

博 士 論 文

大型鍛鋼品のフィレット部の
残留応力評価技術に関する研究

金沢大学大学院自然科学研究科
機械科学専攻

学籍番号 1624032009

氏 名 山田 真理子

主任指導教員名 佐々木 敏彦

提出年月 2019年1月

目次

第1章 緒言.....	1
1.1 本研究の背景と目的.....	1
1.2 残留応力測定の従来研究と本研究に適した手法の選定.....	4
1.2.1 表層部の残留応力評価手法.....	4
1.2.2 内部の残留応力評価手法.....	5
1.3 本研究で取り上げた課題.....	6
1.3.1 X線応力測定について.....	6
1.3.2 固有ひずみ法について.....	8
1.4 本論文の構成.....	10
参考文献.....	12
第2章 $\cos\alpha$ 法 X線応力測定による大型鍛鋼品のフィレット表面応力の測定精度検証.....	17
2.1 緒言.....	17
2.2 $\cos\alpha$ 法による X線応力測定法.....	18
2.3 大型鍛鋼品に対する $\cos\alpha$ 法の X線応力測定精度.....	20
2.3.1 試験材.....	20
2.3.2 試験条件.....	20
2.3.3 試験結果.....	23
2.3.4 まとめ.....	25
2.4 $\cos\alpha$ 法の X線応力測定における入射角と入射角誤差の影響.....	30
2.4.1 $\cos\alpha$ 法の定式化における入射角と入射角誤差の影響.....	31
2.4.2 試験条件.....	31
2.4.3 試験結果.....	32
2.4.4 まとめ.....	33
2.5 $\cos\alpha$ 法の X線応力測定における塑性ひずみの影響.....	36
2.5.1 試験条件.....	36
2.5.2 塑性ひずみ下の X線応力測定結果.....	38
2.5.3 冷間加工による塑性ひずみ下の X線応力測定結果.....	41
2.5.4 塑性ひずみと半価幅の関係.....	44
2.5.5 まとめ.....	44
2.6 結言.....	46
参考文献.....	47

第3章 大型鍛鋼品の偏析部が $\cos\alpha$ 法 X線応力測定に与える影響	48
3.1 緒言	48
3.2 試験材	48
3.3 試験条件	49
3.4 試験結果	50
3.5 結果の考察	57
3.5.1 炭素濃度の偏りと結晶粒の影響検討	57
3.5.2 偏析の影響の低減検討	62
3.6 結言	63
参考文献	64
第4章 固有ひずみ法による冷間加工部の内部残留応力予測精度と X線回折半価幅の有効性 評価	65
4.1 緒言	65
4.2 固有ひずみ法による内部残留応力推定	65
4.2.1 固有ひずみ法の概要	65
4.2.2 固有ひずみ法の定式化	68
4.3 大型鍛造品のフィレット部に有効な手法の提案	69
4.3.1 対象品	69
4.3.2 局所座標系の定義	69
4.3.3 測定試験片形状	70
4.3.4 固有ひずみ近似関数	73
4.4 残留応力および半価幅の測定	74
4.4.1 X線応力測定	74
4.4.2 半価幅測定	75
4.4.3 精度検証のための切断法による残留応力測定	76
4.5 半価幅による固有ひずみ計算条件の設定と残留応力予測精度の検証	77
4.5.1 相当固有ひずみの定義	78
4.5.2 半価幅の実測結果	78
4.5.3 固有ひずみ計算領域の検討	80
4.5.4 固有ひずみ分布関数の次数の検討	83
4.5.5 固有ひずみ法の予測結果の精度検証	87
4.6 結言	87
参考文献	89

第5章 固有ひずみ法による内部残留応力予測における $\cos\alpha$ 法 X 線応力測定の有効性評価	90
5.1 緒言	90
5.2 残留応力測定	90
5.2.1 対象材および測定形状	90
5.2.2 精度検証のための切断法による残留応力測定	90
5.2.3 X 線応力測定条件	91
5.2.4 $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定結果の比較	93
5.2.5 $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法の半価幅測定結果の比較	93
5.3 固有ひずみ法における $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定の有効性検証	96
5.3.1 固有ひずみ計算条件	96
5.3.2 $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法の測定データを使用した固有ひずみ予測結果の比較	96
5.3.3 $\cos\alpha$ 法 X 線応力測定適用の利点の検証	102
5.4 結言	111
参考文献	112
第6章 結論	113
謝辞	116

第1章 緒言

1.1 本研究の背景と目的

近年、地球温暖化問題に代表される環境保護に向けた活動が活発化しており、輸送機器の分野においては消費エネルギー削減の観点から、部品の高強度化および軽量化への要求がますます高まりつつある。本研究の対象である大型鍛鋼品は、船舶および発電向けの部品が主な市場であるが、消費エネルギー削減の要求が高まる流れは大型部品の分野でも同様である。部品軽量化の手段としては、鉄鋼材料に代わる代替材料として軽量のアルミまたはチタンを適用することも考えられるが、強度の観点で鉄鋼材料の適用が必須である場合もあり、またアルミおよびチタンは鉄鋼材料に比べ値段が高いため工業的にコストが見合わない場合も多い。これらの理由から、船舶および発電向けの高強度が要求される大型鍛造部品においては、材料変更は容易ではない。そのため鉄鋼部品の更なる高強度化および高疲労強度化は、引き続き重要な課題である。これまで鉄鋼材料においては、鋼の強化機構を活用して材料そのものの強度を高めることに取り組みられてきたが、高強度化することにより延性および靱性が低下し¹⁾、部品形状に成形することが難しいことが課題としてあげられ、遅れ破壊といった解決が難しい課題²⁾も多数存在する。また、1200~1300MPaを超える高強度鋼のギガサイクル疲労の課題^{3)~6)}も明らかとなり、鉄鋼材料の高強度化だけでは市場の要求に答えられない状況となってきた。そこで、表面処理による疲労強度向上技術の実用化が推進されている。表面処理に関する技術開発は、自動車部品に代表される小型部品の分野で積極的に進められてきたが、大型鍛鋼品の分野においても広がりを見せている^{7)~9)}。

疲労強度を向上させる表面処理技術にはさまざまな技術が提案されているが、工業的に実用化されている代表的な手法としては、浸炭焼入れ・窒化処理・高周波焼入れ等の熱処理を伴う手法と、ショットピーニング・冷間加工^{10),11)}等の圧縮残留応力を付与する技術があげられる。浸炭焼入れとは、高温の炭素雰囲気中で数時間の熱処理を行い、部品表面に硬化層を付与する技術^{12)~14)}である。窒化処理とは、アンモニアガス中にて長時間処理を行うガス窒化^{15),16)}と、浸炭性ガスを含むアンモニアガスまたは塩浴中にて2~3時間の処理を行う軟窒化^{17),18)}の2種類に分類される。いずれの技術も自動車部品等の小型鉄鋼部品に対し広く適用されているが、その背景には以下の理由がある。小型部品は大量生産品であることが多く、複数の部品を同時に熱処理が可能のため、炭素もしくはアンモニアガス雰囲気下で長時間熱処理を行ったとしても、生産コストの増加を最小限に抑えることが可能なためである。しかし、大型鍛鋼部品は少量多品種生産の場合が多く、一品一品に表面処理を適用する必要があるため、熱処理炉も大型となるため、浸炭焼入れおよび窒化処理はコスト面で適用が難しい可能性が高い。一方で、高周波焼入れは高周波誘導加熱により鋼の表層部を硬質なマルテンサイト相にする技術^{19)~22)}であり、大型鍛鋼部品においても摺動部の硬質化目的で適用される場合^{23)~25)}もある。しかしながら高疲労強度化を目的とする場合、コスト面で熱処理を伴わない冷間

加工技術の方が有利と考えられている。冷間加工技術といえば、小型部品においてはショットピーニング^{26)~28)}の適用が一般的であるが、冷間加工層が1mm以下と浅く、大型部品の場合は応力勾配との兼ね合いでもっと深い範囲を加工する必要がある。近年では、加工機に工具を取り付けて部分的に冷間加工を適用可能な、ディープローリング^{29)~32)}と呼ばれる簡便で安価な手法に注目が集まっており、大型部品の分野においても適用事例が見られるようになってきた。本研究では、大型鍛鋼品に適した冷間加工技術に焦点を当てるが、高疲労強度化を目的とした表面処理技術に関する研究は現在も積極的に取り組まれており、今後も様々な技術がますます広い分野にて適用が推進されていくと考えられる。

上記の通り様々な表面処理技術が実用化されているが、表面処理技術は比較的簡便で安価に疲労強度向上が可能である一方で、いずれの技術も残留応力の発生を伴う^{33)~36)}ために、部品の設計時には残留応力を考慮した評価が必要である。図1-1に表面処理部周辺に生じる残留応力のイメージ図を示す。冷間加工技術を例にとると、加工部に塑性変形を生じ圧縮残留応力を与える一方で、加工部の境界に引張残留応力を生じさせる。熱処理を伴う手法においても、熱ひずみあるいは組織変化に伴うひずみによる残留応力の発生が避けられない。表面処理技術の効果を最大限に活用するためには、部品設計段階で表面処理部周辺の残留応力分布を把握し、それらが疲労強度に与える影響を適切に評価する^{37)~40)}必要がある。つまり、今後の工業分野において、表面処理技術を有効活用するためには、残留応力評価技術の活用が不可欠といえる。

本研究は、疲労強度向上の目的で表面処理技術が適用された大型鍛鋼品を対象とし、表面処理技術には大型鍛鋼品にも比較的簡便に適用可能な冷間加工を取り上げた。本研究の目的は、大型鍛鋼品の冷間加工部の疲労評価を行う上で残留応力分布の把握が必要なため、産業上最も有効な残留応力評価手法を選択し、それらの手法を適用する上で大型鍛鋼品特有の課題の解決策を提案することである。図1-2に本研究で対象とする大型鍛鋼品の形状を示す。一般的に残留応力測定というと表層部分の残留応力を想定するが、大型鍛鋼品の場合は大型であるために高応力が発生する深さは5~10mmと深く、疲労強度を向上させるためには表面処理も十分に深い領域まで適用する必要がある。図1-3に大型鍛鋼品の表面処理部の残留応力深さのイメージ図を示す。この例からもわかるように、大型鍛鋼品の表面処理部の疲労評価を目的とした残留応力測定は、表層部分の測定に加えて、5~10mmの深い位置まで測定することが要求される。部品の表層部と内部(5~10mm深さ)とでは、残留応力測定に有効な手法が大きく異なるため、これまでに研究開発が進められてきた様々な残留応力評価手法と大型鍛鋼品への適用の可能性について、表層部と内部の二つの領域に分けて以下に整理する。

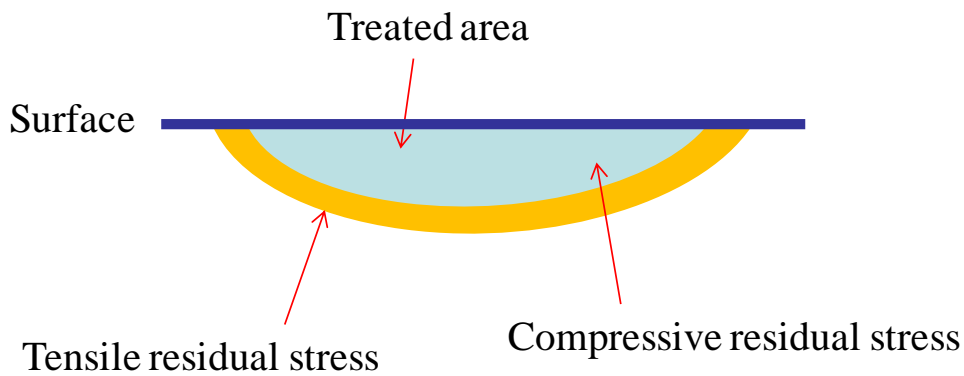


図 1-1 表面処理部周辺に生じる残留応力のイメージ図

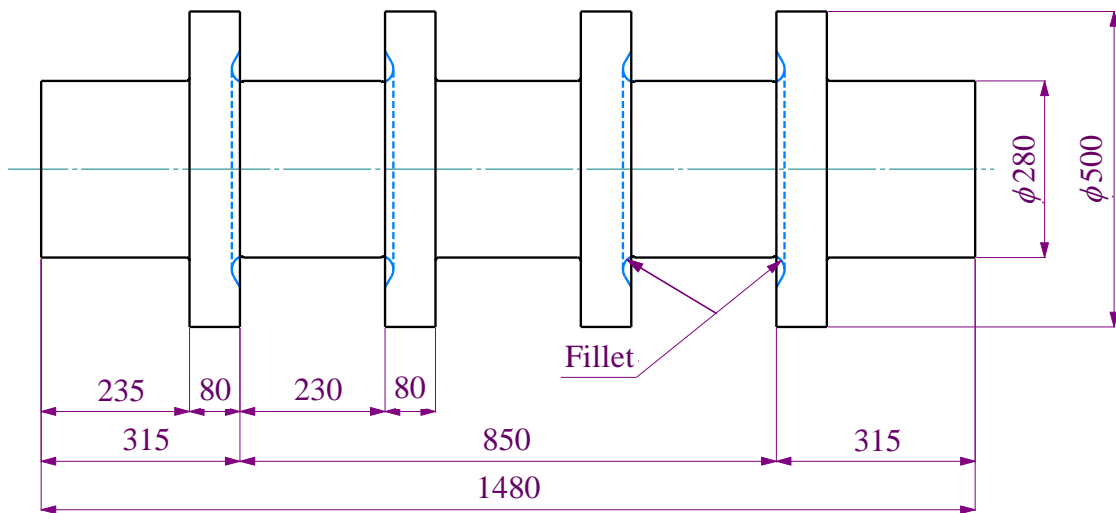


図 1-2 本研究で対象とする大型鍛鋼品の形状

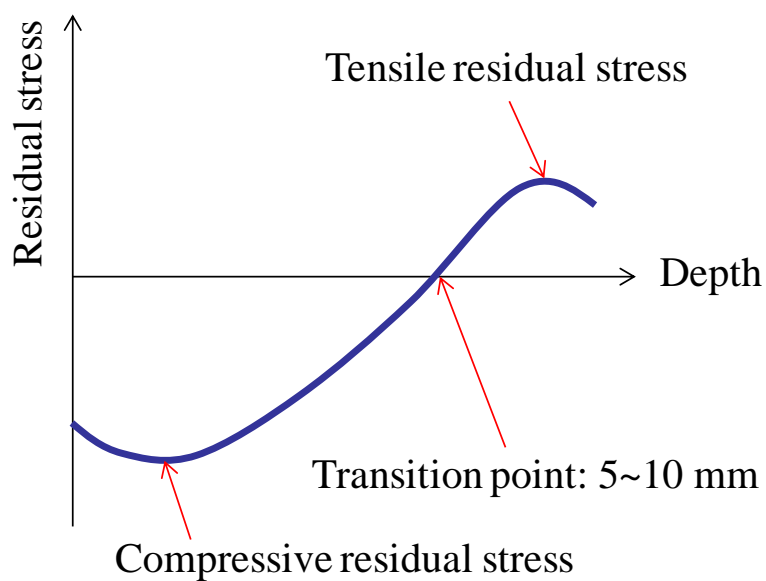


図 1-3 大型鍛鋼品の表面処理部の残留応力深さのイメージ図

1.2 残留応力測定 of 従来研究と本研究に適した手法の選定

1.2.1 表層部の残留応力評価手法

部品の表層部の残留応力を非破壊で測定する手法として、最も代表的な技術は X 線応力測定法^{40)~45)}があげられる。結晶の回折を利用して多結晶材料中の応力を測定する手法であり、国外の研究では 1930 年ごろから盛んに行われており、国内においても 1940 年代から実際の測定が行われている^{46)~48)}。それ以降は、さまざまな材料^{49)~52)}・形状^{53)~56)}・応力状態^{57)~59)}へ適用した研究が多数取り組まれており、現在までもそれらの研究は盛んに行われている。そのため、X 線応力測定結果が十分信頼に足る値である根拠となるデータが多数存在し、実用上使用する上で注意すべき点も明らかとなっている。さらに、簡便に比較的安価で使用可能な汎用装置も多数販売されており、工業分野ではかなり幅広く適用されている。大型鍛鋼品に適用する上でも、表層部の残留応力測定には X 線応力測定が最も適していると考えられる。

X 線応力測定法以外にも、赤外線・音弾性・磁気ひずみ法といった手法が提案されている。赤外線応力測定法^{60),61)}は、弾性変形の際に生じる物体の微小な温度変動を赤外線センサにて計測する手法である。応力変動を温度変動として計測するため、残留応力のような静的な応力の測定には不向きであるが、平均応力が熱弾性温度変動に影響を与えることから、変動外力を加えた状態で赤外線応力測定を行えば、理論上残留応力の測定が可能となる。ただし、平均応力が熱弾性温度変動に与える影響は非常に微小であるため、残留応力の高精度な測定は難しいと考えられる。赤外線応力測定装置が更に高性能化されることで精度が向上する可能性があるため、今後の研究開発に期待したい。

音弾性法は、超音波が物体内部を伝搬する際に、応力状態によって速度が変化することを利用した応力測定法である。超音波を使って非破壊で検査可能な手法として注目されている。ただし、応力状態による音速の変化は非常に微小であるため、非常に高精度な測定が要求される。金属材料の組織の異方性や集合組織の影響を受け、それらの影響と応力の影響を高精度に分離させることが難しい。また、温度の影響も受けるため、温度測定を同時に行い音速の補正が必要である⁶²⁾。表面 SH 波を使った鉄道レールの軸応力測定の事例⁶³⁾等が見られるものの、定量的な精度としてはまだまだ不十分と言わざるを得ない。

磁気ひずみ法とは、磁気ひずみ効果によって引張応力方向には磁化しやすく、応力に垂直方向には磁化し難いという性質に着目した手法⁶⁴⁾である。応力によって生じる磁気異方性を専用のプローブによって検出し応力に換算する。ただし、塑性変形によって磁気特性が変化するという報告⁶⁵⁾があり、冷間加工のような塑性ひずみを付与する表面処理部への適用には不向きと考えられる。また、音弾性法と同様に、測定精度の面で実用上十分とはいえず、まだまだ研究段階の手法である。

その他、古典的な手法としてひずみゲージ法もあげられる。ひずみゲージ部を最小片に切断して開放ひずみを測定し、応力に換算する手法である。測定点の体積はひずみゲージ寸法

と切断可能な最小片のサイズに依存するため、ひずみゲージ法の測定精度は X 線応力測定と同等もしくは劣ると考えられる。加えて、測定のために切断が必要であり、X 線応力測定法は非破壊で測定可能であることを考慮すると、X 線応力測定法に分があるといえる。

以上のことより、大型鍛鋼品の冷間加工部を対象にした場合、表面部の残留応力測定には X 線応力測定が最適であると考えられる。

1.2.2 内部の残留応力評価手法

前述の通り、大型鍛鋼品を対象とした場合、内部の残留応力評価には 5~10 mm 深さまで評価できる手法が要求される。5~10 mm 深さの残留応力評価が可能な手法となると、候補はかなり限定される。まず X 線応力測定法は、金属に対する X 線の侵入深さが数 μm とごく表層であるため対象外である。また音弾性法は、縦波と横波を組み合わせることで材料内部の応力も測定可能である⁶⁶⁾との研究報告があるが、測定可能な応力は単軸応力に限定されるため、冷間加工により生じる 3 軸応力の測定には適さない。

一般的に 5~10 mm 深さの応力を測定可能な手法としては、中性子・放射光・ひずみゲージ法があげられる。中性子応力測定法^{67),68)}は、X 線と同様に結晶の回折を利用した手法であり、X 線と比べ材料内部への侵入深さが約 1000 倍以上深く、内部の残留応力測定が可能である。しかし、中性子の強度が高くないため、測定体積を大きく取る必要があり、内部の残留応力に分布が生じている部品の測定には適していない。また、中性子発生源として原子炉もしくは大型加速器が必要であり、工業製品に高頻度で利用することは現実的ではない。

放射光応力測定法^{69),70)}は、高エネルギーの X 線を使用した手法であり、エネルギーを高めると X 線の侵入深さを深くすることが可能である。エネルギーを数十 keV に高めると、X 線の侵入深さは数 mm レベルに到達する。また、照射ビーム径は 1 μm まで絞った例もあり、中性子回折よりも測定精度が高くなる可能性がある。ただし、放射光発生施設でのみ実施可能であり、工業製品への適用が現実的ではないのは中性子回折と同様である。

そこで、数十 mm 深さの残留応力測定には、一般的にひずみゲージ法が適用される。内部の応力を測定する手段として、測定したい部位にドリルで穴を開け、穴底にひずみゲージを貼り、ひずみゲージ部を最小片までに切断し応力を開放させる古典的な手法が有効である。また近年では、深穴穿孔法 (Deep Hole Drilling : DHD 法) と呼ばれる手法およびその改良法 (MDHD 法) が提案されている。DHD 法とは、測定したい位置にドリル加工により測定穴をあけ、測定穴径をエアプローブにより測定し、その後穴回りを放電加工にて円筒状に切り出し再度穴径を測定し、穴径の変化量によって残留応力を算出する手法⁷¹⁾である。DHD 法は応力算出の際に二次元応力状態の評価式を使用するのにに対し、MDHD 法は三次元応力状態の評価式を適用し、さらにドリル加工および放電加工による塑性変形の影響を考慮することで、DHD 法より精度を向上させている⁷²⁾。いずれの手法も測定精度は高いと言える。しかしながら、これらの測定手法は穿孔ラインに沿った残留応力を測定するため、穿孔位置が

物理的に制約される場合、例えば狭隘部の残留応力測定には不向きである。また、DHD 法および MDHD 法は、穿孔ラインの深さ方向の残留応力分布を取得可能であるが、穿孔ライン以外の内部残留応力の全体分布を把握することはできない。多数の穿孔ラインの測定を実施するためには、同等の残留応力状態と考えられるサンプルを複数用意する必要がある。

上記を踏まえた上で近年着目されている手法は、固有ひずみ法⁷³⁾である。固有ひずみ法は、残留応力計測と有限要素法の組み合わせにて内部残留応力を算出する手法である。理論の詳細は以下に別途記載するが、内部残留応力を測定するために切断もしくは加工を加えた影響を有限要素解析により補正する手法である。純粹な有限要素法による解析とは異なり、実測結果に基づき解析的な評価を行うため、溶接残留応力や複雑な塑性変形の繰り返しを伴う冷間加工のような有限要素法のみでは解析精度が十分とは言えない場合にも有効な手法である。高い測定精度を有する計測技術と組み合わせ、測定データをより多く取得することで、固有ひずみ法の予測精度も向上する。本研究の対象品は表面処理部が狭隘部となるため、穿孔法は物理的に適用できない部位が存在するため、現状技術において固有ひずみ法は、大型鍛鋼品の内部残留応力分布を把握可能な唯一の手法であるといえる。

以上の通り、本研究では冷間加工が適用された大型鍛鋼品の残留応力を評価する上で、表層部の評価手法には X 線応力測定法を選択し、内部の評価手法には固有ひずみ法を選択した。

1.3 本研究で取り上げた課題

次に、X 線応力測定法および固有ひずみ法に関する最新の技術動向と、大型鍛鋼品に適用する上での特有の課題について以下に記載する。

1.3.1 X 線応力測定について

長らく X 線応力測定法として現在も一般的に広く適用されている手法は、 $\sin^2\psi$ 法と呼ばれる手法である。 $\sin^2\psi$ 法による応力測定は、複数の入射角で X 線照射を行い、回折線の半径より得られた格子面間隔と $\sin^2\psi$ との直線関係 ($\sin^2\psi$ 線図) を求め、応力を算出する手法⁷⁴⁾である。格子面間隔の変化を複数の入射角条件で測定し、 $\sin^2\psi$ 線図の直線性から応力を算出するため、測定誤差を最小限に抑えた信頼度の高い測定が可能である。一方で、複数の入射角条件で X 線照射を行うために装置の回転機構が必要であり、十分な回転 (傾斜) スペースと複数角度分の測定時間が必要である。ここで、本研究の対象品は図 1-2 に示した通りフランジ部を有する部品であり、軸部とフランジ部の繋ぎ部にフィレットが設けられている。大型鍛鋼品のフィレット部は狭隘部となり、 $\sin^2\psi$ 法の装置が入るスペースが無く、実質的に $\sin^2\psi$ 法での測定は不可能である。

近年、二次元検出器を用いた $\cos\alpha$ 法⁷⁵⁾による小型で可搬型の測定装置^{76,77)}が広く普及し始めている。 $\cos\alpha$ 法は単一の X 線照射にて応力測定が可能であり、 $\sin^2\psi$ 法に比べ装置が小型と

なり、測定に必要な空間が小さく、測定時間が短いという利点がある。 $\cos\alpha$ 法の装置の普及により、製造現場でのX線残留応力測定が簡便に実施可能となった。 $\cos\alpha$ 法に基づくX線応力測定技術は1978年に平ら⁷⁸⁾により提案され、1990年に吉岡ら⁷⁹⁾により二次元検出器としてイメージングプレート(IP)の使用が提案され、佐々木らによってIPを使った $\cos\alpha$ 法に基づくX線応力測定システム⁸⁰⁾が確立された。その後、三軸応力測定に関する研究⁸¹⁾およびマクロ・マイクロ応力の測定法⁸²⁾などの基礎的な研究に加えて、宮崎・藤本らによるフーリエ法の活用^{83,84)}といった応用研究の事例がある。しかしながら、現在の汎用的な装置として普及し始めてからまだ日が浅いため、 $\sin^2\psi$ 法のように多数の材料・形状・応力状態へ適用した研究事例が十分に存在せず、実用上の材料を対象にする場合には、測定精度について事前に十分な検討がなされる必要がある。

本研究で対象とする大型鍛鋼品の冷間加工部に $\cos\alpha$ 法のX線応力測定を適用する場合、いくつかの大きな課題が存在する。まず、大型鍛鋼材は圧延鋼板と比べ内部組織が完全には均一でないため、大型鍛鋼材の組織不均一に対する $\cos\alpha$ 法のX線応力測定精度を把握する必要がある。次に、 $\cos\alpha$ 法のX線応力測定は単一の入射角で測定可能な利点があるが、測定精度の観点で適正なX線入射角条件として35~45 deg.が推奨されている。図1-4に大型鍛鋼品のフィレット部における $\cos\alpha$ 法のX線応力測定イメージ図を示す。 $\cos\alpha$ 法の装置は $\sin^2\psi$ 法に比べ小型なため、本研究の対象部位であるフィレット部(R形状)にX線を照射可能であるが、試験材形状と装置寸法の物理的な関係で、X線入射角を適正值に設定できないケースが存在する。そこでX線入射角が適正值から外れた場合の測定精度を把握する必要がある。さらに、製造現場で測定する場合、測定部位とX線装置との相対位置が明確にならず、X線入射角が正確にわからないケースも多いため、回折情報から応力を解析する際の入射角設定に誤差が生じた場合の影響についても把握する必要がある。

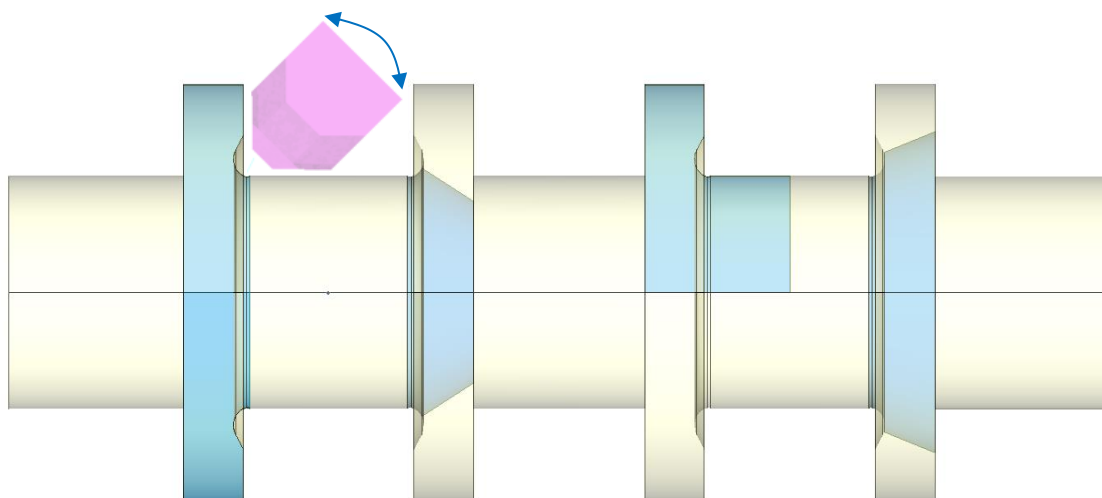


図 1-4 大型鍛鋼品のフィレット部における $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定イメージ図

以上をまとめると、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定法を大型鍛鋼品へ適用する上で、鍛鋼材特有の組織不均一、X 線入射角が適正值から外れる場合、および X 線入射角設定誤差が測定精度に与える影響について検討する必要がある。

さらに、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定を冷間加工部に適用する場合、冷間加工で導入された塑性ひずみの影響が懸念される。一般的に、多結晶体の集合組織が X 線応力測定に影響を与える⁸⁵⁾ことが知られており、また塑性変形によって集合組織が形成される⁸⁶⁾ことが知られている。つまり大型鍛鋼材の塑性ひずみ下における $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定精度を把握する必要がある。

最後に、大型鍛鋼品特有の課題として、偏析の影響があげられる。大型鍛鋼品には鋼塊の凝固過程で生じるマクロ偏析が存在し⁸⁷⁾、偏析部を完全に避けて製品を製造することは困難である。偏析部では、鋼中の炭素および合金元素の濃度に極端な偏りが生じることが特徴として挙げられる。これらは一般的な組織不均一と比べると、濃化レベルの程度が大きく異なる。よって、偏析部に生じた残留応力を X 線にて測定する場合、炭素および合金元素濃度の偏りおよびそれらに起因する組織変化が X 線応力に与える影響を把握する必要がある。

1.3.2 固有ひずみ法について

固有ひずみ法とは、部品を切断または加工した条件で内部の残留ひずみもしくは応力を計測し、計測結果に基づき残留応力の発生源となるひずみ（固有ひずみと呼ぶ）の分布を有限要素法の逆解析にて求め、切断または加工前の部品形状の有限要素モデルに固有ひずみ分布を与え、元形状の内部残留応力分布を予測する手法である。固有ひずみは永久ひずみ（非弾性ひずみ）であり、部品が切断または加工にて形状を変えた場合も、残留応力分布は変化するが固有ひずみ分布は保存される。よって、穿孔法等で内部の残留応力測定が難しい部位や、そもそも穿孔不可能な形状の部品に対しても、切断または加工にて形状を変えた状態で残留ひずみまたは応力を測定し、固有ひずみを介して元形状の残留応力を予測することが可能である。測定したい部位を表面に露出させた状態で残留ひずみまたは応力を測定することが可能となるため、穿孔法の測定に限らず、X 線応力測定のような表面の残留応力測定手法を適用することも可能となる。

本手法は 1975 年に上田らにより提案され⁸⁸⁾、麻らにより固有ひずみを分布関数で近似することにより計測点数を大幅に削減可能であること⁸⁹⁾が示され、溶接部の内部残留応力分布の把握に有効であること⁹⁰⁾が示されている。近年、計算機能力の大幅な向上により大規模な有限要素解析の実行が可能となり、固有ひずみ法も再度着目されている。中長らは 2871 点とかなり膨大な測定データを用い、溶接継手部の内部残留応力予測の更なる拡張手法^{91)~94)}を提案した。また、前川および中長らは、円筒溶接継手に対する固有ひずみ法の有効性⁹⁵⁾⁹⁶⁾を確認した。さらに、小川の研究では、固有ひずみを用いて余盛除去時の加工ひずみを考慮した溶接残留応力予測法の研究⁹⁷⁾、X 線回折を用いた非破壊での溶接部の深さ方向残留応力評価

に関する研究^{98),99)}に取り組みられている。Korsunsky および Jun らはショットピーニング材の残留応力予測に固有ひずみ法を適用し、シンクロトロン X 線回折により残留ひずみを測定して固有ひずみ分布を求める研究¹⁰⁰⁾⁻¹⁰³⁾などにも取り組まれている。

本研究の対象品は軸部とフランジ部の繋ぎ部にフィレットが設けられており、フィレット部に冷間加工が適用されている。そこで、冷間加工が適用されたフィレット部の内部残留応力予測に固有ひずみ法を適用する上での課題を以下に示す。まず、大型鍛鋼品のフィレット部に適した測定データの取得方法を検討する必要がある。固有ひずみ法の理論上は、測定データの無い位置または応力成分についても予測可能であるが、実際には測定データに誤差が含まれるため、測定データの無い位置および応力成分の予測精度は著しく低下する。よって、固有ひずみ法を適用する上では、残留応力を予測したい領域全体に対し測定を行い、3 軸応力成分すべてを測定する必要がある。上田らおよび中長らは、軸 (L) 方向および垂直 (T) 方向に測定片を切断する T-L 法^{104),105)}を提案したが、切断片には物理的に 10~20 mm の厚さが必要であり、図 1-5 に示す通り、L 方向の切断片ではフィレット部に生じる急峻な応力分布が一つの切断片に含まれてしまい、応力勾配に対応した位置に測定点を設けることが出来ない。そこで本研究では、フィレット R に沿った方向に局所座標系を設定し、局所座標系に沿った測定片を使用し、残留応力測定には X 線応力測定法を適用した新たな手法を提案した。よって第一に、本提案手法の予測精度について検証する必要がある。

次に、固有ひずみ法の実用上の最大の課題は、一般的な残留応力測定と比べるとより多数の測定データが必要となる点あげられる。中長らは、麻らの提案した固有ひずみを分布関数にて近似する手法の有効性を示し¹⁰⁶⁾、溶接接手部においては 2871 点から 1133 点まで約 40%測定点数が削減可能であること¹⁰⁷⁾を確認した。ここで、固有ひずみ分布を関数で近似するためには、分布関数を適正に設定する必要がある。また同時に、残留応力測定範囲と固有ひずみ計算領域の設定も、固有ひずみ法の残留応力予測精度に大きく影響を与えるため、適正に設定する必要がある。中長らはこれらの設定について、「実測値と予測値の残差からの診断」「統計学的見地からの診断」「専門知識からの診断」「経済性を含めた総合診断」の 4 段階の診断を行い、測定領域は溶接端部から約 20 mm 離れた領域を含む範囲が適正であることを示した¹⁰⁷⁾。しかし中長らの検討は溶接接手部へ適用する場合の結果であり、冷間加工部に適用する場合について従来研究では検討されていない。本研究の対象品である冷間加工部に着目すると、発生する固有ひずみは塑性変形に起因し、X 線回折半価幅は塑性ひずみと相関があること¹⁰⁸⁾⁻¹¹⁰⁾が示されている。つまり、冷間加工部に限定すれば、半価幅と固有ひずみにも特定の関係があると考えられる。半価幅は X 線回折情報から応力を算出する際に同時に得られる値である。そこで、固有ひずみ法を適用する上で X 線残留応力測定を実施し、同時に取得した半価幅を活用し、残留応力測定範囲、固有ひずみ分布関数の次数および固有ひずみ計算領域の適正化について検討することを考えた。

最後に、中長らにより溶接接手部では測定点数が 1133 点まで削減可能であることが確認された¹⁰⁷⁾が、それでも 1000 点以上の測定点であり、産業上利用する上ではより簡便なアプロ

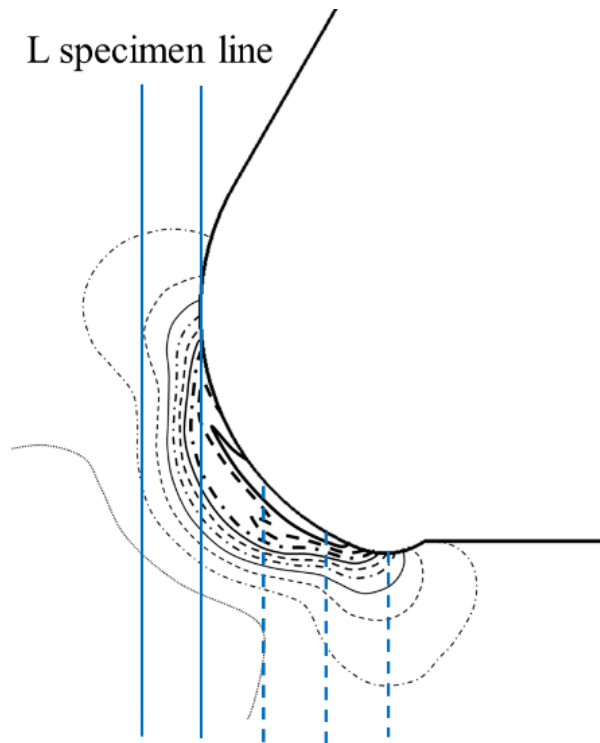


図 1-5 フィレット部に従来の固有ひずみ法で適用されている T-L 法を適用したイメージ図

一치가求められる. そこで本研究では, 残留応力計測手法に測定時間が短い $\cos\alpha$ 法による X 線応力測定法の適用を考えた. $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定の利点は, 測定時間が短い以外にも, 装置が小型で単一入射角にて測定可能であるため狭隘部の測定が可能となる点と, さらには回折プロファイルから応力を解析する際にせん断応力を同時に取得可能な点があげられる. これらの $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定の利点が固有ひずみ法による残留応力予測に与える効果について検討する必要がある.

1.4 本論文の構成

上記に記載の通り, 本論文では疲労強度向上の目的で冷間加工が適用された大型鍛鋼品を対象に, 設計時に疲労評価を行う上で有効な表面および内部の残留応力分布の把握を目指し, 表面の評価手法には X 線応力測定法を選択し, 内部の評価手法には固有ひずみ法を選択し, これらの手法を大型鍛鋼品の冷間加工部に適用する上でいくつかの課題の解決策を提案した.

第 2 章では, 冷間加工が適用された大型鍛鋼品の表面の残留応力測定を対象に, 一般的な鍛鋼材の組織であるベイナイトおよびマルテンサイト組織を有する実機から採取した試験片

を用いて、引張応力下での $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定を実施し、鍛鋼材に存在する組織不均一が X 線応力測定精度に与える影響について確認した。また、軸部とフランジ部の繋ぎ部に設けられるフィレット部に適用することを想定し、 $\cos\alpha$ 法による X 線入射角が適正值から外れた際の影響と、回折情報から応力を解析する際の X 線入射角の設定に誤差が生じた場合の影響について検討を行った。さらに、冷間加工部に適用することを想定し、引張試験中の塑性域における $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定精度の検討に加えて、残留塑性ひずみが導入された試験片に対する $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定精度について検討した。

第3章では、第2章と同様に表面の X 線残留応力測定において、表面処理の無い実機鍛鋼材を対象に、大型鍛鋼品では避けて通れない偏析部から切り出した試験片を用いて、引張応力下での $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定を実施し、偏析の有無が X 線応力のばらつきに与える影響について調査した。また、偏析部における炭素濃度の偏りと偏析に伴う粗大結晶粒の混在が、X 線応力測定精度に与える影響について評価した。さらに、偏析の影響を最小限に抑えるための X 線応力測定条件を提案した。

第4章では、フィレット部に冷間加工が適用された大型鍛鋼品の内部の残留応力測定に対し、固有ひずみ法をフィレット形状に適用する上での従来の T-L 法の課題を解決し、産業上利用する上での簡便な手法として、X 線応力測定と固有ひずみ法を融合した新たな測定手順を提案した。その検討過程において、残留応力測定範囲、固有ひずみ計算領域および固有ひずみ分布関数の次数が固有ひずみ法の予測精度に大きく影響を与えることを確認した。冷間加工が適用された部材に限定すれば、固有ひずみは冷間加工により生じる塑性ひずみに起因し、X 線応力測定と同時に取得される半価幅は塑性ひずみと相関があることが示されているため、半価幅と固有ひずみにも特定の関係があると考えられる。そこで、冷間加工されたフィレット部に固有ひずみ法を適用する際に、実測で得られた半価幅と固有ひずみに相関があることを確認し、半価幅と固有ひずみの一致性を根拠に残留応力測定範囲、固有ひずみ分布関数の次数および固有ひずみ計算領域を適切に設定することに取り組んだ。

第5章では、同じくフィレット部に冷間加工が適用された大型鍛鋼品の内部の残留応力測定に対し、X 線応力測定と固有ひずみ法の融合手法において、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定法の有効性について検証した。 $\cos\alpha$ 法は $\sin^2\psi$ 法に比べ、装置が小型で単一入射角にて測定可能であること、測定時間が短いこと、回折プロファイルから応力を解析する際にせん断応力を同時に取得可能なこと、以上の3つの利点が存在する。これらの利点が固有ひずみ法による残留応力予測精度に与える効果について検証した。

最後に第6章では、本論文で得られた結果のまとめと今後の課題について述べた。

参考文献

- 1) 高木 節雄, まてりあ, Vol.36, No.7(1997), 675-679.
- 2) 長尾 護, 中山 武典, 家口 浩, 茨木 信彦, R&D 神戸製鋼技報, Vol.51, No.1 (2001), 21-24.
- 3) 酒井 達雄, 田中 伸明, 岡田 憲司, 古市 真知子, 西川 出, 菅田 淳, 日本機械学会論文集(A編), Vol.70, No.696(2004), 1102-1109.
- 4) 酒井 達雄, 武田 光弘, 塩澤 和章, 越智 保雄, 中島 正貴, 中村 孝, 小熊 規泰, 材料, Vol.49, No.7 (2000), 779-785.
- 5) 古谷 佳之, 松岡 三郎, 木村 利光, 速石 正和, 鉄と鋼, Vol.91, No.8(2005), 630-638.
- 6) 菊地 将一, 矢倉 亮太, 藤網 宜之, 高岡 宏行, 池上 智紀, 松田 真理子, 三浦 拓, 上野 明, 酒井 辰雄, 材料, Vol.66, No.12 (2017), 893-899.
- 7) Tero Frondelius, the 28th CIMAC World Congress 2016 in Helsinki, 05 Components & Tribology, (2016).
- 8) Roberto Elvira, Javier Cordon and Emilio De Diego, the 20th International Forgemasters Meeting, (2017).
- 9) D. Regazzi, S. Cantini, S. Cervello and S. Foletti, 3rd International Symposium on Fatigue Design and Material Defects, FDMD (2017), 19-22.
- 10) 田中 友基, 高木 節雄, 土山 聡宏, 植森 龍治, 鉄と鋼, Vol.104, No.5 (2018), 284-291.
- 11) 高木 節雄, 土山 聡宏, 鉄と鋼, Vol.104, No.2 (2018), 117-120.
- 12) 陳 函, 大和田 貴理子, 菅原 隆志, 藤野 俊和, 地引 達弘, 日本マリンエンジニアリング学会誌, Vol.52, No.6(2017), 112-119.
- 13) 今浪 祐太, 山下 孝子, 富田 邦和, 長谷 和邦, 鉄と鋼, Vol.103, No.1 (2017), 36-44.
- 14) 辻野 元大, 古城 直道, 山口 智実, 廣岡 大祐, 松田 茂敬, 岩佐 康弘, 寺内 俊太郎, 日本機械学会論文集, Vol.83, No.856 (2017), 17-00161.
- 15) 平岡 泰, 渡邊 陽一, 梅澤 修, 日本金属学会誌, Vol.80, No.4 (2016), 253-258.
- 16) 小林 厚, 前田 晋, 今高 秀樹, 行徳 裕也, 祐谷 将人, 清水 雄一郎, 金山 正男, 自動車技術会論文集, Vol.45, No.6 (2014), 1153-1158.
- 17) 池田 芳宏, 表面技術, Vol.65, No.12 (2014), 599-602.
- 18) 祐谷 将人, 佐野 直幸, 西谷 成史, 高須賀 幹, 鉄と鋼, Vol.104, No.2 (2018), 81-87.
- 19) 牧野 泰三, 今西 憲治, 表面技術, Vol.67, No.1 (2016), 17-21.
- 20) 越智 達朗, 間曾 利治, 寺本 真也, 久保田 学, ばね論文集, Vol.57, (2012), 1-8.
- 21) 李木 経孝, 藤田 悦則, 中村 格芳, 小倉 由美, 大森 正信, 日本機械学会論文集(A編), Vol.77, No.774 (2011), 378-382.
- 22) 鈴木 大介, 八代 浩二, 清水 誠司, 杉田 良雄, 齊藤 基樹, 久保田 勝彦, 材料, Vol.56, No.7 (2007), 615-621.

- 23) 村田 哲之, 高村 元雄, 平岩 尚之, 荒川 正則, 高岡 憲久, 材料とプロセス, Vol.10, No.402 (1997).
- 24) 福井 義典, 高野 正義, 河野 益幸, 日本船用機関学会誌, Vol.10, No.6 (1975), 467-472.
- 25) 中村 宏, 星野 次郎, 高橋 秀雄, 日本機械学会論文集, Vol.31, No.230 (1965), 1447-1453.
- 26) 原田 泰典, 佐伯 優斗, 田中 秀星, 砥粒加工学会誌, Vol.61, No.6 (2017), 326-330.
- 27) 定森 友也, 高橋 宏治, 古池 仁暢, 日本機械学会論文集, Vol.83, No.851 (2017), 17-00096.
- 28) 高橋 宏治, 安田 順, 古池 仁暢, 岡田 秀樹, ばね論文集, Vol.60, No.60 (2015), 7-13.
- 29) K. H. Kloos, B. Fuchsbaauer and J. Adelman, International Journal of Fatigue, Vol.9, No.1 (1987), 35-42.
- 30) D. Meyer, E. Brinksmeier and F. Hoffmann, 1st CIRP Conference on Surface Integrity, Procedia Engineering, No.19 (2011), 258-263.
- 31) Chang-sheng Li, Bo Fu, Tao Zhu and You-yuan Li, 11th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP (2014), 19-24.
- 32) A. M. Abrao, B. Denkena, J. Kohler, B. Breidenstein, T. Morke and P. C. M. Rodrigues, Journal of Materials Processing Technology, No.214 (2014), 3020-3030.
- 33) 坂井田 喜久, 稲山 朝仁, 矢代 茂樹, 材料, Vol.63, No.7 (2014), 557-562.
- 34) 井上 達雄, 材料, Vol.63, No.10 (2014), 741-745.
- 35) 宮近 幸逸, 小田 哲, 加藤 昌一, 坪井 始, 藤尾 博重, 坪根 太平, 日本機械学会論文集(C編), Vol.66, No.652 (2000), 4080-4086.
- 36) 関 勝博, 生水 雅之, 後藤 昌英, 橋本 宗到, 佐々木 敏彦, 広瀬 幸雄, 材料, Vol.58, No.7 (2009), 610-617.
- 37) 塩崎 毅, 玉井 良清, 稲積 透, 自動車技術会論文集, Vol.44, No.4 (2013), 1119-1124.
- 38) 小西 寛, 村上 敬宜, 小林 幹和, 松井 利治, 日本機械学会論文集(A編), Vol.66, No.650 (2000), 1847-1854.
- 39) 小川 一義, 浅野 高司, 日本機械学会論文集(A編), Vol.66, No.641 (2000), 92-97.
- 40) 田井 政行, 三木 千壽, 土木学会論文集 A1, Vol.71, No.1 (2015), 139-151.
- 41) 佐々木 敏彦, 検査技術, Vol.19, No.7 (2014), 54-61.
- 42) 佐々木 敏彦, 検査技術, Vol.20, No.6 (2015), 42-51.
- 43) 佐々木 敏彦, 小林 裕一, 榊原 隆之, 小林 祐次, 藤田 工, 鷹合 滋樹, 検査技術, Vol.21, No.12 (2016), 53-60.
- 44) 田中 啓介, 材料, Vol.66, No.7 (2017), 470-478.
- 45) 田中 啓介, 材料, Vol.66, No.7 (2017), 479-487.
- 46) 西原 利夫, 平 修二, 岩田 直人, 日本機械学会論文集, Vol.13, No.45 (1948), 119-124.
- 47) 平 修二, 有間 淳一, 日本機械学会論文集, Vol.29, No.200 (1963), 645-657.
- 48) 平 修二, 吉岡 靖夫, 材料, Vol.12, No.123 (1963), 852-860.
- 49) 有間 淳一, 岩井 保善, 材料, Vol.32, No.354 (1983), 277-283.

- 50) 栗田 政則, 佐藤 隆, 日本機械学会論文集(A編), Vol.57, No.542 (1991), 2472-2479.
- 51) 坂井田 喜久, 田中 恒輔, 材料, Vol.56, No.7 (2007), 602-608.
- 52) 嘉村 直哉, 宮崎 利行, 佐々木 敏彦, 非破壊検査, Vol.66, No.10 (2017), 492-497.
- 53) 小栗 泰造, 村田 一夫, 水谷 勝巳, 材料, Vol.49, No.6 (2000), 645-650.
- 54) 有馬 道男, 蒲地 一義, Vol.26, No.283 (1977), 329-333.
- 55) 小栗 泰造, 村田 一夫, 山口 勝巳, 材料, Vol.54, No.12 (2005), 1307-1313.
- 56) 小栗 泰造, 田中 努, 岡野 俊之, 村田 一夫, 川上 洋司, 佐藤 嘉洋, 材料, Vol.66, No.7 (2017), 488-494.
- 57) 鈴木 賢治, 田中 啓介, 坂井田 喜久, 材料, Vol.45, No.7 (1996), 759-765.
- 58) 佐々木 敏彦, 高橋 俊一, 佐々木 勝成, 小林 裕一, 日本機械学会論文集(A編), Vol.75, No.750 (2009), 219-227.
- 59) 小栗 泰造, 村田 一夫, 材料, Vol.60, No.7 (2011), 636-641.
- 60) 阪上 隆英, 溶接学会誌, Vol.72, No.6 (2003), 511-515.
- 61) 水野 浩, 和泉 遊以, 中野 好祐, 阪上 隆英, 松井 繁之, 土木学会論文集 A1, Vol.72, No.2 (2016), 338-349.
- 62) 小堀 修身, 平塚 彰, 高温学会誌, Vol.35, No.1 (2009), 55-60.
- 63) 村田 頼信, 宮崎 秀史, 松丸 和貴, 千代 誠, 藤垣 元治, 実験力学, Vol.16, No.1 (2016), 47-52.
- 64) 安福 精一, 溶接学会誌, Vol.72, No.2 (2003), 130-133.
- 65) Seichi Abuku, Japanese Journal of Applied Physics, Vol.16, No.7 (1977), 1161-1170.
- 66) 岩清水 幸夫, 実験力学, Vol.4, No.4 (2004), 284-291.
- 67) 林 眞琴, 石渡 雅幸, 森井 幸生, 皆川 宣明, 材料, Vol.45, No.7 (1996), 772-778.
- 68) 秋庭 義明, 材料, Vol.54, No.7 (2005), 785-790.
- 69) 田中 啓介, 秋庭 義明, Vol.52, No.12 (2003), 1435-1444.
- 70) 菖蒲 敬久, 水木 純一郎, 鈴木 賢治, 鈴木 裕士, 秋庭 義明, 田中 啓介, 材料, Vol.55, No.7 (2006), 647-653.
- 71) 三上 隆男, 松田 昌悟, 検査技術, Vol.19, No.7 (2014), 67-72.
- 72) 河合 真二, 永井 卓也, 望月 正人, 溶接技術, Vol.63, No.1 (2015), 109-113.
- 73) Nakacho, K., Ogawa, N., Ohta, T., and Nayama, M., Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.136, No.3 (2014), 031401.
- 74) 後藤 徹, 大谷 眞一, 材料, Vol.47, No.11 (1998), 1188-1194.
- 75) 佐々木 敏彦, トライボロジスト, Vol.57, No.7 (2012), 467-473.
- 76) 丸山 洋一, 宮崎 利行, 佐々木 敏彦, 材料, Vol.64, No.7 (2015), 560-566.
- 77) 長尾 圭悟, 表面技術, Vol.66, No.12 (2015), 636-641.
- 78) 平 修二, 田中 啓介, 山崎 利春, 材料, Vol.27, No.294 (1978), 251-256.
- 79) 吉岡 靖夫, 大谷 眞一, 新開 毅, 非破壊検査, Vol.39, No.8 (1990), 666-671.

- 80) 佐々木 敏彦, 広瀬 幸雄, 材料, Vol.44, No.504 (1995), 1138-1143.
- 81) 佐々木 敏彦, 広瀬 幸雄, 日本機械学会論文集(A編), Vol.61, No.590 (1995), 2288-2295.
- 82) 佐々木 敏彦, 林 政, 広瀬 幸雄, 日本機械学会論文集(A編), Vol.62, No.604 (1996), 2741-2749.
- 83) T. Miyazaki and T. Sasaki, International Journal of Materials Research, Vol. 105, No.9 (2014), 922-927.
- 84) T. Miyazaki, Y. Fujimoto and T. Sasaki, Journal of Applied Crystallography, Vol. 49, (2016), 241-249.
- 85) 英 崇夫, 藤原 晴夫, 材料, Vol.33, No.367 (1984), 372-377.
- 86) 栗田 政則, 斎藤 雄治, 日本機械学会論文集(A編), Vol.62, No.596 (1996), 1104-1110.
- 87) 木下 勝雄, 北岡 英就, 岡野 忍, 江見 俊彦, 鉄と鋼, Vol. 65, No.13 (1979), 1868-1877.
- 88) 上田 幸雄, 福田 敬二, 中長 啓治, 円道 節夫, 日本造船学会論文集, No.138 (1975), 499-507.
- 89) 上田 幸雄, 麻 寧緒, 溶接学会論文集, Vol.11, No.1 (1993), 189-195.
- 90) 野本 敏治, 寺崎 俊夫, 日本機械学会論文集(A編), Vol.66, No.642 (2000), 374-381.
- 91) 中長 啓治, 太田 高裕, 小川 直輝, 麻 寧緒, 濱口 裕充, 佐藤 嶺樹, 名山 理介, 溶接学会論文集, Vol.25, No.4 (2007), 581-589.
- 92) 中長 啓治, 前川 晃, 佐藤 玲子, 笠原 憲文, 青木 恵介, 溶接学会論文集, Vol.29, No.4 (2011), 335-345.
- 93) 中長 啓治, 田中 洋輔, 田村 涼太, 小川 直輝, 溶接学会論文集, Vol.30, No.1 (2012), 50-59.
- 94) 中長 啓治, 田中 洋輔, 小川 直輝, 溶接学会論文集, Vol.30, No.4 (2012), 313-322.
- 95) 中長 啓治, 太田 高裕, 小川 直輝, 與田 俊介, 曾我部 道弘, 小川 和夫, 溶接学会論文集, Vol.27, No.1 (2009), 104-113.
- 96) 前川 晃, 中長 啓治, 麻 寧緒, 佐藤 玲子, 日本機械学会論文集(A編), Vol.77, No.777 (2011), 713-717.
- 97) 小川 雅, 日本機械学会論文集(A編), Vol.79, No.804 (2013), 1266-1277.
- 98) 小川 雅, 日本機械学会論文集, Vol.80, No.815 (2014), SMM0195.
- 99) 小川 雅, 材料, Vol.64, No.11 (2015), 932-939.
- 100) A. M. Korsunsky, K. Kim, M. Golshan, G. M. Regino, Materials Science Forum, Vol.524-525, Residual Stresses VII, ECRS7 (2006), 343-348.
- 101) T-S. Jun, A. M. Venter, C. P. la Grange, F. Hofmann, J. Belnoue, P. R. van Heerden, A. Evans and A. M. Korsunsky, Procedia Engineering, Vol.1, (2009), 151-154.
- 102) T-S. Jun, A. M. Korsunsky, International Journal of Solids and Structures, Vol.47, (2010), 1678-1686.
- 103) T-S. Jun, A. M. Venter, A. M. Korsunsky, Experimental Mechanics, Vol.51, No.2 (2011),

165-174.

- 104) 上田 幸雄, 福田 敬二, 金 裕哲, 山崎 寿久, 日本機械学会論文集(A編), Vol.51, No.463 (1985), 697-706.
- 105) 中長 啓治, 安部 正光, 中谷 光良, 佐藤 嶺樹, 佐藤 玲子, 笠原 憲文, 溶接学会論文集, Vol.29, No.4 (2011), 286-293.
- 106) 中長 啓治, 小川 直輝, 太田 高裕, 溶接学会論文集, Vol.27, No.4 (2009), 297-306.
- 107) 小川 直輝, 中長 啓治, 溶接学会論文集, Vol.28, No.2 (2010), 208-215.
- 108) 栗田 政則, 塑性と加工, Vol.26, No.295 (1985), 869-875.
- 109) 三木 武司, 戸田 正弘, 材料, Vol.38, No.427 (1988), 398-403.
- 110) 秋庭 義明, 天野 雅大, 材料, Vol.61, No.7 (2012), 620-626.

第2章 $\cos\alpha$ 法 X線応力測定による大型鍛鋼品のフィレット 表面応力の測定精度検証

2.1 緒言

本章では、冷間加工が適用された大型鍛鋼品のフィレット部表面の X 線残留応力測定を目的に、実際の大型鍛鋼材に対する $\cos\alpha$ 法の X 線残留応力測定精度を明らかにし、入射角および入射角設定誤差の影響および冷間加工により導入された塑性ひずみの影響を評価し、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定が有効であることを確認した。

まず 2.2 項では、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定の概要と応力算出式について述べる。その上で、2.3 項では大型鍛鋼品の一般的な組織と結晶粒の影響に着目する。大型鍛鋼品は、製鋼プロセスにて鋼の成分等を調整した上で大型鋼塊を製造し、その鋼塊をプレス鍛造にて製品形状に近い状態にまで成形し、最後に機械加工にて仕上げられる¹⁾。鋼の特性は製鋼プロセスで調整される炭素および合金元素等の成分、さらに鍛造後の熱処理条件によって定まるが、大型鋼塊の複雑な凝固過程で部位ごとに成分が完全には均一とはならず、熱処理過程ではその大きさゆえに冷却速度が部位によって一定とはならないため、大型鍛鋼品は一般的な圧延鋼材と比べ材料組織および結晶粒のばらつきが大きいと考えられる。特に、結晶粒サイズが大きくなると、X 線回折に寄与する結晶の数が不足することで応力測定精度に大きく影響を与えることが知られており、従来の $\sin^2\psi$ 法ではディフラクトメータによる複数入射角にて回折情報を取得する手法が取られてきた²⁾。 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定では、単一の入射角にて測定を行うため粗大結晶粒の影響を受けやすく、佐々木らによって揺動法の提案がなされている³⁾。そこで 2.3 項では、ベイナイトおよびマルテンサイト組織を有する大型鍛鋼品から切り出した試験片を用いて、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定精度について検討した⁴⁾。

次に 2.4 項では、入射角および入射角設定誤差に着目する。 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定は、単一の入射角にて測定が可能である反面、入射角が小さくなるほど測定誤差が大きくなる特徴がある。そこで $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定における入射角は、測定誤差が小さい条件である 35~45deg が推奨されている。しかし、フィレット部のような曲率を有する部位を対象に $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定を行う場合、推奨入射角範囲の 35~45deg. で X 線を照射できないケースがある。また実製品ではフィレット形状に公差が設けられており、製造現場での測定では X 線装置とフィレット部の相対関係が明確にならず、正確な入射角の把握が困難な場合もある。 $\sin^2\psi$ 法の研究においては、X 線入射角が制約される条件について⁵⁾、また X 線入射角誤差の影響^{6,7)}について検討されているが、 $\cos\alpha$ 法については汎用装置が普及し始めて日が浅いため、現在様々な研究に取り組みられている最中である。そこで 2.4 項では、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定における X 線入射角および入射角設定誤差の影響について検討した⁸⁾。

最後に 2.5 項では、冷間加工が適用されたフィレット部に導入された塑性ひずみの影響に着目する。塑性ひずみが導入されると、X 線回折の半価幅が増加すること⁹⁾が知られている。

また、冷間加工は鋼の集合組織の異方性に影響を与え、それらが X 線応力測定に影響することが知られている。sin²ψ法に関しては、塑性変形後の X 線残留応力測定に関する研究^{10),11)} および集合組織と塑性変形を有する材料の X 線応力測定に関する研究^{12),13)}が見られるが、cosα法については十分な研究はなされていない。そこで、引張試験および冷間加工により塑性ひずみが導入された試験片を使用し、塑性ひずみが cosα法の X 線応力測定に与える影響について評価した¹⁴⁾。

2.2 cosα法による X 線応力測定法

X 線応力測定は、次式の Bragg の条件を満たす際に回折 X 線が生じる特性を活用し、材料内の応力を解析する技術である。

$$2d \sin \theta = n\lambda \quad (2-1)$$

ここで、 d は格子面間隔、 θ は Bragg 角、 λ は X 線の波長、 n は回折次数を表す。通常、波長 λ は一定の特性 X 線が使用されるため、回折角 2θ を測定することで格子面間隔 d が測定される。つまり、X 線応力測定とは結晶の格子面間隔の変化から応力を決定する技術である。

cosα法は単一の X 線照射から 360 度の回折環を二次元検出器にて取得し、試料のひずみによる回折環の変化から応力を算出する手法である。図 2-1 に回折環取得時の光学系を示す。X 線の入射角度を x 軸から ϕ 、 y 軸から ψ_0 と定義すると、発生した回折環の α 方向のひずみ ε_α は次式で表される。ここで 2η は入射 X 線と回折 X 線のなす角を表す。

$$\varepsilon_\alpha = n_1^2 \varepsilon_x + n_2^2 \varepsilon_y + n_3^2 \varepsilon_z + n_1 n_2 \gamma_{xy} + n_2 n_3 \gamma_{yz} + n_1 n_3 \gamma_{xz} \quad (2-2)$$

ここで、 n_1, n_2, n_3 は ε_α 方向の方向余弦を表し次式で与えられる。

$$\begin{aligned} n_1 &= \cos \eta \sin \psi_0 \cos \phi_0 - \sin \eta \cos \psi_0 \cos \phi_0 \cos \alpha - \sin \eta \sin \phi_0 \sin \alpha \\ n_2 &= \cos \eta \sin \psi_0 \sin \phi_0 - \sin \eta \cos \psi_0 \sin \phi_0 \cos \alpha + \sin \eta \cos \phi_0 \sin \alpha \\ n_3 &= \cos \eta \cos \psi_0 + \sin \eta \sin \psi_0 \cos \alpha \end{aligned} \quad (2-3)$$

平面応力状態を仮定すると、ひずみと応力の関係は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E} (\sigma_x - \nu \sigma_y) \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{E} (\sigma_y - \nu \sigma_x) \\ \varepsilon_z &= -\frac{\nu}{E} (\sigma_x + \sigma_y) \\ \gamma_{xy} &= \frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{xy} \end{aligned} \quad (2-4)$$

ここで、 E はヤング率、 ν はポアソン比を表す。

回折環の中心角が $\alpha, -\alpha, \pi+\alpha, \pi-\alpha$ である X 線的ひずみをそれぞれ $\varepsilon_\alpha, \varepsilon_{-\alpha}, \varepsilon_{\pi+\alpha}, \varepsilon_{\pi-\alpha}$ として次式の値を計算する。

$$a_1 = \frac{1}{2} [(\varepsilon_\alpha - \varepsilon_{\pi+\alpha}) + (\varepsilon_{-\alpha} - \varepsilon_{\pi-\alpha})] \quad (2-5)$$

$$a_2 = \frac{1}{2} [(\varepsilon_\alpha - \varepsilon_{\pi+\alpha}) - (\varepsilon_{-\alpha} - \varepsilon_{\pi-\alpha})] \quad (2-6)$$

X線ビームが xz 平面上にある場合を考え $\phi_0 = 0$ とし、式(2-2)および(2-3)を式(2-5)および(2-6)に代入して、式(2-4)の平面応力状態の関係式を導入して整理すると、X線照射点の x 方向応力 σ_x と a_1 の関係および τ_{xy} と a_2 の関係は次式にまとめられる。

$$a_1 = -\frac{1+\nu}{E} [\sigma_x \sin 2\psi_0 + 2\tau_{xy} \cos 2\psi_0] \sin 2\eta \cos \alpha \quad (2-7)$$

$$a_2 = \frac{2(1+\nu)}{E} [\tau_{xy} \sin \psi_0 + \tau_{xy} \cos \psi_0] \sin 2\eta \sin \alpha \quad (2-8)$$

ここで、 E, ν は試料の X 線のなヤング率およびポアソン比を表す。式(2-7)および(2-8)において、 α 以外の値は定数として扱うことができる。 η は変数であるが、通常は変化量が非常に微小であるため実用上の観点からは定数とみなすことができる。よって、 $\cos \alpha$ と a_1 および $\sin \alpha$ と a_2 には直線関係が成り立つため、その直線の傾きを用いると σ_x および τ_{xy} は次式で求められる。

$$\sigma_x = -\frac{E}{1+\nu} \frac{1}{\sin 2\eta \sin 2\psi_0} \left[\frac{\partial a_1}{\partial \cos \alpha} \right] \quad (2-9)$$

$$\tau_{xy} = \frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\sin 2\eta \sin 2\psi_0} \left[\frac{\partial a_2}{\partial \sin \alpha} \right] \quad (2-10)$$

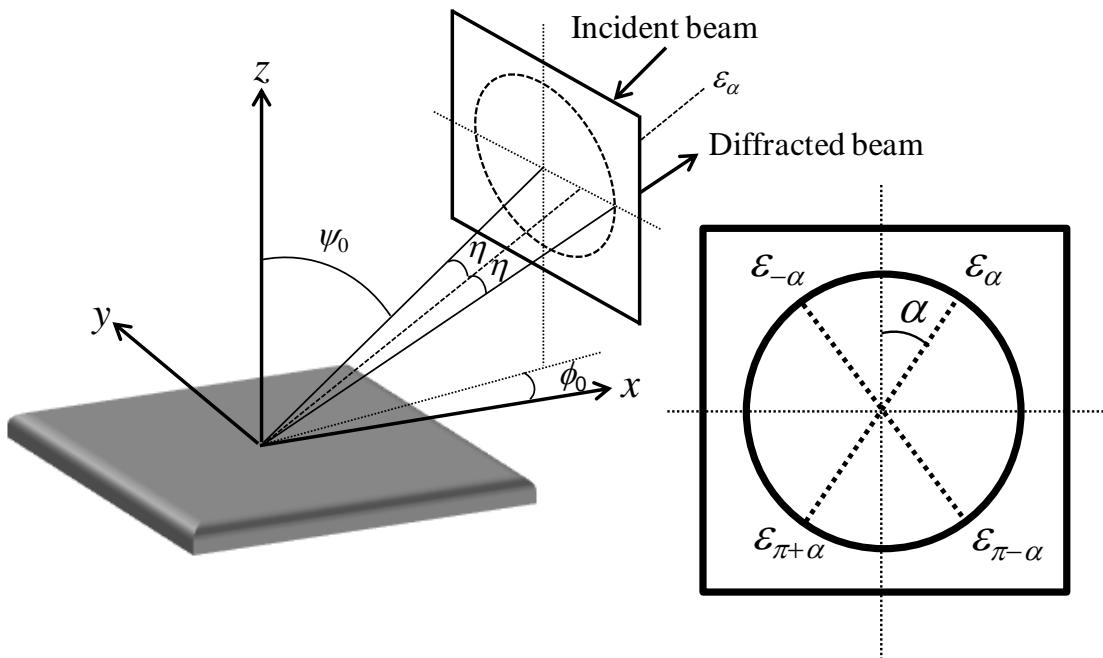


図 2-1 $\cos \alpha$ 法の光学系

佐々木らはこれらの計算理論を拡張して、平面応力成分すべてを求める手法¹⁵⁾および三軸応力成分を求める手法¹⁶⁾を提案しているが、本研究ではX線照射点のx方向応力 σ_x およびせん断応力 τ_{xy} のみを取り扱うため、ここでは詳細は割愛する。

2.3 大型鍛鋼品に対する $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定精度

本項では、大型鍛鋼品の一般的な組織と結晶粒に対する $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定精度について検討した。

2.3.1 試験材

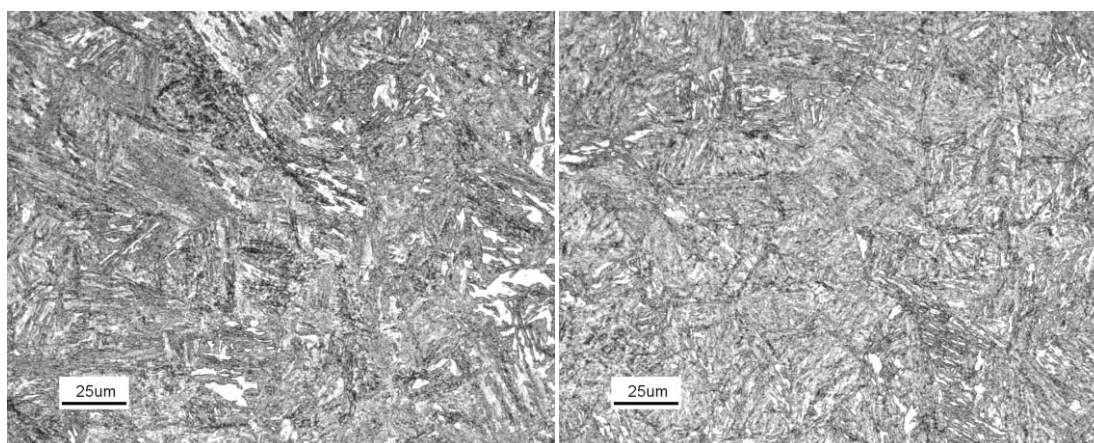
10 ton 以上の大型鋼塊を鍛造した製品から切り出した試験片を 2 種類使用した。一つ目はベイナイト組織を有する CrMo 系低合金鋼（以後、ベイナイト鋼）であり、二つ目はマルテンサイト組織を有する NiCrMo 系低合金鋼（以後、マルテンサイト鋼）である。機械的特性を表 2-1 に示す。どちらの材料も鍛造後に十分にオーステナイト化される温度域まで加熱し、水溶性ポリマーを用いて焼入れし、823 K 以上の温度にて焼戻し処理が施された材料である。材料組織と結晶粒の写真を図 2-2 および 2-3 に示す。それぞれベイナイトおよびマルテンサイトの狙いの組織になっていることがわかる。また、佐々木ら³⁾により、 $\phi 1$ mm のコリメータを使用した場合には結晶粒が 50 μm 以上に粗大化すると X 線応力測定精度に影響を及ぼすことが示されているが、本研究の対象材は平均結晶粒径が 20~30 μm と X 線応力測定を実施する上では十分に微細であると考えられる。

2.3.2 試験条件

本項では、万能引張試験機を使用し、試験片に既知の引張応力を負荷した条件で X 線応力測定を実施し、X 線応力と試験片平行部に生じる公称応力の比較を行った。試験片形状を図 2-4 に、試験状況写真を図 2-5 に示す。試験機の治具と X 線装置との干渉を防ぐために、試験片平行部長さを通常の引張試験片よりも長く設定した。また、試験片加工により生じる残留応力を除外するために、試験片平行部中央 15×12.5 mm の範囲に深さ 0.1 mm の電解研磨を実施した。電解研磨部の拡大写真を図 2-6 に示す。試験片平行部に生じる公称応力は、試験機のロードセルの値と試験片平行部の断面積から算出した。このとき電解研磨の影響として、試験片平行部の板厚減少のみを考慮した。電解研磨部の境界では応力集中が生じると考えられ、また片側のみの電解研磨により、試験片の表裏で若干の応力差が生じると考えられるが、それらの影響は X 線応力値と比べて微小であることを予備検証で確認した。

表 2-1 機械的性質

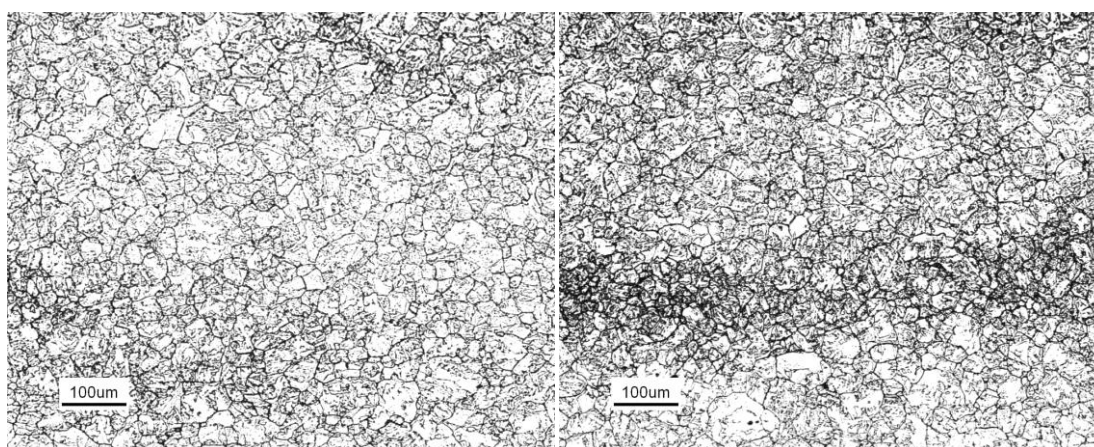
	Tensile Strength [MPa]	0.2% Proof Strength [MPa]
Bainite Steel	1035	899
Martensitic Steel	1183	1084



(a) バイナイト鋼

(b) マルテンサイト鋼

図 2-2 材料組織写真



(a) バイナイト鋼

(b) マルテンサイト鋼

図 2-3 結晶粒写真

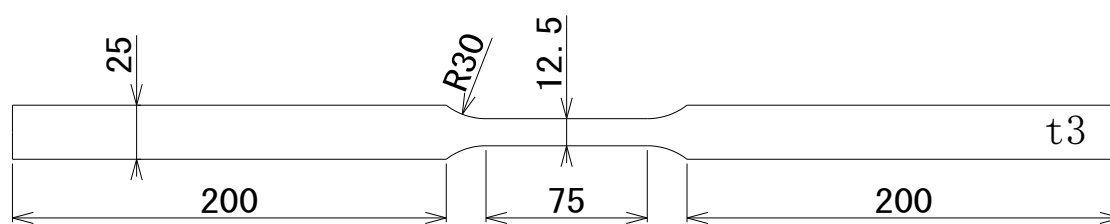


図 2-4 試験片形状



図 2-5 試験状況写真

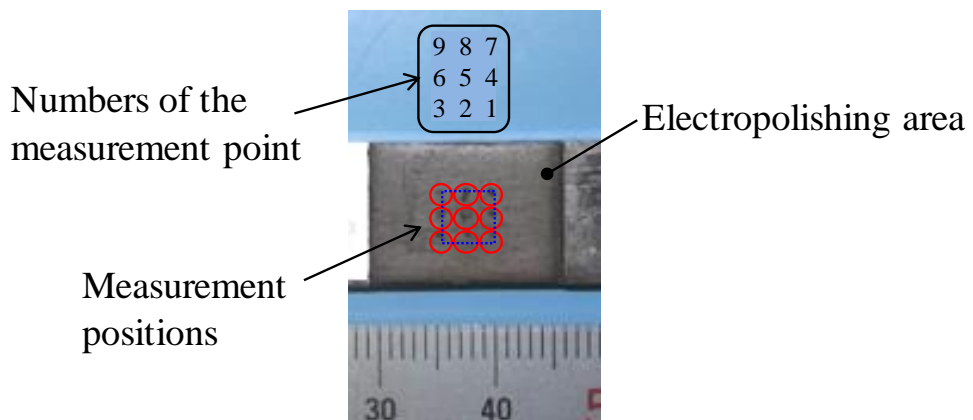


図 2-6 電解研磨部拡大写真と X 線測定位置および番号

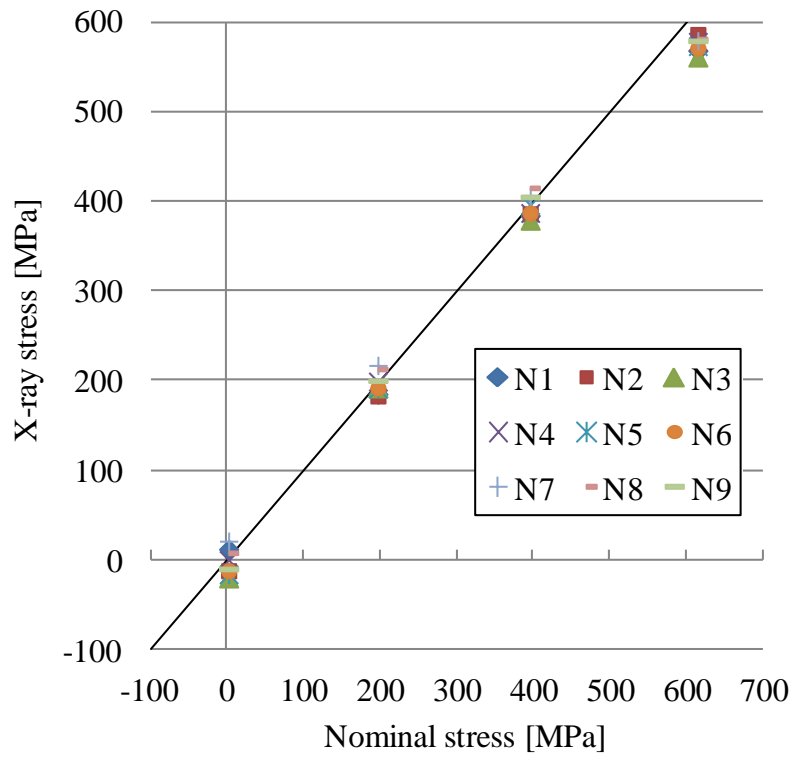
試験片に負荷した公称応力は弾性応力範囲内とし、0.2%耐力の1/4、1/2および3/4の3条件を選択した。具体的には、無負荷状態から順番に負荷を増やしながらX線応力を測定した。ただし、マルテンサイト鋼については0.2%耐力の1/2条件のみで測定した。X線応力測定装置にはパルステック社製の μ -X360 ロングレンジモデルを使用した。表 2-2 に X 線応力測定条件を示す。測定位置は、試験片平行部中央の電解研磨範囲内の9×9 mm の範囲とし、3 mm ピッチで3×3 点の計9 点測定した。図 2-6 に X 線応力測定位置と測定番号を示す。X 線入射角度は 35 deg. とした。試料距離は装置の推奨距離である 60 mm にできるだけ近づけるように設定したが、実際には 55~65 mm の間で変動していた。ただし、X 線応力を解析するには装置付属のカメラにて測定した実際の距離を使用したため、測定点ごとの試料距離の変化の影響は微小であると考えられる。X 線回折プロファイルのピーク位置決定には、 μ -X360 でデフォルトとされているローレンツ近似法を使用した。また、X 線の弾性定数は、材料学会がフェライト/マルテンサイト系鉄鋼材料向けに推奨する X 線の弾性定数 $E/(1+\nu) = -175 \text{ GPa}^{17)}$ を使用した。

2.3.3 試験結果

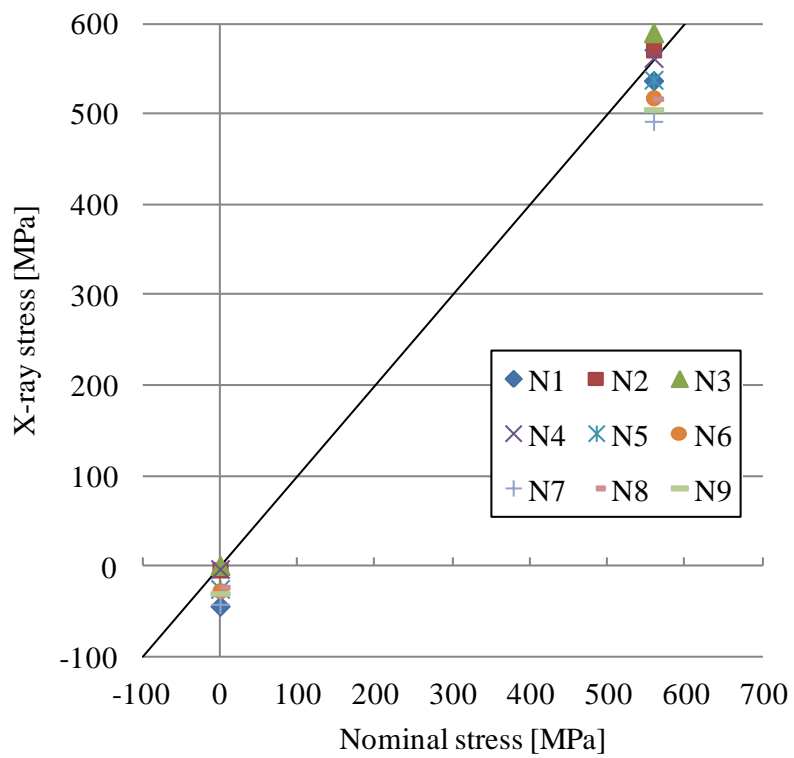
9 点の X 線応力測定値と試験機のロードセルの値から求めた公称応力の関係を図 2-7 に示す。図中の直線は X 線応力と公称応力が一致するラインを示している。ベイナイト鋼およびマルテンサイト鋼共に、9 点の測定データにはばらつきが生じており、マルテンサイト鋼のばらつきがベイナイト鋼よりも大きいことがわかる。図 2-8 にベイナイト鋼の各負荷応力における X 線応力のばらつきの標準偏差を示す。ばらつき量は負荷した公称応力の値に依存しない結果であった。

表 2-2 X 線応力測定条件

Characteristic X-ray	Cr-K α
Diffraction plane	α Fe (211)
Tube voltage	30 kV
Tube current	1 mA
Irradiated area	3 mm ²
Fixed time	30 s
ψ_0 tilt angle	35 deg.
Diffraction angle in stress free	156.4 deg.
Filter	Vanadium foil



(a) バイナイト鋼



(b) マルテンサイト鋼

図 2-7 引張試験中の X 線応力とロードセルから算出した公称応力の比較

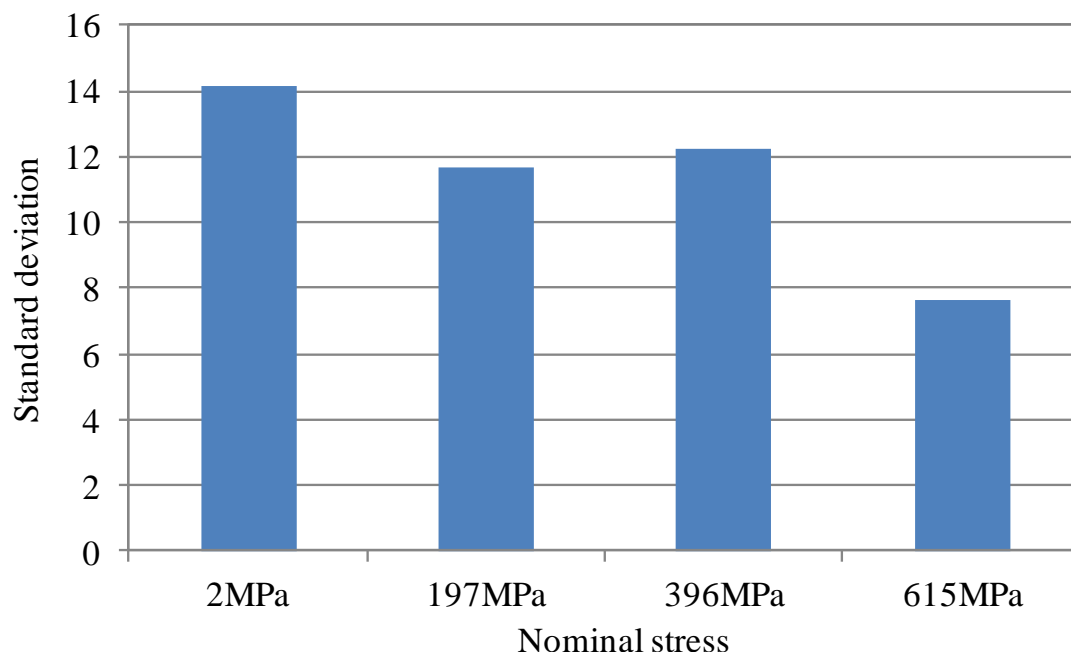


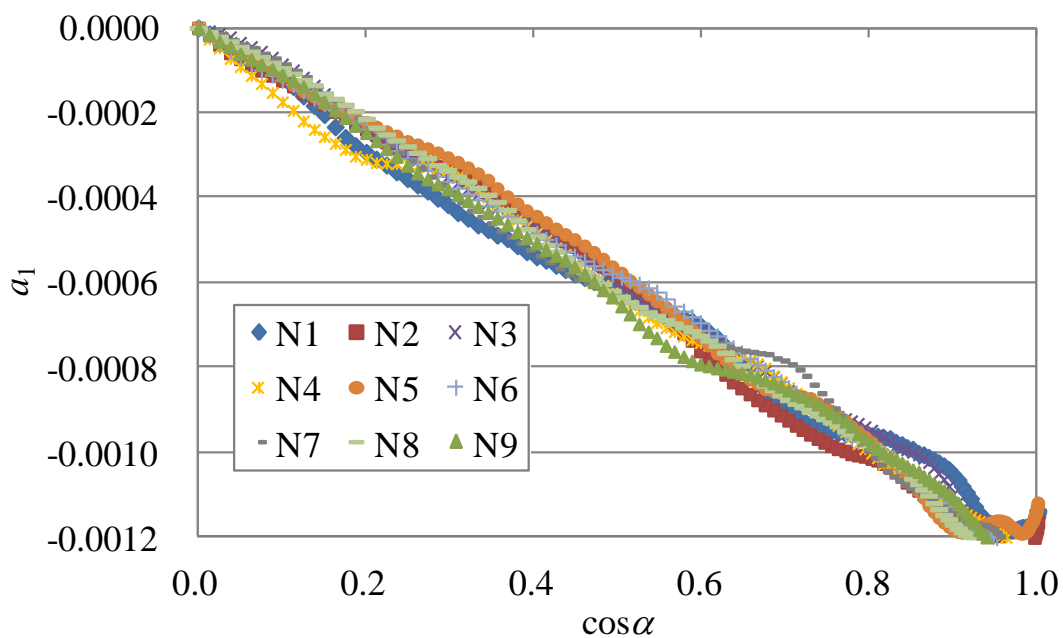
図 2-8 バイナイト鋼の各負荷応力における X 線応力ばらつきの標準偏差

図 2-9 にベイナイト鋼の公称応力 615 MPa (0.2 %耐力の 3/4 条件) およびマルテンサイト鋼の公称応力 599 MPa (0.2 %耐力の 1/2 条件) の $a_1\text{-cos}\alpha$ 線図を示す。どちらも公称応力が同程度なため $a_1\text{-cos}\alpha$ 線図の傾きも同程度であるが、マルテンサイト鋼の方が $a_1\text{-cos}\alpha$ 線図の直線性が悪く、傾きのばらつきが大きいことがわかる。図 2-10 および 2-11 に、図 2-9 と同条件における各測定点のデバイリングを示す。結晶粒が粗くなるとデバイリングが王冠状 (スポッティ) になる³⁾と言われているが、本試験材のデバイリングはいずれもきれいなリング状となっていることがわかる。よって、本試験材の X 線応力のばらつきは、大型鋼塊の複雑な凝固過程で生じた炭素および合金成分の濃度のばらつきと、それらに起因するセメンタイト出現率等の組織差が原因であると考えられる。これらは大型鍛鋼品を製造する上では避けられないものであり、本試験結果で得られた X 線応力のばらつきは避けられないと考えられる。一方で、図 2-12 に 9 点の X 線応力測定結果の平均値と公称応力の比較を示す。9 点の平均値を取ると X 線応力は公称応力と非常に良く一致することがわかる。つまり、大型鍛鋼材を対象に $\text{cos}\alpha$ 法の X 線応力測定を適用する場合、複数点の平均値を取れば高精度な測定が可能であることを確認した。

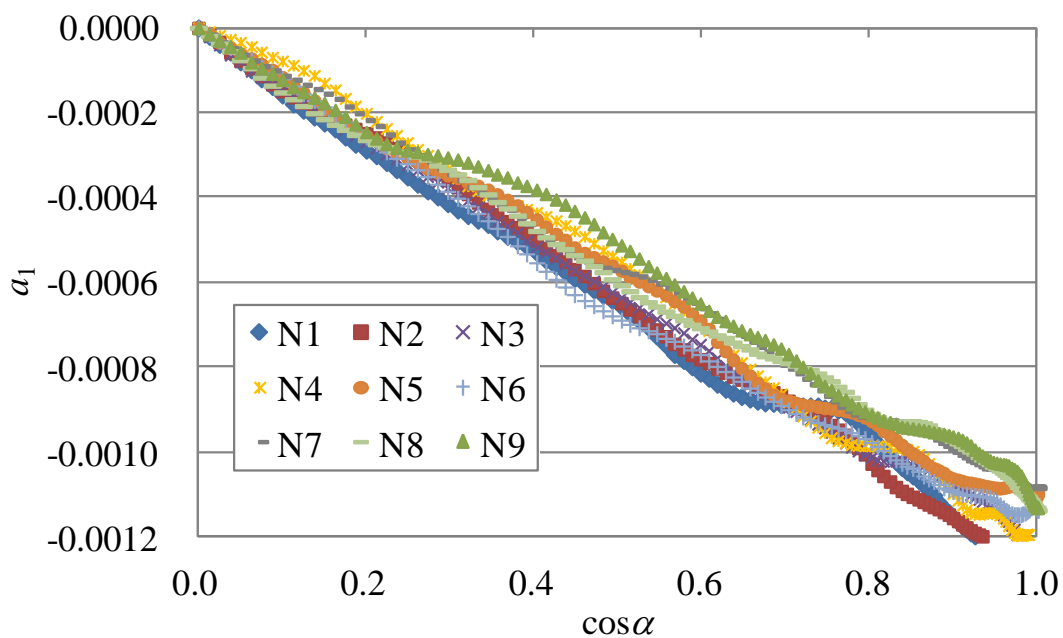
2.3.4 まとめ

大型鍛鋼材に対する $\text{cos}\alpha$ 法の X 線応力測定精度を検討した結果、大型鋼塊の凝固過程で生じた成分濃度のばらつきとそれらに起因する組織差により、X 線応力は測定位置によってばらつきが生じるが、9 点の平均値を取ると X 線応力は公称応力と良く一致することがわかっ

た. 複数点の平均値を取ることで, 大型鍛鋼材に対する $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定精度を向上させることが可能であることがわかった.

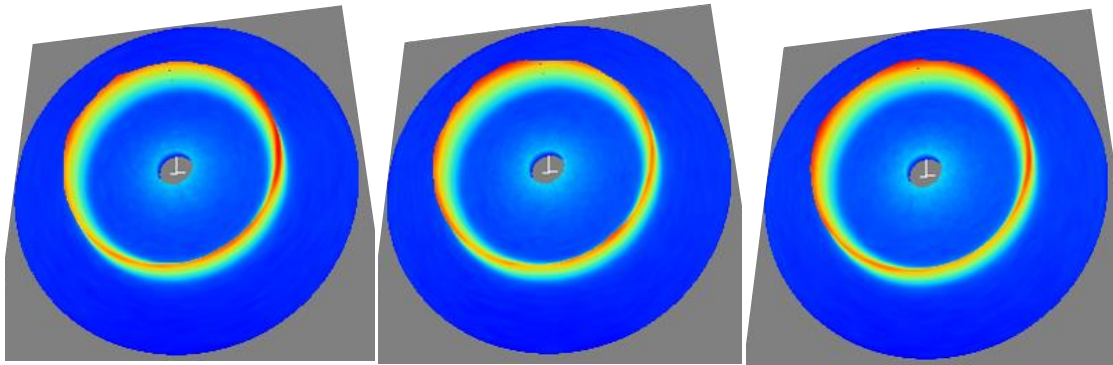


(a) ベイナイト鋼 (公称応力 615MPa)



(b) マルテンサイト鋼 (公称応力 599MPa)

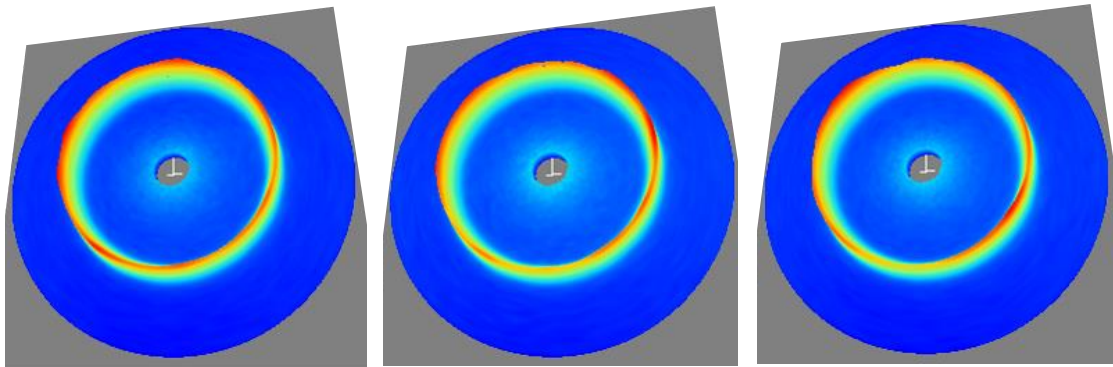
図 2-9 a_1 - $\cos\alpha$ 線図



(a) 測定位置 N1

(b) 測定位置 N2

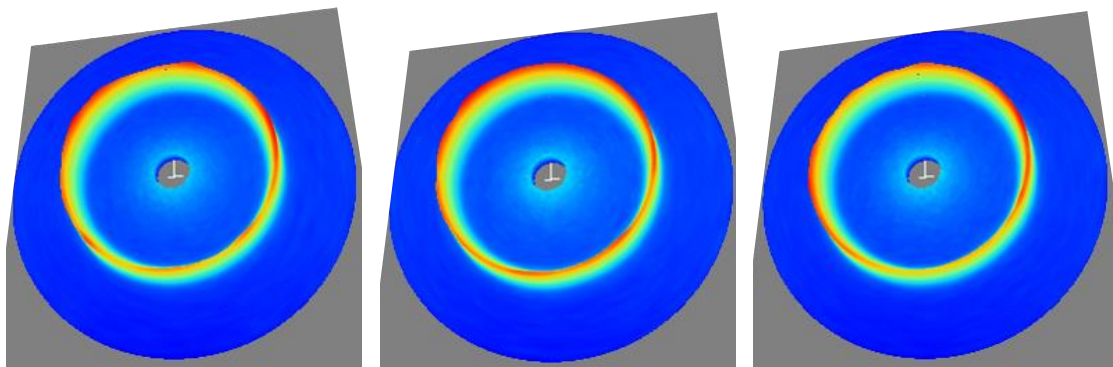
(c) 測定位置 N3



(d) 測定位置 N4

(e) 測定位置 N5

(f) 測定位置 N6

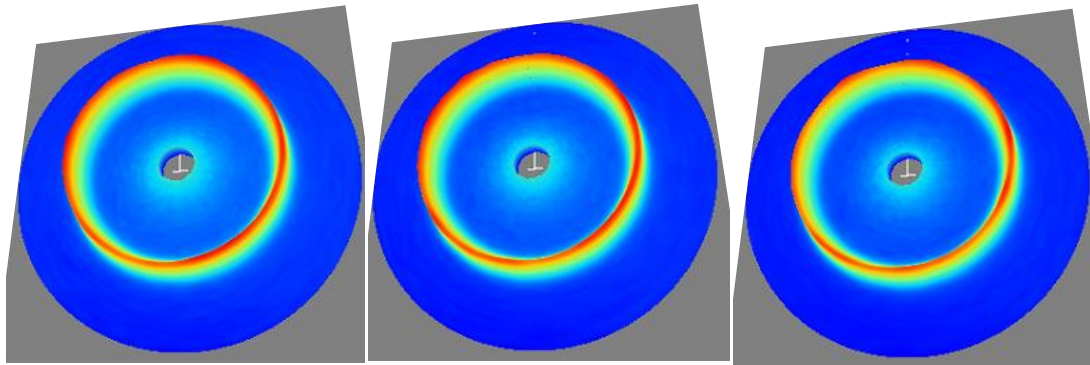


(g) 測定位置 N7

(h) 測定位置 N8

(i) 測定位置 N9

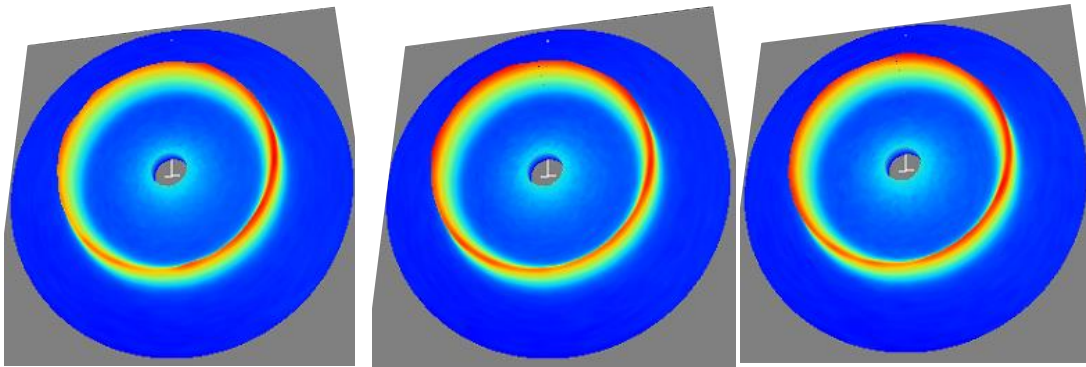
図 2-10 ベイナイト鋼の公称応力 615MPa 時のデバイリング



(a) 測定位置 N1

(b) 測定位置 N2

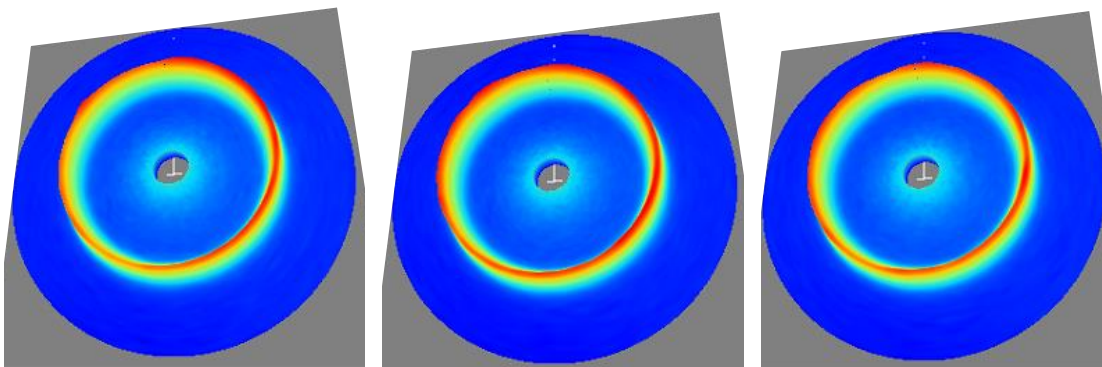
(c) 測定位置 N3



(d) 測定位置 N4

(e) 測定位置 N5

(f) 測定位置 N6

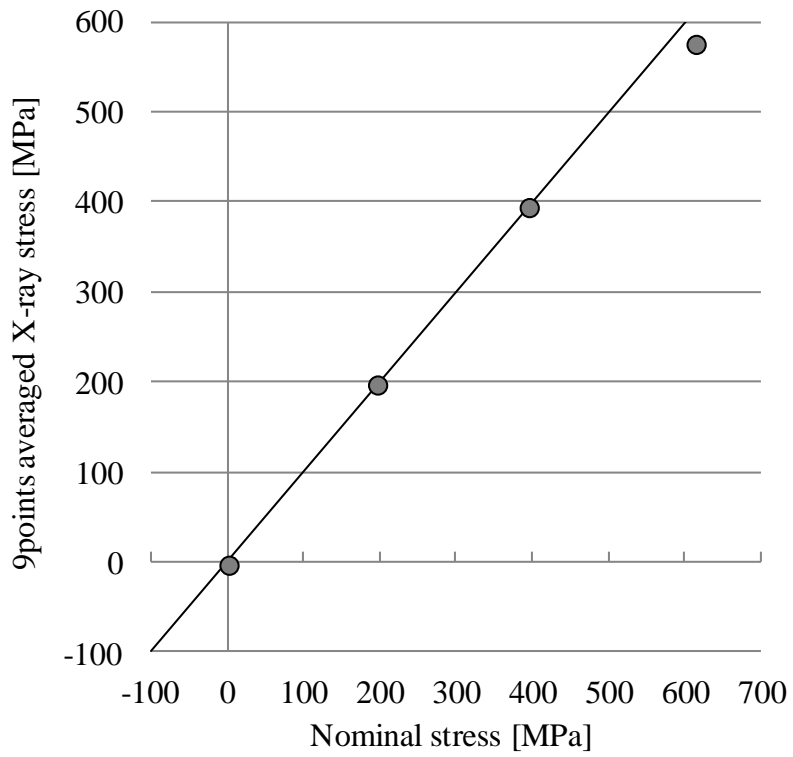


(g) 測定位置 N7

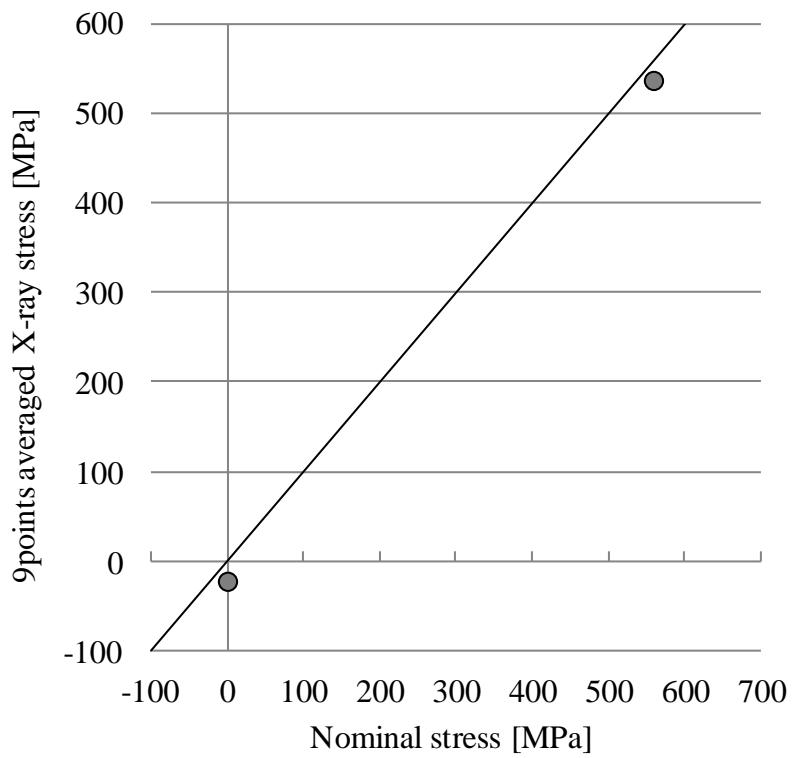
(h) 測定位置 N8

(i) 測定位置 N9

図 2-11 マルテンサイト鋼の公称応力 599MPa 時のデバイリング



(a) バイナイト鋼



(b) マルテンサイト鋼

図 2-12 9 点平均 X 線応力とロードセルから算出した公称応力の比較

2.4 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定における入射角と入射角誤差の影響

$\cos\alpha$ 法の X 線応力測定法は単一の X 線照射により応力を算出するが、X 線の入射角が小さくなるほど測定精度が低下するため、適正な入射角度 30~45 deg.が推奨されている。しかし、図 2-13 に示すような、本研究の対象製品である鍛造品のフィレット部のような狭隘部の応力を測定する場合は、図 2-14 に示すイメージ図の通り、適正入射角では測定できない範囲が存在する。そこで、実際の対象材における X 線入射角と測定誤差の関係を調査した。また、製品の製造過程において、フィレット部のような曲率部の X 線応力測定を行う場合、フィレットの基準となる軸芯加工が完了していないため、測定部位の形状を正確に把握することが困難な場合や、大型品によっては寸法に大幅な公差が設けられており測定部位の正確な寸法が不明な場合もあり、X 線入射角が正確にわからない場合が存在する。そこで、回折情報から応力を解析する際の入射角と真の入射角に誤差が存在する場合の影響について検討した。

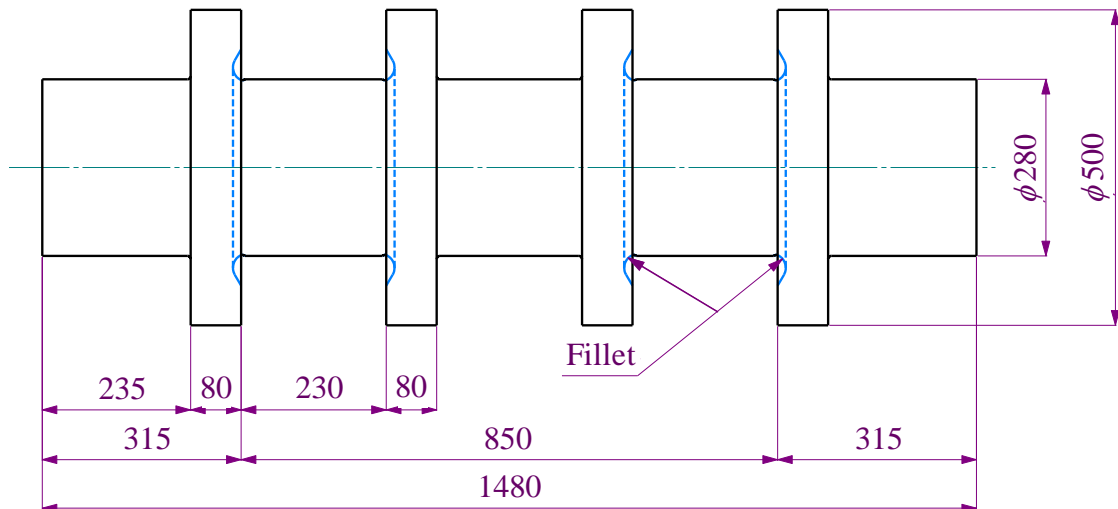


図 2-13 鍛造部品のフィレット部の例

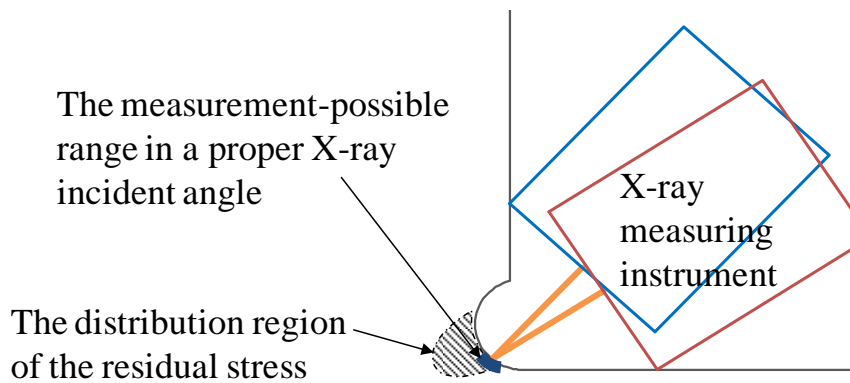


図 2-14 フィレット部の X 線応力測定イメージ

2.4.1 $\cos\alpha$ 法の定式化における入射角と入射角誤差の影響

式(2-9)で示した $\cos\alpha$ 法の応力算出式を以下に再度示す。

$$\sigma_x = -\frac{E}{1+\nu} \frac{1}{\sin 2\eta \sin 2\psi_0} \left[\frac{\partial a_1}{\partial \cos\alpha} \right] \quad (2-9)$$

次に、入射角 ψ_0 の誤差が応力 σ_x に与える影響を評価するために、式(2-9)を全微分すると次式を得ることができる。

$$\frac{d\sigma_x}{\sigma_x} = \frac{da_1}{a_1} - 2 \cot 2\psi_0 \cdot d\psi_0 \quad (2-11)$$

ここで、 da_1/a_1 は二次元検出器の読取り精度を表し、 $d\psi_0$ は入射角誤差を表すと考えられる。つまり、応力 σ_x の誤差は二次元検出器の読取り誤差と入射角と入射角誤差の影響を受けることがわかる。

二次元検出器の読取り精度が一定であると仮定すると、式(2-11)に示す通り、入射角誤差がゼロであれば応力の誤差は入射角に影響を受けないことがわかる。しかしながら、式(2-9)に示す通り、 $\cos\alpha$ と a_1 の直線の傾きから σ_x が求められるため、同じ応力値であれば入射角 ψ_0 が小さくなるほど $\cos\alpha$ と a_1 の直線の傾きが小さくなり、 $\cos\alpha$ と a_1 の直線の傾きの誤差の影響を受け易くなる。実材料の測定においては、材料組織および結晶粒のばらつきにより $\cos\alpha$ と a_1 の線図は完全な直線にはならないため、入射角が小さくなるほど材料組織および結晶粒のばらつきの影響を受けやすくなると考えられる。また、式(2-11)によると、応力の精度は入射角と入射角誤差の影響を受けることがわかる。入射角誤差 $d\psi_0$ の影響は $2\cot 2\psi_0$ の項に依存するため、 ψ_0 が 45 deg. で最小となり、入射角が小さくなるほど入射角誤差の影響は大きくなることがわかる。

2.4.2 試験条件

実材料の $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定における入射角および入射角誤差の影響を評価するために、4点曲げ試験にて既知の応力を負荷した条件で X 線応力測定を行なった。図 2-15 に 4点曲げ試験の概要を示す。試験材にはペイナイト組織を有する CrMo 系低合金鋼を使用した。機械的特性を表 2-3 に示す。

試験片の形状は L150×W20×t3 mm の板材とし、試験片加工の影響を排除するために、X 線照射位置周辺を 10×10 mm 範囲で深さ 150 μm の電解研磨を実施した。負荷応力を求めるために、試験片の X 線照射面と反対側にひずみゲージを貼り付けた。

ここでは、ひずみゲージ値 0, 100, 200, 400, 600, 800 μm の 6 条件の異なる弾性応力を与え、各応力負荷時に電解研磨範囲内の 3×3 点の計 9 点位置で X 線応力測定を実施した。図 2-15 に測定位置と順番を示す。ひずみゲージ値は機械的ヤング率 206 GPa を使用して公称応力に変換し、X 線応力値と比較した。X 線応力測定にはパルステック社製の $\mu\text{-X360}$ を使用した。X 線応力測定条件を表 2-4 に示す。

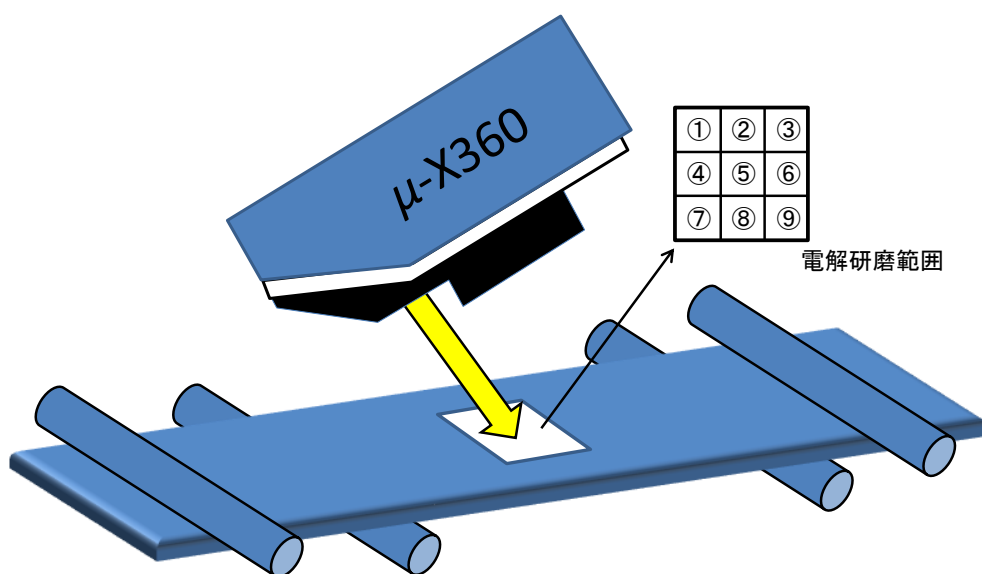


図 2-15 4点曲げ試験の概要

表 2-3 機械的性質

Tensile Strength [MPa]	0.2% Proof Strength [MPa]
976	796

表 2-4 X線応力測定条件

Characteristic X-ray	Cr-K α
Diffraction plane	α Fe (211)
Tube voltage	20 kV
Tube current	1 mA
Irradiated area	3 mm ²
Fixed time	30 s
ψ tilt angle	35 deg.
Diffraction angle in stress free	156.4 deg.
Filter	Vanadium foil

2.4.3 試験結果

まず、 $\cos\alpha$ 法の X 線入射角を 35 deg. に固定した場合の、X 線応力測定結果とひずみゲージから変換した公称応力の比較を図 2-16 に示す。2.2 項の結果と同様に、1 点のみの測定データは公称応力と比較してばらつきが大きい結果であるが、9 点の全測定データを用いた近似

直線を使うと、X線応力は公称応力と良く一致する結果となった。そこで、入射角を15 deg. から5 deg.まで5 deg.ピッチで変化させた場合の、X線測定結果と公称応力の比較を図2-17に示す。測定時間短縮のため、入射角を変えた条件では電解研磨範囲内の9点の測定を行わず、中央1点のみの測定を実施したが、比較のためにグラフ中には入射角35 deg.の9点測定データを同時に示す。また、図中の直線は公称応力とX線応力が一致する条件を表す。図2-17によると、入射角が5 deg.の場合は誤差が大きい、入射角10 deg.および15 deg.の場合は入射角35 deg.の9点データのばらつきの範囲内の値となっていることがわかる。これは式(2-11)からもわかる通り、入射角が5 deg.になると入射角 ψ_0 の影響が極端に大きくなるためと考えられる。以上のことより、入射角10 deg.以上であれば $\cos\alpha$ 法のX線応力測定の精度は大きく変わらない可能性があることがわかった。

次に、X線応力測定時に正確な入射角が不明であった場合を想定し、X線応力を解析する際の設定入射角が真の入射角から ± 5 deg.ずれた場合について検討した。真の入射角が35 deg.であった場合のベイナイト鋼の4点曲げ試験結果に対し、-5 deg.から+5 deg.まで入射角の設定に誤差があった場合の結果を図2-18に示す。グラフには、式(2-11)から算出した入射角誤差の影響の理論線も同時に示す。入射角に+5 deg.の誤差が生じた場合は結果にあまり影響しないが、入射角に-5 deg.の誤差が生じた場合は影響が大きく、公称応力164.8 MPaの条件で約7%測定結果が変化することがわかる。正確な入射角が不明な場合は、入射角を小さめに見積るよりは大きめに見積る方が良いと考えられる。

最後に、式(2-11)を用いた理論検討により、入射角が10 deg.から40 deg.の条件における入射角誤差が測定精度に与える影響を図2-19に示す。入射角が35 deg.以上であれば、真の入射角に対し設定入射角が ± 5 deg.ずれていても測定結果に与える影響は10%以下であるが、入射角が小さくなるほど入射角誤差の影響が大きくなることがわかる。特に、入射角10 deg.または15 deg.の場合は、設定入射角が+5 deg.ずれた場合で32%または22%、-5 deg.ずれた場合は97%または46%と非常に影響度が大きい。入射角が正確に把握できている場合は、入射角が10 deg.以上であれば測定精度は大きく変わらない結果であったが、正確な入射角が不明な場合は入射角が小さくなるほど入射角誤差の影響が大きくなり、測定精度に大きく影響することがわかった。

2.4.4 まとめ

本項では、X線入射角および入射角誤差が $\cos\alpha$ 法の測定精度に与える影響について検討した。その結果、適正入射角条件であっても測定点数が1点のみでは結果のばらつきが大きく、9点測定結果の平均値を取れば公称応力と良く一致することが確認された。また、入射角が正確に把握できている場合は、入射角が10 deg.以上であれば測定精度は大きく低下しないが、正確な入射角の把握が困難な場合は、入射角が小さくなるほど入射角誤差の影響が大きくなり、測定精度に大きく影響することがわかった。

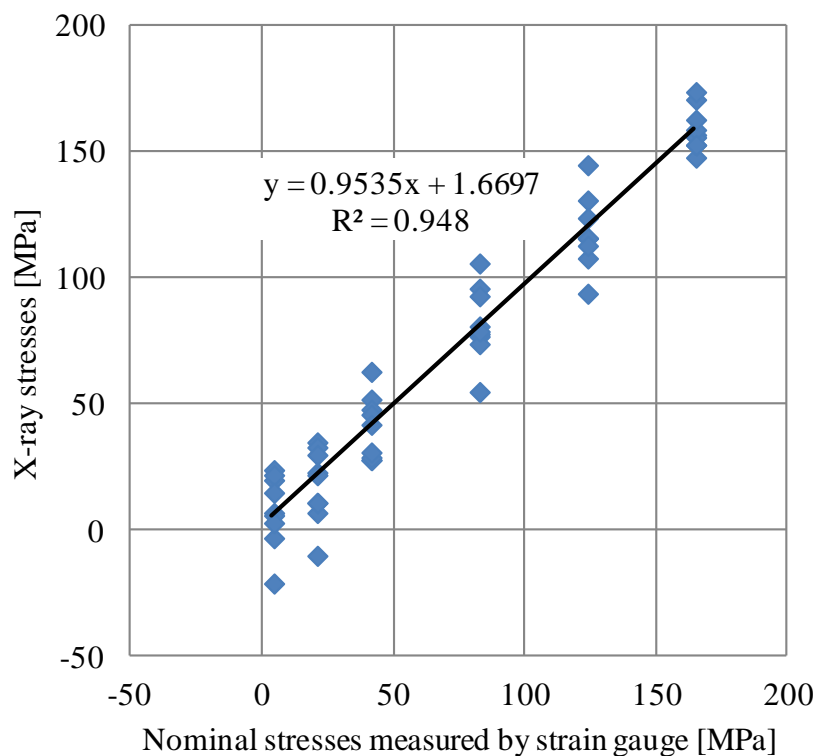


図 2-16 4 点曲げ試験における 9 点の X 線応力測定値と公称応力の関係

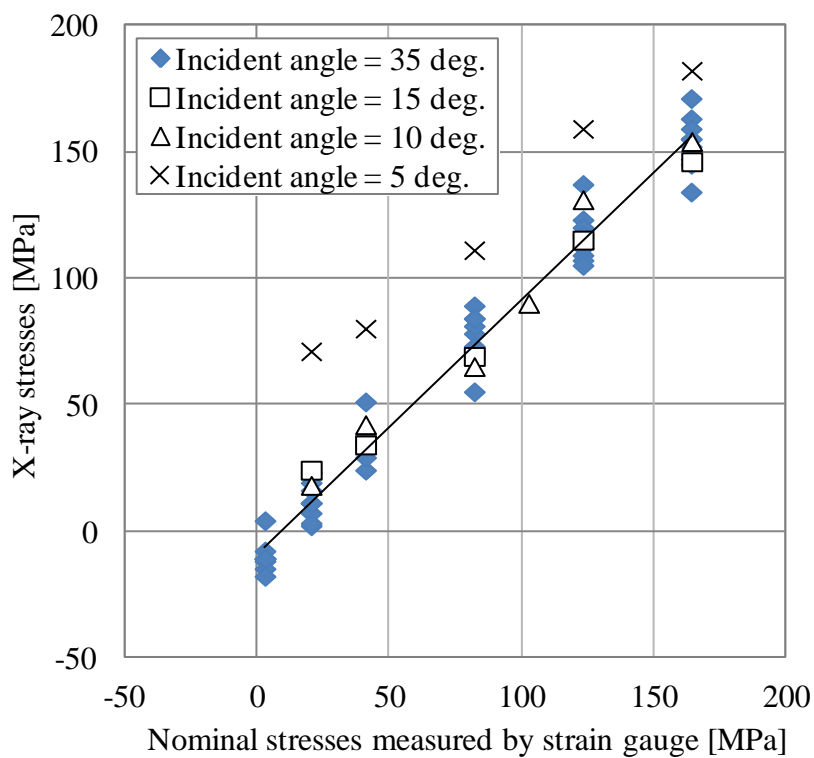


図 2-17 入射角を小さくした場合の X 線応力測定値と公称応力の関係

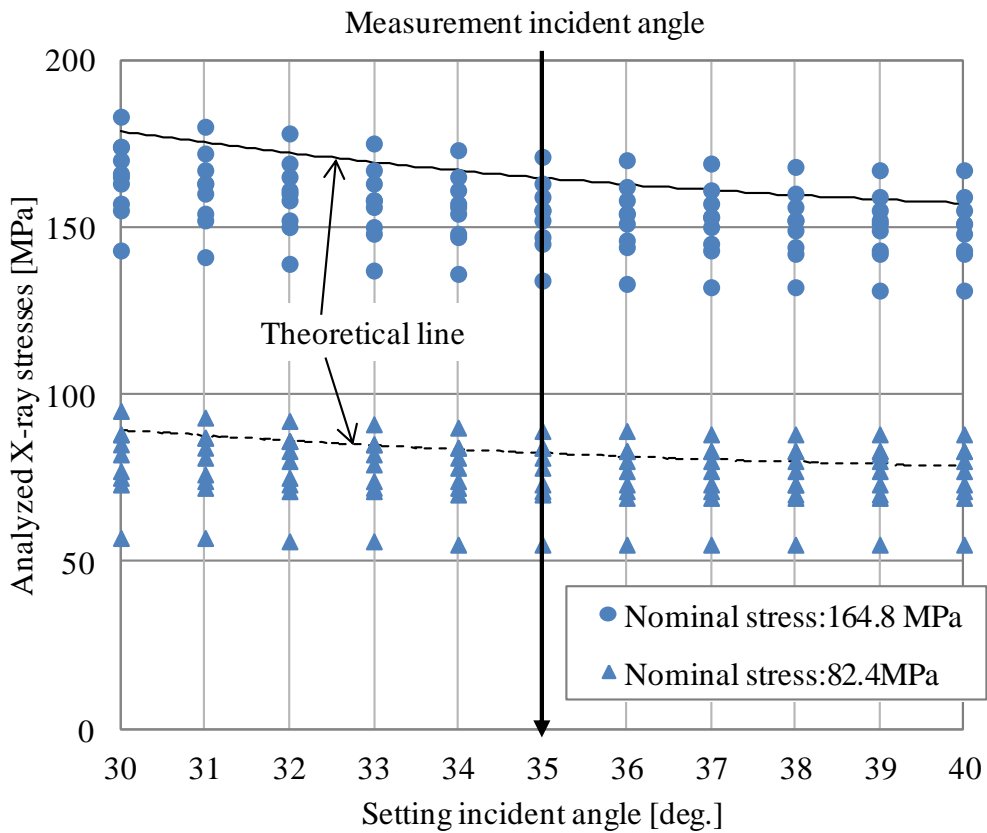


図 2-18 入射角の設定に誤差があった場合の X 線応力値の変化

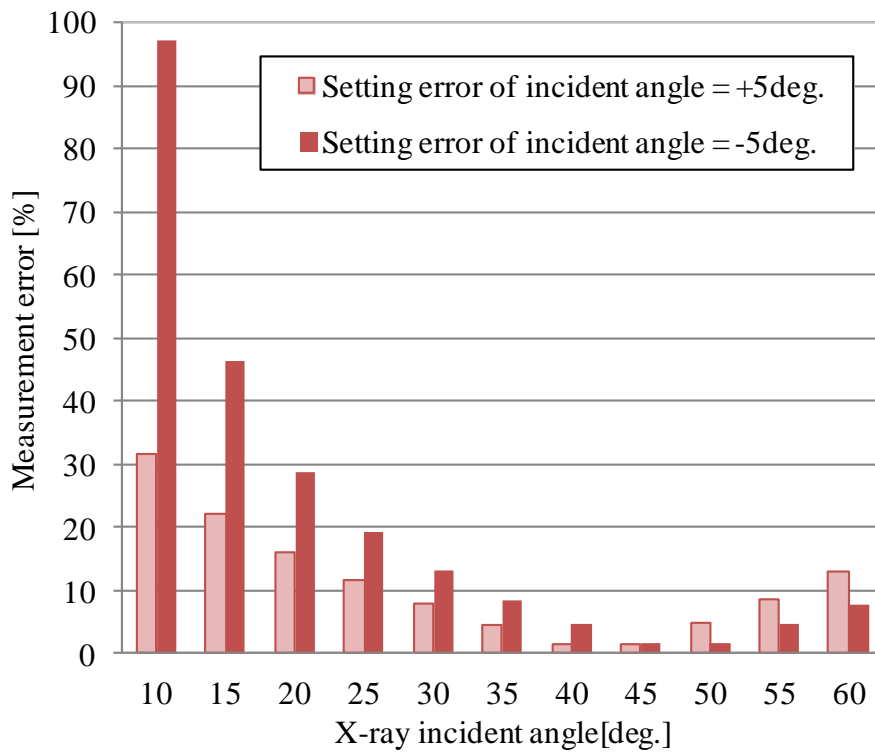


図 2-19 入射角と入射角誤差が X 線応力値に与える影響

2.5 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定における塑性ひずみの影響

本項では図 2-13 に示した通り、軸とフランジの接続部分にフィレットが設けられ、疲労強度向上を目的にフィレット部に冷間加工が適用された材料を対象に、冷間加工により導入された塑性ひずみが X 線応力測定精度に与える影響について検討した。

2.5.1 試験条件

試験材には、鍛鋼品のフィレット部から切出した試験片を適用した。試験材は CrMo 系低合金鋼であり、冷間加工前に焼入れ焼戻し処理を施してベイナイト組織となっている。結晶粒は X 線応力測定に十分なサイズに微細化されていることを事前に確認した。試験片は、冷間加工を実施していないフィレット部から切出したもの（以後、冷間加工無し試験片）を 3 本用意し、冷間加工を実施したフィレット部から切出したもの（以後、冷間加工試験片）を 1 本用意した。冷間加工試験片においては、フィレット部の冷間加工により 3 軸方向の塑性ひずみが付与されており、試験片を切出す際に大部分の残留応力は開放されているが、塑性ひずみは残存した状態となっている。試験片形状を図 2-20 に示す。いずれもフィレット部から切出したため、中央部は曲率が付いた形状となっている。

試験片の引張強度は、冷間加工無し試験片を 1 本使用して万能引張試験機にて求めた。試験結果を表 2-5 に示す。試験片中央部には曲率が付いているが、破断時には曲率部の凹凸面に生じるひずみに大きな差異が生じていなかったことから、引張強度に与える応力集中の影響は微小であったと考えられる。よって、参考までに引張強度として破断荷重を試験片中央部の断面積で割った値を示した。

本項では、曲率の付いた試験片に対し X 線応力測定を簡易に実施するために、可搬型の小型治具を用いて引張荷重を負荷し、引張負荷中の X 線応力測定を行った。 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定装置は、パルステック社製の μ -X360 ロングレンジモデルを使用した。X 線応力測定条件は表 2-4 と同様である。入射角は 35 deg に固定して測定を実施した。X 線応力測定における試験片加工の影響を排除するために、X 線照射部の 5×5 mm 範囲に深さ 100 μm の電解研磨を実施した。2 本の冷間加工無し試験片は、凹面にて X 線応力測定を実施し凸面にひずみゲージを貼り付けた条件と、凸面にて X 線応力測定を実施し凹面にひずみゲージを貼り付けた条件の、2 種類の測定を実施した。冷間加工試験片は、凹面にて X 線応力測定を実施し凸面にひずみゲージを貼り付けた条件で測定した。これらの測定イメージ図を図 2-21 に示す。引張荷重は凸面もしくは凹面のひずみを基準に 4 サイクル繰返し付与し、1 サイクル目は最大 3 000 μ ひずみまで、2 サイクル目は最大 4 500 μ ひずみまで、3 サイクル目は最大 6 000 μ ひずみまで、4 サイクル目は治具で負荷可能な最大荷重とし、いずれも 500 μ ひずみごとに X 線応力を測定した。引張荷重サイクルと X 線応力測定タイミングの関係を図 2-22 に示す。

表 2-5 冷間加工無し試験片の引張試験結果

Breaking Load [N]	Cross-sectional area of the test piece [mm ²]	Estimated Tensile Strength [MPa]
6879	7.52	915

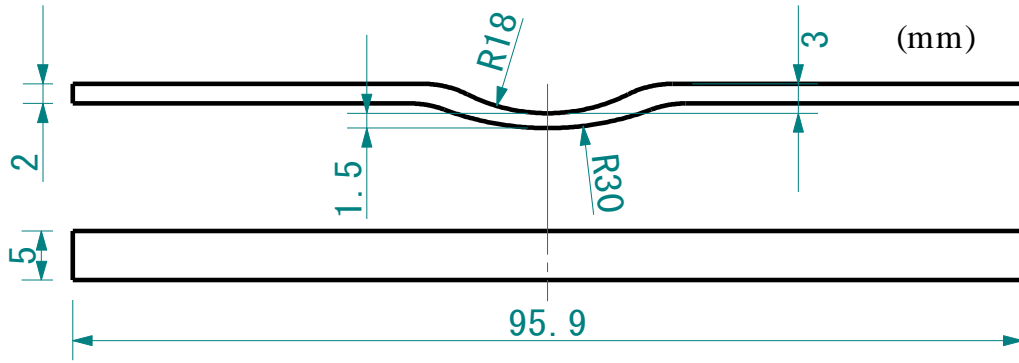
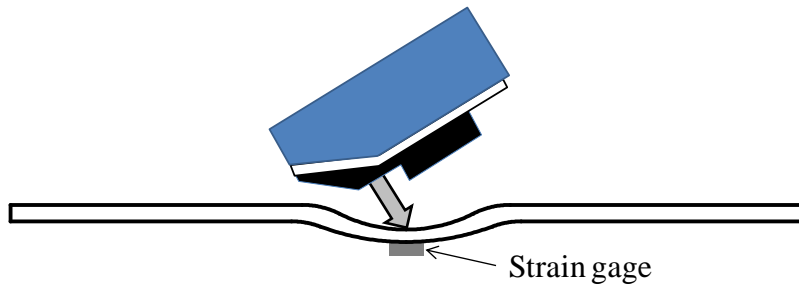
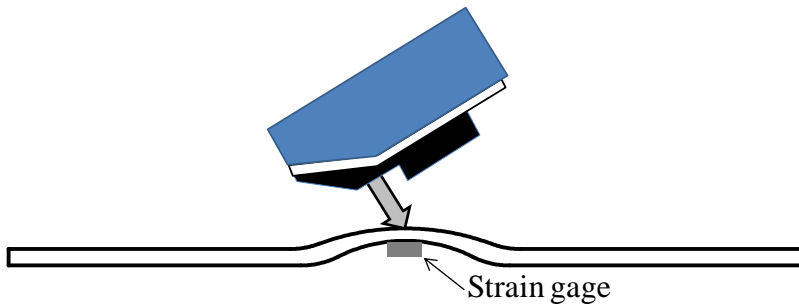


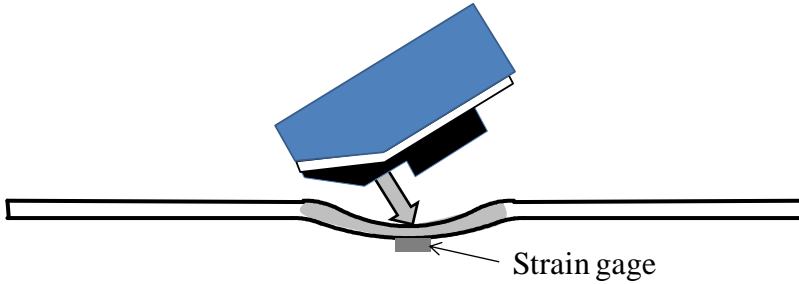
図 2-20 試験片形状



(a) 冷間加工無し試験片の凹面 X 線応力測定



(b) 冷間加工無し試験片の凸面 X 線応力測定



(c) 冷間加工試験片の凹面 X 線応力測定

図 2-21 X 線応力測定とひずみ測定位置

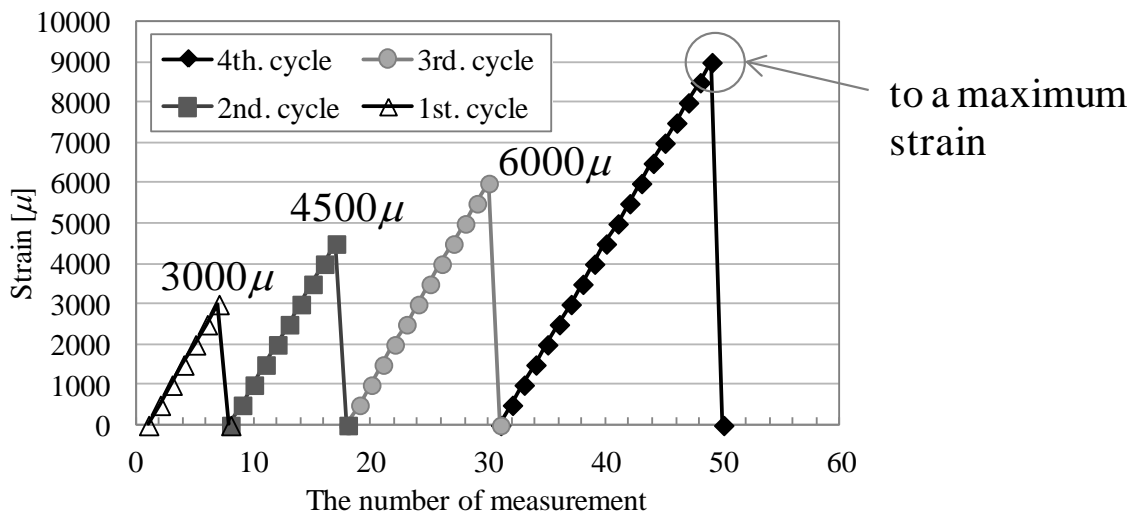


図 2-22 引張荷重サイクルと X 線応力測定タイミング

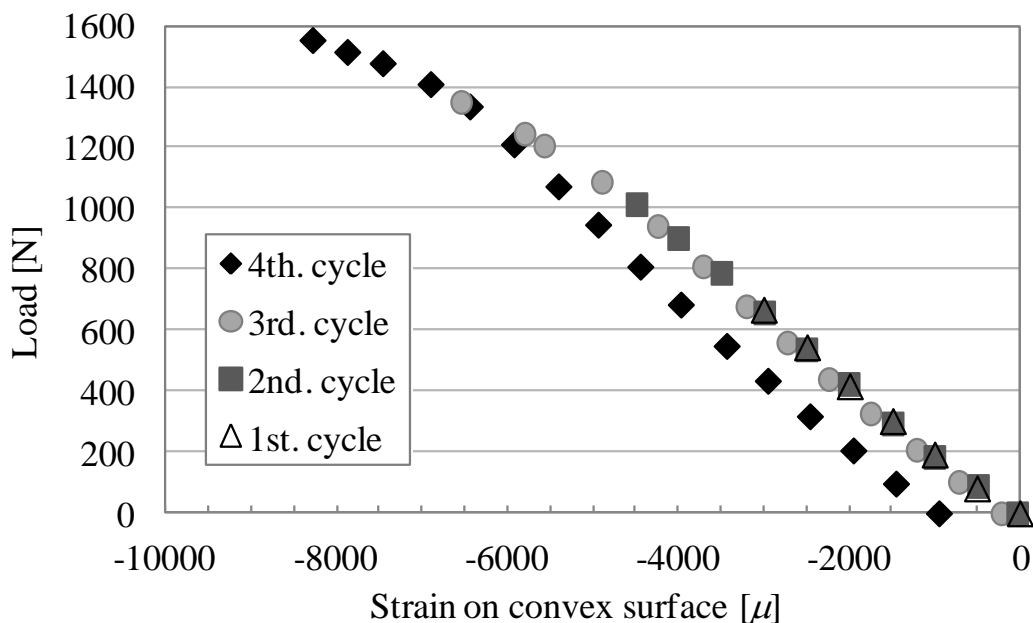
2.5.2 塑性ひずみ下の X 線応力測定結果

図 2-23 に冷間加工無し試験片の凹面および凸面のひずみと荷重の関係を示す。曲率付き試験片は引張荷重が負荷されると、凹面には引張側のひずみが生じ、凸面には圧縮側のひずみが生じる。荷重が 1000 N 前後でひずみと荷重の関係は直線から外れ始め、塑性域に到達していることがわかる。また、凹面にて X 線応力測定を実施し凸面にひずみゲージを貼り付けた試験片の場合、2 サイクル目で若干塑性域に到達し、3,4 サイクル目の開始時には凸面に圧縮の残留ひずみが生じた条件となった。一方、凸面にて X 線応力測定を実施し凹面にひずみゲージを貼り付けた試験片の場合、同荷重で生じるひずみは凹面の方が凸面よりも大きく、3 サイクル目終了時によりやく若干塑性域に到達したが、4 サイクル目に引張試験治具の限界荷重に到達してしまった。

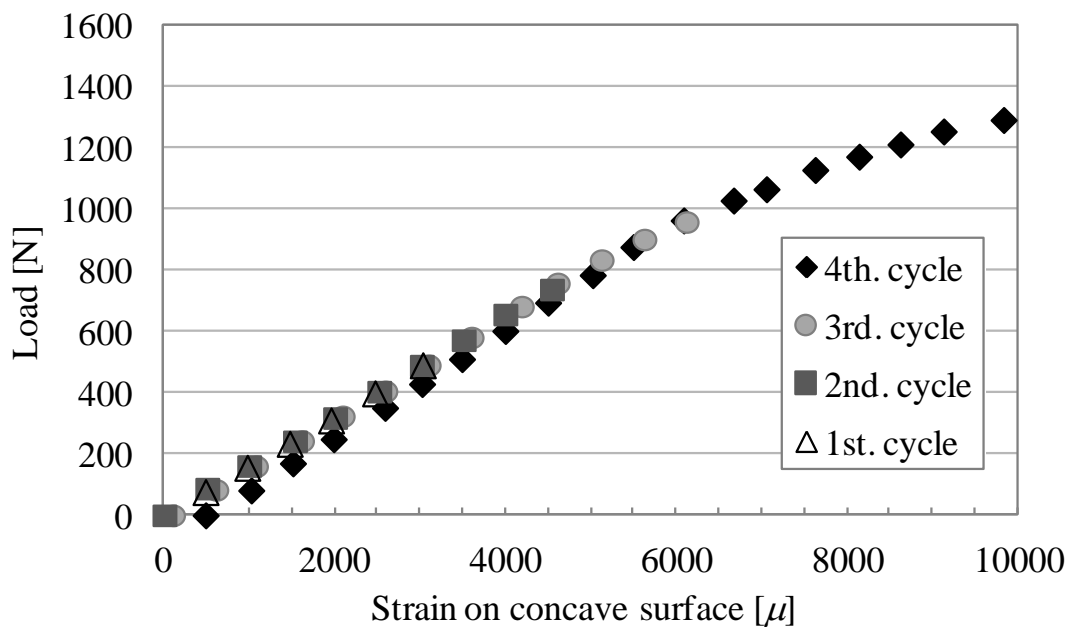
図 2-24 に冷間加工無し試験片の凹面および凸面の荷重と X 線応力の関係を示す。凹面にて X 線応力測定を実施した試験片の場合、3,4 サイクル目の開始時に凹面に圧縮の残留応力が生じていることがわかる。凸面にて X 線応力測定を実施した試験片の場合、4 サイクル目の開始時に凸面に若干の引張残留応力が生じていたが、十分に大きな残留応力を与えることはできなかった。

図 2-23 および 2-24 の結果によると、凹面および凸面いずれの測定においても、荷重の負荷サイクルに関わらず、引張荷重の増加に伴い X 線応力も増加し、弾性応力範囲内では荷重と X 線応力の関係は直線関係にあり、直線の傾きは残留応力の有無に関わらず同程度であることがわかる。つまり、引張試験により導入された残留応力分だけ X 線応力値は変化するが、残留塑性ひずみの有無により X 線応力値のばらつきが大きくなるような影響はないことがわかった。一方で、塑性域に到達後の X 線応力は一定値に収束する傾向が見られた。これは、

残留応力の有無に関わらず、圧縮側でも引張側でも同様であった。X線応力測定は、格子面間隔の伸縮を応力に換算する手法である。つまり、降伏現象が生じると格子面間隔に大きな変化が生じなくなることを示唆している。

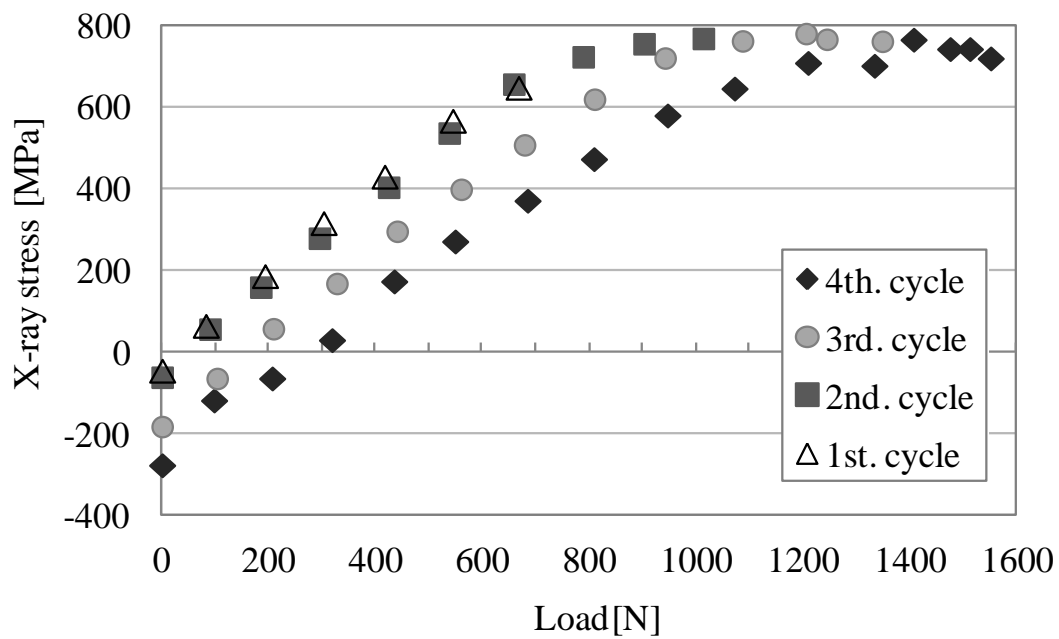


(a) 凹面にて X 線応力測定を実施し凸面にひずみゲージを貼り付けた試験片

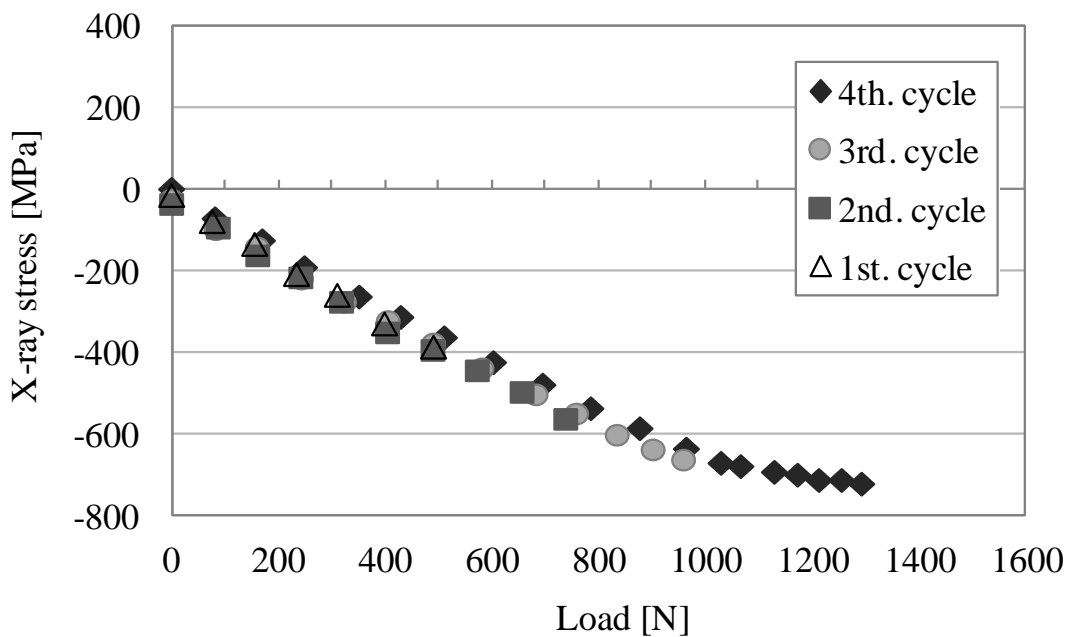


(b) 凸面にて X 線応力測定を実施し凹面にひずみゲージを貼り付けた試験片

図 2-23 冷間加工無し試験片のひずみと荷重の関係



(a) 凹面にて X 線応力測定を実施し凸面にひずみゲージを貼り付けた試験片



(b) 凸面にて X 線応力測定を実施し凹面にひずみゲージを貼り付けた試験片

図 2-24 冷間加工無し試験片の荷重と X 線応力の関係

2.5.3 冷間加工による塑性ひずみ下の X 線応力測定結果

表 2-6 に、冷間加工無し試験片と冷間加工試験片の初期状態における残留応力と半価幅の結果を示す。一般的に、半価幅は相当塑性ひずみと相関があると言われている。冷間加工試験片は曲率部に塑性ひずみが残存しているため、初期状態の半価幅は冷間加工無し試験片よりも高い値となっている。また、冷間加工試験片は試験片を切出す際に大部分の残留応力は開放されたが、若干の圧縮残留応力が残っていることがわかる。

図 2-25 に、凸面のひずみと荷重の関係における冷間加工無し試験片と冷間加工試験片の結果の比較を示す。ひずみと荷重の関係は、冷間加工無し試験片と比べ若干傾きに差が生じているが、これは試験片加工の誤差と簡易試験治具へのセッティングの誤差が影響していると考えられる。一方で、荷重が 1000 N 前後でひずみと荷重の関係が直線から外れ始める傾向は両方の試験片で一致しているため、引張荷重の負荷条件に大きな差異は無いと考えられる。

図 2-26 に、荷重と X 線応力の関係における冷間加工無し試験片と冷間加工試験片の結果の比較を示す。弾性応力範囲内における荷重と X 線応力の直線の傾きは、冷間加工無し試験片と冷間加工試験片で同程度となった。冷間加工試験片の方が X 線応力値は全体的に若干低い値となっているが、初期の圧縮残留応力が影響していると考えられる。よって、冷間加工により導入された 3 軸方向の塑性ひずみの有無は、弾性域における X 線応力値に大きな影響を与えないことがわかった。また、冷間加工無し試験片と冷間加工試験片どちらにおいても、十分に塑性域に到達後の X 線応力は同等の値に収束することがわかった。

次に、冷間加工無し試験片と冷間加工試験片の $\cos\alpha$ 線図の比較を図 2-27 に示す。冷間加工無し試験片の 2 から 4 サイクル目の最大荷重負荷時の結果と、冷間加工試験片の最大荷重負荷時の結果を示す。いずれも塑性域に到達した条件で測定した結果である。4 つの $\cos\alpha$ 線図はほぼ重なっており、X 線応力値も同程度の値を示している。塑性ひずみおよび降伏現象の有無に関わらず、いずれの条件においても $\cos\alpha$ 線図の直線性は良好であると言える。次に、冷間加工無し試験片と冷間加工試験片のデバイリングの比較を図 2-28 に示す。塑性ひずみが増加するほどデバイリングの幅は広がる傾向が見られるが、塑性ひずみおよび降伏現象の有無に関わらず、いずれもデバイリングの形状はきれいなリング状となっていることがわかる。

表2-6 試験片の初期状態における残留応力と半価幅

		Residual stress [MPa]	Half value breadth [deg.]
The specimen without cold forming	X-ray stress on the concave surface	-44	2.64
	X-ray stress on the convex surface	-12	2.62
The specimen with cold forming		-101	3.10

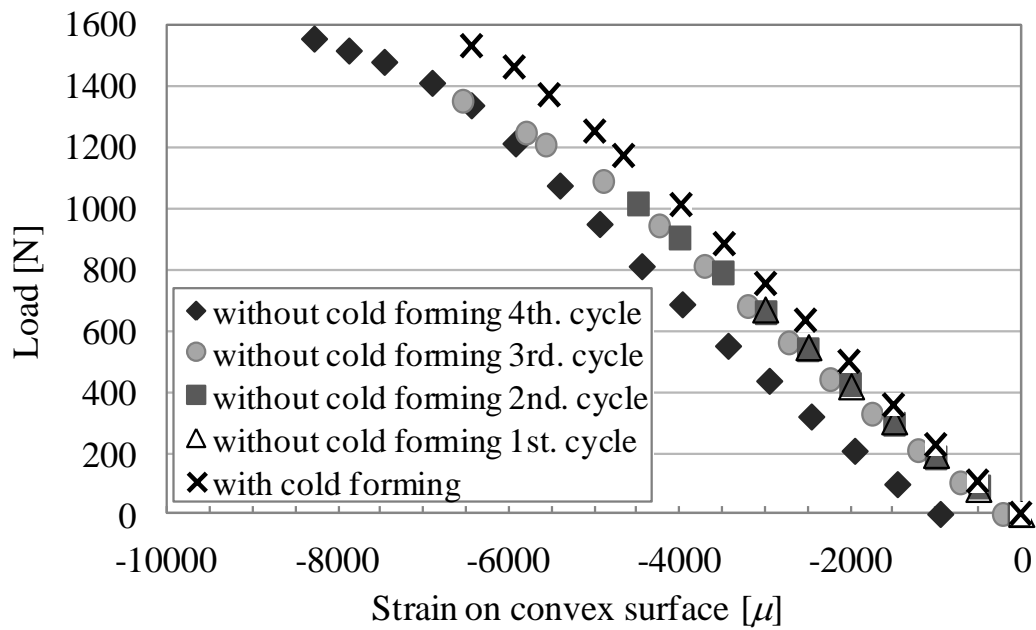


図 2-25 凸面のひずみと荷重の関係における冷間加工有無材の結果の比較

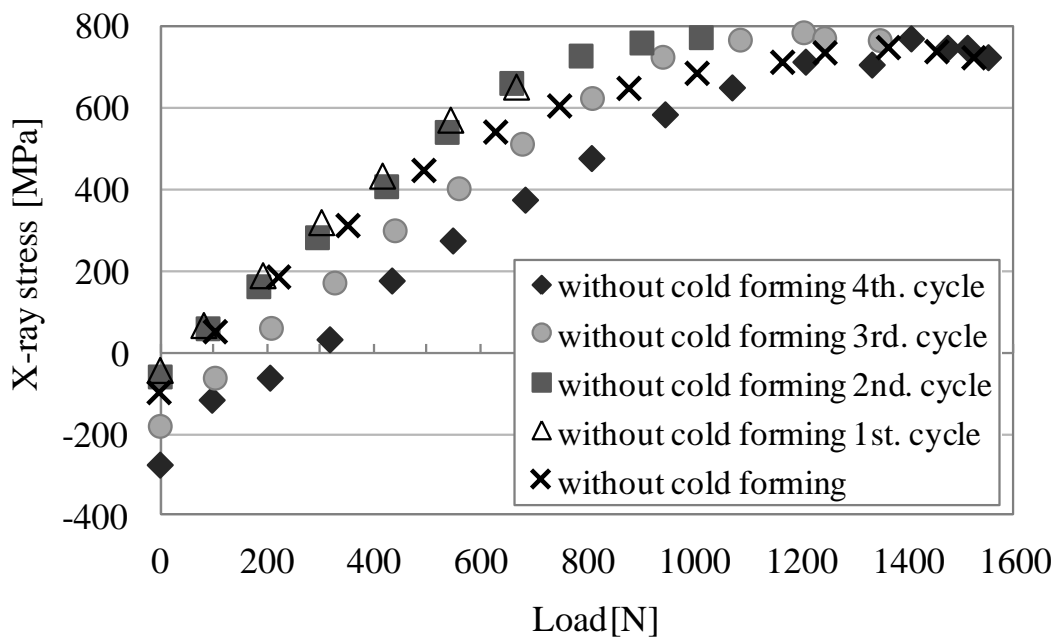


図 2-26 荷重と X 線応力の関係における冷間加工有無材の結果の比較

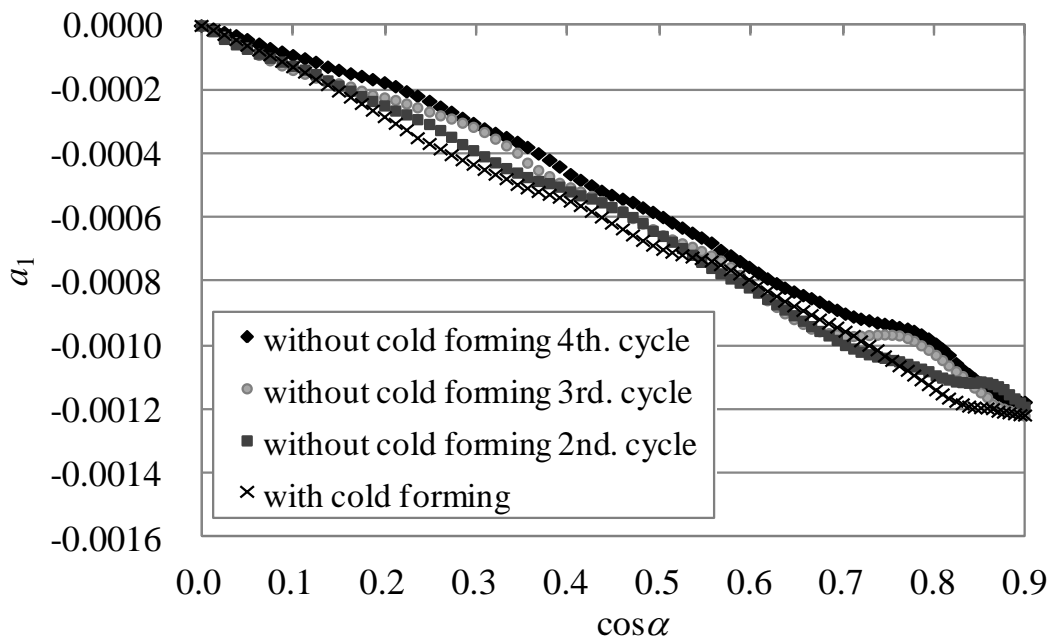


図 2-27 冷間加工無し試験片と冷間加工試験片の $\cos\alpha$ 線図の比較

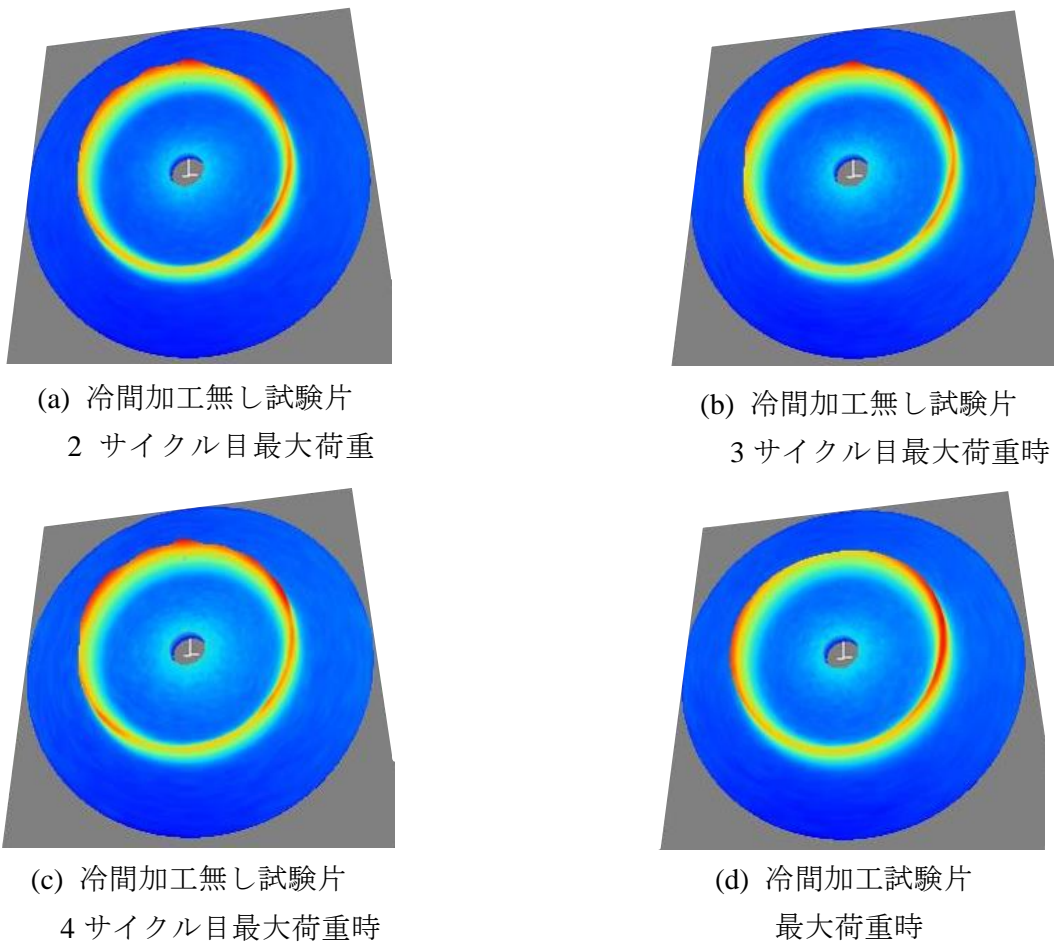


図 2-28 冷間加工無し試験片と冷間加工試験片のデバイリングの比較

本研究の対象材では、塑性域に到達後は格子面間隔が大きく変化しないと考えられ、格子面間隔の伸び限界に初期の圧縮残留応力および塑性ひずみの有無が影響しないことを示唆している。初期状態で圧縮残留応力が生じている場合、格子面間隔が無応力状態よりも縮んでいる。その状態から引張荷重が負荷されると、格子面間隔の伸び限界に到達するまでに負荷される引張荷重には初期残留応力の影響を受けるが、格子面間隔の伸び限界は材料の性質で決まると考えれば、十分に塑性域に到達後の X 線応力は初期残留応力に関わらず同等の値に収束することも理解できる。本研究は単軸引張応力負荷のみの検討であり、2,3 軸応力状態の塑性域における X 線応力については今後の課題である。

2.5.4 塑性ひずみと半価幅の関係

試験片の凹面における軸方向の X 線応力と半価幅の関係を図 2-29 に示す。冷間加工無し試験片は負荷サイクルを繰り返すことで塑性ひずみが生じ、各サイクルのスタート時には圧縮残留応力が発生し、半価幅の値も大きくなっている。また、冷間加工試験片は冷間加工による塑性ひずみの残存により初期半価幅が大きくなっている。いずれの試験片においても弾性応力範囲内では X 線応力は増加するが半価幅は大きく変化せず、降伏後は X 線応力が一定値に漸近するが半価幅は大きく増加する結果となった。本試験においては、塑性域に到達後は X 線応力が一定値となったが、半価幅の初期値からの増加量により降伏後の応力値の予測が可能であることを示唆している。

次に、冷間加工無し試験片の凹面の X 線応力測定時に、軸方向に加えて幅方向に生じる応力も同時に測定した。図 2-30 に、冷間加工無し試験片の軸方向と幅方向の X 線応力の比較を示す。幅が 5 mm の試験片に対し、軸方向のみに引張荷重を負荷しているため、幅方向には軸方向応力の 1/10 以下の応力しか発生していないことがわかる。一方で、軸方向および幅方向の X 線応力測定時に得られた半価幅の比較を図 2-31 に示す。弾性域を除くと、軸方向と幅方向で半価幅の値はほぼ一致している。半価幅は相当塑性ひずみと相関があると言われているが、図 2-31 の結果によると、負荷応力の向きは関係なく塑性域に到達すると半価幅の値が上昇することを確認した。

2.5.5 まとめ

本項では、CrMo 系低合金鋼から成る鍛鋼材を対象に、引張試験および冷間加工により導入された塑性ひずみの有無が $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定に与える影響について評価した。

弾性応力範囲内では、冷間加工により導入された塑性ひずみの残存は X 線応力測定に大きな影響を与えないことがわかった。また、塑性ひずみの残存および残留応力の

有無に関わらず、圧縮側でも引張側においても、塑性域に到達後の X 線応力値は一定の値に収束する傾向を確認した。さらに、半価幅は相当塑性ひずみと相関があるため、塑性域に到達すると負荷応力の向きに関わらず半価幅の値が上昇することがわかった。

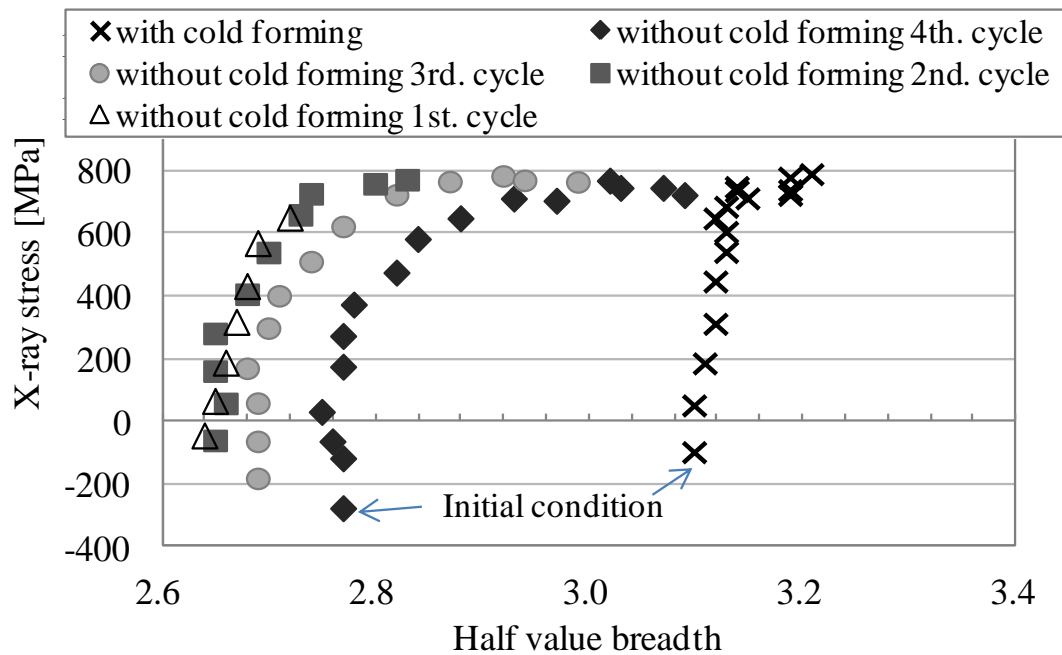


図 2-29 試験片の凹面における軸方向 X 線応力と半価幅の関係

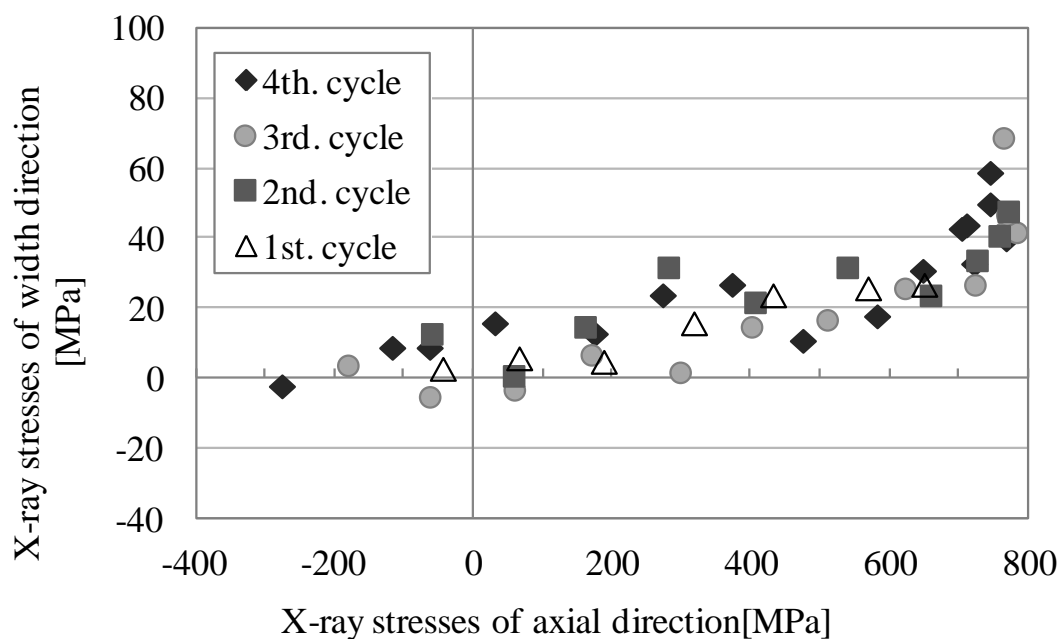


図 2-30 冷間加工無し試験片の凹面における軸方向と幅方向の X 線応力の比較

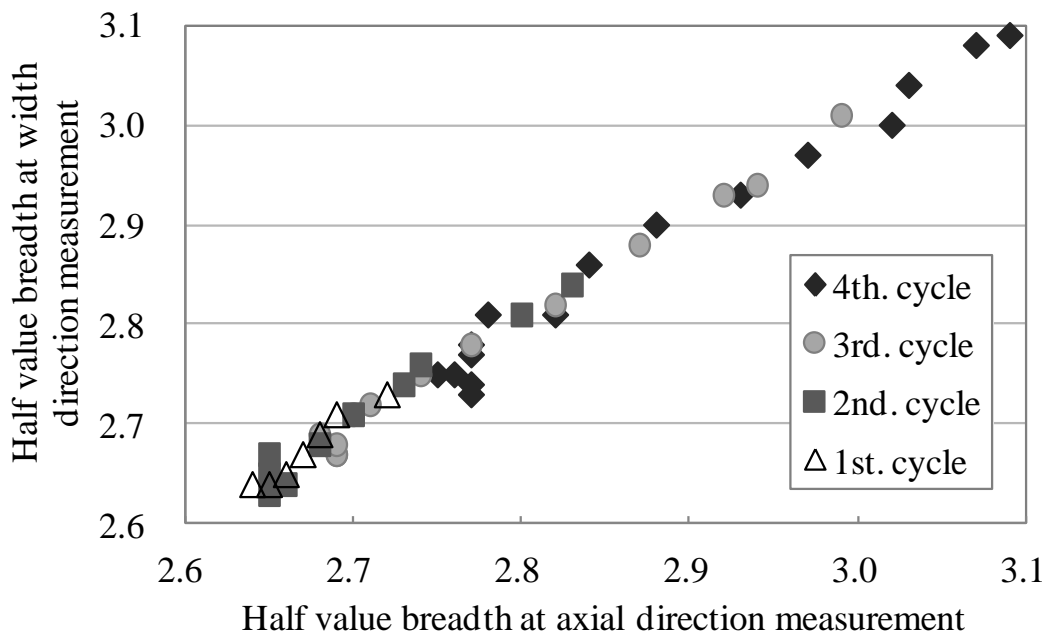


図 2-31 冷間加工無し試験片の凹面における軸方向と幅方向の X 線応力測定時の半価幅の比較

2.6 結言

本章では、大型鍛鋼材に対する $\cos\alpha$ 法の X 線残留応力測定精度を検証し、入射角および入射角設定誤差の影響を明らかにし、冷間加工により導入された塑性ひずみが X 線応力測定に与える影響について評価した。その結果、大型鋼塊の凝固過程で生じた成分濃度のばらつきとそれらに起因する組織差により、X 線応力は測定位置によってばらつきが生じるが、9 点の平均値を取ると X 線応力は公称応力と良く一致することがわかった。また、入射角が正確に把握できている場合は、入射角が 10 deg.以上であれば測定精度は大きく低下しないが、真の入射角が不明な場合は、入射角が小さくなるほど入射角誤差の影響が大きくなり、測定精度に大きく影響することがわかった。さらに、冷間加工により導入された塑性ひずみの残存は X 線応力測定に大きな影響を与えないことを確認した。

以上の検討により、冷間加工が適用された大型鍛鋼品のフィレット部表面の X 線残留応力測定において、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定が有効であることを確認した。

これらの検討過程において、半価幅と相当塑性ひずみに相関があること、さらに、塑性域に到達すると負荷応力の向きに関わらず半価幅の値が上昇することを確認した。本結果は 4 章に示す固有ひずみ法を用いた内部残留応力予測の検討に活用する。

参考文献

- 1) 藤網 宜之, R&D 神戸製鋼技報, Vol.66, No.1 (2016), 2-6.
- 2) 英 崇夫, 福良 二郎, 藤原 晴夫, 日本機械学会論文集, Vol.35, No.270 (1969), 237-244.
- 3) 佐々木敏彦, 廣瀬 幸雄, 安川 昇一, 日本機械学会論文集(A編), Vol.63, No.607 (1997), 553-541.
- 4) 兜森達彦, 松田真理子, 高恣弘行, 佐々木敏彦, 日本材料学会 第50回 X線材料強度に関するシンポジウム講演論文集, (2016), 113-116.
- 5) 小栗 泰造, 村田 一夫, 佐藤 嘉洋, 材料, Vol.52, No.7 (2003), 776-782.
- 6) 栗田 政則, 日本機械学会論文集, Vol.42, No.362 (1976), 3163-3168.
- 7) 栗田 政則, 日本機械学会論文集, Vol.43, No.367 (1977), 970-973.
- 8) 松田真理子, 兜森達彦, 高恣弘行, 佐々木敏彦, 日本非破壊検査協会 第48回応力・ひずみ測定と強度評価シンポジウム講演論文集, (2017), 97-100.
- 9) 栗田 政則, 塑性と加工, Vol.26, No.295 (1985), 869-875.
- 10) 平 修二, 林 紘三郎, 小沢 慎, 材料, Vol.20, No.219 (1971), 1320-1326.
- 11) 田丸武好, 小島公平, 材料, Vol.16, No.171 (1967), 972-977.
- 12) 森永 卓一, 塩田 信雄, 小野崎 長英, 日本金属学会誌 B, Vol.15, No.11 (1951), 524-528.
- 13) 本田 和男, 皿井 孝明, 矢野 隆, 日本機械学会論文集(A編), Vol.50, No.457 (1984), 1659-1667.
- 14) 松田 真理子, 兜森 達彦, 笹尾 薫, 杵渕 雅男, 高恣 弘行, 佐々木 敏彦, 平成30年度 非破壊検査総合シンポジウム講演論文集, (2018).
- 15) 佐々木 敏彦, 広瀬 幸雄, 材料, Vol.44, No.504 (1995), 1138-1143.
- 16) 佐々木 敏彦, 広瀬 幸雄, 日本機械学会論文集(A), Vol.61, No.590 (1995), 2288-2295.
- 17) X線材料強度部門委員会応力測定と弾性分科会, 材料, Vol.20, (1971), 1257-1271.

第3章 大型鍛鋼品の偏析部が $\cos\alpha$ 法 X線応力測定に 与える影響

3.1 緒言

本研究の対象品である大型鍛鋼品は、鋼塊の凝固過程で生じるマクロ偏析¹⁾が存在し、偏析部を完全に避けて製品を製造することは困難である。本研究では、冷間加工が適用された大型鍛鋼品の表面の X 線残留応力測定を目指しているが、冷間加工により残留応力が生じる部位に偏析部が出現することは十分に可能性がある。偏析部では、鋼中の炭素および合金元素の濃度に偏りが生じることが特徴として挙げられる。偏析部に生じた残留応力を X 線にて測定する場合、炭素および合金元素濃度の偏りおよびそれらに起因する組織変化が X 線応力に与える影響を把握する必要がある。浸炭および窒化による材料成分および組織変化が X 線応力測定に与える影響の研究^{2),3)}はいくつか取組まれているが、大型鍛鋼品を対象にした X 線応力測定に関する研究事例は非常に少なく、鋼の製造過程で生じる偏析が $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定に与える影響を評価した研究は見られない。

2章では、実際の大型鍛鋼材料の組織と結晶粒条件における $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定精度を検証したが、本章では大型鋼塊のマクロ偏析が $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定に与える影響に着目した。大型鍛鋼品の冷間加工部周辺の残留応力測定を想定し、冷間加工が適用されていない鍛鋼材料を対象に、偏析の多い部位と少ない部位から試験片を切り出した。引張試験機による引張応力下での $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定を実施し、偏析の有無が X 線応力のばらつきに与える影響について調査した。また、炭素濃度の偏りと偏析に伴う粗大結晶粒の混在が、X 線応力と公称応力の差に与える影響について評価した。さらに、偏析の影響を最小限に抑えるための測定条件について検討した。

3.2 試験材

供試材には、ベイナイト組織を有する CrMo 系低合金鋼を選択し、10 ton 以上の大型鋼塊を鍛造した材料を使用した。化学成分範囲を表 3-1 に示す。大型鋼塊においては、中心部に V 型偏析が、中層部には逆 V 偏析が発生することが知られており⁴⁾⁻⁶⁾、鍛造時に形成されるメタルフローに沿って偏析部が帯状に出現する。本試験材は、直径 400 mm 程度の丸棒状に鍛造し、予め断面のマクロ観察にて逆 V 偏析が多い部位と少ない部位を特定し、偏析が多い部位においてはメタルフローに対し 45 deg. 方向に、偏析の少ない部位においてはメタルフローに対し平行方向に試験片をそれぞれ 2 本ずつ取得した。偏析の多い部位においてメタルフローの 45 deg. 方向に試験片を採取した

理由は、鍛造において帯状となる偏析の多様な条件をより多く抽出するためである。

本試験材は、鍛造後に十分にオーステナイト化される温度域まで加熱し、水溶性ポリマーを用いて焼入れし、823 K以上の温度にて焼戻し処理を施した。表 3-2 に機械的特性を示す。ここで使用した偏析の少ない試験片 1 本目は、2.3 項で使用した試験片と同一のものである。

図 3-2 に偏析の多い試験片の X 線照射部の代表位置の組織と結晶粒径の観察結果を、図 3-3 に偏析の少ない試験片の同様の観察結果を示す。いずれの試験片も主な材料組織はベイナイトであり、偏析の多い試験片の平均結晶粒径は 30~40 μm 、偏析の少ない試験片の平均結晶粒径は 20~30 μm であり、偏析の多い試験片の方が平均結晶粒は若干粗めであることがわかる。また、偏析の多い試験片の場合は部分的に大きな結晶粒が存在し、混粒状態となっていることがわかる。

3.3 試験条件

万能引張試験機を使用して試験片に既知の引張応力を負荷した条件で X 線応力測定を実施したが、試験条件は 2.3 項と同様であるため詳細は 2.3 項を参照されたい。以下には 2.3 項との違いのみ記載する。

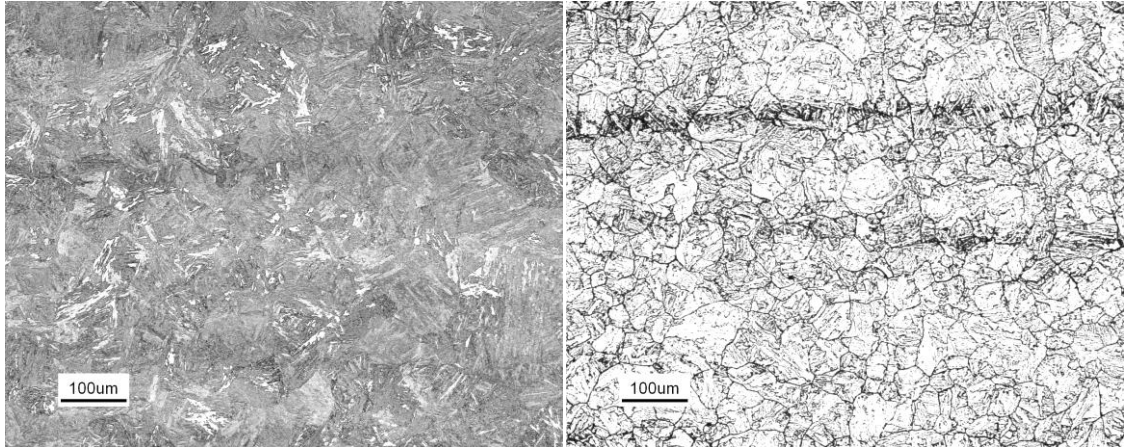
本章では、試験片に負荷した公称応力は 0.2 % 耐力の 1/4、1/2 および 3/4 の 3 条件を選択した。ただし 2 本目の試験片に関しては、1 本目の結果の再現性を確認することを主目的とし、測定効率の観点から 0.2 % 耐力の 1/2 条件のみで X 線応力測定を行った。

表 3-1 化学成分範囲 (mass %)

	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo
Max.	0.45	0.40	1.20	0.50	2.50	0.35
Min.	0.36	0.15	0.80	0.30	1.50	0.15

表 3-2 機械的特性

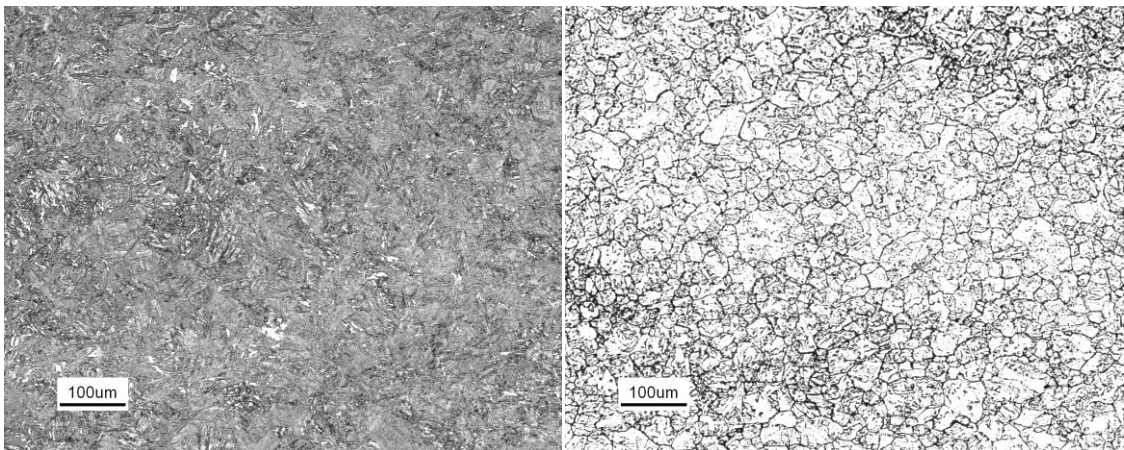
	Tensile Strength [MPa]	0.2% Proof Strength [MPa]
1st. specimen with segregation	945	813
2nd. specimen with segregation	987	828
1st. specimen without segregation	1035	899
2nd. specimen without segregation	966	818



(a) 組織観察写真

(b) 結晶粒径観察写真

図 3-2 偏析の多い試験片の X 線照射部位の組織と結晶粒径の観察結果



(a) 組織観察写真

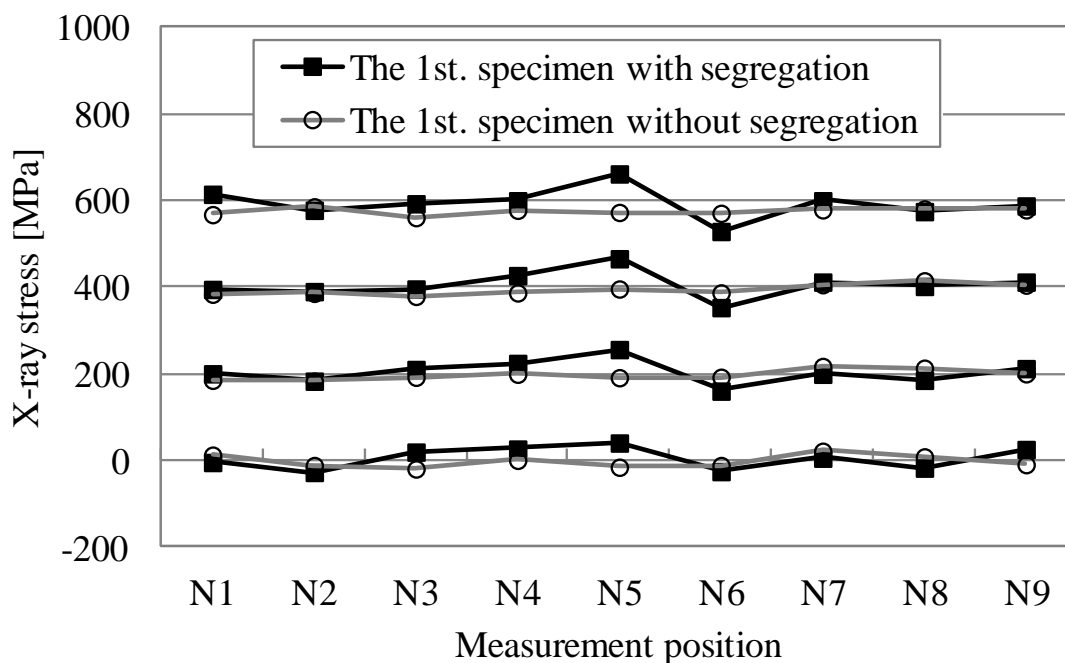
(b) 結晶粒径観察写真

図 3-3 偏析の少ない試験片の X 線照射部位の組織と結晶粒径の観察結果

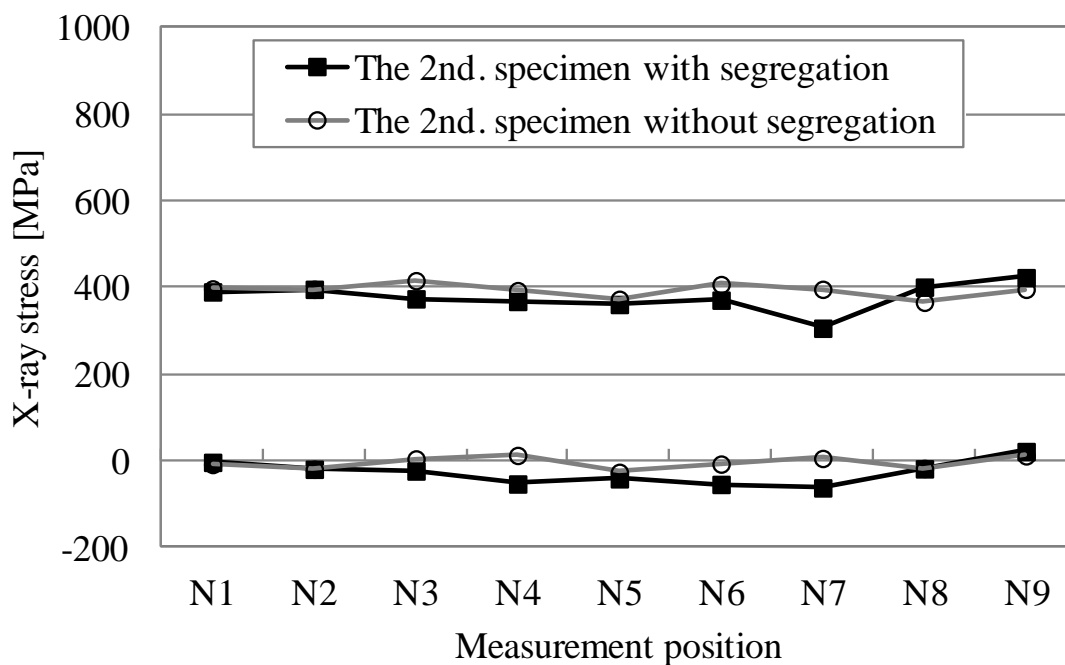
3.4 試験結果

図 3-4 に 9 点測定位置ごとの、偏析が多い試験片と少ない試験片の X 線応力値の比較を示す。偏析が少ない試験片はいずれの負荷応力においても 9 点の測定位置で X 線応力値に大きな差異は見られないが、偏析が多い試験片は 9 点の測定位置間で X 線応力値に大きなばらつきが生じていることがわかった。1 本目の試験片の結果では、偏析が多い試験片の X 線応力は N5 位置で最大値を示し、N6 位置で最小値を示した。2 本目の試験片の結果では、N9 位置で最大値を示し、N7 位置で最小値を示した。また、1 本目の試験片の結果に着目すると、偏析が多い試験片の X 線応力は試験片の負荷応力の値に関わらず、値の大きい位置では常に大きい値を示し、値の小さい位置では常

に小さい値を示すことがわかった。これは偏析の多い試験片において、測定位置ごとの何らかの条件の差異が X 線応力に影響を及ぼしていることを示唆している。



(a) 1 本目試験片



(b) 2 本目試験片

図 3-4 9 点の測定位置の X 線応力測定結果

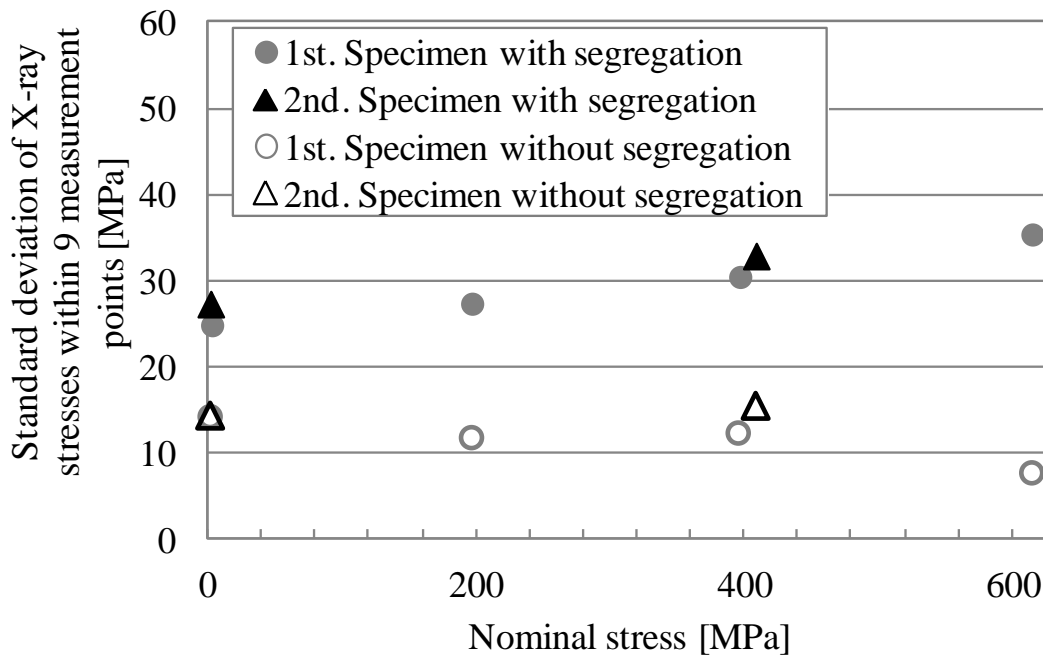
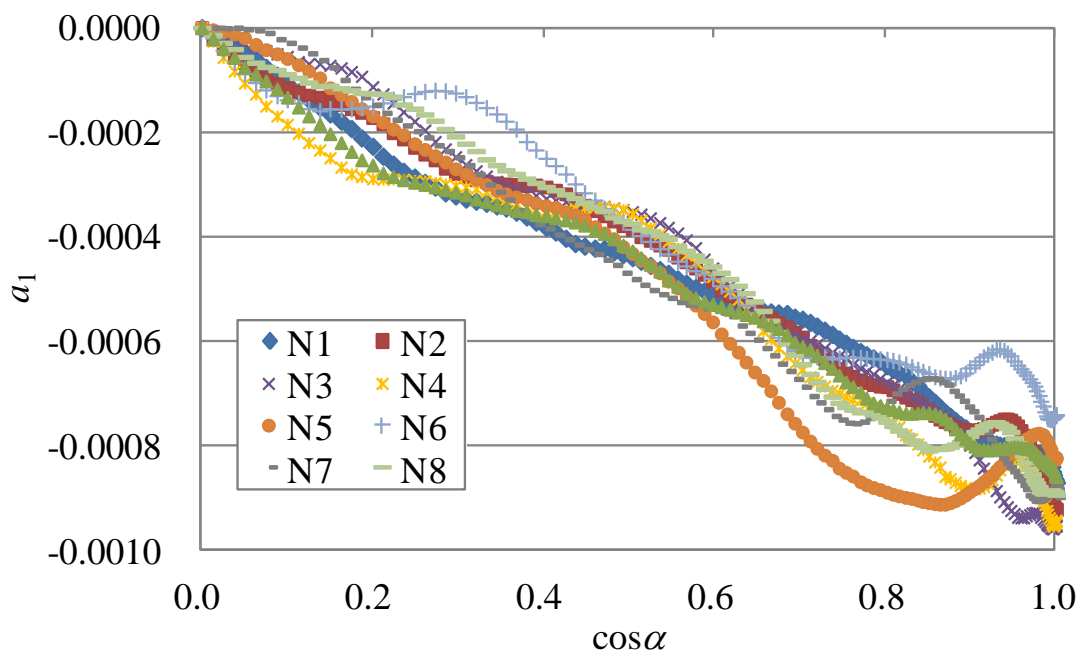


図 3-5 9 点の測定位置間の X 線応力の標準偏差

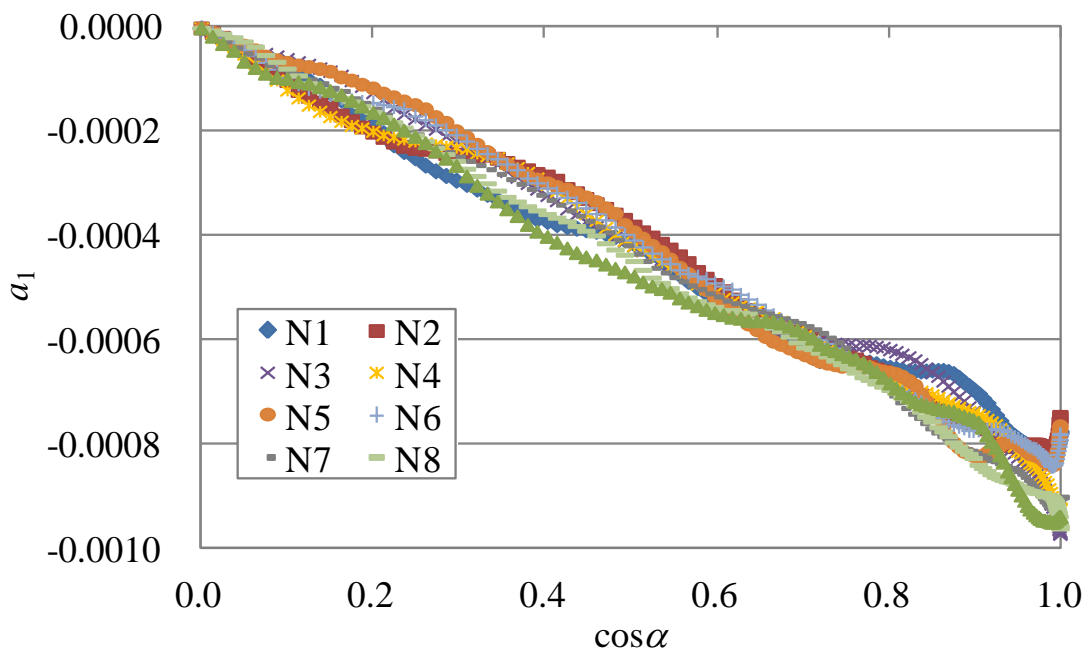
次に、9 点の測定位置間の X 線応力の標準偏差について、偏析が多い試験片と少ない試験片の比較を図 3-5 に示す。偏析の少ない試験片は公称応力の値に関わらず、9 点の測定位置間の X 線応力の標準偏差に大きな変化は見られないが、偏析の多い試験片は公称応力が増加するにつれ標準偏差も大きくなる傾向が見られた。また、偏析が多い試験片の標準偏差は公称応力の約 6~14 %に相当し、偏析の多い部位の残留応力を評価する上では、1 点のみの測定では十分な測定精度であるとは言い難いことがわかった。

図 3-6 に 1 本目の試験片における 0.2 %耐力の 1/2 条件（公称応力 397 MPa）における、偏析の多い試験片と少ない試験片の $\cos\alpha$ 線図の比較を示す。偏析の多い試験片の方が $\cos\alpha$ 線図の直線性が悪く、測定位置ごとに差異が生じている。図 3-4 において相対的に高い応力を示した N5 位置の $\cos\alpha$ 線図は直線から下側に大きく凸となり、相対的に低い応力を示した N6 位置の $\cos\alpha$ 線図は直線から上側に大きく凸となっていることがわかる。また、図 3-7 に偏析の多い試験片のデバイリングを、図 3-8 に偏析の少ない試験片のデバイリングを示す。偏析の少ない試験片のデバイリングはいずれの測定位置においても綺麗なリング状となっているが、偏析の多い試験片のデバイリングはいずれの測定位置においても王冠状（スポッティ）になっており、360 度間のピーク強度が一定ではなくばらついていることがわかる。ただし、図 3-4 における 9 点の測定位置間で最大最小応力を示した N5 および N6 位置のデバイリングが他と比べて著しく王冠状となっている訳ではない。佐々木ら⁷⁾によると、結晶粒が粗大化するとデ

バイリングが王冠状になり， $\phi 1$ mm のコリメータを使用した場合には $50 \mu\text{m}$ 以上の粒径では測定誤差が大きくなることが指摘されている．本研究で使用した試験片は，偏

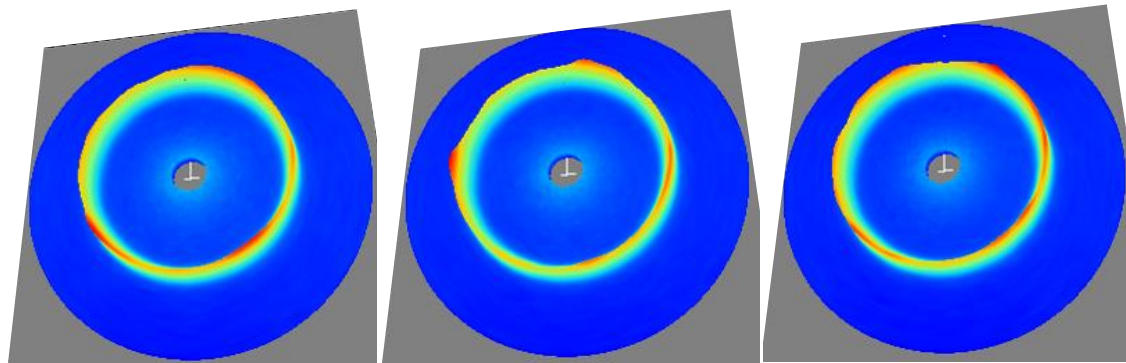


(a) 偏析の多い試験片



(b) 偏析の少ない試験片

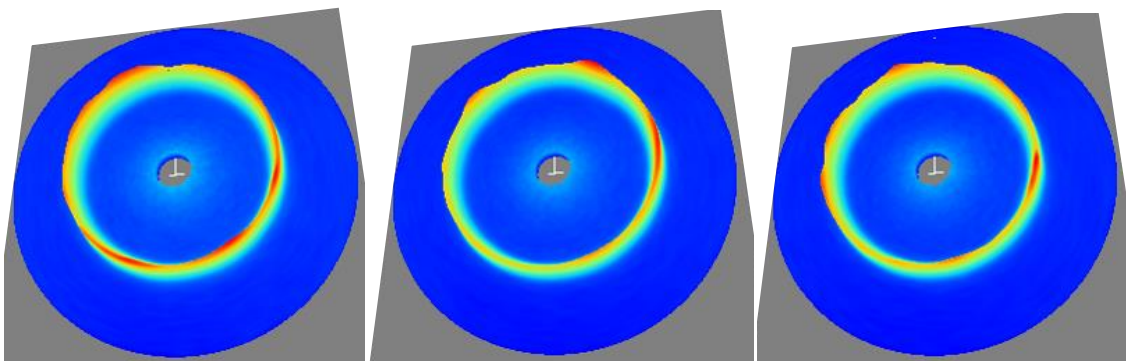
図 3-6 9 点の測定位置における $\cos\alpha$ 線図の比較
(1 本目試験片：公称応力 397 MPa)



(a) 測定位置 N1

(b) 測定位置 N2

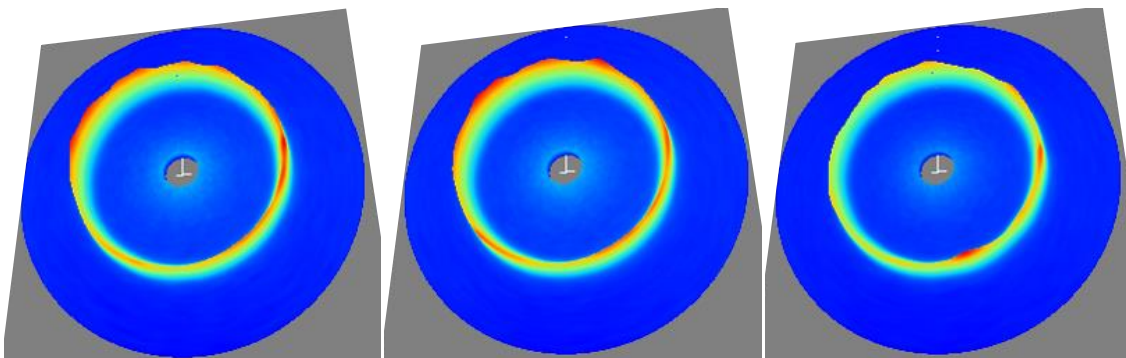
(c) 測定位置 N3



(d) 測定位置 N4

(e) 測定位置 N5

(f) 測定位置 N6



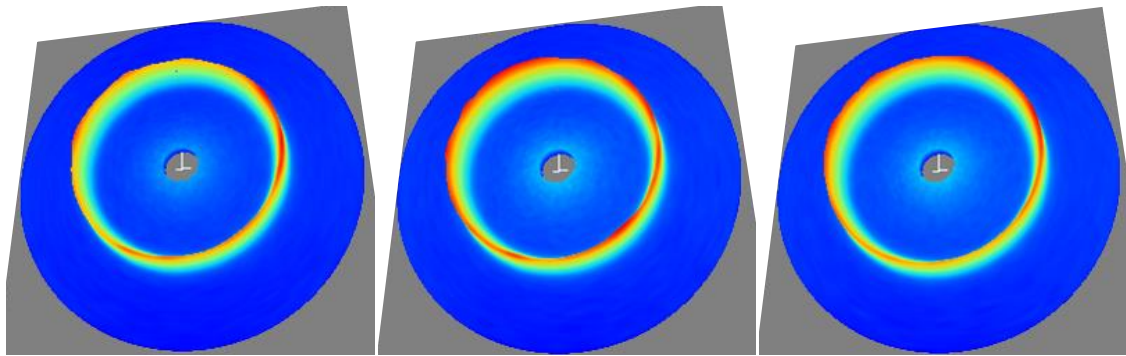
(g) 測定位置 N7

(h) 測定位置 N8

(i) 測定位置 N9

図 3-7 偏析の多い試験片におけるデバイリングの比較

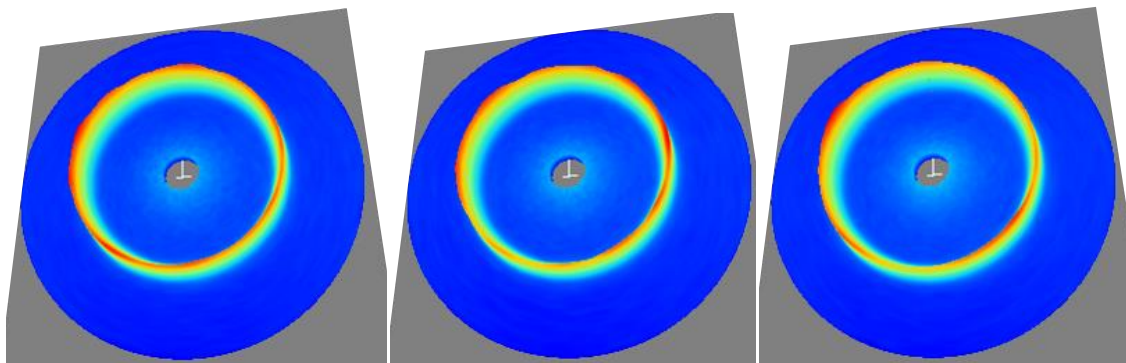
(1 本目試験片：公称応力 397 MPa)



(a) 測定位置 N1

(b) 測定位置 N2

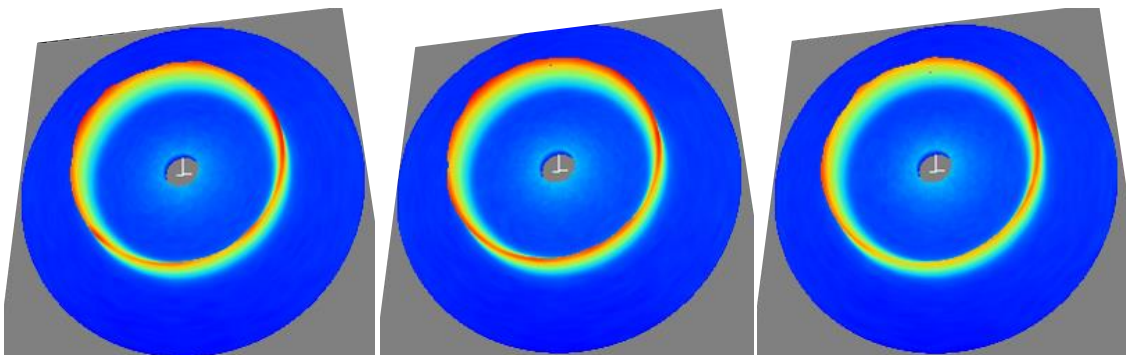
(c) 測定位置 N3



(d) 測定位置 N4

(e) 測定位置 N5

(f) 測定位置 N6



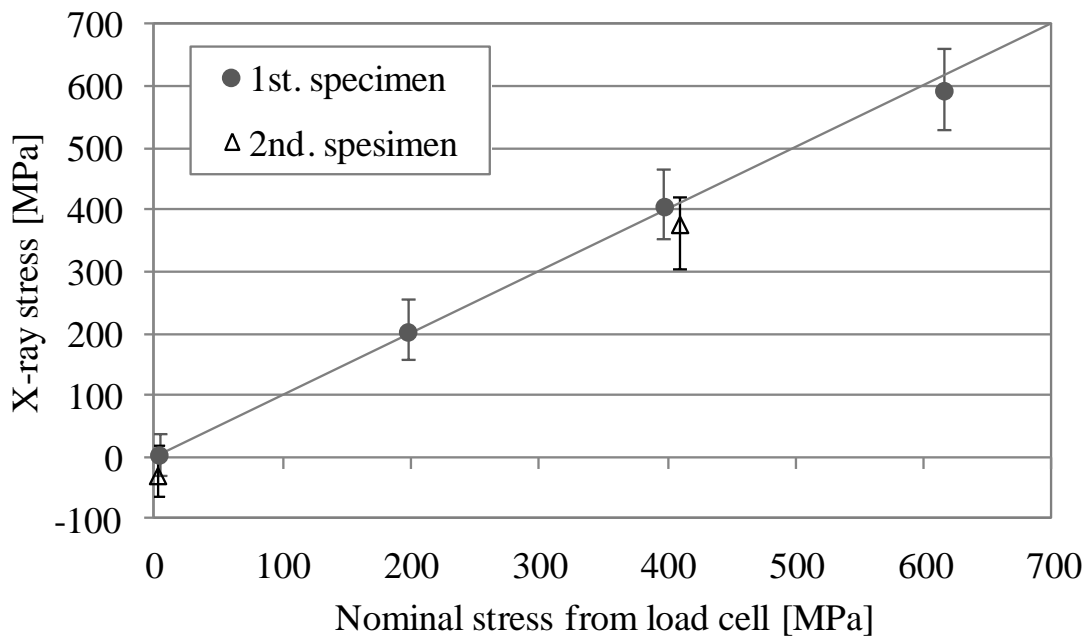
(g) 測定位置 N7

(h) 測定位置 N8

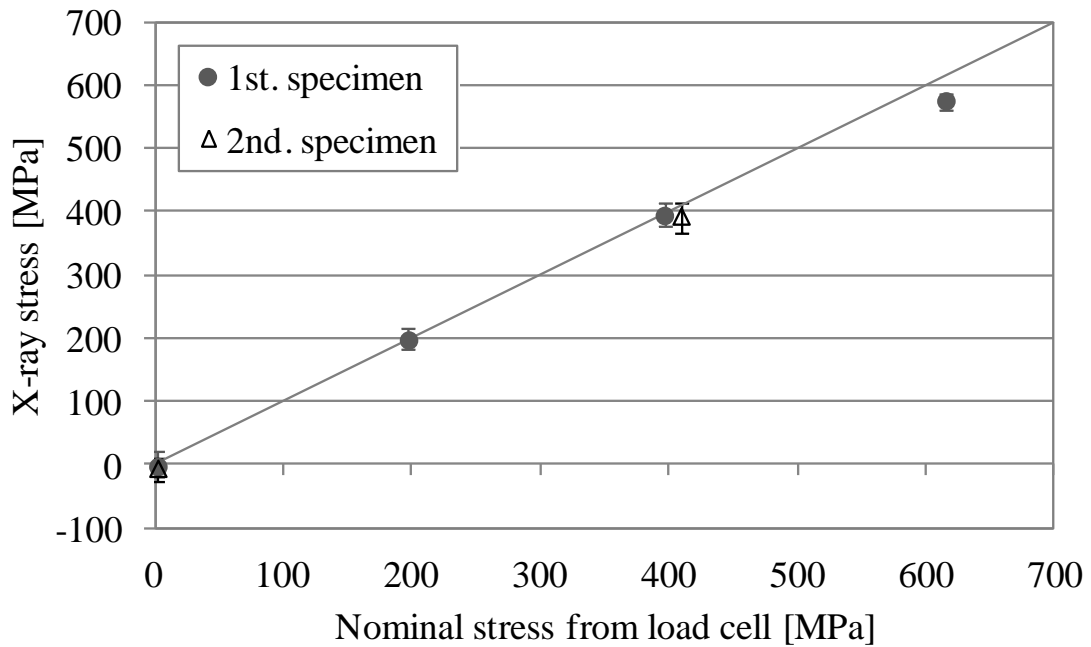
(i) 測定位置 N9

図 3-8 偏析の少ない試験片におけるデバイリングの比較

(1 本目試験片：公称応力 397 MPa)



(a) 偏析の多い試験片



(b) 偏析の少ない試験片

図 3-9 9点測定 of X線応力と公称応力の比較

析の多い試験片においても、平均粒径はいずれも 50 μm 以下となっているが、部分的に粗大結晶粒を含む混粒状態となっており、それらがデバイリングを王冠状にした原因の一つであると考えられる。

図 3-9 に、偏析の多い試験片および少ない試験片における、9 点の測定位置の X 線応力の平均値と公称応力の比較を示す。図中のプロットはそれぞれの試験片における 9 点の測定結果の平均値を、誤差範囲は 9 点内の最大値と最小値の範囲を示す。また、図中の直線は X 線応力と公称応力が一致する条件を示している。1 本目の試験片においては、9 点の X 線応力を平均化すると、偏析の多い試験片も偏析の少ない試験片も、どちらも X 線応力と公称応力は良く一致する結果となった。2 本目の試験片の場合、X 線応力と公称応力に若干の差が生じているが、無負荷状態で若干の初期残留応力が生じており、9 点の測定結果の平均値の傾きは 1 本目の試験片と同等であることから、X 線応力に初期残留応力が影響したと考えられる。

以上の結果より、偏析の多い試験片の場合、X 線照射位置ごとに X 線応力値が大きくばらつくため、産業上利用する上では 1 点のみの測定では十分な測定精度であるとは言いがたいが、9 点の測定位置の結果を平均化すると、偏析の少ない試験片と同様に X 線応力は公称応力と良く一致することがわかった。

3.5 結果の考察

3.5.1 炭素濃度の偏りと結晶粒の影響検討

偏析部において X 線応力値が大きくばらつくことが確認されたため、その原因として以下の二つの要因について考察した。一つ目は偏析部における炭素濃度の偏りの影響であり、二つ目は偏析部において結晶粒が混粒となっている影響である。

まず、炭素濃度の偏りの影響を調べるために、偏析の多い部位から採取した 2 本目の試験片に対し、9 点の X 線応力測定位置ごとの元素分析を FE-SEM による EDS 分析にて行った。X 線照射範囲に比べて EDS 分析の範囲は非常に小さいため、元素分析は X 線照射範囲内の異なる 2 点を測定し、その平均値を使用した。元素分析結果を図 3-10 に示す。全体的に表 3-1 に示した化学成分範囲と比べ濃化しているが、その他の合金元素に比べ炭素の濃化度合いが強いことがわかる。しかし、測定位置と濃度の関係に特別な法則は見られなかった。そこで炭素濃度のみに着目し、2 本目の試験片の 9 点の測定位置における炭素濃度と X 線応力の比較を図 3-11 に示す。図中の縦軸には、公称応力と X 線応力の差分を取った。炭素濃度が高い場合に公称応力よりも X 線応力が高く、炭素濃度の低い場合に公称応力よりも X 線応力が低い傾向が見られた。図 3-4 に示した X 線応力値によると、2 本目の試験片では N9 位置で最大値を N7 位置で最小値を示したが、炭素濃度は N9 位置で最大であるが N3 位置が最小となる。ただし、N7 位置の炭素濃度は相対的に低い値であり、炭素濃度が最小の N3 位置の X 線応力も

相対的に低い値を示しており、全体的な傾向は炭素濃度と X 線応力に相関があることを示している。以上のことから、偏析部における炭素濃度の偏りが X 線応力に影響を与えると考えられる。

次に、偏析部において結晶粒が混粒であることの影響について検討した。図 3-12 に、 $\cos\alpha$ 線図の直線近似における R^2 値と、X 線応力と公称応力の差の関係について、偏析の多い試験片と少ない試験片の比較を示す。 R^2 値が 1.0 に近くなるほど、 $\cos\alpha$ 線図の直線性が良いことを表している。偏析の少ない試験片は R^2 値が 0.94 以上に安定しているが、偏析の多い試験片は全体的に R^2 値が小さくばらつきも大きい結果となった。偏析が多い試験片は粗大な結晶粒が混在する影響でデバイリングが王冠状になり、 $\cos\alpha$ 線図の直線性が悪くなり、 R^2 値も小さくなったと考えられる。また、1 本目の試験片において X 線応力が最大および最小値を示した N5 および N6 位置、さらには 2 本目の試験片において X 線応力が最大および最小値を示した N9 および N7 位置は、相対的には R^2 値も小さい傾向が見られた。つまり、結晶粒が混粒であることは X 線応力に影響すると言える。しかし、図 3-12 の結果によると、 R^2 値が小さい場合に必ずしも X 線応力が公称応力から大きく離れている訳ではない。むしろ、偏析が多い試験片で R^2 値が小さくても、X 線応力が公称応力と良く一致しているデータが存在する。よって、偏析の多い試験片において X 線照射部位ごとに X 線応力がばらつく原因は、結晶粒が混粒であることだけでは説明ができず、やはり X 線照射部位ごとの炭素濃度の差異が影響していると考えられる。

炭素が濃化している部位は、局所的にセメンタイト等の出現率が高くなっていることが考えられる。セメンタイトの出現率が高くなると硬さが上昇すると考えられ、一般的に硬さと半価幅には相関があると言われているため、炭素濃度と半価幅にも相関がある可能性がある。そこで、2 本目の試験片の 9 点の測定位置における炭素濃度と半価幅の比較を図 3-13 に示す。図の縦軸の半価幅には、9 点の測定結果の平均値からの差分を用い、各測定位置の値にはデバイリング 360 deg. の平均値に加えて最大値と最小値も同時に示した。デバイリング 360 deg. の平均値だけを見ると、炭素濃度と半価幅の関係には明確な相関は見られないが、デバイリング 360 deg. の最大値と最小値を見ると、炭素濃度の高い位置の方が相対的に半価幅は大きな値を持つことがわかる。図 3-14 に、2 本目の試験片の炭素濃度最大位置と最小位置における デバイリング 360 deg. の半価幅分布の比較を示す。炭素濃度が最大位置の方がデバイリング 360 deg. の分布において全体的に半価幅の値が大きいことがわかった。

以上のことより、偏析の多い部位では X 線照射部位ごとに炭素濃度が異なるため、部位ごとにセメンタイト等の第二相の出現率が異なり、フェライト相の応力を測定する X 線応力のばらつきに影響を与えたと考えられる。炭素濃度と X 線応力の傾向が完全には一致しなかった原因として、X 線照射範囲に比べて EDS 分析の範囲が非常に小さいことがあげられる。これらの更なる詳細な分析については今後の課題としたい。

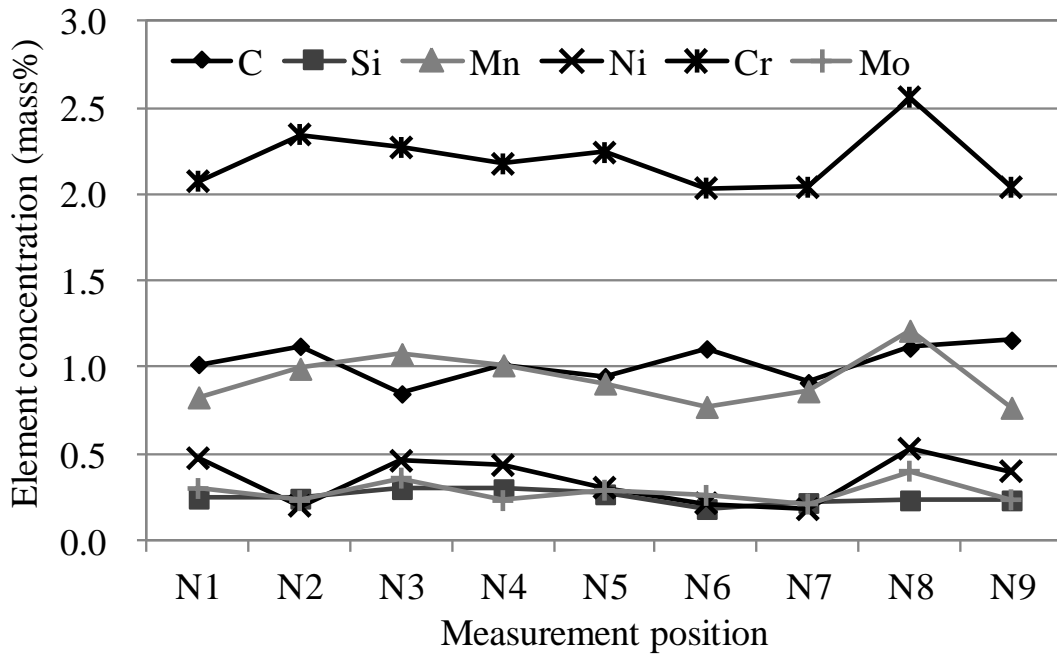


図 3-10 偏析の多い試験片の 9 点の測定位置の元素分析結果
(2 本目試験片)

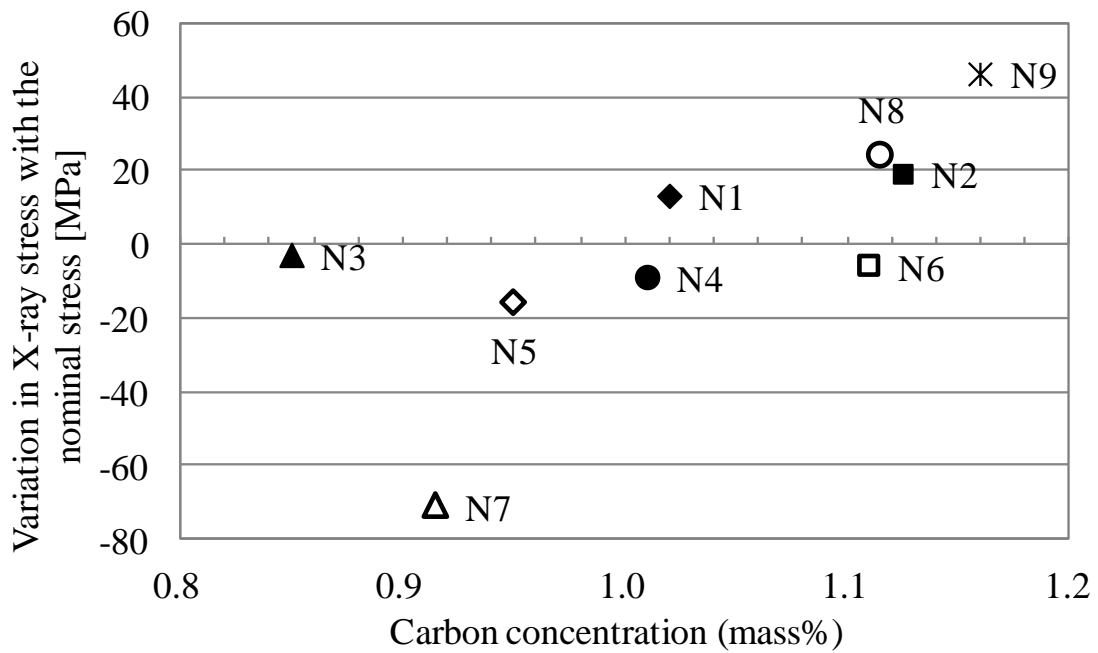
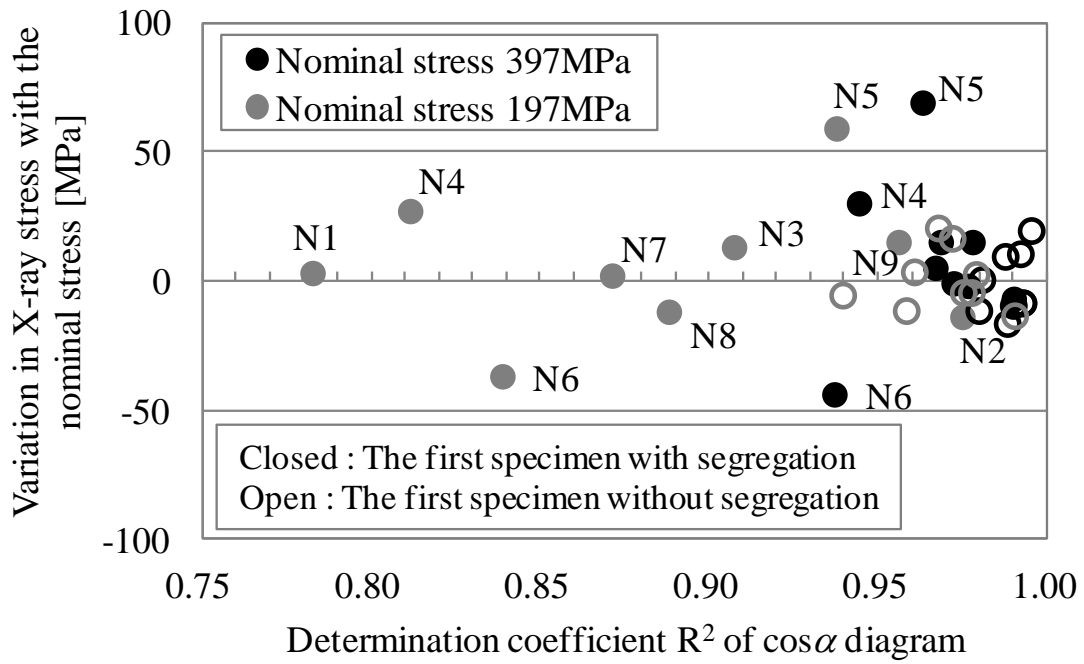
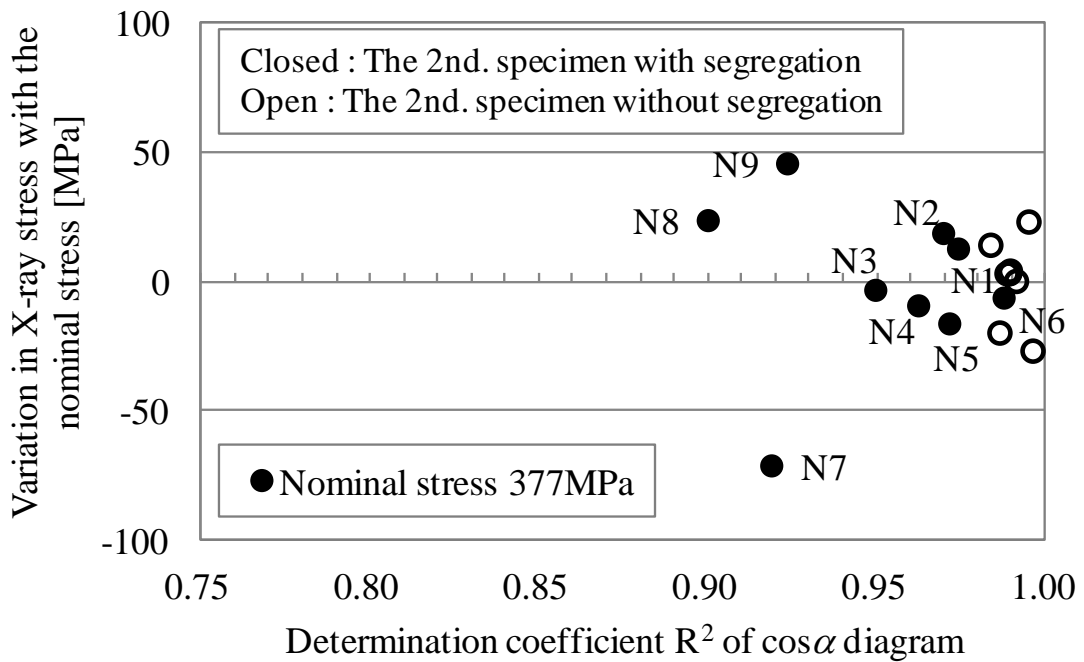


図 3-11 偏析の多い試験片における X 線応力値の公称応力からの差分と炭素濃度 (mass %) の比較 (2 本目試験片: 公称応力 377 MPa)



(a) 1 本目試験片



(b) 2 本目試験片

図 3-12 偏析の多い試験片における X 線応力値の公称応力からの差分と $\cos\alpha$ 線図の直線近似時の R^2 値の比較

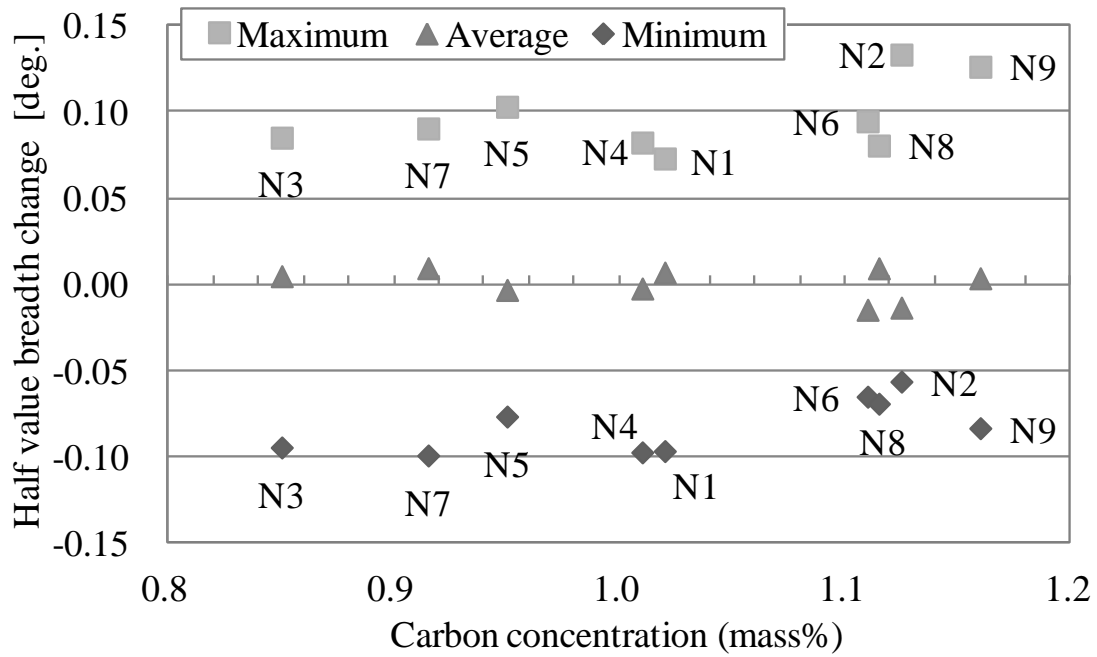


図 3-13 偏析の多い試験片における X 線半価幅の 9 点平均値からの差分と炭素濃度 (mass %) の比較 (2 本目試験片 : 公称応力 377 MPa)

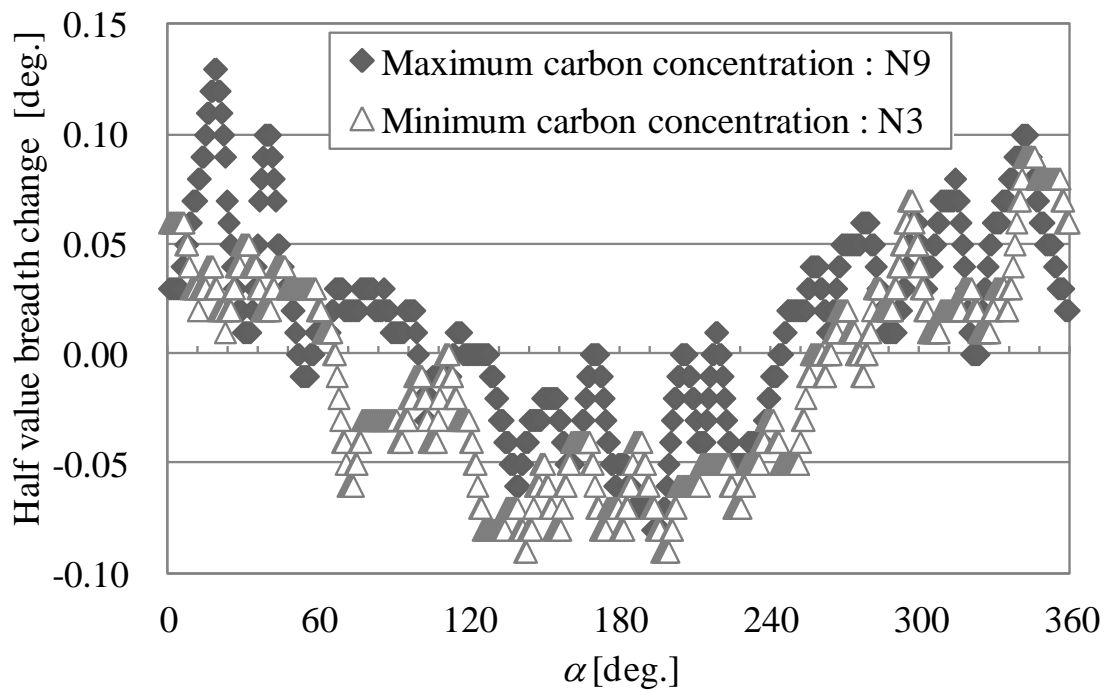


図 3-14 偏析の多い試験片の炭素濃度最大位置と最小位置におけるデバイリング 360 deg. の半価幅分布の比較 (2 本目試験片 : 公称応力 377 MPa)

3.5.2 偏析の影響の低減検討

偏析の多い部位を対象に X 線応力測定を実施する場合、X 線照射部位ごとの炭素濃度および結晶粒径の差異に応じて X 線応力値がばらつくことは、産業上利用する上で不都合な場合も存在する。ただし、図 3-9 に示した通り、ある一定面積の X 線応力測定結果を平均化すれば、偏析の多い試験片においても、公称応力と X 線応力はよく一致することがわかった。そこで、偏析の影響を最小限に抑えることができる測定点数（X 線照射面積）について検討した。9 点の測定位置に対し、1,2,3,4,6,9 点を測定点数とした場合の隣接する位置の全組合せを考え、それぞれの測定点数の X 線応力値を平均化した。図 3-15 に 1 本目の試験片の 0.2 %耐力の 1/4 条件（公称応力 197 MPa）における、測定点数と平均化した X 線応力値の関係について、偏析が多い試験片と偏析が少ない試験片の比較を示す。測定点数が多くなるほど、偏析が多い試験片も少ない試験片も公称応力 197 MPa に近づく傾向を示し、偏析の多い試験片の場合 3 点測定すれば偏析の影響による誤差は大幅に減少し、4 点測定すれば X 線応力のばらつきは偏析の少ない試験片と同等レベルになるということがわかった。本研究では X 線照射面積約 3 mm² の条件で測定を行ったため、4 点以上つまり約 12 mm² 以上の面積に X 線を照射し平均化すれば、偏析の影響を最小限に抑えることが可能である。

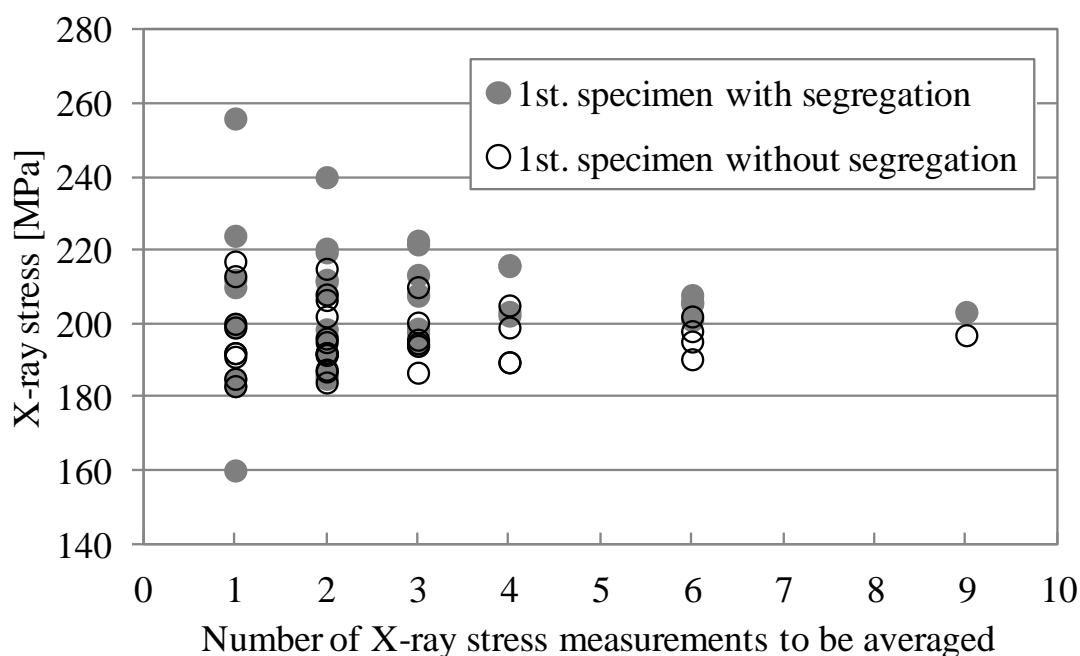


図 3-15 平均化する測定点数と X 線応力のばらつきの関係
（1 本目試験片：公称応力 197 MPa）

3.6 結言

本研究では、大型鍛鋼品の偏析部が $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定に与える影響を調査し、偏析部における炭素濃度の偏りと結晶粒が混粒であることが X 線応力測定値のばらつきに与える影響について検討した。その結果、以下の結論を得た。

引張応力負荷時の X 線応力測定を行ったところ、本研究で対象とした鍛鋼材においては、偏析の有無に関わらず 9 点の測定結果を平均化すれば公称応力と良く一致することがわかった。また、偏析の多い試験片の場合、X 線応力の標準偏差は公称応力の 6~14%に相当することがわかった。

偏析の多い試験片の X 線照射部位ごとの元素分析を行ったところ、炭素濃度が高い位置で X 線応力は公称応力よりも高くなり、炭素濃度が低い位置で X 線応力は公称応力よりも低くなる傾向にあることがわかった。また、偏析部の結晶粒が混粒であるために、デバイリングが王冠状となり $\cos\alpha$ 線図の直線性が悪くなり、 R^2 値も小さくなる傾向を確認したが、X 線応力のばらつきは結晶粒の混粒状態だけでは説明できないことがわかった。さらに、炭素が濃化している部位は局所的にセメンタイト等の出現率が高くなっていると考えられ、炭素濃度の高い位置は半価幅の値も高いことが確認された。よって、偏析の多い試験片においては、X 線照射部位ごとの炭素濃度の差異によりセメンタイト等の第二相の出現率が異なり、フェライト相の応力を測定する X 線応力測定にばらつきに影響を与えたと考えられる。

最後に、偏析の影響を最小限に抑えた X 線応力測定条件について検討し、本研究で対象とした鍛鋼材においては、4 点 (約 12 mm²) 以上の範囲で X 線を照射し、X 線プロファイルもしくは解析応力を平均化すれば、X 線応力値のばらつきは偏析の少ない試験片と同等になることがわかった。

参考文献

- 1) 平原 弘章, 橋尾 守規, 丸川 雄浄, 白石 博章, 鉄と鋼, Vol. 62, No.13 (1976), 1641-1652.
- 2) 坂井田 喜久, 矢代 茂樹, 吉田 始, 材料, Vol.62, No.5 (2013), 335-341.
- 3) J. E. Hoffmann, "X-ray residual stress analysis of nitride low alloyed steels", Materials Testing, Vol.54, No.6, pp.395-407 (2012).
- 4) 下田 秀夫, 小野寺 真作, 日本金属学会会報, Vol.1, No.9 (1962), 574-582.
- 5) 木下 勝雄, 北岡 英就, 岡野 忍, 江見 俊彦, 鉄と鋼, Vol.65, No.13 (1979), 1868-1877.
- 6) 土田 裕, 中田 正之, 国定 泰信, 手嶋 俊雄, 鉄と鋼, Vol.73, No.9 (1987), 1125-1132.
- 7) 佐々木 敏彦, 広瀬 幸雄, 安川 昇一, 日本機械学会論文集(A), Vol.63, No.607 (1997), 533-541.

第4章 固有ひずみ法による冷間加工部の内部残留応力

予測精度と X 線回折半価幅の有効性評価

4.1 緒言

大型鍛鋼品のフィレット部に冷間加工が適用された際の内部の残留応力分布を把握する手法としては、固有ひずみ法が唯一の手法であることは1章で述べた。また、従来法である T-L 法では、フィレット形状に適用すると急峻な応力勾配を測定できない課題があることを示した。そこで本章では、固有ひずみ法をフィレット形状に適用する上での課題の解決策として、フィレット形状に沿った方向に局所座標系を設定し、X 線応力測定と固有ひずみ法を融合させた手法を提案し、その手法の精度検証を行なった。また、中長らによると、固有ひずみ法による残留応力予測を行なう上で、有限要素法の逆解析にて固有ひずみ分布を計算する際の計算条件が固有ひずみの予測精度に影響すること^{1),2)}を指摘している。よって、固有ひずみ法を有効活用する上での課題の一つとして、固有ひずみの計算条件を適切に決定することがあげられる。本研究の対象品は冷間加工が適用されたフィレット部であり、冷間加工部に限定すれば固有ひずみは冷間加工により生じる塑性ひずみに起因する。ここで、X 線半価幅は相当塑性ひずみと相関があること³⁾が示されているため、半価幅と固有ひずみにも特定の関係があると考えられる。そこで本章では、半価幅と固有ひずみの関係性を確認し、固有ひずみ計算条件を決める際の半価幅の活用方法について検討した⁴⁾。

4.2 固有ひずみ法による内部残留応力推定

4.2.1 固有ひずみ法の概要

固有ひずみ法とは、1970年代に上田らにより提案された手法⁵⁾⁻⁷⁾であり、残留応力測定と有限要素法を組み合わせた手法である。1章でも述べた通り、既存の技術において大型鍛鋼品のフィレット部のような狭隘部の内部残留応力分布を直接測定できる手法は存在しないため、切断もしくは加工により測定可能な形状に変更した状態で残留応力を測定し、測定残留応力を手掛かりに有限要素法を使って初期状態の残留応力を予測する固有ひずみ法が有効である。形状変更後の状態（測定結果）から初期状態を予測するため、いわゆる逆解析および逆問題を解くことに相当する。この逆解析を実行する上で着目されたものが“固有ひずみ”という概念である。

固有ひずみとは、残留応力の発生源となっているひずみのことである。例えば、冷間加工された物体を対象にした場合、冷間加工により塑性ひずみが発生し、その塑性ひずみに対応する応力が残留する。この残留応力場を弾性応力場と仮定した際の応力

発生源のひずみを固有ひずみと呼ぶ。冷間加工材の場合、固有ひずみは塑性ひずみに起因したひずみであり、固有ひずみと塑性ひずみには一定の関係性が存在する。導入された塑性ひずみは物体の形状を変えても変化しない永久ひずみであるため、形状変更に伴い新たに塑性ひずみが導入されない限り、塑性ひずみに起因した固有ひずみも変化しない特徴がある。つまり、初期状態でも形状変更した状態でも、残留応力の発生源となる固有ひずみは同一であると言える。物体の応力場は平衡状態にあるため、弾性応力場を仮定すると固有ひずみと弾性ひずみまたは残留応力との間には線形の関係が存在し、有限要素法の逆解析にて残留応力から固有ひずみ分布を推定することが可能となる。ここで、測定形状は必ずしも一つである必要はない。複数の測定形状において固有ひずみは同一であるため、逆解析を実行する際に複数の有限要素モデルを使用すれば良い。以上の手順を整理すると以下に記載の通りである。概要と手順を図 4-1 に示す。測定可能な形状に変更した（図中①）いくつかの形状で残留応力測定を実施し（図中②）、測定形状ごとの解析モデルにて有限要素法の逆解析を実行し、全ての解析モデルで測定残留応力分布を再現できる固有ひずみ（応力発生源となるひずみ）分布を求め（図中③）、初期形状の有限要素モデルに固有ひずみ分布を導入して有限要素法の順解析を実行（図中④）すれば、初期状態の残留応力分布が得られる。

次に、有限要素法の逆解析にて固有ひずみ分布を求める手順の概要を記載する。測定形状の有限要素モデルにおいて、固有ひずみ分布を与えた解析結果の残留応力と測定残留応力が一致するように固有ひずみ分布を定める。ただし、測定結果には必ず測定誤差が存在するため、解析結果の残留応力と測定残留応力は完全には一致しない。よって、解析残留応力と測定残留応力の差分を取り、すべての測定データの差分の合計値が最小になるように固有ひずみ分布を定める。

本研究で対象とした試験材形状を図 4-2 に、解析で使用した初期形状の有限要素モデルと固有ひずみ発生領域のイメージ図を図 4-3 に示す。有限要素解析で固有ひずみ分布を与える場合、推定される固有ひずみ発生領域にのみ固有ひずみを与えれば良い。本研究の対象試験材は軸対称形状であるため、解析モデルも軸対称要素を使用した。固有ひずみ発生領域に存在する要素数はおおよそ 900～1000 要素となった。それぞれの要素に個別の固有ひずみ値を設定する必要があるが、軸対称条件の場合は 1 つの要素に設定する固有ひずみの方向成分は全部で 4 成分 ($\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \gamma_{xy}$) である。つまり、逆解析にて決定する固有ひずみの数（未知数）は合計 3600～4000 個となる。未知数の数より多い測定データが必要となるため、膨大な量の測定データを取得するか、有限要素法の要素数を削減する必要がある。有限要素法の要素数を削減すると、応力解析の精度が低下し、急峻な応力分布を再現できなくなる恐れがある。

測定データ数を削減するために有効なのが、上田および麻によって提案された固有ひずみ分布を関数近似する手法⁸⁾である。近似関数を適用することで、固有ひずみ分布を決定する際の未知数を近似関数の次数に低減することが可能となる。中長らによ

っても、近似関数の適用が有効であることが示されている¹⁾。仮に中長らと同様に、軸対称形状に対する円筒座標系における固有ひずみ分布を軸方向と径方向の2方向座標の多次多項関数で近似した場合を考える。多次多項関数は次式で表される。

$$\varepsilon_{0k}(\zeta, \xi) = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^M A_{ijk} \left(1 - \frac{\zeta}{Z_k}\right)^i \left(1 - \frac{\xi}{R_k}\right)^j \quad (4-1)$$

ここで、 k は固有ひずみの方向成分を、 ζ, ξ は円筒座標系の軸方向および径方向座標を、 Z_k, R_k は軸方向および径方向の固有ひずみ領域端部の座標を、 A_{ijk} は固有ひずみ分布係数を、 N, M は軸方向および径方向の関数の次数を示す。仮に近似関数の次数を5次とした場合、軸対称形状における固有ひずみの方向成分 k は4成分であるため、近似関数の未知数である固有ひずみ分布係数 A_{ijk} の数は合計100個となる。近似関数を適用することで未知数を大幅に削減可能であり、膨大な量の測定データを取得せずに済むことがわかる。

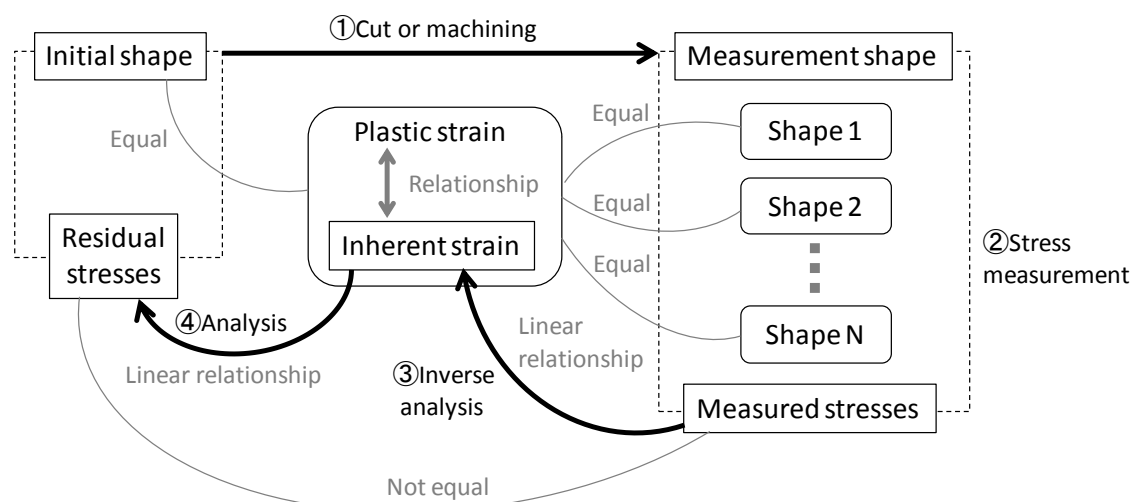


図 4-1 固有ひずみ法の概要と手順

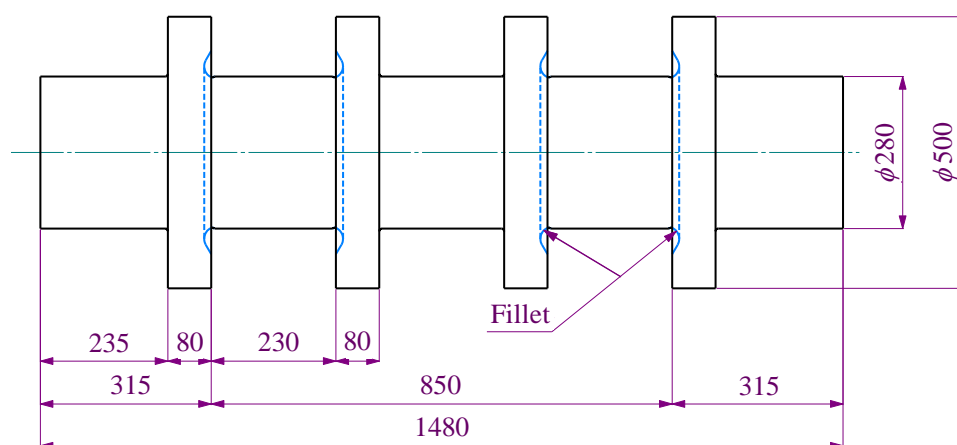


図 4-2 本研究で対象とした試験材形状

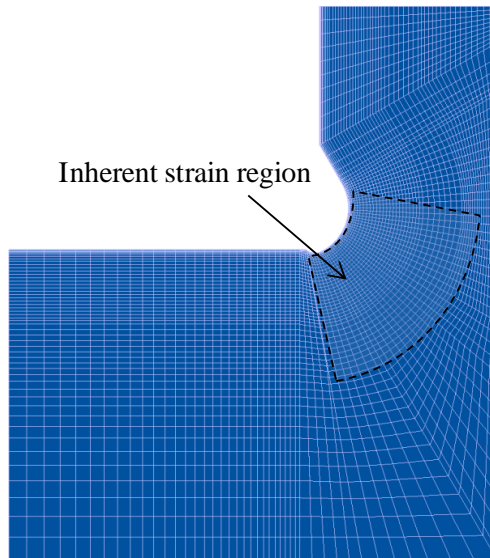


図 4-3 初期形状の有限要素モデルと固有ひずみ発生領域のイメージ図

4.2.2 固有ひずみ法の定式化

上記に概要を記載した固有ひずみ法の計算式を以下に示す．ここでは，固有ひずみ分布関数を適用するケースを前提とする．まず，固有ひずみ発生領域内の全要素の固有ひずみベクトルを $\{\varepsilon_0\}$ ，固有ひずみ分布係数 A_{ijk} のベクトルを $\{A\}$ と表すと，これらの関係は次式で表される．

$$\{\varepsilon_0\} = [P]\{A\} \quad (4-2)$$

ここで， $[P]$ は固有ひずみ分布関数マトリックスを表し，多次多項関数を適用する場合は式(4-1)から求められる．

対象試験材の応力場は平衡状態にあるため，弾性応力場を仮定すると固有ひずみと弾性ひずみおよび残留応力との間には線形の関数関係が存在するため，弾性ひずみベクトル $\{\varepsilon_a\}$ および残留応力ベクトル $\{\sigma_a\}$ は次式で表される．

$$\{\varepsilon_a\} = [H]\{A\} \quad (4-3)$$

$$\{\sigma_a\} = [M]\{A\} \quad (4-4)$$

ここで， $[H]$ は固有ひずみ分布係数ベクトルと弾性ひずみベクトルとの関係を表す弾性応答マトリックスを， $[M]$ は固有ひずみ分布係数ベクトルと残留応力ベクトルとの関係を表す弾性応答マトリックスを表す．これらの弾性応答マトリックスは有限要素法を用いて求めることが可能である．具体的には，固有ひずみ分布係数ベクトルの1成分に単位値を与え，それ以外の成分をゼロとし，有限要素法で弾性ひずみもしくは残留応力を計算すると，弾性応答マトリックスにおける単位値を与えたベクトル成分に相当する位置の値が求められる．この手順を繰り返すことで，弾性応答マトリックス

を得ることが出来る。ただし、固有ひずみと弾性ひずみおよび残留応力との間に存在する線形の関数関係は試験材の形状によって異なるため、弾性応答マトリックスも形状ごとに求める必要がある。つまり、複数の測定形状を使用する場合は、複数の測定形状の有限要素モデルを使用し、複数の弾性応答マトリックスを求める必要がある。

固有ひずみ分布を定める際には、解析残留応力と測定残留応力の差分を取り、すべての測定データの差分の合計値を最小化させる。測定残留応力ベクトルを $\{\sigma_{mh}\}$ とすると、解析残留応力ベクトル $\{\sigma_{ah}\}$ との差分ベクトル $\{v_h\}$ は次式で表される。

$$\{v_h\} = \{\sigma_{ah}\} - \{\sigma_{mh}\} \quad (h = 1, 2 \dots n) \quad (4-5)$$

ここで、 n は測定データ数を表す。差分ベクトルの二乗和を S とすると、次式で表される。

$$S = \{v_h\}^T \{v_h\} \quad (h = 1, 2 \dots n) \quad (4-6)$$

差分ベクトルの二乗和 S に最小二乗法を適用すると、 S が最小となる固有ひずみ分布係数 A_{ijk} が定められる。最小二乗法は誤差を含むデータの近似関数を適切に定める手法であり、データと近似値の差分の二乗和を最小にするように近似関数の係数を決定する。最小二乗法の詳細は割愛する。

4.3 大型鍛造品のフィレット部に有効な手法の提案

4.3.1 対象品

本研究では、図 4-2 に示すフランジ付き軸対称鍛造部品を対象とした。材料は CrMo 系低合金鋼であり、大型鋼塊を鍛造後に焼入れ焼戻し処理が実施され、組織はベイナイトとなっている。代表部位の機械的特性を表 4-1 に示す。本品は、軸とフランジの接続部分に設けられたフィレット部に対し、疲労強度向上を目的とした軸対称条件の冷間加工が適用され、フィレット表面から深さ 10 mm 程度の領域に圧縮の残留応力が生じている。本対象品は 2 つのフランジが対となった形状が 2 つ存在し、対となったフィレット部には同条件の冷間加工が実施されている。そこで、本研究では 4 つのフィレット部には同様の残留応力が発生していると仮定して、固有ひずみ法を適用した。

4.3.2 局所座標系の定義

1 章でも触れたように、上田ら⁹⁾および中長ら⁹⁾が提案した T-L 法では、フィレット部の急峻な応力分布を測定することが難しい。また、本部品が実用される場合、フィレット部にはフィレット表面形状に沿った方向の応力が発生するため、部品の疲労強度評価を行う上でも、フィレット中心を基準とした局所座標系での残留応力評価が望ましい。

図 4-4 にフィレット部に適用した局所座標系の定義を示す。局所座標系は以下の 3

方向となる。方向 1 はフィレット径の中心を基準としたフィレット径方向 (Radial direction) と定めた。方向 2 はフィレットに沿った角度方向 (Tangential direction) とし、以後フィレット角度方向と呼ぶ。フィレット角度方向の基準は軸対称軸に垂直でフィレット径の中心と交わる軸とし、その位置をフィレット角度 0 deg. と定め、フィレットに沿った方向をフィレット角度のプラス方向と定めた。方向 3 は軸対称断面の面外方向、つまり軸対称軸の周方向 (Circumferential direction) と定めた。

4.3.3 測定試験片形状

本研究では、固有ひずみ分布を求める際に使用する測定データに、X 線応力測定結果を適用することを考えた。固有ひずみ法の理論上は、測定データは全方向成分を測定しなくても良いが、現実には測定データに測定誤差が含まれるため、測定データの無い方向成分の予測精度が著しく低下する傾向にある。そこで、図 4-4 に示したフィレット部に適用した局所座標系の 3 方向の測定データが必要である。よって、T-C 法と名付けた新たな測定手順を提案した。以下に詳細を示す。

表 4-1 代表部位の機械的性質

Tensile Strength [MPa]	0.2% Proof Strength [MPa]	Elongation [%]	Reduction of Area [%]
902	750	18	63

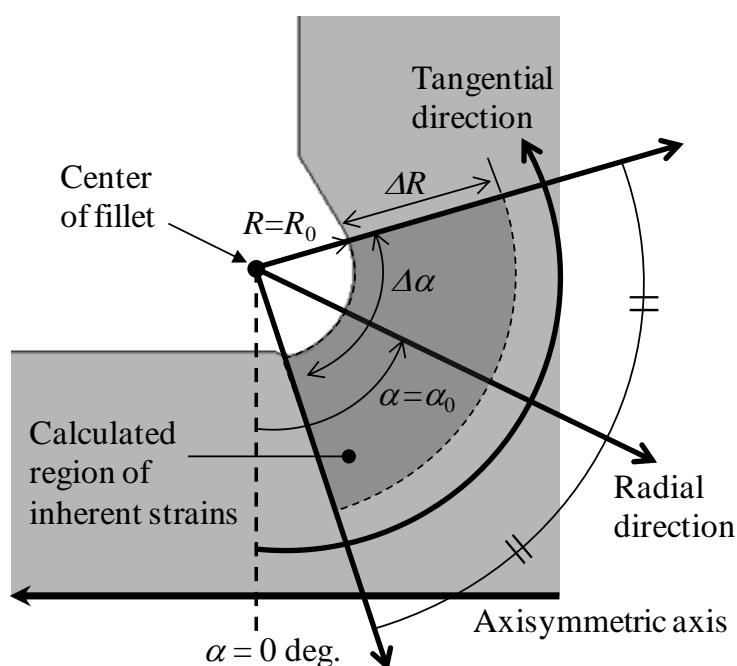


図 4-4 フィレット部に適用した局所座標系の定義

まず、従来法でも適用されている軸対称軸に沿ってスライスした T 片は、本研究でも同様に適用する。T 片は軸対称面内の応力測定が可能のため、方向 1 のフィレット半径方向および方向 2 のフィレット角度方向の残留応力が測定可能である。問題は方向 3 の周方向成分である。初期形状にてフィレット表面の残留応力は測定可能であるが、周方向の内部の残留応力を測定するためには、内部を露出させる何らかの形状変更が必要である。1 章で記載の通り、従来の T-L 法の L 片ではフィレット部の急峻な応力分布を測定することが難しい。そこで、フィレット径中心を基準にそれぞれのフィレット角度ごとに円錐形状に加工した C 片を適用した。C 片表面の残留応力測定を実施すると、方向 1 のフィレット径方向と方向 3 の周方向が測定可能である。フィレット部に生じる残留応力分布と、従来法の L 片と本研究で提案した C 片の採取イメージ図を図 4-5 に示す。フィレット部にはフィレット角度方向に沿って残留応力分布が生じているため、フィレット角度ラインに沿って採取された C 片の方が有効であることがわかる。最後に、初期形状の応力測定に近い形状として、軸部を切り落としてフランジ部を円盤状とした F 片を適用した。図 4-2 に示す通り、フィレット部は狭隘部となっており、軸部を切断しない状態ではフィレット部に X 線を照射できる範囲が限定されるため、測定可能な状態にまで軸部を短く切断した。F 片は方向 2 のフィレット角度方向と方向 3 の周方向が測定可能である。以上、本研究では T, C, F 片の 3 つの形状で残留応力測定を行い、フィレット部に適用した局所座標系の 3 方向すべての測定データを取得した。ただし、T 片と C 片は同じ部位から試験片を採取することが不可能である。本研究では 4 つのフィレット部には同様の残留応力が発生していると仮定して、対となるフィレットの片側から C 片、反対側から T 片もしくは F 片を採取した。各試験片の採取位置を図 4-6 に、形状例および測定応力方向を図 4-7 に示す。

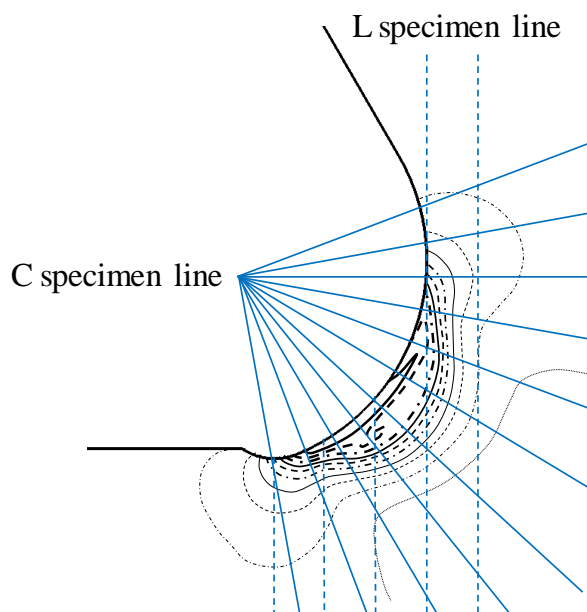


図 4-5 フィレット部に適用した局所座標系の定義

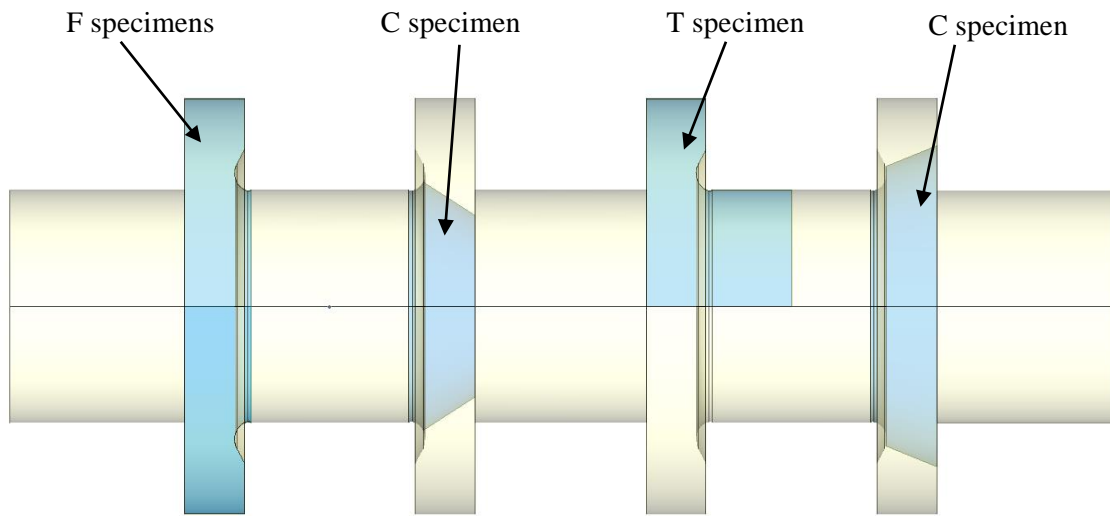
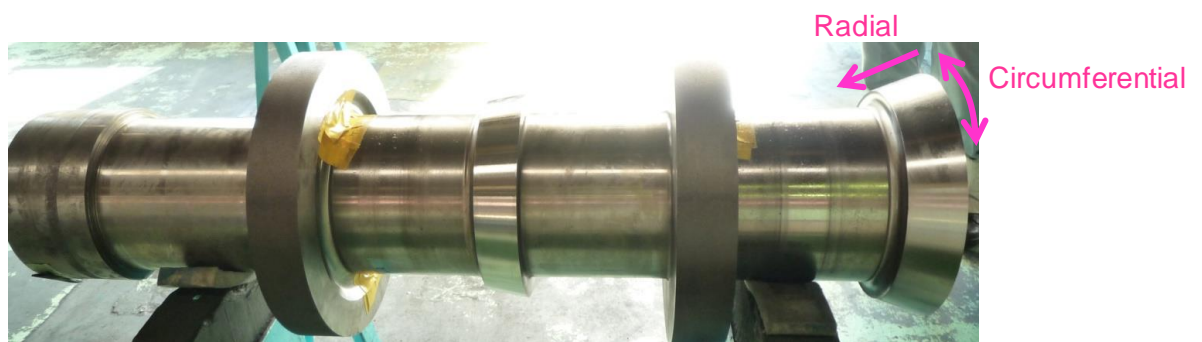
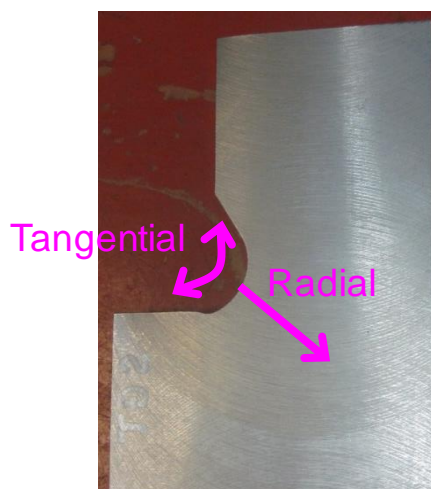


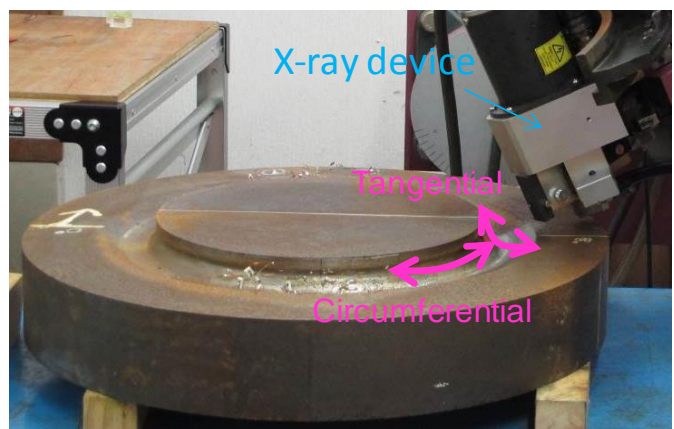
図 4-6 各試験片の採取位置



(a) C 片



(b) T 片



(c) F 片

図 4-7 各試験片の形状例と測定応力方向

4.3.4 固有ひずみ近似関数

上田，麻，中長らは，固有ひずみを分布関数で近似する手法が有効であることを確認しており，本研究でも同様に固有ひずみ分布に近似関数を適用した．中長らは，多次多項式および三角多項関数と線形関数の組合せ関数（三角多項関数）の2種類の近似関数を検討し，圧力容器のパイプ溶接部の残留応力予測には多次多項式が有効であり，原子炉配管の厚板溶接継手には三角多項関数が有効である¹⁰⁾ことを示している．つまり，適用する問題によって，適切な近似関数は異なると考えられる．本研究では，図4-4に示した局所座標系を適用したため，固有ひずみ分布関数も局所座標系に基づき定義した．あらかじめいくつかの近似関数の有効性について事前検討を行ったが，いずれも大差ない結果であった．強いて言うなら，フィレット角度方向の残留応力分布を滑らかに再現するためには，三角多項関数が適していると判断した．そこで，フィレット径方向には線形関数を，角度方向には三角関数を採用した，次式に示す近似関数を適用した．各パラメータの定義は図4-4に示す通りである．

$$P(\xi, \omega) = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n A_{ij} (1 - \xi)^j \sin(j\pi\omega) \quad (4-7)$$

$$\xi = \frac{R - R_0}{\Delta R}, \quad \omega = \frac{\alpha - \alpha_0}{\Delta \alpha} + \frac{1}{2}$$

ここで， m, n はフィレット半径方向 ξ およびフィレット角度方向 ω に対応する分布関数の次数を表し， A_{ij} は固有ひずみ分布係数を表す．また， R はフィレット中心を基準とした径方向座標を， R_0 は固有ひずみ発生領域の基準位置を， α は局所座標系で定義したフィレット角度を， α_0 は固有ひずみ発生領域の基準角度を表す．さらに， ΔR および $\Delta \alpha$ は，フィレット径方向および角度方向の固有ひずみ発生領域の範囲を表す．図4-4に示す通り，フィレット角度範囲 $\Delta \alpha$ は基準角度 α_0 の両側均等に設定した．また，固有ひずみ発生領域の境界では固有ひずみをゼロと設定した．

本研究の対象品は軸対称形状であるため，固有ひずみの方向成分は全部で4成分($\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \gamma_{xy}$)である．ここで，固有ひずみは冷間加工によって付与された塑性ひずみに起因するひずみであり，一般的に塑性ひずみが生じても物体の体積は変化しない非圧縮性の原理が成り立つと言われている．よって，本研究では固有ひずみの垂直方向の3成分の間で次式が成り立つと設定した．

$$\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z = 0 \quad (4-8)$$

つまり，本章で決定する必要がある固有ひずみ分布関数は3成分に集約されることになる．

4.4 残留応力および半価幅の測定

4.4.1 X線応力測定

本章の X 線応力測定は従来法である $\sin^2\psi$ 法にて実施し，測定装置にはリガク社製の MSF-3M を使用した．X 線応力測定条件と各試験片で測定したフィレット角度および深さ位置を表 4-2 に示す．7 種類の ψ_0 角の回折プロファイルを取得し， $2\theta_{\psi}$ $\sin^2\psi$ 線図にて応力を解析した．フィレット角度は 10 deg.ピッチで，深さ方向は深さ 12 mm までは 1.5 mm ピッチで，それ以降は 3 mm ピッチで測定を行った．図 4-8 に T 片の測定位置の例を示す．T 片の場合，切断した板の断面上を測定するためフィレット角度に制約はなかったが，C 片は切削加工制約からフィレット角度 10 deg.以下の形状には加工できなかった．また，T 片および C 片における表面近傍の応力は，X 線の照射面積の都合から 1.5mm 深さ以降の応力しか測定できなかった．F 片の場合，X 線の入射角条件によっては回折 X 線がフィレット部に干渉してしまうため，フィレット角度方向の応力は 70 deg.以下の条件では測定できなかった．ここで，T 片および C 片の測定時

表 4-2 X 線応力測定条件と測定位置

	$\sin^2\psi$ method
Equipment	Rigaku : MSF-3M
Characteristic X-ray	Cr-K $_{\alpha}$
Diffraction plane	α -Fe (211)
Tube voltage	30 kV
Tube current	10.0 mA
Irradiated area	9 mm ² , rectangle
Fixed time	1 s
ψ_0 tilt angle	0, 10, 18, 24, 30, 35, 40 deg.
Measurement positions on T specimen	Fillet angle: -10~110 deg. Depth: 1.5~18 mm Number of points: 260
Measurement positions on C specimen	Fillet angle: 20~110 deg. Depth: 1.5~40 mm Number of points: 308
Measurement positions on F specimen	Fillet angle: 20~110 deg. (Tangential direction: 80~100 deg.) Depth: 0.3, 0.5 mm Number of points: 28

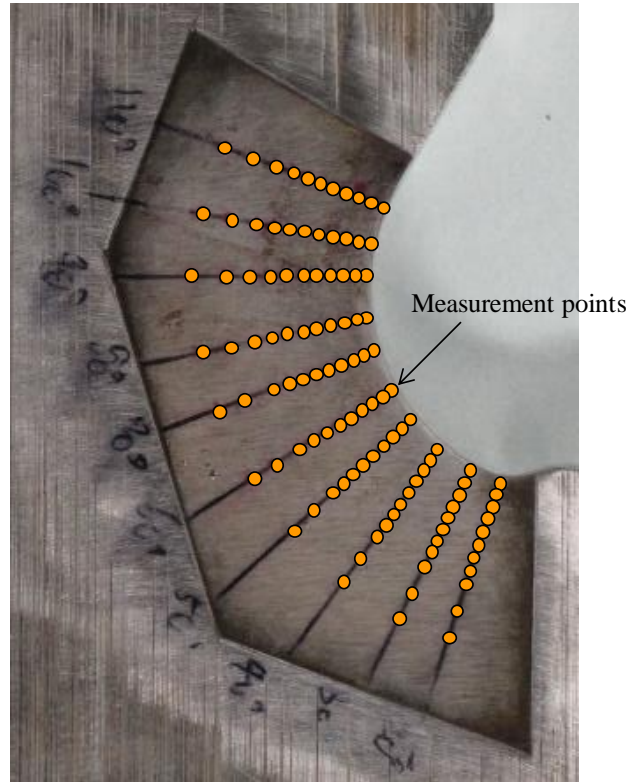


図 4-8 T 片測定位置例および方向

には、切断および切削加工による影響を除去するために、表面から 0.2 mm 深さの電解研磨を適用した。F 片の場合は、フィレット表面から電解研磨にて深さ 0.3 および 0.5 mm に掘り込んだ位置の残留応力を測定した。いずれの測定応力も、SAE J784a にて定められた手法¹¹⁾にて電解研磨の影響の補正を適用した。以上の通り、 $\sin^2\psi$ 法の測定データを使用した固有ひずみ予測には、合計 596 個の X 線応力値を使用した。

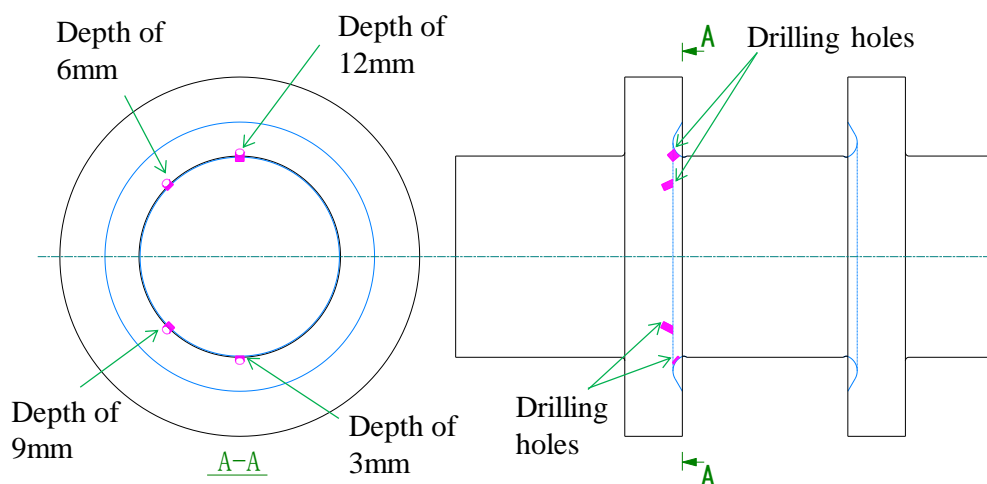
4.4.2 半価幅測定

半価幅は X 線応力測定と同時に得られる値である。本章では、7 種類の ψ_0 角の回折プロファイルを取得したため、半価幅も 7 つ得られ、7 つの値の平均値を各測定位置の半価幅値とした。半価幅は相当塑性ひずみに起因する転位密度の増加に応じて値が増加するため、相当塑性ひずみと相関があることが知られており、方向成分を持たない値である。本研究でも、2.5 節の $\cos\alpha$ 法の半価幅測定結果において、負荷応力の向きは関係なく塑性域に到達すると半価幅の値が上昇することを示した。よって、同一部位で異なる方向の応力を測定した際に得られた半価幅は、同じ値を示すと考えられる。実際には測定誤差が存在するため完全には一致しないが、本章では T 片および C 片にて同一部位を測定して得られた半価幅をすべて平均化して使用した。

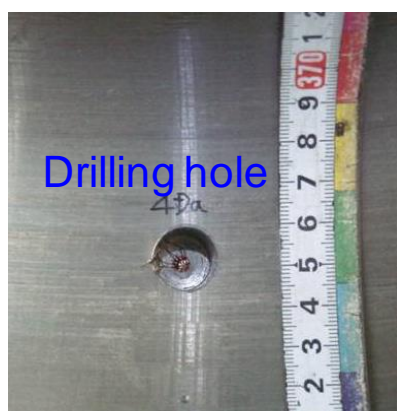
4.4.3 精度検証のための切断法による残留応力測定

本研究では、固有ひずみ法による残留応力予測結果の精度評価のために、ドリル穴を活用した切断法による残留応力測定を同時に実施した。本品は4つのフィレット部でいずれも同じ残留応力が発生していると仮定しており、切断法による残留応力測定は左端のフィレット部で実施した。フィレット部は狭隘部のため、ドリル穴を空けられるフィレット角度は限定されるため、ここではフィレット角度 40 deg. 方向の残留応力測定を実施した。

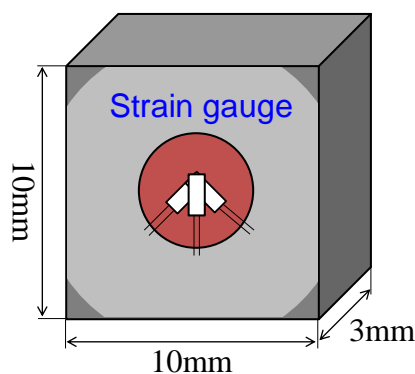
図 4-9 に切断法の概要を示す。周方向に 3, 6, 9, 12 mm 深さのドリル穴を空け、ドリル穴底に 3 軸のひずみゲージを貼り、ひずみゲージ部を最小片に切断して開放ひずみを測定し、ヤング率を掛けて残留応力に変換した。左端のフィレット部は F 片の採取位置でもあるが、ドリル穴を空けた後に軸部を短く切断し、ドリル穴から離れた位置で F 片の X 線応力測定を実施したため、ドリル穴の影響は微小であると考えられる。



(a) フィレット部のドリル穴位置と深さ



(b) ドリル穴とひずみゲージの例



(c) 最小片のサイズ

図 4-9 切断法による残留応力測定概要

4.5 半価幅による固有ひずみ計算条件の設定と残留応力予測精度の検証

固有ひずみ分布は、(4-6)式で表される解析値と実測値の差分の二乗和に最小二乗法を適用することで算出されるが、解析値は(4-4)式で示した通り有限要素解析にて計算される。つまり、何らかの有限要素プログラムが必要となる。本研究では、簡便化のためにオリジナルの有限要素プログラムを作製して計算を行った。なお、オリジナルプログラムの精度は、市販されている汎用プログラムとの比較により確認済みである。

本章で使用した有限要素モデルの一部を図 4-10 に示す。すべての測定形状が軸対称形状のため、解析モデルも軸対称要素を使用した。

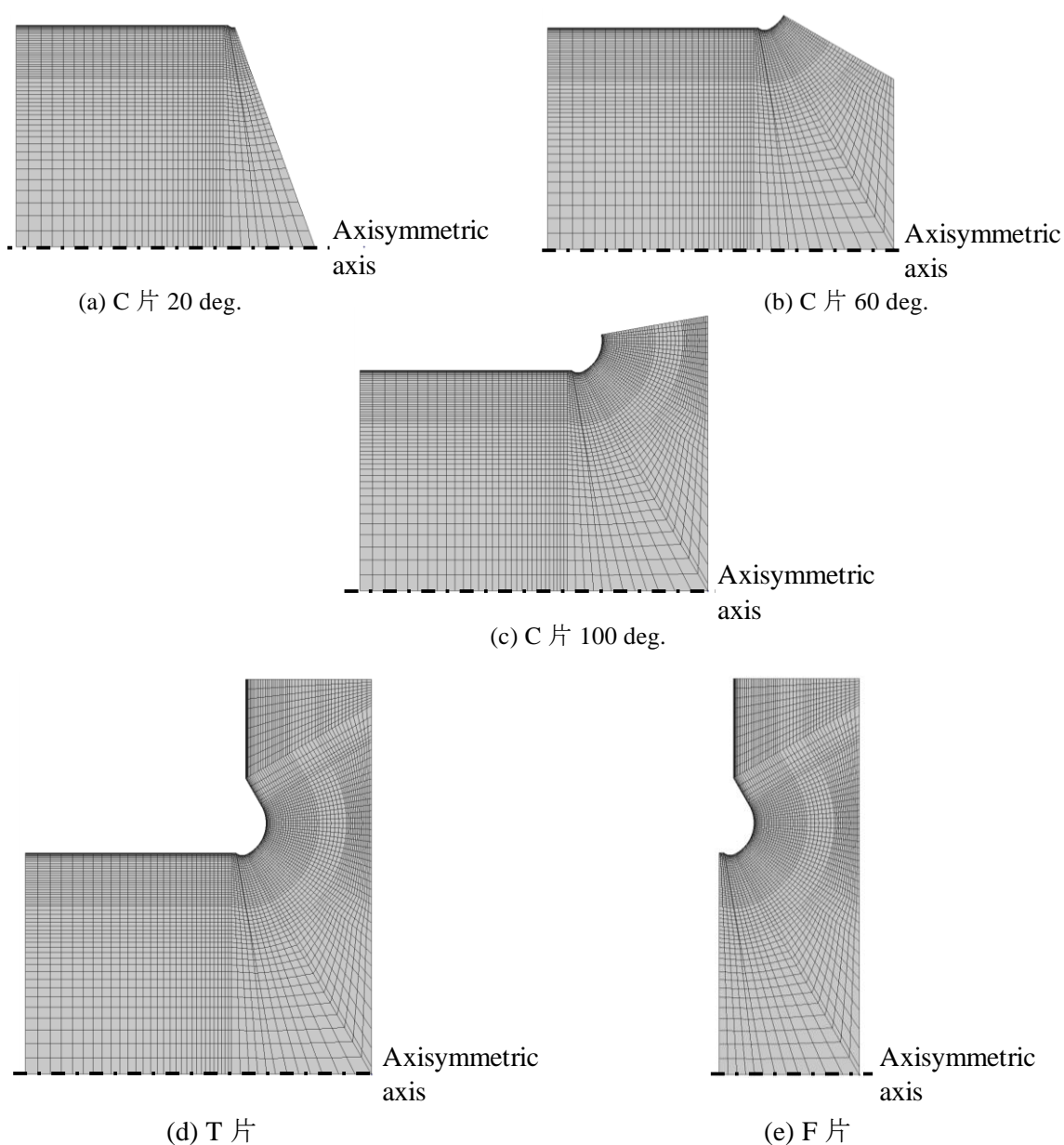


図 4-10 測定形状ごとの有限要素モデル

固有ひずみを計算する上では、(4-7)式で定義された固有ひずみ計算領域のパラメータ R_0 , ΔR , α_0 , $\Delta\alpha$ および固有ひずみ分布関数の次数 m , n を適切に設定する必要がある。これらの値を変更すると固有ひずみ分布が変化するため、初期形状における残留応力予測結果も複数の解を持つことになり、いずれが正解に近いかを判断する必要がある。中長らは、固有ひずみ発生領域を固有ひずみが発生していると想定される十分に広い範囲に設定する必要があること示しているが¹²⁾、何等かの経験則か実測結果が無ければ固有ひずみ発生領域を正確に推定することは難しい。本研究では、固有ひずみ発生領域の設定は広すぎても狭すぎても予測精度が低下する傾向を確認した。一方で、固有ひずみ分布関数の次数については、中長らにより工学的な判断の重要性¹⁾が指摘されている。本研究では、分布関数の次数が大きくなり過ぎると実測値のない領域で固有ひずみが一変するような挙動を確認した。以上のことから、固有ひずみ計算領域および固有ひずみ分布関数の次数を適切に設定するための判断指標が必要であると考えられる。

そこで本章では、冷間加工部材に限定した場合の半価幅と固有ひずみの関係性に着目した。ここで、増田らの検討によると、塑性ひずみは負荷経路依存性を示すため、固有ひずみは物理的な塑性ひずみと必ずしも一致しないことが示されている^{13),14)}。つまり、汎用的な半価幅と固有ひずみの関係性を求めることは困難であるが、個別の対象物の残留応力場における半価幅と固有ひずみの関係を求めることは可能であると考えられ、固有ひずみ計算領域および固有ひずみ分布関数の次数の適性評価を行う上で、半価幅を判断指標とすることは可能であると考えた。

4.5.1 相当固有ひずみの定義

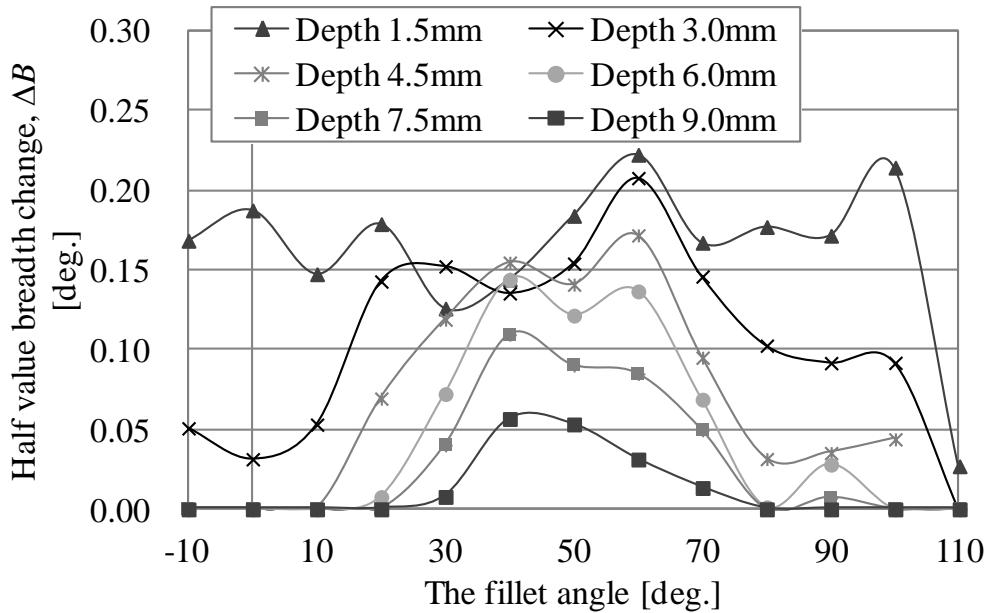
2.5 節の結果の通り、半価幅は方向成分を持たない値であるが、固有ひずみは 3 軸方向成分を有する。そこで本章では、固有ひずみを次式の相当ひずみの式に導入し、相当固有ひずみとして半価幅と相対的な比較を行うことを考えた。

$$\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} \left\{ (\varepsilon_{xx})^2 + (\varepsilon_{yy})^2 + (\varepsilon_{zz})^2 \right\} + \frac{1}{3} \left\{ (\gamma_{xy})^2 + (\gamma_{yz})^2 + (\gamma_{zx})^2 \right\}} \quad (4-9)$$

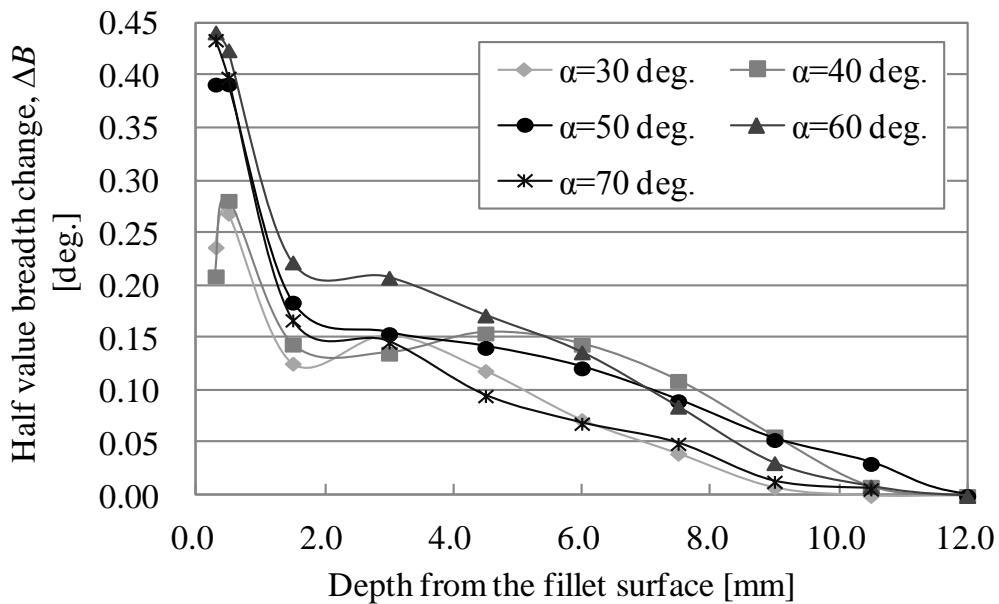
4.5.2 半価幅の実測結果

4.4.2 項で示した通り、同一部位で測定された半価幅はすべて平均化した値を使用した。半価幅の測定結果を図 4-11 に示す。縦軸の半価幅値は、冷間加工されていない部位の半価幅を基準にした増加量で示した。表面に近い部位ではフィレット角度 60 deg. 位置で半価幅の増加量がピークを示すが、深さ 6mm 以降の領域ではフィレット角度 40 deg. 位置でピークを示した。また、深さ方向に関しては、10.5 mm 程度までの範囲

で半価幅の増加が確認された。半価幅と固有ひずみに一定の関係があることを考慮すると、半価幅が増加している部位が固有ひずみ発生領域であると考えられる。



(a) フィレット角度と半価幅の関係



(b) フィレット深さと半価幅の関係

図 4-11 X線半価幅測定結果

4.5.3 固有ひずみ計算領域の検討

固有ひずみ計算領域の設定パラメータ R_0 , ΔR , α_0 , $\Delta\alpha$ の内、深さ領域の基準位置である R_0 はフィレット半径で決まるため、残るパラメータは3つに絞られる。図 4-11 の半価幅増加領域を基準に考えると、 ΔR は 10.0~10.5 mm、 α_0 は 40~60 deg.が適切であると推定される。また、固有ひずみ計算領域を実測結果の無い範囲に広げると、実測値のない領域で固有ひずみが現実とは異なる値を持つことが可能となるため、固有ひずみ計算領域は実測結果が存在する範囲に設定することが望ましい。本研究では、T片の実測範囲であるフィレット角度-10 から 110 deg.までの範囲、つまり $\Delta\alpha=120$ deg.に相当する範囲にのみ実測値が存在するため、 $\Delta\alpha$ は大きくても 120 deg.が適切と考えた。そこで、 $\Delta R=10.5$ mm に固定した条件で α_0 と $\Delta\alpha$ を変化させた場合の、実測値と解析値の差の2乗和の平方根 (Root mean square error; 以後 RMSE) の値の変化を図 4-12 に、 $\Delta\alpha=120$ deg.に固定した条件で ΔR と α_0 を変化させた場合の RMSE 値の変化を図 4-13 に示す。RMSE 値は値が小さいほど実測値と解析値が良く一致していることを表す指標である。

まず、深さ領域を定める ΔR について検討した。 ΔR は大きくても小さくても RMSE 値が大きくなり、 $\Delta R=10.0\sim 10.5$ mm が適当な結果となった。これらは図 4-11 における深さ方向の半価幅増加範囲と良く傾向が一致した。

次に、角度領域の大きさを定める $\Delta\alpha$ について検討した。図 4-12 の結果によると、 $\alpha_0=60$ deg.の場合を除いて $\Delta\alpha$ は 120 deg.よりも大きくなるほど RMSE 値が小さくなる傾向を示した。実測値のない領域で固有ひずみが自由に設定されるため、固有ひずみ分布関数のフィッティング性が向上し RMSE 値が小さくなったと考えられる。また、この結果は固有ひずみの発生領域が本研究の実測域よりも広いことを示唆している。図 4-11 によると、フィレット角度-10 deg.位置でも表面付近で半価幅の増加が見られるため、実測範囲よりも広い領域に固有ひずみが存在する根拠と考えられ、半価幅増加量が実測範囲を決定する際の指標として有効であると言える。本来であれば実測範囲を拡大する必要があったと考えられるが、本研究では追加の実測は叶わないため、以後の検討では $\Delta\alpha=120$ deg.を固定して検討を行った。

最後に、角度領域の中心を定める α_0 について検討した。図 4-13 によると、 α_0 が大きくなるほど RMSE 値は小さくなる傾向となったが、 $\Delta\alpha=120$ deg.に固定した条件で α_0 を大きくすると、固有ひずみ計算領域が実測結果のない領域に設定されることとなるため、 $\Delta\alpha$ の検討と同様のことが生じたと考えられる。以上の検討より、実測範囲が限定された条件では、RMSE 値のみで固有ひずみ計算領域を決定することは危険であると考えられる。そこで、 $\Delta R=10.5$ mm、 $\Delta\alpha=120$ deg.に固定した条件で、 α_0 を変更した際の半価幅増加量と(4-9)式で計算した相当固有ひずみの関係を図 4-14 に示す。 $\alpha_0=40$ および 50 deg.の条件では、半価幅増加量と相当固有ひずみの関係は非常に良い相関があることがわかる。この結果より、半価幅と相当固有ひずみに一定の関係があ

ると言える。一方で、 α_0 が 60 deg.になると半価幅増加量と相当固有ひずみの関係のばらつきが大きくなった。これらの結果を考慮すると、本研究で使用した実測結果に限定された場合は、 $\alpha_0=40$ または 50 deg.が適当であると考えられる。

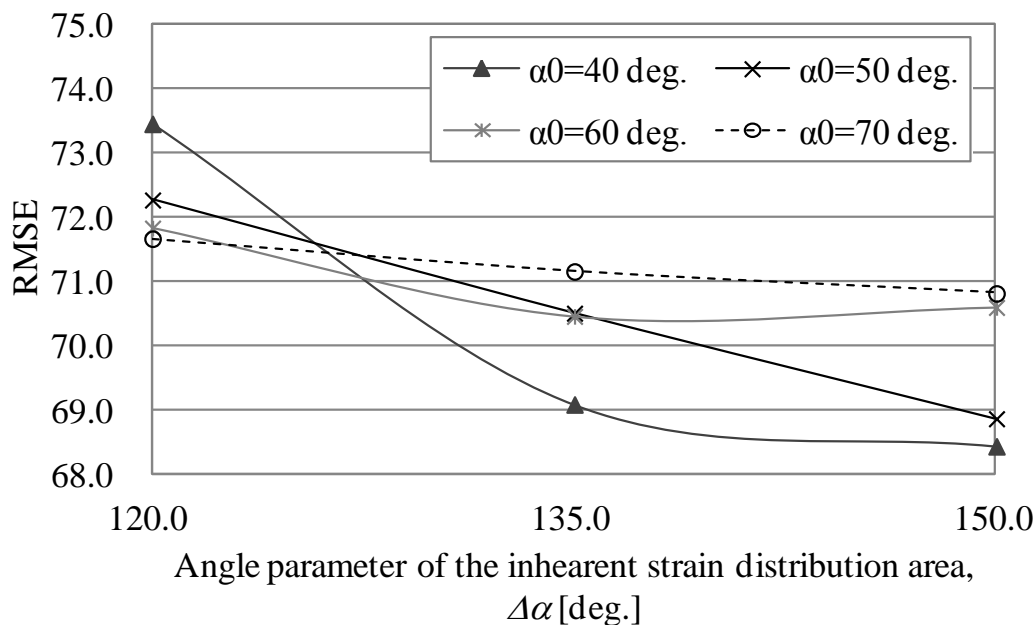


図 4-12 固有ひずみ計算領域の角度領域パラメータ $\Delta\alpha$ と RMSE 値の関係
($\Delta R=10.5$ mm, $m=2$, $n=9$)

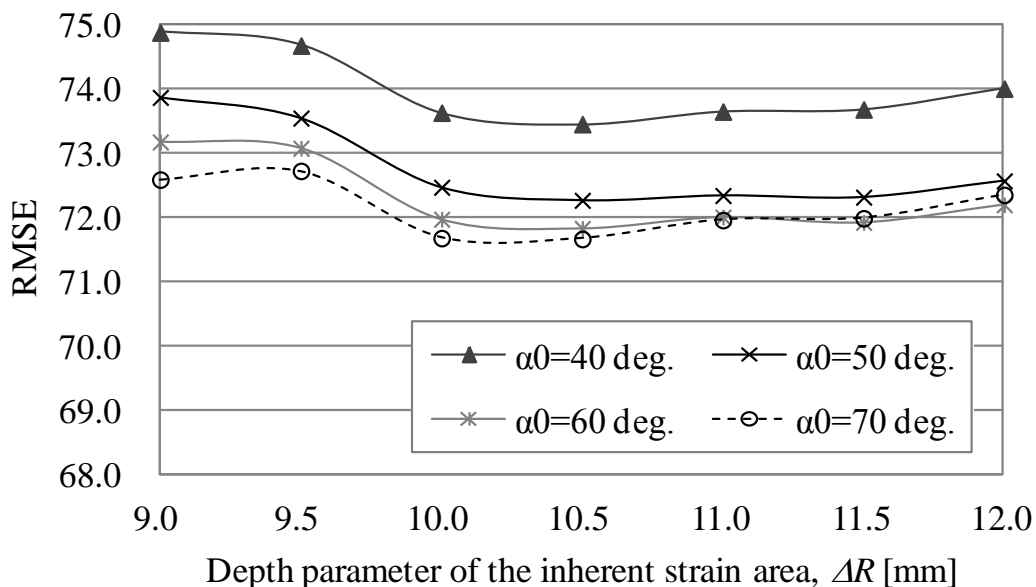
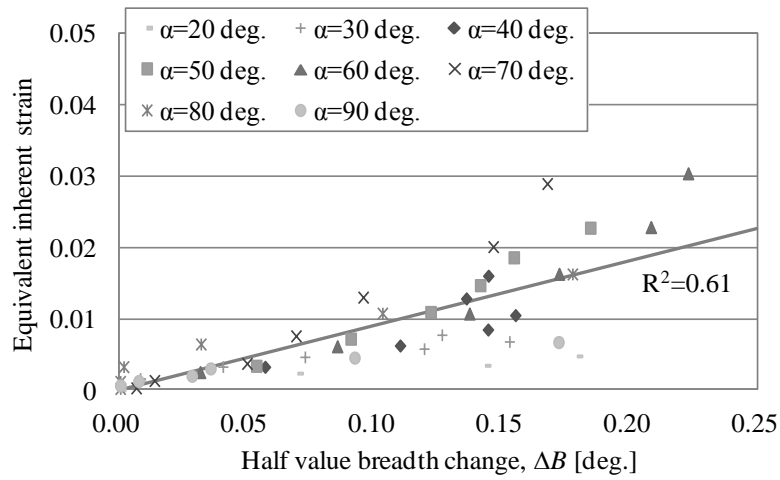
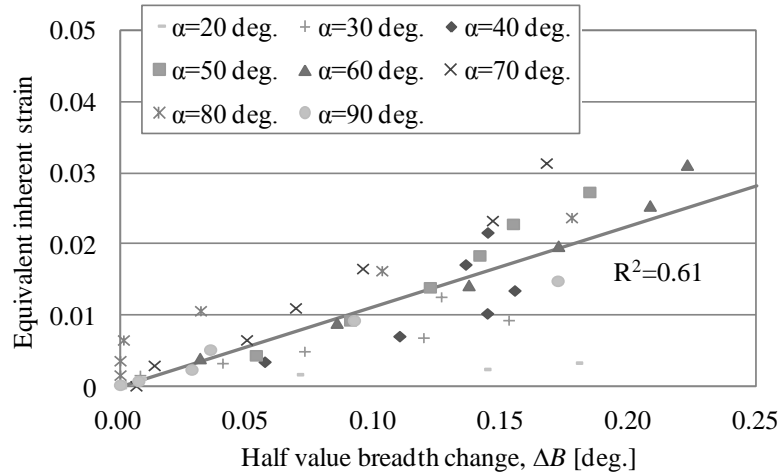


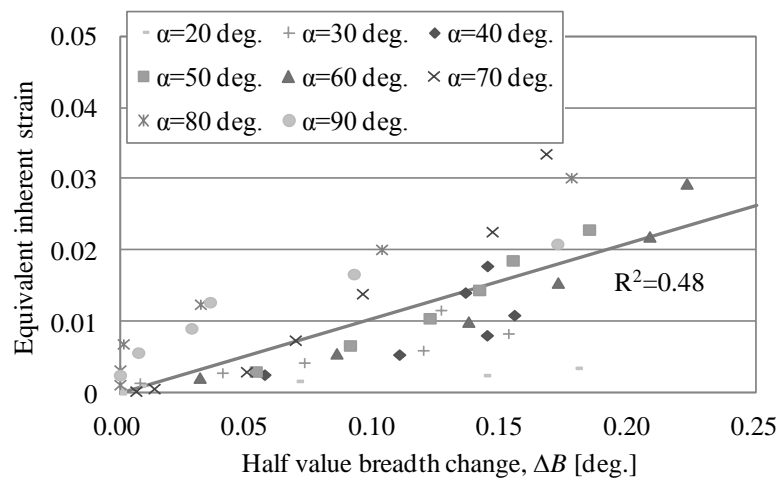
図 4-13 固有ひずみ計算領域の深さパラメータ ΔR と RMSE 値の関係
($\Delta\alpha=120$ deg., $m=2$, $n=9$)



(a) $\alpha_0 = 40$ deg.



(b) $\alpha_0 = 50$ deg.



(c) $\alpha_0 = 60$ deg.

図 4-14 相当固有ひずみと半価幅変化量の関係
($\Delta R = 10.5$ mm, $\Delta \alpha = 120$ deg., $m = 2$, $n = 9$)

固有ひずみ分布は、有限要素法の逆解析にて RMSE 値が最小になるように算出されるが、有限要素法における応力は釣り合い状態にあるのに対し、測定値には必ず測定誤差が含まれるため、必ずしも釣り合い条件を満たしていない。つまり、RMSE 値は固有ひずみ計算条件の適性度を表すだけでなく、測定誤差の程度も表す指標となる。RMSE 値の最小条件で固有ひずみ計算条件を決定すると、実測値のない部位の値を極端に変化させることで、実測値のある部位における解析値と実測値の一致度を高めることになり、実測値のない部位の固有ひずみ予測結果が工学的判断では不適切となるような極端な値を取る可能性がある。図 4-14 に示した通り、半価幅増加量と相当固有ひずみには一定の関係があることが確認されたため、実測範囲の決定および固有ひずみ計算領域の決定において、半価幅増加量は工学的判断に加えて実測に基づく判断指標として有効であると言える。

4.5.4 固有ひずみ分布関数の次数の検討

次に、固有ひずみ計算領域の設定パラメータを $\Delta R = 10.5$, $\alpha_0 = 40 \text{ deg.}$, $\Delta\alpha = 120 \text{ deg.}$ に固定し、固有ひずみ分布関数の次数の影響について検討した。固有ひずみ分布関数の次数 m, n は、それぞれフィレット半径方向およびフィレット角度方向に対応する分布関数の次数を表すため、次数 m を大きくするとフィレット半径方向の近似関数の次数が増え、次数 n を大きくするとフィレット角度方向の分布関数の次数が増えることを意味する。4.3.4 で記載した通り、本研究では非圧縮性の原理を適用したため、固有ひずみ分布関数は 3 成分に集約される。固有ひずみ分布を決定する上での未知数の合計は、分布関数の次数の合計 ($m \times n$) を 3 倍 (自由に決められる成分の数) した値となる。ここでは、合計の未知数が同程度の条件で、次数 m を 2 から 4 に変化させた場合の RMSE 値と相当固有ひずみ分布について検討した。

図 4-15 に固有ひずみ分布関数の次数を変更した際の RMSE 値を示す。 $m=2, n=9$ の場合と $m=3, n=6$ の場合では近似関数の合計の未知数は同じであるが、 $m=3, n=6$ の方が RMSE 値は小さくなった。 $m=4, n=5$ の場合は、合計の未知数が若干大きくなっていることもあり、RMSE 値は更に小さくなった。

図 4-16 に $m=3, n=6$ および $m=4, n=5$ の条件における半価幅増加量と相当固有ひずみの関係を示す。 $m=2, n=9$ の条件である図 4-14 の(a)と比較すると、フィレット半径方向の次数 m を大きくすると、半価幅増加量と相当固有ひずみの関係のばらつきが大きくなっていることがわかる。

図 4-17 および図 4-18 に、T 片および C 片の $\alpha = 40 \text{ deg.}$ 位置におけるフィレット半径方向および角度方向の応力の実測値と、次数 m を変化させた場合の固有ひずみ法による予測結果の比較を示す。フィレット半径方向の次数 m が大きくなるにつれて、T 片のフィレット角度方向応力における実測値のない最表面位置の予測結果が大きく変化

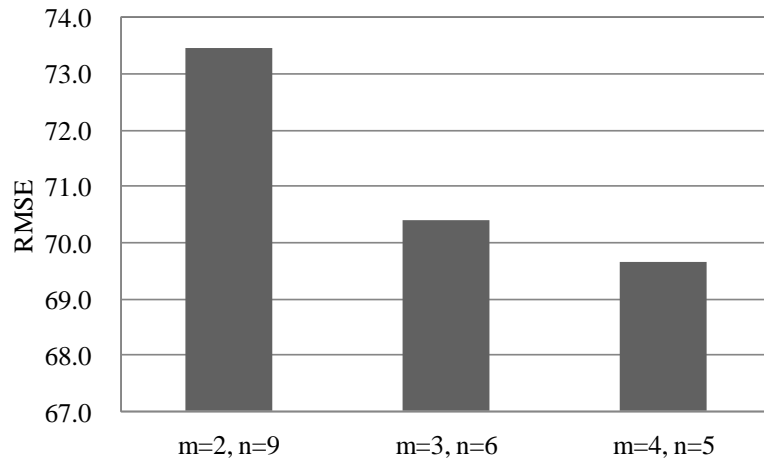
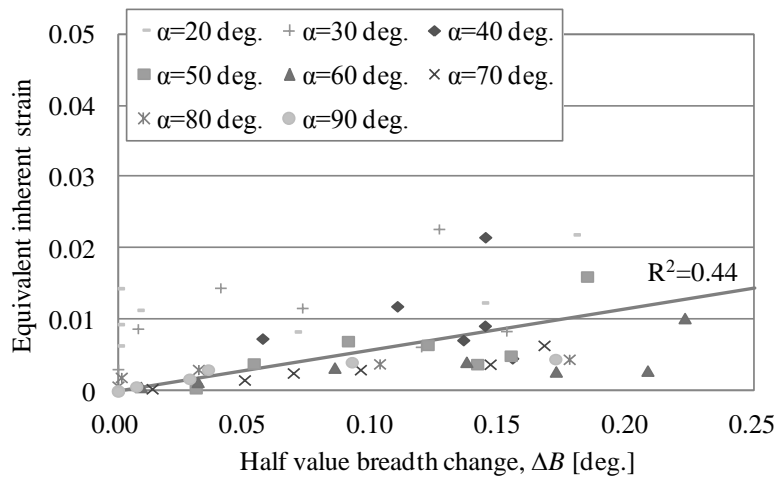
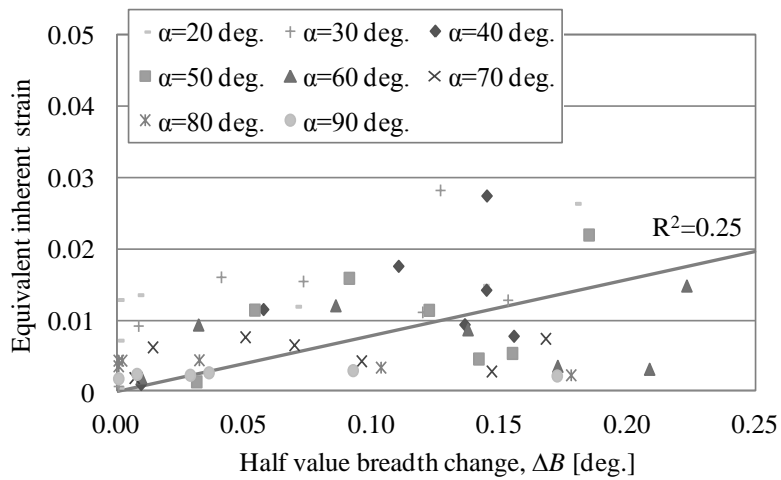


図 4-15 固有ひずみ分布関数の次数と RMSE 値の関係

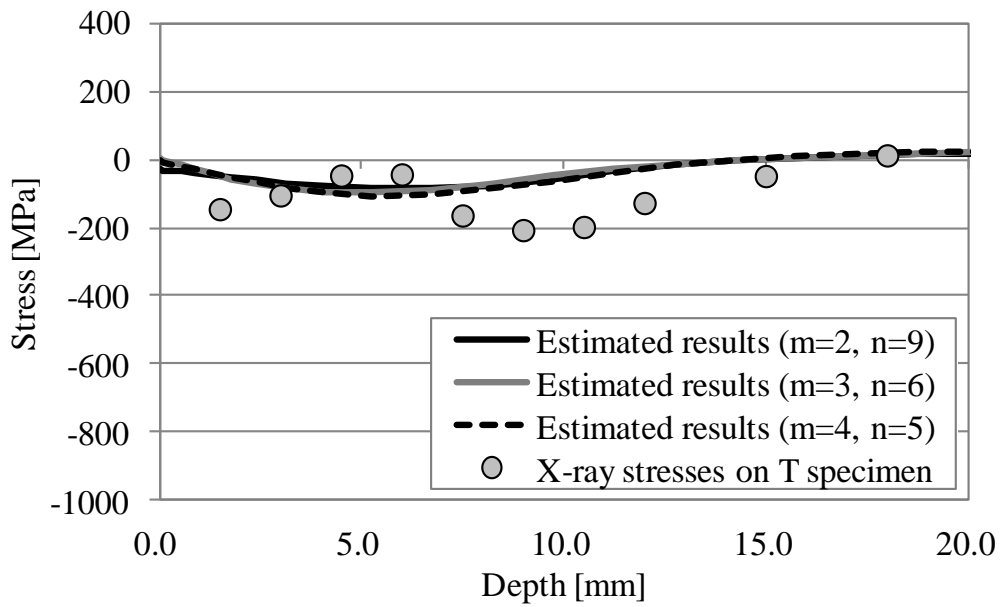


(a) $m=3, n=6$

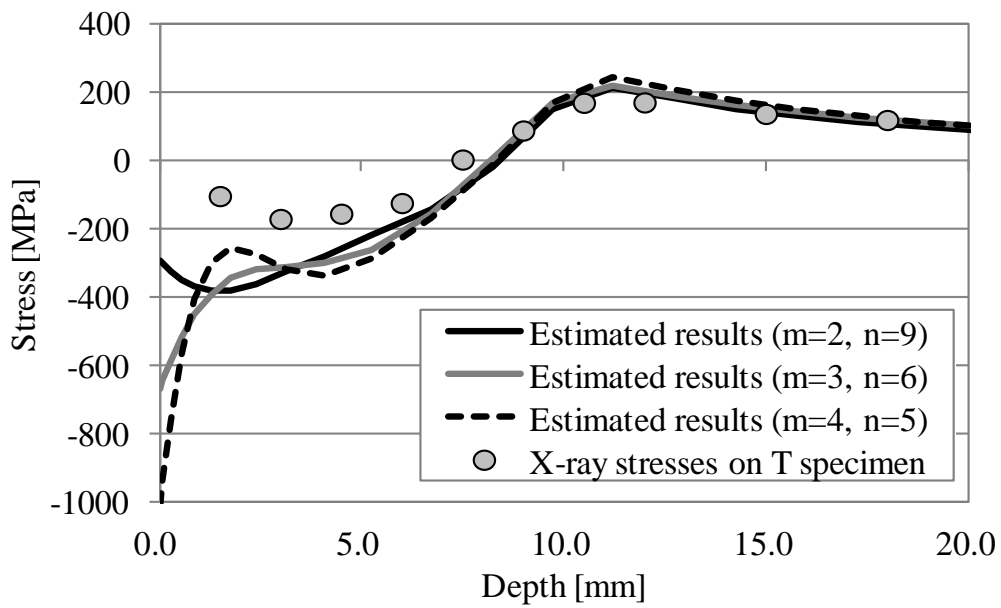


(a) $m=4, n=5$

図 4-16 相当固有ひずみと半価幅変化量の関係 ($\Delta R=10.5$ mm, $\Delta\alpha=120$ deg.)

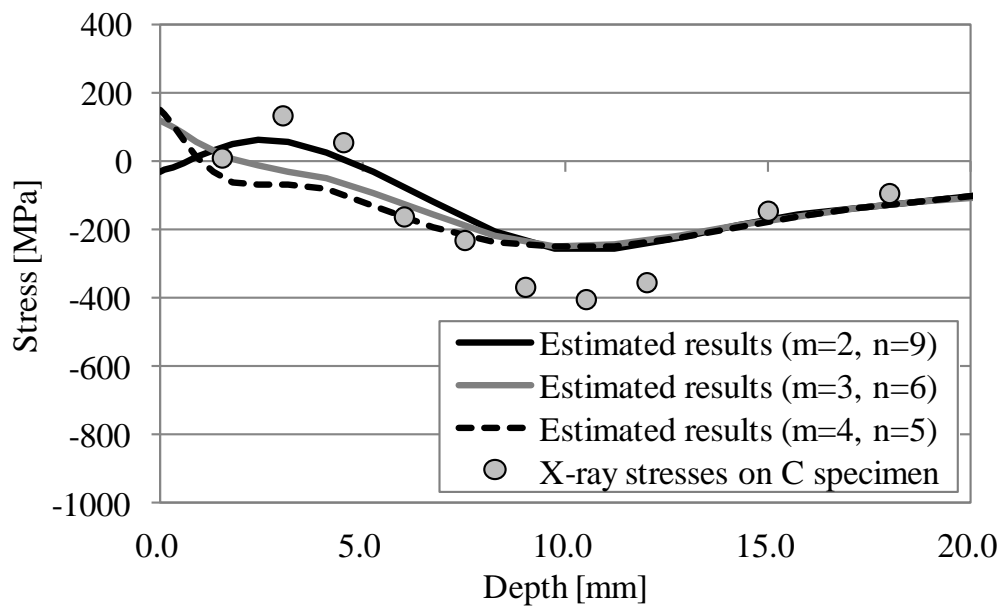


(a) フィレット半径方向応力

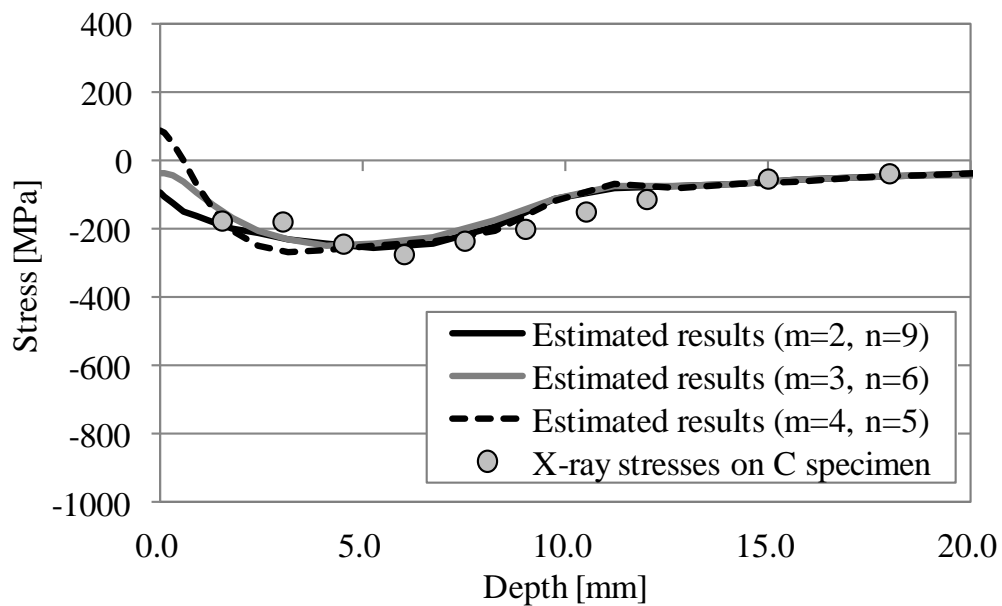


(b) フィレット角度方向応力

図 4-17 T 片における X 応力測定結果と固有ひずみ法による予測結果の比較
 (フィレット角度 $\alpha=40$ deg.位置)



(a) フィレット半径方向応力



(b) 周方向応力

図 4-18 C 片における X 応力測定結果と固有ひずみ法による予測結果の比較
(フィレット角度 $\alpha=40$ deg.位置)

していることがわかる。T 片および C 片における表面近傍の応力は、X 線の照射面積の都合から、最表面近傍で測定可能であったのは 1.5mm 深さ位置である。フィレット半径方向の次数が大きくなると、実測値のない最表面位置で固有ひずみが自由に設定され、実測値のある位置における解析値と実測値の一致度が高まり、RMSE 値が小さくなったと考えられる。つまり、フィレット半径方向の次数が大きくなるほど、解析値を測定誤差の含まれた実測値に無理に合わせることになり、固有ひずみ分布が実際の塑性ひずみ分布と傾向が一致するとは限らない結果となった。これは、固有ひずみ計算領域の設定時と同様の現象が生じていると考えられる。

以上の結果より、固有ひずみ分布関数の次数を決定する際にも、固有ひずみ計算領域の設定時と同様に、RMSE 値のみで決定することは危険であり、半価幅増加量と相当固有ひずみ分布の一致性を考慮した検討が有効である。

4.5.5 固有ひずみ法の予測結果の精度検証

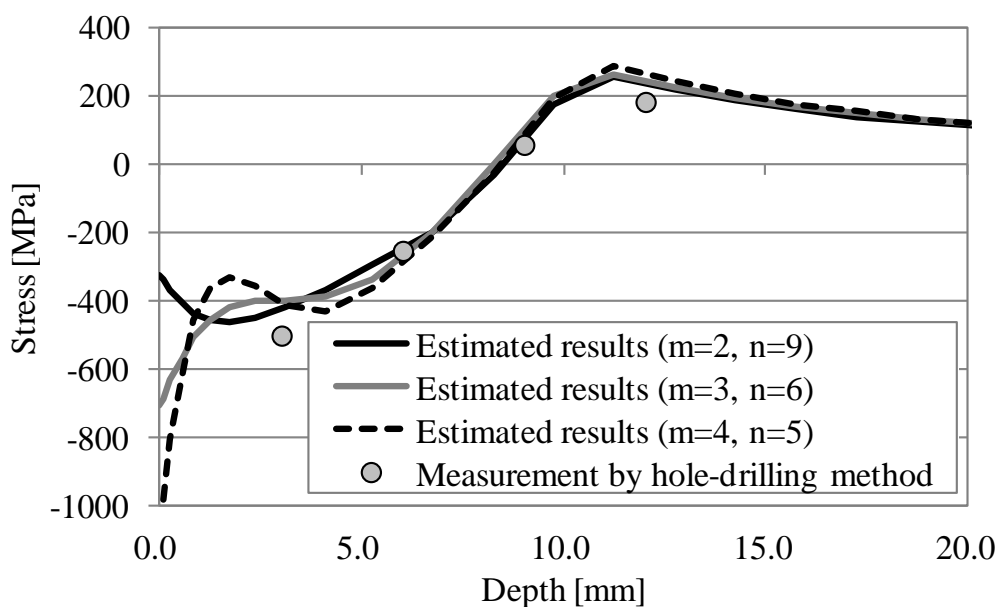
最後に、4.4.3 で示した手順により切断法で測定した残留応力を正解値とした上で、上記で検討した固有ひずみ計算条件が初期形状の残留応力予測結果に与える影響について検討した。図 4-19 に、固有ひずみ分布関数におけるフィレット半径方向の次数 m を変化させた場合の、初期形状の残留応力予測結果と切断法の残留応力測定結果の比較を示す。固有ひずみ法による残留応力予測結果は、切断法の結果と非常に良く一致しており、本章で提案した手順による残留応力予測精度は非常に高いことがわかる。ただし、フィレット角度方向の応力は T 片の結果と同様に、フィレット半径方向の次数が大きくなるほど、実測値のない最表面位置の予測残留応力が大きく変化する結果となった。固有ひずみ分布の予測結果は、初期形状の残留応力予測精度にも大きく影響を与えるため、半価幅増加量を指標とした固有ひずみ分布の適正評価が有効である。

4.6 結言

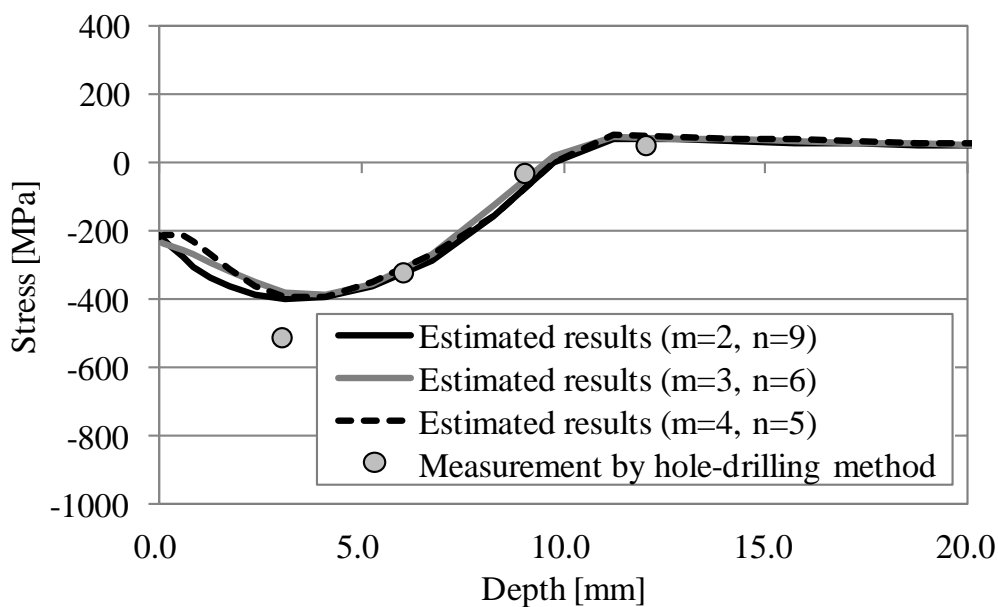
本章では、冷間加工されたフランジ付き軸対称材を対象に、X 線応力測定を活用した固有ひずみ法にて冷間加工部の残留応力予測を行った。その過程において、半価幅増加量と相当固有ひずみに相関があること、固有ひずみ計算領域および固有ひずみ分布関数の次数を設定する上で、半価幅増加量を指標とすることが有効であることを確認した。固有ひずみ分布を有限要素法の逆解析にて計算する際に、実測値と解析値の差を示す RMSE 値が最小となる条件で固有ひずみ計算条件を設定してしまうと、測定誤差の含まれる実測値に解析値を無理に合わせることにつながり、固有ひずみ分布が実際の塑性ひずみ分布と傾向が一致するとは限らない結果となる。半価幅増加量と相当固有ひずみの一致性を評価することは、工学的判断に加えて実測に基づく判断指標

として有効であることがわかった。

最後に、初期形状における残留応力予測結果と切断法の残留応力測定結果とを比較することで、固有ひずみ分布を適切に決定することが出来れば、本章で提案した手順による固有ひずみ法の残留応力予測精度は非常に高いことを確認した。



(a) フィレット角度方向応力



(b) 周方向応力

図 4-19 初期形状の切断法残留応力と固有ひずみ法による予測結果の比較
(フィレット角度 $\alpha=40$ deg.位置)

参考文献

- 1) 中長 啓治, 小川 直輝, 太田 高裕, 溶接学会論文集, Vol.27, No.4 (2009), 297-306.
- 2) 小川 直輝, 中長 啓治, 溶接学会論文集, Vol.28, No.2 (2010), 208-215.
- 3) 平 修二, 柳 在吉, 田中 啓介, 材料, Vol.23, No.244 (1974), 58-63.
- 4) 松田 真理子, 沖田 圭介, 中川 知和, 佐々木 敏彦, 材料, Vol.68, No.4 (2019), 332-337.
- 5) 上田 幸雄, 福田 敬二, 中長 啓治, 円道 節夫, 日本造船学会論文集, No.138 (1975), 499-507.
- 6) 上田 幸雄, 福田 敬二, 金 裕哲, 山崎 寿久, 日本機械学会論文集(A 編), Vol.51, No.463 (1985), 697-706.
- 7) 羅 宇, 村川 英一, 上田 幸雄, 日本造船学会論文集, No.183 (1998), 323-333.
- 8) 上田 幸雄, 麻 寧緒, 溶接学会論文集, Vol.11, No.1 (1993), 189-195.
- 9) 中長 啓治, 安部 正光, 中谷 光良, 佐藤 嶺樹, 佐藤 玲子, 笠原 憲文, 溶接学会論文集, Vol.29, No.4 (2011), 286-293.
- 10) 中長 啓治, 前川 晃, 佐藤 玲子, 笠原 憲文, 青木 恵介, 溶接学会論文集, Vol.29, No.4 (2011), 335-345.
- 11) SAE J784a, Society of automotive engineers, INC., (1971).
- 12) 中長 啓治, 太田 高裕, 小川 直輝, 麻 寧緒, 濱口 裕充, 佐藤 嶺樹, 名山 理介, 溶接学会論文集, Vol.25, No.4 (2007), 581-589.
- 13) 増田 浩太郎, 中村 春夫, 日本機械学会論文集(A 編), Vol.76, No.769 (2010), 884-891.
- 14) 増田 浩太郎, 中村 春夫, 日本機械学会論文集(A 編), Vol.76, No.769 (2010), 1186-1194.

第5章 固有ひずみ法による内部残留応力予測における

$\cos\alpha$ 法 X 線応力測定の有効性評価

5.1 緒言

固有ひずみ法を産業上簡便に利用する上での最大の課題は、残留応力測定に関わる負荷を低減することである。4章では、冷間加工が適用された大型鍛造品のフィレット内部の残留応力分布の予測に対し、固有ひずみ法と X 線残留応力測定との融合手法の有効性を示した。上田ら¹⁾および中長ら²⁾の提案により、固有ひずみ分布を関数近似することにより、測定点数を大幅に削減可能であることが示されており、本研究でも同様の手法を採用した。しかし、4章では 596 点の測定データを使用しており、測定には膨大な時間を要した。

本研究では、表面の残留応力測定に二次元検出器を用いた $\cos\alpha$ 法による X 線応力測定法を適用した。 $\cos\alpha$ 法による X 線応力測定は、装置が小型で可搬型であり測定時間が短い利点がある。そこで本章では、固有ひずみ法と X 線応力測定法との融合手法において、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定の有効性について評価した³⁾。また、2章において、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定において回折プロファイルから応力を解析する際に、面内のせん断応力も同時に解析される⁴⁾ことを示した。中長らによると、固有ひずみ計算時に計測データの無いせん断成分を含めると、固有ひずみの予測精度が必ずしも高くなるとは限らないことが示されている⁵⁾。本章では、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定において垂直応力と同時にせん断応力成分を取得可能であったため、固有ひずみ法における $\cos\alpha$ 法のせん断応力成分の適用効果について検討した。

5.2 残留応力測定

5.2.1 対象材および測定形状

本章で使用した対象材、フィレット部に定義した局所座標系および残留応力測定形状はすべて 4章と同一であり、詳細は 4.3 節に記載済みのためここでは割愛する。

5.2.2 精度検証のための切断法による残留応力測定

本章でも 4章と同様に、切断法により測定した残留応力を正解値とし、その結果との比較により固有ひずみ予測精度を検証する。測定手順と結果は 4.4.3 項と同様のため、ここでは詳細は割愛する。

5.2.3 X線応力測定条件

本章では、固有ひずみ法における $\cos\alpha$ 法 の X 線応力測定の有効性を評価するために、 $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法それぞれの測定データを使用した場合の、初期形状における残留応力予測結果の比較を行った。固有ひずみ分布の予測には、4章で示した通り T 片、C 片、F 片の 3 種類の試験片の測定データを使用する必要があるが、本章では T 片の測定のみ $\cos\alpha$ 法の測定を追加で実施した。本来であればすべての試験片で両方の測定を実施すべきであるが、時間とコストの観点からやむを得ず T 片のみ $\cos\alpha$ 法の測定を追加で実施した。そこで本章では、C 片および F 片には $\sin^2\psi$ 法の測定データを使用し、T 片の測定データのみ 2 種類の測定結果を使用して比較を行った。 $\cos\alpha$ 法の測定にはパルステック社製の μ -X360 ロングレンジモデルを使用した。表 5-1 に $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法の

表 5-1 X線応力測定条件と測定位置

	$\sin^2\psi$ method	$\cos\alpha$ method
Equipment	Rigaku : MSF-3M	Pulstec : μ -X360
Characteristic X-ray	Cr- K_{α}	
Diffraction plane	α -Fe (211)	
Tube voltage	30 kV	
Tube current	10.0 mA	1.0 mA
Irradiated area	9 mm ² , rectangle	3 mm ² , circle
Fixed time	1 s	30 s
ψ_0 tilt angle	0, 10, 18, 24, 30, 35, 40 deg.	35 deg.
Measurement positions on T specimen	Fillet angle: 0~100 deg. Depth: 1.5~18 mm Number of points: 198	Fillet angle: 0~100 deg. Depth: 1.5~18 mm Number of points: 198
Measurement positions on surface of T specimen		Fillet angle: 20~40 deg. Number of points: 3
Measurement positions on C specimen	Fillet angle: 20~110 deg. Depth: 1.5~40 mm Number of points: 308	
Measurement positions on F specimen	Fillet angle: 20~110 deg. (Tangential direction: 80~100 deg.) Depth: 0.3, 0.5 mm Number of points: 28	

それぞれの X 線応力測定条件と測定したフィレット角度および深さ位置を示す。ここで、4 章で使用した T 片における $\sin^2\psi$ 法の測定データはフィレット角度-10 から 110 deg.の位置で測定した結果であったが、 $\cos\alpha$ 法の測定はフィレット角度 0 から 100 deg.までの測定を行ったため、同条件の比較を行うために本章における T 片の $\sin^2\psi$ 法の測定角度と位置は $\cos\alpha$ 法の測定結果に一致させた。

一方で、 $\sin^2\psi$ 法と比べた $\cos\alpha$ 法の利点の一つとして、装置が小型で単一の入射角にて測定可能な点があげられる。 $\sin^2\psi$ 法では複数の入射角条件で測定する必要があるため、F 片のフィレット表面の応力測定時には回折 X 線がフィレット部に干渉してしまい、フィレット角度 70 deg.以下の条件でフィレット角度方向の応力は測定できなかった。図 5-1 に $\cos\alpha$ 法による T 片のフィレット表面側の応力測定イメージ図を示す。 $\cos\alpha$ 法では回折 X 線がフィレット部に干渉しない入射角条件にて、フィレット表面側のフィレット角度方向の応力測定が可能である。よって、 $\cos\alpha$ 法の測定においては、T 片のフィレット表面側の応力測定を追加で実施した。ただし、T 片は薄く切断されているため、厚さ方向（周方向）の応力は解放されており、フィレット角度方向のみの測定を実施した。T 片のフィレット表面側のフィレット角度方向の応力測定結果が固有ひずみ法の残留応力予測結果に与える効果については、5.3 節で検証する。

$\cos\alpha$ 法の測定においても $\sin^2\psi$ 法と同様に、切断による影響を除去するために、表面から 0.2 mm 深さの電解研磨を適用した。いずれのデータも、SAE J784a にて定められた手法⁶⁾にて電解研磨の影響の補正を行った。X 線応力値のデータ数は合計 534 個に加えて、 $\cos\alpha$ 法のみ T 片のフィレット表面側のフィレット角度方向応力 3 個を追加で使用した。



図 5-1 T 片のフィレット表面側の応力測定イメージ図

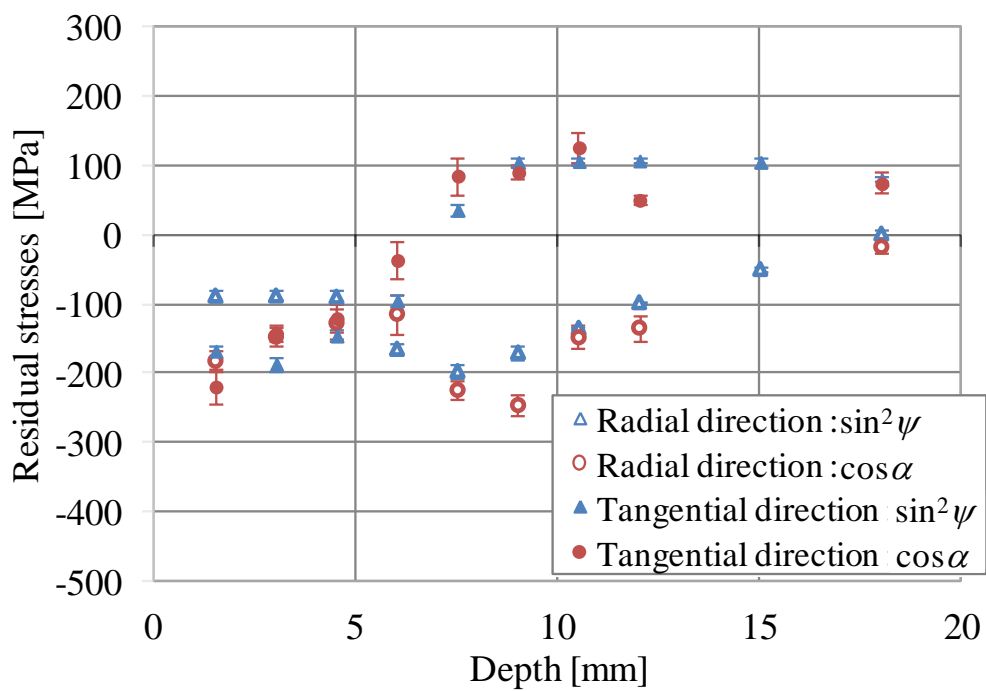
5.2.4 $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定結果の比較

T 片のフィレット角度 30 deg.および 40 deg.位置における、 $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法の残留応力測定結果の比較を図 5-2 に示す。図中のプロットの誤差範囲は、X 線応力測定値の標準偏差を表す。 $\cos\alpha$ 法の標準偏差の考え方は学会等でも議論されている最中であるが、本研究ではパルステック社の標準出力である、 $\cos\alpha$ 線図の直線近似に対するばらつきから求めた値を使用した。2つの手法は測定値に若干の誤差はあるものの、残留応力分布の全体的な傾向は良く一致している。2つの手法の測定誤差の原因として、測定者が測定位置をセッティングする際に完全には一致しなかったこと、X 線照射面積が3倍異なることが上げられる。X 線照射面積が広がるほど、X 線照射面積内の平均応力が出力されるため、応力勾配が急峻な位置ほど差が大きくなることが考えられる。また、 $\cos\alpha$ 法の測定値のいくつかは標準偏差が大きくなっており、標準偏差が大きい値ほど $\sin^2\psi$ 法の値と差が大きい傾向が見られた。 $\cos\alpha$ 法の標準偏差が大きいということは、2, 3章で示した通り、 $\cos\alpha$ 線図の直線性が悪いことを示しており、測定位置の材料組織および結晶粒のばらつきが大きいことを示唆している。 $\sin^2\psi$ 法では複数の入射角で X 線回折を取得するため、これらのばらつきの影響を受け難いことから、標準偏差の差が現れたと考えられる。

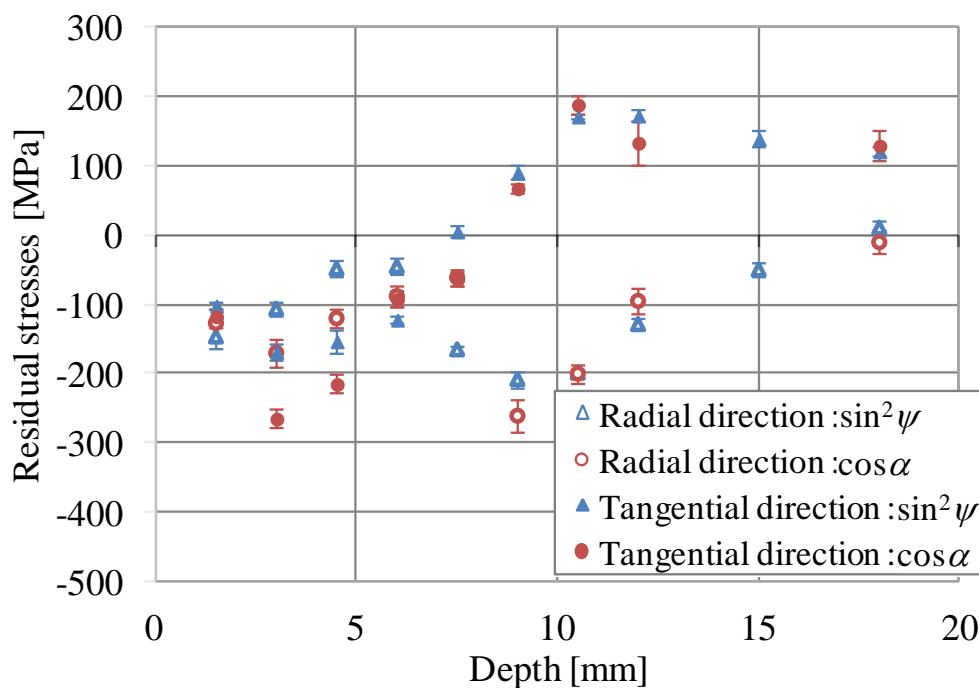
5.2.5 $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法の半価幅測定結果の比較

図 5-3 に、 $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法の半価幅測定結果の比較を示す。4.4.2 項で示した通り、 $\sin^2\psi$ 法の半価幅は7種類の ψ_0 角の回折プロファイルから得られた7つの値の平均値を取り、さらに T 片および C 片の同一部位で測定された値を平均化した値を適用した。一方で、 $\cos\alpha$ 法の半価幅は二次元検出器で取得した 360 deg.の回折プロファイルの平均値を取り、さらに T 片のフィレット半径方向および角度方向の2方向の値の平均値を使用した。いずれも冷間加工が適用されていない母材の半価幅を基準とした値の増加量を示す。

図 5-3 の結果によると、半価幅の値には若干の差が見られるものの、全体の分布の傾向は $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法で良く一致していることがわかる。2つの手法の差の原因は X 線応力の場合と同様の理由に加えて、 $\cos\alpha$ 法の半価幅は C 片の値を平均値に含めていないことが考えられる。また、半価幅は転位密度の増加によって値が変化するため、7種類の ψ_0 角の回折プロファイルから平均化した $\sin^2\psi$ 法に比べ、一つの入射角のプロファイルから得た $\cos\alpha$ 法では、局所的な材料組織のばらつきの影響を受けやすいと考えられる。ただし、4章で示した固有ひずみ法における半価幅の活用方法は、半価幅増加量と相当固有ひずみの相対的な関係を固有ひずみ計算条件の適性判断の指標とすることであり、全体的な傾向が一致すれば各値の差は大きく影響しないと考えられる。これらの検証は 5.3 節で実施する。

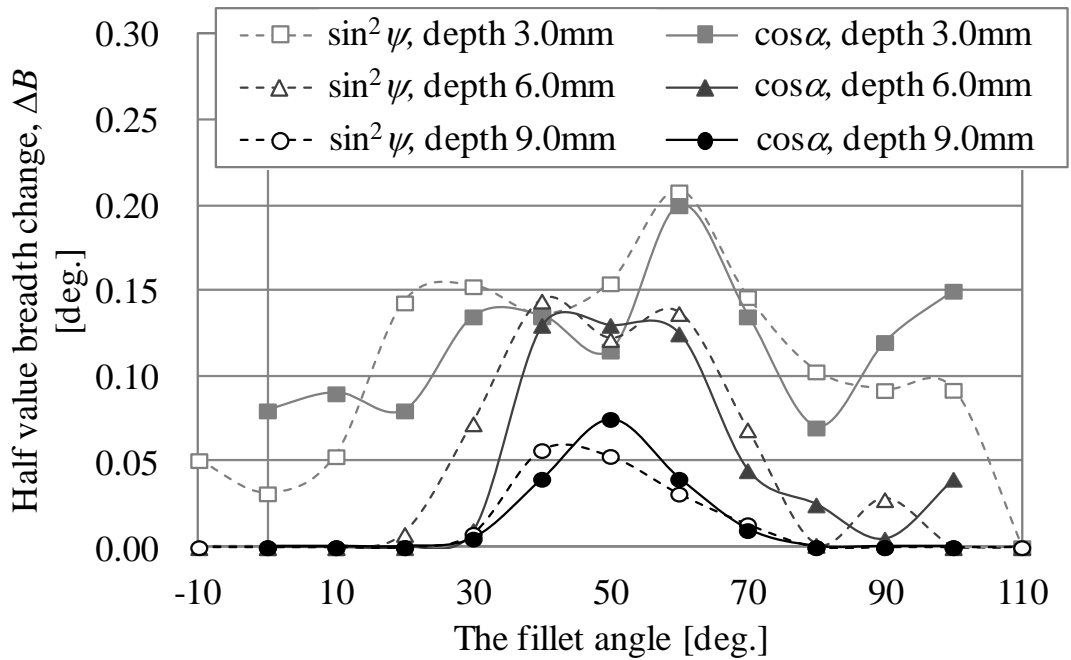


(a) フィレット角度30 deg.

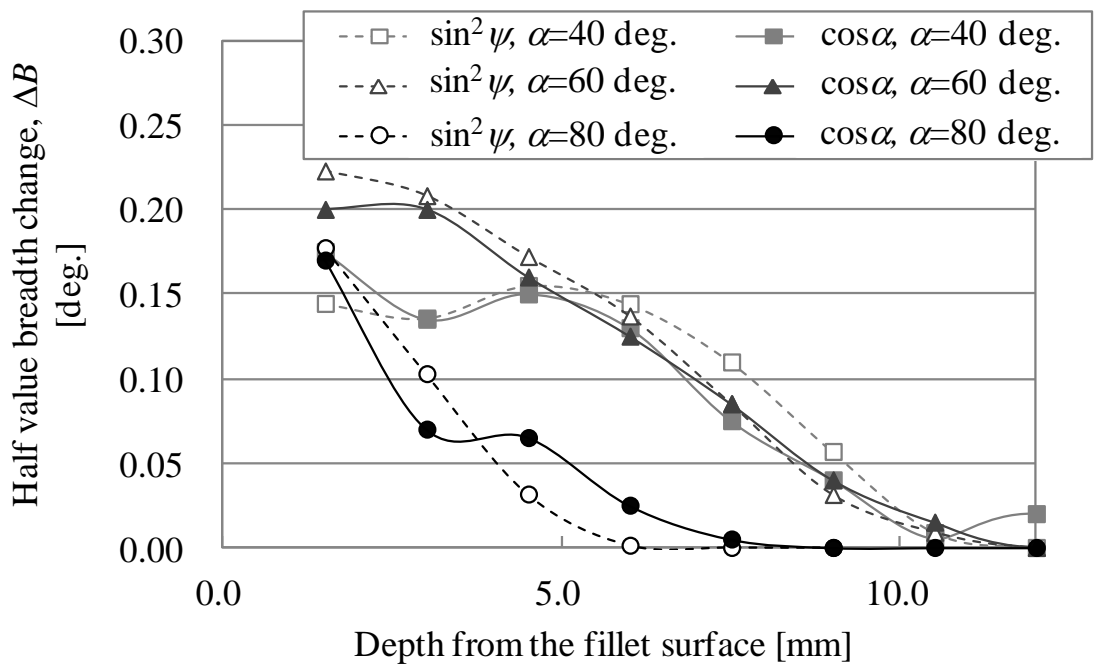


(b) フィレット角度 40 deg.

図 5-2 T 片における $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法の残留応力測定結果の比較



(a) フィレット角度と半価幅の関係



(b) フィレット深さと半価幅の関係

図 5-3 $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法の半価幅測定結果の比較

5.3 固有ひずみ法における $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定の有効性検証

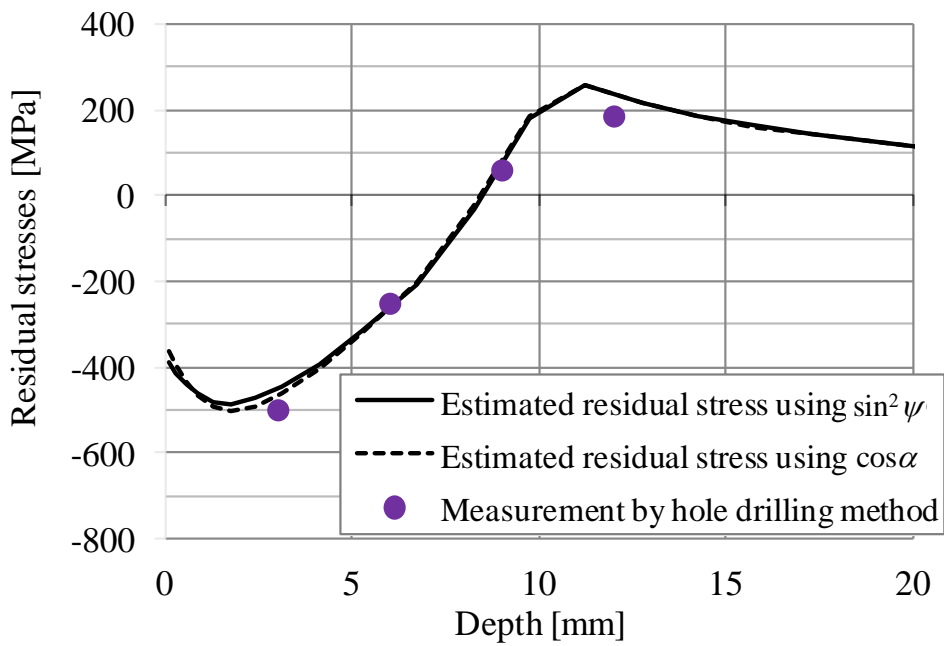
5.3.1 固有ひずみ計算条件

4 章では、固有ひずみ法による残留応力予測には固有ひずみ計算条件が大きく影響することから、半価幅増加量と相当固有ひずみの相対的な関係性を固有ひずみ計算条件の判断指標として活用することが有効であることを示した。またその結果、固有ひずみ計算領域の設定パラメータは $\Delta R = 10.5$, $\alpha_0 = 40$ deg., $\Delta\alpha = 120$ deg.が適当であることがわかった。本章でも、これらのパラメータを固定して以後の検討を行った。ここで、固有ひずみ分布に適用した近似関数は4章と同様の条件であり、ここでは詳細は割愛する。固有ひずみ分布関数の次数については、4章で適当と判断した $m=2, n=9$ を基準とした上で、 $\cos\alpha$ 法の利点を評価する上で必要な場合には変更した。本章においても、切断法により測定した残留応力を正解値とし、その結果との比較により固有ひずみ予測精度を検証した。

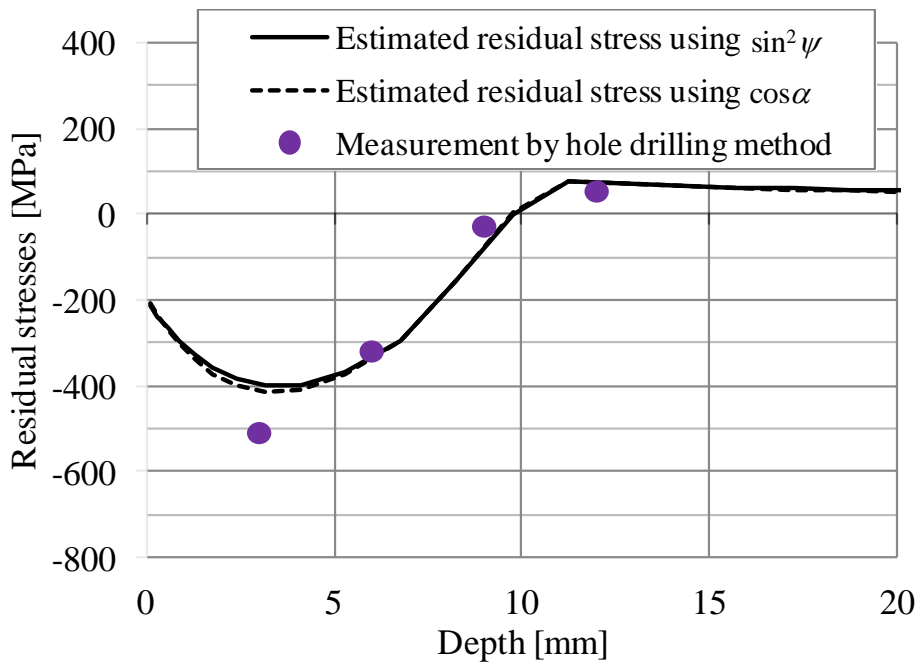
5.3.2 $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法の測定データを使用した固有ひずみ予測結果の比較

まず、 $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法の測定データの若干の差が、固有ひずみ法による初期形状の残留応力測定結果に与える影響について検討した。ここでは $\cos\alpha$ 法のみで測定可能であった、T 片のフィレット表面側の残留応力測定結果を適用せず、 $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法で同じ測定位置のデータのみを使用した場合の比較を図 5-4 に示す。固有ひずみ法による残留応力予測結果は $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法ではほぼ一致する結果となった。本研究では、T 片のみ 2 種類の方法の測定データを適用したため、C 片、F 片にも別々のデータを適用すればもう少し結果に差異が生じた可能性もあるが、固有ひずみ法は基本的には個々の測定データに測定誤差が含まれることが前提の手法のため、全体的な応力分布の傾向が一致していれば、個々の測定データの微小な差異は固有ひずみの予測結果には大きく影響しないことが考えられる。

次に、 $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法それぞれの測定データを適用した場合の、固有ひずみ法による初期形状の残留応力予測結果に与える固有ひずみ分布関数の次数の影響を図 5-5 および図 5-6 に示す。また、それぞれの次数を適用した場合の実測値と解析値の差の 2 乗和の平方根 (Root mean square error; 以後 RMSE) の値の比較を図 5-7 に示す。残留応力予測結果に与える固有ひずみ分布関数の次数の影響は $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法どちらにおいても傾向が一致しており、固有ひずみ分布関数の次数が大きくなるほど RMSE 値は小さくなる傾向を示した。ただし、RMSE 値は $\cos\alpha$ 法の方が若干大きい結果となった。RMSE 値は解析値と実測値の差を表す指標であり、RMSE 値が小さいほど解析値が実測値に一致していることを示唆している。しかし、有限要素解析において、固有ひずみは釣り合いの条件を満たすのに対し、実測値には必ず測定誤差が含ま

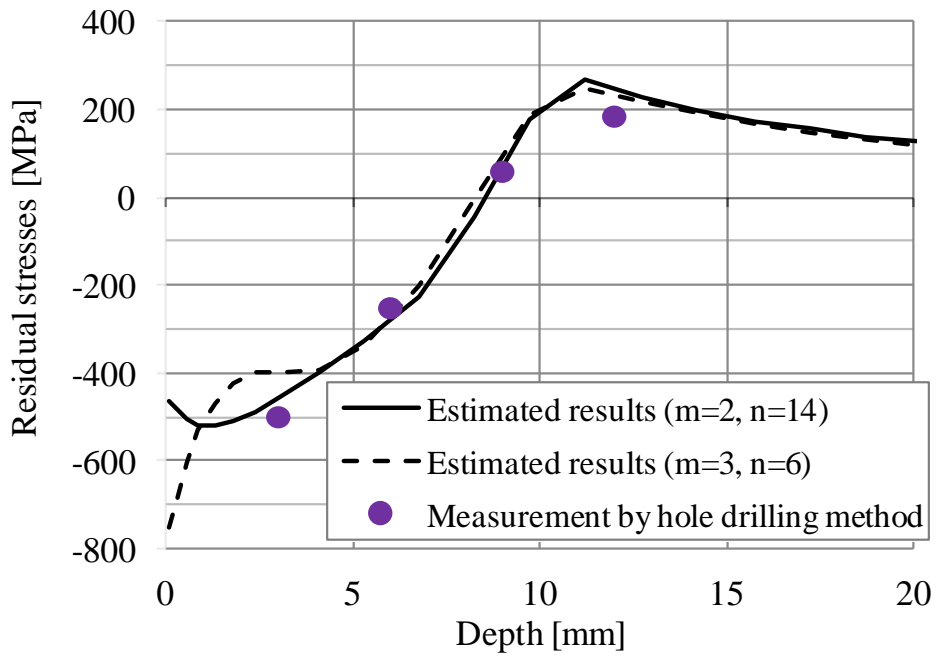


(a) フィレット角度方向

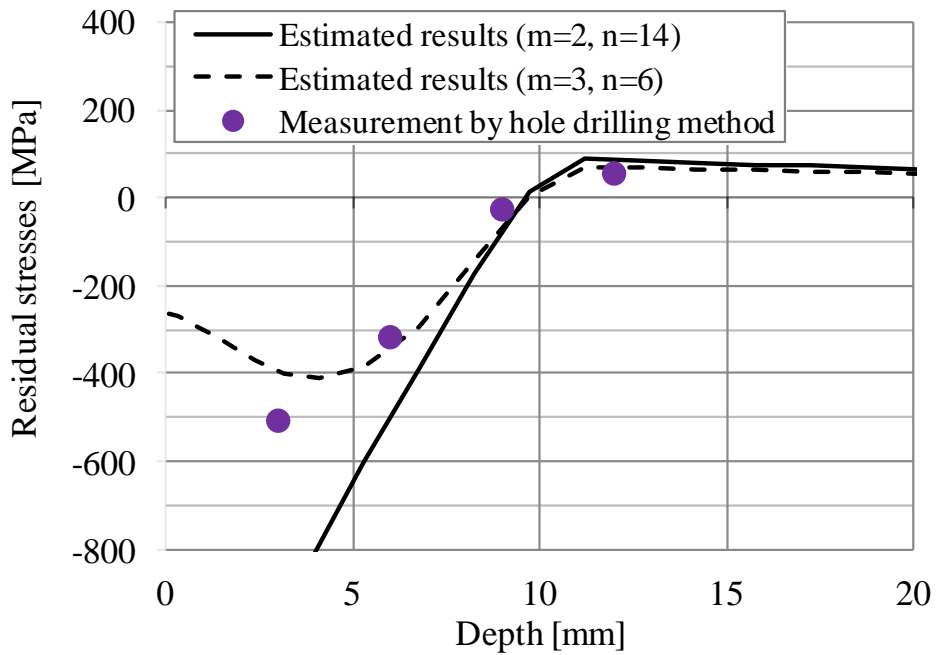


(b) 周方向

図 5-4 $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定結果を使用した固有ひずみ法による初期形状の残留応力予測結果の比較 ($m=2, n=9$, フィレット角度 40 deg.)

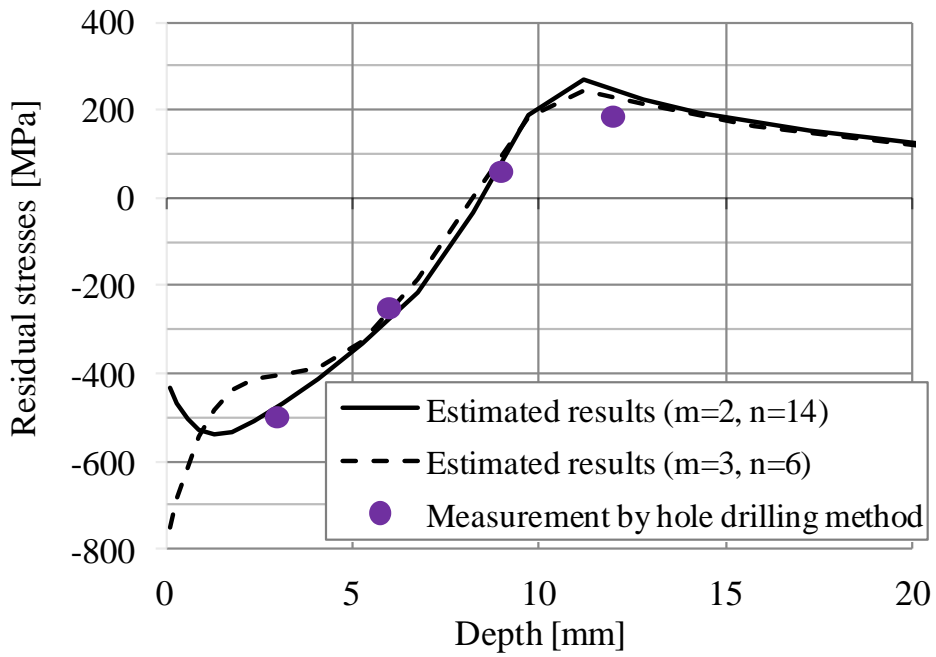


(a) フィレット角度方向

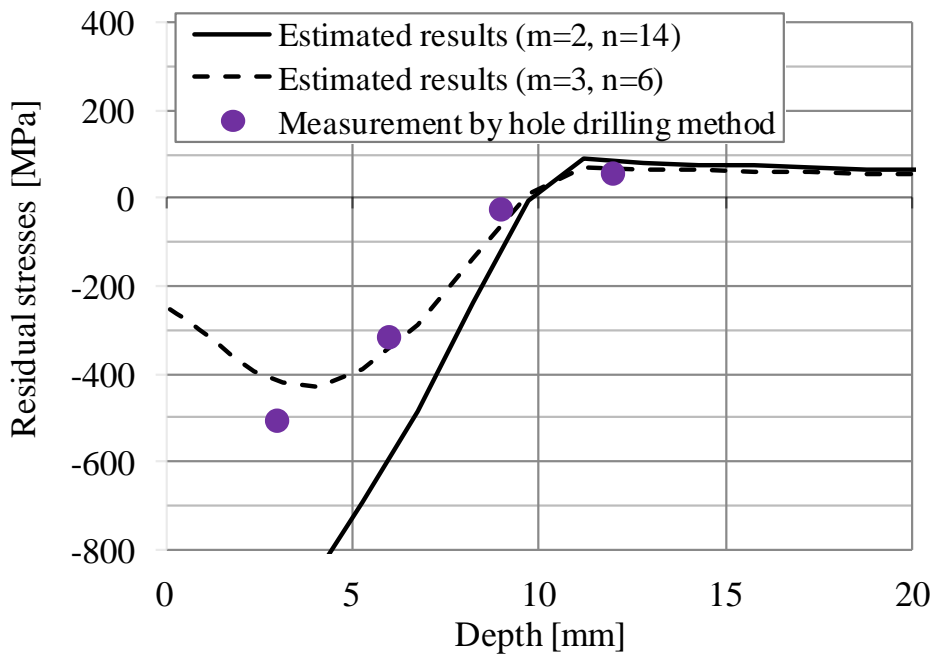


(b) 周方向

図 5-5 $\sin^2\psi$ 法の X 線応力測定結果を使用した固有ひずみ法による初期形状の残留応力予測結果に与える固有ひずみ分布関数次数の影響 (フィレット角度 40 deg.)



(a) フィレット角度方向



(b) 周方向

図 5-6 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定結果を使用した固有ひずみ法による初期形状の残留応力予測結果に与える固有ひずみ分布関数次数の影響 (フィレット角度 40 deg.)

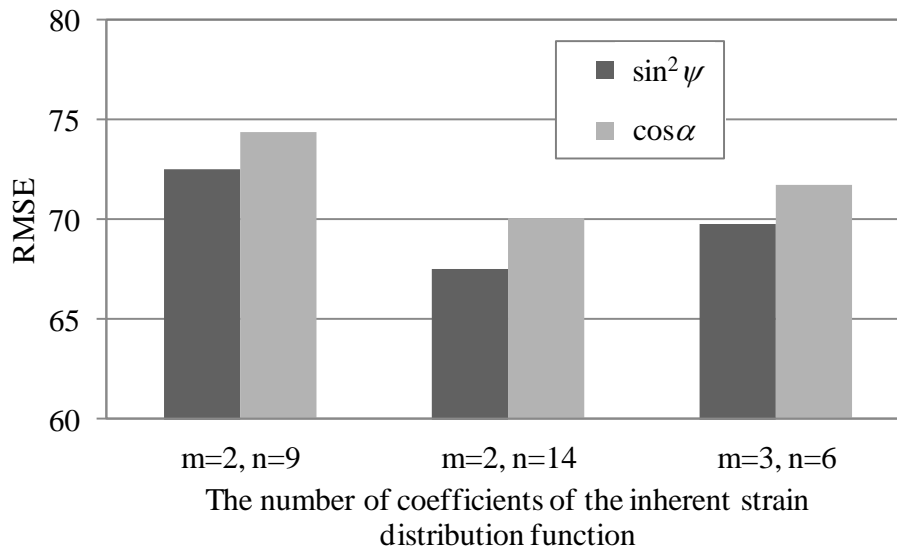
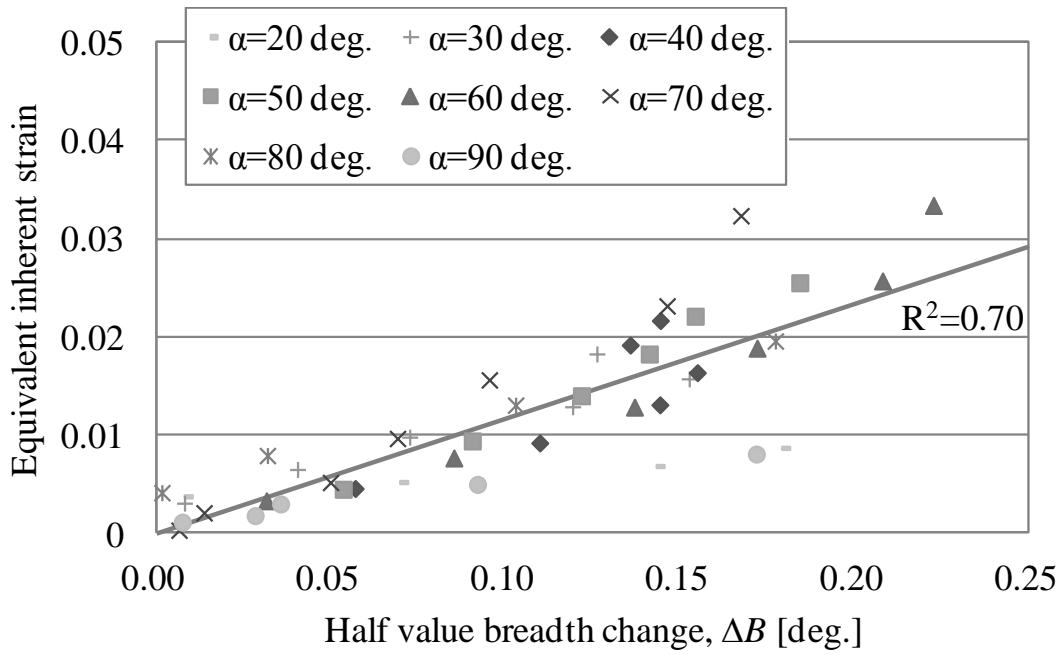


図 5-7 $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法の固有ひずみ予測時の RMSE 値の比較

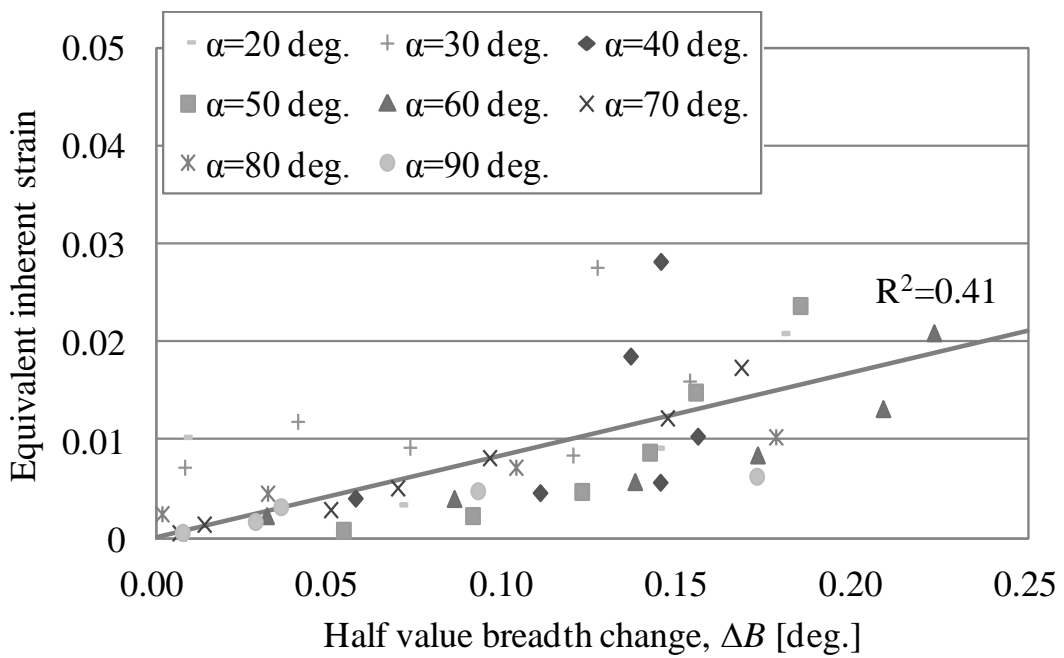
れるため必ずしも釣り合い条件を満たさない。つまり、RMSE 値とは測定誤差の程度を表す指標とも言える。 $\cos\alpha$ 法のデータを適用した方が RMSE 値は少し大きくなったということは、 $\cos\alpha$ 法の測定値の誤差が若干大きかった可能性がある。もう一つの理由として、T 片のみに $\cos\alpha$ 法の測定データを適用し、C 片、F 片には $\sin^2\psi$ 法の測定データを適用したため、測定条件の差異が全測定データにおける応力の釣り合い条件を悪化させた可能性がある。いずれにしても、これらの誤差は固有ひずみ法による残留応力予測結果にはほとんど影響しないことがわかった。

また、固有ひずみ分布関数の次数の影響についても、 $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法どちらも同様の傾向となった。フィレット半径方向の次数が $m=3$ になると、フィレット角度方向の表面近傍の応力が極端に変化する傾向を示し、フィレット角度方向の次数が $n=14$ になると周方向応力が切断法の実測値と全く合わない結果となった。これは 4 章で指摘した通り、実測値のない領域で固有ひずみが工学的には不適切と判断されるような値を持つことで、解析値が測定誤差を含んだ実測値に無理やり合わせる現象が生じるためであり、RMSE 値が小さいほど固有ひずみ予測の精度が高いとは限らないことを意味している。これらの現象を補う判断指標として X 線半価幅が有効であることは 4 章で示した通りである。

図 5-8 に、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定結果を使用した際の、固有ひずみ分布関数の次数が半価幅増加量と相当固有ひずみの関係に与える影響を示す。固有ひずみ分布関数の次数が $m=2, n=9$ とした場合に半価幅増加量と相当固有ひずみの関係は非常に良く一致するが、次数を $m=3, n=6$ にすると固有ひずみ分布関数の未知数の数は一致しているものの、半価幅増加量と相当固有ひずみの一致性は低下した。これらは、4 章で示した $\sin^2\psi$ 法における検討結果と同様の傾向となった。



(a) $m=2, n=9$



(b) $m=3, n=6$

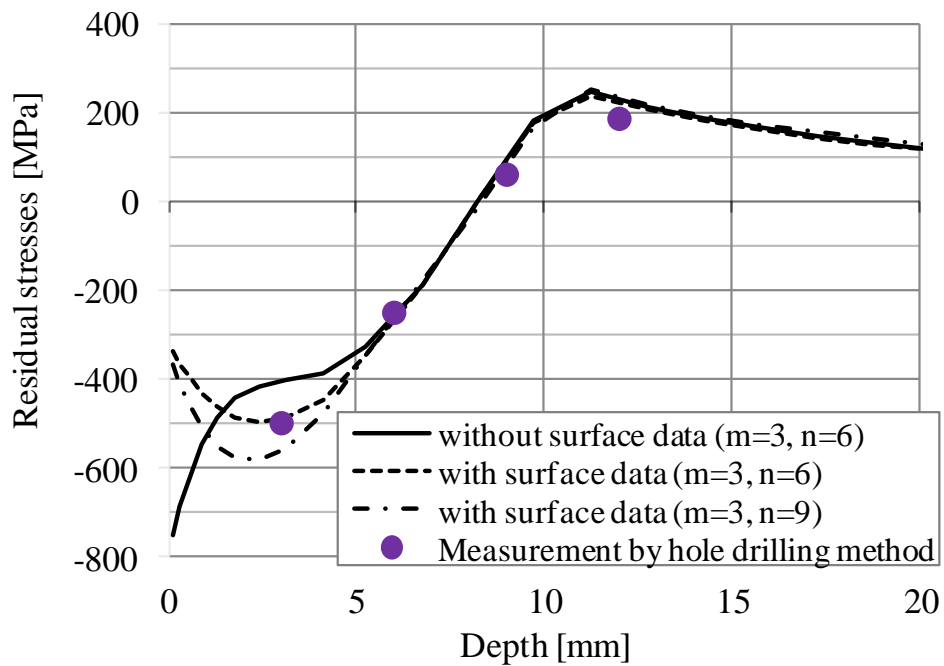
図 5-8 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定結果を使用した際の固有ひずみ分布関数の次数が半価幅増加量と相当固有ひずみの関係に与える影響

以上の検討結果より，初期形状の残留応力予測結果および半価幅増加量と相当固有ひずみの関係性において， $\sin^2\psi$ 法および $\cos\alpha$ 法のどちらのデータを適用してもほぼ一致した結果が得られたことから，固有ひずみ法における残留応力予測において， $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定が適用可能であることがわかった。

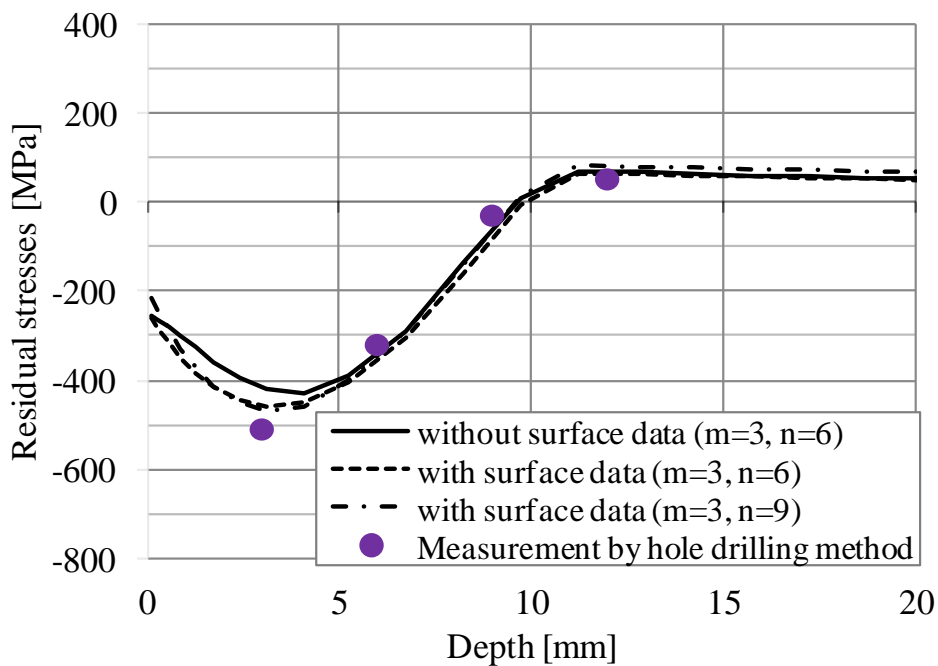
5.3.3 $\cos\alpha$ 法 X 線応力測定適用の利点の検証

固有ひずみ法に $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定を適用する上での利点は大きく分けて3つ存在する。まず一つ目は， $\cos\alpha$ 法は装置が小型で単一入射角にて測定可能⁷⁾なため， $\sin^2\psi$ 法と比べフィレット表面の応力の測定可能範囲が広い点である。二つ目は， $\cos\alpha$ 法は測定時間が短い点⁸⁾である。最後に三つ目は， $\cos\alpha$ 法では回折プロファイルから応力を解析する際にせん断応力を同時に取得可能な点⁹⁾である。それぞれの利点の効果について以下に順に検証する。

まず，一つ目の利点について検討する。5.2.3 項で示した通り， $\sin^2\psi$ 法では F 片のフィレット表面の応力測定時に，回折 X 線がフィレット部に干渉してしまい，フィレット角度 70 deg.以下の条件でフィレット角度方向の応力は測定できなかった。しかし， $\cos\alpha$ 法は装置が小型で単一の入射角にて測定可能なため，フィレット角度 70 deg.以下でも測定可能であり，T 片のフィレット表面側におけるフィレット角度 30~50deg.位置でフィレット角度方向の応力測定を実施した。T 片のフィレット表面データを適用した場合の固有ひずみ法による初期形状の残留応力予測結果を図 5-9 に示す。フィレット角度 40deg.位置におけるフィレット表面の測定データが無い場合は，固有ひずみ分布関数のフィレット半径方向の次数を $m=3$ とすると，フィレット角度方向応力の表面近傍の値が極端に変化する現象が生じたが，T 片のフィレット表面の測定データを追加するとその現象が解消され，残留応力の予測精度が向上した。ここで，同条件における半価幅増加量と相当固有ひずみの関係を図 5-10 に，固有ひずみ分布関数の次数と RMSE 値の関係を図 5-11 に示す。T 片のフィレット表面の測定データを適用しても，固有ひずみ分布関数のフィレット半径方向の次数を $m=3$ とすると，T 片のフィレット表面データが無い場合と同様に，半価幅増加量と相当固有ひずみの関係が大幅に低下することがわかった。また，固有ひずみ法において通常では測定データ数が増加すると RMSE 値も増加するが， $m=2, n=9$ の場合には，T 片のフィレット表面データを適用した方が RMSE 値は下がった。ただし， $m=3$ とした場合には，T 片のフィレット表面データを適用すると RMSE 値も若干増加した。以上のことより， $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定を固有ひずみ法に適用すると，フィレット角度の広範囲でフィレット表面応力を測定可能であり，そのデータを適用すると固有ひずみ分布関数の次数を増加した際にフィレット表面近傍における残留応力が極端に変化する現象を抑制可能であることがわかった。ただし，半価幅増加量と相当固有ひずみの関係は改善しなかった。

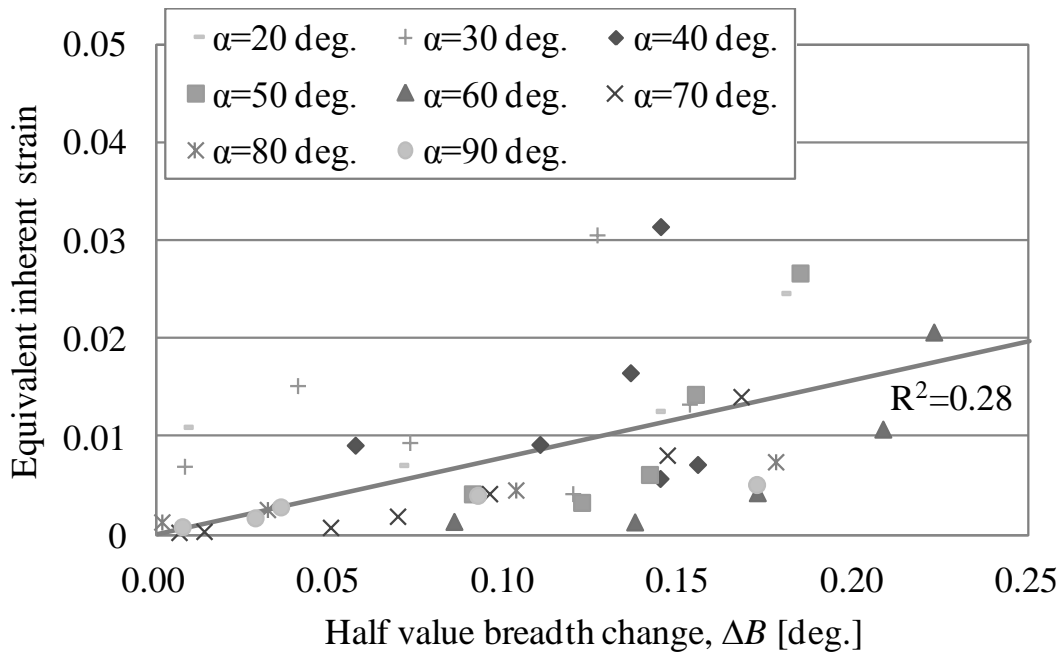


(a) フィレット角度方向

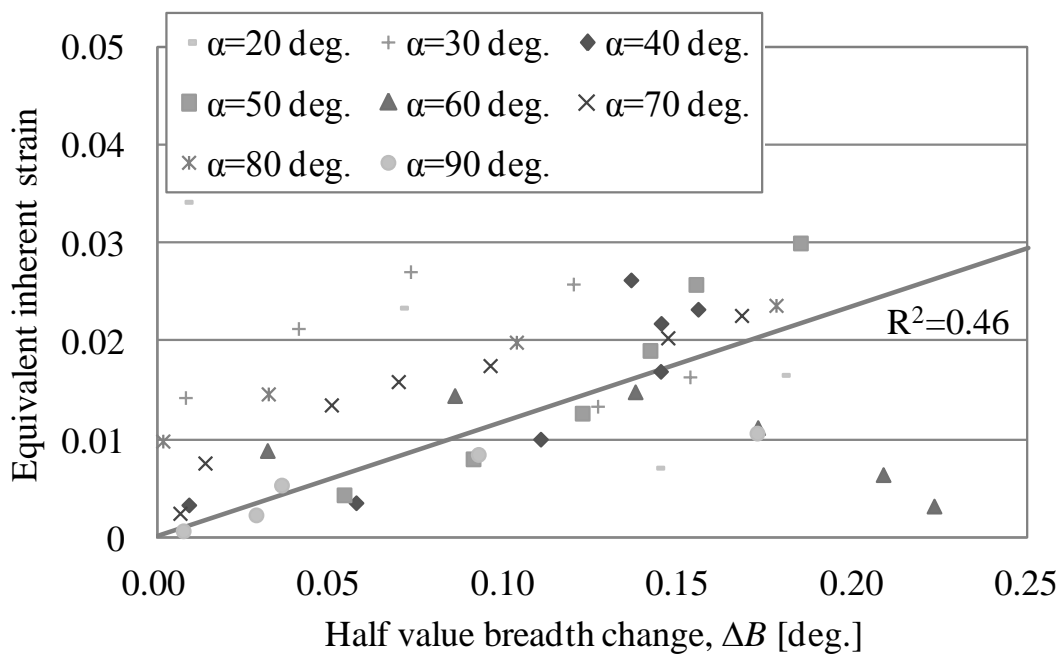


(b) 周方向

図 5-9 $\cos\alpha$ 法による T 片フィレット表面応力を適用した場合の固有ひずみ法による初期形状の残留応力予測結果 (フィレット角度 40 deg.)



(a) $m=3, n=6$



(b) $m=3, n=9$

図 5-10 $\cos\alpha$ 法の T 片フィレット表面側の応力データ適用時の半価幅増加量と相当固有ひずみの関係

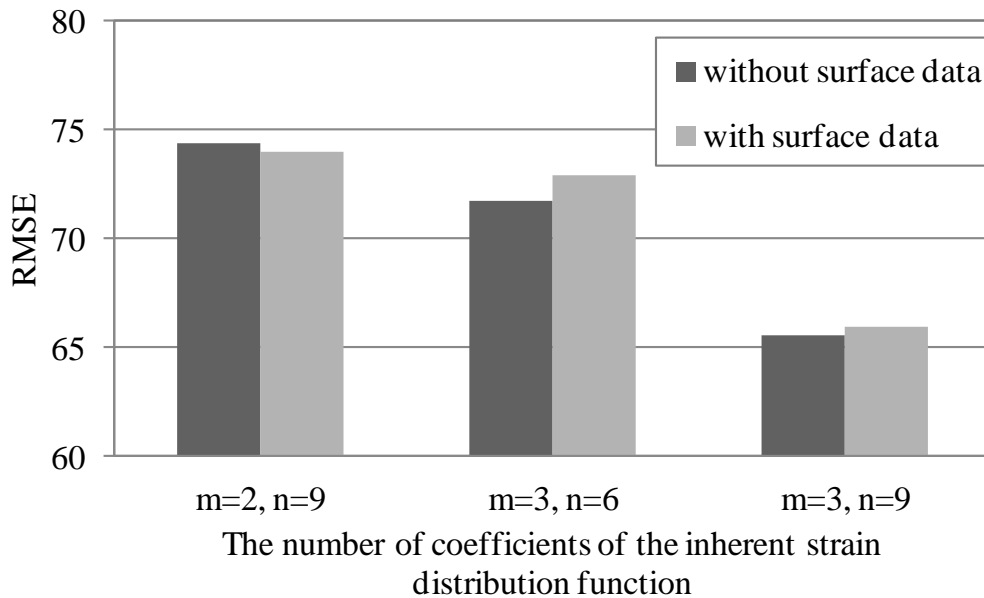


図 5-11 $\cos\alpha$ 法の T 片フィレット表面応力データ適用した場合の固有ひずみ分布関数の次数と RMSE 値の関係

次に、二つ目の利点である、 $\cos\alpha$ 法は測定時間が短い点について検討する。産業上固有ひずみ法を利用する上では、残留応力分布の取得に必要な時間とコストは非常に重要な要素である。図 5-12 に、 $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法の 1 点当たりの X 線応力測定時間の比較を示す。この値は、試料のセッティング等の時間も含めた 1 点当たりの測定時間の目安であり、測定装置の差異と測定者の熟練度の影響も含まれる値であるが、本研究の測定では $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法で約 7 倍測定時間が異なった。X 線の 1 点当たりの照射時間は $\sin^2\psi$ 法の方が短い、7 種類の ψ_0 角の測定を実施する必要があり、結果的に単一の入射角で測定可能な $\cos\alpha$ 法の測定の方がトータルの測定時間は短縮される。本研究では最大 537 点の測定を行っており、この測定時間の差によるコストの差は歴然である。仮に $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法で同じ測定時間を掛けるのであれば、 $\cos\alpha$ 法の測定の方がより多くのデータを取得することが可能となる。そこで、測定データ数と固有ひずみ法の残留応力予測精度の関係について検討した。本研究では、追加で測定データを増やすことは叶わないため、仮想的に測定データを減らした条件で測定データ数の影響を確認した。基準とする条件（測定点数 537 点）におけるフィレット角度方向の測定ピッチは 10 deg.であり、角度方向の測定ピッチを 20 deg.にした場合（測定点数 290 点）と、さらに半径方向の測定点数も半分にした場合（測定点数 188 点）の 2 条件を検討した。ここで、 $\cos\alpha$ 法による T 片のフィレット表面側の応力値はいずれの条件にも適用した。また、固有ひずみ分布関数の次数は $m=2, n=9$ に固定した。固有ひずみ法における測定点数と RMSE 値の関係を図 5-13 に示す。フィレット角度方向の測定ピッチが半分になると RMSE 値が大きく減少するが、さらに半径方向の測定点数が半減

すると RMSE 値は逆に増加した。これは、フィレット角度方向と半径方向で固有ひずみ分布関数の次数が大きく異なることが影響したと考えられる。固有ひずみ分布関数の次数が低次の場合、測定点数が少なくても得られる固有ひずみ分布は大きく変化せず、むしろ使用した測定データに含まれる誤差が大きければ、測定点数が少ないほど RMSE 値は大きくなる。固有ひずみ法は測定誤差が含まれることを前提とした手法のため、適用する測定データ数は多いほど測定誤差の影響を受け難くされると考えられる。図 5-14 に初期形状の残留応力予測における測定点数の影響を示す。適用した測定データ数が減少するほど切断法の実測結果との差が大きくなる傾向を示した。以上より、 $\cos\alpha$ 法の方がより短時間で多数の計測が可能のため、 $\cos\alpha$ 法の測定は固有ひずみ法に有効な手法であると言える。

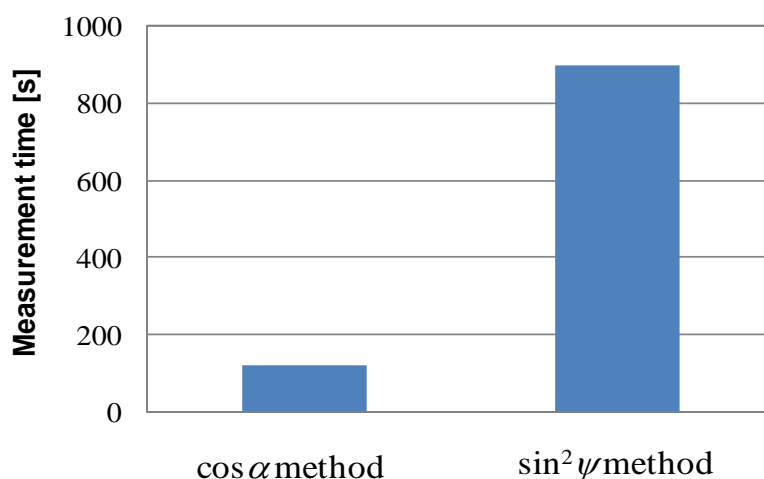


図 5-12 $\sin^2\psi$ 法と $\cos\alpha$ 法の 1 点当たりの X 線応力測定時間の比較

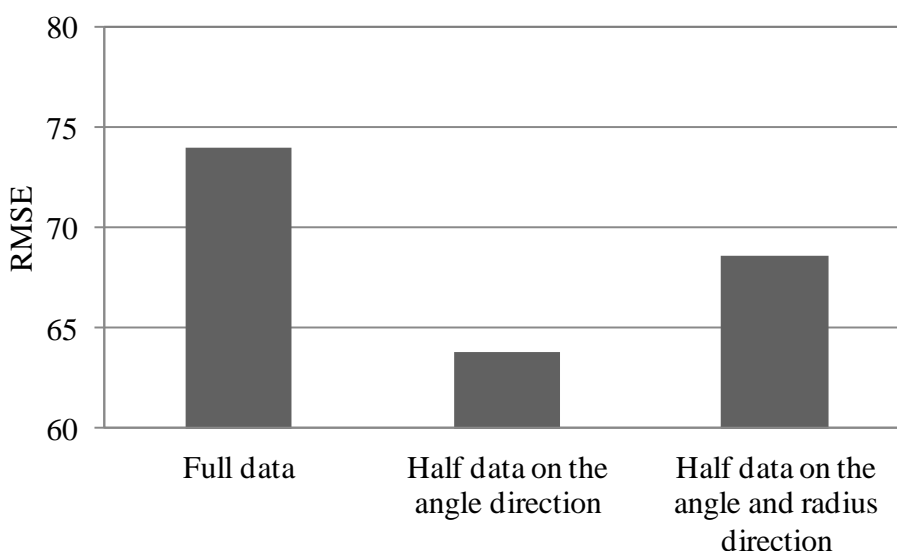
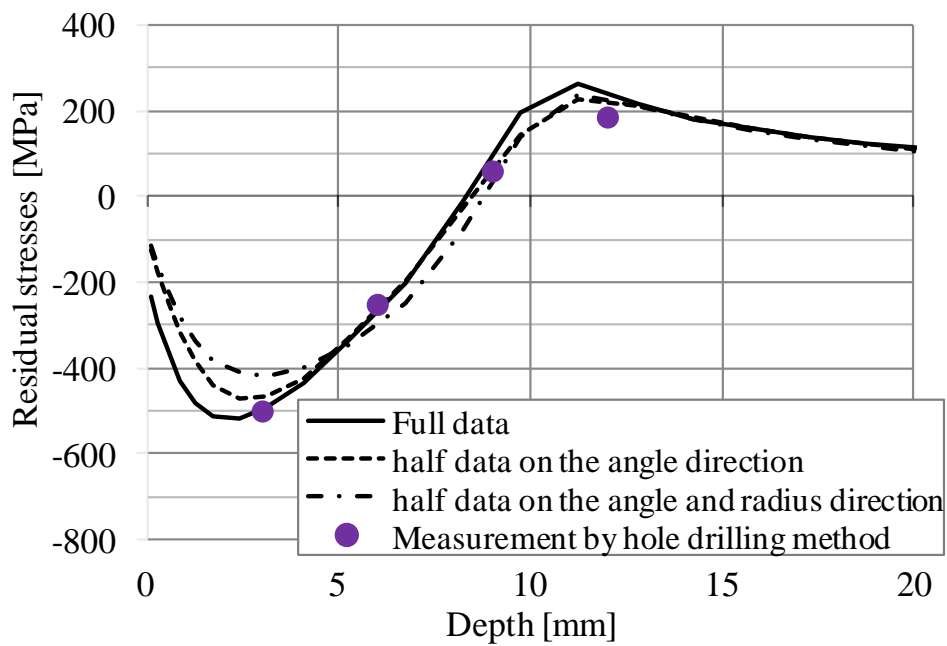
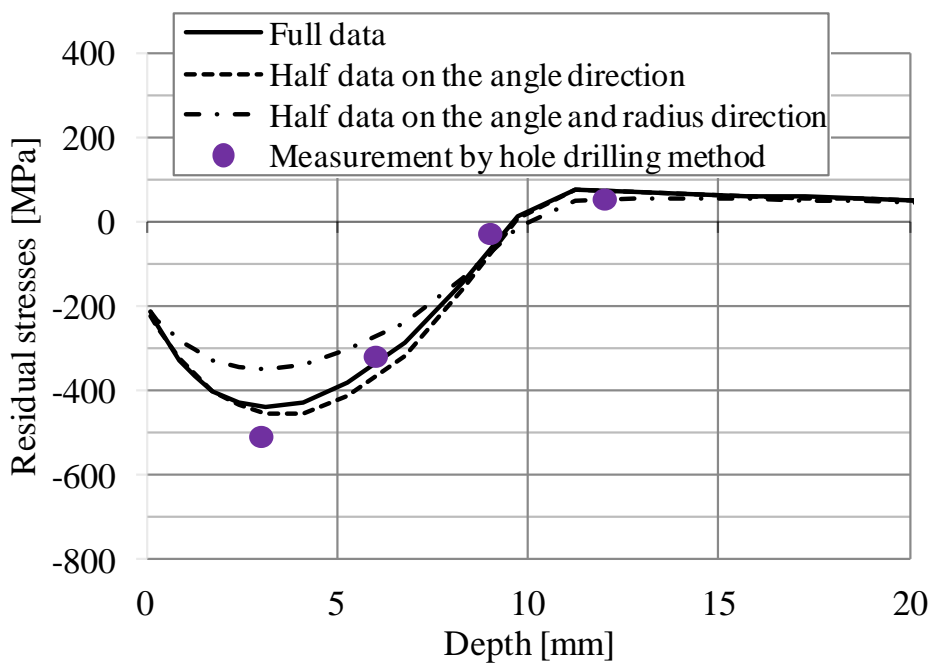


図 5-13 固有ひずみ法における測定点数と RMSE 値の関係



(a) フィレット角度方向



(b) 周方向

図 5-14 固有ひずみ法による初期形状の残留応力予測における $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定データ数の影響 (フィレット角度 40 deg.)

最後に、三つ目の利点である、 $\cos\alpha$ 法では垂直応力と同時にせん断応力を取得可能な点について検討する。 $\cos\alpha$ 法の測定はT片のみで実施したため、T片の測定データにせん断応力成分を追加し、固有ひずみ法の残留応力予測精度に与える影響について検討した。ここで、せん断応力成分は、T片のフィレット半径方向および角度方向応力測定時に符号が逆の値が2つ得られるため、本研究では2つの値の絶対値を平均化して使用した。また、 $\cos\alpha$ 法によるT片のフィレット表面側の応力値はいずれの条件にも適用した。固有ひずみ法のRMSE値における $\cos\alpha$ 法のせん断応力成分適用の影響を図5-15に、初期形状の残留応力予測における $\cos\alpha$ 法のせん断応力成分適用の効果を図5-16に示す。せん断応力成分を追加すると一様にRMSE値は増加する傾向を示した。せん断応力成分を適用すると合計の測定データ数が増加するため、固有ひずみ分布関数の次数を増加させる必要があると考えられる。そこで固有ひずみ分布関数の次数を $m=3, n=6$ および $m=3, n=9$ とした場合の検討も行った。初期形状の残留応力予測結果と切断法の結果との比較によると、固有ひずみ分布関数の次数を変更すると若干予測精度が向上する結果となった。一方で、半価幅増加量と相当固有ひずみの関係におけるせん断応力の適用の影響を図5-17に示す。固有ひずみ分布関数の次数を $m=3, n=6$ とした場合、半価幅増加量と相当固有ひずみの分布が非常に良く一致する結果となった。図5-8および図5-10で示したせん断応力成分を適用しない場合の結果と比較し、固有ひずみ分布関数の次数を大きくした条件でも半価幅増加量と相当固有ひずみの一致性は向上した。

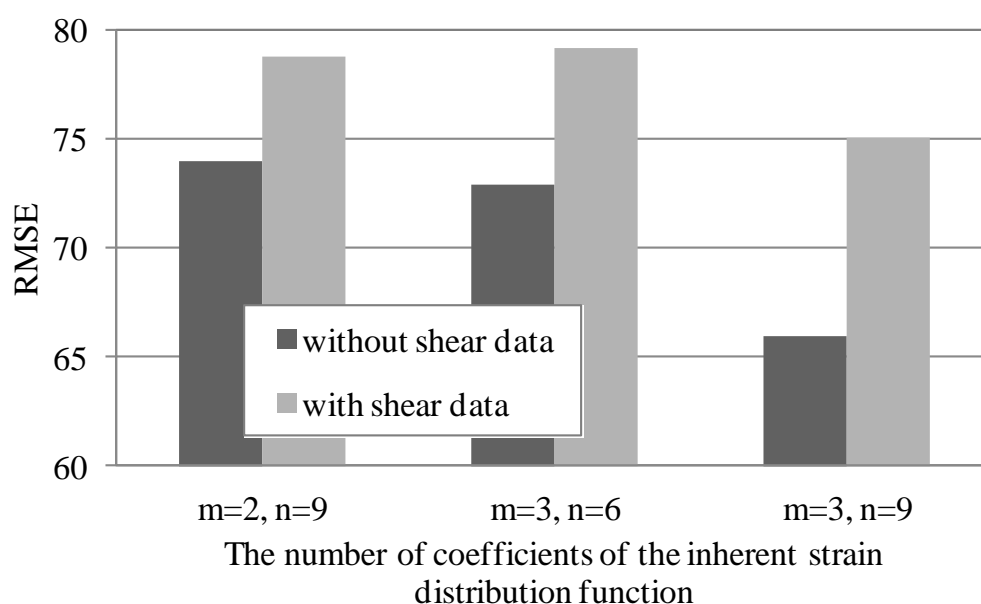
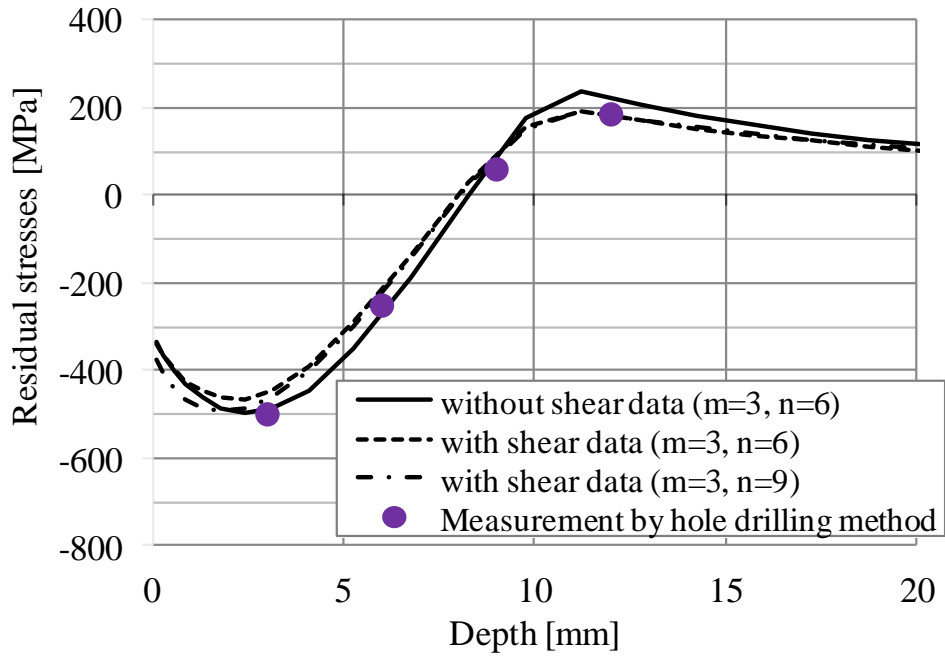
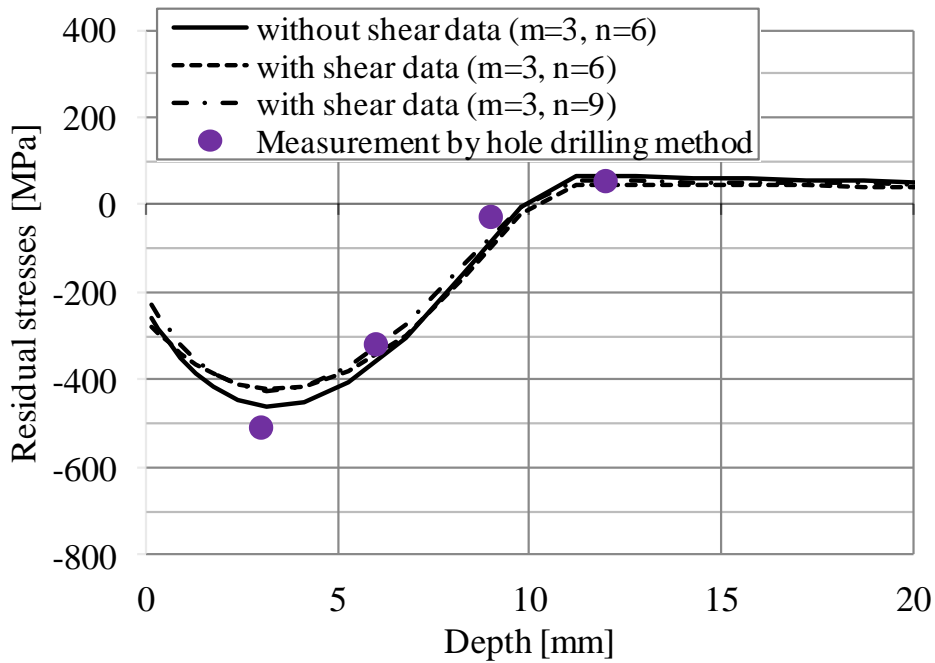


図 5-15 固有ひずみ法の RMSE 値における $\cos\alpha$ 法のせん断応力成分適用の影響

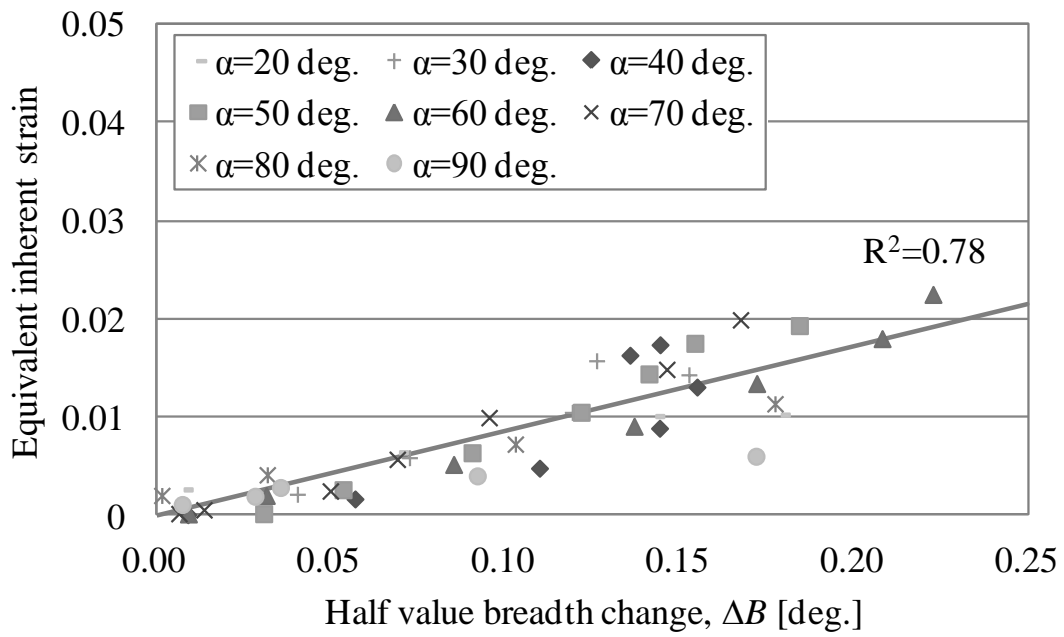


(a) フィレット角度方向

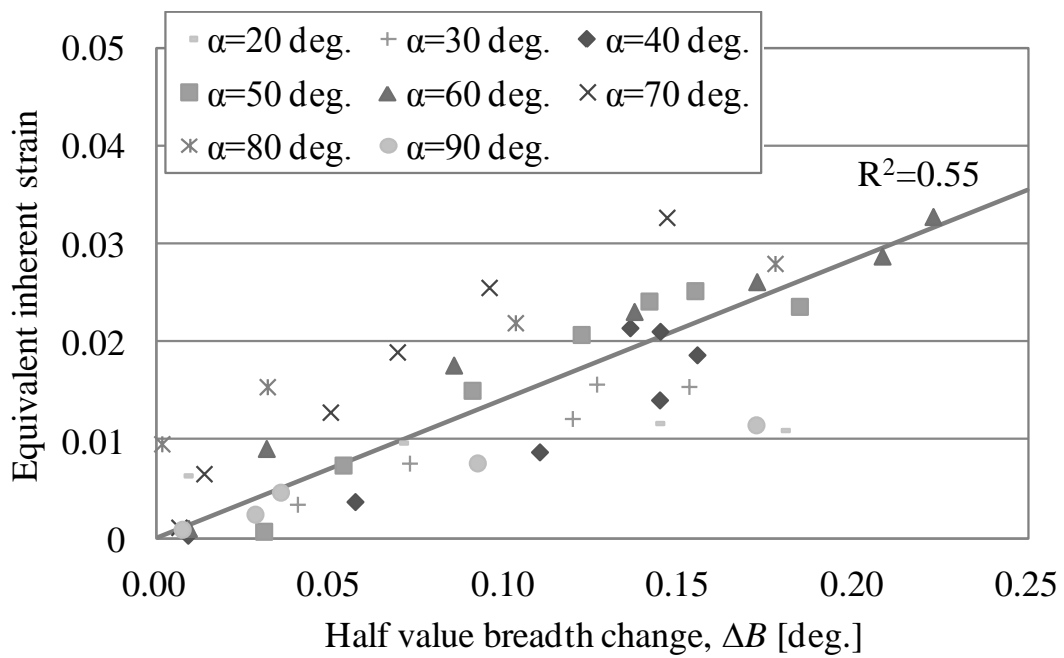


(b) 周方向

図 5-16 固有ひずみ法による初期形状の残留応力予測における $\cos\alpha$ 法のせん断応力成分適用の効果 (フィレット角度 40 deg.)



(a) $m=3, n=6$



(b) $m=3, n=9$

図 5-17 $\cos\alpha$ 法のせん断応力を適用した場合の半価幅増加量と相当固有ひずみの関係

中長らの研究では、固有ひずみ計算時に計測データの無いせん断成分を含めると、固有ひずみの予測精度が高くなるとは限らないことが示されている⁵⁾。中長らは残留応力測定をひずみゲージによる切断法にて行っており、せん断応力成分を直接測定できなかった。本研究では、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定において垂直応力と同時にせん断応力成分を取得可能であったため、固有ひずみ法の予測精度向上にせん断応力成分の適用が効果的であったと考えられる。

以上の検討により、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定が固有ひずみ法に有効であることが示された。

5.4 結言

本章では、冷間加工が適用された大型鍛造品のフィレット内部の残留応力分布の予測に対し、固有ひずみ法と X 線残留応力測定との融合手法における $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定法の適用の有効性について検討を行った。その結果、以下の結論を得た。

固有ひずみ法は対象材を切断および加工して残留応力測定を行い、その結果から有限要素法を用いて初期形状の残留応力分布を予測する手法のため、残留応力測定の測定誤差の影響を最小限に抑えるためには、よりたくさんの測定データを取得することが有効である。 $\cos\alpha$ 法は $\sin^2\psi$ 法よりも装置が小型で単一入射角での測定が可能のため、 $\sin^2\psi$ 法では測定できないフィレット表面部の測定が可能であり、且つ測定時間が短いため、同じ測定時間を掛けるのであれば $\sin^2\psi$ 法よりも多くの測定データを取得可能である。これらは固有ひずみ法の残留応力予測精度に効果的であることを確認した。また、 $\cos\alpha$ 法は垂直応力測定と同時にせん断応力成分も取得可能であり、1 点当りの情報量が $\sin^2\psi$ 法よりも多くなる。せん断応力成分を適用すると、固有ひずみ法の残留応力予測精度も向上し、半価幅増加量と相当固有ひずみが相対的に良く一致することが確認された。これらの検討により、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定は固有ひずみ法にとって最適な手法の一つであることが判明した。

参考文献

- 1) 上田 幸雄, 麻 寧緒, 溶接学会論文集, Vol.11, No.1 (1993), 189-195.
499-507.
- 2) 中長 啓治, 小川 直輝, 太田 高裕, 溶接学会論文集, Vol.27, No.4 (2009), 297-306.
- 3) Mariko Matsuda, Keisuke Okita, Tomokazu Nakagawa and Toshihiko Sasaki, Mechanical Engineering Journal, Vol.4, No.5 (2017), 17-00022.
- 4) 佐々木 敏彦, トライボロジスト, Vol.57, No.7 (2012), 467-473.
- 5) 中長 啓治, 太田 高裕, 小川 直輝, 麻 寧緒, 濱口 裕充, 佐藤 嶺樹, 名山 理介, 溶接学会論文集, Vol.25, No.4 (2007), 581-589.
- 6) SAE J784a, Society of automotive engineers, INC., (1971).
- 7) 鈴木 章司, 内山 宗久, 相澤 徹也, 塑性と加工, Vol.56, No.659 (2015), 1044-1047.
- 8) 安川 昇一, 検査技術, Vol.20, No.6 (2015), 66-70.
- 9) 佐々木 敏彦, 広瀬 幸雄, 材料, Vol.44, No.504 (1995), 1138-1143.

第6章 結論

産業界において今後ますます環境保護に向けた活動が活発になるにつれ、鉄鋼材料に代わる代替材料の適用が増加することも推定されるが、鉄鋼材料はリサイクル可能な材料であると共に、その強度とコストの優位性は今後も当面は揺らがないものと考えられる。その上で、鉄鋼部品の高疲労強度化技術への要求は今後も高まりを続け、表面処理技術、特に簡便に適用可能な冷間加工技術の適用が拡大すると思われる。しかし、表面処理技術はいずれの技術も残留応力の発生を伴うため、部品の設計時には残留応力を考慮した評価が必要となる。そこで、表面処理技術を有効活用するためには、残留応力評価技術の活用が不可欠である。

本論文では、疲労強度向上の目的で冷間加工が適用された大型鍛鋼品のフィレット部を対象とし、表層部と内部の二つの領域に対し、残留応力評価を行う上での課題解決に取り組んだ。ここで、表層部と内部の二つの領域に分けて検討した理由は、大型鍛鋼品は大型であるために高応力が発生する深さが5~10 mmと深く、表面処理も十分に深い領域まで適用する必要があるため、表面の残留応力測定と数ミリ深さ内部の残留応力測定では適用可能な測定手法が大きく異なるためである。緒言では、現時点で実用化可能な多数の残留応力測定手法の中から、大型鍛鋼品のフィレット部に有効な手法として、表層部はX線応力測定法を、内部は固有ひずみ法を選択し、これらの手法を冷間加工が施されたフィレット部に適用する上でのいくつかの課題とその解決策について述べた。

第2章では、表層部の残留応力測定に対し、対象であるフィレット部の寸法制約上で唯一適用可能な $\cos\alpha$ 法のX線応力測定法に着目し、大型鍛鋼材に対する $\cos\alpha$ 法の測定精度を明らかにし、入射角および入射角設定誤差の影響および冷間加工により導入された塑性ひずみの影響を評価した。その結果、大型鋼塊の凝固過程で生じた成分濃度のばらつきとそれらに起因する組織ばらつきの影響を受け、 $\cos\alpha$ 法のX線応力は測定位置によって値に誤差が生じるが、9点の平均値を取るとX線応力は公称応力と良く一致することがわかった。また、入射角が正確に把握できている場合は、入射角が10 deg.以上であれば測定精度は大きく低下しないが、真の入射角が不明な場合は、入射角が小さくなるほど入射角誤差の影響が大きくなり、測定精度に大きく影響することがわかった。さらに、冷間加工により導入された塑性ひずみの残存は測定精度に大きな影響を与えないことを確認した。以上の検討により、冷間加工が適用された大型鍛鋼品のフィレット表層部の残留応力測定において、 $\cos\alpha$ 法のX線応力測定が有効であることを確認した。

第3章では、第2章と同じく表層部の残留応力測定の課題の一つとして、大型鍛鋼品を製造する上では避けられない大型鋼塊の凝固過程で生じるマクロ偏析が $\cos\alpha$ 法のX線応力測定に与える影響について検討した。その結果、偏析部に生じる炭素およ

び合金元素成分の偏りが X 線応力測定に影響を与え、そのばらつきの標準偏差は公称応力の 6~14 %に相当し、残留応力を評価する上では無視できないほど大きいことがわかった。偏析部における EDS 分析結果と X 線応力値の関係から、炭素濃度が高い位置で X 線応力は公称応力よりも高くなり、炭素濃度が低い位置で X 線応力は公称応力よりも低くなる傾向にあることがわかった。また、偏析部の結晶粒が混粒であるために、デバイリングが王冠状となり $\cos\alpha$ 線図の直線性が悪くなり、直線近似の R^2 値も小さくなる傾向を確認したが、X 線応力のばらつきは結晶粒の混粒状態だけでは説明できず、偏析部における X 線照射部位ごとの炭素濃度の差異が X 線応力のばらつきに影響することがわかった。その上で、複数点の X 線プロファイルもしくは解析応力を平均化すれば、偏析の影響を最小限に抑えた X 線応力測定が可能であることを確認した。

第 4 章では、内部の残留応力測定を対象に、冷間加工が適用されたフィレット部の残留応力予測における固有ひずみ法の有効性を評価し、X 線応力測定と同時に得られる半価幅の活用を検討した。固有ひずみ法を大型鍛鋼品のフィレット部に適用する場合、従来法では急峻な応力勾配が一つの測定片に含まれてしまう課題を解決するために、本研究ではフィレット部に局所座標系を適用し、X 線応力測定と固有ひずみ法の融合手法を新たに提案し、提案した手法による固有ひずみ法の残留応力予測精度は非常に高いことを確認した。その検討過程において、残留応力測定範囲、固有ひずみ計算領域および固有ひずみ分布関数の次数の設定が固有ひずみ法の残留応力の予測精度に大きく影響を与えることが判明した。そこで、半価幅と相当塑性ひずみに相関があることに着目し、半価幅増加量と相当固有ひずみの関係を調査し、非常に良い相関があることを確認した。固有ひずみ法は測定データに基づき有限要素解析にて残留応力分布を予測する手法であるため、解析値は常に応力の釣り合い条件を満たすが、実測値は測定誤差が含まれるため必ずしも釣り合い条件を満たさない。固有ひずみ計算領域および固有ひずみ分布関数の次数が不適切に設定された場合、測定誤差の含まれる実測値に解析値を無理に合わせることに伴って、求めた固有ひずみ分布が実際に導入されていた塑性ひずみ分布と必ずしも傾向が一致しない可能性がある。半価幅増加量と相当固有ひずみの一致性を評価することは、残留応力測定範囲、固有ひずみ計算領域および固有ひずみ分布関数の次数の設定において、実測に基づく判断指標として有効であることがわかった。

第 5 章では、第 4 章と同じく内部の残留応力測定を対象に、固有ひずみ法と X 線残留応力測定との融合手法における $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定法の適用の有効性について検討を行った。その結果、以下の結論を得た。固有ひずみ法は対象材を切断および加工して残留応力測定を行い、その結果から有限要素法を用いて初期形状の残留応力分布を予測する手法のため、残留応力の測定誤差の影響を最小限に抑えるためには、よりたくさんの測定データを取得することが有効である。 $\cos\alpha$ 法は $\sin^2\psi$ 法よりも装置が小

型で単一入射角の測定が可能のため、 $\sin^2\psi$ 法では測定できない狭隘部の測定が可能であり、且つ測定時間が短いため、同じ測定時間を掛けるのであれば $\sin^2\psi$ 法よりも多くの測定データを取得可能であり、固有ひずみ法の残留応力予測精度の向上に有効であることがわかった。また、 $\cos\alpha$ 法は垂直応力測定と同時にせん断応力成分も取得可能であり、1点当りの情報量が $\sin^2\psi$ 法よりも多くなる。固有ひずみ法にせん断応力成分を適用すると、半価幅増加量と相当固有ひずみの一致性が改善され、固有ひずみ法の残留応力予測精度が向上することが判明した。以上のことから、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定が固有ひずみ法による内部残留応力評価においても有効であることを確認した。

本研究が従来の研究とは異なる要点について以下に述べる。本研究の主な特徴は、冷間加工が適用された大型鍛鋼品のフィレット内部の残留応力評価において、固有ひずみ法と X 線応力測定の融合手法を提案し、固有ひずみ発生領域の特定と固有ひずみ分布関数の設定において、X 線半価幅と相当固有ひずみの一致性の評価が有効であることを示したことである。また、本研究全般を通して、表層部の残留応力測定に加えて、固有ひずみ法による内部残留応力評価においても、 $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定法が大型鍛鋼品のフィレット部に適用する上で有効であることを示した。さらに、残留応力測定に $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定法を適用する上で、大型鍛鋼品特有のマクロ偏析が測定精度に与える影響を明らかにし、その影響を最小限に抑える手法を提案した。本研究の成果を適用することで、大型鍛鋼品のフィレット部の表層部および内部両方の残留応力分布が取得可能となり、残留応力を考慮した部品設計が可能となった。

本研究で取り上げた $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定法の課題は特定の条件に限定されたものであり、今後も様々な対象においてさらなる課題解決と技術の改良が進むことを期待する。また、固有ひずみ法の予測精度についても本研究の検討で十分とは言えず、測定位置、データ数および有限要素モデルの要素サイズ等の検討が出来ておらず、固有ひずみ法における $\cos\alpha$ 法の X 線応力測定の適用も一部の試験片のみに留まっている。 $\cos\alpha$ 法の短時間測定を活かし、より多数の測定データを取得することで、さらに固有ひずみ法の残留応力予測精度と信頼性を高めることが可能になると考えられる。今後のさらなる研究に期待したい。

謝辞

本研究は、著者が金沢大学大学院自然科学研究科博士後期課程在学中に、金沢大学大学院自然科学研究科教授 佐々木敏彦先生のご指導のもとに行ったものです。佐々木敏彦教授の親切で丁寧なご指導に、心より深く感謝致します。

本論文の作成に際して、ご多忙中にも関わらず大変有益なご指導を賜りました、金沢大学大学院自然科学研究科教授 門前亮一先生，教授 細川晃先生，教授 渡邊千尋先生，東北大学大学院工学研究科教授 川崎亮先生に心より御礼申し上げます。

また、本研究は株式会社神戸製鋼所鉄鋼事業部門鋳鍛鋼事業部の支援を頂き実施されました。研究の機会を与えてくださった、株式会社神戸製鋼所執行役員 森啓之博士，鉄鋼事業部門鋳鍛鋼事業部技術開発部長 藤綱宣之様，開発室長 塙洋二様に心からお礼申し上げます。

金沢大学大学院博士課程進学に際し多大なるご指導ご鞭撻を賜り、さらに本研究の遂行にご支援ご協力を頂きました，株式会社神戸製鋼所技術開発本部生産システム研究所首席 高忞弘行博士には心から感謝と御礼を申し上げます。また，本研究の共同研究者としてご支援，ご協力，ご指導を頂きました，株式会社神戸製鋼所技術開発本部機械研究所元首席 中川知和博士，構造強度研究室主任研究員 沖田圭介博士，材料研究所首席 杵渕雅男博士，鉄鋼事業部門鋳鍛鋼事業部鋳鍛鋼工場機械設備部機械技術室 兜森達彦様，鉄鋼事業部門鋳鍛鋼事業部技術開発部開発室 笹尾薫様，株式会社コベルコ科研高砂事業所 高島一郎様に深く感謝いたします。

最後に、本研究は大阪大学大学院接合科学研究所元准教授 中長啓治博士との共同研究から手掛かりを得ており、在任中に頂いたご指導は本研究を起案する際の起点となっております。ここに深く御礼申し上げます。