

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	核融合装置用ヘリカルコイル成形技術の開発
Title(English)	
著者(和文)	畑田直純
Author(English)	
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:乙第3516号, 授与年月日:2001年3月31日, 学位の種別:論文博士, 審査員:加藤 和典
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:乙第3516号, Conferred date:2001/3/31, Degree Type:Thesis doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

核融合装置用ヘリカルコイル 成形技術の開発

畑 田 直 純

目 次

頁

1. 緒 論	
1. 1 はじめに	1
1. 1. 1 エネルギー需要と埋蔵資源量の関係	1
1. 1. 2 核融合方式と技術的課題	1
1. 1. 3 本論文で対象とするヘリカル形核融合装置	2
1. 2 超伝導ヘリカルコイル成形における技術課題	11
1. 3 これまでの研究	16
1. 4 本論文の目的と概要	17
2. 長方形断面棒の非対称曲げ・振り複合加工における変形特性の検討	
2. 1 緒言	19
2. 2 正方形断面棒の振りの三次元弾塑性有限要素解析	20
2. 2. 1 解析方法	20
2. 2. 2 解析結果	24
2. 2. 3 バウシング効果の影響	27
2. 2. 4 加工硬化の影響	36
2. 3 正方形断面棒の曲げ・振り複合加工の三次元弾塑性有限要素解析	39
2. 3. 1 解析方法	39
2. 3. 2 解析結果	42
2. 4 長方形断面棒の非対称曲げと振りの複合加工の上界解析	55
2. 4. 1 解析方法	55
2. 4. 2 解析結果	59
2. 5 長方形断面棒の非対称曲げと振りの近似理論式	66
2. 5. 1 近似理論基礎式	66
2. 5. 2 有限要素解析および上界解析結果との比較	70
2. 6 弾性変形を考慮した複合負荷変形の初等解析	83
2. 7 まとめ	88
3. 超伝導導体の曲げ・振り複合成形ヘッドの開発および成形条件の検討	
3. 1 緒言	90
3. 2 ヘリカルコイルの形状	91
3. 2. 1 ヘリカルコイルの三次元形状	91
3. 2. 2 曲率と比振り角の算出	95
3. 2. 3 各導体の形状	96
3. 3 成形方法	99
3. 3. 1 成形方法及び成形ヘッドの概要	99
3. 3. 2 供試材	103
3. 4 三次元形状測定方法	109
3. 4. 1 簡易測定器	109
3. 4. 2 三次元形状測定器	109
3. 5 成形実験結果	120
3. 5. 1 曲げ	120

3.5.2 振り	1 2 0
3.6 成形条件算出用実験式	1 2 6
3.6.1 概要	1 2 6
3.6.2 近似理論	1 2 9
3.6.3 成形実験および実験式の算出	1 2 9
3.6.4 ヘリカル形状成形実験	1 3 4
3.7 まとめ	1 4 1
4. 核融合装置用ヘリカルコイル成形装置の開発	
4.1 緒言	1 4 2
4.2 ヘリカルコイル成形方法及び成形装置の概要	1 4 3
4.3 ヘリカルコイル成形装置の駆動軸と駆動範囲	1 4 6
4.3.1 解析方法	1 5 2
4.3.2 解析結果	1 5 2
(a) 変形	1 5 2
(b) 相当応力	1 5 2
(c) 位置および姿勢の変化量	1 5 6
4.4 成形形状のフィードバック方法	1 6 2
4.4.1 形状修正方法	1 6 2
(a) 目標値	1 6 2
(b) 拘束成形条件	1 6 2
(c) 成形巻線作業	1 6 5
4.4.2 フィードバック結果	1 6 5
4.5 ヘリカルコイル成形の実施結果	1 7 3
4.6 まとめ	1 7 9
5. 結 論	1 8 0
参考文献	1 8 3
謝辞	1 8 7

記 号 表

記号	章・節	説 明
a	2.2	正方形断面の辺の長さ
a	2.4	長方形断面の短辺の長さ
b	2.4	長方形断面の長辺
B	3	曲率ベクトル
b_{ew}	3	e_{ew} に垂直なベクトル
b_{fw}	3	e_{fw} に垂直なベクトル
dφ _x	4	面内曲げ設定値の修正値
E	2.2	縦弾性係数
e_{ew}	3	X _ψ 方向のベクトル e_x のN面に対する正射影の方向の単位ベクトル
e_{fw}	3	Z _ψ 方向のベクトル e_z のN面に対する正射影の方向の単位ベクトル
e_x	3	X _ψ 軸方向の単位ベクトル
e_y	3	Y _ψ 軸方向の単位ベクトル
e_z	3	Z _ψ 軸方向の単位ベクトル
F	2.5	M _{eq} - φ _{eq} 線図の勾配
G	2.6	横弾性係数
H	2.2	加工硬化係数
H	3	副半径のベクトル
h	4	成形ヘッドの高さ
H'	2.2	移動硬化係数
I	2.5	断面2次モーメント
k	2.2	せん断降伏応力
L	2.4	長さ
l	3.1	条数（本論文の対象では2）
l	3.4	曲率簡易測定器の測定範囲
l'	3.4	振り角簡易測定器の測定範囲
l''	3.4	振り角簡易測定器の幅方向の測定範囲の長さ
L	3	中央ロールと出口ロールのセンタ間の距離
L _m	3	三次元形状測定器のスパン長
M	2.3	曲げモーメント
m	3	極数（本論文の対象では10）
M ₁	2.5	長辺に平行な軸回りの曲げモーメント
M ₁ ⁰	2.5	T ₀ が0の場合の1軸回りの上界解析結果
M ₂	2.5	短辺に平行な軸回りの曲げモーメント
M ₂ ⁰	2.5	T ₀ が0の場合の2軸回りの上界解析結果
M _b	2.6	単独に作用した場合の曲げモーメント

M_b'	2.6	曲げ変形と捩り変形が同時に生じる際の曲げモーメント
M_c	2.6	複合曲げモーメント（円形断面）
M_e	2.3	弾性限曲げモーメント
M_{eq}	2.5	相当モーメント
M_o	2.4	極限荷重
M_x	2.4	x 軸回りに曲げモーメント
M_y	2.4	y 軸回りの矢印の向きの曲げモーメント
n	2.2	分割数
O_H	4	出口ロールのセンタ位置
O_p	3	主半径のベクトル
P	3	コイル断面のある位置 P における導体の位置ベクトル
R_E	3	面内曲率半径
R_o	3	主半径
r_o	3	副半径
S	3	ヘリカルコイルの軌跡の線長
S_r	3	ロールセンタ間の長さ
T	2.2	捩りモーメント
t	3	ヘリカル軌跡の接線ベクトル
T'	2.6	曲げ変形と捩り変形が同時に生じる際の捩りモーメント
T_c	2.6	複合捩りモーメント（円形断面）
T_e	2.3	弾性限捩りモーメント
T^0	2.5	M_1 および M_2 が 0 の場合の上界解析結果
T_o	2.4	極限荷重
$\dot{W}$	2.4	内部消費仕事率
X	2.2	X座標
X_Ψ	3	コイル中心断面の局所座標における Z_Ψ および Y_Ψ と直交する方向
Y	2.2	Y座標
y_e	2.6	弾塑性境界の中立軸からの距離
y_s	2.6	中立軸に近い方の角点から中立軸までの距離
y_t	2.6	中立軸に遠い方の角点から中立軸までの距離
Y_Ψ	3	コイル中心断面の局所座標におけるヘリカル軌跡の接線方向
Z	2.2	Z座標
Z_Ψ	3	コイル中心断面の局所座標におけるトーラス面に垂直な方向
α	2.4	断面の傾き角
α	3	ピッチ変調係数
α	4	ヘッド傾き角
α_E	3	変位計の面内曲げに対する軸の回転角

α_F	3	変位計の面外曲げに対する軸の回転角
α_θ	3	変位計の振りに対する軸の回転角
β	2.6	形状による係数 (正方形 : 0.141) (12.5×18mm断面 : 0.191)
β	4	ヘッド傾き角
γ_{xy}	2.4	x y 方向せん断ひずみ
γ_{yz}	2.4	y z 方向せん断ひずみ
γ_{zx}	2.4	zx方向せん断ひずみ
δ	2.5	上界法で求めた変形速度ベクトルと近似理論における降伏曲面の法線ベクトルのなす角度
δ_e	2.3	弾性限界における曲げ変位
δ_E	3	面内曲げに対する変位計の測定値
δ_F	3	面外曲げに対する変位計の測定値
δ_θ	3	振りに対する変位計の測定値
$\Delta \kappa_E$	3	実際の κ_x の測定結果に対しての偏差量
$\Delta \phi_H$	4	ヘッドのトロイダル方向の遅れ角
ε	2.4	ひずみ
ε_x	2.4	x 方向ひずみ
ε_y	2.4	y 方向ひずみ
ε_z	2.4	z 方向ひずみ
θ	2.2	比振り角
Θ	3	振り設定値 (Z 軸回りの回転角度)
θ'	2.6	スプリングバック後の比振り角
θ_e	2.3	弾性限界の比振り角
θ_{ew}	3	面内曲げ方向比振り角
θ_{fw}	3	面外曲げ方向比振り角
$\dot{\theta}^k$	2.4	単位長さ当たりの振り角の可容速度
κ	2.4	曲率
κ_E^0	2.6	負荷時の面内曲げ曲率
κ_F^0	2.6	負荷時の面外曲げ曲率
κ	2.6	合成曲率 $\sqrt{\kappa_E^{02} + \kappa_F^{02}}$
κ_E	2.6	面内曲げ曲率
κ_e	2.3	弾性限曲率
κ_E'	2.6	スプリングバック後の面内曲げ曲率
κ_F	2.6	面外曲げ曲率
κ_F'	2.6	スプリングバック後の面外曲げ曲率
κ_x	3	X 軸回りの曲率
ν	2.3	ポアソン比

ρ_x	3	面内曲げ曲率半径
ρ_y	3	面外曲げ曲率半径
σ_e	2.2	降伏応力
ϕ	3	トロイダル角
$\dot{\phi}_1$	2.5	長辺に平行な軸回りの曲げ角度速度
ϕ_1	2.5	曲げ角度
$\dot{\phi}_2$	2.5	短辺に平行な軸回りの曲げ角度速度
$\dot{\phi}_{eq}$	2.5	相当変形速度
$\dot{\phi}_x$	2.4	x 軸回りの単位長さ当たりの曲げ角度速度
ϕ_x	3	面内曲げ方向のロールの回転角
$\dot{\phi}_y^k$	2.4	y 軸回りの単位長さ当たりの曲げ角度の可容速度
ϕ	3	ポロイダル角
ω	4	ヘッド回転角
ϕ_x	3	面内曲げ設定値（Y 軸回りの回転角度）
ϕ_y	3	面外曲げ設定値（X 軸回りの回転角度）
$\dot{\epsilon}_{eq}^k$	2.4	相当塑性ひずみ増分

1. 緒 論

1.1 はじめに

1.1.1 エネルギー需要と埋蔵資源量の関係

世界のエネルギー消費量は文明の高度化に並行して増加の一途にある。特に19世紀以降の増加率は著しく、1990年では約 0.33×10^{21} J/年となっている^{1), 81), 82)}。これに対し、世界のエネルギー資源の埋蔵量は有限であり、1990年の段階で表1.1.1に示す量が確認されている（ここでウランの埋蔵量の下段の（ ）内の数字はウラン U^{238} を示す）。ウラン U^{235} を除く石油、天然ガス、石炭の採掘可能な埋蔵量の合計は 47.9×10^{21} J/年である。したがって化石燃料にのみ頼れる期間は100～150年となる。しかし、この中で豊富な埋蔵量を誇る石炭は、火力発電の際の炭酸ガスの排気量が大きく、今後環境問題の観点から使用を敬遠されるものと思われる。その結果、石油および天然ガスのみを使用したと仮定すると、1990年の総使用量換算で33年分にしかない。

一方ウランを用いる原子力発電は、1993年実績で日本の総発電量の31.2%を占めている。しかし、現在用いられているウラン U^{235} の埋蔵量は 1.35×10^{21} J程度と極めて少ない。そこで 190×10^{21} Jの埋蔵量を有するウラン U^{238} の使用が可能な高速増殖炉によれば、数世紀の長期に亘るエネルギーの確保が期待できるが、高レベルの放射性廃棄物であるプルトニウムの処理など、未だ開発段階で実用化の見通しは立っていないと考えられる。

本論文に関わる核融合エネルギーは、その実証にむけて開発途上にある。最も応用しやすい核融合反応は重水素Dと三重水素Tとの核融合反応で、D-T反応と呼ばれている。重水素は原子数で水の0.015%存在し、極めて豊富である。これに対し三重水素は天然には存在しないが、Liに核融合反応で出てくる中性子を当てて増殖することができる。Liの資源量は 9×10^6 トンであり、これよりD-T反応により生じる核融合エネルギーは $1,700 \times 10^{21}$ J程度と算定される。これは、1990年の使用エネルギー換算で数百世紀分に相当し、ほとんど無尽蔵であるといえる。

1.1.2 核融合方式と技術的課題

以上のような状況下で、核融合は原子力発電に替わる次世代のエネルギー源としての期待が高い^{79), 80)}。核融合反応を実現する主要な方式として磁場閉じこめ核融合（以下磁場核融合とする）がある。これはプラズマを磁場を用いて閉じこめ、そのプラズマに核融合を起こす条件（衝突頻度）を持たせることにより行う核融合である²⁾。衝突頻度を高めるためにはプラズマの密度を高めることと、プラズマの運動エネルギーを高めること、言い換えればプラズマの温度を高くすることが必要である。具体的には密度と温度の積、すなわち「プラズマの蓄積エネルギー」を高くすることが求められる。このためには、プラズマを加熱しエネルギーを注入することと、エネルギーを漏らさず蓄えるためにプラズマを閉じこめる技術が必要である。このようにしてプラズマの蓄積エネルギーを高めることにより核融合反応が行われ、ついには自身の発生熱で十分な加熱エネルギーを賄うだけでなく、膨大な核融合エネルギーを放出する。この際、注入した熱量と発生した熱量が等しい場合を「臨界条件」、自身の

表 1.1.1 世界のエネルギー資源埋蔵量²⁾

単位	石油 10 ⁹ バレル	天然ガス 10 ¹² m ³	石炭 10 ⁹ トン	ウラン 10 ³ トン
究極埋蔵量	~2,000	204	8,400	-
確認可採埋蔵量	1,000	119	1,310 1,076(高品位)	2,320 (1,660)
年生産量(1990年)	22	2.14	3.28	34
可採年数	45年	58年	328年	68年
確認可採埋蔵量 エネルギー換算	6.1×10 ²¹ J	4.8×10 ²¹ J	37×10 ²¹ J	1.3×10 ²¹ J (190×10 ²¹ J)

発生熱で加熱エネルギーを賄い、連続運転を可能とする場合を「自己点火条件」²⁾と呼ぶ。

磁場核融合方式の主なものは円環状のトーラス磁場による閉じ込め方式である。トーラス磁場の代表的な方式としてヘリカル形とトカマク形がある。ヘリカル形はトーラスにらせん状にコイルを巻きつけ、その結果できるらせん磁場を閉じ込めに用いる方法であり、トカマク形はプラズマ自身に電流を流してできる磁場を閉じ込めに利用する方法である。ヘリカル形において用いるコイルの概要を図1.1.1に示す。この方式では、らせん状のヘリカルコイルと同心円状のポロイダルコイルが必要とされる。またトカマク形の構造の概要を図1.1.2に示す。この方式では、トーラス状の真空容器に巻きつくようなトロイダルコイルと同心円状のポロイダルコイルが必要とされる。

上記の2方式を主な対象と考えた場合の、核融合炉実現のための研究対象技術を以下に示す²⁾。

- (1) プラズマ制御技術
- (2) 真空技術 (容器製作, 真空排気)
- (3) 炉壁材料技術
- (4) 直流大電流制御技術
- (5) 加熱技術 (ビーム加熱, 高周波加熱, 電子サイクロトロン共鳴加熱など)
- (6) 超伝導技術 (超伝導導体, 超伝導コイル)
- (7) 核融合材料技術 (重水素, 三重水素製造・取り扱い技術)

本論文は上記において、ヘリカル形核融合方式の超伝導ヘリカルコイルの製作技術に関するものである。

現時点でのプラズマ核融合における閉じ込め性能ではトカマク形が最も実績があり、すでに臨界条件を達成している。日本で開発したJT60 (図1.1.3²⁾) においても1996年に臨界条件を達成している。現在、自己点火条件を目指して構想されているITER (国際熱核融合実験炉) もトカマク形である (図1.1.4²⁾)。しかし、トカマク形はプラズマに電流を流して電磁誘導によりトーラス状の閉じ込め磁場をつくる。このため有限の時間しかプラズマ電流を維持することができない。

一方、ヘリカル形は原理的に連続放電が可能とされ、トカマク形と異なりプラズマに電流を流す必要がない。このため、実用時に必要な定常運転が実現可能という利点がある。しかし、本方式の主要部であるヘリカルコイルは大形断面導体を曲げと振りを伴う3次元形状に高精度に製作する必要がある。トカマク形におけるトロイダルコイルと比較すると製作技術が格段に困難であり、実現は難しいとされていた³⁾。

1.1.3 本論文で対象とするヘリカル形核融合装置

ヘリカル形の核融合方式は京都大学の宇尾光治教授によって確立されヘリオトロン方式とも呼ばれている。よって、ヘリカル形は日本オリジナルの核融合方式といえる。これまでにヘリオトロンE (図1.1.5⁴⁾) という装置を1984に完成させ、この装置が本論文で対象とする大形ヘリカル装置 (LHD: Large Helical Device) の原形となっている。

ヘリカル形のコイルとしては本装置の製作前にCHS (Compact Helical System) と呼ばれる直径が約60cmの超伝導ヘリカルコイルが製作されている⁵⁾。また、LH

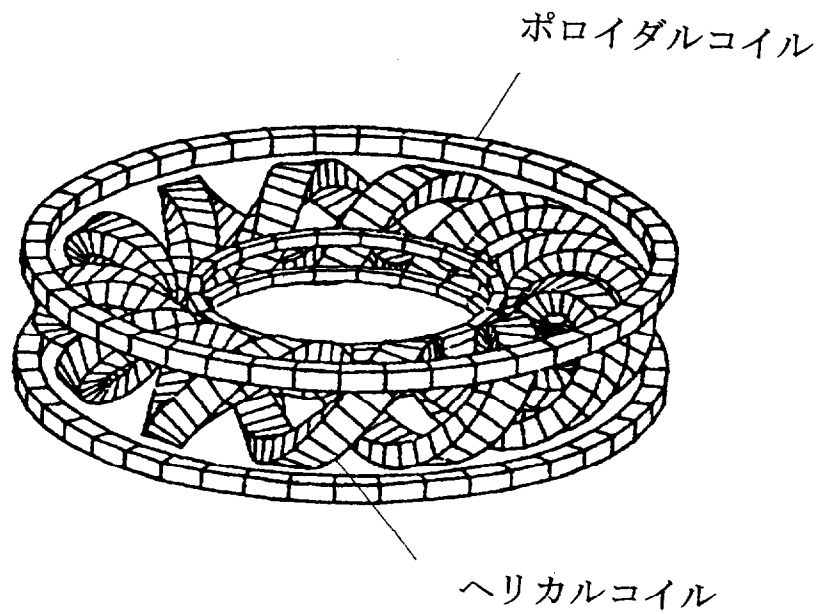


図1.1.1ヘリカル形に用いられるコイルの概要²⁾

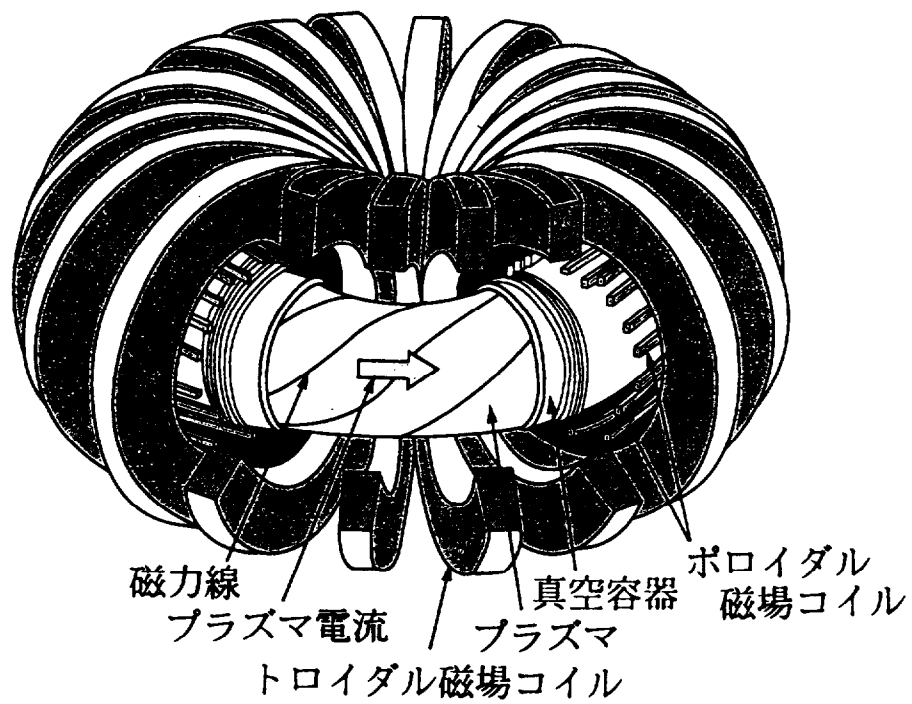


図1.1.2トカマク形に用いられるコイルの概要²⁾

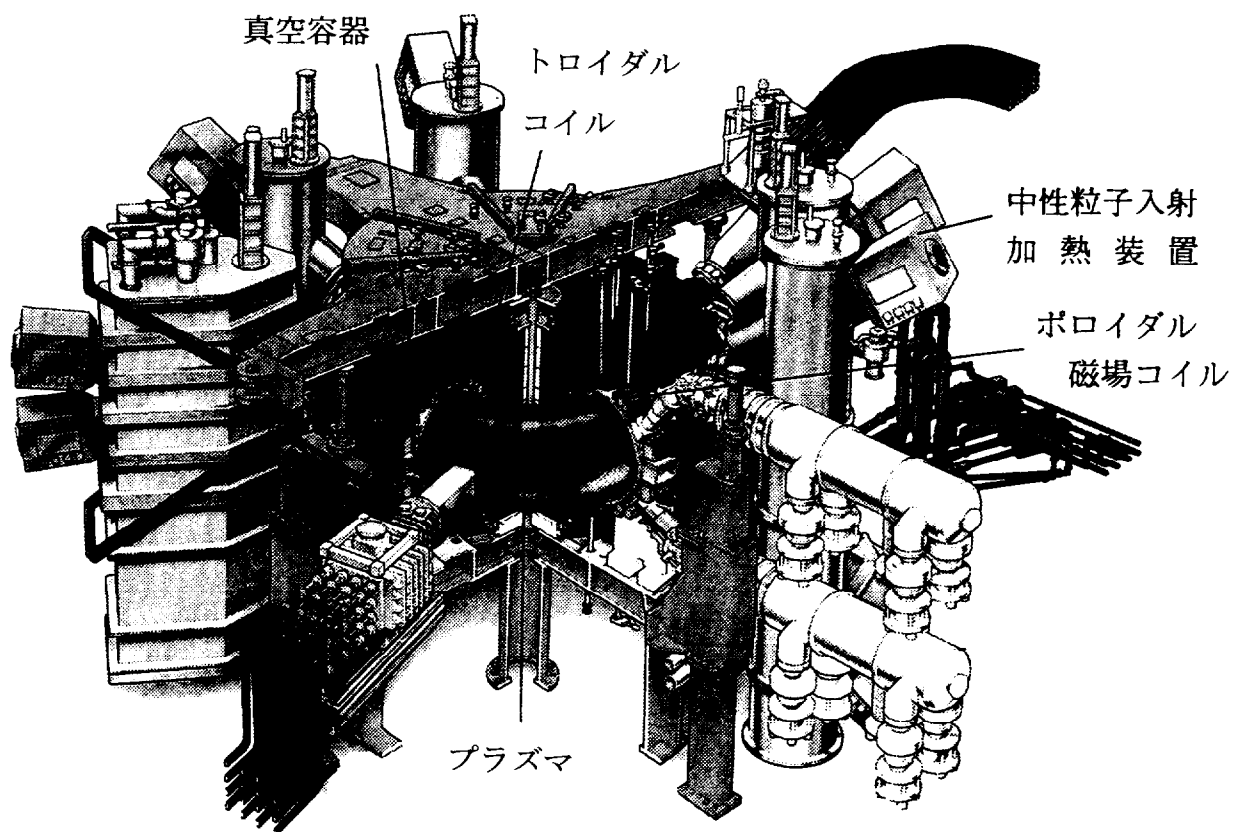


図1.1.3 JT-60²⁾

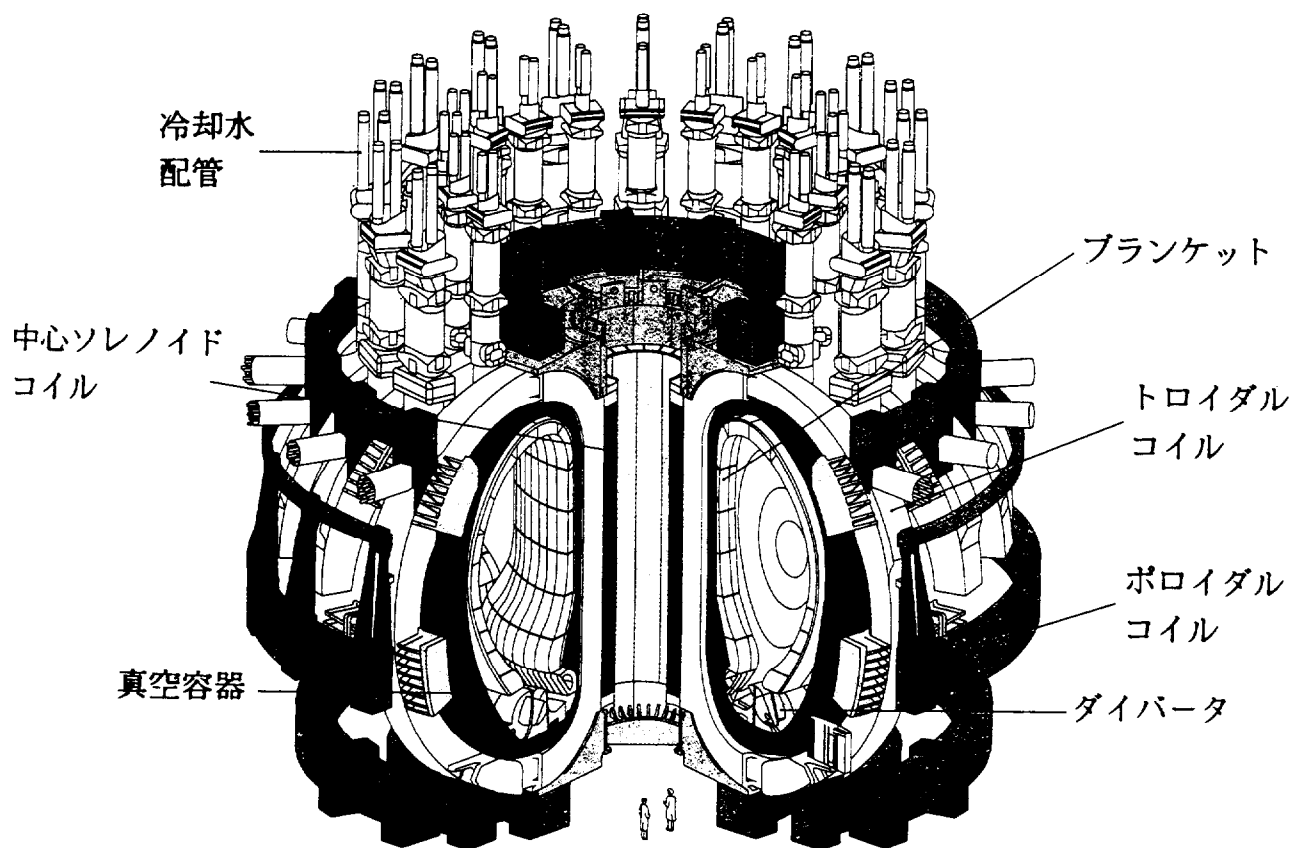


図1.1.4 ITER²⁾

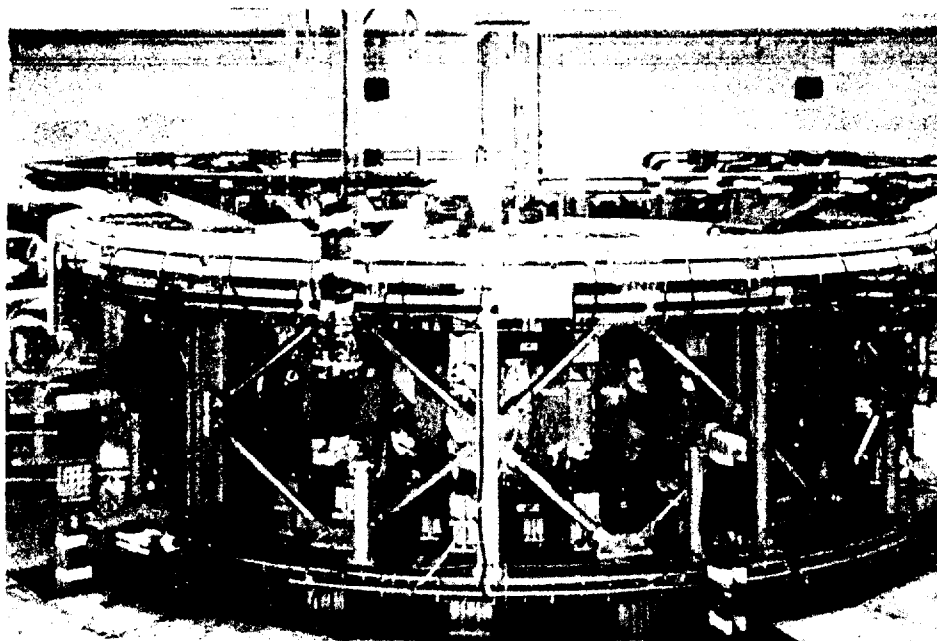


図1.1.5 ヘリオトロンE⁴⁾

Dの実機製作前にほぼ1/5サイズの超伝導コイルが2種類、R&Dの目的で試作されており⁵⁾、筆者もその開発にたずさわっている。

大形ヘリカル装置は、平成元年に岐阜県土岐市に設立された文部省核融合科学研究所の中心となる実験設備である。本装置のプラズマ閉じ込め条件の下での位置付けを図1.1.6に示す⁸⁾。本装置は臨界条件の前段階で、特にヘリカル形の強みであるプラズマの閉じ込め時間の拡大を目的に設計された核融合実験装置（以降、本論文では核融合装置とする）である。本装置は平成10年に完成し、さらに約10年をかけて実験を実施する予定である。図1.1.7に今後の核融合の開発計画を示す⁸⁾。実用化へのステップは、実際に発電を行う「原型炉」、経済性を確かめる「実証炉」へと進む^{6), 7)}。原型炉は巨大な装置になると考えられ、建設前にトカマク形かトカマク形以外を選択する必要がある。ヘリカル形はトカマク形以外では最有力な方式と思われる。大形ヘリカル装置はヘリカル形では世界最大の装置であり、本装置による実験データは今後の核融合開発の方向を決める段階において極めて重要になるものと思われる。

大形ヘリカル装置の概要を図1.1.8に示す¹⁰³⁾。本装置は主にプラズマを閉じ込める真空容器、プラズマの閉じ込め磁場を作るためのヘリカルコイル及びポロイダルコイル、コイルに働く強大な電磁力を支える電磁力支持構造物、最外層の断熱真空容器からなる。断熱真空容器の外径は約13.5mである。プラズマ中心の最大磁場は3 T (テスラ：1 テスラ=10,000 ガウス) で、導体を流れる電流は13,000 A である。電力損失を少なくするため、ヘリカルコイル及びポロイダルコイルに超伝導導体がい用いられている。核融合装置及びヘリカルコイルの主な仕様を表1.1.2に示す。本装置はヘリカル方式では磁気エネルギーの大きさにおいて現在最大の装置である。また超伝導コイルとしても現在最大の磁気エネルギーを有するものである。

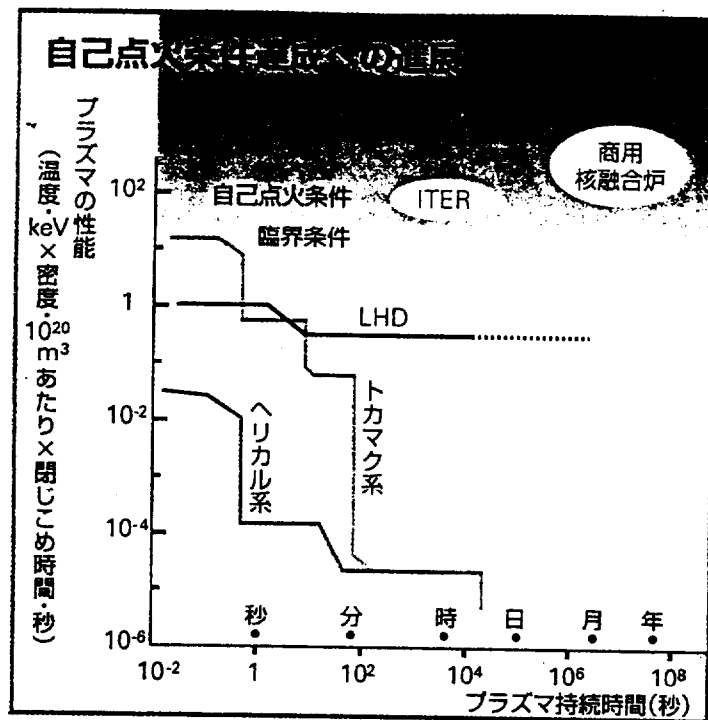


図1.1.6 各核融合方式におけるプラズマ閉じ込め性能⁸⁾

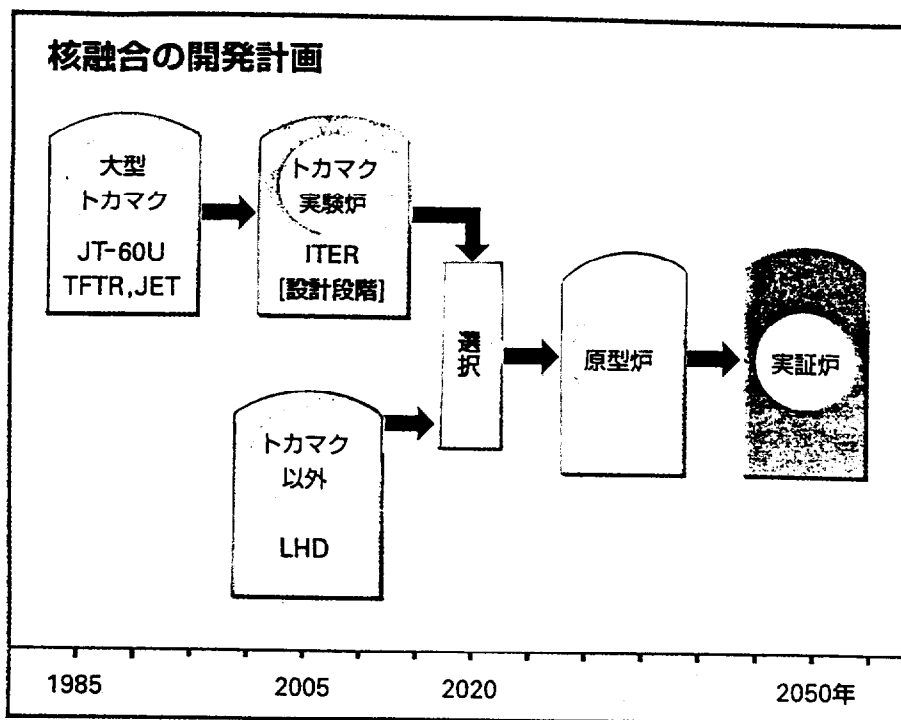


図1.1.7 核融合の開発計画⁸⁾

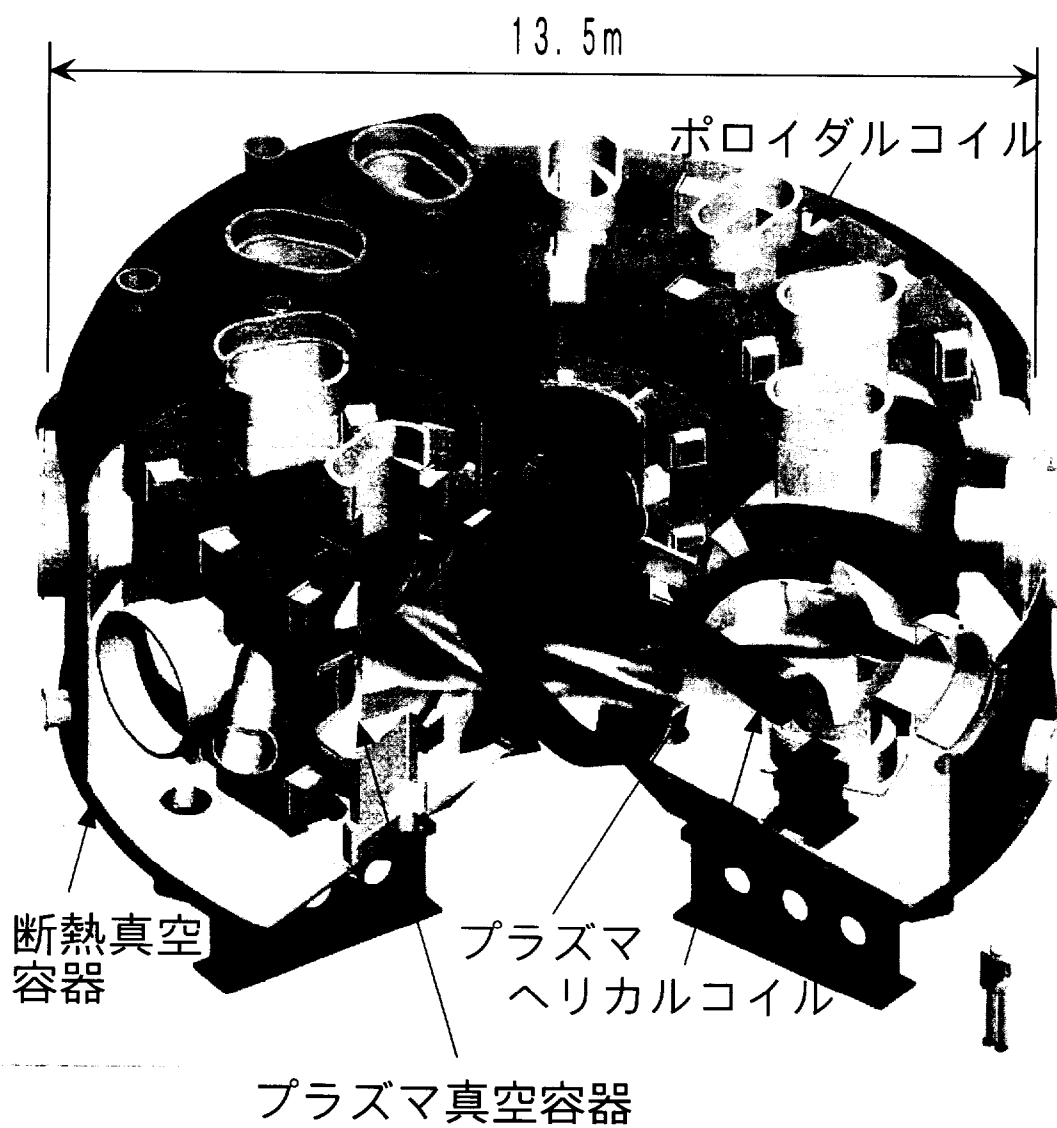


図1.1.8 大形ヘリカル装置 (LHD) 103)
(LHD: Large Helical Device)

表1.1.2 LHDの主要諸元

カッコ内の数値は第Ⅱ期計画値を示す。

項 目	仕様
主半径	3.9 m
副半径	0.975 m
ピッチ数(l/m)	2/10
プラズマ体積	20～30 m ³
磁場	3 T(4 T)
磁気エネルギー	0.96 GJ(1.6 GJ)
総質量	1,500 t

1.2 超伝導ヘリカルコイル成形における技術課題

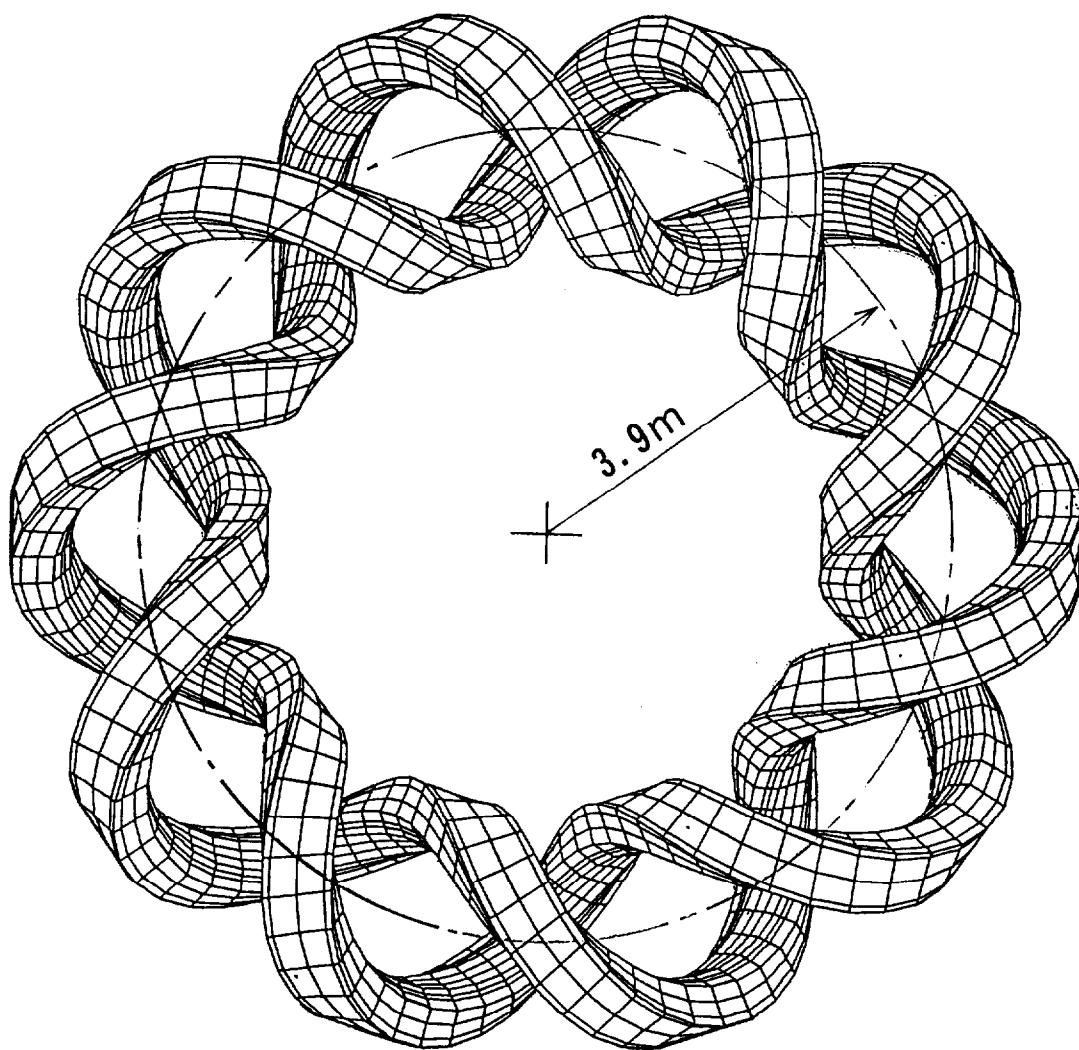
図 1.1.9 に本論文で対象とするヘリカルコイルの形状を示す。図はヘリカルコイルを巻取るコイル容器の部分を示し、(a)は平面図、(b)は側面図である。プラズマ中心の主半径は 3.9m, コイル断面中心の副半径は 0.975m である (直径:1.95m)。図 1.1.10(a) にヘリカルコイルおよびそれを構成する超伝導導体の断面を示す。1 条のコイルには 12.5×18mm の超伝導導体が 450 ターン巻き重ねられている。図の (b) はコイルの断面の一部を立体的に示したものである⁹⁾。導体の層間と列間には FRP のスペーサーを配置し、導体間の絶縁と液体ヘリウムの流路を確保している。以下に本研究で対象とする超伝導ヘリカルコイル成形における技術課題を示す。

上記のヘリカルコイルでは超伝導材料としては NbTi を用いる。NbTi と銅から成る線径 1.74mm の超伝導線を 15 本束ねて撚り合わせ、これを扁平な形状に成形したものを溝形断面の銅条に入れる。次に Cu-2%Ni で被覆されたアルミニウムの条を入れて、はんだを含浸させる。その後、銅のふたをしてこれをかしめた後、かしめた部分を、全長に亘り電子ビーム溶接をして完全に接合させている。本導体は、アルミニウムの純度を 99.999% として、超伝導状態が壊れた場合、アルミニウムにほとんどの電流が流れるように設計された完全安定化導体である。

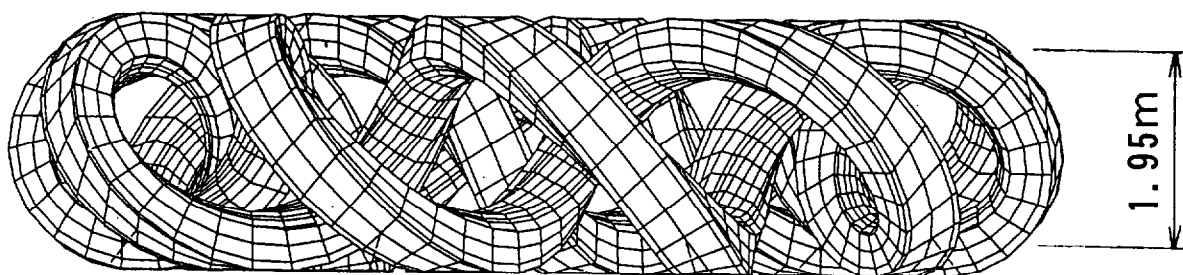
超伝導特性を有する NbTi の許容ひずみは 3 % であり、塑性加工時に超伝導線に生じる最大ひずみをこの値以下にする必要がある。このため、成形時の最大曲率に対して、NbTi 線に生じるひずみを 3 % 以内とし、しかもアルミニウムの必要断面積を確保できるような導体構造に設計することが必要である。また超伝導導体の成形においては、成形時に生じるひずみを最小限にできるような成形方式を開発することが必要である。

成形後積層された導体の位置精度は、プラズマの形状に直結するため非常に重要である。そのため、大形の溶接構造物であるコイル容器は ±1.5mm 以下、導体の位置精度はコイル容器に対し ±0.5mm 以下の製作精度が要求される。コイルには強い電磁力が働くことから、導体を積層した際の位置精度と機械剛性が問題となる。特に超伝導導体を用いる場合、強大な電磁力が働くため、導体間にすきまがあるとコイルが副半径方向に広がり、導体が塑性域まで伸ばされコイルの要求特性を損なうおそれがある⁹⁾。このため、導体の層間のすき間を極力小さくすることが必要である (本研究の場合、一層あたり 0.13mm 以下)。この場合導体の曲げ及び振りの成形誤差により、導体を積層する際に導体が傾くことが問題となる。このために必要な曲げおよび振りの成形精度は、経験的に面内曲げ曲率 κ_E 、面外曲げ曲率 κ_F および比振り角 θ のそれぞれの最大の設計値 0.280/m, 0.694/m および 0.770rad/m の 15% 程度以内である。

上記した核融合装置用ヘリカルコイルは非対称の曲げと振りの複合した形状を持っている。このような形状に成形するための成形荷重やスプリングバック量については、対称曲げと振りの複合成形の上界解析はあるが、非対称曲げと振りについての解析例は見られない。また、上記したヘリカルコイルの形状は、曲げおよび振りのそれぞれのスプリングバック量が成形ひずみの約半分に相当すること、また前述のように超伝導線の許容ひずみ以内での成形が求められることから、導体成形後の形状を高精度に予測することが必要であり、理論的な解析方法の確立が強く求めら

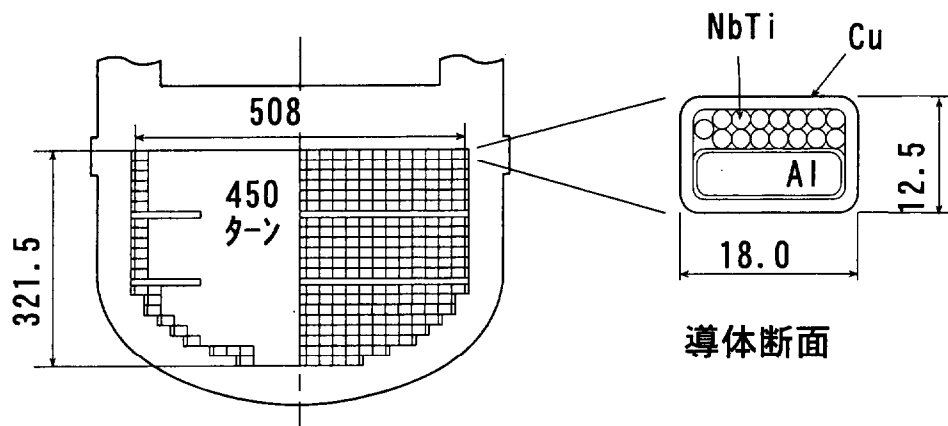


(a) 平面図

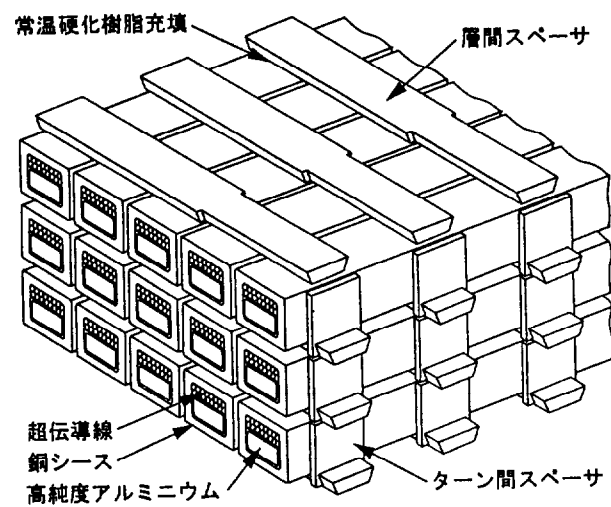


(b) 側面図

図 1.1.9 ヘリカルコイル形状（コイル容器部分）



(a) ヘリカルコイルおよび超伝導導体の断面



(b) ヘリカルコイルの構造

図 1.1.10 ヘリカルコイルの断面⁸³⁾

れている。また、ヘリカルコイルには最大 1,200m の長尺の導体が用いられ、これを収納したボビンから繰り出しながら成形し巻き付けることが必要になるため、成形後の長手方向のひずみの高精度な予測が必要とされる。

ヘリカルコイルを製作するためには、長尺の導体を曲げと振りの複合した形状に連続的に成形し、これをらせん状のコイル容器に巻き取ることによりヘリカルコイルを製作する装置が必要である。そして、その成形においては、導体に曲げ・振り形状を付与する成形ヘッドをヘリカルコイル容器の上に常に位置するように動かす必要がある。さらに、曲げ・振り成形のために必要なモータなどの駆動源の設置を考えると、成形ヘッドは極めてコンパクトに製作する必要がある。このような条件を満たし、さらに上記したような高精度な成形を可能とする新たな成形方式を開発する必要があった。

次に図 1.1.11 に製作したヘリカルコイル成形装置全体の写真を示す（本装置の詳細は第 4 章で述べる）。本装置において、成形中の導体に不整変形が生じないように成形ヘッドの位置および姿勢を最適な条件にする必要がある。成形ヘッドにより長尺の導体を曲げ・振り加工した後、導体はトーラス面に密着した姿勢で着地することが必要である。また成形ヘッドは構造上、トーラス面内で動かすことが困難であり、空間的に離れた位置に置かざるを得ない。したがって、着地した状態で正規の形になるように、予測して成形することが必要である。さらに、長尺材の製作においては、成形ヘッドから出た導体の端部がコイル容器に固定されているため、短尺材の成形条件では同様の成形形状が得られない。また実際の成形においては、成形ヘッドの位置により、導体の自重やコイル容器との干渉の境界条件が異なる。

これらの影響をすべて考慮した成形条件の設定法を確立することは困難であるため、成形中に得られた形状を測定し目標形状との差から次の成形条件を修正するフィードバック方式の高精度な設定法の確立が必要とされた。このためには成形ヘッド出口付近で機上で常に形状を測定できるコンパクトな三次元形状測定器が必要である。

以上述べたことを本研究の技術課題としてまとめ、以下に示す。

- (1) 超伝導導体の非対称曲げ・振り変形の解析による高精度予測
- (2) コンパクトで高精度な曲げ・振り成形方法
- (3) コンパクトで高精度な 3 次元形状測定方法
- (4) 長尺の導体を成形しつつ巻き取ることが可能なヘリカルコイル成形装置
- (5) フィードバック方式によるヘリカルコイル成形条件の高精度化

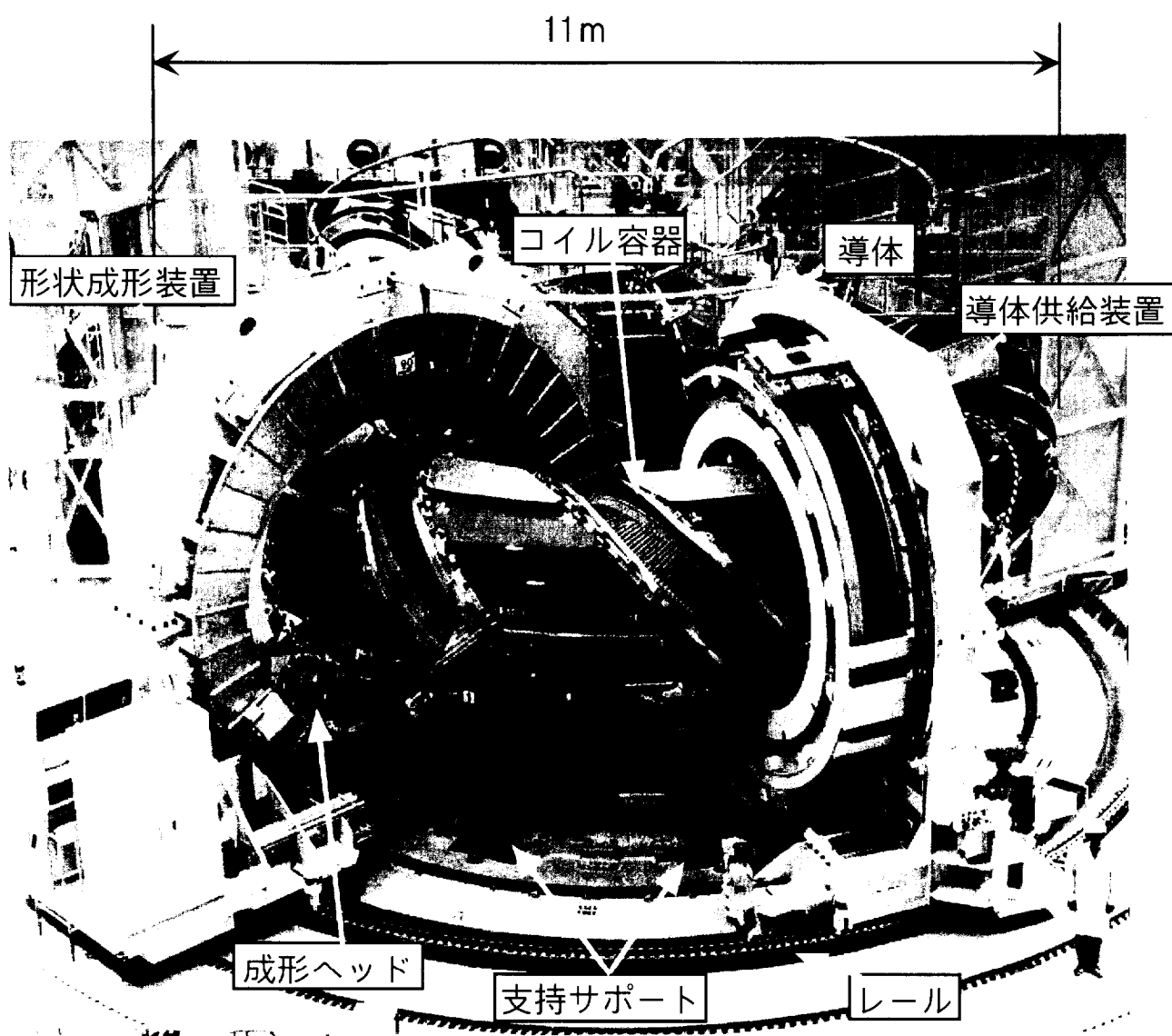


図1.1.11 ヘリカルコイル成形装置

1.3 これまでの研究

長方形断面棒の曲げに関しては、単純理論から三次元の有限要素解析まで幅広く研究が進められ、解説書や教科書も多く出版され、変形の詳細まで詳しく論じられている^{10~23)}。

振りに関しても、断面のゆがみを考慮した上下界解析を初めとして様々な実験および解析が行われている^{25~30), 33), 34)}。この結果、加工荷重及び変形形状、スプリングバックなどについて、精度良く求めることができる。振り加工後の軸方向の伸縮についても、過去様々な実験及び解析が行われている。伸縮の原因として、材料の異方性や予ひずみの影響などについて検討が行われている²⁹⁾。しかし、断面内の変形の複雑さから、特定の要因の影響を取り出すことは、かなり困難なことと思われる。

長方形断面棒の曲げと振りの複合加工については、やはり断面のゆがみを考慮した場合を含め、上下界解析や差分法による弾塑性解析などが行われ成形荷重が求められている^{31~39)}。しかし、本論文の対象となる、非対称曲げと振りが複合する場合には、曲げ面外の曲率が生じ、対称曲げの結果をそのまま使用することはできない。また、矩形断面棒についての曲げと振りの負荷経路が異なる場合の研究も見られない。

一方成形方法は、中実断面を有する長方形断面の長尺材の曲げ・振り複合成形に関しては、自動車の窓枠の縁取り（モール）の三次元形状の成形装置としての特許²⁴⁾が見受けられるが、実用化例は少ない。さらに、本研究で対象とする100mm²以上の大形断面で千m以上の導体を連続してヘリカルコイル形状に巻取る成形装置については、開発例は皆無と考えられる。

1.4 本論文の目的と概要

本論文では、核融合装置ヘリカルコイル用の高精度な曲げ・振り成形ヘッドおよびヘリカルコイル成形装置の開発を目的とした。

まず曲げおよび振りの変形特性の予測理論を開発し、長尺の導体を上記成形ヘッドにより連続的に成形しながら巻取り、ヘリカルコイルに成形する成形方式を考案した。この方式をもとに文部省核融合科学研究所大形ヘリカル装置用のヘリカルコイル成形装置を開発した。以下、各章の概要を述べる。

第1章「緒論」では、核融合装置用ヘリカルコイル成形装置を開発するための、本研究の背景と必要性、その目的及び本論文の構成と概要を述べている。

第2章「長方形断面棒の非対称曲げ・振り複合加工における変形特性の検討」

本章では特にスプリングバック量の予測及び、成形後の伸びの把握を目的として、以下の解析による変形特性の検討を行った。

まず三次元有限要素解析を試み、正方形断面棒及び円形断面棒を振った場合の軸方向のひずみに及ぼすバウシング効果及び加工効果の影響について検討した。次に三次元弾塑性有限要素解析により正方形断面棒の曲げ・振り複合加工の解析を試み、成形荷重に及ぼす種々の負荷経路の影響について明らかにした。また、長方形断面棒の非対称曲げと振りの複合加工の上界解析を行い、曲げモーメントと振りモーメントの相互作用曲線を求めるとともに、非対称曲げに伴い生じる曲げ面外の曲率について明らかにした。さらに、容易かつ迅速に解を得ることを目的として、必ずしも厳密ではないが実用に供しうる程度の誤差の近似理論式を提案した。また実験結果を考慮して随時補正を加えられるような弾性領域を含んだ形の予測式を構築することにより、さらに高精度な変形の予測を試みた。

第3章「超伝導導体の曲げ・振り複合成形ヘッドの開発および成形条件の検討」

本章では3ロール曲げ方式を採用するとともに、ロールを回転させることにより、同時に振り加工が可能な方式を考案した。これをもとに、3軸の制御により大形断面(18×12.5mm)の超伝導導体を非対称の曲げと振りが複合した形状に連続的に成形できる成形ヘッドを開発した。

また、高精度な成形形状を得ることを目的として、2章で述べた弾性領域を含んだ形の予測式を用い、実験結果を考慮して補正を加えることにより高精度な変形の予測を試みた。この結果から重回帰分析により実験式を求めることにより、任意の曲げ・振り複合形状に対応する3軸の設定値を算出できるようにした。本成形ヘッドにより、超伝導導体をヘリカル形状に成形し、設計形状からの誤差の絶対値の平均を、目標である最大形状の10%以内とした。

第4章「核融合装置用ヘリカルコイル成形装置の開発」

本章では長尺の導体を曲げと振りの複合した形状に連続的に成形し、これをらせん状のコイル容器に巻き取ることによりヘリカルコイルを製作する装置を開発した。またその構成を決定するために、導体を持ち上げた場合の有限要素解析を行い、導体の接線の変化量から成形ヘッドの姿勢軸を決定した。さらに、高精度化

のために、実製品の成形時に成形形状の目標値からのずれに対して、以降の列で成形条件の修正を行うことにより、設計形状からの誤差の絶対値の平均を、目標である最大形状の15%以内とした。

上記検討をもとに、核融合装置用ヘリカルコイル成形装置を製作し、文部省核融合科学研究所大形ヘリカル装置用ヘリカルコイルの成形に使用した結果、十分な成形精度であることが確認された。

第5章「結論」では、本研究で得られた成果を総括した。

2. 長方形断面棒の非対称曲げ・振り複合加工における変形特性の検討

2.1 緒言

核融合装置用ヘリカルコイルは非対称の曲げと振りの複合した形状を持っている。このような形状に成形するための成形荷重やスプリングバック量については、対称曲げと振りの複合成形の上界解析はあるが、非対称曲げと振りについての解析例は見られない。また、上記したヘリカルコイルの形状は、曲げおよび振りのそれぞれのスプリングバック量が成形ひずみの約半分に相当すること、また前述のように超伝導線の許容ひずみ以内での成形が求められることから、導体成形後の形状を高精度に予測することが必要であり、理論的な解析方法の確立が強く求められている。また、ヘリカルコイルには最大 1,200m の長尺の導体が用いられ、これを収納したボビンから繰り出しながら成形し巻き付けることが必要になるため、成形後の長手方向のひずみの高精度な予測が必要とされる。さらに、ヘリカルコイルの形状は、トラス面内の曲げについて正負両方向の曲率を持つため、導体を並べて巻き重ねる際に張力をかけながら曲げ加工を行うことができない。

このように、ヘリカルコイルの成形においては成形上の制約が大きく、しかも高い成形精度が要求される。そこで、以下の解析による変形特性の検討を行った。

まず、三次元有限要素解析を試み、正方形断面棒を振った場合の軸方向のひずみについて検討した。次に三次元弾塑性有限要素解析により正方形断面棒の曲げ・振り複合加工の解析を試み、成形荷重に及ぼす種々の負荷経路の影響及びスプリングバック量について検討した。また、長方形断面棒の非対称曲げと振りの複合加工の上界解析を行い、非対称曲げに伴い生じる曲げ面外の曲率について検討した。さらに、複雑な負荷経路に対して容易かつ迅速に解を得ることが可能な近似理論を提案し、基本負荷経路について変形特性を明らかにした。また、実際には境界条件も厳密に規定することが困難な問題に対してスプリングバックまで考慮に入れた厳密な変形予測が要求されることに鑑み、実験結果を考慮して随時補正を加えられるような弾性領域を含んだ形の予測式を構築し、3章で提案する半実験的変形予測法の基礎となる初等解析式を示した。

2.2 正方形断面棒の振りの三次元弾塑性有限要素解析

金属材料の中実棒を振った場合に軸長が変化する現象は古くから知られている。Poynting は鋼と銅の針金を振った場合、長さが伸びるとともに体積が増加することを示した²⁶⁾ Swift は種々の金属丸棒を振り、加工硬化する材料では伸び、鉛など加工硬化しない材料では縮むことを示した²⁸⁾。最近では、浅川ら²⁹⁾が各種断面の中実棒について研究し、振りにより円形断面では軸長が伸び、三角形や四角形では縮む現象を報告している。その原因についても、三角形断面の角部を削った実験などにより解明が進んでいるが、まだ完全には明らかではないと思われる。一方解析的には、せん断ひずみについての考察から軸長の変化が議論され⁴⁰⁾、矩形断面棒については断面の軸方向のゆがみおよび材料の加工硬化を考慮した二次元解析が報告されている³⁰⁾。しかし矩形断面棒の場合、軸方向のひずみを考慮するためには三次元解析が必要であるが、今のところその解析例は見当らない。そこで本項では、銅の中実棒を対象とし、振り加工における軸長の変化の原因の解明を目的として汎用 FEM プログラム (MARC) による三次元解析を試みた。解析モデルとして正方形断面棒および円形断面棒を比較し、検討を行った。

2.2.1 解析方法

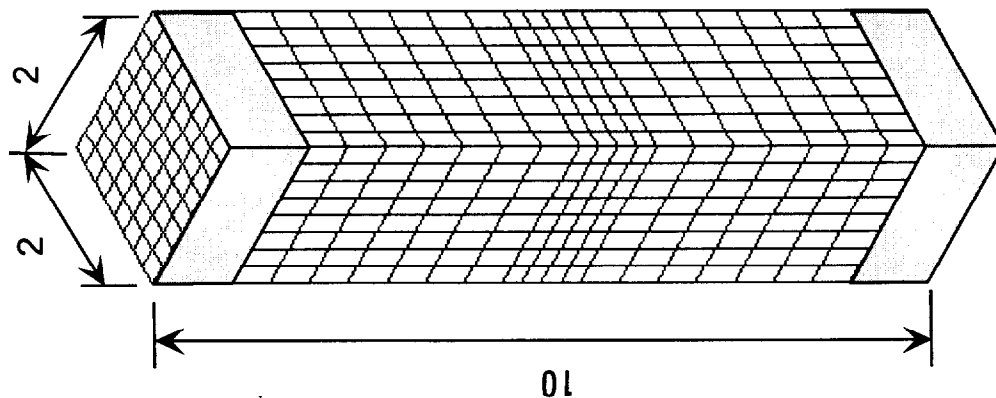
(a) 解析モデル

解析に用いた正方形断面のモデルを図 2.2.1 に示す。一辺の長さは 2mm、長さは 10mm である。要素分割は、メッシュの大きさの影響を検討するため 3 通りとした。メッシュの分割方法を図 2.2.2 に示す。角部の分割を 0.5mm の範囲で 2、4 および 8 分割とした。また、長さの中央部の 1mm の範囲で角部の分割幅と同じ長さに分割した。

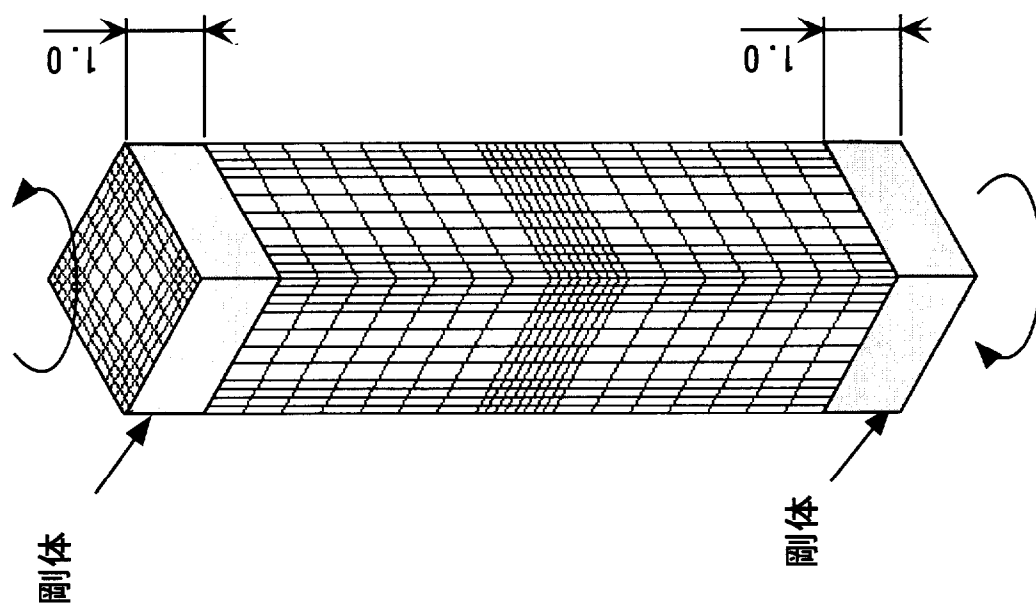
円形断面のモデルを図 2.2.3 に示す。半径方向を 3 分割、円周方向を 12 分割としたモデル、また、半径方向を 6 分割、円周方向を 16 分割とした 2 通りのモデルについて検討を行った。

解析はモデルの中央面を支持し、図 2.2.1 および図 2.2.3 に示すように、両端から 1mm までの範囲を剛体として、角度の強制変位を与えることによりおこなった。剛体部付近では不整変形が生じることが考えられるため、サンブナンの原理を考慮し、上記のように幅に対して長さが充分長いモデルとし、中央部のみを観察対象とした。振りの強制変位の方法を矢印で示す。剛体部の Z 方向の移動は自由とし、軸長の変化が妨げられないようにした。中央面については、断面の中心 (O) を X, Y, Z 方向に拘束し、この断面の輪郭線の X 及び Y 軸との交点をそれぞれ Y, Z 及び Z 方向に拘束した。これはスプリングバックの解析の際、強制変位を解除したときに X, Y, Z の各軸を中心として剛体回転が生じ、解析ができなくなる状態を避けるためである。モデルの対称性から、円形断面では振り加工後も断面が平面を保ち、正方形断面では断面の向かいあう辺の中点を結ぶ線はつねに平面内にあることが明らかであり、

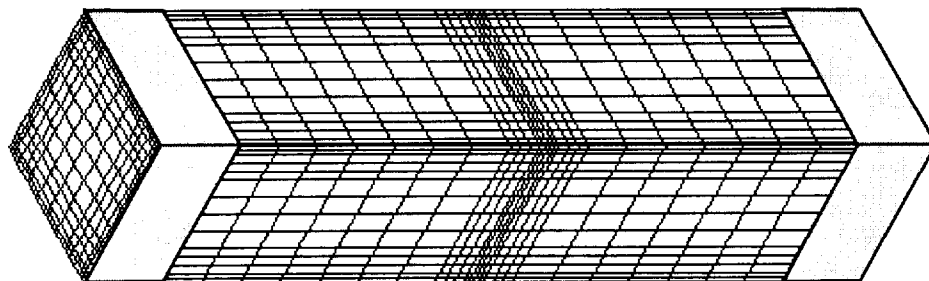
強制変位（振り角）



(a) 分割数 $n=2$

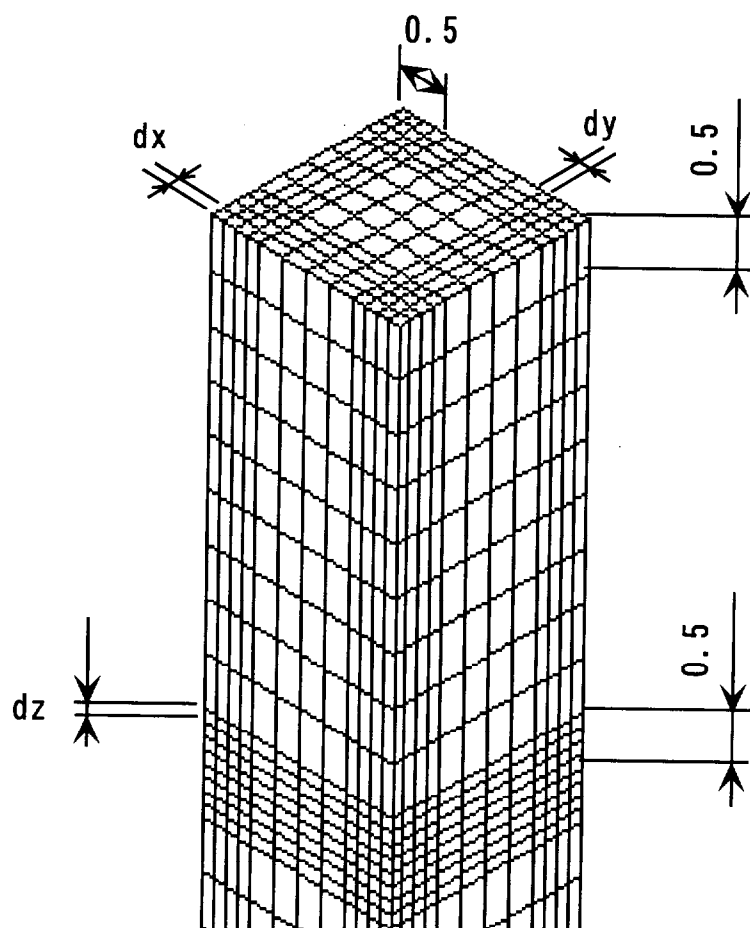


(b) 分割数 $n=4$



(c) 分割数 $n=8$

図 2.2.1 解析モデル（正方形断面）

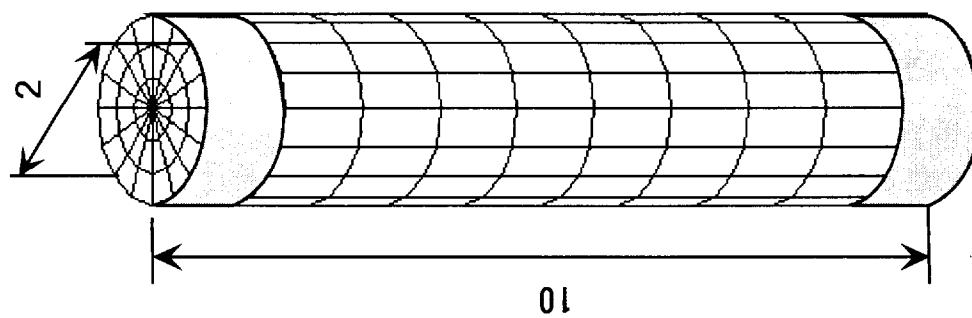


分割幅 : $dx = dy = dz = 0.5/n$

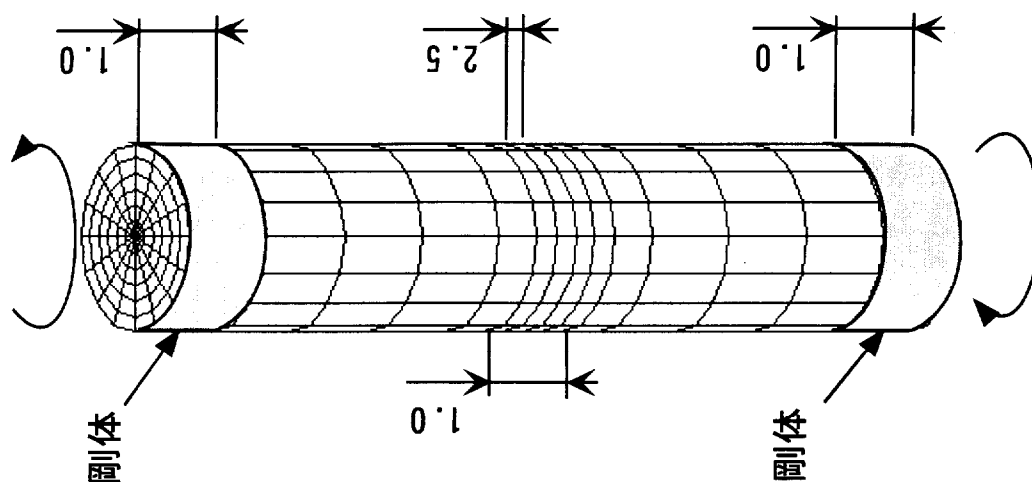
n : 分割数

図 2.2.2 メッシュ分割方法

強制変位（振り角）



(a) 円周方向分割数：12
半径方向分割数：3



(b) 円周方向分割数：16
半径方向分割数：6

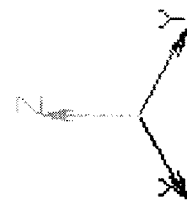


図 2. 2. 3 解析モデル（円形断面）

上記の拘束条件は妥当と考えられる。

(b) 解析条件

本章で対象とした銅材の真応力-真ひずみ線図を図 2.2.4 に、また得られた機械的性質を表 2.2.1 に示す。加工硬化がほとんど見られないことから、解析においては弾完全塑性体として、縦弾性係数 $E=115\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu=0.35$ 、降伏応力 $\sigma=348\text{MPa}$ の値を用いた。図 2.2.4 に応力-ひずみ関係の近似曲線を重ねて示している。

解析は長さ 8mm 間で振り角を最大 124° まで強制変位させ、強制変位部(剛体部)の拘束を解除することによりスプリングバックの解析を行った。

また、バウシング効果の影響を検討するため、直線硬化とした場合の見かけ上の加工硬化係数 H を変化させ、移動硬化則における降伏曲面の半径は変わらないとした条件で解析を行った。

また、加工硬化の影響についても、 H を変化させて、解析を行った。

プログラムは汎用プログラムである MARC(MARC 社:K7.3 バージョン)を用いた。また、弾塑性かつ Update Lagrange 法による大変形問題として扱い、Nagtegaal の提唱する Constant Dilatation の機能(MARC の解析機能の一部)を用いた⁴¹⁾。計算機はメカニカルデザインアンドアナリシス社所有の HP-B2000 を使い、同社に解析作業を委託した。計算時間は最大 208 分を要した。

2.2.2 解析結果

(a) 砂丘類似による計算結果との比較

正方形断面棒の振りモーメントは、剛完全塑性体については砂丘類似による解析が行われ、以下の式が良く知られている。

$$T=1/(3a^3k)$$

但し、 T :振りモーメント

a :断面の一辺の長さ

k :せん断降伏応力

$$k=\frac{\sigma_e}{\sqrt{3}}$$

σ_e :降伏応力

図 2.2.5 に正方形断面棒の振りモーメントと比振り角の関係を示す。有限要素解析による解析結果及び弾性計算によるものを実線、砂丘類似によるものを一点鎖線で示す。比振り角が約 0.2rad/mm では有限要素解析結果は砂丘類似による計算より約 1.7%高い値となっている。なお、本結果は分割数 $n=4$ の場合を示す。比振り角が約 0.2rad/mm における振りモーメントは、 $n=2, 4$ 及び 8 について、0.11%の差であった。以降 $n=4$ のモデルで検討を行う。また、円形断面についても振りモーメ

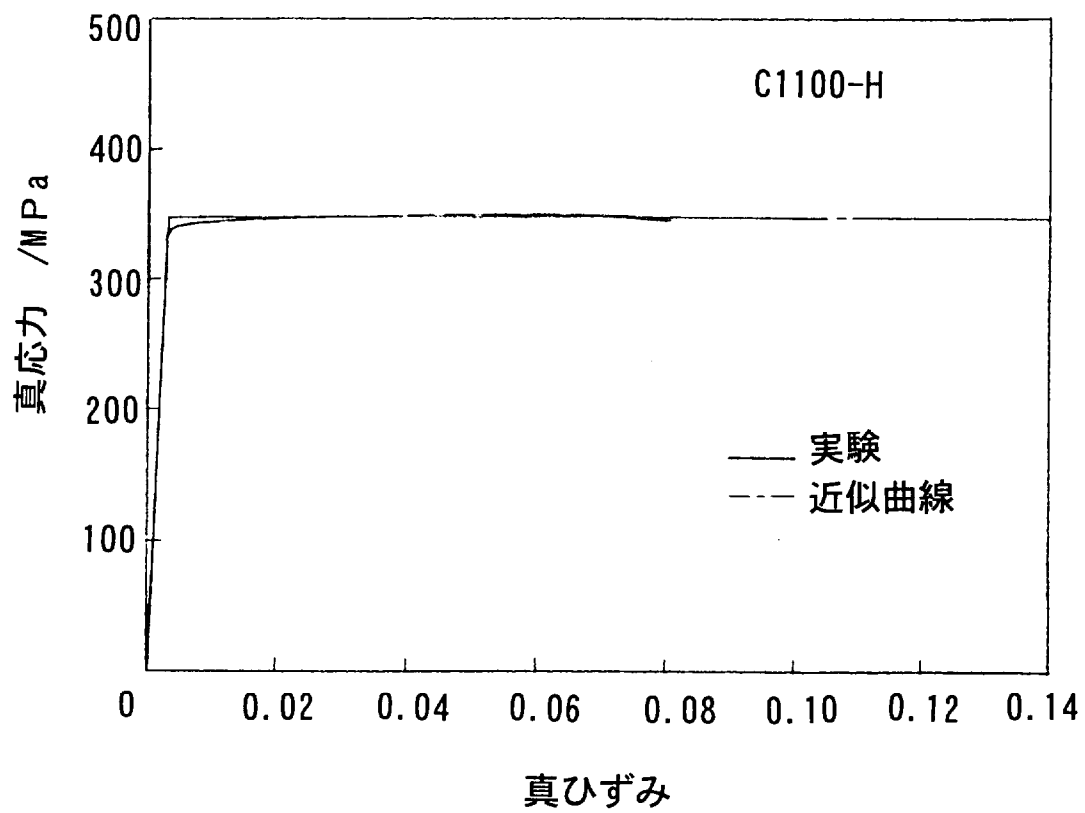


図 2. 2. 4 真応力－真ひずみ線図

表 2. 2. 1 解析に用いた銅材の機械的性質

材質	縦弾性係数 E/GPa	ポアソン 比 ν	降伏応力 σ_e/MPa	全伸び $\lambda/\%$
C1100-H	115	0.35	348	13.6

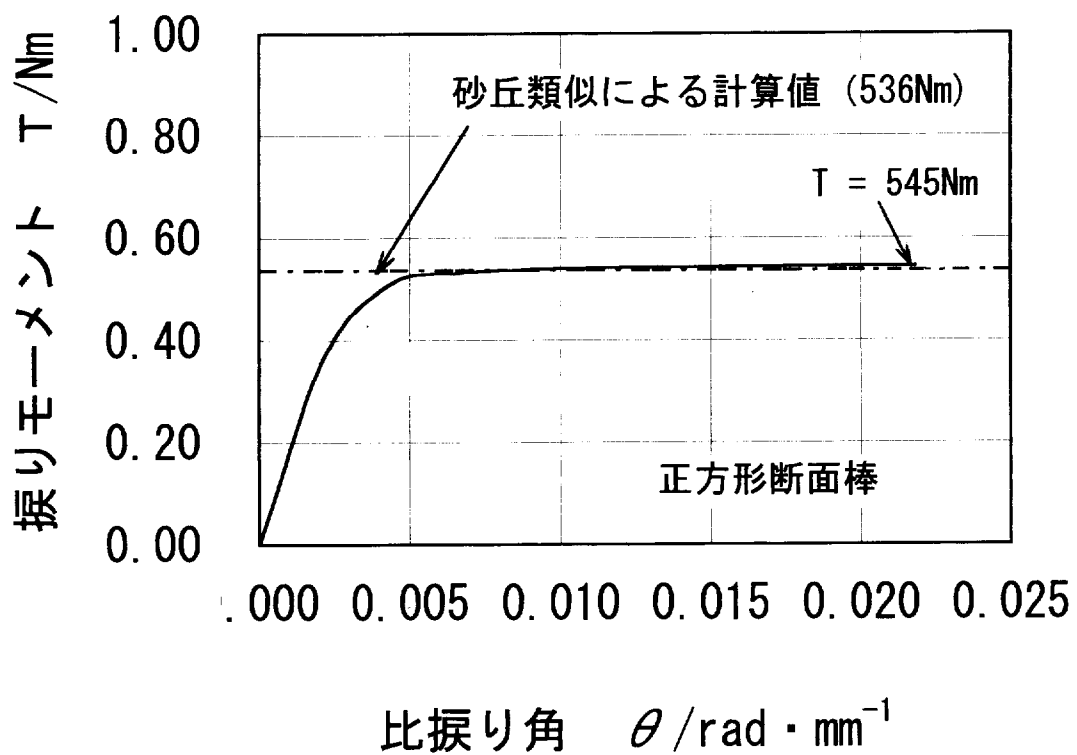


図 2.2.5 比振り角と振りモーメントの関係

ントの差は 0.67%の差であった。以降の解析は図 2.2.3 の(b)のモデルで行っている。

強制変位増分は有効長さの 8 mm 間での振り角を 0.2° および 2° とした場合で比較し、正方形断面および円形断面において成形荷重の差が 0.07%以内であることを確認した。以降の解析は強制変位増分を 2° として行った。

(b) 変形図

図 2.2.6 および図 2.2.7 に振り加工時の正方形断面棒および円形断面棒（この場合は円周方向を 12 分割したモデル）の変形図を示す。両端の剛体部の間で、ほぼ均一に変形している。また、図 2.2.8 に正方形断面棒の中央面の変形を示す。Z 方向にゆがんで変形をしているが、辺の中央を結ぶ線と対角線は同一平面内から動いていない。

(c) 相当応力分布

図 2.2.9 に正方形断面棒の中央面における相当応力の分布を示す。図は断面の 1/4 の部分について示したものである。正方形断面棒では辺の中央から降伏が始まり、角部と中央部の降伏が遅れている。この結果は Dwivedi の二次元解析の結果³⁰⁾と傾向が一致している。

(d) 相当塑性ひずみ分布

図 2.2.10 に正方形断面棒の中央面における相当塑性ひずみの分布を示す。相当応力の分布と同様に辺の中央のひずみが大きく、角部と中央部においてひずみが小さくなっている。

(e) 長手方向ひずみ

図 2.2.11 に円形断面棒の中心軸における長手方向(Z 方向)のひずみの分布を示す。両端の剛体部の境界付近で大きな値となっているが、中心部付近まではその影響は及んでいないと思われる。

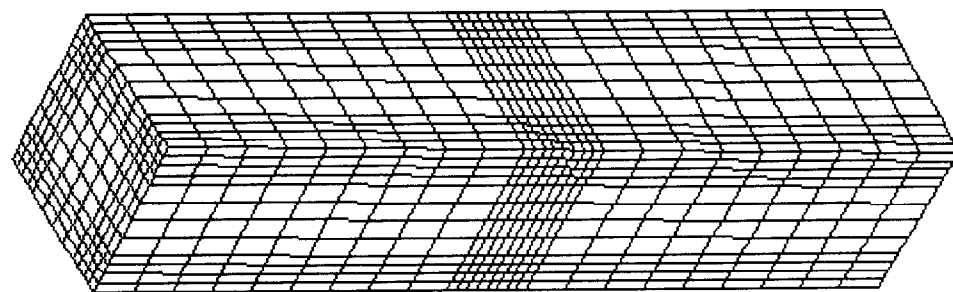
図 2.2.12 に円形断面棒および正方形断面棒を比振り角が約 0.4rad/mm まで振った場合の中央面の中心における長手方向のひずみを示す。円形断面では伸びているのに対し、正方形断面では縮む方向となっている。何らかの形状の相違の影響が考えられるが、せん断ひずみ (0.4rad/mm で約 0.4) に比べ 1/40 程度の大きさであり実用上問題とはならない。

2.2.3 バウシング効果の影響

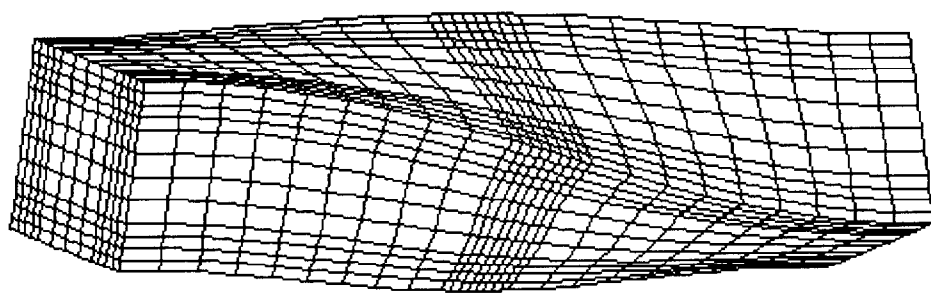
(a) 有限要素解析

バウシング効果の長手方向ひずみに及ぼす影響を検討するため、上記モデルをいったん予ひずみ 0.1, 1.0, 5.0 および 10.0%まで引張った後除荷し、振りを付加する解析を行った。この際、材料特性は移動硬化則に従い、降伏曲面の半径は拡大しないものとした。また、移動硬化係数 (H') を縦弾性係数 E の 0.1, 0.01, 0.001 及び 0.0001 倍とした場合についても解析を行った。

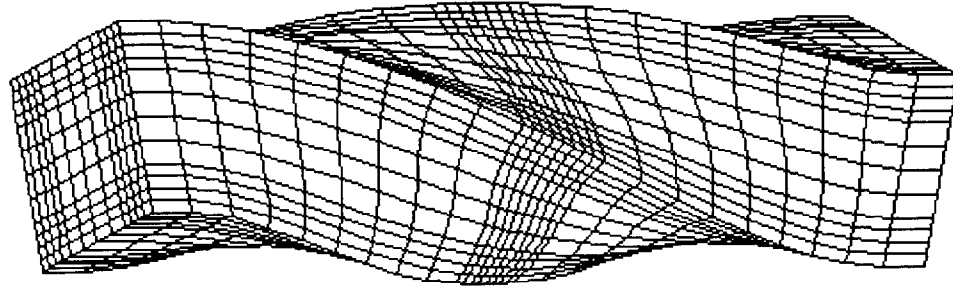
図 2.2.13 に予ひずみの長手方向ひずみに及ぼす影響について示す。円形断面につ



$\theta = 0.009 \text{ rad/mm}$



$\theta = 0.140 \text{ rad/mm}$



$\theta = 0.270 \text{ rad/mm}$

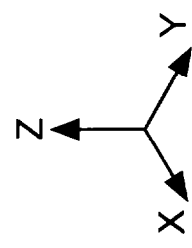
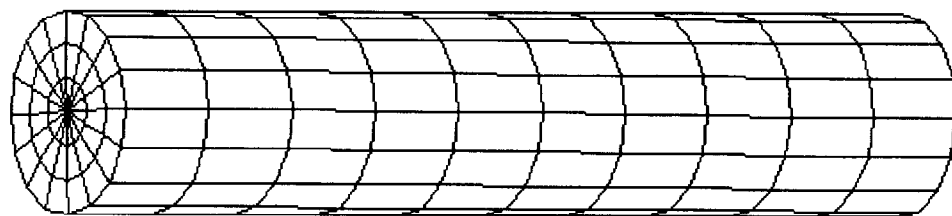
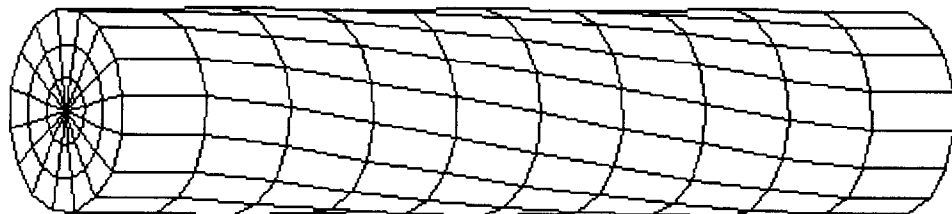


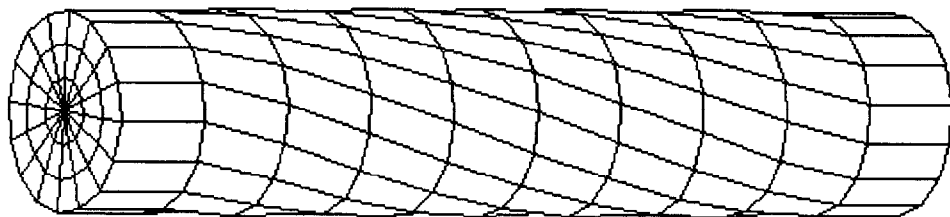
图 2.2.6 变形图 (正方形断面)



$\theta = 0.009 \text{ rad/mm}$



$\theta = 0.140 \text{ rad/mm}$



$\theta = 0.270 \text{ rad/mm}$

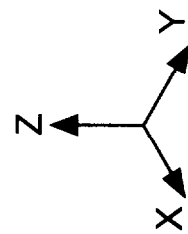


图 2.2.7 变形图 (円形断面)

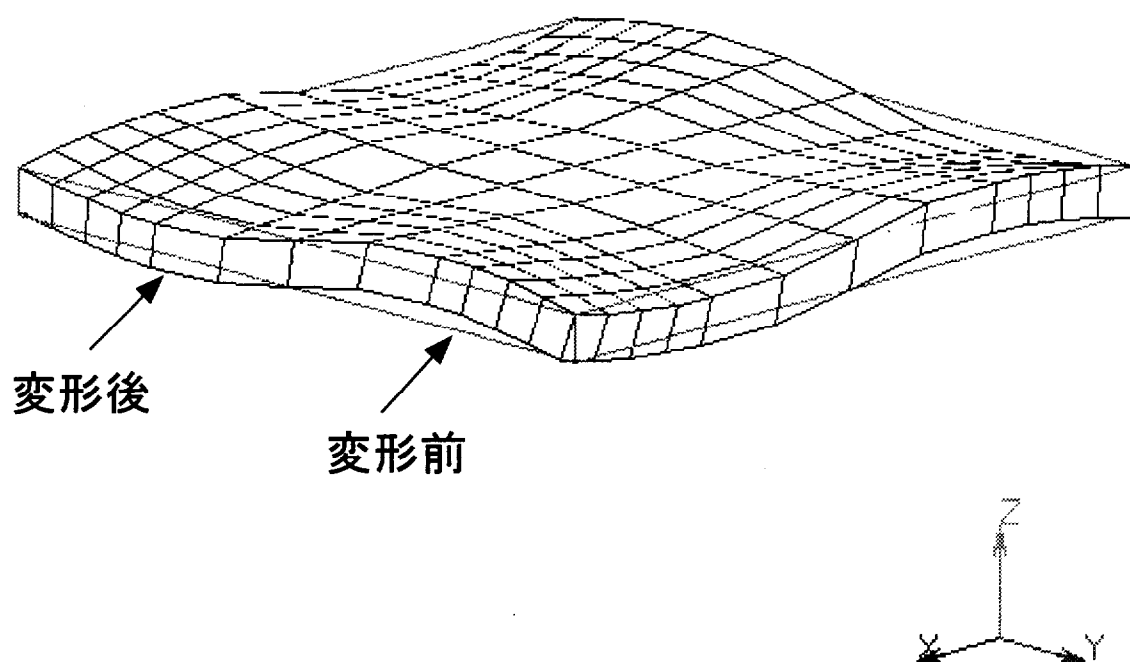


図 2. 2. 8 中央面の変形

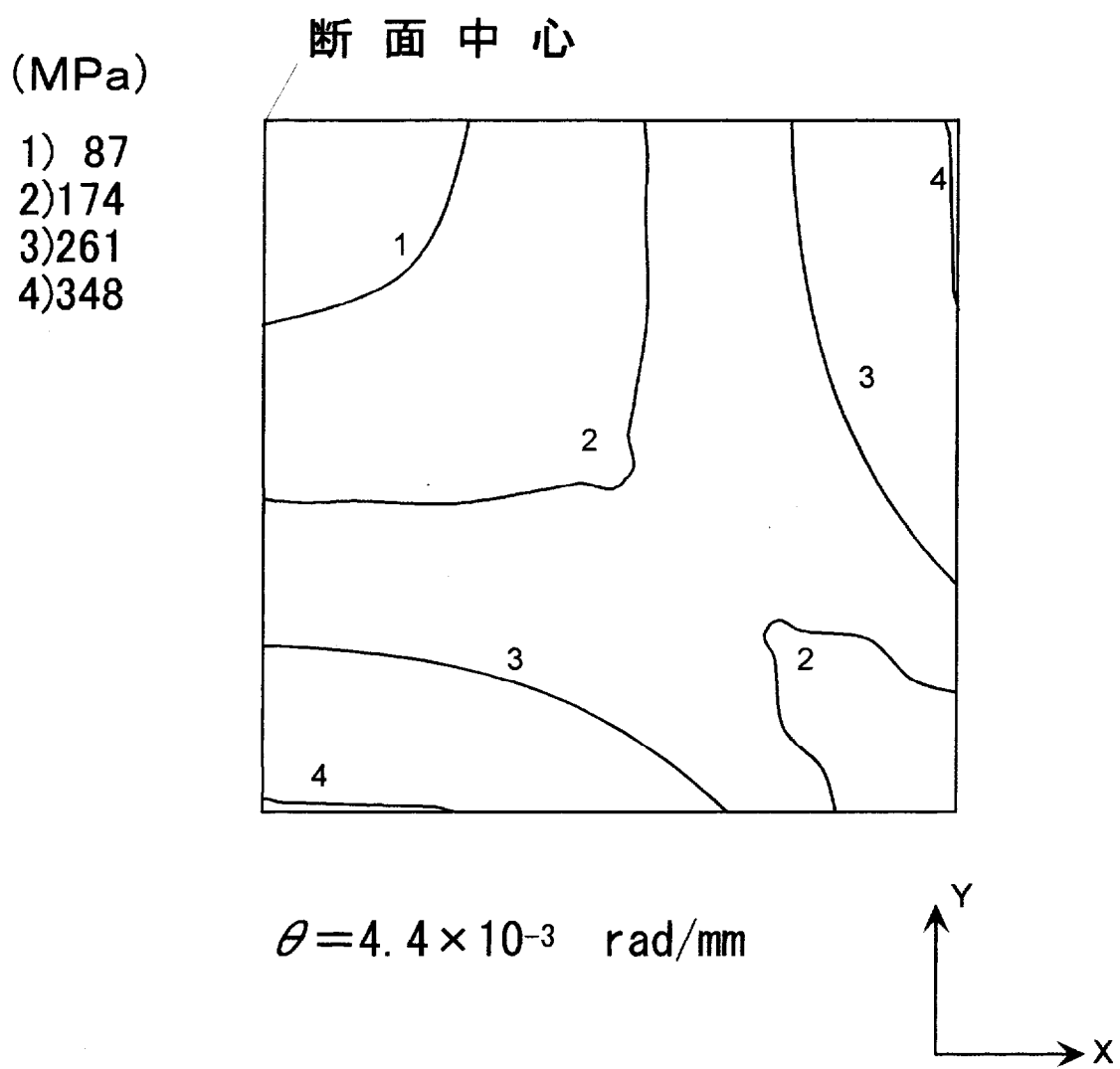


图 2.2.9 相当应力分布
(1/4断面)

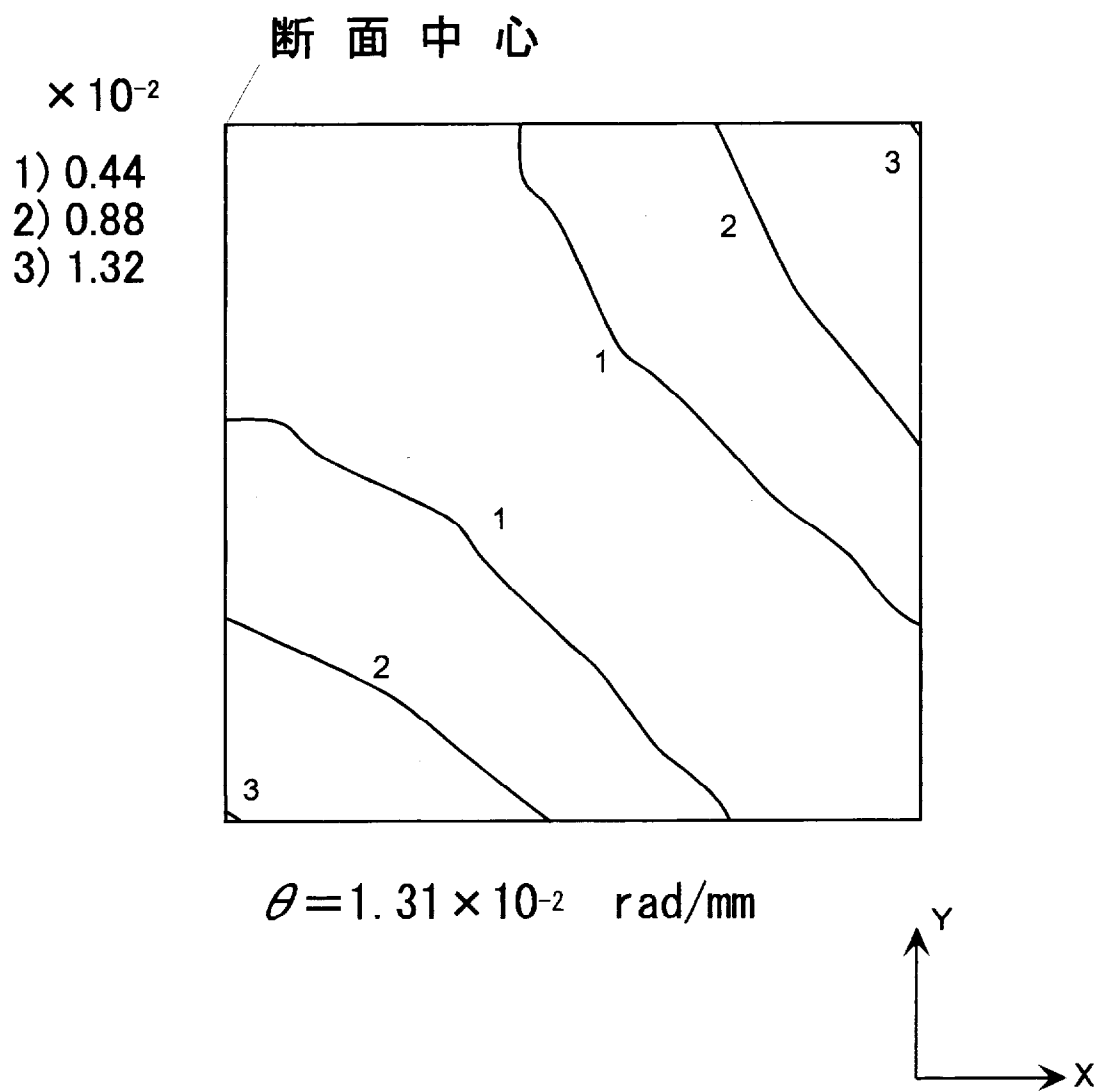


図 2.2.10 相当塑性ひずみ分布
(1 / 4 断 面)

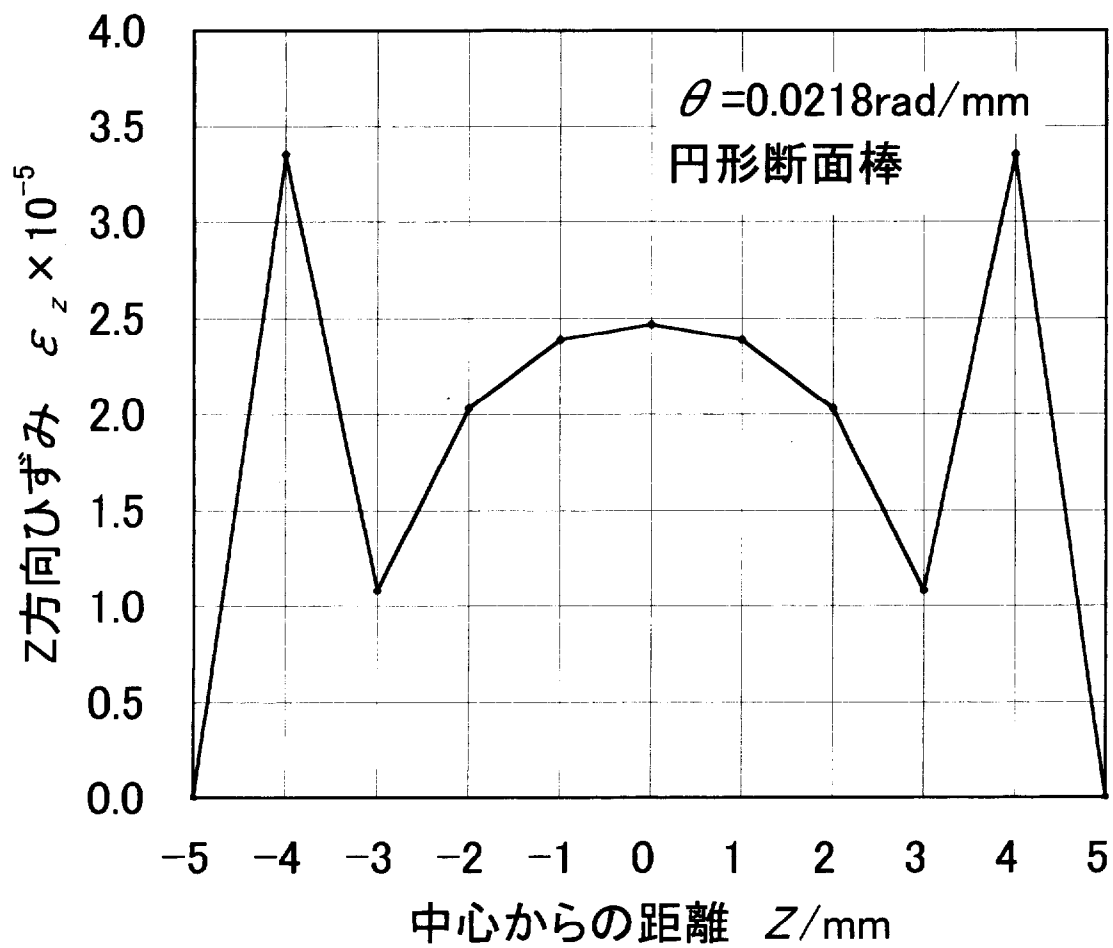


図 2. 2. 11 中心軸のZ方向ひずみの分布

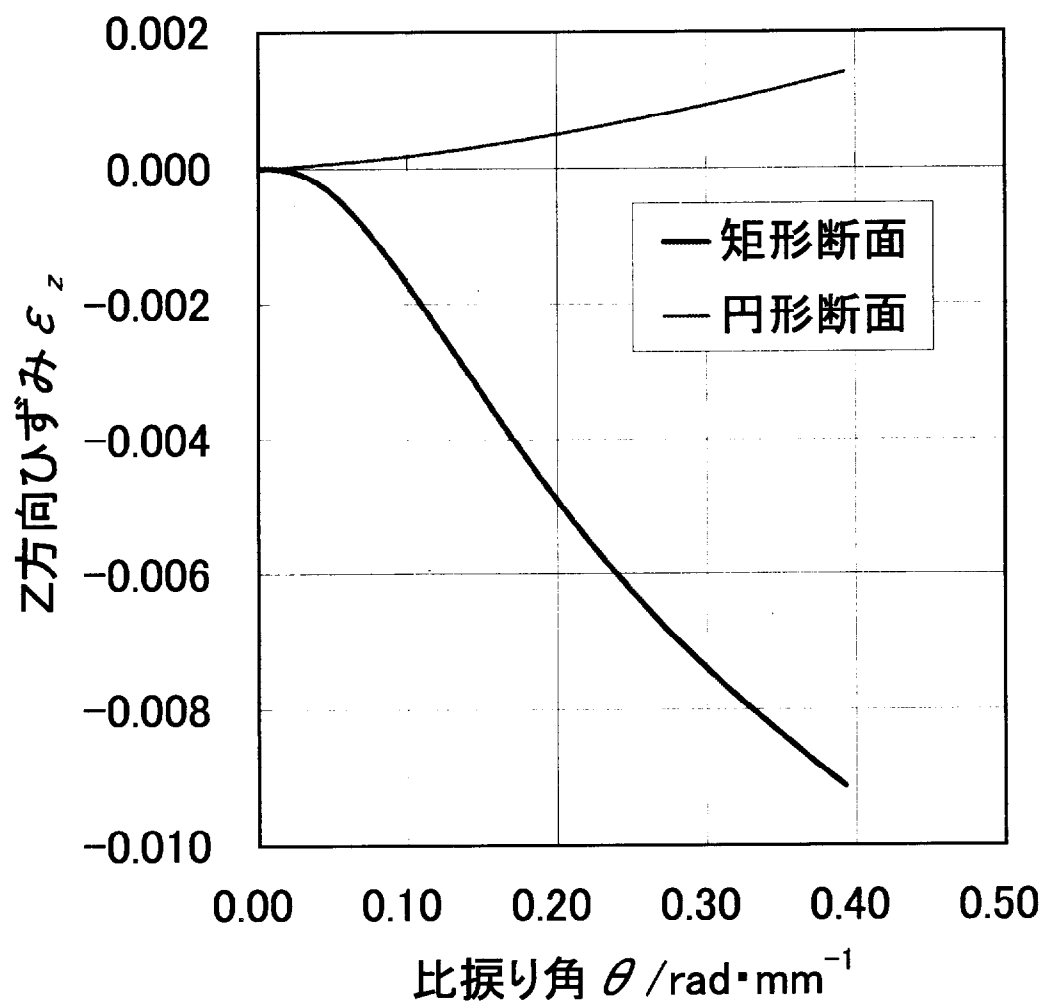


図 2. 2. 12 比捩り角 θ と Z 方向ひずみ ε_z の関係

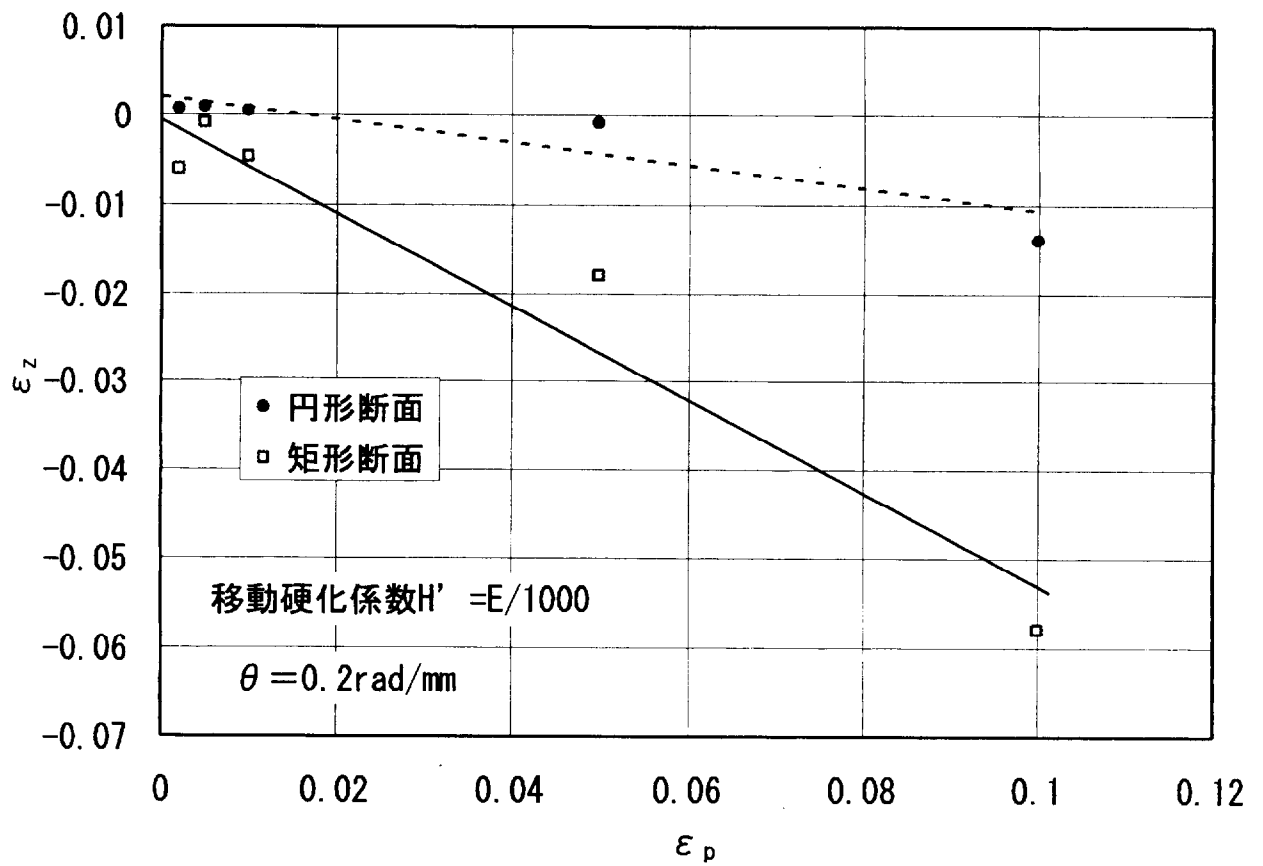


図 2. 2. 13 予ひずみ ε_p と長手方向ひずみ ε_z の関係
(バウシンガ効果の影響:
移動硬化係数 $H' = E/1000$)

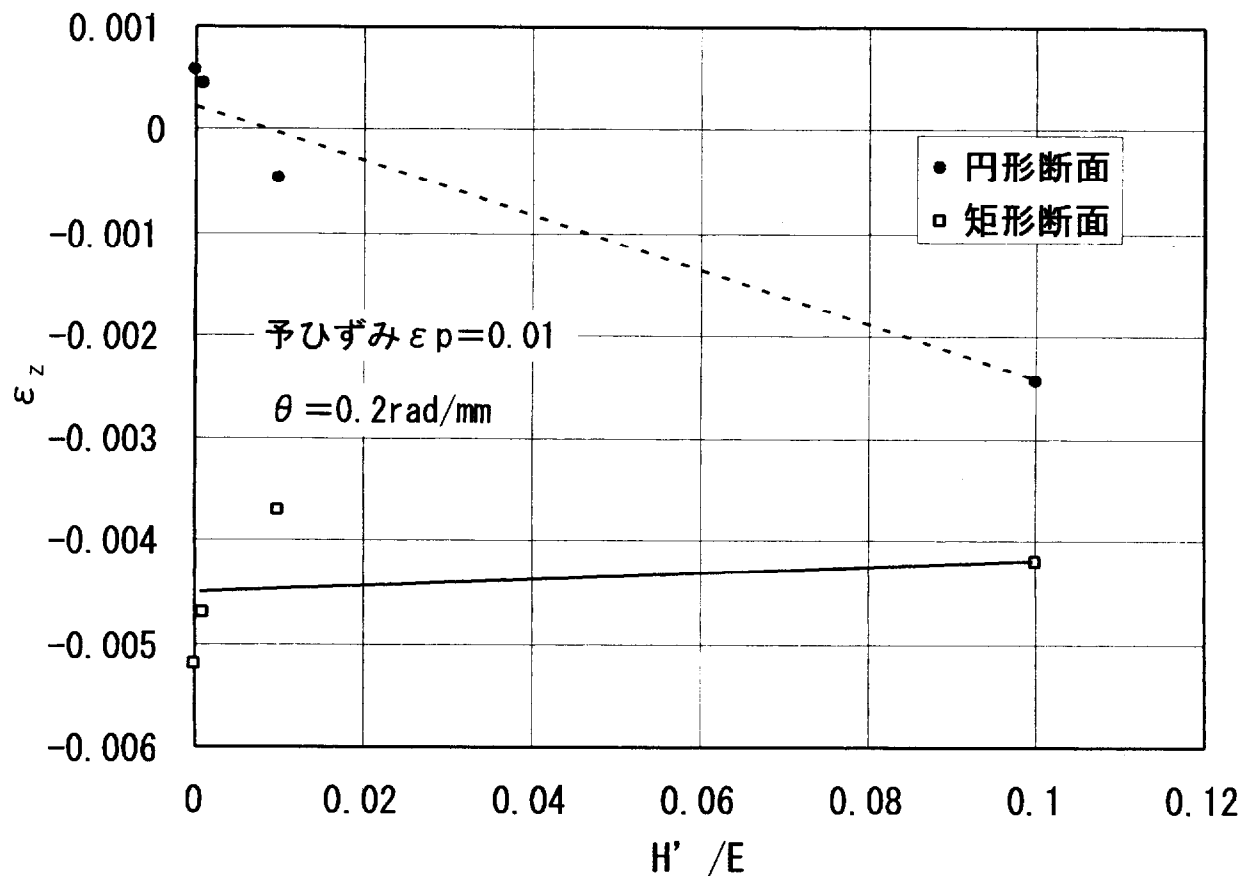


図 2. 2. 14 移動硬化係数 H' と長手方向ひずみ ε_z の関係
(バウシンガ効果の影響: 予ひずみ $\varepsilon_p = 0.01$)

いては予ひずみが 0.1 で 0.014 縮んでいる。正方形断面については 0.1 の予ひずみの場合、約 0.06 縮む結果となっている。この様に、予ひずみが 0.1 までの領域で長手方向ひずみは予ひずみの 14~60%程度の大きさで生じ、バウシング効果の影響は大きいといえる。

また、図 2.2.14 に移動硬化係数 (H') の長手方向ひずみに及ぼす影響について示す。正方形断面では H' の影響はほとんどない。また円形断面については H'/E が大きくなると若干縮んでいるが、予ひずみの 2%程度であり影響は小さい。

(b) 引張-圧縮実験

次に、本論文で実験に用いた銅材 (C1100: 19×19mm) について、引張の予ひずみを与えた後、圧縮実験を行いバウシング効果の大きさを調べた。まず、直径 10mm の平行部を持つ引張試験片を作成し、0.05 のひずみまで引張った後、高さ 15mm の圧縮試験片を切り出し、圧縮試験を行った。

引張試験の結果を図 2.2.15、その後の圧縮試験の結果を図 2.2.16 に示す。0.05 のひずみにおける応力は引張が 280MPa、圧縮が 270MPa であり、若干加工硬化しておりバウシング効果は全く見られない。よって、本論文においては振りにおける長手方向のひずみに及ぼすバウシング効果の影響はほとんどないと考えられる。

2.2.4 加工硬化の影響

上記した解析モデルで、加工硬化の長手方向ひずみに及ぼす影響を検討した。加工硬化係数 H を縦弾性係数 E の 0.1, 0.01, 0.001 及び 0.0001 倍とした場合について解析を行った結果を図 2.2.17 に示す。正方形断面の場合、 H が E の 0.01 倍以上で若干圧縮ひずみが減ってきているが、バウシング硬化の場合に比べ影響はほとんど見られない。円形断面の場合はさらに影響は小さい。

以上の解析および実験の結果、振り加工による長手方向の縮み量は今回適用予定の成形条件下においては十分に小さいことがわかった。

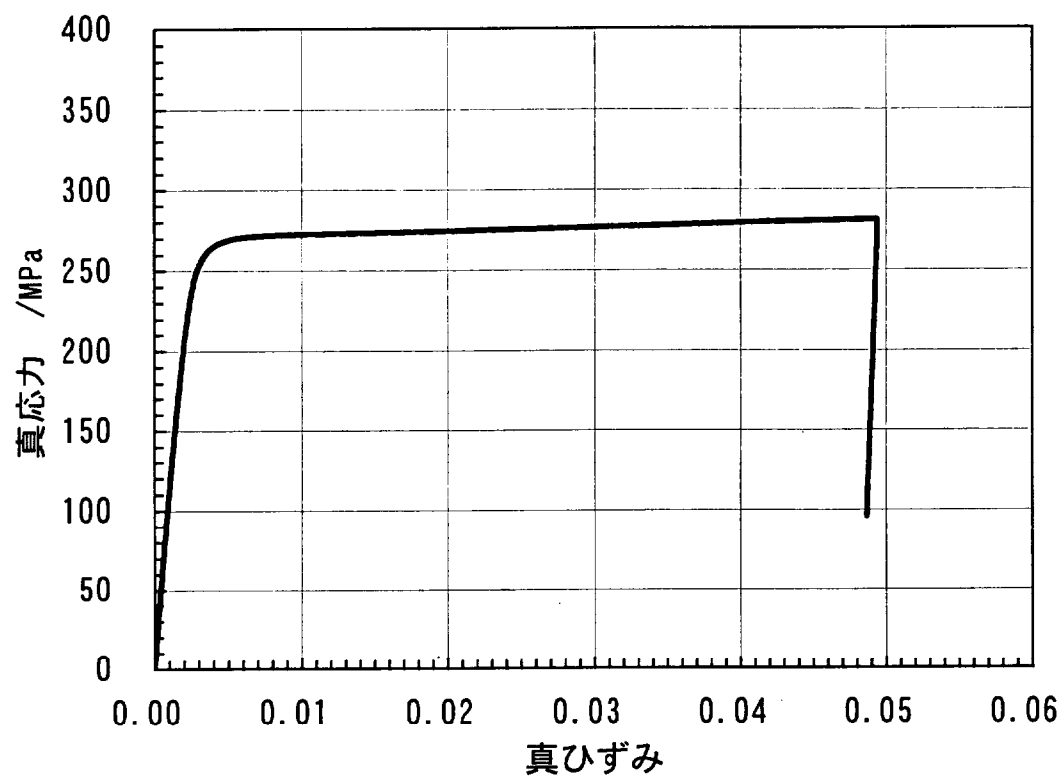


図 2.2.15 真応力－真ひずみ線図（銅：19×19mm）
（引張）

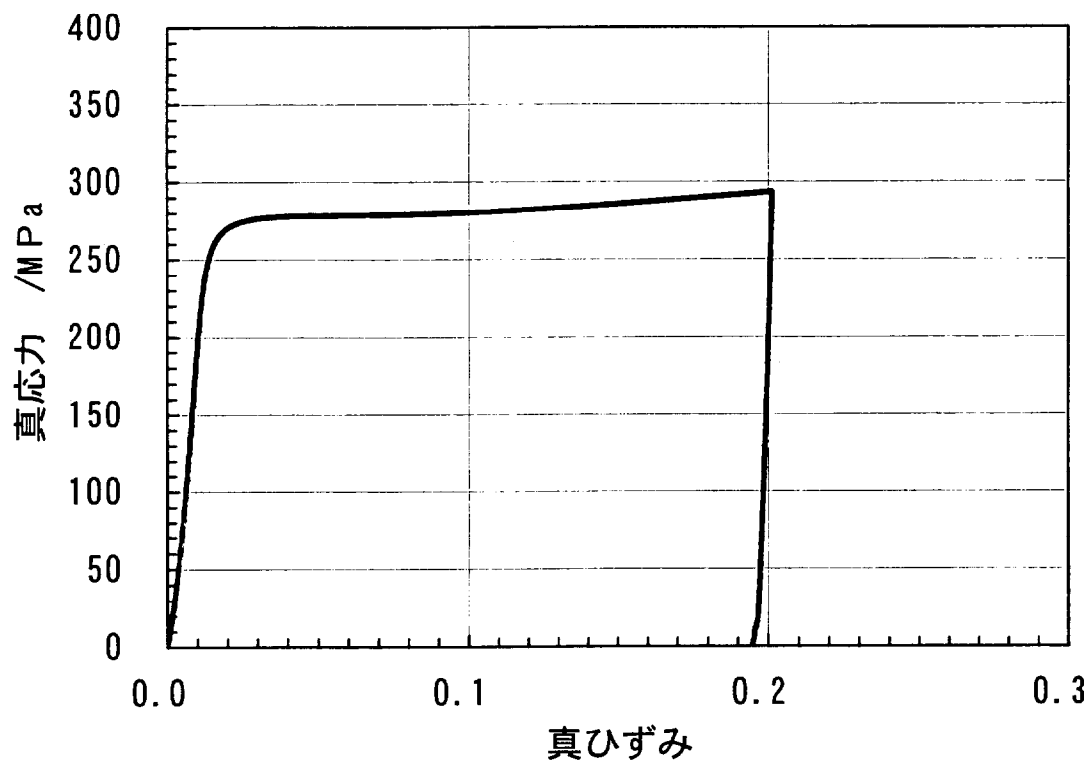


図 2.2.16 真応力－真ひずみ線図（銅：19×19mm）
（引張後圧縮）

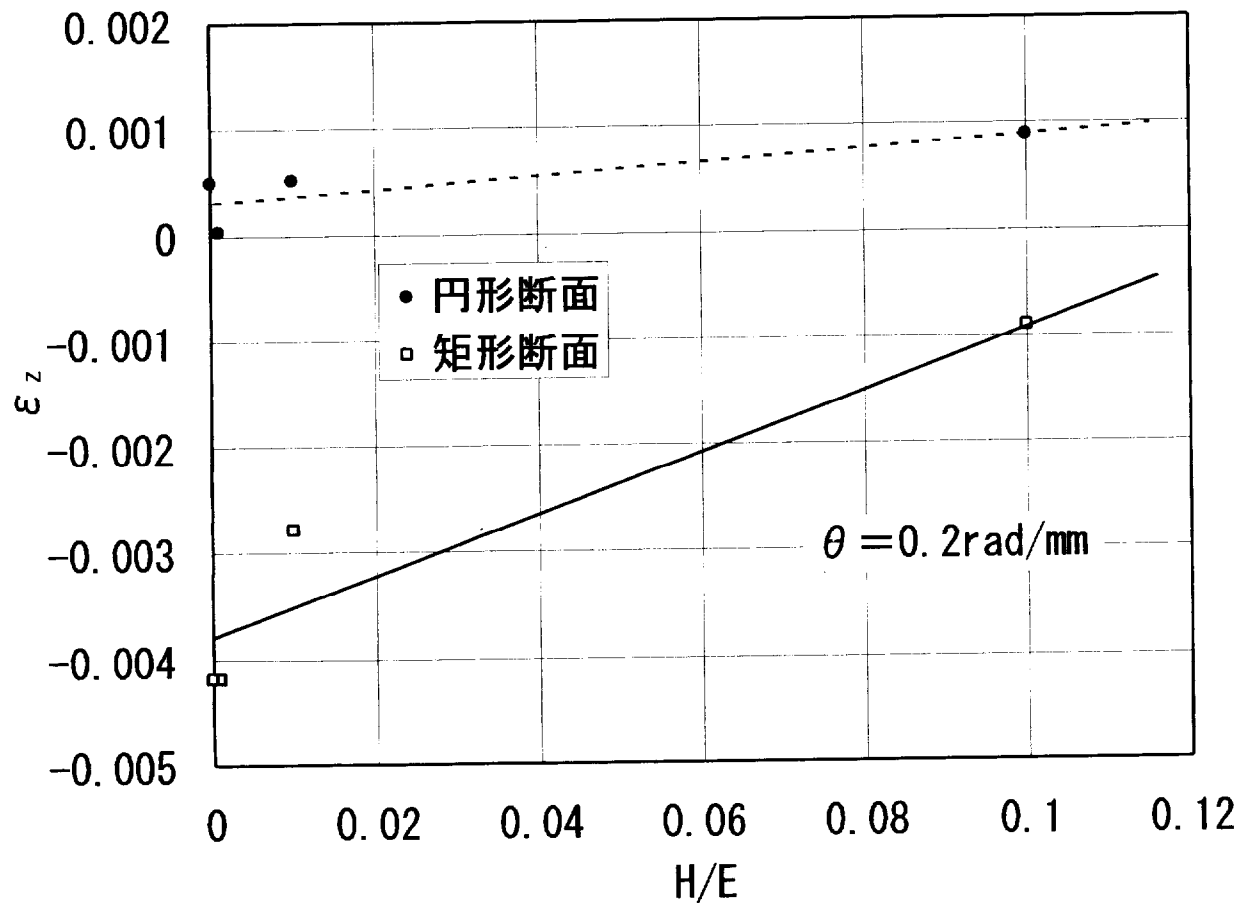


図 2. 2. 17 加工硬化係数 H と長手方向ひずみ ε_z の関係

2.3 正方形断面棒の曲げ・振り複合加工の三次元弾塑性有限要素解析

矩形断面棒の曲げと振りの複合加工については、Handelman³¹⁾により、剛完全塑性体に曲げモーメント及び振りモーメントを負荷した場合に対する基礎式が導出されて以来、剛塑性体、弾塑性体についての各種の解析が行われている^{32)~39)}。しかし、三次元弾塑性有限要素解析によりスプリングバックまでを検討した例は見受けられない。また曲げ及び振りの負荷経路の影響についてもデータが十分とは言えない。

ヘリカルコイルを高精度に積層するためには、スプリングバック量の予測が重要である。しかし、これには振りの大きさが大きく影響する。また、振りと曲げの負荷過程中的変化（負荷経路）も影響する可能性がある。そこで、本報告では汎用の有限要素法プログラムにより、正方形断面棒の曲げ・振り複合加工の解析を試み、種々の負荷経路における成形荷重及びスプリングバック量について検討を行った。

2.3.1 解析方法

(a) 解析モデル

図2.3.1に有限要素解析用メッシュを示す。要素は8節点の三次元要素を用いた。図2.3.2に解析モデルの寸法及び境界条件を示す。モデルは断面が辺長2mmの正方形、長さを20mmとした。重心位置を座標原点Oとし、断面の水平方向をX方向、垂直方向をY方向、長手方向をZ方向とした。モデルの剛体変位を防ぐために、座標原点及びこれに対し垂直方向に上下それぞれ1mm離れた位置にある3つの節点について、X及びZ方向の変位を拘束した。また両端からそれぞれ5mm内側の断面の図心の点について、X及びY方向の変位を拘束し、両端にY方向の強制変位あるいは荷重を加えることにより、曲げモーメントを負荷する。なお、この3点は、曲げ変形が中央面に対称なこと、また振り変形の際この3点はY方向のみに移動することから、上述のように拘束することとした。振りモーメントは図2.3.2の灰色部に示す位置に面圧を加えることにより負荷する。面圧負荷部の範囲は、両端から5mmまでで、辺長の半分(1mm)の範囲の、XZ面及びYZ面に平行な面上とした。この場合、モデルの同一面については、その両端に加える面圧は点対称の位置となる。負荷後荷重あるいは強制変位を取り去ることによりスプリングバックの解析が行えるようにした。強制変位を取り除く際には、振り面圧と比例関係を保ちつつ、2～3ステップで除荷した。

この時の変位を「曲げ変位」、荷重を「曲げ荷重」と呼ぶ。振り荷重については図の斜線部に加える面圧を「振り面圧」と呼ぶ。曲げ荷重及び曲げ変位は、モデルの変形には追従せず、常に最初の方に負荷した。振り面圧は曲げ、振り変形が進み、面圧の作用面が傾いた場合にもこの面に常に垂直に作用するような負荷方法を用いた。

曲率はモデルの重心位置における節点と、長手方向（Z方向）に前後1mm離れた

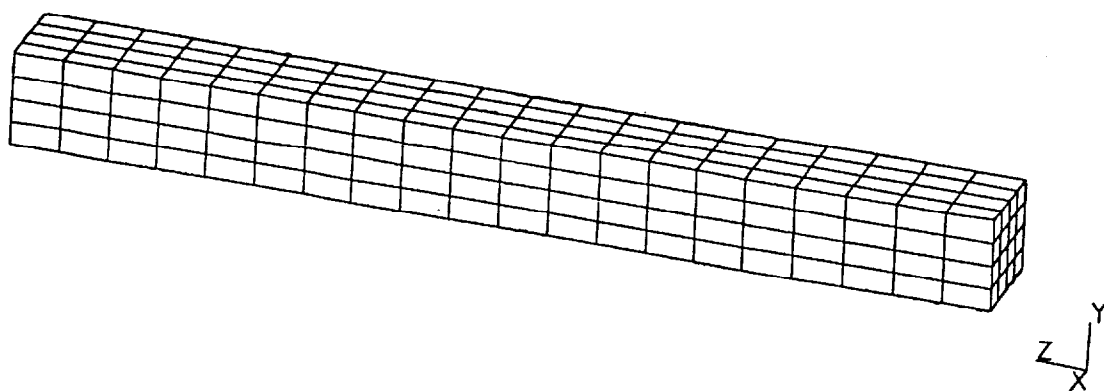


図2.3.1 有限要素解析用メッシュ

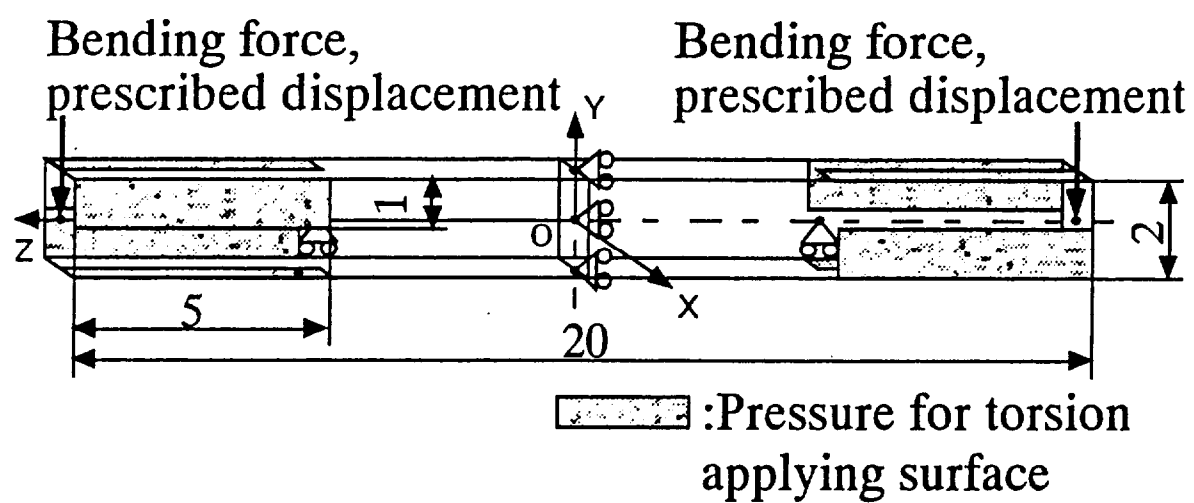


图2.3.2 境界条件

節点との変形後の座標から算出した。振り角は、重心位置の節点から長手方向（Z方向）に前後1mm離れた節点について、曲げ外側（Y方向）の表面上の節点におけるX方向の変位を、この節点における断面中心の節点までの距離で除して振り角をそれぞれ算出し、平均して求めた。

材質は2.2節の弾完全塑性体の銅材と同一のものを仮定した。各材料定数は、縦弾性係数 $E=115\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu=0.35$ 、降伏応力 $\sigma_e=348\text{MPa}$ である。

（b） 負荷経路

荷重または変位の大きさは、弾性限界に対応する値とその1/2及び塑性域におけるいくつかの値を用いた。弾性限界における曲げ変位 δ_e は0.11mmであり、本解析では、 $0.5\delta_e$ 、 δ_e 、 $3.64\delta_e$ 、 $9.09\delta_e$ に対応する値としてそれぞれ0.055、0.11、0.4及び1.0mmについて解析を行った。また単独曲げにおけるこれらの変位に対応する曲率はそれぞれ $0.5\kappa_e$ 、 κ_e 、 $4.76\kappa_e$ 及び $18.2\kappa_e$ となった。ここで κ_e は弾性限曲率で $0.00303/\text{mm}$ の値である。

曲げ荷重については $0.5M_e$ 、 M_e 及び $1.5M_e$ を用いた。ここで弾性限曲げモーメント M_e は 0.455Nm である。振りモーメントは $0.5T_e$ 、 T_e 及び $1.65T_e$ を用いた。弾性限振りモーメント T_e は 0.328Nm である。また、弾性限界の比振り角 θ_e は 3.50rad/m となる。本解析では上記弾性限界の値として、単純曲げ及び単純振りによる計算値を用いた。

荷重は以下の4つの経路で負荷した。

（1） 比例負荷（ $T-D$ ）

振り面圧と曲げ変位を比例させて負荷する。

（2） 比例負荷（ $T-M$ ）

振り面圧と曲げ荷重を比例させて負荷する。振りモーメントと曲げモーメントの比が、それぞれの極限荷重の比と同じになるように荷重を負荷した場合、極限荷重の0.89倍すなわち $M=1.33M_e$ 及び $T=1.42T_e$ まで収束した解が得られた。

（3） 曲げ後振り

所定の曲率まで曲げた後、振りモーメントを $1.65T_e$ まで負荷する。

（4） 振り後曲げ

所定の振りモーメントを負荷した後、曲げ変位まで曲げる。

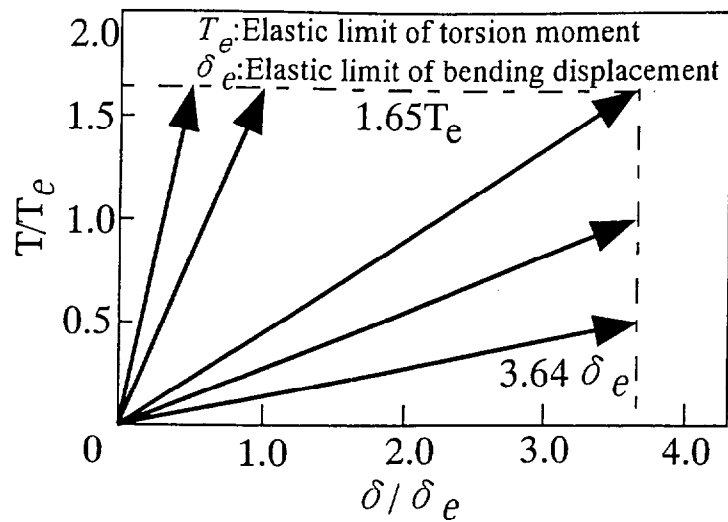
図2.3.3に主な負荷経路についての模式図を示す。

（c） 解析条件

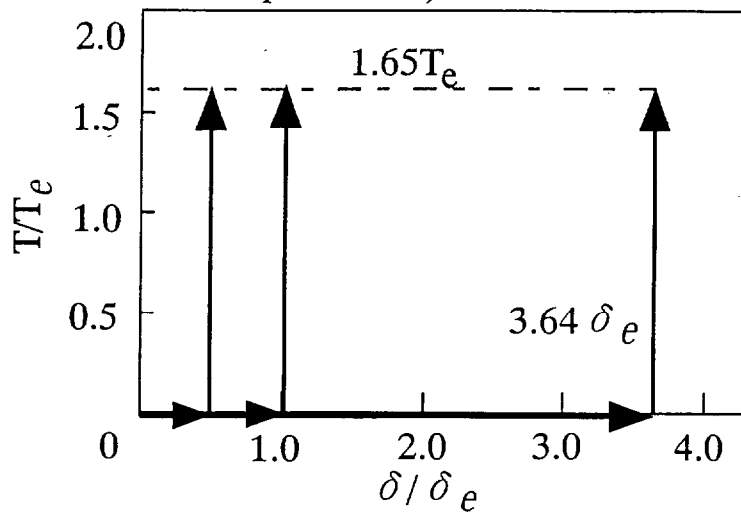
プログラムはABAQUS(Version 4.9)を用いた。解析は弾塑性かつ大変形問題とし、Update Lagrange法及びNagtegaalによるConstant Dilatation⁴¹⁾の計算条件を用いている。

計算機はオハイオ州立大学機械工学科のVAX8550を用い、最大計算ステップ28、最大計算時間44分を要した。

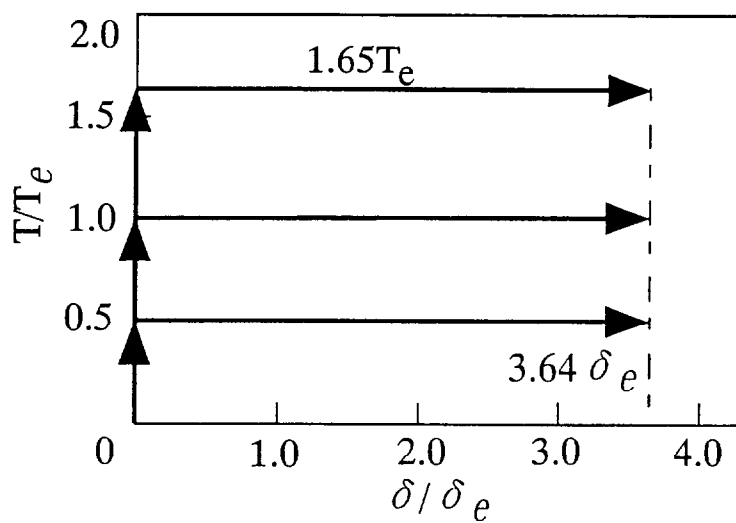
2.3.2 解析結果



(a) Proportional loading(T-D)
(T:torsion moment, δ : bending displacement)



(b) Torsion after bending



(c) Bending after torsion

図2.3.3 負荷経路

(a) 変形

図2.3.4に曲げ単独, 振り単独及び曲げ・振り複合成形時(比例負荷($T-D$))の変形図を示す. また図2.3.5に長手方向から見た曲げ・振り複合加工時の変形図を示す.

図2.3.6及び図2.3.7に曲げ単独, また振り単独の場合の曲率 κ 及び比振り角 θ の分布を示す. ここで a は断面の辺長で, 本解析では2mmである. 曲率については4mm, 比振り角については7mmの均一変形領域が得られている. また, 解析中に拘束した節点において X 方向の反力は生じていないことを確認している.

(b) 成形荷重

図2.3.8に曲げ単独成形時の曲げモーメントと曲率の関係について有限要素解析結果及び全断面が降伏したと仮定した場合の極限荷重を比較して示す. モーメントは極限荷重 M_0 で無次元化している.

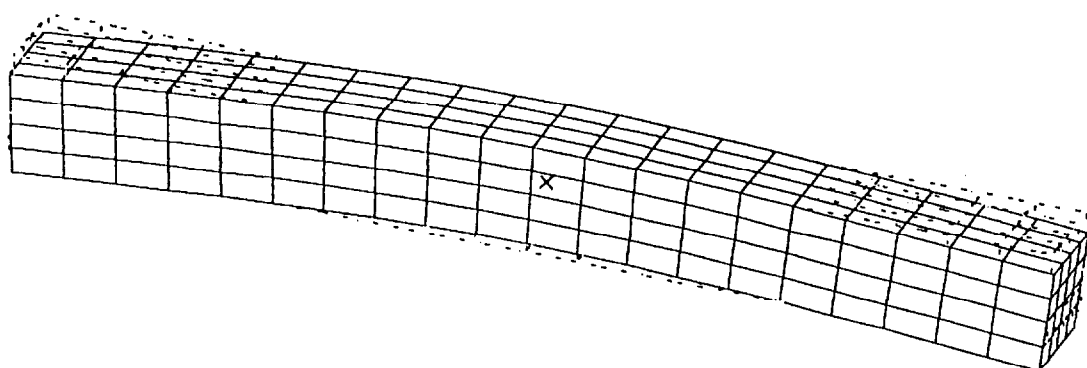
図2.3.9に振り単独成形時の振りモーメントと比振り角の関係について有限要素解析結果及び砂丘類似により得られる極限荷重を比較して示す. モーメントは極限荷重 T_0 で無次元化している.

本報告における有限要素解析結果は, 単純曲げ及び単純振りの初等解析による極限荷重に比べ, 曲げモーメントについては5%程度, 振りモーメントについては3%程度大きな値を示した. これは有限要素解析の場合メッシュの粗さの影響で荷重が初等解析の結果より若干大きめに算出されたものと考えられる.

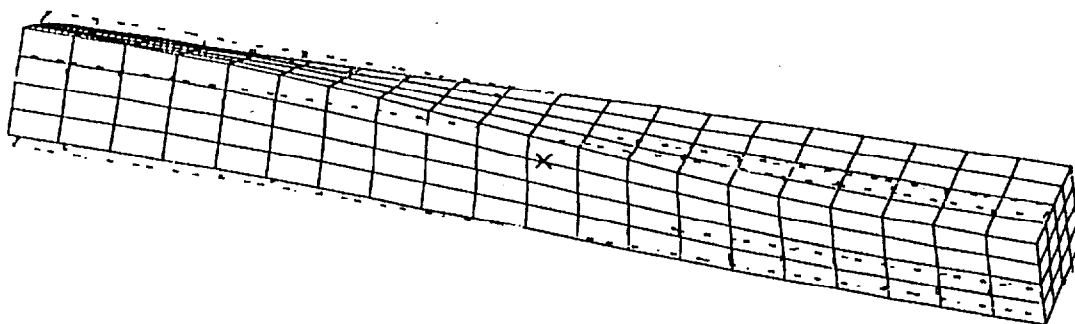
図2.3.10に比例負荷($T-D$)による複合成形時の曲げモーメントと曲率の関係を示す. 振りモーメントを $0 \sim 1.65T_0$ に変化させた場合の結果を示している. 振りモーメントが増加するに従い曲げモーメントは大きく減少し, $T_0=1.65T_0$ の場合には $T_0=0$ の場合に比べ半分程度となっている. これは曲げと振りの複合効果を表している.

図2.3.11に振り後曲げの場合の曲げモーメントと曲率の関係を示す. $T=T_0$ の場合, 比例負荷($T-D$)の場合より小さい曲率の段階で, 曲げモーメントが単独成形の場合に比べ減少している. これは曲げモーメントを負荷する前にすでに振りモーメントの負荷は終了しており, 曲げの最初から最大の振りモーメントによる荷重の抑制効果を受けたためと考えられる.

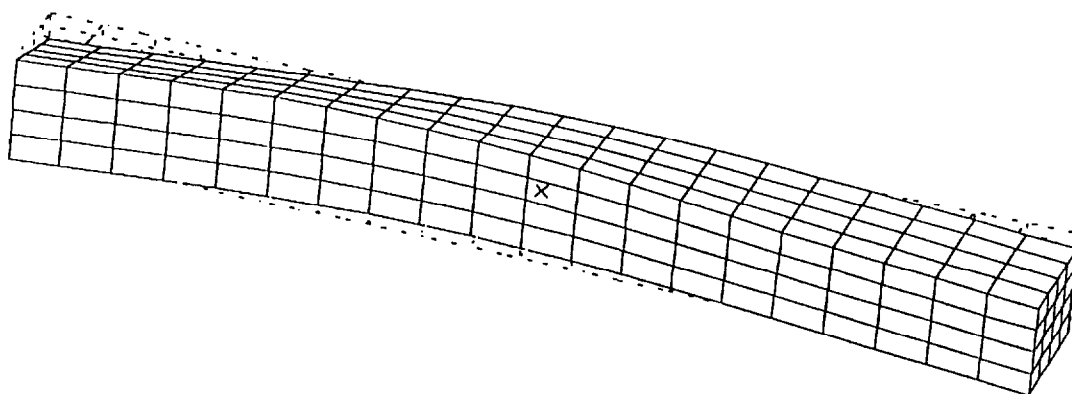
図2.3.12に比例負荷($T-D$)による複合成形時の振りモーメントと比振り角の関係を示す. 曲げ変位を $0 \sim 4.76\delta_0$ とした場合の結果を示している. 大きな曲げ変位を複合させるほど比振り角に対する振りモーメントの上昇が遅くなっている. また図2.3.13に曲げ後振りの場合の振りモーメントと比振り角の関係を示す. 比例負荷($T-D$)の場合に比べ曲げの影響があまり見られなかった. これは曲げ後, 曲げ変位を一定に保って振った場合, 振りモーメントの増加に伴い曲げモーメントが減少するため, 振りモーメント自体に対する曲げの複合効果が小さくなったためと思われる. これに対し比例負荷($T-D$)の場合, 曲率及び振りモーメントが同時に増加することになり, 振りに対する複合効果が全過程で大きく現れ, 振りモーメントが小さ



(a) Pure bending (deformation: $\times 1$, $\delta = 3.64 \delta_e$)



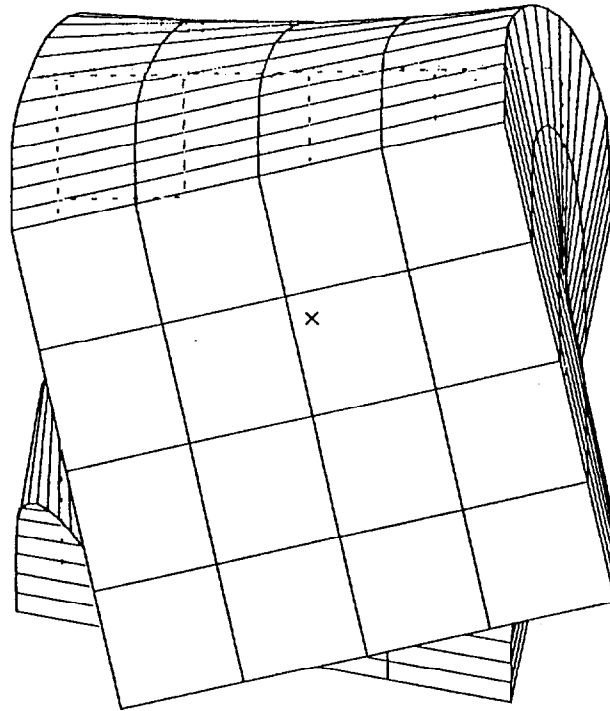
(b) Pure torsion (deformation: $\times 5$, $T = 1.65 T_e$)



(c) Bending and torsion combined
(deformation: $\times 1$, $\delta = 3.64 \delta_e$, $T = 1.65 T_e$)



图 2.3.4 有限要素解析結果 (变形)



Bending and torsion combined
 ($\delta = 3.64 \delta_e$, $T = 1.65 T_e$)



図 2.3.5 有限要素解析結果
 (軸方向より見る)

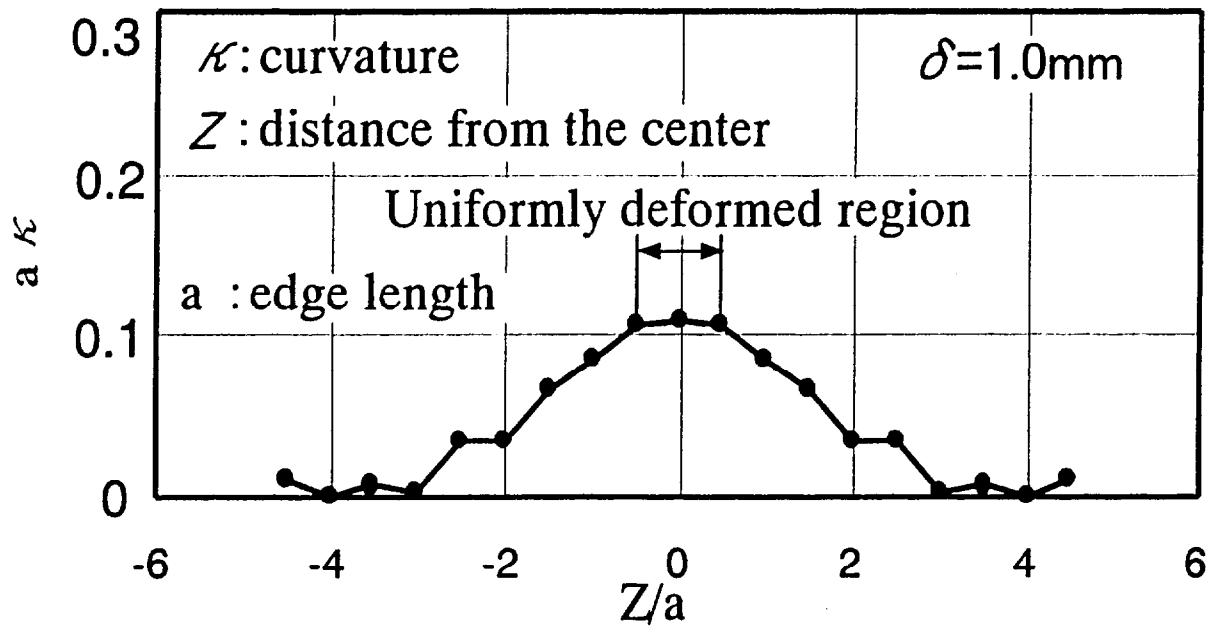


図2.3.6 曲率分布

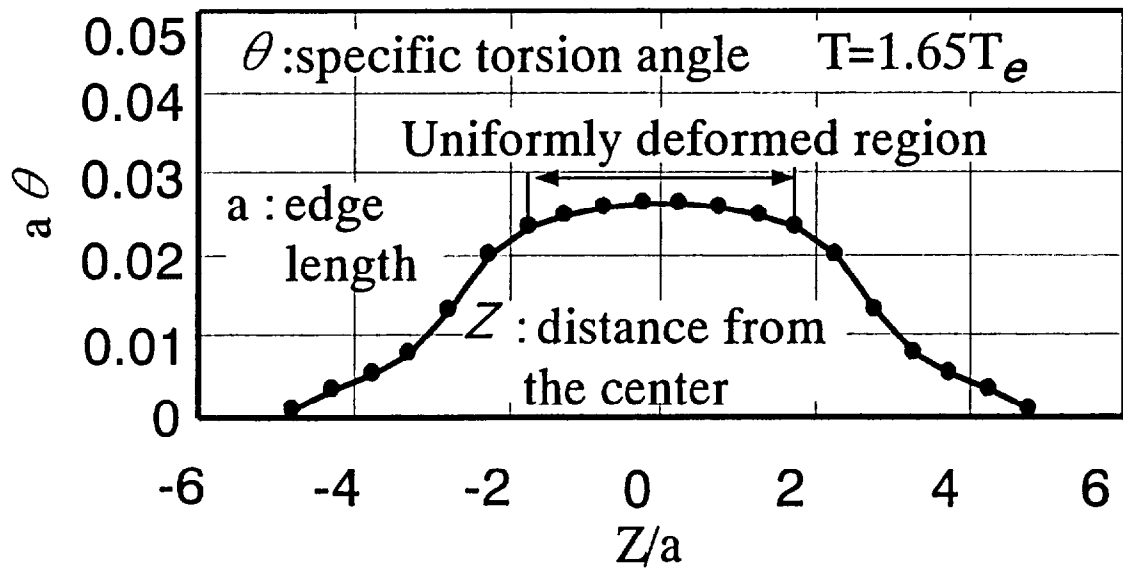


図2.3.7 比捩り角の分布

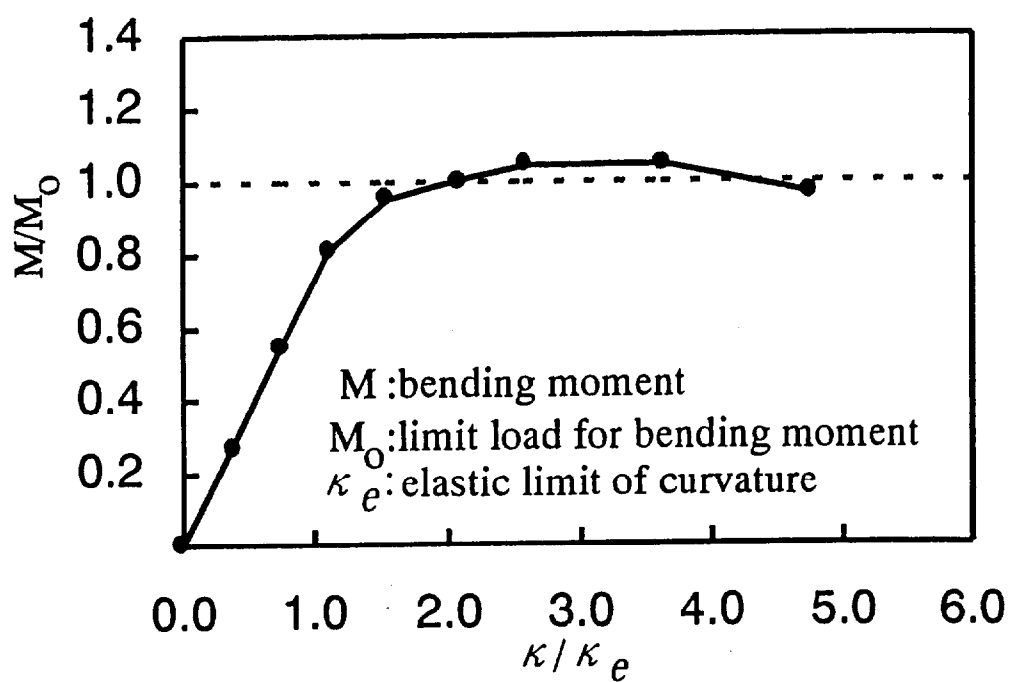


図2.3.8 負荷曲線（純粋曲げ）

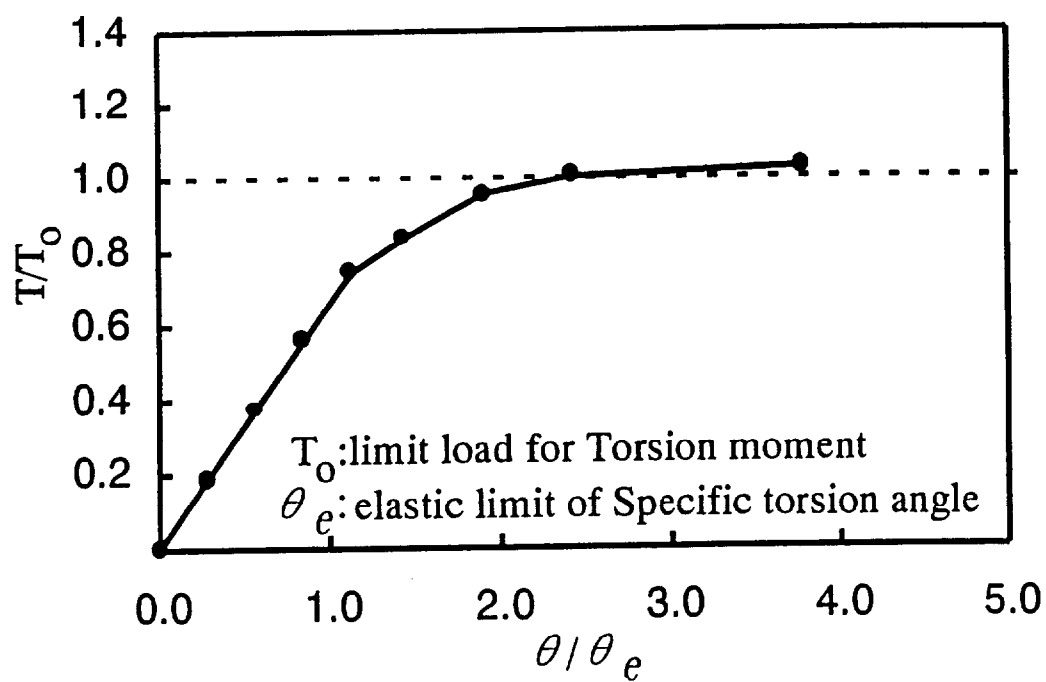


図2.3.9 負荷曲線（純粋捩り）

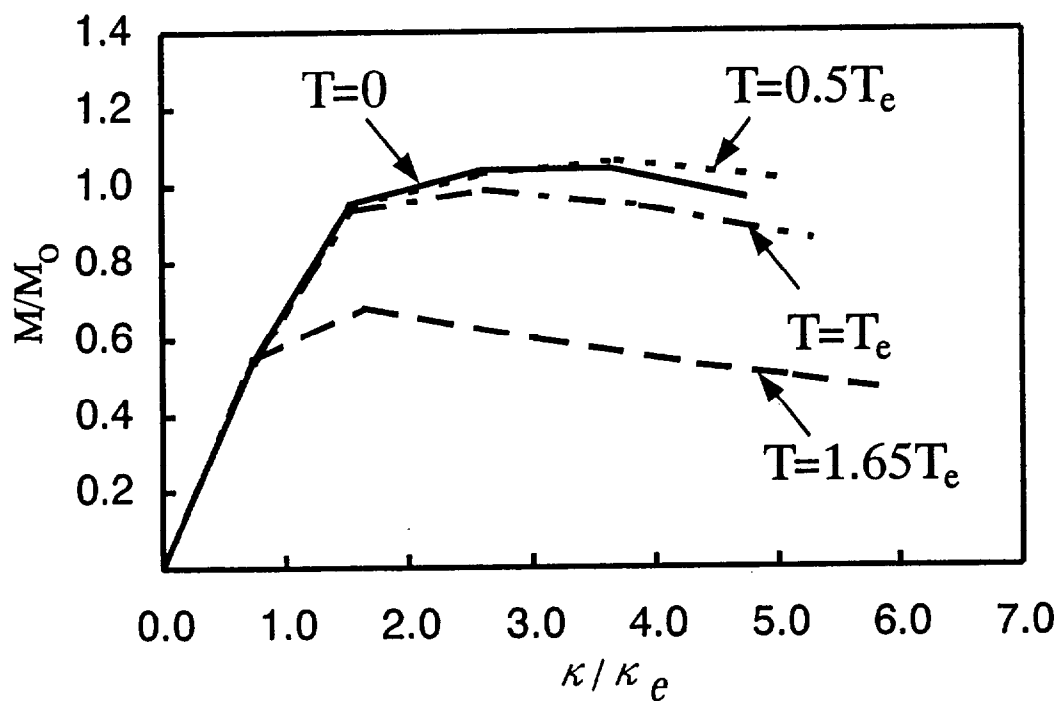


図2.3.10 負荷曲線（比例負荷：T-D）

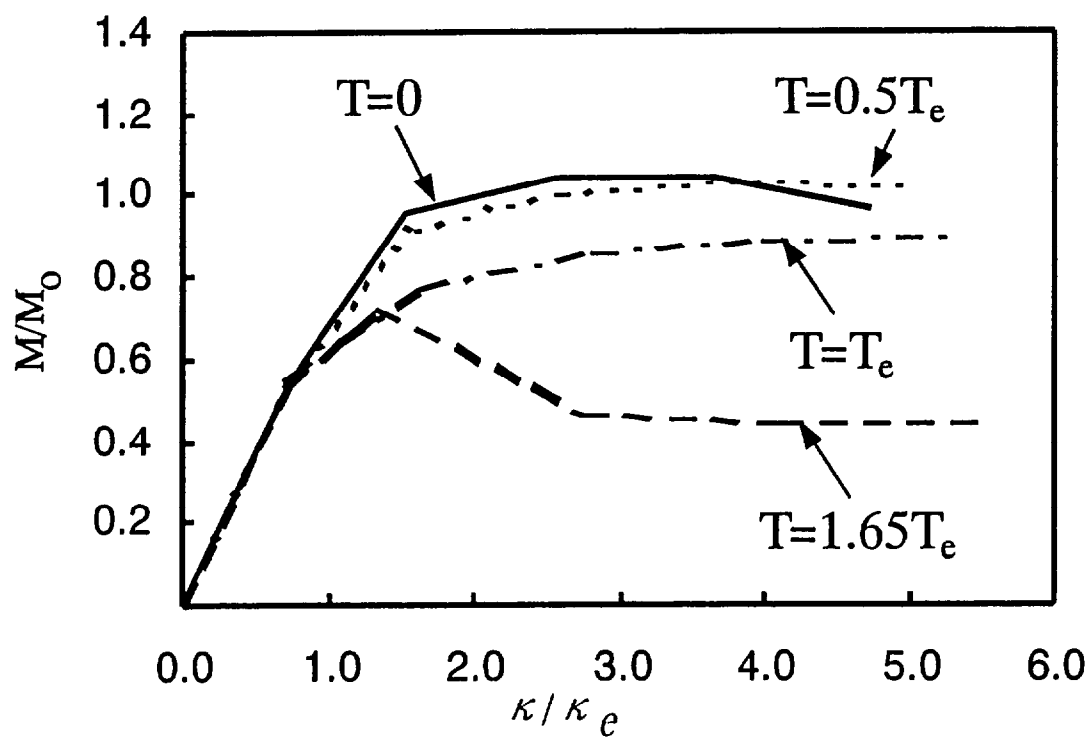


図2.3.11 負荷曲線（振り後曲げ）

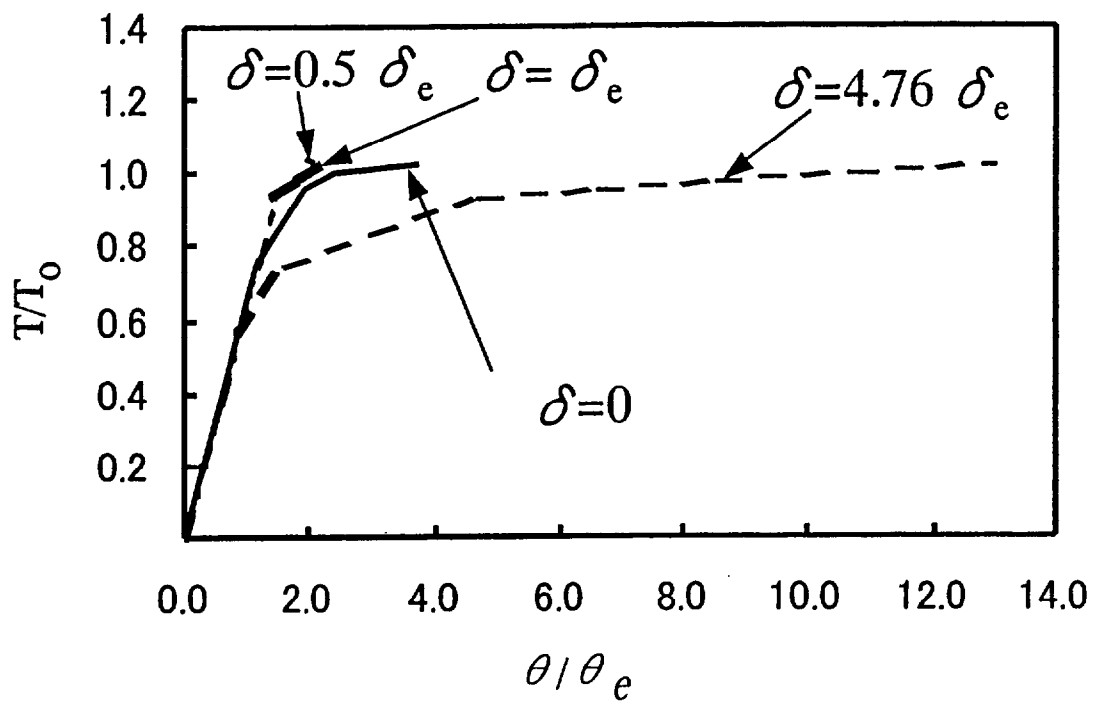


図2.3.12 負荷曲線（比例負荷：T-D）

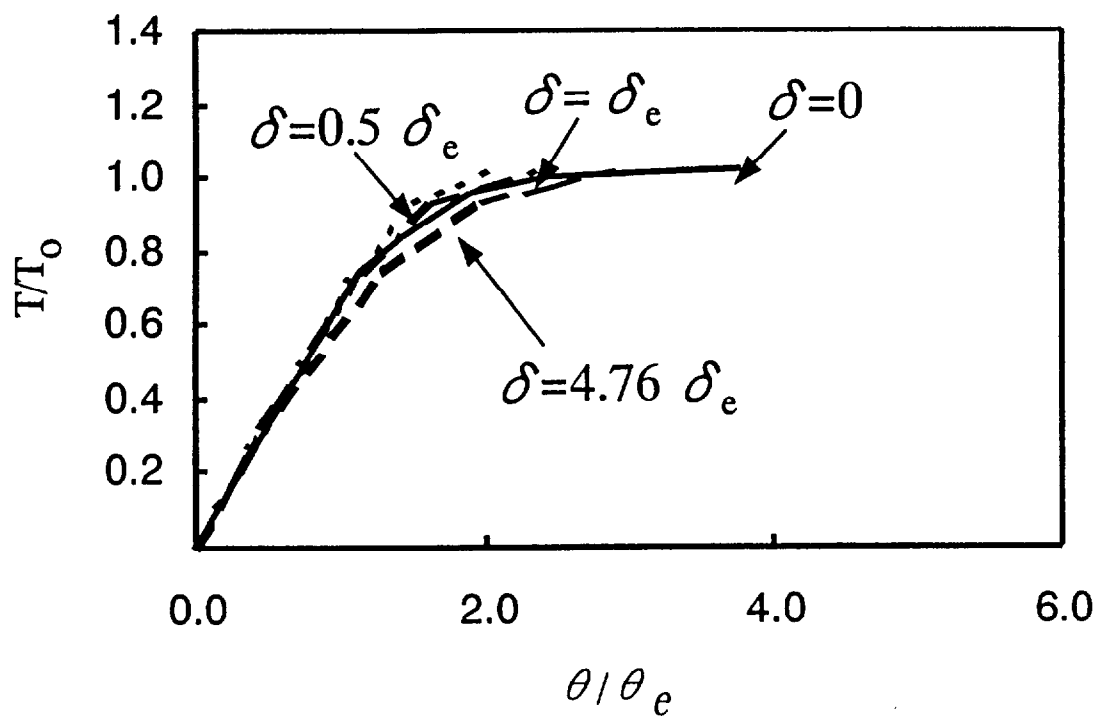


図2.3.13 負荷曲線（曲げ後振り）

くなったものと思われる。

図2.3.14及び図2.3.15に比例負荷($T-M$)の場合の結果を示す。曲げ及び振りのそれぞれの単独成形の場合以外、比例負荷($T-D$)の場合に比べ曲率や比振り角の小さい領域で解析が終了している。これは、比例負荷($T-D$)の場合曲げ変位が目標値となるまで解析が行われるが、比例負荷($T-M$)の場合、曲げモーメントが塑性域に入りほぼ極限荷重に達した段階で解析が終了するため、曲げ変位が比例負荷($T-D$)の場合より小さくなり、同様に比振り角も小さくなるものと考えられる。

図2.3.16に曲げ・振り複合加工時の曲げモーメントと振りモーメントの関係を示す。図中に上界及び下界の値³³⁾を実線で示す。曲げと振りが複合した場合の解析では全解析結果が下界より外側にある。曲げおよび振りモーメントはそれぞれの相互作用により極限荷重より減少する傾向が見られる。振りモーメントを T_0 (0.625 T_0) 負荷する場合、比例負荷($T-D$)、曲げ後振りそして比例負荷($T-M$)の順に曲げモーメントが小さくなっており、負荷経路の影響が見られる。

(c) スプリングバック

図2.3.17にスプリングバック曲率と曲げモーメントの関係を示す。●は曲げ単独の場合の有限要素解析結果、実線は成形終了時の曲げモーメントが全て弾性変形により解放されるとしたときの初等解析による曲率の変化量の計算結果である。図中には全解析結果がプロットされている。スプリングバック量はほぼ実線に一致し、解析結果は妥当なものであるといえる。各解析結果の荷重は上述のように負荷経路の影響を受けることから、スプリングバック後の曲率も負荷経路の影響を受け、その大きさは負荷時の曲率と最終的な曲げモーメントから算出できる。

図2.3.18にスプリングバック振り角と振りモーメントの関係を示す。●は振り単独の場合の有限要素解析結果、実線は成形終了時の振りモーメントが全て弾性変形により解放されるとしたときの初等解析による振り角の変化量の計算結果である。図中には全解析結果がプロットされている。曲率と同様、スプリングバック量はほぼ実線に一致し、解析結果は妥当なものであるといえる。振りについても荷重は負荷経路の影響を受けることから、スプリングバック後の振り角も負荷経路の影響を受けるといえる。また、その大きさは負荷時の振り角と最終的な振りモーメントから算出できる。

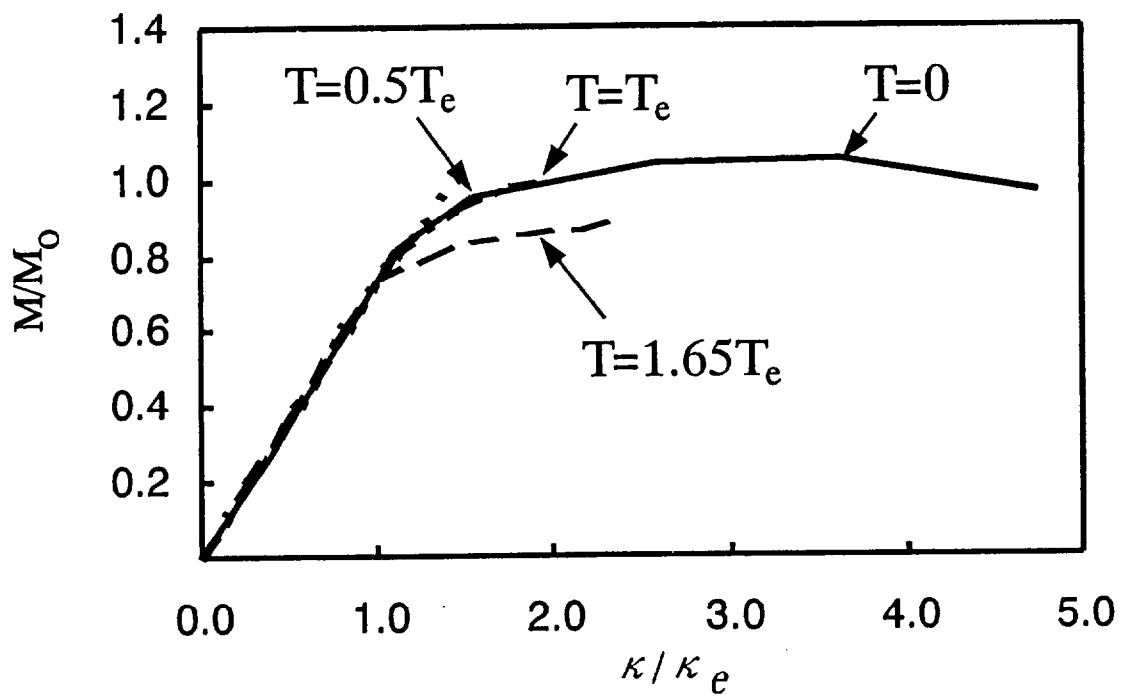


図2.3.14 負荷曲線 (比例負荷: T - M)
(M と κ の関係)

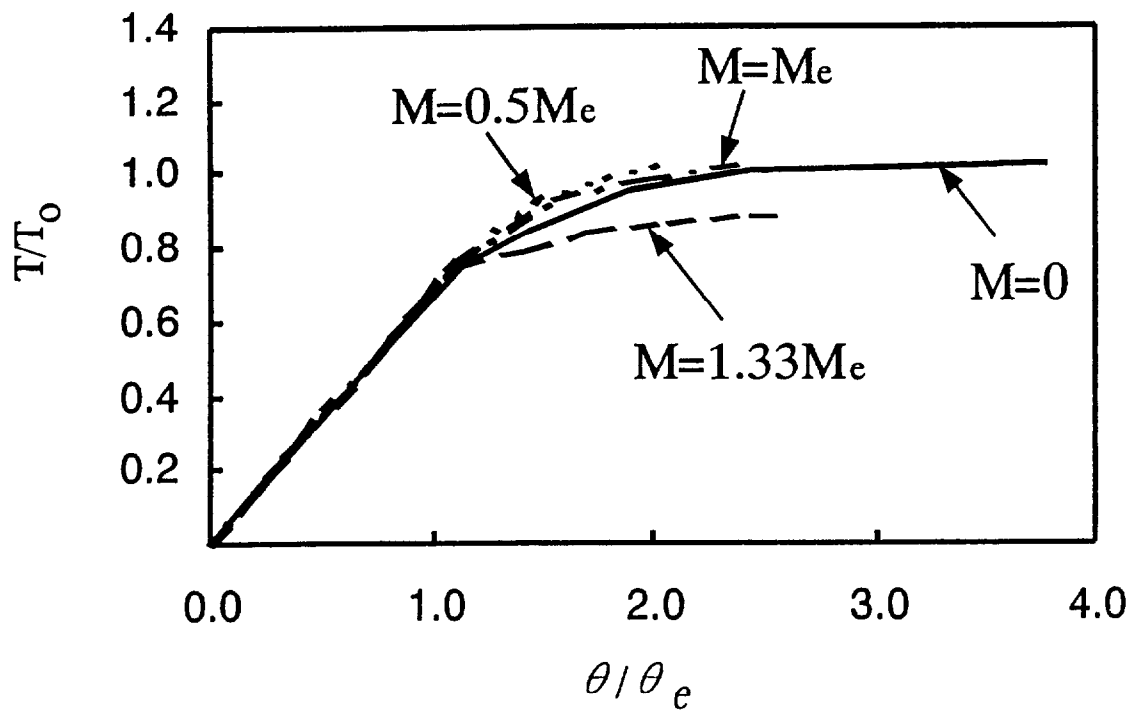


図2.3.15 負荷曲線 (比例負荷: T - M)
(T と θ の関係)

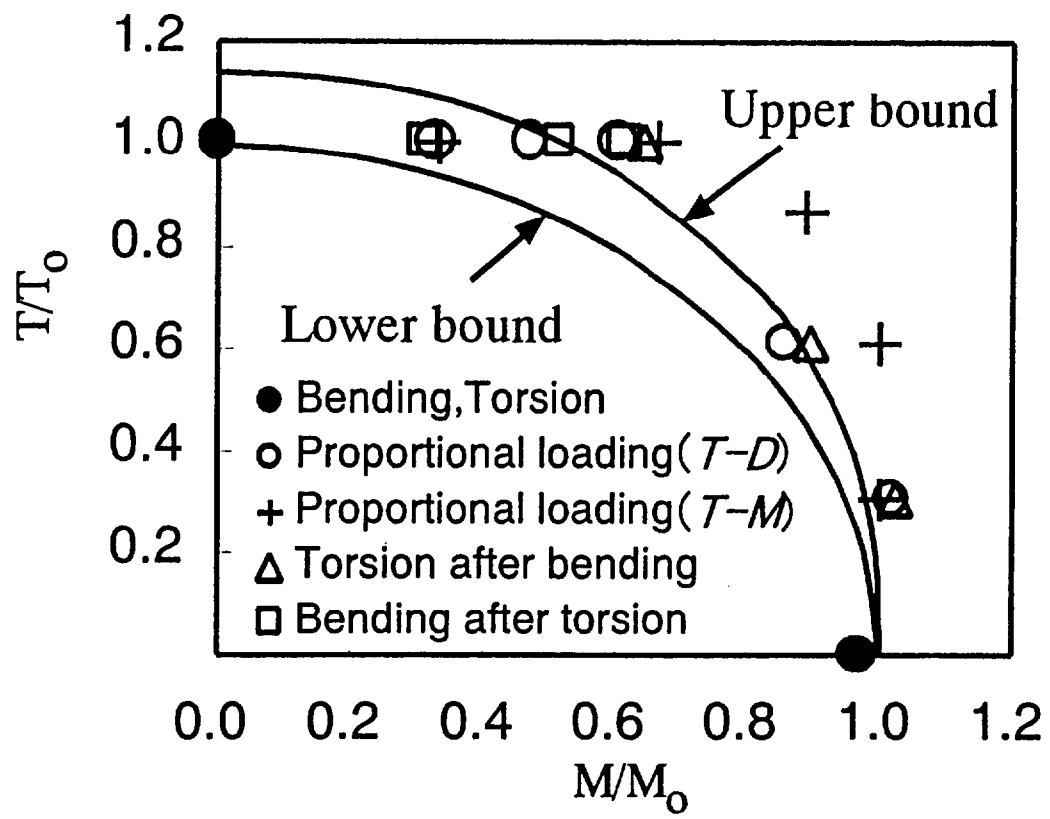


図2.3.16 曲げモーメントと捩りモーメントの相互作用曲線

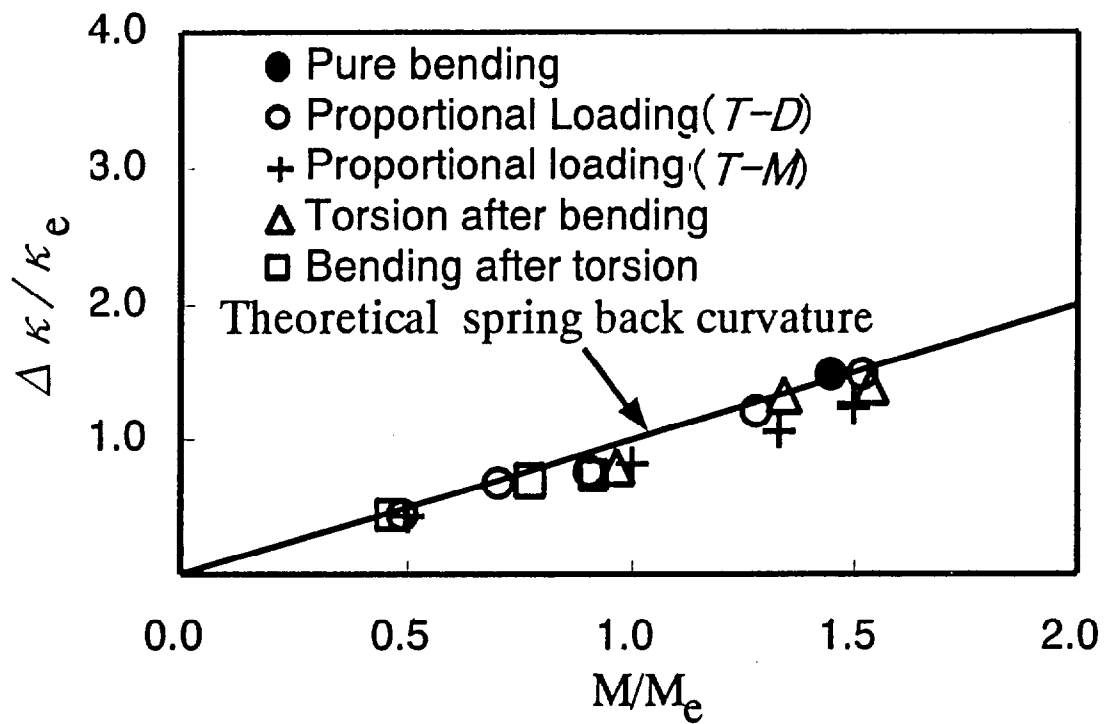


図2.3.17 スプリングバック曲率と
曲げモーメントの関係

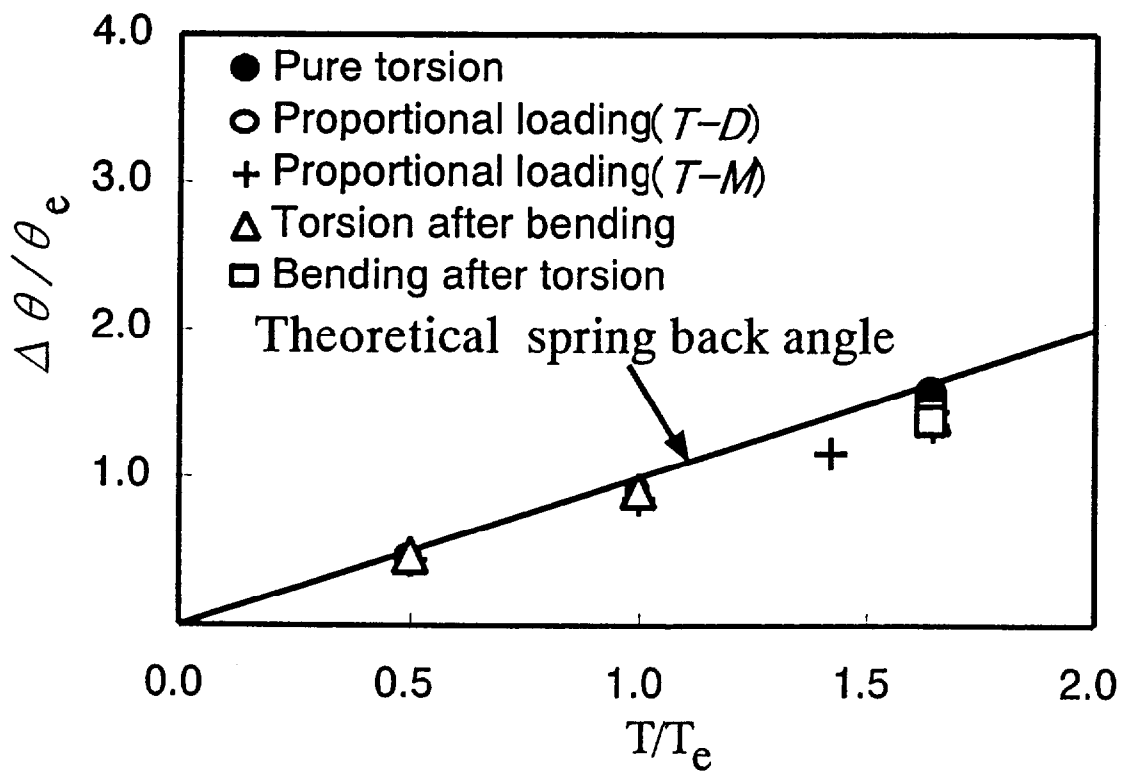


図2.3.18 スプリングバック角と
振りモーメントの関係

2.4 長方形断面棒の非対称曲げと振りの複合加工の上界解析

長方形断面棒の曲げと振りの複合加工については、断面のゆがみを考慮した場合を含め、上下界解析が行われ成形荷重が求められている。しかし、本論文の対象となる、非対称曲げと振りが複合する場合には、曲げ面外の曲率が生じ、対称曲げの結果をそのまま使用することはできない場合がある。

そこで、本節では上界法により長方形断面棒の非対称曲げ・振り複合加工の解析を試み、曲げ面外方向に発生する曲率を明らかにするとともに、曲げと振り荷重が複合する場合の影響について検討を行った。

2.4.1 解析方法

(a) 基礎式

長方形断面棒の非対称曲げ・振り複合加工の上界解析を試みる。図2.4.1に非対称曲げを行っている状態の長方形断面棒の断面を模式的に示す。ここで長方形断面の短辺を a 、長辺を b とし、 x 軸からの断面の傾き角を α とする。

上記モデルにおいて、 x 軸回りに曲げモーメント M_x を付加すると共に、振りモーメント T を付加するものとする。この場合の長さ L に対する曲げ角度の時間増分を $\dot{\phi}_x$ とする。 y 軸回りの矢印の向きの曲げモーメント M_y を 0 とし、この方向の単位長さ当たりの曲げ角度の可容速度を $\dot{\phi}_y^k$ 、また単位長さ当たりの振り角の可容速度を $\dot{\theta}^k$ とする。上記の条件下で、外力のなす仕事率と内部消費仕事率 $\dot{W}$ の関係は以下のように表される。

$$M_x \dot{\phi}_x + M_y \dot{\phi}_y^k + T \dot{\theta}^k \leq \dot{W} \quad (2.4.1)$$

ここで、左辺の第2項は M_y が 0 であることからなくなり、さらに第3項を右辺に移動して整理すると以下ようになる。

$$M_x \leq \frac{\dot{W} - T \dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x} \quad (2.4.2)$$

次に、内部仕事率 $\dot{W}$ を求める。 $\dot{W}$ は以下の式で表される。

$$\dot{W} = \int_V \sqrt{3} k \dot{\epsilon}_{eq}^k dV \quad (2.4.3)$$

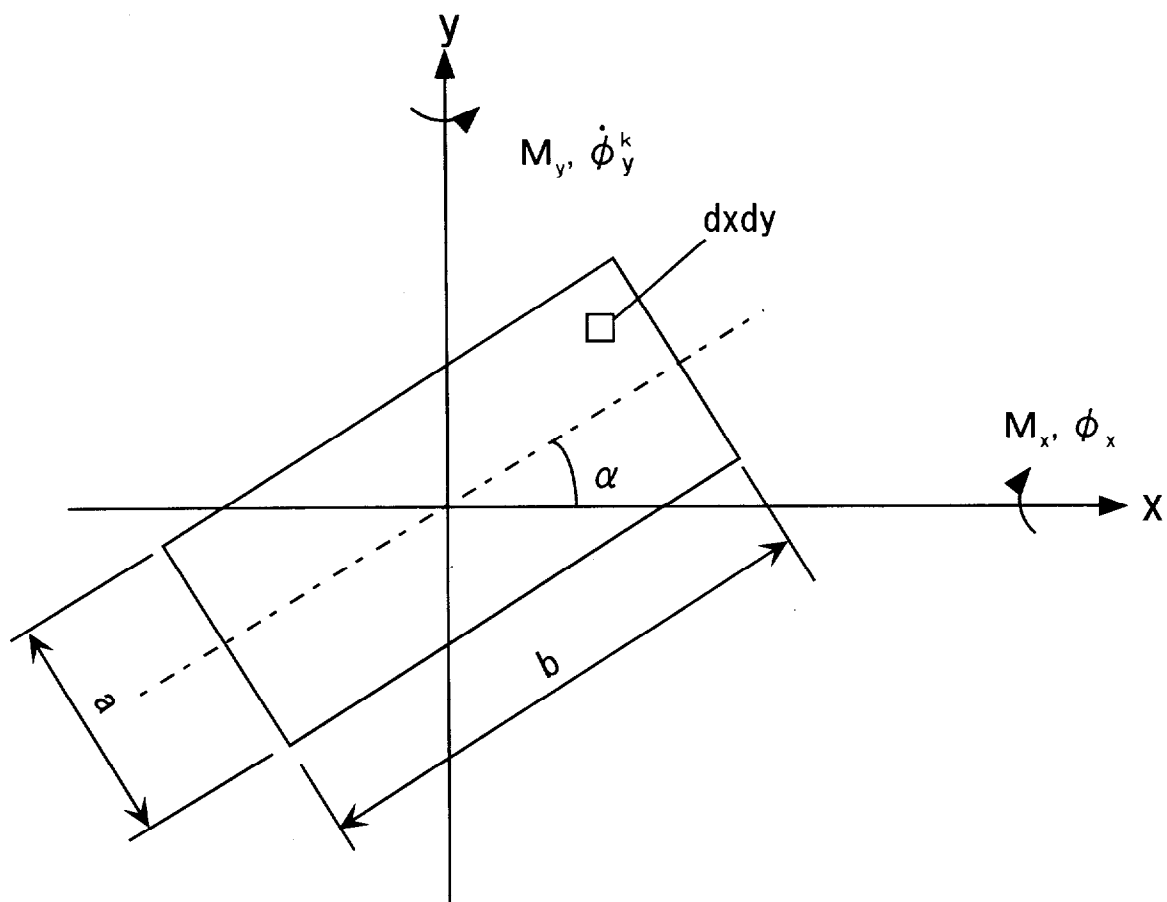


図2. 4. 1 上界解析モデル

ここで k はせん断降伏応力， $\dot{\varepsilon}_{eq}^k$ は相当塑性ひずみ増分である．

単位長さ当たりの仕事率を考えることにすると，上式は以下のように表すことができる．

$$\dot{W} = \sqrt{3}k \iint \dot{\varepsilon}_{eq}^k dx dy \quad (2.4.4)$$

相当塑性ひずみ増分 $\dot{\varepsilon}_{eq}^k$ は次式で表される．

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^k = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\dot{\varepsilon}_x^2 + \dot{\varepsilon}_y^2 + \dot{\varepsilon}_z^2 + \frac{1}{2}(\dot{\gamma}_{xy}^2 + \dot{\gamma}_{yz}^2 + \dot{\gamma}_{zx}^2)} \quad (2.4.5)$$

ここで $\dot{\varepsilon}_z = \dot{\varepsilon}$ ， $\dot{\varepsilon}_x = \dot{\varepsilon}_y = -\dot{\varepsilon}/2$ ， $\dot{\gamma}_{yz} = \dot{\gamma}_{zx} = 0$ とすると

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^k = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\frac{3}{2}\dot{\varepsilon}^2 + \frac{1}{2}\dot{\gamma}_{xy}^2} \quad (2.4.6)$$

となる．

ここで，

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\phi}_y x + \dot{\phi}_x y \quad (2.4.7)$$

$$\dot{\gamma}_{xy} = \dot{\theta}^k \sqrt{x^2 + y^2} \quad (2.4.8)$$

であり，これを式(2.4.6)に代入して整理すると

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^k = \dot{\phi}_x \sqrt{\left(\left(\frac{\dot{\phi}_y}{\dot{\phi}_x} \right)^2 + \frac{1}{3} \left(\frac{\dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x} \right)^2 \right) x^2 + 2 \left(\frac{\dot{\phi}_y}{\dot{\phi}_x} \right) xy + \left(1 + \frac{1}{3} \left(\frac{\dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x} \right)^2 \right) y^2} \quad (2.4.9)$$

となる．

(2.4.2) 式より

$$M_x \leq \frac{\dot{W}}{\dot{\phi}_x} - \frac{T \dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x}$$

であり，これに (2.4.4) および (2.4.9) 式を代入すると

$$M_x \leq \frac{1}{\dot{\phi}_x} \sqrt{3}k \iint \dot{\phi}_x \sqrt{\left(\left(\frac{\dot{\phi}_y}{\dot{\phi}_x} \right)^2 + \frac{1}{3} \left(\frac{\dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x} \right)^2 \right) x^2 + 2 \left(\frac{\dot{\phi}_y}{\dot{\phi}_x} \right) xy + \left(1 + \frac{1}{3} \left(\frac{\dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x} \right)^2 \right) y^2} dx dy - \frac{\dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x} T \quad (2.4.10)$$

ここで $\dot{\phi}_x$ を既知として積分の外に出して整理すると

$$M_x \leq \sqrt{3}k \iint \sqrt{\left(\left(\frac{\dot{\phi}_y^k}{\dot{\phi}_x}\right)^2 + \frac{1}{3}\left(\frac{\dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x}\right)^2\right)x^2 + 2\left(\frac{\dot{\phi}_y^k}{\dot{\phi}_x}\right)xy + \left(1 + \frac{1}{3}\left(\frac{\dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x}\right)^2\right)y^2} dx dy - \frac{\dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x} T$$

となる.

ここで

$$\left(\frac{\dot{\phi}_y^k}{\dot{\phi}_x}\right)^2 + \frac{1}{3}\left(\frac{\dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x}\right)^2 = A$$

$$\frac{\dot{\phi}_y^k}{\dot{\phi}_x} = B$$

$$1 + \frac{1}{3}\left(\frac{\dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x}\right)^2 = C$$

$$\frac{\dot{\theta}^k}{\dot{\phi}_x} = S_\theta$$

とおくと

$$M_x \leq \sqrt{3}k \iint \sqrt{Ax^2 + 2Bxy + Cy^2} dx dy - S_\theta T \quad (2.4.11)$$

と表される.

ここで, 座標を傾き角 α に沿った軸に合わせ X 軸としこれに垂直な軸を Y 軸とする. 以下に座標変換の式を示す.

$$x = X \cos \alpha - Y \sin \alpha$$

$$y = X \sin \alpha + Y \cos \alpha$$

上式を (2.4.11) 式に代入し,

$$\begin{aligned}
A \cos^2 \alpha + B \sin \alpha \cos \alpha + C \sin^2 \alpha &= P \\
-2A \sin \alpha \cos \alpha + B \sin^2 \alpha - B \cos^2 \alpha + 2C \sin \alpha \cos \alpha &= Q \\
A \sin^2 \alpha - B \sin \alpha \cos \alpha + C \cos^2 \alpha &= R
\end{aligned}$$

とおくことにより

$$M_x \leq \sqrt{3}k \int_{a/2}^{a/2} \int_{b/2}^{b/2} \sqrt{PX^2 + QXY + CY^2} dXdY - S_\theta T \quad (2.4.12)$$

を得る.

右辺は $(\dot{\phi}_y^k / \dot{\phi}_x)$ と $(\dot{\theta}^k / \dot{\phi}_x)$ の関数となり, 右辺を最小とする値が上界となる. そこで, 数値積分を行ないつつ収束計算を行ない, 右辺を最小とする $(\dot{\phi}_y^k / \dot{\phi}_x)$ と $(\dot{\theta}^k / \dot{\phi}_x)$ を求めた. 以下に計算方法を示す.

(b) 数値計算方法

数値積分はシンプソンの公式を用い, 分割数は縦横それぞれ100分割とした. 計算精度は2次曲面を正解の関数とした場合, 0.7%であった.

収束計算は右辺のエネルギーを計算し, 増加した場合増分を半分にして戻り, 増分が収束値に達した場合収束したものとした. 本計算では, これを $(\dot{\phi}_y^k / \dot{\phi}_x)$ と $(\dot{\theta}^k / \dot{\phi}_x)$ の両者について満足するようにした.

2.4.2 解析結果

(a) 対称曲げと振りの複合加工の相互作用曲線

図2.4.2に曲げモーメントと振りモーメントの相互作用曲線に及ぼす断面形状 b/a の影響を示す. 縦軸は振りモーメント T を極限荷重である T_0 で無次元化した値, 横軸は曲げモーメント M_1 を導体の傾き角 α が0の場合の極限荷重である M_0 で無次元化した値を示す. b/a が1.0の場合の計算結果を実線で示す. またSteeleの上界理論による結果を一点鎖線で示す. 両者は $T = T_0$, また $M_1 = M_0$ でほぼ一致し, T/T_0 と M_1/M_0 がほぼ等しいところで, 本解析のほう若干荷重が大きくなっている. しかし b/a が大きい場合, 本解析の振りモーメントのみの計算結果は極限解析結果と大きくはなれている. そこで, 断面形状と振りモーメントとの計算精度の関係について検討した.

図2.4.3は断面形状と T/T_0 の関係を示したものである. 実線が本解析, $\square$ がSteeleの上界解析, $\triangle$ がGaydonの上界解析の結果である. 本解析およびSteeleの解析は断面のゆがみを考慮していない. Gaydonの解析は断面のゆがみを考慮しており, 本解析より低い上界が得られている. 本解析の本論文における適用範囲は

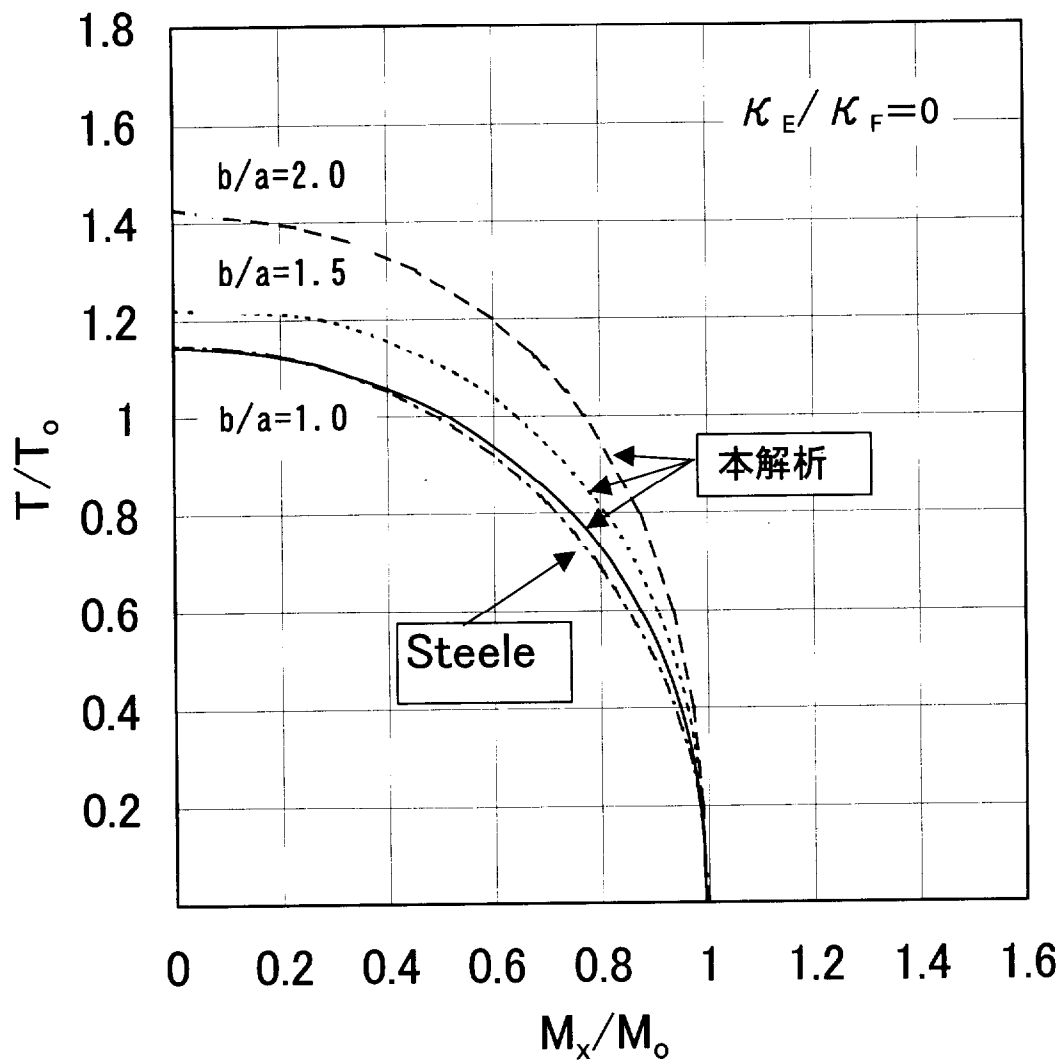


図2.4.2 相互作用曲線に及ぼす断面形状の影響

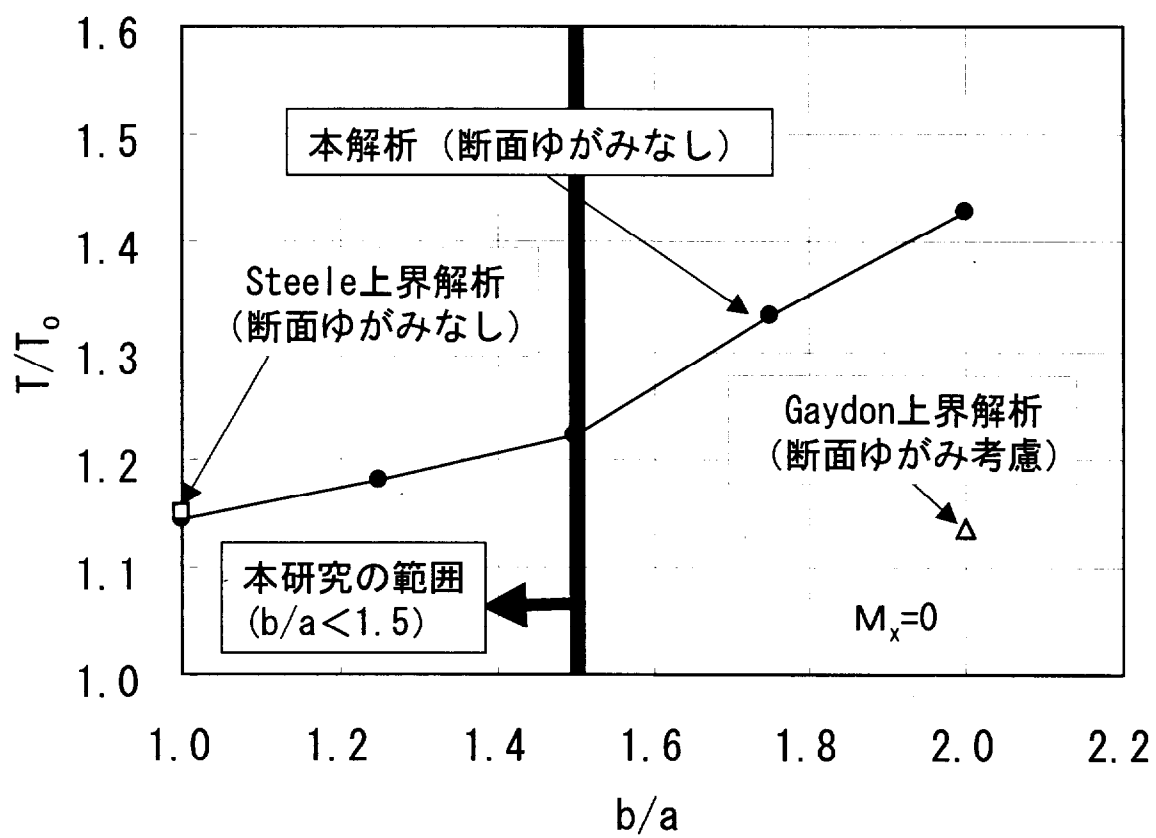


図2.4.3 断面形状と捩りモーメント計算精度の関係

b/a が1.5以下の範囲であり、この場合大きな相違はなく実用可能と考える。

以上は対称曲げの場合についての解析結果であるが、非対称曲げと振りの複合の場合について検討した結果を以下に示す。

(b) 対称曲げと振りの複合加工の相互作用曲線

$b/a=1.5$ の場合の相互作用曲線に及ぼす導体の傾き角 α の影響を図2.4.4に示す。縦軸は振りモーメント T を T_0 で無次元化した値、横軸は曲げモーメント M_1 を導体の傾き角 α が0の場合の極限荷重である M_0 で無次元化した値を示す。

(c) 非対称曲げに伴い生じる曲げ面外の曲率

非対称曲げにおける曲げ角度 ϕ_x と曲げ面外方向の曲げ角度 ϕ_y の比を、曲げ角度比として ϕ_y/ϕ_x で示す。図2.4.5は曲げ角度比に及ぼす振りモーメントの影響を示す。導体の傾き角 α が大きくなるに伴い、曲げ角度比が負方向に推移している。これは、本解析で当初定めた回転方向と逆方向に曲げが生じることを示している。また T/T_0 が0.8以上では曲げ角度比が小さくなり0に近づいている。

(d) 振り角・曲げ角度比に及ぼす振りモーメントの影響

図2.4.6に振り角・曲げ角度比 (θ/ϕ_x) に及ぼす振りモーメントの影響を示す。導体の傾き $\tan \alpha$ が0から1.0(α が0から45°)まで変化しても、振り角・曲げ角度比と振りモーメントの関係にはあまり影響が見られない。

本節では、長方形断面棒の非対称曲げと振りの複合加工の上界解析を行い、曲げモーメントと振りモーメントの相互作用曲線を求めるとともに、非対称曲げに伴い生じる曲げ面外の曲率について明らかにした。長方形断面の短辺または長辺に沿う方向を回転軸として曲げる対称曲げの場合、曲げる方向に対し垂直方向の変形は生じないが、非対称な曲げの場合には、曲げる方向に対し垂直方向にも曲率を生じる。よって、曲げる方向およびそれに垂直方向の曲率を合成したものが実際の曲率となる。

以上の結果をもとに相互作用曲線からスプリングバック量を算出でき、また曲げ面外の曲率が推測できるため、高精度な変形予測が可能となる。

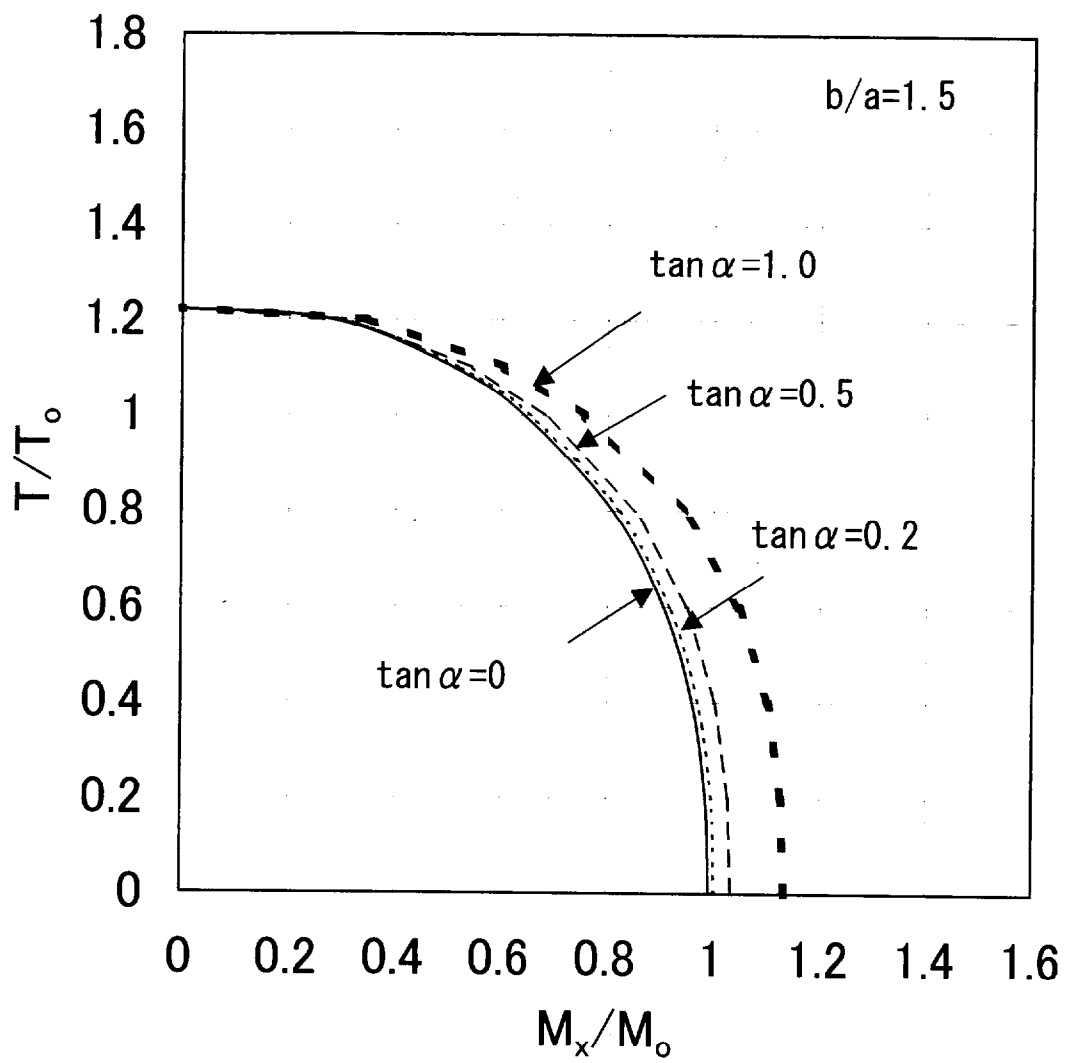


図2.4.4 相互作用曲線に及ぼす $\tan \alpha$ の影響

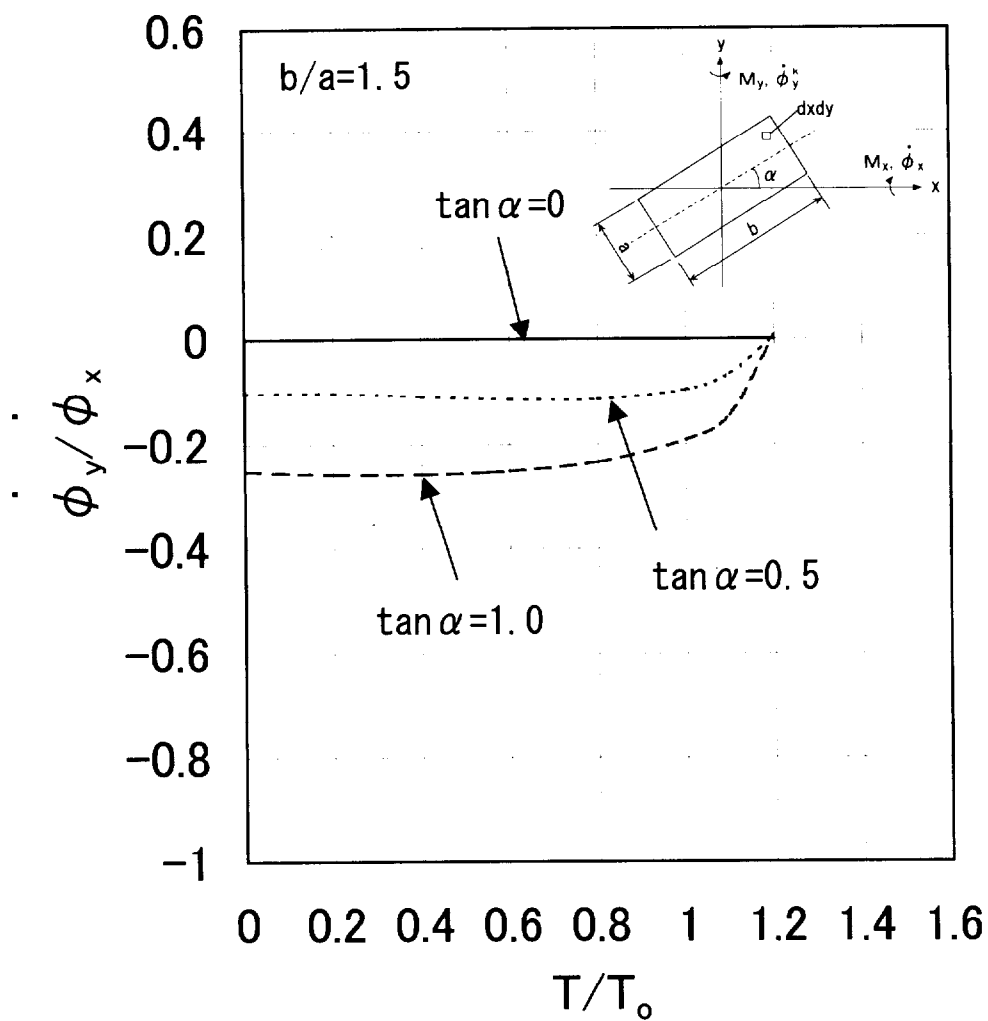


図2. 4. 5 曲げ角度比 $\dot{\phi}_y / \dot{\phi}_x$ に及ぼす
振りモーメントの影響

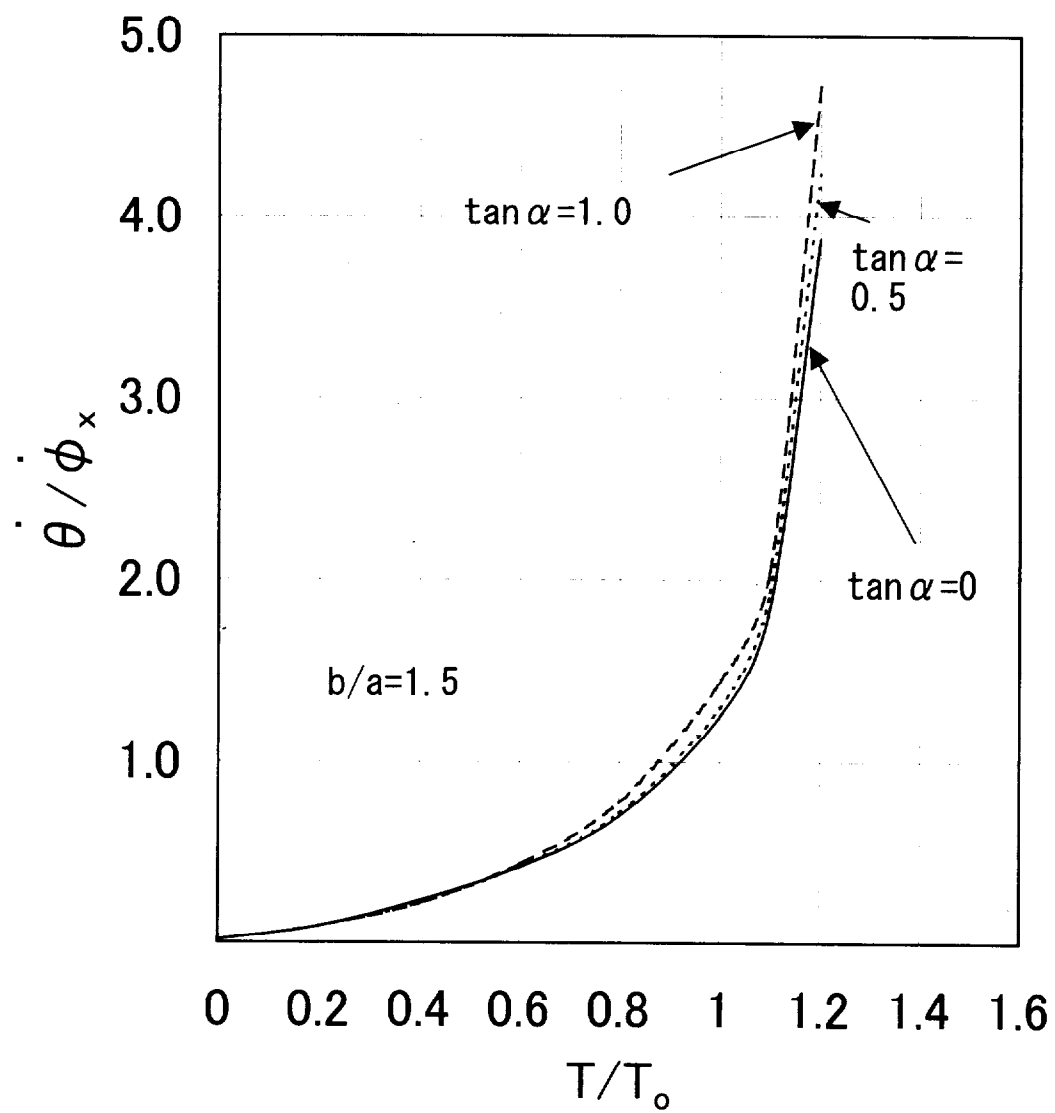


図2.4.6 振り角・曲げ角度比 $\dot{\theta}/\dot{\phi}_x$ に及ぼす振りモーメントの影響

2.5 長方形断面棒の非対称曲げと振りの近似理論式

前節の有限要素法解析および上界解析は、実際に用いる際には解を得るために個別の問題に対して煩雑な計算を繰り返す必要がある。そこで、必ずしも厳密ではないが実用に供しうる程度の誤差の近似理論式を提案することにより、容易かつ迅速に解を得ることができれば、設計作業の効率化に貢献しうる。そこで、本節では異方性材料を論じたHillの理論に類似させ、曲げモーメントおよび振りモーメントを座標軸とした空間における降伏条件および垂直則を定義する近似理論を考案し、解析結果を2.3節および2.4節の解析結果と比較検討した。

2.5.1 近似理論基礎式

長方形断面棒の非対称曲げと振りの近似理論式の導出を試みる。図2.5.1に解析モデルを示す。図はX Y軸を基準として角度 α だけ傾いた長方形断面棒に、X軸を中心として回転する方向の曲げモーメントおよび断面に平行な面内で回転する振りモーメントが負荷される場合のモデルを示す。ここで、断面の中心を通り長辺に平行な軸を1軸、短辺に平行な軸を2軸とし、これらの軸回りの曲げモーメントをそれぞれ M_1 および M_2 とし、曲げ角度速度を $\dot{\phi}_1$ および $\dot{\phi}_2$ とする。非対称曲げの場合、X軸回りの曲げモーメントは M_1 および M_2 に分割して考慮できる。

ここで長方形断面棒の降伏条件が次式で表されるものとする。

$$\left(\frac{M_1}{M_1^0}\right)^2 + \left(\frac{M_2}{M_2^0}\right)^2 + \left(\frac{T}{T^0}\right)^2 = 1 \quad (1)$$

ここで、 T^0 は M_1 および M_2 が0の場合の上界解析結果であり、 M_1^0 および M_2^0 はそれぞれ T^0 が0の場合の1軸および2軸回りの上界解析結果である。

また、相当モーメント M_{eq} を異方性材料のHillの理論に類似した形として

$$M_{eq} = A \sqrt{\left(\frac{M_1}{M_1^0}\right)^2 + \left(\frac{M_2}{M_2^0}\right)^2 + \left(\frac{T}{T^0}\right)^2} \quad (2)$$

と定義する⁴⁰⁾。ここで、 M_1 、 M_2 、 T が単独で作用するときは

$$M_{eq} = A \frac{M_1}{M_1^0}, \quad M_{eq} = A \frac{M_2}{M_2^0}, \quad M_{eq} = A \frac{T}{T^0}$$

となるので、これらの平均を考え、

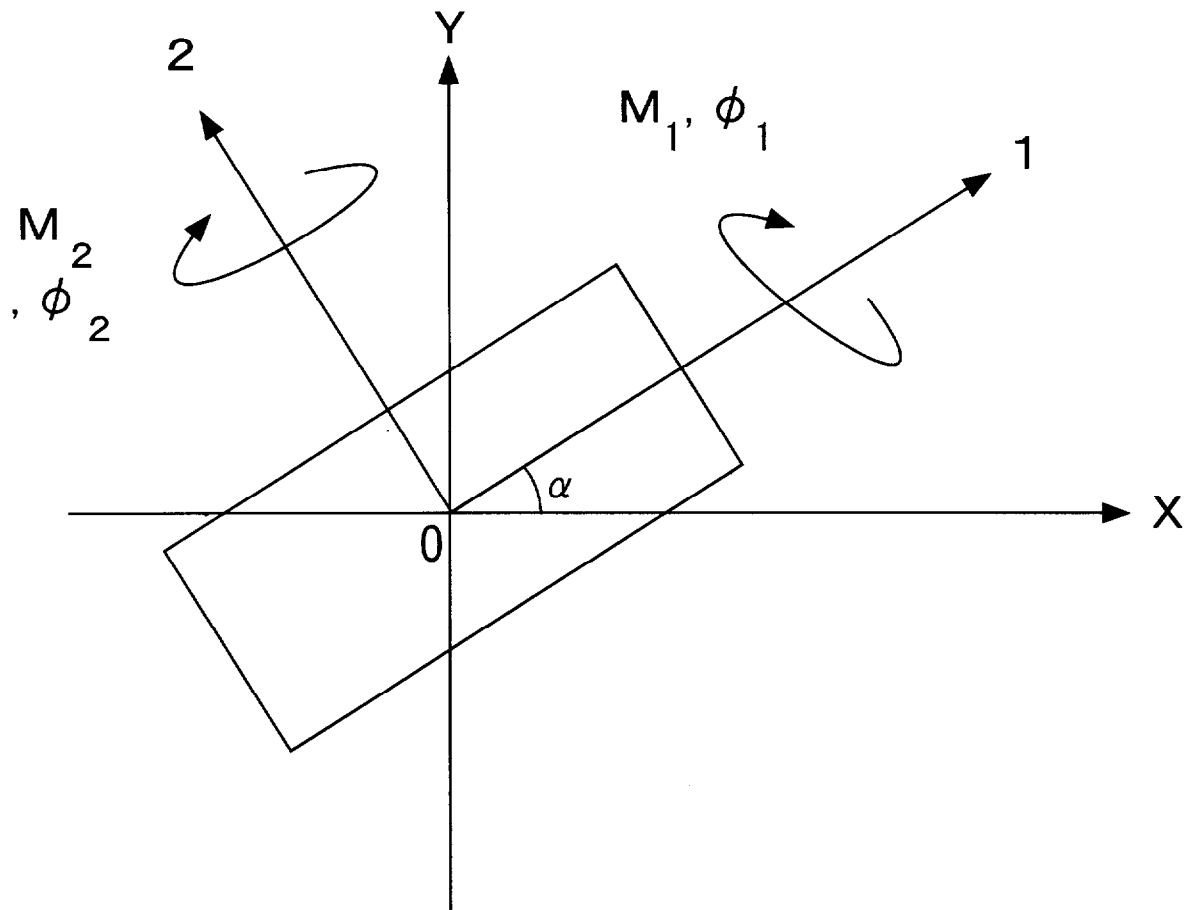


図2.5.1 解析モデル

$$A = \frac{M_1^0 + M_2^0 + T^0}{3} \quad (3)$$

とする。

相当変形速度 $\dot{\phi}_{eq}$ と相当モーメント M_{eq} の間には、次式のような関係があるものとする。

$$M_{eq} \dot{\phi}_{eq} = M_1 \dot{\phi}_1 + M_2 \dot{\phi}_2 + T \dot{\theta} \quad (4)$$

ここで、相当変形速度 $\dot{\phi}_{eq}$ の方向は降伏曲面に垂直で、いわゆる「垂直則」が成立するものとする、相当変形速度ベクトルの各成分は、降伏曲面の法線方向ベクトルと直交することから、次式のように関係づけられる。

$$\dot{\phi}_1 = C \frac{\partial f}{\partial M_1}, \quad \dot{\phi}_2 = C \frac{\partial f}{\partial M_2}, \quad \dot{\theta} = C \frac{\partial f}{\partial T} \quad (5)$$

ただし、

$$f = A \sqrt{\left(\frac{M_1}{M_1^0}\right)^2 + \left(\frac{M_2}{M_2^0}\right)^2 + \left(\frac{T}{T^0}\right)^2}$$

である。

よって、

$$\left. \begin{aligned} \dot{\phi}_1 &= \frac{CA \cdot \frac{M_1}{M_1^{02}}}{\sqrt{\left(\frac{M_1}{M_1^0}\right)^2 + \left(\frac{M_2}{M_2^0}\right)^2 + \left(\frac{T}{T^0}\right)^2}} \\ \dot{\phi}_2 &= \frac{CA \cdot \frac{M_2}{M_2^{02}}}{\sqrt{\left(\frac{M_1}{M_1^0}\right)^2 + \left(\frac{M_2}{M_2^0}\right)^2 + \left(\frac{T}{T^0}\right)^2}} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

$$\dot{\theta} = \frac{CA \cdot \frac{T}{T^{02}}}{\sqrt{\left(\frac{M_1}{M_1^0}\right)^2 + \left(\frac{M_2}{M_2^0}\right)^2 + \left(\frac{T}{T^0}\right)^2}}$$

(6) 式より

$$\frac{\frac{M_1^0 \dot{\phi}_1}{M_1}}{\frac{M_2^0 \dot{\phi}_2}{M_2}} = \frac{T^0 \dot{\theta}}{T^0} = \frac{CA}{\sqrt{\left(\frac{M_1}{M_1^0}\right)^2 + \left(\frac{M_2}{M_2^0}\right)^2 + \left(\frac{T}{T^0}\right)^2}} \quad (7)$$

故に

$$\frac{\sqrt{M_1^{02} \dot{\phi}_1^2 + M_2^{02} \dot{\phi}_2^2 + T^{02} \dot{\theta}^2}}{\sqrt{\left(\frac{M_1}{M_1^0}\right)^2 + \left(\frac{M_2}{M_2^0}\right)^2 + \left(\frac{T}{T^0}\right)^2}} = \frac{CA}{\sqrt{\left(\frac{M_1}{M_1^0}\right)^2 + \left(\frac{M_2}{M_2^0}\right)^2 + \left(\frac{T}{T^0}\right)^2}}$$

よって

$$CA = \sqrt{M_1^{02} \dot{\phi}_1^2 + M_2^{02} \dot{\phi}_2^2 + T^{02} \dot{\theta}^2} \quad (8)$$

である。

(4) 式に (2) 式の M_{eq} と (6) の M_x などを代入すると次式を得る。

$$A \sqrt{\left(\frac{M_1}{M_1^0}\right)^2 + \left(\frac{M_2}{M_2^0}\right)^2 + \left(\frac{T}{T^0}\right)^2} \dot{\phi}_{eq} = \frac{\sqrt{\left(\frac{M_1}{M_1^0}\right)^2 + \left(\frac{M_2}{M_2^0}\right)^2 + \left(\frac{T}{T^0}\right)^2}}{CA} (M_1^{02} \dot{\phi}_1^2 + M_2^{02} \dot{\phi}_2^2 + T^{02} \dot{\theta}^2) \quad (9)$$

ここで (8) 式の CA を代入すると $\dot{\phi}_{eq}$ は次式のように表される。

$$\dot{\phi}_{eq} = \frac{1}{A} \sqrt{M_1^{02} \dot{\phi}_1^2 + M_2^{02} \dot{\phi}^2 + T^{02} \dot{\theta}^2} \quad (10)$$

ここで,

$$A = \frac{M_1^0 + M_2^0 + T^0}{3}$$

ここで $\dot{M}_{eq} - \dot{\phi}_{eq}$ 線図の勾配を F とすると,

$$\dot{M}_{eq} = F \dot{\phi}_{eq} \quad (11)$$

以上の結果, 長方形断面棒の非対称曲げと振りの近似理論式として, 相当モーメント ((2) 式) および垂直則 ((7) 式) が定義された. また, 相当変形速度 ((10) 式) より加工硬化の式 ((11) 式) が定義された. 以下, 本近似理論式の計算結果と2.3および2.4節の有限要素解析および上界解析結果を比較し検証を行う.

2.5.2 有限要素解析および上界解析結果との比較

(a) 相当モーメントおよび垂直則の検証

図2.5.2は長辺と短辺の比 $b/a=1.5$ の場合について, 相当モーメント ((2) 式) と上界解析結果を比較したものである. 図において実線は近似理論式, 破線は2.4の上界解析結果を示す. 近似理論式の結果は上界解析結果とほぼ一致している. 曲げおよび振りモーメントの解析誤差は振り単独の場合に最大となり, 近似理論式および上界解析の結果とも正解 (砂丘類似解析) に比べ22%大きい. 本論文で対象とする曲げと振りが複合した場合においては, 上記誤差はさらに小さくなるため, 近似理論式は十分実用に供しうる精度であるといえる.

図2.5.3は長辺と短辺の比 $b/a=1.0$ また $M_2=0$ の場合について, 相当モーメント ((2) 式) と上界解析結果および2.3節の有限要素解析結果 (比例負荷) を比較したものである. 図において実線は近似理論式, 破線は上界解析結果そして○は有限要素解析結果を示す. 振り単独の場合は近似理論式より小さく, 曲げモーメントが複合すると近似理論式より大きくなっている.

次に, 垂直則がどの程度成り立っているかを検討する. ここでは, 上界法で求めた変形速度ベクトル $(\dot{\phi}_x, \dot{\phi}_y, \dot{\theta})$ と近似理論における降伏曲面の法線ベクトルのなす角度 (ここでは δ とする) を求める. 図2.5.4は δ と導体断面の傾斜角 α の関係について示す. T/T^0 が0の場合, M_2/M_1 が0で δ はほぼ0であり, 傾くにつれ δ は増大し, $b/a=1$ の場合は M_2/M_1 が1の時に δ が再びほぼ0となる. これは $b/a=1$ の場合は α が 0° と 45° で対称変形となるためである. T/T^0 が大きい場合 δ

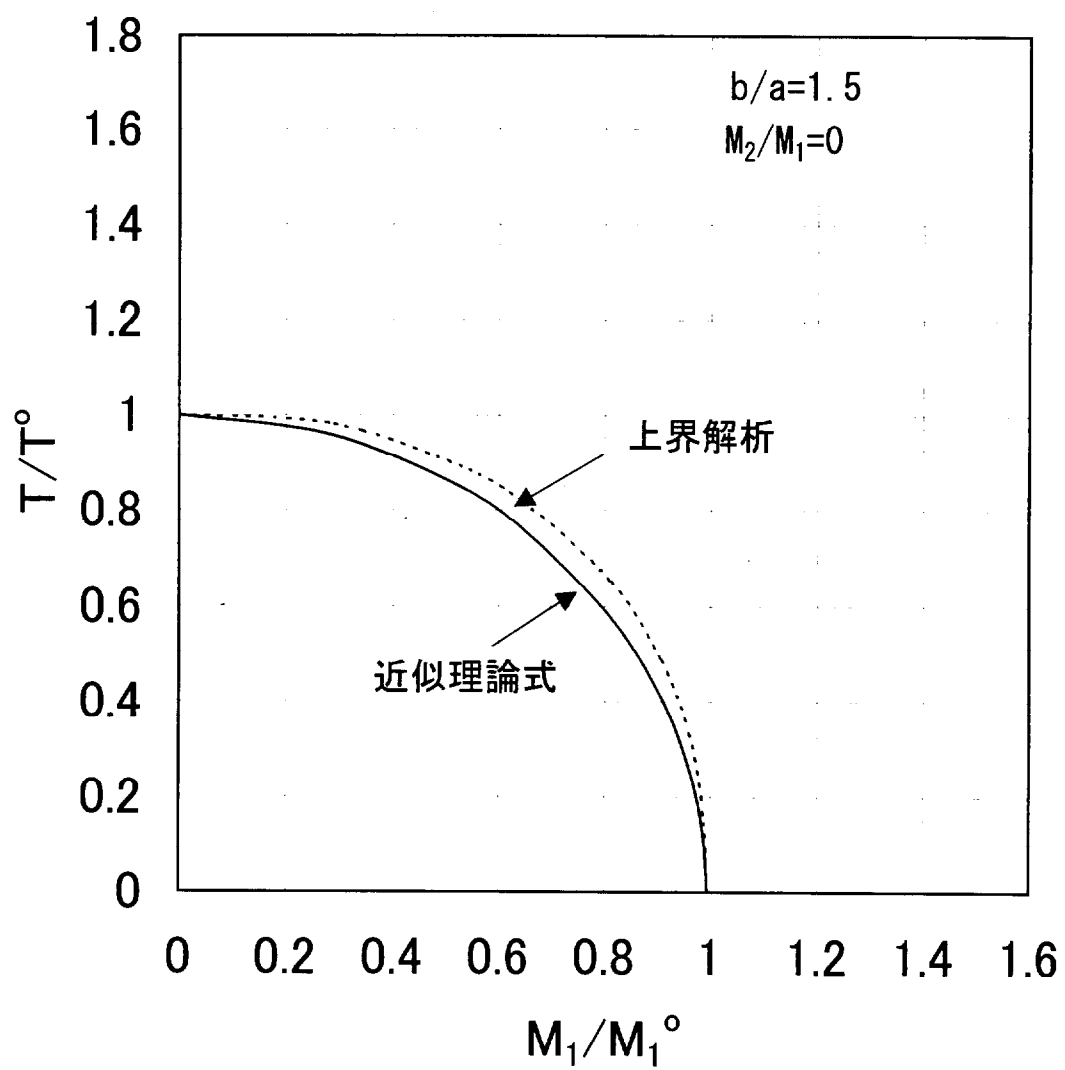


図 2.5.2 近似理論と上界法の比較

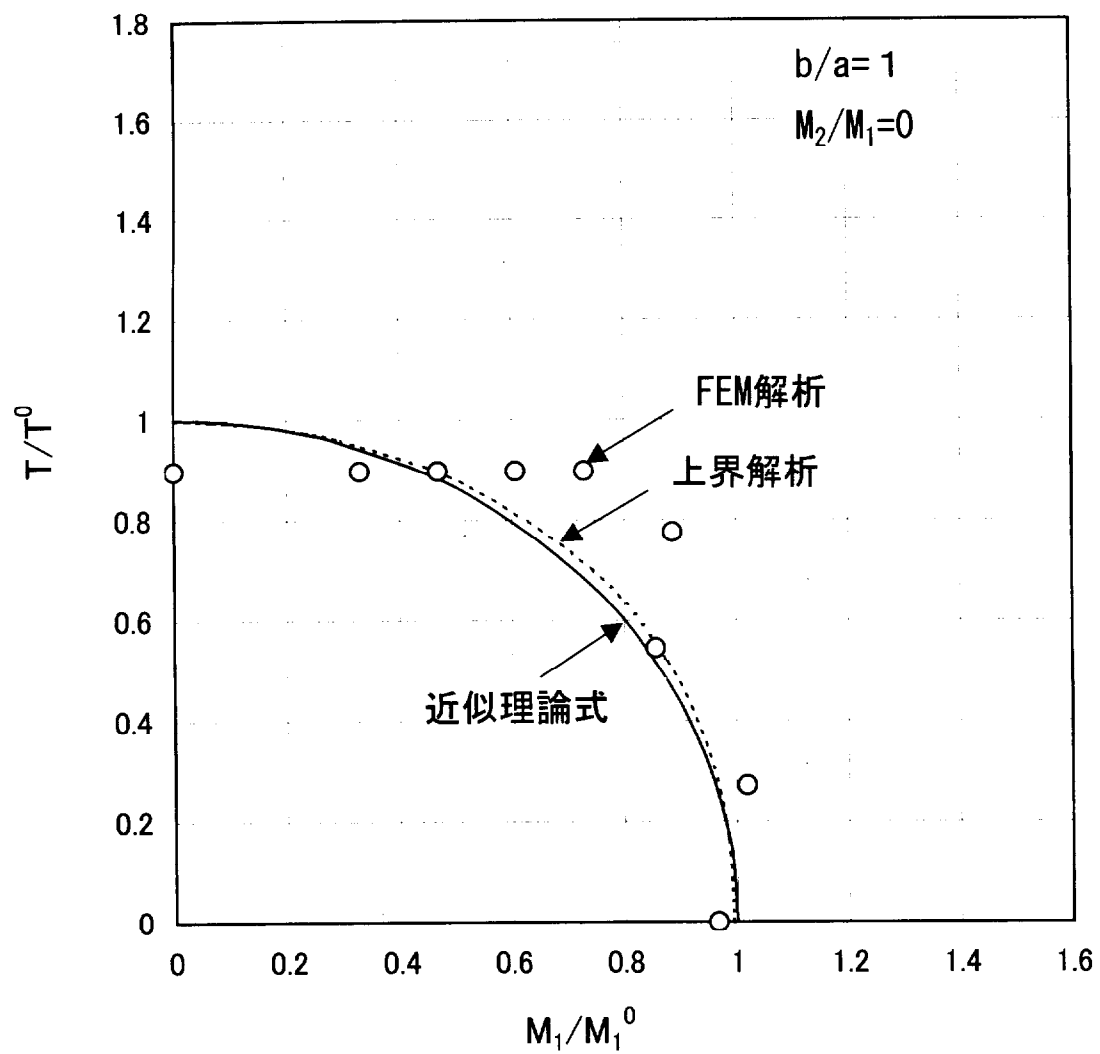


図2.5.3 近似理論と上界法およびFEMの比較

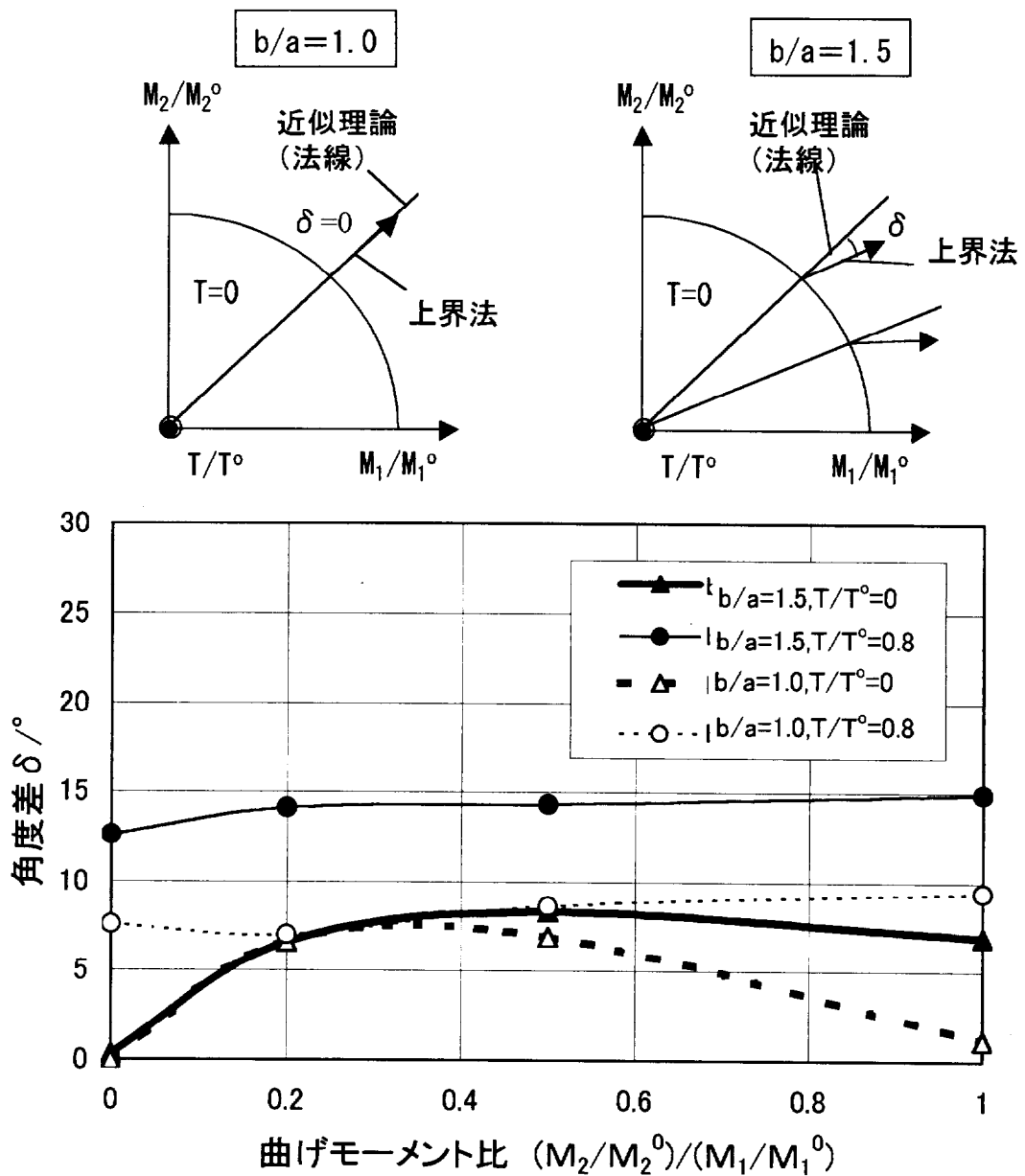


図2.5.4 角度差 δ と曲げモーメント比 $(M_2/M_2^0)/(M_1/M_1^0)$ の関係

は大きくなっている。これは上界解析の結果では、 T/T^0 が大きいほど近似理論からの差が大きくなるため、降伏曲面の勾配にも差が生じるためと考えられる。

上記検討において、 δ の最大値は 14.9° であり、本近似理論式はほぼ実用に供し得る精度であるといえる。

(b) 負荷経路の影響

次に、負荷経路の影響について有限要素解析および近似理論式により検討した結果を示す。図2.5.5は振りモーメントを T を $0.9T^0$ に一定にした状態で曲げ角度 ϕ_1 を変化させた場合の曲げモーメントの大きさを示す。縦軸は M/M^0 を示す。図で○は $T=0.9T^0$ における有限要素解析の結果、他は様々な振りモーメントにおける近似理論式の結果を示す。有限要素解析の場合は曲げ角度が増加すると曲げモーメントが減少し、近似理論式における $T=T^0$ の結果に近づいている。ここで、有限要素解析の場合、加工硬化はないものとし、近似理論式においては計算の都合上加工硬化係数 F を $E I / 1000$ とした。

図2.5.6に曲げ角度 ϕ_1 と比振り角 θ の関係を示す。有限要素解析および近似理論式の結果はほぼ一致し、曲げ角度が増加すると比振り角も増加している。

ひずみが大きい場合の、変形挙動について検討するため、近似理論式による計算を行った。この場合加工硬化の影響をはっきりとさせるため、加工硬化係数 F を $E I / 10$ と大きくして、計算をした。図2.5.7に曲げモーメントと曲げ角度の関係を示す。曲げ角度の増加とともに曲げモーメントは増大し、加工硬化により降伏域が広がっていることを示している。また図2.5.8に曲げ角度と比振り角の関係を示す。

図2.5.7と同様に曲げ角度が増加すると比振り角も増加している。次に曲げ角度速度と比振り角速度の方向の変化を図2.5.9に示す。曲げ角度が増加すると曲げ角度速度と比振り角速度の方向を示す角度は小さくなっている。これは、降伏曲面が広がるとともに、その法線方向が垂直則に従って変化していることを示すものである。

以上は振りモーメントが一定の場合を示した。以下、曲げモーメントが一定の場合についての計算結果を示す。図2.5.10は振りモーメントと比振り角の関係を示す。比振り角の増加とともに振りモーメントは増大し、加工硬化により降伏域が広がっていることを示している。また図2.5.11に曲げ角度と比振り角の関係を示す。比振り角が増加すると曲げ角度も増加している。次に曲げ角度速度と比振り角速度の方向の変化を図2.5.12に示す。比振り角が増加すると曲げ角度速度と比振り角速度の方向を示す角度は大きくなり、降伏曲面が広がるとともに、その法線方向が垂直則に従って変化していることを示している。

次に曲げモーメントと振りモーメントが比例する場合の解析結果を示す。図2.5.13に曲げモーメントおよび振りモーメントと曲げ角度の関係を示す。曲げ角度の増加とともに曲げモーメントおよび振りモーメントは増大し、加工硬化により降伏域が広がっていることを示している。また図2.5.14に曲げ角度と比振り角の関係を示す。曲げ角度が増加すると比振り角も比例して増加している。次に曲げ角度速

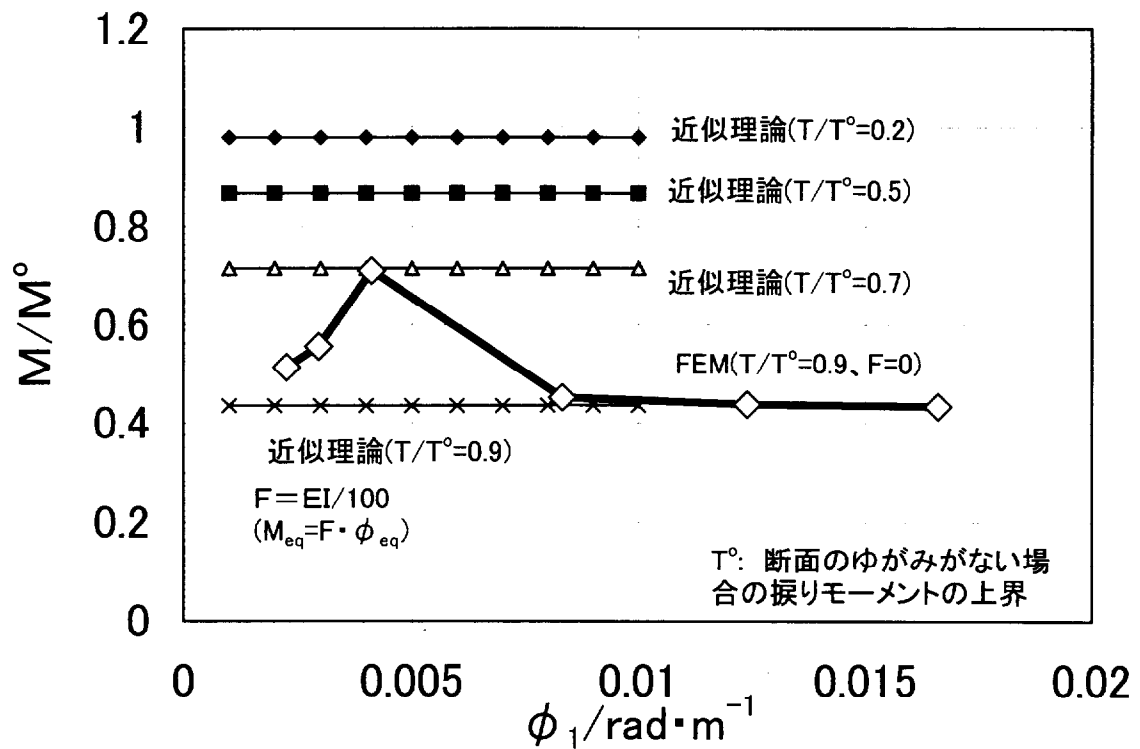


図2.5.5 ϕ_1 と M/M° の関係(振り後曲げ)

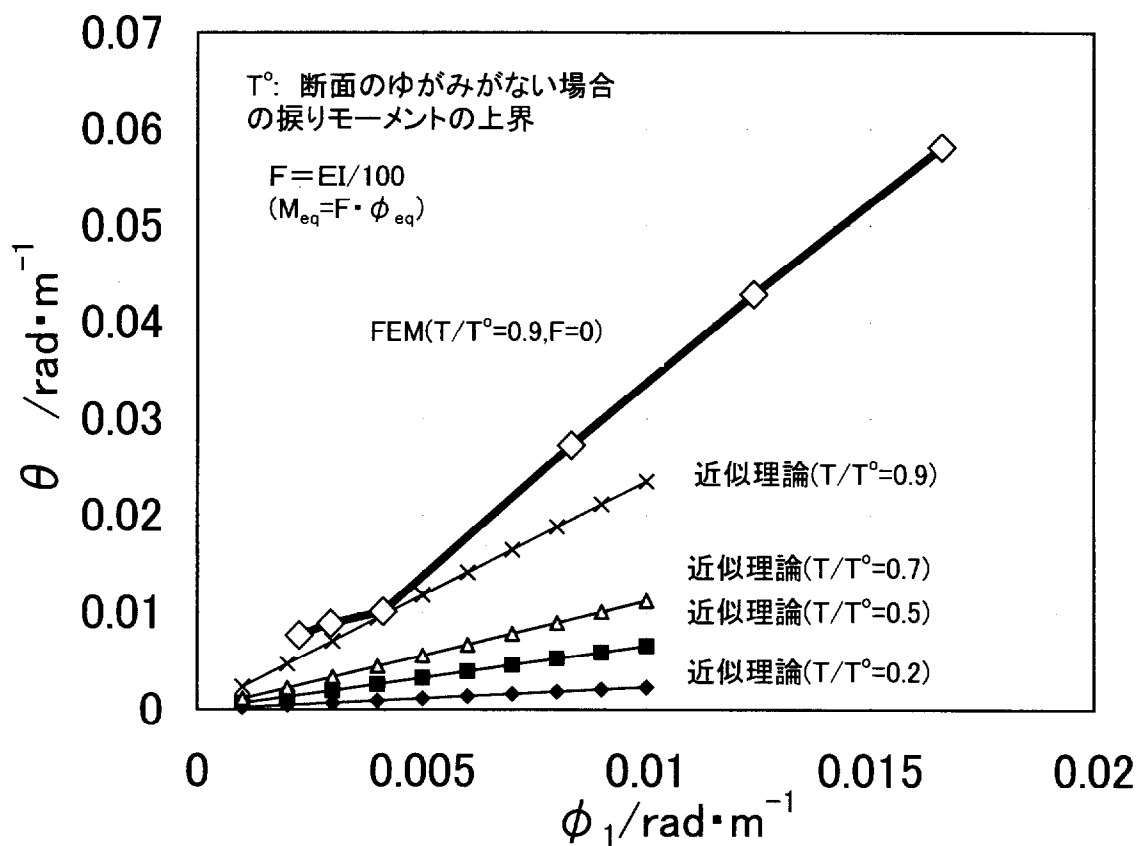


図2.5.6 ϕ_1 と θ の関係(振り後曲げ)

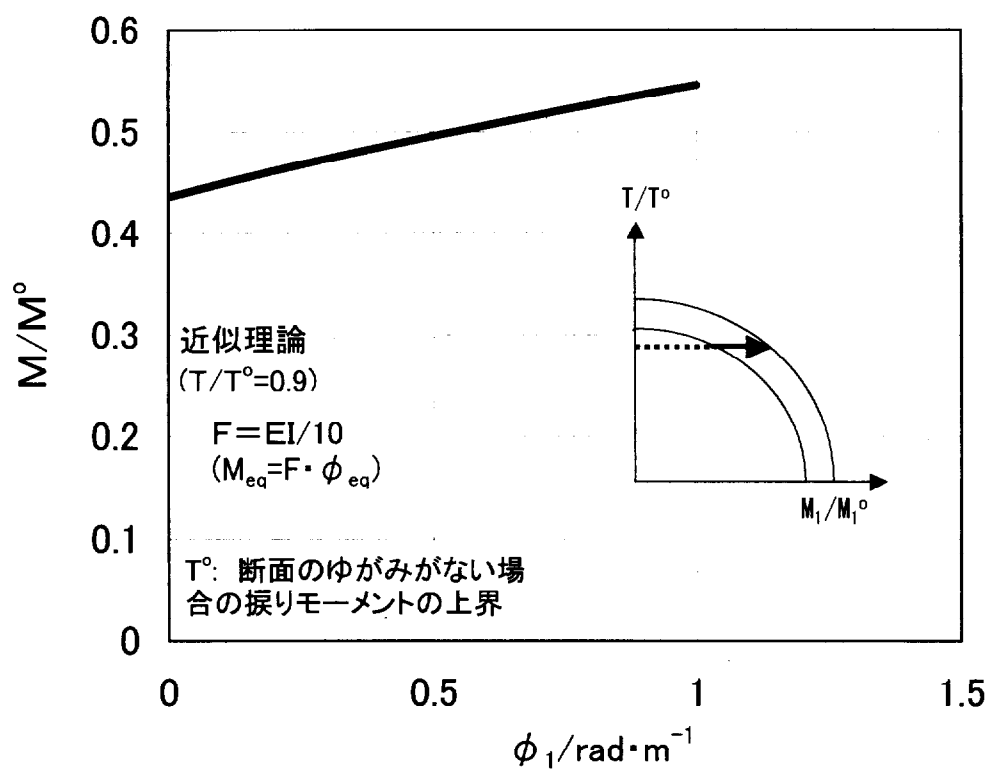


図2.5.7 ϕ_1 と M/M_0 の関係(振り後曲げ)

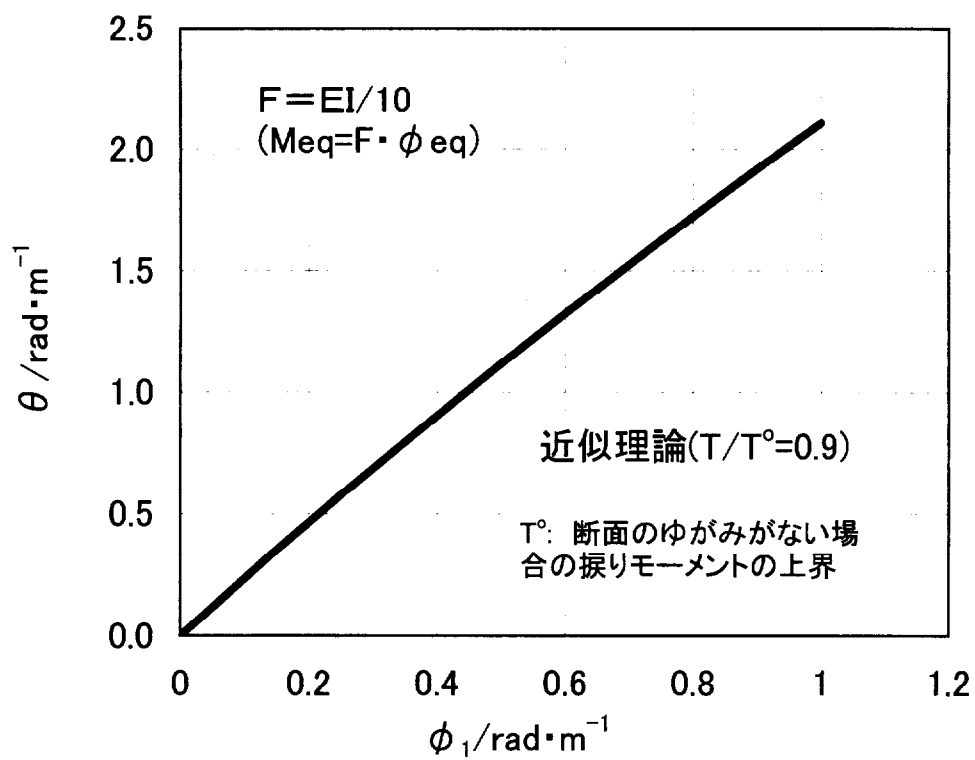


図2.5.8 ϕ_1 と θ の関係(振り後曲げ)

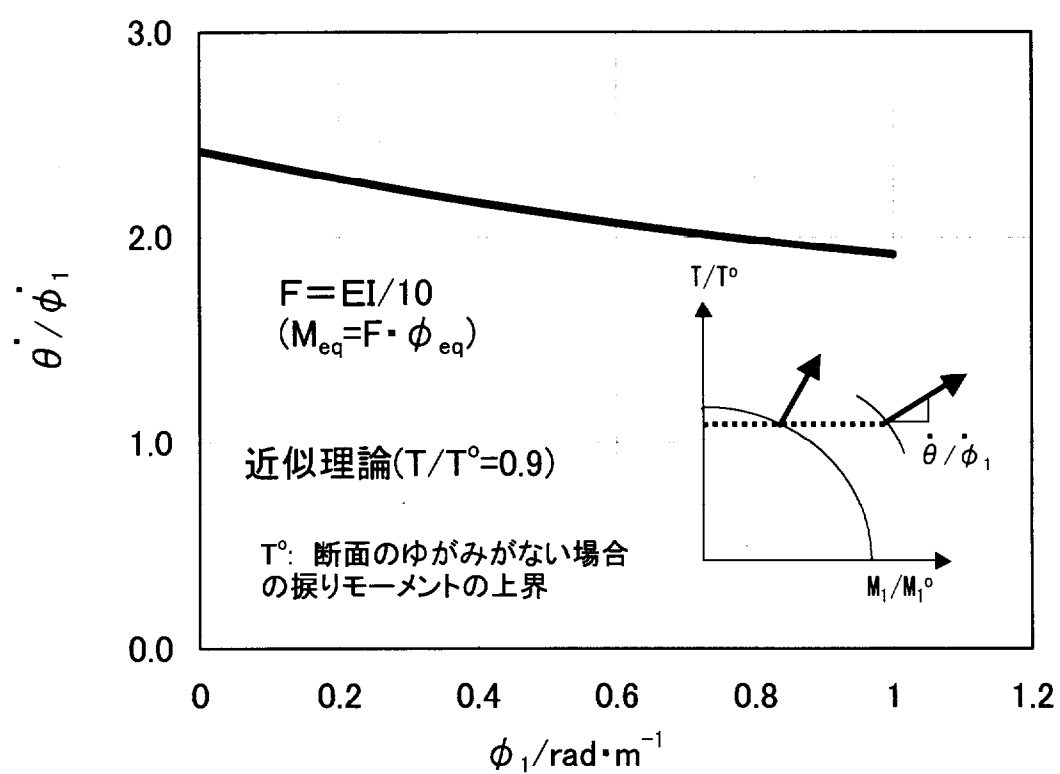


図2.5.9 ϕ_1 と $\dot{\theta}/\dot{\phi}_1$ の関係(振り後曲げ)

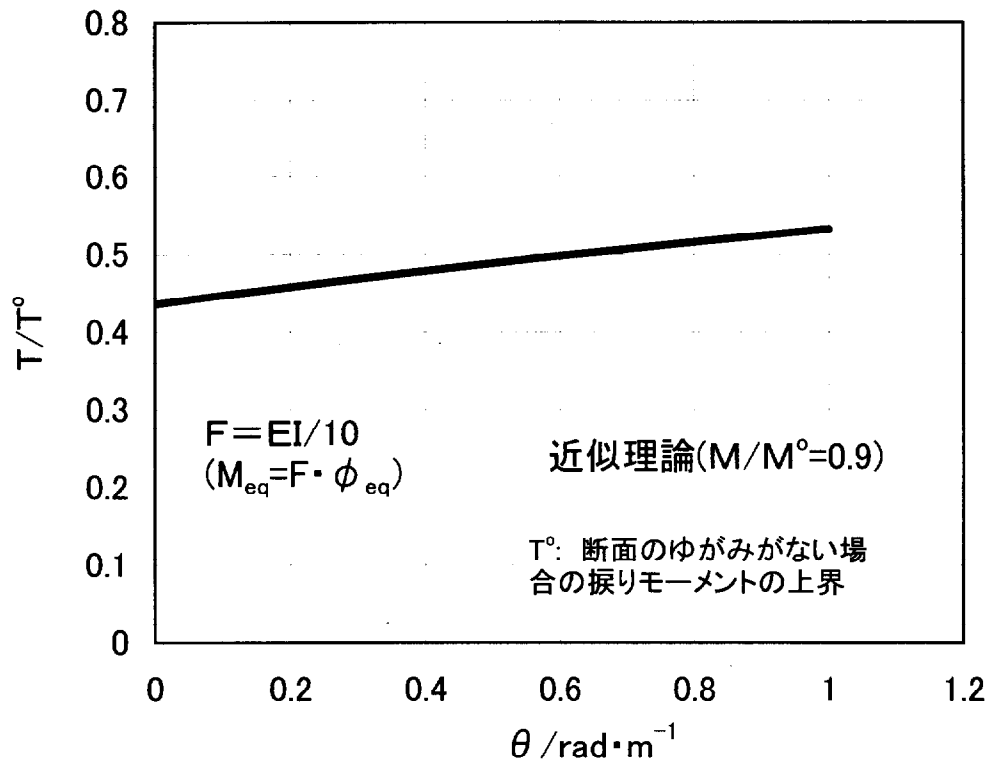


図2.5.10 θ と T/T° の関係(曲げ後振り)

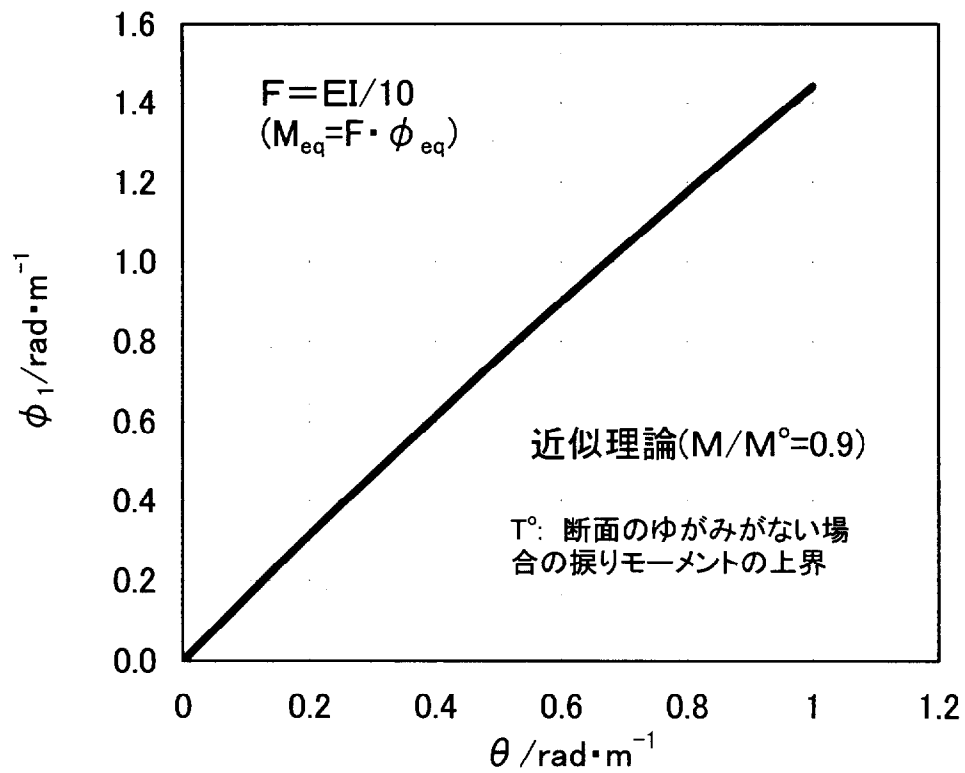


図2.5.11 ϕ_1 と θ の関係(曲げ後振り)

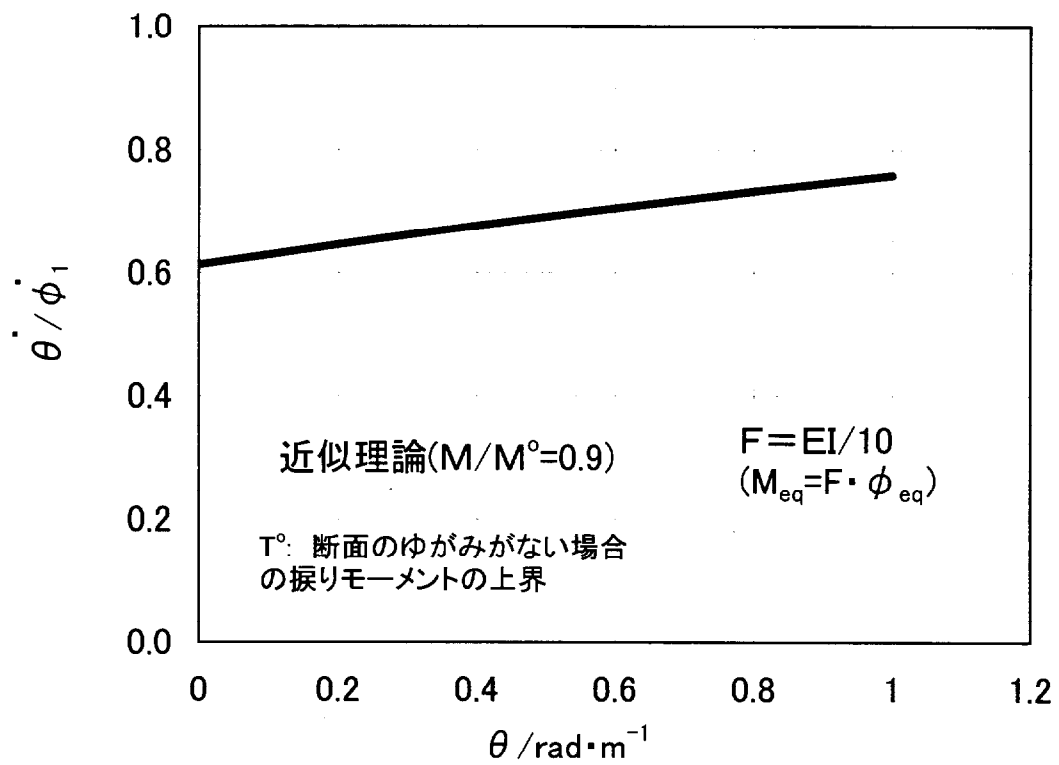


図2.5.12 θ と $\dot{\theta}/\dot{\phi}_1$ の関係(曲げ後振り)

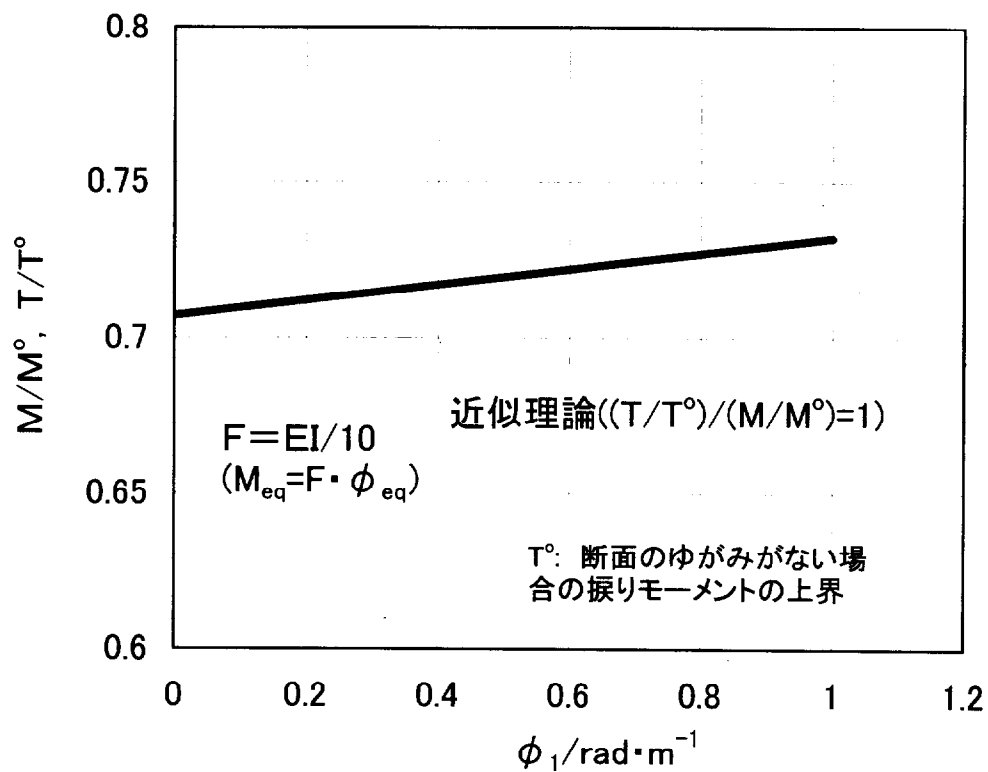


図2.5.13 ϕ_1 と M/M^0 および T/T^0 の関係(比例負荷T-M)

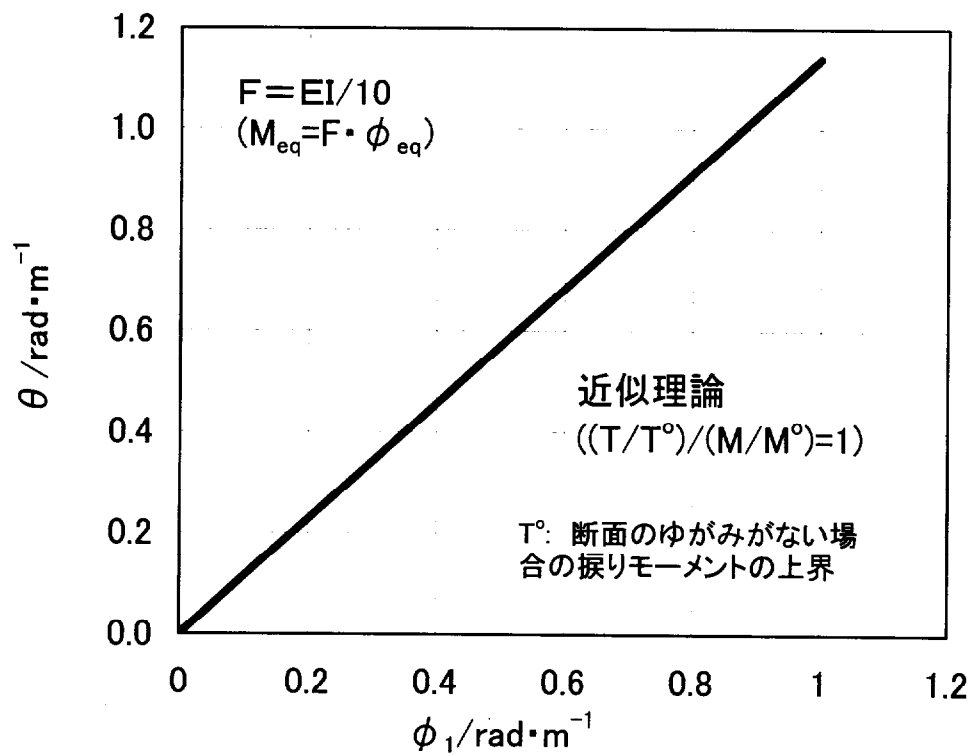


図2.5.14 ϕ_1 と θ の関係(比例負荷T-M)

度と比振り角速度の方向の変化を図2.5.15に示す。曲げ角度が増加しても曲げ角度速度と比振り角速度の方向を示す角度は変わらない。これは、降伏曲面が広がっても、比例負荷であるため、その法線方向は変化しないためである。

以上、本近似理論式により加工硬化を含む場合においても負荷経路の影響を算出できることを示した。また有限要素解析および上界解析結果とも比較し、実用上十分用いることのできる精度であることを明らかにした。

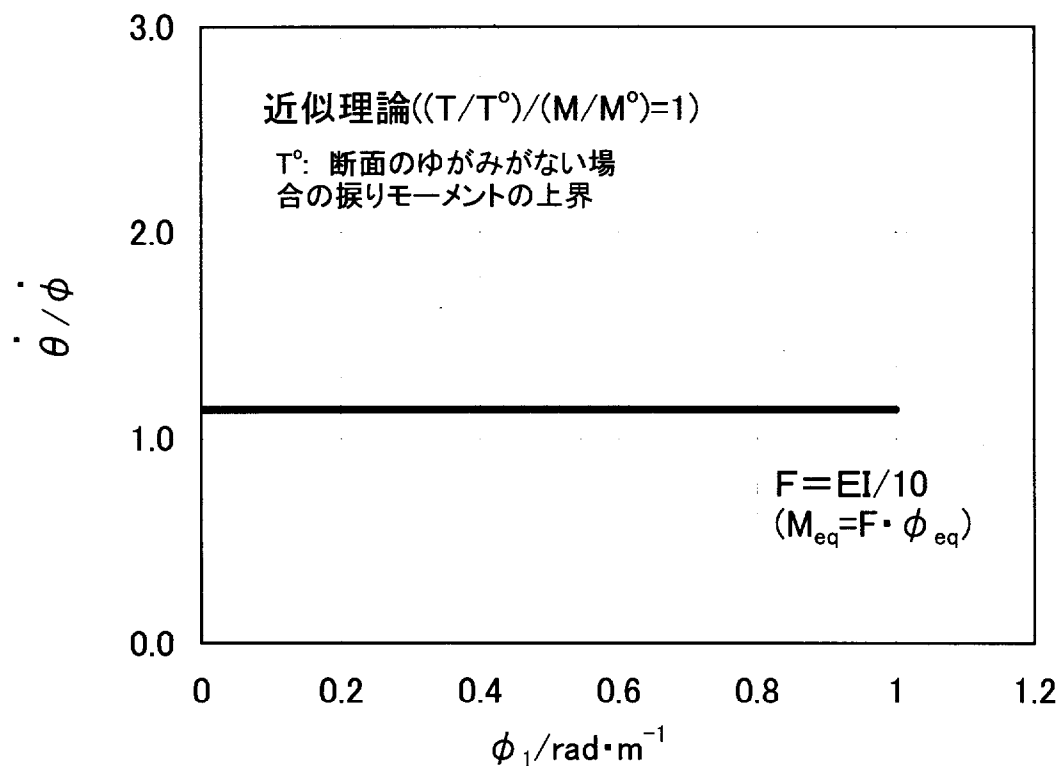


図2.5.15 ϕ_1 と $\dot{\theta}/\dot{\phi}_1$ の関係(比例負荷T-M)

2.6 弾性変形を考慮した複合負荷変形の初等解析

上述の剛塑性解析法はひずみ経路の複雑な変化の変形への影響の解析法としては有効で、また最終負荷状態での曲げモーメントおよび捩りモーメントが十分な精度で得られている場合はスプリングバックもこれに対応するものとして求めることができた。

しかし、次章で述べる本研究で対象とする成形方式では、曲げ・捩り加工の境界条件を厳密に規定することが困難である。また、それにもかかわらず、目標とする形状がスプリングバック量と同程度の値であり、このため弾塑性変形を考慮した精度の高い変形の予測が必要である。

よって、実験結果を考慮して随時補正を加えられるような予測式を構築することが現実的な方法といえる。ここでこのような予測式としては、理論的な厳密性はある程度犠牲にしても、弾性領域を含んだ形でなおかつ適用性の優れたものが有用である。このような観点から、初等解析法により簡易予測式を求め、後述の半実験的な予測に供することとする。

以下、上記した成形後のスプリングバック後の形状を算出するための簡易予測式について説明する。図2.6.1に長方形断面の非対称曲げの計算モデルを示す。一点鎖線は中立軸を示す。本項においては長方形断面の長辺および短辺に平行な方向をそれぞれXおよびY軸とした。また図において降伏域は y_s より外側であることを示している。材料を2直線近似とした場合の非対称曲げモーメントは以下の式で示される。

$$\begin{aligned}
 (y_e \leq y_s) \\
 M_b = 2 \left\{ \frac{1}{3} b_1 \cdot E \cdot \kappa \cdot y_e^3 + \frac{1}{2} b_1 \cdot \sigma_e (y_i^2 - y_e^2) - \frac{b_1}{3a_1} \sigma_e (y_i^3 - y_s^3) + \frac{b_1}{2a_1} \cdot \sigma_e \cdot y_s (y_i^2 - y_s^2) \right\} \\
 (y_e > y_s) \\
 M_b = 2 \left\{ \frac{1}{3} b_1 \cdot E \cdot \kappa \cdot y_e^3 + \frac{1}{2} b_1 \sigma_e \left(1 + \frac{1}{a_1} y_s \right) (y_i^2 - y_e^2) - \frac{b_1}{3a_1} \sigma_e (y_i^3 - y_s^3) \right. \\
 \left. - \frac{b_1}{4a_1} \cdot E \cdot \kappa (y_e^4 - y_s^4) + \frac{b_1}{2a_1} \cdot E \cdot \kappa \cdot y_s (y_e^3 - y_s^3) \right\}
 \end{aligned}$$

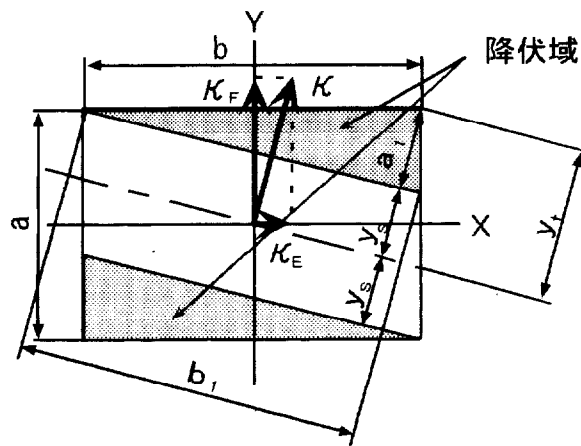
ここで κ_E^0 : 負荷時の面内曲げ曲率

κ_F^0 : 負荷時の面外曲げ曲率

κ : 合成曲率 $\left(\sqrt{\kappa_E^{02} + \kappa_F^{02}} \right)$

a : 短辺の長さ, b : 長辺の長さ

$$a_1 = \frac{\kappa_E}{\kappa} b, \quad b_1 = \frac{\kappa}{\kappa_F} b$$



$$K_E < K_F$$

図 3.6.4 非対称曲げ計算モデル

y_e : 弾塑性境界の中立軸からの距離

$$y_e = \frac{\sigma_e}{\kappa \cdot E}$$

y_s : 中立軸に近い方の角点から中立軸までの距離

$$y_s = \frac{1}{2\kappa} \left(\kappa_F^0 a - \kappa_E^0 b \right)$$

y_t : 中立軸に遠い方の角点から中立軸までの距離

$$y_t = \frac{1}{2\kappa} \left(\kappa_F^0 a + \kappa_E^0 b \right)$$

また、中立軸回りの断面 2 次モーメントは以下の式であらわされる。

$$I = \frac{a^3 b}{12} \cos^2 \alpha + \frac{ab^3}{12} \sin^2 \alpha$$

$$\text{ここで } \alpha = \tan^{-1} (\kappa_E^0 / \kappa_F^0)$$

また、振りが単独に作用する場合については次のとおりである。弾性範囲では振りモーメント T は

$$T = \beta a^3 b G \theta$$

ここで β : 形状による係数

(正方形 : 0.141, 12.5×18mm 断面 : 0.189)

G : 横弾性係数

θ : 比ねじり角

塑性ねじりモーメント T_o は

$$T_o = \frac{1}{6\sqrt{3}} \sigma_e a^2 (3b - a)$$

ところで、実際には曲げ変形と振り変形が同時に生じるが、このときの曲げモーメント M_o' と振りモーメント T' はそれぞれが単独に作用した場合の値 M_o , T とは異なる。そしてこれらを厳密に求めるには数値解析によるほかはないが、ここで

は以下に述べるように弾性理論を参考にした単純な関係式を用いることとする。

曲げおよび振りが同時に作用する円形断面の軸について、強度を評価する尺度として以下の2式が用いられている¹⁰⁵⁾。

ここでは複合曲げモーメント M_c ，また複合振りモーメント T_c として示す。

$$M_c = \frac{M_b' + \sqrt{M_b'^2 - T'^2}}{2}$$

$$T_c = \sqrt{M_b'^2 + T'^2}$$

上記2式の M_c および T_c は、これらの値がそれぞれ単純曲げにおける降伏時のモーメントまたは単純振りにおける降伏時のモーメントに達した時に降伏することを意味するものである。

本研究ではたとえばここでは、スプリングバック量を求めることが目的であるから、実際に軸に生じる曲げモーメント M_b' と振りモーメント T' を前2式より逆算して求めることとする。

$$M_b' = \frac{4M_c^2 - T'^2}{4M_c}$$

$$T' = \sqrt{T_c^2 - M_b'^2}$$

ここで M_c として前記単純曲げの曲げモーメントの計算値 M_b を、また T_c として単純振りにおける振りモーメントの計算値 T_o を代入することにより次式を得た。

$$M_b' = \frac{4M_b^2 - T^2}{4M_b}$$

$$T' = \sqrt{T_o^2 - M_b^2}$$

以上2式は弾性領域の式に塑性域でのモーメントを導入しているため厳密とは言えないが、最終的にはその誤差も含めて実験結果を考慮して補正する。

以上の結果から、スプリングバック後の面内曲げ曲率 κ'_E は

$$\kappa'_E = \frac{\kappa_E^0}{\kappa} \left(\kappa - \frac{M'_b}{EI} \right)$$

スプリングバック後の面外曲げ曲率 κ'_F は

$$\kappa'_F = \frac{\kappa_F^0}{\kappa} \left(\kappa - \frac{M'_b}{EI} \right)$$

スプリングバック後の比ねじり角 θ' は

$$\theta' = \theta - \frac{T'}{\beta a^3 b G}$$

として得られる。

2.7 まとめ

超伝導導体の非対称曲げ・捩り変形の，解析による高精度な予測を目的として，以下の解析による変形特性の検討を行った．本章の各節の主な検討内容を表 2.7.1, および以下に示す．

(2.2 節)

有限要素解析により正方形断面棒を捩った場合の軸方向のひずみを検討した．その結果バウシング効果の影響が大きいことがわかった．しかし，本研究で用いる材料はバウシング効果がほとんどなく，実際上の問題はないことを明らかにした．

(2.3 節)

有限要素解析により正方形断面棒の曲げ・捩り複合加工の解析を行った．この結果成形荷重に及ぼす負荷経路の影響，またスプリングバック量の把握ができた．

(2.4 節)

上界法により長方形断面棒の曲げ・捩り複合加工における相互作用曲線を求めるとともに，非対称曲げと捩りが複合した場合に生じる横倒れ現象（曲げ面外の変形）を解明した．

(2.5 節)

汎用性のある近似理論の基礎式を提案し，有限要素解析および上界法による解析結果と比較した．その結果，成形荷重および非対称曲げと捩りが複合した場合に生じる横倒れについてもほぼ一致することを確認した．また，この理論により任意の負荷経路に対する変形特性の予測が可能であることを数ケースの計算例により示した．

(2.6 節)

実際の成形方式における高精度の変形予測を目的として，改めて弾性変形まで考慮した初等解析法を提示した．この方法は，次章で実験の結果によりこの式を補正し高精度な半実験的予測法を提案する基礎となるものである．

さらに，以上の結果をもとに 3 章で用いる成形ヘッドの最大荷重や駆動範囲の仕様を決定した．

表2.7.1 各節の主な検討内容

章.節	解析法	変形	断面形状	変形の対称性	主な検討内容
2.2	FEM	振り	正方形	対称	軸方向ひずみの検討
2.3	FEM	曲げ・振り	〃	〃	負荷経路の影響、スプリングバック
2.4	上界法	〃	長方形	非対称	非対称曲げ・振り時の横倒れ
2.5	近似理論	〃	〃	〃	負荷経路、横倒れを考慮できる近似理論
2.6	初等解析	〃	〃	〃	弾性を考慮した簡便式 (3章の実験結果により補正し高精度化を図る)

3. 超伝導導体の曲げ・振り複合成形ヘッドの開発 および成形条件の検討

3.1 緒言

ヘリカルコイルの成形においては、導体に曲げ・振り形状を付与する成形ヘッドをヘリカルコイル容器の上に常に位置するように動かす必要がある。さらに、曲げ・振り成形のために必要なモータなどの駆動源の設置を考えると、成形ヘッドは極めてコンパクトに製作する必要がある。

長尺材の三次元曲げに関しては、管材に対して村田らのMOS曲げ加工法に関する研究が知られている^{21~23)}。中実の矩形断面を有する長尺材については、自動車の窓枠の縁取り（モール）の三次元形状の成形装置の特許が見受けられる²⁴⁾。しかし、比較的大形で中実の矩形断面を有する長尺材に対する、曲げ及び振りの複合成形に関しての詳細な報告は見受けられない。

そこで、本章では大形の矩形断面導体を連続して三次元形状に高精度に成形することを目的として、曲げ・振り複合成形ヘッドの開発を行った結果について述べる。また、高精度な成形形状を得ることを目的として、2章で述べた弾性領域を含んだ形の予測式を用い、実験結果を考慮して補正を加えることにより高精度な変形の予測を試みた。この結果から重回帰分析により実験式を求めることにより、任意の曲げ・振り複合形状に対応する3軸の設定値を算出できるようにした。

3.2 ヘリカルコイルの形状

3.2.1 ヘリカルコイルの三次元形状

本論文で対象とするヘリカルコイルの三次元形状（以下ヘリカル形状とする）について説明する．図 3.2.1 はコイル断面中心を含むトーラス面を定める各パラメータと座標の関係を示す．ここで R_0 は主半径， r_0 は副半径， ϕ はトロイダル角， ψ はポロイダル角を示す．また図 3.2.2 はヘリカル形状を構成するベクトルを示す．図の(a)は主半径のベクトル $\mathbf{O}_p$ の説明図，(b)は副半径の中心 O からのベクトル $\mathbf{H}$ の説明図である．

$$\mathbf{O}_p = (R_0 \cdot \cos \phi, R_0 \cdot \sin \phi, 0) \quad (3.1.1)$$

$$\mathbf{H} = ((R_0 + r_0 \cos \psi) \cos \phi, (R_0 + r_0 \cos \psi) \sin \phi, r_0 \cdot \sin \psi) \quad (3.1.2)$$

と表される．

ヘリカル形状は

$$\psi = - \left((m/l) \Phi + \alpha \cdot \sin \left((m/l) \Phi \right) \right) \quad (3.1.3)$$

ここで α : ピッチ変調係数

m : 極数（本論文の対象では 10）

l : 条数（本論文の対象では 2）

と表される．よって，以上より $\mathbf{H}$ は Φ のみの関数となる．(3.1.3) 式でピッチ変調係数 α を変更した場合のヘリカル形状を図 3.2.3 に示す． α が 0 の場合，2 条のコイル中心の軌跡は主半径の円上で交差する． α が大きくなると主半径より内側で交叉するようになる．核融合装置の性能の面からは， α の変動により磁気面の形状が変わるため，プラズマの閉じ込め性能に影響が生じる．本論文で対象とする大形ヘリカル装置においては，真空容器壁とプラズマの距離を十分確保するとともに，十分な電磁流体力学的安定性を同時に満たすことを目的として，ヘリカルコイルのピッチ変調係数 $\alpha = 0.1$ の値が採用された．

図 3.2.4 はコイル中心断面の局所座標を示す．コイル中心のベクトル $\mathbf{H}$ を原点として，トーラス面に垂直な方向を Z_ψ ，ヘリカル軌跡の接線方向を Y_ψ ， Z_ψ および Y_ψ と直交する方向を X_ψ 軸とする．この結果， $X_\psi Z_\psi$ 面がコイルの接線に対し垂直な断面となる．また X_ψ ， Y_ψ ， Z_ψ それぞれの局所座標軸方向の単位ベクトルを $\mathbf{e}_x$ ， $\mathbf{e}_y$ ， $\mathbf{e}_z$ とすると，コイル断面のある位置 P における導体の位置ベクトル $\mathbf{P}$ は以下のように表される．

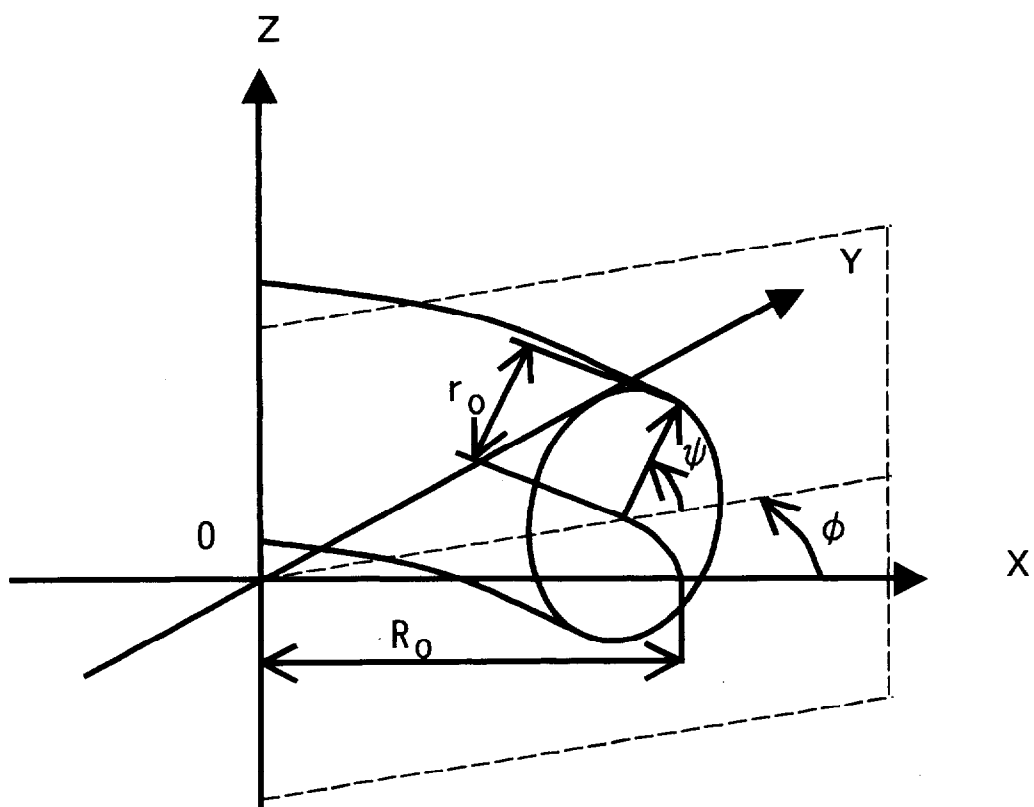
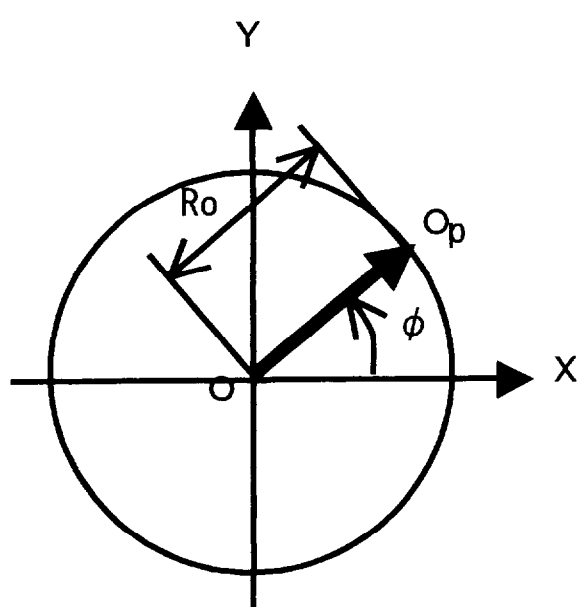
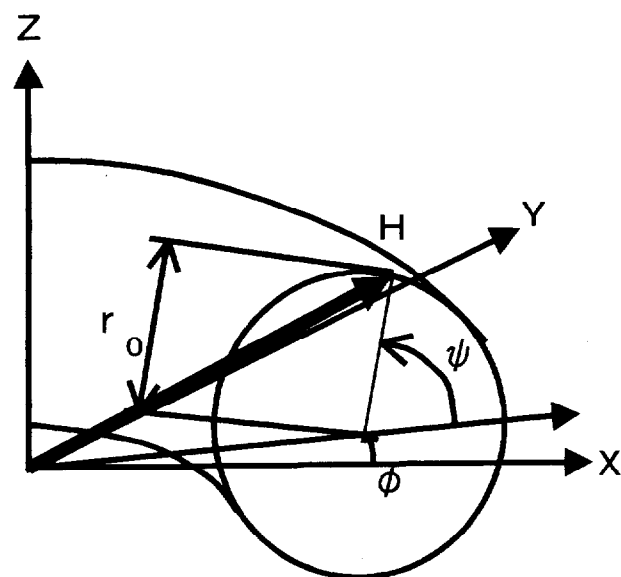


図3.2.1 座標とパラメータの関係



(a) 主半径ベクトル O_p



(b) 副半径ベクトル H

図3.2.2 ヘリカル形状を構成するベクトル

$$\Phi = -(5\Psi + \alpha \cdot \sin(5\Psi))$$

Φ : トロイダル角
 Ψ : ポロイダル角
 α : ピッチモジュレーション

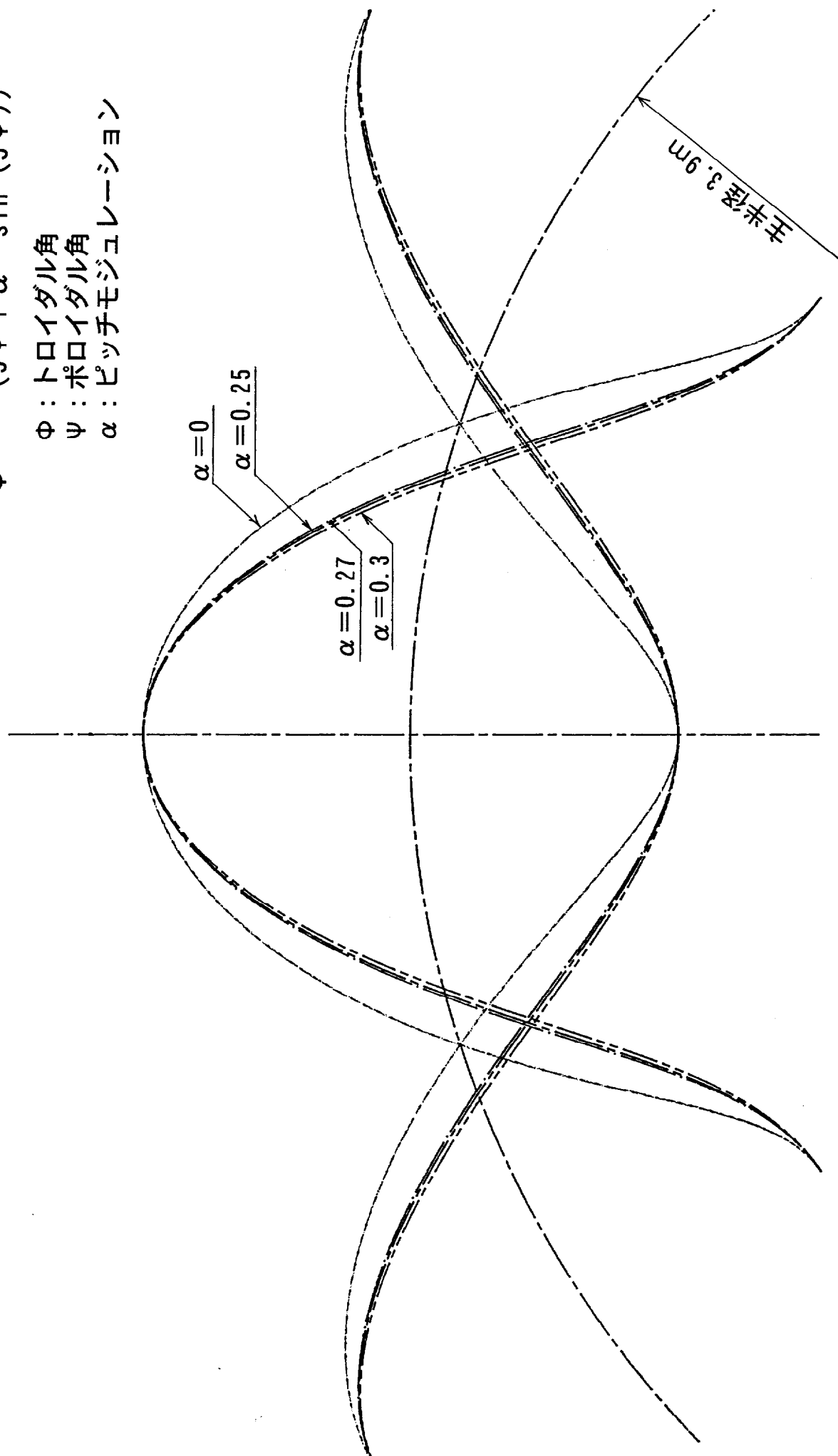


図 3.2.3 ヘリカル軌跡 (コイル中心)

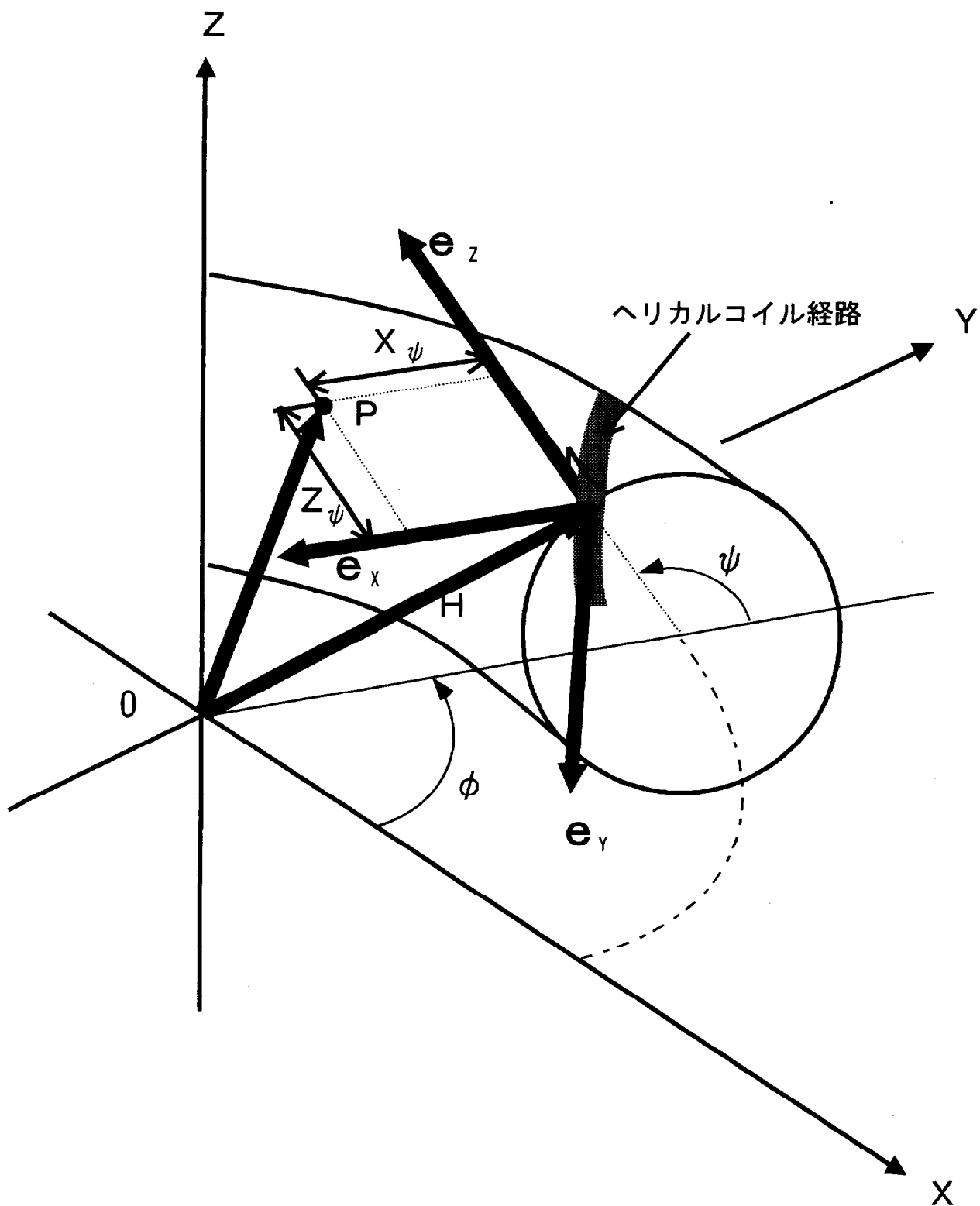


図3.2.4 局所座標

$$\mathbf{P} = \mathbf{H} + X_{\Psi} \mathbf{e}_x + Z_{\Psi} \mathbf{e}_z \quad (3.1.4)$$

3.2.2 曲率と比振り角の算出

(1) 曲率の算出

ヘリカルコイルの軌跡（以降ヘリカル軌跡とする）の線長 $S(\Phi)$ を

$$S(\Phi) = \int \left| d\mathbf{P}/d\Phi \right| d\Phi \quad (3.1.5)$$

とすると、ヘリカル軌跡の接線ベクトル $\mathbf{t}$ および曲率ベクトル $\mathbf{B}$ は以下のように定義される.

$$\mathbf{t} = d\mathbf{P}/dS \quad (3.1.6)$$

$$\mathbf{B} = d\mathbf{t}/dS \quad (3.1.7)$$

一般に、ヘリカル軌跡の垂直断面（以降N面とする）はコイル中心における X_{Ψ} Z_{Ψ} 面と一致しない. そこで、 X_{Ψ} 方向のベクトル $\mathbf{e}_x$ のN面に対する正射影の方向の単位ベクトルを $\mathbf{e}_{ew}$ とし、導体の面内曲げ方向（断面の長辺に沿う方向）を示すものとする. また、同様に、 Z_{Ψ} 方向のベクトル $\mathbf{e}_z$ のN面に対する正射影の方向の単位ベクトルを $\mathbf{e}_{fw}$ とし、導体の面外曲げ方向（断面の短辺に沿う方向）を示すものとする.

曲率ベクトル $\mathbf{B}$ を以下の関係から $\mathbf{e}_{ew}$ および $\mathbf{e}_{fw}$ により、面内曲げ方向の曲率 κ_E および面外曲げ方向の曲率 κ_F に分解して、設計値とした.

$$\mathbf{B} = \kappa_E \mathbf{e}_{ew} + \kappa_F \mathbf{e}_{fw} \quad (3.1.8)$$

(2) 振り角の算出

$\mathbf{e}_{ew}$ および $\mathbf{e}_{fw}$ に垂直なベクトル $\mathbf{b}_{ew}$ および $\mathbf{b}_{fw}$ を以下の様に定義する.

$$\mathbf{b}_{ew} = \mathbf{t} \times \mathbf{e}_{ew} \quad (3.1.9)$$

$$\mathbf{b}_{fw} = \mathbf{t} \times \mathbf{e}_{fw} \quad (3.1.10)$$

単位長さ当たりの振り角（以下比振り角とする） θ は面内曲げ方向（ θ_{ew} ）と面外曲げ方向（ θ_{fw} ）の2通りで考え

$$\theta_{ew} \cdot \mathbf{t} = -d\mathbf{b}_{ew}/dS \quad (3.1.11)$$

$$\theta_{fw} \cdot t = -d \mathbf{b}_{fw} / dS \quad (3.1.12)$$

とした。

本論文では、比振り角として、両成分の相加平均を採用している。

$$\theta = (\theta_{ew} + \theta_{fw}) / 2 \quad (3.1.13)$$

3.2.3 各導体の形状

上記計算方法により算出した各導体の形状を図 3.2.5 に示す。図では面内曲げ曲率 κ_E 、面外曲げ曲率 κ_F および比振り角 θ の最大および最小の値を含む列の形状を示している。横軸はトロイダル角およびポロイダル角を示す。全周の $1/5$ である 72° でポロイダル角の一周 (360°) に相当し、以降同一形状が 5 回繰り返されてトロイダル角が一周することになる。面外曲げ曲率 κ_F 及び比振り角 θ の形状の正負が逆になることはないが、面内曲げ曲率 κ_E は曲率の方向が正負逆転している。すなわちコイルの上側 ($\phi = 18^\circ$) 付近で正の最大値、下側 ($\phi = 54^\circ$) 付近で負の最大を示す。本コイルの κ_E 、 κ_F 、および θ の最大値はそれぞれ $0.28/\text{m}$ 、 $0.694/\text{m}$ および $0.77\text{rad}/\text{m}$ である。

図 3.2.6 にコイル断面内の 3 個所の導体を面外曲げ曲率及び比振り角が 0 となるように展開した場合の平面図を示す。これによると、各場所で面内曲げ曲率の分布が大きく異なっていることが分かる。また、ピッチ変調係数 α によっても面内曲げ曲率が異なることが分かる。

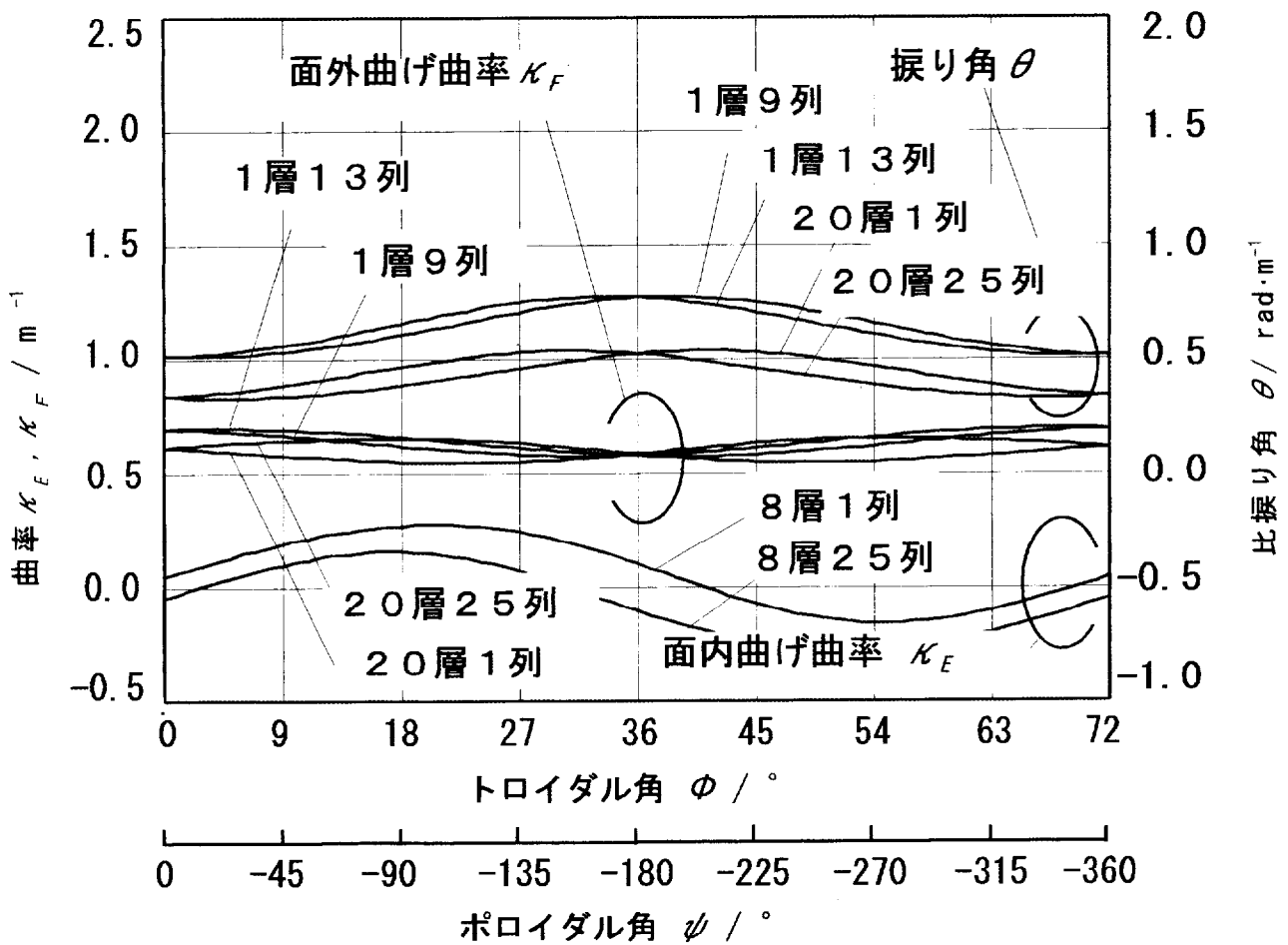


図 3.2.5 ヘリカルコイルの各導体の形状
(ピッチ変調係数 $\alpha = 0.1$)

3.3 成形方法

3.3.1 成形方法及び成形ヘッドの概要

ヘリカルコイルの形状は、前述のように多層、整列巻（20層，25列（最大））で、面内、面外曲げ及び振りの複合した形状である。表3.3.1に曲げ加工方式の例を示す。この中で、引張曲げはヘリカルコイルが正負の面内曲げ曲率を持つことから、採用は不可能である。また、プレス曲げは多種の金型を必要とすることから、コスト的に問題があるとともに、導体の連続的な成形には不向きである。そこで、本章では3ロール曲げ方式を採用するとともに、ロールを回転させることにより、同時に振り加工が可能な方式を考案した。

図3.3.1に3ロール式曲げ・振り成形方式の原理図を示す。導体の4辺にそれぞれ接する4つのロールを3段に配置した構成とした。導体は無限軌道方式の導体送込部により矢印方向に送り込まれ、成形される。送込部は入口及び中央ロールと共に回転し、出口ロールに対し振り方向の角度差を持つように位置決めされる。この状態で導体を送り込むことにより振り形状が成形される。振り加工を行うため、導体はロールで挟み込まれることが必要である。本論文の場合、非対称曲げを伴うことから、4つのロールで導体の4面全部を挟み込むようにした。入口ロールと中央ロールは導体の導入方向に平行に配置され、中央ロールと出口ロールは自在継手により結合されている。自在継手の二つの軸の回転角を制御することにより、それぞれ面内曲げおよび面外曲げ形状を導体に付与する。本構成における座標軸を以下のように定義する。図の自在継手の2方向の回転中心を原点Oとし、中央ロールにおける導体の長辺方向をX方向、短辺方向をY方向そして導体の送り込み方向をZ方向とする。図においてY軸回りの回転角度を面内曲げ設定値 Φ_x 、X軸回りの回転角度を面外曲げ設定値 Φ_y そしてZ軸回りの回転角度を振り設定値 Θ とする。

図3.3.2に本方式における曲率と成形ロールの位置の関係の模式図を示す。図は図3.3.1を面内曲げを行っている状態をY方向から見た場合に相当する。この方式によれば、自在継手の回転中心を中央ロールと出口ロールの中央に配置することで、任意の曲率に対し導体を挟み込む1対のロールのそれぞれの中心を結ぶ線上に常に曲率半径の中心がほぼ一致するようにできる。本方式によれば曲げ2方向と振りの回転角を与えることにより、導体の断面をつぶすことなく任意の曲げ・振り形状に連続的に成形することができる。ここで、面内曲げおよび面外曲げ設定値 Φ_x および Φ_y に対応する見かけ上の曲率半径および曲率をそれぞれ ρ_x および ρ_y とすると以下の関係が成り立つ。ここで、Lは Φ_x および Φ_y が0の際の中央ロールと出口ロールのセンタ間の距離である。また、ここではLに対し ρ_x および ρ_y が十分に大きく、中央ロールと出口ロール間の導体の長さLがほぼ等しいものとする。

表 3.3.1

成形方式の比較¹⁰⁾

種 類	概略図	特 徴
引張曲げ		張力付加困難（ヘリカルコイルの形状の点から）
プレス曲げ		多種繰型要（ねじり角の変化に応じ） 導体の連続成形が困難
◎ ロール曲げ		多種の曲率にフレキシブルに対応可 導体の連続成形が容易

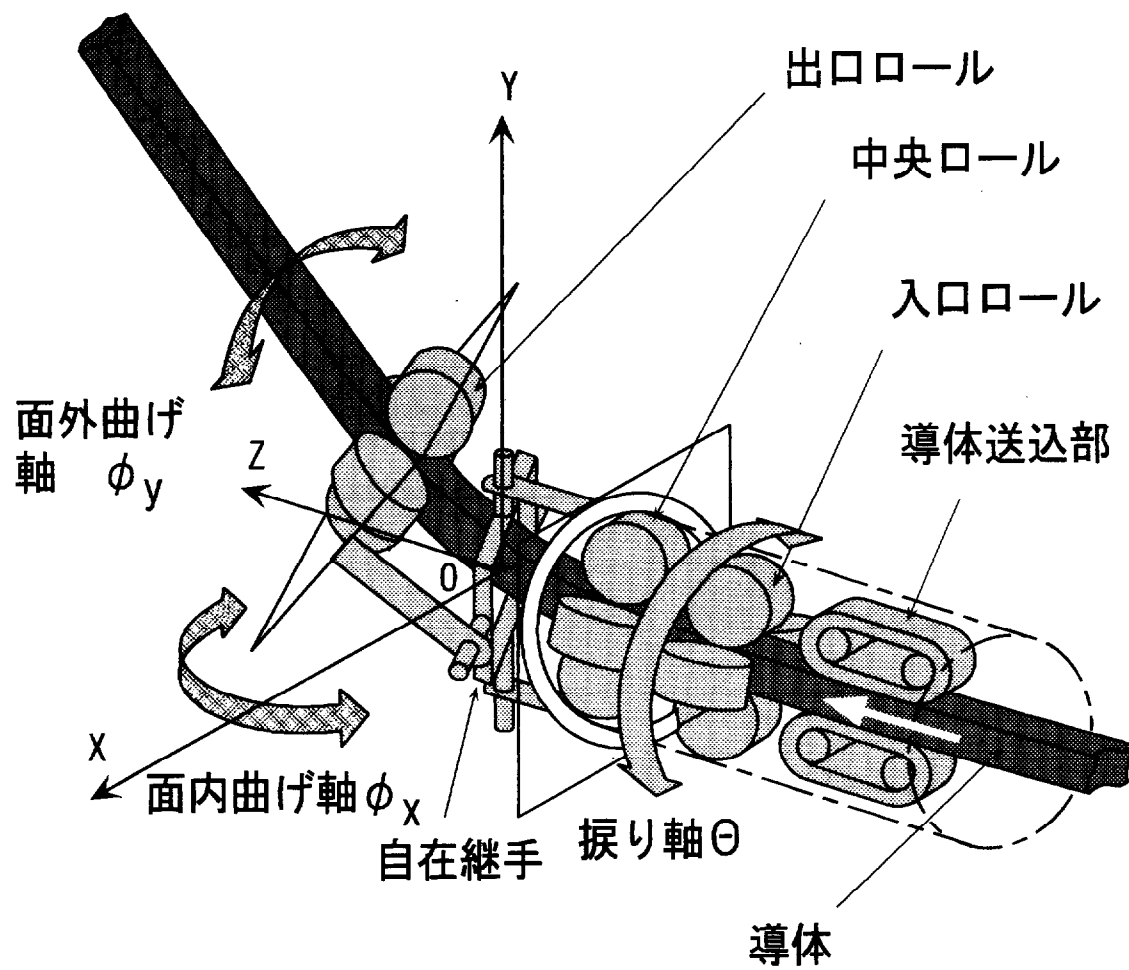


図 3.3.1 3ロール式曲げ・振り成形方式

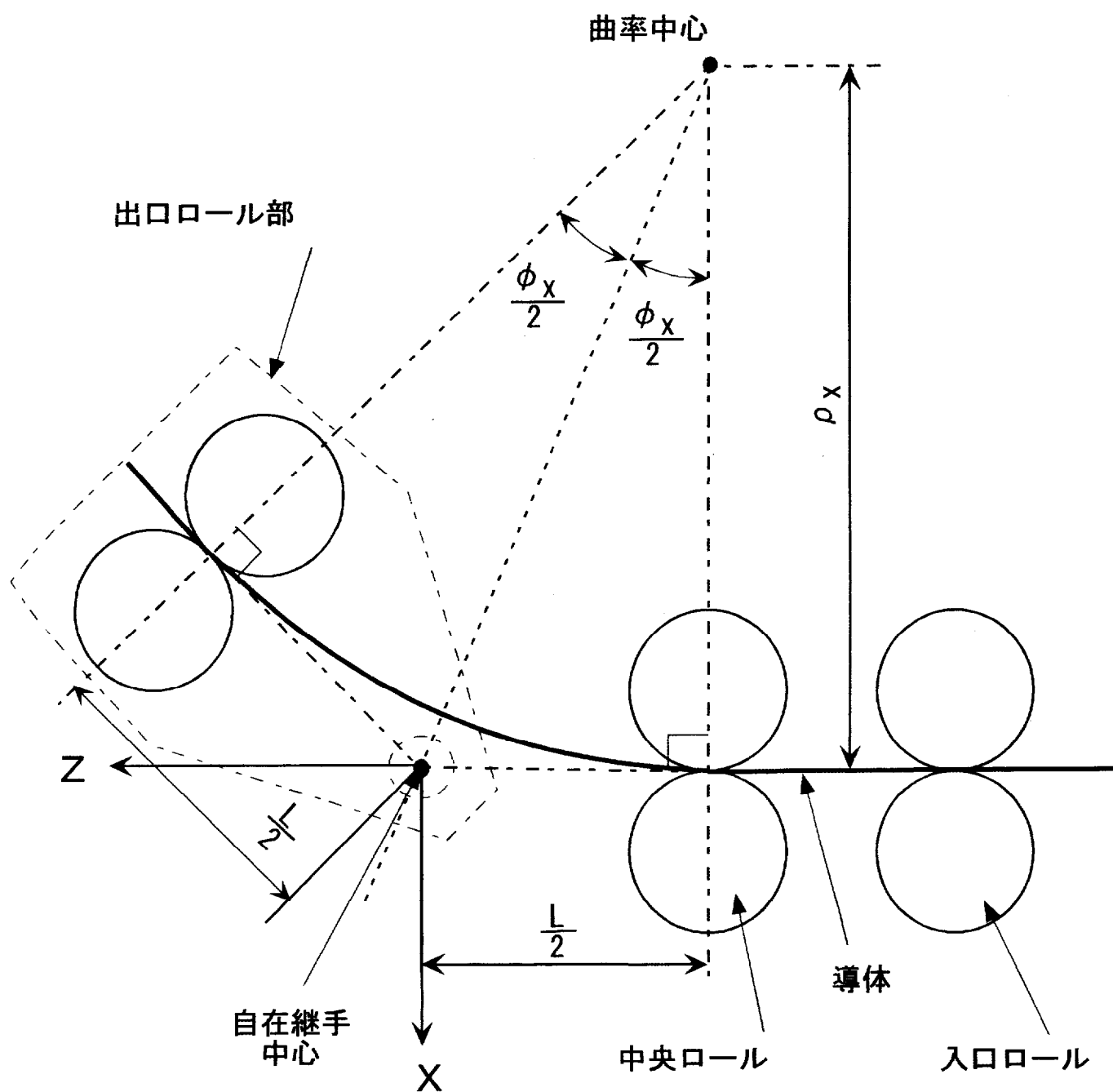


図 3.3.2 曲率と成形ロールの位置の関係

$$\rho_x \doteq L / \Phi_x$$

$$\rho_y \doteq L / \Phi_y$$

また、導体の比振り角 θ とロールの Z 軸回りの回転角 Θ の間には以下の関係がある。

$$\theta \doteq \Theta / L$$

本方式をもとに製作した成形ヘッドの写真を図3.3.3に示す。成形ヘッドのロールの直径は60mm、ロール間隔は入口及び中央のロール間は85mm、中央と出口のロール間は200mmとした。スパン長を短くすると、ロールにかかる荷重が大きくなり面圧が増大する。そこで、圧痕が残らないようなロール径およびロール間隔とする必要がある。また、あまり広げると回転角度が大きくなり、ロールのハウジングが装置本体に干渉することになる。以上の点を考慮してスパン長を決定した。成形ヘッドは出口ロール部が、形状成形装置のリング（写真では見えていない）上に取りつけられ、出口ロール部を支点として、自在継手を回転させることにより面内および面外曲げ形状を付加する。また振りは中央ロール部、入口ロール部そして導体送込部が一体で回転することにより成形が可能である。成形ヘッドは成形を行いながら、導体を繰り出す速度に同期して、図に矢印で示す移動方向に回転させることができる。

3.3.2 供試材

供試材として、当初対象形状であった、断面が19×19mmの超電導導体を模擬するものとして、同形状の銅材（C1020）の模擬導体を用い、基礎的な成形条件の検討を行った。その後実際のヘリカルコイルには断面が12.5×18mmの超電導導体が採用されたため、成形実験にはこの超伝導導体および同一寸法で均一断面の銅材（C1020）を用いた。断面が19×19mmの銅材の公称応力-公称ひずみ線図を図3.3.4に示す。加工硬化がほとんどなく、降伏応力は約300MPaであった。また、12.5×18mmの断面の銅材については、曲げ試験の結果から降伏応力は250MPa程度である。

また、今回対象とする超電導導体の断面を図3.3.5に示す。長さが約1,200mmの銅のチャンネル材の中に、静水圧押出しにより線径50μmほどの多くのNbTi線を銅の下地に埋め込ませて製作した、線径1.74mmの超電導線を15本束ねて撚り合わせ、これを扁平な形状に成形したものを入れる。次にCu-2%Niで被覆されたアルミニウムの条を入れて、はんだを含浸させる。その後、銅のふたをしてこれをかしめた後、かしめた部分を、全長に亘り電子ビーム溶接をして完全に接合させている。これは矩形断面の導体を銅材が降伏するまで振った場合、表面に降伏せん断応力が生じるが、当然はんだの降伏せん断応力よりも大きいため、かしめのみで

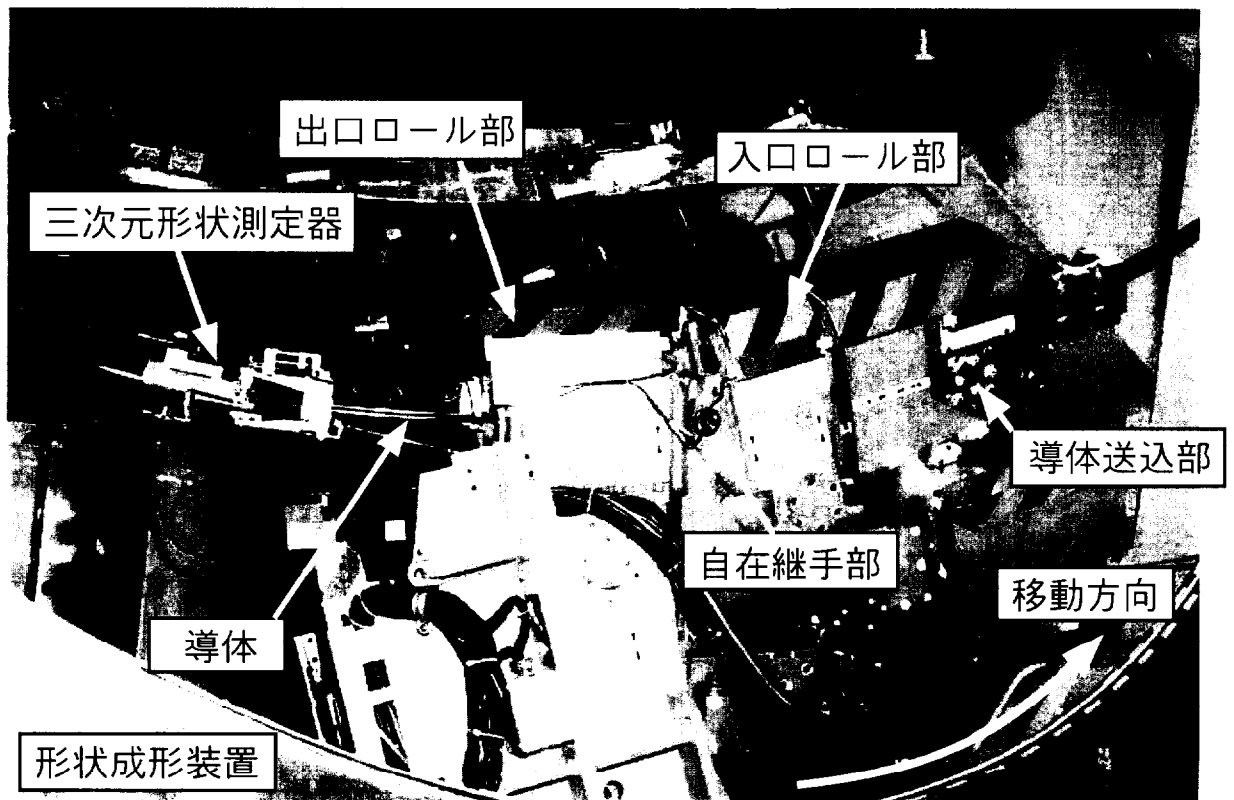


図3.3.3 曲げ・捩り複合成形ヘッド

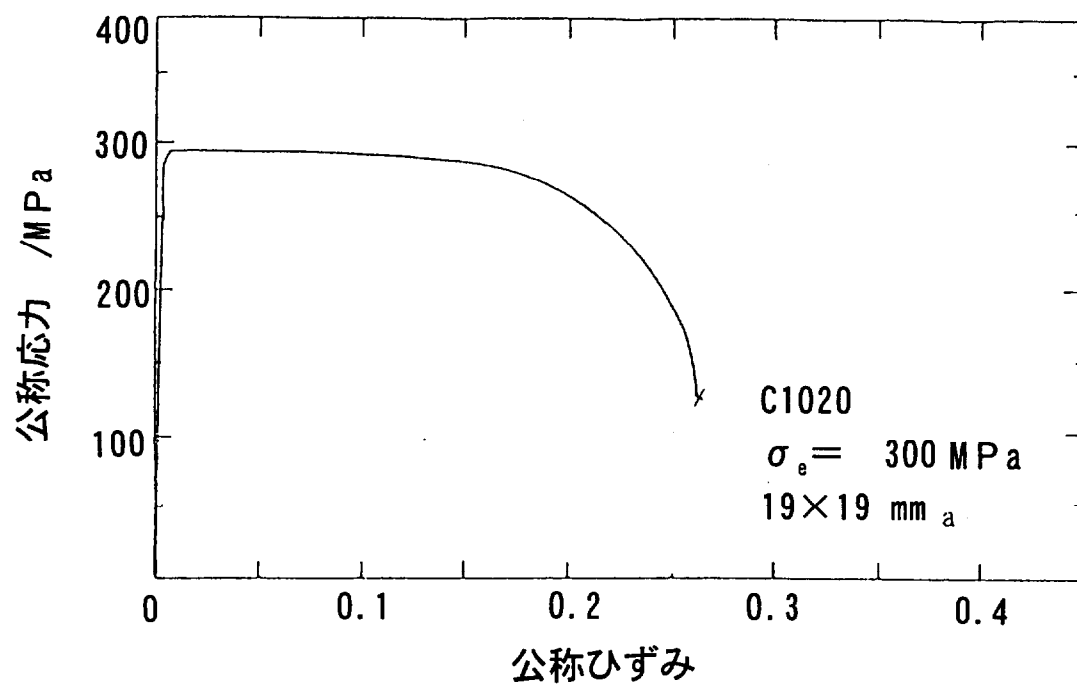
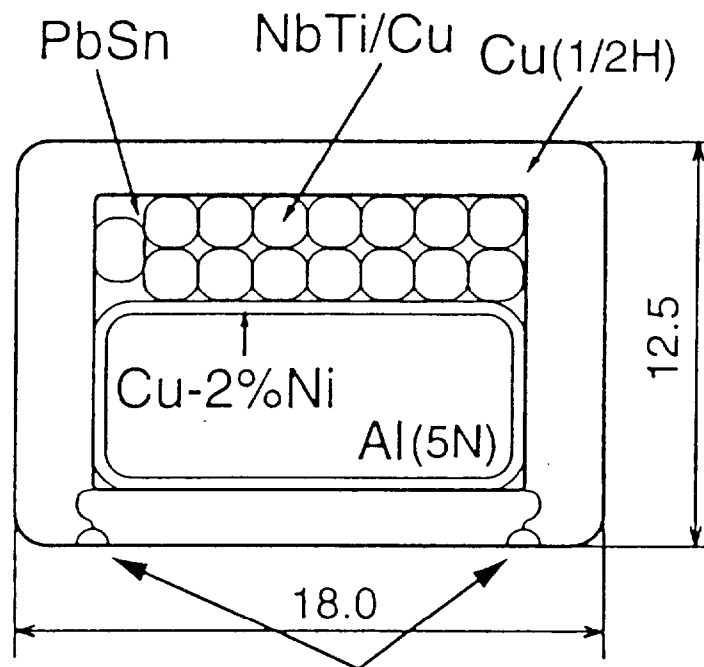


図 3.3.4 公称応力—公称ひずみ線図



Electron beam welds

図 3.3.5 超伝導導体の断面

はふたを接合させておくことができないためである。

本報告及び実際のヘリカルコイルの製作においては、超電導線の撚線が曲げ変形における引張側になるような配置とした。これは、圧縮側にすることにより撚線が座屈し、この結果、スプリングバック量の変動するなど、曲げ変形挙動が不安定になることを防ぐためである。

上記の超電導導体の全体を引張った場合の引張強さは 98.0MPa 、圧縮強さは 98.7MPa である。また、振り試験の結果を図 3.3.6 に示す。本試験における最大の振りモーメントは 127Nm である。

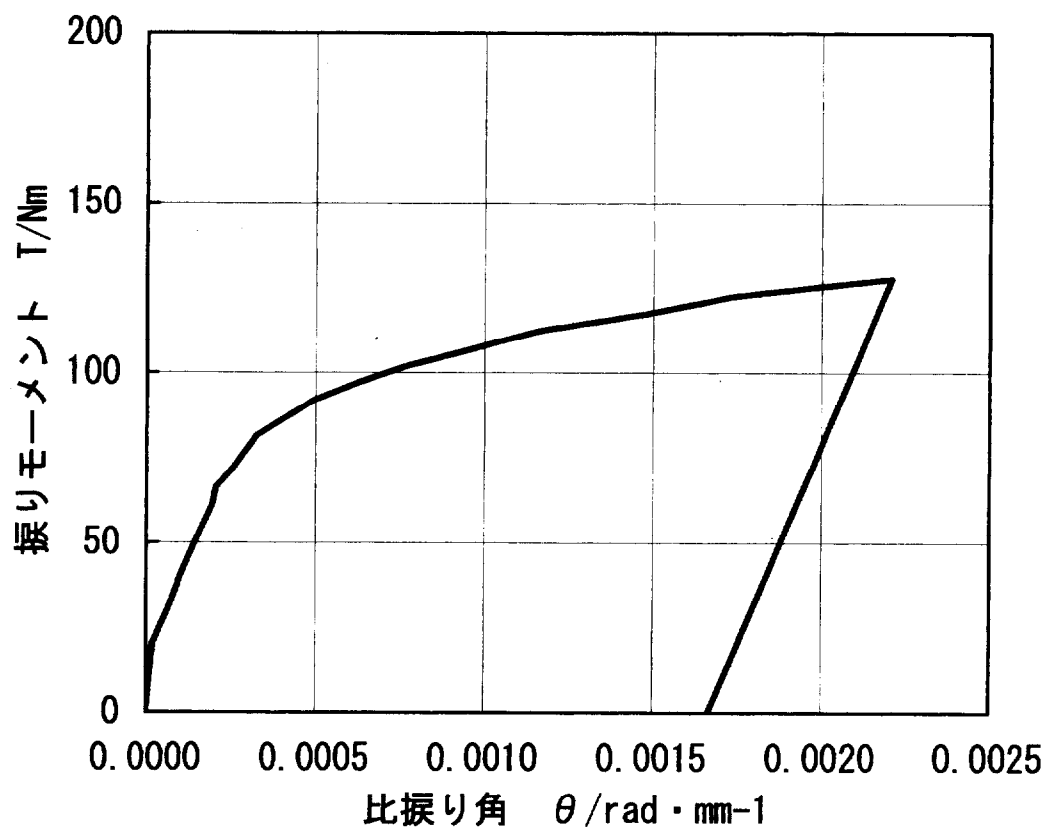


図3.3.6 超伝導導体の振り試験結果

3.4 三次元形状測定方法

大形ヘリカル装置のヘリカルコイルの成形時には、成形しながら形状を測定し、この結果をもとに次のターンの成形条件を修正することにより、高精度化を図る必要がある。市販の測定器で、小形で曲げ・振りの複合形状の測定が可能なものは見あたらず、専用の三次元形状測定器を新たに開発することが必要となった。そこで、本論文では簡易測定器およびより高精度な測定の可能な三次元形状測定器を新たに製作して用いた。当初の銅材を用いた成形実験には簡易測定器を用い、超伝導導体の成形実験には三次元形状測定器を用いた。

3.4.1 簡易測定器

面内・面外曲げ曲率の測定のためには、変位計を用いた3点接触式の簡易測定器を製作して使用した。図 3.4.1 に測定器の略図を示す。曲率 κ の算出は次式で行う。

$$\kappa = 1/\rho = 2\delta / (l^2 + \delta^2)$$

ここで δ は変位計で検出した変位、 l は測定範囲長さの半分の値である。

本章で当初用いた簡易測定器の測定範囲は 60mm であり、この場合、曲率の測定精度は 0.022/m である。これは面内曲げ曲率の最大値 0.28/m の約 8%、面外曲げ曲率の最大値 0.694/m の約 3% である。また、4 章でヘリカルコイル表面における導体形状を測定するために用いたものは、測定範囲を 200mm とした。この場合曲率の測定精度は 0.022/m である。これは面内曲げ曲率の最大値 0.28/m の 0.7%、面外曲げ曲率の最大値 0.694/m の 0.3% である。

振り角の測定は、平行板の回転角をロータリーエンコーダで読取ることにより行った。比振り角の測定精度は 0.07 rad/m であり、これは比振り角の最大値 0.77 rad/m の約 9% である。また、4 章でヘリカルコイル表面における導体形状を測定するために用いた簡易測定器を図 3.4.2 に示す。変位計を用い4点で導体表面に接することにより、振り角を測定するようにした。比振り角 θ の算出は次式で行う。

$$\theta = \tan^{-1}(\delta/l'')/l'$$

ここで δ は変位計で検出した変位、 l' は測定範囲の長さ、 l'' は幅方向の測定範囲の長さである。この場合の比振り角の測定精度は 0.004 rad/m であり、これは比振り角の最大値 0.77 rad/m の 0.6% である。

3.4.2 三次元形状測定器

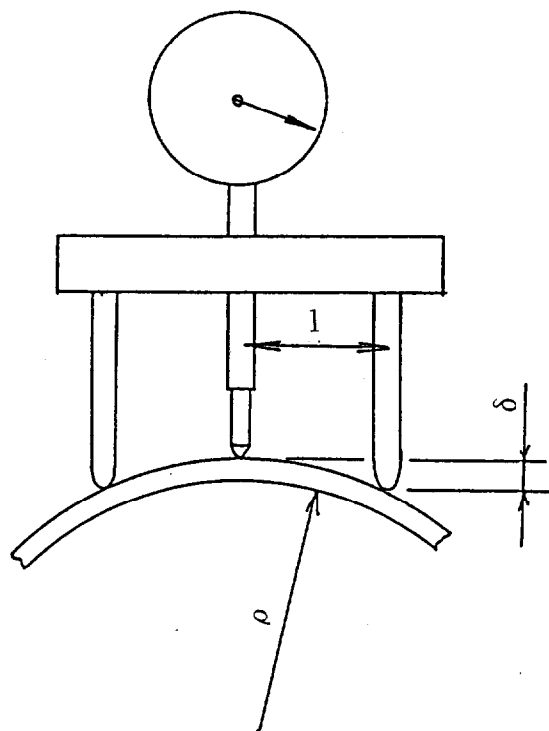


図3.4.1 曲率簡易測定器の概要

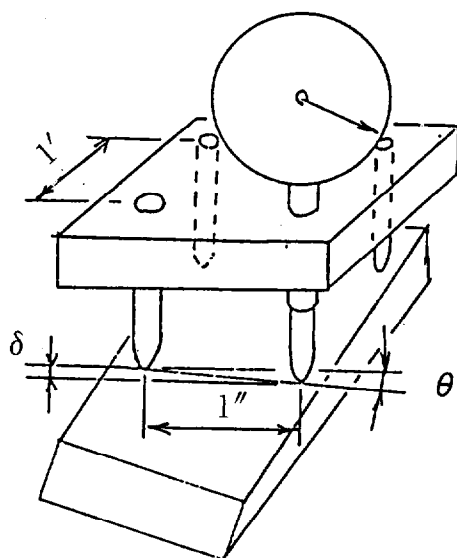


図3.4.2 捩り角簡易測定器の概要

図 3.4.3 に新たに製作した三次元形状測定器の測定原理，また図 3.4.4 に写真を示す．図中の R_E は面内曲率半径を示す．面外曲率についても自在継手により同様の原理により測定している．図中の座標の方向は，図 3.3.1 と同様である．ヘリカルコイル形状を測定するために，測定器は成形ヘッドと同様，自在継手により導体にならう方式とした．振りに対しては導体の長手方向を軸として回転することにより導体にならうようにした．導体クランプ部において，導体を挟み込む 3 本のロールのうち 1 本を可撓ロールとしてバネにより力を加え，クランプ力を生じさせるようにした．面内及び面外曲げ曲率は，それぞれ自在継手の軸の回転角を変位計の出力から換算することにより求める．面内，面外曲げ及び振りに対する変位計の測定値 δ_E ， δ_F 及び δ_θ から各軸の回転角 α_E ， α_F 及び α_θ が得られる．

導体の面内及び面外曲げ曲率 κ_E および κ_F に対応する Y 軸および X 軸回りの曲率をそれぞれ κ_x 及び κ_y とし， κ_x ， κ_y および θ をそれぞれ α_E ， α_F 及び α_θ より以下の式で定義する．

$$\begin{aligned}\kappa_x &= \alpha_E / L_m \\ \kappa_y &= \alpha_F / L_m \\ \theta &= \alpha_\theta / L_m\end{aligned}$$

ここで， L_m は測定器のスパン長である．

(a) 振り形状による誤差

本測定器は，導体を平行な 3 本のロールで挟み込むようにしたので，振り形状を持つ場合，ロール間隔が広がりこのことが誤差の要因となる．図 3.4.5 に振りにより生じる測定誤差の概要を示す．図の (a) に示すように振り形状を持つ場合，P と O 点を基準にするとロールセンタ間の長さ S_r だけ離れた A，B 点は回転し A'，B' 点に移動する．また，中央にあるもう 1 本の可撓ロールの位置では導体の上側より可撓ロールが接触する．この結果，図 (b) に示すように，曲率を持たない振りのみの形状を測定する際にも，2 つの導体クランプ部は dh だけ傾き，相対的に回転して，センサに変位が生じることになる．本論文の対象とする最大の比振り角 0.77 rad/m では，面内曲げ曲率の場合最大値 $(0.28/\text{m})$ の 9.6% の誤差が生じることになる．この現象を防ぐために，2 つの導体クランプ部の 3 本のロールの配置を互いに逆にし，上記の導体クランプ部の回転を相殺することで対策した．

(b) 曲げ・振り複合形状による誤差

図 3.4.6 に導体が面内曲げ方向の曲率がなく面外曲げ及び振りのみを含む形状を示す．図から推測できるように，面内曲げがない場合も振りを含んだ形状の場合，導体端部の A 点は XZ 面内に留まらず Y 方向にも変位するようになる．本測定器の構成ではこれは X 軸回りの曲率 κ_y として検出されるため，実際に使用する

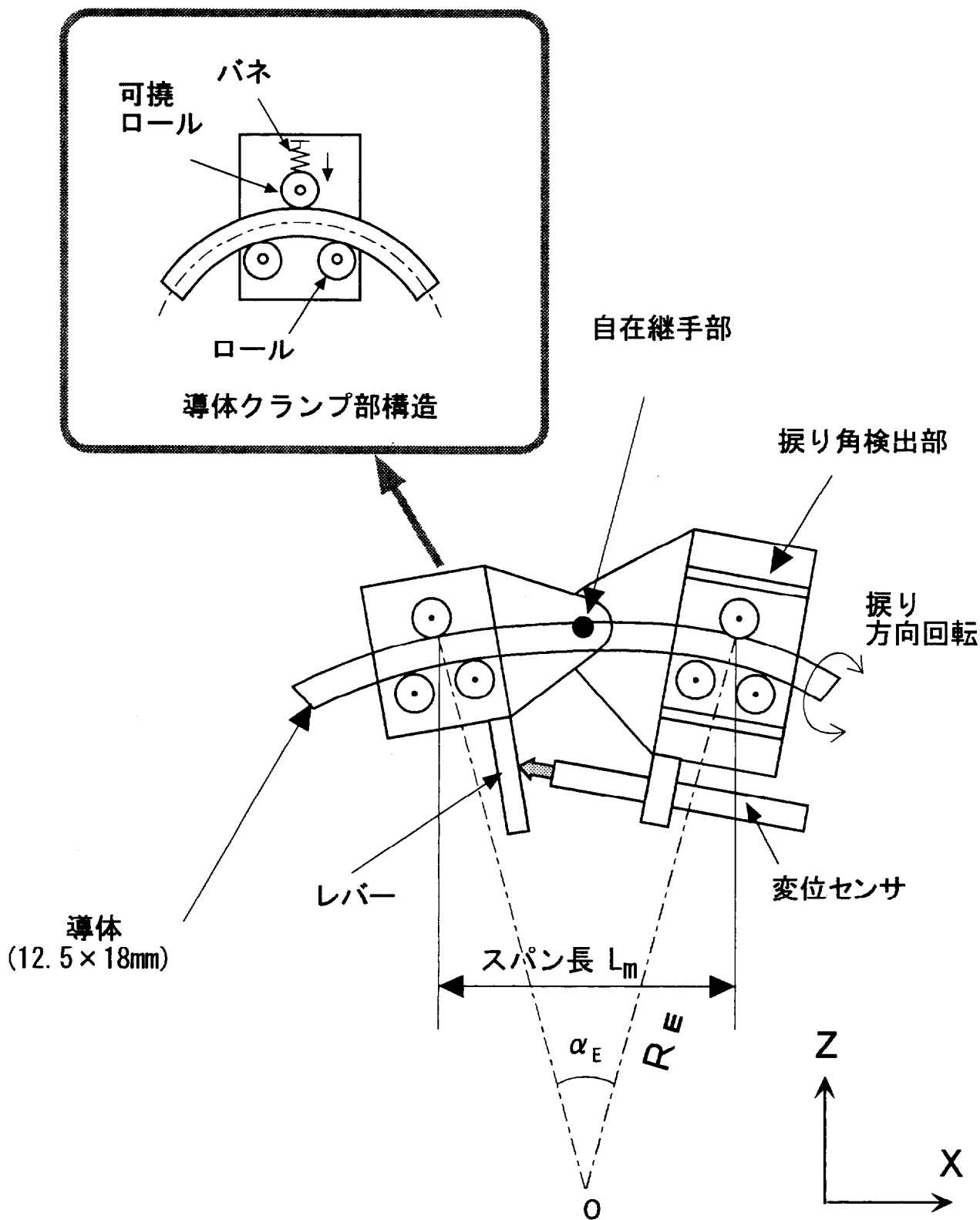


図 3. 4. 3 三次元形状測定器の構造

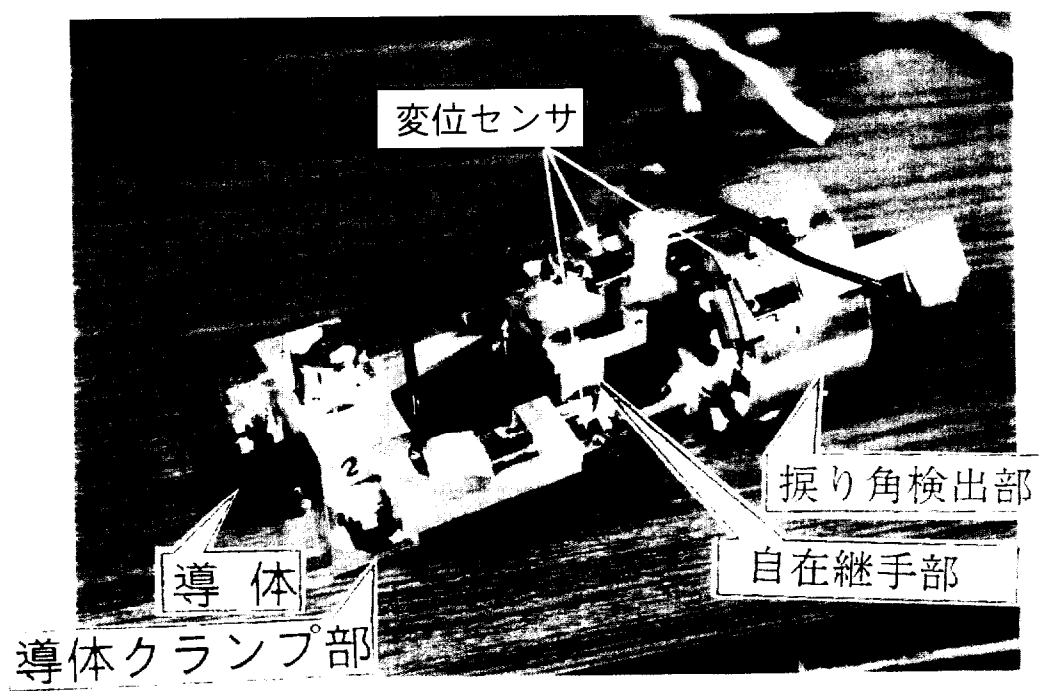
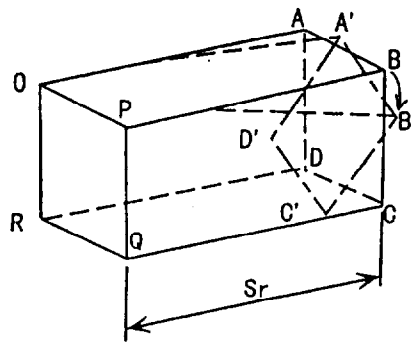
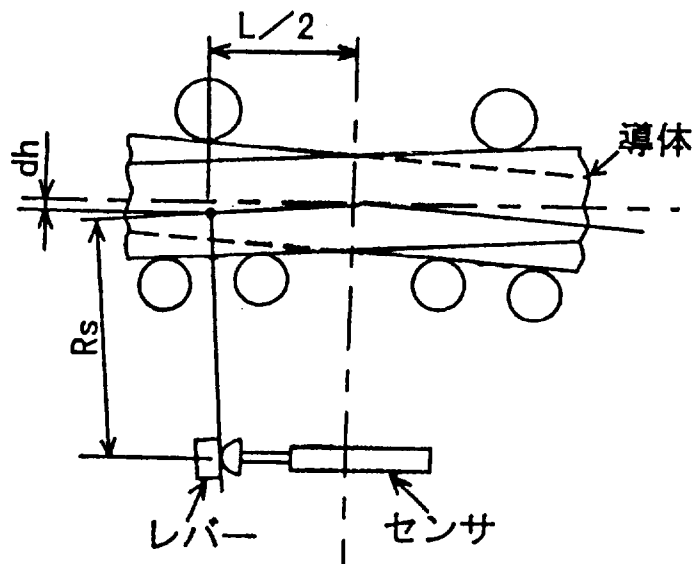


図3.4.4 三次元形状測定器



(a) 振りによるロール間隔の拡大



(b) 見掛けの変位量

図 3.4.5 振りによる測定誤差

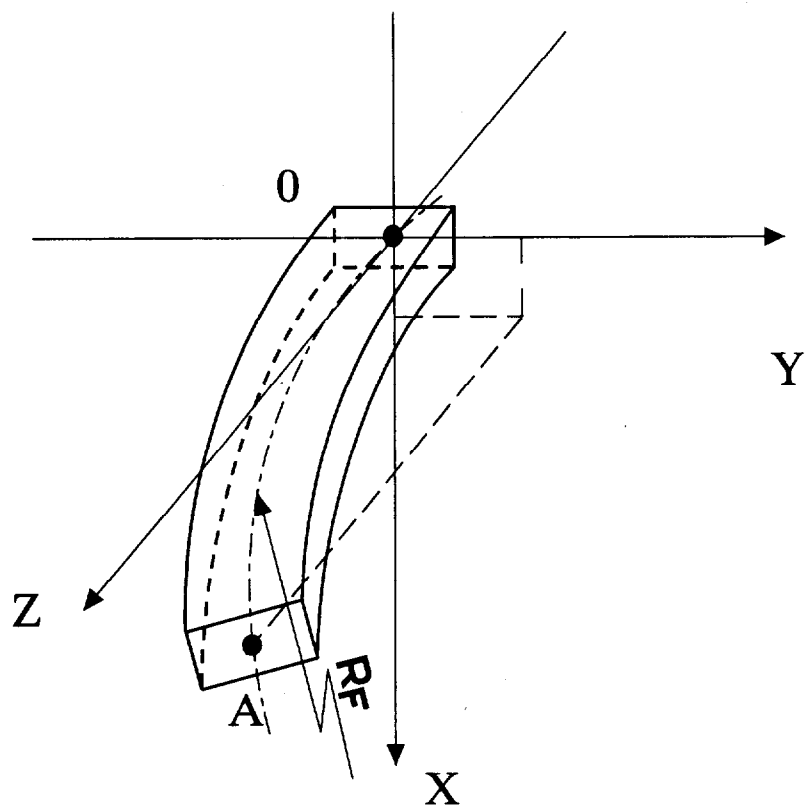


図3.4.6 曲げ・振り複合形状による測定誤差

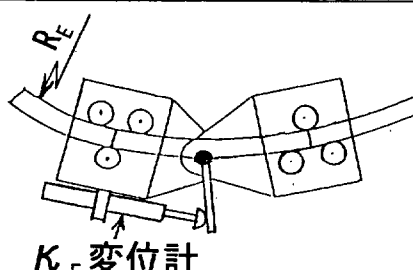
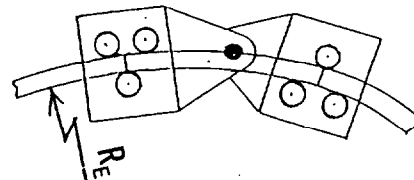
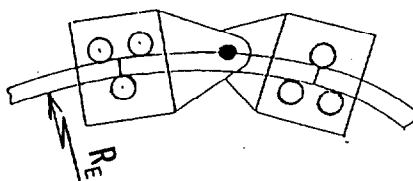
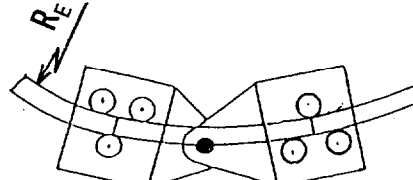
場合には、面内曲げ方向の曲率 κ_E と κ_F に変換して考慮することが必要である。

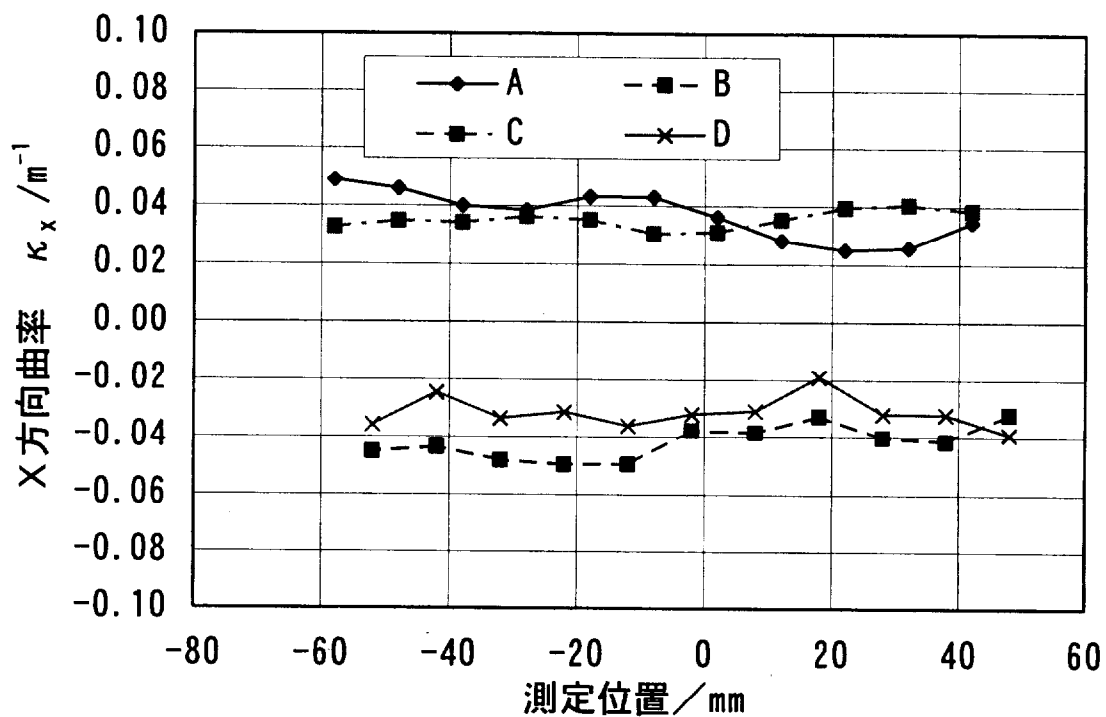
このような現象を確認するため、実際のコイル形状のゲージ（以降ヘリカルゲージとする）を作成してキャリブレーションを行った。ヘリカルゲージは1層13列のトロイダル角 0° と 18° 付近の導体の設計形状の通りにトロイダル角で $\pm 1.5^\circ$ 分の長さに加工作して製作したものである。図 3.4.7 はヘリカルゲージを測定した結果で、(a) は 0° 、(b) は 18° の場合を示している。また横軸は 0° および 18° の点からの距離を示し、縦軸は X 軸回りの曲率 κ_x を示している。図中の A, B, C, D は表 3.4.1 に示すように、ゲージに対し測定器が上下左右逆になるように通した場合の結果を示している。表 3.4.1 において、 κ_E が正とは変位計が導体の面内曲げの凸側にある場合を示し、 κ_E が負とは変位計が導体の面内曲げの凹側にある場合を示す。また κ_F が正とは導体が紙面に対し凸状となっている場合を示し、負は凹状になっている場合を示す。

このように曲率 κ_x で評価すると κ_E が 0 である 0° のゲージの場合にも κ_x は値を持つようになり、測定の方角によってその符号が異なってくる。 18° のゲージの場合にも同様に設計値を挟みほぼ対称に測定結果がばらついている（B と C は負の値となるが、この場合絶対値で比較している）。真値との差の絶対値は 0° のゲージの場合とほぼ同一で約 14% (0.039/m) である。そこで、実際の κ_x の測定結果に対して上記偏差量 ($\Delta \kappa_E = 0.039/\text{m}$) の値を差し引いて形状の評価を行った。その結果を図 3.4.8 の (a) および (b) に示す。以降、この偏差量を実際の κ_x の測定値から差し引くことにより κ_E の値を求めた。

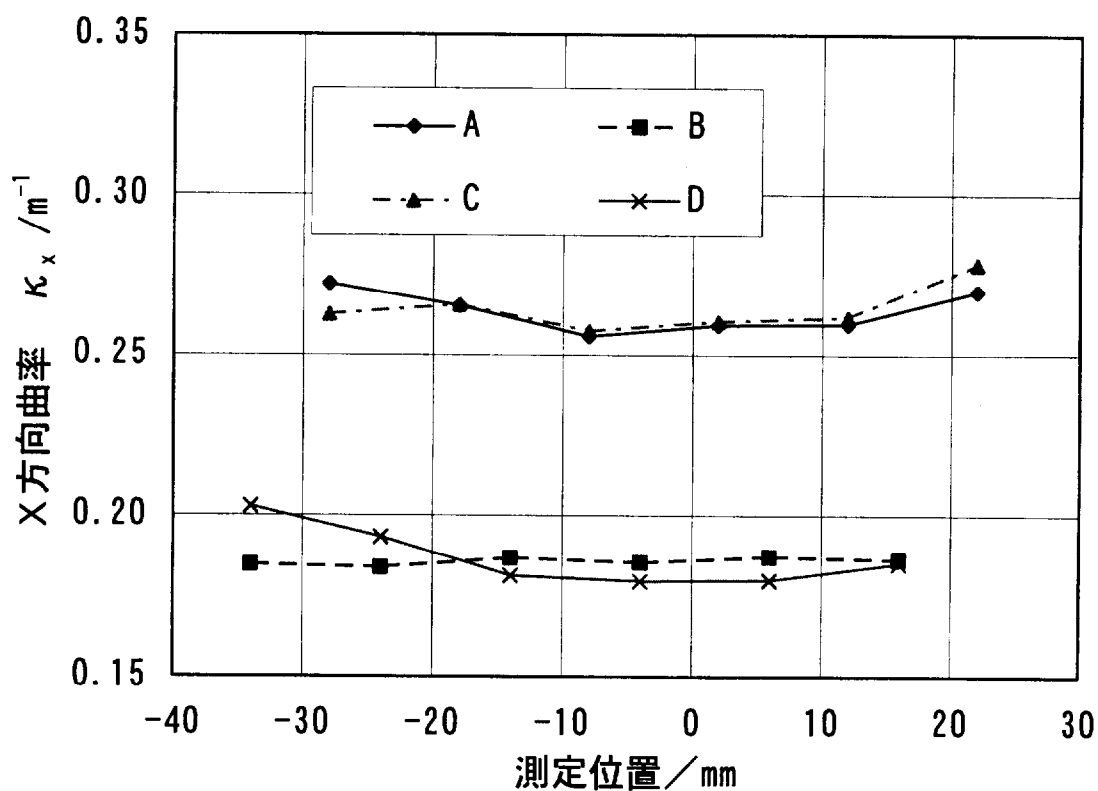
以上の結果から、本測定器の測定精度は κ_E , κ_F , θ について、それぞれ、0.092 /m, 0.0062 /m 及び 0.0031 rad /m であり、コイルの設計形状の最大値に対して、それぞれ 3.3, 0.9 及び 0.4% の大きさである。

表 3.4.1 ヘリカルゲージ測定方向 ($\phi=18^\circ$)

記号	方向	κ_E	κ_F
A		+	+
B		-	+
C		-	-
D		+	-



(a) トロイダル角 $\Phi = 0^\circ$



(b) トロイダル角 $\Phi = 18^\circ$

図 3.4.7 ヘリカルゲージ測定結果 (κ_x)

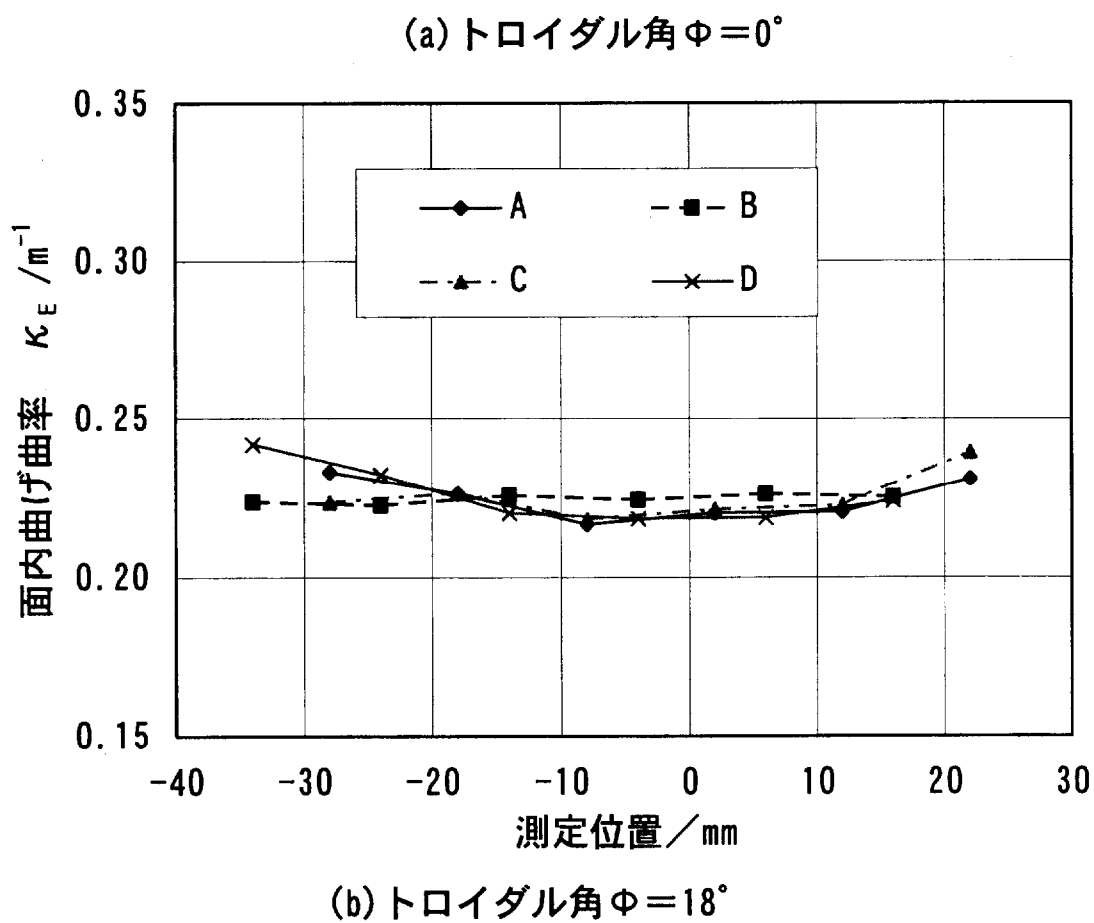
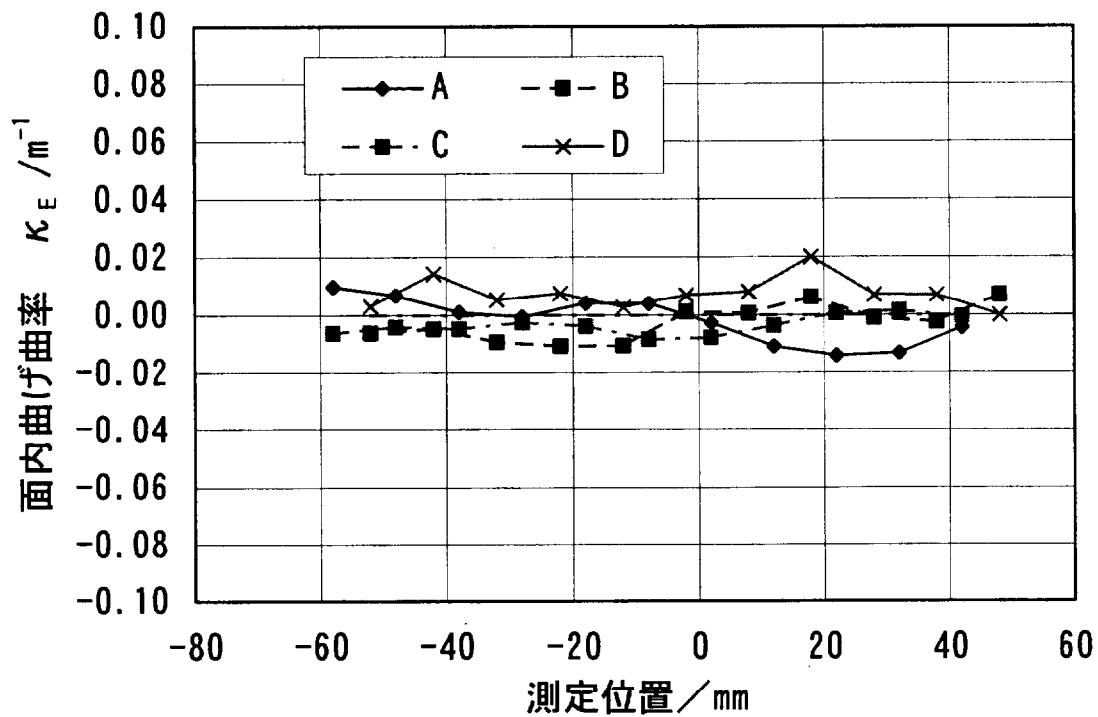


図 3.4.8 ヘリカルゲージ測定結果 (κ_E)

3.5 成形実験結果

3.5.1 曲げ

図3.5.1は銅材の成形実験を行い、スプリングバックした後の面内曲げ曲率と面内曲げ方向のロールの回転角(ϕ_x)の関係を示したものである。銅材は、初期の形状の非定常域を含め定常成形の範囲が測定に必要な300mmほど得られる1m程度の長さとした。図中で○、△、□、●はそれぞれ、単純曲げ、面外曲げとの複合、振りとの複合そして面外曲げと振りとの複合の結果を示す。また実線は単純曲げの場合（曲率が曲げられる範囲で均一とした場合）の理論値である。

単純曲げの結果はほぼ理論値と一致した。複合成形の結果を見ると、単純曲げの結果を上回った場合がほとんどである。これは、複合効果により面内曲げ方向の曲げモーメントが低下し、スプリングバック量が減少したためと思われる。この影響は、面外曲げとの複合の場合が大きく、振りによる複合の効果は小さい。両者を複合させた場合（●）についても面外曲げのみ（△）との複合の場合に比べこの影響は小さい。このことから、本成形方式では面外曲げと振りとを複合させた場合、相乗効果でさらに複合効果が増大はせず、むしろ抑制する方向になっている。

3.5.2 振り

図3.5.2はスプリングバックした後の比振り角（単位長さ当たりの振り角）と振り方向の設定値(Θ)の関係を示す。図中で○、△、□、●はそれぞれ、単純な振り、面外曲げとの複合、面内曲げとの複合そして面外曲げと面内曲げとの複合の結果を示す。また実線は純粋な振りの場合（比振り角が振られる範囲で均一とした場合）の理論値である。

単純な振りの場合、比振り角は理論値よりも大きくなった。以下この現象について考察する。図3.5.3は単純振りにおける比振り角の分布の有限要素解析結果であり、図2.3.7と同一のものに若干の説明を加えたものである。この結果は導体の両端部に面圧を加えて振った場合の解析結果である。振り面圧の付加範囲で比振り角は徐々に増加する。振り面圧の付加範囲の内側でさらに比振り角が増加する遷移域を経て最大の比振り角となる。このように、振り面圧の付加範囲の内側には同一の振りモーメントが働くが、面圧の付加部との境界ではすぐには所定の振り角にならず、遷移域が生じているものと考えられる。

本成形ヘッドにおいて、相対的に回転した位置にあらかじめセットしたロール間に、導体を押し通して振り加工を行う場合に考えられる変形状態および比振り角の分布の模式図を図3.5.4に示す。中央ロールを出たところでは、図3.2.15に示すように遷移域があり、その後最大の比振り角を経験した後は、比振り角は減少せず、出口ロールから出た後に除荷により比振り角が減少するものと考えられる。よって、遷移域に対応する部分については最大の比振り角まで振られない。そのため、実際に振られる部分の比振り角は出口ロールの回転角を中央ロールか

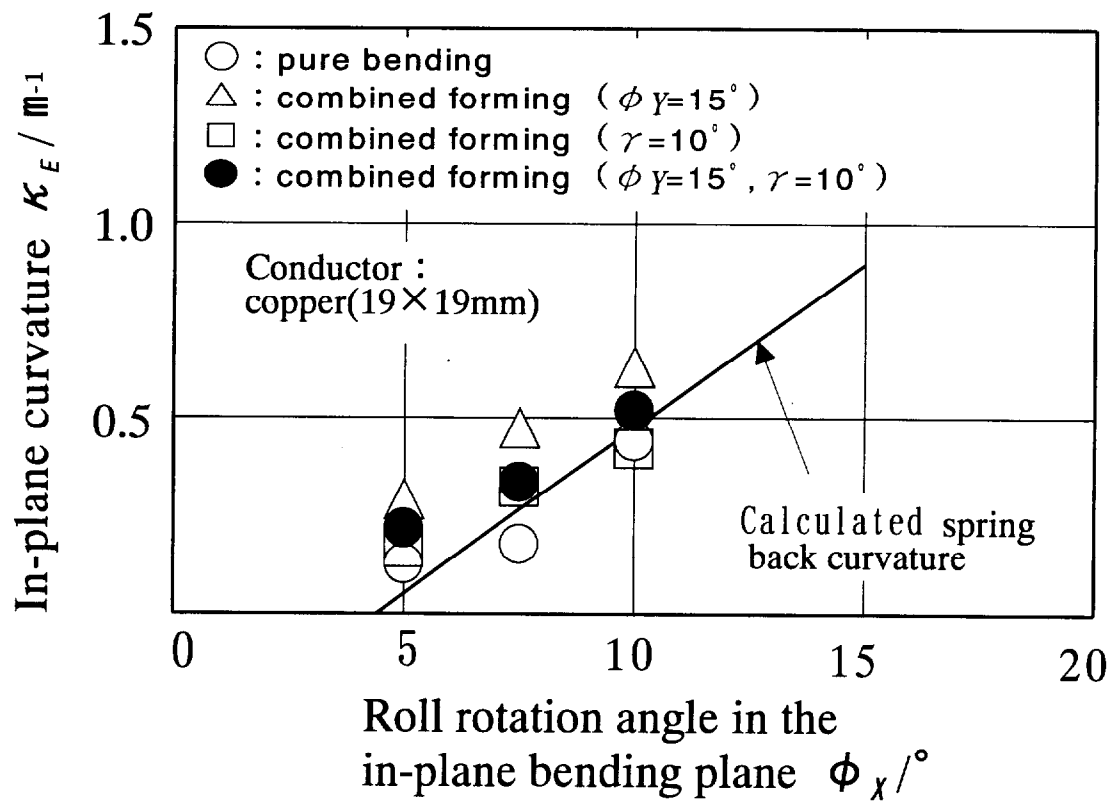


図 3. 5. 1 面内曲げ設定値 ϕ_x と面内曲げ曲率 κ_E の関係

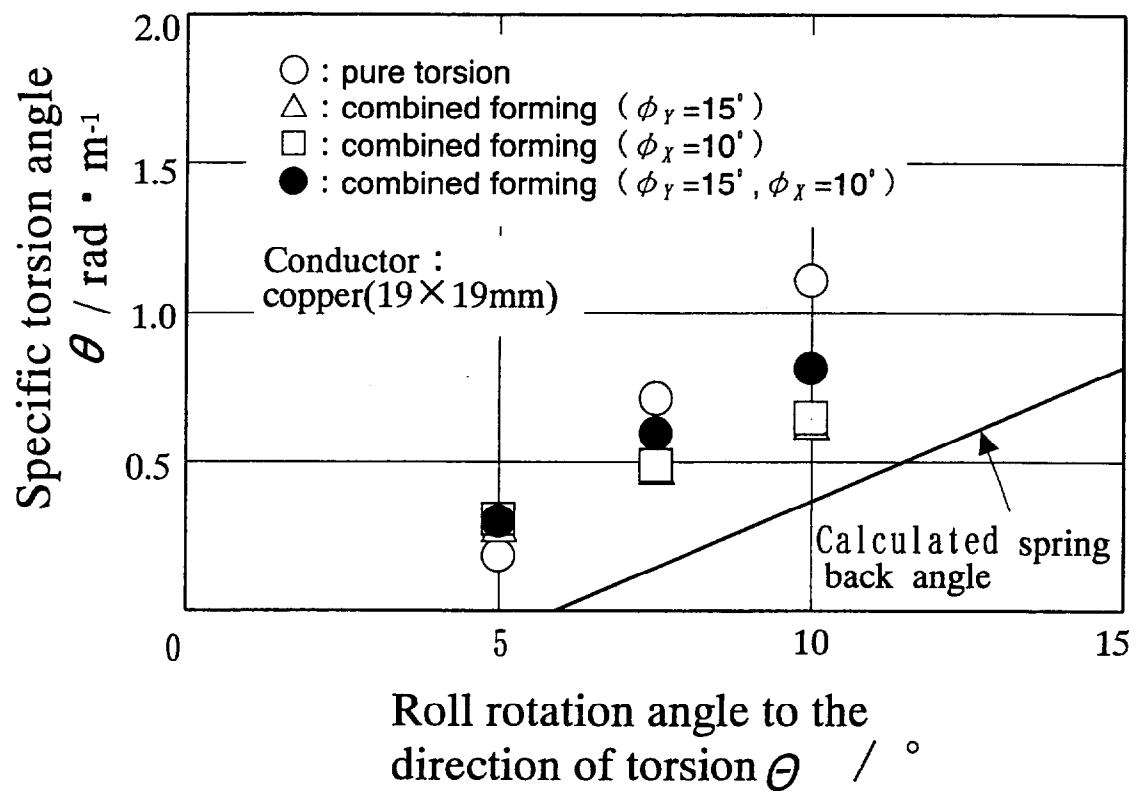


図 3. 5. 2 振り設定値 Θ と比振り角 θ の関係

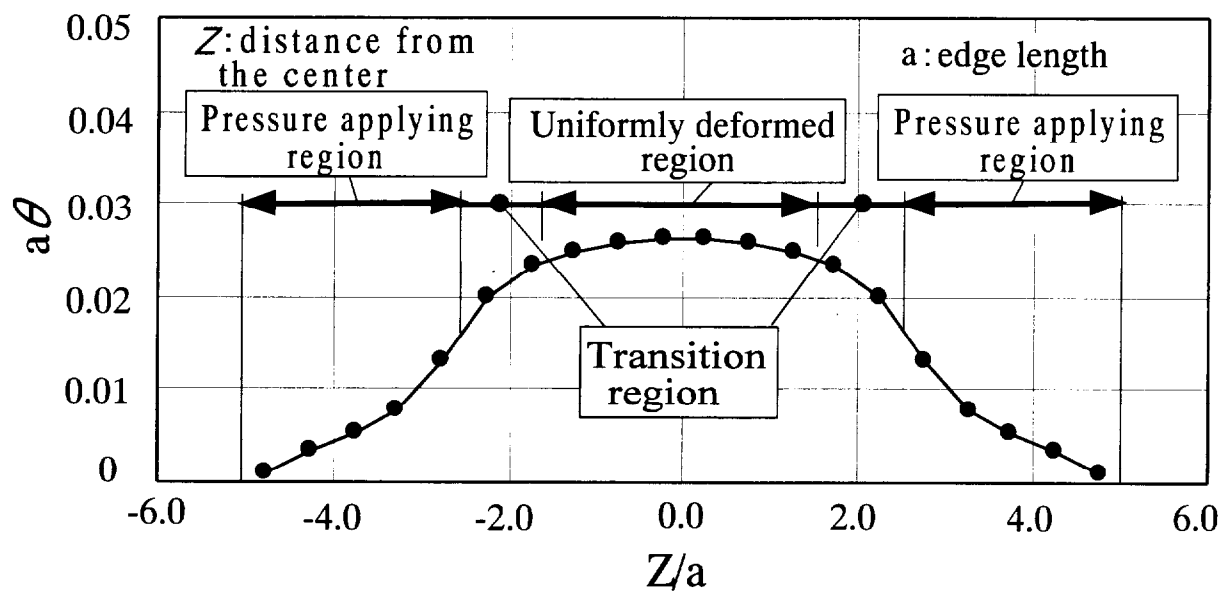


図3.5.3 比振り角の分布（有限要素解析）

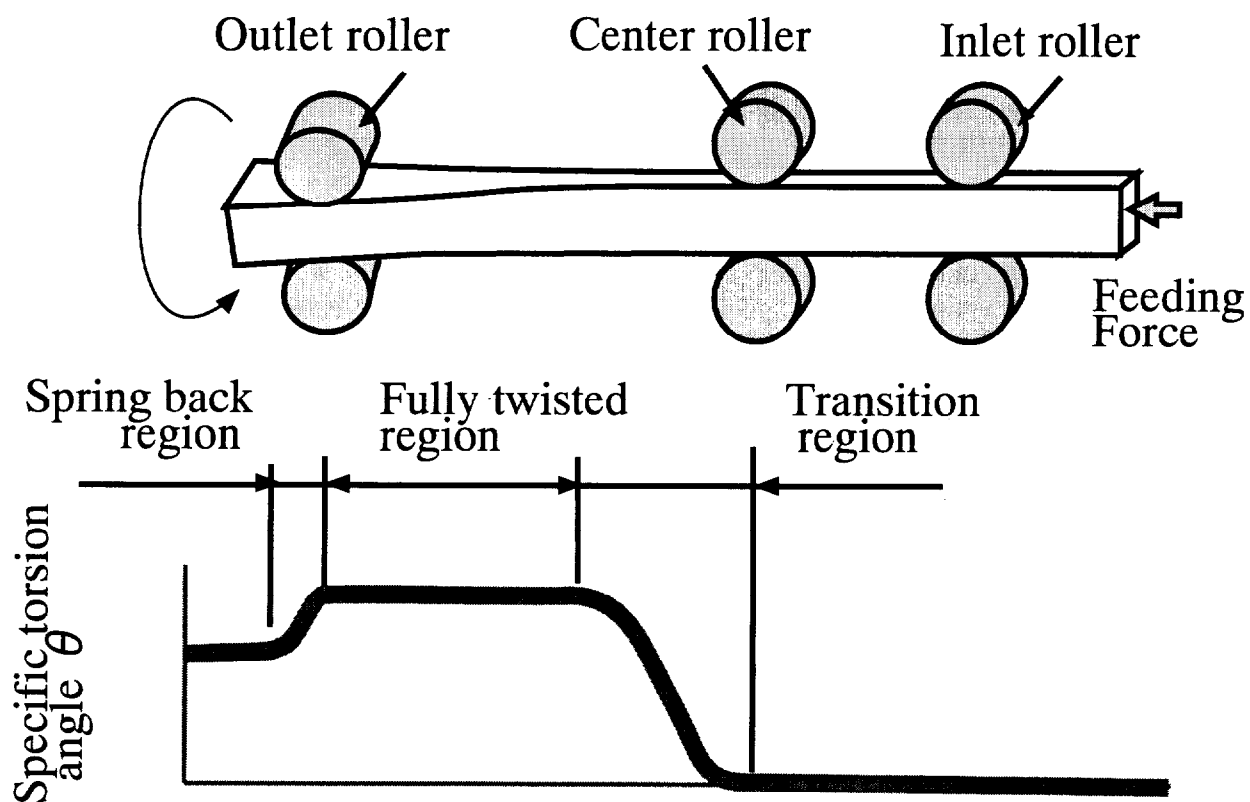


図3.5.4 成形ロール間の比振り角の分布

ら出口ロールまでの距離で割った値よりも大きくなると考えられる。

曲げについては、中央ロール位置でモーメントの最大値を経験するため、中央ロールと出口ロール間では振りのような遷移域は生じないものと思われる。

3.6 成形条件算出用実験式

3.6.1 概要

2章で検討した理論をもとに本章で対象とする成形ヘッドの剛性や駆動範囲などの仕様を決定することができた。しかし、本章の成形方式では前述のように、単純曲げにおいては理論式とほぼ一致するものの、振りを含む場合には履歴の影響もあり、必ずしも2章で検討した単純負荷経路の理論の結果はそのまま当てはまらない。そこで、高精度な成形形状を得ることを目的として、実験式を作成した。すなわち、設計形状を包含する成形形状を得られる成形条件を見込み、各軸に対し合計126条件について実験を行った。この結果から重回帰分析により実験式を求めることとした。この実験式を用いることにより、任意の曲げ・振り複合形状に対応する3軸の設定値を算出できるようにした。ただし、面内曲げ形状については曲率が正負の領域で変動するので精度のよい回帰曲線が得られない。すなわち図3.6.1の左側の図に示すように縦軸を面内曲げ曲率、横軸を面内曲げの設定値とすると、設定値の0付近でスプリングバックによる不感帯が生じる。このため回帰曲線の形が複雑となり、この部分での近似精度が悪くなる。そこで、弾性変形を含む理論式を導入し、図の右側に示すように縦軸を成形後の形状から理論的に導出した「近似理論設定値」として整理すると、直線に近い形でデータが整理できるとともに、近似精度も向上すると考えられる。

上記方法について説明する。図3.6.2は上記した「近似理論設定値」の算出フローを示す。まず設定値 ϕ_X 、 ϕ_Y 、 Θ のもとで成形実験を行い、実測値として κ_E 、 κ_F 、 θ を得る。次に設定値 ϕ_X 、 ϕ_Y 、 Θ から2.6節で述べた弾性変形を考慮した曲げ・振り成形の理論式によりスプリングバック後の形状 κ_E' 、 κ_F' 、 θ' を算出する。これと実測値を比較しその差が十分小さくなければ、理論結果に修正を加える必要がある。しかし、ここでは理論結果を直接修正するかわりに、入力である ϕ_X 等を修正することとする。すなわち、設定値 ϕ_X 、 ϕ_Y 、 Θ を修正し理論結果 κ_E' 等が目標の κ_E に一致するまで計算を繰り返す。こうして最後に得られた3軸の設定値を、近似理論設定値として ϕ_X' 、 ϕ_Y' 、 Θ' のように表記することとする。

ところで、 ϕ_X 、 ϕ_Y 、 Θ と ϕ_X' 、 ϕ_Y' 、 Θ' は本来実験誤差の範囲でそれぞれ一致するべきものであるが、後者を求める理論は厳密なものでないため、理論の誤差が実験誤差にさらに上乗せされた形になり、両者の間のくいちがいになって現れてくる。ここで、理論の前提に起因する誤差は ϕ_X' などの変数の値によって決まる。よって、上述のくいちがい $\phi_X - \phi_X'$ 等を ϕ_X' 、 ϕ_Y' 、 Θ' の多項式として表すこととして、これを重回帰により求める。ただし、実際に使用する場合には ϕ_X と ϕ_X' の相関関係が必要であることから、次式のような形の関係式として重回帰により係数を決定した。

$$\phi_X = f(\phi_X', \phi_Y', \Theta')$$

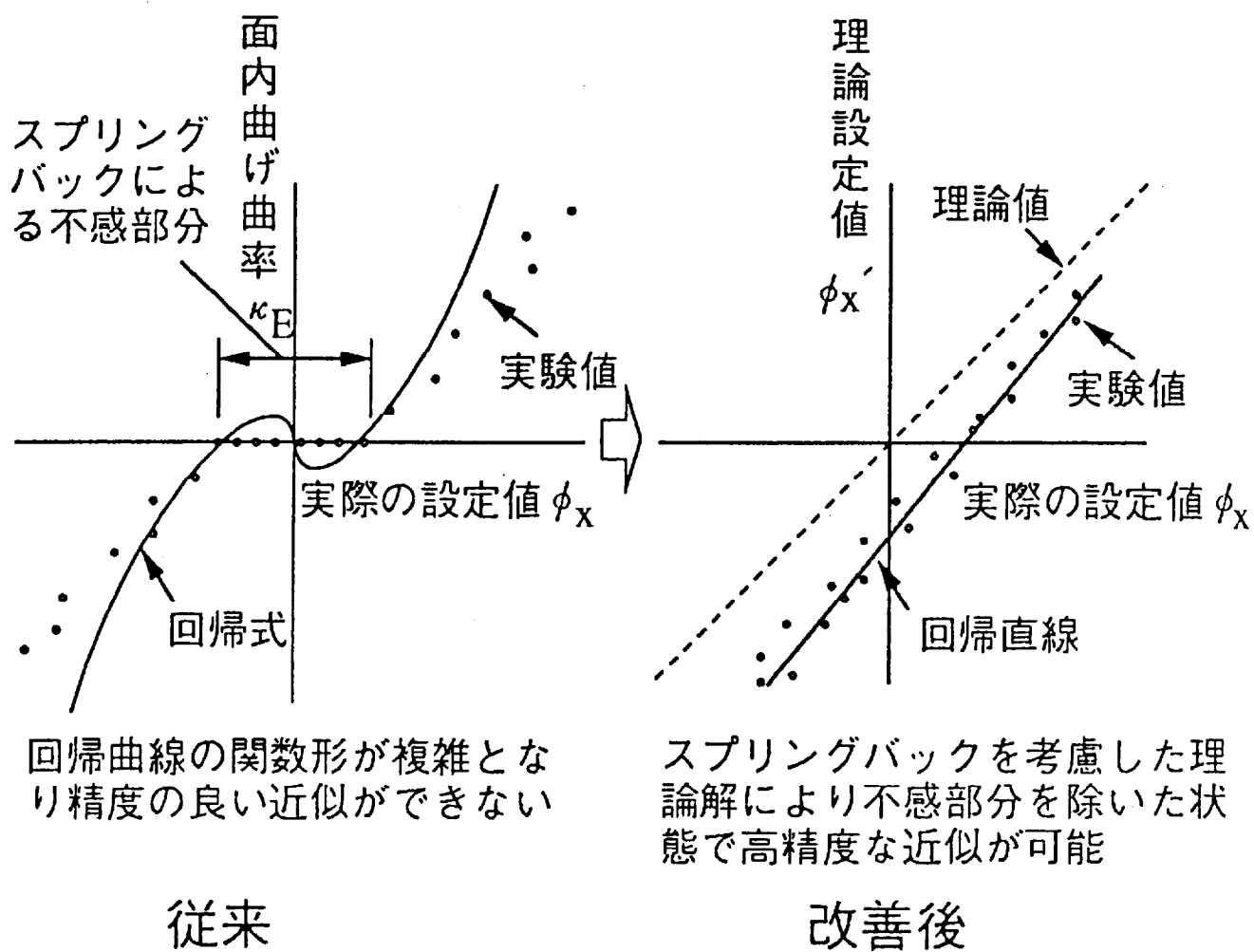


図 3.6.1 理論式を用いた成形条件の補正方法

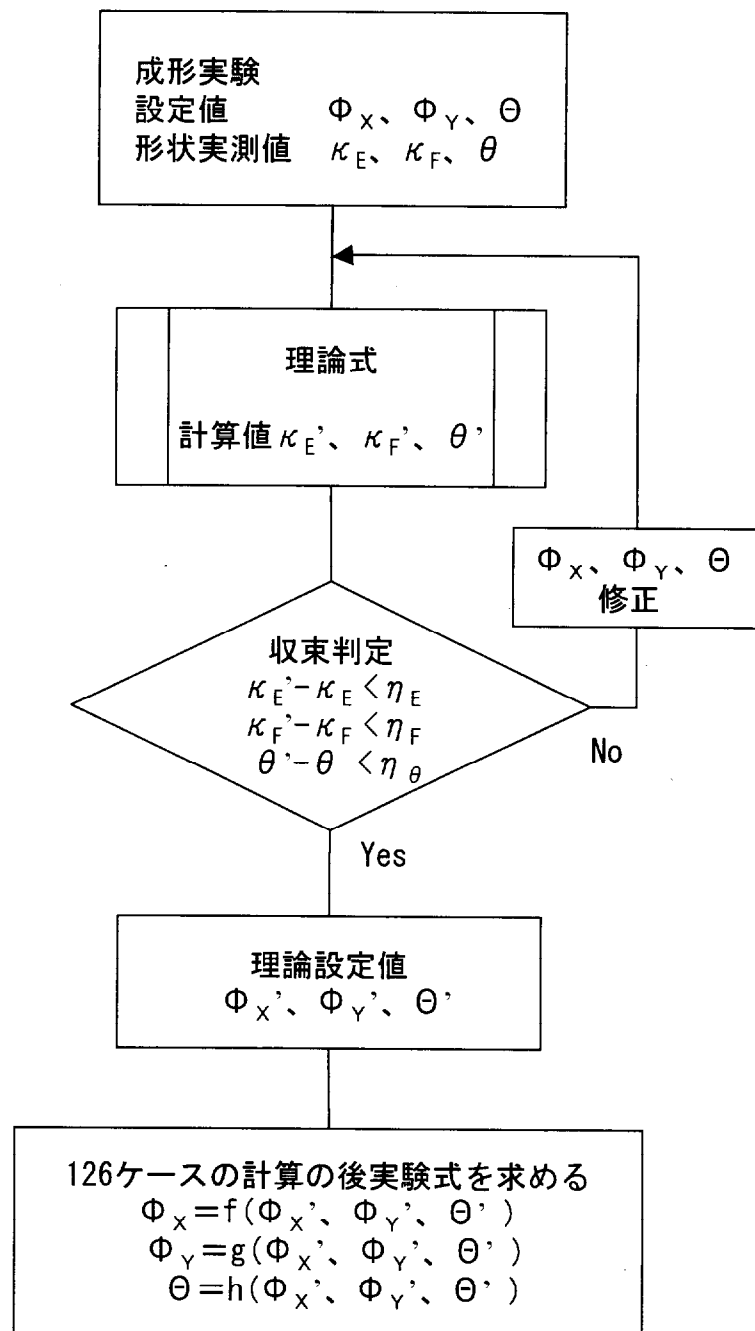


図3. 6. 2理論設定値および実験式の算出フロー

$$\begin{aligned}\phi_Y &= g(\phi_X', \phi_Y', \Theta') \\ \Theta &= h(\phi_X', \phi_Y', \Theta')\end{aligned}$$

3.6.2 近似理論

次に，除荷後に残留する κ_E' ， κ_F' ， θ' を求めるための近似解法について述べる．その解析のフローを図3.6.3に示す．まず，目標形状に対し仮の設定値を設定する．この仮の設定値をもとにスプリングバック後の形状 κ_E' ， κ_F' ， θ' を2.6節の簡易予測式により算出する．この結果と目標形状 κ_E 等との差が収束値に達していない場合，仮の設定値 ϕ_X' ， ϕ_Y' ， Θ' を修正し再度スプリングバック後の形状を計算する．形状が収束した後，この時点での設定値を近似理論設定値とする．この近似理論設定値 ϕ_X' ， ϕ_Y' ， Θ' から実験式により実際に用いる設定値 ϕ_X ， ϕ_Y ， Θ が得られる．

3.6.3 成形実験および実験式の算出

前記したように126条件について成形実験を行った結果を図3.6.4に示す．図において横軸が設定値，縦軸が形状の実測値を示し，(a)は面内曲げ，(b)は面外曲げ，(c)は振りについての結果を示す．供試材は超伝導導体と同一の断面寸法(12.5×18mm)の1／2 H銅材を用いた．

図3.6.5の×印は，各実験結果の曲率 κ_E に対応する近似理論設定値を横軸に，実際に実験で用いた設定値を縦軸として示したものである．(a)は面内曲げ，(b)は面外曲げ，(c)は振りについての結果を示す．供試材は超伝導導体と同一の断面寸法(12.5×18mm)の1／2 H銅材を用いた．これらの結果に対して重回帰分析して得られた実験式を以下に示す． Θ については， Θ' の2次の項の影響が見られたのでこの項を追加することとした．

$$\begin{aligned}\phi_X &= 2.057 + 1.235 \phi_X' - 0.202 \phi_Y' - 0.121 \Theta' \\ \phi_Y &= -2.788 + 0.128 \phi_X' + 1.088 \phi_Y' + 0.376 \Theta' \\ \Theta &= -4.152 - 0.074 \phi_X' + 0.058 \phi_Y' + 1.843 \Theta' - 0.039 \Theta'^2\end{aligned}$$

図の○は上記の実験式に $(\phi_X', \phi_Y', \Theta')$ を代入して求めたものである．図において，同一の横座標における×印と○印との差が誤差を示す．この差についてまとめた結果を図3.6.6に示す．標準偏差は面内曲げ，面外曲げそして振りのそれぞれの場合について 0.508° ， 0.775° および 0.558° であった．以上より，目標形状 κ_E ， κ_F ， θ に対して図3.6.3の流れにより ϕ_X' ， ϕ_Y' ， Θ' を求め，上述の近似式で ϕ_X ， ϕ_Y ， Θ を求めれば，これを設定値として用いることがわかった．

この実験式を用いて銅材をヘリカル形状に成形する確認実験を行った結果を κ_E について図3.6.7に示す．A, B, Cの3種の形状について行ったが，要求される範囲についてほぼ設計値と一致する結果を得た．この場合の形状の測定は前記した簡易

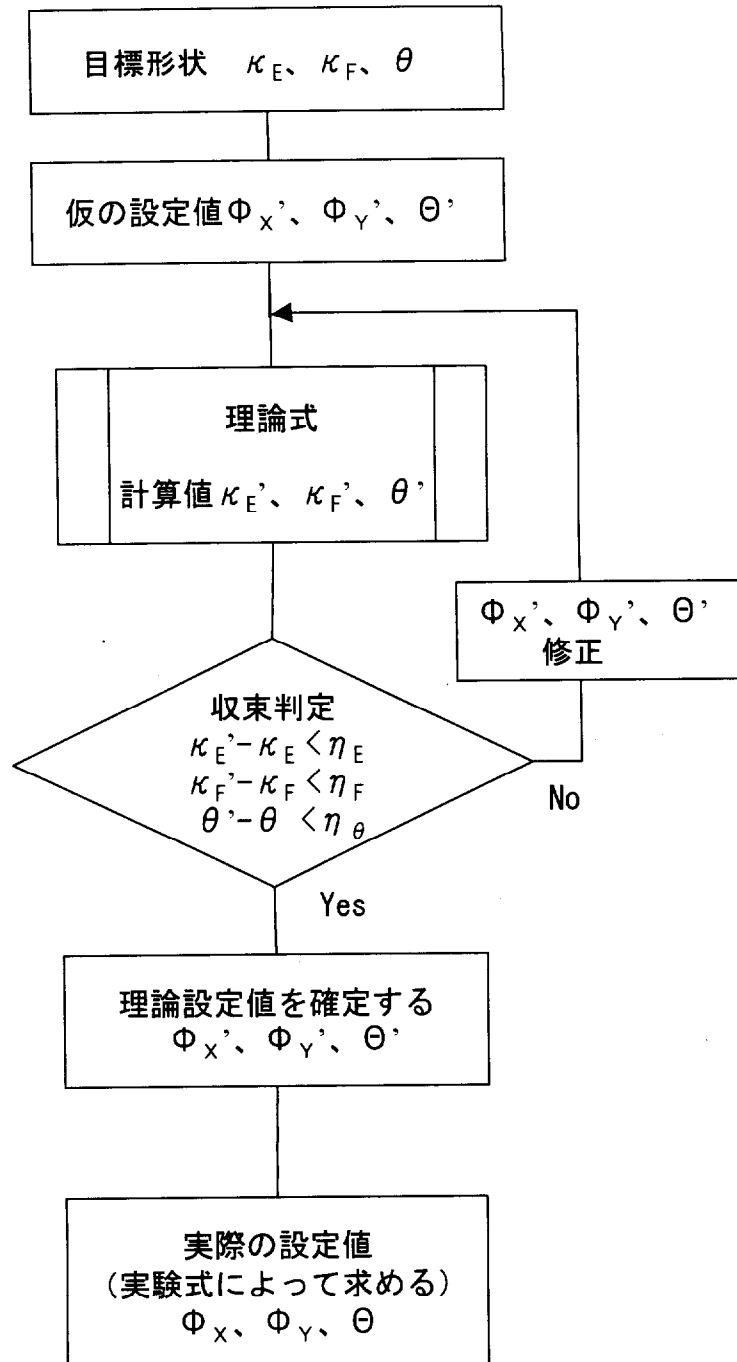


図3. 6. 3実験式を用いた実際の設定値の算出フロー

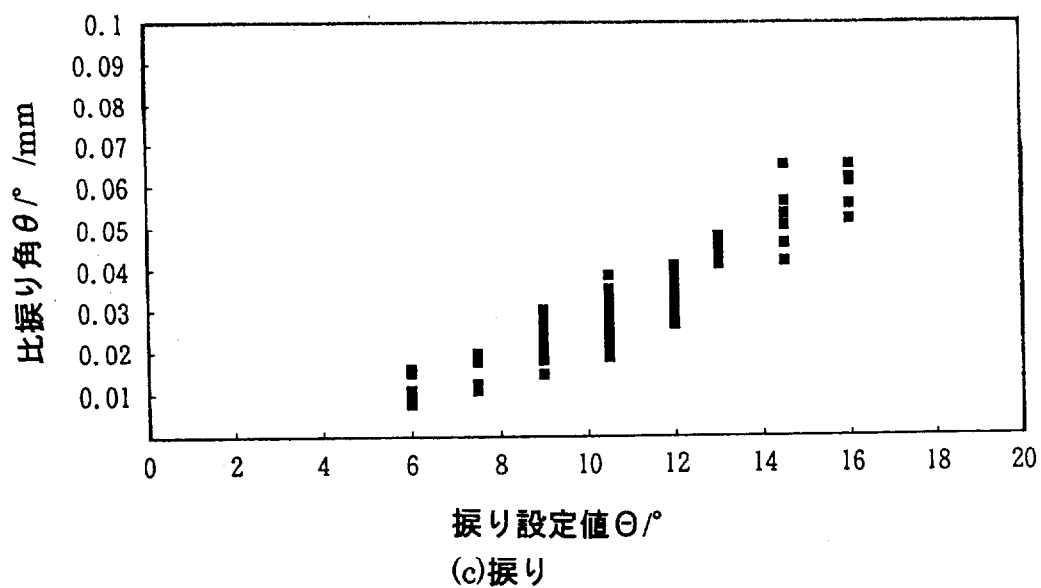
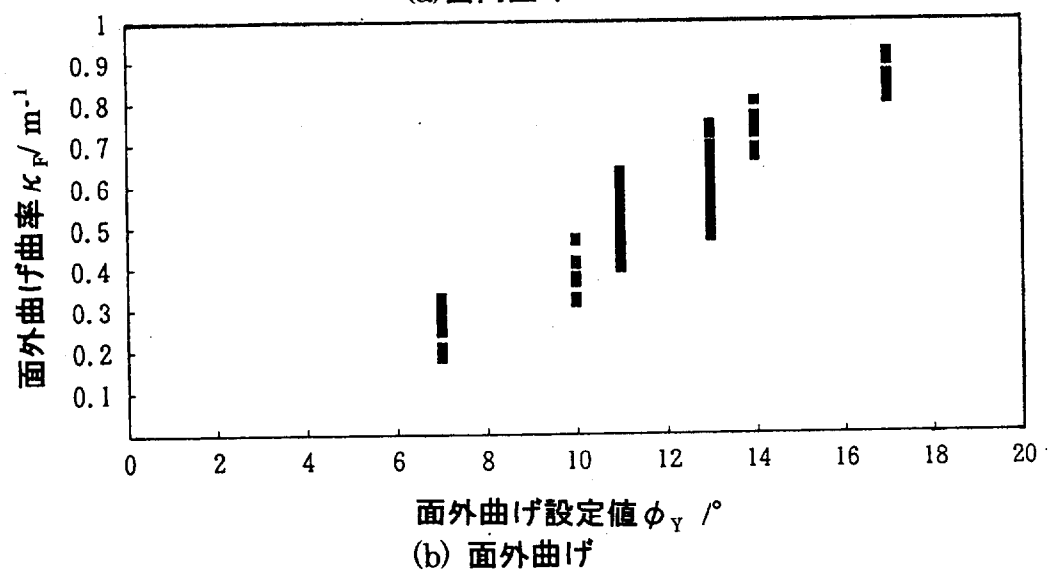
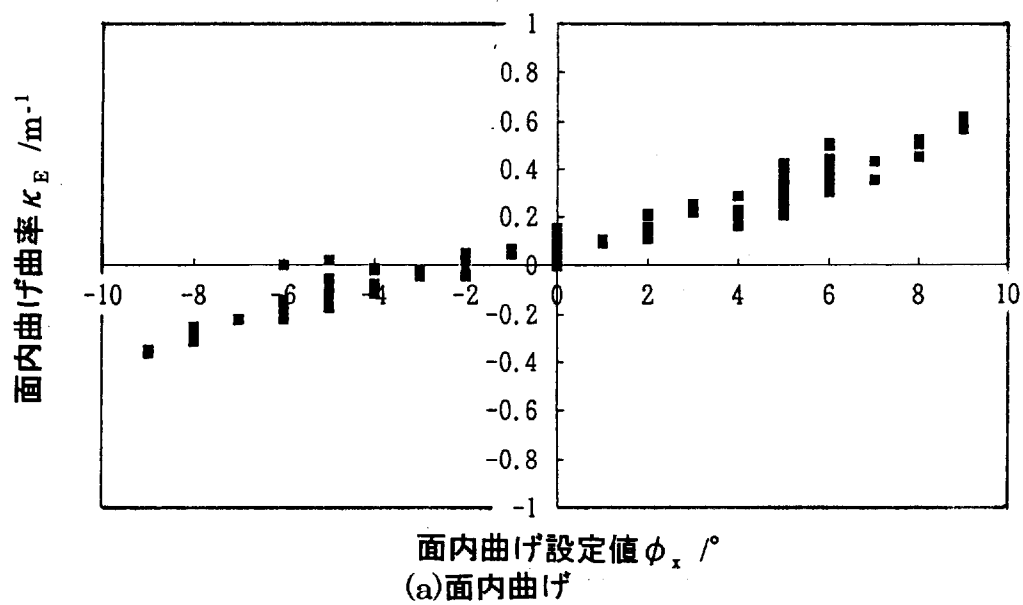


図3.6.4 設定値と成形形状の関係
(1/2H 銅材 : $12.5 \times 18mm$)

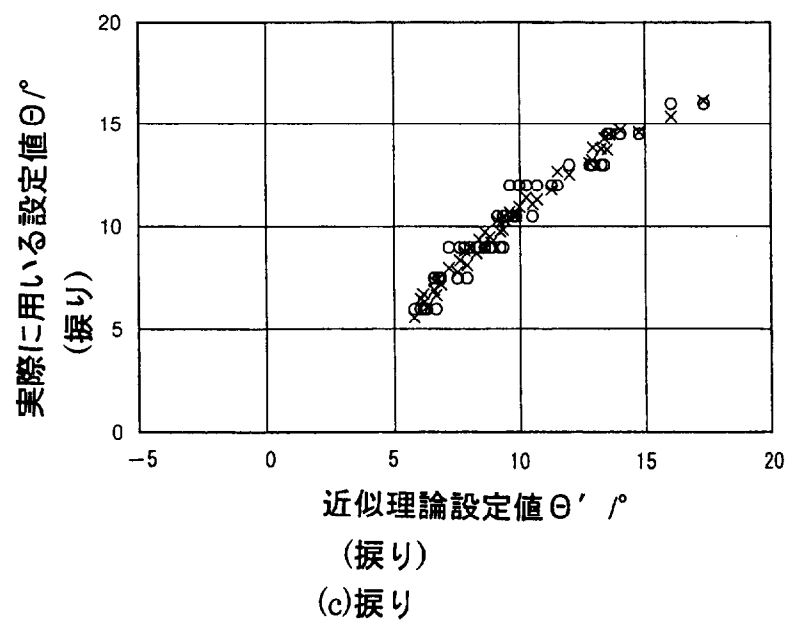
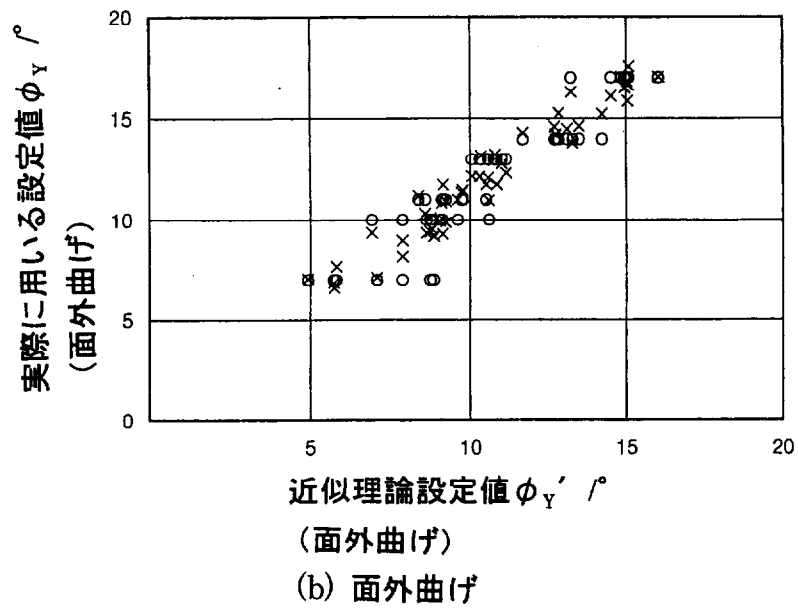
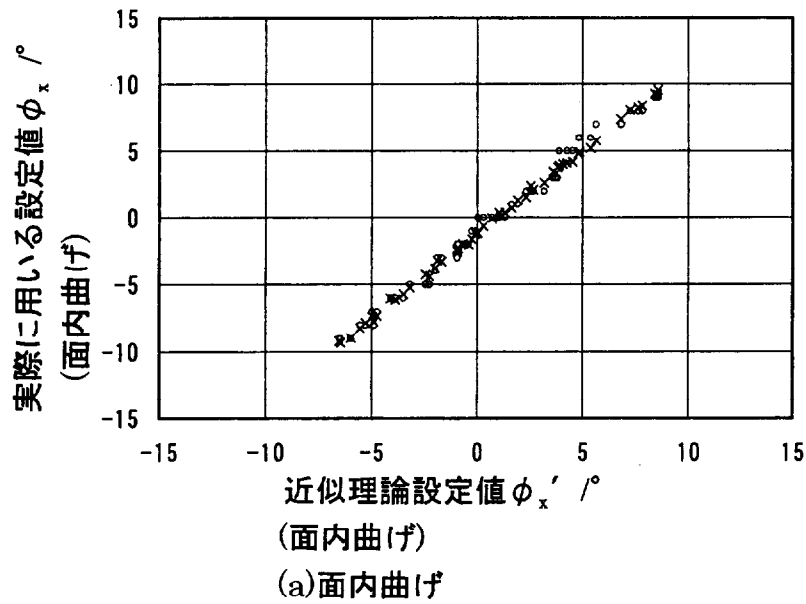


図 3.6.5 近似理論設定値と実際に用いる設定値の関係
(1/2H 銅材 : 12.5×18mm)

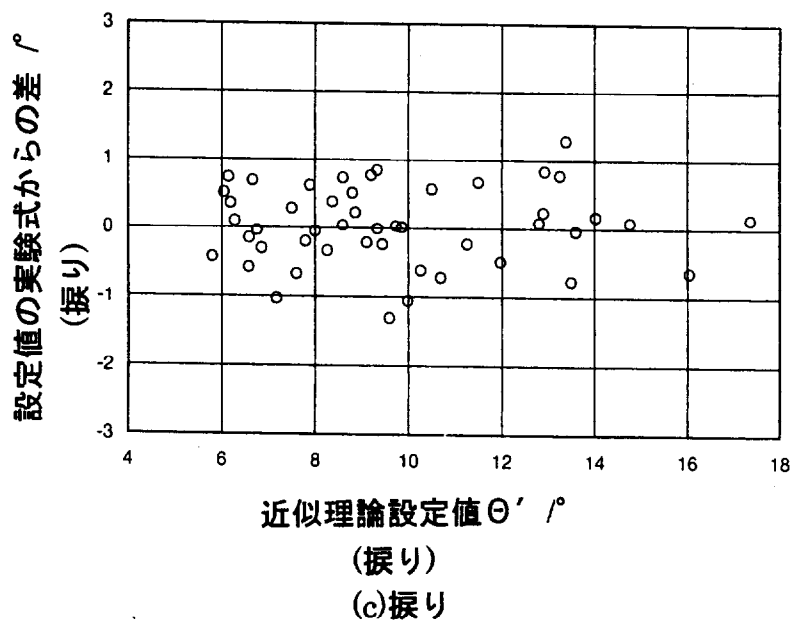
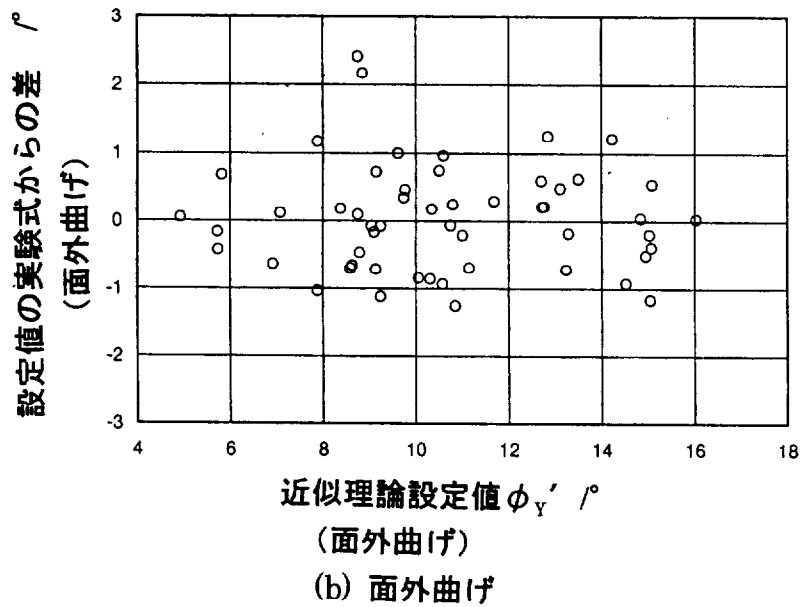
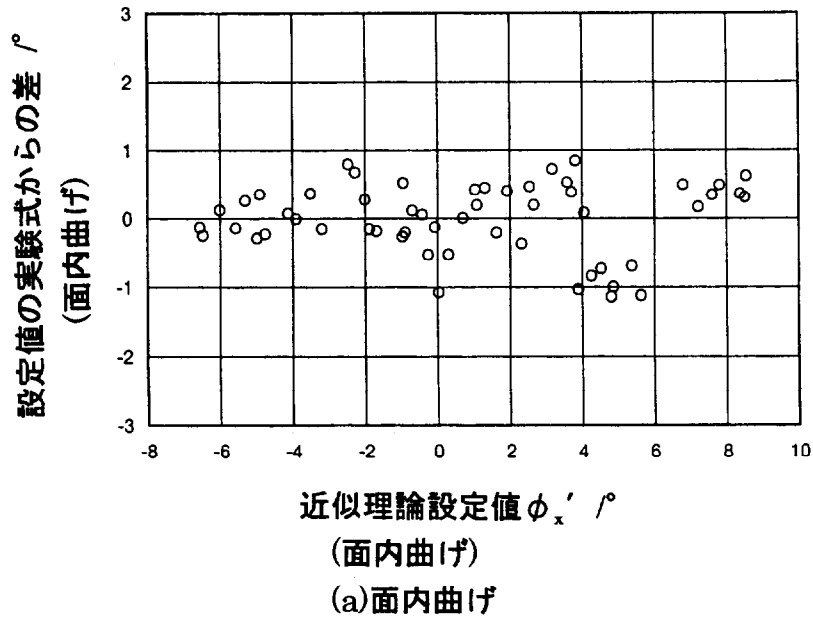


図3.6.6 設定値の実験式からの差
(1/2H 銅材 : 12.5×18mm)

測定器により行った。

同様にして超伝導導体 (12.5×18mm) について126条件について成形実験を行った結果を図3.6.8に示す。図において横軸が設定値、縦軸が形状の実測値を示し、(a)は面内曲げ、(b)は面外曲げ、(c)は振りについての結果を示す。

図3.6.9に近似理論による設定値と実際に用いる補正後の設定値の関係を実験結果から求める。以下に重回帰分析の結果得られた実験式を示す。

$$\begin{aligned}\phi_x &= 0.693 + 1.044 \phi_x' - 0.149 \phi_y' - 0.115 \Theta' \\ \phi_y &= -1.642 + 0.080 \phi_x' + 1.032 \phi_y' + 0.411 \Theta' \\ \Theta &= 3.539 - 0.095 \phi_x' - 0.055 \phi_y' + 0.659 \Theta' + 0.005 (\Theta')^2\end{aligned}$$

図3.6.9に示す実験結果と上記の実験式との差をまとめた結果を図3.6.10に示す。横軸が近似理論設定値、縦軸が設定値の実験式からの差を示す。標準偏差は面内曲げ、面外曲げそして振りのそれぞれの場合について 0.448°, 0.754° および 0.832° であった。

以上の結果をまとめると、 κ_E , κ_F , θ の形状を求めるためにはまず、これらに対応する設定値 (操作量) ϕ_x' , ϕ_y' , Θ' を近似理論によって計算し(3.5(b)), その理論の誤差を上述の実験式によって補正して実際に用いるべき値 ϕ_x , ϕ_y , Θ を求め (3.5(c)), これらを成形条件として与えればよい。

3.6.4 ヘリカル形状成形実験

図3.6.11は上記実験式により算出した1層9列目の形状に対する、面内、面外曲げおよび振りの設定値を示す。図3.6.12はこの設定値により超伝導導体をトロイダル角18° から36° までの範囲の形状に成形した結果を示す。図中の実線が1層9列目の形状、○が三次元形状測定器で測定した結果である。この実験の結果、目標形状からの誤差の絶対値の平均は κ_E : 8.6%, κ_F : 2.9%, θ : 4.0% であり、目標とするそれぞれの最大形状の10%以内にすることができた。

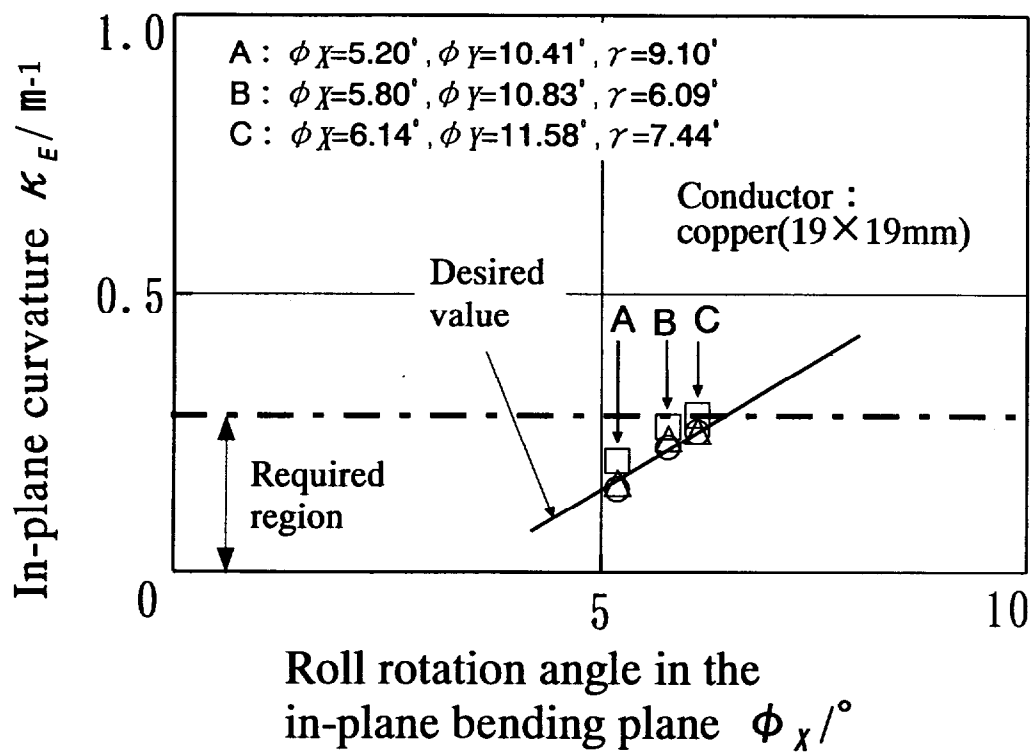
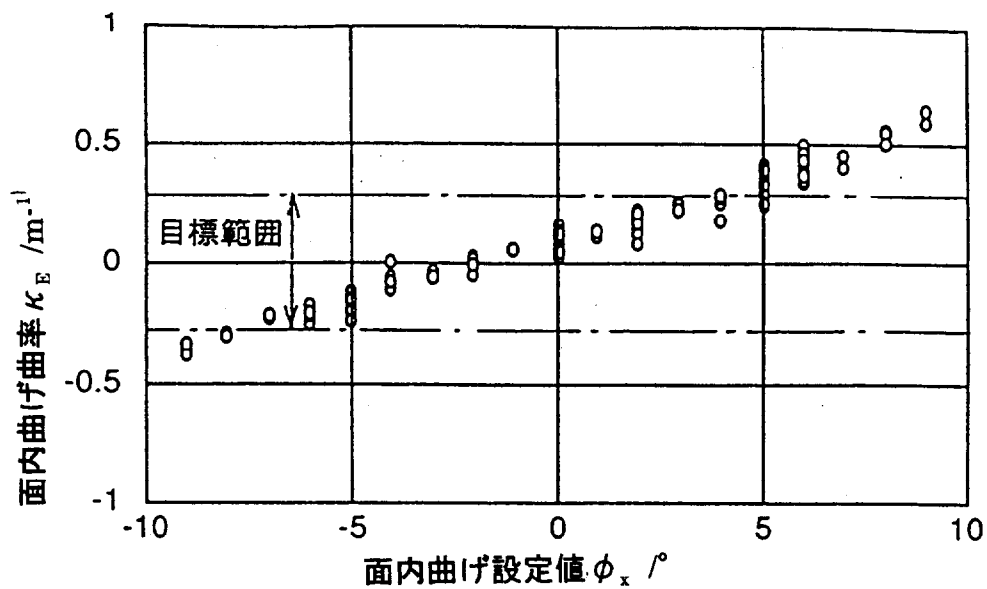
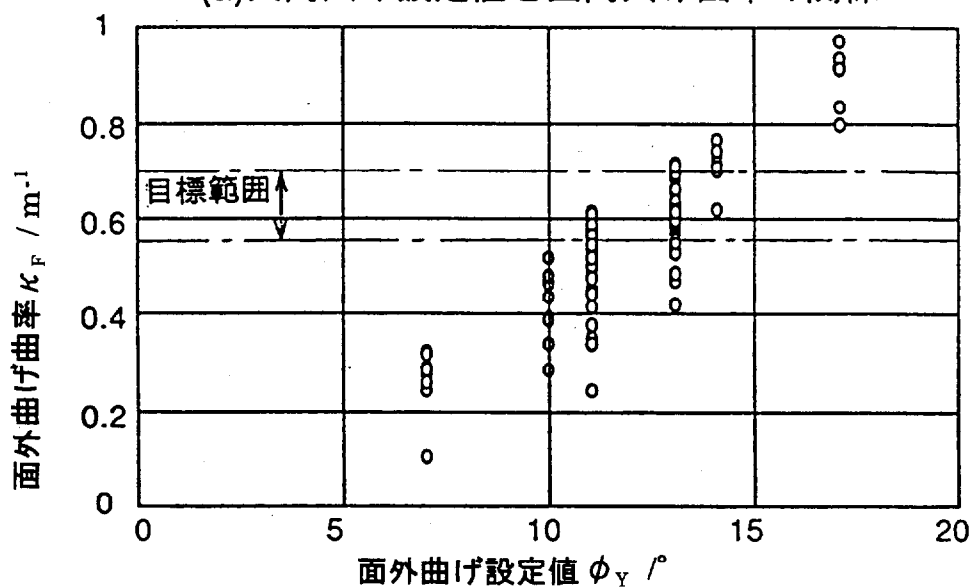


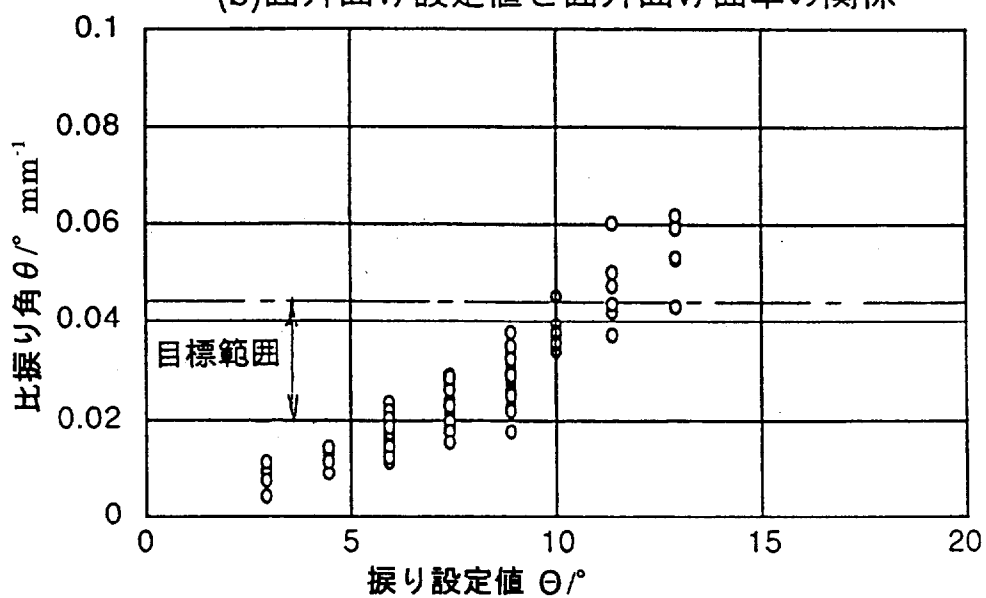
図 3.6.7 実験式の確認実験結果



(a)面内曲げ設定値と面内曲げ曲率の関係

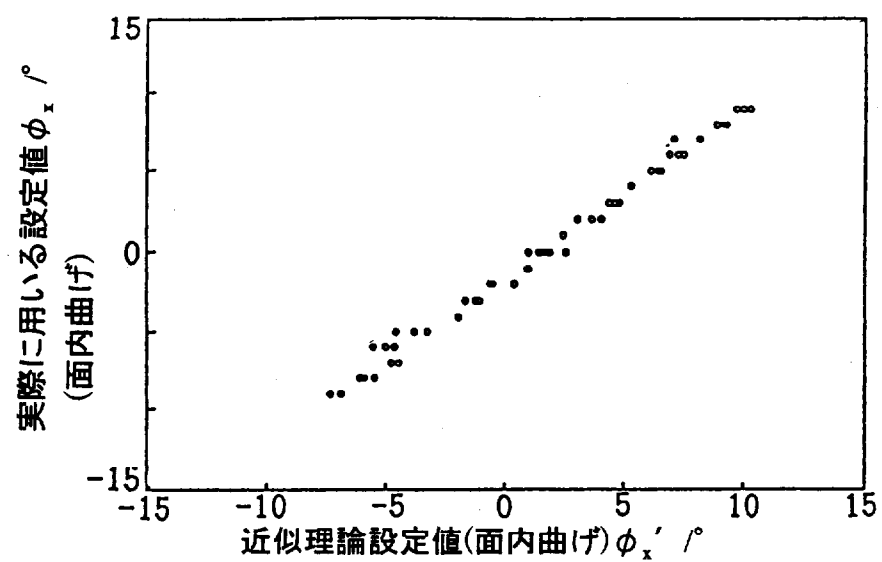


(b)面外曲げ設定値と面外曲げ曲率の関係

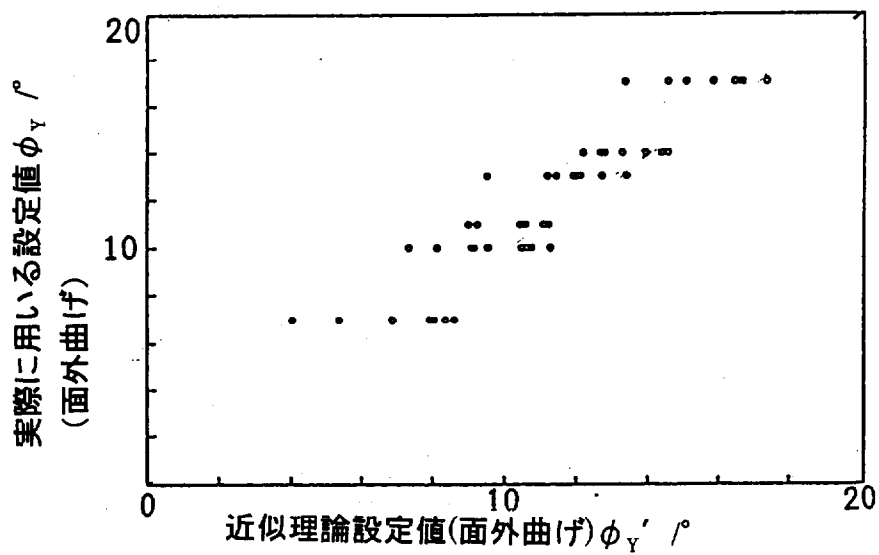


(c)振り設定値と比振り角の関係

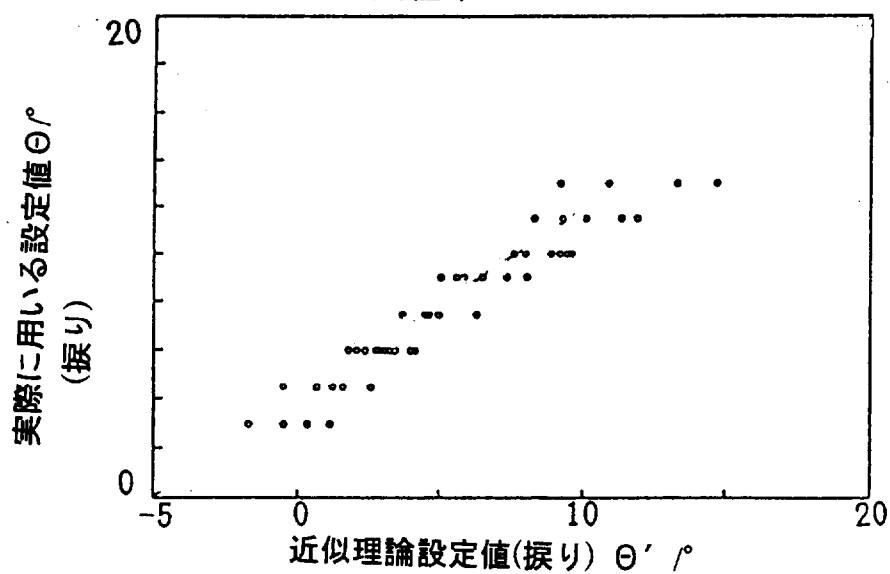
図3.6.8 設定値と成形形状の関係
(超伝導導体: 12.5 × 18mm)



(a) 面内曲げ

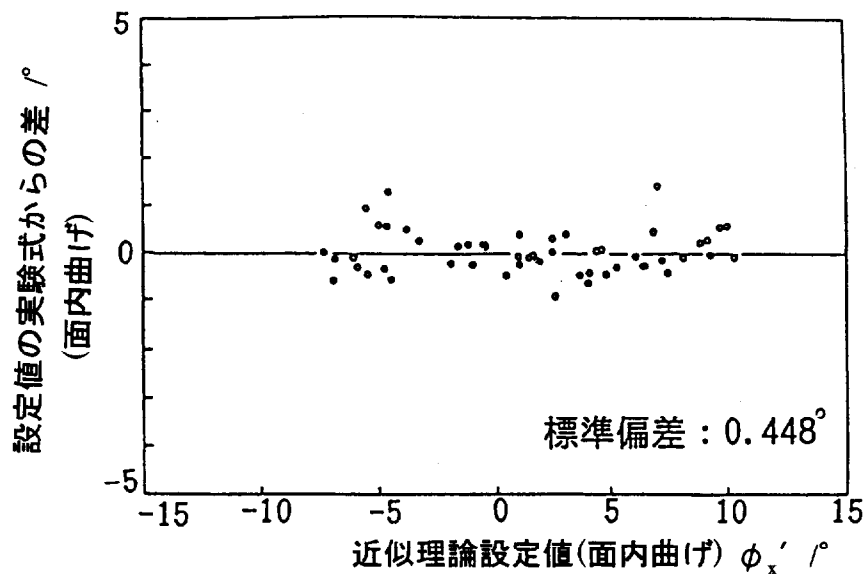


(b) 面外曲げ

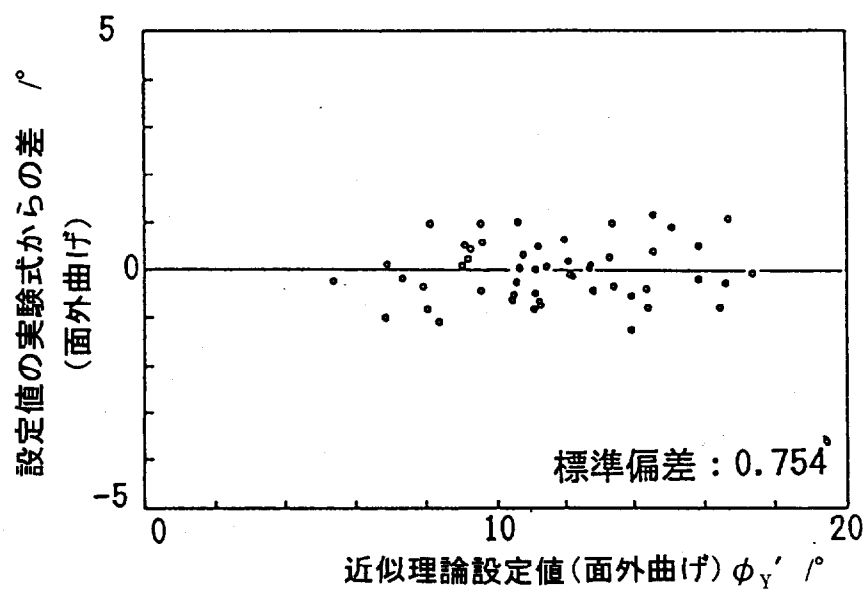


(c) 振り

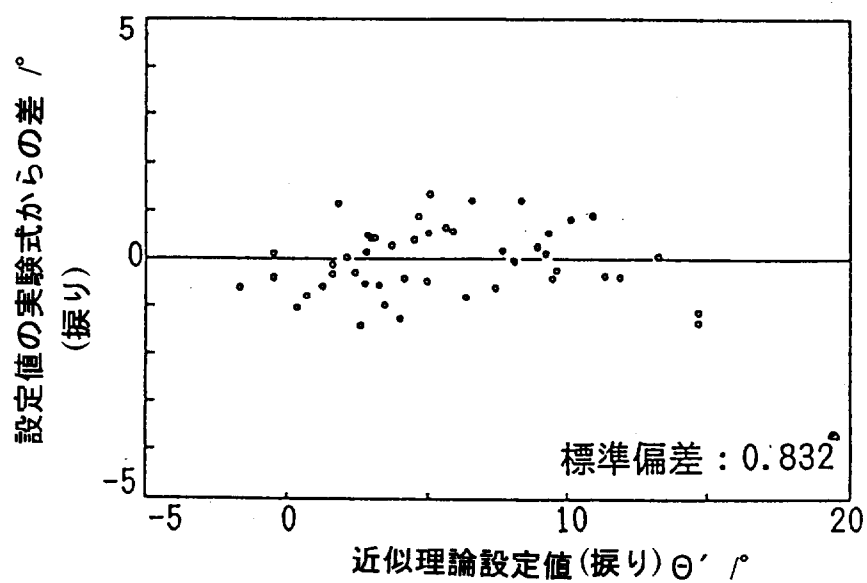
図3.6.9 近似理論設定値と実際に用いる設定値の関係
(超伝導導体: 12.5×18mm)



(a) (a)面内曲げ



(b) (b)面外曲げ



(c) (c)振り

図3. 6. 10 設定値の実験式からの差
(超伝導導体 : $12.5 \times 18\text{mm}$)

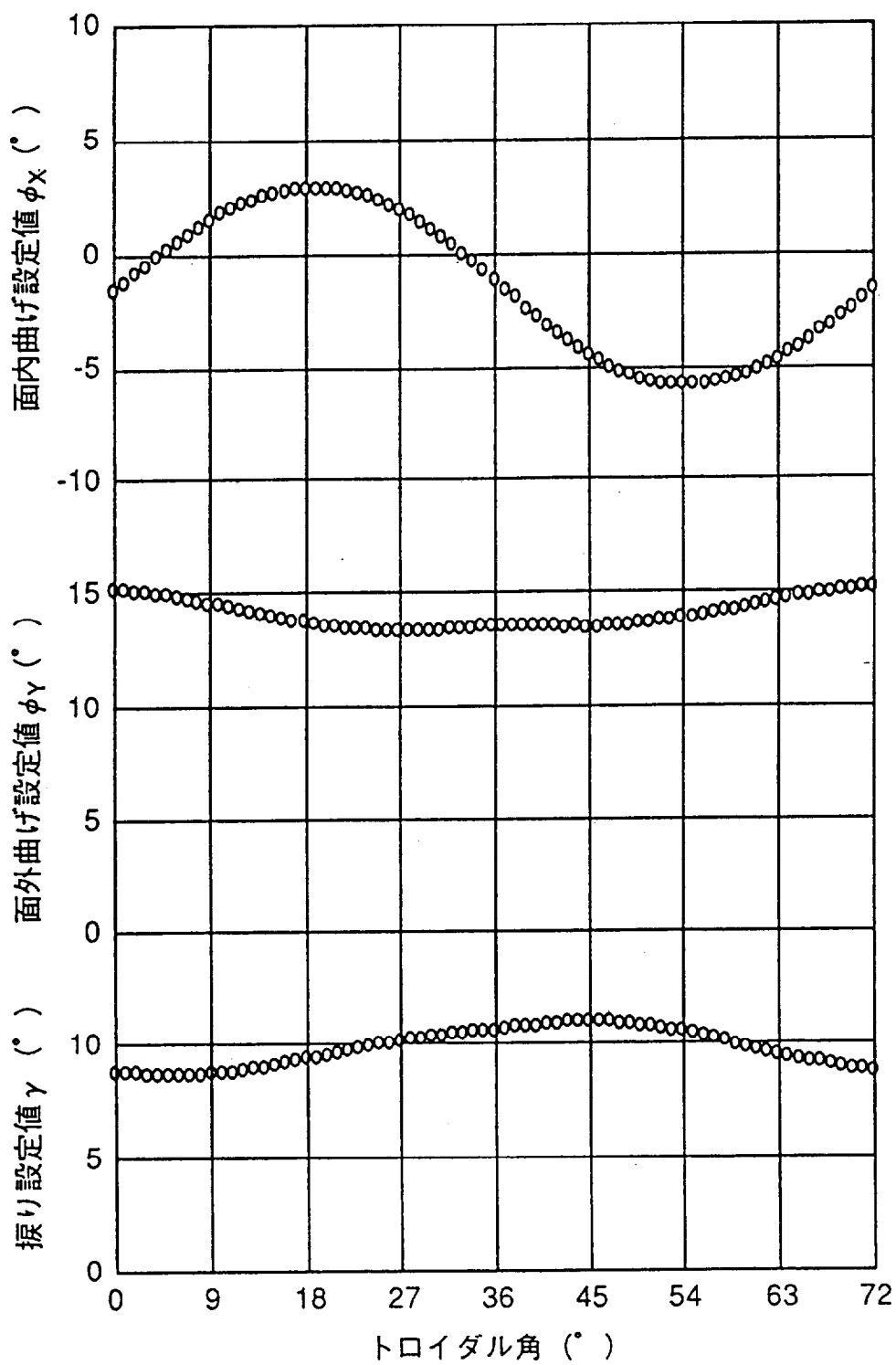
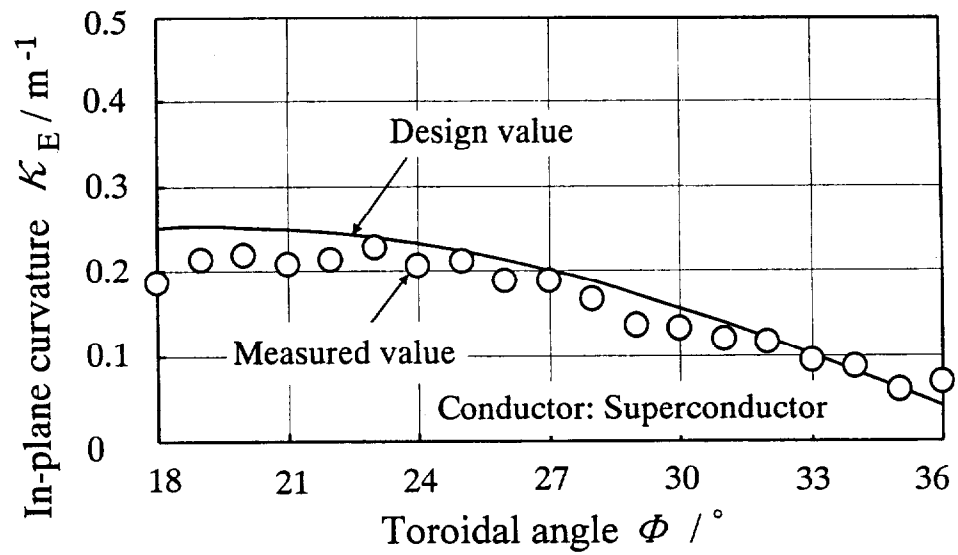
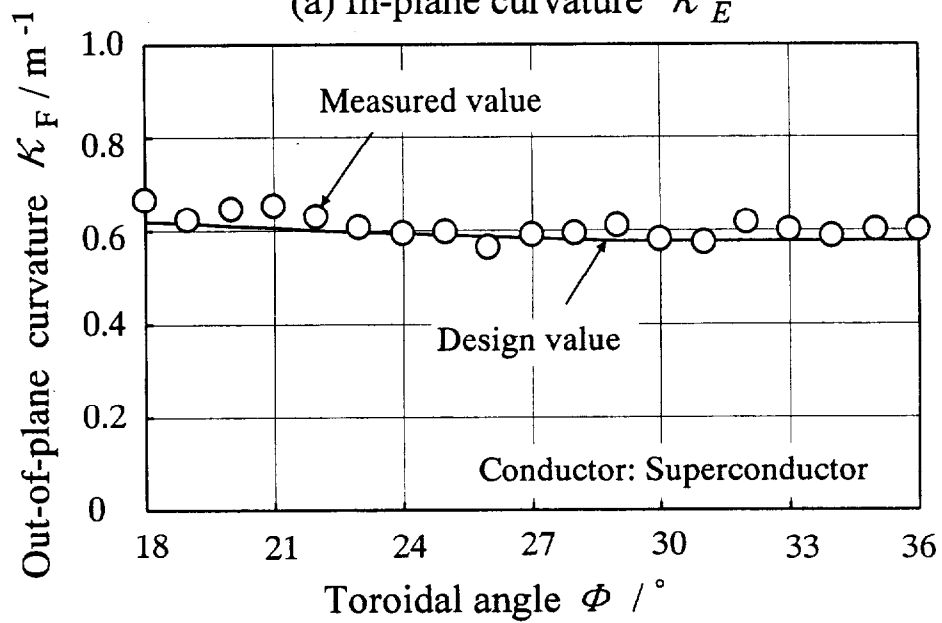


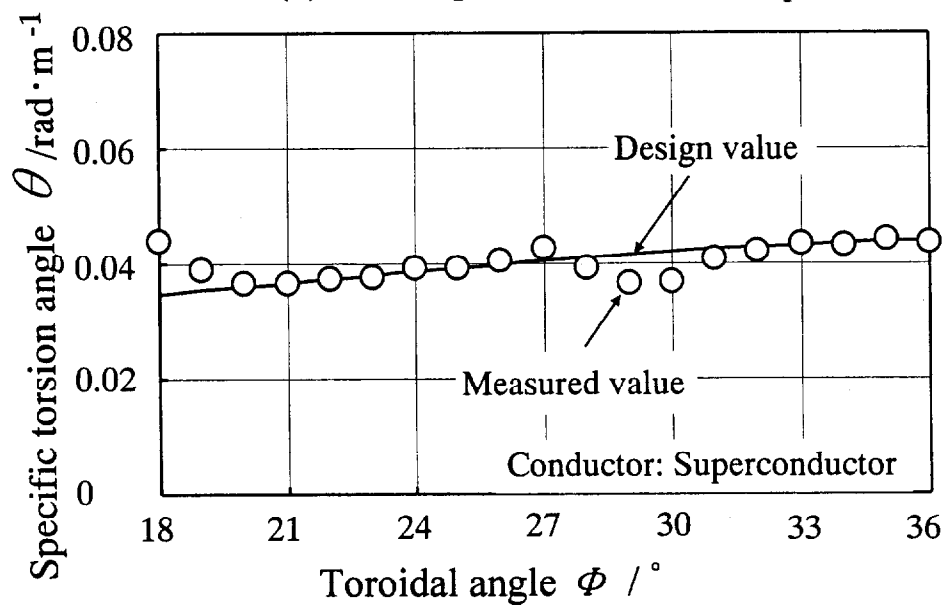
図3.6.11設定値とトロイダル角の関係
(超電導導体, 1層9列目形状)



(a) In-plane curvature κ_E



(b) Out-of-plane curvature κ_F



(c) Specific torsion angle θ

図 3.6.12 曲げ・捩り複合成形実験結果

3. 7 まとめ

本章では大形の矩形断面導体を連続して三次元形状に高精度に成形することを目的として、曲げ・振り複合成形ヘッドの開発を行った。その結果以下の結論を得た。

(1) 3 ロール曲げ方式を採用するとともに、ロールを回転させることにより、同時に振り加工が可能な方式を考案した。これをもとに、3 軸の制御により大形断面 (18 × 12.5mm) の超電導導体を非対称の曲げと振りが複合した形状に連続的に成形できる成形ヘッドを開発した。

(2) 本成形方式による実験の結果、振り角がロール間で均一に振られるとした場合の計算結果より実験結果の方が大きくなった。これは、入口ロールと中央ロールは平行であり、出口ロールのみが回転するため、導体は均一に振られず、出口ロール側で大きく振られるためであることを明らかにした。曲げについては、中央ロール位置でモーメントの最大値を経験するため、中央ロールと出口ロール間では振りのような遷移域は生じないものと思われる。

(3) 面内曲げ形状については曲率が正負の領域で変動するので、設定値の 0 付近でスプリングバックによる不感帯が生じ、回帰曲線の形が複雑となってこの部分での近似精度が悪くなる。そこで、弾性変形を含む簡易予測式を導入し、成形後の形状から理論的に導出する「近似理論設定値」を用いて整理し、近似精度の向上を図った。まず設計形状を包含する合計 126 条件について実験を行い、実験結果により予測式を補正し、重回帰分析により実験式を得た。この実験式を用いることにより、任意の面内・面外曲げ及び振りの複合した形状に対応する 3 軸の設定値を算出できるようにした。

(4) 本成形ヘッドにより、超電導導体をヘリカル形状に成形し、設計形状からの誤差の絶対値の平均を、目標である最大形状の 10% 以内とした。

4. 核融合装置用ヘリカルコイル成形装置の開発

4.1 緒言

ヘリカルコイルの例としては電子機器などに用いられる小径のものが広く用いられている。しかし、 100mm^2 以上の大形断面で千 m 以上の長さの導体を巻取り、ヘリカルコイルとした例は皆無と考えられる。

本論文の対象とするヘリカルコイルの成形において、導体は容器のトーラス面に密着した姿勢で着地することが必要である。しかし、3章で述べたヘリカルコイル成形ヘッドは構造上、トーラス面内で動かすことが困難であり、成形ヘッドにより曲げ・振り加工を行う際には、導体は空間的に離れた場所に位置せざるを得ない。したがって、着地した状態で正規の形になるように、予測して成形することが必要である。さらに、長尺材の製作においては、成形ヘッドから出た導体の端部がコイル容器に固定されているため、短尺材の成形条件では同様の成形形状が得られない。また実際の成形においては、成形ヘッドの位置により、導体の自重やコイル容器との干渉の境界条件が異なる。これらの影響をすべて考慮した成形条件の設定法を確立することは困難であるため、成形中に得られた形状を測定し目標形状との差から次の成形条件を修正するフィードバック方式の高精度な設定法の確立が必要とされた。

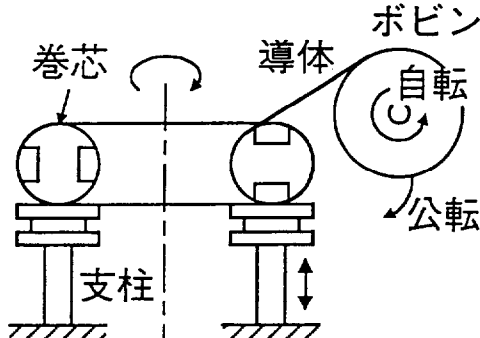
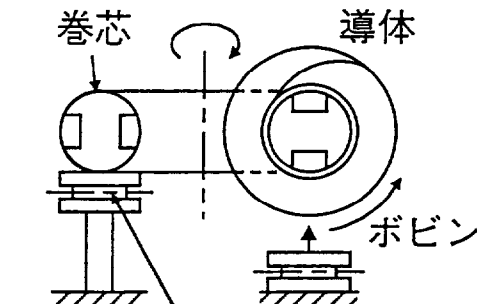
本章では長尺の導体を曲げと振りの複合した形状に連続的に成形し、これをらせん状のコイル容器に巻き取ることによりヘリカルコイルを製作する装置の原理、またその構成を決定するために行った有限要素解析の結果、さらに高精度化のために実製品の成形時に行ったフィードバック方式につき述べる。

4.2 ヘリカルコイル成形方法および成形装置の概要

本論文で対象とするヘリカルコイルは主半径が3.9mと非常に大形のコイルである。また導体断面も大形であるため、長尺の導体を繰り出しつつ曲げ・振り成形を行い、ヘリカルコイル容器に巻き取っていくことが必要である。3章では曲げ・振り成形方式および開発した成形ヘッドについて述べた。長尺の導体をヘリカルコイルに巻き取る方式としては、表4.2.1に示すように2通りの方式が考えられる。すなわち、導体を巻いてあるボビンをコイル容器を支持している巻芯の中心に通しながら巻き取る方式（以降ボビン公転方式とする）と、あらかじめ巻芯に抱きつかせて支持したボビンに一旦導体を巻取り、これを巻きほぐしながらヘリカルコイル容器に巻き取っていく方式（以降ボビン自転方式とする）であるボビン自転方式ではボビンが巻芯の中心を通ることから、ボビンの外径を大きくできず、導体の予変形が大きくなることが主な理由となり、ボビン自転方式を採用した。

図4.2.1に開発したヘリカルコイル成形装置の概略図、また1章の図1.1.11にその写真を示している。まず、巻芯を支持サポート上に載せ、導体をボビンに張力をかけつつ全長を巻取り、ほぐれない様に導体繰り出し部で支持しておく。次にボビンを回転しつつ導体を繰り出し、成形ヘッドに導体端部を通す。成形ヘッドで約8m（1ピッチ分）所定の形状に成形した後、人手により導体端部をコイル容器に固定する。その後は導体端部が拘束された状態で、成形ヘッドは導体を成形しながら、導体を送り出す速度と同一の速度で回転する。その後、逐次人手による固定と、成形ヘッドによる成形を行いながら、成形を進める。この際、導体の列間と層間には樹脂製の絶縁用スペーサを挿入する。導体1本（1,2層）の成形完了後は、同一形状のもう1つの条のコイルを成形する。その後、次の層を成形する際には、導体端部を一部分解し、超伝導素線を撚り合せたのち、半田接続を行う。巻線終了後、コイル容器に蓋を溶接し、コイルとして完成する。

表 4.2.1 巻線方式の比較

	ボビン公転方式	ボビン自転方式
概 要		 ローコンベア又はターンテーブル使用
機 能	1. 巻芯回転、またはボビンが巻芯に沿って移動。 2. ボビンが巻芯の回りを公転。	1. 巻芯回転、またはボビンが巻芯に沿って移動。 2. ボビンが巻芯の回りを自転。
問 題 点	1. ボビン公転のため、多大なスペース要。 2. 設備費大。	1. ボビンは分割形で導体を巻替要。 2. 機構が複雑。
判 定	×	○

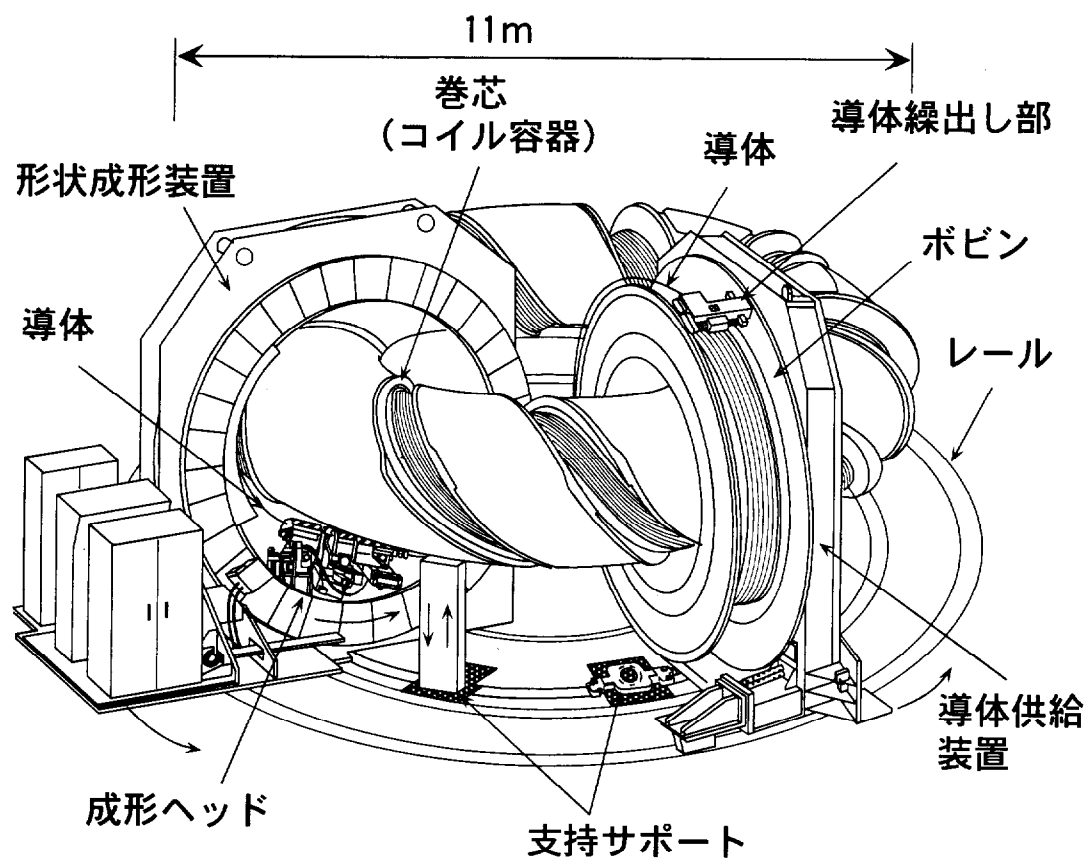


図4.2.1 ヘリカルコイル成形装置

4.3 ヘリカルコイル成形装置の駆動軸と駆動範囲

図 4.3.1 にヘリカルコイルの成形状況の写真を示す。この場合、成形ヘッドはコイル容器の溝内に位置している。また導体は木片で横方向から、また上面からも木片で仮固定される。導体は前述のように成形ヘッドからほぼ 8 m 先の所で固定されて行く。実際には導体の自重によりコイル容器の側面やすでに固定された導体に接触しており、その位置から成形ヘッドまでは最小約 4 m 程である。

成形ヘッドは構造上、トーラス面内で動かすことが困難であり、空間的に離れた位置に置かざるを得ない。この状態で導体を成形ヘッドで成形する際には、巻芯と成形ヘッドの相対位置、及び導体を送り出す方向を制御する必要がある。一般の剛体の自由度は 6 つであることから、これを以下のように定義し、成形ヘッドの位置および姿勢を規定することとした。図 4.3.2 に導体を持ち上げた場合の成形ヘッドの位置および姿勢の概要を示す。ここで定義すべき自由度は、成形ヘッドの高さ h 、ヘッド傾き角 α 、ヘッド傾き角 β 、ヘッド回転角 ω 、ヘッドのトロイダル方向の遅れ角 $\Delta\phi$ の 5 つである。もう 1 つの自由度はポロイダル角 ψ であるが、これは後述するように成形ヘッドの位置をヘリカルコイル容器の中央面に規定することにより、トロイダル角 ϕ が決まれば決定される。

成形ヘッドの高さ h はトーラス面（巻芯表面）に垂直方向の距離を示す。巻芯表面に導体が積層された場合は、積層された導体の表面からの垂直距離を示すものとする。図 4.3.3 にヘッド傾き角 α およびヘッド傾き角 β の説明のための模式図を示す。成形ヘッドの位置および方向は出口ロールのセンタ位置を基準とする（図では 0_H として示している）。導体の図の（a）は成形ヘッドが巻芯の真上にある状態を示す。ここで成形ヘッドが巻芯の主半径の中心を含む鉛直面となす角度を「ヘッド傾き角 β 」とする。成形ヘッドが真上以外の位置にある場合にも、同様に主半径の中心を含む鉛直面となす角度のことを β とする。図の（b）は（a）において成形ヘッドを真横から見た図を示す。ここで成形ヘッドが水平面に対してなす角を「ヘッド傾き角 α 」とする。成形ヘッドが真上以外の位置にある場合にも、同様に 0_H 点がトーラス面（巻芯表面）と垂直になる方向を法線方向とする平面に対する角度を α とする。

図 4.3.4 に成形ヘッドのトロイダル方向の遅れ角 $\Delta\phi_H$ の説明図を示す。ここで導体端部の位置を A、導体端部を持ち上げた後の位置を A' とする。ここで A' は図 4.3.3 における 0_H に相当する。A および A' におけるトロイダル角の差を「ヘッド遅れ角 $\Delta\phi_H$ 」とする。成形ヘッドの位置 A' が導体の持ち上げ前の位置 A より成形ヘッドの進行方向に対して後になることから「遅れ角」とした。 $\Delta\phi_H$ は装置の駆動時に任意に設定できるが、最適な位置の設定を目的として、以降で解析を行っている。また導体を持ち上げた場合、たとえば図 4.3.4 において、A' 点がトーラス面（巻芯表面）と垂直になる方向を法線方向とする平面に対し、導体端部が傾く（図 4.3.5 参照）。この角度（回転角）を ω とし「ヘッド回転角」と呼

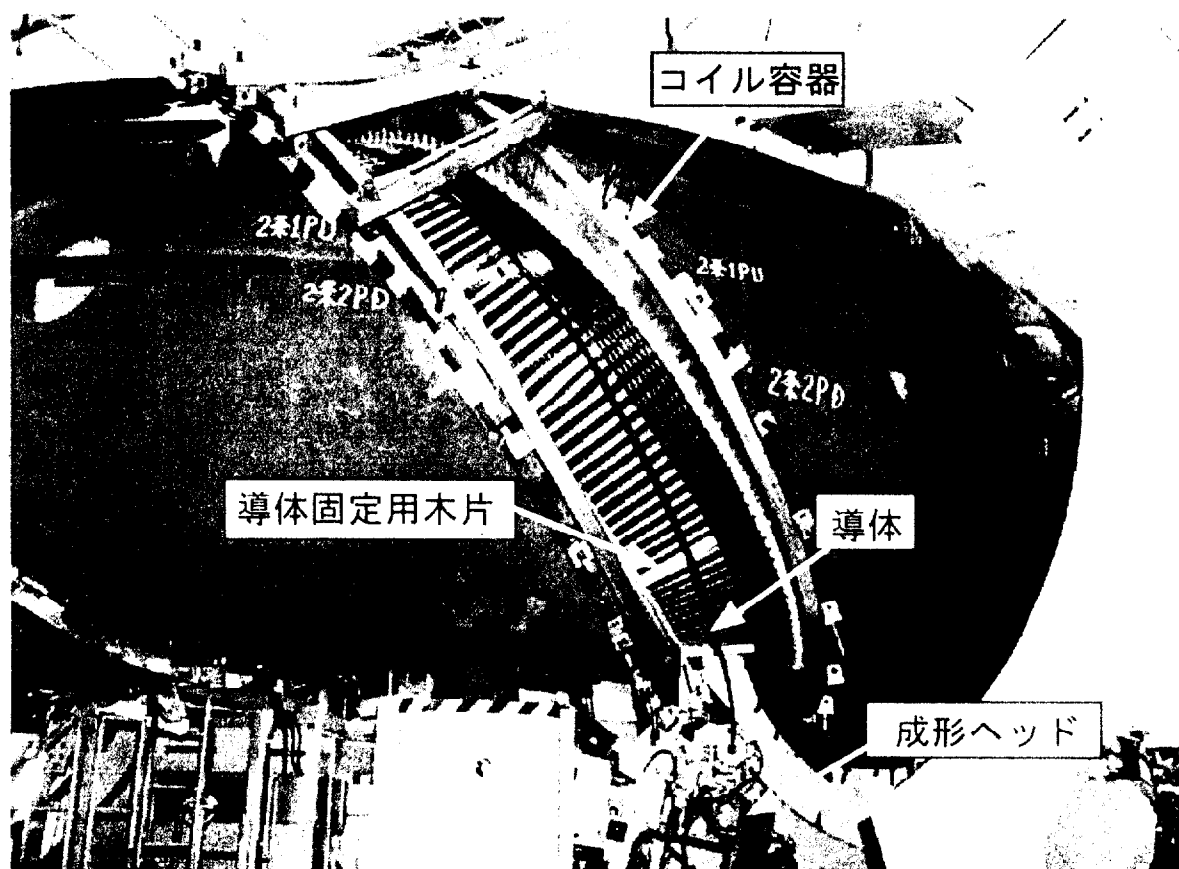


図4.3.1 ヘリカルコイルの成形状況

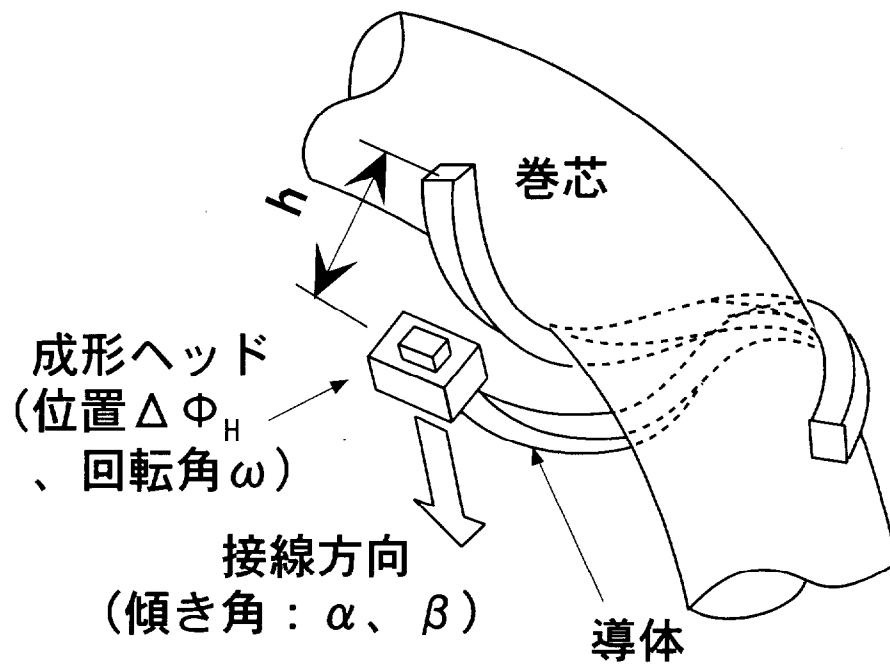
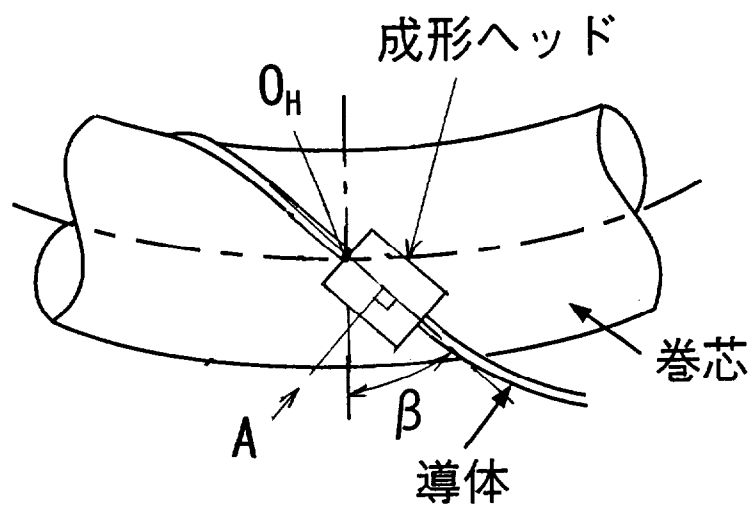
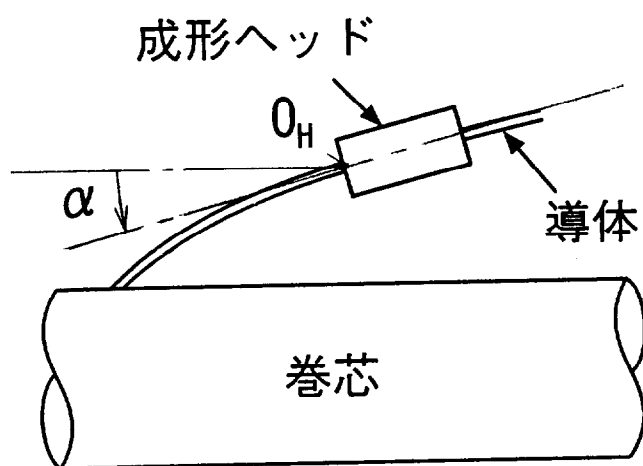


図 4.3.2 導体端部を持ち上げた状態



(a) 真上から見る



(b) Aから見る

図4.3.3 ヘッド傾き角 α 及びヘッド傾き角 β

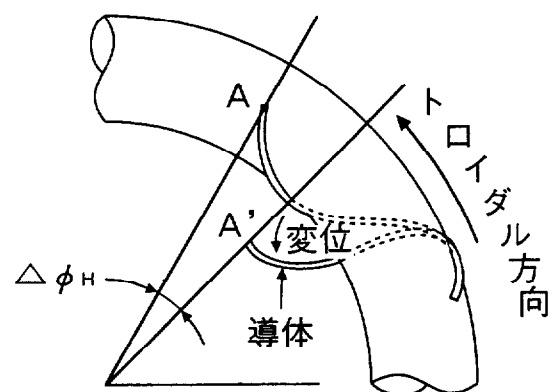


図 4.3.4 ヘッド遅れ角 $\Delta\phi_H$

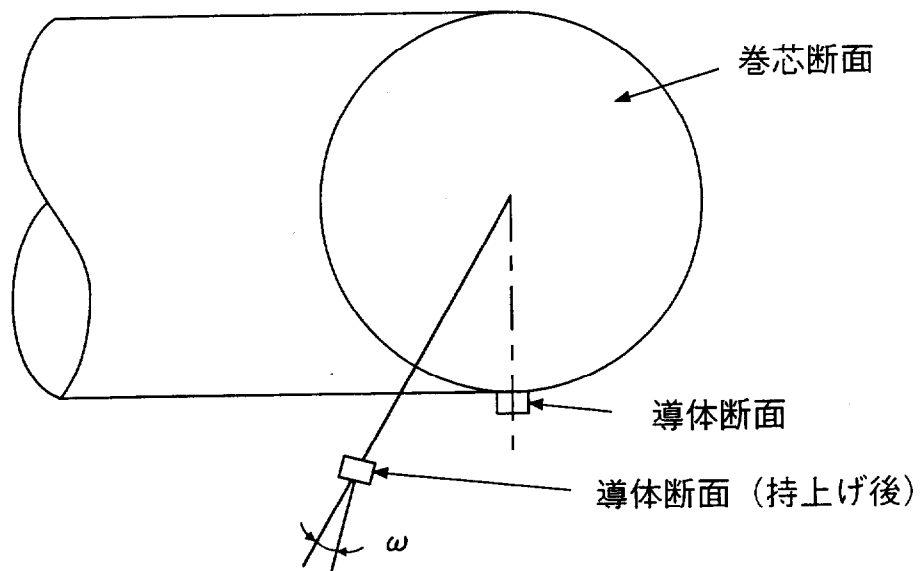


図 4.3.5 ヘッド回転角 ω

ぶ。

上記した成形ヘッドの位置および姿勢軸を決定することを目的として、導体を成形ヘッドの高さまで持ち上げた場合について三次元有限要素解析を行った。

4.3.1 解析方法

図 4.3.6 に本解析で用いたモデルと解析後の変形の状況を 3 方向から見たものを示す。要素は 8 節点三次元要素を用い弾性解析を行った。持ち上げる導体の範囲は $1/2$ ピッチ（1 ピッチはトロイダル角で 72° ）とした。これは長さで約 4m に相当する。トロイダル角で 12° 毎にずれた位置からのモデルを合計 6 ケース作成し、各姿勢軸の持ち上げる前後の変化量を求めた。図に示す拘束範囲の節点の X、Y、Z 軸方向の変位を拘束した。拘束範囲は各ケースともトロイダル角で 1.2° の範囲とした。導体の初期形状の位置では、導体内の応力は 0 とし、持ち上げ高さは巻芯表面に垂直方向に 200mm とした。この際導体端面の中央の節点に強制変位を加えるが、巻芯表面からの垂直距離が 200mm の平面内（以降「持上面」とする）では自由に移動できるものとした。また別の境界条件として、強制変位点は持上面とコイル容器の中央断面（コイルの幅の中央の面）の交線上を自由に移動できるようにした。いずれの境界条件の場合も導体の長手方向の張力は発生しない。以上の解析結果より、導体端部の位置及び接線の変化量を計算した。

材料は断面が $19 \times 19\text{mm}$ の銅材を仮定し、縦弾性係数は 115GPa、ポアソン比は 0.35 とした。解析は汎用有限要素解析ソフトの MARC（MARC 社、K2 バージョン）で行った。

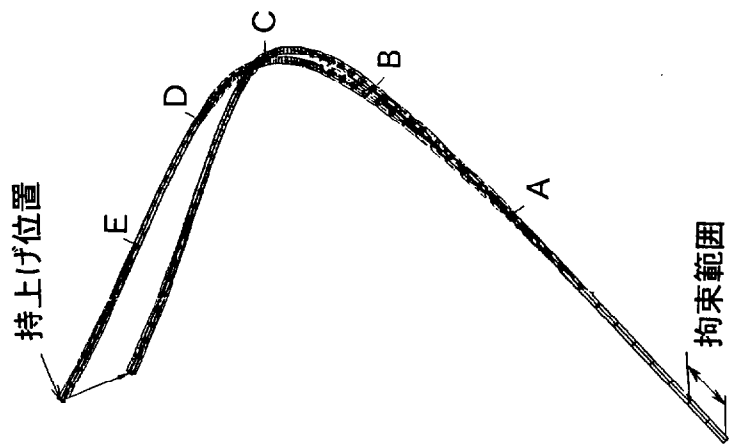
4.3.2 解析結果

（a）変形

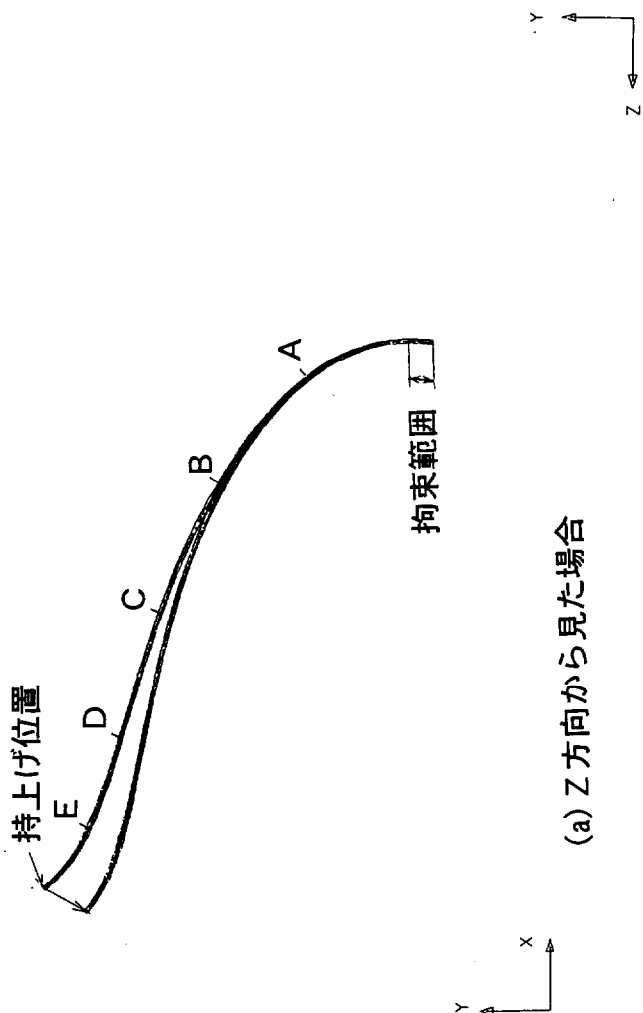
図 4.3.7 に導体の持ち上げ後の形状の変化について 6 ケースごとの結果を示す。ここで ϕ はトロイダル角の範囲を示し、持ち上げ高さ h は 200mm である。この結果は、導体端面の中央の節点が持上面（持ち上げ方向に垂直な面）の面内では自由に移動できるものとした場合である。よって、たとえば図の（c）のように導体端部を持ち上げた場合必ずしも巻芯表面に垂直でなく持上面内を水平方向に移動する場合がある。しかし、実際はヘッドは少なくとも成形の初期においてコイル容器の溝の中に入るため、ヘッドはコイル容器のほぼ中心に位置することが必要とされる。そこで、解析においても導体端部が常にコイル容器の中央の断面内に来るような境界条件を与えた。その結果、この条件下で導体端部は持上面とコイル容器の中央断面の交線上しか移動できないが、少なくとも持ち上げにより導体に張力が生じることはない。

（b）相当応力

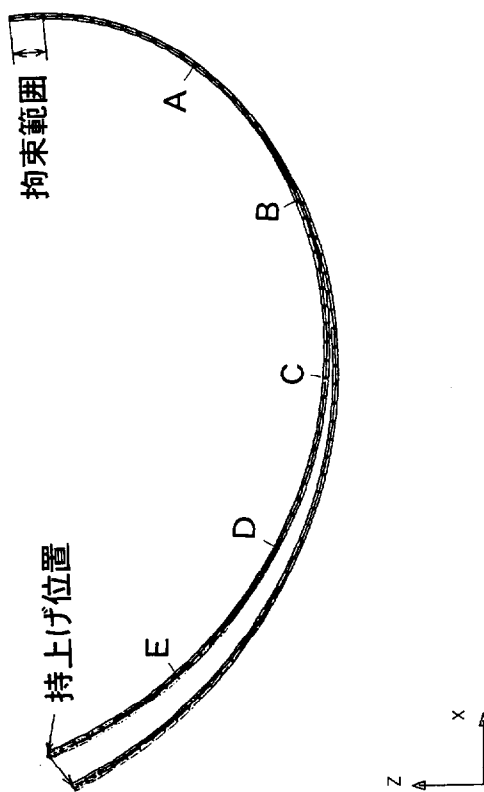
図 4.3.8 に強制変位点が持上面内で自由に移動できるとした場合に、導体を持ち上げ後、断面内に生じる相当応力の長手方向の分布を示す。固定端近傍が応力が最



(b) X方向から見た場合



(a) Z方向から見た場合



(c) Y方向から見た場合

図 4.3.6 導体を持ち上げた場合の変形図 (有限要素解析)

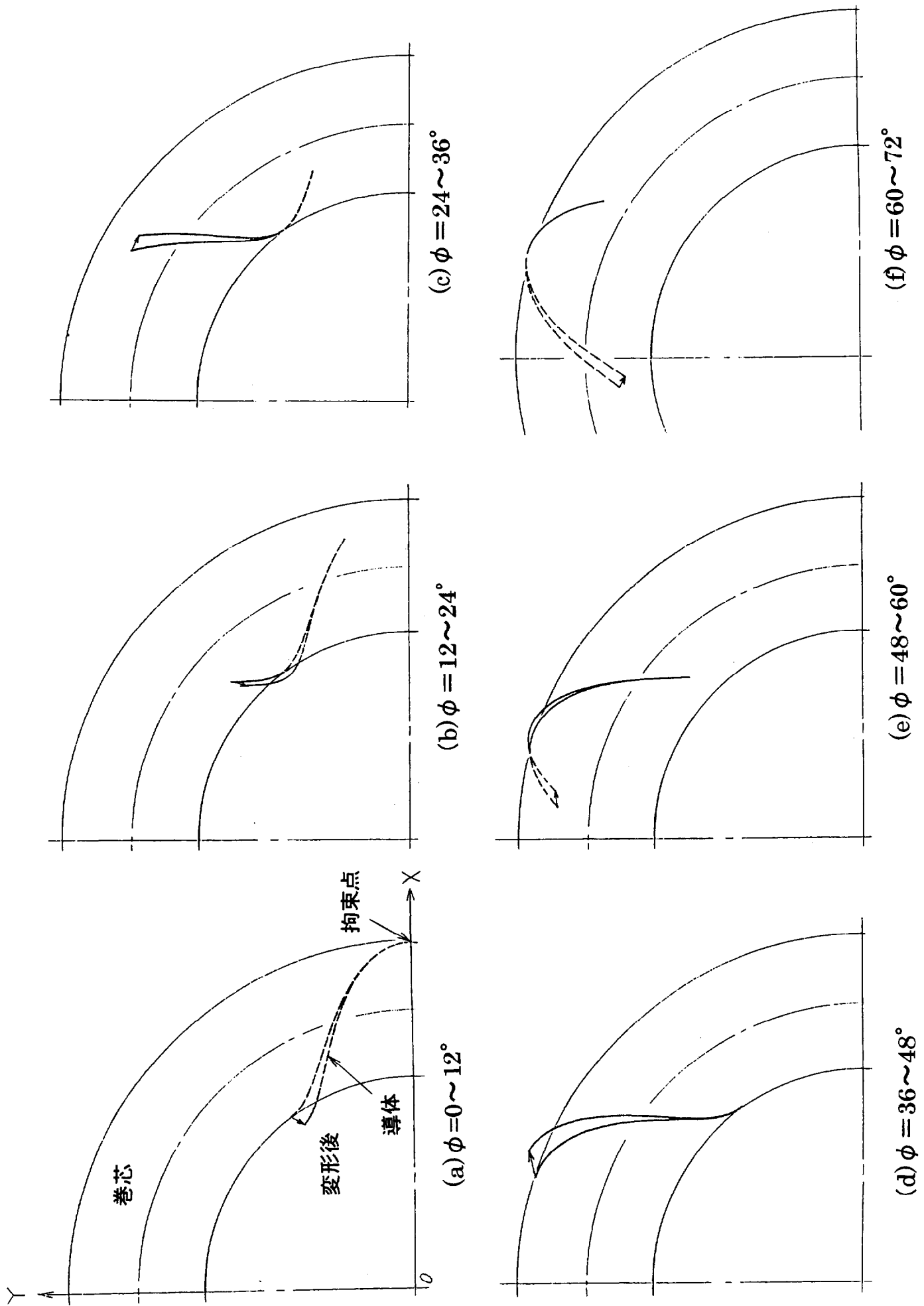


図 4.3.7 導体持ち上げ後の形状の変化 (有限要素解析)

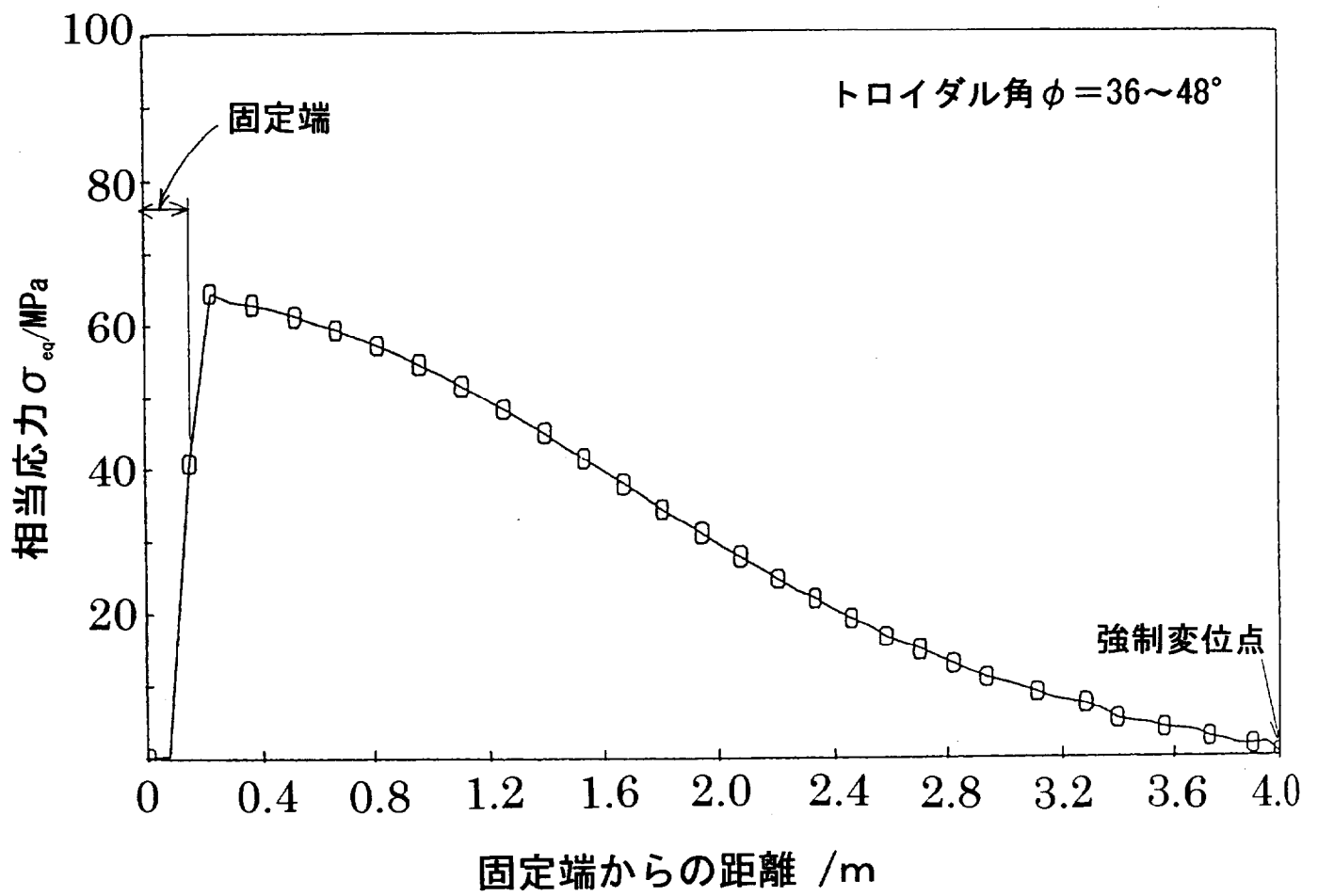


図 4.3.8 相当応力の導体長手方向の分布

大となっている。また図 4.3.9 に固定端（固定部と持ち上げ部の境界）の位置のトロイダル角と、6つのケースの場合に生じる最大の相当応力との関係を示す。ここで●が持上面内の移動を自由にした場合、○がコイル中央断面内の移動の拘束をさらに追加した場合を示す。相当応力はそれぞれ傾向は異なるが最大で約 115MPa となっている。この導体の降伏応力を約 300MPa とすると約 1/3 に収まっており、持ち上げにより塑性変形は生じていない。また、この場合 19×19mmの断面の導体としたが、実際には 12.5×18mmの断面の導体を使用され、同一の持ち上げ量に対し生じる応力はかなり小さく、持ち上げにより塑性変形するおそれはない。

(c) 位置および姿勢の変化量

図 4.3.10 にヘッド傾き角 α とトロイダル角の関係を示す。ここで横軸は持ち上げる導体の端部が巻芯に巻き付いている状態でのトロイダル角を示す。 α は持ち上げた端部の導体の方向から幾何計算により求めた。この場合 $\alpha = 0$ は巻芯に対して平行な角度を示し負号はヘッドが導体の固定側に傾いていることを示す。ここで△が持上面内の移動を自由にした場合（図 4.3.7 の 6つのケース）、○がコイル中央断面内の移動の拘束をさらに追加した場合を示す。図に示すように持上面内を自由に移動する場合はなめらかに推移しているが、コイルの中央面内の拘束がある場合では必ずしも周期的な分布とはなっていない。実線は○の結果をもとに得た SIN 関数による回帰曲線を示す。ヘリカルコイルの形状はトロイダル角が 72° ごとに周期的に繰り返すことから、周期関数である SIN 関数を用いて回帰式を求めた。

図 4.3.11 はヘッド傾き角 β とトロイダル角の関係を示す。前記グラフと同様に、△が持上面内の移動を自由にした場合、○がコイル中央断面内の移動の拘束をさらに追加した場合を示す。また太い破線はコイルの傾き角（進み角）でコイルの設計値に対応するものである。よって、導体の持ち上げによりコイルの傾き角から、実線の傾き角まで変化しているといえる。△は○に比べコイルの傾き角より大きく離れている。これは、導体端部が持上面内を大きく移動したためと考えられる。これに比べ、○の場合コイルの幅の中央面内に移動が制限されるため、コイルの傾き角に近くなったものと思われる。実線は○の結果をもとに得た SIN 関数による回帰曲線を示す。この場合解析結果の回帰曲線からの相違はほとんどない。

図 4.3.12 はヘッド回転角 ω に対応する値を示す。この場合も、△と○は前記と同様の解析条件を示す。○の変動の傾向は図 4.3.10 の α の変動の絶対値とちょうど逆の傾向になっている。実線は前記と同様に○の結果をもとに得た SIN 関数による回帰曲線を示す。

図 4.3.13 はヘッド遅れ角 $\Delta\phi_H$ に対応する値を示す。この場合も、△と○は前記と同様の解析条件を示す。○の変動の傾向は図 4.3.10 の α の変動の傾向に近い。すなわちトロイダル角が約 18° 付近で α 、 $\Delta\phi_H$ とも絶対値は減少し、 54° 付近で大きくなっている。実線は前記と同様に○の結果をもとに得た SIN 関数による回帰曲線を示す。

以上の結果を初期条件として、成形ヘッドの位置および姿勢を決定した。実際は

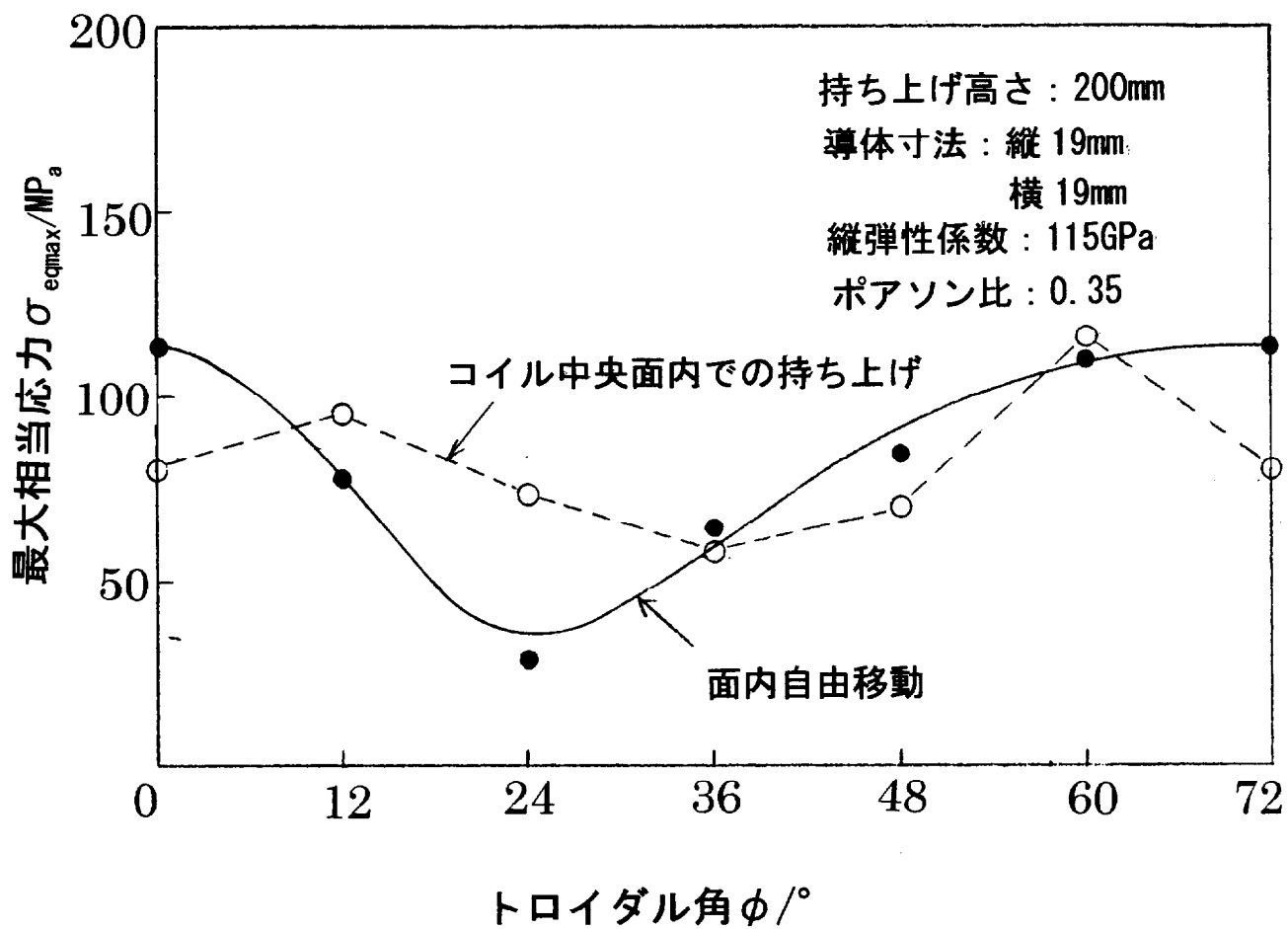


図 4.3.9 最大相当応力とトロイダル角の関係

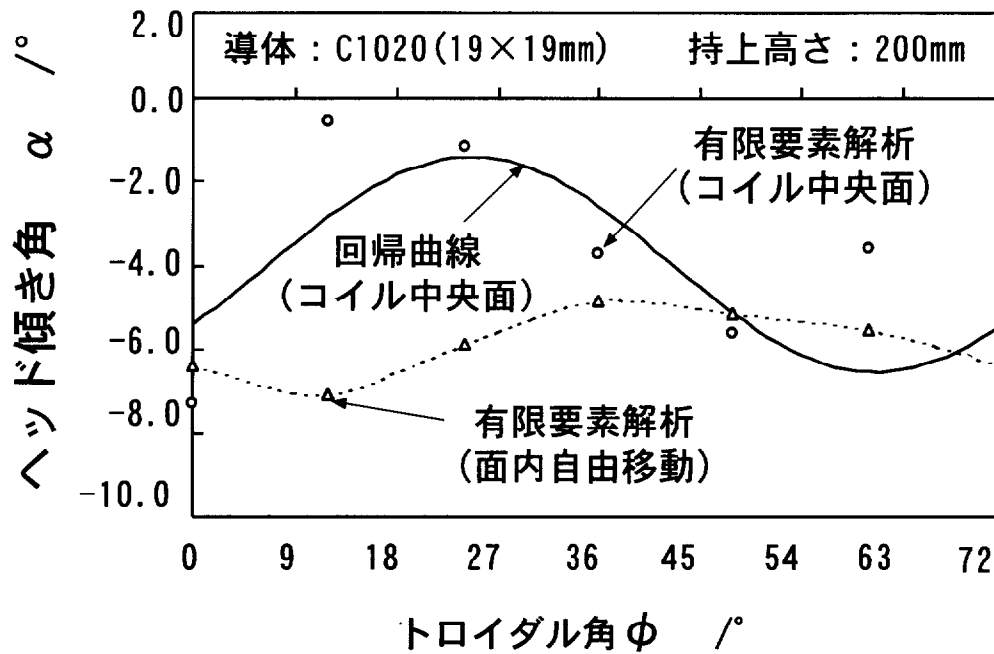


図4. 3. 10ヘッド傾き角 α とトロイダル角 ϕ の関係

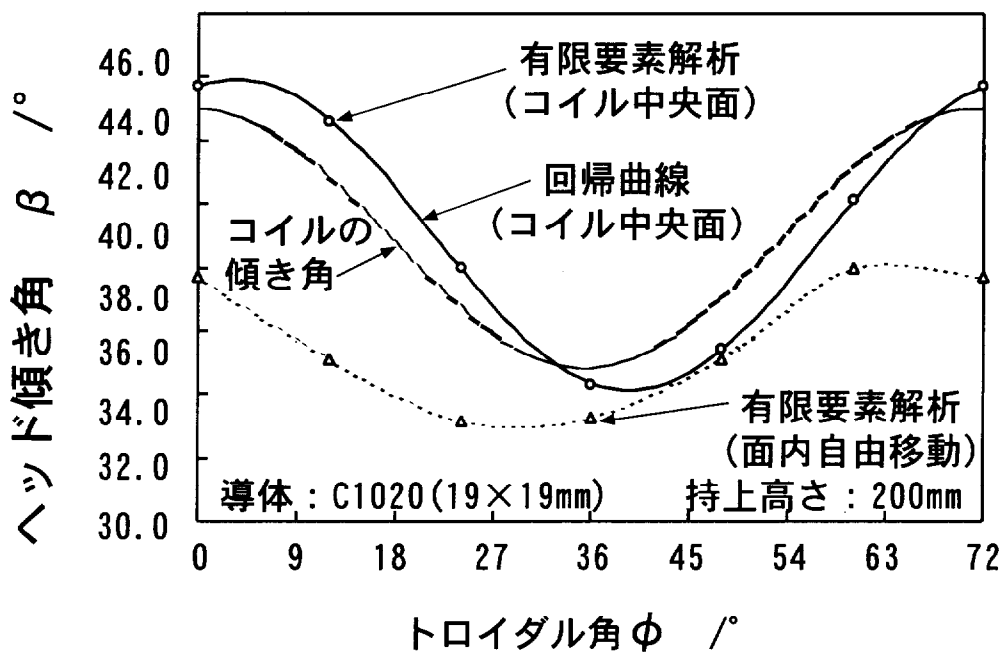


図4. 3. 11ヘッド傾き角 β とトロイダル角 ϕ の関係

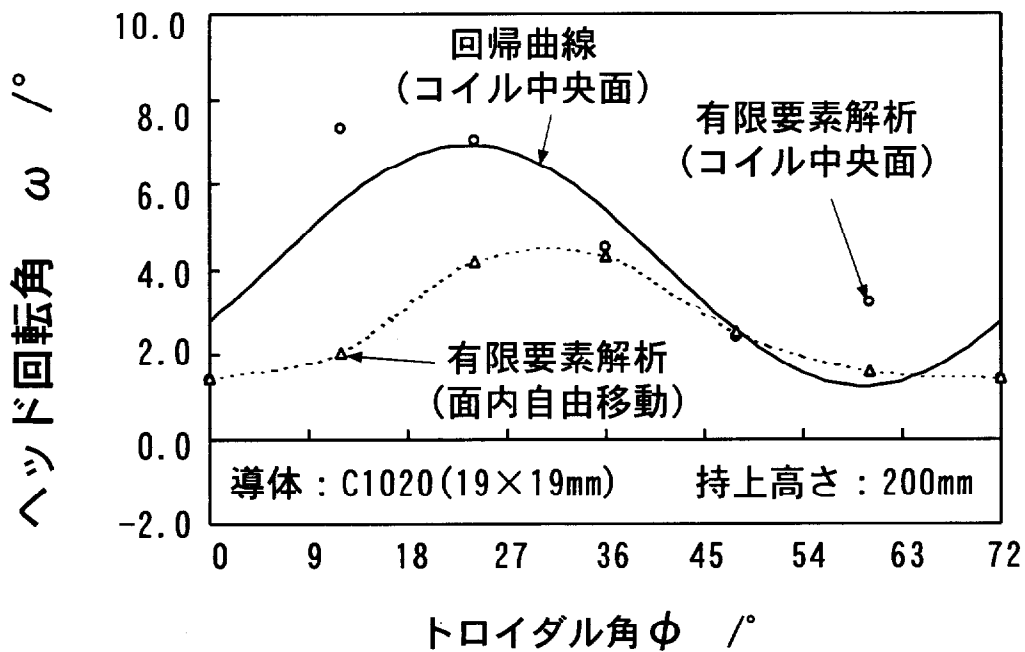


図4. 3. 12ヘッド回転角 ω とトロイダル角 ϕ の関係

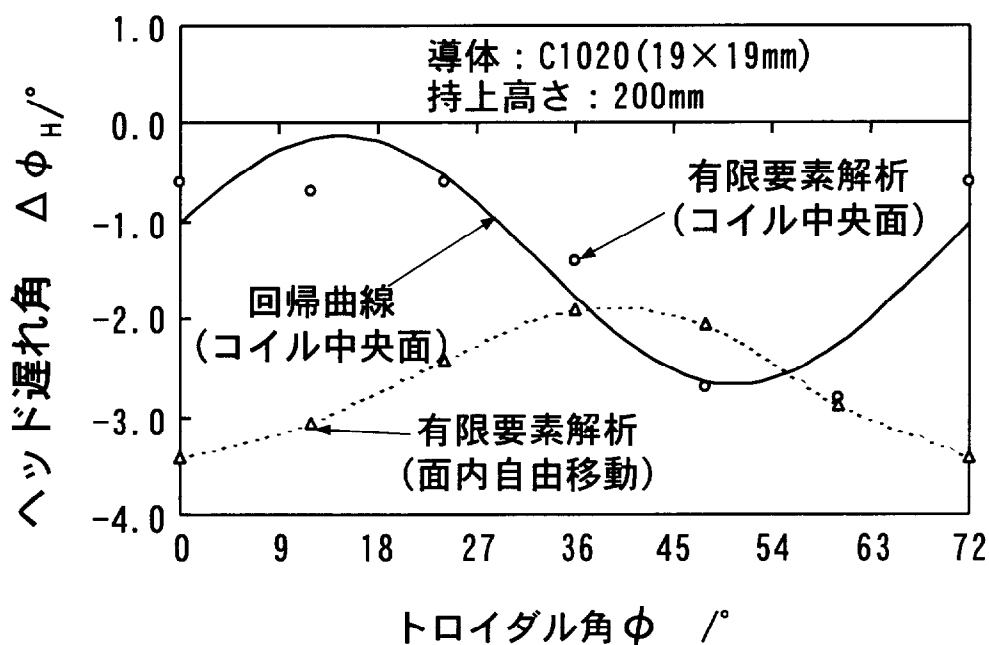


図4. 3. 13ヘッド遅れ角 $\Delta\phi_H$ とトロイダル角 ϕ の関係

成形ヘッドの形状とコイル容器との干渉などを考慮して成形ヘッドの出口における高さ h を 600mm とした。上記および 3 章の結果を踏まえ決定した成形ヘッドの設定値に関する駆動軸およびヘリカルコイル成形装置における成形ヘッドの位置と姿勢に関する駆動軸の範囲を表 4.3.1 に示す。ここで $\Delta \phi_H$ はトロイダル角が 360° 回転することから任意の大きさに対応可能である。

表 4.3.1 ヘリカルコイル成形装置駆動軸

名称	記号	駆動範囲	駆動源	速度(最大)
面内曲げ	ϕ_x	$\pm 14^\circ$	モータ	150' /min
面外曲げ	ϕ_y	$0 \sim 20^\circ$	モータ	20' /min
振り	θ	$0 \sim 20^\circ$	モータ	120' /min
導体送り	l	—	モータ	1 m/min
ヘッド傾き角	α	$0 \sim 15^\circ$	手動	—
ヘッド進み角	β	$0 \sim 75^\circ$	モータ	120' /min
ヘッド回転角	ω	$\pm 30^\circ$	モータ	600' /min
ヘッド高さ	h	$0 \sim 600\text{mm}$	モータ	250mm/min

4.4 成形形状のフィードバック方法

4.4.1 形状修正方法

(a) 目標値

導体の成形形状は最終的には設計値に合わせることであり、コイルとして隙間なく積層することができる。しかし、導体を連続的に成形する場合、実際の測定場所は成形ヘッド出口近くであるため、成形終了後導体が繰り出され、最終的に成形ヘッドから約8m離れた位置で巻芯に接した時点では、除荷による弾性変形により、成形ヘッド出口における形状と異なっている。図4.4.1に成形ヘッドで成形された後の、導体のヘッド出口と着地部での形状の測定結果の例を示す。測定はヘッド出口では3章において製作した三次元形状測定器を用い、着地部においては着地部測定用の簡易測定器を用いた。図において実線が連続的に測定したヘッド出口における面内曲げ曲率 κ_E 、■が着地部における κ_E を示す。トロイダル角が 24° において、ヘッド出口における形状は設計値より大きく、着地後設計値に近くなっている。このように、ヘッド出口と着地部における形状の差は、面内曲げの場合最大設計形状の20%以上の大きさと思われる。

そこで、この形状の変化量を把握することを目的に実機成形において、上記測定を一部で実施した。図4.4.2は実機成形における5層および6層において6箇所に着地部の形状の測定を行った結果を示したものである。ここで縦軸はヘッド出口と着地部の形状の差を示す。図の(a)は面内曲げ曲率の差 $\Delta\kappa_E$ 、(b)は比振り角 $\Delta\theta$ の場合を示す。面外曲げ曲率 κ_F は、着地部においては、巻芯に巻き付くことによりほぼ設計値となることから、今回のフィードバックの対象からは除外した。実線は5層と6層において測定した列の全データをもとにした回帰曲線を示す。この場合の回帰曲線も周期関数であるSIN関数とし、この回帰曲線の値を同一のトロイダル角における設計値に加えることにより、これを目標形状とした。すなわち、ヘッド出口においてこの目標値と一致すれば、着地部(巻芯または積層後の導体表面)において設計値と一致すると考えた。

実機成形では逐次着地部の形状を測定し、上記の回帰曲線のデータを更新しながら目標値の修正を行った。

(b) 拘束成形条件

導体端部がフリーな状態での成形のことを「フリー成形」、導体端部が拘束された状態での成形を「拘束成形」と呼ぶ。拘束成形用の設定値は、 ϕ_x 、 ϕ_y 、 Θ の他に前述の h 、 α 、 β 、 ω 、 $\Delta\phi_H$ の考慮が必要である。「拘束成形条件」については、実機成形前にトレーニングのための仮成形を行い、試行錯誤により各設定値を仮に決定した。これと同時に、各設定値の形状に及ぼす影響について実験を行い、各形状に対する感度を求めた。この際、成形ヘッドの高さ h は600mm、 $\Delta\phi_H$ はヘッド高さに比例するものとして、 $h=600\text{mm}$ に対し 7° とした。また、ヘッド傾き角

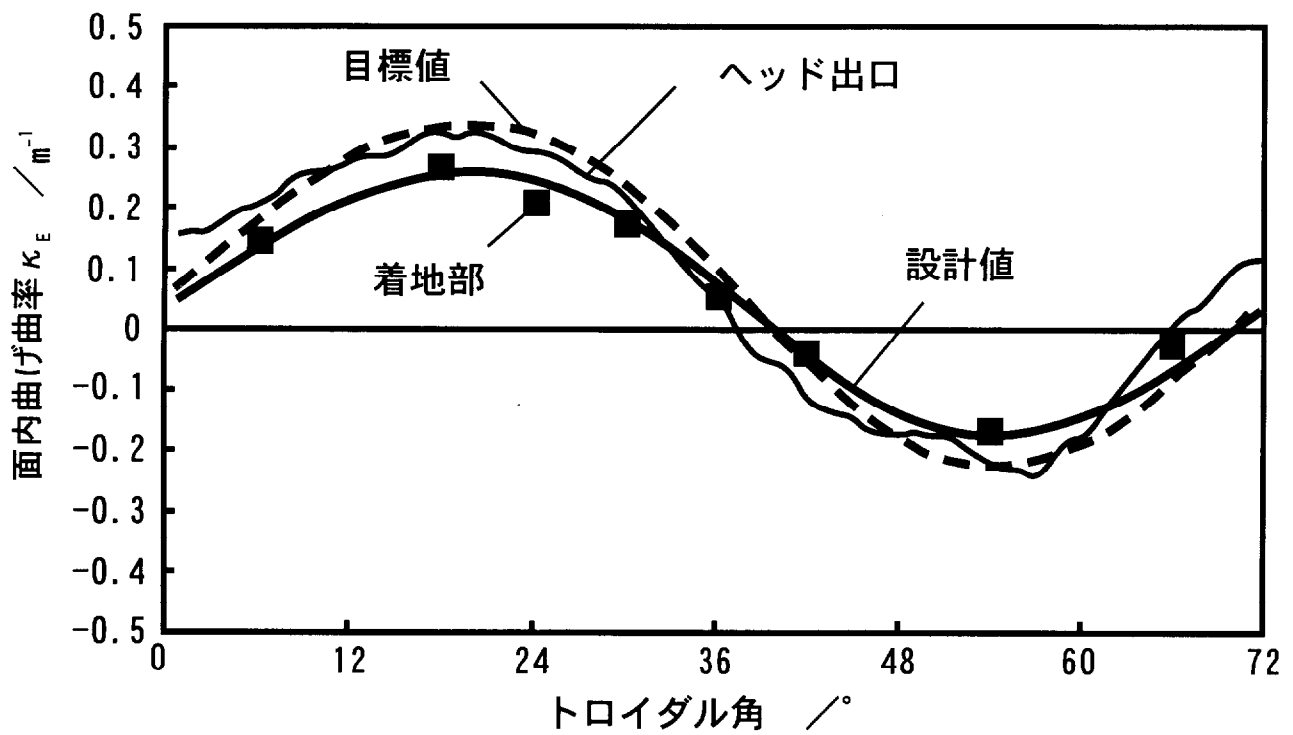
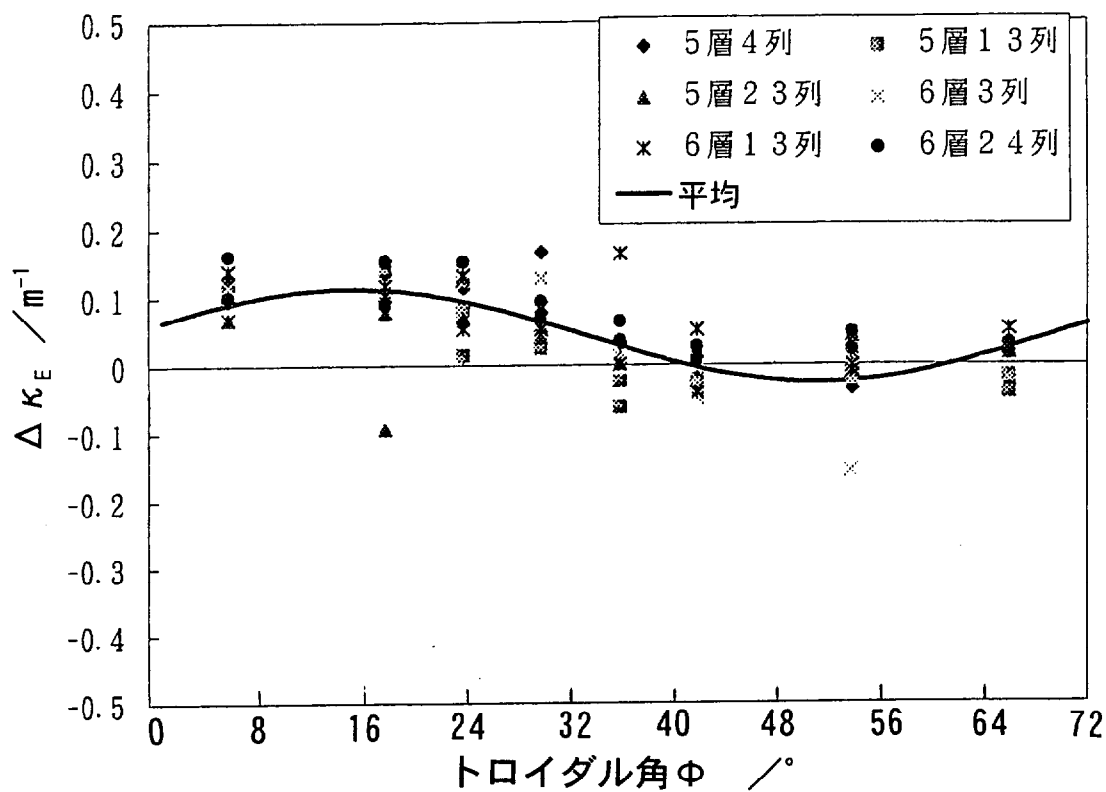
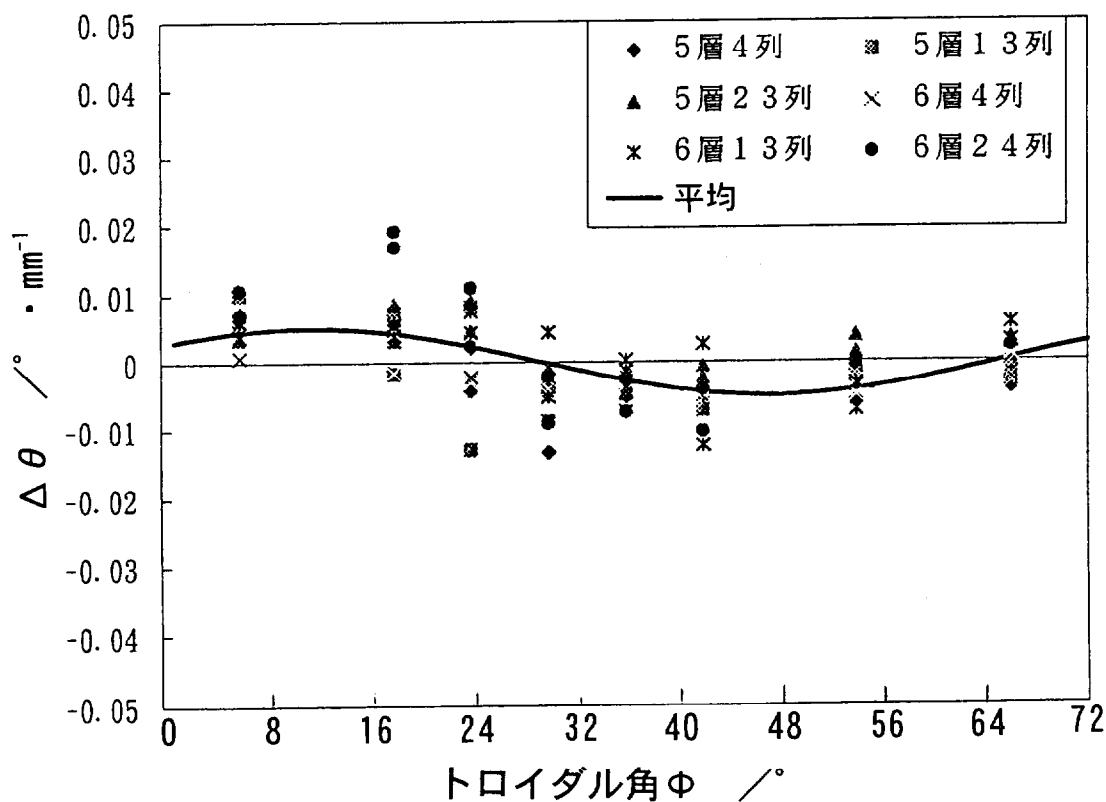


図4.4.1 ヘッド出口、着地部形状測定結果



(a) 面内曲げ曲率の変化量



(b) 比振り角の変化量

図 4.4.2 成形ヘッドー着地部形状変化量

α も h に比例するものとしては $h=600\text{mm}$ に対し 12° であったが、装置の干渉の問題が生じたため、 10° とした。前節の解析によれば α 、 $\Delta\phi_H$ ともトロイダル角によって変化するが、ここでは一定としその平均値を使用した。 β 、 ω については SIN 関数による回帰式を用い、 ω については h に比例するものとして使用した。面外曲げの設定値は前述のように、今回のフィードバックの対象からは除外した。よって、 κ_E と θ をフィードバックの対象として設定値 ϕ_x 、 ϕ_y 、 β および ω の感度を求めた。また、実機成形時に成形条件を変更した場合の結果から逐次感度を算出しデータベースとして持つこととした。

(c) 成形巻線作業

図 4.4.3 にヘリカルコイルの成形巻線作業と拘束成形条件の作成(更新)手順を、また図 4.4.4 に成形条件のフィードバック方法の概要を示す。まず、導体端部がフリーな状態で 1 ピッチ分(約 8 m)成形を行なう。この後、端部をコイル容器に固定したのち、導体端部が拘束された状態で成形する。次にヘッドの出口に設置した三次元形状測定器により成形形状を測定する。また少なくとも各層の成形で 1 回は着地部の形状を簡易測定器で測っておき、成形ヘッド出口の形状との差を算出し前述の目標値のデータベースを更新する。次に前層の設定値と今回の設定値の差および成形後の形状の変化量から感度を算出し、感度のデータベースを更新する。

成形条件の修正は、成形条件と目標値の誤差にこの感度を掛けることにより、以降の列または層における成形条件の修正量を求める。まず各列の形状に対して上記と同様にして成形条件の修正量を求める。これを層内でスムージングして修正量の変動を滑らかにしたのちこれらを次層の標準の成形条件とする。

成形中に人手で導体間のすき間をすき間ゲージでチェックし、 0.15mm 以上であれば、専用の修正治具で主に振りを修正するとともに曲げの修正も行ない、すき間が 0.15mm 以内であることを確認後固定を行なう。

図 4.4.5 に β の成形条件を層内でスムージングした結果の例を示す。各列の修正後の値を層内でスムージングして次層の成形条件とする。この図で縦軸はヘッド傾き角 β の標準値との差を示している。ここで β の標準値とは実機成形の初期値にコイルの傾き角(進み角)の各層における変化量を加えたものである。

4.4.2 フィードバック結果

実機成形の結果を検討した結果、導体の倒れの主要因は κ_E の誤差と考えられた。そこで、特に κ_E に対して成形条件を修正することにした。図 4.4.6 に面内曲げ設定値の修正値 $d\phi_x$ を示す。修正した設定値で成形した結果を図 4.4.7 に示す。修正前(2 条 7 層 7 列)に比べ修正後(1 条 7 層 7 列)の誤差のほうが小さくなっており、フィードバックの効果が認められた。フィードバックは各層での成形ごとに実施され、成形精度の向上に寄与した。

図 4.4.8 にヘリカルコイル成形における成形精度の推移を示す。全層の成形精度

成形巻線作業

成形条件作成

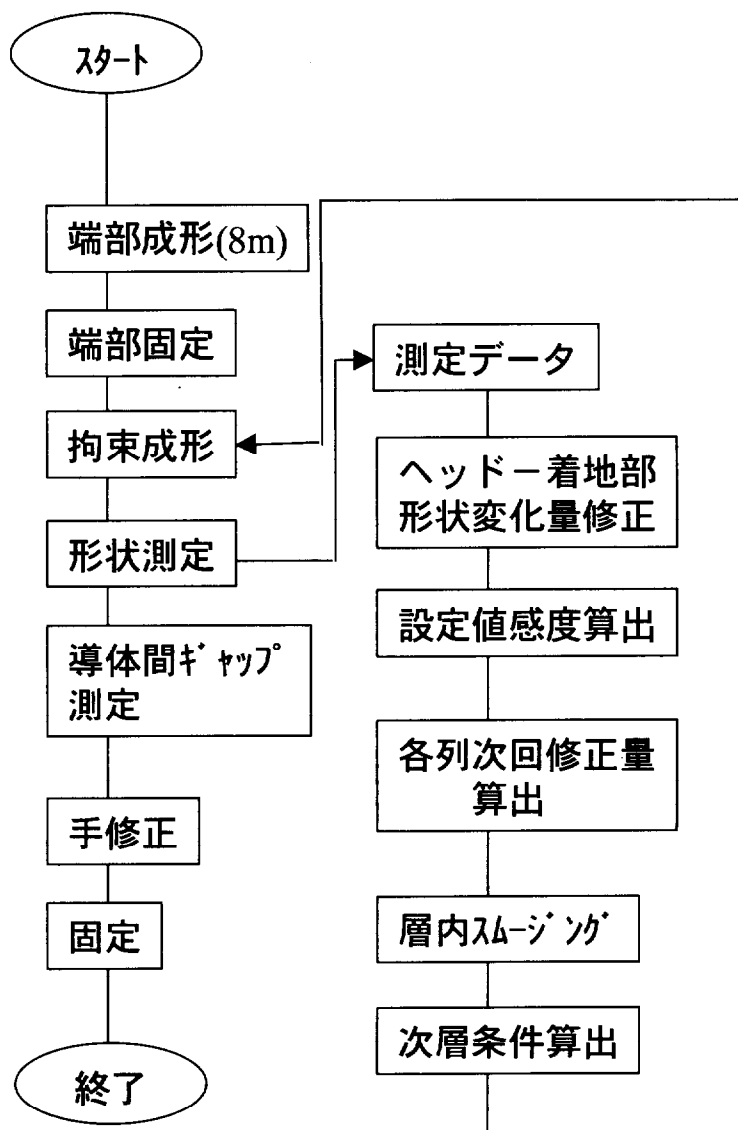


図 4. 4. 3 成形巻線作業および成形条件作成手順

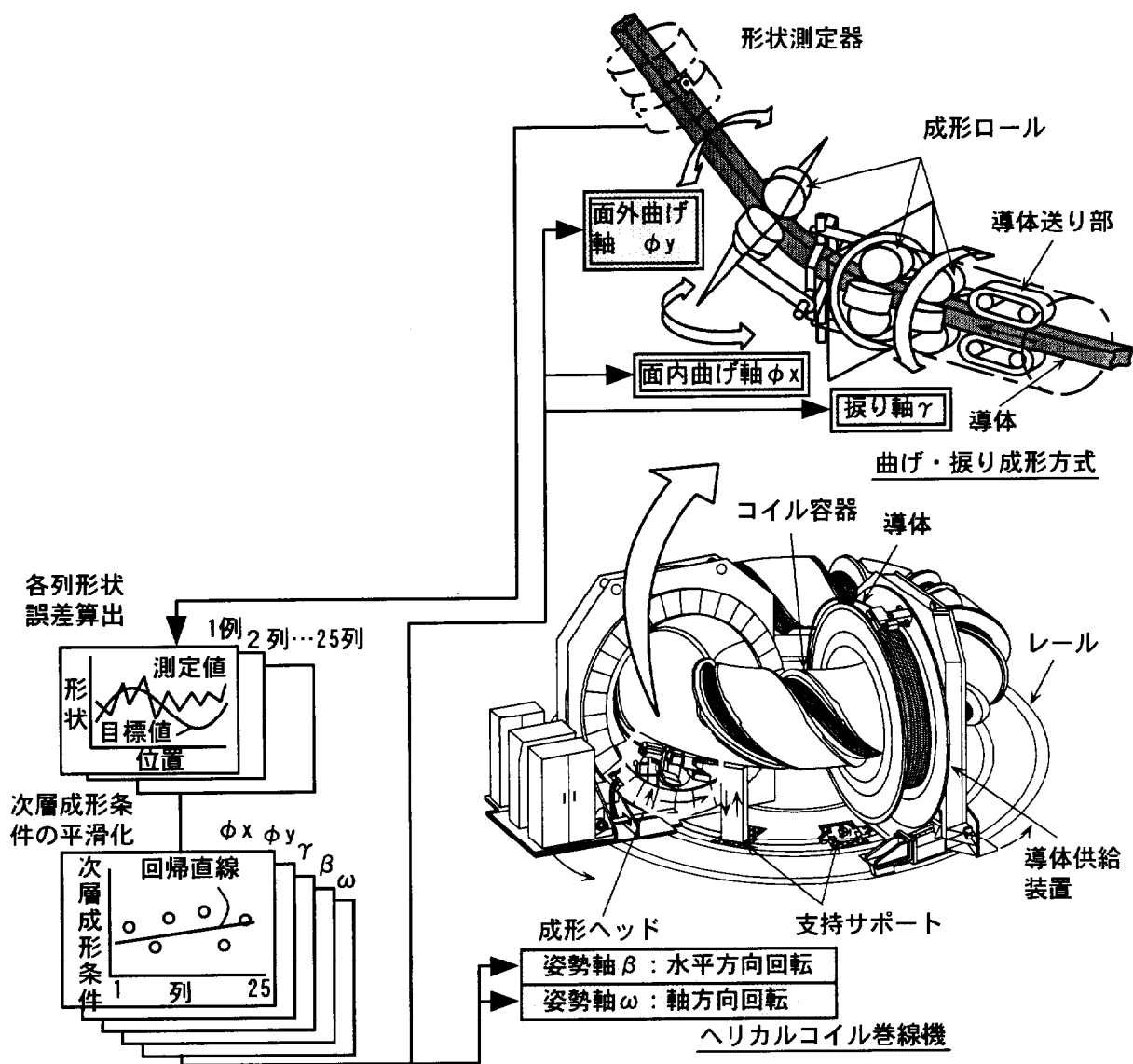


図 4. 4. 4 成形条件のフィードバック
方法の概要

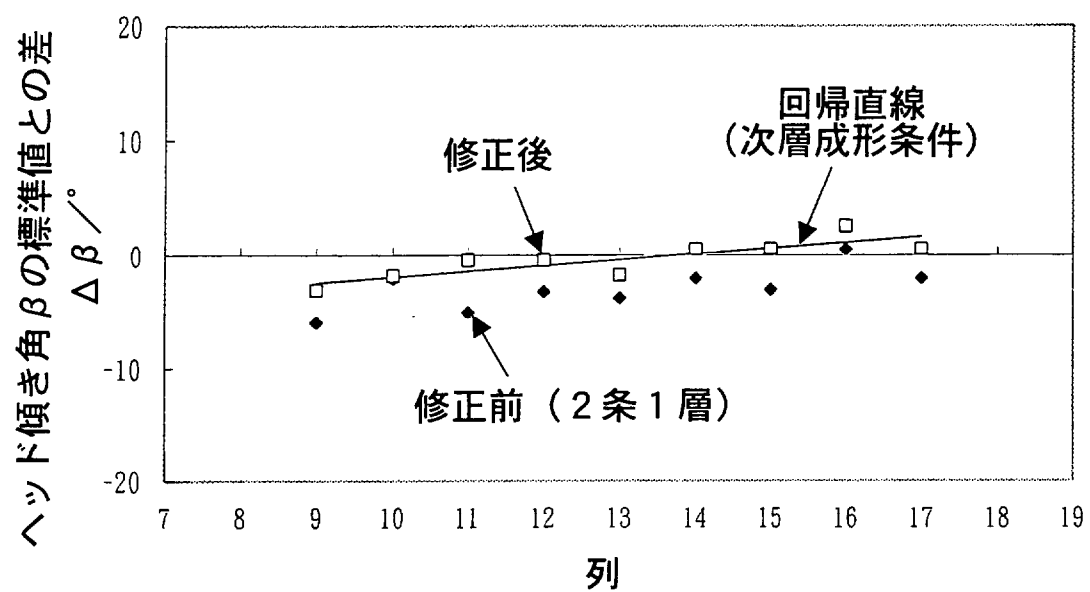


図 4.4.5 成形条件の層内のスムージング方法

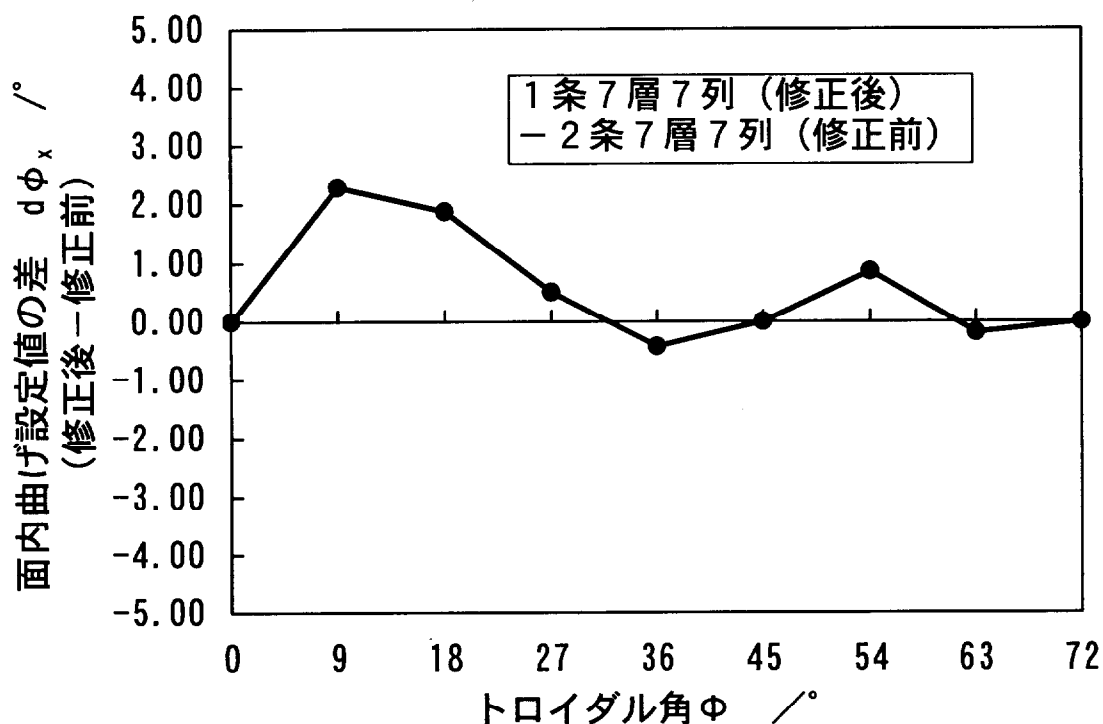


図 4.4.6 成形条件の修正
(面内曲げ設定値の差)

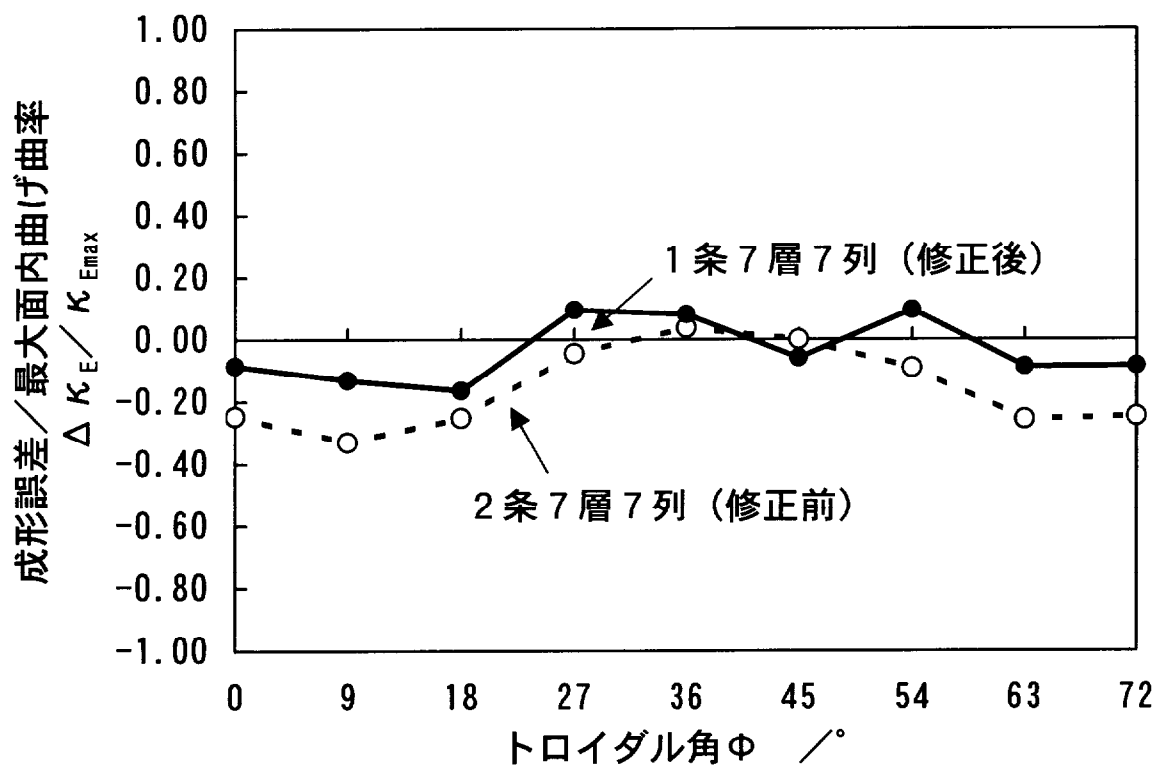


図 4.4.7 成形条件の修正による
面内曲げ成形精度の改善

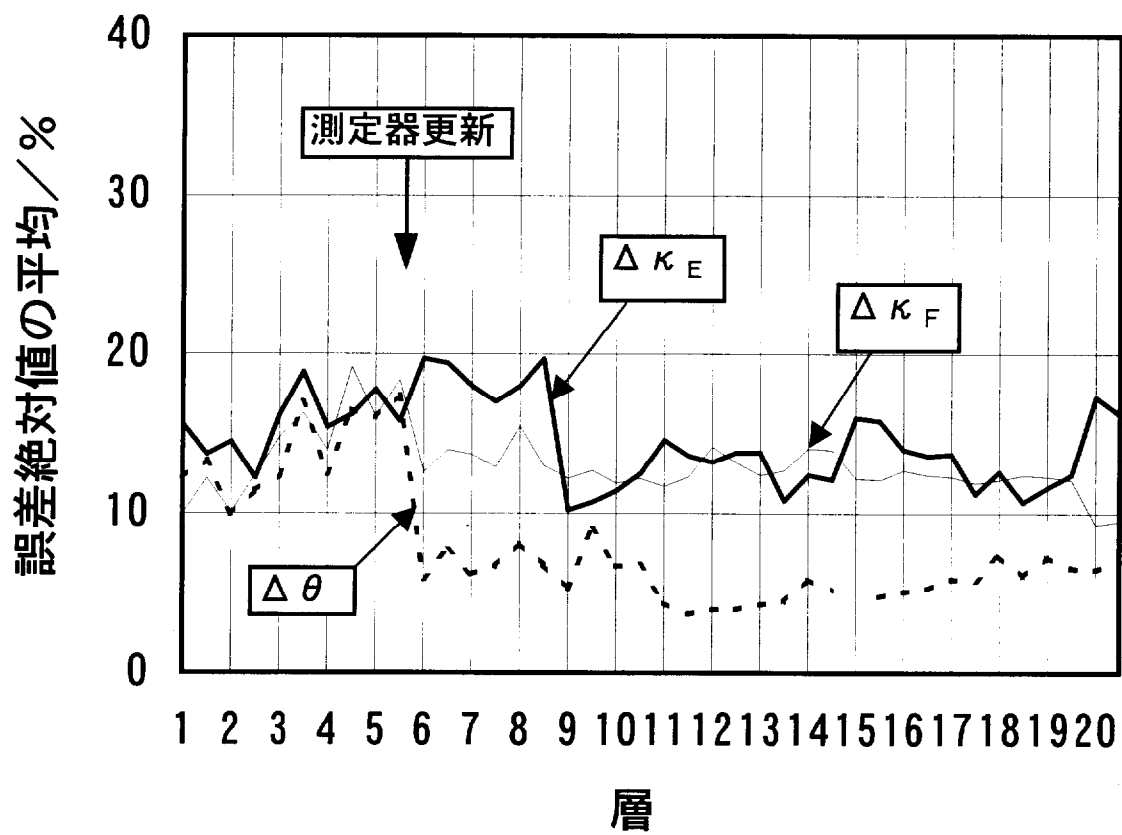


図 4.4.8 ヘリカルコイル成形における成形精度の推移

の平均は κ_E :14.6%, κ_F :13.0%, θ :8.0%であった. この場合の成形精度はヘッド出口の測定結果と前述の目標値との差をとり, その絶対値の平均を各形状の設計値の最大値で除した値である. 表 4.4.1 に成形後に導体形状を手修正した状況を示す. 手修正は導体の倒れが目標の 0.15mm以上の場所について, 専用の治具で人手により導体を変形させることにより, 導体の倒れを修正するものである. 当初ほぼ全領域で手修正を必要としたが, 1 条 14 層からは, 手修正はなく十分な精度で成形ができたことを示している.

表 4. 4. 1 形状手修正経過

● : 手修正箇所

条 トイタ' 角 \ 層	1 6	2 7	1 7	2 8	1 8	2 9	1 9	2 10	1 10	2 11	1 11	2 12	1 12	2 13	1 13	2 14	1 14	2 15	1 15	2 16	1 16	2 17	1 17	2 18	1 18	2 19	1 19	2 20	1 20
0	●	●	●	●	●				●			●	●																
3	●	●	●	●	●			●	●			●	●			●													
6	●	●	●	●	●			●	●			●	●			●													
9		●	●	●	●			●	●			●	●			●	●												
12		●	●	●	●			●	●			●	●			●	●												
15		●	●		●			●	●			●	●			●	●												
18			●					●	●			●	●			●	●												
21			●					●				●	●			●	●												
24			●					●				●	●			●	●												
27			●	●								●																	
30			●	●																									
33			●	●																									
36	●																												
39	●															●													
42	●															●													
45																●													
48		●										●																	
51		●										●																	
54		●										●																	
57		●	●									●	●																
60		●	●						●			●	●																
63		●	●	●	●				●			●	●			●	●												
66		●	●	●	●				●			●	●			●	●												
69		●	●	●	●				●			●	●			●	●												
72	●	●	●	●	●				●			●	●																

4.5 ヘリカルコイル成形の実施結果

図 4.4.9 にヘリカルコイルの固定状況を示す。導体の層間および列間には FRP のスペーサが用いられている。また図 4.4.10 に完成したヘリカルコイルを示す。全長 36 km の導体の成形を完了するまで、昼夜作業で約 1 年半を要し、平成 8 年 5 月に完成した。図 4.4.11 はヘリカルコイルと真空容器を一体化させて電磁力支持構造物の上に載せているところの写真である。この後断熱真空容器をかぶせ、周辺のプラズマ加熱装置などを取り付けたのち、大形ヘリカル装置として完成した。完成後の装置の写真を図 4.4.12⁸⁾に示す。また H10.3.31 に点火したファーストプラズマの写真を図 4.4.13 に示す（核融合科学研ホームページより転載）。

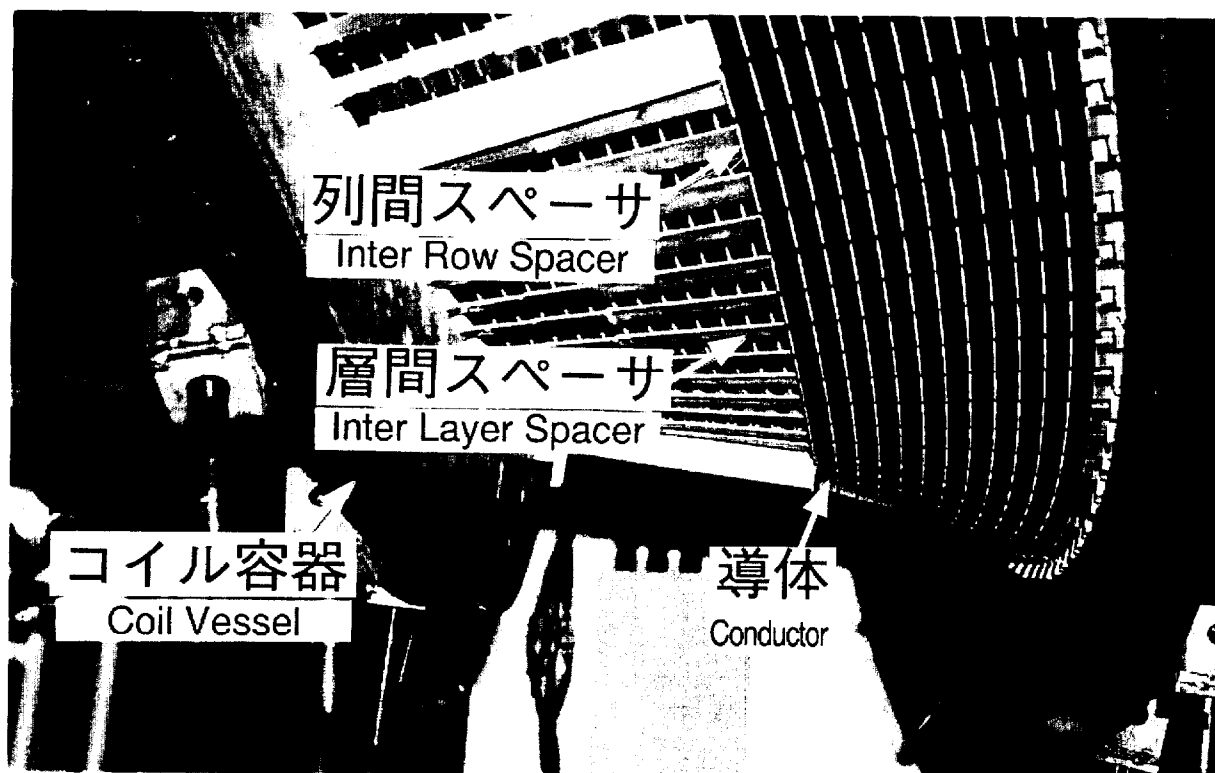


図4. 4. 9 ヘリカルコイルの固定状況

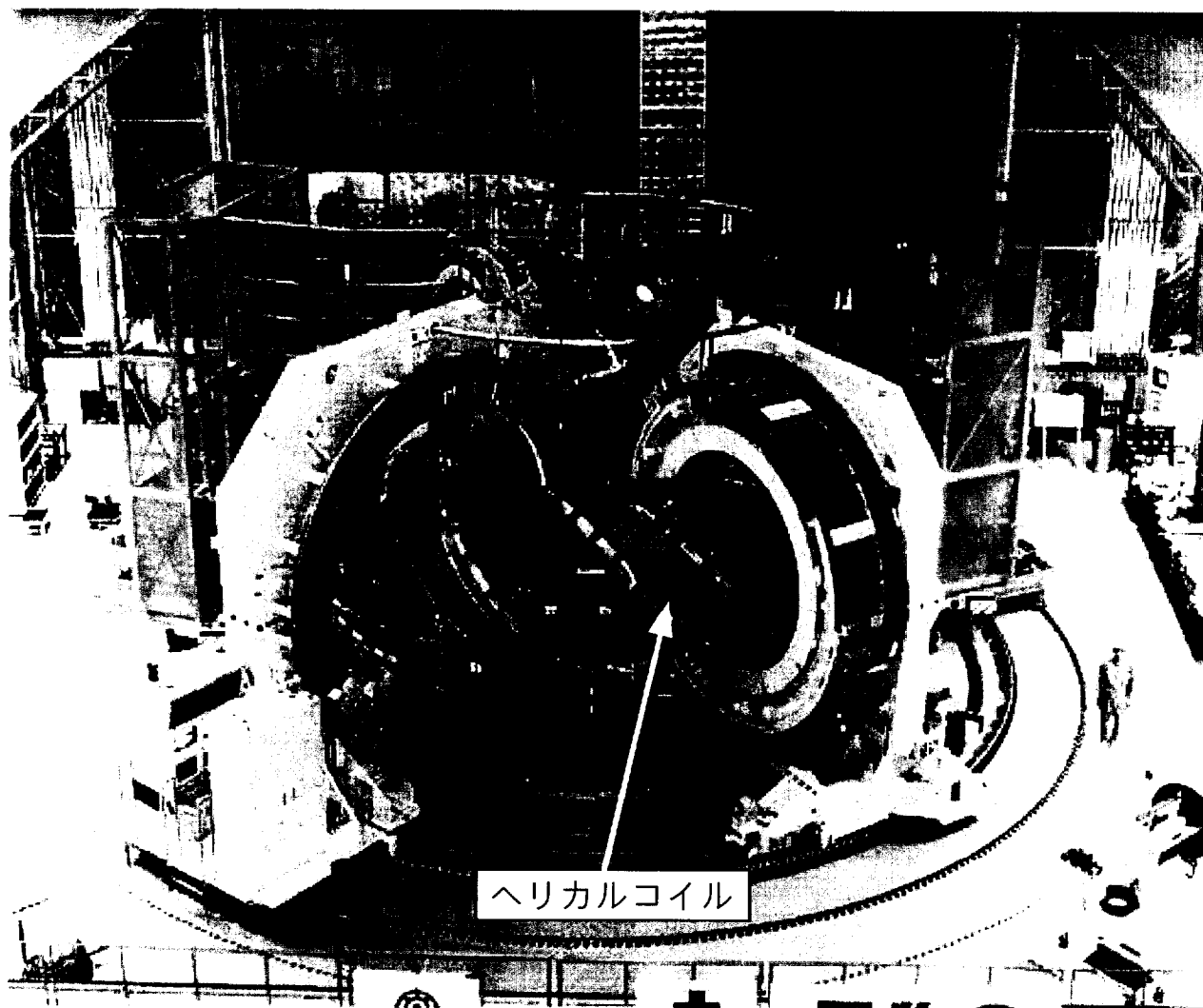


図4.4.10 完成したヘリカルコイル

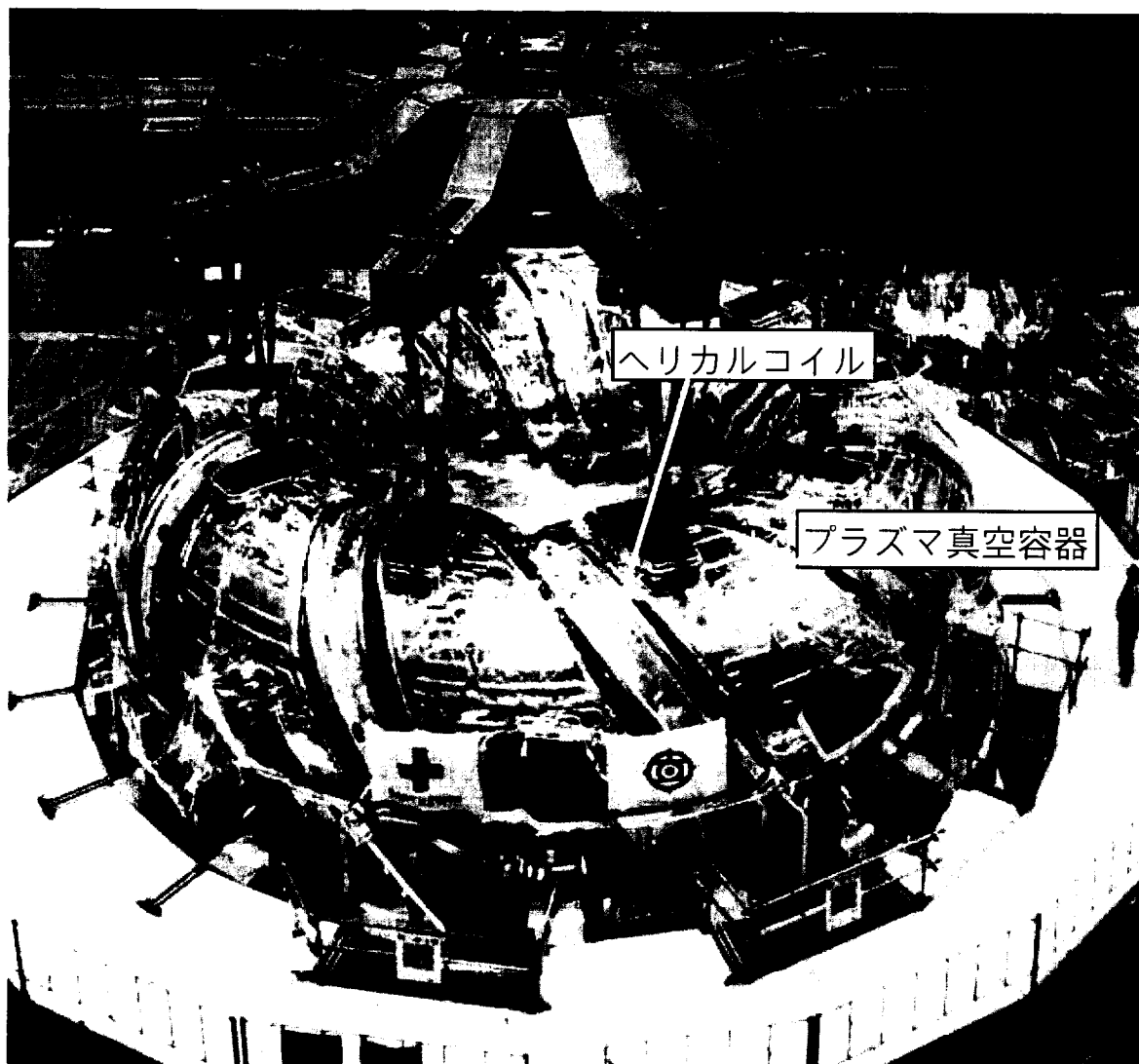


図4. 4. 11 ヘリカルコイルとプラズマ
 真空容器の組込状況

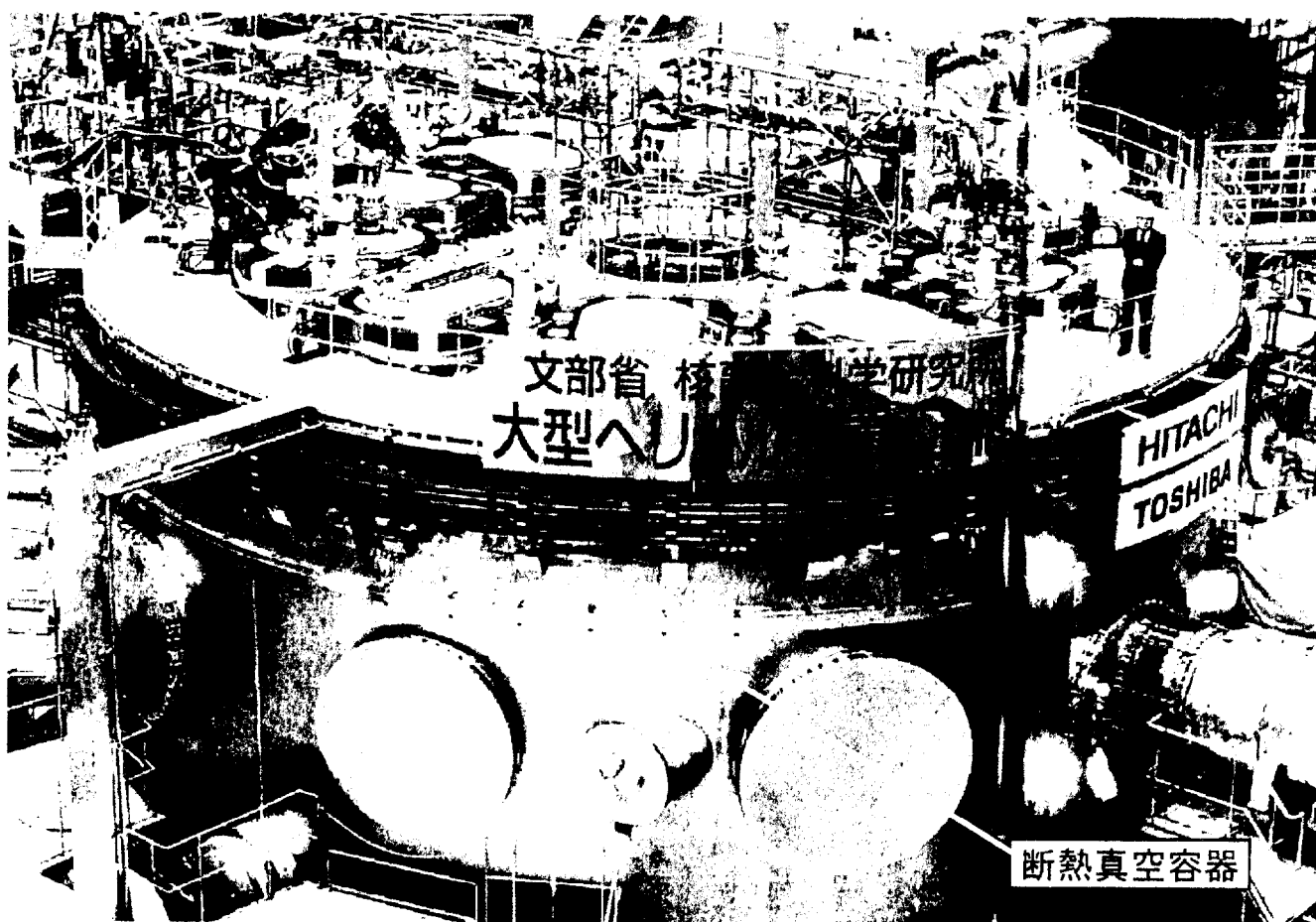


図4.4.12 完成した大型ヘリカル装置⁸⁾



図4. 4. 13 ファーストプラズマの点火状況¹⁰⁶⁾

4.6 まとめ

長尺の導体を曲げと振りの複合した形状に連続的に成形し、これをらせん状のコイル容器に巻き取ることによりヘリカルコイルを製作する装置を開発した。装置の特徴およびこれを用いてヘリカルコイルを成形する際の成形条件について検討した結果を以下に示す。

(1) 長尺の導体を一旦導体供給装置のポビンに巻き取り、これを繰り出しながら成形ヘッドで曲げ・振り形状を付与した後、導体をコイル容器に巻き付けるヘリカルコイルの成形方式を考案した。

(2) 成形後の導体に不整変形を生じさせないように、成形ヘッドの位置及び姿勢を制御するようにした。姿勢軸の設定値は、導体を持ち上げた場合の有限要素解析を行い、導体の接線の方向の変化量から決定した。

(3) また、導体を連続的に成形する場合の成形ヘッド出口の形状とコイル表面での形状との差を求め、この変化量を考慮して成形条件を作成した。

(4) 成形形状の目標値からのずれに対して、以降の列で成形条件の修正を行うことにより、設計形状からの誤差の絶対値の平均を、目標である最大形状の15%以内とした。

(5) 上記検討をもとに、核融合装置用ヘリカルコイル成形装置を製作した。なお、本装置は文部省核融合科学研究所大形ヘリカル装置用ヘリカルコイルの成形に使用され、十分な成形精度であることが確認された。

5. 結 論

本論文では、核融合装置ヘリカルコイル用の高精度な曲げ・振り成形ヘッドの製作およびヘリカルコイル成形装置の開発を目的とした。

まず長方形断面棒の非対称曲げおよび振りの複合荷重下の変形特性を予測する理論を開発した。次に、長尺の導体を上記成形ヘッドにより連続的に曲げ・振り成形しながら巻取り、ヘリカルコイルに成形する線巻き方式を考案し、上述の理論による解析結果を基礎として実際に成形作業を行いつつその成形精度を測定し、次の成形条件の修正にフィードバックする精度の高い成形技術を開発した。そしてこれらの技術を総合してヘリカルコイル成形装置を開発し、実際にこの成形装置により文部省核融合科学研究所大形ヘリカル装置を製作して、本研究で開発した成形装置および成形技術が有効なものであることを実証した。以下に各章で得られた結論を要約して述べる。

第1章「緒論」では、核融合装置用ヘリカルコイル成形装置を開発するための、本研究の背景と必要性、その目的、及び本論文の構成と概要を述べた。

第2章「長方形断面棒の非対称曲げ・振り複合加工における変形特性の検討」

ヘリカルコイルの成形においては成形上の制約が大きいにもかかわらず、高い成形精度が要求されるため、特にスプリングバック量の予測及び、成形後の伸びの把握を目的として、以下の解析による変形特性の検討を行った。

まず三次元有限要素解析を試み、正方形断面棒及び円形断面棒を振った場合の軸方向のひずみに及ぼすバウシング効果及び加工効果の影響について検討した。その結果、バウシング効果が大きいほど長手方向の縮み量が大きくなることなどを明らかにした。以上の解析の結果、振り加工による長手方向の縮み量は今回適用予定の成形条件下においては十分に小さく、問題にならないことが分かった。

次に三次元弾塑性有限要素解析により正方形断面棒の曲げ・振り複合加工の解析を試み、成形荷重に及ぼす種々の負荷経路の影響及びスプリングバック量について明らかにした。

また、長方形断面棒の非対称曲げと振りの複合加工の上界解析を行い、曲げモーメントと振りモーメントの相互作用曲線を求めるとともに、非対称曲げに伴い生じる横倒れ現象（曲げ面外の変形）について明らかにした。この結果をもとにスプリングバック後の形状を算出可能とした。

また汎用性のある近似理論の基礎式を提案し、有限要素解析および上界法による解析結果と比較した。その結果、成形荷重および非対称曲げと振りが複合した場合に生じる横倒れについてもほぼ一致することを確認した。また、この理論により任意の負荷経路に対する変形特性の予測が可能であることを数ケースの計算例により示した。

さらに実際の成形方式における高精度の変形予測を目的として、改めて弾性変形まで考慮した初等解析法を提示した。次章で行う実験の結果によりこの式を補正し、高精度な半実験的予測法を求める基礎とした。

以上の結果から、ヘリカルコイル成形時に必要とされる長方形断面棒の非対称曲げと振りの複合加工における基本的な変形挙動を明らかにするとともに、3章で開発する成形ヘッドの仕様決定の基礎とした。

第3章「超伝導導体の曲げ・振り複合成形ヘッドの開発および成形条件の検討」

ヘリカルコイルの成形においては、導体に曲げ・振り形状を付与する成形ヘッドをヘリカルコイル容器の上に常に位置するように動かす必要があり、さらに成形ヘッドは極めてコンパクトにする必要がある。そこで、本章では3ロール曲げ方式を採用するとともに、ロールを回転させることにより、同時に振り加工が可能な方式を考案した。これをもとに、3軸の制御により大形断面（18×12.5mm）の超電導導体を非対称の曲げと振りが複合した形状に連続的に成形できる成形ヘッドを開発した。本成形方式による実験の結果、振り角がロール間で均一に振られるとした場合の計算結果より実験結果の方が大きくなった。これは、入口ロールと中央ロールは平行であり、出口ロールのみが回転するため、導体は均一に振られず、出口ロール側で大きく振られるためであることを明らかにした。

また、弾性変形を含む簡易予測式を導入し、成形後の形状から理論的に導出する「近似理論設定値」を用いて整理し、近似精度の向上を図った。まず設計形状を包含する合計126条件について実験を行い、実験結果により予測式を補正し、重回帰分析により実験式を得た。この実験式を用いることにより、任意の面内・面外曲げ及び振りの複合した形状に対応する3軸の設定値を算出できるようにした。

本成形ヘッドにより、超電導導体をヘリカル形状に成形し、設計形状からの誤差の絶対値の平均を、目標である最大形状の10%以内とした。

第4章「核融合装置用ヘリカルコイル成形装置の開発」

曲げ・振り加工終了後、導体はトーラス面に密着した姿勢で着地することが必要で、また成形ヘッドを空間的に離れた位置に置き、着地した状態で正規の形になるように予測して成形することが必要である。そこで以上の条件を満たしつつ、長尺の導体を曲げと振りの複合した形状に連続的に成形し、これをらせん状のコイル容器に巻き取ることによりヘリカルコイルを製作する装置を開発した。まず、長尺の導体を一旦導体供給装置のボビンに巻き取り、これを繰り出しながら成形ヘッドで曲げ・振り形状を付与した後、導体をコイル容器に巻き付ける。この際、成形後の導体に不整変形を生じさせないように、成形ヘッドの位置及び姿勢を制御するようにした。姿勢軸の設定値は、導体を持ち上げた場合の有限要素解析を行い、導体の接線の変化量から決定した。また、導体を連続的に成形する場合の成形ヘッド出口の形状とコイル表面での形状との差を求め、この変化量を考慮して成形条件を

作成した。上記検討をもとに、核融合装置用ヘリカルコイル成形装置を製作した。なお、本装置は文部省核融合科学研究所大形ヘリカル装置用ヘリカルコイルの成形に使用され、十分な成形精度であることが確認された。

第 5 章「結論」では、本研究で得られた成果を総括した。

参考文献

- 1) 宮本健郎：エネルギー工学入門，(1996)，倍風館.
- 2) 近藤郁郎：核融合エネルギーのはなし，(1996) 日刊工業新聞社.
- 3) 山本賢造：核融合の40年，(1997)，E R C出版.
- 4) 入江克：新しい核融合への道，(1988)，丸善.
- 5) (社) プラズマ・核融合学会：プラズマ・核融合学会誌 第74巻増刊，(1998)，68-72.
- 6) 池上英雄他編：核融合研究/2，(1995) 名古屋大学出版会.
- 7) 吉川庄一：核融合研究の展望，(1997) 核融合科学研究会.
- 8) 本島修・井上徳之監修：Newton, 2 (1999) 92-99.
- 9) Imagawa, S., et.al.: IEEE Tran. on Magnetics, 32-4 (1996), 2248-2251.
- 10) 益田森治監修：薄板の曲げ加工，(1962)，誠文堂新光社.
- 11) 戸澤康壽：千葉大学工学部報告，14-26 (1963)，1.
- 12) 日本塑性加工学会：日本の塑性加工Ⅱ，(1986)，669-674.
- 13) 牧野内昭武：塑性と加工，31-354 (1990)，870-874.
- 14) Oh, S. I. : Int. J. Mech. Sci., 22(1980)，583-594.
- 15) 遠藤順一・室田忠雄：塑性と加工，18-202 (1977)，383-390.
- 16) 室田忠雄・遠藤順一：同上，23-255 (1982)，392-398.
- 17) 遠藤順一・室田忠雄：同上，23-258 (1982)，399-404.
- 18) 遠藤順一・室田忠雄：同上，27-300 (1986)，411-417.
- 19) 遠藤順一・室田忠雄：同上，27-300 (1986)，418-420.
- 20) 遠藤順一・西村尚・真鍋健一：同上，19-212 (1978)，96-103.
- 21) 村田眞・山本理・鈴木秀雄：同上，35-398 (1994)，262-267.
- 22) 村田眞：同上，37-424 (1996)，515-520.
- 23) 村田眞：同上，38-435 (1997)，337-341.
- 24) 橘川元彦：特公平 2-56164.
- 25) Johnson, W. & Mellor, P. B. 著・清田堅吉・山田嘉昭・葉山益二郎訳：塑性加工学 1，(1965)，129，倍風館.
- 26) Poynting, J. H.: Proc. R. Soc., 82(1909)，546.
- 27) 上田太郎：金属の研究，9-10(1932)，417.
- 28) Swift, H. W. : Engineering, 163-4(1947)，253.
- 29) 浅川広一・高橋清三・和田良彦：塑性と加工，29-328(1986)，456.
- 30) Dwivedi, J. P., et. al. : Int. J. Mech. Sci., 32-10(1990)，863.
- 31) Handelman, G. H. : Quart. J. Appl. Math., 4(1944)，351-353.
- 32) Hill, R., Siebel, M. P. L. : J. Mech. Phys. Solids, 1-3 (1953)，207-214.
- 33) Steele, M. C. : J. Mech. Phys. Solids, 3-2(1954)，156-166.
- 34) Gaydon, F. A., Nuttall, H. : J. Mech. Phys. Solids, 6(1957)，17-26.

- 35) Sankaranarayanan, R. & Hodge, P. G. : J. Mech. Phys. Solids, 7-1(1958) , 22-36.
- 36) Imegwu, E. O. : J. Mech. Phys. Solids, 10(1962) , 277-282.
- 37) Miller, P. M., Malvern, L. E. : J. Appl. Mech., 34-4 (1967) 1005-1010.
- 38) Shindo, A., Seguchi, Y. : Bulletin JSME, 21-151(1978) 30-36.
- 39) Shen, W. Q. : Int. J. Mech. Sci., 37-3(1995) , 239-247.
- 40) Hill, R. 著・鷺津他訳：塑性学, (1954) .
- 41) Nagtegaal, J. C., Parks, D. M. & Rice, J. R. : Comput. Methods Appl. Mech. Eng., (1974) 153-177.
- 42) Yanagi, N. et. al., : Fusion , Eng, Des., Vol41 p. 241-246 (1998)
- 43) 守時 一：機論, 38-314 (1972) , 2514.
- 44) 川田勝己・戸澤康壽・小山秀夫：塑性と加工, 25-286 (1984) , 1014.
- 45) 永井康友：同上, 23-252 (1982) , 23.
- 46) 黄 祐民・滝沢 堅・牧野内昭武：40 回塑加連講論, (1989) , 275.
- 47) 渡辺憲一・宮原征行・岩谷二郎・豊島史郎：平 1 春塑加講論, (1989) , 457.
- 48) 牧野内昭武・小川秀夫：塑性と加工, 30-340 (1989) , 625.
- 49) 小川秀夫・劉 勝棟・牧野内昭武：昭 63 春塑加講論, (1988) , 493.
- 50) Cao, H. -L. & Teodosiu, C. : Proceedings 2nd International Conference on Computational Plasticity, (1989), 959.
- 51) Herrman, M., Keck, P., Wilhelm, M&Lange, K. : *ibid.*, (1989), 835.
- 52) 合田督夫・栗山慎鋒：39 回塑加連講論, (1988) , 9.
- 53) 永井康友・岡崎正寿・牧野内昭武：昭 63 春塑加講論, (1988) , 41.
- 54) 牧野内昭武・吉田 茂・小川秀夫：塑性と加工, 29-330 (1988) , 755
- 55) 牧野内昭武・白滝之博：39 回塑加連講論, (1988) , 165.
- 56) 牧野内昭武・白滝之博・鈴木伸幸：平 1 春塑加講論, (1989) , 17.
- 57) 馬場秋次郎・戸澤康壽：機誌, 67-542 (1964) , 413.
- 58) 美坂佳助・益居 健：塑性と加工, 17-191 (1976) , 988.
- 59) 比良隆明・飯塚栄治・加藤俊之：平 6 春塑加講論, (1994) , 683.
- 60) 守時 一：機械学会論文集, 40-330 (1974) , 336
- 61) 守時 一：機械学会論文集, 40-330 (1974) , 354
- 62) 桑原利彦・関 則夫・高橋 進：塑性と加工, 38-437 (1997) , 568.
- 63) 曾田長一郎・小西摂子：塑性と加工, 3-18 (1962) , 474. ,
- 64) Yang, M., & Shima, S. : *Int. J. Mech. Sci.*, 30-12(1988), 877.
- 65) Hua, M., Baines, K. & Sansome, D. H. : Advanced Technology of Plasticity, 3 (1990), 1561
- 66) 小坂田宏造・白石光信・須堯正二：43 回塑加連講論, (1992) , 395.
- 67) 中川鶴太郎, 神戸博太郎共著：レオロジー初版, (1959) , みすず書房.
- 68) M. ライナー著, 山田嘉昭訳：レオロジーの基礎理論, コロナ社.
- 69) T. Senba, et. al. : 18th SOFT, (1994).

- 70) Chou ,I-N., Hung ,C. : *Int. J. Mach. Tools. Manuf.*, Vol. 39, No. 3 p. 517-536(1999).
- 71) Al-Qureshi, H. A. : *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, Vol. 39, No.1 p. 87-104 (1999)
- 72) J. A. Bailey, S. L. Haas, K. C. Nawab. : *J. Basi. Eng.*, March. (1972), p231-237.
- 73) Swift, H. W., *Engineering.*, Apr. 1947, p. 253.
- 74) Robbins, J. L., Wagener, H., Shepard. : *J. Materials*, Vol. 2, No. 2, (1967), p271.
- 75) Robbins, J. L., Shepard, O. C., &Sherby, O. D., *Transactions ASM*, Vol. 60, No. 2(1967)
- 76) Bailey, J. A., &Haas, S. L., : A Hot Workability Test , *Materials Research and Standards.*
- 77) 浅川広一・高橋清造 : 機誌 49-447, (1983) .
- 78) 山田嘉昭・中桐 滋・高塚公朗 : 生産研究 21-11, (1969) .
- 79) 核融合会議開発戦略検討分科会 : 第 134 回原子力委員会核融合会議, 資料第 134-5, (2000) .
- 80) 核融合会議開発戦略検討分科会 : 第 138 回原子力委員会核融合会議, 資料第 138-2, (2000) .
- 81) 総合エネルギー統計 (1998) .
- 82) 原子力白書 (1998) .
- 83) 今川信作他 11 名 : 低温工学・超伝導学会, (1995 秋) .
- 84) S. Imagawa, et. al., : 19th Symposium on Fusion Technology, 16-20(1996).
- 85) 和田 仁 : 金属誌, 22-8, (1983) .
- 86) A. Iiyoshi, et. al., : *Fusion Technology*, Vol. 17 Jan. (1999).
- 87) 竹尾正勝 : 核融合研究, 62-2, (1989) .
- 88) 山本純也 : 低温工学, 26-6, (1991) .
- 89) O. Motojima, et. al., ; International Atomic Energy Agency, (1997), Vienna.
- 90) 大松一也・永田正之他 : 住友電気, 138, (1991) p. 132-139. .
- 91) 藤岡 勉他 : 東芝レビュー, 146-5, (1991) p. 385-389.
- 92) 山本純也 : 日本機械学会誌, 94-866, (1991) p. 30-34.
- 92) 和田 仁 : 金属誌, 22-8, p. 712-722(1983).
- 93) 井上 廉 : 日本の科学と技術, 日本科学技術振興財団・科学技術館, 23 (1982), 81.
- 94) L. A. Testardi : *Phys. Rev.*, B3(1971), 95.
- 95) 文部省エネルギー特別研究 (核融合) 超伝導マグネット総括班, 昭和 56 年度研究会報告書.
- 96) 大井征雄他 : 日立評論, Vol. 81, No. 2, p. 25-30, (1999).
- 97) 本島修他 : 日立評論, Vol. 81, No. 2, p. 31-36, (1999) .
- 98) Nomura, S., et. al. : *IEEE Trans. on Appl. Superconductivity*, Vol. 10, No. 1,

- (2000), p820-823.
- 99) Nomura, S., et. al.: *IEEE Trans. on Appl. Superconductivity*, Vol.10, No.1, (2000), p792-795.
- 100) 柳長門：プラズマ・核融合学会誌, 72-8, (1996) , p.1329-1333.
- 101) 嘉数修：S E I テクニカルレビュー, 141 , (1992) , p.34-40.
- 102) Imagawa, S., et. al.: *NIFS-PROC*, 28, (1996), p112-115.
- 103) 文部科学省核融合科学研究所：パンフレット (1996) .
- 104) MSC 社：MARC ユーザーマニュアル (A編)
- 105) 日本機学会：機械工学便覧
- 106) 文部科学省核融合科学研究所：ホームページ, URL//www.NIFS.ac.jp/

謝 辞

本研究は、筆者が所属する（株）日立製作所生産技術研究所において、平成元年に設立された文部科学省核融合科学研究所の主要設備である大型ヘリカル装置用のヘリカルコイルの成形技術の開発を目的として、当社日立工場（現（原子力事業部））の依頼研究として昭和63年より平成8年まで行ったものをまとめたものです。研究期間中は、核融合科学研究所の諸先生を始め、日立工場、生産技術研究所の多くの方々のご協力とご支援を賜りました。

本研究をまとめるに当たっては、終始ご懇切なご指導およびご鞭撻を賜りました東京工業大学工学部教授 加藤 和典博士に心より謝意を表します。また、ご多忙中にもかかわらず詳細にわたり有益かつご懇切なご教示、ご助言を賜りました本学工学部教授 舟橋宏明博士、教授 山路 昭彦博士、教授 戸倉 和博士、教授 帯川 利之博士、助教授 大竹 尚登博士ならびに助教授 高橋 秀智博士に対し、厚く御礼申し上げます。また塑性加工の研究に従事した当初から終始暖いご指導を賜りました東京工業大学名誉教授 室田忠雄博士、神奈川工科大学教授 遠藤 順一博士に深く感謝申し上げます。

本研究の推進に当たって、核融合装置としての性能に関する情報をご提供戴くとともに有益な御議論およびご助言を賜り、研究成果の発表を快くお許し戴いた、核融合科学研究所教授 本島 修博士、助教授 今川 信作 博士、助教授 柳 長門博士他諸先生に深く感謝申し上げます。また、研究依頼元として長期にわたり研究の機会をお与え戴くとともに粘り強く製品化を推進戴いた原子力事業部 鈴木 昌平本部長付、浅野 克彦核融合加速器センタ長、日立事業所 渡辺 忍主任技師、電機システム事業部 山際 威主任技師を始め諸先輩、諸兄、核融合加速器推進部および中部支社の関係各位に深く感謝申し上げます。また、入社以来継続してご指導ご鞭撻戴きました、長岡技術科学大学名誉教授 小林 勝博士、モノづくり技術事業部主管技師長 村上 碩哉博士に深く感謝申し上げます。長期にわたる研究のなかで暖かくご指導戴いた技術研修所主管 上田 雅信博士、生産技術研究所主管研究員 上野 恵尉博士、同研究所ソリューションセンタ長 中村 敬一博士、また共に研究を推進して戴きました舘村 誠研究員に深く感謝申し上げます。

さらに、本論文をまとめる機会を与えて戴いた、（株）日立製作所生産技術研究所所長 中川 泰夫博士、同研究所副所長 高橋道郎博士をはじめとする歴代幹部の方々、同研究所生産システム第2部 田中 勉部長および旧加工技術センタの歴代センタ長に深く感謝申し上げます。また本研究の推進にあたり多大なご協力を賜りました同部・センタの皆様