



Title	転がり軸受の残留応力を考慮した疲労き裂発生・進展の実用的な評価法に関する研究
Author(s)	堤, 雅子
Citation	大阪大学, 2025, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/101678
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

博士学位論文

転がり軸受の残留応力を考慮した疲労き裂
発生・進展の実用的な評価法に関する研究

堤 雅子

2024年12月

大阪大学大学院工学研究科

目 次

第1章 緒 言

1.1 背景	1
1.1.1 疲労破壊と残留応力	1
1.1.2 転がり軸受の破損強度	2
1.2 先行研究	6
1.2.1 残留応力測定法	6
1.2.2 残留応力推定法	8
1.2.2.1 数値解析による方法	8
1.2.2.2 固有ひずみ法	8
1.2.3 疲労破壊評価法	9
1.3 本研究の内容	29
参考文献	33

第2章 拡張コンター法による内部残留応力測定

2.1 緒言	37
2.2 拡張コンター法の数値実験	39
2.2.1 数値実験方法	39
2.2.2 数値実験結果	40
2.3 三方向残留応力測定	46
2.3.1 供試材および試験体の作製方法	46
2.3.2 残留応力測定方法	46

2.3.3 残留応力測定結果	47
2.4 結言	62
参考文献	63

第3章 浸炭熱処理による固有ひずみ分布と発生メカニズム

3.1 緒言	64
3.2 固有ひずみ逆解析方法	65
3.3 固有ひずみ逆解析結果	68
3.4 浸炭熱処理の固有ひずみ発生メカニズム解析	72
3.4.1 解析方法	72
3.4.2 解析結果と考察	73
3.5 結言	79
参考文献	80

第4章 異なる浸炭領域の固有ひずみによる残留応力推定

4.1 緒言	81
4.2 数値実験結果を用いた固有ひずみ推定方法の確立	82
4.2.1 方法	82
4.2.2 結果と考察	82
4.2.3 固有ひずみによる残留応力推定	83
4.3 実測値を利用した残留応力推定	98
4.4 考察	106
4.5 結言	107

参考文献	108
------	-----

第5章 残留応力を考慮した疲労き裂発生・進展の実用的評価

5.1 緒言	109
5.2 方法	112
5.2.1 残留応力分布と接触応力分布の再現	112
5.2.2 疲労き裂発生半径位置の検討	112
5.2.3 疲労き裂発生方向の検討	114
5.2.4 応力拡大係数を用いた評価	114
5.3 結果	118
5.3.1 残留応力と接触応力分布	118
5.3.2 疲労き裂発生の半径位置	118
5.3.3 疲労き裂発生方向	119
5.3.4 応力拡大係数	119
5.4 考察	127
5.5 結言	133
参考文献	134

第6章 総 括	136
---------	-----

Appendix 軸対称の長い円柱における弾性応答マトリクス $[H^*]$ の求め方	139
--	-----

研究業績	143
-------------	-----

謝 辞	144
------------	-----

第1章 緒言

1.1 背景

1.1.1 疲労破壊と残留応力

鋼構造物や機械・機械部品の破壊の多くは疲労により発生する¹⁾。疲労による事故を防ぎ、かつ使用寿命を延長するためには、疲労破壊が発生するプロセスをケースごとに正しく認識する必要がある。疲労は、材料に発生する繰返しの応力振幅が材料の疲労強度を超えることで発生する。応力は、外力から発生する応力と、外部の温度環境により発生する熱応力、材料の製造過程および部品の加工で発生する残留応力に大別される。この中で外力から発生する応力は、材料力学やシミュレーションによって、ある程度定量的に計算することができる。また、温度環境すなわち伝熱と温度分布に起因する熱応力は、問題となるアプリケーションが配管やタービンロータなど限定されており、熱膨張係数に基づく計算から対策が進んでいると考えられる。しかしながら、材料の製造過程および部品の加工で発生する残留応力は幅広く様々な材料に存在するにもかかわらず、メカニズムの複雑さからシミュレーションによる推定の適用範囲が限られている上に、手法の制約によって実測すること自体が難しい場合も多い。このような理由から、疲労破壊の予測において、残留応力の影響を必ずしも十分に考慮できていない。

材料強度に及ぼす残留応力の影響について、一般的に引張応力は材料の疲労破壊を促進し、圧縮応力は疲労破壊を抑制する²⁾。疲労破損を防止するためには、破損の起点となるような場所、例えば表面や応力集中部に圧縮の残留応力を付与し、それ以外の部分で引張応力を受け持つことが望ましい。

残留応力の起源である加工には様々な種類が存在する。鋳造、圧延やプレス成型など大まかに部品を形作るもの、溶接や圧接など部材を接合するもの、熱処理によって部材の強度や加工性を変化させるもの、機械加工や研磨など寸法を形作りその精度や粗さを向上させるもの、ショットピーニング、バニシング、ガラスの強化処理など表面改質による機能向上を図るものなどである³⁾。こうした加工によって部材に塑性ひずみが導入され、その塑性ひずみとバランスするように部材が弾性変形し、残留応力が残存するという現象が、残留応力発生のメカニズムである^{4)~10)}。鋼のマルテンサイト変態で体積膨張が生じるといった相変態も、残留応力の要因である¹¹⁾。また、温度分布や線膨張係数の違いに起因する熱応力も、残留応力が発生する理由の一つであり¹¹⁾、また化学的な元素侵入なども要因となる¹²⁾。実際の加工ではこれらが複合する場合がある。例えば鋼の

浸炭工程においては、元素侵入、相変態、冷却中の温度分布や塑性変形など多くの現象が関与するため、残留応力の発生挙動は極めて複雑である。

1.1.2 転がり軸受の破損強度

転がり軸受は、Fig. 1-1¹³⁾に示すように複数の軌道輪の間にボールやコロの転動体を配置することにより、回転を滑らかに伝える機械部品である^{13)~16)}。転動体と軌道輪は互いに小さい面積で接触することで摩擦を軽減し、回転運動する機械の動力損失を防ぐことができる。転がり軸受の破損形態には、はく離、割れ、摩耗、圧痕、焼付き等、多くの種類が存在する¹⁷⁾。この中でも表面がうろこ状に剥がれるはく離は、適切な潤滑状態や取扱いを行っていても、繰返しの転がり接触によって発生する本質的な現象であり、転がり軸受の代表的な損傷形態である^{14)~16)}。

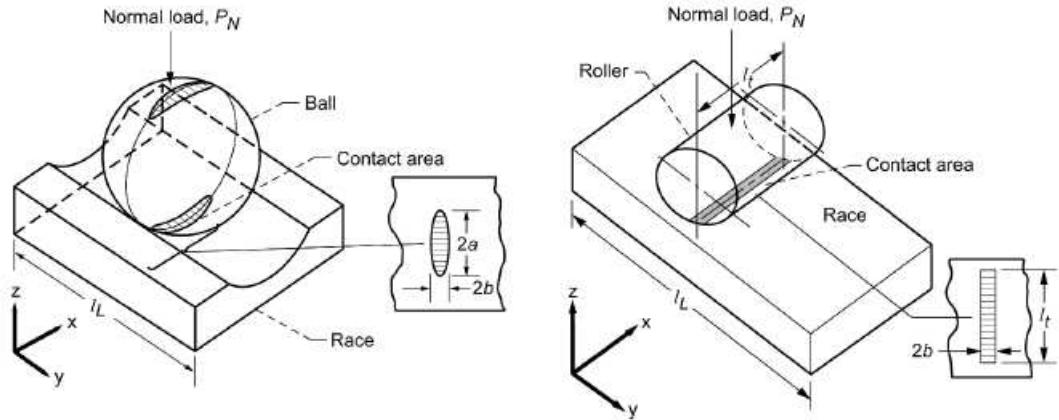
軌道輪や転動体の応力状態は非常に複雑である。まず、シャフトやハウジングとの幾何的な寸法の差に起因する静的なはめ合い応力が発生する¹⁴⁾。また、転動体と軌道輪は転がり接触しながら相対運動するため、接触面とその付近には Fig. 1-2¹⁸⁾に示すように数 GPa におよぶ接触面圧とせん断応力が発生する。さらに、高面圧での繰返しの転がり接触に耐えるため、転がり軸受の部材は高硬度となるよう熱処理を実施し、その過程で残留応力が発生する^{19)~21)}。残留応力は疲労寿命に影響をすることが広く知られており、また、転がり軸受の疲労・摩擦による発熱は、転がり軸受の金属組織に経時的な変化をもたらすため、そのようなミクロな変化に起因する応力状態の変化も考えられる。疲労は部材に作用する応力によって進行するので、転がり軸受の疲労破損を定量的に予測するためには、これらの複合的な応力状態を理解することが求められる。

一般的な軸受材料は SUJ2 と呼ばれる 1%C-1.5%Cr の高炭素クロム鋼であり、これを焼入れした後に低温で焼戻しすることで、機能上必要な硬さを付与される^{15), 20), 22)}。このような典型的な軸受鋼は、高い機能と生産性を兼ね備える優れた材料ではあるが、特に過酷な用途においては硬さとトレードオフの関係にある耐衝撃性が問題になる場合もある。そこで、転がり軸受の中でも機能として耐衝撃性を求められる軸受は浸炭鋼を用い、表面を硬化し疲労強度・耐摩耗性を向上させ、心部は軟らかい状態とすることで軸受全体のじん性を向上させている^{15), 21), 22)}。転がり軸受の浸炭処理は、高温の浸炭ガスに長時間浸漬させるガス浸炭が実施される。ガス浸炭処理は一度に多くの部品を処理することができ、かつ品質が安定しているというメリットがある²³⁾。一方で、炉の高温保持と浸炭ガス自体の両方によって多くの CO₂ が排出されるため、カーボンニュートラルの達成という観点からは環境負荷となる。このデメリットに対して、浸炭時間の短縮、高周波熱処理への置き換えなど、従来の浸炭処理からの変更が検討されている。これらの変更を反映しつつ、信頼性の高い製品を提供していくためには、実際の材料強度と発生応力を反映させた強度評価が不可欠である。

浸炭・高周波の処理の目的は先にも述べた材料表面の硬化であり、硬化と同時に硬化層に圧縮の残留応力が発生する²⁰⁾。残留応力は物体内部に作用する内力であるため、表面の圧縮残留応力の発生は、内部に引張残留応力の発生を意味する²⁴⁾。表面の圧縮残留応力は X 線回折等で簡便に測定できるのに対し、内部の残留応力測定は中性子線回折等の方法が存在するものの、普及している状態とは言えない。また、転がり軸受のような転動荷重を受ける物体は、強い圧縮応力とせん断応力を主とする複雑な応力状態であることに加えて、主応力方向が転動荷重の移動と同時に時々刻々と移り変わる多軸応力場である。よってこのような転がり軸受の疲労による破損を評価した最適な設計を目指すためには、残留応力も一方向だけでなく垂直三方向の分布を把握する必要がある。一方で、疲労破壊限界に及ぼす三方向残留応力分布の影響も、確立した手法が存在しているわけではない。すなわち、多軸応力下で、三方向の残留応力分布を持つ材料の疲労発生リスク評価に関して、転がり軸受に適した方法の確立が必要である。

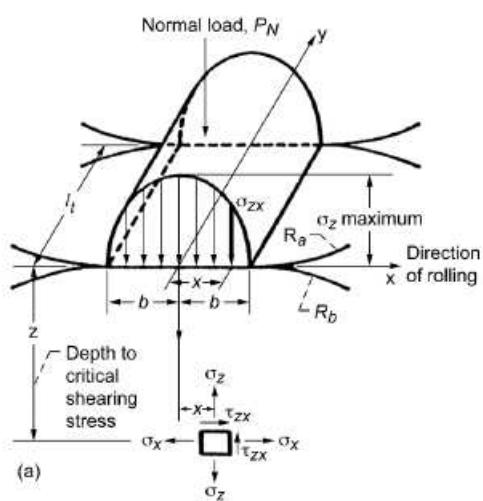


Fig. 1-1 Appearance and components of rolling bearings.



(i) Ball-race model for point contact

(ii) Roller-race model for line contact



(iii) Contact stress distribution

(iv) Distribution of principal and shearing stress

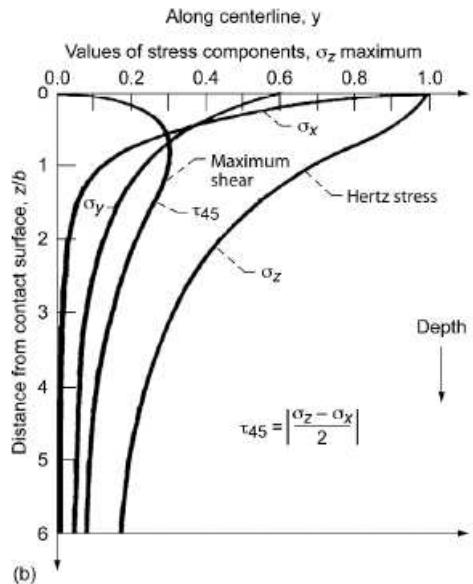


Fig.1-2 Schematic diagram of the contact stress state of a rolling bearing¹⁸⁾.

1.2 先行研究

1.2.1 残留応力測定法

残留応力は、材料の加工プロセスによって発生することが知られている。加工プロセスとは、溶接、熱処理、ショットピーニングといった表面強加工等さまざまあり、発生の要因はそれぞれ異なる。しかし、加工プロセスによって非弾性ひずみが発生し、その分布が全体で均一でないために残留応力が発生する原理は共通である⁷⁾。残留応力は製品の疲労強度に影響を与える因子である。特に、転がり接触する部材のように材料内部に応力ピークが発生するような機械部品の設計の高精度化のためには、表面のみならず内部の応力分布を知る必要がある。

残留応力の測定法としてはFig.1-3²⁵⁾に示すように、大きく破壊法、半破壊法、非破壊法に大別される^{25)~27)}。以降、代表的な残留応力測定法を紹介する。

破壊法の種類にはひずみゲージ法、コンター法がある。破壊法の特徴は測定対象物体を切断する方法であり、残留応力の測定後に測定対象の継続利用はできない。

ひずみゲージによる切断法²⁸⁾は測定対象の部位にひずみゲージを接着し、測定対象物体の切断によりひずみを完全に開放させ、ひずみ解放前後の差分により残留応力を測定する手法である。残留応力測定時に測定対象を切断した例をFig.1-4に示す。ひずみゲージ法の長所は、測定の原理が明快である点、複雑な装置を利用せずに測定が可能である点、測定対象の組織状態等に依存しないため、最も測定可能範囲の広い測定法である点である。短所となるのは、ひずみゲージを含む部分を切り出したブロックでの測定であるため、詳細な残留応力分布の測定には不向きである点、測定原理は明快であるものの実際の測定には環境の整備と切断に関する経験が必要であり正確な測定が難しい点である。

コンター法は、2001年に、アメリカのロスアラモス国立研究所のPrimeによって提案された測定法である^{29)~32)}。測定対象を拘束してワイヤーカットで切断し、切断面の凹凸を形状測定機器で測定する。凹凸は切断により残留応力が解放された際に発生した変位であり、測定対象をモデル化した有限要素モデルに、測定した変位を強制変位として与えることで、測定対象物体の切断面に垂直な残留応力分布が得られる。Fig.1-5にコンター法の実施手順を示す²²⁾。実際の測定手段であるワイヤーカットと、ある面における理想的な切断による分離との差異から、測定誤差が生じることが知られており、そのため開発者らは正確な残留応力測定のために、測定可能な物体のサイズ、ワイヤー径の目安を示している。

コンター法は、切断によって完全に開放される断面に垂直な応力成分を求める方法である。これに対してPaglialoは、切断により解放されない残留応力が存在すること、切断前の応力は解放された残留応力と解放されない残留応力の和であることに着目した

³²⁾. そして、コンター法に加えて切断面に平行な成分の残留応力測定を行うことで、切断面内における3方向の残留応力測定が可能であることを示した。

半破壊法は、穿孔法^{26), 27), 33), 34)}、深穴穿孔法(Deep Hole Drilling 法、DHD 法)^{35)~37)}があり、測定対象物体の一部を利用するため、測定物体の継続利用が可能であることが特長である。

穿孔法は、ASTM E 837-04 で規定されている表面付近の残留応力を測定する方法である。測定対象の表面に穿孔法専用のひずみゲージを貼り付け、穿孔によるひずみの解放を逐次測定し、規格化された式を用いて残留応力を測定する。利用するゲージの大きさによって測定可能な深さは異なり、最大 4mm 深さまで測定可能である。Fig.1-6 に測定の様子を示す。測定の適用事例は溶接隅肉部等がある。

DHD 法は 1990 年代にイギリスの Bristol 大学の Smith らが開発した、穿孔法を拡張した測定方法である³⁵⁾。Fig.1-7 に示すように、測定対象に基準穴をあけ、穴の径を地点ごとに測定し、穴まわりをトレパンング加工（中心材を残した穴あけ加工）する。トレパンングにより残留応力が開放され、基準穴の径が変化するため、トレパンング前後の基準穴径から、式を用いて残留応力を計算する。この方法は穿孔法と同じように、実稼働中の残留応力測定が出来ること、穿孔法と異なり深さ方向に 750mm まで測定可能である点が長所である。

非破壊法は、主に放射線を用いる方法であり、放射線の対象物体への侵入深さが異なる X 線^{38), 39)}、シンクロトロン放射光、中性子線⁴⁰⁾による測定がなされている²⁵⁾。測定原理は共通しており、Fig. 1-8 に示すように、測定対象物体の格子間ひずみを測定することによって残留応力を測定する^{38), 39)}。

X 線回折法は、表面の残留応力を実験室レベルの装置を用いて手軽に測定できる方法であり、Fig.1-7 に示すように、格子間ひずみの測定方法の異なる $\cos \alpha$ 法と、 $\sin^2 \psi$ 法がある^{41), 42)}。このうち、 $\cos \alpha$ 法は X 線の入射が一方向であるため、装置が簡略であり、実稼働中の部材の残留応力を測定することも可能である。X 線による残留応力の測定は、格子ひずみの値を平均化し行うため、均一な結晶粒状態が望ましく、また X 線の照射範囲に一定数以上の結晶粒が必要である⁴³⁾。

シンクロトロンによる測定、中性子線による測定は、材料内部までの残留応力を非破壊で測定できる利点があるが、いずれも専門機関での測定であるため、たとえばばらつきを評価するために多数の測定を繰り返すことや、材料やプロセスの影響を傾向として把握するために条件違いの測定を複数行うことが現実的には難しい。よって、数多く残留応力の測定からデータを蓄積し、未知の対象部材に発生する残留応力を推測していく手段として利用しやすいとは言いがたい。

本研究で対象とする製品である転がり軸受は、基本的に大量生産であり、残留応力の測定を破壊法・非破壊法等で限定する必要は特がない。一方で、多くの名番が存在するため、将来的には形状と熱処理条件からおおよその残留応力が推定できることが望まし

い. このためには, データを多く取得する必要がある. すなわち, 内部の残留応力分布を工業的に利用しやすい方法で測定する手段が必要である.

1.2.2 残留応力推定法

本節では残留応力推定について, 数値解析による方法と固有ひずみによる方法を述べる.

1.2.2.1 数値解析による方法

数値解析による方法は, 溶接分野・熱処理分野どちらにも利用されている. 材料の温度分布, 温度ごとの材料特性, 冷却速度, 変態する場合は変態中の挙動を適切にモデル化することにより, 有用な知見が多数得られている. 特に溶接の場合は, 多くのシミュレーションおよび実測を行い, 検証が実施されている. Fig. 1-10 に一例を示す⁴⁴⁾. 多パスの異材溶接のシミュレーションを行い, 計算した残留応力と実測の残留応力がよく一致する結果が得られている.

熱処理のシミュレーションもこれまで多く実施されており, 寺崎らは円柱を水冷した場合の応力をシミュレーション・検証している⁴⁵⁾. また, 有本は, 热処理シミュレーションの歴史と内容をまとめ^{46), 47)}, また本研究の研究対象である軸受鋼の熱処理解析も行った⁴⁸⁾. これらの数値解析は, 热処理残留応力に大きな影響を及ぼす温度履歴を測定, または推定可能な状態であるため, 热処理で起こった現象を適切にモデル化できたと考えられる. 温度履歴測定は熱電対を試験片に差し込んで行う. 热処理を小型の炉で行う場合, 冷却速度は測定可能な状態であるが, 実際の製造現場で使用されている大型の生産炉で熱電対を付けたまま熱処理を実施し, 試験片の温度履歴を測定することは容易ではない. このため, 热処理で起こるさまざまな現象をモデル化する数値解析の精度は向上しているものの, 実際の製品の残留応力を簡便にシミュレーションする段階には至っていないのが現状である. 今後, 製品の熱処理中の冷却速度を実測・予測する手段を得ることで, より発展できると予想される.

1.2.2.2 固有ひずみ法

上田らによって提案された固有ひずみとは, 溶接や熱処理といった熱サイクル, また表面の強加工等で発生する非線形ひずみの総称である⁴⁹⁾. 固有ひずみは, 物体の切断や, 研削等の形状変化でも変化しない特徴がある⁵⁰⁾.

固有ひずみ法は、前項の熱サイクル中の現象を正しく詳細にモデル化し再現する数値解析方法とは異なり, 測定可能な弾性ひずみから固有ひずみ分布を推定し, 残留応力や変形を予測する方法である⁴⁾. 固有ひずみ法は, 通常測定できない部材内部の応力を, Fig. 1-11⁵¹⁾に示すように切断等により測定可能な形状に加工して測定し, その結果から有限要素法にて固有ひずみ分布を推定することで, もとの物体の残留応力を予測する方法である⁵⁰⁾. 主に厚板の溶接継手内部の残留応力分布を推定する手法として発展してきた

⁵⁾. 通常以上の安全性の求められる原子炉の冷却材配管の溶接部残留応力を固有ひずみ法により予測した報告もされている^{51), 52)}. 熱処理の残留応力予測^{6), 53)}, ショットピーニングにより発生する残留応力予測⁸⁾, 冷間ロール加工による残留応力予測⁹⁾にも固有ひずみ法は用いられており, 有効な残留応力予測手法であると言える.

1. 2. 3 疲労破壊評価法

本研究の対象である転がり軸受は, 転がり接触により部材内部に強い圧縮応力とせん断応力が発生¹⁵⁾することが特徴である. 本研究で用いた材料は浸炭鋼であり, 表面から内部に残留応力分布・材料強度分布を持つ. 今後, 浸炭硬化層の設計, 高周波熱処理への置き換えを考えるために転がり接触による疲労破壊の発生場所と発生リスクを評価する必要がある. しかしながら, 転がり接触下にある浸炭軸受の破損のリスクを検討した例はこれまで見当たらない. 一方で, 同じ転がり接触を受ける部品である浸炭歯車における破損リスク検討例は多くある. 浸炭歯車の破損リスク検討方法が浸炭軸受にも適用できる可能性があると考え, 過去の知見について紹介を行う.

1961 年にキャタピラ社の Pedersen, Rice は, 浸炭歯車の心部から発生する破損をケースクラッシング(Case crushing)と名付け報告した⁵⁴⁾. ケースクラッシングの特徴は, Fig. 1-12(i)のように示される. 著者らは Fig. 1-12(ii)に示すような座標系において, 材料内部に生じる 45° 方向のせん断応力 $\tau_{45^\circ} = (\sigma_x - \sigma_y)/2$ と材料のせん断強度の比をパラメータとし, 浸炭硬化部は対象とせずケースクラッシングの発生条件を実験により求めた. Fig. 1-12(iii)に示す実験結果から, 材料内部に生じる 45° 方向のせん断応力 τ_{45° と材料のせん断強度の比が 0.55 以上の場合にケースクラッシングが発生することを明らかにした. すなわち, ケースクラッシングを防止するためには, 接触応力を小さくする, 肌焼部を高硬度の材料にする, 浸炭を深くし, 疲労強度の高い部分を増やすことが適切であると示した. 一方で, Pedersen らが, 疲労現象であるケースクラッシングを最大せん断応力や応力振幅ではなく, τ_{45° で評価した理由は文中でも明らかでない. しかし, τ_{45° を用いることで残留応力もケースクラッシングの発生要因として考慮できる点は有益である.

2000 年, オートリア王立工科大学の Olsson らは, 浸炭歯車に発生する疲労破壊の一形態として内部疲労破壊(Tooth interior fatigue fracture, TIFF)について報告した^{55), 56)}. TIFF は歯元の曲げ破壊, 破面の接触破壊以外の破損モードであり, 最終的には Fig. 1-13(i)のように歯の高さの中央付近から歯が脱落する特徴がある. この破損形態は片側回転の歯車より両側回転の(idler gear)に観察される場合が多く, 起点は浸炭層近くの非浸炭層に存在する. TIFF 発生の要因として, 接触による応力と非浸炭層に存在する引張の残留応力であると著者らは述べている. TIFF によるき裂発生リスクを評価するため著者らは Findley 基準を用いた. Fig. 1-13(ii)に Findley 基準で判定した片側回転と両側回転のき裂発生リスク(CIRF)を示す. 実際の破損例と同じく, 歯の高さの中央付近, 浸炭

層付近の非浸炭層において最大値をとり、両側回転の歯車の方が片側回転の歯車よりリスクが高いことが示されている。Findley は本来ねじりによるせん断応力とその部分に働く平均応力を考慮した組合せ応力の疲労強度評価方法であるため、転がり接触が適用の範囲であるかは検討の余地があると思われる。

2010 年以降、ミュンヘン工科大学の Stahl らは浸炭歯車や浸炭窒化歯車、高周波歯車で生じる内部から発生する割れを TFF(Tooth flank fracture)と名付け、発生要因とその対策を検討した^{57), 58)}。Fig. 1-14(i)に TFF の例を示す。TFF はケースクラッシングや TIFF と同様に浸炭歯車の非浸炭層を起点として、表面より低い応力で内部に生じる疲労破損であると定義した。浸炭歯車の内部破損の発生に関する知見は、2000 年代に Höhn や Hertter によって FZG モデルを利用して発表されているものの⁵⁹⁾、内容が高度で一般に利用しにくい。このため、2012 年に Witzig は面圧・等価曲率半径・有効硬化層厚さ・ヤング率と言った比較的簡単な条件と物性から、歯車の内部割れの発生リスク AFF を算出できる式を提案した⁵⁷⁾。Fig. 1-14(ii)に AFF を求める過程を示す。上述の使用条件と物性から歯車内各位置での局所等価応力状態と局所材料強度を求め、式(1-1)から、TFF の発生リスク AFF を求める。

$$A_{FF} = \frac{\tau_{eff(y)}}{\tau_{per(y)}} + 0.04 \quad (1-1)$$

ここで、残留応力の影響は圧縮のみ考慮する。残留応力値は有効硬化層厚さから求めた式により定義され、局所等価応力のパラメータの一つとなって考慮されている。材料内部の残留応力分布は実際に測定しにくい場合が多いため、硬さから圧縮の残留応力分布を推定する手法は工業的に有用であると言える。また、圧縮残留応力のみを考慮する点については小形の浸炭歯車では問題ないと考えられるものの、大形の浸炭歯車では場所による冷却の差が生じやすくなり浸炭層付近の非浸炭部に引張応力が発生する可能性がある。今後、引張残留応力を考慮すべき歯車のサイズについて検討が必要であると予想される。

Fig. 1-14(iii)に上述の FZG モデルと Witzig の提案した方法でのき裂発生リスクを比較した結果を示す。算出されるき裂の発生リスク係数分布のうち、グラフ内縦軸の発生リスクの最大値とその発生深さが最も着目すべき値となる。Witzig の簡便な計算方法による結果は FZG の複雑な計算の結果と同等であり、同じ表面深さに同じ発生率を示す。これは、Witzig の方法の有用性を示している。Witzig の方法は現在 ISO/TS6334-4(2019) の浸炭したはすば歯車の内部破壊基準として採用されている。

Witzig の方法の提案と同時期に、Octure と Ghribi は、円筒の浸炭歯車の TFF 発生リスク(文献中では TFB と称しているが、TFF と同一の現象である。)を数種類の多軸疲労評価法で評価している⁶⁰⁾。Fig. 1-15(i)に各評価法での TFF 発生リスクの評価結果を示

す. 上述した FZG モデルである Hertter 基準, そして Dang Van 基準^{62), 63)}を用いることで TFF の発生が予測できると述べている. さらに, 2018 年にも Octure と Ghribi は多軸疲労基準 Crossland 評価基準と Dang Van 評価基準による浸炭歯車の破損リスク評価結果を比較し, Dang Van 評価基準を用いることで TFF の発生リスクを予想できると述べている⁶¹⁾. Fig. 1-15(ii)に 2 つの多軸疲労評価方法で TFF リスクを評価した結果を示す. 多軸疲労に関する評価法の Crossland 評価基準は, 応力サイクル中の最大の偏差応力と最大の静水圧応力を用いてき裂発生リスクを評価し, Dang Van 評価基準は応力サイクル中に変化する偏差応力と静水圧応力の和を用いて評価する. Crossland 評価基準の最大の偏差応力発生のタイミングと最大の静水圧応力発生のタイミングは必ずしも一致しないのに対し, Dang Van 評価基準は各時刻での偏差応力と静水圧応力の和の最大値を用いてき裂発生リスクを評価する. すなわち, Dang Van 評価基準が各時刻での応力状態をより細かく考慮できるため, TFF の評価に有用であると判断されたと推定できる.

上記の文献により, TFF の発生リスクは FZG モデル, Witzig の方法, Dang Van 評価基準で評価できることが明らかになった. これらの手法の中で, FZG モデル, Witzig の方法はどちらも歯車を適用アプリケーションに定めており, 歯車以外の浸炭部品に発生する内部疲労破損の評価に応用できるかが明確でない. 一方で, Dang Van 評価基準は, 利用できるアプリケーションを限定していない. また, Witzig の方法では内部の引張応力を考慮しないが, Dang Van 評価基準は表面から内部までの残留応力を圧縮・引張関係なく考慮可能である. したがって, 浸炭した転がり軸受の強度評価に利用できる方法として, Dang Van 評価基準が有力である.

Dang Van 基準は多軸疲労に関する評価法の一つで, 1989 年にフランスの École Polytechnique の Dang Van と SKF の Griveau, Message によって提案された^{62), 63)}. 適用の材料・アプリケーションは特に定められていない. この基準は物体にかかる静水圧応力とせん断応力から, 物体の疲労破損しやすさとして疲労き裂の発生リスクを定量的に評価する方法である. 大まかに言えば, 一軸の疲労強度予測に用いる修正 Goodman 線図の多軸応力バージョンであるともいえる⁶⁴⁾. 理論は数学的に難解であるのに対して, 実際の評価方法としては簡便である. 応力サイクル中の各時刻での残留応力を含めた応力分布から静水圧応力成分と偏差応力成分を算出し, その材料の疲労強度とねじり疲労強度から求めた基準値と比較し, その比が 1.0 を超えると高サイクル疲労き裂発生のリスクがあるとみなす. 偏差応力成分は, 正確にはミーゼス応力であるが簡便に最大せん断応力を用いてもよいと述べられている. Fig. 1-16 上のグラフは Dang Van 基準によりき裂発生のリスクがないと判定された例, 下はき裂発生のリスクがあると判定された例である. 応力サイクル中のプロットが基準線を上回る部分が発生する場合にき裂発生のリスクが生じる. この文献においては, 玉軸受の試験を行い, き裂発生が予想された位置と実験でき裂の発生した結果が一致したことが述べられていることから, 転がり疲労にも適用できる評価基準であると言える.

この評価基準の利用例として、2011年 SKF の Fritzson らは玉軸受のフレッチング発生条件を Dang Van 基準を用いて評価した⁶⁵⁾。文献中では接触荷重と摩擦を考慮し、フレッチングを予測するモデルを作成している。このモデルは従来のフレッチングの数値計算による予測モデル同様の十分な予測精度をもち、さらに計算が 100~1000 倍高速となることから、今後の実際のフレッチング予測ツールとしての利用が期待されている。Fig.1-17(i)に実際のフレッチングき裂、Fig. 1-17(ii)にフレッチング発生予測の結果を示す。数値解析の結果と、開発プログラムによる結果の両方を Dang Van 評価基準を用いて比較している。開発プログラムの有効性を検証するために Dang Van 評価基準を用いることは、すなわち多軸の接触応力の疲労評価の方法として評価法として正しいという前提があると推測される。さらに、2009年に鉄道総研の加藤らは、鉄道車輪用鋼に生じる転がり疲労によるき裂発生のリスクを Dang Van 基準を用いて評価し、実験結果と比較した⁶⁶⁾。Fig. 1-18(i)の実験結果と Fig. 1-18(ii)のリスク評価結果はよく対応しており、関連する文献⁶⁷⁾において、鉄道レールに起こるフラットはく離の発生予測にも Dang Van 基準が適していると述べられている。

以上から Dang Van 評価基準は浸炭鋼の表面破壊や内部割れのみならず、転動疲労によるき裂発生リスクを定量的かつ簡便に求める手法としても適していると考えられる。

これまで、残留応力分布・材料強度分布をもつ浸炭鋼の転がり軸受において疲労き裂発生リスクを具体的に検討した例は見当たらない。今後、表面硬化した転がり軸受の硬化層設計基準を行う上で残留応力分布・材料強度分布をもつ多軸応力状態の破損リスク予測は重要になると考えられる。

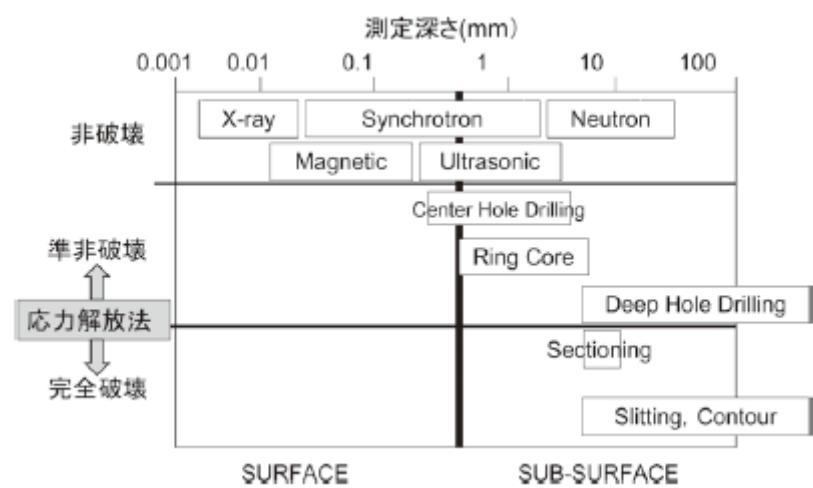


Fig. 1-3 Various residual stress measurement methods.²⁵⁾

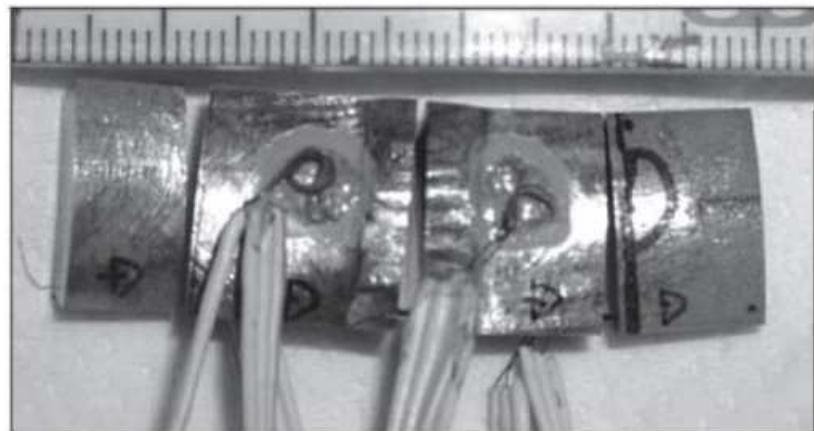
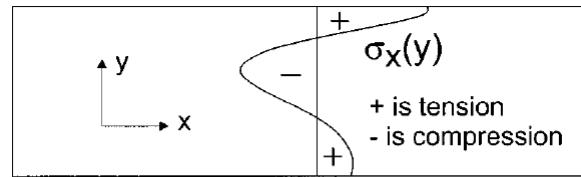


Fig. 1-4 Example of sectioning method using strain gauge.²⁸⁾



A Original residual stress distribution.

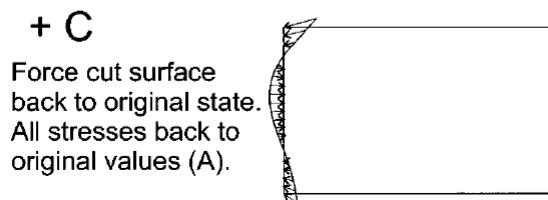


Fig. 1-5 Residual stress measurement procedure by contour method³⁰⁾.

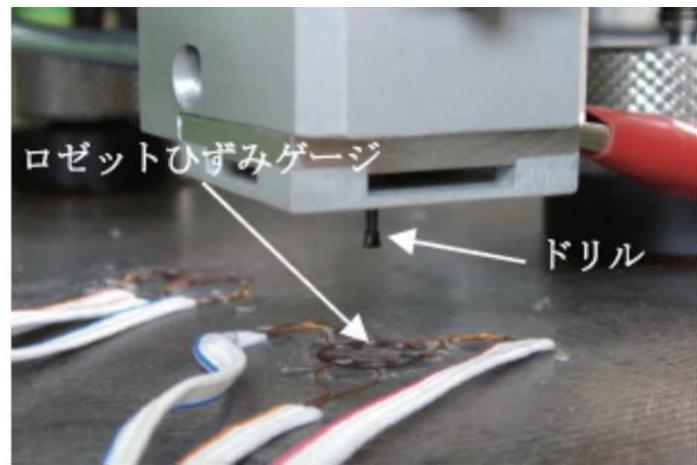


Fig. 1-6 Residual stress measurement by drilling method³³⁾.

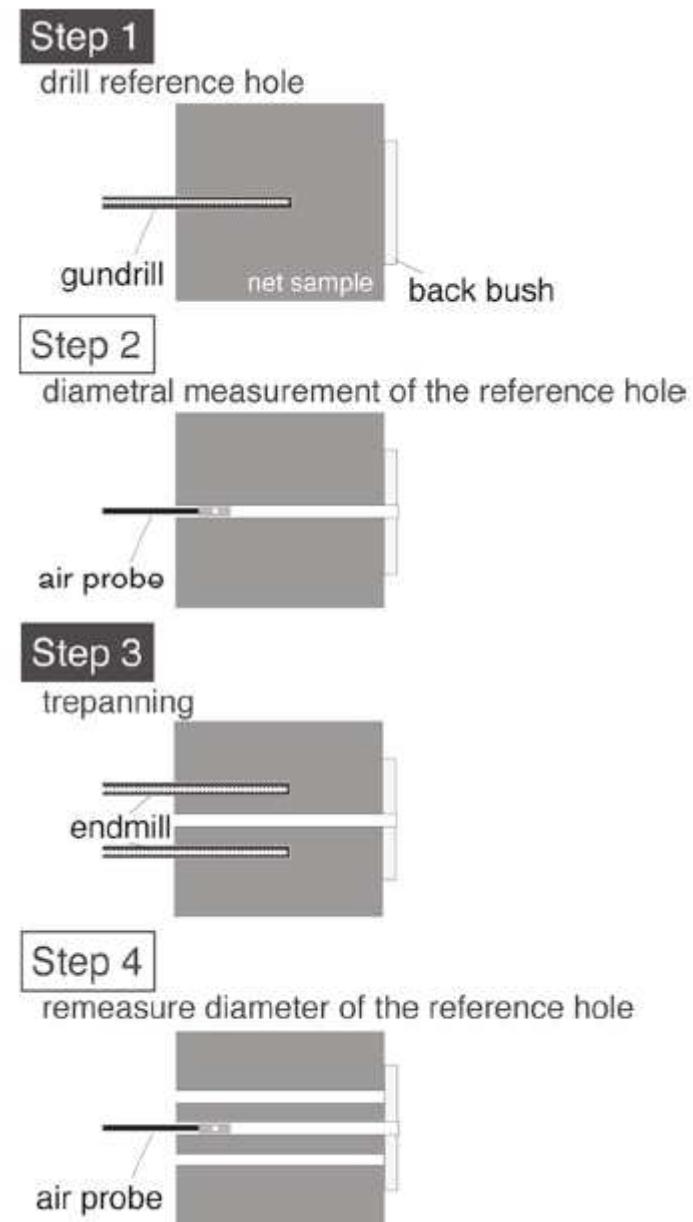


Fig. 1-7 Residual stress measurement method of DHD method³⁶⁾.

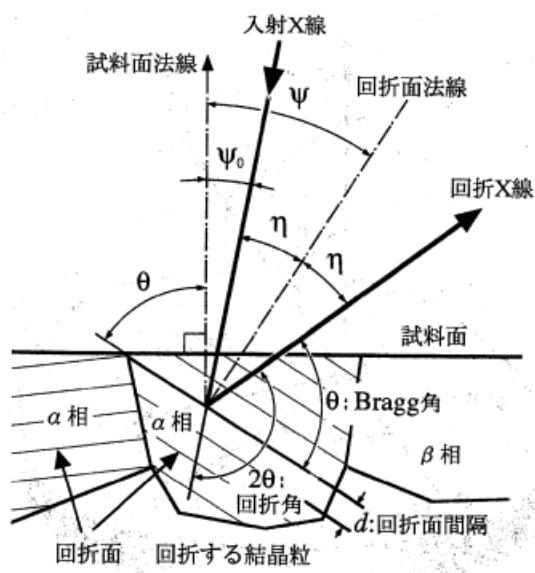
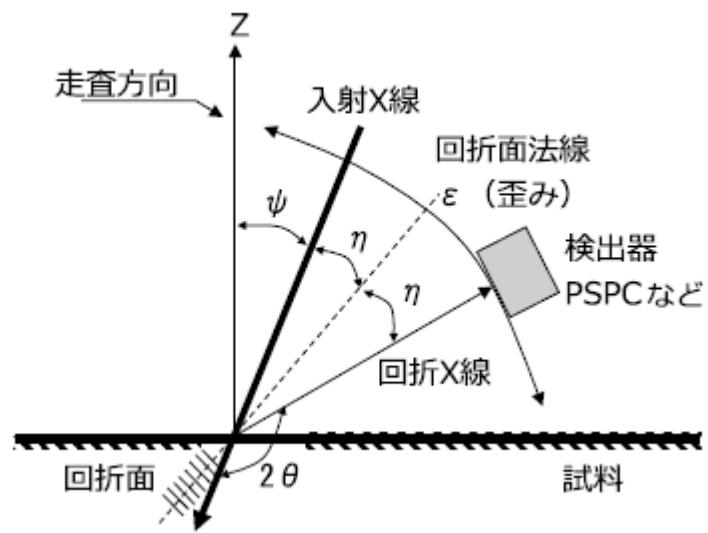
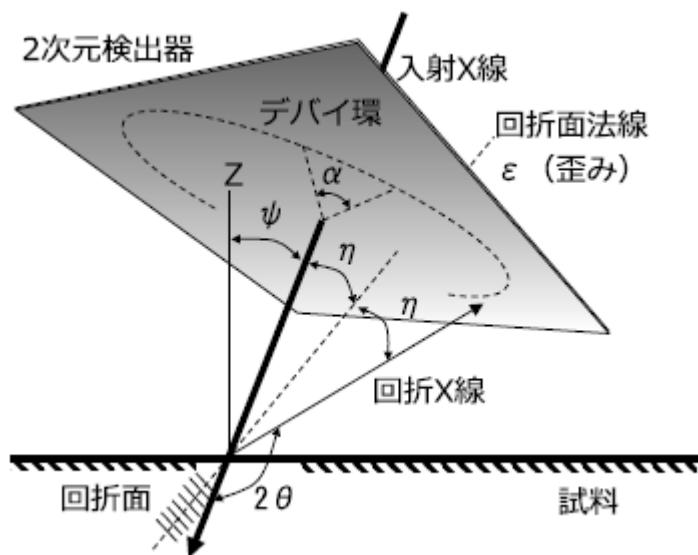


Fig. 1-8 Principle of residual stress measurement by X-ray diffraction³⁹⁾.



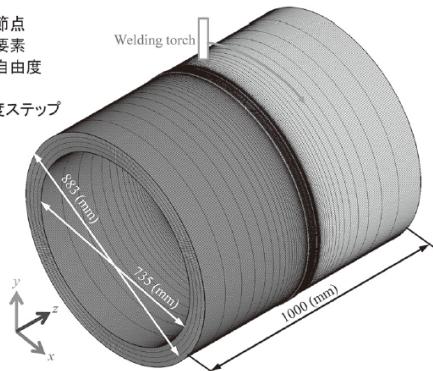
(i) Conceptual diagram of residual stress measurement by $\sin^2\psi/2$ method.



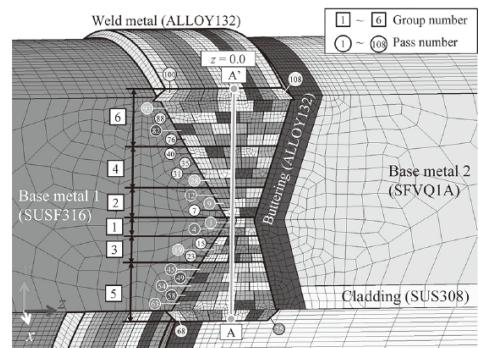
(ii) Conceptual diagram of residual stress measurement by $\cos\alpha$ method.

Fig. 1-9 Stress measurement method by X-ray diffraction⁴²⁾.

1,125,360 節点
1,078,920 要素
3,376,074 自由度
108 パス
69,961 温度ステップ

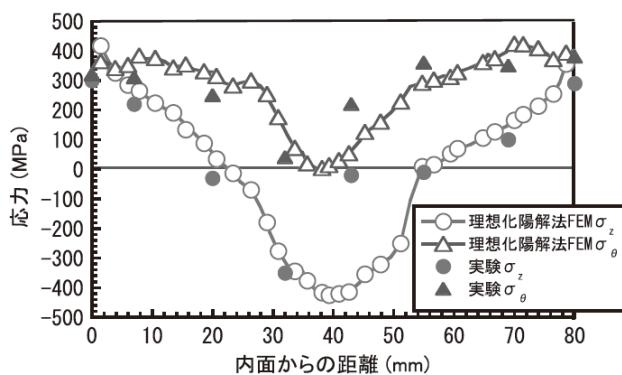


(a) 全体図



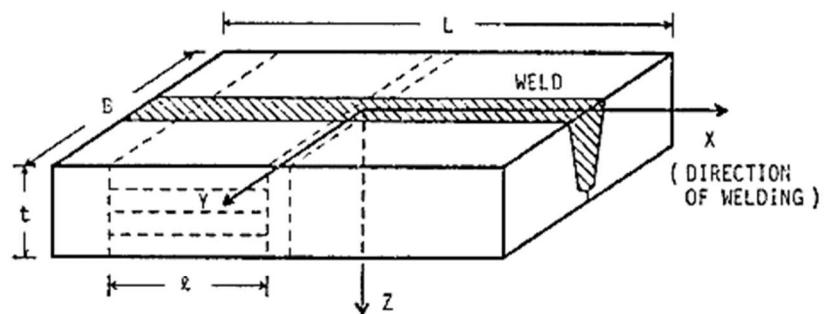
(b) 溶接金属部の拡大図

(i) Analysis model.

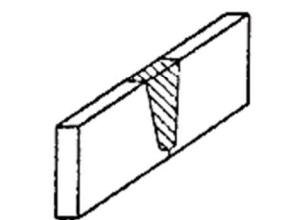


(ii) Residual stress verification result.

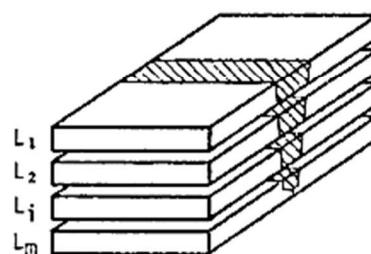
Fig. 1-10 Example of simulation of multi-layer welding of dissimilar material joints⁴⁴⁾.



(a) Experimental model of multi-pass welded joint (R-specimen)

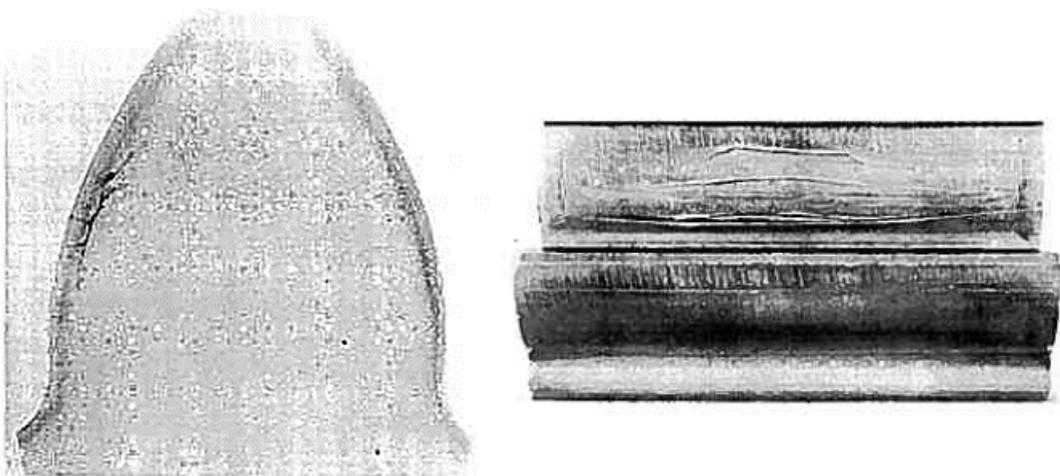


(b) Sliced cross section
in the weld line
(T-specimen)



(c) Sliced plates, parallel to
XY-plane (L_i-specimen)

Fig. 1-11 Inherent strain method (T-L method)^{5).}



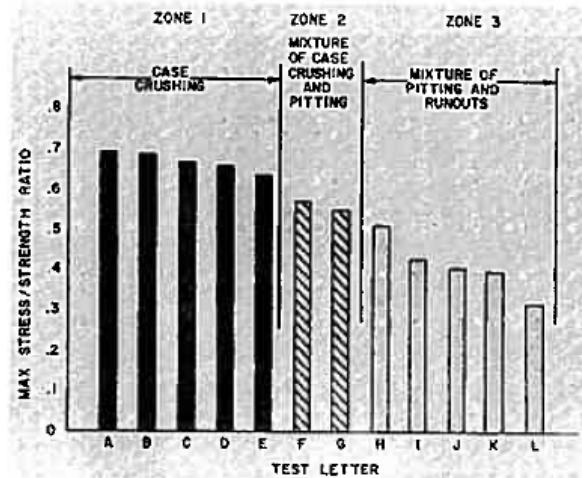
(i) Damage Example.

CASE CRUSHING OF CARBURIZED AND HARDENED GEARS

Table 1 - Summary of Differences Between Pitting and Case Crushing Failures

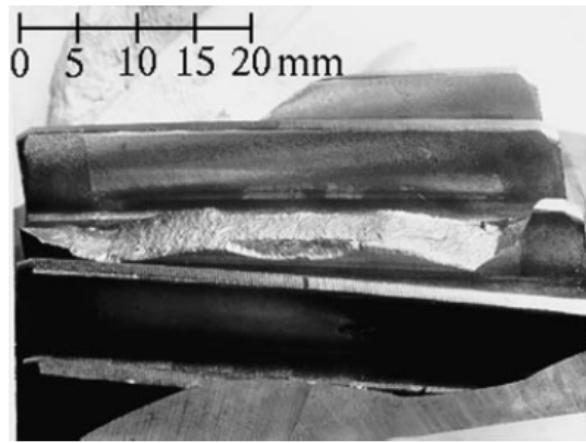
	Pitting	Case Crushing
Physical appearance	Shallow	Deep; ridged
Occurrence	Gradual	Sudden
General shape	V-shape	Longitudinal gouge
Distribution	Many teeth	One or two teeth
Direction of surface cracks	Acute angle to surface	Normal to surface

(ii) Features.



(iii) Occurrence conditions.

Fig. 1-12 Case crushing on carburized gears⁵⁴⁾.



(i) Damage Example.

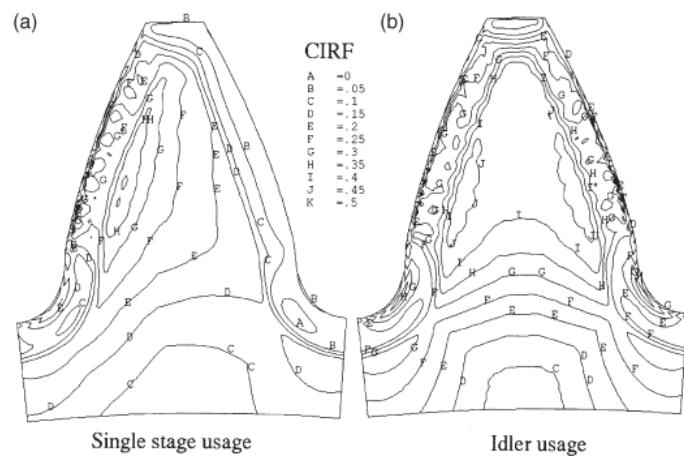
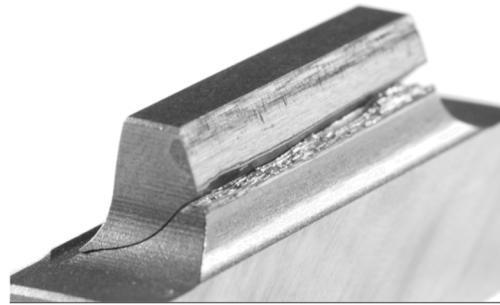


Fig. 11. Comparison between CIRF of the studied gear used as an idler and in a single stage gear. Material is 92506 and nominal tooth load

(ii) Damage risk calculation results.

Fig. 1-13 Tooth interior fatigue fracture, TIFF (in carburized gear)^{55), 56)}.



(i) Damage Example

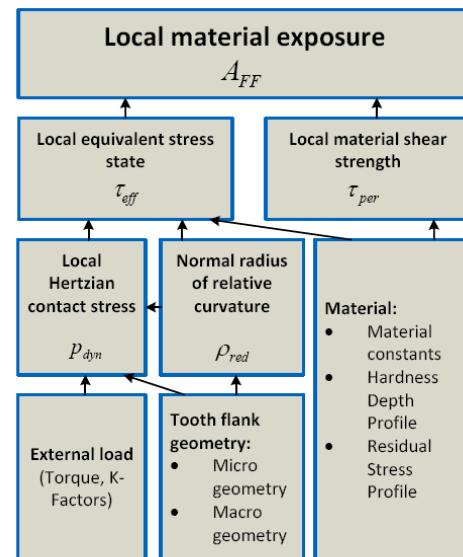
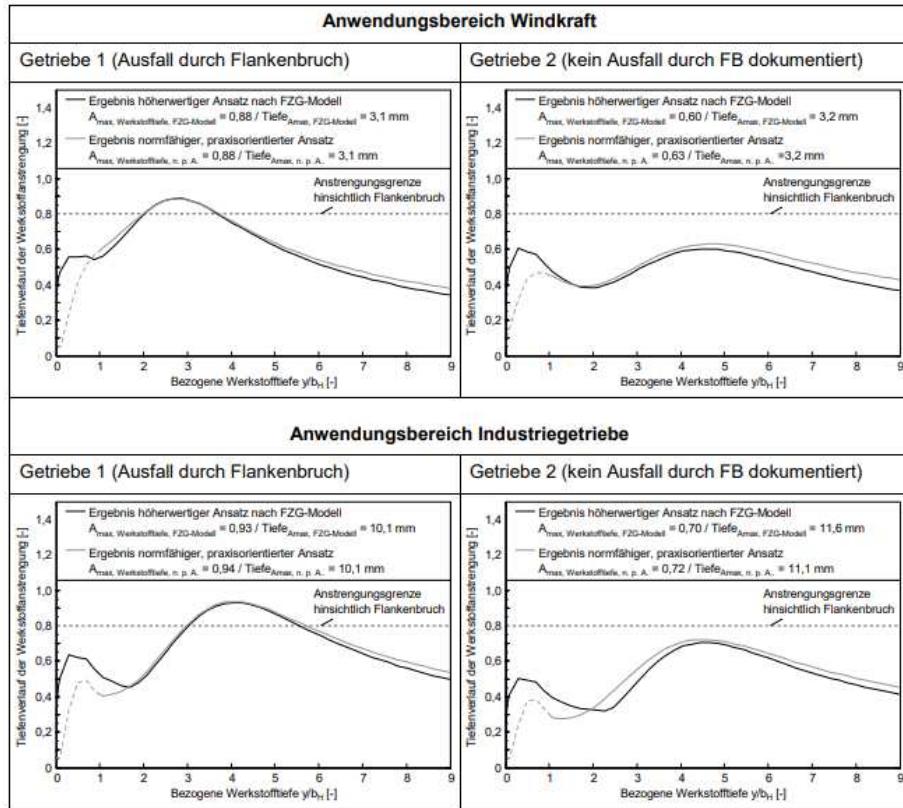


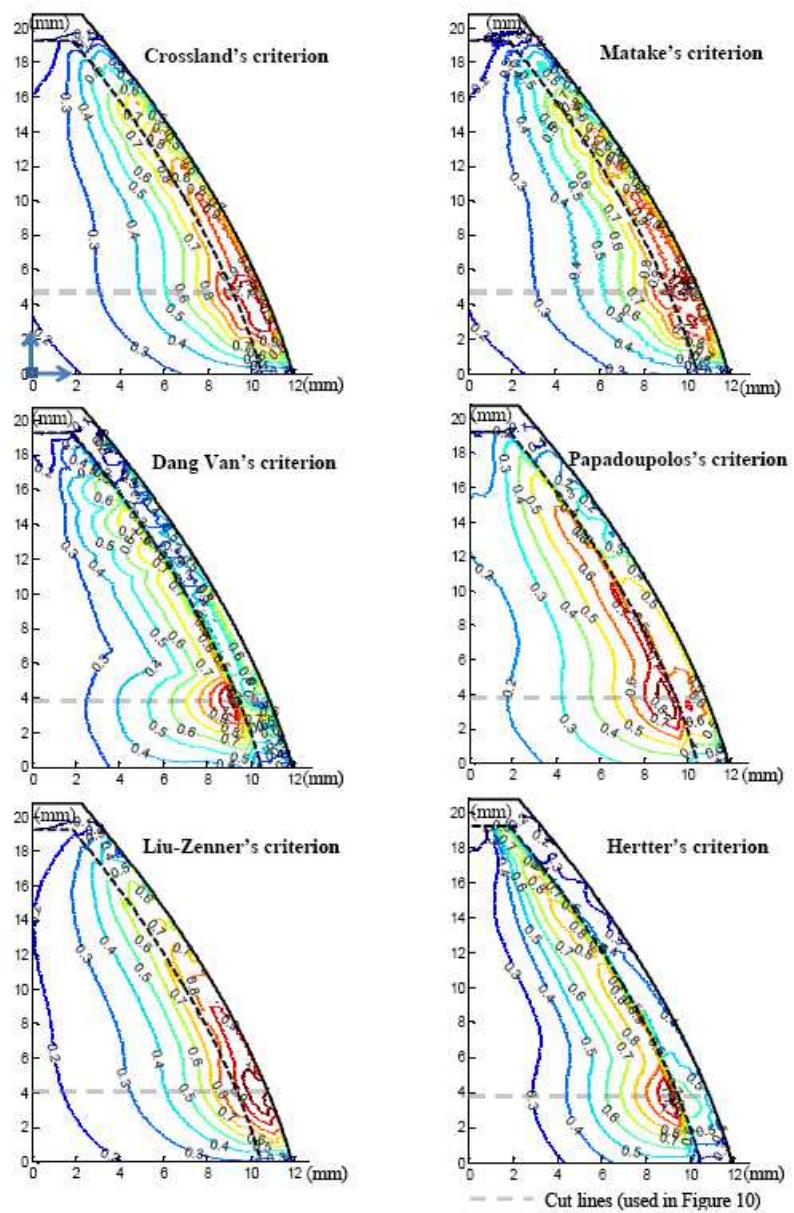
Fig. 8 Influence parameters on the local material exposure

(ii) Flow of calculating the risk A_{FF} of occurrence of TFF

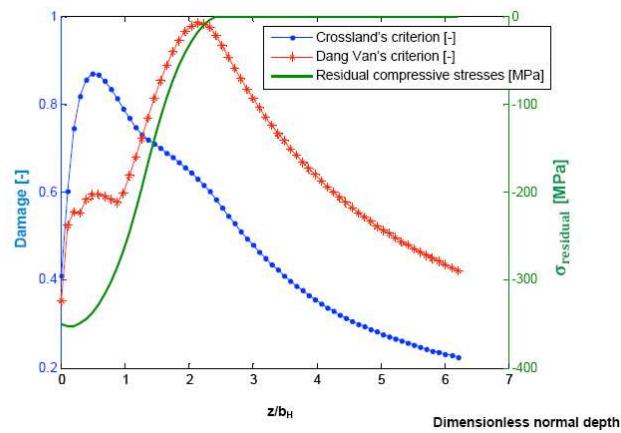


(iii) Comparison of breakage risk between A_{FF} and FZG models

Fig. 1-14 Tooth Flank Fracture, TFF ((in carburized gear)^{57),58)}



(i) 2013 study conducted by Octure and Ghribi⁵⁷⁾.



(ii) 2018 study conducted by Octure and Ghribi.

Fig. 1-15 Risk assessment of TFF by various evaluation criteria^{60), 61)}.

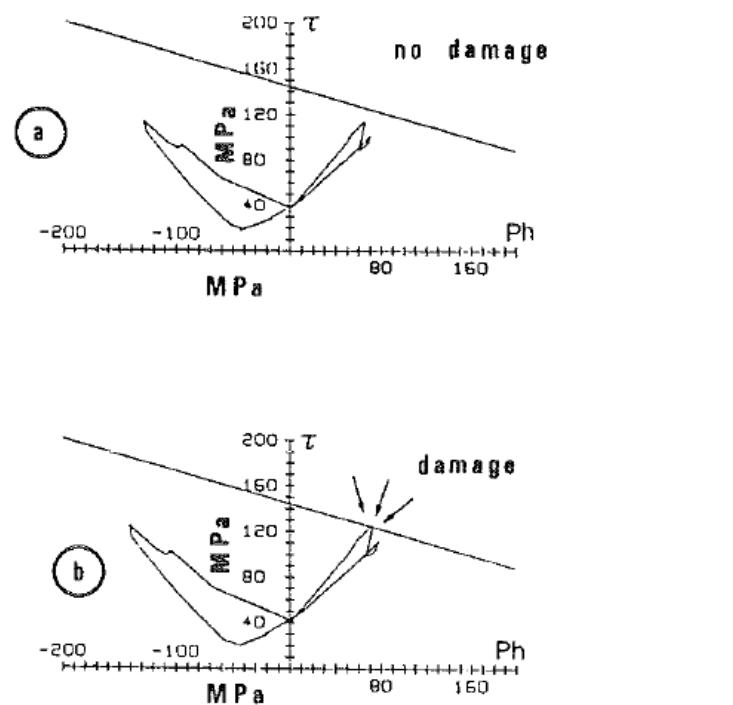
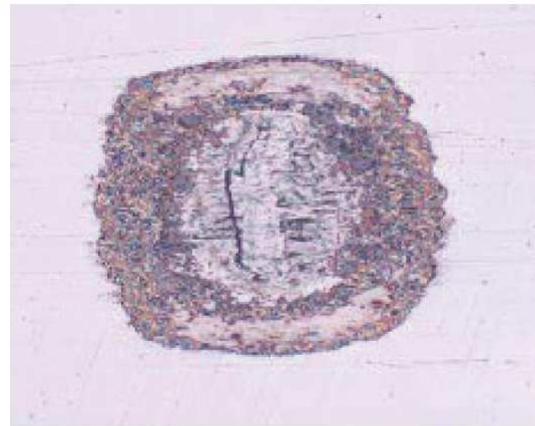
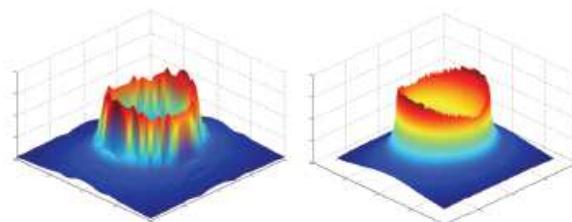


Fig 8 Loading path in a (τ, ph) diagram of a point in the critical zone for two cases: (a) no initiation; (b) initiation (see also Fig. 10)

Fig. 1-16 Damage prediction by Dang Van criteria⁶².



(i) Fretting cracks



(ii) Left, Numerical calculations. Right, development program (BEAST).

Fig. 1-17 Risk assessment of fretting occurrence in ball bearings using the Dang Van criteria⁶⁵⁾.

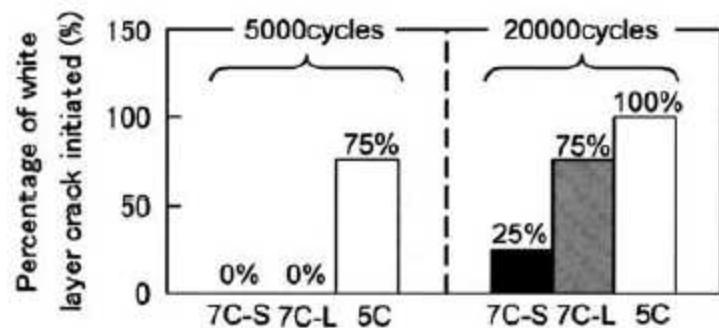


Fig. 7 Percentage of white layer crack initiated in RCF tests.

(i) Rolling contact fatigue(RCF) test results

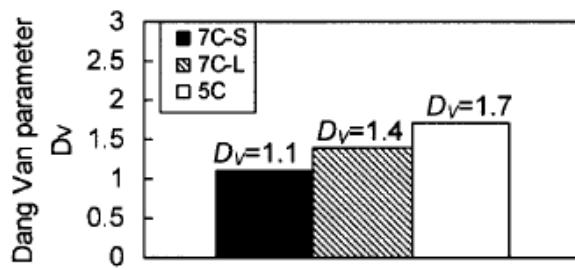


Fig. 18 Comparison of Dang Van parameter in RCF tests.

(ii) Risk assessment results

Fig. 1-18 Risk assessment of railway wheel steel using Dang Van criteria⁶⁶.

1.3 本研究の内容

大型鋼構造物から小型の機械に至るまで、破損の多くは疲労により発生している。疲労寿命を正しく予想し、破損を未然に防ぐためには、材料強度と発生応力を正しく把握する必要がある。この中で、材料の加工プロセスで発生する残留応力は、幅広い種類の材料に存在するものの、シミュレーションによる推定は適用範囲が限られており、また分布の実測は難しい。

機械部品の一つである転がり軸受においても、熱処理によって残留応力が発生する。特に、軸受にじん性と疲労強度特性を付加するために行う浸炭処理によって、浸炭された表面部に圧縮残留応力が生じることが知られている。残留応力は材料内部で釣り合いをとる内力であるため、圧縮残留応力と同時に引張応力が発生する。これまで、大形の浸炭軸受において、三方向の残留応力分布の実測は行われていない。また、転がり軸受には様々な形状や熱処理の仕様が存在するため、そういった多品種をカバーする強度基準を確立していくことを考えると、一つ一つの部品ごとに残留応力を測定することは現実的ではなく、なんらかの方法で残留応力を推定する方法が必要となる。実際の現象と一致した残留応力分布を推定するためには、浸炭軸受における残留応力の発生起源を理解しておく必要がある。そして破損を防止するためには、材料強度分布と残留応力分布を有する浸炭軸受の疲労破壊リスクを、適切に予測できる評価基準が必要である。しかしながらこれまで、測定方法や推定方法、並びに適切な評価基準の確立が不足しているため、浸炭軸受の表面から内部に至るまでの破損リスクを十分定量的に評価することができていなかった。

そこで、本研究の第1の課題として、浸炭鋼に生じる残留応力を測定することを目指す。浸炭処理後に焼入れ焼き戻しした円柱の残留応力を工業的に利用しやすい形で測定する。

第2の課題として、浸炭鋼に生じる残留応力の発生源である固有ひずみ分布の発生メカニズムを明らかにすることを目指す。浸炭鋼は表面を最大として、内部に向かい線形的に炭素濃度が低くなる。簡易的に浸炭鋼を浸炭部と非浸炭部の2層とした解析を行い、残留応力と固有ひずみ分布を求め、本研究で対象とした浸炭鋼の固有ひずみの起源を明らかにする。さらに、第1の目的で測定した残留応力結果を有効活用するために、浸炭層が本研究の試験片と異なる場合の残留応力分布を、固有ひずみを用いて推定する方法を確立する。

第3の課題として、転がり疲労を受ける浸炭鋼の疲労き裂発生・進展のリスク検討を、三方向残留応力分布・材料強度分布を考慮して評価することを目指す。

本論文は 6 章からなり, 以下の内容で構成されている. 各章のつながりを Fig. 1-19 に示す.

第 1 章 緒 言

疲労強度を高精度に評価するためには, 表面から内部の残留応力分布を把握する必要があることを指摘する. 種々の残留応力測定法, 残留応力推定法に関する先行研究を示す. その上で本研究の目的である浸炭した転がり軸受の破損リスク評価に関して, 同じ転がり接触応力を受ける歯車の破損リスク評価方法から, 転がり軸受にも利用できる可能性が高い評価手法を考察する.

第 2 章 浸炭した大形軸受用浸炭鋼の残留応力測定

浸炭した大形軸受用浸炭鋼の残留応力測定は事例が少ないため, 工業的に利用しやすい方法で内部三方向の残留応力測定を行う. 測定は Paglialo が提案したセンター法と X 線回折法を利用した方法を拡張センター法と称した. 数値解析で, 測定方法に関する検証を行った後に, 浸炭した円柱形状の試験片を実測することで, 浸炭軸受材料への適用可能性を示す.

第 3 章 固有ひずみの逆解析

2 章で測定した残留応力の発生源となる固有ひずみを逆解析により推定する. 固有ひずみ算出方法についてもあわせて説明する. また, 固有ひずみの起源を明らかにするため, 簡易的に浸炭鋼をモデル化した熱弾塑性解析を行う. 得られた残留応力分布と固有ひずみから, 大形浸炭鋼に発生する残留応力分布の特徴と発生起源を考察する.

第 4 章 固有ひずみ推定法の提案

実測から得られた浸炭鋼の固有ひずみ分布を広く有効に利用するため, 固有ひずみの推定方法の提案を目指す. 浸炭鋼の簡易 2 層の熱弾塑性解析から得られた固有ひずみ分布を用いて, 浸炭領域が異なる場合の固有ひずみ推定方法を提案する. この方法で推定した固有ひずみと再現した残留応力, 浸炭領域を変えて弾塑性解析を行い得られた残留応力・固有ひずみを比較し, 固有ひずみを推定方法の有効性を確認する. その後, 第 3 章の固有ひずみ分布から浸炭領域が異なる場合の固有ひずみを推定し, 再現した残留応力分布を示す.

第 5 章 大形転がり軸受用浸炭鋼の三方向残留応力を考慮した疲労き裂発生・進展リスクの評価

残留応力測定の目的は、疲労寿命推定の高精度化であるため、本研究で用いた試験片が転がり軸受のころであると想定し、転がり疲労を受けた場合の疲労き裂発生・進展リスクを検討する。疲労き裂の発生リスクは、多軸の疲労評価に用いられる Dang Van 評価基準を利用する。三方向の残留応力分布・材料強度分布を考慮した場合のき裂発生深さを特定する。本研究の対象とする材料が高強度鋼であるため、き裂の発生は材料欠陥が起点となる可能性が高い。そこで、き裂の発生深さに材料欠陥として円孔が存在する場合を想定する。円孔周りでのき裂発生位置、き裂進展方向を特定し、円孔に初期き裂が発生した場合の応力拡大係数を数値解析によって求める。二次元の円孔を三次元の球状の空洞欠陥（球か）あるいは細長い回転楕円体形状の空孔とみなした場合の応力拡大係数を求め、材料強度と比較することによって疲労き裂が進展するか否かを判定する。

第6章 総 括

本研究によって得られた知見を総括し、さらなる発展に向けた課題を述べる。

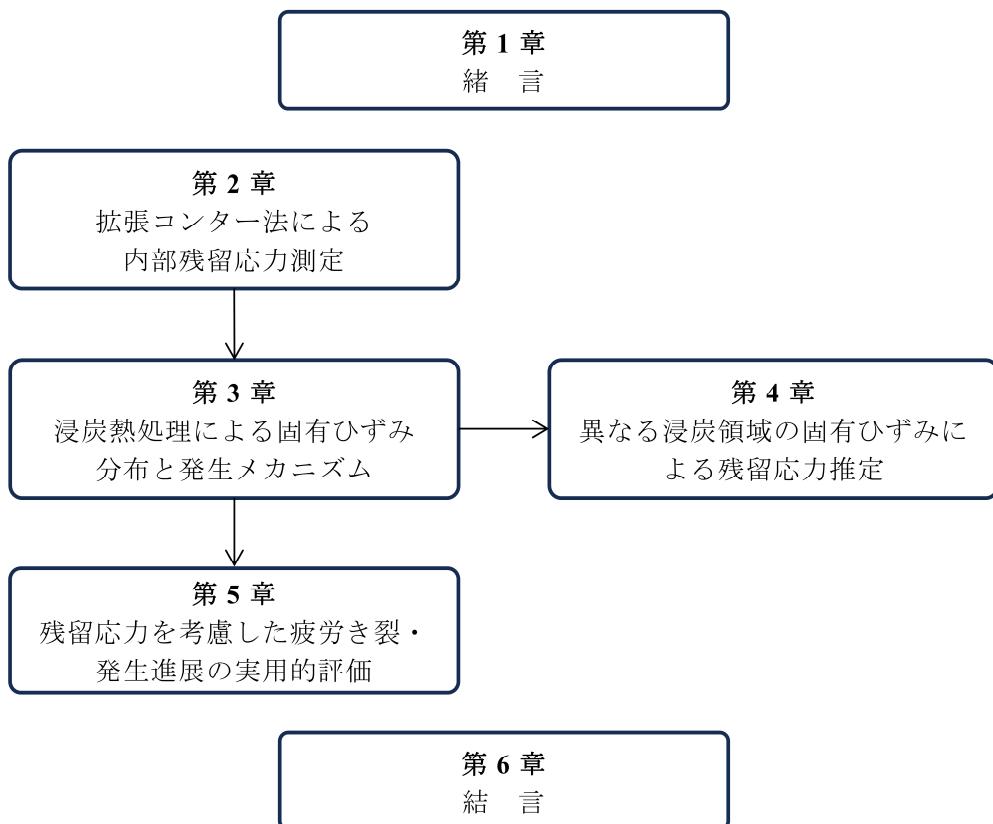


Fig. 1-19 Structure of this thesis.

参考文献

- 1) 日本材料学会編, “疲労設計便覧”, 養賢堂 (1995)
- 2) 西谷, 蓮尾, “S50C 焼入れ焼もどし材の引張圧縮疲労過程における平均応力の影響”, 日本機械学会論文集, Vol.44, No.377, pp.1-7 (1978)
- 3) 米谷, “残留応力の発生と影響”, 安全工学, Vol.8, No.1, pp.12-21 (1969)
- 4) 上田, 福田, 中長, 円道, “残留応力の有限要素法に基づく測定原理と推定値の信頼性”, 日本造船学会論文集, Vol.1975, No.138, pp.499-507 (1975)
- 5) 上田, 福田, 谷川, “固有ひずみ論に基づく3次元残留応力測定法”, 日本造船学会論文集, Vol.1979, No.145, pp.203-211 (1975)
- 6) 上田, 福田, 金、山崎, “固有ひずみを媒介とする軸対称三次元残留応力測定法”, 日本機械学会論文集A編, Vol.51, No.463, pp.697-706 (1985)
- 7) 太田, 河野, 麻, “固有ひずみを用いたショットピーニングによる残留応力分布の評価”, 塑性と加工, Vol.64, No.754, pp.202-208 (2023)
- 8) 北村, 寺崎, 秋山, “ショットピーニング材の残留応力分布に及ぼすピーニング粒形状の影響”, 材料, Vol.49, No.6, pp.651-654 (2000)
- 9) 松田, 沖田, 中川, 佐々木, “固有ひずみ理論に基づく有限要素法による冷間加工部の残留応力予測におけるX線回折半価幅の有効性評価”, 材料, Vol.68, No.4, pp.332-337 (2019)
- 10) 寺崎, “溶接変形の発生要因”, 溶接学会誌, Vol.67, No.2, pp.116-120 (1998)
- 11) 磯村, “鋼の熱処理応力”, 鉄と鋼, Vol.47, No.7, pp.936-949 (1961)
- 12) 田中, “鋼の熱処理応力と変態”, 精密機械, Vol.46, No.10, pp.1192-1197 (1980)
- 13) NSK, “ベアリング入門”, <https://www.nsk.com/jp-ja/company/introduction-bearings/about-bearings/>
- 14) NSK, “転がり軸受(カタログ)”, https://www.nsk.com/jp/ctrgr/pdf/nsk_cat_1102q_2015-10.pdf
- 15) 転がり軸受工学編集委員会, “転がり軸受工学”, 養賢堂 (1975)
- 17) 転がり軸受寿命研究会, “転がり軸受寿命計算式の変遷(1)”, トライボロジスト, Vol.58, No.3, pp.151-156 (2011)
- 18) E.V. Zaretsky, “Rolling bearing life prediction, theory, and application”, NASA/TP, Vol.2013-215305, No., pp.- (2013)
- 18) NSK, “ベアリングドクター”, CAT.No.7005b 2019 F-5 (nsk.com)
- 19) 不二越熱処理研究会, “新・知りたい熱処理”, ジャパンマニスト社 (2001)
- 20) 喜熨斗, “ころがり軸受工学 18 ころがり軸受の材料 1”, 機械の研究, Vol.23, No.4, pp.640-646 (1971)

- 21) 喜熨斗, “ころがり軸受工学 19 ころがり軸受の材料 2”, 機械の研究, Vol.23, No.5, pp.771-777 (1971)
- 22) 足立, “転がり軸受の熱処理”, 精密機械, Vol.46, No.10, pp.1242-1247 (1980)
- 23) 横瀬, “浸炭・浸炭窒化焼入れによる鋼の表面硬化”, ぶらすとす, Vol.4, No.38, pp.94-100 (2021)
- 24) 磯村, “鋼の熱処理と残留応力 -三次元的測定とその解析-”, アグネ技術センター (1996)
- 25) 高倉, “残留応力測定概論(その 1: 残留応力の発生原因と種々の測定法)”, IIC REVIEW, No.70, pp.2-8 (2023)
- 26) D.George, F.Kingston, D.J.Smith, “Measuremnt of through-thickness stress usig small holes”, Jornal of strain analysis, Vol.37, No.2, pp.125-139 (2002)
- 27) 三上, “穿孔法による残留応力測定について(その 1)”, IIC REVIEW, No.48, pp.53-65 (2012)
- 28) 中代, “残留応力の基礎(その 2) 残留応力計測法の紹介”, IIC REVIEW, No.39, pp.2-10 (2008)
- 29) 三上, 鈴木, “Contour 法による残留応力測定技術”, IIC REVIEW, No.56, pp.2-11 (2016)
- 30) M.B. Prime, “Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut”, The American Society of Mechanical Engineers, Journal of Engineering Materials and technology, Vol.123, No.2, pp.162-168 (2001)
- 31) M.B. Prime, “The contour method – Practical residual stress measurement methods, chapter 5”, Wiley Blackwell, pp.109-138 (2013)
- 32) P. Pagliaro, M.B. Prime, J.S. Robinson, B. Clausen, H. Swenson, M. Steinzig and B. Zuccarello, “Measurement inaccessible residual stresses using multiple methods and superposition”, Experiment Mechanics, Vol.51, No., pp.1123-1134 (2011)
- 33) 三上, 松田, “穿孔法による残留応力測定について(その 2)”, IIC REVIEW, Vol., No.49, pp.39-45 (2013)
- 34) Vishay Foil Resistors, “Measurement of residual stresses by the hole-doiiling strain gage method”, Tech Note TN-503, pp.19-33 (2010)
- 35) R.H. Leggatt, D.J. Smith, S.D. Smith, F. Faure, “Development and experimental validation of the deep hole method for residual stress measurement”, Jornal of strain analysis, Vol.31, No.3, pp.177-186 (1996)
- 36) 河合, 岡野, 村田, 望月, 永井, “ディープホールドリーリング法による極厚板多層溶接継手における内部残留応力計測の精度検証”, 圧力技術, Vol.57, No.3, pp.36-44 (2019)
- 37) 三上, “DHD 残留応力測定について”, IIC REVIEW, No.42, pp.19-26 (2009)

- 38) 三好, “最近の X 線測定技術 1. X 線応力測定法の基礎”, 材料, Vol.37, No.416, pp.571-577 (1988)
- 39) 後藤, 大谷, “X 線応力測定法の基礎と最近の発展 1.X 線応力測定法の基礎”, 材料, Vol.47, No.11, pp.1188-1194 (1998)
- 40) 林, 石渡, 皆川, 船橋, J.H. Root, “中性子回折による残留応力測定における弾性定数の回折面依存性”, 材料, Vol.44, No.504, pp.1115-1120 (1995)
- 41) 佐々木, 中谷, “溶接・接合現象の実験観察とシミュレーションの現状と課題 第2章 溶接・接合現象における最新の実験観察とシミュレーション事例 X 線残留応力測定法”, 溶接学会誌, Vol.84, No.1, pp.59-65 (2015)
- 42) (株)大同分析リサーチ, “cos α 法を用いた X 線残留応力測定法”, 電気製鋼, Vol.89, No.2, pp.13-14 (2018)
- 43) 日本材料学会, “X 線応力測定法基準 -鉄鋼編-” (2002)
- 44) 柴原, 生島, “溶接変形・残留応力のシミュレーション”, 溶接学会誌, Vol.83, No.7, pp.549-554 (2014)
- 45) 寺崎, “円柱の焼入れにより生じる残留応力について”, 日本船舶工学会論文集, Vol., No.2, pp.169-177 (2005)
- 46) 有本, “熱処理シミュレーション(第1回)-その起源と基本モデルの開発-”, 热処理, Vol.51, No.4, pp.212-219 (2011)
- 47) 有本, “熱処理シミュレーション(第2回)-システム開発と適用-”, 热処理, Vol.51, No.5, pp.265-272 (2011)
- 48) 有本, “シミュレーションひずみ法による熱処理変形と残留応力の解明”, 山陽特殊製鋼技報, Vol.27, No.1, pp.12-23 (2020)
- 49) 上田, 村川, 麻, “技術者のための「溶接変形と残留応力」攻略マニュアル”, 産報出版 (2014)
- 50) 山田, “大型鍛造品のフィレット部の残留応力評価技術に関する研究”, 博士論文, 金沢大学 (2019)
- 51) 中長, 太田, 小川, 麻, 濱口, 佐藤, 名山, “固有ひずみ法による原子炉溶接継手の残留応力の測定”, 溶接学会論文集, Vol.25, No.4, pp.581-589 (2007)
- 52) 中長, 小川, 太田, “固有ひずみ法による原子炉溶接継手の残留応力の測定 -固有ひずみ分布関数の適性診断-”, 溶接学会論文集, Vol.27, No.4, pp.297-306 (2009)
- 53) 柳沢, 小枝, 佐々木, “相変態及び変態塑性を考慮した大型軸材の熱処理残留応力解析”, 日本機械学会論文集, Vol.82, No.834, pp.15-00520- (2016)
- 54) R. Pedersen, S.L. Rice, “Case crushing of carburized and hardened gears”, Society of Automotive Engineers, Technical paper 610034 (1961)
- 55) M. MackAldener, M. Olsson, “Interior fatigue fracture of gear teeth”, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structure (FFEMS), Vol.23, No.4, pp.283-292 (2000)

- 56) M. MackAldener, M. Olsson, "Tooth interior fatigue fracture -computational and material aspects", International Journal of Fatigue, Vol.23, No.4, pp.329-340 (2001)
- 57) J. Witzig, "Flankenbruch - Eine Grenze der Zahnradtragfähigkeit in der Werkstofftiefe", Doctoral Thesis, University of Munich (2012)
- 58) M. Hein, T. Tobie, K. Stahl, "Parameter study on the calculated risk of tooth flank fracture of case hardened gears", Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing, Vol.11, No.6 (2017)
- 59) T. Hertter, "Rechnerischer Festigkeitsnachweis der Ermüdungstragfähigkeit vergüteter und einsatzgehärteter Stirnräder", Doctoral Thesis, University of Munich (2003)
- 60) D. Ghribi, M. Octure, "Some theoretical and simulation results on the study of the tooth flank breakage in cylindrical gears", International Gear conference 2014, Vol., No., pp.659-669 (2014)
- 61) M. Octure, D. Ghribi, P. Sainsot, "A contribution to study the tooth flank fracture(TFF) in cylindrical gears", Procedia Engineering, Vol.213, No., pp.215-226 (2018)
- 62) K. Dang Van, B. Griveau, O.Message, "On a new multiaxial fatigue limit criterion : Theory and applications", Biaxial and Mutiaxial Fatigue, EGF3, Mechanial Engineering Publications, Vol., No., pp.479-496 (1989)
- 63) K. Dang-Van, "Macro-micro approach in high-cycle multiaxial fatigue", Advances in Multiaxial Fatigue, ASTM Internatioanl , Vol., No., pp.120-130 (1993)
- 64) G.Peridas, A.M. Korsunsky, D.A. Hills, "The relationship between the Dang Van criterion and the traditional bulk fatigue criteria", The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, Vol.38, No.3, pp.201-206 (2003)
- 65) D. Fritzson, J. Stahl, G. M.-Espejel, "Simulation of fretting fatigue in conformal and concentrated contacts", Tribology Online, Vol.6, No.1, pp.64-79 (2011)
- 66) T. Kato, A. Sugeta, E. Nakayama, "Influence of white layer geometry and material strength on spalling propaties in railway wheel steels", Journal of Society of Material Science, Japan, Vol.58, No.8, pp.704-714 (2009)
- 67) K. Kato, A. Sugeta, T. Makita, Y. Motoyashiki, M. Yamamoto, E. Nakayama, "Evaluation of rolling contact fatigue properties of white layer railway wheel steel", Journal of Society of Material Science, Japan, Vol.56, No.12, pp.1150-1155 (2007)

第2章 拡張コンター法による内部残留応力測定

2.1 緒言

残留応力は溶接・熱処理といった熱履歴を受け、膨収縮を生じた部材に生じる¹⁾。全体が一様に加熱・冷却された場合、残留応力は発生しないが、実際にそのような場合は少なく、残留応力が発生している部材は多数存在する。

残留応力は疲労寿命に影響を及ぼすため、これまで多く研究が行われている^{2), 3)}。転がり軸受も例外ではない^{4)~6)}。転がり軸受は、転動荷重により表面から内部まで複雑な応力場が発生することが知られている⁷⁾。そのため、転がり軸受に発生する疲労現象を解明するためには、転動荷重による接触の応力分布と合わせて軸受の表面から内部までの残留応力を把握する必要がある。

転がり軸受材料を製造する際に用いられる熱処理は、普通焼入れ、浸炭焼入れ、ベイナイト恒温変態⁸⁾がある。この中で普通焼入れが最も多く用いられ、残留応力の分布は軸受のサイズにより異なる。普通焼入れにより貫通焼きとなる軸受サイズは比較的小形であり、すなわち焼入れ時の冷却速度差が部品内ではほぼ同時であると考えられる。このため、発生する残留応力自体が小さく、問題になることは少ない。また、大形品の普通焼入れは内部の冷却速度が遅いため、表面部に比べてマルテンサイト変態率が小さく伸びひずみが発生しにくい状態となる。そのため、表面部に圧縮残留応力が発生し、内部の中央部付近に引張残留応力が発生する。冷却速度によっては引張応力の発生する内部から熱処理割れの危険性があるものの、熱処理工程における部分的な冷却速度の緩和などといったノウハウにより、熱処理割れの発生率は低く抑えられている。浸炭焼入れは浸炭処理により表面の炭素濃度が高いため、心部より表面の浸炭層の方が変態時の膨張量が大きい。さらに、焼入れの冷却時のMs点は鋼中の炭素量に依存するため、表面の浸炭層の方がMs点が低く、浸炭層は心部より後からマルテンサイト変態が発生する。これらの理由から浸炭焼入れされた材料は表面の浸炭領域に圧縮の残留応力が発生することが知られている。また、ベイナイト恒温保持は、軸受鋼をオーステナイト単相領域まで加熱した後に、ベイナイト化する温度に一定時間保持する。恒温変態が一様に起こる温度に保持するため、発生する残留応力は小さい。

転がり軸受の製造に用いられる上記の熱処理方法の中で、表面から内部まで残留応力分布を持つ普通焼入れした大形軸受、浸炭した軸受の内部の残留応力分布についてはこ

れまで測定事例が少なく、疲労強度に反映させるほどの知見が得られていない状況がある。また、第1章で示したように、残留応力の測定法はさまざまあるものの内部の残留応力分布測定法の中で、工業的に利用しやすい測定法は少ない。

本章では、内部残留応力の測定法としてコンター法とX線回折を合わせた内部残留応力測定法^{9)~12)}を拡張コンター法 (Extended contour method, XCM) と称し、数値実験を用いて有効性を示した後に、実測の結果を示す。

2.2 拡張コンター法の数値実験

2.2.1 数値実験方法

本研究の対象は、転がり軸受である。この中でも、浸炭軸受は耐衝撃性が求められる外径 200mm 以上の大形軸受¹³⁾の中のころ軸受に用いられることが多い。ころ軸受は主に軸対称の部品で構成される。本研究では最も基本的な軸対称形状である円柱を浸炭した試験片を作製し残留応力を測定した。まず、原理の妥当性および解析条件が結果に及ぼす影響を確認するため、有限要素法を用いて数値実験を実施した。

Fig. 2-1(i)に示すように形状の対称性を考慮した 1/8 有限要素モデルを用いて、対称面には面に垂直方向の変位拘束を設定した。また、数値実験は一般化するために直交座標系を用い、応力分布は軸対称であることを限定しないこととした。数値試験を以下に示す 4 つの Step に分けて行った。材料の機械的性質は、ヤング率 210000MPa, ポアソン比 0.3, 降伏応力 400MPa, 加工硬化指数 100MPa, 線膨張係数は浸炭領域 1.0×10^{-5} , 非浸炭領域 1.5×10^{-5} とした。この解析モデルは、浸炭熱処理の特徴である表面部分の圧縮応力、内部に引張応力を再現することを目的に条件を簡略化している。

Step 1 : 浸炭領域と非浸炭領域で熱膨張係数に差をつけ、降伏応力と硬化係数値に設定し、Fig.2-1(ii)にしめす温度履歴を与えることで、熱弾塑性解析により三方向の残留応力分布 σ_x , σ_y , σ_z , τ_{xy} を発生させる。切断前のため、 $z=0$ の z 方向変位 0 を境界条件とする。

Step 2 : Step 1 の円柱部材を面对称となる軸垂直断面 $z=0$ で切断する。切断による変位が生じる。解析においては、 $z=0$ 位置の z 方向の拘束を解放する。

Step 3 : Step 2 の切断で生じた高さ分布を逆方向の変位として有限要素モデルに与え、断面切断により解放した残留応力 $\Delta\sigma_x$, $\Delta\sigma_y$, $\Delta\sigma_z$, $\Delta\tau_{xy}$ を求める。すなわち、一般的なコンター法の数値試験を実施する。

Step 4 : Step 2 の切断で解放されない面内の残留応力 σ'_x , σ'_y , σ'_z , τ'_{xy} を求める。

Step 1 の初期の残留応力分布と Step 3 および Step 4 で求めた各成分の関係は、下記の式(1-1)で示すことができる。

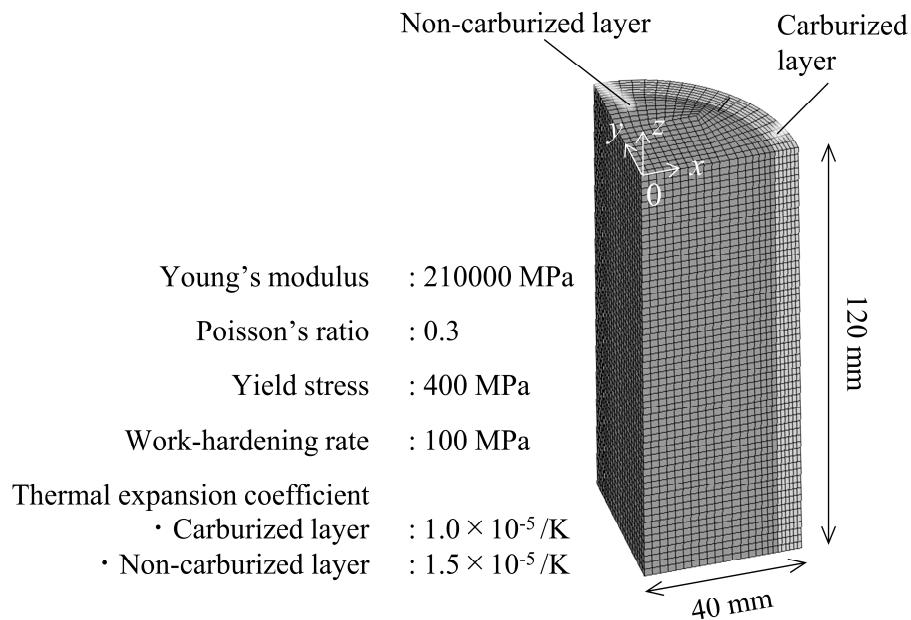
$$\begin{aligned}
 \sigma_x &= \Delta\sigma_x + \sigma'_x \\
 \sigma_y &= \Delta\sigma_y + \sigma'_y \\
 \sigma_z &= \Delta\sigma_z + \sigma'_z \\
 \tau_{xy} &= \Delta\tau_{xy} + \tau'_{xy}
 \end{aligned} \tag{1-1}$$

2.2.2 数値実験結果

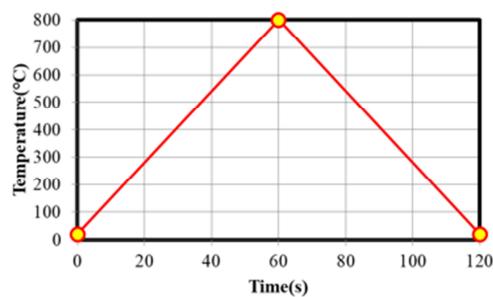
拡張コンター法による残留応力測定を数値実験により再現した結果を Fig. 2-2, Fig. 2-3 に示す. Fig. 2-2 はそれぞれ $y = 0$ 部分の x , y , z 方向の応力分布であり, Step 1 の切断前の残留応力 σ_x , σ_y , σ_z を黒色の実線, Step 3 + Step 4 で求めた応力の和 $(\Delta\sigma_x + \sigma'_x)$, $(\Delta\sigma_y + \sigma'_y)$, $(\Delta\sigma_z + \sigma'_z)$, $(\Delta\tau_{xyz} + \tau'_{xy})$ を灰色の破線で示している. Fig. 2-3 は 1/8 対称有限要素モデルの切断面全節点について, 切断前の残留応力 σ_x , σ_y , σ_z , τ_{xy} と応力の和の関係を示す. なお, せん断の成分 τ_{xy} については, Fig. 2-2 内の $y = 0$ ではほぼ 0 であり, 面内の 45deg 方向の外径部付近に約 200MPa が生じる.

以上の結果から, 断面全体に渡って切断前の残留応力 σ_x , σ_y , σ_z は, コンター法で測定できる切断により解放される応力成分と解放されない応力成分の和 $(\Delta\sigma_x + \sigma'_x)$, $(\Delta\sigma_y + \sigma'_y)$, $(\Delta\sigma_z + \sigma'_z)$, $(\Delta\tau_{xyz} + \tau'_{xy})$ により再現できることが示された.

これらの数値実験から, 浸炭した円柱試験体において拡張コンター法による残留応力測定は妥当であることを確認した.

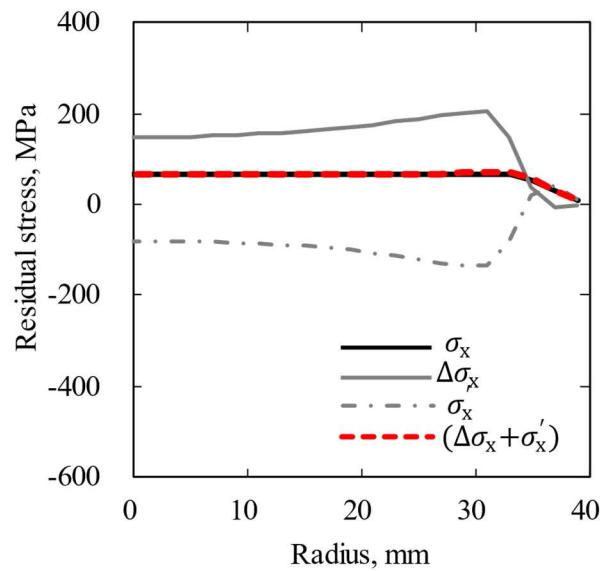


(i) Finite element model.

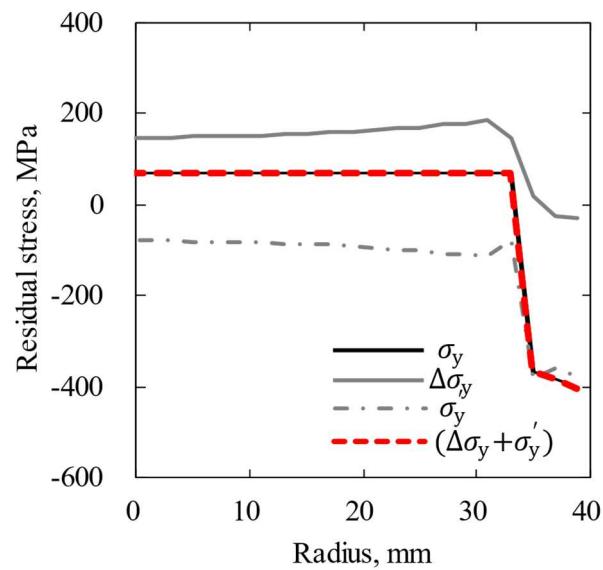


(ii) Heat loads history

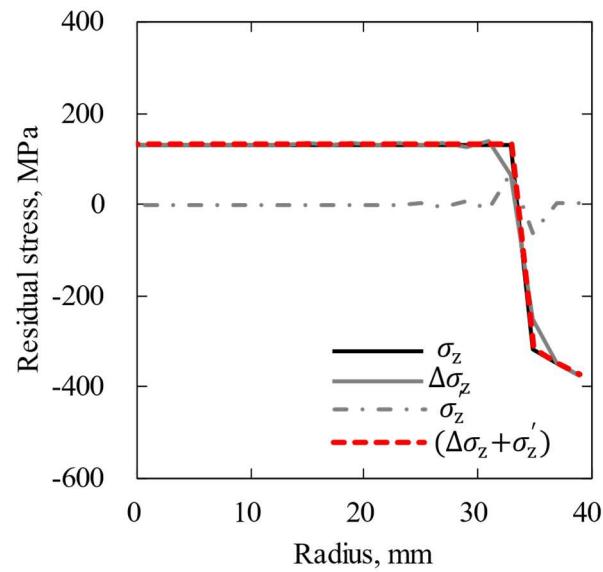
Fig. 2-1 Finite element model used for numerical analysis.



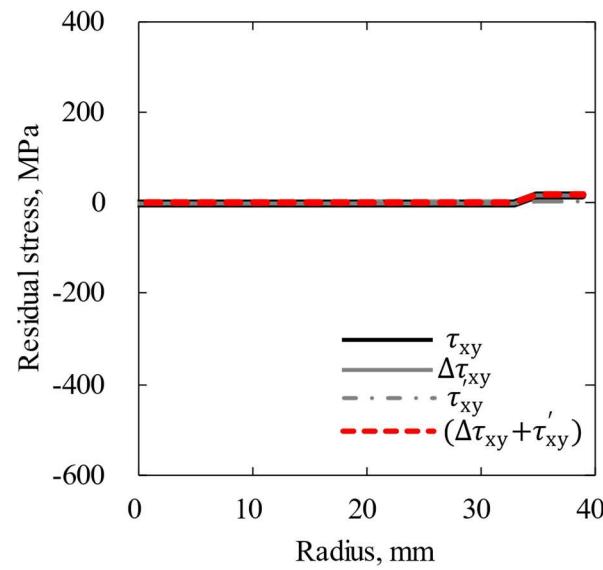
(i) x-direction component



(ii) y-direction component

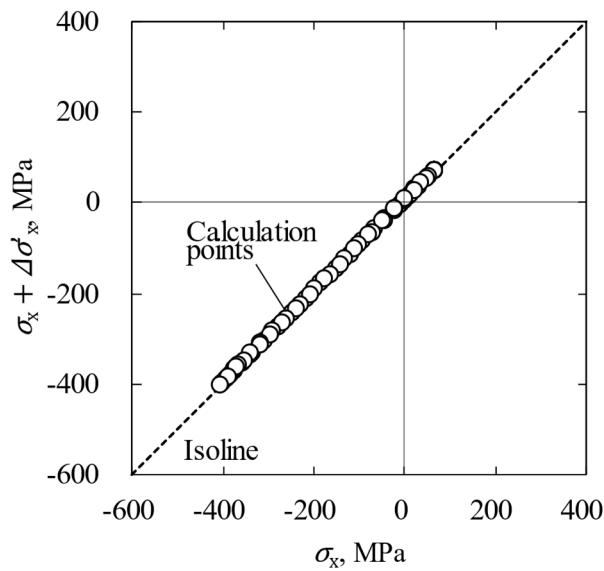


(iii) z-direction component

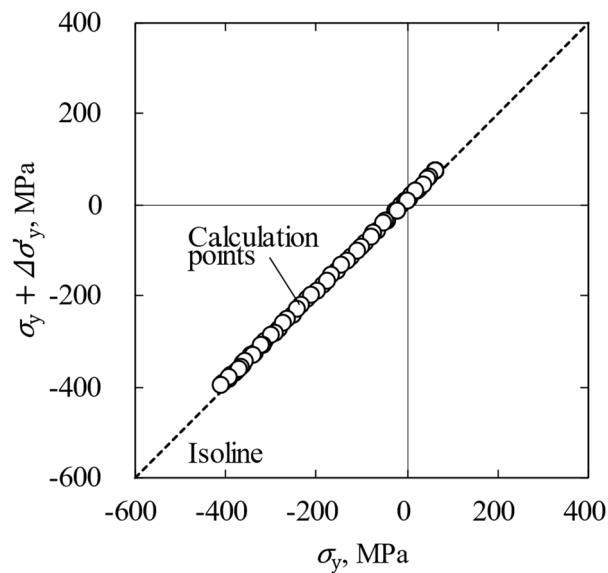


(iii) xy-direction component

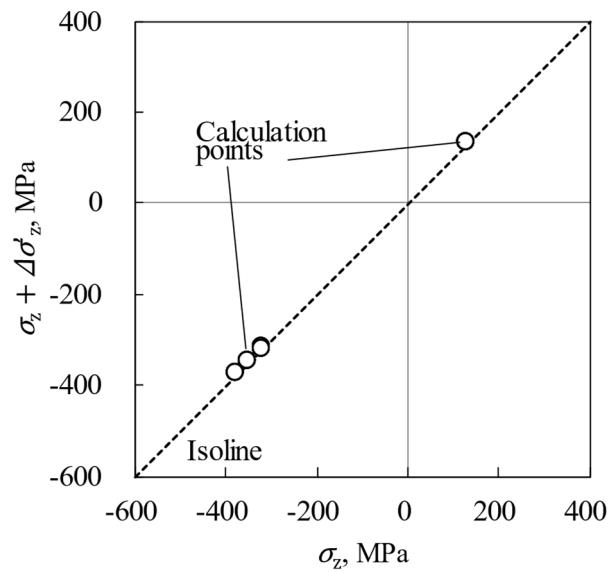
Fig. 2-2 Residual stress measurement method combining the extended contour method reproduced by numerical experiments, at $y = 0$ position.



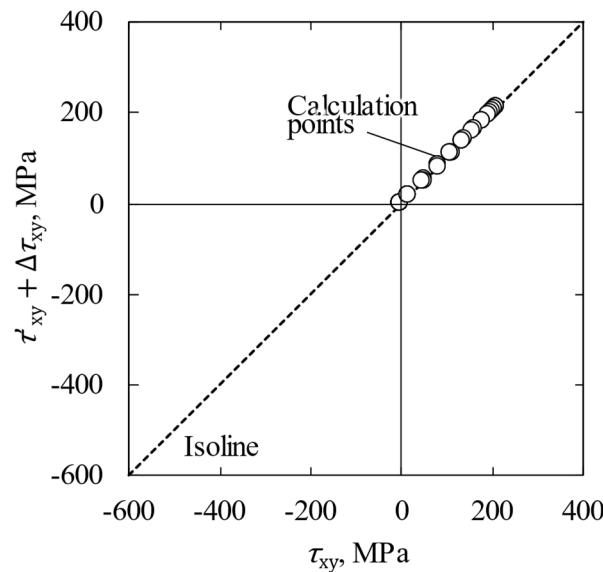
(i) x-direction component



(ii) y-direction component



(ii) z-direction component



(iii) xy-direction component

Fig. 2-3 Residual stress measurement method combining the extended contour method reproduced by numerical experiments, in the cut surface.

2.3 三方向残留応力測定

2.3.1 供試材および試験体の作製方法

供試材料は大形軸受用浸炭鋼 18NiCrMo14-6 (ISO 683-17) である。Table 2-1 に化学組成を示す。この材料の熱間圧延棒鋼を旋削加工し、Fig. 2-4 に示すような半径 40 mm、長さ 240 mm の円柱試験体を作製した。続いて、吸熱型変成ガス雰囲気中で 1233 K, 234 ks のガス浸炭処理を行った。その後、焼なましにより組織調整し、オーステナイト域の 1093 K に再度加熱して油焼入れ、453 K で焼戻しを行った。熱処理履歴を Fig. 2-5、熱処理前の荷姿を Fig. 2-6 示す。

Fig. 2-7 に熱処理後の試験体中央部で測定した中心から外径表面までの品質調査結果を示す。(i)は電子線プローブマイクロアナライザー (SHIMADZU, EPMA-1720) で測定した炭素濃度の変化を示し、外径面 (中心からの距離 $R = 40$ mm) での炭素濃度は 1.1 mass%C、内部では炭素濃度の 0.18 mass%C まで緩やかに減少している。浸炭領域の厚さは 6 mm (R 位置で 34~40 mm) であるとし、 $R = 0 \sim 34$ mm の部分を非浸炭領域であるとする。(ii)はマイクロビックカース硬さ計 (FUTURE-TECH.FM-310e, 測定荷重: 9.8 N) で測定した硬さの変化を示している。表面では、700 HV から徐々に低下し、中心では、300~450 HV でマルテンサイトを主体とする組織が得られていることを確認した。

2.3.2 残留応力測定方法

Fig. 2-8 に拡張コンター法を用いた円柱試験体の三方向の残留応力分布の測定手順を示す。まず、(i) 試験体中央部を切断時に動かないよう固定後、ワイヤーカットにより、軸方向と垂直に切断する。(ii) その後、両切断面の高さ分布を測定精度 $\pm 10 \mu\text{m}$ 、繰返し測定精度 $2 \mu\text{m}$ を有する 3 次元形状測定機 (Keyence, VL-350) で測定する。本研究では軸対称形状の試験体を用いるため、残留応力も軸対称であると仮定し、中心から外径まで半径ごとの平均高さ分布を整理する。この高さ分布は切断によりひずみが開放され、発生した変形であるとみなせる。試験片を再現する軸対称の二次元有限要素モデルを作成し、この高さ分布を逆方向の変位として 2 次元の有限要素モデルに与えることで、断面切断により解放された残留応力 $\Delta\sigma_r$, $\Delta\sigma_\theta$, $\Delta\sigma_z$ を求めることができる。さらに、(iii) 切断により完全に解放されなかった切断面での残留応力成分を X 線回折で測定する。ワイヤーカットにより、切断面はわずかに変質する。断面の高さ測定には問題ないものの X 線回折は表面の残留応力を測定するため、測定前に切断面の加工変質層を除去する必要がある。そのため、全面に金属光沢が認められるまでエメリー紙で研磨した後、深さ $50 \mu\text{m}$ の電解研磨を行う。その後、面内における半径方向および周方向の残留応力 σ'_r , σ'_θ を X 線回折法の $\cos \alpha$ 法 (PULSTEC, μ -X360) により、中心から外径部まで $\theta = 90^\circ$

毎に4ラインを測定する。なお、軸方向に切断することにより、自由表面となりの残留応力は完全に解放されると仮定できるため、 $\sigma'_z = 0$ となる⁹⁾。また、拡張コンター法で測定できない外径部のデータを補完するために、外径面の残留応力を、コンター法実施後の試験体切断面から 60 mm の位置をひずみゲージ法を用いて 4 点測定する。この値は同じ熱処理を施した切断していない試験体表面の X 線回折法による残留応力測定結果と同等であったことから、ひずみゲージ法によるデータは切断の影響を受けていないと考えられる。以上の測定を行い、式(2-2)に示す三方向の残留応力 σ_r , σ_θ , σ_z の分布を求めた。

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \Delta\sigma_r + \sigma'_r \\ \sigma_\theta &= \Delta\sigma_\theta + \sigma'_\theta \\ \sigma_z &= \Delta\sigma_z + \sigma'_z \quad (\sigma'_z = 0)\end{aligned}\tag{2-2}$$

2.3.3 残留応力測定結果

まず、コンター法を用いて $\Delta\sigma_r$, $\Delta\sigma_\theta$, $\Delta\sigma_z$ の測定を行った。試験体の軸方向に垂直な 2 つの切断面の高さ分布（軸方向座標）を測定し、両切断面の分布を平均した。測定した実際の断面を Fig. 2-9, 得られた高さ分布を Fig. 2-10 に示す。実際には切断時の応力解放に伴い切断面が変形する。この影響を除くため、コンター法では切断面は切断前後で平行な平面であると仮定をおく⁹⁾。そのため、切断面が軸と垂直となるよう測定データに補正を行っている。また、高さ分布の原点位置は任意であるため、切断面の平均高さが 0 になるように、高さ分布も補正した⁹⁾。

Fig. 2-10 の高さ分布の結果から、軸方向におおよそ対称な形状となっていると判断して、中心から半径位置ごとに平均した結果を Fig. 2-11 に示す。実測値が点線、解析に用いた高さ分布が白プロットである。 $R = 32$ mm 付近まで点線と白プロットは重なっている。まず、実測値は中心から $R = 20$ mm までの高さ分布はほぼ一定であり、その後緩やかに増加した後、 $R = 34$ mm を超えると表面にかけて大きく増加する傾向が認められる。また、 $R = 40$ mm の外径付近では、高さ分布の急激な低下が発生していた。これはワイヤーカットの特有の問題であり、コンター法に不正確さを発生させることが知られている。浸炭鋼の残留応力分布はおおよそ硬さに依存するため¹⁴⁾、外径 $R = 40$ mm の残留応力が最大の圧縮となること、すなわち最大の高さとなることが予想される。そこで、測定した高さ分布の利用は $R = 0 \sim 39$ mm までとし、 $R = 40$ mm 位置の値は、 $R = 30 \sim 39$ mm の値をスムーズに近似できた 3 次関数によって外挿した。

測定および外挿した高さ分布を逆方向の変位として無応力の有限要素モデルに与え、残留応力 $\Delta\sigma_r$, $\Delta\sigma_\theta$, $\Delta\sigma_z$ を算出した。解析には汎用有限要素ソフト MSC.Marc 2014.1.0 を利用した。 $\Delta\sigma_r$, $\Delta\sigma_\theta$, $\Delta\sigma_z$ の算出には Fig. 2-12 に示すような軸対称モデルを利用し、物性値はヤング率を 208 GPa, ポアソン比を 0.3 とした。再現した残留応力を Fig. 2-13 内に示す。

次に、コンター法実施後に切断後の断面に残存する応力 σ'_r , σ'_θ を X 線回折法により測定した。切断面の加工変質層を除去するために、全面に金属光沢が認められるまでエメリー紙で研磨した後、深さ 50 μm の電解研磨を行った試験片を Fig. 2-14 に示し、応力値およびその平均値を Fig. 2-15 に示す。(i)の半径方向 σ'_r は、 $R = 0$ mm の周囲では、圧縮応力状態であり、 $R = 20$ mm を超え、浸炭領域境界 $R = 34$ mm まで減少した。外径部一方(ii)の円周方向応力 σ'_θ は、 $R = 0$ mm の周囲では、 σ'_r と同様の傾向であるが、34 mm に向かって、やや増加している。 $R = 34$ mm を超えた浸炭領域では圧縮の傾向となっている。なお、測定点毎のばらつきが大きく 100 MPa 程度の変化が生じている。その原因として、X 線回折法によるばらつきが挙げられる。また合金偏析に起因した局部的な組織の変化や焼入れ時の冷却速度の非対称性が重畠したばらつきも含まれると考えられるものの、詳細については不明であり、今後必要に応じて検討が必要である。

本研究で取扱う熱処理に起因した残留応力は、滑らかに分布していると考えられること、さらに、後述する固有ひずみを逆解析して求めるには、短範囲のノイズを低減しておくことが必要であるため、測定した 4 ラインの平均値を用いて Loess 関数による平滑化を実施した。

上記で求めた $\Delta\sigma_r$, $\Delta\sigma_\theta$, $\Delta\sigma_z$ および σ'_r , σ'_θ を足し合わせることで円柱試験体の切断前における残留応力分布を求めた。外径部である $R = 40$ mm の残留応力は、コンター法による残留応力算出の際に、外挿値を利用しているため、拡張コンター法による残留応力値は $R = 39$ mm までとし、 $R = 40$ mm の外径部はひずみゲージ法で 0.5 mm ~ 0.8 mm の厚さを切り出し、直接測定した残留応力を用いた。三方向の残留応力の測定結果を Fig. 2-16 に示す。(i)の半径方向応力は、 $R = 34$ mm 付近の浸炭領域内で $\Delta\sigma_r$ および σ'_r の変化が大きいが、応力の符号が異なる関係にあるため、中心から外径に向かって、ほとんど変化しない応力分布となっている。これに対し、(ii)の円周方向では、 $\Delta\sigma_r$ および σ'_r の変化が同じ傾向であり、得られた分布は、 $R = 22$ mm 付近から引張応力が生じ、浸炭境界直下の非浸炭領域 $R = 31$ mm 付近で約 180 MPa の最大引張応力となり、浸炭領域内では圧縮応力が増加した。一方、 $R = 40$ mm の外径表面で測定した残留応力は-310 MPa に達し、内部の傾向を反映している。さらに、(iii)の軸方向では、中心から $R = 22$ mm までは、0 ~ 70 MPa で一定、浸炭領域境界直下の非浸炭領域 $R = 31$ mm 付近で約 180 MPa

まで増加した後、浸炭領域内では、圧縮応力-360 MPa 程度まで増加した。

以上のように、汎用装置を用いて拡張コンター法を行うことで、浸炭した円柱試験体の三方向の残留応力測定が可能であることを確認した。

Table 2-1 Chemical composition (mass%).

C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu	Ni	Mo	[O]
0.16	0.23	0.55	0.006	0.001	1.11	0.10	3.25	0.10	6ppm

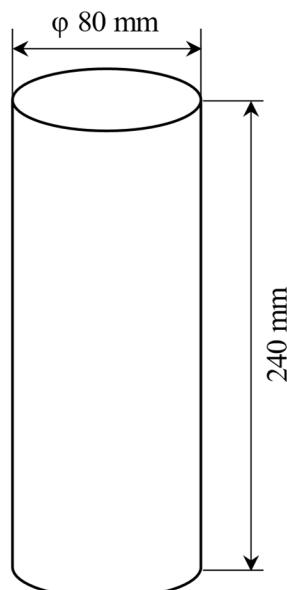


Fig. 2-4 Specimen shape.

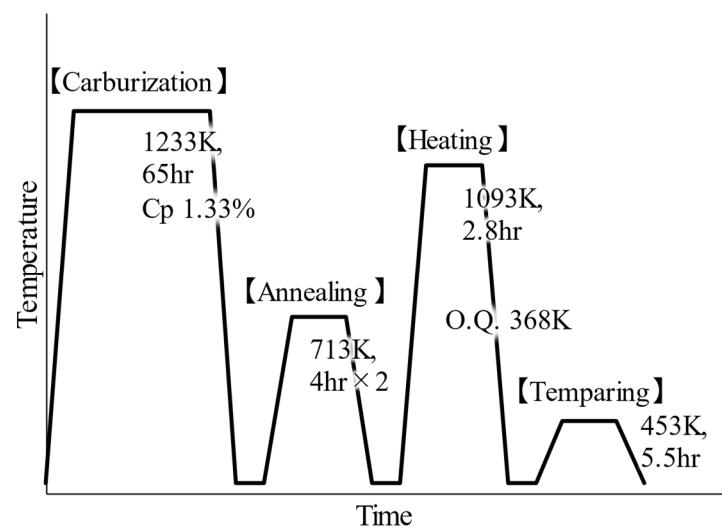
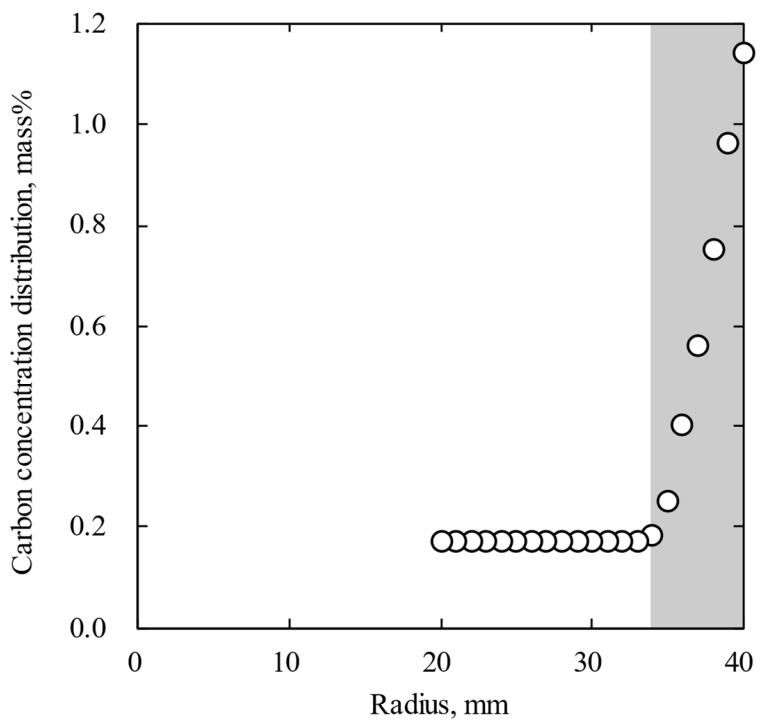


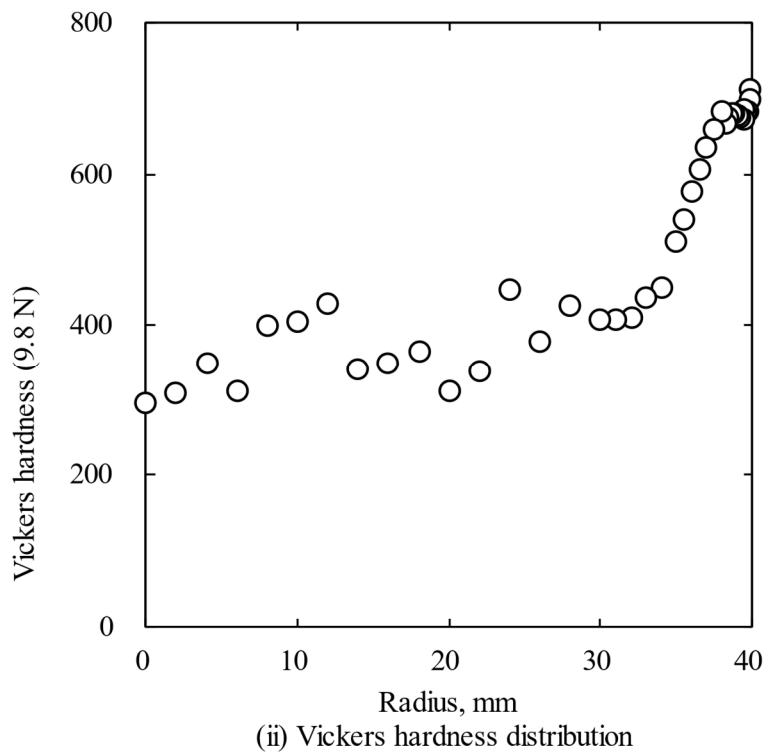
Fig. 2-5 Heat treatment history.



Fig. 2-6 View of test specimen packing.

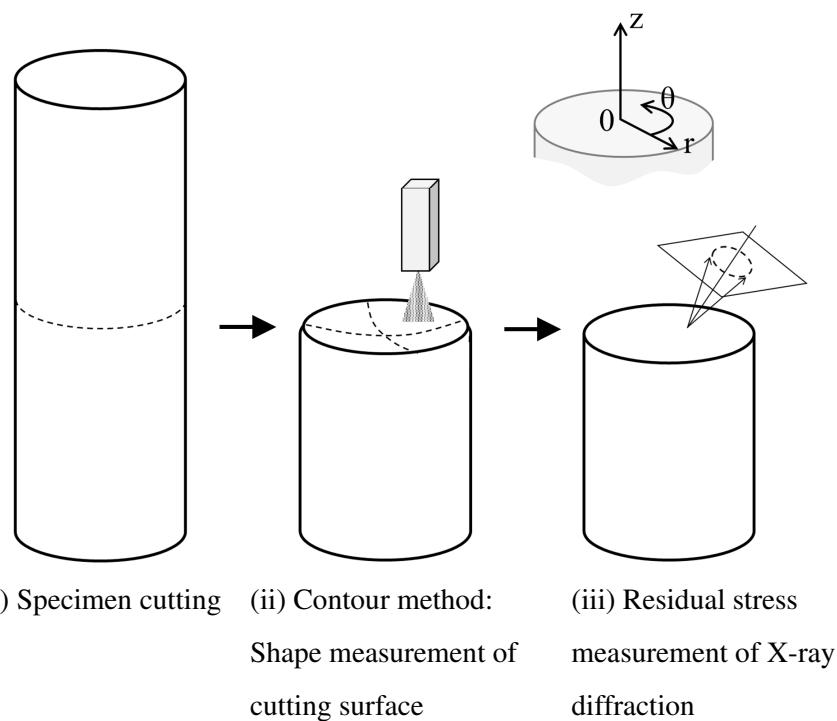


(i) Measurement results of carbon concentration distribution using EPMA



(ii) Vickers hardness distribution

Fig. 2-7 Heat treatment quality.



Residual stress;

$$\{\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z\} = \{\Delta\sigma_r, \Delta\sigma_\theta, \Delta\sigma_z\} + \{\sigma'_r, \sigma'_\theta, (\sigma'_z = 0)\}$$

Fig. 2-8 Procedure of 3D residual stress distribution measurement



Fig. 2-9 Cutting surface with height distribution measured by ECM

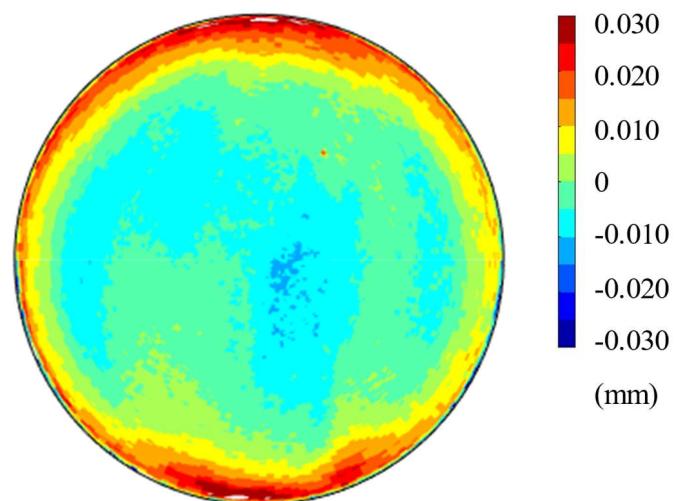


Fig. 2-10 Contour drawing of cut surface

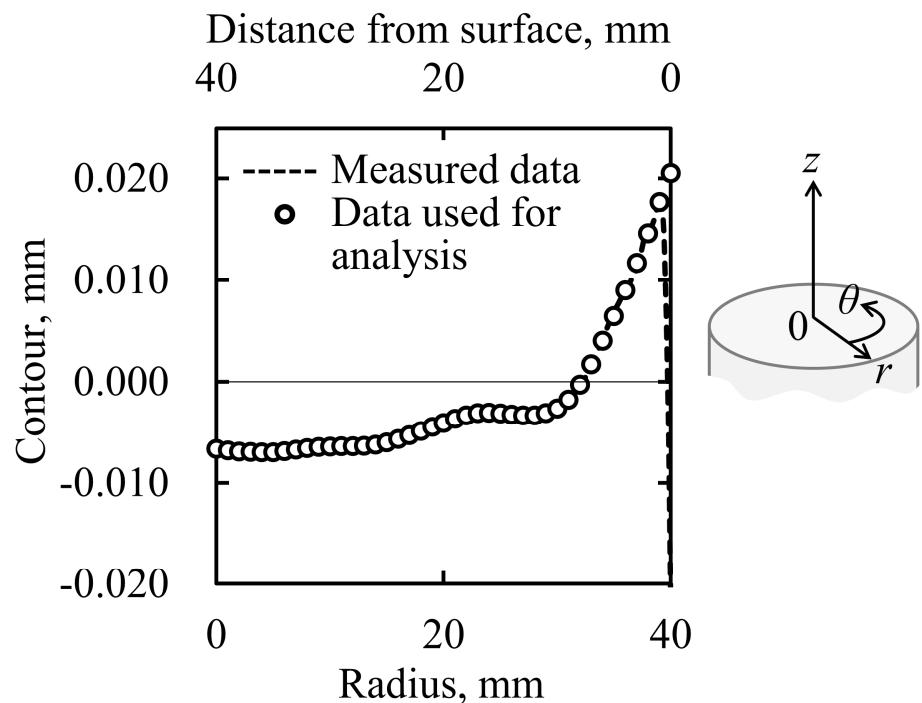


Fig. 2-11 Contour of the cut surface (z-direction), considering axial symmetry.

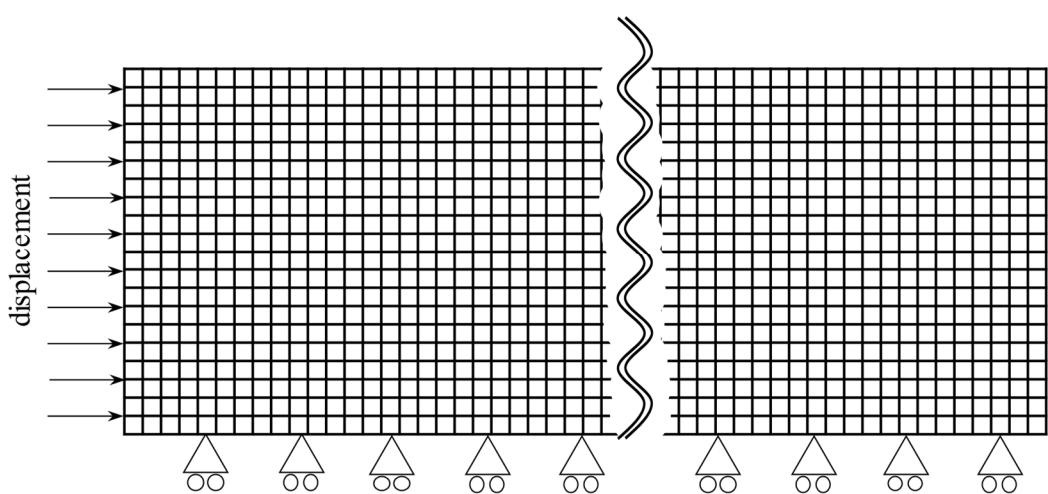
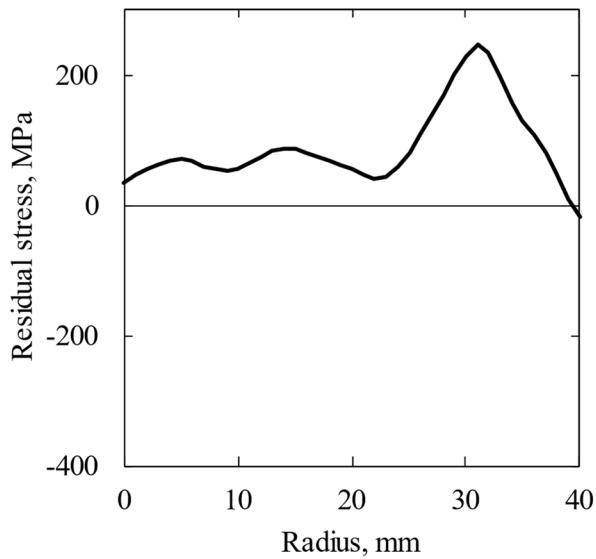
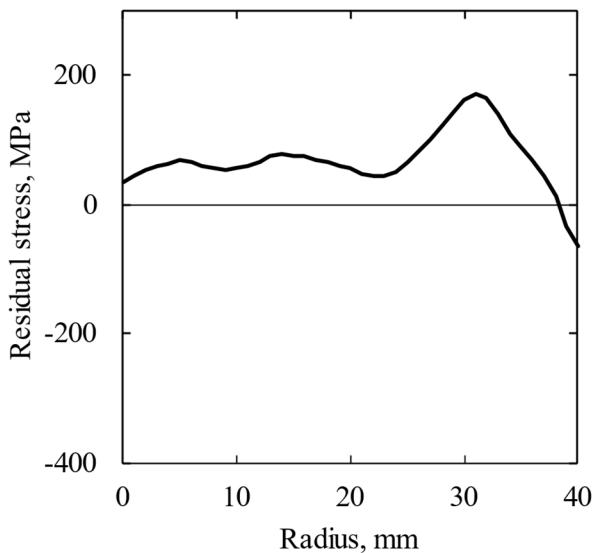


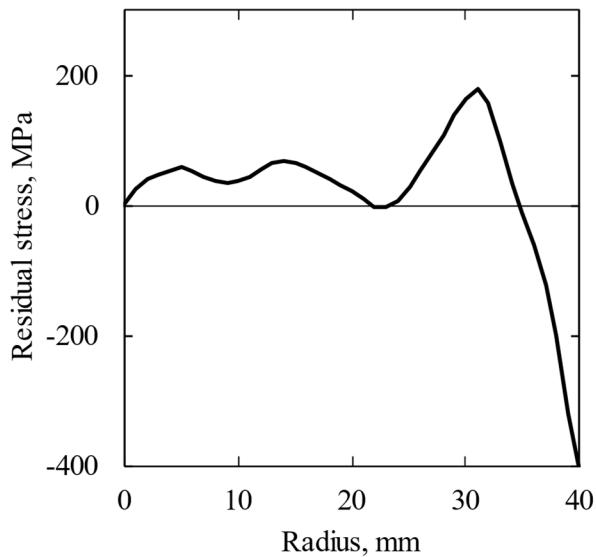
Fig. 2-12 Axisymmetric finite element models used in the contour method.



(i) Radial component



(ii) Circumferential component



(iii) Axial component

Fig. 2-13 Stresses reproduced by the contour method.

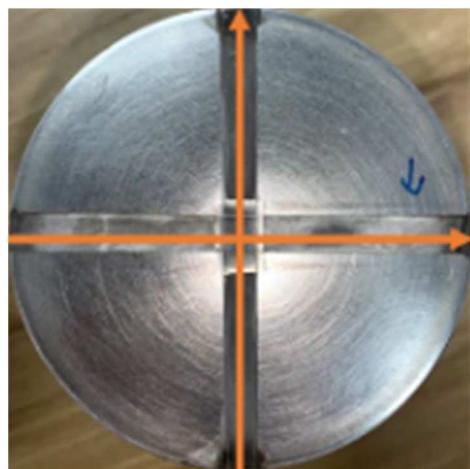
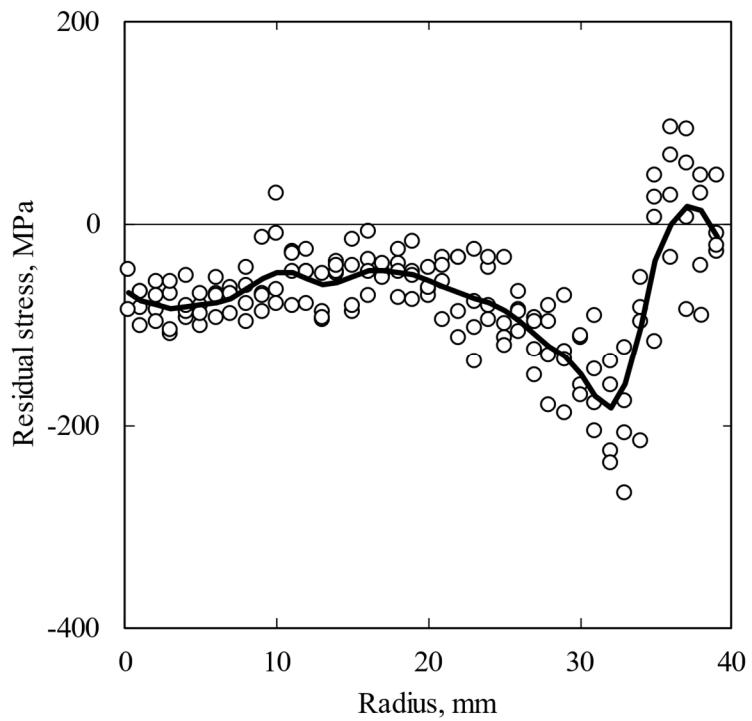
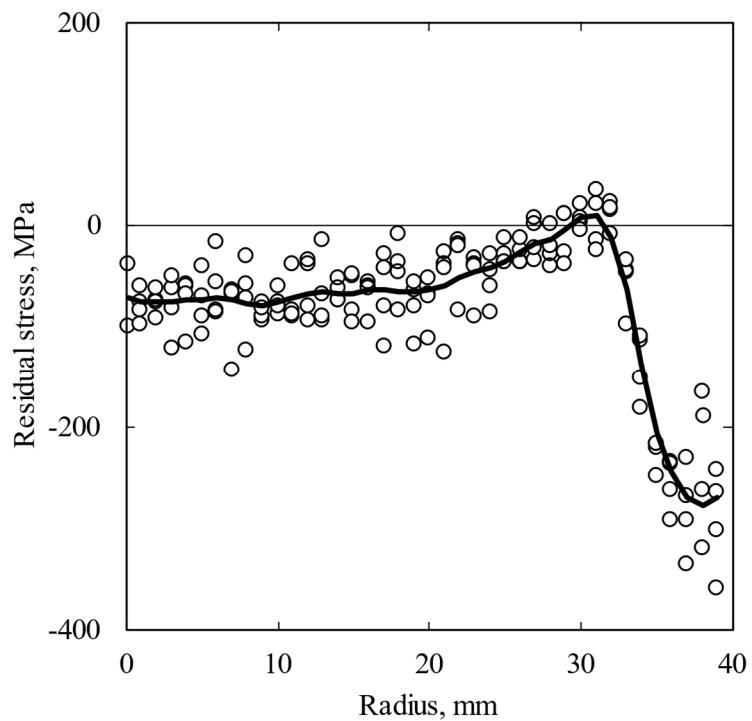


Fig. 2-14 Specimen with cross section machined to measure residual stress in the cross section.

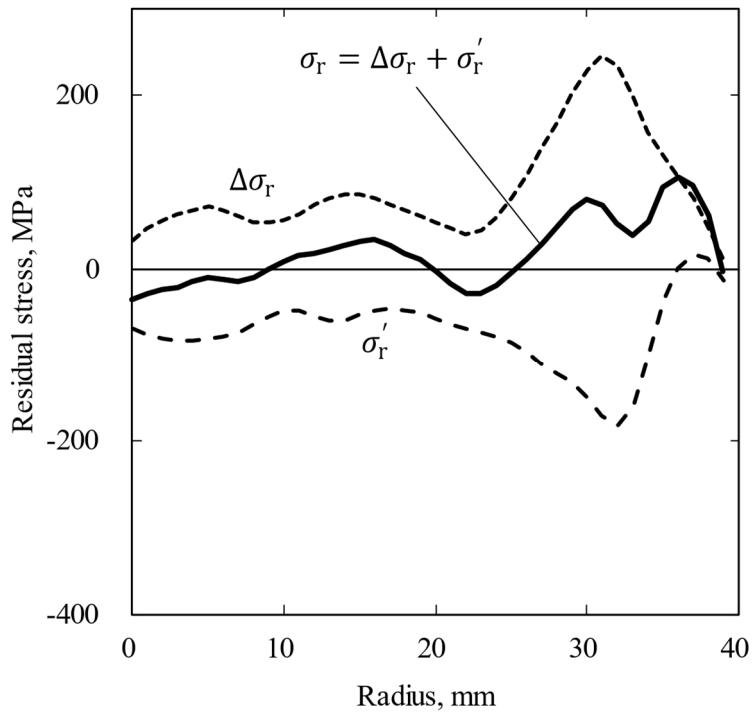


(i) Radial component

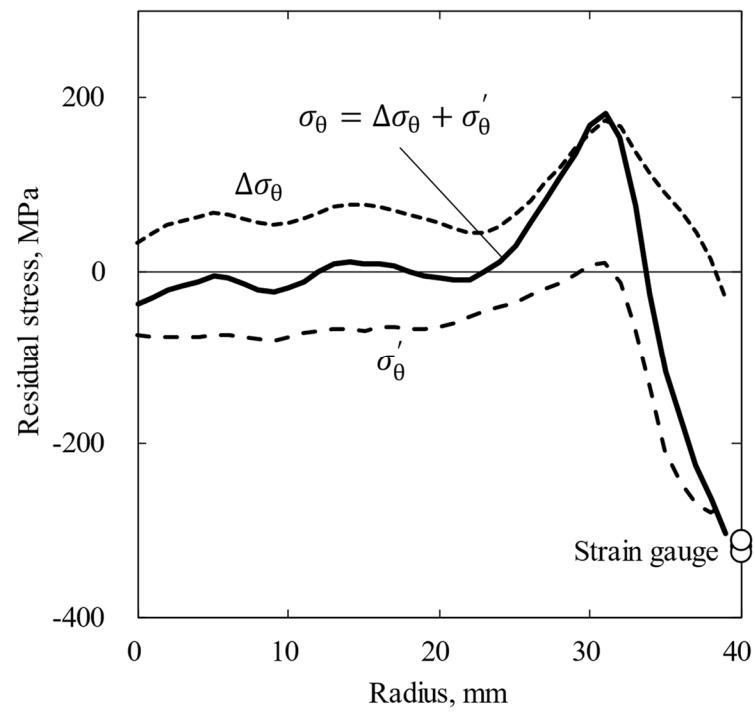


(ii) Circumferential component

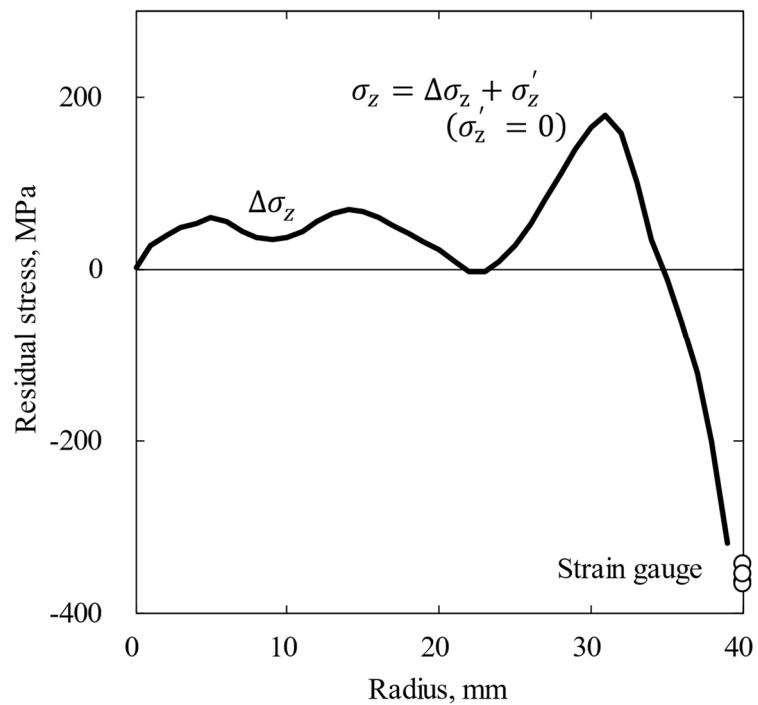
Fig. 2-15 Residual stress not released by cutting, measured with X-rays.



(i) Radial component



(ii) Circumferential component



(iii) Axial component

Fig. 2-16 Three direction residual stresses in carburized cylinders measured by the extended contour method(XCM).

2.4 結言

転がり軸受の強度設計を行うためには、外力から発生する応力のほかに、内部に発生する残留応力を把握する必要がある。本章では、浸炭した円柱の残留応力分布を把握するための方法として、従来のコンター法と X 線回折法を合わせた拡張コンター法を有限要素法で実施した。また、大形転がり軸受用浸炭鋼で作製した円柱の残留応力を拡張コンター法により測定した。その結果以下の結論を得た。

- (1) 浸炭した円柱試験体において、断面での三方向成分の残留応力分布測定が拡張コンター法により可能であることを数値実験と円柱試験体の実測から明らかにした。
- (2) $R = 34 \sim 40 \text{ mm}$ の浸炭領域において、周方向残留応力 σ_θ 、軸方向残留応力 σ_z とともに圧縮応力を生じた。これは、圧縮残留応力の分布領域は、Hv550 の位置で定義される浸炭における有効硬化層ではなく、炭素が侵入した領域に着目する必要性が示唆されていると考えられる。
- (3) 浸炭境界直下の非浸炭領域 $R = 31 \text{ mm}$ 付近で周方向残留応力 σ_θ 、軸方向残留応力 σ_z とともに約 180 MPa の最大引張応力が発生していることが明らかになった。これは数値実験では考慮されていなかった項目であり、焼入れ時の冷却速度が半径位置によって異なっている可能性がある。詳細については、第 3 章で考察する。

参考文献

- 1) 上田, 村川, 麻, ”技術者のための「溶接変形と残留応力」攻略マニュアル”, 産報出版, pp.2-13 (2011)
- 2) G. Glinka, ”Effect of Residual Stresses on Fatigue Crack Growth in Steel Weldments Under Constant and Variable Amplitude Loads (Fracture Mechanics: Proceedings of the Eleventh National Symposium on Fracture Mechanics: Part I)” (1979)
- 3) 村上, 上村, 夏目, 宮川, ”微小欠陥又または介在物を含む高強度鋼の疲労強度に及ぼす平均応力の影響”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.56, No.525, pp.1074-1081 (1990)
- 4) 阿野, 藤井, 大崎, ”鋼球の転がり疲労に及ぼす熱処理と残留応力の影響”, トライボロジスト, Vol.60, No.2, pp.136-143 (2015)
- 5) D.D. Isaac, M.B. Prime, N. Arakere, ”Residual Stress Measurement of Full-Scale Jet-Engine Bearing Elements Using the Contour Method”, Residual Stress, Thermomechanics & Infrared Imaging, Hybrid Techniques and Inverse Problems, Volume 9, Vol.9, pp.69-81 (2016)
- 6) 宮川, 伊藤, 岩堀, 青山, 久保, 村田, 菖蒲, 城, 梶原, ”自動車部品用転がり軸受ボールの内部残留応力評価”, 材料, Vol.69, No.4, pp.308-314 (2020)
- 7) 磯村, ”鋼の熱処理と残留応力 -三次元的測定とその解析-”, アグネ技術センター (1996)
- 8) 不二越熱処理研究会, ”新・知りたい熱処理”, ジャパンマシニスト(2001)
- 9) M.B. Prime, ”Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut”, The American Society of Mechanical Engineers, Journal of Engineering Materials and technology, Vol.123, No.2, pp.162-168 (2001)
- 10) M.B. Prime, ”The contour method”, Practical Residual Stress Measurement Methods, Wiley-Blackwell, pp.109-138 (2013)
- 11) F. Hosseinzadeh and P.J. Bouchard, ”Mapping multiple components of the residual stress tensor in a large P91 steel pipe girth weld using a single contour cut”, Experiment Mechanics, Vol.53, pp.171-181 (2013)
- 12) P. Pagliaro, M.B. Prime, J.S. Robinson, B. Clausen, H. Swenson, M. Steinzig and B. Zuccarello, ”Measument inaccessible residual stresses using multiple methods and superposition”, Experiment Mechanics, Vol.51, pp.1123-1134 (2011)
- 13) 日本精工株式会社, ”ベアリングの ABC 1.1 転がり軸受の種類分類”, <https://www.nsk.com/jp-ja/tools-resources/abc-bearings/differentiating-rolling-bearings/>
- 14) 米谷, 篠原, 高橋, ”浸炭焼入れ鋼の残留応力について”, 日本金属学会誌, Vol.44, No.5, pp.467-473 (1980)

第3章 浸炭熱処理による固有ひずみ分布と発生メカニズム

3.1 緒 言

残留応力の発生源となるクイチガイを「固有ひずみ」と呼ぶ。固有ひずみは有効固有ひずみと非有効固有ひずみから成る。非有効固有ひずみは残留応力の生成に寄与しない成分であり、有効固有ひずみの相対差により、残留応力が決定される。通常、固有ひずみは有効固有ひずみを指す。本研究でも、同様の意義で用いることとする^{1)~5)}。

固有ひずみは非弾性成分であることから、切断やき裂の発生といった形状の変化が起った場合も変化しないことが特徴である。固有ひずみを測定対象の弾性解析モデルに与えることで残留応力分布の再現が可能である。すなわち、固有ひずみを把握することで形状変化前だけでなく、形状変化後に再配分した残留応力の分布も知ることができ、工業的に有効であると言える^{3)~6)}。

一方で、固有ひずみは直接測定できない点が短所である。測定可能な部位の弾性ひずみから固有ひずみの分布を逆解析手法によって推定する方法が上田らによって提案されており、これを固有ひずみ法と呼ぶ。固有ひずみ法による残留応力推定は溶接・表面加工の分野で多岐にわたり活用されている。

本研究の範囲である転がり軸受の接触応力下においても、固有ひずみを用いると残留応力と転がり応力が重ね合わされた状態を解析上で容易に再現できる。さらに、残留応力を含めた軸受鋼中の介在物周りの応力状態を再現することも可能であり、転がり疲労に及ぼす残留応力の影響をより広く理解できるようになると期待できる。

これまで、固有ひずみの概念は主に溶接分野で発展してきた。熱処理分野での固有ひずみ法の利用例は少なく、特に転がり軸受用の材料に関しては、固有ひずみの検討の例は見当たらない。本章では、第2章で拡張コンター法により測定された浸炭の円柱の三方向残留応力分布を利用し、固有ひずみ推定を行う。また、浸炭焼入れの場合の固有ひずみ発生の要因をより詳しく理解するため、2層の浸炭解析モデルで熱弾塑性解析と固有ひずみの逆計算を実施し、固有ひずみの成り立ちを考察する。

3.2 固有ひずみ逆解析方法

固有ひずみは、残留応力の生成源である非弾性ひずみのことであり、その相対差により残留応力を決定することができる。固有ひずみ法は、上記の相対差を測定可能な部分の弾性ひずみ分布から求める方法であり、固有ひずみ分布 $\{\varepsilon^*\}$ と、弾性ひずみ分布 $\{\varepsilon^e\}$ は、式(3-1)の関係にある。

$$\{\varepsilon^e\} = [H^*]\{\varepsilon^*\} \quad (3-1)$$

式(3-1)において、 $[H^*]$ は弾性応答マトリクスであり、固有ひずみが弾性ひずみ分布に及ぼす影響を示す。固有ひずみの発生位置により、弾性ひずみ分布に及ぼす影響は異なる。 $[H^*]$ の求め方は、測定対象の弾性有限要素モデルを作成し、各要素に各方向の単位固有ひずみを与えた際の弾性ひずみの応答から求める。その後、 $[H^*]$ の転置行列である $[H^*]^T$ と合わせ、式(3-2)に示すように一般化逆行列 $([H^*]^T[H^*])^{-1}[H^T]$ を算出することで、得られた弾性ひずみ分布を最小誤差で再現する固有ひずみ分布 $\{\varepsilon^*\}$ が求められる。

$$\{\varepsilon^*\} = ([H^*]^T[H^*])^{-1}[H^T]\{\varepsilon^e\} \quad (3-2)$$

また、この固有ひずみを測定対象の有限弾性モデルに与えることで、固有ひずみが再現する残留応力分布が得られる。汎用有限要素法を用いて、固有ひずみを解析モデルに与える際には、非弾性ひずみとして各方向に熱ひずみを与える。

固有ひずみ推定の際には、適切な前提条件を置くことで、現実離れすることなく計算を簡略化できる。適切な前提条件は、固有ひずみが発生したプロセス、物体の形状によって異なり、場合に応じて選択する必要がある。本研究の試験体の固有ひずみ分布を求めるための前提条件 4 点を以下に示す。

1 点目に、Fig. 2-16 (i)~(iii)の残留応力分布がほぼ一定となる $R = 0 \sim 20 \text{ mm}$ までを固有ひずみ量 0 の基準部分に定める。固有ひずみは、非弾性ひずみの絶対量の分布ではなく、相対的な分布である。このため、固有ひずみ法では部材中の任意の部分を固有ひずみ 0 の基準点として定める。固有ひずみ 0 の部分をできるだけ多く設定することで、未知数が減り、誤差の少ない逆解析結果が得られる。

2 点目に、本研究の試験体は、長さが直径の 3 倍の円柱であり、Sachs 法の適用範囲^{3)~5)}に相当する。そのため、Sachs 法と同様に、残留応力とその生成源の固有ひずみが軸対称であることに加え、長さ方向に一様であると仮定した。

固有ひずみは、垂直方向成分 ε_r^* , ε_θ^* , ε_z^* , せん断方向成分 $\gamma_{r\theta}^*$, $\gamma_{\theta z}^*$, γ_{zr}^* がある。前提条件

件の3点目として、長さ方向に応力分布が一様な場合、過去に垂直応力成分の再現には垂直の固有ひずみ成分を考慮すればよいことを参考とし¹⁶⁾、せん断の固有ひずみ成分は考慮しないこととした。

これらの前提をもとに、前章までの条件として残留応力分布が軸対称であることを合わせて、軸対称の弾性有限要素モデルを用いる。半径位置ごとに各方向の単位固有ひずみを軸方向に一様に与え、このときの弾性ひずみの応答から、弾性応答マトリクス $[H^*]$ を求める。ここで、各方向の単位固有ひずみによる最大の弾性ひずみ応答の絶対値はそれぞれ $|\varepsilon_{max}^e|_{\varepsilon_r^*} = 0.028$ 、 $|\varepsilon_{max}^e|_{\varepsilon_\theta^*} = 0.980$ 、 $|\varepsilon_{max}^e|_{\varepsilon_z^*} = 0.974$ であった。半径方向の固有ひずみが及ぼす弾性ひずみへの影響が小さいため、4点目の前提条件として半径方向の固有ひずみを考慮せず、周方向 ε_θ^* と軸方向 ε_z^* の固有ひずみが残留応力に有効であるとみなし逆解析の対象とした。

実際の手順としては、まず、Fig. 2-16 の残留応力分布から式(3-3)の弾性構成則を用いて、三方向の弾性ひずみ $\{\varepsilon^e\}$ を求める。Eはヤング率、νはポアソン比である。

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon^e\}$$

$$[D] = \frac{E}{(1+\nu)(1+2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu \\ \nu & 1-\nu & \nu \\ \nu & \nu & 1-\nu \end{bmatrix} \quad (3-3)$$

上述の条件を用いた場合、弾性応答マトリクス $[H^*]$ は式(3-4)で示す形となる。測定弾性ひずみの数 m 個： $i = 1 \dots m$ 、固有ひずみの数 q 個： $j = 1 \dots q$ 、ただし $m \geq q$ の時、弾性応答マトリクス $[H_{\theta \rightarrow r,ij}^*]$ は円周 θ 方向の単位固有ひずみにより半径 r 方向に発生する弾性応答を行列として表したものである。添え字の意味は、式(3-3)内のその他の弾性応答マトリクスに関しても同様である。本解析では弾性ひずみの数 $i = 40$ 、固有ひずみの数 $q = 20$ とした。

$$[H^*] = \begin{bmatrix} [H_{\theta \rightarrow r,ij}^*] & [H_{z \rightarrow r,ij}^*] \\ [H_{\theta \rightarrow \theta,ij}^*] & [H_{z \rightarrow \theta,ij}^*] \\ [H_{\theta \rightarrow z,ij}^*] & [H_{z \rightarrow z,ij}^*] \end{bmatrix} \quad (3-4)$$

上述の前提条件から、求める固有ひずみ分布は円周方向成分 ε_θ^* と軸方向成分 ε_z^* であるため、弾性応答式は式(3-5)で示す形となる。

$$\begin{bmatrix} [H_{\theta \rightarrow r,ij}^*] & [H_{z \rightarrow r,ij}^*] \\ [H_{\theta \rightarrow \theta,ij}^*] & [H_{z \rightarrow \theta,ij}^*] \\ [H_{\theta \rightarrow z,ij}^*] & [H_{z \rightarrow z,ij}^*] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \{\varepsilon_{\theta,j}^*\} \\ \{\varepsilon_{z,j}^*\} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \{\varepsilon_{r,i}^e\} \\ \{\varepsilon_{\theta,i}^e\} \\ \{\varepsilon_{z,i}^e\} \end{bmatrix} \quad (3-5)$$

式(3-4)の弾性応答マトリクス $[H^*]$ 用いて、一般化逆行列を求めた後に式(3-2)に示すように逆解析を行い、固有ひずみ分布を算出する。軸対称の場合の長い円柱における弾性応答マトリクス $[H^*]$ の求め方を Appendix に示す。

3.3 固有ひずみ逆解析結果

逆解析により求めた固有ひずみ分布を Fig. 3-1, 固有ひずみから弾性計算により再現した残留応力¹⁵⁾を Fig. 3-2 内に示す. 測定応力と再現応力の分布がおおよそ一致することから, 推定した固有ひずみは妥当であると判断した. ここで, 部分的に測定応力と再現応力に生じた差は, 材料組織起因の残留応力のばらつき, また残留応力測定法のセンター法と X 線回折法のそれぞれの測定誤差が重なったものと考えた.

Fig. 3-1 の固有ひずみ分布は軸方向で $R = 20 \text{ mm}$ 以上の部分において, 矢印(a)で示す正の固有ひずみが生じた後, (b)の浸炭層境界直下の非浸炭層内で負の固有ひずみが極小値となり, さらに(c)の浸炭層内で正の固有ひずみがさらに増加する傾向が確認された. 一方, 円周方向では, 領域(a) の正の固有ひずみは認められず, $R = 20 \text{ mm}$ から減少し, (b)で極小値となった後, (c)の浸炭領域内で増加した.

小型の浸炭歯車に生じる固有ひずみを題材に調査した文献 17)では, 非浸炭部には固有ひずみが存在しないと述べられている. これは, 文献で使用した試験体の残留応力の発生源が, 浸炭層のマルテンサイト (M) 変態時の膨張量の炭素濃度依存性に起因した固有ひずみに限定されるためと考えられる. これに対して本結果では, さらに非浸炭部で固有ひずみの変化が認められており, 膨張量以外の要因が存在することが示唆される. 以降では, (a)～(c)で示した特徴的な固有ひずみの生成挙動について, 熱弾塑性解析を用いた検討を行った.

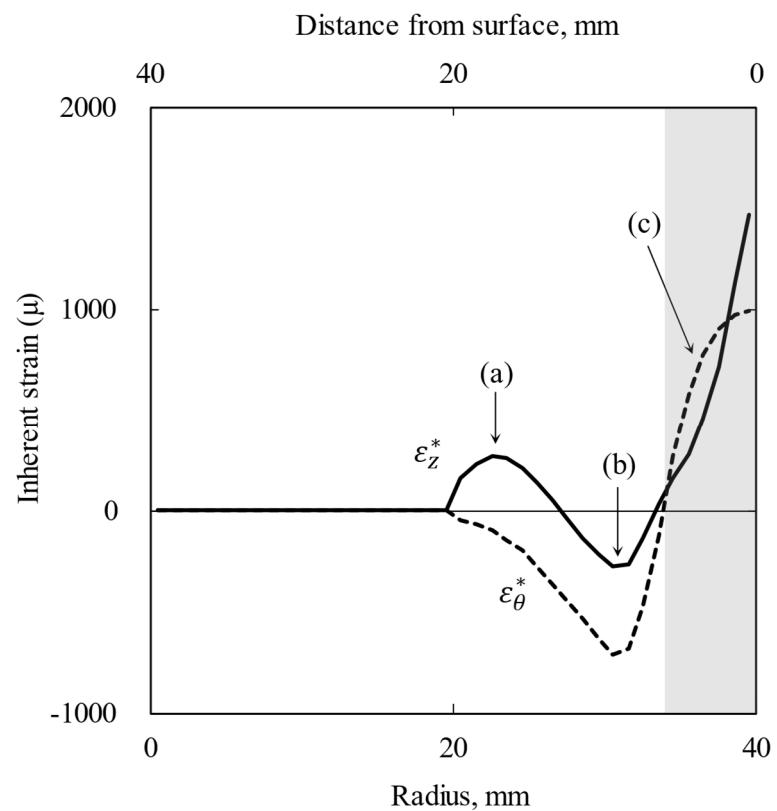
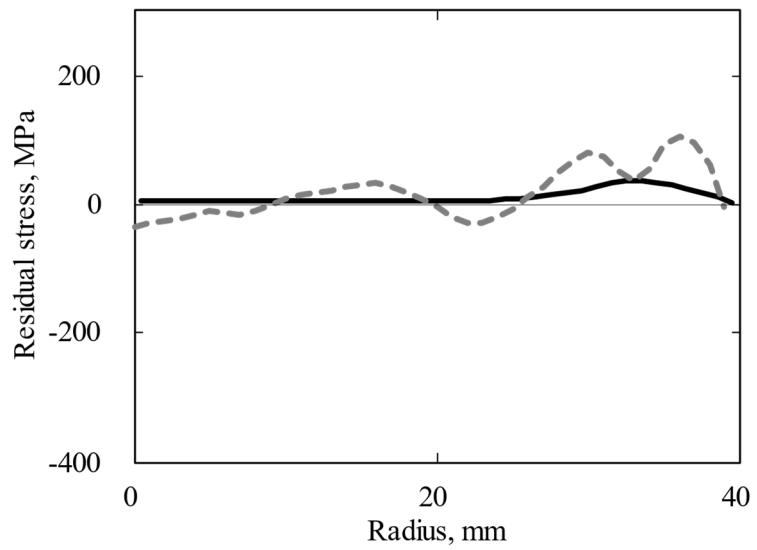
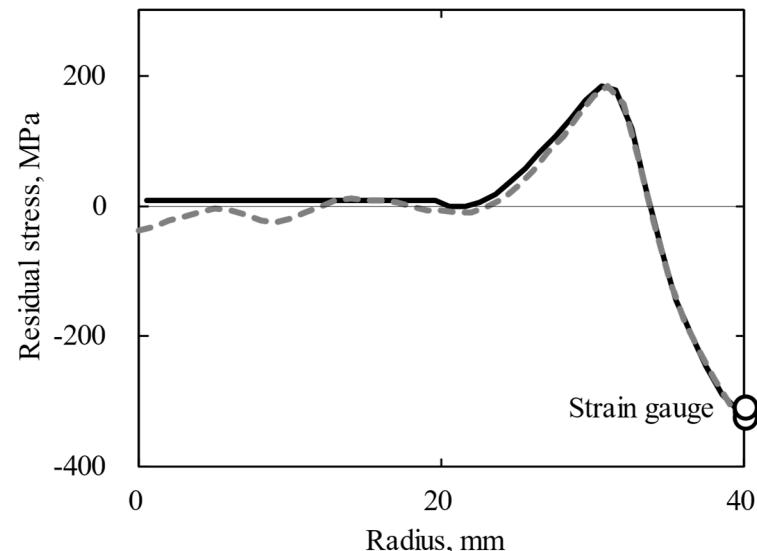


Fig. 3-1 Inherent strain distribution of a carburized cylinder obtained by inverse analysis.



(i) Radial component, $\sigma_{R,r}$



(ii) Circumferential component, $\sigma_{R,\theta}$

— Residual stress reproduced by the inherent strain
- - - Residual stress measurement result by the extended contour method

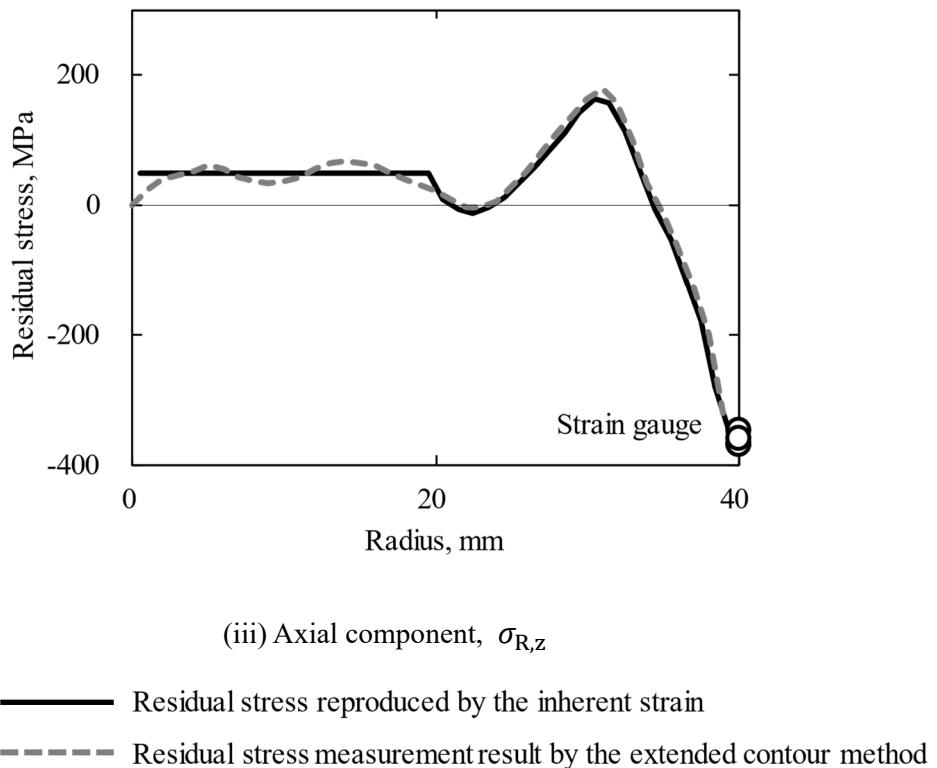


Fig. 3-2 Residual stress distribution reproduced from inherent strain distribution.

3.4 浸炭熱処理の固有ひずみ発生メカニズム解析

3.4.1 解析方法

浸炭焼入れで生じる固有ひずみは、変態ひずみ、変態塑性ひずみ、塑性ひずみの和の相対差であることから、生成要因は以下の二つに大別され、(I)～(III)の要素に区分できる。まず、一つ目はマルテンサイト(M)変態に伴う変態ひずみがR位置により変化する場合である。具体的には、(I)浸炭による炭素濃度の増加に起因したM変態ひずみの増加、あるいは、(II)冷却速度に起因したM変態率の変化が考えられる。(II)についてはFig. 1に示した硬さ分布が心部でばらついていることからも、ベイナイトが生成していた可能性がある。また、M変態ひずみの発生と連動して変態塑性ひずみと塑性ひずみも発生する。

二つ目には、M変態が発生する時間差によるものであり、(III)部品内の冷却速度の分布に起因する塑性ひずみおよび変態塑性ひずみが考えられる。

これらの要因の詳細を確認するため、熱弾塑性解析を実施した。まず、(I)～(III)の固有ひずみ生成に及ぼす変態応力の影響を定性的に明らかにする目的で、炭素濃度と冷却速度、M変態率を変化させ、解析を試みた。使用したモデルおよび解析条件の概念図をFig. 11に示す。まず、(i)は半径40mm、長さ240mmの円柱を軸対称、かつ軸方向にも対称とした2次元形状を示すモデルである。また、浸炭鋼の構成を非浸炭領域0.2mass% C、外径側の浸炭領域は6mm厚さで一様に1.0mass% Cとする簡易的な二層モデルとした。Zone 1～3では冷却速度のパラメータ V_1 ～ V_3 を変化させている。ここで、ベイナイト変態が起こらずM変態のみが起こる場合の冷却速度を V_{cr} と定める。(ii)は、Zone 1～3の冷却速度は同一であり、半径方向の温度差を考慮しない場合 ($V_1 = V_2 = V_3 > V_{cr}$) である。(iii)は半径方向の冷却速度がZone 1と2およびZone 3をそれぞれM変態のみが生じる範囲内で二水準に変化させた場合 ($V_1 > V_2 = V_3 > V_{cr}$) である。(iv)は半径方向の冷却速度をZone 1および2でM変態が生じる水準、Zone 3でベイナイト変態が生じる三水準に変化させた場合 ($V_1 > V_2 > V_{cr} > V_3$) である。なお、本研究では温度分布を層ごとに仮に設定したが、より詳細な分析は、熱伝導解析を行い2章の残留応力を再現する温度分布を再現することにより可能である。

熱弾塑性解析は汎用プログラム (MSC.Marc 2014.1.0) を利用し、軸対称の四角形要素、要素サイズ2mmとした。また、変態点、変態率の計算には、JMatPro (Ver. 8.0, Sente Software) を用いた。温度ごとの変態率 f は、Koisiten-Marburger則¹⁸⁾を参考に、式(5)の関係にあるとし、JMatProの変態率の値と一致するよう浸炭層、非浸炭層の係数 α をそれぞれ求めた。

$$f = 1 - \exp\{\alpha(M_S - T)\} \quad (5)$$

ここで, M_S は変態開始温度(K), T は変態開始後の温度(K)である. 変態開始前はすべてオーステナイト, 変態開始後は温度に応じて M とオーステナイトの 2 相であるとして相分率を決定した.

降伏応力は Fig. 3-4 に示す SCr420 の 0.2% 耐力値を参考に温度ごとの値と相分率により定めた¹⁹⁾. 本解析は, 固有ひずみの生成挙動の特徴を考察する目的であるため, ヤング率の温度依存性や熱膨張係数, 加工硬化係数, 降伏応力の炭素濃度依存性, 蒸気膜崩壊等の冷却時の油温ごとの特徴は考慮していない. また, 変態中の解析では, 変態塑性に関するパラメータの取り扱いが重要である. 変態塑性は変態中に降伏応力以下の作用応力でも塑性ひずみが生じる現象である. そこで今回は, M 相の降伏応力を緩和することと等価であると考え, 仮に文献値の 0.4 倍として定性的な計算を行った.

3.4.2 解析結果と考察

(1) 残留応力と固有ひずみに及ぼす炭素濃度に依存した変態ひずみの影響

まず, Fig. 3-3(ii) に示した試験体内的温度分布が一様な場合 ($V1 = V2 = V3 > V_{cr}$) において, 熱弾塑性解析で求めた残留応力分布および固有ひずみ分布を Fig. 3-5 に示す. σ_θ , σ_z のいずれも, 浸炭層内に圧縮残留応力が生じ, 非浸炭層には一様な引張応力が認められる. また, 浸炭層に正の固有ひずみが生じ, その大きさ ε_z^* がわずかに大きいことが読みとれる. これは, 等方的な M 変態ひずみの発生によって降伏した場合でも, 形状の影響で発生する固有ひずみは異方性を持ち, 今回は軸方向への変形が周方向より拘束されたため ε_z^* が ε_θ^* より大きく生じたと考えられる. 以上の結果は, 上記(I) 浸炭の炭素濃度増加に起因した M 変態ひずみの増加により生じた固有ひずみである.

(2) 残留応力と固有ひずみに及ぼす変態ひずみ発生の時間差の影響

Fig. 3-3(iii) に示す半径方向の冷却速度を M 変態のみが生じる範囲内で二水準に変化させた場合 ($V1 > V2 = V3 > V_{cr}$) において, 熱弾塑性解析で求めた残留応力分布および固有ひずみ分布を Fig. 3-6 に示す. σ_θ , σ_z のいずれも, Fig. 3-5 と同様に Zone 1 の浸炭層内では圧縮残留応力が生じ, 加えて Zone 1 の非浸炭層に引張の極大値が認められる. さらに内部では一定値となっている. また, ε_θ^* , ε_z^* のいずれも Zone 1 の浸炭層において正の固有ひずみが生じ, Zone 1 の非浸炭層において負の固有ひずみが極大となる. ε_θ^* , ε_z^* ともに傾向は同じであるものの, いずれも ε_z^* の絶対値が大きくなっている. この理由

は、(1)において浸炭層の ε_z^* が ε_θ^* より大きかった理由と同様に、軸方向の変形が周方向より拘束されて固有ひずみに異方性が発生したことが考えられる。

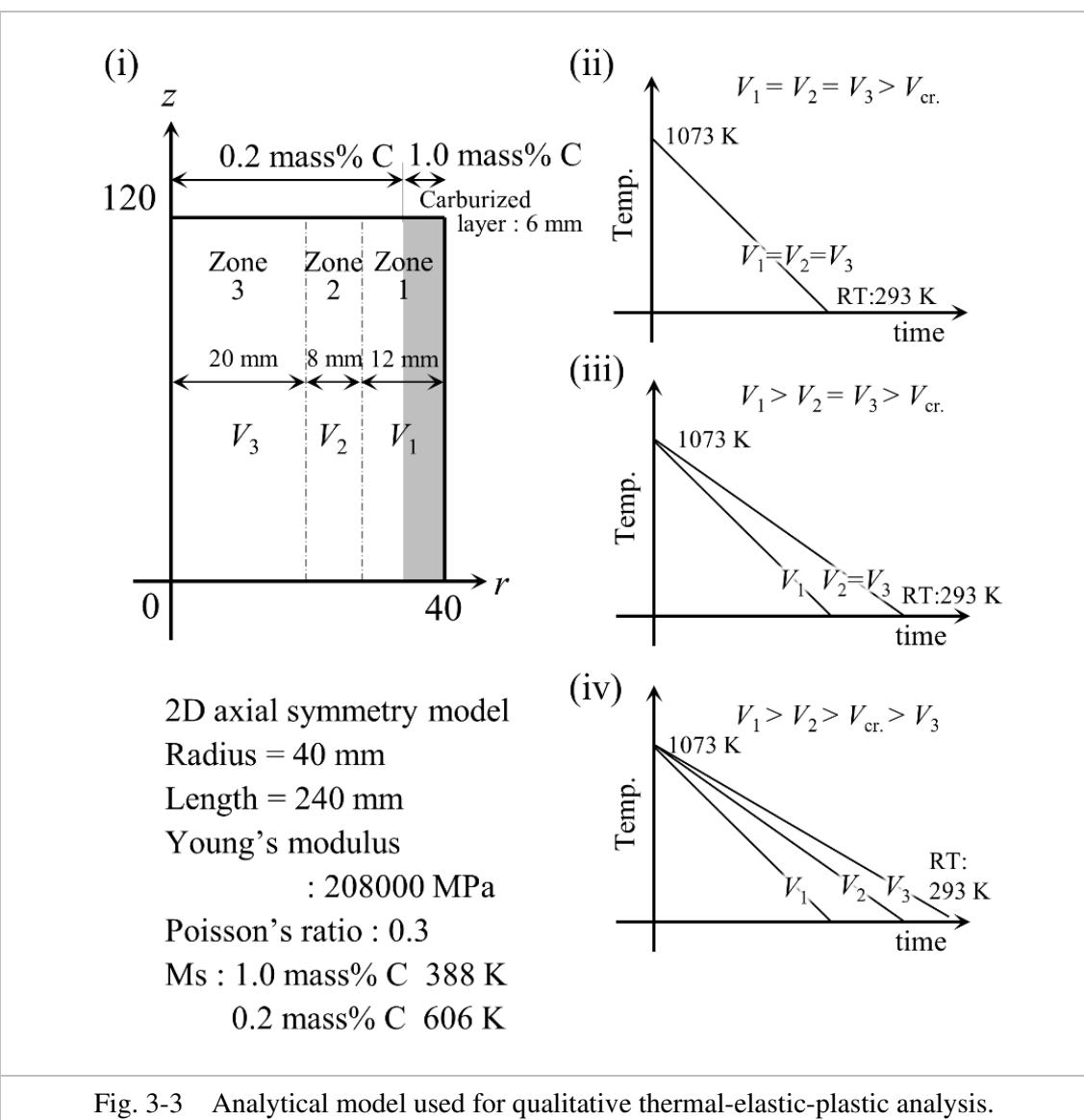
以上のZone 1の非浸炭層の引張応力、それを構成する負の固有ひずみの結果は、上記(III)部品内の冷却速度の分布に起因するものであることを意味している。

(3) 残留応力と固有ひずみに及ぼすマルテンサイト変態率の変化の影響

Fig. 3-3(iv)の半径方向の冷却速度をM変態およびベイナイト変態が生じる三水準に変化させた場合($V_1 > V_2 > V_{cr} > V_3$)において、熱弾塑性解析で求めた残留応力分布および固有ひずみ分布をFig. 3-7に示す。Zone 3では、ベイナイトの変態率を定性的に考慮する目的でM変態膨張量を0.9倍としている。そのため、Zone 1において、残留応力と固有ひずみの分布はFig. 3-6と同様であるが、Zone 2において、円周方向と軸方向の部分的な圧縮応力、正の固有ひずみが生じている。この際、固有ひずみの大きさは ε_θ^* と比べて、 ε_z^* の方が大きいことが分かる。なお、Fig. 3-1で示した固有ひずみ分布は、円周方向、軸方向で(a)部分の大きさが異なる。上記の検討結果から、 $\varepsilon_z^* > \varepsilon_\theta^*$ となることは定性的に確認できているが、焼き戻しの影響もあり、十分に検出できなかった可能性が考えられる。この結果は上記(II)の冷却速度に起因したM変態率の変化によるものであると考えられる。

Fig. 3-7の残留応力分布は、Fig. 3-2の残留応力測定結果と定性的に一致しているが、定量的に一致しているとは言えない。これは、前述した残留応力の測定誤差とばらつきに加え、解析の際に浸炭鋼を2層の簡易モデルとしたこと、試験片内の連続的な温度変化を考慮していないこと、負荷応力に比例する変態塑性ひずみをM相の降伏応力を0.4倍にして近似的に等価とみなしたことで生じた誤差が要因と推定される。

以上、熱弾塑性理論を用いて、残留応力の起源となる固有ひずみ生成に及ぼす影響因子を明らかにした。まず、浸炭部では、炭素濃度に依存するM変態ひずみ、加えて非浸炭部の冷却速度に起因したM変態の時間差、さらに心部のM変態率の減少の影響を受けて固有ひずみ分布が決定されることが分かった。大形の浸炭品に対しては、これらの要素を考慮した固有ひずみ分布を精度良く定義することができれば、任意形状の残留応力分布の取り扱いが可能になると考えられる。



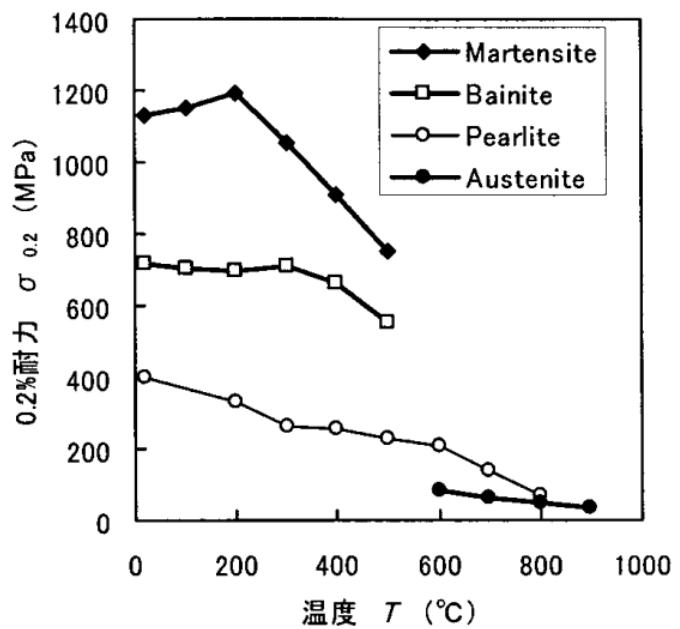


Fig. 3-4 0.2% proof stress value of SCr420.

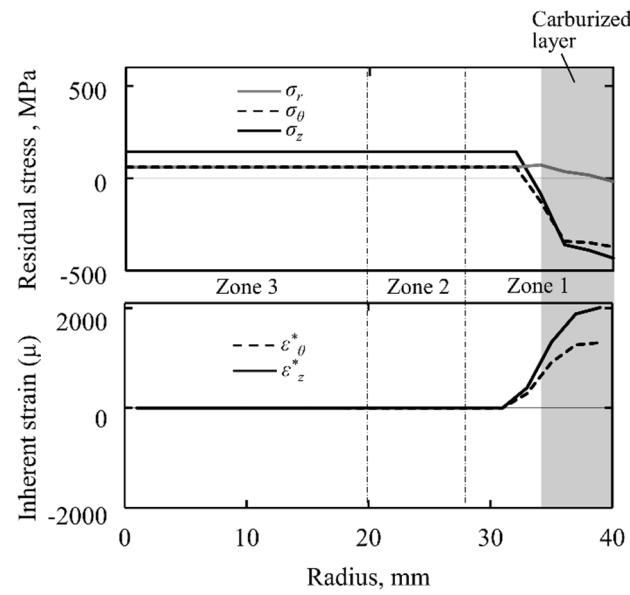


Fig. 3-5 Results of thermal-elastic-plastic analysis to reproduce inherent strain distribution due to transformation expansion of carburized steel.

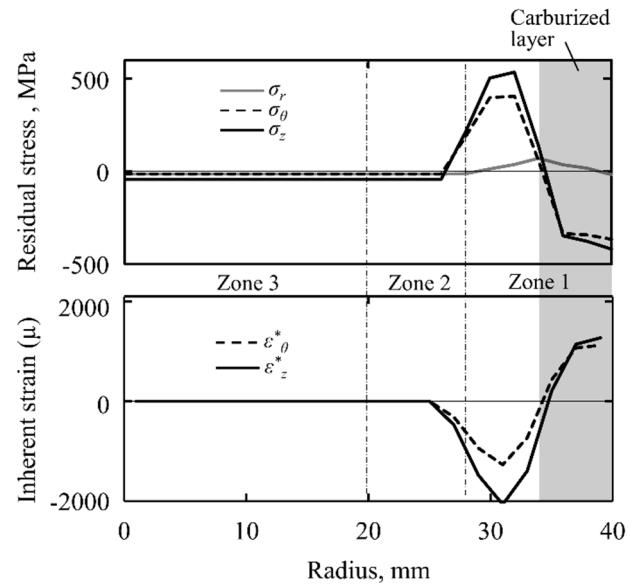


Fig. 3-6 Results of thermal-elastic-plastic analysis to reproduce inherent strain distribution due to transformation expansion and timing of transformation of carburized steel.

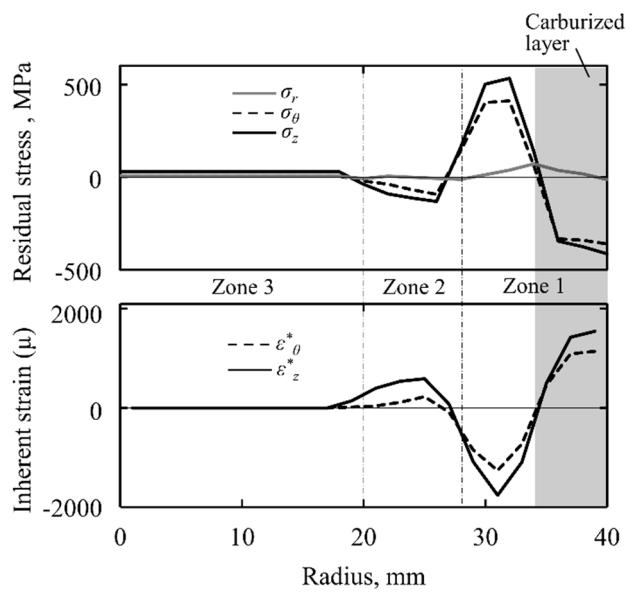


Fig. 3-7 Results of thermal-elastic-plastic analysis to reproduce inherent strain distribution due to transformation expansion, timing of transformation, and differences in transformation expansion of carburized steel.

3.5 結 言

残留応力分布の起源である固有ひずみ分布を定量的に把握することを目的とし, 浸炭した円柱試験体に対してコンター法と X 線回折法を併用した拡張コンター法による三方向内部残留応力の測定結果から, 逆解析による固有ひずみ推定を行った. さらに, 熱弾塑性理論を用いて固有ひずみの生成要因を検討した結果, 以下の結論を得た.

- (1) 本試験で用いた浸炭の円柱試験体において, 固有ひずみは, 中心を基準とした場合に浸炭層表面において伸びひずみであり, 浸炭層と心部との境界で収縮ひずみを示し, さらに内部側では, 再び伸びひずみとなった.
- (2) 大形の浸炭品に生じる固有ひずみの生成起源は, まず, 浸炭部では, 炭素濃度に依存したマルテンサイト変態ひずみの勾配, 加えて非浸炭部でのマルテンサイト変態の時間差, および心部の冷却速度低下に伴う M 変態率の減少で説明できる.

参考文献

- 1) 寺崎, 村川, ”特集「溶接構造物の損傷と溶接力学の温故知新」溶接変形”, 溶接学会誌, Vol.82, No.6, pp.461-466 (2013)
- 2) 渡辺, 佐藤, ”溶接力学とその応用”, 朝倉書店 (1965)
- 3) Y. Ueda, K. Fukuda, K. Nakacho and S. Endo, “A new measuring method of residual stress with the aid of finite element method and reliability of estimate values”, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, No.138, pp.499-507 (1975)
- 4) Y. Ueda, K. Fukuda and M. Tanigawa, “New measuring method of 3-dimensional residual stresses based on theory of inherent strain”, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, No.145, pp.203-211 (1979)
- 5) 上田, 村川, 麻, ”技術者のための「溶接変形と残留応力」攻略マニュアル”, 産報出版, pp.2-13 (2011)
- 6) 沖田, 中川, 松田, ”固有ひずみ法を用いたクランク軸の残留応力推定技術”, R&D 神戸製鋼技報, Vol.66, No.1, pp.12-15 (2016)

第4章 異なる浸炭領域の固有ひずみによる残留応力推定

4.1 緒言

浸炭処理による残留応力分布は、浸炭深さごとに分布が異なるため、浸炭深さごとに残留応力分布を測定しデータベース化することが理想である。さらには、鋼種・形状が異なる場合の実測値に基づいた残留応力分布の推定を実施できることが望ましい。しかしながら、こうした多くの要因を変化させた多数の測定には時間・人工両面のコスト的な課題があるため、より効率的な残留応力を推定する手法の確立が望まれる。残留応力の発生要因となる固有ひずみは対象の部材の形状が変わっても変化せず、解析での残留応力再現に利用しやすい特長がある。そのため、残留応力推定を行う際には固有ひずみを利用することが有効な手段であると言える。

本章では、浸炭鋼の浸炭領域が異なる場合について、固有ひずみを用いた残留応力推定を行う。第2章と第3章で取り扱った浸炭領域 6 mm の円柱の残留応力・固有ひずみを利用し、設計変更範囲として現実的に想定される浸炭領域 4 ~ 8 mm の場合の残留応力推定方法の確立を目指した。

4.2 数値実験結果を用いた固有ひずみ推定方法の確立

本節では、浸炭領域が 6mm の場合の固有ひずみ分布を一般化し、浸炭領域 4 ~ 8 mm に適用できる固有ひずみ分布の近似式を作成する。この式を用いて、浸炭領域 4 mm, 8 mm の場合の残留応力分布を推定する。合わせて熱弾塑性解析を行い、浸炭領域 4mm, 8mm の場合の残留応力分布を求め、推定した固有ひずみ分布から得られた残留応力と比較することで、推定手法の検証を行う。概念図を Fig. 4-1 に示す。

4.2.1 方法

第 3 章で、浸炭円柱に発生する固有ひずみ分布は、(i) 浸炭領域で、炭素濃度に依存したマルテンサイト変態ひずみの勾配、(ii) 非浸炭領域でのマルテンサイト (M) 変態の時間差、(iii) および心部の冷却速度低下に伴う M 変態率の減少で説明できることを示した。残留応力分布は外径部で圧縮、浸炭領域近くの非浸炭領域で引張、さらに奥の非浸炭領域で外径部より小さい圧縮が生じる。第 5 章で述べる破損リスクの検討において、(iii) M 変態率の減少により発生する非浸炭部での圧縮応力は影響が小さく、この部分まで固有ひずみを推定するメリットは小さい。そこで単純化のために、本研究では(iii) M 変態率の差は考慮しないこととした。

解析モデルは直径 80mm、長さ 240mm の円柱である。1.0% C の浸炭領域は外径から 6mm を想定し、残りの部分は 0.2% C である簡易 2 層モデルとして、浸炭を模擬した熱弾塑性解析を行った。Fig. 4-2 (i) に解析モデル、浸炭領域、冷却速度を示す。残留応力分布は軸対称であるとして 2 次元の軸対称モデルを用いる。これらは 3 章の Fig. 3-3(iii) で利用した熱弾塑性の数値解析モデルと同一である。

M 変態率が減少し始める冷却速度を V_{CR} 、外径部から半径 28mm までの冷却速度を V_1 、半径 28mm から中心部までの冷却速度を V_2 とし、M 変態率の差は考慮しないことから、 $V_1 > V_2 > V_{CR}$ であるとする。

各浸炭領域の場合の残留応力を熱弾塑性解析で求めた後に、逆解析により固有ひずみを求める。逆解析を行うにあたって、第 3 章と同様に直径が長さの 3 倍であるため固有ひずみが全体に一様な長い円柱かつ、軸対称であると仮定した。ヤング率は 208000MPa、ポアソン比は 0.3、固有ひずみ 0 の部分は中心から半径 20mm までとした。計算は開発プログラムを用いた。

4.2.2 結果と考察

熱弾塑性解析による浸炭領域 6 mm の残留応力分布を Fig. 4-3 に示す。横軸は半径、

縦軸は残留応力である。半径方向の残留応力分布は浸炭層に圧縮の残留応力、浸炭層近くの非浸炭部に引張の残留応力が発生している。

次に残留応力の起因となる固有ひずみを逆解析により求めた結果を Fig. 4-4 に示す。固有ひずみ ε_θ^* , ε_z^* の特徴は、浸炭層表面で正の最大値をとり、非浸炭領域の中で冷却速度が速い部分($r = 28 \sim 34$ mm)の中央付近で負の最大値を示すことである。

本研究では、軸方向の固有ひずみ分布を定式化しやすくするために、有効固有ひずみ分布 ε_z^* から、平面内の平均固有ひずみ $\varepsilon_{z,a}^*$ を考慮した値を等価ひずみ $\varepsilon_{z,b}^*$ と定めた。Fig. 4-5 に固有ひずみ $\varepsilon_{z,b}^*$ の分布を示す。

4.2.3 固有ひずみによる残留応力推定

6mm の浸炭層を持つ円柱の固有ひずみ分布から、4mm, 8mm の浸炭のときの固有ひずみ分布の推定を通して残留応力推定を行う。固有ひずみ分布のうち、炭素濃度による M 変態ひずみ量が固有ひずみの主要因となる部分、浸炭影響領域 r_c 、冷却速度の差により M 変態ひずみ発生の時間差が固有ひずみの主要因となる部分、冷却速度影響領域 r_d 、固有ひずみが一定とみなせる部分、固有ひずみ一定領域 r_u に分ける。Fig.4-4 および 4-5 内に各領域を合わせて示す。

- 浸炭影響領域 r_c ：浸炭領域と等しいとし、幅を Δr_c ,
- 冷却速度影響領域 r_d ： $r = 26 \sim (40 - \Delta r_c)$ mm 部分、幅を Δr_d ,
- ひずみ一定領域 r_u ：固有ひずみが一定とみなせる部分、幅 Δr_u 、数値解析による固有ひずみ推定において $\Delta r_u = 26$ mm は固定とする。想定した円柱サイズが等しい場合、焼入れ時の冷却油と攪拌状態は大きくは変わらず、冷却速度は同程度の可能性が高いことから、固有ひずみ一定領域を固定とした。

固有ひずみは生じた部分の周辺に影響を及ぼすため、実際には r_c と r_d をはっきりと分けることはできない。しかしながら本研究では、より単純化した固有ひずみ推定を行うために、領域を分けて推定を行った。

周方向の固有ひずみ分布は面内のつり合いを考える必要がないため有効固有ひずみ ε_θ^* をそのまま用いることとする。一方で、軸方向の固有ひずみは面内のつり合いを考える必要があるため有効固有ひずみから平均の固有ひずみを引いた変換固有ひずみ分布 $\varepsilon_{z,b}^*$ を用いる。推定の手順を以下に示す。推定の際には、固有ひずみ分布を必要に応じて適宜線形の内挿または外挿を行った。

固有ひずみの定式化：

- ① 初めに、浸炭影響領域 r_c の固有ひずみ分布を再現できる近似式を作成する。米谷

の文献¹⁾を参考にした場合、浸炭領域の大きさにより圧縮の残留応力値が大きく変わることはないこと、浸炭領域の大きさと応力の生じる範囲が比例関係にあることが予想できる。固有ひずみ分布は残留応力の分布と正負が反転し同じ傾向を示すことが多い。このため、固有ひずみ推定も同様の予想をもって行うこととする。

固有ひずみの分布を定式化するために、浸炭領域を式(4-1)に示す無次元化座標 x で定義した。 D は円柱の直径を示す。すなわち $x=0$ は浸炭領域の境界部、 $x=1$ は外径部である。

$$x = \frac{(r + \Delta r_c - D/2)}{\Delta r_c} \quad (4-1)$$

Fig. 4-6 に浸炭影響領域の推定に用いた固有ひずみと推定式を示す。浸炭領域内 $x=0$ ~ 1 のにおける固有ひずみの分布は多項式関数で表現した。今後、多項式をさらに簡略化して実用化を目指す。

②冷却速度の差により M 变態ひずみ発生の時間差が固有ひずみの要因となる冷却速度領域 r_d は、 $r = 26 \sim 34\text{mm}$ までである。①と同様に r_d 部分の幅を無次元化し、固有ひずみ分布の近似式を作成した。固有ひずみ分布と近似式を Fig. 4-7 に示す。横軸 0, 1 の部分は内挿した値を用いている。冷却影響領域内の固有ひずみの分布を定式化するために、①と同様に領域内を式(4-2)に示す無次元化座標 x で定義した。ここで、 $x=0$ は冷却速度の境界、 $x=1$ は浸炭領域との境界部である。

$$x = \frac{r - \Delta r_d}{\Delta r_d} \quad (4-2)$$

③中心から $r = 26\text{ mm}$ までのひずみ一定領域 r_u における固有ひずみの分布は Fig. 4-8 に示され一定値になる。周方向の固有ひずみ $\varepsilon_{z,b}^*$ は 0 である。軸方向の固有ひずみ $\varepsilon_{z,b}^*$ は $z = z_1$ の断面全体の積分値、 $\int_0^r \varepsilon_{z,b}^* 2\pi r dr = 0$ という条件から算出できる。

上記のように固有ひずみの領域を分け、横軸を無次元化することで浸炭領域 4 ~ 8 mm で固有ひずみ推定式を作成した。

固有ひずみの推定と熱弾塑性解析結果との比較：

固有ひずみ推定に関して検証を行うため、例として、浸炭領域 4 mm, 8 mm の熱弾塑

性解析を行い、残留応力分布を計算した。残留応力分布から逆解析して固有ひずみ分布を求めた。浸炭領域 6 mm の固有ひずみから推定した固有ひずみ分布を比較し、固有ひずみの推定精度を確認した。浸炭領域 4mm, 8mm の熱弾塑性解析は浸炭領域 6mm の数値解析モデルを浸炭領域の範囲のみ異なるとして計算した。冷却速度は試験片サイズに依存すると仮定し、浸炭領域 6mm の場合と同じであると仮定した。その他の物性も浸炭領域 6mm の場合と同じであるとした。

推定した固有ひずみと熱弾塑性解析から逆解析して得られた固有ひずみを比較した。浸炭領域 4mm の比較結果を Fig.4-9、浸炭領域 8mm の比較結果を Fig. 4-10 に示す。どちらの固有ひずみ推定値もおおよそ熱弾塑性解析結果と一致し、浸炭領域 4~8mm の間の固有ひずみ推定が可能であることが示唆された。

推定した固有ひずみから再現した残留応力と熱弾塑性解析結果の比較：

材料強度のパラメータとして固有ひずみ推定の有効性を確認するには、固有ひずみの比較と合わせて、固有ひずみが再現する残留応力と熱弾塑性解析結果を比較する必要がある。推定した固有ひずみから再現した残留応力分布、熱弾塑性解析の残留応力、逆解析で得られた固有ひずみから再現した残留応力を比較した。浸炭領域 4mm の比較結果を Fig.4-11、浸炭領域 8mm の比較結果を Fig.4-12 に示す。

推定した固有ひずみから再現した残留応力は、もとの熱弾塑性解析の残留応力をよく再現している。このため浸炭処理により発生した固有ひずみを発生要因ごとに領域で分割し、領域の幅を無次元化して固有ひずみ分布の推定式を立てる手法は有効であるとみなす。

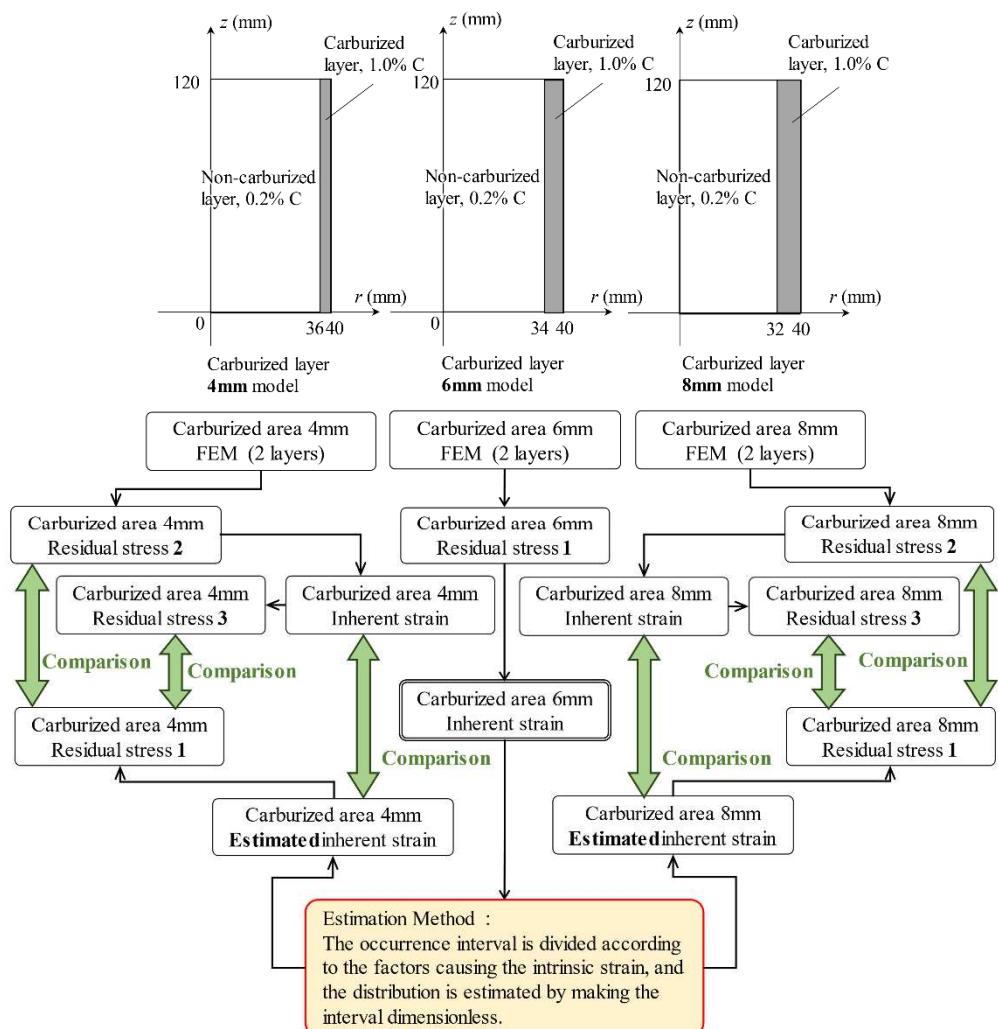


Fig.4-1 Diagram of residual stress estimation by numerical analysis.

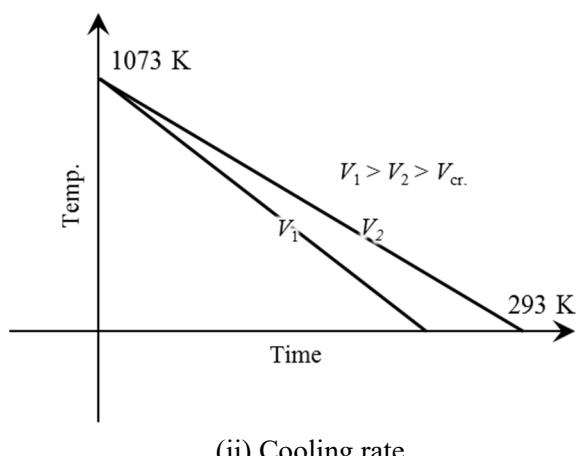
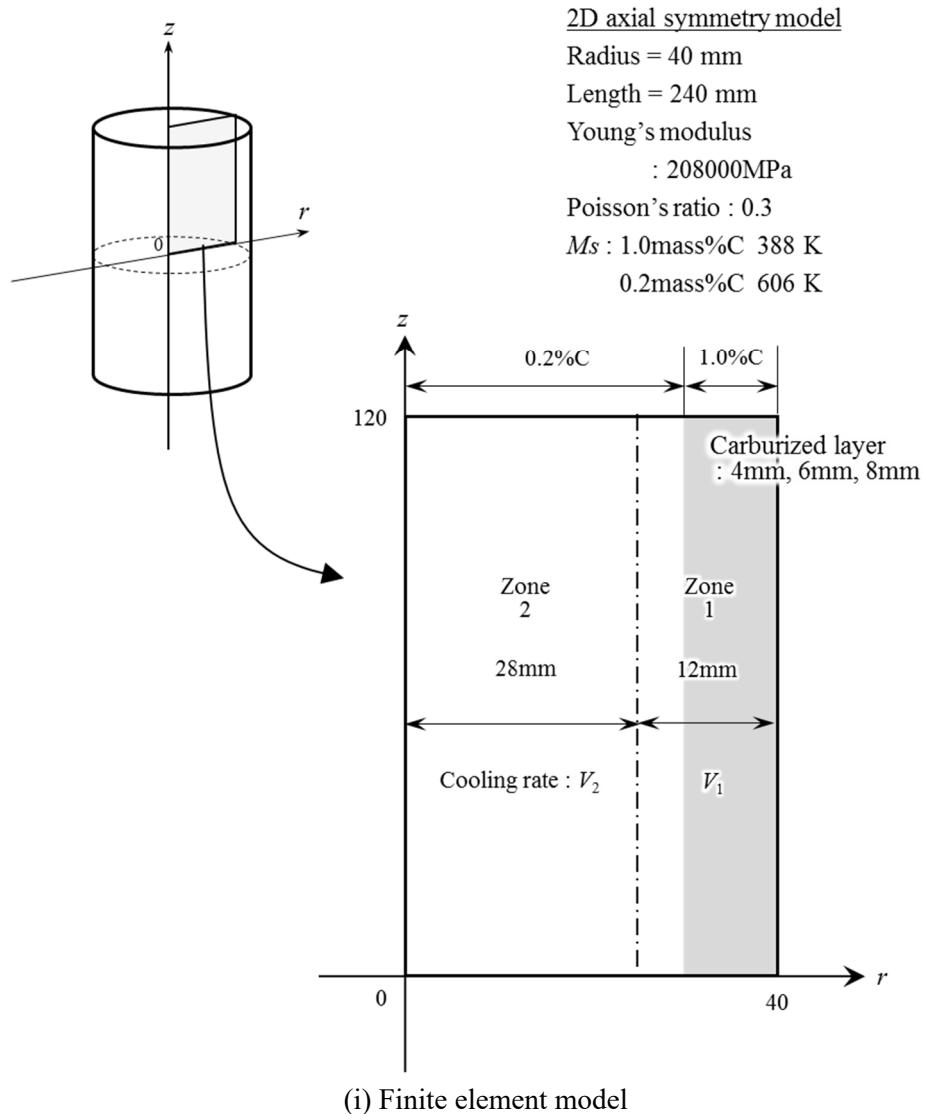
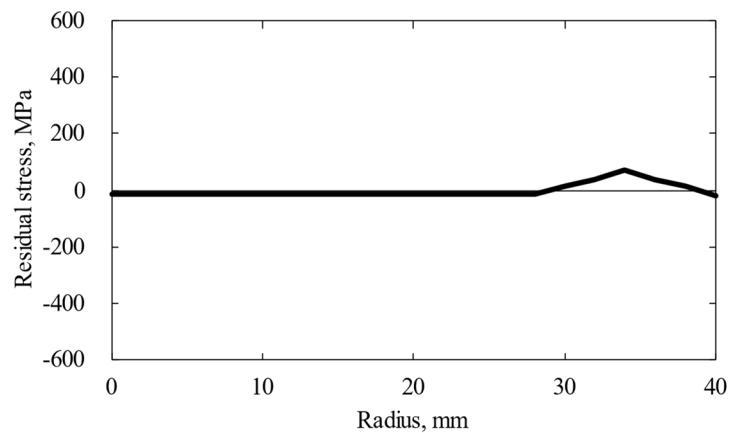
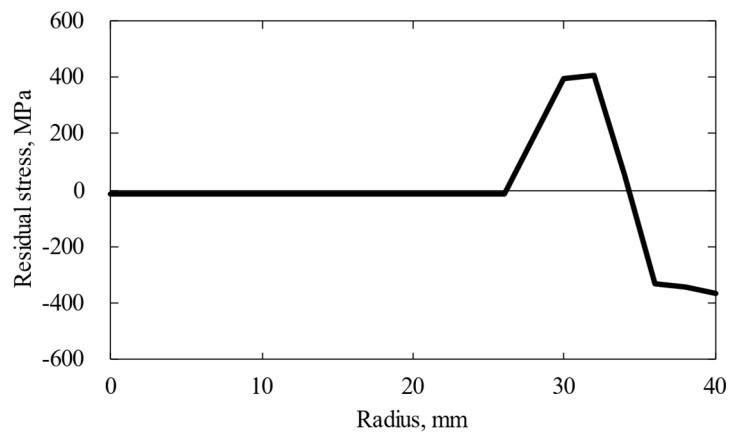


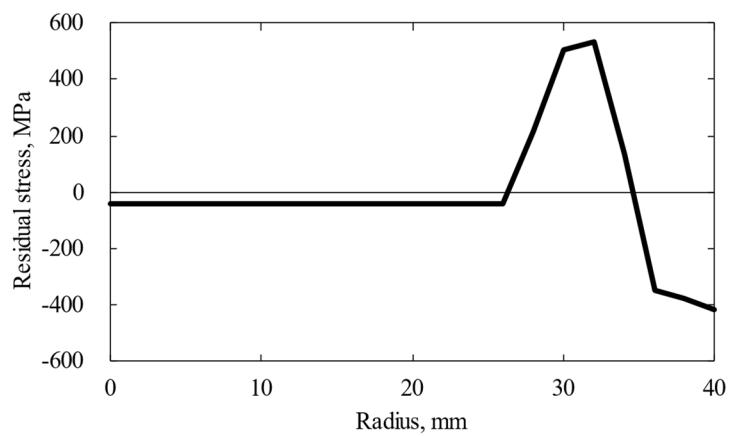
Fig. 4-2 Carburization analysis model and cooling conditions used to establish the inherent strain estimation method.



(i) Radial component

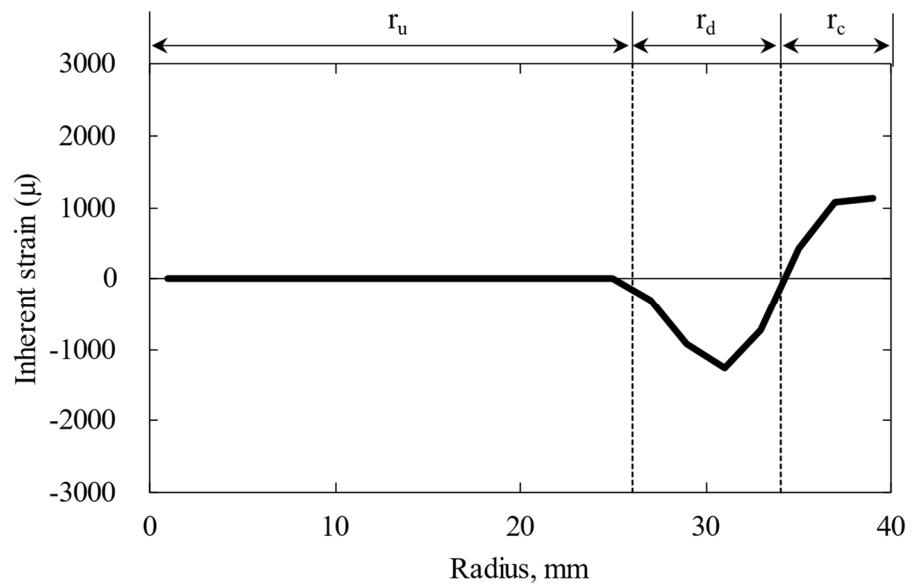


(ii) Circumferential component

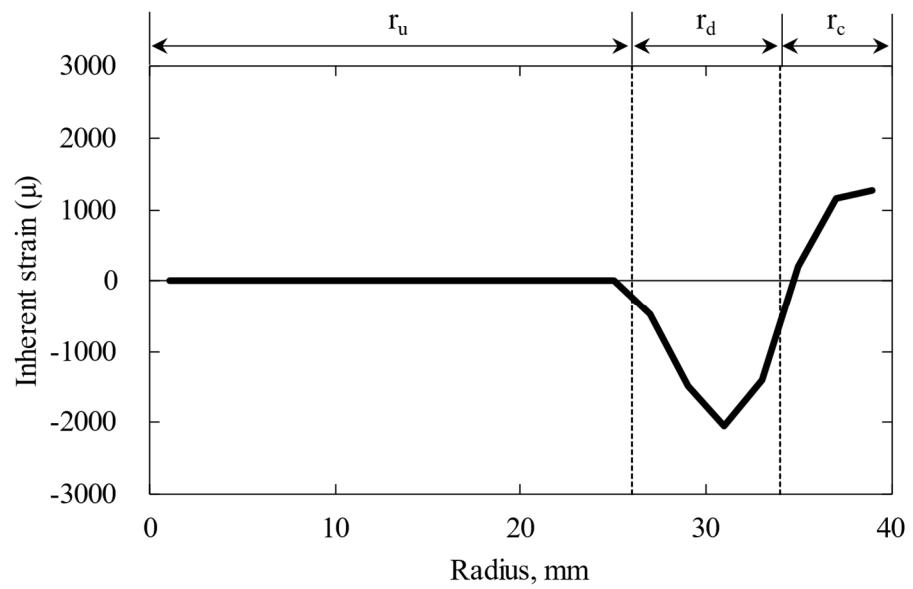


(iii) Axial component

Fig. 4-3 Residual stress distribution in 6mm carburized area by thermo-elastic-plastic analysis.



(i) Circumferential component



(ii) Axial component

Fig.4-4 Inherent strain distribution in 6mm carburized region by thermo-elastic-plastic analysis.

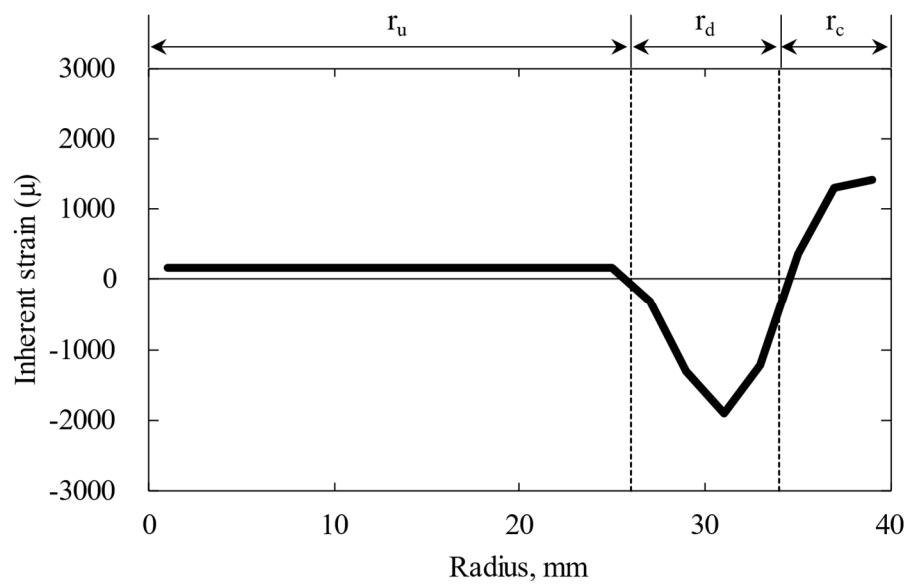


Fig. 4-5 Transformed axial inherent strain, $\varepsilon_{z,b}^*$

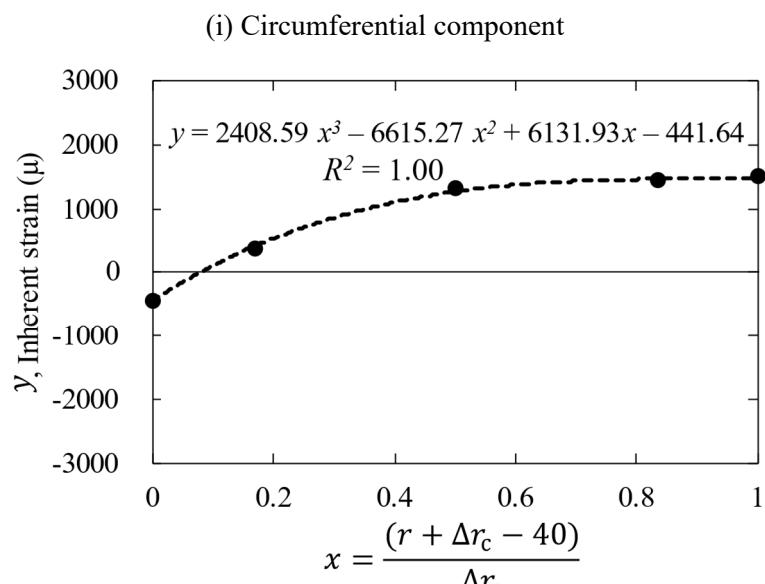
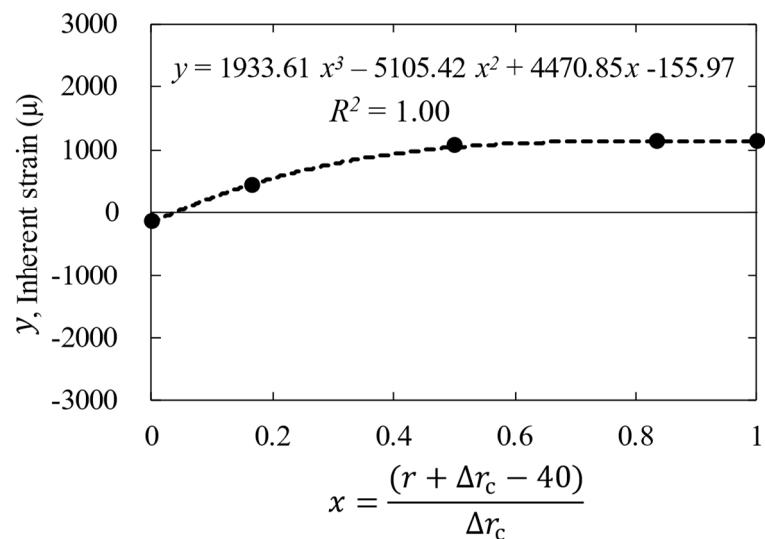


Fig. 4-6 Inherent strain and approximate formula for carburizing affected zone, r_u .

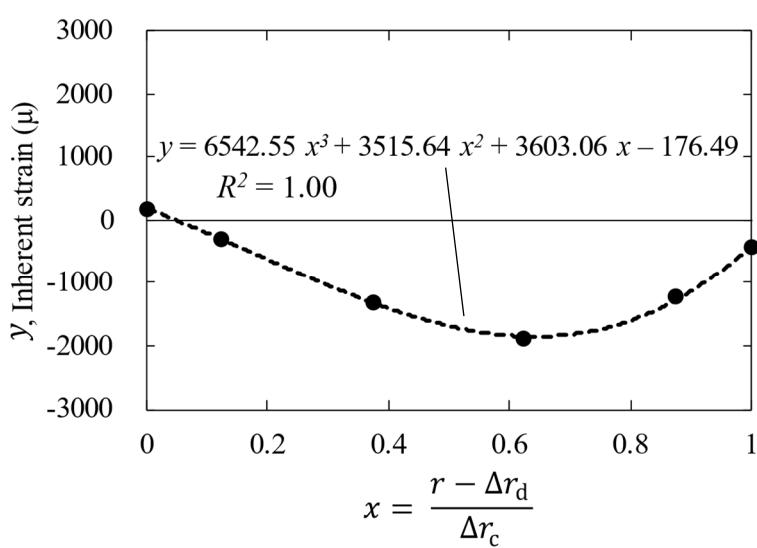
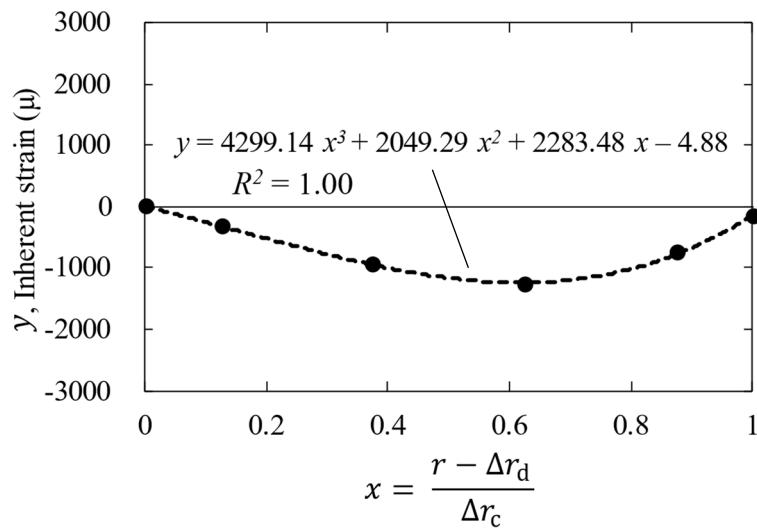
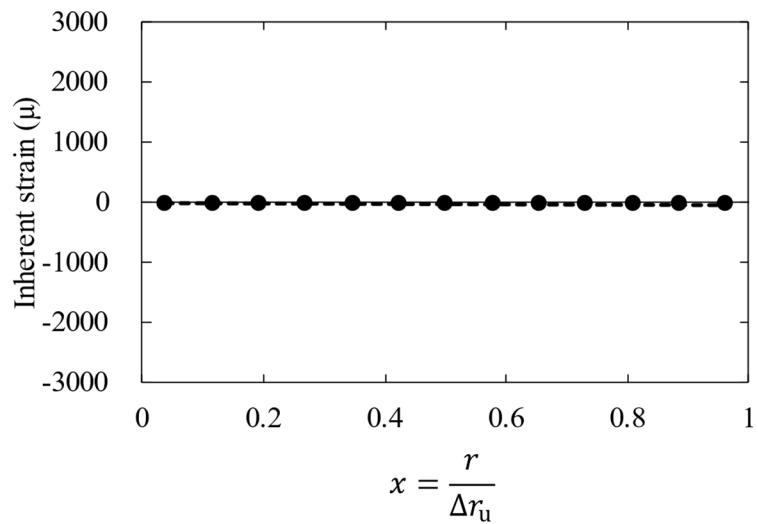
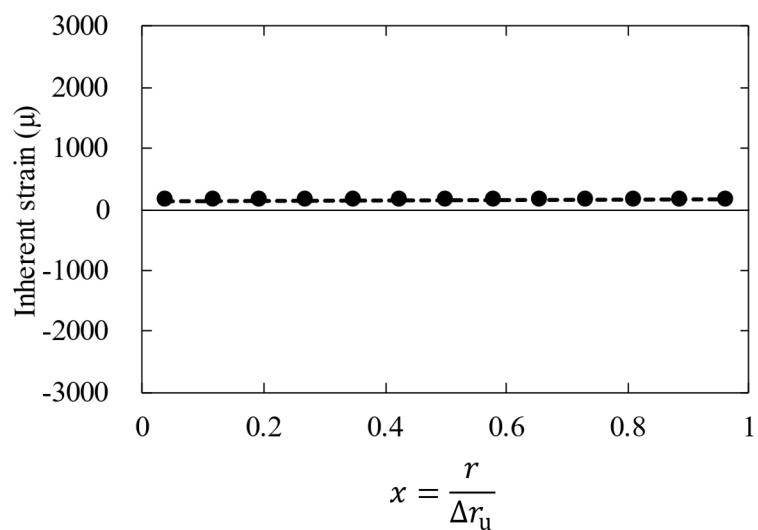


Fig. 4-7 Inherent strain and approximate equation for cooling rate affected region, r_d .



(i) Circumferential component



(ii) Axial component

Fig. 4-8 Inherent strain in constant inherent strain region, r_u .

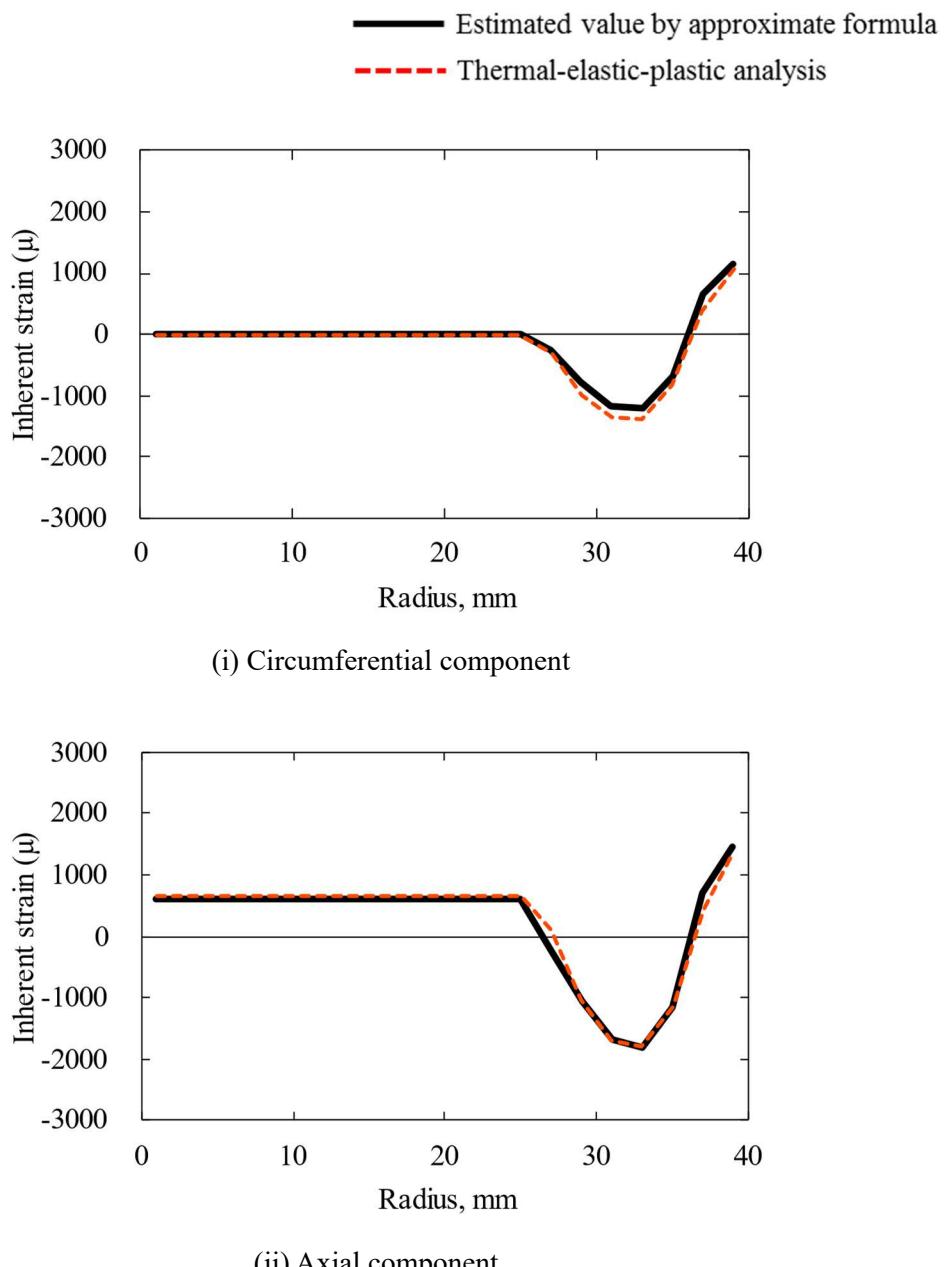


Fig. 4-9 Inherent strain distribution at 4mm carburizing area.

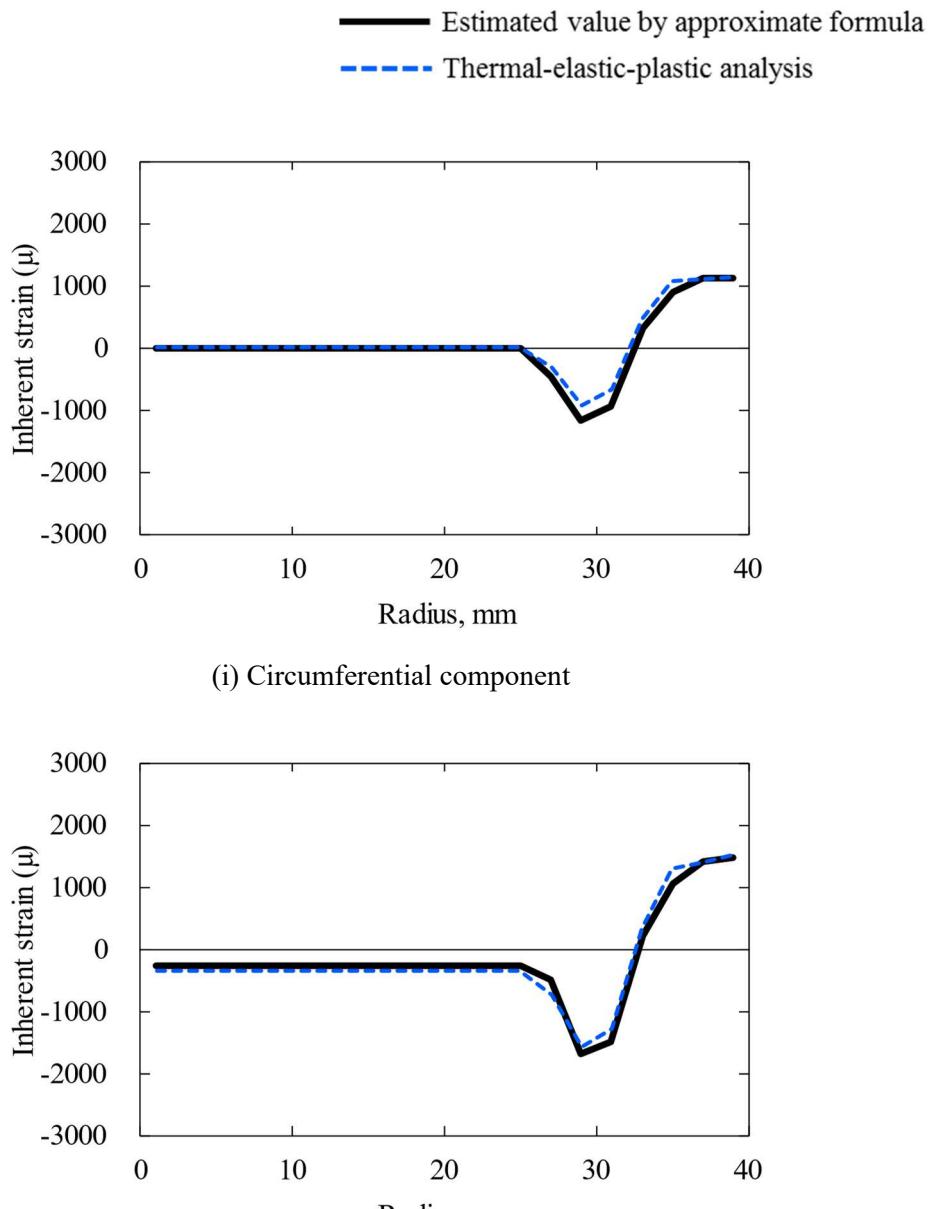


Fig. 4-10 Inherent strain distribution at 8mm carburizing area.

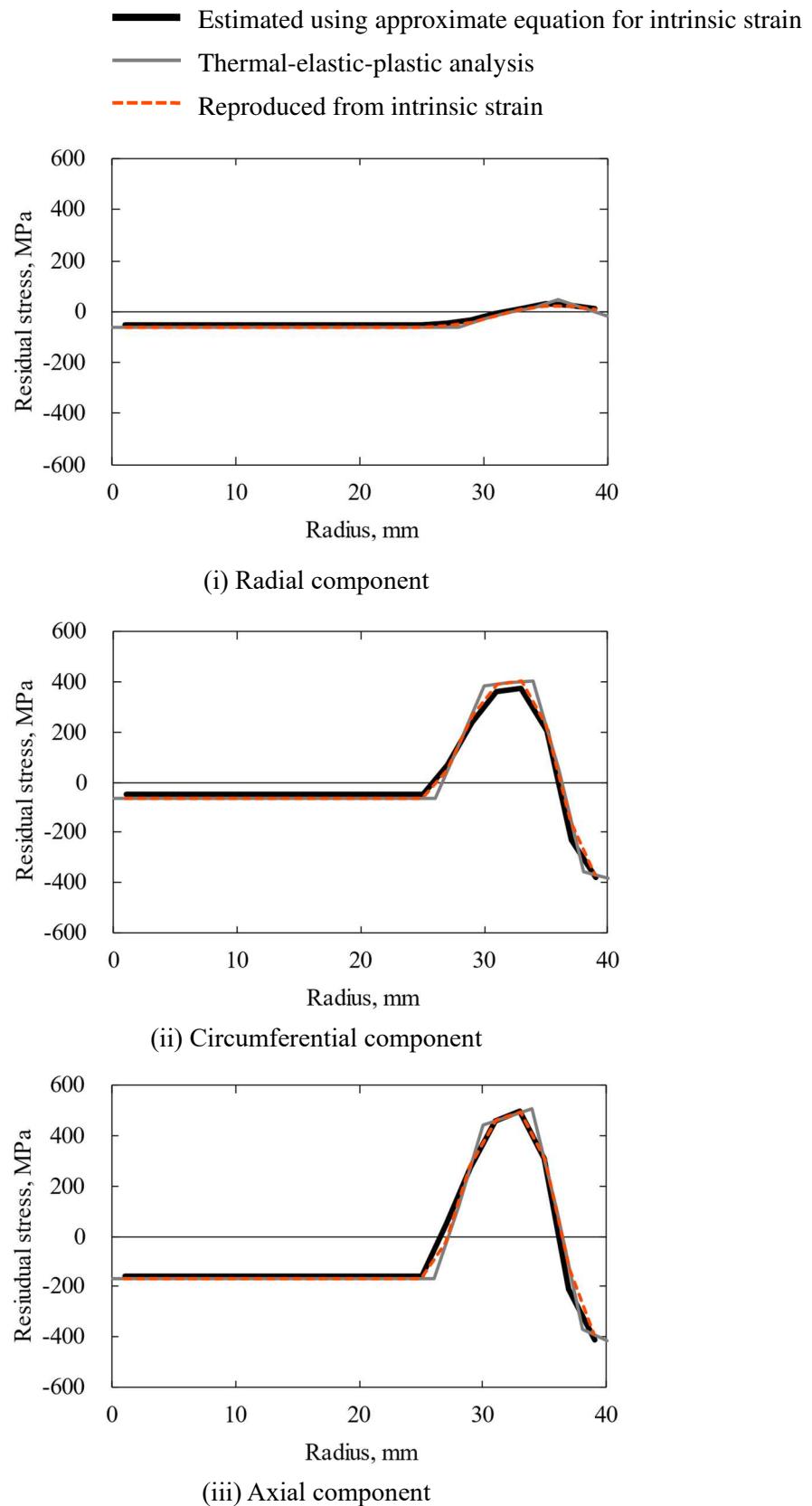


Fig. 4-11 Comparison of residual stress distribution in 4mm carburized area.

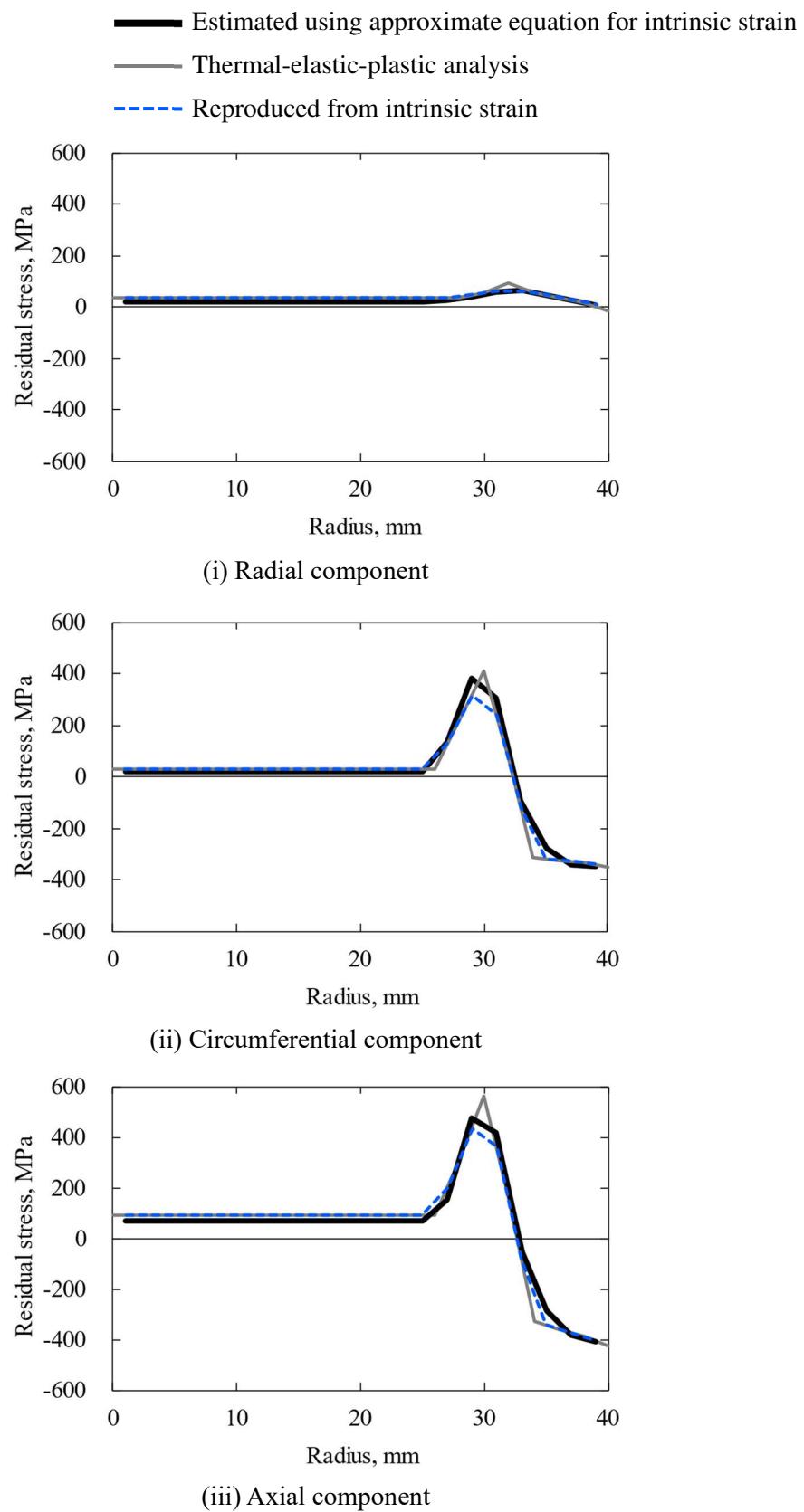


Fig. 4-12 Comparison of residual stress distribution in 8mm carburized area.

4.3 実測値を利用した残留応力推定

第2章では浸炭円柱の残留応力測定を行い、第3章では固有ひずみ分布の逆解析を行った。本章では浸炭領域が異なる場合の残留応力推定を第3章の結果を利用して行う。推定に使う固有ひずみは、前節と同様に、固有ひずみ分布のうちM変化率の変化により生じたと推測される内部の正の固有ひずみを用いないこととする。これは、第5章の破損リスク検討において(iii) M変化率の減少により発生する非浸炭領域での圧縮応力は影響が小さく、この領域まで固有ひずみを推定するメリットは小さいためである。Fig.4-13にもとの固有ひずみと利用する固有ひずみを示す。これはFig.3-1の固有ひずみ分布から、非浸炭領域に発生した正の固有ひずみを除いたものである。また、軸方向の固有ひずみは、固有ひずみ推定への利用しやすさを考え、断面の変位が0となるようにした変換固有ひずみとする。

手順は、数値解析における固有ひずみの推定手順と同様に、固有ひずみを発生要因ごとに領域を分割し、領域の幅を無次元化して浸炭領域が異なる場合の推定を行う。固有ひずみを浸炭影響領域 r_c と冷却速度影響領域 r_d 、固有ひずみ一定領域 r_u に分けた。議論の余地は残るが、Fig.2-7(i)の炭素濃度測定結果とFig.3-1の固有ひずみ分布から、浸炭影響領域 r_c は、 $r = 34 \sim 40 \text{ mm}$ 、冷却速度影響領域 r_d は、 $r = 27 \sim 34 \text{ mm}$ 、固有ひずみ一定領域 r_u は、 $r = 0 \sim 27 \text{ mm}$ と定める。領域の区分けも合わせてFig.4-13内に示す。次に各領域を無次元化し、浸炭影響領域と冷却速度影響領域で固有ひずみの近似式を求める。浸炭影響領域の固有ひずみ分布と近似式をFig.4-14、冷却速度影響領域の固有ひずみ分布と近似式をFig.4-15に示す。

得られた近似式を利用して、浸炭領域4 mm, 8 mmの固有ひずみ分布をそれぞれFig.4-16、Fig.4-17に示し、そこから再現される残留応力分布をFig.4-18、Fig.4-19に示す。過去に、米谷の浸炭した円柱における残留応力測定結果から、浸炭領域が大きく変化しない場合、圧縮の最大値、引張の最大値は変わらないことが示されている。本研究での固有ひずみを介した残留応力推定結果も定性的には同様であると推測できることから、固有ひずみを介した残留応力推定手法は正しいことが予想される。実際の浸炭領域4 mm, 8 mmの試験片における残留応力の検証は今後の課題である。

Without considering the difference in martensitic transformation rate
 Obtained from actual measurements

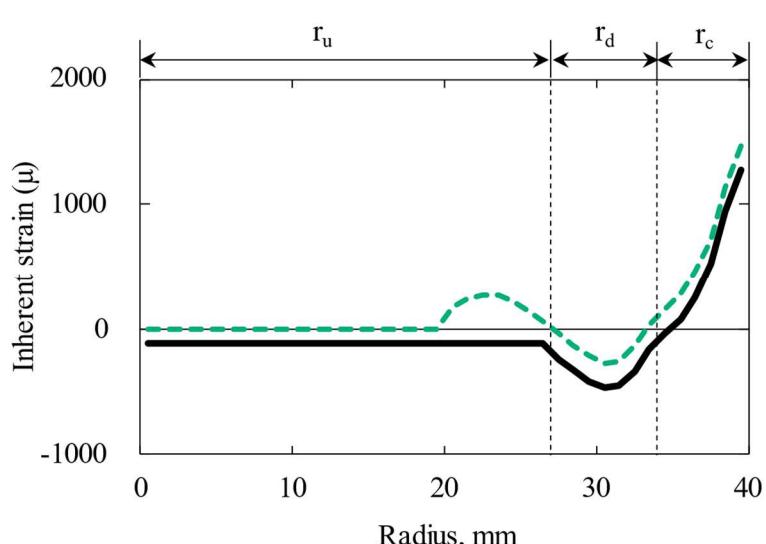
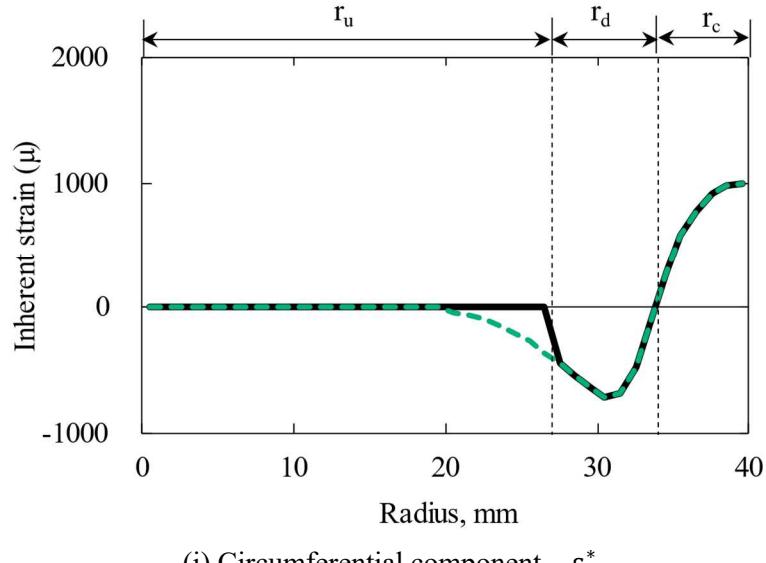
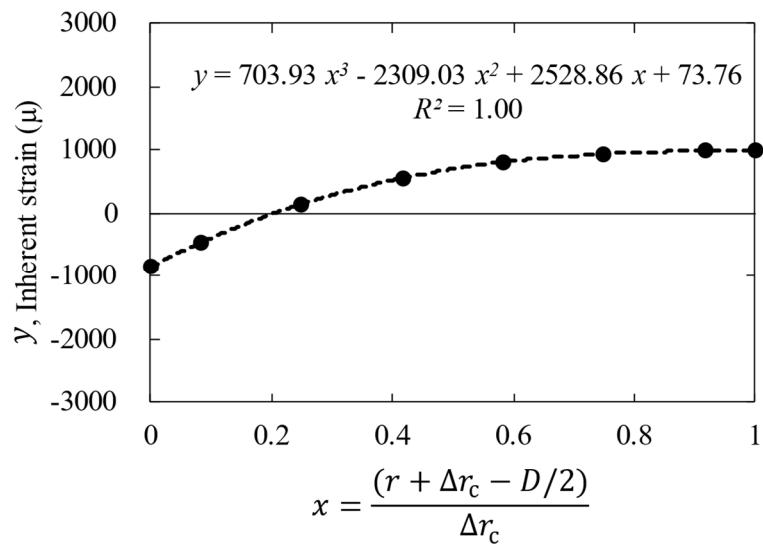
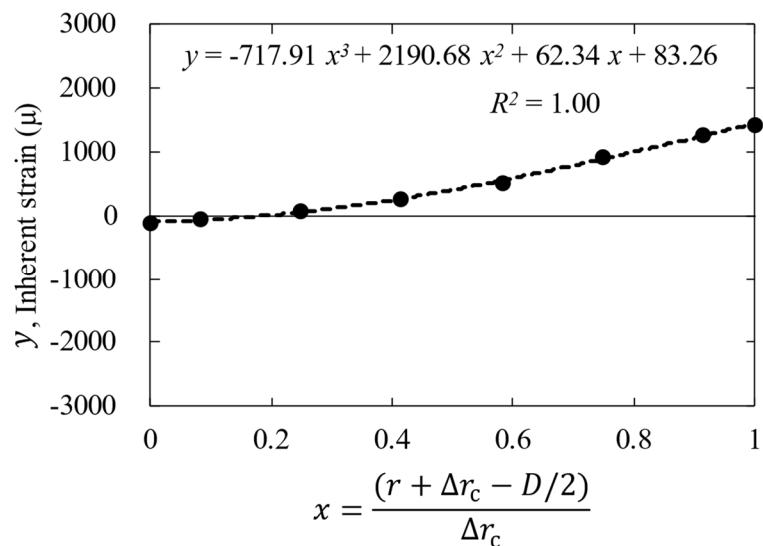


Fig. 4-13 Inherent strain distribution used for residual stress estimation.

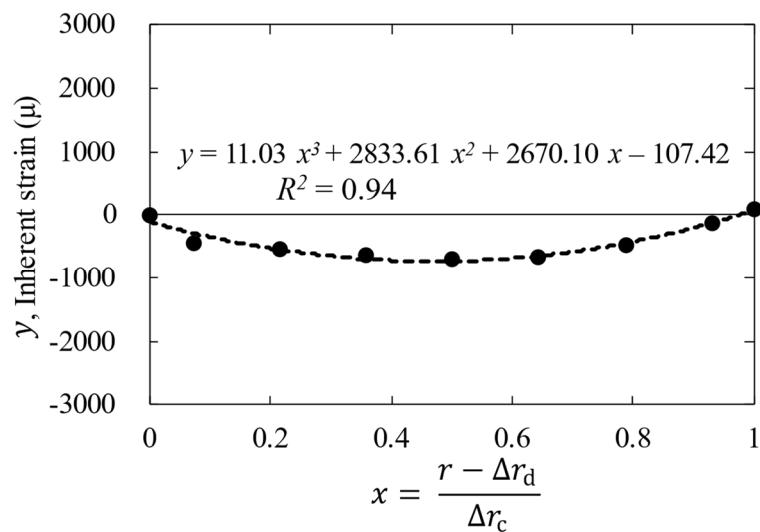


(ii) Circumferential component

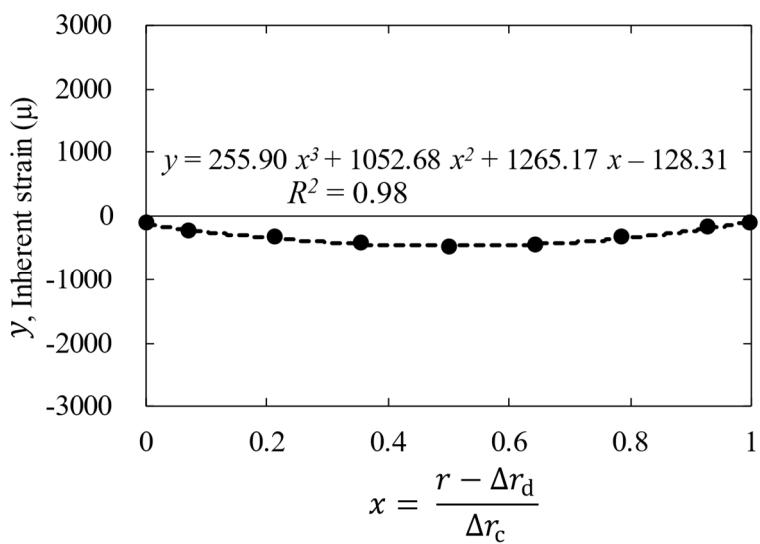


(ii) Axial component

Fig. 4-14 Inherent strain formulation for carburized region, r_c .

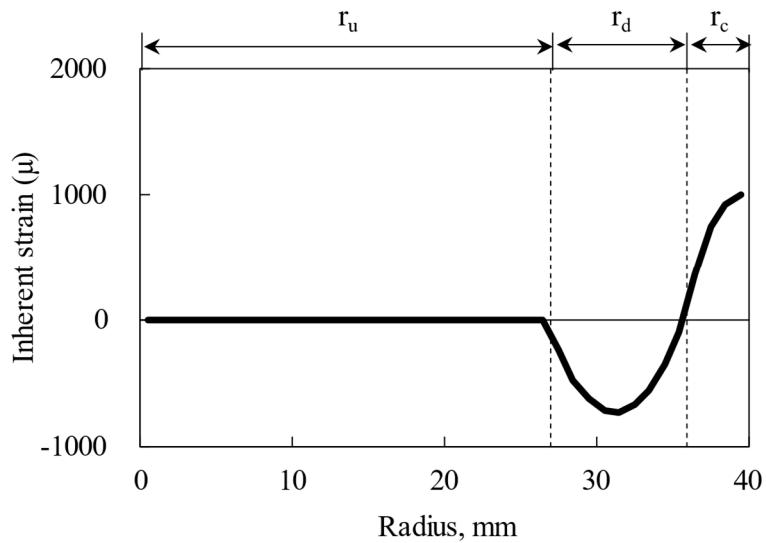


(ii) Circumferential component, ε_θ^*

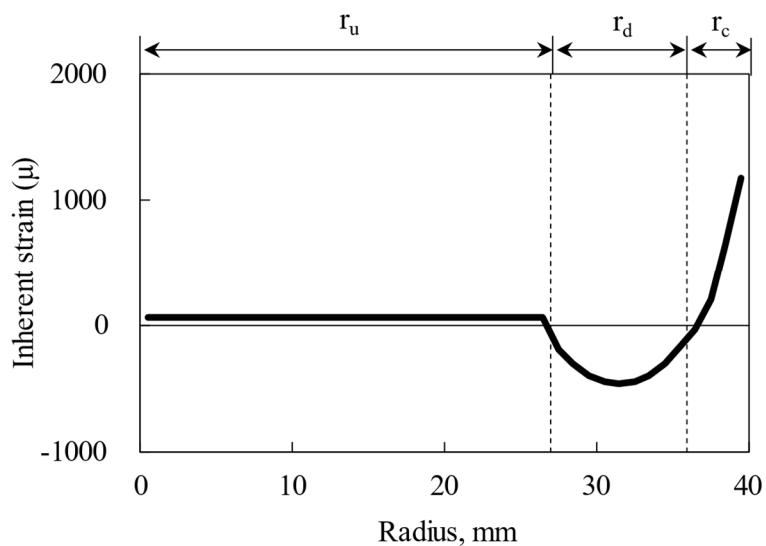


(ii) Axial component, ε_z^*

Fig. 4-15 Inherent strain distribution in the cooling affected region, r_d .

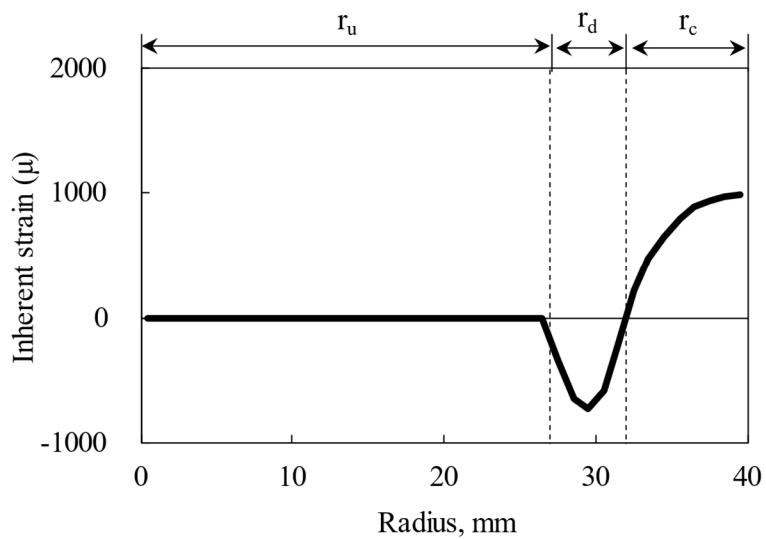


(ii) Circumferential component, ε_{θ}^*

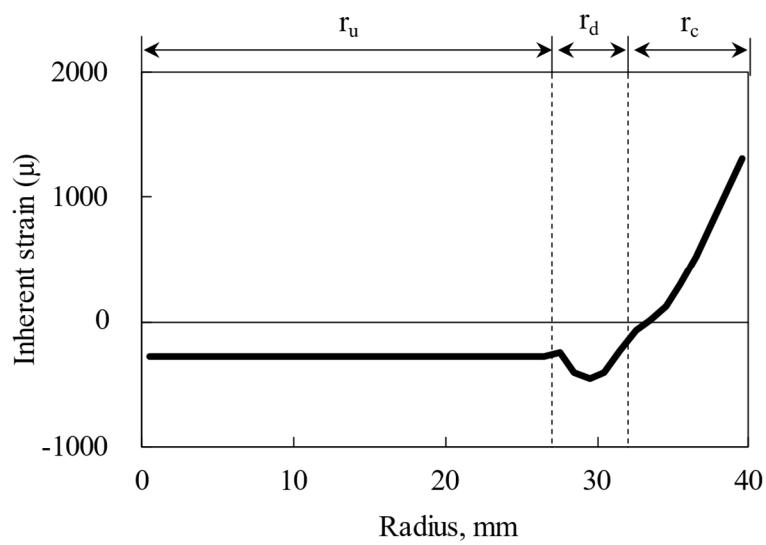


(ii) Axial component, ε_z^*

Fig. 4-16 Inherent strain distribution for 4 mm carburized area obtained using approximate equation.



(ii) Circumferential component, ε_θ^*



(ii) Axial component, ε_z^*

Fig. 4-17 Intrinsic strain distribution of 8 mm carburized area obtained by using approximate equation.

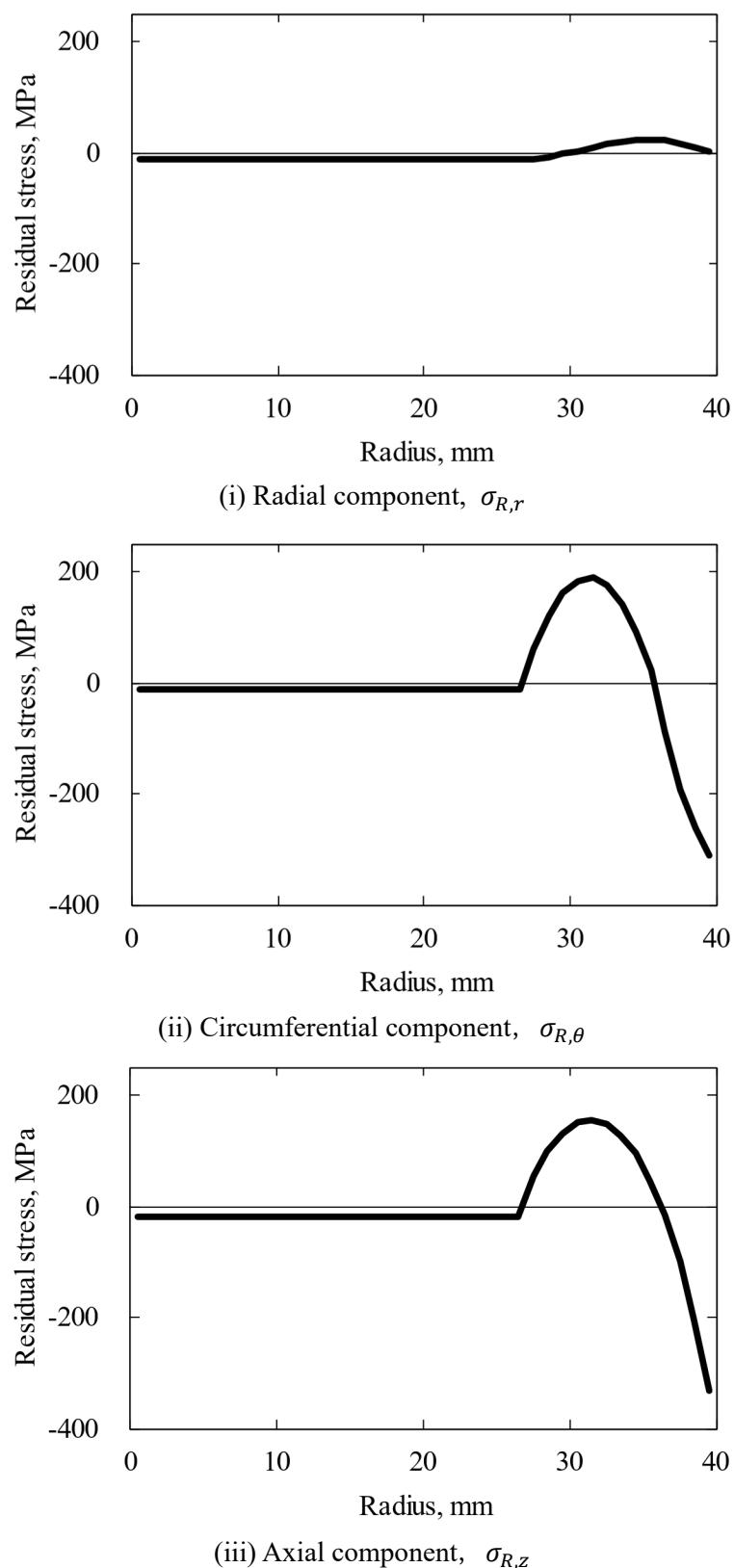


Fig. 4-18 Residual stress distribution of 4 mm carburized area obtained by using approximate equation.

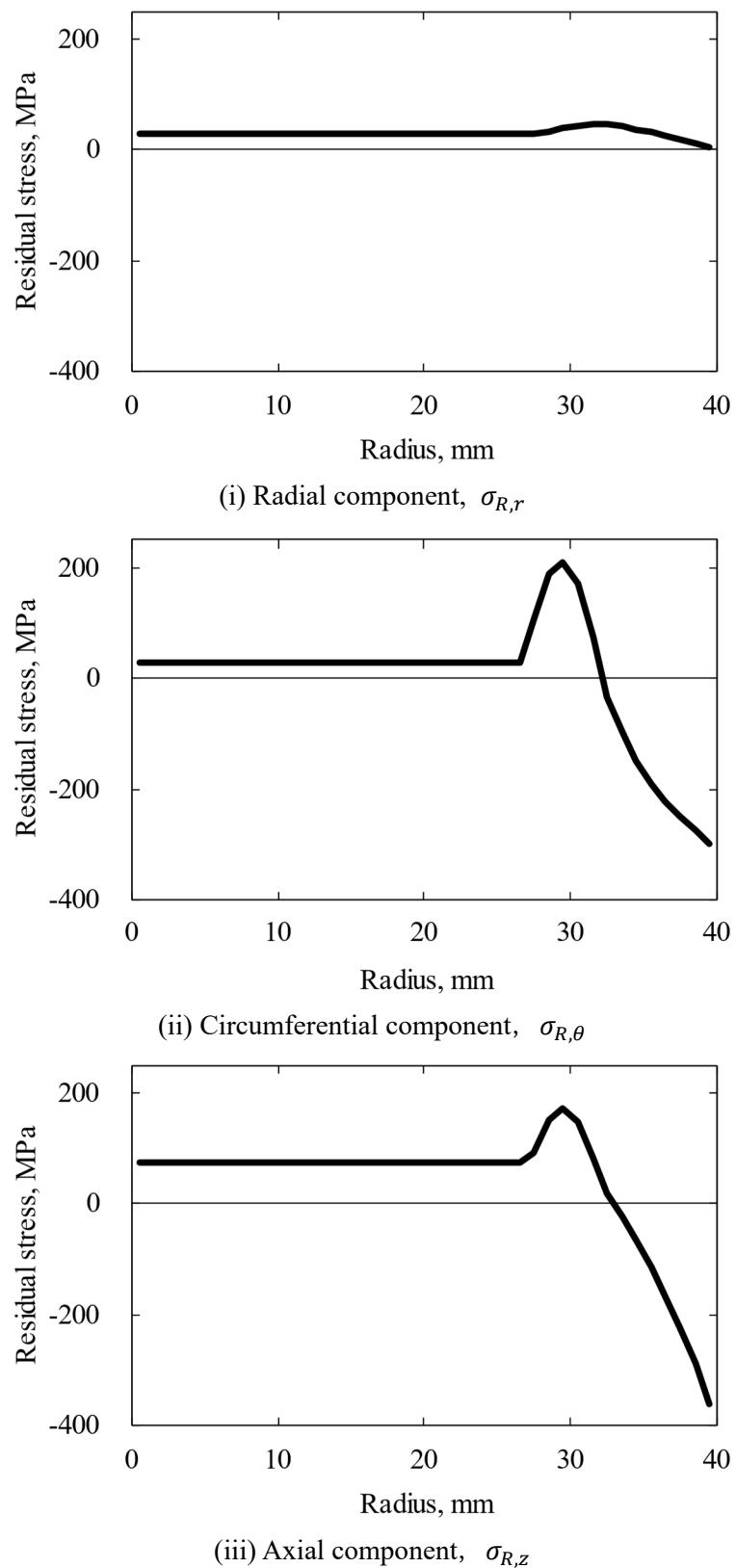


Fig. 4-19 Residual stress distribution of 8 mm carburized area obtained by using approximate equation.

4.4 考 察

浸炭領域が異なる円柱の残留応力を、固有ひずみを媒介として推定する手法を提案した。浸炭と焼入れ処理によって発生する固有ひずみを領域ごとに区分けし、無次元化した近似式を作成することで浸炭領域が異なる場合における残留応力を求めた。

初めに、浸炭を模擬した有限要素解析を行い、浸炭領域 6 mm の場合の固有ひずみ分布を得た、浸炭領域が変更される場合として現実的な浸炭領域 4~8 mm に対する固有ひずみ推定方法を提案した。浸炭領域 6 mm 固有ひずみ分布を、浸炭影響領域、冷却速度影響領域、固有ひずみ一定領域に分割し、領域ごとの固有ひずみ分布を無次元化した。一般的に発生要因が複数ある固有ひずみ分布は発生領域が明確に分かれていません。しかしながら、主に発生する領域に着目し区分けすることで、固有ひずみを近似することが可能になります。浸炭領域が異なる等の類似問題に対応しやすくなると予想される。各領域の固有ひずみ分布の幅を無次元化することで、異なる浸炭領域の固有ひずみ分布を推定可能になります。浸炭領域 6 mm の固有ひずみ分布を利用し、浸炭領域 4~8 mm の場合に利用できる固有ひずみ推定式を算出し、有限要素モデルに与えて残留応力推定を行った。あわせて、数値解析にて浸炭領域 4 mm, 8 mm の場合の残留応力と固有ひずみ逆解析を行い推定結果と比較した。計算結果と推定結果はよく一致した。固有ひずみ推定手法としてひずみ発生要因ごとに領域を区分けし、幅を無次元化した近似式を求める手法は有効であると考えられる。

また、実際の浸炭領域 6 mm の浸炭円柱の固有ひずみ分布を用いて、浸炭領域 4~8 mm の残留応力を推定した。方法は、上記と同様に既知の固有ひずみ分布を発生要因ごとに区分け後、近似式をそれぞれ作成し、近似式から得られる固有ひずみ分布を利用して残留応力推定を行った。浸炭領域が異なる円柱を用いた検証は今後の課題となるが、本章で提案した固有ひずみを介した残留応力推定手法は固有ひずみの発生要因が複数ある場合に利用価値が高いものであると考えられる。

4.5 結 言

浸炭領域の異なる場合の残留応力を推定するために、数値解析を用いた推定方法の確立と、実測値を用いた残留応力推定を行った。

数値解析では浸炭領域が 4 mm, 6 mm, 8 mm の場合を想定した簡易 2 層モデルを利用し、熱弾塑性解析により残留応力と固有ひずみ分布を求めた。固有ひずみ推定手法を確立するために浸炭領域 6 mm の場合の固有ひずみ分布から、浸炭領域 4 mm, 8 mm の場合の固有ひずみを推定し残留応力を再現した。浸炭領域 4 mm, 8 mm の場合において、数値解析から得られた残留応力と、浸炭領域 6 mm の場合の固有ひずみ分布から推定された残留応力を比較し、両者がおおよそ一致することを確認した。浸炭円柱の固有ひずみ推定が有効に行われたと判断し、実測の固有ひずみ分布を用いて、浸炭領域が異なる場合の残留応力推定を行った。

参考文献

- 1) 米谷, 篠原, 高橋, “浸炭焼入れ鋼の残留応力について”, 日本金属学会誌, Vol.44, No.5, pp.467-473 (1980)

第5章 残留応力を考慮した疲労き裂発生・進展の 実用的評価

5.1 緒言

回転軸を支える機械部品である転がり軸受には、大きな荷重や高速回転に耐えるために高い精度と強度が要求される。その中でも大形の転がり軸受は、製鉄機械、建設機械、風力発電機などの重工業分野で使用される。これらは、使用中の転がり疲労や曲げ疲労による損傷に対して高い信頼性が要求されるため、肌焼き鋼に浸炭焼入れしたものが用いられる。表面の炭素濃度の増加により、表面が硬化されるとともに、圧縮残留応力が付与され、表面の疲労強度と内部のじん性を備えた軸受となる^{1)~3)}。

近年、カーボンニュートラルを目指す社会環境の中で、転がり軸受の熱処理においてもより高効率な処理が求められている。浸炭処理の炭素拡散は時間の平方根に比例するため、大形軸受の浸炭は長時間行わなければならない。そのため、使用条件から発生しうる破損形態を予測し、適正な硬化深さとその強度特性を把握することが重要である。

転がり軸受の破損は、さまざまな形態が存在する⁴⁾。その中でも、材料の表面がうろこ状に剥がれるはく離は、転がり軸受の代表的な破損形態であり、これまで多くの研究がなされてきた。はく離は主に、表面起点と内部起点に分けられ、表面起点はく離は異物の噛み込みや表面状態、潤滑状態に起因し、内部起点はく離は材料の清浄度や材料強度に起因する⁵⁾。

また、転がり軸受には深いせん断応力が内部に発生するため、従来浸炭軸受は浸炭層が厚く設計されてきた。これに対し、使用条件に応じて必要な浸炭層深さを精度良く検討していくには、上述のはく離に対する検討に加えて、浸炭層の周囲に生じる残留応力を考慮し、非浸炭部から破損が発生する可能性もあわせて考慮する必要が生じる。

一方で、転がり軸受と同様に転動疲労を受ける歯車は、軸受に比べて浸炭層が薄いため、強度の低い歯車内部からの破損が起こることが知られており、これまでケースクラッシング⁶⁾、TIFF (Tooth Interior Fatigue Fracture)^{7),8)}、TFB⁹⁾ (Tooth Flank Breakage)、TFF (Tooth Flank Fracture)^{10),11)} と呼ばれる破損形態が報告されている。この中で、TFFの発生リスクはヘルツ接触によって発生する応力、硬化層に存在する圧縮残留応力、浸炭硬

化層深さと硬さ分布を用いた式で評価する。現在、TFF に関する研究結果をもとに、浸炭歯車の内部からの破損に関する検討方法が ISO 6336-4 として規格化されている。

しかしながら、適用範囲は歯車であり、また上記の方法で考慮する残留応力は浸炭層に存在する圧縮の成分のみで、非浸炭層に存在する引張の応力は考慮されない。第 2 章では、拡張コンター法を用いて、大形軸受用の浸炭丸棒の残留応力分布を測定した。拡張コンター法とは、測定対象物を切断し、断面の微小変形から切断により解放された応力を測定する従来のコンター法に加え、断面に残存する解放されなかった残留応力を測定することで、切断前の三方向残留応力分布を測定する方法である。測定した残留応力をもとに、残留応力浸炭部品のサイズ、冷却条件により非浸炭部で局所的に引張の残留応力が発生することを明らかにした¹²⁾。生産工程の省エネルギー化と安全性を両立した製品設計を幅広く行うには、内部に発生する引張応力も考慮した破損リスク分析を実施する必要がある。

本章では、浸炭鋼のように残留応力分布を持つ材料の破損を簡易的かつ定量的に予測する実用的な評価手法を確立することを目的として浸炭鋼の破損リスク分析を行う。

Fig. 5-1 に示すように、第 5 章は多軸疲労評価法の一つである Dang Van 評価基準¹³⁾、¹⁴⁾を用いて供試材である直径 80 mm の浸炭円柱の疲労き裂発生リスクを半径位置ごとに算出し、最もき裂発生リスクが高い位置を特定する。その後、材料欠陥を起点としてき裂が発生する場合を考慮し、前述のき裂発生リスクの最も高い半径位置に、材料欠陥を想定した空孔を導入し、欠陥周りにおいてき裂が発生する位置と方向を検討する。最後に、転がりによって発生する空孔とき裂周り応力拡大係数範囲を求め、き裂の進展について考察を行う。

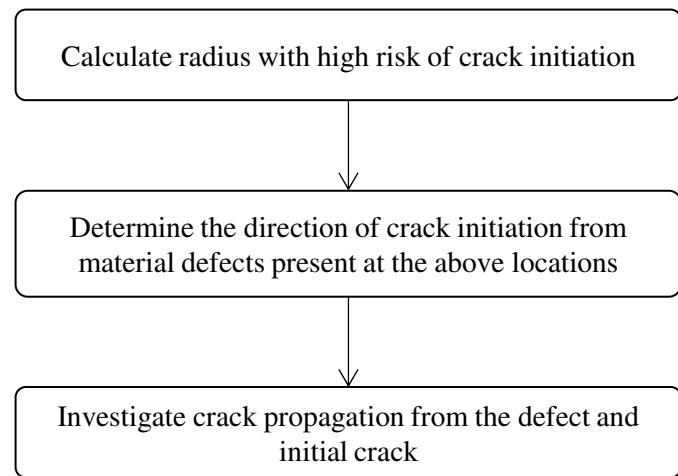


Fig. 5-1 Conceptual diagram of chapter 5.

5.2 方法

5.2.1 残留応力分布と接触応力分布の再現

固有ひずみ¹¹⁾は熱履歴で発生する非弾性ひずみであり、固有ひずみが把握できていれば、溶接や熱処理で発生する残留応力を弾性有限要素法で簡便に再現できる特徴がある。また、固有ひずみを有する部材の形状が変化しても固有ひずみ自体の分布は変化せず、形状変化後の残留応力も同様な固有ひずみを用いて算出できるため、熱処理後の加工等が想定される場合にも利用価値が高い。本章では、3章で求めた浸炭円柱の固有ひずみを用いて、残留応力を再現する。

測定した残留応力を再現する固有ひずみは、軸対称かつ軸方向に一様である仮定を用いる⁸⁾。本研究では転動荷重による応力と重ね合わせた状態で評価するため、推定した固有ひずみを一般化平面ひずみ状態¹²⁾の r - θ 平面上で再現した。

円筒ころ軸受において、直径 80 mm の円筒ころが外径 514 mm の内輪に接触する場合を想定し、接触面圧は、十分に転がりによって疲労破壊する面圧である 3.0 GPa とした。この場合、接触半幅は 1.82 mm となる。接触による応力分布を正確に再現するため、円柱外径部の $r = 40$ mm 位置を r 方向 θ 方向とも 0.1 mm サイズの要素に分割し、 $r = 28$ mm 位置から外径部 $r = 40$ mm 位置までは r 方向が 0.1 mm サイズ、 θ 方向は 40 mm 位置にならった放射状の分割とした。中心から $r = 28$ mm までは、 $r = 28$ mm 位置で不連続にならないよう大きめの四角形要素で分割した。解析ソフトは Marc/Mentat 2014.1.0 を利用した。物性値は、ヤング率 208000 MPa、ポアソン比 0.3 とした。利用した有限要素モデルを Fig. 5-2 に示す。

5.2.2 疲労き裂発生半径位置の検討

転がり接触での疲労き裂発生のリスクを判定するため、多軸疲労評価法である Dang Van 評価基準^{13),14)}を用いた。2.1 節で示した円柱のき裂発生リスクを半径位置ごとに計算した。リスク判定に用いる破損限界は、引張圧縮とねじりの疲労強度を利用した直線である。Dang Van 評価基準では、荷重の負荷形態に関わらず粒内のすべり変形により疲労き裂が発生すると捉えており、この視点からは転がり疲労も引張圧縮・ねじりによる疲労と同じ現象として取り扱うことができる。ただし、Dang Van 評価基準のパラメータである静水圧応力に関して、リスク判定に用いる引張圧縮・ねじりとは異なり、転がりは強い圧縮である。したがって、判定基準の精度に関しては議論の余地がある。しかし、軸受やギアといった転がり疲労が生じる部品への適用例があることから^{17),18)}、本研究において Dang Van 評価基準は有効であると判断した。

き裂発生リスク d は、式(1)に示す安全率として示される^{23),20)}.

$$d = \max \left[\frac{\tau_{\max}(t)}{\tau_w - \alpha_{DV}\sigma_H(t)} \right] \quad (5-1)$$

式中の係数 α_{DV} は式(2)

$$\alpha_{DV} = 3 \left(\frac{\tau_w}{\sigma_w} - \frac{1}{2} \right) \quad (5-2)$$

で表され、応力比 $R = -1$ の疲労強度 σ_w とねじり疲労強度 τ_w から得られる係数 α_{DV} 、残留応力と転動荷重により生じる静水圧応力 $\sigma_H(t)$ と最大せん断応力 $\tau_{\max}(t)$ をパラメータとして用いる。高強度鋼も低・中強度鋼と同様に基地組織の疲労強度は硬さから推定できることが知られている²¹⁾。本節では、まず浸炭鋼の基地組織の強度に起因するき裂発生リスクについて評価するため、疲労強度とねじり疲労強度をそれぞれ式(5-3)と(5-4)を用いて推定した。今回は単純化のために式(5-3)、(5-4)を用いたが、高精度化の際は実際の強度試験結果を反映させることが望ましい。

$$\sigma_w = 1.6H\nu \quad (5-3)$$

$$\tau_w = \sigma_w / \sqrt{3} \quad (5-4)$$

横軸 $\sigma_H(t)$ 、縦軸 $\tau_{\max}(t)$ としたときに、切片 τ_w 、傾き α_{DV} の直線を Dang Van 評価基準におけるき裂発生のクライテリオンとする。このクライテリオンに対して試験応力サイクル中の $\sigma_H(t)$ と $\tau_{\max}(t)$ プロットし、クライテリオンのせん断応力成分に対する、応力プロットのせん断応力成分の比をき裂発生リスク d とする。 d が 1 を超えた場合に疲労き裂発生のリスクがあると判定する。今回、 d が 1 を超えた半径位置が複数あったため、 d が最も大きくなる半径位置をき裂発生位置とした。また、Dang Van 評価基準による検討は弾性シェイクダウン状態での応力を利用する。今回は、内輪ところの接触面の摩擦は考慮せず、残留応力と接触応力は全て弾性範囲内の仮定のもとで解析を行い、最もき裂発生リスクの高い半径位置を計算により見出した。

5.2.3 疲労き裂発生方向の検討

き裂発生リスクの判定により、き裂発生可能性の高い半径位置を特定した後、き裂の発生方向を検討した。軸受鋼のような高強度鋼において、疲労き裂は介在物や鍛造欠陥といった材料欠陥から発生することが知られている²¹⁾。また、TFF の起点に関する研究でも^{7), 22)}、TFF のき裂発生の主要因は基地組織であり、介在物が存在するとき裂発生の可能性を上昇させるとの見解が示されている。介在物を含む材料欠陥の中では、空孔が最も有害であることから²³⁾、本研究でも、Dang Van 評価基準によるき裂発生リスクの高い半径位置に、直径 $\varphi_C = 0.1 \text{ mm}$ の空孔を導入した。残留応力を考慮した場合としない場合において、き裂の発生しやすい空孔と母相の境界の角度位置を Dang Van 評価基準によって特定した。Fig. 5-3 に材料の中の欠陥の位置と評価位置の概念図を示す。解析モデルは転動荷重の移動による欠陥周りの応力の変動を捉えるために、転動荷重の位置 θ を -90 deg から 90 deg まで移動させた。

き裂の発生しやすい空孔境界の角度位置の特定後、き裂の発生する方向を定義するために、その角度位置に働く各方向の応力振幅の中で最も大きい方向と垂直に初期き裂を設定した。

5.2.4 応力拡大係数を用いた評価

一様な引張応力場において、材料中に含まれる不定形の欠陥からの破損の予測には、欠陥の形状を最大主応力方向に投影したき裂に置き換え単純化して取り扱う場合がある²¹⁾。しかし、今回評価対象としたのは引張、圧縮、せん断の応力が作用する多軸応力場であり、前提が異なるため、欠陥をき裂に置き換える単純化をせず、空孔にき裂を導入した形状のままで応力拡大係数の解析を実施した。ここで、初期き裂長さは、Fig. 5-4 に示すように相当位置の結晶粒径観察結果を参考に 0.05 mm と決定した。

残留応力を考慮した場合と考慮しない場合の応力拡大係数を J 積分値の解析により評価した。空孔の大きさによる応力拡大係数幅の変化を確認するため、空孔の直径 φ_C が $0.2, 0.4 \text{ mm}$ の場合についても同様に検証を行った。

解析では、Marc において J 積分から直接応力拡大係数を算出可能な平面ひずみ状態モデルの 4 節点四角形要素を利用した。また、き裂周りの要素長は 0.002 mm 、モデルの要素数は約 185000 である。5.2.1~5.2.3 節までの要素は一般化平面ひずみであり、要素が変更されるので応力状態が変化することが懸念される。しかしながら、き裂の進展方向が $r-\theta$ 平面上の半径方向であることから応力拡大係数に影響を及ぼす円周方向の残留応力と接触応力の値が、平面ひずみ状態と一般化平面ひずみ状態で変わらない。よつ

て今回の計算の範囲においては平面ひずみモデルを用いて差し支えないと判断した。

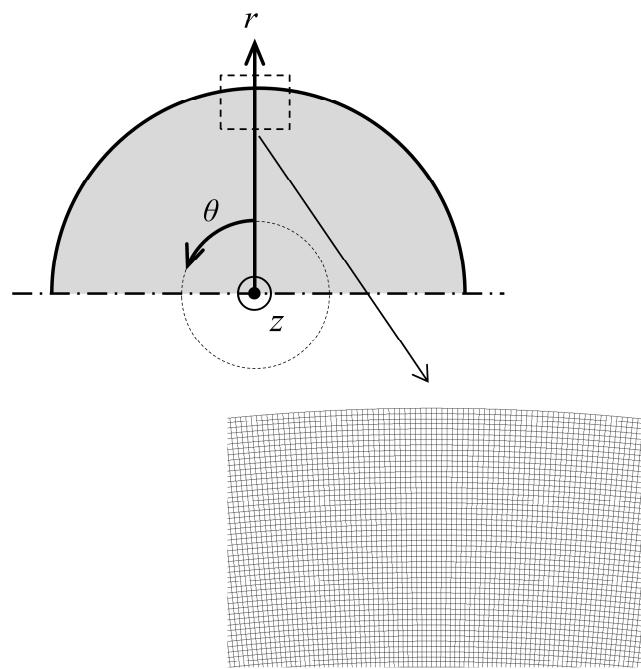


Fig. 5-2 Finite element model used to reproduce residual and contact stresses in a bearing.

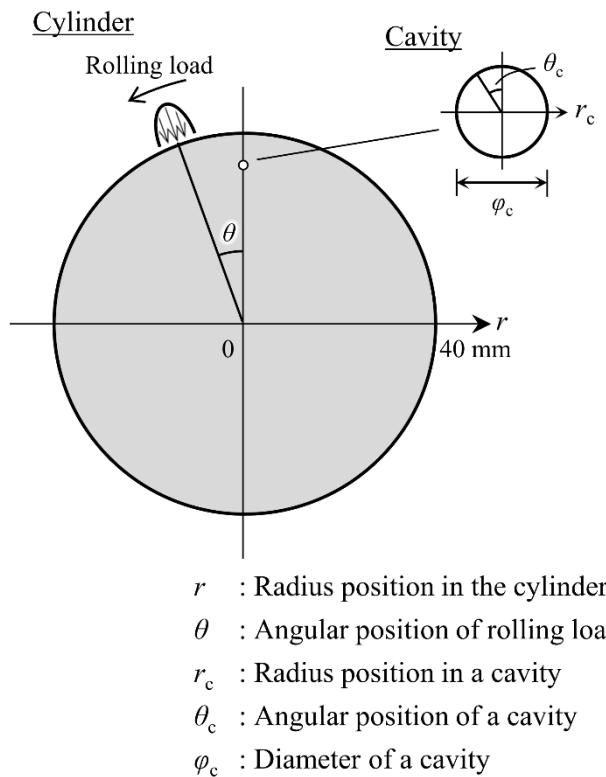


Fig. 5-3 Schematics of between the cylinder and the cavity.

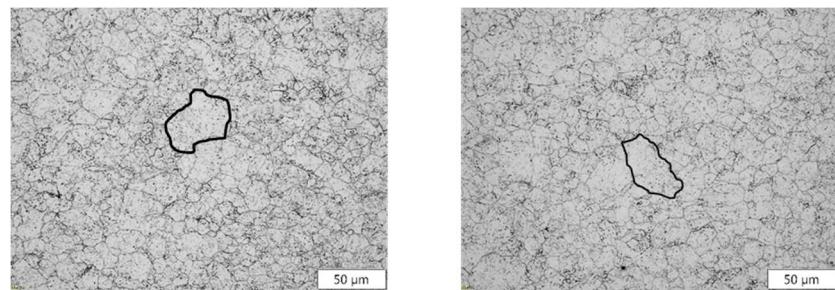


Fig. 5-4 Observation of grain size at 31mm radius with high risk of crack initiation to determine virtual crack initiation length.

5.3 結果

5.3.1 残留応力分布と接触応力分布

Fig. 5-5 に残留応力分布の拡張コンター法による測定値と、推定した固有ひずみを用いて $r-z$ 平面で再現した残留応力¹²⁾, $r-\theta$ 平面で再現した残留応力を示す。 $r-\theta$ 平面で再現した残留応力は、過去の研究において $r-z$ 平面で再現した残留応力とよく一致し、両有限要素モデルによる差は小さいことが確認できる。ここで、3 章の固有ひずみ導出には $r-z$ 平面において 1 mm の要素を利用した。一方で $r-\theta$ 平面では接触応力の再現のため約 0.1mm のメッシュを利用しているものの、固有ひずみは 1mm を単位と与えており、 $r-\theta$ 平面での残留応力分布には滑らかではない部分が発生している。実現象として残留応力分布は滑らかであると予想され、解析的にも修正を加える余地はある。しかしながら、上記 2 つの残留応力分布はよく一致することから、破損リスク検討には大きな影響を及ぼさないと判断し、 $r-\theta$ 平面の応力分布をそのまま利用した。3.0 GPa の面圧が発生する分布荷重を加えた。第 2~3 章では、コンター法により軸対称の変位を与えるため $r-z$ 平面での解析を行い、本章では、残留応力分布と接触応力が重ね合わせた状態を再現するために、 $r-\theta$ 平面での解析を行った。

なお、固有ひずみによる残留応力再現計算では、汎用有限要素ソフトウェアを用いたため、固有ひずみを熱ひずみとして取り扱い、大きさと分布が異なる固有ひずみの成分 ε_θ^* , ε_z^* を重ね合わせる弾性解析を実施した。

5.3.2 疲労き裂発生の半径位置

Dang Van 評価基準線と応力サイクル中のプロットを半径位置ごとに求めたものを Fig. 5-6(i) に示す。代表値として、最も接触応力の大きい $r = 40$ mm 位置、圧縮残留応力の影響がある $r = 38$ mm 位置、残留応力の絶対値が最も小さくなる $r = 34$ mm 位置、引張残留応力の影響がみられる $r = 31$ mm 位置の Dang Van 評価基準と応力サイクルのプロットをグラフに示す。また、Fig. 5-6(ii) に中心から外径までの Dang Van 評価基準における判定結果を示す。残留応力の影響を明確にするため、残留応力を考慮した場合としない場合、両方の検討を行った。

浸炭層である $r = 34 \sim 40$ mm 位置は圧縮残留応力の影響で裂発生リスクが小さくなること、また引張の残留応力の最大値が発生する $r = 31$ mm 位置が最もき裂発生の可能性が高い部分であることが分かる。なお、中心付近の不連続な部分は有限要素モデルで境界条件として拘束をした影響で生じたものである。

5.3.3 疲労き裂発生方向

最もき裂発生リスクの高い $r = 31 \text{ mm}$ 位置に材料欠陥として直径 $\varphi_c = 0.1 \text{ mm}$ の空孔を導入し、接触荷重の移動による空孔まわりのき裂発生リスクが高い角度位置 θ_c を Dang Van 評価基準により検討した。結果を Fig. 5-7 に示す。対称性を考慮し空孔周りの $0 \sim 180 \text{ deg}$ で最も破損リスクが高い時の Dang Van 評価基準の値を示している。ここでも同様に残留応力の影響を確認するため、残留応力が無い場合にも検討した。残留応力を考慮した場合、 0 deg , 180 deg 位置にき裂が発生しやすく、残留応力を考慮しない場合は 90 deg 位置と形状の対称性から 270 deg にき裂が発生しやすい。この評価により、残留応力の有無によりき裂発生が予想される場所が異なることが明らかになった。

次に、残留応力を考慮する場合のき裂発生方向を検討するため、き裂発生リスクが高い角度位置のうち θ_c が 0 deg の場合の応力振幅を評価した。空孔の中心を基準とした場合の応力分布を Fig. 5-8 に示す。このとき、応力振幅が最も大きい方向は θ_c 方向である。欠陥からの初期き裂は欠陥の両側に発生する場合が多いことから、き裂の発生を想定する方向は $\theta_c = 0, 180 \text{ deg}$ 方向とした。

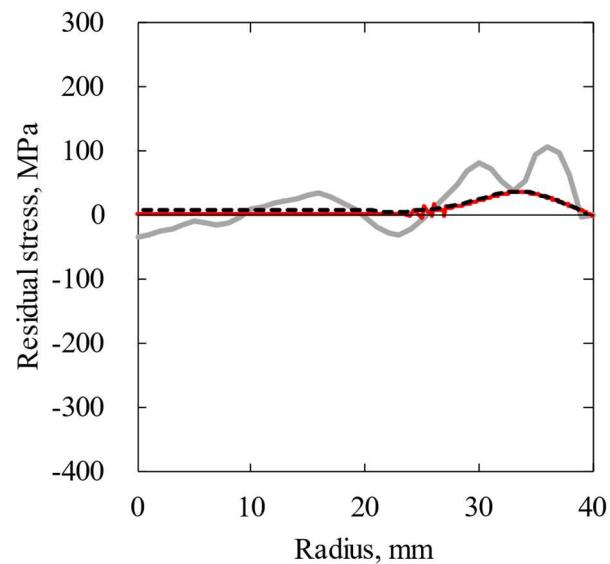
5.3.4 応力拡大係数

前述のように仮想初期き裂長さ 0.05 mm とし、空孔から発生したき裂の有限要素モデルを Fig. 5-9 のように作成した。き裂面の摩擦は実際には生じていると考えられるものの、摩擦係数を小さく見積もる方が安全側であることから本研究では考慮しないこととした。このモデルに転動荷重を負荷し、応力拡大係数を求めた結果を Table 1 に示す。空孔の直径 φ_c は 0.1 mm のほかに $0.2, 0.4 \text{ mm}$ の場合について検討した。

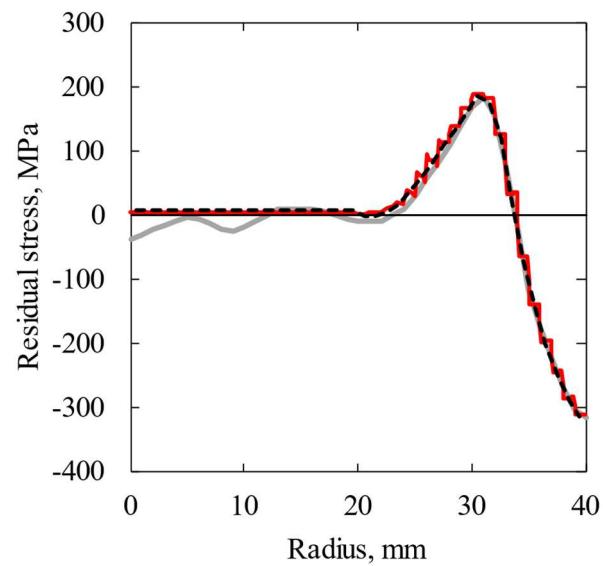
モード I の応力拡大係数は空孔径の大きさに比例して増加しているのに対し、モード II の応力拡大係数は空孔径の大きさには比例していない。これは今回の仮想的な初期き裂長さが一定であるため、空孔径が大きくなるにつれ、き裂の長さの割合が小さくなることから、この影響がモード II の値に大きく表れているためと考えられる。

空孔から発生したき裂の解析により、転動荷重により引張圧縮のモード I と面内せん断のモード II の応力拡大係数が発生していること、残留応力はモード I の応力拡大係数の平均値に影響を及ぼすことが分かる。

- Residual stress reconstructed from inverse analyzed inherent strain (r - θ plane)
- Residual stress reconstructed from inverse analyzed inherent strain (r - z plane)
- Measured residual stress by the extended contour method

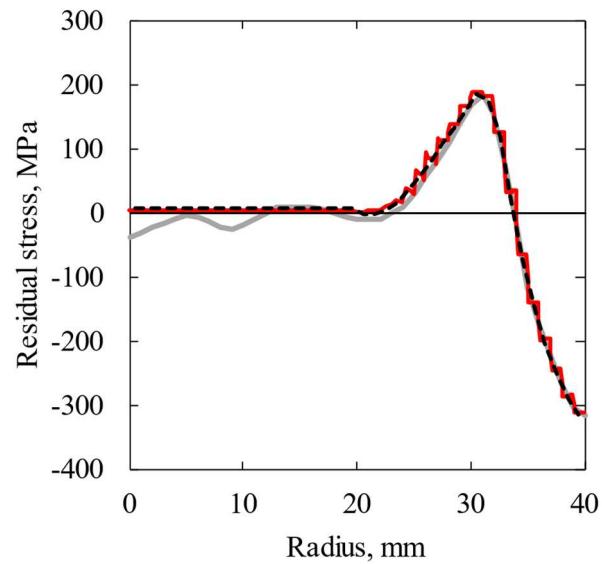


(i) Radial component, σ_r



(ii) Circumferential component, σ_θ

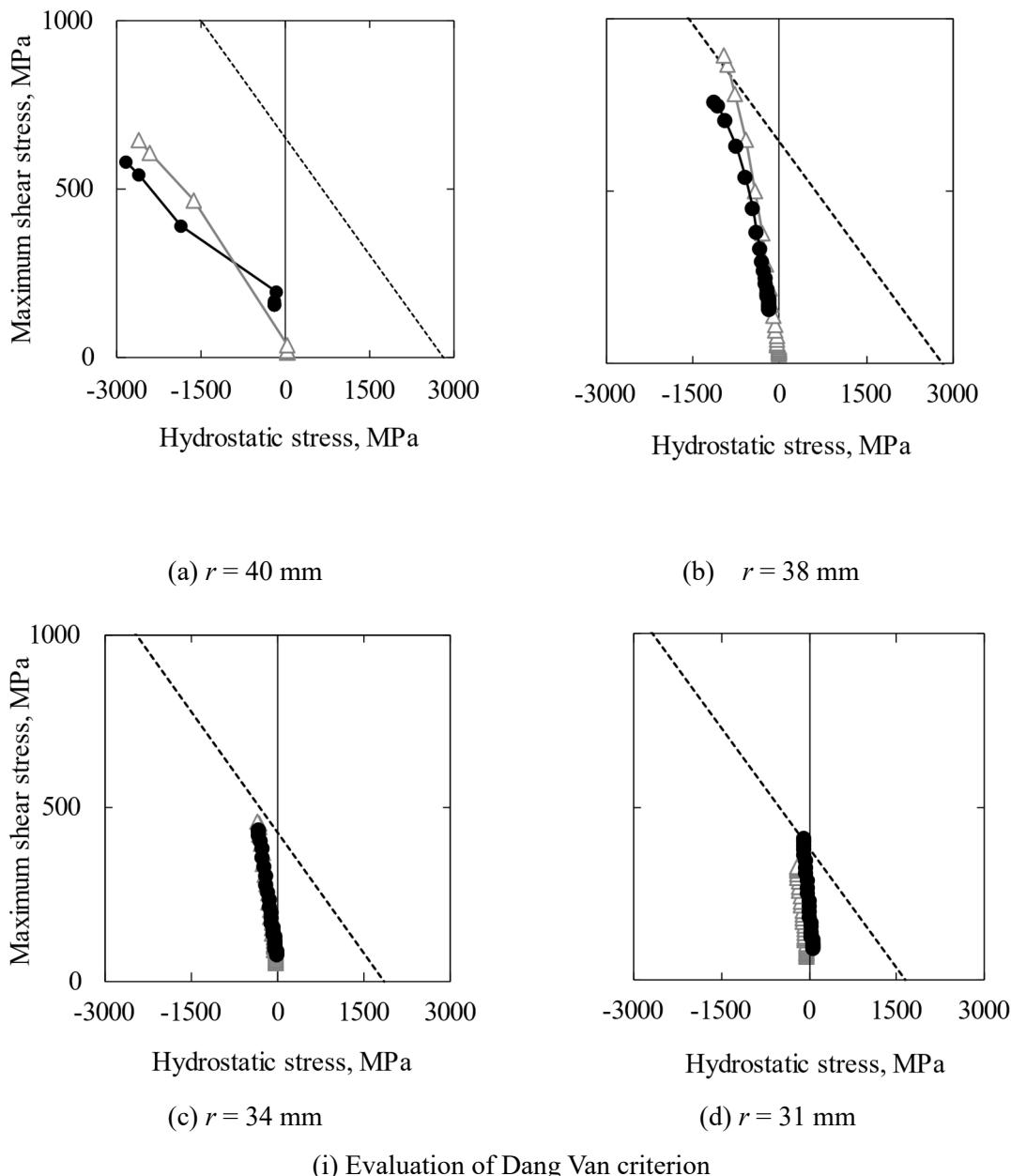
- Residual stress reconstructed from inverse analyzed inherent strain ($r\text{-}\theta$ plane)
- Residual stress reconstructed from inverse analyzed inherent strain ($r\text{-}z$ plane)
- Measured residual stress by the extended contour method

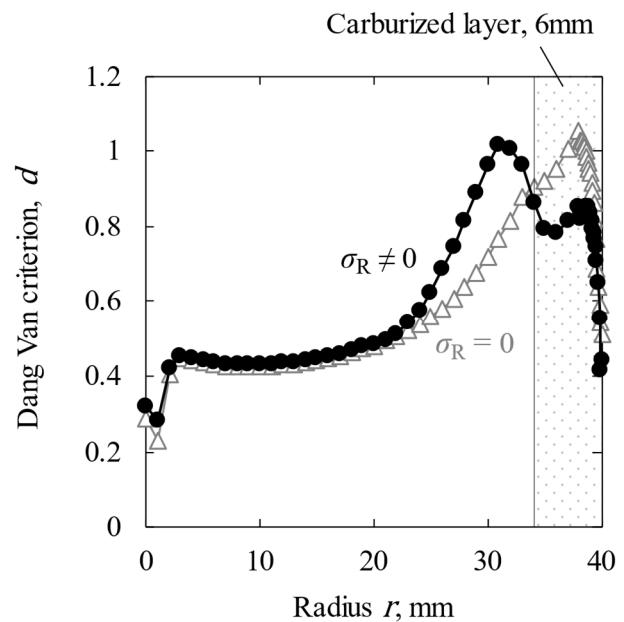


(iii) Axial component

Fig. 5-5 Residual stresses in the previous report and the present one.

● $\sigma_R \neq 0$ (σ_R : Residual stress)
 △ $\sigma_R = 0$
 - - - Dang Van criterion line





(ii) Dang Van criteria evaluation results for each radius position

Fig. 5-6 Evaluation results of Dang Van criterion.

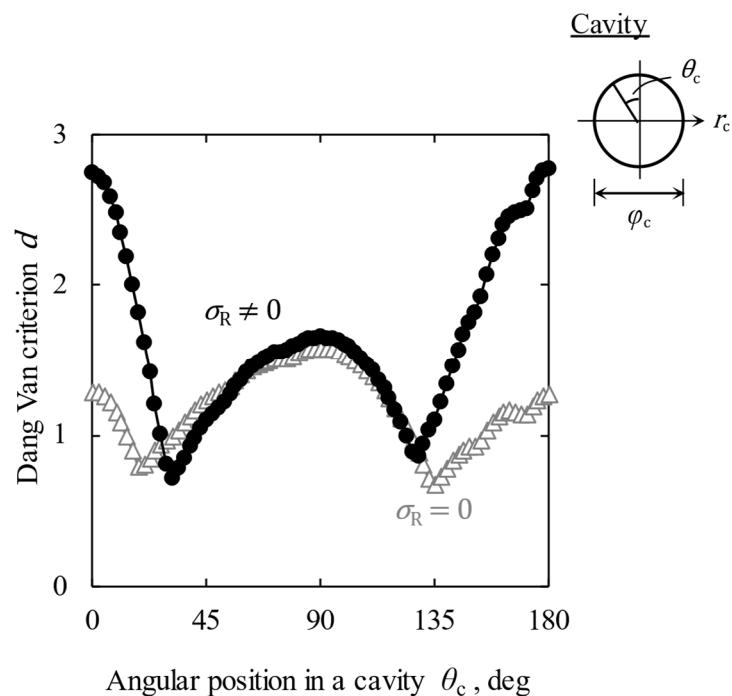


Fig. 5-7 The results of the Dang van criterion are used to evaluate the angular position of high risk of crack initiation by introducing a cavity at the depth position with high risk of crack initiation.

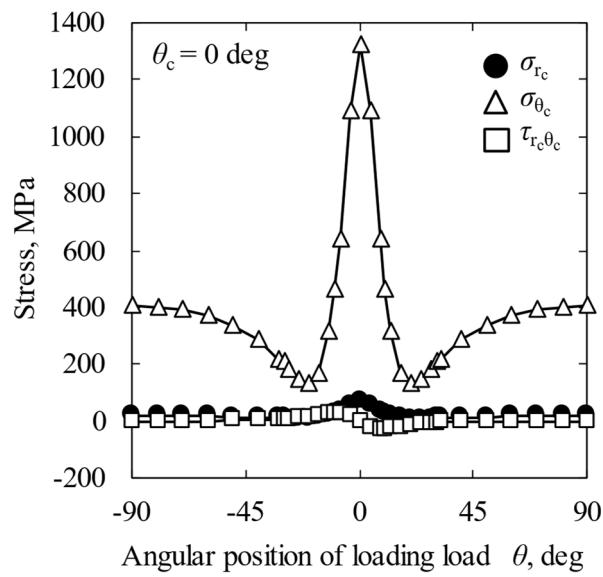


Fig. 5-8 Stress amplitude at the angular position with high risk of crack initiation.

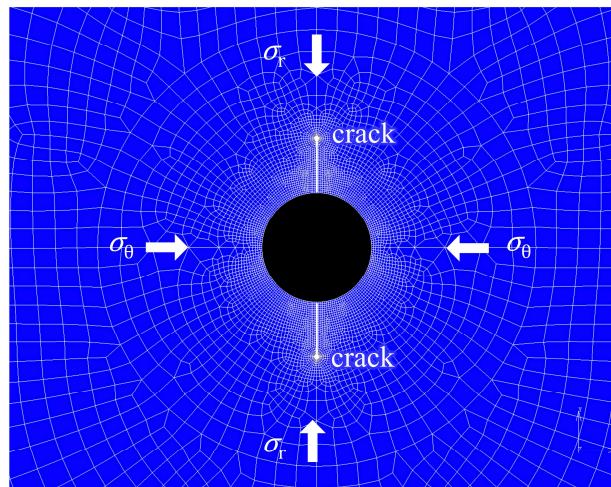


Fig. 5-9 Analytical model with virtual initial crack introduced on the cavity (cavity diameter 0.1 mm, virtual initial crack 0.05 mm).

Table 5-1 Stress intensity factor amplitude for each cavity.

Hole Diameter		Mode I		Mode II	
		K_{\max}	K_{\min}	K_{\max}	K_{\min}
φ_c 0.1 mm	$\sigma_R = 0$	1.8	-2.7	3.4	-3.4
	$\sigma_R \neq 0$	5.1	0.6		
φ_c 0.2 mm	$\sigma_R = 0$	3.4	-3.1	3.5	-3.5
	$\sigma_R \neq 0$	7.5	0.9		
φ_c 0.4 mm	$\sigma_R = 0$	5.5	-3.4	2.3	-2.3
	$\sigma_R \neq 0$	10.6	1.7		

(MPa \sqrt{m})

5.4 考察

初めに、今回の欠陥とき裂を微小き裂問題とするか線形き裂問題とするかについて述べる。これまで、最大応力方向への欠陥・き裂の投影面積の平方根 \sqrt{area} が $1000 \mu\text{m}$ までの範囲において、応力拡大係数範囲 ΔK_{th} は、 \sqrt{area} の $1/3$ 乗に比例するとされてきた。この範囲は微小欠陥・微小き裂範囲として知られている²¹⁾。Aman らは、微小欠陥・微小き裂の範囲は、一律ではなく硬さと相関があることを示した²⁴⁾。本研究では Aman らの実験結果から、微小欠陥・微小き裂が線形き裂に遷移する \sqrt{area} を読み取り、硬さとの関係を調べた。結果を Fig. 5-10 に示す。グラフ中の点線は、近似式を示す。この式で表される硬さ Hv と \sqrt{area} の関係を式(5-1)に示す。この近似式の決定係数 $R^2 = 0.98$ であることから、式(5-1)は有効であるとみなす。

$$\sqrt{area} = 17.745e^{0.657(\frac{1000}{Hv})} \quad (5-1)$$

本研究で対象とする材料の硬さは $Hv410$ であり、微小欠陥・微小き裂が線形き裂に遷移する \sqrt{area} は $88\mu\text{m}$ となる。本研究の解析の範囲内では、 $\varphi 100 \mu\text{m}$ の二次元の空孔を後述する方法で初期き裂を含めない状態で三次元的に球とみなした場合に最も \sqrt{area} が小さくなり、その大きさは $89\mu\text{m}$ となる。微小欠陥・微小き裂が線形き裂に遷移する \sqrt{area} とほぼ同じであるものの、初期き裂を含めた \sqrt{area} は $89\mu\text{m}$ 以上となるため、本研究では解析対象とする欠陥とき裂に関しては線形き裂の問題として取り扱うこととする。なお、この問題に関しては、今後詳細に検証を行う必要があると考えられる。

次に、モード II の応力拡大係数範囲について述べる。村上らによるモード II の下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{IIth} の試験結果²⁵⁾から、硬さと ΔK_{IIth} を最小二乗法により Fig. 5-11 のように整理した。空孔から発生した仮想初期き裂が存在する $r = 31 \text{ mm}$ 位置の硬さは $Hv 410$ であることから、 $\Delta K_{\text{IIth}} = 11.4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ であると推定した。また、 ΔK_{IIth} は同時に作用する静的き裂開口応力による静的なモード I 応力拡大係数 K_{Istatic} の影響を受けることが知られている²⁶⁾。Fig. 5-11 の評価は、 $K_{\text{Istatic}} = -0.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度で実施されており²¹⁾、 ΔK_{IIth} に影響するほど強い圧縮応力場ではない。一方で、今回の K_{I} は最大で $10.6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ であるものの、 ΔK_{I} と ΔK_{II} のピークの位相は異なる。そこで、 K_{II} が最大・最小となるときの K_{I} が最も影響を及ぼすと考え、この時の K_{I} を K_{Istatic} とした。本研究の解析条件において、空孔径 $\varphi_c = 0.2 \text{ mm}$ の時 ΔK_{II} が最大になり、このとき $K_{\text{Istatic}} = 2.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となる。軸受鋼の K_{Istatic} と ΔK_{IIth} の相関関係を参考にすると²⁶⁾、 $K_{\text{Istatic}} = 2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度のとき、影響は小さい。本研究でも同様に K_{Istatic} が ΔK_{IIth} に及ぼす影

響は小さいとして、そのまま $\Delta K_{II\text{th}} = 11.4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ とする。 ΔK_{II} は $\Delta K_{II\text{th}}$ を下回ることから、モード II によるき裂の進展は起こらないとする。

本研究で解析を行ったモデルは 2 次元であり、実現象へ適用するためには、3 次元への拡張が必要である。Fig. 5-12 に示すように、3 次元問題への拡張のために空孔を球から軸方向に長いた円とし、き裂は r - z 平面を一周しているものとした。空孔半径 a 、き裂幅 c 、 $c/a \geq 0.25$ のときに空孔とき裂を厚さを持たない一つのき裂とみなして、軸方向の半径 $(b+c)$ と中央部 $z = 0$ の半径 $(a+c)$ の比から求まる応力拡大係数中の形状係数を Fig. 5-13 のように解析解から求めた²⁷⁾。 $(b+c)/(a+c) \geq 4$ の時に、形状係数は 0.9 以上となる。実際の材料欠陥にはきわめて長い形状のものが存在するが、応力拡大係数は無限に大きくなるわけではないことが分かる。そこで、以降は例として、前述の 2 次元解析の結果から球状の空孔と軸方向に無限に細長い空孔について、それぞれ残留応力を考慮した場合としない場合の応力拡大係数を求めた。ここで、Fig. 5-13 の形状係数は、き裂面と垂直方向に作用する遠方からの外力に対して検証したものである。本研究の解析において空孔から生じたき裂のモード I 応力拡大係数は、き裂面に垂直な θ 方向の引張応力だけでなく、き裂面を含む r 方向の圧縮応力による応力集中の効果を含んでいる (Fig. 7)。厳密には半径方向の圧縮に関する形状係数を別途求める必要がある。ただし、2 次元から 3 次元への拡張に伴う変位の拘束を考慮すると、き裂面内 r 方向の圧縮による形状係数の傾向は、Fig. 10 と類似すると推測できる。ここでは、単純な検討のために、2 次元の計算で求めた応力拡大係数に一樣引張場の形状係数を乗じることで 3 次元き裂の応力拡大係数 K_I を算出した。

求めた K_I から、き裂の進展限界を議論する上で、下限界有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{I\text{eff,th}}$ を明らかにする必要がある。き裂の開口部分に着目した $\Delta K_{I\text{eff,th}}$ は、ヤング率との相関があることが知られている²⁸⁾。今回、 $\Delta K_{I\text{eff,th}}$ と ΔK_I を比較することによりき裂進展に関する検討を行った。軸受鋼と本研究で用いた浸炭鋼はヤング率がほぼ同等と見なせるところから、渡貫²⁹⁾らが実験で取得した軸受鋼の $\Delta K_{I\text{eff,th}} = 2.6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ を利用した。また、き裂開口点 K_{CL} については今回測定していないものの、本研究の目的は実用的な強度評価手法の提案にあるため、 $K_{CL} = 0$ とし判定を行った。ただし、実際のき裂開口点を測定することで、高精度にき裂進展限界について検討を行うことができるため、き裂開口挙動の影響は今後の課題とする。

$\Delta K_{I\text{eff,th}}$ の結果と $\varphi_c = 0.1, 0.2, 0.4 \text{ mm}$ の球状の空孔の場合と軸方向に細長い空孔である場合の応力拡大係数振幅 ΔK_I の計算結果のうち、見やすさのため、残留応力を考慮した場合の $\varphi_c = 0.2 \text{ mm}$ 以外のプロットを Fig. 5-14 に示す。欠陥周りに導入した仮想初期き裂の最大応力拡大係数を $K_{\text{max,initial}}$ として縦軸に、 $(1 - R_{\text{initial}})$ を横軸にとった。し

きい値として $\Delta K_{\text{leff,th}}$ と K_{CL} から算出した応力拡大係数の最大値 $K_{\text{max,th}}$ を示す。空孔の径が大きくなると、き裂進展のしきい値から遠くなり、き裂進展がしやすい状態となることが分かる。また、形状によりき裂の進展が起こる空孔の径が異なること、引張残留応力を考慮することによりき裂が進展する空孔径が小さくなることが分かる。これらのことから数百 μm の欠陥を有する材料において、浸炭の心部から疲労破損するリスクがあることが分かった。また、浸炭鋼において破損リスクを検討するためには浸炭部の圧縮残留応力のみならず非浸炭部の引張残留応力も併せて評価する必要性が明らかになった。

以上、材料に生じる残留応力分布を考慮してき裂発生の可能性のある半径位置を Dang Van 評価基準によって判定し、次に、き裂発生方向を Dang Van 評価基準と応力振幅解析を用いて決定した。さらに、き裂に発生する応力拡大係数をき裂進展試験の結果と比較し、き裂進展に関する残留応力、空孔径、空孔形状の影響を明らかにした。

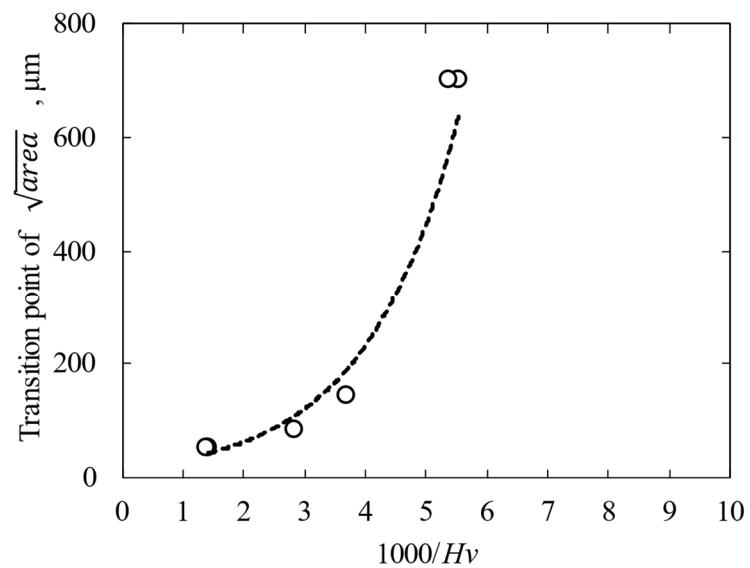


Fig. 5-10 Relationship between hardness and transition $\sqrt{\text{area}}^{21)}$.

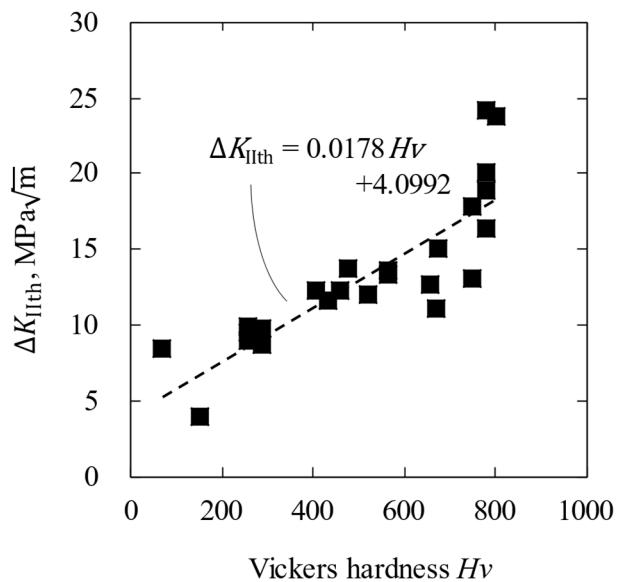
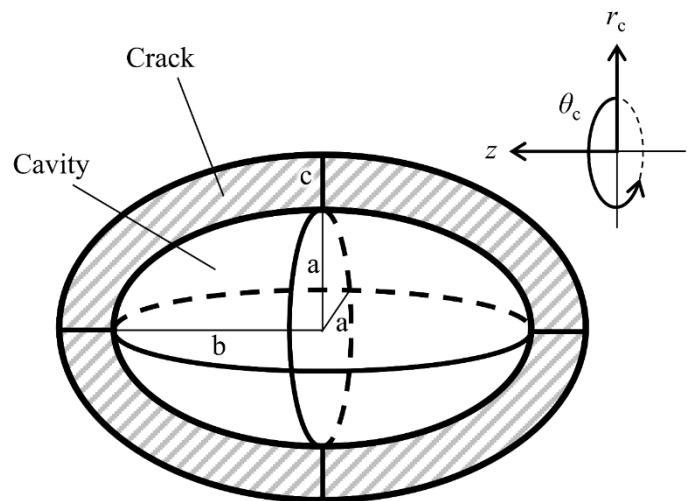
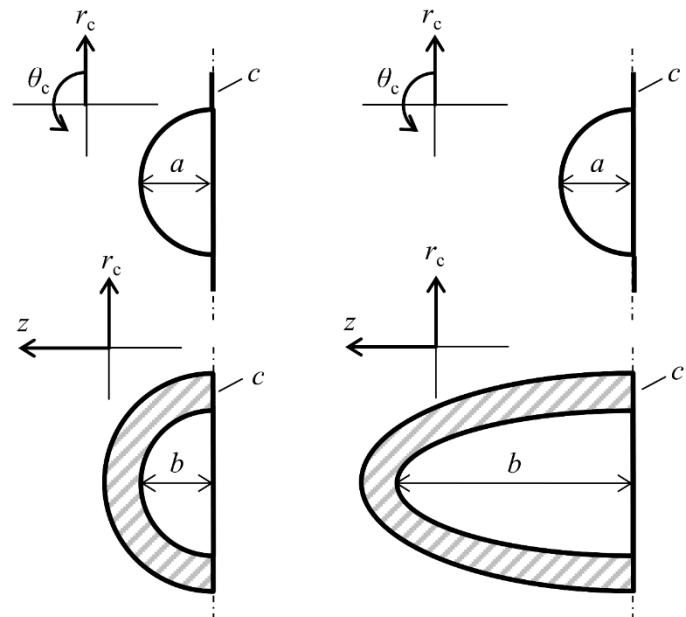


Fig. 5-11 Relationship between Vickers hardness and mode II threshold stress intensity factor²⁰⁾.



(i) View of cavity and initial crack



(ii) Spherical cavity and initial crack

(iii) Elongated cavity and initial crack

Fig. 5-12 Explanation of cavity and crack shape.

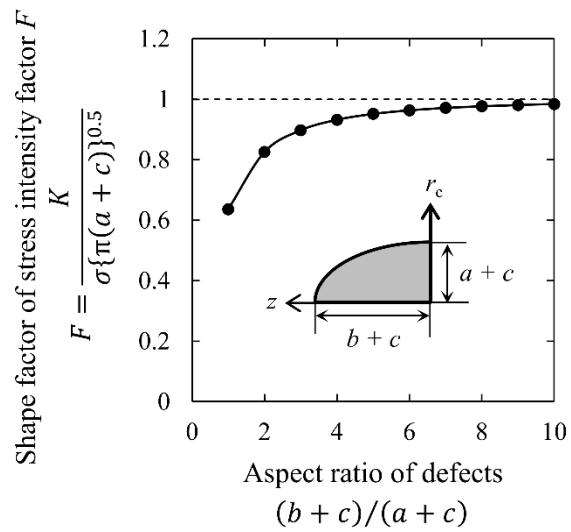


Fig. 5-13 Shape factor of cavity and crack.

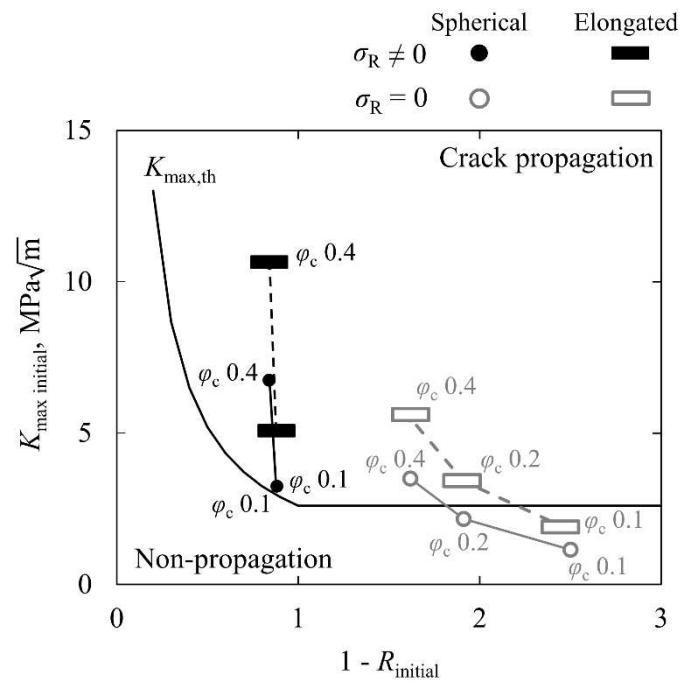


Fig. 5-14 Verification of crack growth potential by residual stress, cavity diameter and cavity shape.

5.5 結 言

硬さ分布と三方向の残留応力分布を有する大形の浸炭円柱の転がりによる破損リスク分析を目的とし, Dang Van 評価基準を用いて疲労き裂発生リスクの半径位置ごとの分布を判定し, き裂発生方向を同じく Dang Van 評価基準と応力解析によって決定した. さらにき裂を導入して応力拡大係数を検討し, 次の結果を得た.

- (1) 3 章で同定した浸炭鋼の固有ひずみ分布を利用して, 熱処理による残留応力と転がり接触応力を重ね合わせた応力分布を再現した.
- (2) 転がり接触応力による疲労き裂発生の半径位置を Dang Van 評価基準を用いて推定した. 残留応力を考慮しない場合の破損リスクは表面側, 残留応力を考慮した場合は引張残留応力の発生する位置にき裂発生リスクが高いことが明らかになった.
- (3) (2)の疲労き裂発生の懸念される位置に応力不連続部となる材料欠陥が存在する場合の, 欠陥周りのき裂発生箇所と方向を Dang Van 評価基準と応力振幅解析から求めた. 残留応力を考慮した場合には空孔周りの角度 $\theta_c = 0, 180\text{deg}$ の位置, 残留応力を考慮しない場合には $\theta_c = 90, 270\text{deg}$ の位置がき裂発生の可能性の高い位置であることが分かった.
- (4) 空孔から仮想初期き裂が発生した状態で接触荷重の解析を実施し, モード I, モード II の応力拡大係数を算出し, 材料の下限界有効応力拡大係数と比較することでき裂進展に関する考察ができることが明らかになった.

以上の結果により, 三方向の残留応力分布をもつ浸炭材料について, 転がり接触による疲労き裂発生・進展のリスクを, Dang Van 評価基準と応力拡大係数を用いた方法で, 数値により判定した. 今後の課題は, 一つ目に評価精度を向上させるため, Dang Van 評価基準の破損限界とき裂進展に及ぼす開閉口挙動の影響をそれぞれ材料試験から得ること, 二つ目に本評価手法の有効性を実験によって検証することである.

参考文献

- 1) 足立, “転がり軸受の熱処理”, 精密機械, Vol.46, No.10, pp.1242-1247 (1980)
- 2) 喜熨斗, “ころがり軸受工学(18)-ころがり軸受の材料(1)”, 機械の研究, Vol.23, No.4, pp.640-646 (1971)
- 3) 喜熨斗, “ころがり軸受工学(19)-ころがり軸受の材料(2)”, 機械の研究, Vol.23, No.5, pp.771-777 (1971)
- 4) NSK, “ベアリングドクター” (<https://www.nsk.com/jp-ja/tools-resources/troubleshooting/>)
- 5) 三田村, “転がり軸受の疲れとその研究動向”, トライボロジスト, Vol.53, No.10, pp.641-646 (2008)
- 6) R. Pedersen, S.L. Rice, “Case crushing of carburized and hardened gears”, Society of Automotive Engineers, Technical paper 610034, Vol., No., pp.- (1961)
- 7) J. Witzig, “Flankenbruch - Eine Grenze der Zahnradtragfähigkeit in der Werkstofftiefe”, Doctoral Thesis, University of Munich (2012)
- 8) M. Hein, T. Tobie, K. Stahl, “Parameter study on the calculated risk of tooth flank fracture of case hardened gears”, Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing, Vol.11, No.6 (2017)
- 9) M. MackAldener and M. Olsson, “Interior fatigue fracture of gear teeth”, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.23, No.4, pp.283-292 (2000)
- 10) M. MackAldener and M. Olsson, “Tooth interior fatigue fracture - computation and material aspects”, International Journal of Fatigue, Vol.23, No.4, pp.329-340 (2001)
- 11) E. Bauer and A. Böhl, “Flank breakage on gears for energy system”, Gear Technology, Vol.November/December, pp.36-42 (2011)
- 12) M. Tsutsumi, S. Yamagami, K. Narasaki, D. Watanuki, Y. Miyamoto and N. Ma, “Measurement of internal residual stress of three-directional components and estimation of inherent strain in carburized steel for large rolling bearings by combining the contour method and XRD method”, Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.72, No.7, pp.550-557 (2023)
- 13) K. Dang Van, B. Griveau, O. Message, “On a new multiaxial fatigue limit criterion : Theory and applications”, Biaxial and Multiaxial Fatigue, EGF3, Mechanical Engineering Publications, pp.479-496 (1989)
- 14) K. Dang-Van, “Macro-micro approach in high-cycle multiaxial fatigue”, Advances in Multiaxial Fatigue, ASTM International, pp.120-130 (1993)
- 15) N. Ma, D. Deng, N. Osawa, S. Rashed, H. Murakawa and Y. Ueda, “Welding deformation and residual stress prevention 2nd edition” (2022)
- 16) 渡辺, 佐藤, “溶接力学とその応用”, 朝倉書店 (1965)

- 17) M. Cerullo and V. Tvergaard, "Micromechanical study of the effect of inclusions on fatigue failure in a roller bearing", International Journal of Structural Integrity, Vol.6, No.1, pp.124-141 (2015)
- 18) M. Octure, D. Ghribi, P. Sainsot, "A contribution to study the tooth flank fracture(TFF) in cylindrical gears", Procedia Engineering, Vol. 213, pp. 215-226 (2018)
- 19) A. A. Cheenady, N. K. Arakere and N. D. Londhe, "Accounting for microstructure sensitivity and plasticity in life prediction of heavily loaded contacts under rolling contact fatigue", Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.43, pp.539-549 (2019)
- 20) H. Desimone, A. Bernasconi and S. Beretta, "On the application of Dang Van criterion to rolling contact fatigue", Wear, Vol. 260, pp.567-572 (2019)
- 21) 村上, "微小欠陥と介在物の影響", 養賢堂 (1993)
- 22) J. -A. Meis, "Flank fracture assessment under consideration of material quality", International Conference in Gears 2017, pp.385-397 (2017)
- 23) T. Fujimatsu, K. Hiraoka and A. Yamamoto, "Crack initiation behavior from internal defect in high carbon-chromium bearing steel under rolling contact fatigue", Tetsu-to-Hagane, Vol.94, No.1, pp.13-20 (2008)
- 24) M. Åman, K. Wada, H. matsunaga, H. Remes, G. Marquis, "The influence of interacting small defects on the fatigue limits of a pure iron and a bearing steel", International Journal of Fatigue, Vol.135 (2020)
- 25) Y. Murakami, T. Fukuhara and S. Hamada, "Measurement of mode II threshold stress intensity", Journal of the Society of Materials Science, Vol.51, No.8, pp.918-925 (2002)
- 26) 岡崎, "軸受鋼中のせん断型微小疲労き裂進展下限界に関する研究", 九州大学 博士論文 (2015)
- 27) M. K. Kassir and G. C. Sih, "Three-dimensional stress distribution around an elliptical crack under arbitrary loadings", Journal of Applied Mechanics, Vol.33, No.3, pp.601-611 (1966)
- 28) 城野, 宋, "疲労き裂 き裂開閉口と進展速度推定法", 大阪大学出版会 (2005)
- 29) D. Watanuki, M. Tsutsumi, H. Hidaka, K. Wada and H. Matsunaga, "Fracture mechanics-based criteria for fatigue fracture of rolling bearings under the influence of defects", Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.44, No.4, pp.952-966 (2021)

第6章 総括

転がり軸受は、機械の回転部を滑らかに支持する目的で用いられる機械部品の一つである。これまで、設計や材料の改善によって、耐久限度は向上してきた。転がり軸受は主に接触応力下で稼働し、応力分布は解析を用いて詳細な検討が可能である。一方で、接触応力以外の応力、特に大形の転がり軸受の内部に発生する三方向の残留応力分布について、これまで十分な理解がなされてきたとは言いがたい。しかしながら近年では、転がり軸受の支持する荷重容量のアップや、より低コストかつ低環境負荷の軸受部材の熱処理技術開発に対するニーズから、残留応力の影響をより正確に考慮した上で、適切な安全率を有する製品設計の要求が高まっている。

そこで本研究では、材料強度や残留応力が分布する転がり軸受材料である浸炭鋼を対象に、大型かつ肉厚の部材に発生する残留応力に着目し、適切な安全率をもった製品設計を可能とする実用的な強度評価方法を研究した。そのために、まずはこのような大形部材において、ラボレベルで実行可能な三次元内部残留応力の測定方法の開発に取り組んだ。さらに、残留応力の起源である固有ひずみに着目して、残留応力の発生要因を推定した。あわせて、残留応力を予測する技術について探索した。最後に、測定した三次元内部残留応力を有する部材について、疲労破損限界判定方法の確立を目指した。

本研究において得られた知見は以下の通りである。

第1章では、最初に鋼製の構造部材の疲労強度に及ぼす残留応力の影響について概観したのちに、転がり軸受の材料熱処理と疲労強度面での課題を指摘した。続いて本論文の分野における先行研究として、残留応力の測定方法と残留応力の推定方法、ならびに疲労破壊の評価法を解説した。

第2章では、円柱試験体を題材として数値実験および熱処理と測定の実験によって、転がり軸受の内部に発生する残留応力を測定する方法を提案した。コンター法とX線回折を組み合わせた残留応力測定法を拡張コンター法と称し、この方法によって三方向の残留応力をラボレベルの装置によって測定する方法の有効性を示した。その過程で以下の知見を得た。

- (1) 浸炭した円柱試験体において、断面での三方向成分の残留応力分布測定が拡張コンター法により可能であることを数値実験と円柱試験体の実測から明らかにした。
- (2) $R = 34 \sim 40 \text{ mm}$ の浸炭領域において、周方向残留応力 σ_θ 、軸方向残留応力 σ_z はともに圧縮応力を生じることが分かった。すなわち、浸炭材においては、Hv550 の

位置で定義される浸炭における有効硬化層ではなく、浸炭処理により炭素が侵入した領域に圧縮の残留応力が分布することが示唆された。

- (3) 浸炭境界直下の非浸炭領域 $R = 31$ mm 付近で周方向残留応力 σ_θ 、軸方向残留応力 σ_z とともに約 180 MPa の最大引張応力が発生していることが明らかになった。

第3章では、残留応力の起源である固有ひずみに着目し、浸炭材料における固有ひずみ分布を明らかにすることを目指した。第2章で測定した残留応力分布をもとに、逆解析により固有ひずみの推定を行った。さらに、熱弾塑性理論に基づく考察を加えることで、浸炭材料の固有ひずみの生成要因を検討した。その結果、以下の各点の知見を得た。

- (1) 本試験で用いた浸炭の円柱試験体において、中心を基準とした固有ひずみは、表面の浸炭層においては伸びひずみであり、浸炭層と心部との境界で収縮ひずみであり、さらに内側の心部では伸びひずみとなる。
- (2) 大形の浸炭品に生じる固有ひずみの生成起源は、浸炭部における炭素濃度に依存したマルテンサイト変態ひずみの勾配、非浸炭部における冷却速度の差によるマルテンサイト変態発生タイミングの時間差、心部の冷却速度低下に伴うマルテンサイト変態率の減少で説明できる。

第4章では、第3章で明らかになった固有ひずみを用いて、内部の残留応力分布を推定する方法に取り組んだ。円柱形状の部材において、数値計算において、浸炭領域が 6mm の場合の固有ひずみ分布から、浸炭領域が 4mm, 8mm の場合の固有ひずみを推定し、残留応力を再現した。これを簡易 2 層モデルによる熱弾塑性解析から得られた 4mm, 8mm の残留応力分布と比較し、両者がおおよそ一致することを示した。これにより、固有ひずみを用いて、浸炭領域の異なる部材における残留応力の推定が有効に行われたことを示した。あわせて、実測の浸炭領域 6mm の場合の固有ひずみ分布から、浸炭領域 4mm, 8mm の場合の残留応力を推定した。

第5章では、2~4章で把握可能となった軸受材料内部の三方向残留応力分布を考慮して、転がり軸受部材の破損限界を適切に予測する実用的な方法の提案を行った。予測は以下の順序で実施した。まず、供試材である直径 80 mm の浸炭円柱の疲労き裂発生リスクを、半径位置ごとに多軸疲労評価基準である Dang Van 基準によって評価した。次に破損リスクの高い深さに、破損の起点となる欠陥を想定し、再び Dang Van 基準によって破損が発生する向きを評価した。最後に、疲労き裂を想定して応力拡大係数を求め、き裂野進展限界を判定した。この取り組みから、以下の知見が得られた。

- (1) 第3章において逆解析によって推定した浸炭鋼の固有ひずみ分布を利用して、熱処理による残留応力と転がり接触応力を重ね合わせた応力分布を示した。
- (2) 転がり接触応力による疲労き裂発生の半径位置を、Dang Van 評価基準を用いて推定した。残留応力を考慮しない場合の破損リスクは表面付近において高く、残留応力を考慮した場合の破損リスクは引張残留応力の発生する内部において高

いことが明らかになった.

- (3) (2)の疲労き裂発生の懸念される位置に応力不連続部となる材料欠陥が存在する場合の, 欠陥周りのき裂発生箇所と方向を Dang Van 評価基準と応力振幅の計算から求めた. 残留応力を考慮した場合には空孔周りの角度 $\theta_c = 0, 180\text{deg}$ の位置, 残留応力を考慮しない場合には $\theta_c = 90, 270\text{deg}$ の位置において, 疲労き裂発生の可能性が高いことが分かった.
- (4) 空孔から初期き裂が発生した状態を想定した接触荷重の解析を実施し, モード I, モード II の応力拡大係数を算出して材料の下限界有効応力拡大係数と比較することで, 疲労き裂進展の有無を判定し, 残留応力の影響を考慮して破損の有無を評価できるということを示した.

以上の各章の研究を通じて, まず, 三方向の内部残留応力分布をラボレベルの装置で測定できる実用的な手法を提案した. 続いて浸炭材料に発生する固有ひずみを推定とともに, その起源について考察し, 固有ひずみを使って熱処理条件の異なる部材の残留応力を推定する方法を示した. 最後に, このような三方向の残留応力分布をもつ浸炭材料について, 転がり接触による疲労き裂発生・進展のリスクを, Dang Van 評価基準と応力拡大係数を用いた, 順を追った方法によって評価できることを示した.

終わりに, 今後の課題について述べる. 一つ目に, 今回実測した残留応力分布は表面をひずみゲージで測定した残留応力分布と良い相関を示していたが, 内部の残留応力分布までは他の測定法による結果との比較ができない. よって, 例えば中性子線を用いた測定などの別の方法で測定した残留応力と比較検証することが望ましい. 二つ目は, 第 5 章に示した多軸応力における疲労破損リスク評価方法が実験により検証できていないという課題が挙げられる. これに対しては, 使用条件の正しく解釈できる環境において, 転がり疲労により部材を破損させ, 実証実験における破損限界が予測と一致しているかを確認する必要がある. 最後に, 材料強度自体の実測による予測精度の向上を課題として考えている. 材料強度としては, Dang Van 評価基準に用いる要素的な引張圧縮とねじりの疲労限度だけでなく, 疲労き裂進展限界をさらに正しく予測するために必要な, 浸炭材料の疲労き裂開閉口挙動の実測が有効であると考えられる. これらの改善を通じ, 残留応力を考慮した疲労破壊予測方法をさらに実用的なものとすることで, 信頼性の高い転がり軸受の提供に広く寄与できると考えられる.

Appendix

軸対称の長い円柱における弾性応答マトリクス $[H^*]$ の求め方

本研究で用いた軸対称の長い円柱における弾性応答マトリクス $[H^*]$ の求め方を記す。軸対称の長い円柱の固有ひずみの前提条件は、第3章の3.2節内に示してあるものと同一とする。

円周 θ 方向の単位固有ひずみが、半径 r 方向に発生する弾性応答を行列として表した弾性応答マトリクス $[H_{\theta \rightarrow r,ij}^*]$ を代表例とする。ここで、固有ひずみの数 q 個： $j = 1 \dots q$ 、測定弾性ひずみの数 m 個： $i = 1 \dots m$ とする。

① 有限要素モデルの決定

固有ひずみを求めるにあたって利用する有限要素モデルを決定する。軸対称モデルにおける要素、境界条件、弾性ひずみの位置と番号をFig. A1-1に示す。利用する弾性ひずみの数は m 個とする。また、固有ひずみの要素と番号をFig. A1-2に示す。求める固有ひずみの数を q 個、基準となる固有ひずみの数を z 個とする。このとき、 m 、 q 、 z の関係式は式(A1-1)のようになる。

$$m = q + z \quad (\text{A1-1})$$

② 弾性応答マトリクス $[H^*]$ の作成

弾性応答マトリクスを求めるため、Fig. A1-2 $b_{11} \sim b_{1n}$ の行を行 b_1 とする。行 b_1 に円周方向の単位固有ひずみ $\varepsilon_{\theta}^* = 1$ を軸方向に一様に与える。概念図としてはFig. A1-3のようになる。数値解析ソフトウェア MARC 2014.1.0 では要素に線膨張係数を円周 θ 方向のみに設定し、熱ひずみを与えることで、円周方向の固有ひずみを与えることができる。

固有ひずみを与えて弾性解析を実施し、Fig. A1-4に示すように列 $a_{11} \sim a_{m1}$ に発生した要素の円周方向弾性ひずみを $\varepsilon_{\theta,a_{11}}^* \sim \varepsilon_{\theta,a_{m1}}^*$ として列にする。同様に行 $b_2 \sim b_q$ まで順に単位固有ひずみ $\varepsilon_{\theta}^* = 1$ を順に与え、弾性ひずみをそれぞれ列にする。すなわち、Fig. A1-5に示すような行列が弾性応答マトリクス $[H_{\theta \rightarrow r,ij}^*]$ となる。あわせて、単位固有ひずみ $\varepsilon_{\theta}^* = 1$ により弾性ひずみは、円周方向と軸方向に生じ、それぞれ $[H_{\theta \rightarrow \theta,ij}^*]$ 、 $[H_{\theta \rightarrow z,ij}^*]$ とする。

同様に軸方向の単位固有ひずみ $\varepsilon_z^* = 1$ を与えることにより発生する各位置の弾性ひずみを整理し、 $[H_{z \rightarrow r,ij}^*]$ 、 $[H_{z \rightarrow \theta,ij}^*]$ 、 $[H_{z \rightarrow z,ij}^*]$ が求まる。

一般化逆行列の計算は表計算ソフト Excel でも可能であるが、浮動小数点による影響を防ぐため、数値解析ソフトウェアや数値計算プログラムを用いた方が良いと思われる。

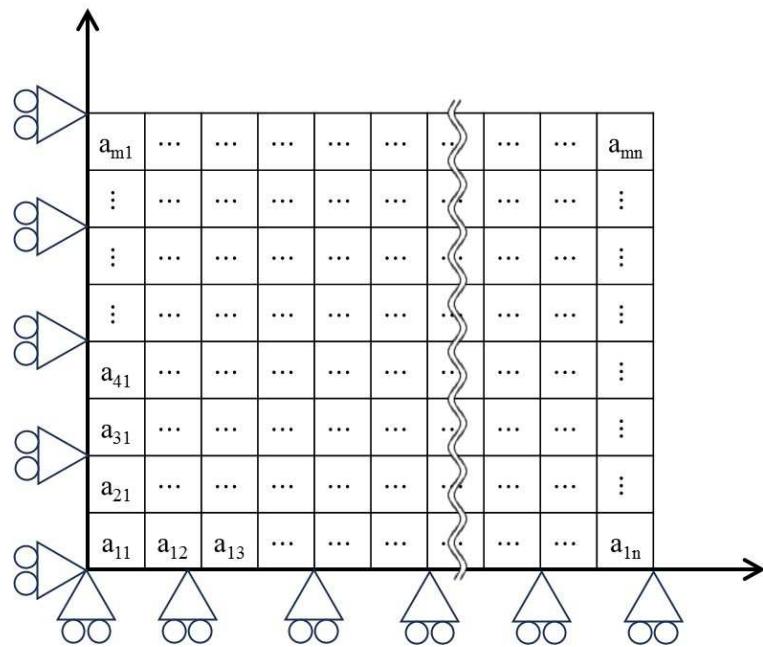


Fig. A1-1 Location and number of elements, boundary conditions, and elastic strain in axisymmetric models.

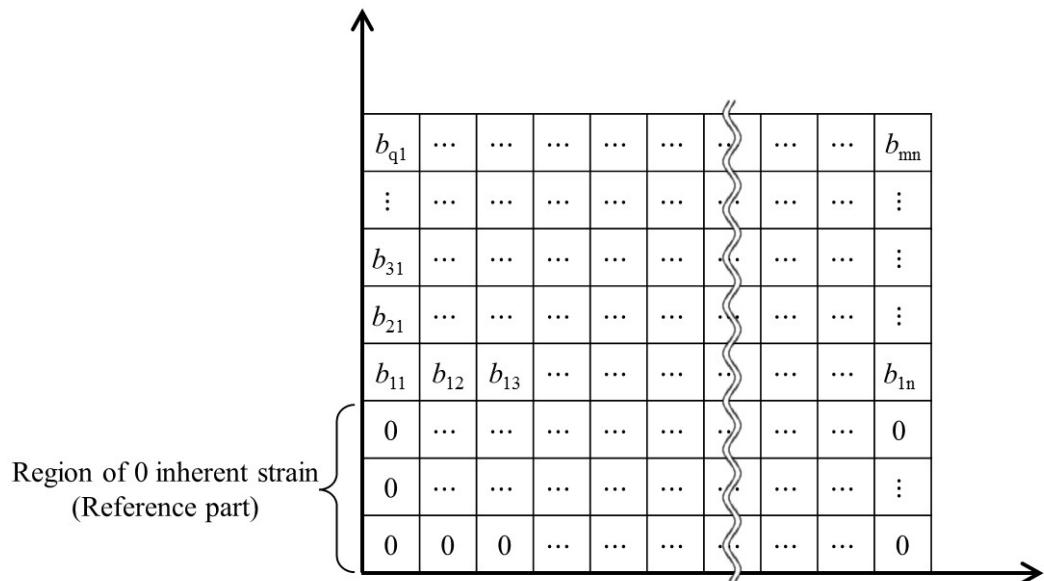


Fig. A1-2 Element and number of inherent strain.

Give unit inherent strain $\varepsilon_\theta^* = 1$ on row \mathbf{b}_1

b_{q1}	b_{qn}
\vdots	\vdots
b_{31}	\vdots
b_{21}	\vdots
b_{11}	b_{12}	b_{13}	b_{1n}
0	0
0	\vdots
0	0	0	0

Fig. A1-3 Image of unit inherent strain in circumferential direction uniformly in axial direction.

Elastic strain generated by unit inherent strain $\varepsilon_\theta^* = 1$

a_{m1}	a_{mn}
\vdots	\vdots
\vdots	\vdots
\vdots	\vdots
a_{41}	\vdots
a_{31}	\vdots
a_{21}	\vdots
a_{11}	a_{12}	a_{13}	a_{1n}

Fig. A1-4 Radial elastic strain in column a used in the elastic response matrix.

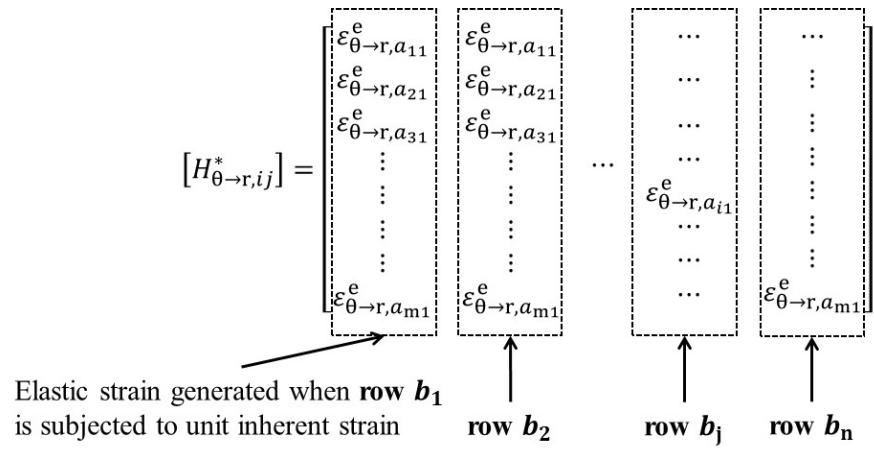


Fig. A1-5 Composition of the elastic response matrix $[H_{\theta \rightarrow r, ij}^*]$.

研究業績

投稿論文

- [1] 堤 雅子, 山上 捷太, 檎崎 邦男, 渡貫 大輔, 宮本 祐司, 麻 寧緒, “コンター法とX線回折法の併用による大形軸受用浸炭鋼の三方向内部残留応力測定と固有ひずみ推定”, 材料, Vol. 72, No. 7, pp. 550-557 (2023)
<https://doi.org/10.2472/jsms.72.550>
- [2] Masako Tsutsumi, Shota Yamagami, Kunio Narasaki, Daisuke Watanuki, Yuji Miyamoto, Ninshu Ma, “Measurement of Internal Residual Stress of Three-Directional Components and Estimation of Inherent Strain in Carburized Steel for Large Rolling Bearings by Combining the Contour Method and XRD Method”, Materials Transactions, Vol. 65, Issue 9, pp. 1099-1107 (2024)
<https://doi.org/10.2320/matertrans.MT-Z2024009>
- [3] 堤 雅子, 渡貫 大輔, 宮本 祐司, 麻 寧緒, “大形転がり軸受用浸炭鋼の三方向残留応力を考慮した疲労き裂発生・進展に関する評価法の基礎検討”, 材料, Vol. 73, No. 10, pp. 793-800 (2024)
<https://doi.org/10.2472/jsms.73.793>

国際会議

Masako Tsutsumi, Daisuke Watanuki, Yuji Miyamoto, Shota Yamagami, Kunio Narasaki, Ninshu Ma, “Extended Contour Method Combining with XRD for Measuring 3D Internal Residual Stresses in Carburized Steel for Large Rolling Bearings”, Visual-JW 2022 & DEJI2MA-2, Osaka, Japan, (2022. 10. 25-26)

謝　辞

本研究を遂行にあたり，多くの方のご指導とご協力を賜りました。

研究の開始より，現在に至るまでご指導くださった大阪大学 接合科学研究所 教授麻寧緒先生に心よりお礼申し上げます。

本研究の審査にあたり，ご助言をいただいた大阪大学 大学院工学研究科 地球総合工学専攻 教授 大沢直樹先生，准教授 辰巳晃先生，九州大学 大学院工学研究院 船舶海洋工学専攻 教授 後藤浩二先生に厚くお礼申し上げます。

研究を始めるにあたり，学生時代からお世話になり，麻先生をご紹介くださった大阪大学 大学院工学研究科 地球総合工学専攻 准教授 堤成一郎先生に感謝申し上げます。

研究を進めるにあたり，多くのご協力とご助言いただいた大阪大学 接合科学研究所 特任研究員 檜崎邦男先生，パナソニック株式会社 山上捷太殿に心よりお礼申し上げます。円滑な研究活動のためご協力いただいた大阪大学 接合科学研究所 麻研究室の菊地路子殿，中原富美子殿，赤路美紀殿に厚くお礼申し上げます。また，研究遂行にあたりご協力いただいた研究室の方々にも深くお礼申し上げます。

転がり軸受の残留応力に関する研究の機会を与えて下さった日本精工株式会社 理事 三田村宣晶殿，コア技術研究開発センター 所長 柴崎健一殿，副所長 植田光司殿，カーボンニュートラル推進部 部長 飛鷹秀幸殿に心より感謝申し上げます。

本研究は，日本精工株式会社 コア技術研究開発センター 第一研究開発室 熱処理技術研究グループで行いました。ご指導ならびに業務上のご配慮をいただいた コア技術研究開発センター 第一研究開発室 グループマネージャー 宮本祐司殿，研究のスタートから博士論文の執筆までご指導とご助言いただいた 担当課長 渡貫大輔殿，計算と考察にご助力いただいた デジタル変革本部 櫻井勇也殿，ならびにコア技術研究開発センター第一研究開発室の皆様に厚くお礼申し上げます。

最後に，いつも寄り添い応援してくれた夫，息子，娘に心から感謝いたします。