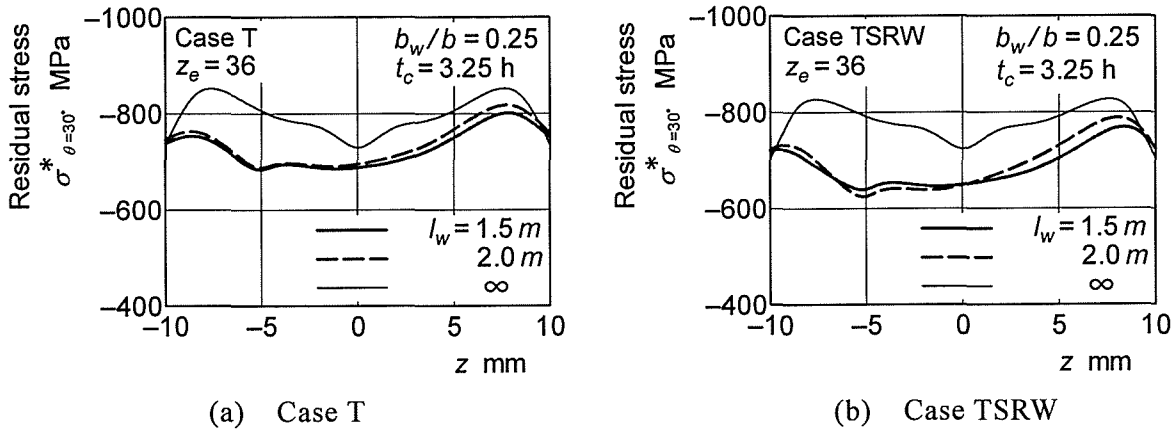


Fig.6.14 Effect of rim thickness  $l_w$  on residual stress ( $t_c = 3.25 h$ )

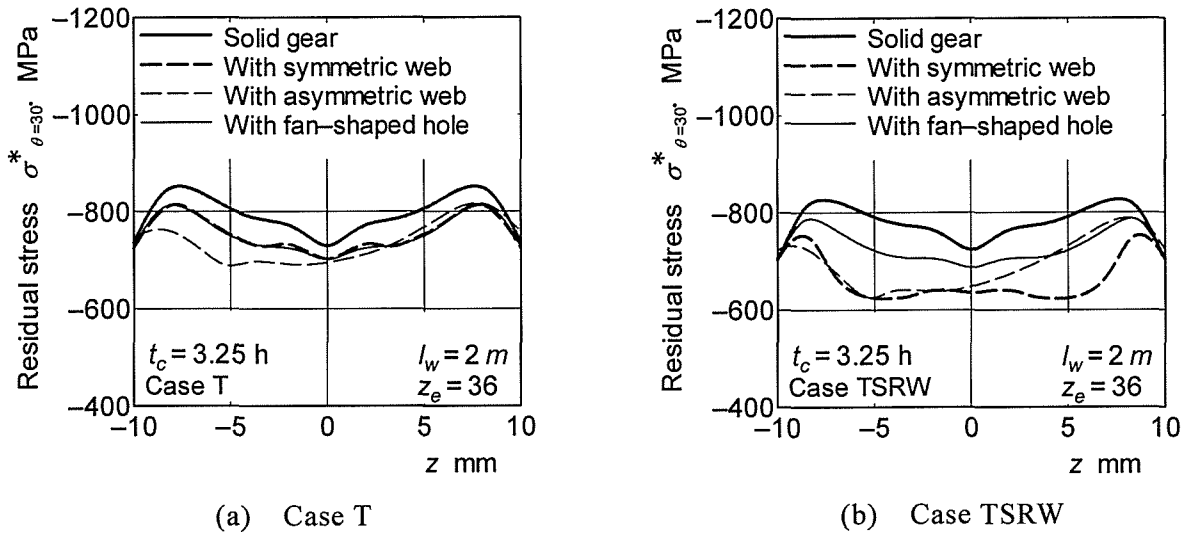


Fig.6.15 Effect of web structure on residual stress ( $l_w = 2 m, t_c = 3.25 h$ )

$h$  の場合に対する歯元危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 6.14 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  の最大値は、ケース T, TSRW のいずれの場合も、リム厚さの減少につれて減少することがわかる。

#### (4) ウェブ構造の影響

図 6.15 は、 $b_w/b = 0.25, l_w = 2 m, t_c = 3.25 h$ , ケース T, TSRW の場合の薄肉非対称ウェブ構造歯車の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を、薄肉対称ウェブ構造歯車、薄肉扇形穴付歯車、および一体歯車の場合と比較して示す。図 6.15 より、ケース T の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、薄肉非対称ウェブ構造歯車、薄肉扇形穴付歯車、薄肉対称ウェブ構造歯車、一体歯車の順に大きくなることがわかる。薄肉非対称ウェブ構造歯車のウェブ側の残留応力が一番小さいのは、ウェブ側の体積膨張が反ウェブ側より遅いからであると考えられ

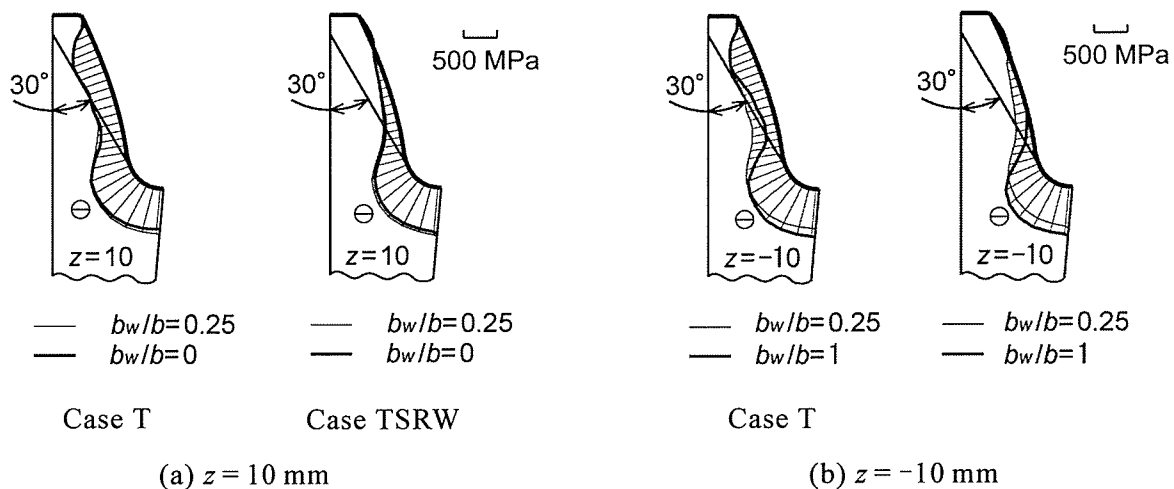


Fig.6.16 Residual stresses distributions ( $l_w = 2m, t_c = 8.5 h$ )

る。また、ケース TSRW の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、薄肉対称ウェブ構造歯車、薄肉非対称ウェブ構造歯車、薄肉扇形穴付歯車、一体歯車の順に大きくなることがわかる。ウェブ構造歯車のウェブ直上断面付近の残留応力が小さくなるのは、ウェブ表面のマルテンサイト変態による体積膨張が、歯面の体積膨張に対する拘束を減少させることによると考えられる。

図 6.16 は、 $l_w = 2m, t_c = 8.5 h$ 、ケース T, TSRW の場合に対して、薄肉非対称ウェブ構造歯車の反ウェブ側、ウェブ側の歯車端面の応力分布をそれぞれ扇形穴付き歯車 ( $b_w/b = 0$ )、一体歯車 ( $b_w/b = 1$ ) の対応位置の応力分布と比較して示す。図 6.16 より、薄肉非対称ウェブ構造歯車の歯車端面の応力分布は、反ウェブ側 ( $z = 10 \text{ mm}$ ) では扇形穴付き歯車とほぼ同じであるが、ウェブ側 ( $z = -10 \text{ mm}$ ) では一体歯車の場合とはかなり異なることがわかる。

#### 5.4 結 言

本章では、三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて、三次元形状の薄肉非対称ウェブ構造歯車の浸炭焼入れ過程の熱伝導解析と弾塑性応力解析を行った。得られた主な点を要約すると、次のとおりである。

(1) 浸炭焼入れによる薄肉非対称ウェブ構造歯車の圧縮残留応力は、リム内周およびウェブ表面を浸炭焼入れすることによって歯底付近で減少し、歯車側面を浸炭焼入れすることによって歯車側面歯先付近で減少する。また、その減少の程度は浸



炭時間  $t_c$  の増加により硬化層厚さが増すと増大する。

(2) 浸炭時間  $t_c=8.5$  h の圧縮残留応力は、リム厚さにかかわらず、 $t_c=0.75$  h と 3.25 h の場合に比べて、ケース T(歯面のみ浸炭)の場合には歯先付近および歯車側面付近でかなり小さくなるのに対し、ケース TSRW(浸炭防止なし)の場合には全歯面にわたって小さくなる。

(3) 浸炭焼入れによる薄肉非対称ウェブ構造歯車の 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)]の歯たけ方向の圧縮残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、リム厚さにかかわらず、歯車側面、リム内周、およびウェブ表面を浸炭防止することによって増大する。また、その増大の程度は浸炭時間  $t_c$  の増加につれて増大する。

(4) 浸炭焼入れによる薄肉非対称ウェブ構造歯車の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  の最大値は、ケース T, TSRW のいずれの場合も、リム厚さの減少につれて減少する。

(5) 浸炭焼入れによる歯車の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、歯面のみ浸炭した場合には、薄肉非対称ウェブ構造歯車、薄肉扇形穴付歯車、薄肉対称ウェブ構造歯車、一体歯車の順に、浸炭防止しない場合には、薄肉対称ウェブ構造歯車、薄肉非対称ウェブ構造歯車、薄肉扇形穴付歯車、一体歯車の順に大きくなる。

(6) 浸炭焼入れ薄肉非対称ウェブ構造歯車の歯車端面の残留応力分布は、反ウェブ側では扇形穴付き歯車とほぼ同じであるが、ウェブ側では一体歯車の場合とはかなり異なる。

## 第7章 浸炭焼入れ平内歯車の残留応力

### 7.1 緒言

平内歯車の歯元応力については、数多くの研究結果<sup>(7.1)~(7.16)</sup>が報告されているが、曲げ疲労強度および残留応力に関する研究<sup>(7.17)~(7.20)</sup>は少なく、また、これらの研究は調質内歯車に対する曲げ疲労試験結果と二次元有限要素法(2D-FEM)による残留応力の計算結果などである。ところが、第2~6章の研究結果により、歯幅の狭い(歯幅  $b=10, 20$  mm)平外歯車の浸炭焼入れによる残留応力は、歯幅方向の位置によってかなり異なり、浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労強度は残留応力と密接な関係を持っていることが分かった。従って、浸炭焼入れ平内歯車の曲げ疲労強度に関する研究を進めるためには、浸炭焼入れによって生じる残留応力も三次元有限要素法(3D-FEM)による評価を行う必要があるものと考えられる。

本章では、種々の浸炭焼入れ条件のもとで、厚肉および薄肉平内歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力を、三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて求め、浸炭焼入れによる残留応力に及ぼす浸炭部(歯面, 側面, リム外周), 浸炭時間(硬化層厚さ), リム厚さ, 歯幅および基準圧力角の影響などについて検討を加える<sup>(7.21)</sup>。

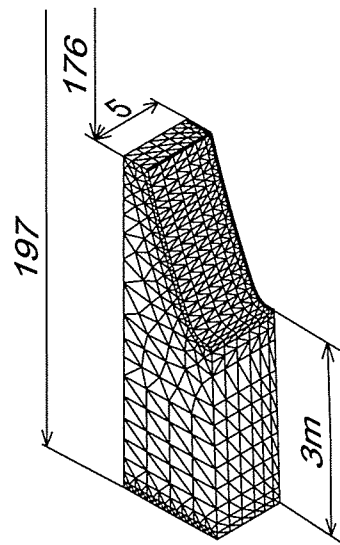
### 7.2 3D-FEMによる温度・応力解析

本計算の対象とした歯車の主諸元は、表 7.1 に示すモジュール  $m=4$ , 歯数  $z_i=90$ , 基準圧力角  $\alpha_0=20, 27^\circ$ , 歯幅  $b=10, 20$  mm, リム厚さ  $l_w=1.5m$  ( $m$ : モジュール),  $2m, 3m, 5m$  のものである。これらの歯形は、歯数  $z_c=25$ , 頂げき  $c_K=0.25m$ , 工具歯先丸み半径  $r_0=0.15m$  ( $\alpha_0=27^\circ$  の場合は  $0.1m$ ) のピニオンカッタで創成歯切りされるものである。歯車材料は、SNC815 で、この材料の降伏応力, 熱膨張係数は、図 2.28 および図 2.29 に示す関係を用いた<sup>(7.20)</sup>。また計算に必要な熱伝達係数  $h$ , 密度  $\rho$ , 比熱  $c$ , 熱伝導率  $\lambda$ , 縦弾性係数  $E$ , ポアソン比  $\nu$  は、それぞれ  $h=1744$  W/( $m^2 \cdot K$ ),  $\rho=7860$  kg/ $m^3$ ,  $c=586$  J/( $kg \cdot K$ ),  $\lambda=41.9$  W/( $m \cdot K$ ),  $E=206$  GPa,  $\nu=0.3$  を用いた<sup>(7.20)</sup>。熱処理条件は図 2.27 に示す浸炭焼入れ条件で、浸炭雰囲気は、文献(7.20)で用いられたものと同じと考えている。それらの浸炭雰囲気では、浸炭時間  $t_c=0.75, 3.25$ ,

Table 7.1 Dimensions of spur internal gears

Module	$m$	4		
Number of teeth	$z_i$	90		
Pressure angle	$\alpha_0$	20°		27°
Face width	$b$	10 mm	20 mm	10 mm
Rim thickness	$l_w$	1.5 $m^*$ , 2 $m$ , 3 $m$ , 5 $m$	2 $m$	2 $m$ , 5 $m$

\* $m$  : module



Total no. of Elements: 5130,

Total no. of Nodes: 1267

Fig.7.1 Mesh pattern of FEM model ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10$  mm,  $l_w = 3m$ )

8.5 h の 3 種類に対して、硬化層厚さは、ビッカース硬さ  $Hv = 550$  でそれぞれ 0.4, 0.8, 1.4 mm 程度<sup>(7.20)</sup>になる。

歯車形状の対称性および浸炭焼入れ条件の円周方向の一様性(歯形中心面に対する変形の対称性)を考慮して、本計算では、歯幅中央から歯幅端までの歯の 1/2 に対して、四面体要素を用いて要素分割を行い、炭素濃度、温度および応力の計算を行った。図 7.1 に、 $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10$  mm,  $l_w = 3m$  の場合に対する FEM モデルの要素分割パターンを示す。

炭素濃度分布の計算は、図 2.31 に示す模式図を用いて、浸炭条件と浸炭表面から要素の重心までの距離から求めた<sup>(7.20)</sup>。熱伝導解析では、浸炭後 850 °C から 65 °C の油中で冷却されるものとしている。冷却表面は、歯面(歯先面、歯底面も含む)、歯

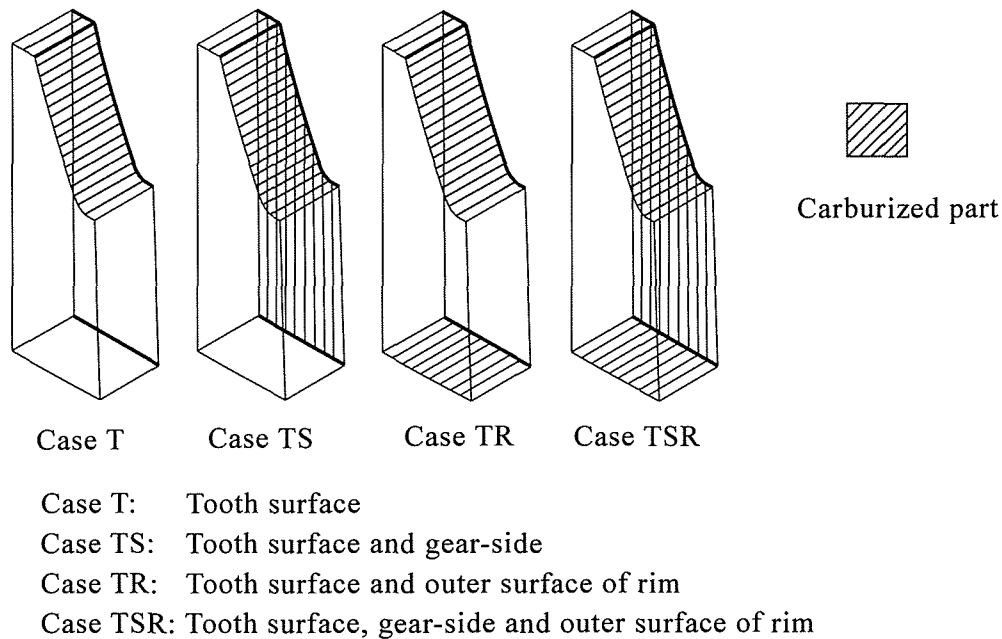


Fig.7.2 Carburized parts

車側面およびリム外周としている。弾塑性応力解析では、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。

浸炭部としては，歯面，歯車側面およびリム外周の3箇所を考え，図7.2に示すように歯面のみから浸炭される場合をケース T，歯面と歯車側面から浸炭される場合をケース TS，歯面とリム外周から浸炭される場合をケース TR，歯面，歯車側面およびリム外周から浸炭される場合をケース TSR とした。

### 7.3 計算結果および考察

#### 7.3.1 焼入れ過程の温度

図7.3は，基準圧力角  $\alpha_0=20^\circ$ ，歯幅  $b=10\text{ mm}$ ，リム厚さ  $l_w=3m$  ( $m$ :モジュール)の場合に対する焼入れ過程の温度を等温線で示す。図7.3より，歯幅方向の各断面の温度分布がかなり異なること，歯車の歯面，側面，リム外周の温度は，歯幅中央のリム中心(歯底とリム外周の間)の温度より早く低下することがわかる。

図7.4は， $\alpha_0=20^\circ$ ， $b=10\text{ mm}$ ， $l_w=2m$ の場合に対する焼入れ過程の温度を等温線で示す。図7.3と図7.4の結果より，内歯車の温度は，外歯車の場合(図3.5，図3.6)と同様に，リム厚さ  $l_w$ の減少につれて早く低下することがわかる。

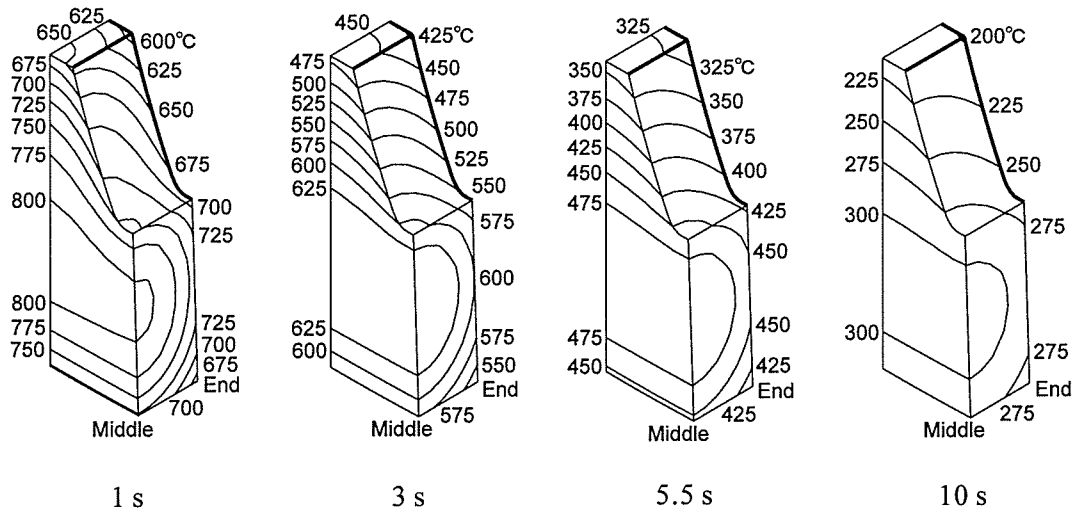


Fig.7.3 Contour lines of temperatures during quenching process ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10$  mm,  $l_w = 3m$ )

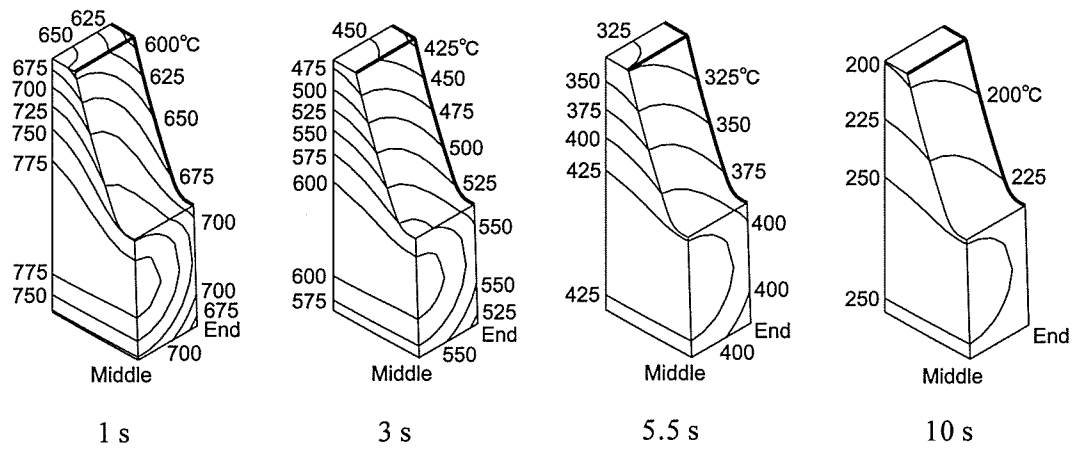


Fig.7.4 Contour lines of temperatures during quenching process ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10$  mm,  $l_w = 2m$ )

図 7.5 は、 $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 20$  mm,  $l_w = 2m$  の場合に対する焼入れ過程の温度を等温線で示す。図 7.4 と図 7.5 の結果より、内歯車の温度は、外歯車の場合(図 3.3, 図 3.4)と同様に、歯幅  $b$  の減少につれて早く低下することがわかる。

### 7.3.2 焼入れ過程の応力

図 7.6 は、 $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10$  mm,  $l_w = 3m$ , 浸炭時間  $t_c = 3.25$  h, ケース T(歯面のみ浸炭：図 7.2)の場合に対する焼入れ過程の歯面およびリム外周の応力分布を示す。図 7.6 中の歯面の応力は、歯形に沿って生じる歯たけ方向の主応力値を歯面垂直方向に、リム外周の応力は円周方向の主応力値をリム外周に垂直方向に取って表したもので、

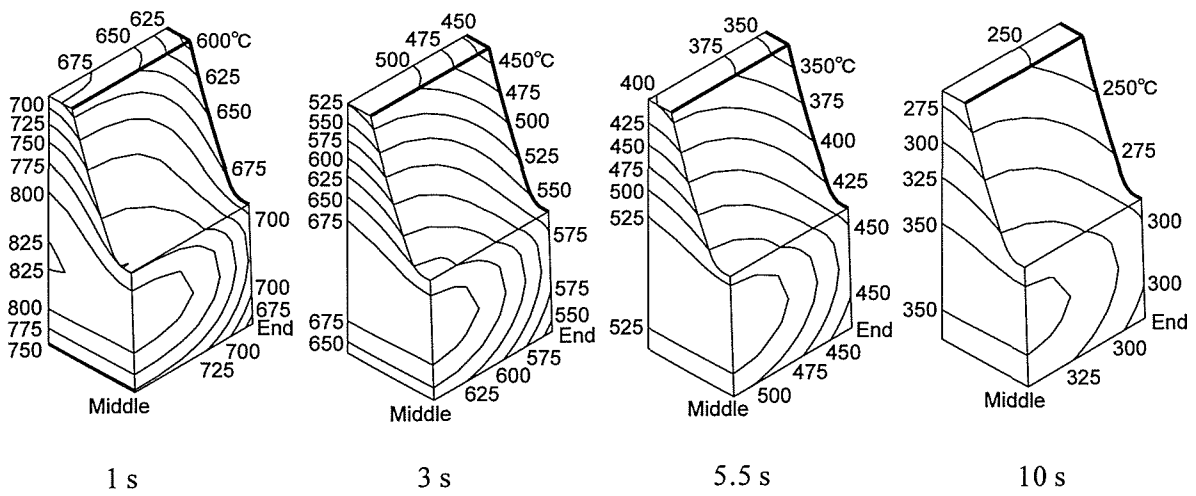


Fig.7.5 Contour lines of temperatures during quenching process ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 20$  mm,  $l_w = 2$  m)

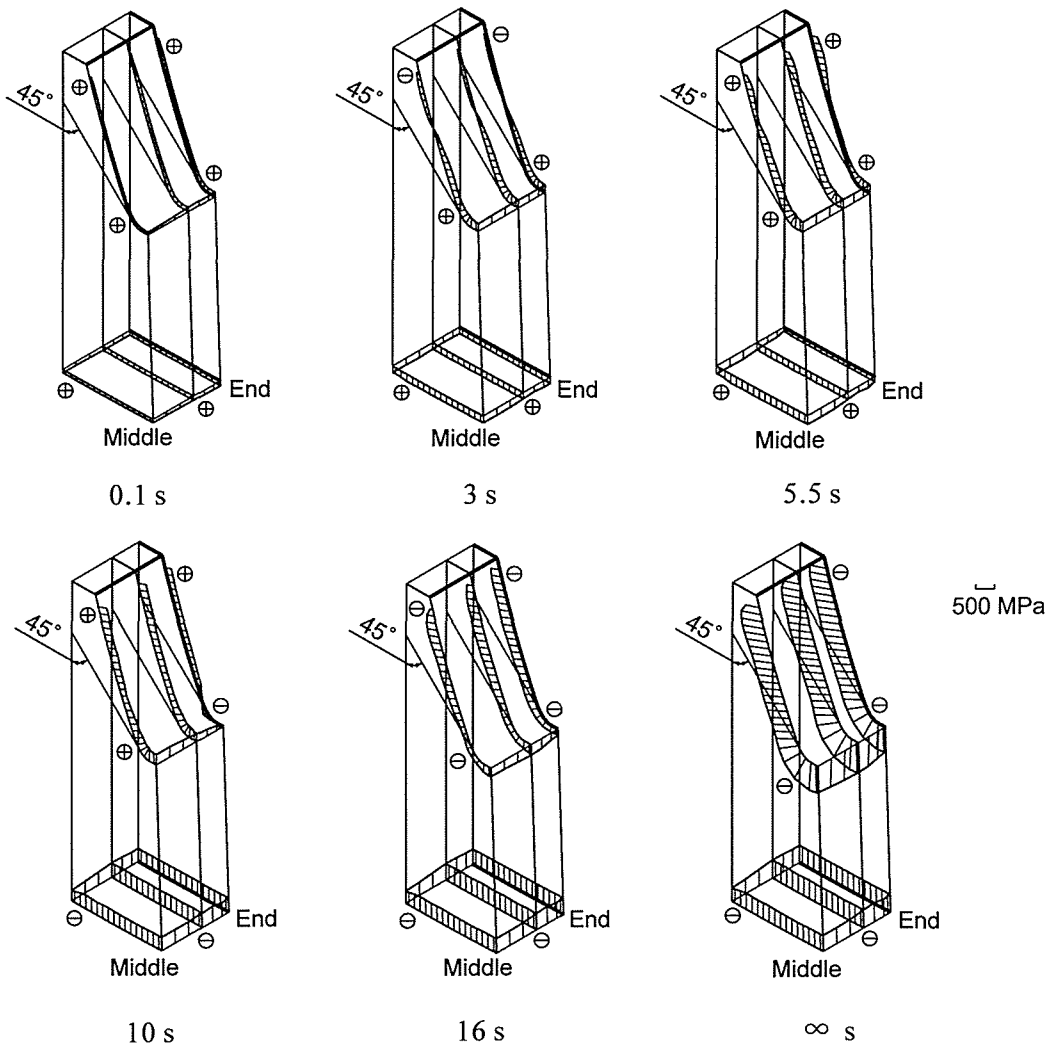


Fig.7.6 Stress distributions during quenching process ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10$  mm,  $l_w = 3$  m,  $t_c = 3.25$  h, Case T)

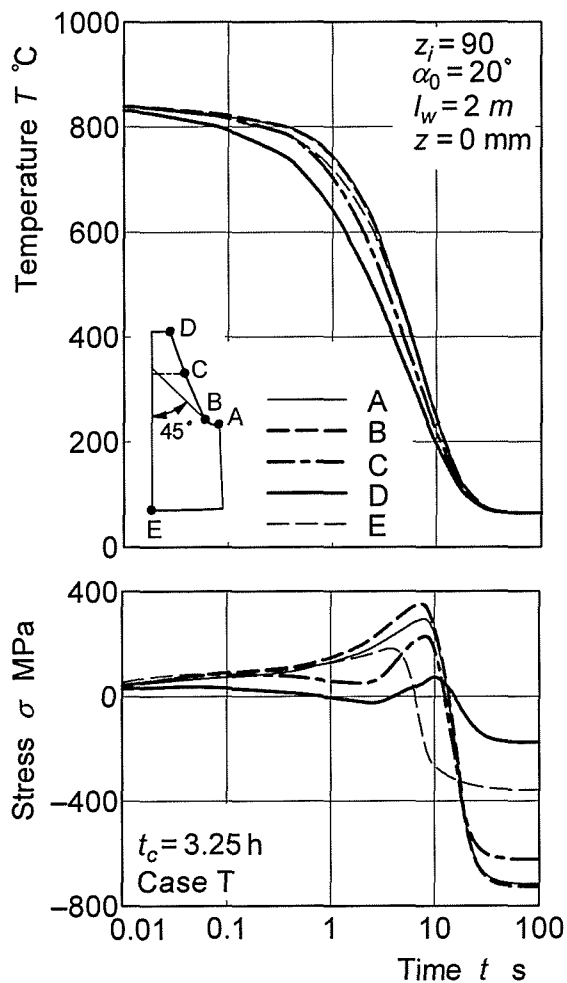


Fig.7.7 Temperatures and stress during quenching process  
( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10\text{ mm}$ ,  $l_w = 3\text{ m}$ ,  $t_c = 3.25\text{ h}$ , Case T)

符号 $\oplus$ ,  $\ominus$ はそれぞれ引張, 圧縮応力を表す. 図 7.6 より, 歯面の応力は, 焼入れ初期の時刻  $t = 0.1\text{ s}$  には引張応力になり, 時間の経過につれてまず歯先付近から圧縮応力になる. その後, 歯先付近では引張応力, 歯幅端歯底付近では圧縮応力になり, さらに時間が経過すると, 全歯面で引張応力になる.  $t = 16\text{ s}$  では, 全歯面の応力は圧縮応力になり, 焼入れ終了時も全歯面で圧縮応力になる. また, リム外周の応力は, 焼入れ開始初期に引張応力になり, 時間の経過につれて増加減少し, 焼入れ終了時には圧縮応力になる.

図 7.7 は,  $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10\text{ mm}$ ,  $l_w = 3\text{ m}$ ,  $t_c = 3.25\text{ h}$ , ケース T の場合に対する焼入れ過程の歯幅中央 ( $z = 0\text{ mm}$ ) 断面上各位置の温度と応力の時間的变化を示す. 図 7.7 中の記号 A, B, C, D, E は, それぞれ歯面上の歯底中心位置, 接線角度  $\theta = 45^\circ$  ( $\theta$ : 歯形中心線と歯元すみ肉曲線の接線のなす角) の断面位置 ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $l_w \geq 3\text{ m}$  の平内歯

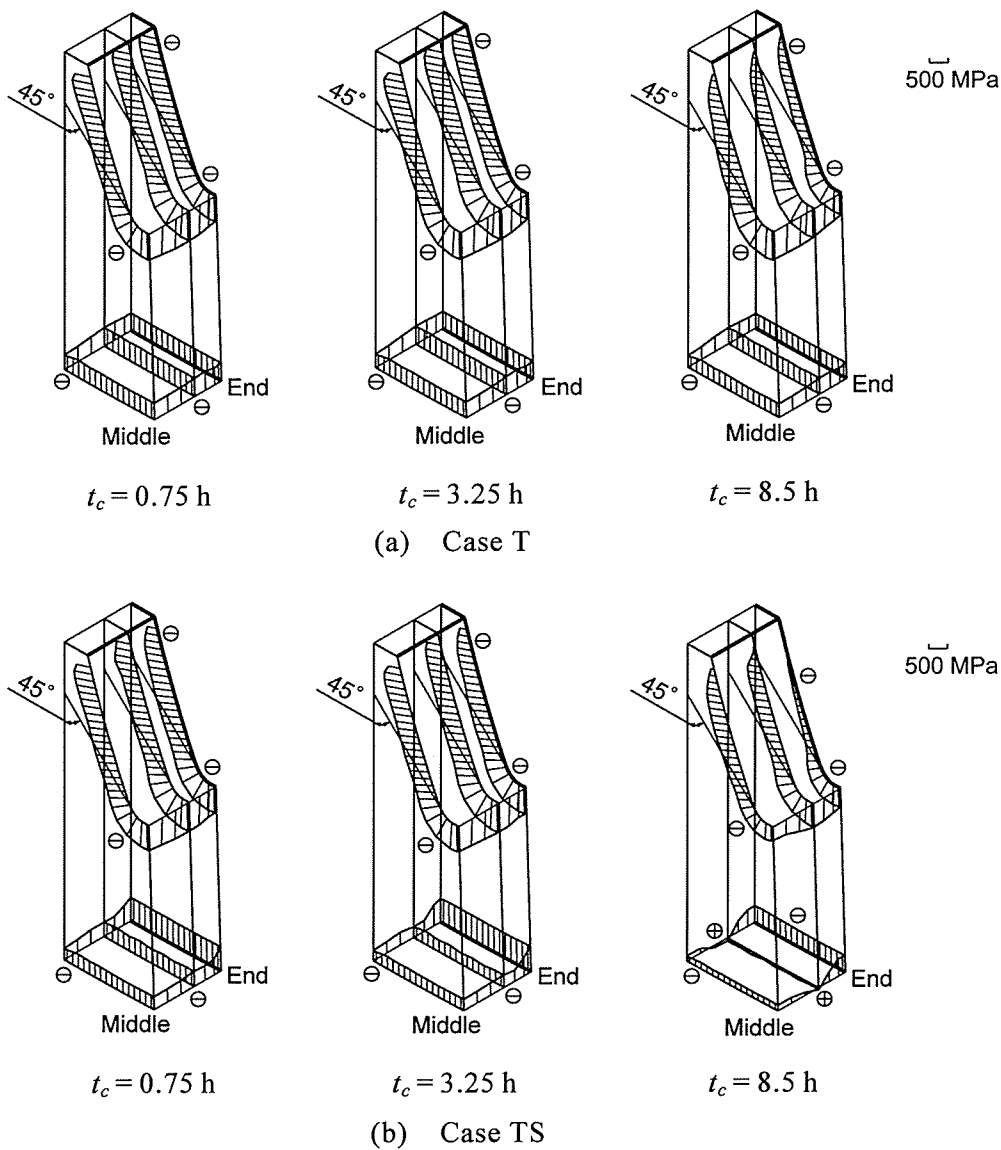


Fig.7.8 Effect of carburizing time on residual stress distributions  
 ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10 \text{ mm}$ ,  $l_w = 3m$ )

車の歯元危険断面位置<sup>(7.17)~(7.19)</sup>，ピッチ円周位置，歯先端位置およびリム外周上の歯形中心線位置を表す。また，図 7.7 中の応力は，歯面上各位置では，歯面に沿って生じる歯たけ方向の主応力値を，リム外周位置では，リム外周に沿う円周方向の主応力値を取っている。図 7.7 より，歯元危険断面位置および歯底中心位置の応力は，いずれも焼入れ開始初期には引張応力になり，時間の経過につれて徐々に増加して，マルテンサイト変態開始温度(約 200~400℃で，炭素濃度によって異なる)付近で最大値に達した後，急激に減少して圧縮応力に変わり，焼入れ終了時には大きな圧縮応力になる。



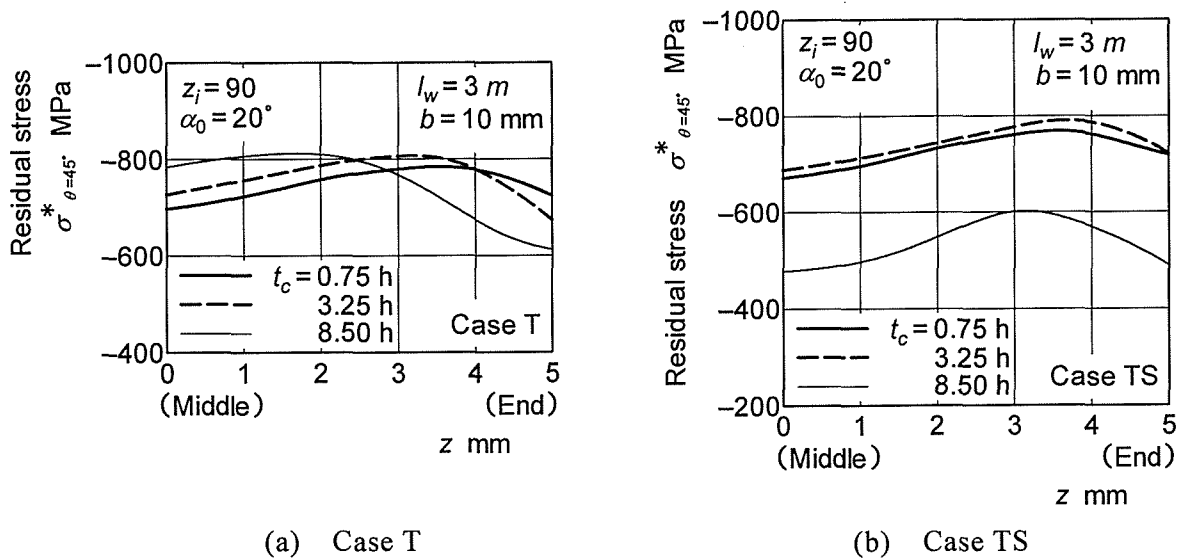


Fig.7.9 Effect of carburizing time on residual stress  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$   
 ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10 \text{ mm}$ ,  $l_w = 3 \text{ m}$ )

### 7.3.3 残留応力

#### (1) 浸炭時間の影響

図 7.8 は、 $\alpha_0 = 20^\circ$ 、 $b = 10 \text{ mm}$ 、 $l_w = 3 \text{ m}$ 、 $t_c = 0.75, 3.25, 8.5 \text{ h}$ 、ケース T, TS(歯車歯面と側面浸炭：図 7.2)の場合に対する歯面およびリム外周の残留応力分布を示す。図 7.8 中の応力表示は図 7.6 の場合と同じである。図 7.8 より、歯面の圧縮残留応力は、ケース T, TS のいずれの場合も、 $t_c = 0.75 \text{ h}$  と  $3.25 \text{ h}$  の場合にはほとんど変わらないが、 $t_c = 8.5 \text{ h}$  の場合には歯先付近でかなり小さくなるのがわかる。これは外歯車の場合(図 3.14)と同様な傾向を示す。

図 7.9 は、図 7.8 の結果から求めた歯元危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  を示す。図 7.9 より、ケース T の  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  は、浸炭時間  $t_c$  の増加につれて歯幅中央付近では増加するが、歯幅端付近では逆に減少することがわかる。また、ケース TS の  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  は、 $t_c = 0.75 \text{ h}$  と  $3.25 \text{ h}$  の場合に比べて、 $t_c = 8.5 \text{ h}$  のほうが全歯幅にわたって減少することがわかる。

図 7.10 は、 $\alpha_0 = 20^\circ$ 、 $b = 10 \text{ mm}$ 、 $l_w = 5 \text{ m}$ 、 $t_c = 0.75, 3.25, 8.5 \text{ h}$ 、ケース T, TS の場合の  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  を示す。図 7.10 より、 $l_w = 5 \text{ m}$  の場合にも  $l_w = 3 \text{ m}$  の場合(図 7.9)と同様に、ケース T の場合の  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  は、浸炭時間  $t_c$  の増加につれて歯幅中央付近では増加するが、歯幅端付近では逆に減少すること、ケース TS の  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  は、 $t_c = 0.75 \text{ h}$  と  $3.25$

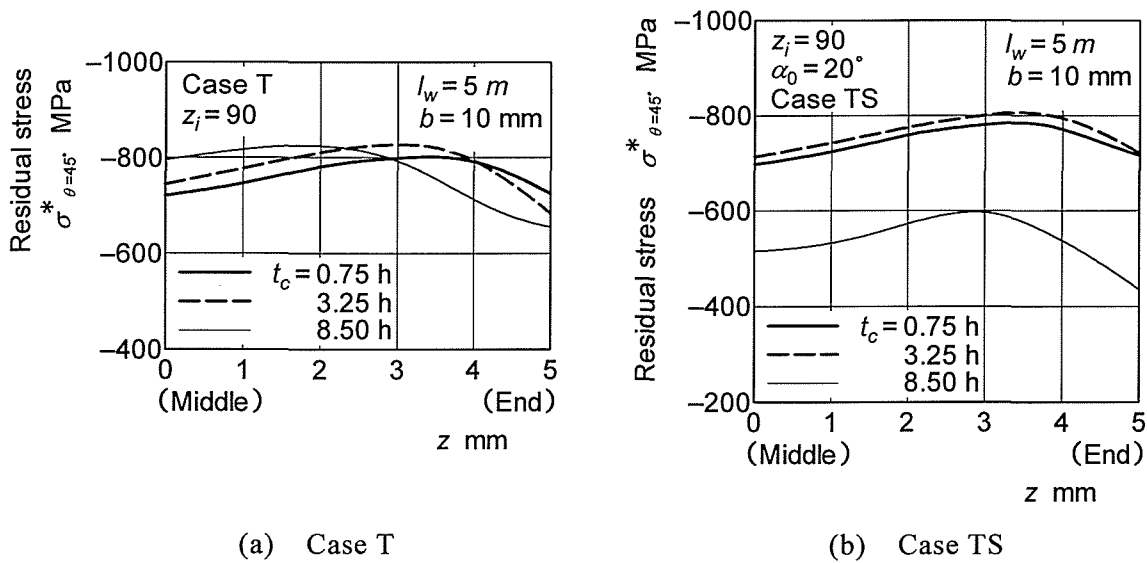


Fig.7.10 Effect of carburizing time on residual stress  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$   
 ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10 \text{ mm}$ ,  $l_w = 5 \text{ m}$ )

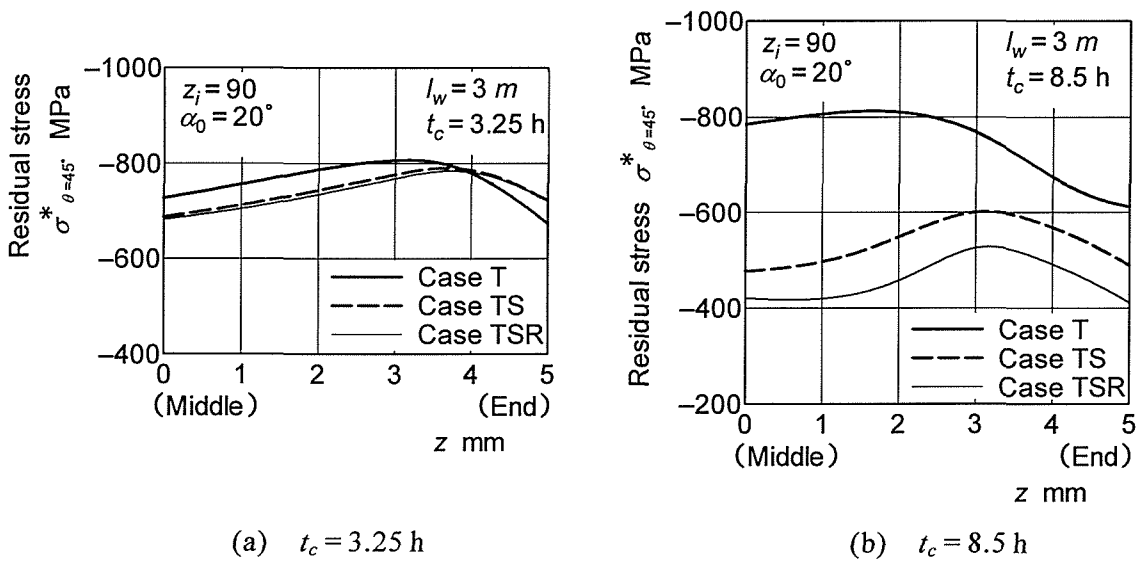


Fig.7.11 Effect of carburized parts on residual stress  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$   
 ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10 \text{ mm}$ ,  $l_w = 3 \text{ m}$ )

h の場合に比べて、 $t_c = 8.5 \text{ h}$  のほうが全歯幅にわたって減少することがわかる。

## (2) 浸炭部の影響

図 7.11 は、 $\alpha_0 = 20^\circ$ 、 $b = 10 \text{ mm}$ 、 $l_w = 3 \text{ m}$ 、 $t_c = 3.25$ 、 $8.5 \text{ h}$ 、ケース T、TS、TSR (浸炭防止なし：図 7.2) の場合の歯元危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  を示す。図 7.11 より、歯元危険断面位置の残留応力に及ぼす浸炭部の影響の程度は、外歯車の場合 (図 3.11) と同様に、 $t_c = 3.25 \text{ h}$  の場合に比べて、 $t_c = 8.5 \text{ h}$  の場合の方が大きいことがわか

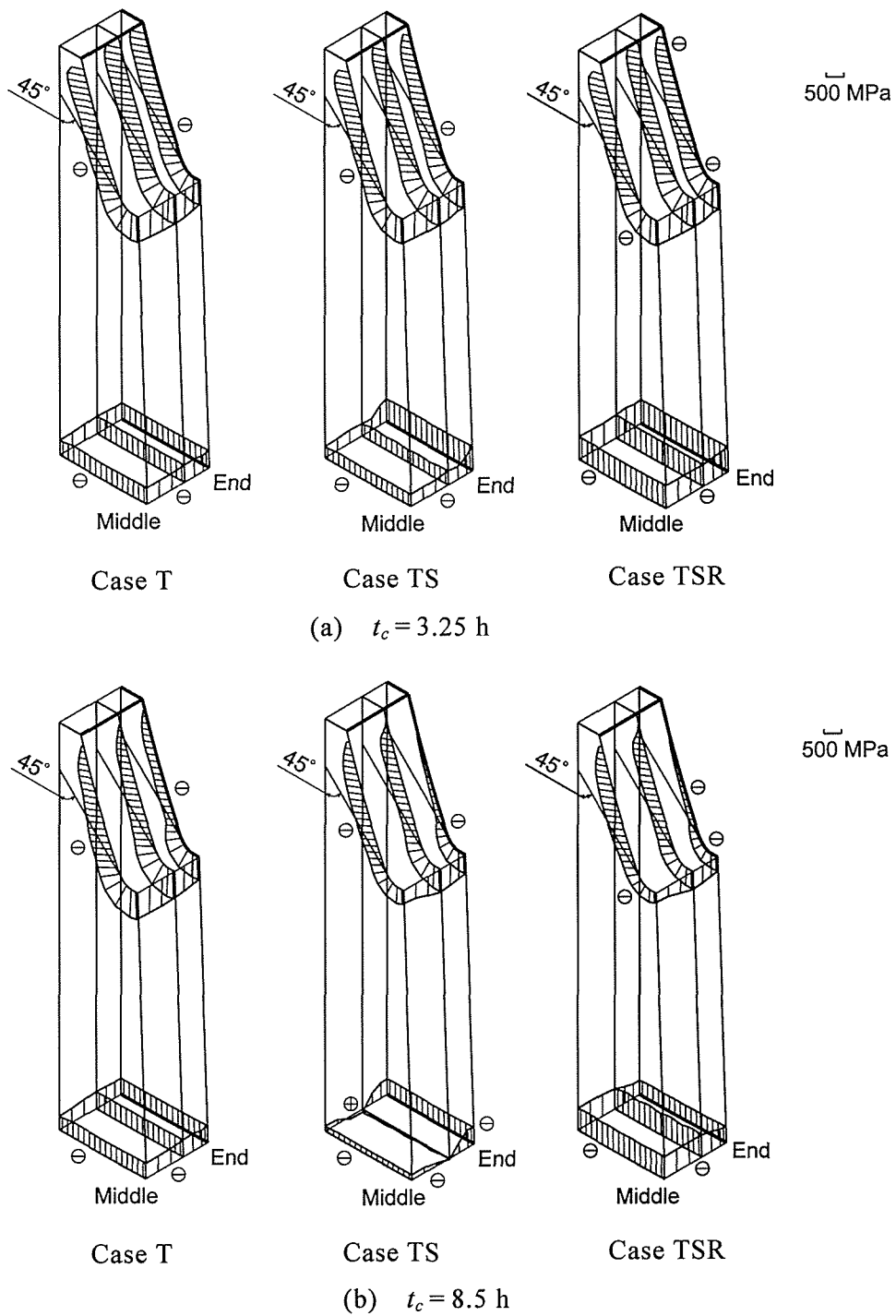


Fig.7.12 Effect of carburized parts on residual stress distributions  
 ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10 \text{ mm}$ ,  $l_w = 5m$ )

る。また、歯幅中央付近の $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$ は、歯車側面およびリム外周を浸炭焼入れすることにより減少することがわかる。これは、歯車側面およびリム外周のマルテンサイト変態による体積膨張が歯面の体積膨張に対する拘束を減少させることによると考えられる。

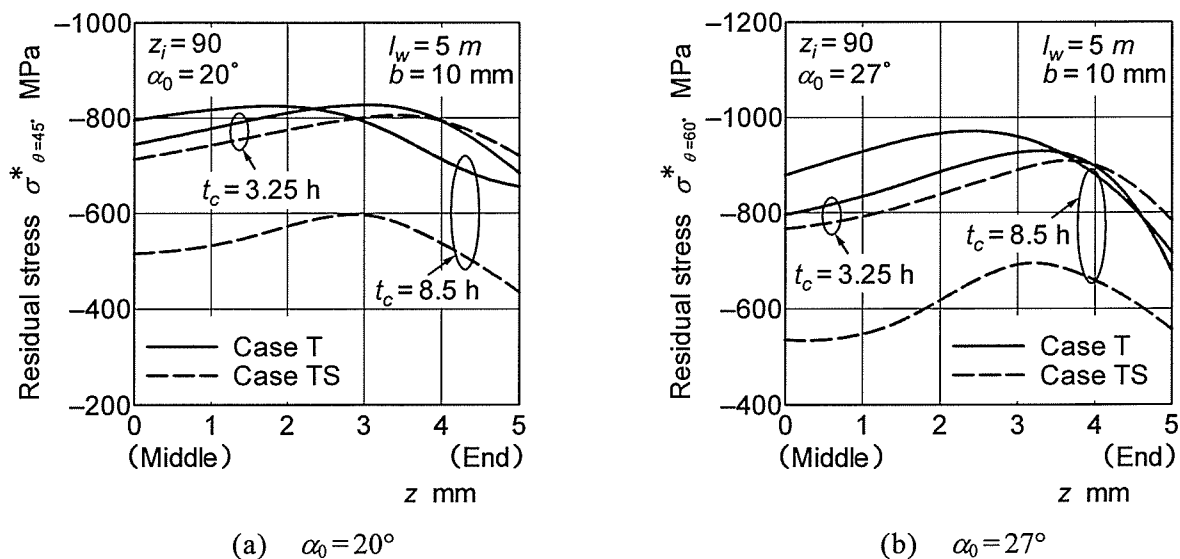
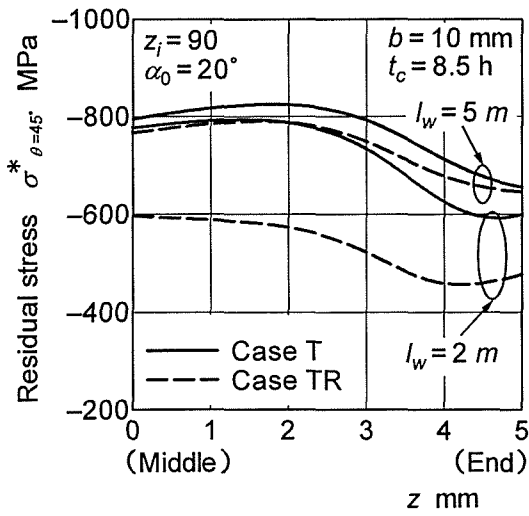


Fig.7.13 Effect of gear-side carburizing on  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$ ,  $\sigma^*_{\theta=60^\circ}$  ( $b=10\text{ mm}$ ,  $l_w=5\text{ m}$ )

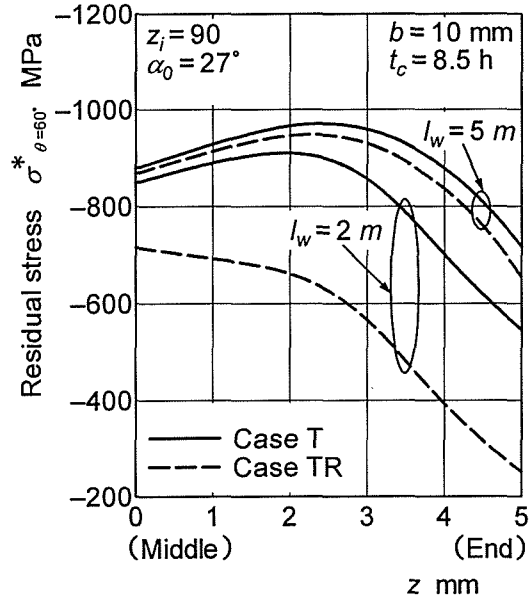
図 7.12 は、 $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10\text{ mm}$ ,  $l_w = 5\text{ m}$ ,  $t_c = 3.25, 8.5\text{ h}$ , ケース T, TS, TSR の場合に対する歯面およびリム外周の残留応力分布を示す。図 7.12 より、 $l_w = 5\text{ m}$  の場合にも  $l_w = 3\text{ m}$  の場合(図 7.8)と同様に、歯幅端歯先付近の残留応力は、側面を浸炭焼入れすることによって減少し、その減少の程度は、 $t_c = 8.5\text{ h}$  の場合の方が  $t_c = 3.25\text{ h}$  の場合より大きいことがわかる。また、ケース TSR 場合の残留応力は、ケース TS の場合に比べて、 $t_c = 3.25\text{ h}$  の場合にはほとんど変わらないが、 $t_c = 8.5\text{ h}$  の場合には歯底付近で減少することがわかる。

図 7.13 は、 $\alpha_0 = 20, 27^\circ$ ,  $b = 10\text{ mm}$ ,  $l_w = 5\text{ m}$ ,  $t_c = 3.25, 8.5\text{ h}$ , ケース T, TS の場合の歯元危険断面位置 ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $l_w \geq 3\text{ m}$  の平内歯車は接線角度  $\theta = 45^\circ$ ,  $\alpha_0 = 27^\circ$ ,  $l_w \geq 5\text{ m}$  の平内歯車<sup>(7.5), (7.14)</sup>は  $\theta = 60^\circ$ ) の残留応力  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$ ,  $\sigma^*_{\theta=60^\circ}$  を示す。図 7.13 より、 $l_w = 5\text{ m}$  の場合の歯元危険断面位置の残留応力は、 $\alpha_0 = 20, 27^\circ$  のいずれの場合も、 $l_w = 3\text{ m}$  の場合(図 7.11)と同様に、側面を浸炭焼入れすることにより歯幅中央付近で減少し、その減少の程度は  $t_c = 8.5\text{ h}$  の場合の方が  $t_c = 3.25\text{ h}$  の場合より大きいことがわかる。

図 7.14 は、 $\alpha_0 = 20, 27^\circ$ ,  $b = 10\text{ mm}$ ,  $l_w = 2\text{ m}, 5\text{ m}$ ,  $t_c = 3.25, 8.5\text{ h}$ , ケース T, TR の場合の  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  ( $\alpha_0 = 27^\circ$  の場合は  $\sigma^*_{\theta=60^\circ}$ ) を示す。図 7.14 より、 $\alpha_0 = 20^\circ$  の場合の  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  と  $\alpha_0 = 27^\circ$  の場合の  $\sigma^*_{\theta=60^\circ}$  は、いずれのリム厚さの場合も、リム外周を浸炭焼入れすることにより減少し、その減少の程度は  $l_w = 2\text{ m}$  の場合の方が  $l_w = 5\text{ m}$  の場合より大きいことがわかる。

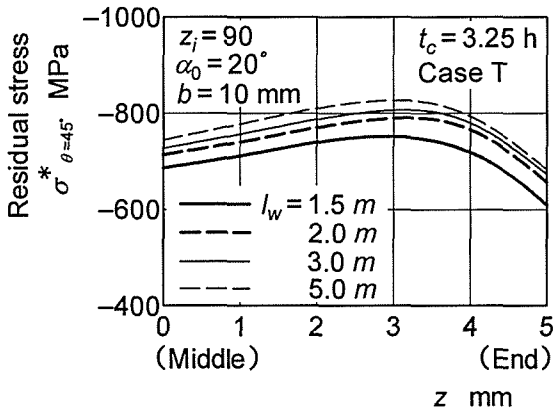


(a)  $\alpha_0 = 20^\circ$

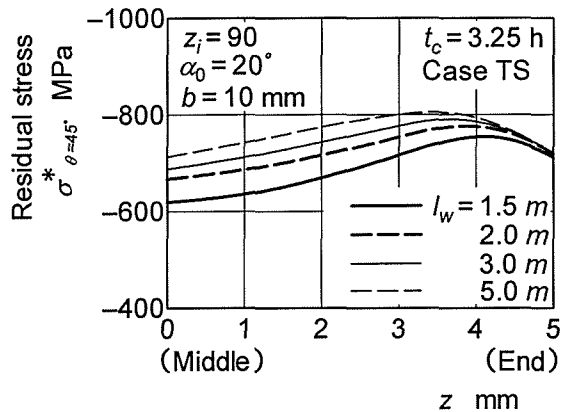


(b)  $\alpha_0 = 27^\circ$

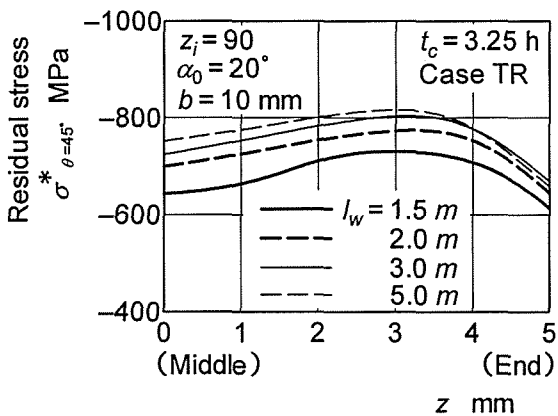
Fig.7.14 Effect of outer surface carburizing of rim on  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$ ,  $\sigma^*_{\theta=60^\circ}$  ( $b = 10 \text{ mm}$ ,  $t_c = 8.5 \text{ h}$ )



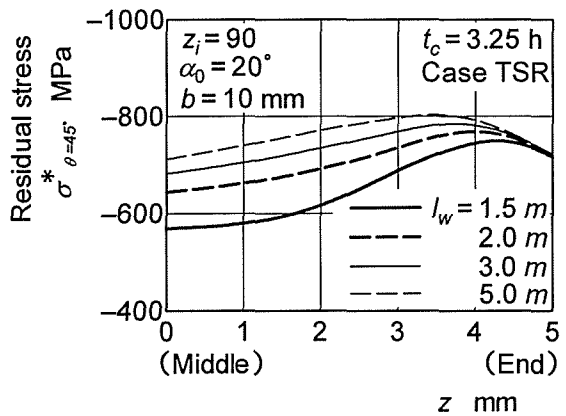
(a) Case T



(b) Case TS

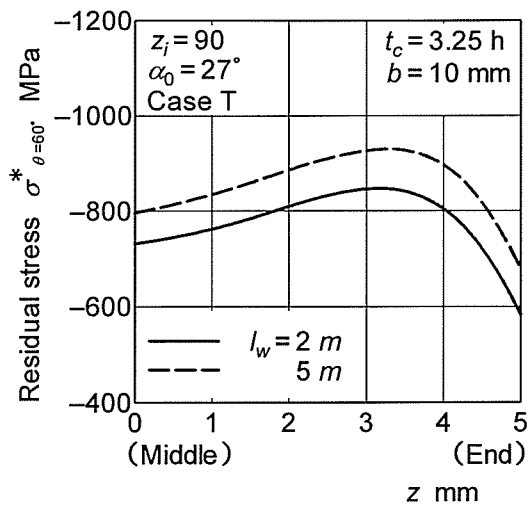


(c) Case TR

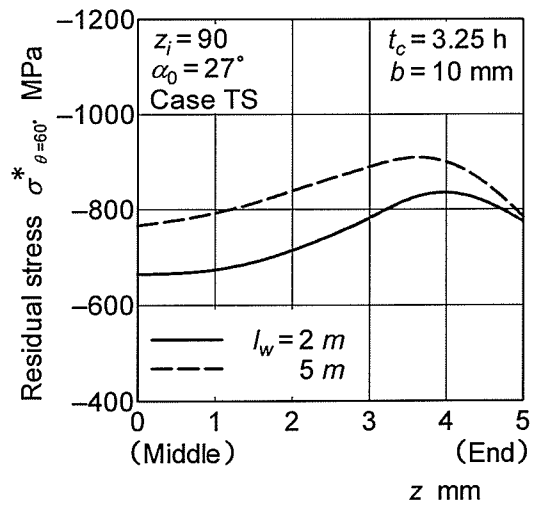


(d) Case TSR

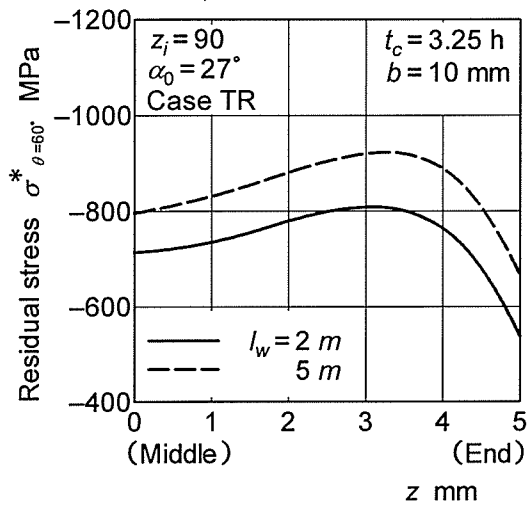
Fig.7.15 Effect of rim thickness on residual stress  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$   
( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10 \text{ mm}$ ,  $t_c = 3.25 \text{ h}$ )



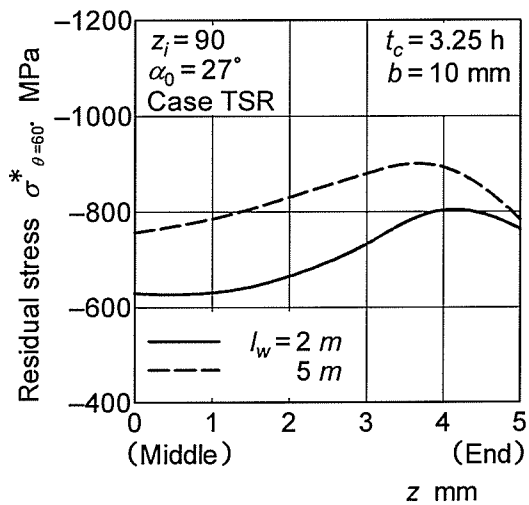
(a) Case T



(b) Case TS



(c) Case TR



(d) Case TSR

Fig.7.16 Effect of rim thickness on residual stress  $\sigma^*_{\theta=60}$   
( $\alpha_0=27^\circ$ ,  $b=10$  mm,  $t_c=3.25$  h)

### (3) リム厚さの影響

図 7.15 は、 $\alpha_0=20^\circ$ 、 $b=10$  mm、 $l_w=1.5$  m、 $2$  m、 $3$  m、 $5$  m、 $t_c=3.25$  h、ケース T、TS、TR、TSR の場合の  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  を示す。図 7.15 より、歯幅中央付近の  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  は、ケース T、TS、TR、TSR のいずれの場合も、外歯車の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  (図 3.25) と同様に、リム厚さの減少につれて減少することがわかる。これは、浸炭焼入れによる歯元の膨張に対する拘束がリム厚さの減少につれて減少することによると考えられる。

図 7.16 は、 $\alpha_0=27^\circ$ 、 $b=10$  mm、 $l_w=2$  m、 $5$  m、 $t_c=3.25$  h、ケース T、TS、TR、TSR の場合の  $\sigma^*_{\theta=60^\circ}$  を示す。図 7.16 より、 $\alpha_0=27^\circ$  の場合にも  $\alpha_0=20^\circ$  の場合 (図 7.15) と

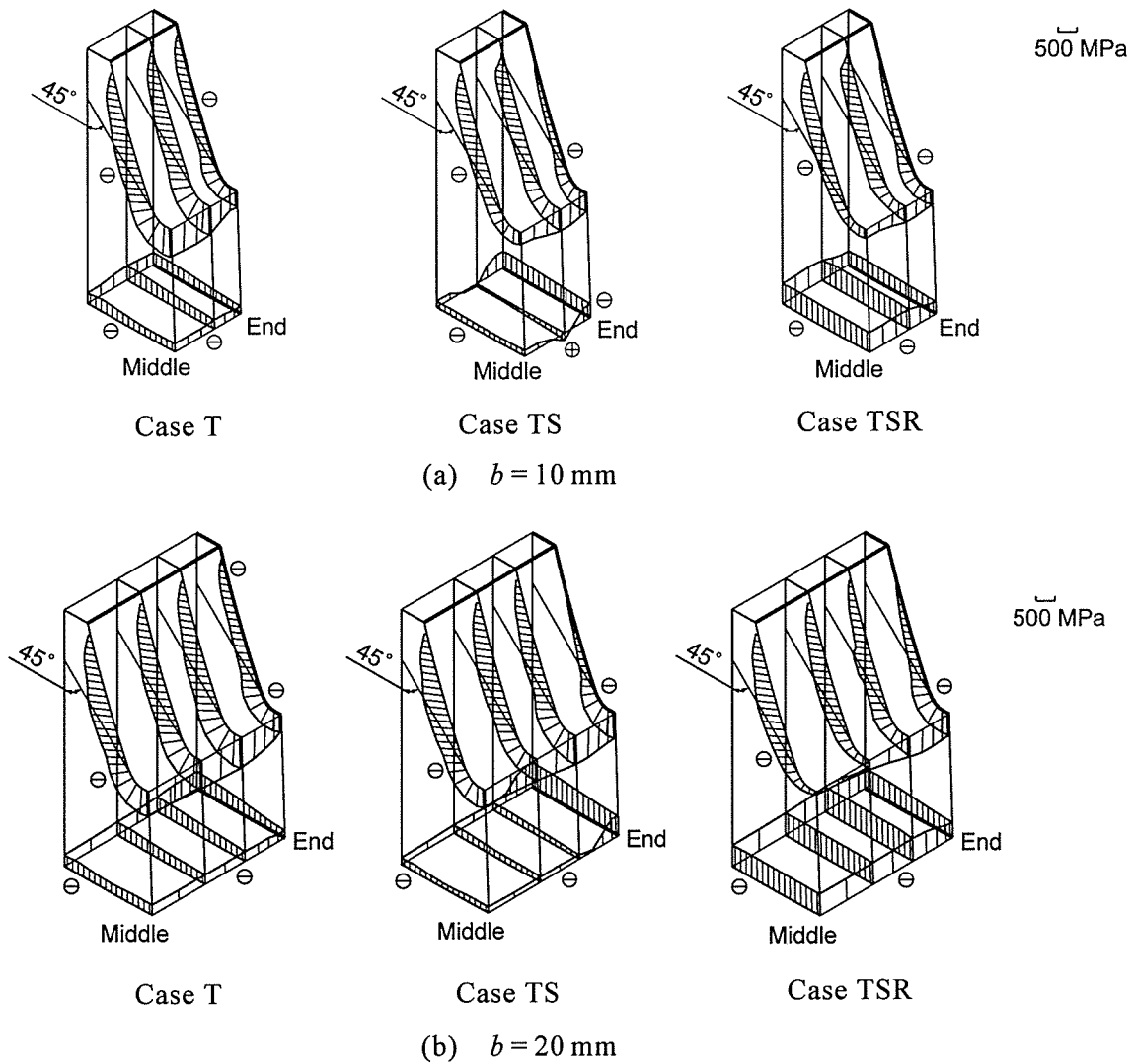


Fig.7.17 Effect of carburized parts on residual stress distributions  
 ( $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $l_w = 2m$ ,  $t_c = 8.5 h$ )

同様に、 $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$ は、ケース T, TS, TR, TSR のいずれの場合も、リム厚さの減少につれて減少することがわかる。

#### (4) 歯幅の影響

図 7.17 は、 $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10, 20 mm$ ,  $l_w = 2m$ ,  $t_c = 8.5 h$ , ケース T, TS, TSR の場合に対する歯面およびリム外周の残留応力分布を示す。図 7.17 より、 $b = 10, 20 mm$  の場合の残留応力は、いずれも、歯車側面を浸炭焼入れすることによって歯幅端歯先付近で減少し、リム外周を浸炭焼入れすることによって歯底付近で減少することがわかる。

図 7.18 は、 $\alpha_0 = 20^\circ$ ,  $b = 10, 20 mm$ ,  $l_w = 2m$ ,  $t_c = 3.25, 8.5 h$ , ケース T, TS の場合の $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$ を示す。図 7.18 より、側面浸炭焼入れによる $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$ の変化は、いずれの

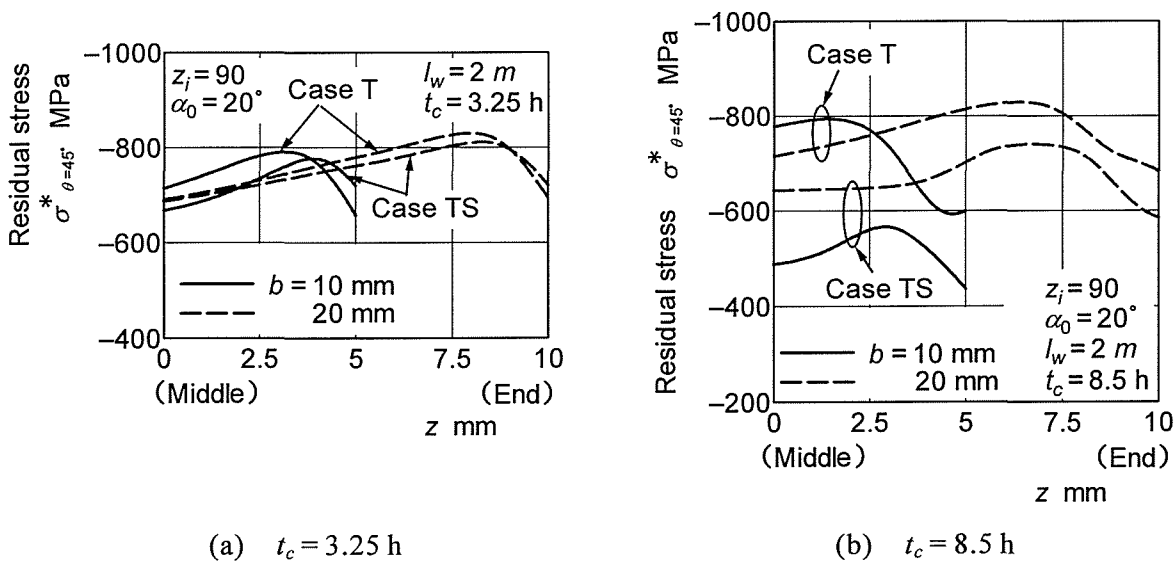


Fig.7.18 Effect of face width  $b$  on  $\sigma^*_{\theta=45^\circ}$  ( $\alpha_0 = 20^\circ, l_w = 2m$ )

$t_c$ でも、 $b = 20\text{ mm}$ と $b = 10\text{ mm}$ の場合で同様な傾向を示すが、その程度は $b$ の減少につれて増大することがわかる。これは外歯車の場合の $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ (図 3.21)とほぼ同様な傾向を示す。

### (5) 基準圧力角の影響

図 7.19 は、 $\alpha_0 = 27^\circ, b = 10\text{ mm}, l_w = 5m, t_c = 0.75, 3.25, 8.5\text{ h}$ , ケース T, TSR の場合に対する歯面およびリム外周の残留応力分布を示す。図 7.19 より、歯面の残留応力は、歯車側面およびリム外周を浸炭焼入れすることによって、 $t_c = 0.75, 3.25\text{ h}$ の場合には歯幅端歯先付近で減少し、 $t_c = 8.5\text{ h}$ の場合には歯幅端歯先付近と歯幅中央歯底付近で減少することがわかる。また、歯面の残留応力は、ケース T, TSR のいずれの場合も、 $t_c = 0.75\text{ h}$ と $3.25\text{ h}$ の場合にはほとんど変わらないが、 $t_c = 8.5\text{ h}$ の場合には歯先付近でかなり小さくなることをわかる。これは、 $\alpha_0 = 20^\circ$ の場合(図 7.12, 図 7.8)と同様な傾向を示す。

図 7.20 は、図 7.19 の結果から求めた接線角度 $\theta = 60^\circ$ の歯元危険断面位置の残留応力 $\sigma^*_{\theta=60^\circ}$ を示す。図 7.20 より、ケース T の $\sigma^*_{\theta=60^\circ}$ は、 $t_c$ の増加につれて、歯幅端付近でほとんど変わらないが、歯幅中央付近で増大することがわかる。また、ケース TSR の $\sigma^*_{\theta=60^\circ}$ は、外歯車の場合の $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$ [図 3.17(b)]と同様に、 $t_c = 8.5\text{ h}$ のほうが、 $t_c = 0.75\text{ h}$ と $3.25\text{ h}$ の場合に比べて、全歯幅にわたって小さくなることをわかる。

図 7.21 は、 $\alpha_0 = 27^\circ, b = 10\text{ mm}, l_w = 5m, t_c = 3.25, 8.5\text{ h}$ , ケース T, TSR の場合の歯元危険断面位置の残留応力 $\sigma^*_{cr}$ を $\alpha_0 = 20^\circ$ の場合と比較して示す。図 7.21 より、



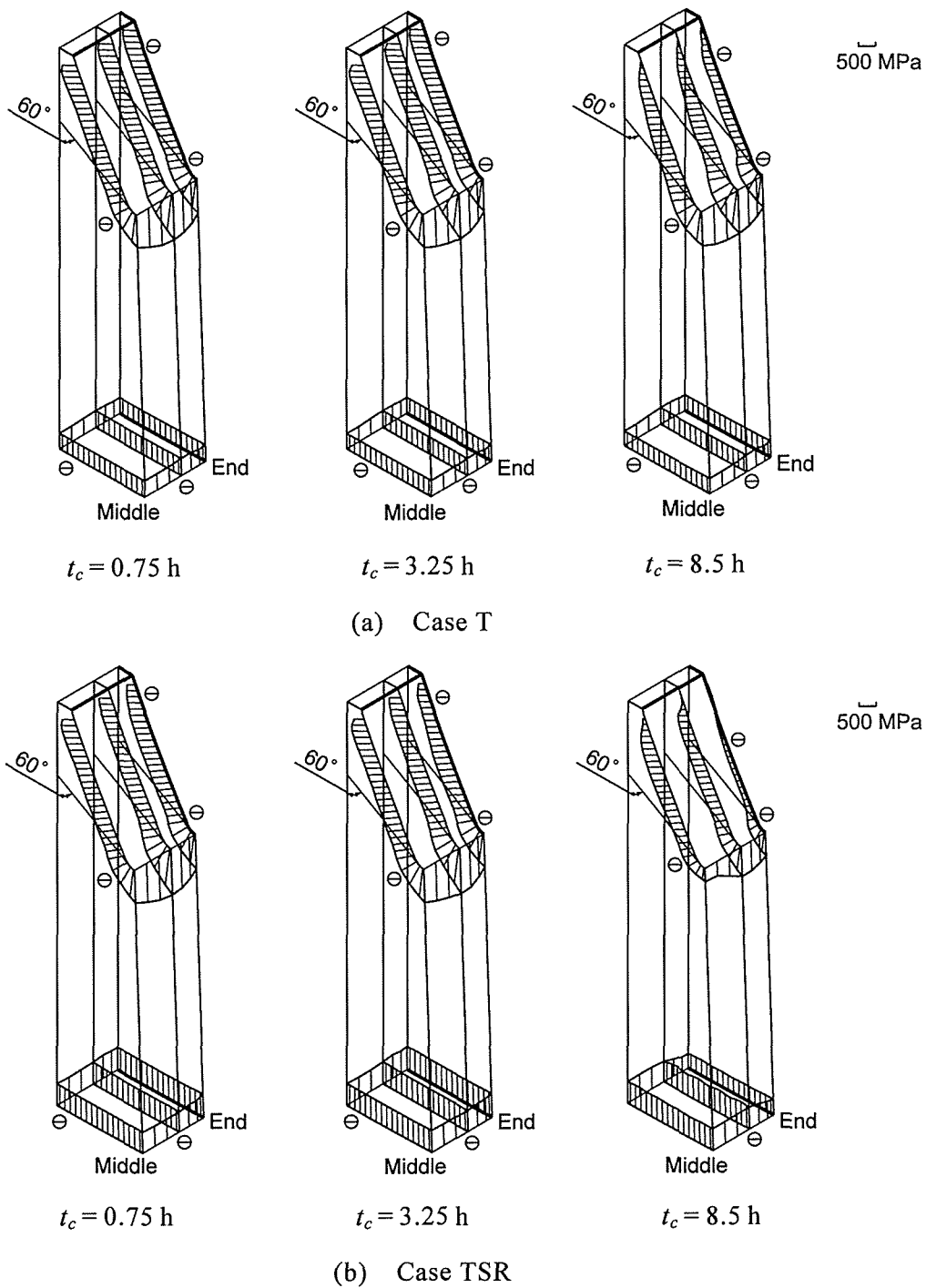
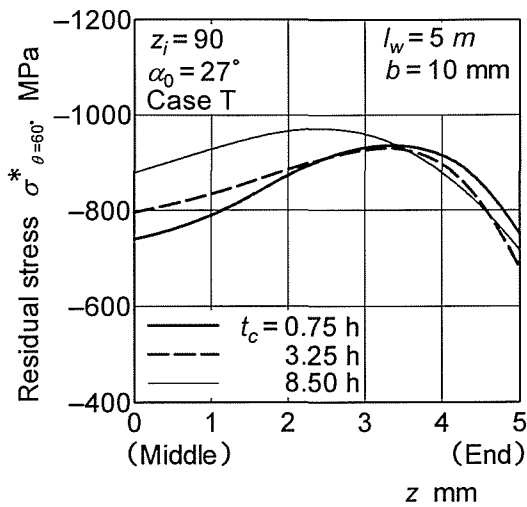
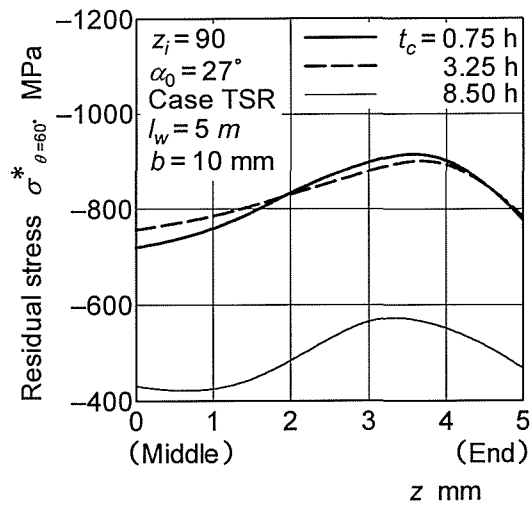


Fig.7.19 Effect of carburizing time on residual stress distributions  
 ( $\alpha_0 = 27^\circ$ ,  $b = 10 \text{ mm}$ ,  $l_w = 5m$ )

歯幅中央付近の $\sigma_{cr}^*$ は、ケース T では、 $t_c$  にかかわらず、 $\alpha_0 = 27^\circ$ のほうが $\alpha_0 = 20^\circ$ の場合より大きい、ケース TSR では、 $t_c$  が 8.5 h に長くなると、逆に小さくなるのがわかる。また、側面浸炭およびリム外周浸炭による歯幅中央付近の $\sigma_{cr}^*$ の減少の程度は、 $\alpha_0 = 27^\circ$ のほうが $\alpha_0 = 20^\circ$ の場合より大きいことがわかる。

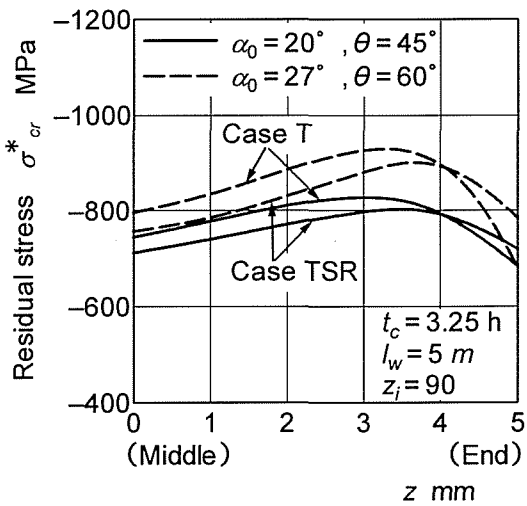


(a) Case T

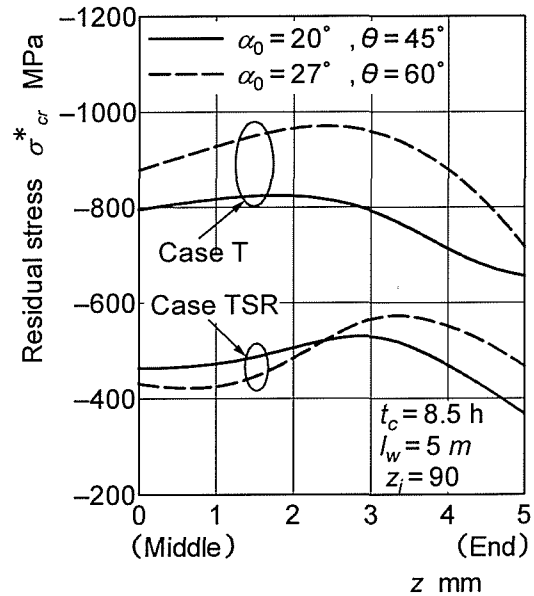


(b) Case TSR

Fig.7.20 Effect of carburizing time on residual stress  $\sigma^*_{\theta=60^\circ}$  ( $\alpha_0 = 27^\circ, b = 10 \text{ mm}, l_w = 5 \text{ m}$ )



(a)  $t_c = 3.25 \text{ h}$



(b)  $t_c = 8.5 \text{ h}$

Fig.7.21 Effect of pressure angle  $\alpha_0$  on residual stress  $\sigma^*_{cr}$  ( $b = 10 \text{ mm}, l_w = 5 \text{ m}$ )

### (6) 齒形の影響

図 7.22 は、 $\alpha_0 = 20^\circ, b = 20 \text{ mm}, l_w = 2 \text{ m}, t_c = 3.25, 8.5 \text{ h}$ 、ケース T の場合に対するピッチ線上の残留応力  $\sigma_p^*$  を歯数  $z_e = 18, 36$  の外歯車の計算結果と比較して示す。図 7.22 より、 $\sigma_p^*$  は、 $t_c = 3.25, 8.5 \text{ h}$  のいずれの場合も、内歯車のほうが、全歯幅にわたって、外歯車の場合より大きいことがわかる。

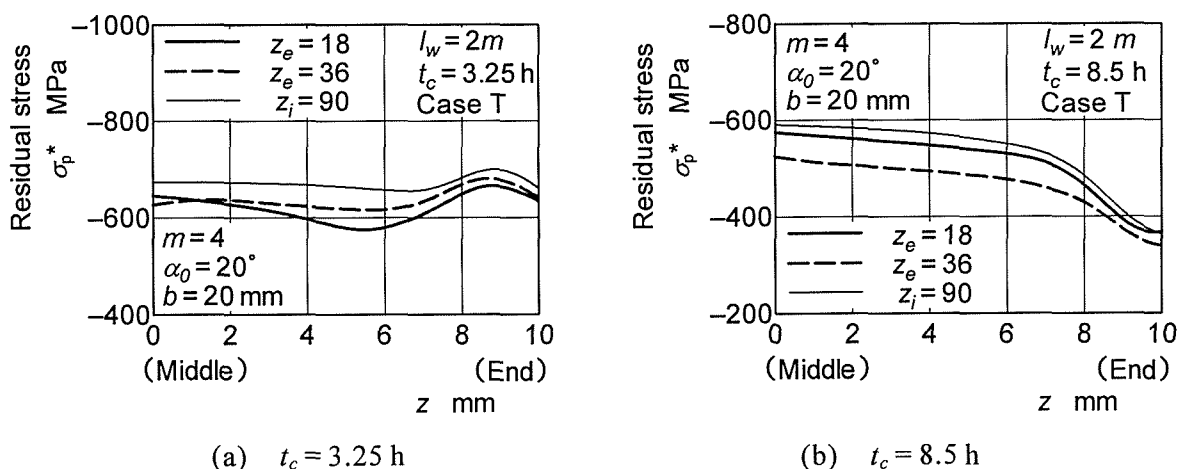


Fig.7.22 Effect of tooth profile on residual stress  $\sigma_p^*$  ( $b = 10 \text{ mm}$ ,  $l_w = 2m$ , case T)

## 7.4 結 言

本章では、三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて、厚肉および薄肉平内歯車の浸炭焼入れ過程の熱伝導解析と弾塑性応力解析を行った。本章で得られた主な点を要約すると次のとおりである。

(1) 浸炭焼入れ平内歯車の焼入れ過程の温度は、外歯車の場合と同様に、歯幅の減少、リム厚さの減少につれて、早く低下する。

(2) 浸炭焼入れによる平内歯車の歯面の歯たけ方向の残留応力は、外歯車の場合と同様に、リム厚さ、歯幅、基準圧力角にかかわらず、側面を浸炭焼入れすることによって歯幅端歯先付近で減少する。また、その減少の程度は浸炭時間の増加により硬化層厚さが増すと増大する。

(3) 浸炭焼入れによる平内歯車の歯元すみ肉部接線角度  $\theta = 45^\circ$  の位置 [基準圧力角  $\alpha_0 = 27^\circ$  では、 $\theta = 60^\circ$  の位置 ( $\theta$ : 歯形中心線と歯元すみ肉曲線の接線のなす角)] の歯たけ方向の残留応力  $\sigma_{cr}^*$  は、歯面のみ浸炭された場合には、浸炭時間の増加により硬化層厚さが増すと、歯幅中央付近では増加するが、歯面および側面を浸炭した場合には、浸炭時間  $t_c$  が長くなりすぎると、適切な  $t_c$  の場合に比べて、全歯幅にわたってかなり減少する。

(4) 歯面のみ浸炭した平内歯車の歯幅中央付近の  $\sigma_{cr}^*$  は、外歯車の場合と同様に、歯車側面を浸炭焼入れすることによって減少し、その減少の程度は浸炭時間の増加、

歯幅の減少につれて増大する。また、 $\sigma_{cr}^*$  は、リム外周を浸炭焼入することにより減少し、その程度はリム厚さの減少につれて増大する。

(5) 浸炭焼入れによる平内歯車の歯幅中央付近の $\sigma_{cr}^*$  は、外歯車の場合と同様に、基準圧力角にかかわらず、リム厚さの減少につれて減少する。

(6) 浸炭焼入れによる厚肉平内歯車の歯幅中央付近の $\sigma_{cr}^*$  は、歯面のみ浸炭された場合には、浸炭時間 $t_c$ にかかわらず、基準圧力角 $\alpha_0 = 27^\circ$ のほうが $\alpha_0 = 20^\circ$ の場合より大きい。歯面、側面およびリム外周から浸炭されたには、 $t_c$ が8.5 hに長くなると、逆に小さくなる。

(7) 歯面のみ浸炭した平内歯車のピッチ線上の残留応力 $\sigma_p^*$  は、浸炭時間にかかわらず、外歯車の場合に比べて、全歯幅にわたって大きくなる。



## 第 8 章 浸炭焼入れはすば歯車の残留応力

### 8.1 緒 言

はすば歯車は平歯車に比べて、一般に動荷重が小さく許容荷重が大きくとれるばかりでなく、運転中における騒音が低いなどの長所を持っているため、動力伝達用歯車として多く使用されている。はすば歯車の曲げ疲労強度に関する従来の研究では、調質はすば歯車の曲げ疲労強度に及ばすねじれ角、転位係数、基準圧力角の影響<sup>(8.1)~(8.3)</sup>、側面浸炭防止された浸炭焼入れはすば歯車の曲げ疲労強度に及ばすねじれ角、荷重変動の影響<sup>(8.4), (8.5)</sup>などについて報告されているが、浸炭焼入れによるはすば歯車の残留応力、およびはすば歯車の曲げ疲労強度に及ばす側面浸炭、残留応力の影響などについての研究結果はまだほとんど見当たらない。

このような情勢を考慮して、本章では、まず、第 2 章で開発した三次元浸炭焼入れシミュレータをはすば歯車のような場合に適用できるシミュレータに発展させ、次に、このシミュレータを用いて、種々の浸炭焼入れ条件の下で、種々のねじれ角をもつはすば歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力を求め、浸炭焼入れによる残留応力に及ばす側面浸炭、浸炭時間(硬化層厚さ)、歯幅、ねじれ角の影響などについて明らかにする<sup>(8.6)</sup>。

### 8.2 3D-FEM による温度・応力解析

#### 8.2.1 はすば歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力解析法

はすば歯車の場合には、歯すじが軸に平行でないため、平歯車の解析法をそのまま適用できない。軸方向に対称構造をもつ平歯車では、1/2 歯、1/2 歯幅モデルで解析できるが、はすば歯車では、1/2 歯、全歯幅モデルを用い、境界条件も平歯車の場合と異なるものになる。

はすば歯車の 1/2 歯モデルの境界条件を設定するために、FEM モデルの節点を次の三つのクラスに分ける。

クラス 1： 歯形・歯底中心面上にない節点と歯形・歯底中心面上  $z=0$  の節点

クラス 2： 歯形・歯底中心面上  $z>0$  の節点

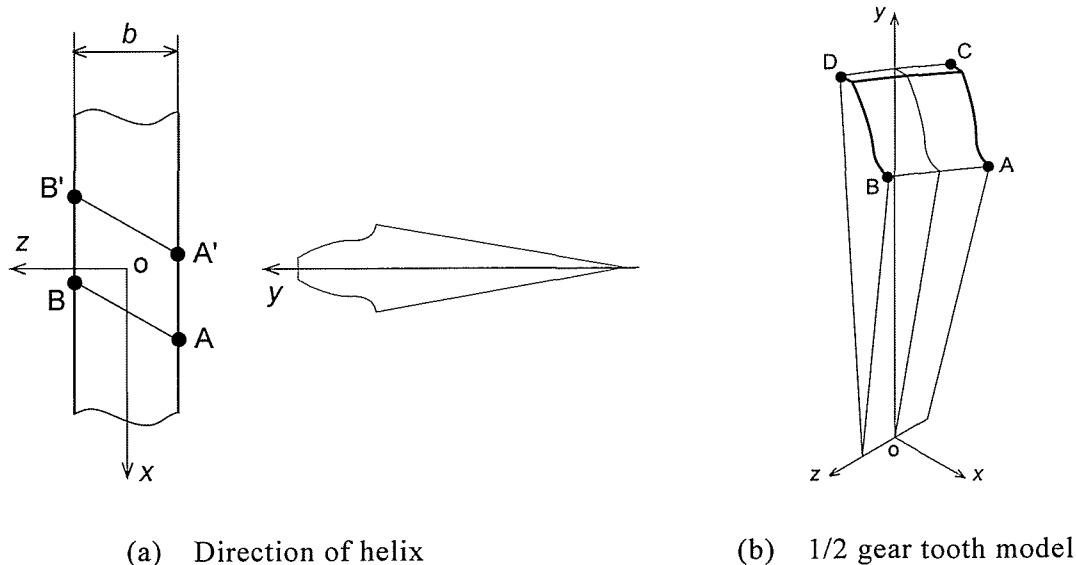


Fig.8.1 Coordinate system

クラス 3： 歯形・歯底中心面上  $z < 0$  の節点

( $z$  は図 8.1 に示す歯幅中央を原点とする歯幅座標)

熱伝導解析では、図 8.1 に示す節点 A, B' と B, 節点 C と D の温度がそれぞれ等しいこと、また、A 点の熱流束と B' 点の熱流束の反対称性、および B' 点の熱流束と C 点の熱流束の連続性により、A 点から流入する熱流束を B 点から流出する熱流束を等しく、C 点から流入する熱流束を D 点から流出する熱流束を等しくなることより、次式が成立する。

$$\{T^*_2\} = \{T^*_3\} \quad (8.1)$$

$$\{q_2\} = -\{q_3\} \quad (8.2)$$

ここで、 $\{T^*\}$  は式(2.24)で表す節点の相対温度ベクトル、 $\{q\}$  は節点熱流束ベクトルで、添字 2, 3 はクラスを表わす。

はすば歯車の場合には、歯形中心面および歯底中心面上にある節点の熱流速がゼロでないため、式(2.23)に示す熱伝導解析の有限要素法計算式は次式に変わる。

$$\begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} \end{bmatrix}_{i+1} \begin{bmatrix} T^*_1 \\ T^*_2 \\ T^*_3 \end{bmatrix}_{i+1} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} \end{bmatrix}_i \begin{bmatrix} T^*_1 \\ T^*_2 \\ T^*_3 \end{bmatrix}_i + \begin{bmatrix} 0 \\ q_2 \\ q_3 \end{bmatrix}_i \quad (8.3)$$

ここで、添字  $i$  は焼入れ過程の時間ステップを、添字 1, 2, 3 はクラスを表わす。

式(8.3)に式(8.1)を代入して、 $\{T^*_3\}$  を消去すると、次式が得られる。

$$\begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} + S_{13} \\ S_{21} & S_{22} + S_{23} \\ S_{31} & S_{32} + S_{33} \end{bmatrix}_{i+1} \begin{bmatrix} T^*_1 \\ T^*_2 \end{bmatrix}_{i+1} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} + S_{13} \\ S_{21} & S_{22} + S_{23} \\ S_{31} & S_{32} + S_{33} \end{bmatrix}_i \begin{bmatrix} T^*_1 \\ T^*_2 \end{bmatrix}_i + \begin{bmatrix} 0 \\ q_2 \\ q_3 \end{bmatrix}_i \quad (8.4)$$

式(8.4)に式(8.2)を代入して， $\{q_3\}$ を消去すると，次式に示すはすば歯車の1/2歯モデルの熱伝導解析マトリックス計算式が得られる。

$$\begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} + S_{13} \\ S_{21} + S_{31} & S_{22} + S_{23} + S_{32} + S_{33} \end{bmatrix}_{i+1} \begin{bmatrix} T^*_1 \\ T^*_2 \end{bmatrix}_{i+1} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} + S_{13} \\ S_{21} + S_{31} & S_{22} + S_{23} + S_{32} + S_{33} \end{bmatrix}_i \begin{bmatrix} T^*_1 \\ T^*_2 \end{bmatrix}_i \quad (8.5)$$

応力解析では，図8.1に示すA点の変位とB'点の変位の反対称性，およびB'点の変位とB点の変位の連続性により，クラス2とクラス3の対応節点の半径方向変位が等しいこと，また円周，軸方向の変位の絶対値が等しく，符号が逆になることより，次式が成立する。

$$\{\delta_{r2}\} = \{\delta_{r3}\} \quad (8.6)$$

$$\{\delta_{t2}\} = -\{\delta_{t3}\} \quad (8.7)$$

$$\{\delta_{z2}\} = -\{\delta_{z3}\} \quad (8.8)$$

ここで， $\{\delta\}$ は変位ベクトルで，添字  $r, t, z$  はそれぞれ半径，円周，軸方向成分を，添字 2, 3 はクラスを表わす。

次の式(8.9)に示す応力解析の剛性マトリックス計算式に式(8.6)を代入して， $\{\delta_{r3}\}$ が次のように消去できる。

$$\begin{bmatrix} K_{r11} & K_{r12} & K_{r13} \\ K_{r21} & K_{r22} & K_{r23} \\ K_{r31} & K_{r32} & K_{r33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_{r1} \\ \delta_{r2} \\ \delta_{r3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{r1} \\ F_{r2} \\ F_{r3} \end{bmatrix} \quad (8.9)$$

$$\begin{bmatrix} K_{r11} & K_{r12} + K_{r13} \\ K_{r21} & K_{r22} + K_{r23} \\ K_{r31} & K_{r32} + K_{r33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_{r1} \\ \delta_{r2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{r1} \\ F_{r2} \\ F_{r3} \end{bmatrix} \quad (8.10)$$

$$\begin{bmatrix} K_{r11} & K_{r12} + K_{r13} \\ K_{r21} + K_{r31} & K_{r22} + K_{r23} + K_{r32} + K_{r33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_{r1} \\ \delta_{r2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{r1} \\ F_{r2} + F_{r3} \end{bmatrix} \quad (8.11)$$

円周方向の場合についても，式(8.7)により， $\{\delta_{t3}\}$ が次のように消去できる。

$$\begin{bmatrix} K_{t11} & K_{t12} & K_{t13} \\ K_{t21} & K_{t22} & K_{t23} \\ K_{t31} & K_{t32} & K_{t33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_{t1} \\ \delta_{t2} \\ \delta_{t3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{t1} \\ F_{t2} \\ F_{t3} \end{bmatrix} \quad (8.12)$$



Table 8.1 Dimensions of helical gears

Module	$m_n$	4	3
Number of teeth	$z_e$	18	36
Pressure angle	$\alpha_n$	20°	
Face width	$b$	10, 20 mm	
Helix angle	$\beta_0$	0, 10, 20, 30°	

$$\begin{bmatrix} K_{t11} & K_{t12} - K_{t13} \\ K_{t21} & K_{t22} - K_{t23} \\ K_{t31} & K_{t32} - K_{t33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_{t1} \\ \delta_{t2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{t1} \\ F_{t2} \\ F_{t3} \end{bmatrix} \quad (8.13)$$

剛性マトリックスの対称性を保つために，次式に変形する．

$$\begin{bmatrix} K_{t11} & & K_{t12} - K_{t13} \\ K_{t21} - K_{t31} & K_{t22} - K_{t23} - K_{t32} + K_{t33} & \\ & & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_{t1} \\ \delta_{t2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{t1} \\ F_{t2} - F_{t3} \end{bmatrix} \quad (8.14)$$

軸方向の場合についても，式(8.8)により，式(8.12)～(8.14)に示すものと同様に， $\{\delta_{z3}\}$ が消去できる．

### 8.2.2 歯車モデルの要素分割方法と境界条件

計算対象としたはずば歯車の主諸元は，表 8.1 に示す歯直角モジュール  $m_n=3, 4$ ，歯直角圧力角  $\alpha_n=20^\circ$ ，歯数  $z_e=18, 36$ ，歯幅  $b=10, 20$  mm，ねじれ角  $\beta_0=0, 10, 20, 30^\circ$  の一体歯車である．これらの歯形は，頂げき  $c_K=0.25m_n$  ( $m_n$ : 歯直角モジュール)，工具歯先丸み半径  $r_0=0.375m_n$  のラックカッタで創成歯切りされるものである．歯車材料は，SNC815 で，この材料の降伏応力，熱膨張係数は，図 2.28 および図 2.29 に示す関係を用いた<sup>(8.7)~(8.9)</sup>．また，計算に必要な熱伝達係数  $h$ ，密度  $\rho$ ，比熱  $c$ ，熱伝導率  $\lambda$ ，縦弾性係数  $E$ ，ポアソン比  $\nu$  は，それぞれ  $h=1744$  W/(m<sup>2</sup>·K)， $\rho=7860$  kg/m<sup>3</sup>， $c=586$  J/(kg·K)， $\lambda=41.9$  W/(m·K)， $E=206$  GPa， $\nu=0.3$  を用いた<sup>(8.7)~(8.9)</sup>．熱処理条件は図 2.27 に示す浸炭焼入れ条件で，浸炭雰囲気は文献(8.7)～(8.10)で用いられたものと同じと考えている．それらの浸炭雰囲気では，浸炭時間  $t_c=0.75, 3.25, 8.5$  h の 3 種類に対して，硬化層厚さは，ビッカース硬さ  $Hv=550$  でそれぞれ 0.4, 0.8, 1.4 mm 程度<sup>(8.8),(8.9)</sup>になる．

歯車形状の周期対称性および浸炭焼入れによる変形の周期対称性を考慮して，本

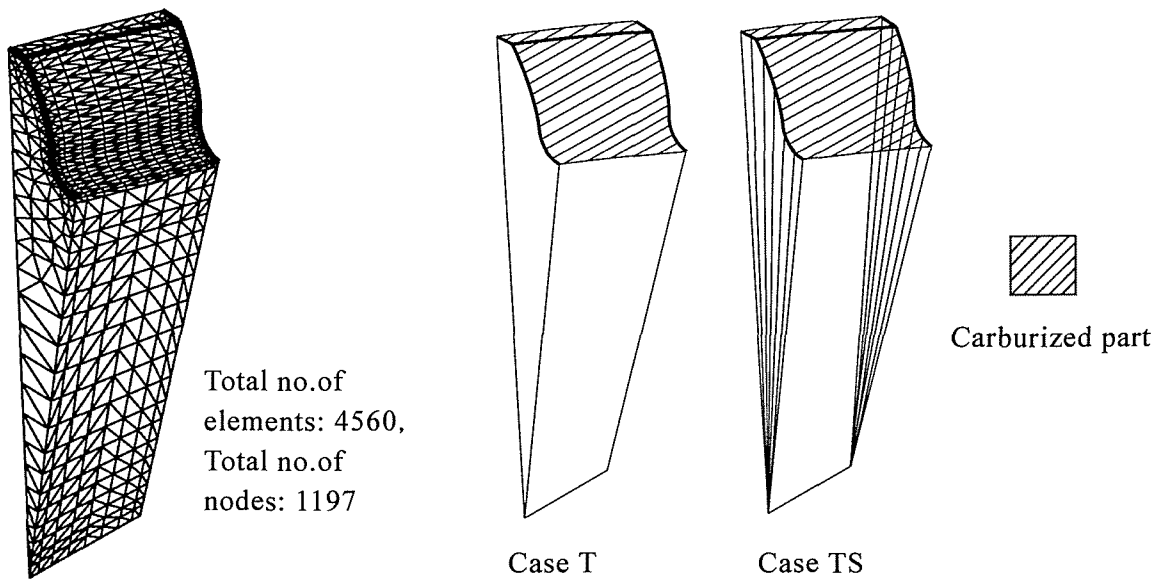


Fig.8.2 Mesh pattern of FEM model ( $m_n=4$ ,  $z_e=18$ ,  $b=10$  mm,  $\beta_0=20^\circ$ )

Case 1: Tooth surface  
Case 2: Tooth surface and gear-side  
Fig.8.3 Carburized parts

計算では、図 8.2 に示すような 1/2 歯モデルを用いて、四面体要素で要素分割を行った。

炭素濃度分布の計算は、図 2.31 に示す模式図を用いて、浸炭条件と浸炭表面から要素の重心までの距離から求めた<sup>(8.7)~(8.9)</sup>。熱伝導解析では、浸炭後 850℃から 65℃の油中で冷却されるものとしている。冷却表面は、歯面(歯先面、歯底面も含む)と歯車側面としている。弾塑性応力解析では、歯幅中央( $z=0$  mm)の歯底・歯形中心線上の節点を円周・軸方向変位固定、半径方向変位自由、歯車軸線上の節点を円周・半径方向変位固定、軸方向変位自由とした。

浸炭部としては、歯面と歯車側面の 2 箇所を考え、図 8.3 に示すように歯面のみから浸炭される場合をケース T、歯面と側面から浸炭される場合をケース TS(浸炭防止なし)とした。

### 8.3 計算結果および考察

#### 8.3.1 焼入れ過程の温度

図 8.4 は、歯直角モジュール  $m_n=4$ 、歯数  $z_e=18$ 、歯幅  $b=10$  mm、ねじれ角  $\beta_0=20^\circ$  のはすば歯車の焼入れ過程の温度を等温線で示す。図 8.4 より、はすば歯車の焼入

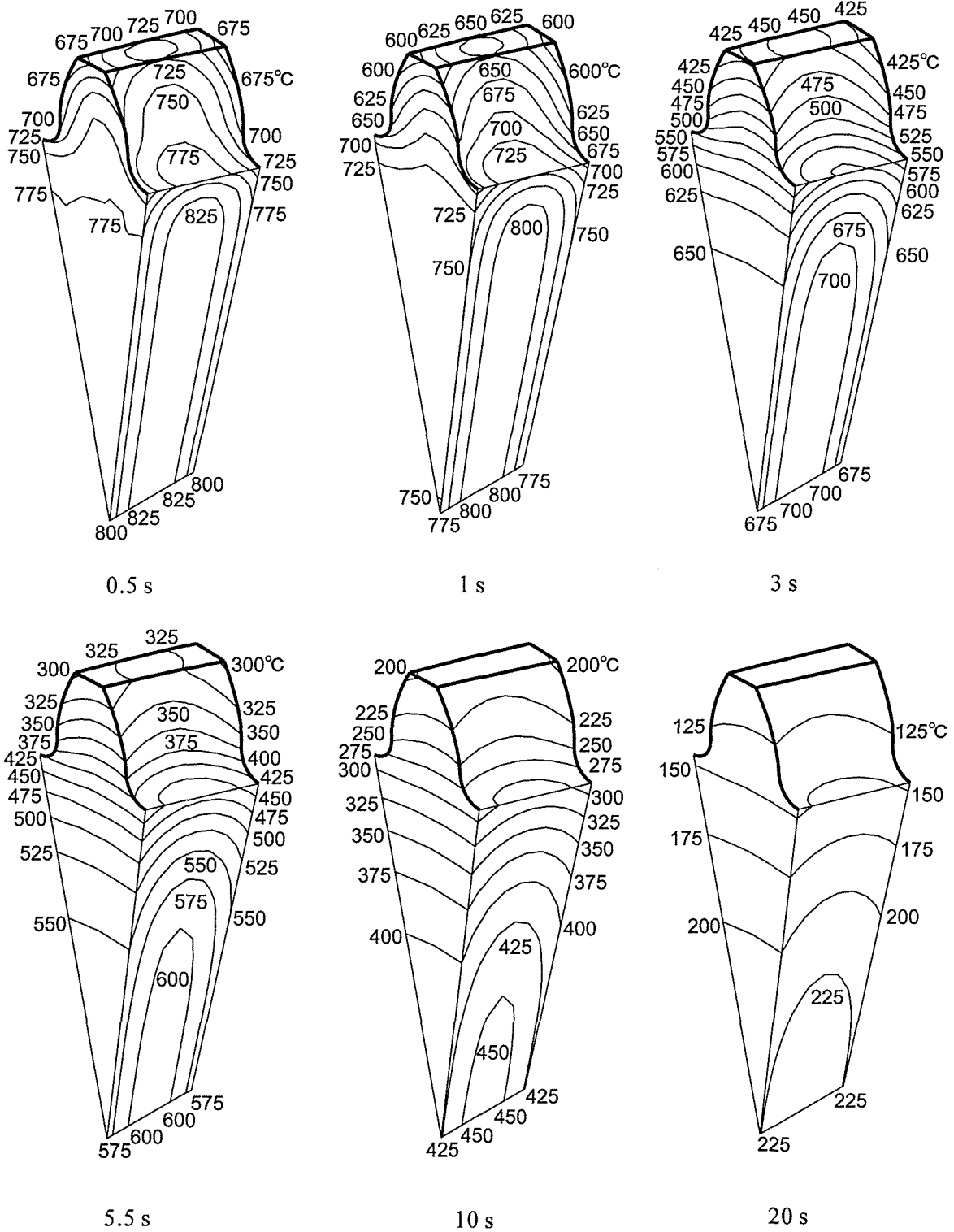
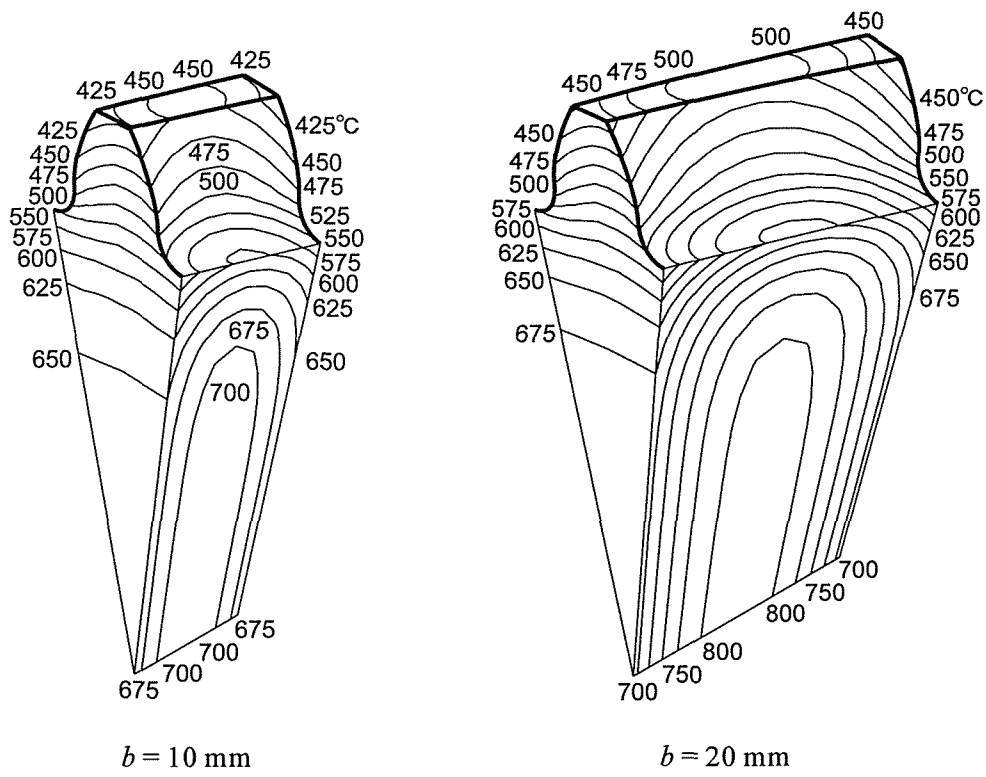
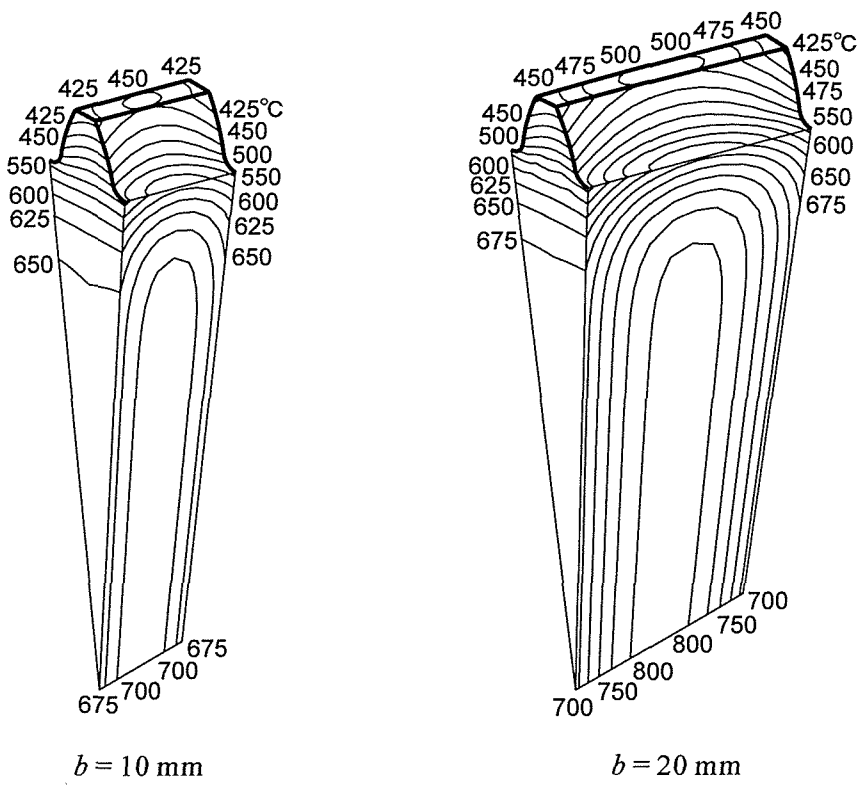


Fig.8.4 Contour lines of temperatures during quenching process  
 ( $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}, \beta_0 = 20^\circ$ )

れ過程の温度分布は、歯形中心面に対称にならないこと、また、突出側のほうが切込み側より早く低下することがわかる。



(a)  $m_n = 4, z_e = 18$



(b)  $m_n = 3, z_e = 36$

Fig.8.5 Effect of face width  $b$  on temperature distributions ( $\beta_0 = 20^\circ, t = 3 \text{ s}$ )

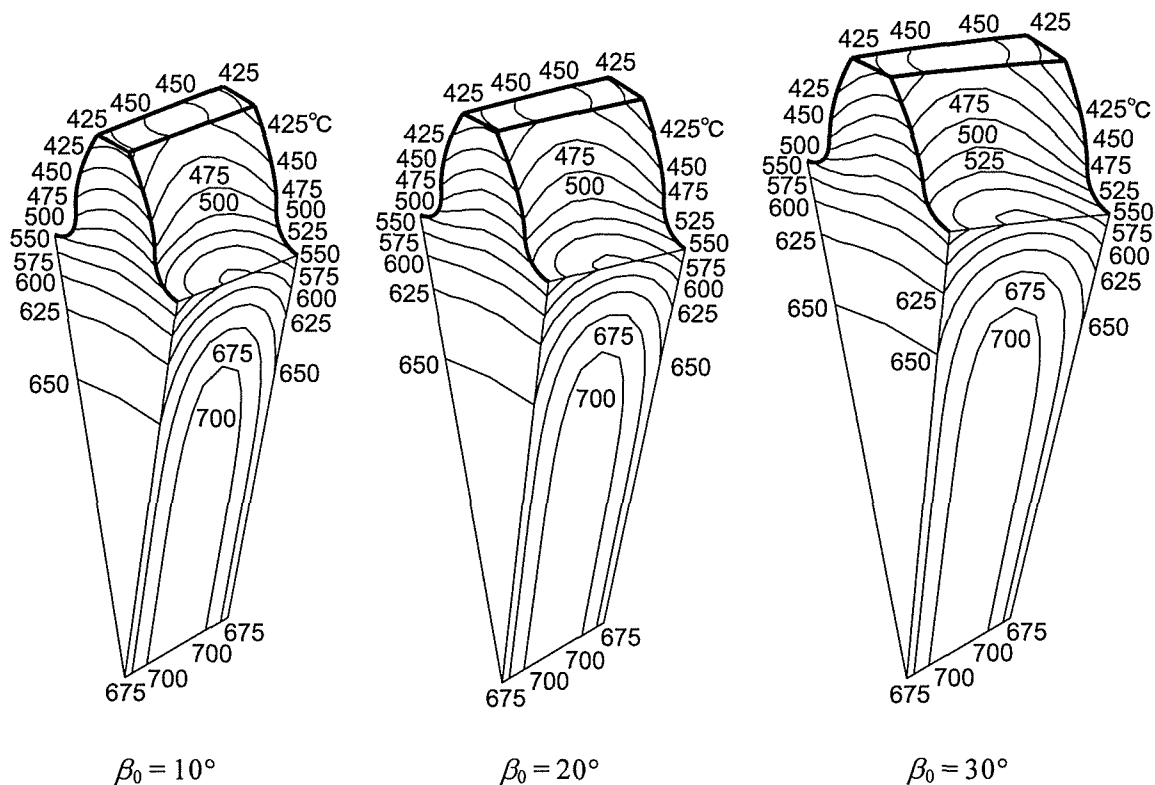


Fig.8.6 Effect of helix angle  $\beta_0$  on temperature distributions  
 ( $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}, t = 3 \text{ s}$ )

図 8.5 は、 $m_n = 3, 4, z_e = 18, 36, b = 10, 20 \text{ mm}, \beta_0 = 20^\circ$ のはずば歯車に対して、浸炭後  $65^\circ\text{C}$  の冷却油投入時から時刻  $t = 3 \text{ s}$  の温度分布を等温線で示す。図 8.5 より、はずば歯車の焼入れ過程の温度は、 $m_n = 4, z_e = 18$  と  $m_n = 3, z_e = 36$  のいずれの場合も、平歯車の場合(図 3.3, 図 3.4)と同様に、歯幅  $b$  の増加とともに遅く低下することがわかる。

図 8.6 は、 $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}, \beta_0 = 10, 20, 30^\circ$ のはずば歯車に対して、浸炭後  $65^\circ\text{C}$  の冷却油投入時から時刻  $t = 3 \text{ s}$  の温度分布を等温線で示す。図 8.6 より、はずば歯車の焼入れ過程の温度は、ねじれ角  $\beta_0$  の増加とともに、歯車中心付近の高温域が広がることをわかる。

図 8.7 は、 $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}, \beta_0 = 10, 20, 30^\circ$ のはずば歯車に対して、浸炭後  $65^\circ\text{C}$  の冷却油投入時から時刻  $t = 3 \text{ s}$  の温度分布を等温線で示す。図 8.7 より、 $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}$  の場合にも、 $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$  の場合(図 8.6)と同様に、ねじれ角  $\beta_0$  の増加とともに、歯車中心付近の高温域が広がることをわかる。

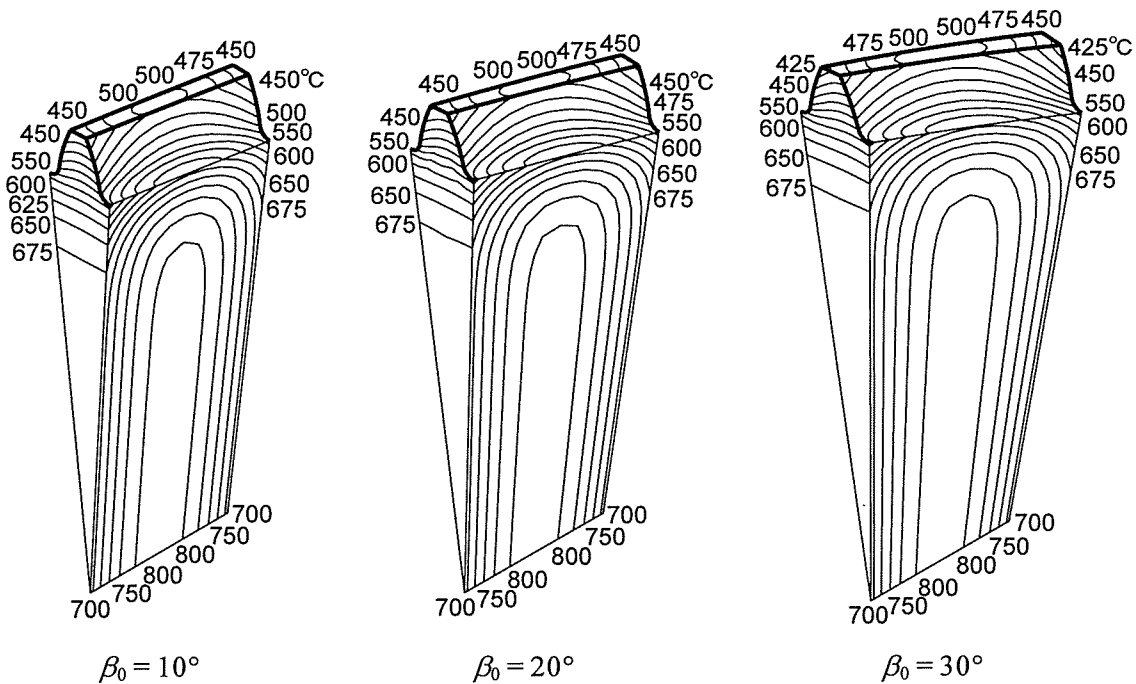


Fig.8.7 Contour lines of temperatures during quenching process  
 ( $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}, t = 3 \text{ s}$ )

### 8.3.2 焼入れ過程の応力

図 8.8 は、 $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}, \beta_0 = 20^\circ$ , 浸炭時間  $t_c = 3.25 \text{ h}$ , ケース T(歯面のみ浸炭, 図 8.3)の場合に対する焼入れ過程の歯面の応力分布を示す。図 8.8 中の応力は、歯形に沿って生じる歯たけ方向の主応力値を歯面垂直方向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 8.8 より、歯面の応力は、焼入れ開始初期の時刻  $t = 0.1 \text{ s}$ には引張応力になり、時間の経過につれて歯先付近から圧縮応力になり、さらに時間が経過すると歯先付近では引張応力に戻り、また圧縮応力に変わる。 $t = 20 \text{ s}$ では、全歯面の応力は、圧縮応力になり、焼入れ終了時には、大きな圧縮応力になる。

図 8.9 は、 $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}, \beta_0 = 20^\circ, t_c = 3.25 \text{ h}$ , ケース Tの場合に対する焼入れ過程の歯幅中央( $z = 0 \text{ mm}$ )断面上各位置の温度と応力の時間的変化を示す。図 8.9 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、記号 A, B, C, D は、それぞれ歯面上の歯底中心位置, 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)], ピッチ円周上位置, および歯先端位置を表す。図 8.9 より、歯底付近の A, B 点の応力は、焼入れ開始初期には引張応力になり、時間の経過につれて徐々に増加して、マルテンサイト変態開始

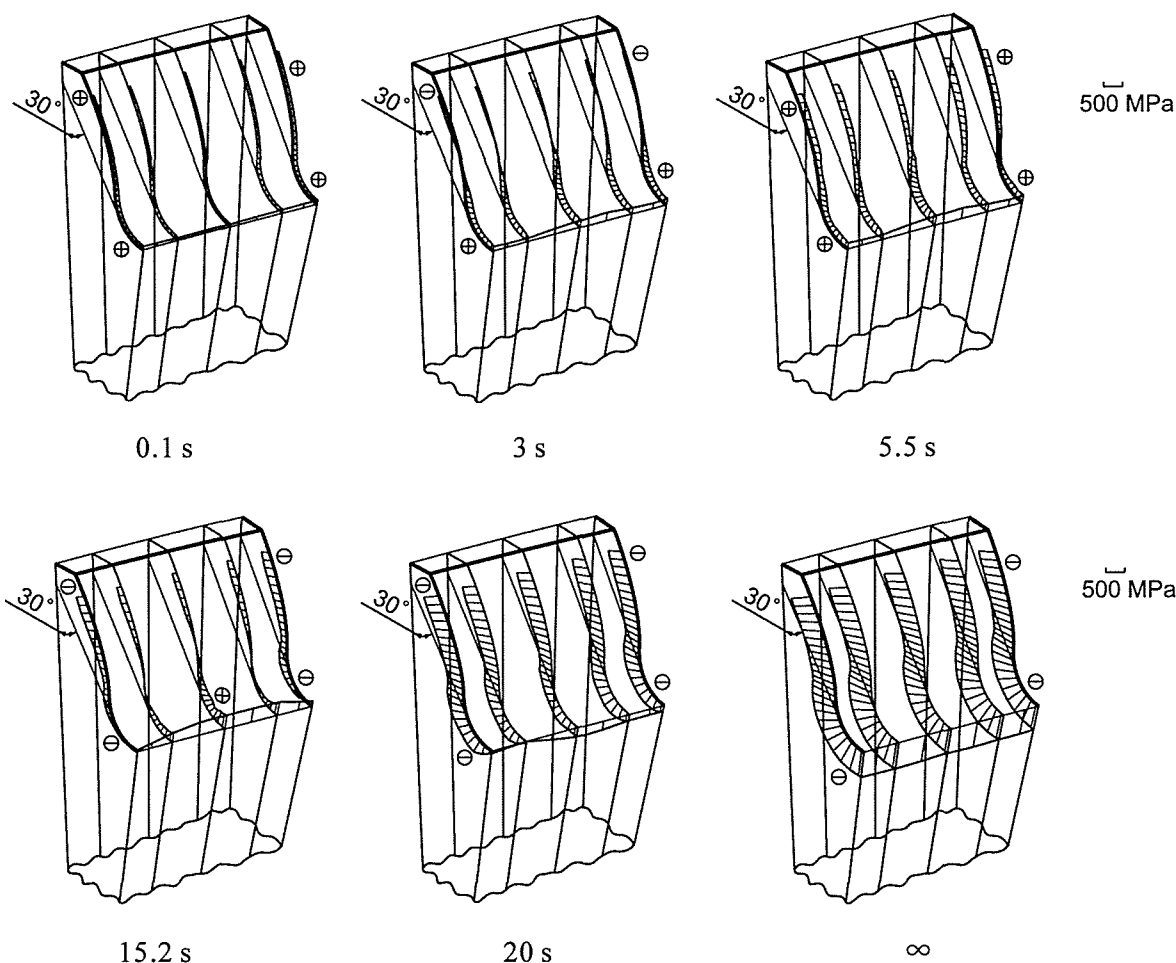


Fig.8.8 Stress distributions during quenching process ( $m_n = 4$ ,  $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm,  $\beta_0 = 20^\circ$ ,  $t_c = 3.25$  h, Case T)

温度(約 200~400 °Cで、炭素濃度によって異なる)付近で最大値に達した後、急激に減少して圧縮応力に変わり、焼入れ終了時には大きな圧縮応力になる。歯先付近の C, D 点の応力は、焼入れ開始初期には引張応力になり、時間の経過につれて一度圧縮応力になり、それから引張応力に戻り、マルテンサイト変態開始温度付近で最大値に達した後、急激に減少して圧縮応力になる。

### 8.3.3 残留応力

#### (1) 浸炭時間の影響

図 8.10 は、 $m_n = 4$ ,  $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm,  $\beta_0 = 20^\circ$ ,  $t_c = 0.75, 3.25, 8.5$  h, ケース T, TS(歯面と歯車側面浸炭, 図 8.3)の場合に対する歯面の残留応力分布を示す。図 8.10 中の応力表示は図 8.8 の場合と同じである。図 8.10 より、歯面の圧縮残留応力は、

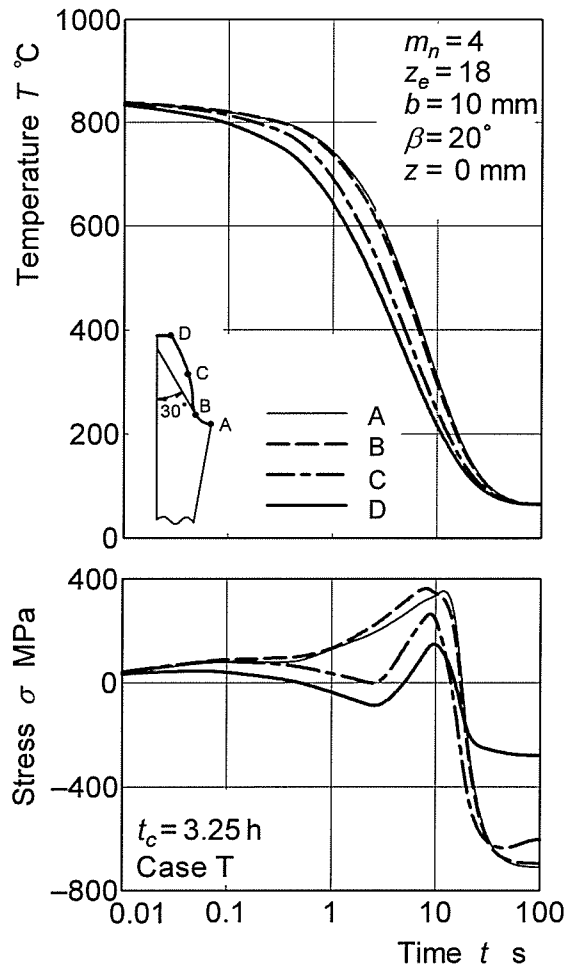


Fig.8.9 Temperatures and stress during quenching process ( $m_n = 4$ ,  $z_e = 18$ ,  $b = 10$  mm,  $\beta_0 = 20^\circ$ ,  $t_c = 3.25$  h, Case T)

平歯車の場合(図 3.14)と同様に、ケース T, TS のいずれの場合も、 $t_c = 0.75$  h と 3.25 h の場合にはほとんど変わらず、 $t_c = 8.5$  h の場合には歯先付近で減少するが、その減少の程度は、はすば歯車の場合では突出側のほうが切込み側より大きいことがわかる。また、ケース T の場合に比べて、ケース TS のほうが歯幅端歯先付近で減少し、その減少の程度は  $t_c$  の増加につれて増大することがわかる。これも平歯車の場合(図 3.14)と同様な傾向を示すが、側面浸炭による歯幅端歯先付近の残留応力の減少の程度はやはり突出側のほうが切込み側より大きい。

図 8.11 は、図 8.10 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 8.11 より、 $t_c = 8.5$  h の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、平歯車の場合(図 3.13)と同様に、 $t_c = 0.75$  h と 3.25 h の場合に比べて、ケース T の場合には歯幅端で減少し、ケース TS の場合には全歯幅にわたって減少することがわかる。



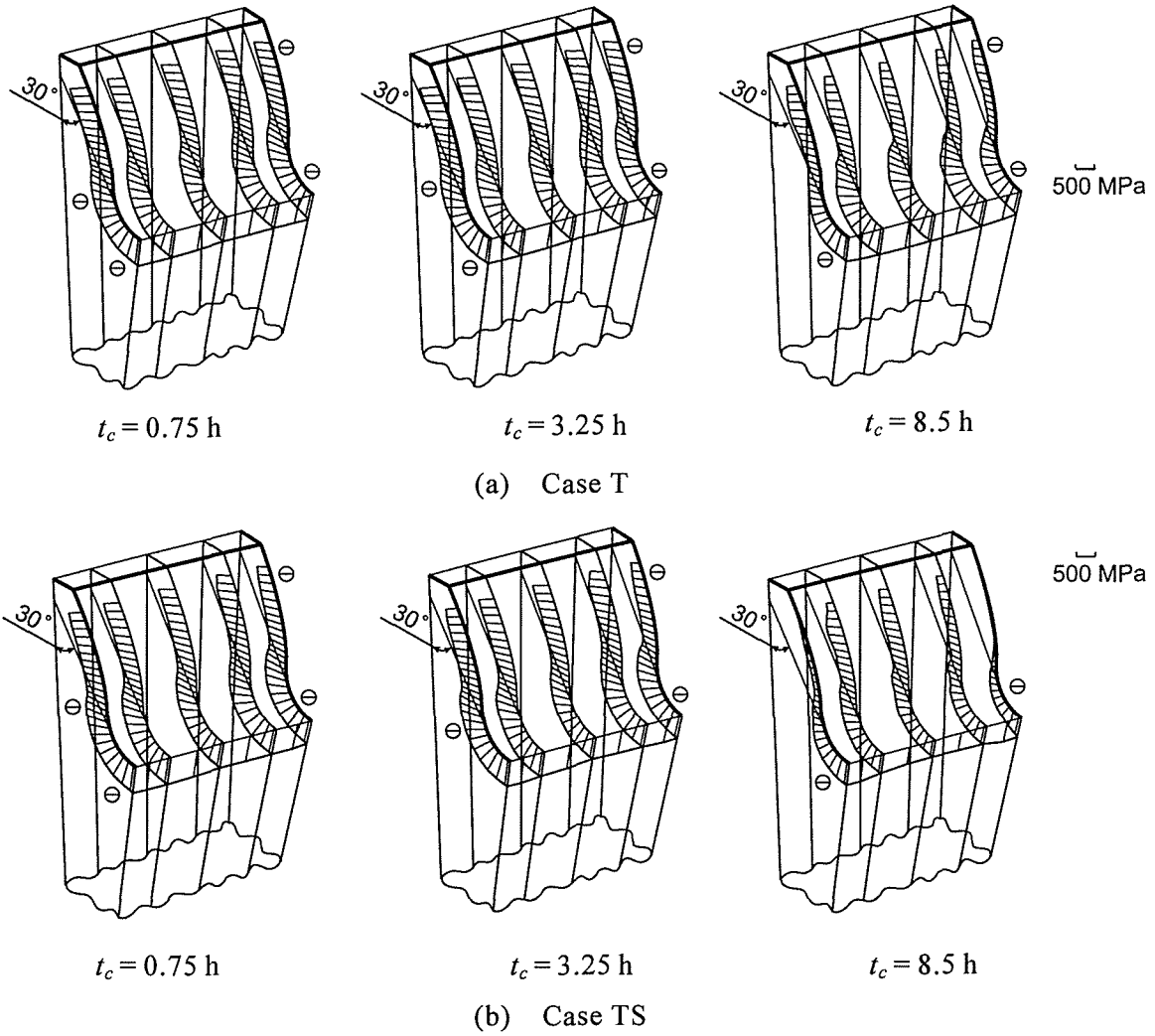


Fig.8.10 Effect of carburizing time on residual stress distributions  
 ( $m_n = 4, z_e = 18, b = 10$  mm,  $\beta_0 = 20^\circ$ )

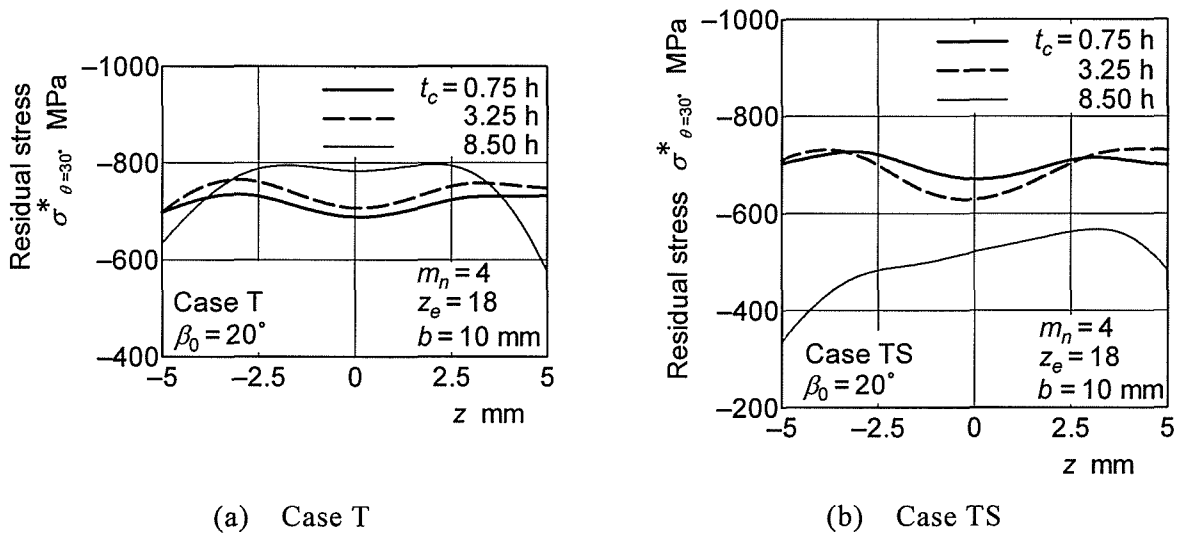


Fig.8.11 Effect of carburizing time on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m_n = 4, z_e = 18, b = 10$  mm,  $\beta_0 = 20^\circ$ )

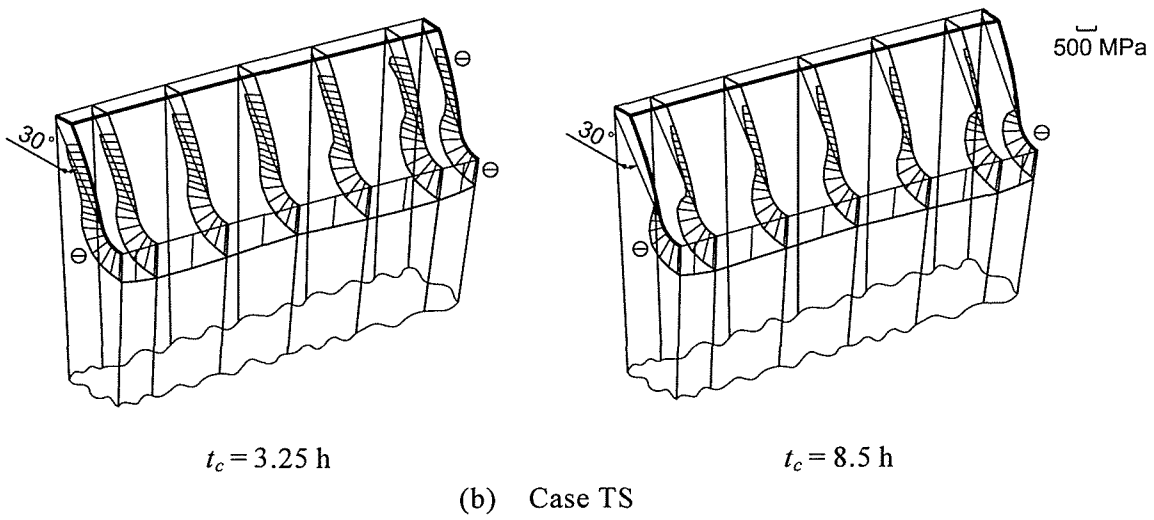
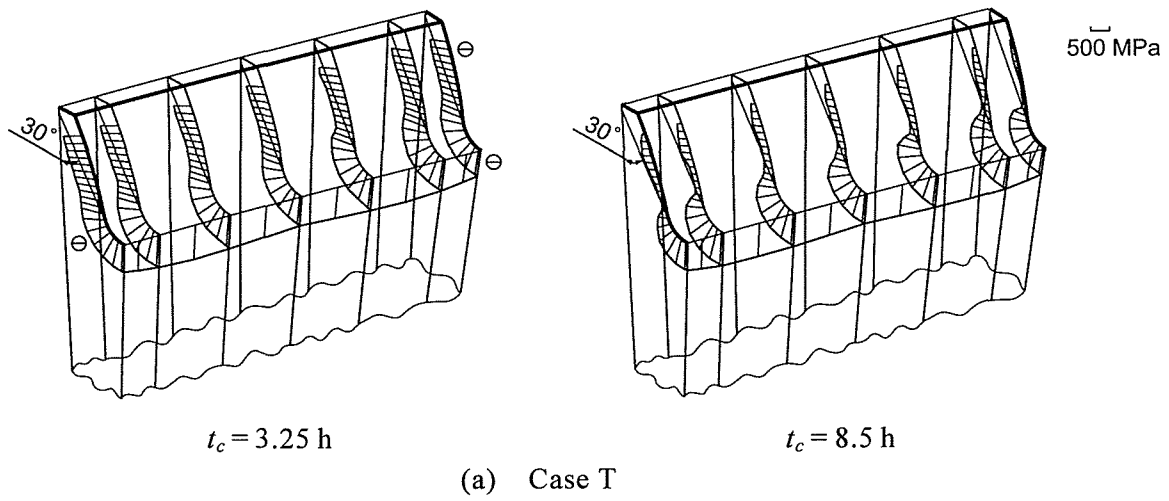


Fig.8.12 Effect of carburizing time on residual stress distributions  
 ( $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}, \beta_0 = 20^\circ$ )

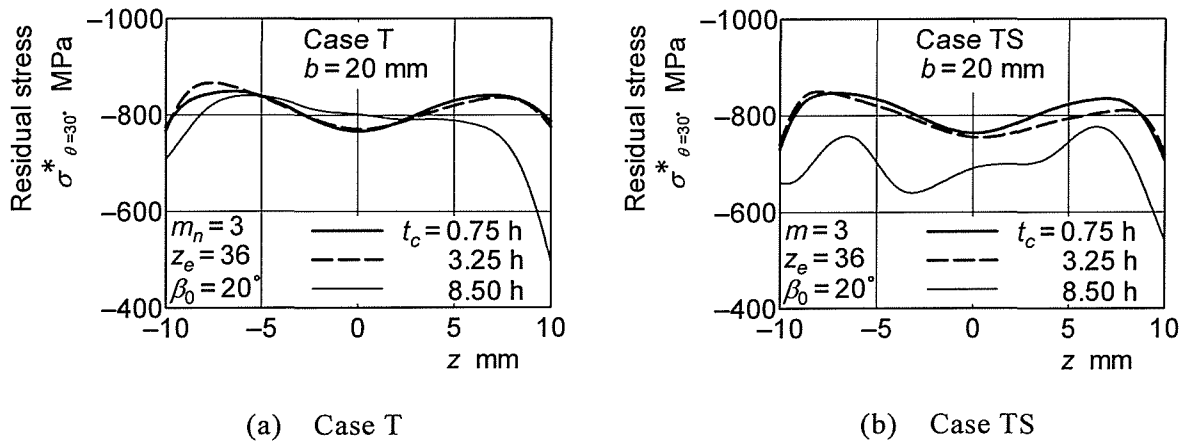


Fig.8.13 Effect of carburizing time on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}, \beta_0 = 20^\circ$ )

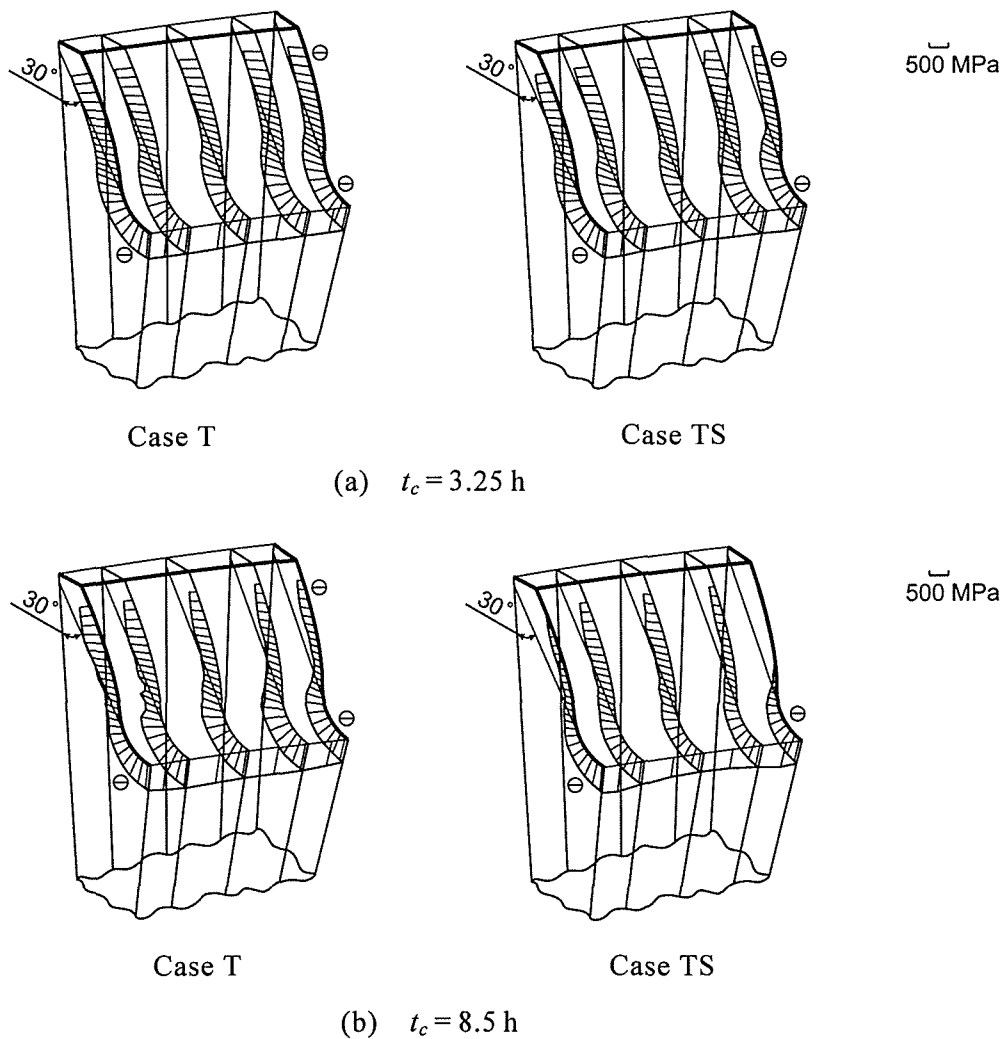


Fig.8.14 Effect of carburized parts on residual stress distributions  
 ( $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}, \beta_0 = 30^\circ$ )

図 8.12 は、 $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}, \beta_0 = 20^\circ, t_c = 3.25, 8.5 \text{ h}$ , ケース T, TS の場合に対する歯面の残留応力分布を示す。図 8.12 より、 $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}$  の場合にも  $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$  の場合(図 8.10)と同様に、歯先付近の圧縮残留応力は、側面浸炭にかかわらず、 $t_c = 8.5 \text{ h}$  のほうが  $t_c = 3.25 \text{ h}$  場合より小さいことがわかる。

図 8.13 は、 $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}, \beta_0 = 20^\circ, t_c = 0.75, 3.25, 8.5 \text{ h}$ , ケース T, TS の場合に対する Hofer の危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 8.13 より、ケース T の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$  のはすば歯車[図 8.11(a)]と同様な傾向を示しているが、切込み側の歯幅端( $z = 10 \text{ mm}$ )付近では、 $t_c$  が長すぎることによる  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  の減少の程度は、 $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}$  のほうが大きくなることわ

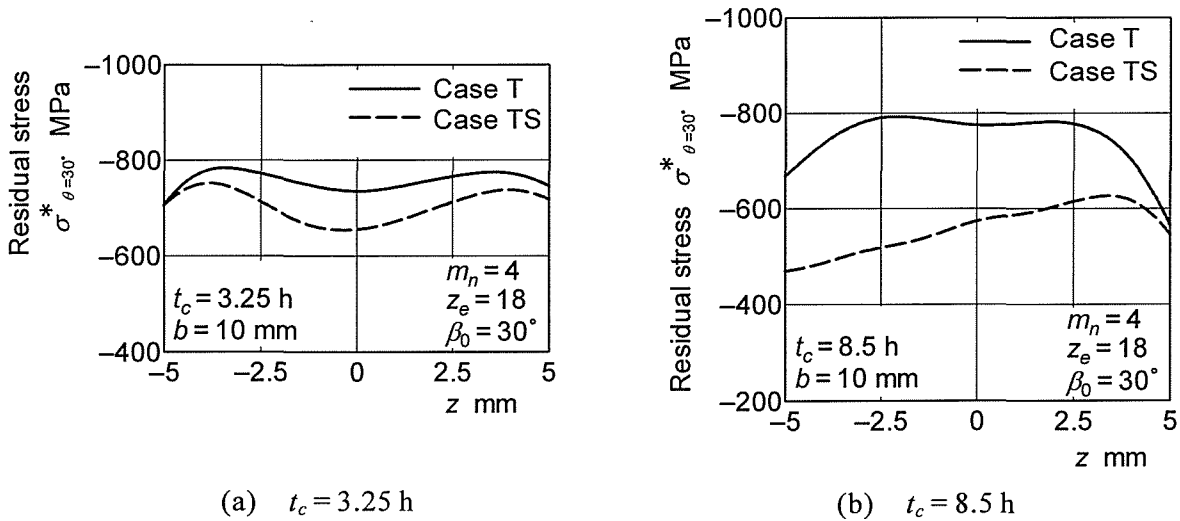


Fig.8.15 Effect of carburized parts on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}, \beta_0 = 30^\circ$ )

る。また、ケース TS の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$  のはすば歯車 [図 8.11 (b)] と同様に、 $t_c = 8.5 \text{ h}$  のほうが  $t_c = 0.75 \text{ h}$  と  $3.25 \text{ h}$  の場合に比べて、全歯幅にわたって減少するが、その減少の程度は、 $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}$  のほうが小さくなること  
 がわかる。

## (2) 側面浸炭の影響

図 8.14 は、 $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}, \beta_0 = 30^\circ, t_c = 3.25, 8.5 \text{ h}$ 、ケース T, TS の場合に対する歯面の残留応力分布を示す。図 8.14 より、 $\beta_0 = 30^\circ$  の場合にも  $\beta_0 = 20^\circ$  の場合 (図 8.10) と同様に、歯面の圧縮残留応力は、浸炭時間にかかわらず、歯車側面を浸炭焼入れすることによって歯幅端歯先付近で減少し、また、その減少の程度は、 $t_c = 8.5 \text{ h}$  の場合のほうが  $t_c = 3.25 \text{ h}$  の場合より大きいことがわかる。

図 8.15 は、図 8.14 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 8.15 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、平歯車の場合 (図 3.12) と同様に、側面を浸炭焼入れすることにより減少し、その減少の程度は  $t_c$  の増加につれて増大することがわかる。

図 8.16 は、 $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}, \beta_0 = 30^\circ, t_c = 3.25, 8.5 \text{ h}$ 、ケース T, TS の場合に対する歯面の残留応力分布を示す。図 8.16 より、 $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}$  の場合にも  $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$  の場合 (図 8.14) と同様に、歯面の圧縮残留応力は、浸炭時間にかかわらず、側面を浸炭焼入れすることによって歯幅端歯先付近で減少し、その減少の程度は、 $t_c = 8.5 \text{ h}$  の場合のほうが  $t_c = 3.25 \text{ h}$  の場合より大きいことがわかる。

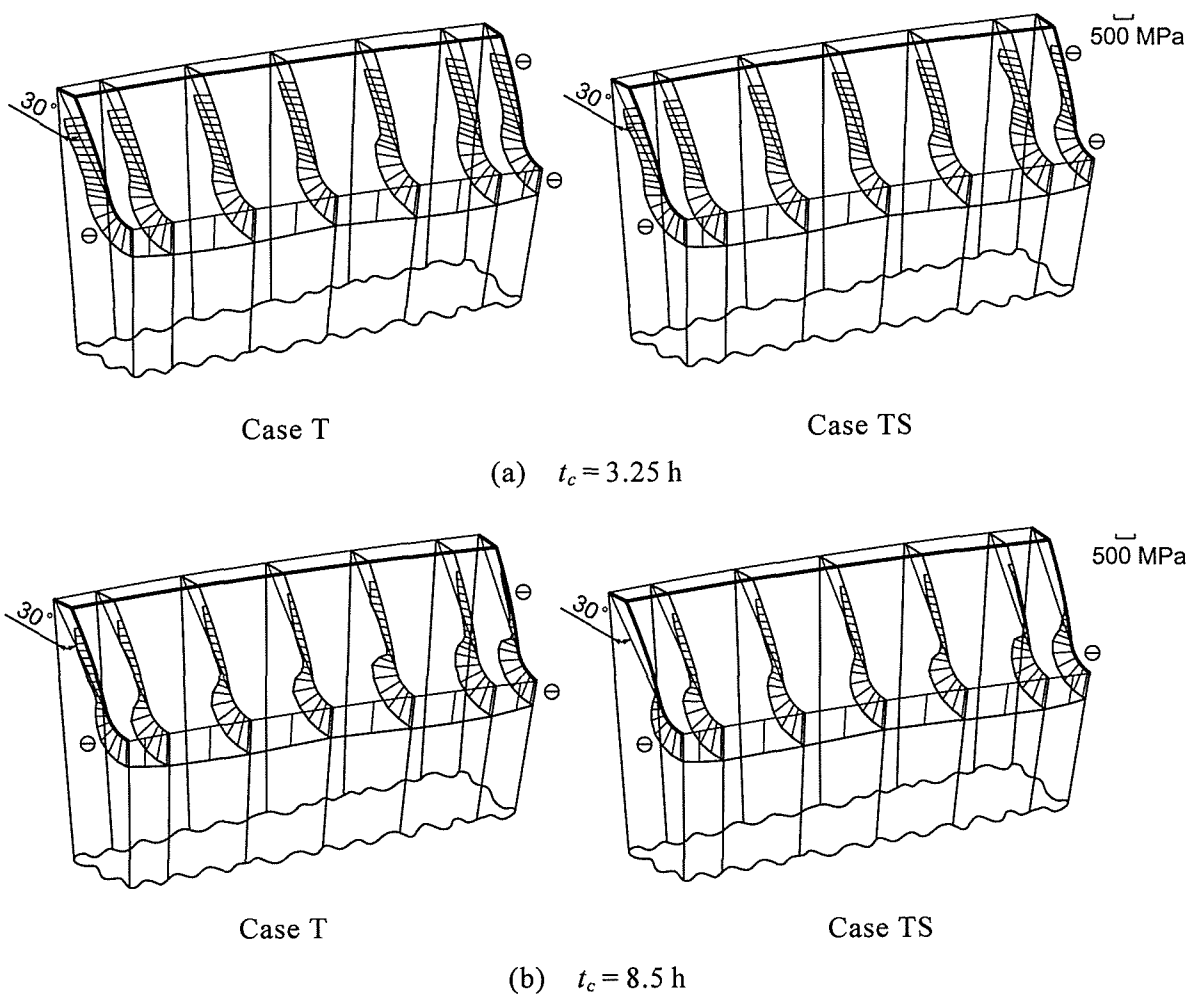


Fig.8.16 Effect of carburized parts on residual stress distributions  
 ( $m_n = 3, z_e = 36, b = 20$  mm,  $\beta_0 = 30^\circ$ )

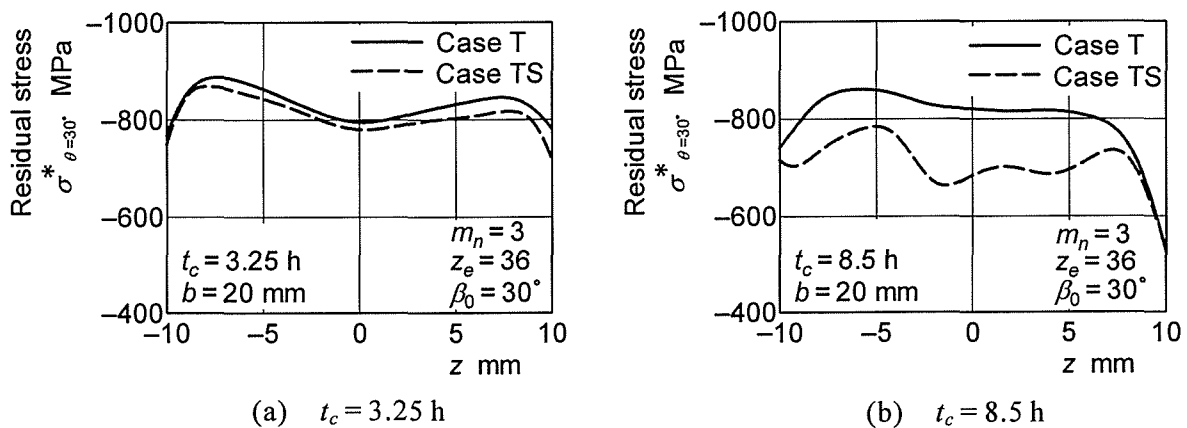


Fig.8.17 Effect of carburized parts on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m_n = 3, z_e = 36, b = 20$  mm,  $\beta_0 = 30^\circ$ )

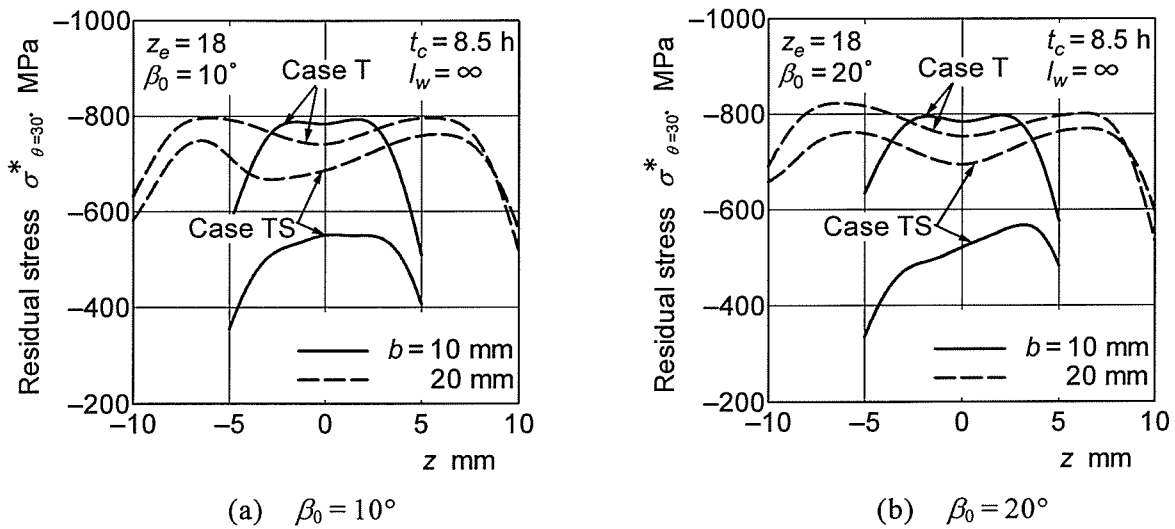


Fig.8.18 Effect of face width  $b$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m_n = 4, z_e = 18, t_c = 8.5 \text{ h}$ )

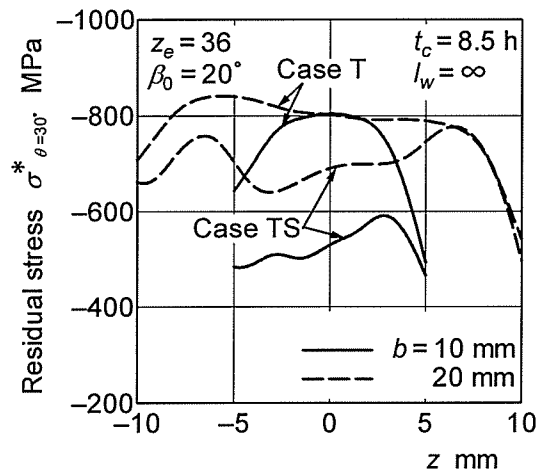
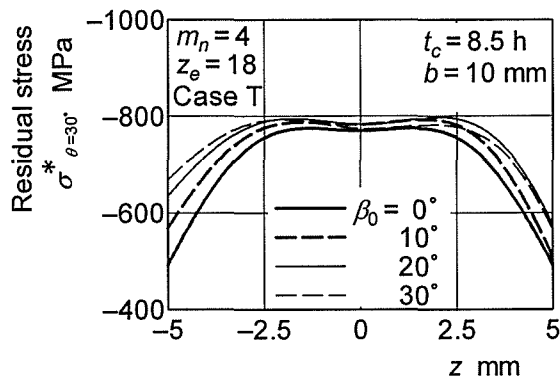


Fig.8.19 Effect of face width  $b$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
 ( $m_n = 3, z_e = 36, \beta_0 = 20^\circ, t_c = 8.5 \text{ h}$ )

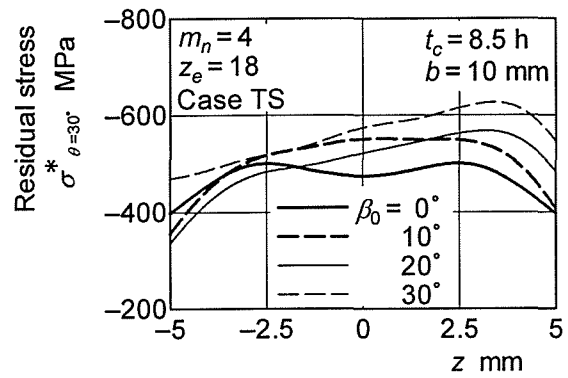
図 8.17 は、図 8.16 の結果から求めた Hofer の危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 8.17 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}$  の場合(図 8.15)と同様に、側面を浸炭焼入れすることによって減少するが、その減少の程度は、 $m_n = 3, z_e = 36, b = 20 \text{ mm}$  のほうが小さくなるのがわかる。

#### (4) 歯幅の影響

図 8.18 は、 $m_n = 4, z_e = 18, b = 10, 20 \text{ mm}, \beta_0 = 10, 20^\circ, t_c = 8.5 \text{ h}$ , ケース T, TS の場合に対する Hofer の危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 8.18 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、 $b = 10, 20 \text{ mm}$  のいずれの場合も、 $\beta_0$  にかかわらず、側面を浸炭焼入れするこ

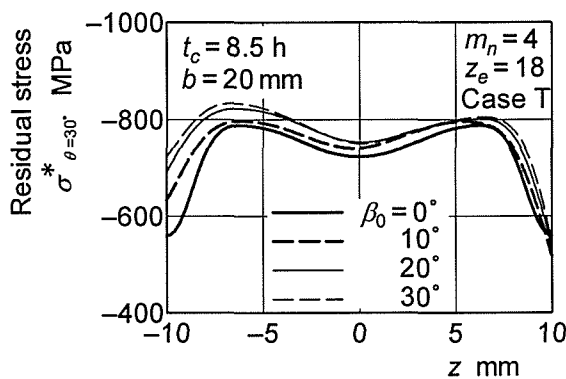


(a) Case T

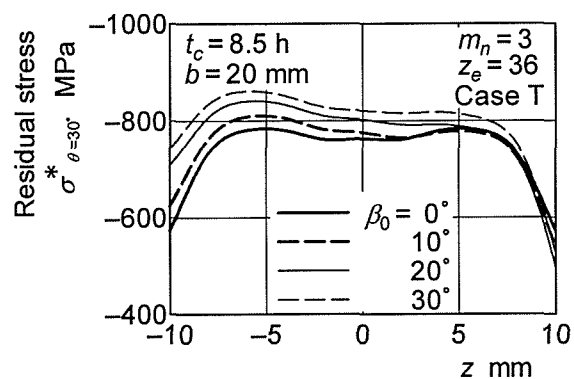


(b) Case TS

Fig.8.20 Effect of helix angle  $\beta_0$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
( $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}, t_c = 8.5 \text{ h}$ )



(a)  $m_n = 4, z_e = 18$



(b)  $m_n = 3, z_e = 36$

Fig.8.21 Effect of helix angle  $\beta_0$  on residual stress  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$   
( $b = 20 \text{ mm}, t_c = 8.5 \text{ h}, \text{Case T}$ )

とによって減少し、その減少の程度は、平歯車の場合(図 3.21)と同様に、歯幅  $b$  の減少につれて増大することがわかる。

図 8.19 は、 $m_n = 3, z_e = 36, b = 10, 20 \text{ mm}, \beta_0 = 20^\circ, t_c = 8.5 \text{ h}$ 、ケース T, TS の場合に対する Hofer の危険断面位置の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 8.19 より、 $m_n = 3, z_e = 36$  の場合にも  $m_n = 4, z_e = 18$  の場合[図 8.18(b)]と同様に、側面浸炭焼入れによる  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  の減少の程度は、歯幅  $b$  の減少につれて増大することがわかる。

#### (4) ねじれ角の影響

図 8.20 は、 $m_n = 4, z_e = 18, b = 10 \text{ mm}, \beta_0 = 0, 10, 20, 30^\circ, t_c = 8.5 \text{ h}$ 、ケース T, TS の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 8.20 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、ケース T とケース TS のいずれの場合も、ねじれ角  $\beta_0$  によってかなり異なることがわかる。

図 8.21 は、 $m_n = 3, 4, z_e = 18, 36, b = 20 \text{ mm}, \beta_0 = 0, 10, 20, 30^\circ, t_c = 8.5 \text{ h}$ 、ケ

ース T の場合の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  を示す。図 8.20 より、 $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、モジュール  $m_n$ 、歯数  $z_e$  にかかわらず、 $b=20\text{ mm}$  の場合にも  $b=10\text{ mm}$  の場合(図 8.20)と同様に、ねじれ角  $\beta_0$  によってかなり異なることがわかる。

#### 8.4 結 言

本章では、歯すじが軸に平行でないはずば歯車の特有の境界条件を考慮し、1/2 歯モデルを用いて、一体はずば歯車の浸炭焼入れ過程の熱伝導解析と弾塑性応力解析を行った。本章で得られた主な点を要約すると次のとおりである。

(1) 浸炭焼入れはずば歯車の焼入れ過程の温度は、歯形中心面に対称にならず、突出側のほうが切込み側より早く低下する。また、ねじれ角  $\beta_0$  の増加とともに、歯車中心付近の高温域が広がる。

(2) 浸炭焼入れによるはずば歯車の歯面の圧縮残留応力は、平歯車の場合と同様に、側面を浸炭焼入れすることによって、浸炭時間  $t_c$  が長くなりすぎることによって、幅端歯先付近で減少するが、その減少の程度は、はずば歯車の場合では突出側のほうが切込み側より大きい。

(3) 浸炭焼入れによるはずば歯車の 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)]の歯たけ方向の残留応力  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、平歯車の場合と同様に、歯車側面を浸炭焼入れすることによって減少し、その減少の程度は、浸炭時間の増加、歯幅の減少につれて増大する。

(4) 浸炭焼入れによるはずば歯車の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、平歯車の場合と同様に、浸炭時間  $t_c$  が長くなりすぎると、適切な  $t_c$  の場合に比べて、歯面のみ浸炭した場合には歯幅端付近で減少し、浸炭防止しない場合には全歯幅にわたって減少する。

(5) 浸炭焼入れによるはずば歯車の  $\sigma^*_{\theta=30^\circ}$  は、モジュール、歯数、歯幅にかかわらず、ねじれ角  $\beta_0$  によってかなり異なる。





## 第9章 浸炭焼入れローラの残留応力

### 9.1 緒言

歯車の面圧疲労強度については、動力循環式歯車運転試験機を用いて歯車対の運転試験を行う<sup>(9.1)~(9.4)</sup>ことにより得られた歯車のかみあいピッチ点のヘルツ応力と繰返し数との関係で評価できるが、歯車対の運転試験の場合では、歯面の接触曲率半径やすべり率などがかみ合い位置によって異なるため、面圧疲労強度に及ぼす多くの要因が重畳した複雑な状態になる。このため、一つの要因に目着し、その要因だけを変化させることが難しい。このような場合には、歯面の接触状態を模擬するモデル実験として、二円筒ローラを用いたローラの面圧疲労試験<sup>(9.1), (9.5)~(9.7)</sup>がよく行われる。浸炭焼入れ歯車の歯面強度の基礎資料を得るためには、端面に肩や傾斜をもつ円筒ローラの面圧強度試験<sup>(9.8)~(9.11)</sup>がしばしば行われているが、これらの浸炭焼入れローラの残留応力や面圧強度に及ぼす浸炭部やローラ形状の影響などについては、まだほとんど明らかにされていない。

本章では、種々の浸炭焼入れ条件のもとで、端面に肩や傾斜をもつローラに対して、側面浸炭防止した場合と防止しない場合の浸炭焼入れ過程の温度・応力を、軸対称有限要素法による熱伝導および弾塑性応力解析法を用いて求め、浸炭焼入れによる残留応力に及ぼすローラ形状、浸炭部(ローラ外周面、側面など)、浸炭時間(硬化層厚さ)およびローラ幅の影響などについて明らかにする<sup>(9.12)</sup>。

### 9.2 軸対称有限要素法による温度・応力解析

#### 9.2.1 計算方法

ローラの浸炭焼入れ過程の温度・応力の計算は、軸対称有限要素法(FEM)による熱伝導および弾塑性応力解析法<sup>(9.13), (9.14)</sup>を用いて行った。炭素濃度分布の計算は、図2.9に示すような浸炭条件と炭素濃度分布の関係の測定結果<sup>(9.15)</sup>に基づき、図2.31に示す模式図を用いて、浸炭条件と浸炭表面から要素の重心までの距離から求めた<sup>(9.16)</sup>。計算方法の詳細は、文献(9.17)~(9.19)で述べられている。本計算法による温度および残留応力の計算結果の妥当性については、文献(9.18), (9.19)で確かめら

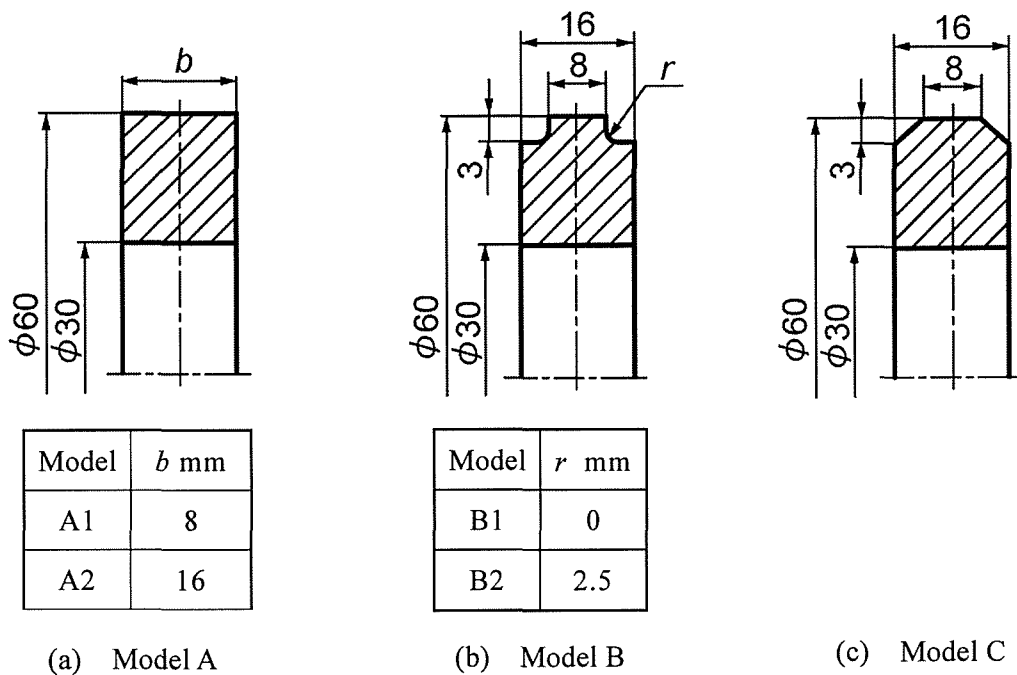


Fig.9.1 Shapes and dimensions of rollers

れている。

### 9.2.2 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ローラは、図 9.1 に示す (a) 一定幅ローラ A1 (幅  $b = 8$  mm), A2 ( $b = 16$  mm), (b) 肩付きローラ B1 (すみ肉丸み半径  $r = 0$  mm), B2 ( $r = 2.5$  mm), (c) 傾斜付きローラ C の 5 種類である。ローラ材料は、SNC815 で、この材料の降伏応力、熱膨張係数は、図 2.28 と図 2.29 に示す関係を用いた<sup>(9.16)</sup>。また、計算に必要な熱伝達係数  $h$ 、密度  $\rho$ 、比熱  $c$ 、熱伝導率  $\lambda$ 、縦弾性係数  $E$ 、ポアソン比  $\nu$  は、それぞれ  $h = 1744$  W/(m<sup>2</sup>·K),  $\rho = 7860$  kg/m<sup>3</sup>,  $c = 586$  J/(kg·K),  $\lambda = 41.9$  W/(m·K),  $E = 206$  GPa,  $\nu = 0.3$  を用いた<sup>(9.16)</sup>。

熱処理条件は図 2.27 に示す浸炭焼入れ条件で、浸炭雰囲気は文献 (9.16) で用いられたものと同じと考えている。それらの浸炭雰囲気では、浸炭時間  $t_c = 0.75, 3.25, 8.5$  h の 3 種類に対して、硬化層厚さは、ビッカース硬さ  $Hv = 550$  でそれぞれ 0.4, 0.8, 1.4 mm 程度<sup>(9.16)</sup>になる。

ローラ形状の対称性および浸炭焼入れ条件のローラ円周方向における一様性を考慮して、本計算では、ローラ幅の 1/2 に対して、軸断面が三角形で  $z$  軸の回りの回転体であるリング要素を用いて要素分割を行い、炭素濃度、温度および応力の計算

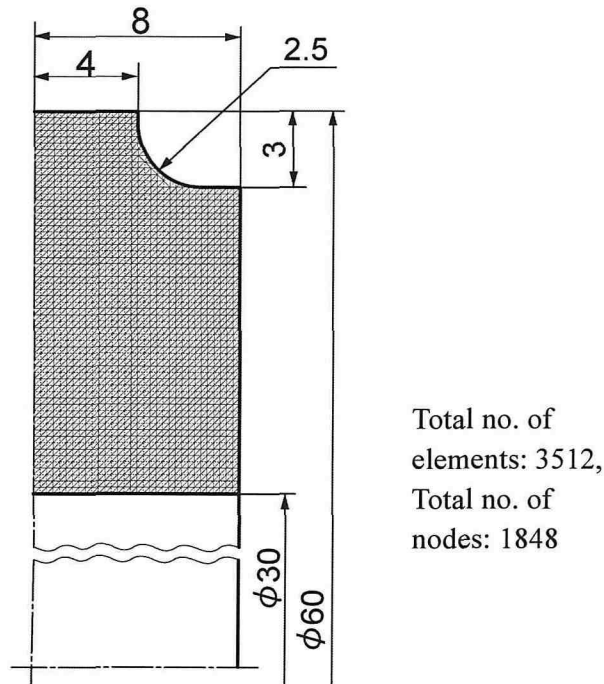


Fig.9.2 Mesh pattern of FEM model ( Model B2 )

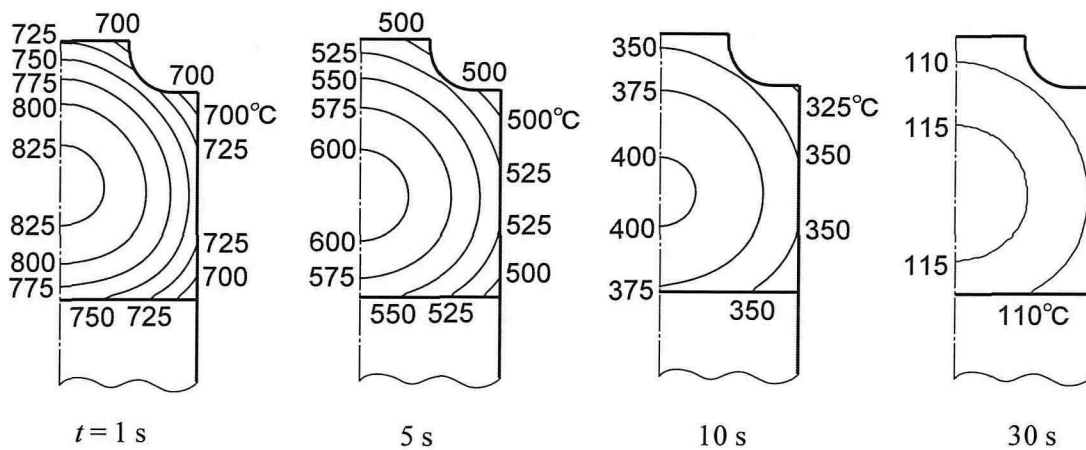


Fig.9.3 Contour lines of temperatures during quenching process ( Model B2 )

を行った。図 9.2 にモデル B2 に対する軸断面の三角形要素分割パターンを示す。

熱伝導解析では、浸炭後 850 °C から 65 °C の油中で冷却されるものとしている。冷却表面は、ローラ外周面、側面および内周面としている。弾塑性応力解析では、ローラ幅中央の節点の軸方向変位固定、半径方向変位自由とした。

浸炭部としては、ローラ外周面と側面(肩付きローラは肩部を、傾斜付きローラは傾斜面を含む)を取り上げ、外周面のみから浸炭される場合をケース 1 (Case 1)、外

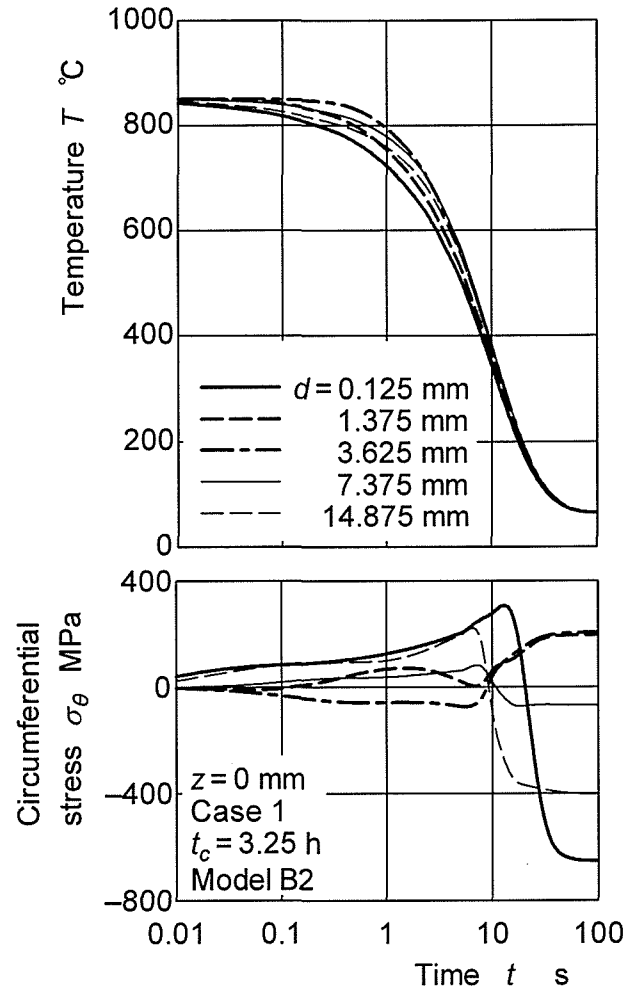


Fig.9.4 Temperatures and circumferential stress during quenching process  
(Model B2,  $t_c = 3.25$  h, Case 1,  $z = 0$  mm)

周面と側面から浸炭される場合をケース 2 (Case 2) とした。

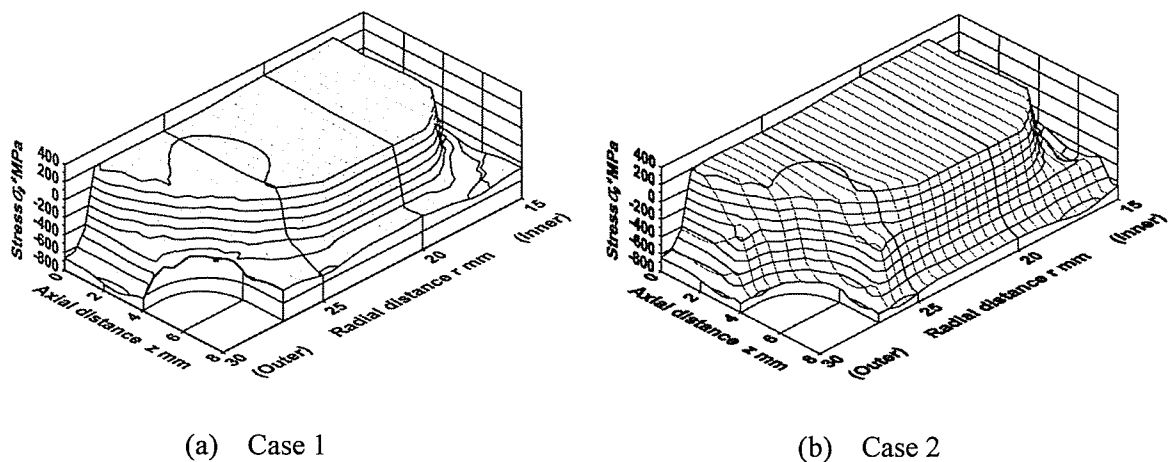
### 9.3 計算結果および考察

#### 9.3.1 焼入れ過程の温度

図 9.3 は、肩付きローラモデル B2 (すみ肉丸み半径  $r = 2.5$  mm) の焼入れ過程の温度分布を等温線で示す。図 9.3 より、ローラの外周面、側面および内周面の温度は、ローラ中央断面の外周と内周の中間付近より早く低下することがわかる。

#### 9.3.2 焼入れ過程の応力

図 9.4 は、肩付きローラモデル B2、浸炭時間  $t_c = 3.25$  h、ケース 1 (ローラ外周面



(a) Case 1 (b) Case 2  
 Fig.9.5 Effect of carburized parts on circumferential residual stress distributions (Model B2,  $t_c = 3.25$  h)

のみ浸炭)の場合に対して、ローラ幅中央断面( $z = 0$  mm)上各位置における焼入れ過程の温度  $T$  と円周方向の応力  $\sigma_\theta$  の時間的变化を示す。図 9.5 中の符号  $d$  は、ローラ外周面からの距離を表す。図 9.4 より、外周面付近( $d = 0.125$  mm)及び内周面付近( $d = 14.875$  mm)の円周方向応力  $\sigma_\theta$  は、焼入れ開始初期には引張応力になり、時間の経過につれて徐々に増加して、マルテンサイト変態開始温度(約 200~400 °Cで、炭素濃度によって異なる)付近で最大値に達した後、急激に減少して圧縮応力に変わり、焼入れ終了時には大きな圧縮応力になることがわかる。

### 9.3.3 残留応力

#### (1) 浸炭部の影響

図 9.5 は、肩付きモデル B2,  $t_c = 3.25$  h, ケース 1, 2(ローラ外周面と側面から浸炭)の場合に対する円周方向の残留応力  $\sigma_\theta^*$  を三次元的に示す。図 9.5 より、 $\sigma_\theta^*$  は、ケース 1, 2 のいずれの場合も、ローラ外周面、側面および内周面で圧縮応力になり、表面から内部に向かって減少して引張応力になることがわかる。また、内部の引張残留応力の域は、側面を浸炭焼入れすることによって広がることわかる。

図 9.6 は、肩付きモデル B2,  $t_c = 8.5$  h, ケース 1, 2 の場合に対して、ローラ中央断面( $z = 0$  mm)の円周方向残留応力  $\sigma_\theta^*$ , 軸方向残留応力  $\sigma_z^*$ , 及び半径方向残留応力  $\sigma_r^*$  を示す。図 9.6 より、 $\sigma_z^*$  は、 $\sigma_\theta^*$  と同様に、側面浸炭にかかわらず、表面では圧縮応力になり、表面から内部に向かって減少して引張応力になること、 $\sigma_r^*$  は、表面では零で、内部に向かってゆるやかに引張応力になることがわかる。また、表面

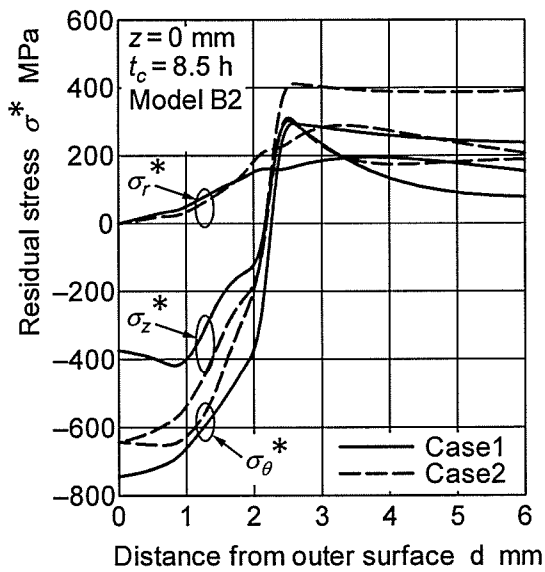


Fig.9.6 Effect of carburized parts on residual stresses of middle section (Model B2,  $t_c=8.5$  h,  $z=0$  mm)

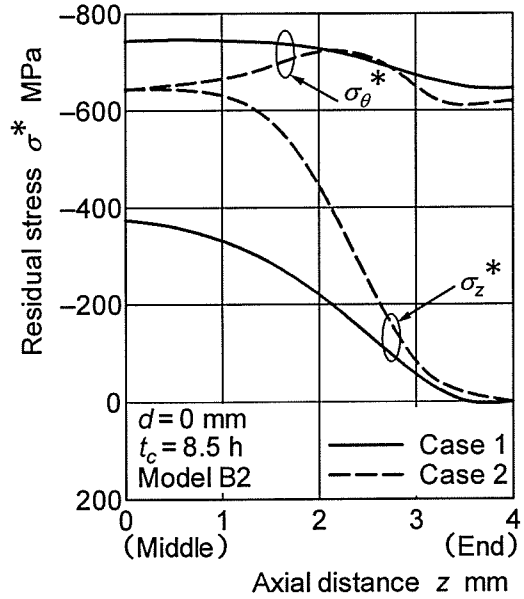
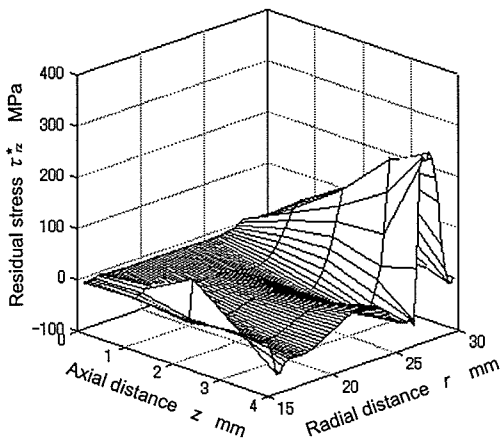
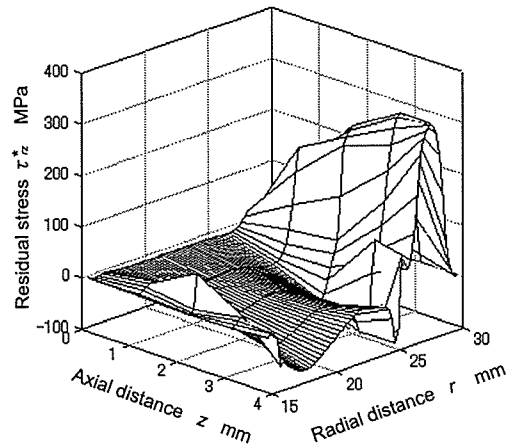


Fig.9.7 Effect of carburized parts on residual stress of outer surface (Model B2,  $t_c=8.5$  h,  $d=0$  mm)



(a) Case 1



(b) Case 2

Fig.9.8 Effect of carburized parts on shearing residual stress  $\tau_{rz}^*$  (Model B2,  $t_c=8.5$  h)

付近の圧縮残留応力は、側面を浸炭焼入れすることによって、 $\sigma_\theta^*$ のほうが増加するが、 $\sigma_z^*$ のほうが逆に増大すること、内部の引張応力の最大値は、 $\sigma_\theta^*$ 、 $\sigma_z^*$ 、 $\sigma_r^*$ のいずれも、側面を浸炭焼入れすることによって増大することがわかる。

図 9.7 は、肩付きモデル B2,  $t_c=8.5$  h, ケース 1, 2 の場合に対するローラ外周面 ( $d=0$  mm) の円周方向残留応力  $\sigma_\theta^*$ , 軸方向残留応力  $\sigma_z^*$  を示す。図 9.7 より、ローラ中央付近の圧縮残留応力は、側面を浸炭焼入れすることによって、 $\sigma_\theta^*$  のほうが減少するが、 $\sigma_z^*$  のほうが逆に増大することがわかる。

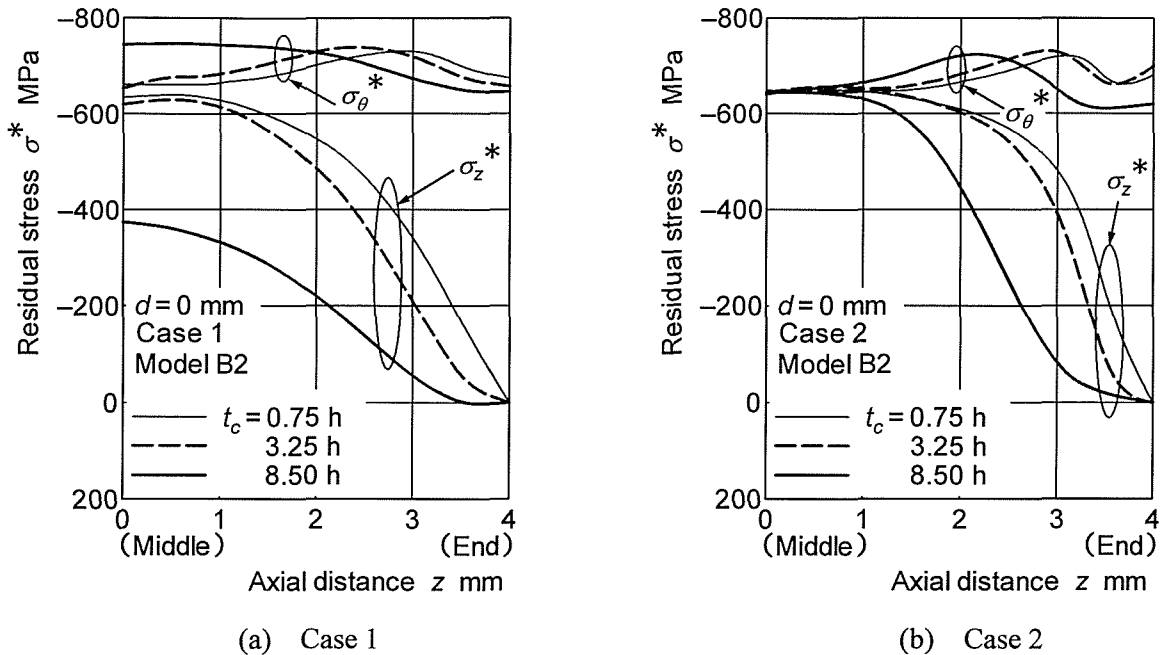


Fig.9.9 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress of outer surface (Model B2,  $d=0$  mm)

図 9.8 は、肩付きモデル B2,  $t_c = 8.5$  h, ケース 1, 2 の場合のせん断残留応力  $\tau_{rz}^*$  を三次元的に示す. 図 9.8 より,  $\tau_{rz}^*$  の最大値は, ローラ外周面からの距離  $d=2$  mm 付近で生じることがわかる. また,  $\tau_{rz}^*$  の最大値は, 側面を浸炭焼入れすることによって増大することがわかる.

### (2) 浸炭時間の影響

図 9.9 は、肩付きモデル B2,  $t_c = 0.75, 3.25, 8.5$  h, ケース 1, 2 の場合に対するローラ外周面の  $\sigma_\theta^*$ ,  $\sigma_z^*$  を示す. 図 9.9 より, 軸方向の圧縮残留応力  $\sigma_z^*$  は, 側面浸炭にかかわらず,  $t_c$  の増加につれて減少することがわかる. また, ローラ中央付近の円周方向の圧縮残留応力  $\sigma_\theta^*$  は,  $t_c$  の増加につれて増大することがわかる.

図 9.10 は、肩付きモデル B2,  $t_c = 0.75, 3.25, 8.5$  h, ケース 1, 2 の場合に対するローラ中央断面の  $\sigma_\theta^*$  を示す. 図 9.10 より, 表面付近の圧縮残留応力  $\sigma_\theta^*$  は, 側面浸炭にかかわらず,  $t_c$  の増加につれて増大することがわかる. また, 圧縮残留応力  $\sigma_\theta^*$  を生じた深さ, および内部の引張応力の最大値は,  $t_c = 8.5$  h のほうが,  $t_c = 0.75$  h と  $3.25$  h の場合より大きいことがわかる.

### (3) ローラ形状の影響

図 9.11 は、一定幅ローラモデル A2 (幅  $b=16$  mm), 傾斜付きローラモデル C,  $t_c = 3.25$  h, ケース 2 の場合に対する円周方向の残留応力  $\sigma_\theta^*$  を三次元的に示す. 図 9.11



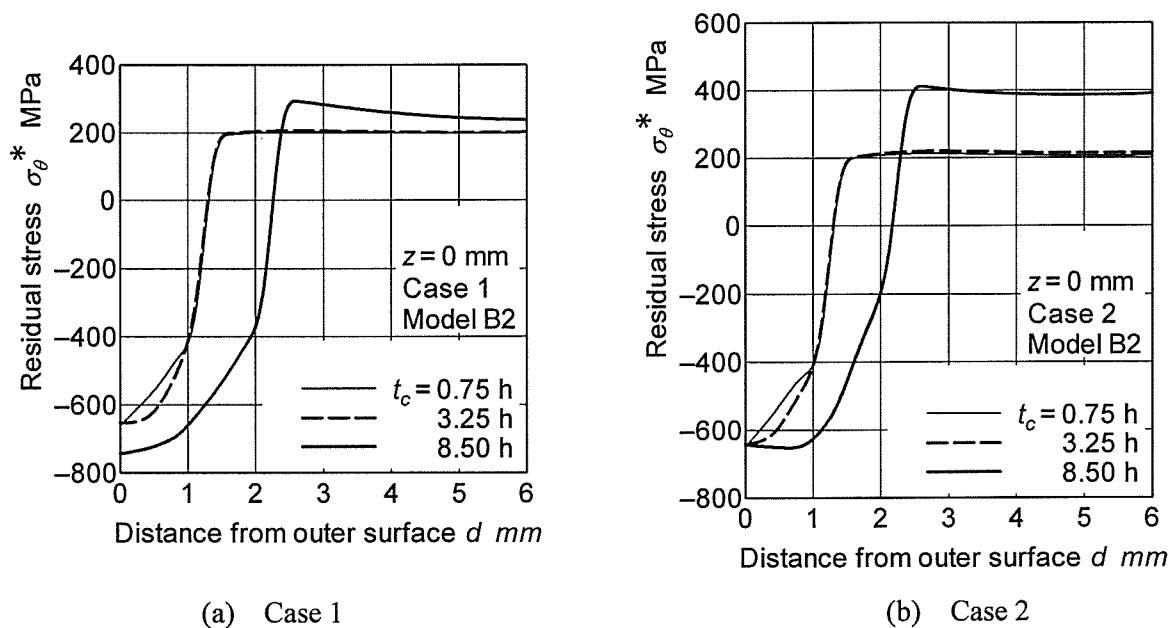


Fig.9.10 Effect of carburizing time  $t_c$  on residual stress of middle section (Model B2,  $z=0$  mm)

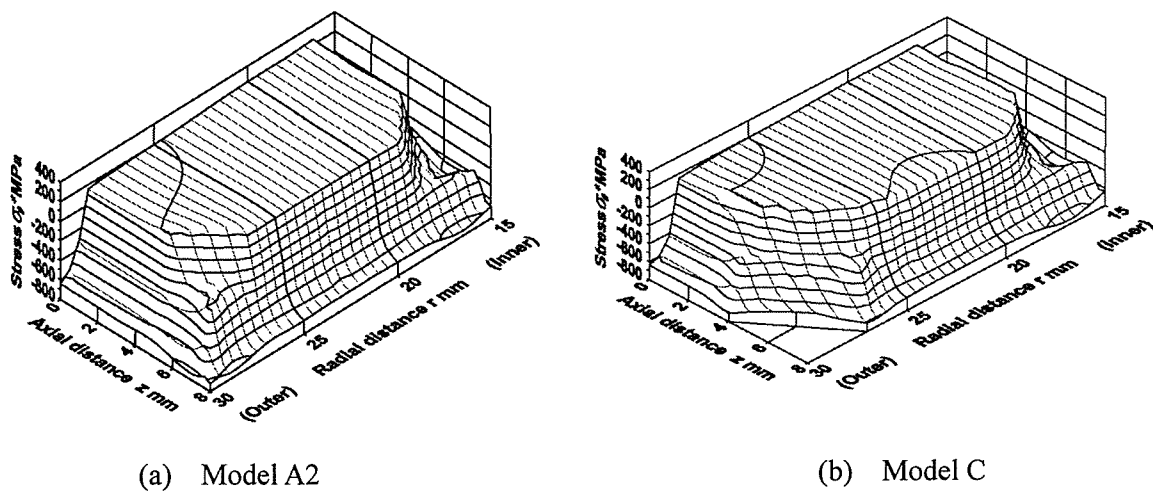


Fig.9.11 Effect of roller configuration on circumferential residual stress distributions ( $t_c=3.25$  h, Case 2)

より、モデル A2 とモデル C の  $\sigma_{\theta}^*$  は、モデル B2 の場合 (図 9.5) と同様に、ローラ外周面、側面および内周面では圧縮応力になり、表面から内部に向かって減少して引張応力になることがわかる。

図 9.12 は、ローラモデル A1 (一定幅, 幅  $b=8$  mm), B1 (肩付き, 片すみ丸み半径  $r \cong 0$  mm), B2, C,  $t_c=8.5$  h, ケース 1, 2 の場合に対するローラ外周面の  $\sigma_{\theta}^*$  を示す。図 9.12 より、ローラ外周面の  $\sigma_{\theta}^*$  に及ぼすローラ形状の影響は、側面を浸炭焼入れすることによって増大することがわかる。また、ローラ中央付近の円周方向の

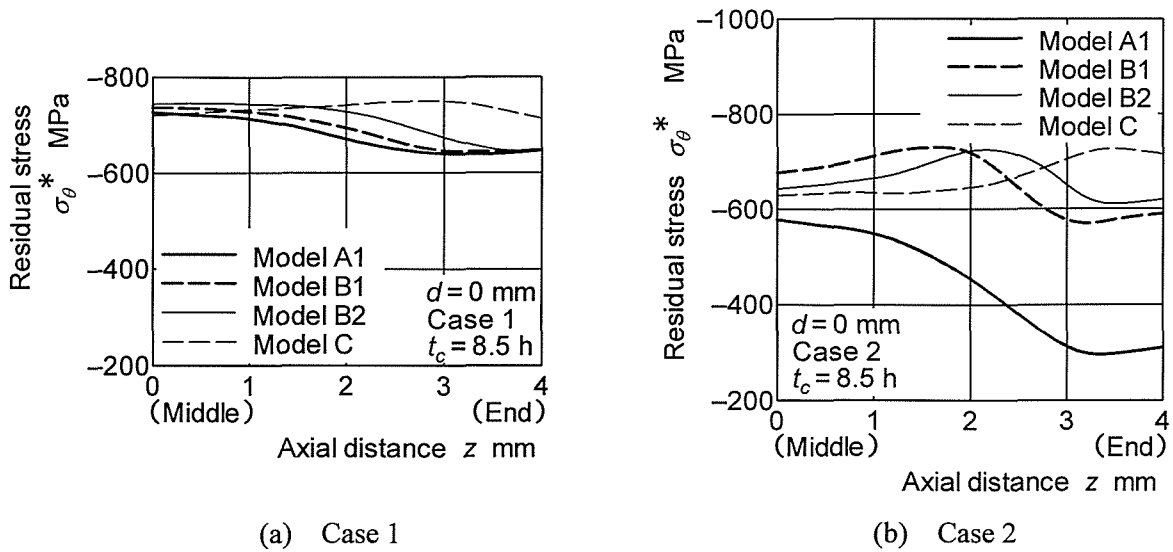


Fig.9.12 Effect of roller configuration on circumferential stresses of outer surface ( $t_c = 8.5$  h,  $d = 0$  mm)

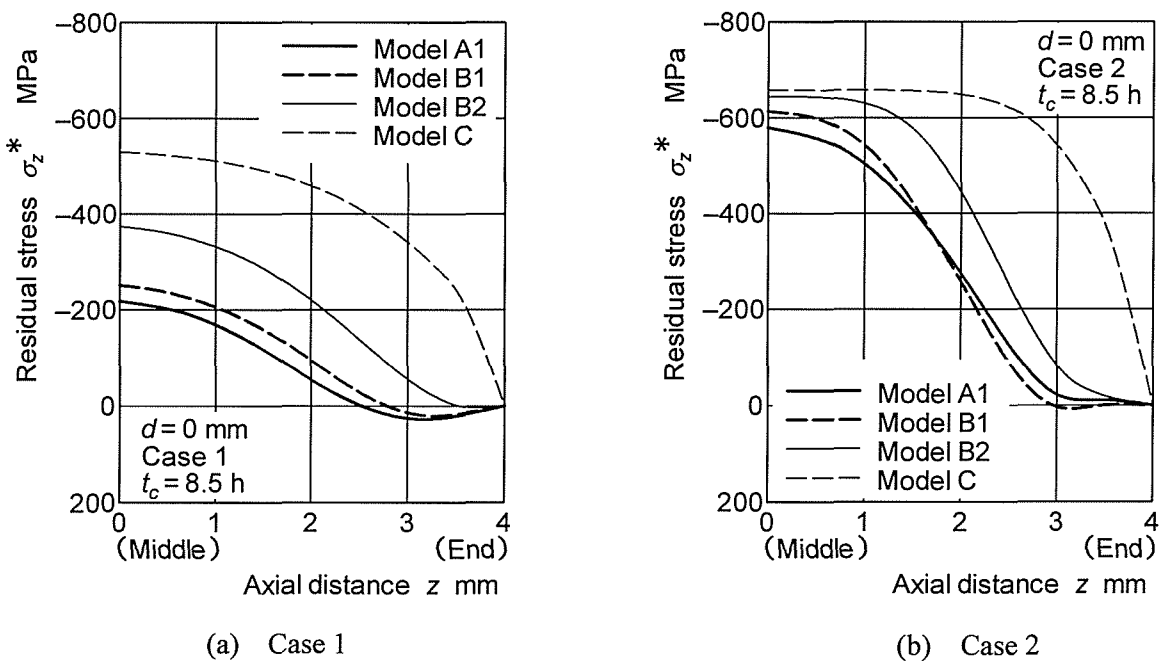


Fig.9.13 Effect of roller configuration on axial residual stresses of outer surface ( $t_c = 8.5$  h,  $d = 0$  mm)

圧縮残留応力 $\sigma_\theta^*$ は、ケース1の場合にはいずれのモデルもほぼ同じであるが、ケース2の場合にはモデルA1, C, B2, B1の順に大きくなることがわかる。

図9.13は、ローラモデルA1, B1, B2, C,  $t_c = 8.5$  h, ケース1, 2の場合に対するローラ外周面の $\sigma_z^*$ を示す。図9.13より、 $\sigma_z^*$ は、側面浸炭にかかわらず、いずれの

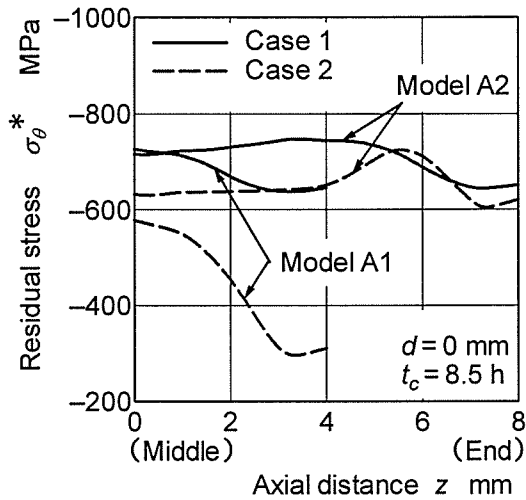


Fig.9.14 Effect of roller width on circumferential stresses of outer surface ( $t_c = 8.5$  h,  $d = 0$  mm)

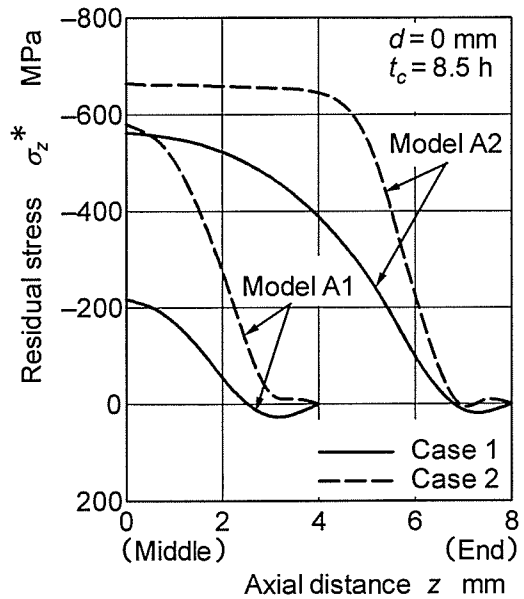


Fig.9.15 Effect of roller width on axial residual stresses of outer surface ( $t_c = 8.5$  h,  $d = 0$  mm)

モデルの場合も、ローラ中央で最大圧縮残留応力を取り、幅端に近づくにつれて減少し零になることがわかる。また、その最大圧縮残留応力は、側面浸炭にかかわらず、モデル A1, B1, B2, C の順に大きくなることがわかる。

#### (4) ローラ幅の影響

図 9.14 は、ローラモデル A1, A2,  $t_c = 8.5$  h, ケース 1, 2 の場合に対するローラ外周面の  $\sigma_\theta^*$  を示す。図 9.14 より、ローラ中央付近の円周方向の圧縮残留応力  $\sigma_\theta^*$  は、ローラ幅  $b = 8$  mm (モデル A1) と  $b = 16$  mm (モデル A2) のいずれの場合も、側面を浸炭焼入れすることによって減少するが、その減少の程度は  $b$  の減少につれて増大することがわかる。また、円周方向の圧縮残留応力  $\sigma_\theta^*$  は、 $b$  の減少につれて、ケース 1 の場合にはローラ中央及び端部ではほとんど変わらないが、ケース 2 の場合には全幅にわたって減少することがわかる。

図 9.15 は、ローラモデル A1, A2,  $t_c = 8.5$  h, ケース 1, 2 の場合に対するローラ外周面の  $\sigma_z^*$  を示す。図 9.15 より、ローラ軸方向の圧縮残留応力  $\sigma_z^*$  は、ローラ幅  $b = 8$  mm と  $b = 16$  mm のいずれの場合も、側面を浸炭焼入れすることによって増大するが、その増大の程度は  $b$  の減少につれて増大することがわかる。また、 $\sigma_z^*$  の最大値は、側面浸炭にかかわらず、 $b$  の増加につれて増大することがわかる。

## 9.5 結 言

本章では，端面に肩や傾斜をもつローラに対して，側面浸炭防止した場合と防止しない場合の浸炭焼入れ過程の温度・応力を解析した．得られた主な点を要約すると，次のとおりである．

(1) 浸炭焼入れによるローラの円周方向の残留応力 $\sigma_{\theta}^*$ は，ローラ外周面，側面および内周面では圧縮応力になり，表面から内部に向かって減少して引張応力になる．また，内部の引張応力の最大値は，浸炭時間の増加，側面を浸炭焼入れすることによって大きくなる．

(2) 浸炭焼入れによるローラ中央表面付近の円周方向の圧縮残留応力 $\sigma_{\theta}^*$ は，側面を浸炭焼入れすることによって減少する．その減少の程度は，ローラ幅の減少につれて増大し，ローラモデル B1(肩付き，片すみ丸み半径  $r \cong 0$  mm)，B2(肩付き， $r = 2.5$  mm)，C(傾斜付き)，A1(一定幅)の順に大きくなる．

(3) 浸炭焼入れによるローラの円周方向の圧縮残留応力 $\sigma_{\theta}^*$ は，浸炭時間の増加により硬化層厚さが増すと，幅中央表面付近で増大する．

(4) 浸炭焼入れによるローラ外周面の軸方向の残留応力 $\sigma_z^*$ は，ローラ形状，硬化層厚さ，および側面浸炭にかかわらず，幅中央で最大圧縮応力をとり，端に近づくにつれて減少し零になる．また，その最大圧縮応力は，モデル A1，B1，B2，C の順に大きくなり，ローラ幅の増加，硬化層厚さの減少につれて増大する．

(5) 浸炭焼入れによるローラ外周表面の軸方向の残留応力 $\sigma_z^*$ は，側面を浸炭焼入れすることによって増大する．また，その増大の程度は，ローラ幅の減少につれて増大する．



## 第10章 結 論

本論文は、二次元浸炭焼入れシミュレータを発展させ、三次元形状の機械要素に適用できるシミュレータを開発し、この三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて、種々の浸炭焼入れ条件に対する平外・内歯車、薄肉対称・非対称ウェブ構造歯車、はずば歯車などの残留応力について明らかにし、さらに曲げ疲労試験を行って浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労強度を求め、残留応力と曲げ疲労強度に及ぼす側面浸炭、硬化層厚さの影響などについて明らかにすることにより、浸炭焼入れ歯車の曲げ強度設計および最適な浸炭焼入れ条件の選定ための基礎資料を得るために行ったものである。本論文で得られた結果を総括すると次のとおりである。

第1章では、本研究の目的を述べるとともに、従来行った主な研究を紹介し、本研究の位置づけ、意義ならびに研究内容の概要を述べた。

第2章では、三次元有限要素法(3D-FEM)による炭素拡散、熱伝導および弾塑性応力解析法を用いて、二次元浸炭焼入れシミュレータを発展させ、三次元形状の機械要素に適用できるシミュレータを開発した。また、この三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて、円柱と歯車の冷却過程の温度を計算するとともに、種々の浸炭焼入れ条件に対する平外歯車の炭素濃度分布、硬さ分布および残留応力分布を求め、微小硬度計による硬さ分布の測定結果、熱電対による温度分布の測定結果、せん孔法およびX線法による残留応力の測定結果と比較検討することにより、三次元浸炭焼入れシミュレータの有効性を確かめた。

第3章では、三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて、種々の浸炭焼入れ条件に対して、一体(厚肉)平外歯車と薄肉扇形穴付き平外歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力を求め、浸炭焼入れによる残留応力に及ぼす浸炭部(歯面、側面、リム内周)、浸炭時間(硬化層厚さ)、モジュール、歯数、基準圧力角、リム厚さ、歯幅の影響などについて検討を行った。その結果、歯幅の狭い(歯幅 $b=10, 20$  mm)平外歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力は歯幅の位置によってかなり異なること、浸炭焼入れによる平外歯車の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)]の歯たけ方向の残留応力は、モジュール、歯数、基準圧力角、リム厚さ、歯幅にかかわらず、側面およびリム内周を浸炭焼入れすることによって減少し、その減少の程度は浸炭時間の増加により硬化層厚さが増すと増大

することが明らかにした。また、残留応力に対する最適な浸炭時間を選定する場合には、浸炭部の影響を考慮する必要があることなどが明らかにした。

第4章では、歯車側面に銅めっきを施して側面浸炭防止した歯車と浸炭防止しない歯車に対して、パルセータ試験機による曲げ疲労試験を行うとともに、炭素濃度分布、硬さ分布、温度分布、残留応力分布の計算を行い、曲げ疲労強度に及ぼす浸炭部、硬化層厚さおよび残留応力の影響などについて検討を行った。その結果、浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労限度荷重は、それらの Hofer の危険断面位置の圧縮残留応力と同様に、歯面のみ浸炭した場合には、有効硬化層厚さ(ビッカース硬さ  $H_v=550$  の位置の硬化層厚さ)が  $d_e=0.4\sim 1.1$  mm の間で変化しても、大きな変化が生じないが、浸炭防止しない場合では、硬化層が厚くなり過ぎると、適切な硬化層厚さの場合に比べて、かなり小さくなることが明らかにした。また、浸炭焼入れ平歯車の曲げ疲労限度は、Hofer の危険断面位置の残留応力の歯幅方向の最小値と深く関わり、その残留応力の増加につれてほぼ直線的に増大することなどが明らかにした。

第5章では、種々の浸炭焼入れ条件のもとで、薄肉対称ウェブ構造歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力を、三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて求め、浸炭焼入れによる残留応力に及ぼす浸炭部(歯面、歯車側面、リム内周、ウェブ表面)、浸炭時間(硬化層厚さ)、およびウェブ構造の影響などについて検討を加えた。その結果、浸炭焼入れ薄肉対称ウェブ構造歯車の Hofer の危険断面位置の歯たけ方向の残留応力は、リム厚さにかかわらず、歯車側面、リム内周、およびウェブ表面を浸炭防止することによって増大し、また、その増大の程度は浸炭時間の増加により硬化層厚さが増すと増大することなどが明らかにした。

第6章では、種々の浸炭焼入れ条件のもとで、薄肉非対称ウェブ構造歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力を、三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて求め、浸炭焼入れによる残留応力に及ぼす浸炭部(歯面、歯車側面、リム内周、ウェブ表面)、浸炭時間(硬化層厚さ)、およびウェブ構造の影響などについて検討を加えた。その結果、歯車の Hofer の危険断面位置の歯たけ方向の残留応力は、歯面のみ浸炭した場合には、薄肉非対称ウェブ構造歯車、薄肉扇形穴付き歯車、薄肉対称ウェブ構造歯車、一体歯車の順に、浸炭防止しない場合には、薄肉対称ウェブ構造歯車、薄肉非対称ウェブ構造歯車、薄肉扇形穴付き歯車、一体歯車の順に大きくなることなどが明らかにした。

第7章では、種々の浸炭焼入れ条件に対して、厚肉および薄肉平内歯車の浸炭焼

入れ過程の温度・応力を，三次元浸炭焼入れシミュレータを用いて求め，浸炭焼入れによる残留応力に及ぼす浸炭部(歯面，側面，リム外周)，浸炭時間(硬化層厚さ)，リム厚さ，歯幅および基準圧力角の影響などについて検討を加えた．その結果，浸炭焼入れ平内歯車の歯元危険断面位置の歯幅中央付近の残留応力は，基準圧力角にかかわらず，側面およびリム外周を浸炭焼入れすることにより，リム厚さの減少により，減少することが明らかにした．また，側面浸炭焼入れによる残留応力の減少の程度は硬化層厚さの増加，歯幅の減少につれて増大し，リム外周浸炭焼入れによる残留応力の減少の程度はリム厚さの減少につれて増大することなどが明らかにした．

第 8 章では，歯すじが軸に平行でないはずば歯車の特有の境界条件を考慮して，種々のねじれ角をもつはずば歯車の浸炭焼入れ過程の温度・応力を 1/2 歯モデルを用いて求め，浸炭焼入れによるはずば歯車の残留応力に及ぼす側面浸炭，浸炭時間(硬化層厚さ)，歯幅，ねじれ角の影響などについて検討を加えた．その結果，浸炭焼入れはずば歯車の歯面の残留応力はねじれ角によってかなり異なること，また，Hofer の危険断面位置の歯たけ方向の残留応力は，平歯車と同様に，側面を浸炭焼入れすることによって減少し，その減少の程度は硬化層厚さの増加，歯幅の減少につれて増大することなどが明らかにした．

第 9 章では，歯車の歯面強度を求めるための基礎としてよく用いられる円筒ローラに対して，側面浸炭防止した場合と防止しない場合の浸炭焼入れ過程の温度・応力を，軸対称有限要素法(FEM)による熱伝導および弾塑性応力解析法を用いて求め，浸炭焼入れによるローラの残留応力に及ぼすローラ形状，ローラ幅，浸炭部および浸炭時間(硬化層厚さ)の影響などについて明らかにした．

以上，浸炭焼入れ平外・内歯車，薄肉対称・非対称ウェブ構造歯車，はずば歯車および歯車の歯面強度を求めるための基礎として用いられる円筒ローラの残留応力の計算結果，側面浸炭防止した場合と浸炭防止しない場合の浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労試験結果より，浸炭焼入れ歯車の強度設計および最適な浸炭焼入れ条件を選定するための有用な基礎資料を提示することができた．





## 謝 辞

本研究は、鳥取大学教授・宮近幸逸博士の御指導のもとに遂行されたものであり、終始懇切な御指導と御鞭撻を賜りました。ここに深甚なる謝意を表します。

また、本研究に対して種々の御教示、御助言をいただいた鳥取大学教授・早川元造博士、福山大学教授・小田哲博士、鳥取大学助教授・小出隆夫博士、京都大学助教授・藤尾博重博士および鳥取大学工学部機械工学科の諸先生方に対して深く感謝致します。そして、実験および資料整理などに御教示、御助言いただいた鳥取大学文部科学技官・難波千秋氏およびご協力いただいた方々に深く感謝致します。

さらに、在学期間にさまざまな御助言、御支援をしてくださった鳥取大学留学生センター長・鳥取大学教授・若良二博士を始めとする留学生センターの方々、留学生課の方々、ならびに米山奨学生カウンセラー・鳥取大学教授・山岸正明博士とロータリアンの諸先生方、鳥取県国際交流財団の諸先生方、実吉奨学会の諸先生方に厚くお礼申し上げます。



## 参 考 文 献

- (1.1) 日本機械学会, 歯車強さ設計資料, (1979), 116-134.
- (1.2) 藤尾博重・会田俊夫・秋園純一, 焼入れ歯車の歯形の変形と残留応力に関する研究(第4報, 浸炭焼入れ平歯車の場合), 日本機械学会論文集(第3部), 44-387(1978), 3950-3957.
- (1.3) 藤尾博重・迫田雅治, 硬化層厚さをかえた浸炭焼入れ歯車の残留応力の理論解析, 日本機械学会論文集, 50-449, C(1984), 179-186.
- (1.4) 宮尾光介・王志剛・井上達雄, 歯車の焼入れ過程における変態塑性を考慮した温度, 組織および応力の解析, 材料, 35-399(1986), 1352-1357.
- (1.5) 戸部俊美・加藤正名・井上克己, 浸炭焼入れ平歯車の残留応力の簡易推定, 日本機械学会論文集, 52-476, C(1986), 1402-1410.
- (1.6) 小田哲・宮近幸逸・三佐尾昌邦・藤尾博重, 浸炭焼入れ薄肉平歯車の残留応力, 日本機械学会論文集, 53-493, C(1987), 1965-1971.
- (1.7) 小田哲・宮近幸逸・藤尾博重, 浸炭焼入れ内歯平歯車の残留応力に及ぼすリム厚さ・基準圧力角の影響, 日本機械学会論文集, 56-530, C(1990), 2751-2755.
- (1.8) 小田哲・宮近幸逸・藤尾博重, 角形スプライン穴を持つ浸炭焼入れ薄肉平歯車の残留応力, 日本機械学会論文集, 57-535, C(1991), 899-902.
- (1.9) 長坂悦敬・七野勇人・高橋知之, 歯車設計/製造におけるコンカレントエンジニアリングツールとしてのCAEシステム, 日本機械学会論文集, 66-645, C(2000), 244-250.
- (1.10) 会田俊夫・小田哲・草野昂三郎・伊藤芳澄, 歯車の曲げ疲れ強さに関する研究(第7報, 浸炭焼入れ歯車の曲げ疲れ強さ), 日本機械学会論文集(第3部), 33-252(1967), 1314-1320.
- (1.11) 戸部俊美・加藤正名・井上克己・高津宣夫・森田功, SCM420H 浸炭焼入れ平歯車の曲げ強さ, 日本機械学会論文集, 51-465, C(1985), 1018-1025.
- (1.12) 増山知也・浅野純一・井上克己, ワイブル分布で表した介在物寸法に基づく浸炭歯車の強度シミュレーション, 日本機械学会講演会論文集, No.02-12, (2002), 33-36.

- (2.1) 文献(1.2)に同じ
- (2.2) 文献(1.3)に同じ
- (2.3) 文献(1.4)に同じ
- (2.4) 文献(1.5)に同じ
- (2.5) 文献(1.6)に同じ
- (2.6) 文献(1.7)に同じ
- (2.7) 文献(1.8)に同じ
- (2.8) 文献(1.9)に同じ
- (2.9) 宮近幸逸・小田哲・薛衛東・澤田修司・藤尾博重, 浸炭焼入れ歯車の残留応力と曲げ疲労強度に及ぼす側面浸炭焼入れの影響, 日本機械学会講演論文集, No.01-11(2001), 77-78.
- (2.10) 山口豪・王志剛・井上達雄, 歯車の焼入れ過程における温度, 組織および応力の解析, 材料, 33-370(1984), 814-820.
- (2.11) 文献(1.10)に同じ
- (2.12) Pierre Guiraldenq (訳者: 平野賢一), 技術者の拡散入門, (1984), 2-3, 共立出版株式会社.
- (2.13) 内藤武志, 浸炭焼入れの実際(第2版), (1999), 120-127, 日刊工業新聞社.
- (2.14) J.Wunning, 計算機制御浸炭過程, 第3届国際材料熱処理大会論文選集, (1985), 436-441, 機械工業出版社.
- (2.15) 矢川元基・宮崎則幸, 有限要素法による熱応力・クリープ・熱伝導解析, (1987), 47-172, サイエンス社.
- (2.16) 三好俊朗・白鳥正樹・座古勝・坂田信二, 有限要素法(構造要素の変形・破壊挙動の解析), (1990), 39-44, 実教出版株式会社.
- (2.17) C.Dawes and D.F.Tranter, Heat Treatment of Metals, 4, 121(1974)
  
- (3.1) 宮近幸逸・小田哲・薛衛東・光井滋教・藤尾博重・難波千秋, 浸炭焼入れ歯車の残留応力に及ぼす側面浸炭焼入れの影響, 日本機械学会論文集, 67-658 C(2001), 1980-1986.
- (3.2) 文献(1.3)に同じ
- (3.3) 文献(1.6)に同じ

- (3.4) 文献(1.8)に同じ
- (3.5) 文献(1.2)に同じ
  
- (4.1) 文献(1.10)に同じ
- (4.2) 小田哲・島富泰司, 平歯車の曲げ疲労強度に及ぼす転位の影響(第2報, 浸炭焼入れ歯車), 日本機械学会論文集(第3部), 42-357 (1976), 1589-1596.
- (4.3) 小田哲・島富泰司・川合信行, はすば歯車の曲げ疲労強度に関する研究(第2報, 浸炭焼入れはすば歯車の曲げ疲労強度), 日本機械学会論文集, 45-395, C(1979), 834-841.
- (4.4) 戸部俊美・丸山昇, 平歯車の歯の曲げ疲労強度に関する基礎的研究(第3報, SCM418 浸炭焼入れ歯車の変動荷重下での疲労強度), 日本機械学会論文集, 48-427, C(1982), 383-390.
- (4.5) 小田哲・小出隆夫・水根正人, はすば歯車の曲げ疲労強度に関する研究(第5報, 曲げ疲労強度に及ぼす荷重変動の影響), 日本機械学会論文集, 51-462, C(1985), 366-371.
- (4.6) 文献(1.11)に同じ
- (4.7) 小田哲・小出隆夫・松井光次・山本謙, 浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労強度に及ぼす粒界酸化の影響, 日本機械学会論文集, 54-501, C(1988), 1135-1139.
- (4.8) 井上克己・前原利之・山中将・加藤正名, 浸炭歯車の曲げ強度に対するショットピーニングの効果, 日本機械学会論文集, 54-502, C(1988), 1331-1337.
- (4.9) 小田哲・坪倉公治・小出隆夫, 低温下における浸炭焼入れ歯車の衝撃および曲げ疲労強度, 日本機械学会論文集, 55-518, C(1989), 2587-2590.
- (4.10) 加藤正名・鄧綱・井上克己・高津宣夫, 破壊力学に基づく浸炭歯車の強度評価に関する研究(第4報, 疲労き裂の進展に着目した曲げ強度評価法の提案), 日本機械学会論文集, 57-541, C(1991), 2996-3001.
- (4.11) 柳晟基・井上克己・加藤正名・大西正澄・下田健二, 浸炭歯車の曲げ疲労強度に及ぼす表面処理の影響, 日本機械学会論文集, 60-572, C(1994), 1391-1396.
- (4.12) 坪倉公治・小田哲・小出隆夫, 低温下における浸炭焼入れ歯車の曲げ疲労強度に及ぼす衝撃荷重の影響, 日本機械学会論文集, 63-609, C(1997), 1783-1787.

- (4.13) 文献(1.12)に同じ
- (4.14) K.Miyachika, S.Oda, W-D.Xue and H.Fujio, Effects of Gear-Side Case-Hardening on Residual Stress and Bending Fatigue Strength of Case-Hardened Gears, VDI-BERICHT NR. 1665, Vol.2, (2002), 583-591.
- (4.15) 文献(1.3)に同じ
- (4.16) 文献(1.6)に同じ
- (4.17) 文献(1.8)に同じ
- (4.18) 文献(2.14)に同じ
- (4.19) 川田雄一・松浦祐次・水野正夫・宮川正男, 材料試験, (1994), 209-210, 共立出版株式会社.
- (4.20) 薛衛東・鄭銀玲・趙建軍, 邊界元方法及其應用, (1998), 224-228, 陝西科學技術出版社.
- 
- (5.1) 宮近幸逸・薛衛東・小田哲・藤尾博重・小出隆夫, 浸炭焼入れ薄肉対称ウェブ構造歯車の残留応力に及ぼす浸炭部の影響, 日本機械学会講演論文集, No.035-1(2003), 249-250.
- (5.2) 文献(1.3)に同じ
- (5.3) 文献(1.6)に同じ
- (5.4) 文献(1.8)に同じ
- (5.5) 文献(1.2)に同じ
- 
- (6.1) 薛衛東・宮近幸逸・小出隆夫・小田哲・藤尾博重, 浸炭焼入れ薄肉非対称ウェブ構造歯車の残留応力に及ぼす浸炭部の影響, 日本機械学会講演論文集, No.03-03(2003), 43-46.
- (6.2) 文献(1.3)に同じ
- (6.3) 文献(1.6)に同じ
- (6.4) 文献(1.8)に同じ
- (6.5) 文献(1.2)に同じ
- 
- (7.1) 小田哲・宮近幸逸, 弾性理論による内歯平歯車の歯元応力解析, 日本機械学会論文集, 51-468, C(1985), 2017-2023.

- (7.2) 小田哲・宮近幸逸, 内歯平歯車の実用歯元実応力計算式, 日本機械学会論文集, 51-470, C(1985), 2720-2725.
- (7.3) 小田哲・宮近幸逸, ピン支持された薄肉内歯平歯車の歯元応力, 日本機械学会論文集, 52-480, C(1985), 2194-2199.
- (7.4) 小田哲・宮近幸逸・清水久夫, 内歯平歯車の実用圧縮歯元実応力計算式, 日本機械学会論文集, 53-496, C(1987), 2629-2634.
- (7.5) 小田哲・宮近幸逸・竹本浩一, 内歯平歯車の歯元応力に及ぼす基準圧力角の影響, 日本機械学会論文集, 57-540, C(1991), 2716-2722.
- (7.6) 小田哲・宮近幸逸・小出隆夫・薛衛東, 薄肉内歯平歯車の歯元応力に及ぼす支持条件の影響, 日本機械学会論文集, 58-546, C(1992), 584-589.
- (7.7) 小田哲・宮近幸逸・薛衛東, 圧入ピンで支持された薄肉内歯平歯車の歯元応力, 日本機械学会論文集, 59-557, C(1993), 246-251.
- (7.8) 薛卫东, 薄壁内歯輪歯変形和歯根応力の有限元解析, 交通与计算机, 50, (1993), 79-82.
- (7.9) W-D.Xue and Y-L.Zheng, Interference Design of Bolt Supporting Thin-Rim Internal Gear, MACHINE ELEMENTS, 2, (1996), 659-663.
- (7.10) 薛卫东・郑银玲, 有限元分析的子结构消去法, 机械科学与技术, 15-64, (1996), 887-891.
- (7.11) 薛卫东・郑银玲, 变位内齿轮齿根应力修正系数的研究, 机械科学与技术, 16-67, (1997), 383-385.
- (7.12) 小田哲・宮近幸逸・Cao Xuan THANH・難波千秋, 薄肉非対称ウェブ構造平内歯車の歯元応力, 日本機械学会論文集, 63-610, C(1997), 2111-2117.
- (7.13) 薛卫东・郑银玲, 边界元分析的子结构消去法, 机械科学与技术, 16-70, (1997), 952-956.
- (7.14) 宮近幸逸・小田哲・長田幸晴・難波千秋, 種々の基準圧力角の平内歯車の実用歯元実応力計算式, 設計工学, 34-1(1999), 28-33.
- (7.15) 宮近幸逸・薛衛東・鄭銀鈴・難波千秋, 平内歯車の ISO 歯元応力計算式における歯形係数と歯元応力修正係数について, 日本機械設計工学会講演論文集, 秋季(2001), 89-92.
- (7.16) 宮近幸逸・小田哲・任宏光・Teck Foo YONG・高野泰齊, 薄肉非対称ウェブ構造高圧力角平内歯車の歯元応力, 日本機械学会論文集, 67-660, C(2001),



2636-2642.

- (7.17) 小田哲・宮近幸逸・荒木恵司, 内歯車の歯元応力と曲げ疲労強度に及ぼすリム厚さの影響, 日本機械学会論文集, 49-448, C(1983), 2190-2196.
- (7.18) 小田哲・宮近幸逸・佐山武英, 内歯車の曲げ疲労強度に及ぼすリム・ウェブ厚さの影響, 日本機械学会論文集, 51-466, C(1985), 1305-1311.
- (7.19) 宮近幸逸・薛衛東・難波千秋・梶本宜志・中田信也, 薄肉非対称ウェブ構造平内歯車の歯元応力と曲げ疲労強度, 日本機械設計工学会講演論文集, 秋季(2001), 105-108.
- (7.20) 文献(1.7)に同じ
- (7.21) 宮近幸逸・薛衛東・小田哲・藤尾博重, 浸炭焼入れ平内歯車の残留応力に及ぼす浸炭部の影響, 日本機械学会論文集, No.03-0609, C(2004).
  
- (8.1) 小田哲・島富泰司, はすば歯車の曲げ疲労強度に関する研究(第1報, 曲げ疲労強度に及ぼすねじれ角の影響), 日本機械学会論文集, 45-395, C(1979), 826-833.
- (8.2) 小田哲・小出隆夫, はすば歯車の曲げ疲労強度に関する研究(第4報, 曲げ疲労強度に及ぼす転位の影響), 日本機械学会論文集, 50-450, C(1984), 362-368.
- (8.3) 小田哲・小出隆夫・澤泰弘, はすば歯車の曲げ疲労強度に及ぼす基準圧力角の影響, 日本機械学会論文集, 53-494, C(1987), 2149-2153.
- (8.4) 文献(4.3)に同じ
- (8.5) 文献(4.5)に同じ
- (8.6) 薛衛東・宮近幸逸・小田哲・藤尾博重・小出隆夫・難波千秋, はすば歯車の浸炭焼入れ過程のシミュレーション, 日本機械学会講演論文集, No.03-26(2003), 565-566.
- (8.7) 文献(1.3)に同じ
- (8.8) 文献(1.6)に同じ
- (8.9) 文献(1.8)に同じ
- (8.10) 文献(1.2)に同じ
  
- (9.1) 小田哲・小出隆夫・平田仁・木口真二・和田正晴, 焼結金属歯車の負荷能力に

- 関する研究, 日本機械学会論文集, 59-565, C(1993), 2825-2829.
- (9.2) 吉田彰・橋本忠, ガス浸炭歯車の浸炭異常層が歯面強度に及ぼす影響, 日本機械学会論文集, 65-630, C(1999), 694-701.
- (9.3) 小出隆夫・小田哲・中村斎・大西道成, 焼結金属歯車の面圧強度に及ぼす焼結工程と転造の影響, 日本機械学会論文集, 66-647, C(2000), 2383-2387.
- (9.4) 吉田彰・大上祐二・関正憲・川村巧, ショットピーニング浸炭硬化鋼製歯車の面圧強さと動的性能, 日本機械学会講演論文集, No.025-1(2002), 373-374.
- (9.5) 坪倉公治・小出隆夫・小田哲, イオン窒化ローラの面圧強度, 日本機械学会論文集, 67-658, C(2001), 2000-2005.
- (9.6) 坪倉公治・小出隆夫・小田哲, 高濃度浸炭焼入れ歯車の負荷能力に関する研究, 日本機械学会論文集, 67-662, C(2001), 3258-3263.
- (9.7) 中西勉・竹内隆・鄧鋼, 高負荷容量浸炭焼入れ歯車の開発に関する基礎研究(高負荷条件下における転がり滑り接触面の変化), 日本機械学会論文集, 69-684, C(2003), 2194-2199.
- (9.8) 藤田公明・吉田彰・山本敏夫・山田富稔, 浸炭鋼・SNC21の面圧強さと最適硬化層深さ, 日本機械学会論文集(第3部), 42-358, (1976), 1916-1924.
- (9.9) 藤田公明・吉田彰・長尾幸男, 鋼ローラ表面のころがり疲労破壊に関する一考察, 日本機械学会論文集(第3部), 43-365, (1977), 303-313.
- (9.10) 鈴木智博・小川一議・堀田昇次, 浸炭鋼のピッチング疲労強度に及ぼす浸炭異常層, 表面粗さの影響, 日本機械学会論文集, 64-622, C(1998), 2199-2204.
- (9.11) 吉田彰・大上祐二・関正憲・林大介, 浸炭硬化鋼製ローラの面圧強さに及ぼすショットピーニングの影響, 日本機械学会講演論文集, No.025-1(2002), 367-368.
- (9.12) 宮近幸逸・小田哲・薛衛東・澤田修司・藤尾博重, 浸炭焼入れローラの残留応力に及ぼすローラ形状の影響, 日本機械学会講演論文集, No.00-01(2000), 421-422.
- (9.13) 鷺津久一郎・宮本博・山田嘉昭・山本善之・川井忠彦, 有限要素法ハンドブック, (1981), 349-363, 培風館.
- (9.14) 矢川元基, 流れと熱伝導の有限要素法入門, (1983), 103-121, 培風館.

- (9.15) 文献(1.2)に同じ
- (9.16) 小田哲・宮近幸逸・北田高弘・藤尾博重, 浸炭焼入れ角形スプライン軸の残留応力, 日本機械学会論文集, 55-519, C(1989), 2892-2895.
- (9.17) 植田秀夫・井上達雄・平修二, 有限要素法による弾塑性熱応力の解析, 材料, 19-198(1970), 175-181.
- (9.18) 藤尾博重・会田俊夫・増本雄治, 焼入れ歯車の歯形の変形と残留応力に関する研究(第1報, S45C材円柱のずぶ焼入れの場合), 日本機械学会論文集(第3部), 42-364(1976), 4026-4032.
- (9.19) 藤尾博重・会田俊夫・増本雄治, 焼入れ歯車の歯形の変形と残留応力に関する研究(第2報, S45C材歯車のずぶ焼入れの場合), 日本機械学会論文集(第3部), 43-368(1977), 1483-1491.

**END**