

JAERI-M
90-038

超電導コイルの機械的擾乱一応力分布の
検討

1990年3月

杉本 誠

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1990

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 日立高速印刷株式会社

超電導コイルの機械的擾乱 - 応力分布の検討

日本原子力研究所那珂研究所核融合研究部

杉本 誠

(1990年2月2日受理)

小型の Nb_3Sn コイルをモデル化し、有限要素法を用いて応力解析をすることにより、超電導コイルに発生する機械的擾乱による不安定性について考察を行った。

まず二つのモデルについて解析を行い、応力分布とコイルの安定性について考察した。巻棒、線材及び含浸材（エポキシ樹脂）はその線膨張係数の違いにより冷却時に応力を受ける。特に線材と巻棒が接する領域ではこれが著しく大きくなっている。このような巻棒と線材との相互作用がコイルの安定性に及ぼす影響は大きい。また、この相互作用を如何に抑えるかが安定なコイル作製の鍵となる。本論文で解析を行った、巻棒円筒部を除去したモデルはこの点で良好な応力状態を示した。

巻棒の材質を変化させ解析を行った。これによってコイルの応力分布に対する影響を考察した。巻棒をエポキシ樹脂で作製した場合、最も応力的に安定であった。

熱収縮時に発生する応力は励磁時のそれより大きい。励磁時の応力は線材に働く周方向応力以外は殆ど零と言ってよい。クエンチ原因となり得るほどの大きな応力はコイルの各構成部材には働いていない。

しかし、線材と含浸材の界面に内部欠陥を想定することにより、この事情は一変する。そこで内部欠陥を有するモデルによりクエンチ機構について章を改めて考察を行った。前述したとおりコイル予冷時には、特に巻棒と線材の界面には大きな応力が発生する。このため、この領域のエポキシ樹脂には割れが発生し、これが内部欠陥となる。コイル励磁時にはこの内部欠陥の近傍では応力集中を引き起こし、さらに内部欠陥を拡大する方向へ負荷が加わる。内部欠陥の近傍は局所的に高い応力状態となっている。ある応力状態でこの内部欠陥は拡大するが、このときに発熱を起こす。この発熱がクエンチのトリガーとなっている。

巻棒と線材の相互作用を低減する方法として、製作の簡便さを考慮すると分離材の使用が挙げられる。分離材として薄いテフロンシートを巻棒と超電導線の間巻き込んだり、巻棒へのテフロンコーティング等が使用可能であろう。このことにより巻棒との相互作用を低減し、安定なコイルが製作可能となる。

Mechanical Disturbances in Superconducting Magnets - Stress Analysis

Makoto SUGIMOTO

Department of Thermonuclear Fusion Research
Naka Fusion Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Naka-machi, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received February 2, 1990)

The stress distribution in a small epoxy-impregnated Nb₃Sn coil was calculated by the finite element method. Mechanical disturbances due to the electromagnetic force in the magnet are discussed. The coil stability in relation with the stress distribution is also discussed by using the experimental results. During cool down of a magnet, stresses are induced due to the differences in the thermal expansion coefficients among magnet structural elements: a bore element, the superconductor, and the impregnator element.

The stresses induced at the boundary between the bore element and the superconductor might be very large. To evaluate such stresses, a calculation model was investigated. It was found that the model, which removed the internal bore element in the model magnet, gave a reasonable condition to estimate the stress.

A quench mechanism due to mechanical disturbances in superconducting magnets is discussed. According to this mechanism, an internal slit was assumed as the reason for the mechanical disturbance. The internal slit is generated at the boundary between the superconductor and the bore element by the thermally induced stress. When charging a magnet, the induced electromagnetic force results in a stress concentration at the slit, and hence to an enlargement of it. During the enlargement of the internal slit, heat is generated at the top of it. Such heat generation from a mechanical disturbance can induce a quench.

Through these investigations, the following coil manufacturing method

can be proposed to reduce such stresses: the magnet should be manufactured to separate the bore element from the superconductor and this separation technique can reduce the boundary stress during cool-down. Actually, a thin teflon film at the boundary between the superconductor and the bore element can be used as a separator. Another separation technique is a teflon coating on the internal bore element. The separation technique should result in a stable epoxy-impregnated superconducting magnet.

Keywords : Superconducting Magnets, Nb_3Sn , Pool Cooling, Stress Analysis, Quench, Mechanical Disturbance, Epoxy-impregnation

目 次

1. 序論	1
2. 有限要素解析	2
3. 結果	3
3.1 熱収縮による応力分布	3
3.2 ローレンツ力による応力分布	7
4. 考察	10
4.1 SSボビンモデルとボビンレス・モデルからの考察	10
4.2 SCボビンモデル, エポキシ・ボビンモデル, FRPボビンモデルからの考察	12
5. コイル内部欠陥による応力集中	13
5.1 解析	13
5.2 結果	13
5.3 考察	14
6. 結論	16
謝 辞	17
参考文献	17

Contents

1. Introduction	1
2. Stress analysis by the finite element method	2
3. Results	3
3.1 Stress distribution by the thermal expansion	3
3.2 Stress distribution by the wlvctromagnetic force	7
4. Discussion	10
4.1 The stainless steel model and the model without a bore	10
4.2 The superconductor bobbin model, the epoxy bobbin model, and the FRP bobbin model	12
5. Stress concentration by the internal slit	13
5.1 Analysis	13
5.2 Results	13
5.3 Discussion	14
6. Conclusions	16
Acknowledgments	17
References	17

1. 序 論

比較的小型の巻線部を樹脂で固定した含浸型超電導マグネットは核磁気共鳴を利用した映像装置 (MRI) 用や、高磁界物性研究用に広く用いられている。含浸型マグネットはしばしば特有のトレーニング現象を起こす。このことがこの種のマグネットの信頼性を著しく低下させている。その主たる原因のひとつとして機械的擾乱が挙げられている[1]-[7]。機械的擾乱はその機構が十分知られていない。そのためマグネット製作上、常に困難がつきまわっている。機械的擾乱による常伝導転移 (クエンチ) を抑制するためには、クエンチの発生機構やクエンチ時のマグネットの挙動、最小クエンチエネルギーの評価等を把握する必要がある。

超電導コイルは極低温、強磁場下で運転されるため熱収縮やローレンツ力により負荷を受ける。小型含浸型コイルは大きく分けて、超電導線材、含浸材、巻枠から構成されている。ワイヤー・ムーブメントを避けるため、線材は含浸材により巻枠に固定されている。含浸材としてエポキシ樹脂が広く用いられている。また巻枠は通常ステンレス鋼にて製作されている。コイルは極低温で運転されるため、構成材の熱収縮率の違いにより応力を生ずる。さらにこの状態から励磁が行われる。線材を流れる電流と外部磁場によってローレンツ力を生じ、コイルは応力を受ける。

超電導コイルの機械的擾乱には摩擦や含浸材の割れなどが挙げられている。コイルの受ける応力が仮にそれほど大きくなければ、構成材の界面での摩擦や、構成材の塑性エネルギーの解放による発熱は非常に小さいと考えられる。また応力解析の結果を実験と比較することにより機械的擾乱の発生機構を考察する一助になる。これらの点で応力解析は機械的擾乱によるクエンチ問題を考える上で必須のものであると言える。また Nb_3Sn 導体はひずみ効果を示し、ある値のひずみ (応力) を受けるとその特性が劣化する。この点でも応力解析は必要なものと言える。

Wind and React 法 Nb_3Sn コイルの励磁実験を二つのモデルについて行ったところ、これらのモデルのクエンチ特性が大きく異なることが報告されている[8][9]。本論文ではこの点をふまえ、まずはじめに二つのモデルについて応力解析を行いクエンチ特性との関連について考察を行った。さらに3つのモデルについて解析を行い、実機への応用について考察を行った。また第5章において内部欠陥を有するモデルについて解析を行い、クエンチの発生機構について考察した。

2. 有限要素解析

有限要素法により軸対称弾性解析を行った。超電導マグネットが受ける負荷として、熱収縮によるものとローレンツ力によるものが考えられる。今回の解析では浸漬冷却（常圧）での運転を想定し、300 K から 4.2 K までの冷却による応力解析を行った。この状態からマグネットは励磁される。実験では NbTi 製のバックアップ・コイル中（中心磁場 7.5 T）で励磁を行った。[8] [9]

軸対称弾性問題の基礎式は次の通り。

$$[q] = [K][a] + [F]$$

$$[K] = \int_V [B]^T [D] [B] dV$$

$$[F] = - \int_V [N]^T [b] dV - \int_V [B]^T [D] [\epsilon_0] dV \\ - \int_V [B]^T [\sigma_0] dV$$

$[q]$; 等価節点力, $[a]$; 節点変位, $[b]$; 体積力

$[\epsilon_0]$; 初期ひずみ, $[\sigma_0]$; 初期応力

熱収縮によるひずみは次式で与えられる。

$$[\epsilon_0] = [\alpha \theta \quad \alpha \theta \quad \alpha \theta]^T$$

α ; 線膨張係数

θ ; 温度差

線材が受ける体積力は次式で与えられる。

$$[b] = [i \times B]$$

i ; 電流密度

B ; 磁場

解析は熱収縮によるものと、ローレンツ力によるものをそれぞれ独立に行った。要素は 8 節点アイソパラメトリック要素を用いた。

モデルのメッシュ分割図を Fig.1 および Fig.2 に示す。これらのモデルはステンレス鋼、エポキシ樹脂、超電導線材から構成されている。用いた物性値を Table 1 に示す。Fig.1 は巻棒付きのコイルを、Fig.2 は内側円筒部を除去したコイルをモデル化したものである。以下 Fig.1 に示すモデルをステンレス鋼 (SS) ボビンモデル、Fig.2 に示すモデルを巻棒円筒部除去 (ボビンレス) ・モデルと呼ぶ。この二つのモデルは実験と対応したモデルである。

さらに Fig.1 中の巻棒部の応力分布に及ぼす影響を調べる意味で、この部分の物性値を変化

させ解析を行った。エポキシ樹脂部及び超電導線材部の物性はSSボビンモデルと変わっていない。巻棒部の物性をTable 2に示す三つの場合を選び、解析を行った。これらの物性値は各々超電導線、エポキシ樹脂及びFRPを想定している。ここではこれらの材質で巻棒が製作可能かどうかは検討していない。以下各々SCボビンモデル、エポキシ・ボビンモデル、FRPボビンモデルと呼ぶ。

3. 結 果

3.1 熱収縮による応力分布

3.1.1 ステンレス鋼製(SS)ボビンモデル

SSボビンモデルの変位図をFig.3に示す。Fig.3から分かるように、コイルは収縮し大きな変形を起こす。線膨張率は、エポキシ樹脂、ステンレス鋼、超電導線の順に大きい。(Table 1参照の事。)したがって内側の巻棒部分はエポキシの収縮を拘束することになる。このためコイル内層よりも外層部の方が変形が大きくなっている。

SSボビンモデルの周方向応力分布をFig.4に示す。Fig.4では巻棒、エポキシ樹脂、線材の接する領域についての周方向応力値を示した。(以下の図ではこの部分における各種の値を示す。)周方向応力は巻棒角部で応力集中がみられ、その値は -300 MPa である。Fig.4には示していないが、線材に働く周方向応力は -60 から -170 MPa の分布を持つ。エポキシ樹脂部分に働く周方向応力は 100 から 200 MPa で分布している。エポキシ樹脂と巻棒の境界では周方向応力は不連続となる。

SSボビンモデルのせん断応力分布をFig.5に示す。せん断応力もやはり巻棒とエポキシの角部でピーク値を持つ(300 MPa)。ここで注意したいのはせん断応力はエポキシ樹脂と巻棒の界面で連続であり、またヤング率の大小から実際の界面での、せん断応力の値は線材に近い値(300 MPa)になる。このためこの界面では剥離が起こりやすい状況となる。

SSボビンモデルのひずみエネルギー密度分布をFig.6に示す。ひずみエネルギー密度は巻棒とエポキシ部の界面で最大値を持つ(3 MJ/m^3)。また線材間のエポキシ樹脂部で極大値を持つ(1 MJ/m^3 以下)。このことからコイル冷却時に発生する応力には2つの原因があるものと思われる。それらは巻棒とエポキシ樹脂の相互作用に起因するものと、線材とエポキシ樹脂の相互作用に起因するものである。ひずみエネルギー密度の分布から前者によるものの方が大きいことが分かる。

SSボビンモデル相当応力分布をFig.7に示す。相当応力もやはり巻棒とエポキシの界面でピーク値を持つ(800 MPa)。これらにより巻棒の角部は実際には塑性域となっているものと思われる。当然この部分にかかる負荷は大きい。このことから、前述した巻棒とエポキシ樹脂の相互作用に起因する応力が大きいことが分かる。またFig.7には示していないが線材にかかる相当応力は最外層の最下層から2番目の層(あるいはこの場所とZ方向の中央で線対称のところ)で最大値を持ち、その値は 130 MPa である。

させ解析を行った。エポキシ樹脂部及び超電導線材部の物性はSSボビンモデルと変わっていない。巻棒部の物性をTable 2に示す三つの場合を選び、解析を行った。これらの物性値は各々超電導線、エポキシ樹脂及びFRPを想定している。ここではこれらの材質で巻棒が製作可能かどうかは検討していない。以下各々SCボビンモデル、エポキシ・ボビンモデル、FRPボビンモデルと呼ぶ。

3. 結 果

3.1 熱収縮による応力分布

3.1.1 ステンレス鋼製(SS)ボビンモデル

SSボビンモデルの変位図をFig.3に示す。Fig.3から分かるように、コイルは収縮し大きな変形を起こす。線膨張率は、エポキシ樹脂、ステンレス鋼、超電導線の順に大きい。(Table 1参照の事。)したがって内側の巻棒部分はエポキシの収縮を拘束することになる。このためコイル内層よりも外層部の方が変形が大きくなっている。

SSボビンモデルの周方向応力分布をFig.4に示す。Fig.4では巻棒、エポキシ樹脂、線材の接する領域についての周方向応力値を示した。(以下の図ではこの部分における各種の値を示す。)周方向応力は巻棒角部で応力集中がみられ、その値は -300MPa である。Fig.4には示していないが、線材に働く周方向応力は -60 から -170MPa の分布を持つ。エポキシ樹脂部分に働く周方向応力は 100 から 200MPa で分布している。エポキシ樹脂と巻棒の境界では周方向応力は不連続となる。

SSボビンモデルのせん断応力分布をFig.5に示す。せん断応力もやはり巻棒とエポキシの角部でピーク値を持つ(300MPa)。ここで注意したいのはせん断応力はエポキシ樹脂と巻棒の界面で連続であり、またヤング率の大小から実際の界面での、せん断応力の値は線材に近い値(300MPa)になる。このためこの界面では剥離が起こりやすい状況となる。

SSボビンモデルのひずみエネルギー密度分布をFig.6に示す。ひずみエネルギー密度は巻棒とエポキシ部の界面で最大値を持つ($3\text{MJ}/\text{m}^3$)。また線材間のエポキシ樹脂部で極大値を持つ($1\text{MJ}/\text{m}^3$ 以下)。このことからコイル冷却時に発生する応力には2つの原因があるものと思われる。それらは巻棒とエポキシ樹脂の相互作用に起因するものと、線材とエポキシ樹脂の相互作用に起因するものである。ひずみエネルギー密度の分布から前者によるものの方が大きいことが分かる。

SSボビンモデル相当応力分布をFig.7に示す。相当応力もやはり巻棒とエポキシの界面でピーク値を持つ(800MPa)。これらにより巻棒の角部は実際には塑性域となっているものと思われる。当然この部分にかかる負荷は大きい。このことから、前述した巻棒とエポキシ樹脂の相互作用に起因する応力が大きいことが分かる。またFig.7には示していないが線材にかかる相当応力は最外層の最下層から2番目の層(あるいはこの場所とZ方向の中央で線対称のところ)で最大値を持ち、その値は 130MPa である。

3.1.2 巻棒円筒部除去モデル（以下ボビンレス・モデルと呼ぶ）

ボビンレス・モデルの変位図を Fig.8 に示す。SS ボビンモデルに較べ z 方向の変位量が大きい。これは巻棒円筒部による拘束がないためである。また内層のエポキシ樹脂部への拘束がないため、この部分の変位量は SS ボビンモデルに較べ小さい。

ボビンレス・モデルの周方向応力分布を Fig.9 に示す。周方向応力は SS ボビンモデルにみられるような応力集中がない。その値は -10 から 120 MPa 程度で、ほぼ平坦に分布している。Fig.9 には示していないが線材に働く周方向応力は 0 から 120 MPa 程度である。これは SS ボビンモデルに較べ 20 から 50% の減少である。もちろんこの原因は巻棒とエポキシ樹脂部の相互作用をなくしたためである。

ボビンレス・モデルのせん断応力分布を Fig.10 に示す。この場合もまた、SS ボビンモデルにみられるような応力集中がない。しかしせん断応力は線材とエポキシ樹脂部の界面付近で極大値をとり、その値は ± 60 MPa である。これは線材とエポキシ樹脂部との相互作用によるものである。前節で述べたように、実際の界面でのせん断応力の値は線材に近い値（この場合は -30 から 40 MPa）になる。この値は SS ボビンモデルの同じ領域のものとはほとんど同程度である。

ボビンレス・モデルのひずみエネルギー密度分布を Fig.11 に示す。この場合もエポキシ樹脂と巻棒円筒部との相互作用がないために、SS ボビンモデルにみられるような数 MJ/m^3 に達する値はない。ひずみエネルギー密度は線材とエポキシ樹脂の界面付近で極大値をとり、その最大値は 1.2 MJ/m^3 である。これは線材とエポキシ樹脂との相互作用によるものである。この値は SS ボビンモデルの同じ領域のものとはほとんど同程度である。

ボビンレス・モデルの相当応力分布を Fig.12 に示す。相当応力も同様に、巻棒とエポキシ樹脂との相互作用による応力集中はない。線材とエポキシ樹脂部の相互作用による極大値は 175 MPa である。この値は SS ボビンモデルの同じ領域のものとはほとんど同程度である。また Fig.12 には示していないが線材にかかる相当応力は SS ボビンモデルと同様、最外層の最下層から 2 番目の層（あるいはこの場所と z 方向の中央で線対称のところ）で最大値を持ち、その値は 100 MPa である。これは SS ボビンモデルに較べ 30 MPa 程小さい。

このようにボビンレス・モデルではエポキシ樹脂と巻棒の相互作用をなくすことにより、SS ボビンモデルにみられるような応力集中を回避している。

3.1.3 その他のモデル

この節で論ずる 3 つのモデルは巻棒部の物性を変化させたものである。SC ボビンモデルは巻棒部の物性を超電導線のものに仮定したモデルである。とくに線膨張係数が応力分布に及ぼす影響をみるうえで解析を行なった。またエポキシ・ボビンモデル及び FRP ボビンモデルは各々巻棒部がエポキシ樹脂、FRP で製作されたものを想定している。

SC ボビンモデルの変位図を Fig.13(a) に示す。SS ボビンモデルに較べ z 方向及び r 方向の変位量が小さい。エポキシ樹脂の線膨張係数は超電導線 (Nb_3Sn) のそれと約 7 倍ほど大きい。本解析で想定した材料のなかでは最もこの差が大きいものである。このため巻棒の熱収縮量が小さく、エポキシ樹脂の変形が拘束されるためこのような結果となる。

エポキシ・ボビンモデルの変位図を Fig.13(b)に示す。これは S S ボビンモデルに較べ変形形態が大きく異なる。例えば最外層の変形は、S S ボビンモデルでは z 方向へ圧縮しているがエポキシ・ボビンモデルでは拡大している。巻棒が大きく収縮しようとするため、線材の内層部は強い拘束を受ける。

F R P ボビンモデルの変位図を Fig.13(c)に示す。これはエポキシ・ボビンモデルと似た変形形態となっている。しかし巻棒のヤング率がエポキシ・ボビンモデルに較べ大きいため、線材はより強い拘束を受ける。したがって巻棒はエポキシ・ボビンモデルに較べ、より内側へ変形を起こしている。

S S ボビンモデル及びボビンレス・モデルを含めた各モデルの最大周方向応力をまとめたものを Fig.14に示す。

S C ボビンモデルの周方向応力は S S ボビンモデルにみられるような応力集中が巻棒角部に存在する。その値は -250 MPa であり、S S ボビンモデルに較べ 70 MPa (約20%)程小さい。これは巻棒とエポキシ樹脂の相互作用によるものである。S C ボビンモデルにおいて線材にかかる周方向応力は20から -130 MPa 程度である。これも S S ボビンモデルに較べ緩和の傾向にある。また線材間のエポキシ樹脂部における周方向応力の値は 120 MPa と S S ボビンモデルと同程度である。

エポキシ・ボビンモデルの周方向応力には S S ボビンモデルの様な応力集中は存在しない。巻棒とエポキシ樹脂の物性が等しいため、これらの相互作用を低減できた。エポキシ・ボビンモデルの線材中の周方向応力は、 -180 から -280 MPa 程度である。これは S S ボビンモデルに較べて約 100 MPa ほど大きい。またこれはボビンレス・モデルに較べて約 150 MPa ほど大きい。巻棒とエポキシ樹脂の相互作用を低減できたぶん、線材に負担がかかっているのが分かる。また線材間のエポキシ樹脂部における周方向応力の値は 40 MPa と充分小さい。

F R P ボビンモデルの周方向応力は S S ボビンモデルにみられるような応力集中が巻棒角部に存在する。その値は 400 MPa であり、S S ボビンモデルに較べ絶対値で約 80 MPa 程大きい。これは巻棒とエポキシ樹脂の相互作用によるものである。また S S ボビンモデル、S C ボビンモデルとは反対の引張り応力が働く。F R P ボビンモデルの線材にかかる周方向応力は -300 から -700 MPa 程度である。これは S S ボビンモデルに較べ非常に大きい。線材間のエポキシ樹脂部での周方向応力は 100 MPa 程度で他のモデルと変わらない。このモデルでは巻棒とエポキシ樹脂の相互作用が非常に強く、そのため線材への負荷も大きくなっている。

S S ボビンモデル及びボビンレス・モデルを含めた各モデルの最大せん断応力をまとめたものを Fig.15に示す。

S C ボビンモデルのせん断応力についてもやはり巻棒とエポキシの角部でピーク値を持つ。その値は 250 MPa である。これも S S ボビンモデルに較べ 50 MPa (約17%)程小さい。線材間のせん断応力は外層ほどその値は大きく、 $\pm 50 \text{ MPa}$ を越える。しかし 3.1.1 項で述べたように、実際の界面でのせん断応力の値は線材に近い値(この場合は -30 から 30 MPa)になる。したがって線材間のせん断応力は S S ボビンモデルとほぼ同程度であるといえる。

エポキシ・ボビンモデルのせん断応力は 100 から -100 MPa 程度の値を示し、線材との界面にピーク値を持つ。これは線材とエポキシ樹脂の相互作用によるものである。3.1.1 項で述

べたように、実際の界面でのせん断応力の値は線材に近い値（この場合は -30 から 80 MPa）になる。この値は他のモデルに較べて約 40 MPaほど大きい。線材とエポキシ樹脂の界面では剥離の起きる可能性がある。しかしこのモデルにおいては巻棒と線材でのせん断応力の集中はみられない。

FRPボビンモデルのせん断応力についてもやはり巻棒とエポキシの角部でピーク値を持つ（ -150 MPa）。これは巻棒とエポキシ樹脂の相互作用によるものである。この値はSSボビンモデルに較べ絶対値で 150 MPa程小さい。

このモデルの線材間のエポキシ樹脂部でのせん断応力は 150 から -150 MPa程度の値を示し、線材との界面にピーク値を持つ。これは線材とエポキシ樹脂の相互作用によるものである。3.1.1項で述べたように、実際の界面でのせん断応力の値は線材に近い値（この場合は -20 から 120 MPa）になる。この値は他のモデルに較べて約 80 MPaほど大きい。線材とエポキシ樹脂の界面では剥離の起きる可能性がある。

SSボビンモデル及びボビンレス・モデルを含めた各モデルの最大ひずみエネルギー密度をまとめたものをFig.16に示す。

SCボビンモデルのひずみエネルギー密度は巻棒とエポキシ部の界面で最大値を持つ。その値は 2.3 MJ/m³である。これもSSボビンモデルに較べ 0.7 MJ/m³（約23%）程小さい。また線材間のひずみエネルギー密度はSSボビンモデルとほぼ同程度である。

エポキシ・ボビンモデルのひずみエネルギー密度は線材との界面にピーク値を持ち、その値は 3 MJ/m³である。これは線材とエポキシ樹脂の相互作用によるものとしては非常に大きく、他のモデルの約3倍の値である。しかし巻棒と線材間ではピーク値を見ることはできない。

FRPボビンモデルのひずみエネルギー密度は巻棒とエポキシ部の界面で極大値を持つ（ -3.8 MJ/m³）。これは巻棒とエポキシ樹脂の相互作用によるものである。この値はSSボビンモデルに較べ絶対値で 0.8 MJ/m³ほど大きい。

またひずみエネルギー密度は線材とエポキシの界面でも極大値を持つ。これは線材とエポキシ樹脂の相互作用によるものである。その値は 3 から 7 MJ/m³であり、非常に大きい。エポキシ・ボビンモデルと比較しても約2倍の値である。

SSボビンモデル及びボビンレス・モデルを含めた各モデルの最大相当応力をまとめたものをFig.17に示す。

SCボビンモデルの相当応力も巻棒とエポキシ樹脂部の界面でピーク値を持つ（ 670 MPa）。これはSSボビンモデルに較べ 130 MPa（約17%）程小さい。SCボビンモデルの線材にかかる相当応力はSSボビンモデルの同様、最外層の最下層から2番目の層（あるいはこの場所とZ方向の中央で線対称のところ）で最大値を持ち、その値は 110 MPaである。これはSSボビンモデルに較べ 20 MPa程小さい。線材間に働く相当応力は 150 MPaとSSボビンモデルのそれと変わらない。

エポキシ・ボビンモデルの相当応力は線材とエポキシ樹脂の界面でピーク値をとり、その値は 270 MPaである。もちろんこれは線材とエポキシ樹脂の相互作用によるものである。これは他のモデルに較べて約 100 MPaほど大きい。エポキシ・ボビンモデルの線材にかかる相当応力は最外層の最下層（あるいはこの場所とz方向の中央で線対称のところ）で最大値を持ち、

その値は 250 MPa である。これは S S ボビンモデルに比べ 120 MPa 程大きい。しかし巻棒と線材間ではピーク値は存在しない。

FRP ボビンモデルの相当応力もやはり巻棒とエポキシの界面でピーク値を持つ。これは巻棒とエポキシ樹脂の相互作用によるもので、その値は 450 MPa である。これは S S ボビンモデルに比べ約 350 MPa ほど小さくなっている。

相当応力もまた線材とエポキシ樹脂の界面でも極大値を持つ。これは線材とエポキシ樹脂の相互作用によるものである。その値は 300 から 350 MPa であり、これは S S ボビンモデルに比べ約 180 MPa ほど大きい。

FRP ボビンモデルの線材にかかる相当応力はエポキシ・ボビンモデル同様、最外層の最下層（あるいはこの場所と z 方向の中央で線対称のところ）で最大値を持ち、その値は 520 MPa である。これは S S ボビンモデルに比べ約 3 倍大きい。

以上をまとめると次のようになる。

SC ボビンモデルでは巻棒とエポキシ樹脂の相互作用をなくすことはできない。しかしその値は 20% ほど低減できた。また線材とエポキシ樹脂の相互作用は S S ボビンモデルと同程度となる。

エポキシ・ボビンモデルはこれまでのモデルで問題となった巻棒とエポキシ樹脂間の相互作用はほとんどなくなっている。しかし線材とエポキシ樹脂の強い相互作用を持つ。このためこの部分のエポキシ樹脂への負荷が大きい。

FRP ボビンモデルの巻棒とエポキシ樹脂の相互作用はほぼ S S ボビンモデルと同程度であり、また線材とエポキシ樹脂の相互作用がより強力であることが分かる。これらのことから S S ボビンモデルに比べ線材やエポキシ樹脂にかかる負荷は非常に大きくなっている。

3.2 ローレンツ力による応力分布

ボビンレス・モデルの体積力分布を Fig.18(a)に、その他のモデルのそれを Fig.18(b)に示す。これは中心磁場 7.5 テスラのバックアップコイル中で、このコイルに 608 A の電流が流れた場合を想定している。

3.2.1 S S ボビンモデル

S S ボビンモデルの変位図を Fig.19 に示す。熱収縮による変形と反対に外側に膨らもうとする変形がローレンツ力によって起こる。

S S ボビンモデルの周方向応力分布を Fig.20 に示す。Fig.20 は最下層の線材部の値について示した。周方向応力では熱収縮時にみられた巻棒角部で応力集中存在しない。また線材に働く応力は 30 から 70 MPa の分布を持つ。エポキシ樹脂部に働く周方向応力は高々 10 MPa 程度で小さい。

S S ボビンモデルのせん断応力分布を Fig.21 に示す。Fig.21 は巻棒、エポキシ樹脂、線材の接する領域についての値を示した。せん断応力については巻棒とエポキシの角部で最大値を持つ。その値は 32 MPa である。ローレンツ力は線材にのみ働き外側へ膨らもうとする。これを

巻棒円筒部が拘束するため、このような応力が発生する。3.1.1項で述べたように、実際の界面でのせん断応力の値は線材に近い値（この場合は32MPa）になる。また線材間のエポキシ樹脂部のせん断応力は平坦な分布をしており、その値は10MPa程度である。

SSボビンモデルのひずみエネルギー密度分布をFig.22に示す。ひずみエネルギー密度は巻棒とエポキシ部の界面及び線材とエポキシ部の界面で極大値をもつ。その値は 37kJ/m^3 である。これにより最内層のエポキシ樹脂部が高い負荷を受けていることが分かる。線材はローレンツ力により外へ動こうとするが、巻棒はこれを拘束する。したがってこの間にあるエポキシ樹脂が高い負荷を受けることになる。線材間のエポキシ樹脂部でひずみエネルギー密度が極大値を持つのも同様の理由である。

SSボビンモデルの相当応力分布をFig.23に示す。相当応力もやはり巻棒とエポキシ樹脂の界面でピーク値を持ち、その値は130MPaである。この値は小さいもので、これによって巻棒が塑性変形するとは考えにくい。また線材間のエポキシ樹脂部の相当応力は高々25MPaと小さい。Fig.23には示していないが線材にかかる相当応力はZ方向の中央かつ最内層で最大値を持ち、その値は120MPaである。

以上のようにこのモデルでは線材に働くローレンツ力とそれを拘束する巻棒により、最内層のエポキシ樹脂部に負担がかかっていることが分かる。

3.2.2 ボビンレス・モデル

ボビンレス・モデルの変位図をFig.24に示す。SSボビンモデルに較べr方向の変位量が大きい。これは巻棒円筒部の拘束がないためである。

ボビンレス・モデルの周方向応力分布をFig.25に示す。周方向応力では熱収縮時と同様に巻棒角部で応力集中は存在しない。また線材に働く周方向応力は60から120MPaの分布を持つ。これはSSボビンモデルに較べ30から50MPa程度大きい。巻棒の内側円筒部を除去しているため、この部分の剛性が低下して線材の負担が大きくなっている。

ボビンレス・モデルのせん断応力分布をFig.26に示す。せん断応力ではSSボビンモデルで見られるような応力集中が存在しない。また線材間のエポキシ樹脂部のせん断応力は0から10MPa程度の値で平均に分布し、これらはSSボビンモデルと変わらない。

ボビンレス・モデルのひずみエネルギー密度分布をFig.27に示す。ひずみエネルギー密度は線材とエポキシ樹脂の界面付近で極大値をとり、その最大値は 18kJ/m^3 である。これはSSボビンモデルに較べ約 $1/2$ の値である。

ボビンレス・モデルの相当応力分布をFig.28に示す。相当応力は線材とエポキシ樹脂の界面付近では20MPa程度の分布をもち、応力集中は存在しない。Fig.28には示していないが線材にかかる相当応力はz方向の中央かつ最内層で最大値を持ち、その値は200MPaである。これはSSボビンモデルに較べ80MPa程大きい。

以上のようにボビンレス・モデルにはSSボビンモデルのような明確な応力集中は存在しない。このことは熱収縮時の応力解析結果と同様である。エポキシ樹脂部ではSSボビンモデルに較べ負荷は緩和されている。しかし線材への負荷はSSボビンモデルに較べ大きい。

3.2.3 その他のモデル

SCボビンモデルの変位図をFig.29(a)に示す。SSボビンモデルに較べr方向の変位量が大きい。巻棒のヤング率が低下したため、線材への拘束力が低下したと思われる。

エポキシ・ボビンモデルの変位図をFig.29(b)に示す。SSボビンモデル及びSCボビンモデルに較べz方向、r方向の変位量は大きい。前述のようにこれは巻棒のヤング率が低下したため、線材への拘束が低下したことが原因と思われる。

FRPボビンモデルの変位図をFig.29(c)に示す。変位量はSCボビンモデルに較べ少し大きい。勿論SSボビンモデルに較べより大きい。これは巻棒のヤング率の大小からも当然のことといえる。

SSボビンモデル及びボビンレス・モデルを含めた各モデルの最大せん断応力をまとめたものをFig.30に示す。Fig.30に於けるF及びGモデルについては5章において述べる。

SCボビンモデルのせん断応力は巻棒とエポキシの角部で最大値を持ち、その値は20MPaである。これはSSボビンモデルに較べ10MPa程小さい。この原因は巻棒の拘束が緩和されているためである。また線材間のせん断応力は8MPaとほぼSSボビンモデル及びボビンレス・モデルと等しい。

エポキシ・ボビンモデルのせん断応力はほとんど0とあってよく、明確な応力集中は見あたらない。

FRPボビンモデルのせん断応力は巻棒とエポキシの角部で最大値を持ち、その値は13MPaである。これはSSボビンモデルに較べ約20MPa程小さい。前述のように巻棒のヤング率が低下したため、線材への拘束が低下したことが原因と思われる。

SSボビンモデル及びボビンレス・モデルを含めた各モデルの最大ひずみエネルギー密度をまとめたものをFig.31に示す。

SCボビンモデルのひずみエネルギー密度は巻棒とエポキシ部の界面及び線材とエポキシ部の界面で極大値をもつ。その値は25kJ/m³である。これはSSボビンモデルに較べ約40%ほど減少している。

エポキシ・ボビンモデルのひずみエネルギー密度は3-25kJ/m³の値で分布している。これはSSボビンモデルに較べたら、ほとんど0と言ってよい。

FRPボビンモデルのひずみエネルギー密度分布は巻棒とエポキシ部の界面及び線材とエポキシ部の界面で極大値をもつ。その値は24kJ/m³である。これはSSボビンモデルに較べ約40%ほど減少している。

SSボビンモデル及びボビンレス・モデルを含めた各モデルの最大相当応力をまとめたものをFig.32に示す。

SCボビンモデルの相当応力もやはり巻棒とエポキシの界面でピーク値を持ち、その値は85MPaである。これはSSボビンモデルに較べ約50MPaほど減少している。SCボビンモデルの線材にかかる相当応力はz方向の中央かつ最内層で最大値を持ち、その値は140MPaである。これはSSボビンモデルに較べ約20MPa程大きい。エポキシ樹脂部ではSSボビンモデルに較べ負荷は緩和されているが、その分線材に負荷がかかっている。

エポキシ・ボビンモデルの相当応力は巻棒とエポキシの界面でピーク値を持たない。エポキ

シ・ボビンモデルの線材にかかる相当応力はz方向の中央かつ最内層で最大値を持ち、その値は190MPaである。これはSSボビンモデルに較べ70MPa程大きい。エポキシ樹脂部では負荷はほとんど0であるが、その分線材に負荷がかかっている。

FRPボビンモデルの相当応力もやはり巻棒とエポキシの界面でピーク値を持ち、その値は55MPaである。これはSSボビンモデルに較べ約80MPaほど減少している。FRPボビンモデルの線材にかかる相当応力はZ方向の中央かつ最内層で最大値を持ち、その値は160MPaである。これはSSボビンモデルに較べ約40MPa程大きい。エポキシ樹脂部ではSSボビンモデルに較べ負荷は緩和されているが、その分線材に負荷がかかっている。

以上をまとめると次のようになる。

SCボビンモデルはSSボビンモデルとほとんど同じ傾向を示す。ただし巻棒のヤング率が低下している分、線材へ負担が大きく、エポキシ樹脂部の負荷が減少している。

エポキシ・ボビンモデルはボビンレス・モデルに近い傾向を示す。SSボビンモデルに較べ巻棒のヤング率を2桁小さくしているためこのような結果となった。またボビンレス・モデルに較べ、線材に働く周方向応力が大きいのは巻棒円筒部の影響と思われる。

FRPボビンモデルはSSボビンモデルやSCボビンモデルとほとんど同じ傾向を示す。ただし巻棒のヤング率が低下している分、それらのモデルより線材へ負担が大きく、エポキシ樹脂部の負荷が減少している。

ローレンツ力による変形では巻棒の剛性が応力分布に大きな影響を及ぼす。巻棒の剛性が高ければ線材への負担は少なくなる。しかし巻棒と線材の相互作用によってコイル最内層の応力状態が厳しいものとなる。反対に、巻棒の剛性が低ければコイル最内層の応力は緩和されるが、線材への負担が大きくなる。コイルの運転条件に合わせ、コイルの応力設計を行なう必要がある。

4. 考 察

4.1 SSボビンモデルとボビンレス・モデルからの考察

機械的擾乱によるクエンチは基本的には次のような機構により発生するものと考えられている。コイル内部に蓄積された機械的なエネルギーが何等かのトリガーによって解放され、それが熱となり線材に伝わる。この熱により線材の一部の超電導状態が壊れ、ジュール発熱が起こる。この熱により線材の超電導領域が次々と壊れ、ついにはコイル全体のクエンチにいたる。

熱源は大きく分けて二つのものが考えられている。ひとつは摩擦による発熱であり、もうひとつは塑性エネルギーの解放にともなう発熱である。いずれの場合にも発熱量は蓄えられたエネルギーに比例するものと予想される。本解析で示したとおり、ひずみエネルギー密度分布はコイル最内層および最外層のエポキシ樹脂、線材、巻棒との界面でピーク値をもつ。このエネルギーの一部が何等かのトリガーによって線材に伝わりクエンチにいたる。実験ではクエンチはコイル最内層から発生することが確かめられている。またそれ以外には巻棒のつば部付近か

シ・ボビンモデルの線材にかかる相当応力はz方向の中央かつ最内層で最大値を持ち、その値は190MPaである。これはSSボビンモデルに較べ70MPa程大きい。エポキシ樹脂部では負荷はほとんど0であるが、その分線材に負荷がかかっている。

FRPボビンモデルの相当応力もやはり巻棒とエポキシの界面でピーク値を持ち、その値は55MPaである。これはSSボビンモデルに較べ約80MPaほど減少している。FRPボビンモデルの線材にかかる相当応力はZ方向の中央かつ最内層で最大値を持ち、その値は160MPaである。これはSSボビンモデルに較べ約40MPa程大きい。エポキシ樹脂部ではSSボビンモデルに較べ負荷は緩和されているが、その分線材に負荷がかかっている。

以上をまとめると次のようになる。

SCボビンモデルはSSボビンモデルとほとんど同じ傾向を示す。ただし巻棒のヤング率が低下している分、線材へ負担が大きく、エポキシ樹脂部の負荷が減少している。

エポキシ・ボビンモデルはボビンレス・モデルに近い傾向を示す。SSボビンモデルに較べ巻棒のヤング率を2桁小さくしているためこのような結果となった。またボビンレス・モデルに較べ、線材に働く周方向応力が大きいのは巻棒円筒部の影響と思われる。

FRPボビンモデルはSSボビンモデルやSCボビンモデルとほとんど同じ傾向を示す。ただし巻棒のヤング率が低下している分、それらのモデルより線材へ負担が大きく、エポキシ樹脂部の負荷が減少している。

ローレンツ力による変形では巻棒の剛性が応力分布に大きな影響を及ぼす。巻棒の剛性が高ければ線材への負担は少なくなる。しかし巻棒と線材の相互作用によってコイル最内層の応力状態が厳しいものとなる。反対に、巻棒の剛性が低ければコイル最内層の応力は緩和されるが、線材への負担が大きくなる。コイルの運転条件に合わせ、コイルの応力設計を行なう必要がある。

4. 考 察

4.1 SSボビンモデルとボビンレス・モデルからの考察

機械的擾乱によるクエンチは基本的には次のような機構により発生するものと考えられている。コイル内部に蓄積された機械的なエネルギーが何等かのトリガーによって解放され、それが熱となり線材に伝わる。この熱により線材の一部の超電導状態が壊れ、ジュール発熱が起こる。この熱により線材の超電導領域が次々と壊れ、ついにはコイル全体のクエンチにいたる。

熱源は大きく分けて二つのものが考えられている。ひとつは摩擦による発熱であり、もうひとつは塑性エネルギーの解放にともなう発熱である。いずれの場合にも発熱量は蓄えられたエネルギーに比例するものと予想される。本解析で示したとおり、ひずみエネルギー密度分布はコイル最内層および最外層のエポキシ樹脂、線材、巻棒との界面でピーク値をもつ。このエネルギーの一部が何等かのトリガーによって線材に伝わりクエンチにいたる。実験ではクエンチはコイル最内層から発生することが確かめられている。またそれ以外には巻棒のつば部付近か

らのクエンチも確認された[8]。このことからひずみエネルギー密度とクエンチ発生位置はある程度対応していると思われる。

また本解析で示したとおり、ひずみエネルギー密度は熱収縮によるものの方がローレンツ力によるものに比べ非常に大きい。これは温度変化にともなうひずみが大きいためと思われる。

SSボビンモデルの熱収縮による変形では線材と巻棒の界面のエポキシ部でせん断応力は300MPaに達している。前述したがここで注意したいのはせん断応力の界面での連続条件とヤング率の大小から、本来界面でのせん断応力の値は線材に近い値（ここでは300MPa程度）になることである。もちろんせん断応力ばかりではなく、他の応力もこの領域で高い値を示している。このことから実際にはこの領域のエポキシ樹脂は押しつぶされて破壊しているものと思われる。

またSSボビンモデルのローレンツ力による変形では線材と巻棒の界面のエポキシ部でせん断応力は32MPaに達している。この値は熱収縮によるものに比べ約1/10であり、非常に小さい。しかし熱収縮による変形によってダメージを受けているので、この程度せん断応力でもクエンチ原因になり得る。

E. S. Bobrov (MIT) らが指摘している[5]のように、予冷によって巻線内部のエポキシ樹脂部に内部欠陥（割れによるクラックや剥離）が発生する。コイル励磁時の負荷により、この内部欠陥のごく近傍で応力集中が起こる。これによりさらに内部欠陥が拡大する。内部欠陥が拡大するときには、その先端で発熱が起こる[10]。これがクエンチ原因となる。

一方ボビンレス・モデルの熱収縮による変形では線材とエポキシ部の界面でせん断応力は極大値をとるが、その値は絶対値で40から60MPa程度である。この値も実際の界面では線材に近い値（絶対値で20から40MPa程度）になる。せん断応力ばかりではなく、他の応力もこの領域ではSSボビンモデルに比べ非常に小さい。従ってエポキシ樹脂部が破壊に至るような負荷はかかっていない。

まだボビンレス・モデルのローレンツ力による変形では線材と巻棒の界面のエポキシ部で応力集中が存在しない。せん断応力は0から10MPaで分布しており、これが新たな内部欠陥を生成するとは考えにくい。SSボビンモデルと異なり、この場合クエンチ原因が存在しない。

以上の考察により、このタイプのコイルの応力状態からみたクエンチ抑制法が次のように挙げられる。

- (1) 熱収縮による応力をエポキシ樹脂と他の構成材料との界面で軽減すること。特にせん断応力を小さくすること。この部分での応力集中を避け、コイル内部にクラックなどの欠陥を作らない。この場合エポキシ樹脂と他の構成材料との界面で剥離が起こるかあるいはエポキシ樹脂が完全に押しつぶされ破壊するので、その部分が欠陥となる。
- (2) ローレンツ力による変形では、熱収縮によって生成された欠陥を拡大される負荷をかけない。しかしながらいったん欠陥が出来てしまうとその端部で応力集中が起こるためこの条件を満たすのは難しい。このことについては第5章で述べる。

さてボビンレス・モデルは（巻棒の円筒部を除去したモデルであるが）上記の二つの条件を満たしている。巻棒の円筒部を除去することにより巻棒、線材、エポキシ樹脂の干渉を低減しており、このことによりクエンチ特性が改善されている。

4.2 SCボビンモデル, エポキシ・ボビンモデル, FRPボビンモデルからの考察

前節の考察では熱収縮による変形が機械的擾乱によるコイルの安全性劣化に大きな影響を及ぼすことを論じた。本節では視点を変え、如何にしてこれらの影響を少なくするのかを考察する。熱収縮率の差異によってコイル内部には大きな応力が働く。これを防止する最も簡便な方法は巻棒の線膨張係数を線材あるいはエポキシ樹脂に合わせることである。このことは実際には巻棒の材質を変えることに対応する。本解析からどのような材質のものがよいかは、ある程度は想定可能である。

SCボビンモデルはその変形形態や応力分布はSSボビンモデルとほとんど変わらない。熱収縮による変形では、巻棒とエポキシ樹脂及び線材のカド部での応力集中が10から20%減少する程度である。例えば巻棒カド部の相当応力は約650MPaで(SSボビンモデルのそれは800MPa)、これだけの応力に果してこの材料は耐えられるのかが問題となる。またローレンツ力による変形でも同様に角部での応力集中が10から20%ほど減少する。しかし前節で考察した条件を満たしておらず、機械的擾乱による特性劣化は避けられないものと思われる。

エポキシ・ボビンモデルはその変形形態や応力分布はどちらかと言えばボビンレス・モデルに近い。熱収縮による変形では、エポキシ樹脂と線材の界面で応力集中が5-6割程増加している。例えば線材とエポキシ樹脂の界面での相当応力の最大値は約270MPa(ボビンレス・モデルのそれは170MPa)である。エポキシ樹脂と線材の界面にこれだけの応力が働いた場合、この界面がどのような挙動を示すかということが問題となる。

また線材に働く応力(特に周方向応力)が大きいことも問題である。線材に働く周方向応力は、熱収縮による変形では最大約-300MPa(SSボビンモデル, ボビンレス・モデルのそれは各々-170MPa, -120MPa)の圧縮応力であり、ローレンツ力による変形では最大約150MPa(SSボビンモデル, ボビンレス・モデルのそれは各々70MPa, 120MPa)の引張応力である。Nb₃Sn線材に応力(ひずみ)を負荷するとその特性が劣化することが知られている。したがって熱収縮による変形で発生する応力(-300MPa)が問題となる。この応力値が許容できるか否かは線材の特性に依存する。

エポキシ・ボビンモデルは上記の2点を除けばボビンレス・モデルによく似た応力状態となっている。つまりこの2点を克服できれば機械的擾乱に対して安定なコイルとなる可能性がある。

FRPボビンモデルの熱収縮による変形形態はエポキシボビン・モデルとよく似たものになる。しかしその応力分布は大きく異なる。熱収縮による変形では、エポキシ樹脂と線材の界面で応力集中がSSボビンモデルに較べ減少してはいるが、線材にかかる応力が非常に大きい。例えば線材に働く周方向応力は最大約-700MPa(圧縮応力)である。

FRPボビンモデルのローレンツ力による変形では応力集中はないと言ってもよい。応力分布はSSボビンモデルと良く似てはいるが、その絶対値は小さい。線材に働く周方向応力は最大約110MPa(引張応力)であり、これはボビンレス・モデルとほぼ一致している。ローレンツ力による変形では、上記の理由からこのモデルは非常にボビンレス・モデルに近い応力分布を示す。従ってローレンツ力による変形に対し非常に安定であるといえる。

しかし熱収縮による変形の際に線材にかかる応力が過大で、線材の特性が劣化するためこのモデルは現実的でない。

5. コイルの内部欠陥による応力集中

第4章の考察で述べたように、一度コイルの内部に欠陥が作られてしまうと応力集中が発生する。またE. S. Bobrov (M-I T) にも指摘はしているが定量的な評価は行っていない。そこでこの章では解析によってこの定量的評価を行った。

もちろん実際にはこのような内部欠陥を作らないことがコイルの信頼性向上には欠かせない。応力解析により応力状態を把握しておくことは重要である。

5.1 解析

本解析では、熱収縮時に発生する内部欠陥がローレンツ力を負荷されたときの応力分布にどのような影響を及ぼすかをシュミレーションした。つまり内部欠陥を模擬したモデルを作成し、これに Fig.18 に示すローレンツ力を負荷した。

解析のモデル及びメッシュを Fig.33, 34 に示す。Fig.33 は S S ボビンモデルを、Fig.34 は ボビンレス・モデルを改良したものである。各々のモデルは内部に欠陥を模擬したスリットを有する。第3章の結果をもとに、熱ひずみによる応力が高い領域をこの位置と決めた。この部分の要素にはクラックを模擬する特異要素を用いていない。以下 Fig.33 のモデルを S S ボビン・スリットモデル、Fig.34 のモデルをボビンレス・スリットモデルと呼ぶ。また用いた物性値は表1に示したとおりである。

5.2 結果

5.2.1 S S ボビン・スリットモデル

S S ボビン・スリットモデルの変位図を Fig.35 に示す。内層側のスリットにおいて開口型の変形が発生している。また外側のスリットにおいては面内せん断形の変形を起こしている。

S S ボビン・スリットモデルの最大せん断応力、最大ひずみエネルギー密度及び最大相当応力を各々 Fig.30 から Fig.32 に他のモデルの結果と共に示す。

せん断応力は線材とエポキシ樹脂の界面で鋭いピーク値を持つ (30 MPa)。ひずみエネルギー密度も同様に、この界面で極大値をもち、その値は 230 kJ/m^3 である。この値は S S ボビンモデルに較べ約6倍の値である。また相当応力もこの界面で極大値をもち、その値は 75 MPa である。いずれの値も、この界面で応力集中が発生していることによるものである。線材の周方向応力は 30 から 70 MPa であり、S S ボビンモデルのそれと変わらない。

しかし熱収縮による変形の際に線材にかかる応力が過大で、線材の特性が劣化するためこのモデルは現実的でない。

5. コイルの内部欠陥による応力集中

第4章の考察で述べたように、一度コイルの内部に欠陥が作られてしまうと応力集中が発生する。またE. S. Bobrov (M-I T) にも指摘はしているが定量的な評価は行っていない。そこでこの章では解析によってこの定量的評価を行った。

もちろん実際にはこのような内部欠陥を作らないことがコイルの信頼性向上には欠かせない。応力解析により応力状態を把握しておくことは重要である。

5.1 解析

本解析では、熱収縮時に発生する内部欠陥がローレンツ力を負荷されたときの応力分布にどのような影響を及ぼすかをシュミレーションした。つまり内部欠陥を模擬したモデルを作成し、これに Fig.18 に示すローレンツ力を負荷した。

解析のモデル及びメッシュを Fig.33, 34 に示す。Fig.33 は S S ボビンモデルを、Fig.34 は ボビンレス・モデルを改良したものである。各々のモデルは内部に欠陥を模擬したスリットを有する。第3章の結果をもとに、熱ひずみによる応力が高い領域をこの位置と決めた。この部分の要素にはクラックを模擬する特異要素を用いていない。以下 Fig.33 のモデルを S S ボビン・スリットモデル、Fig.34 のモデルをボビンレス・スリットモデルと呼ぶ。また用いた物性値は表1に示したとおりである。

5.2 結果

5.2.1 S S ボビン・スリットモデル

S S ボビン・スリットモデルの変位図を Fig.35 に示す。内層側のスリットにおいて開口型の変形が発生している。また外側のスリットにおいては面内せん断形の変形を起こしている。

S S ボビン・スリットモデルの最大せん断応力、最大ひずみエネルギー密度及び最大相当応力を各々 Fig.30 から Fig.32 に他のモデルの結果と共に示す。

せん断応力は線材とエポキシ樹脂の界面で鋭いピーク値を持つ (30 MPa)。ひずみエネルギー密度も同様に、この界面で極大値をもち、その値は 230 kJ/m^3 である。この値は S S ボビンモデルに較べ約6倍の値である。また相当応力もこの界面で極大値をもち、その値は 75 MPa である。いずれの値も、この界面で応力集中が発生していることによるものである。線材の周方向応力は 30 から 70 MPa であり、S S ボビンモデルのそれと変わらない。

5.2.2 ボビンレス・スリットモデル

ボビンレス・スリットモデルの変位図を Fig.36 に示す。内層側のスリットの r 面において開口型の変形が、z 面においては閉口型の変形が発生している。また外側のスリットにおいては面内せん断形の変形を起こしている。

ボビンレス・スリットモデルの最大せん断応力、最大ひずみエネルギー密度及び最大相当応力を各々 Fig.30 から Fig.32 に示す。

せん断応力は線材とエポキシ樹脂の界面で極大値を持つ (25 MPa)。ひずみエネルギー密度も同様に、この界面で極大値をもち、その値は 110 kJ/m^3 である。また相当応力もこの界面で極大値をもち、その値 60 MPa である。いずれの値も、この界面で応力集中が発生していることによるものである。線材の周方向応力は 60 から 120 MPa であり、ボビンレス・モデルのそれと変わらない。

5.3 考察

この章で示したように、熱収縮時に発生したクラックあるいはスリットなどの内部欠陥がコイル励磁時のローレンツ力による応力集中を引き起こす。クラックの周辺の領域の応力（もちろん応力拡大係数等のパラメータが）がある値を越えるとクラックは進展する。このクラック進展時には多少の発熱が伴う [10]。これが線材に伝わり、コイルはクエンチに至るものと思われる。この繰り返しはトレーニング現象の機構と考えられる。開口型の変形では摩擦による発熱は考えにくいためこのような機構が考えられる。また次の励磁時には、クラックの状態が変化しているためクラック進展のための負荷荷重は異なる。トレーニングが素直に行われない事にしばしば遭遇するが、これはこのような理由が関係していると思われる。まとめると次のようになる。

- (1) コイルは室温から数 K まで冷却される。このとき熱収縮率の差異により発生する応力によりコイル内部に欠陥が発生する。
- (2) 冷却された状態でコイルは励磁される。このとき発生するローレンツ力によりコイルは応力を受ける。
 - (1) で作られた内部欠陥の先端付近は応力集中により他の部分よりも高い応力値を示す。
- (3) 励磁中は電流値の増加にともなってコイルにかかる負荷も増加する。内部欠陥の先端の応力状態が臨界を越えると内部欠陥はさらに広がる。このときの発生する熱が線材に伝わり、これがクエンチ原因となる。
- (4) 再励磁を行う。このとき内部欠陥は以前より拡大している。このため更に内部欠陥を拡大するための負荷荷重は異なる。従ってこのときの電流値も以前と異なる。これがクエンチ電流値がクエンチのたびごとに異なる理由である。(3) と (4) の繰り返しはトレーニング現象となる。

第 3 章の結果でみたように、内部欠陥がない状態ではローレンツ力による負荷は想定したコイルにはそれほど大きなものではない。熱収縮により生成される内部欠陥によってこのような現象が引き起こされる。

ボビンレス・スリットモデルでは内側スリットのz面で閉口形の変形を起こした。本解析ではこのような接触問題を扱うプログラムを用いていないため、この付近の応力は実際のものとは異なる。このような領域では摩擦による発熱が起り易いと考えられる。

想定した内部欠陥近傍の要素は特異要素を用いてはない。そのため亀裂極近傍での応力分布等は実際とは異なっている。しかし本論文の目的であるクエンチ機構の考察にはこれで充分である。

外側に発生する内部欠陥はそれほど問題にはならない。変形は面内せん断形のため摩擦による発熱が支配的と思われるが、応力集中が内側ほど高くないため摩擦によるすべりが起りにくい。かりに発熱があったにしても、冷媒に接した状態なので除熱は強力である。また磁場も内側に比べ低いので線材そのもののマージンも大きい。

冷却状態という点ではボビンレス・スリットモデルは有利な構造となっている。応力的に厳しい内側スリット付近には冷媒が直接接している。このため仮に発熱があっても線材には熱が伝わりにくい。当然の事ながらこのことはボビンレス・モデルにも当てはまる。ボビンレス・モデルは応力的に安定であるばかりでなく、冷却の面でも有利な構造となっている。

ボビンレス・モデルは応力及び冷却の点で安定な性質を示す。ところで応力の面では厳しいが冷却の点はよいといった場合、コイルはどのような挙動を示すのであろうか。今後の課題である。

いままでは内部欠陥がコイルの安定性に及ぼす影響を議論してきた。次に如何にして内部欠陥を防ぐかということも議論してみる。そのひとつの解として今回解析を行なったボビンレス・モデルが挙げられる。解析結果のとおり応力的には申し分ない性質をこのモデルは持っている。しかしこのようなコイルは製作上、困難が付きまとう。つまり巻線時には巻枠が必要で、その後なんらかの方法で巻枠円筒部を除去する必要がある。これは比較的小型のコイルでは可能であるが、ある程度大きくなるとむずかしい。

そこではじめから巻枠に線材を接着せずに、巻線を行なえばよい。つまりまず巻枠に薄いテフロンシートをまず巻くか、あるいは巻枠にテフロンコーティングをおこなう。この上から巻線を行ない、熱処理や含浸をおこなう。この方法によれば応力状態はボビンレス・モデルに近い分布となり、安定なコイルが容易に製作可能となるであろう。

しかしこのようなコイル設計にも限界がある。この考え方にしたがつと、ローレンツ力はすべて線材によって受け持たなくてはならない。したがって高磁場、高電流密度下での運転にはより高い剛性を持つ線材が必要となる。超電導体(NbTi, Nb₃Sn)及び安定化銅の剛性は低い。このため導体全体として剛性を上げるための構造を工夫する必要がある。

高磁界コイルへの道は険しい。

6. 結 論

機械的擾乱による超電導コイルの機械的擾乱による不安定性について有限要素法を用いた解析をもとに考察した。得られた結果は次の通り。

- (1) 解析を行ったボビンレス・モデルは他のモデルと較べ応力状態の面で安定な性質を示した。これは実験データとよく対応するものである。

このモデルは巻棒の円筒部を除去したモデルであるため、熱収縮時の巻棒から力学的影響を取り除くことができた。

またエポキシ・ボビンモデルがボビンレス・モデルに近い応力状態を示した。これは巻棒の力学的影響を巻棒の物性を変化させることによって取り除いたためである。

このことにより巻棒の物性を最適に選択することによって巻棒と線材の相互作用を低減することが可能と言える。

SCボビンモデル及びFRPボビンモデルではSSボビンモデルに較べ応力状態は緩和されてはいるが、巻棒と線材の相互作用を除去されるまでには至っていない。

- (2) 熱収縮時にコイル内部に発生する欠陥がクエンチの原因となっている。この機構について考察した。

コイルは予冷の際、構成材の熱収縮率の違いにより大きな応力を受ける。特に巻棒と線材の間では応力集中を起している。このためこの部分には欠陥が生ずる。

次にコイルは予冷された状態で励磁される。このときこの欠陥には開口型の変形が起こり、巻棒と線材が剥離する方向へ荷重が負荷される。励磁中は電流値の増加にともなってコイルにかかる負荷も増加する。内部欠陥の先端の応力が臨界を越えると内部欠陥は更に拡大する。このとき発生する熱が線材に伝わりクエンチの原因となる。

- (3) 従って、コイルの構成要素界面での応力集中を避けることが機械的擾乱による不安定性の抑制法となる。

このための方法として本解析で示したように巻棒の円筒部を除去する方法が挙げられる。しかしこれは実際のコイル製作上、困難が付きまとう。むしろ積極的に巻棒と線材と剥離させてしまえば応力集中を避けることができる。このため方法としては巻線時に巻棒と線材の間に分離材を用いることが挙げられる。分離材としては薄いテフロン性シートや巻棒へのテフロンの吹き付け等が挙げられる。

上記のコイル設計法は熱収縮時及び励磁時にコイルに作用する荷重を線材そのもので受け持つという思想である。従って線材そのものの高剛性化を図らない限り、この設計法には自ずと限界がある。今後高磁場、高電流密度用コイルの開発ではこの点が大きな課題となるであろう。

謝 辞

本論文は、日本原子力研究所核融合研究部 島本 進次長の勤めで取り纏めたものです。このような機会を与えて頂いたことに深く感謝致します。

本論文は著者が東北大学大学院工学研究科在学中に行った研究をまとめたものです。ここに記して東北大学の関係者の皆様に感謝致します。

(株) 東芝総合研究所 前田 秀明博士には、本研究の当初から貴重な助言を頂きました。ここに感謝の意を表します。

本論文の取り纏めの際に有意義な議論を頂いた島本進次長並びに、日本原子力研究所核融合研究部超電導磁石研究室の皆様には感謝致します。

参 考 文 献

- [1] H. Maeda, Y. Iwasa, Heat generation from epoxy cracks and bond failures, Cryogenics 22(1982) 473
- [2] 前田秀明, 塚本修巳, 岩佐幸和, 超電動マグネットに生ずる機械的擾乱(I), 低温工学 18(1983) 57
- [3] 前田秀明, 岩佐幸和, 超電導マグネットに生ずる機械的擾乱(II), 低温工学 18(1983) 70
- [4] 前田秀明, 玉田紀治, 塚本修巳, 岩佐幸和, 超電導マグネットに生ずる機械的擾乱(III), 低温工学 18(1983) 76
- [5] E. S. Bobrov, J. E. C. Williams, Experimental and theoretical investigation of mechanical disturbances in epoxy - impregnated superconducting coils 2, Cryogenics 25(1985) 307
- [6] Y. Iwasa, E. S. Bobrov, Experimental and theoretical investigation of mechanical disturbances in epoxy - impregnated superconducting coils 3, Cryogenics 25(1985) 317
- [7] H. Fujita, T. Takaghi Y. Iwasa, Experimental and theoretical investigation of mechanical disturbances in epoxy - impregnated superconducting coils 4, Cryogenics 25(1985) 323
- [8] 前田秀明, 浦田昌身, 高野一郎, 荻原宏康, 三宅清市, 宮健三, 柳秀治, 橋爪秀利, 谷順二, 杉本誠, Wind & React 法による Nb₃Sn コイルのクエンチ原因, 第37回低温工学研究発表会予稿集, (1987) 120

謝 辞

本論文は、日本原子力研究所核融合研究部 島本 進次長の勧めで取り纏めたものです。このような機会を与えて頂いたことに深く感謝致します。

本論文は著者が東北大学大学院工学研究科在学中に行った研究をまとめたものです。ここに記して東北大学の関係者の皆様に感謝致します。

(株) 東芝総合研究所 前田 秀明博士には、本研究の当初から貴重な助言を頂きました。ここに感謝の意を表します。

本論文の取り纏めの際に有意義な議論を頂いた島本進次長並びに、日本原子力研究所核融合研究部超電導磁石研究室の皆様には感謝致します。

参 考 文 献

- [1] H. Maeda, Y. Iwasa, Heat generation from epoxy cracks and bond failures, *Cryogenics* 22(1982) 473
- [2] 前田秀明, 塚本修巳, 岩佐幸和, 超電動マグネットに生ずる機械的擾乱(I), *低温工学* 18(1983) 57
- [3] 前田秀明, 岩佐幸和, 超電導マグネットに生ずる機械的擾乱(II), *低温工学* 18(1983) 70
- [4] 前田秀明, 玉田紀治, 塚本修巳, 岩佐幸和, 超電導マグネットに生ずる機械的擾乱(III), *低温工学* 18(1983) 76
- [5] E. S. Bobrov, J. E. C. Williams, Experimental and theoretical investigation of mechanical disturbances in epoxy - impregnated superconducting coils 2, *Cryogenics* 25(1985) 307
- [6] Y. Iwasa, E. S. Bobrov, Experimental and theoretical investigation of mechanical disturbances in epoxy - impregnated superconducting coils 3, *Cryogenics* 25(1985) 317
- [7] H. Fujita, T. Takaghi Y. Iwasa, Experimental and theoretical investigation of mechanical disturbances in epoxy - impregnated superconducting coils 4, *Cryogenics* 25(1985) 323
- [8] 前田秀明, 浦田昌身, 高野一郎, 荻原宏康, 三宅清市, 宮健三, 柳秀治, 橋爪秀利, 谷順二, 杉本誠, Wind & React 法による Nb₃Sn コイルのクエンチ原因, 第37回低温工学研究発表会予稿集, (1987) 120

- [9] 前田秀明, 浦田昌身, 高野一郎, 荻原宏康, 三宅清市, 宮健三, 柳秀治, 橋爪秀利, 谷順二, 杉本誠, Wind & React 法による Nb₃Sn コイルの安定化, 昭和62年秋季低温工学会予稿集, (1987) 176
- [10] H. Yanagi, M. Sugimoto, K. Someya, K. Miya and J. Tani, Experimental study on energy release due to cracking of epoxy impregnated conductors, Cryogenics 29(1989) 753

Table 1 Physical constants

	Young's modulus	Poisson's ratio	coefficient of linear expansion
SS	200 GPa	0.33	$1.0 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$
Nb ₃ Sn	100 GPa	0.33	$7.1 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$
epoxy	6 GPa	0.33	$3.9 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$

SS ; Stainless steel

Table 2 Physical constants in the each bobbin

bobbin	Young's modulus	Poisson's ratio	Coefficient of linear expansion
SC	100 GPa	0.33	$7.1 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$
EPOXY	6 GPa	0.33	$3.9 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$
FRP	60 GPa	0.33	$3.9 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$

SC ; Superconductor (Nb₃Sn)

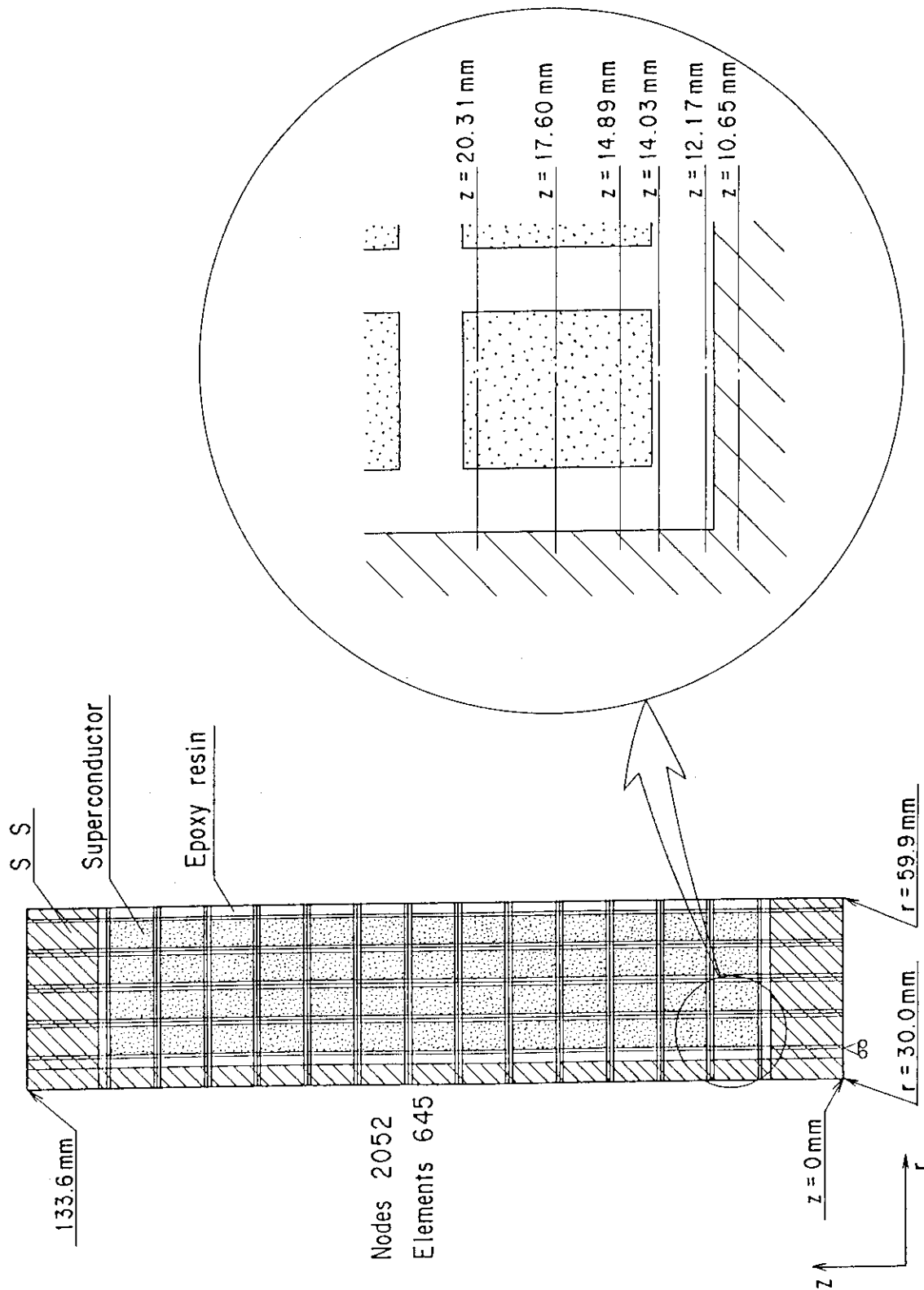


Fig. 1 Mesh design of the Stainless steel (SS) bobbin model.

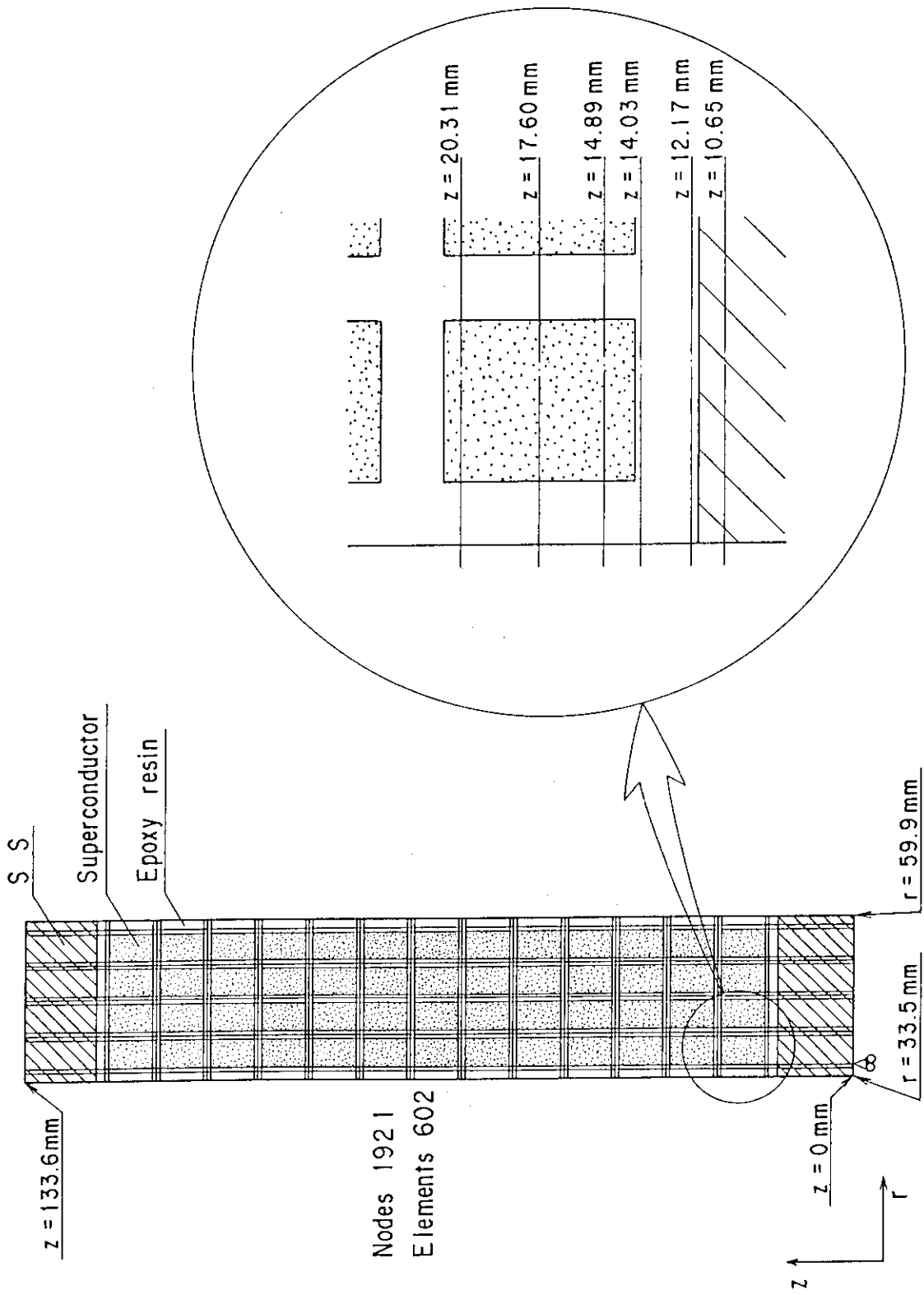


Fig. 2 Mesh design of the bobbin-less model.

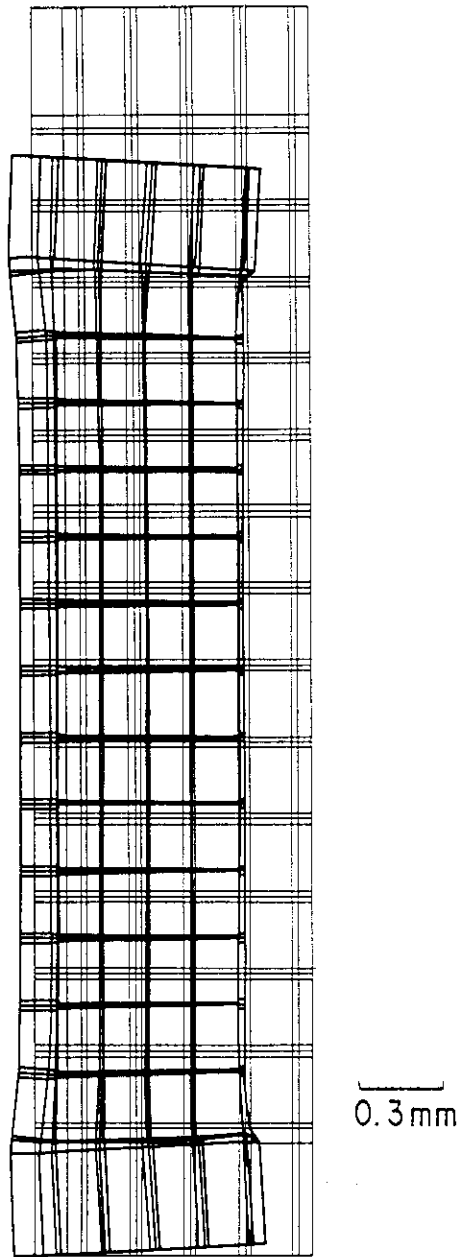


Fig. 3 Displacement by the thermal expansion in the SS bobbin model.

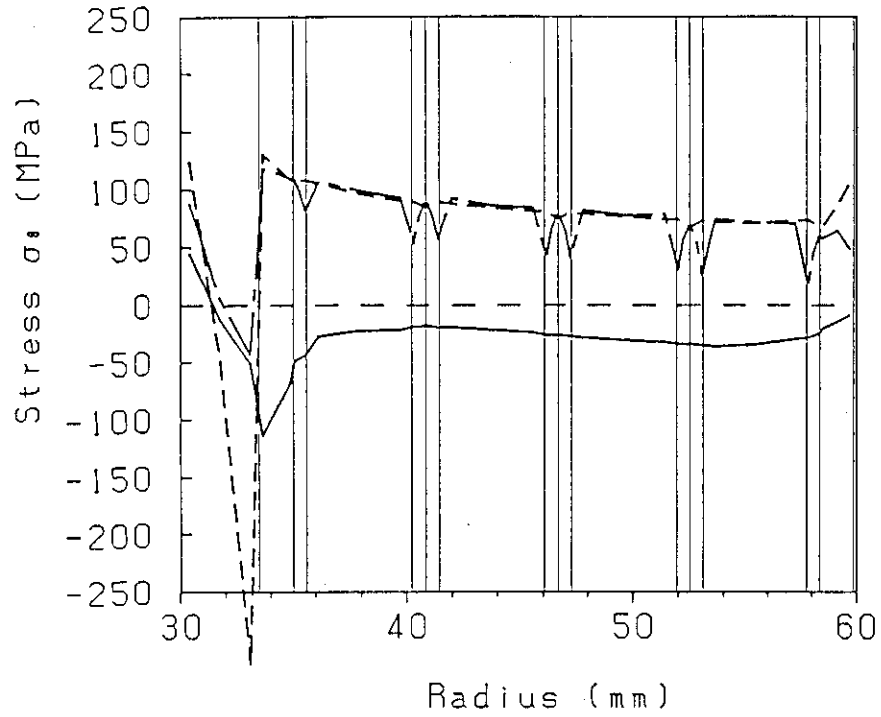


Fig. 4 Radial distributions of the circumferential stress by the thermal expansion in the SS bobbin model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line).

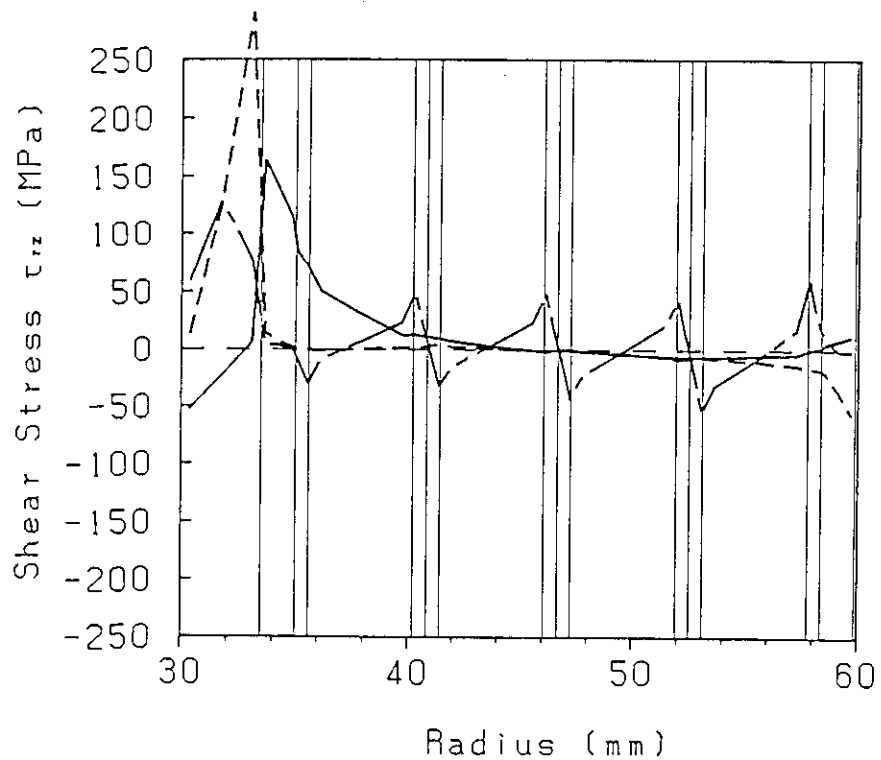


Fig. 5 Radial distributions of the shear stress by the thermal expansion in the SS bobbin model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line)

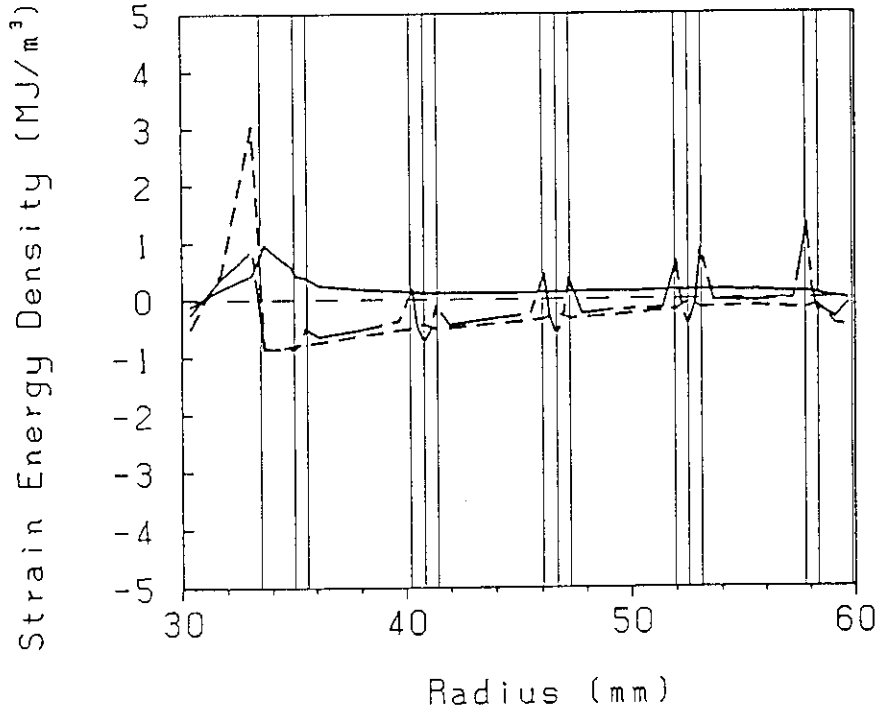


Fig. 6 Radial distributions of the strain energy density by the thermal expansion in the SS bobbin model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line).

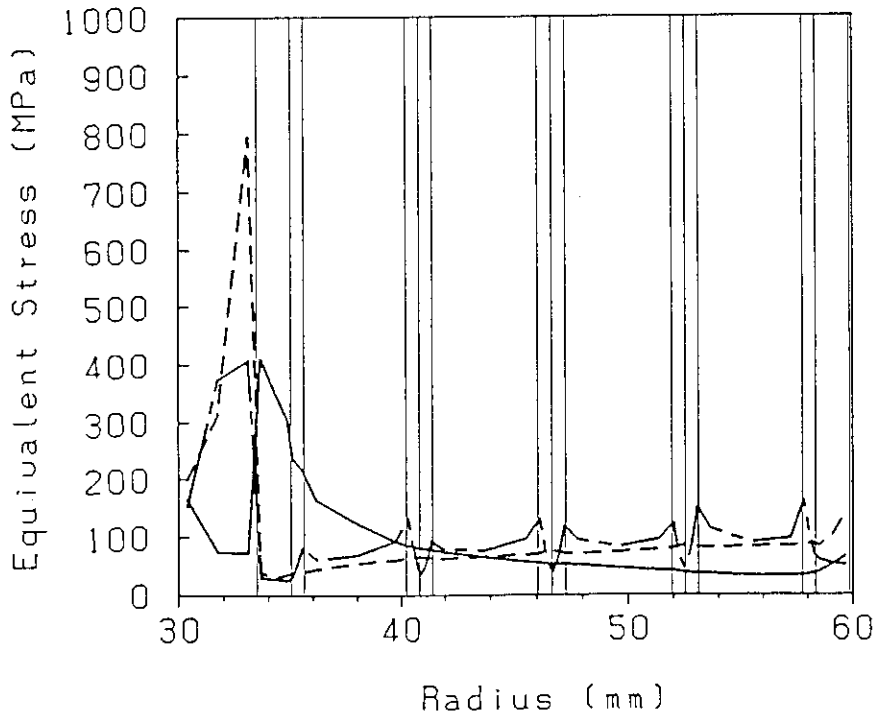


Fig. 7 Radial distributions of the equivalent stress by the thermal expansion in the SS bobbin model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line).

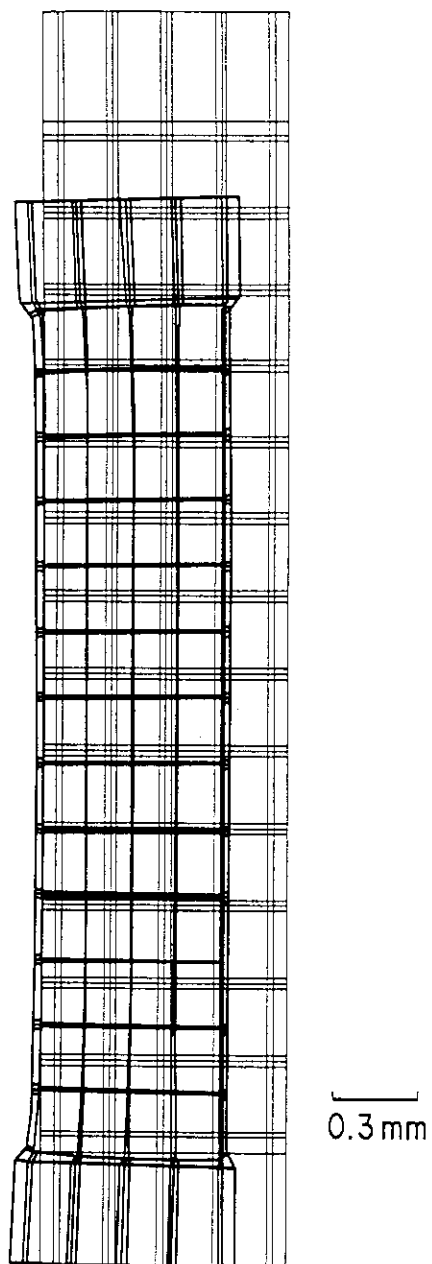


Fig. 8 Displacement by the thermal expansion in the bobbin-less model.

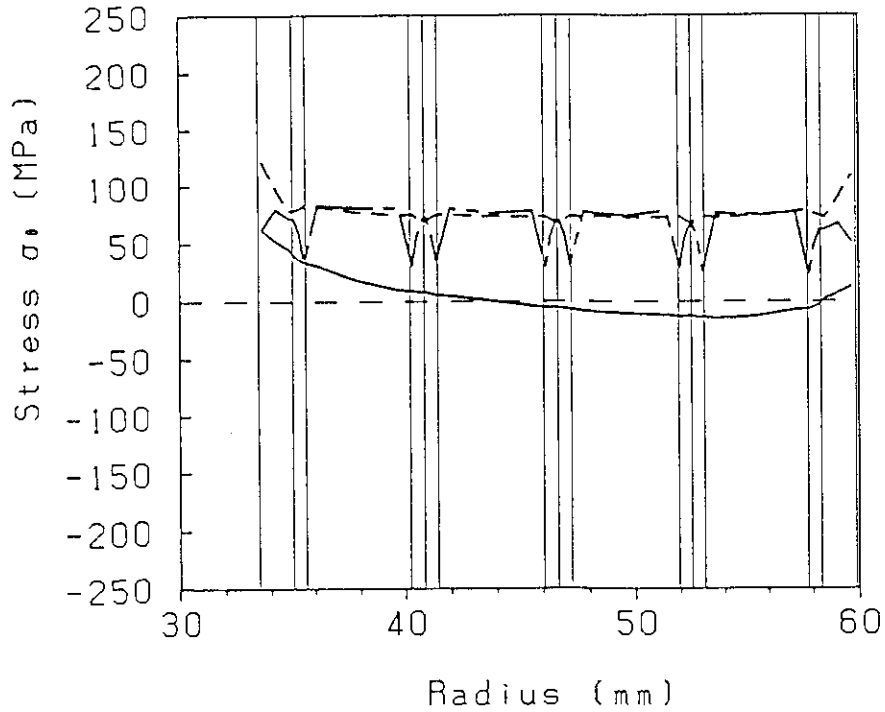


Fig. 9 Radial distributions of the circumferential stress by the thermal expansion in the bobbin-less model on $z=10.65$ mm (solid line), $z=12.17$ mm (dashed line) and $z=14.03$ mm (dot dash line).

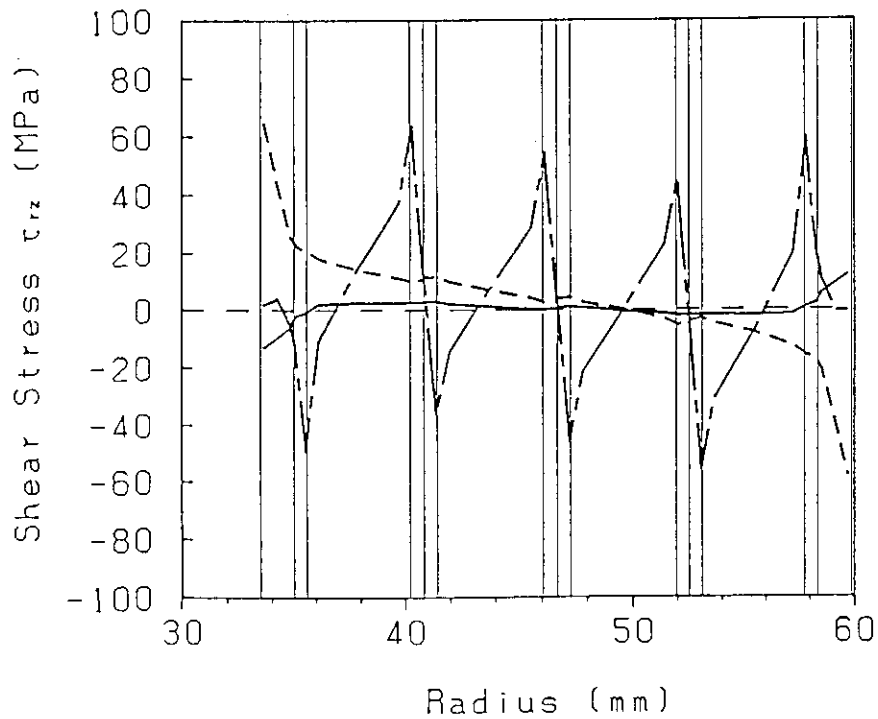


Fig. 10 Radial distributions of the shear stress by the thermal expansion in the bobbin-less model on $z=10.65$ mm (solid line), $z=12.17$ mm (dashed line) and $z=14.03$ mm (dot dash line).

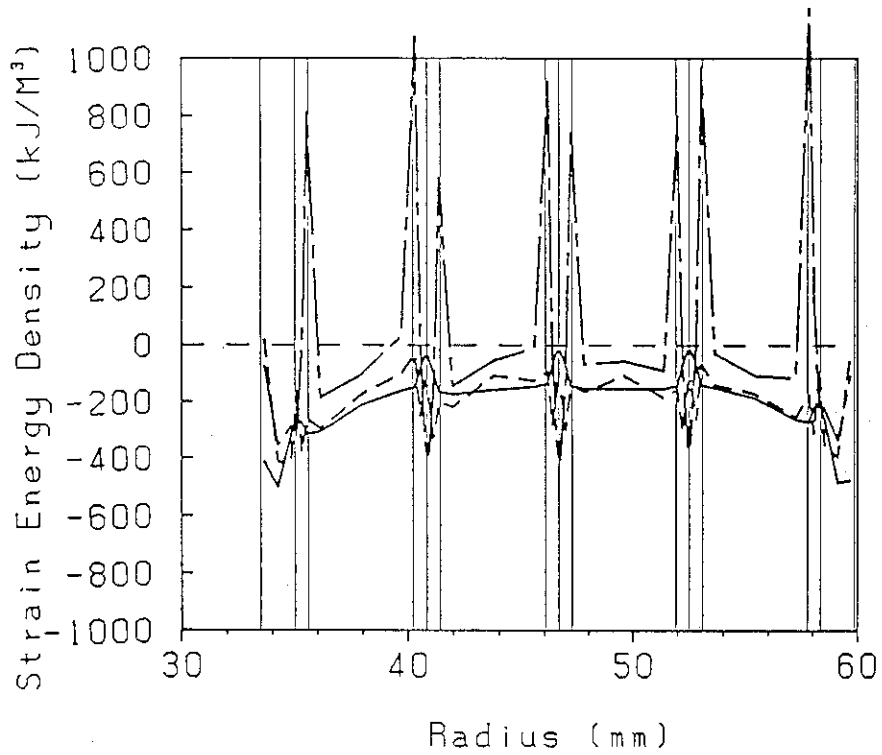


Fig. 11 Radial distributions of the strain energy density by the thermal expansion in the bobbin-less model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line).

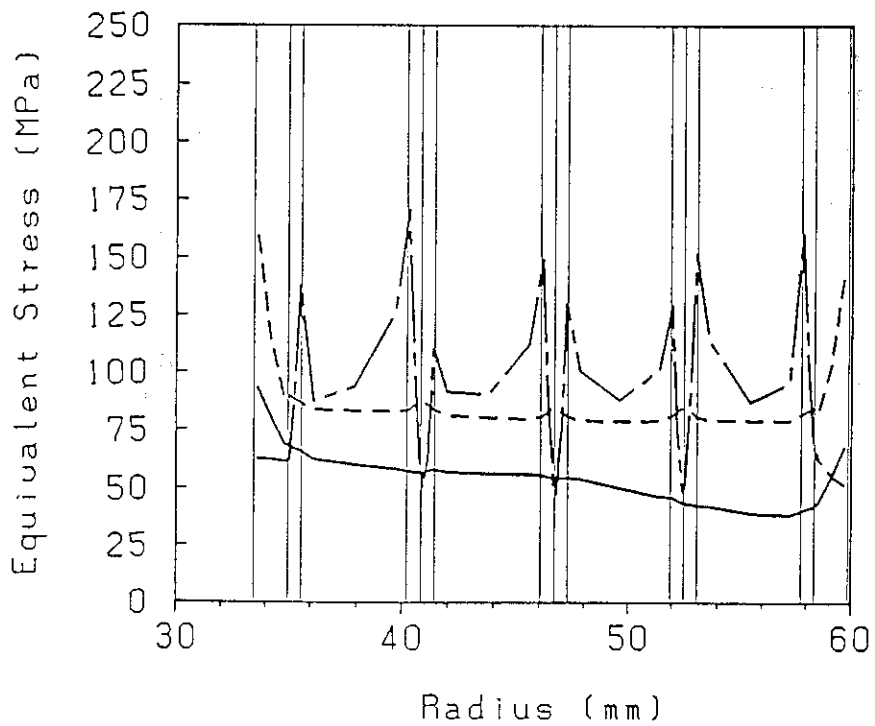


Fig. 12 Radial distributions of the equivalent stress by the thermal expansion in the bobbin-less model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line).

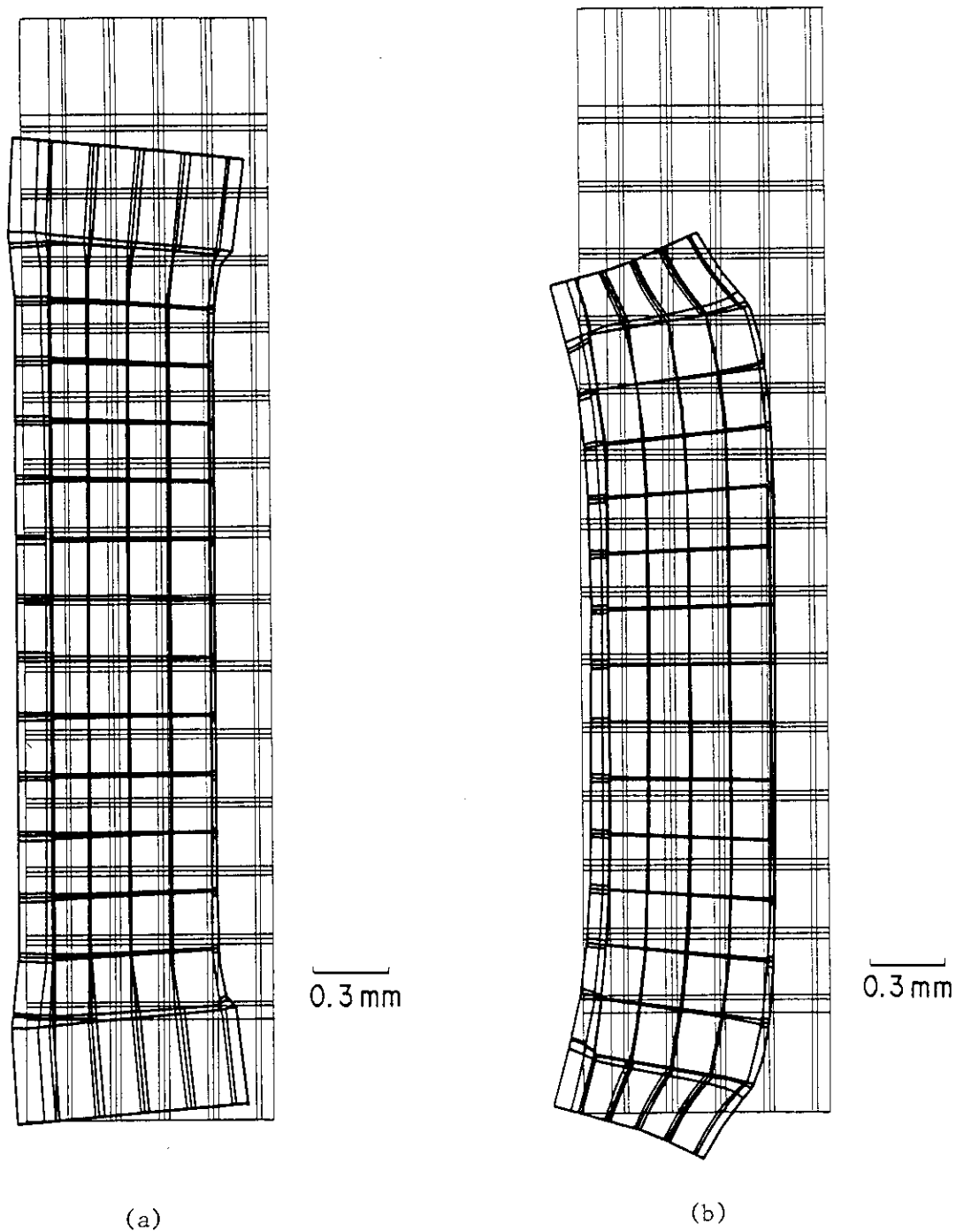


Fig. 13 Displacement by the thermal expansion in the SC bobbin model (a), the Epoxy bobbin model (b) and the FRP bobbin model (c).

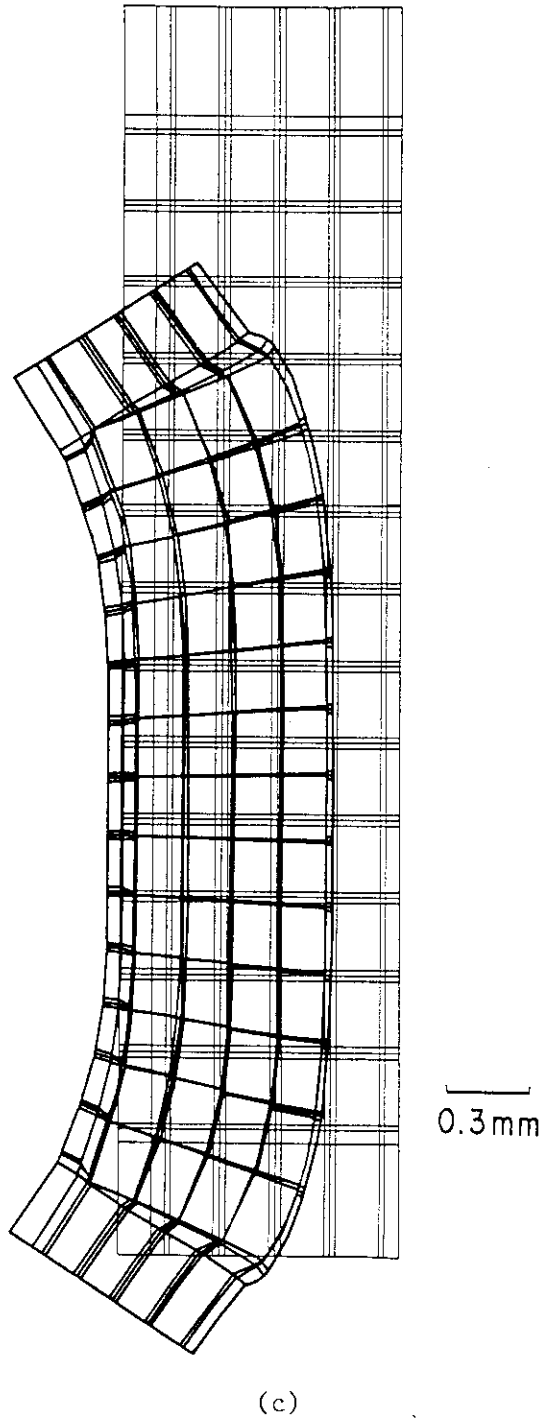


Fig. 13 Displacement by the thermal expansion in the SC bobbin model (a), the Epoxy bobbin model (b) and the FRP bobbin model (c).

- A : Stainless steel bobbin model
- B : Bobbinless model
- C : Superconductor bobbin model
- D : Epoxy bobbin model
- E : FRP bobbin model

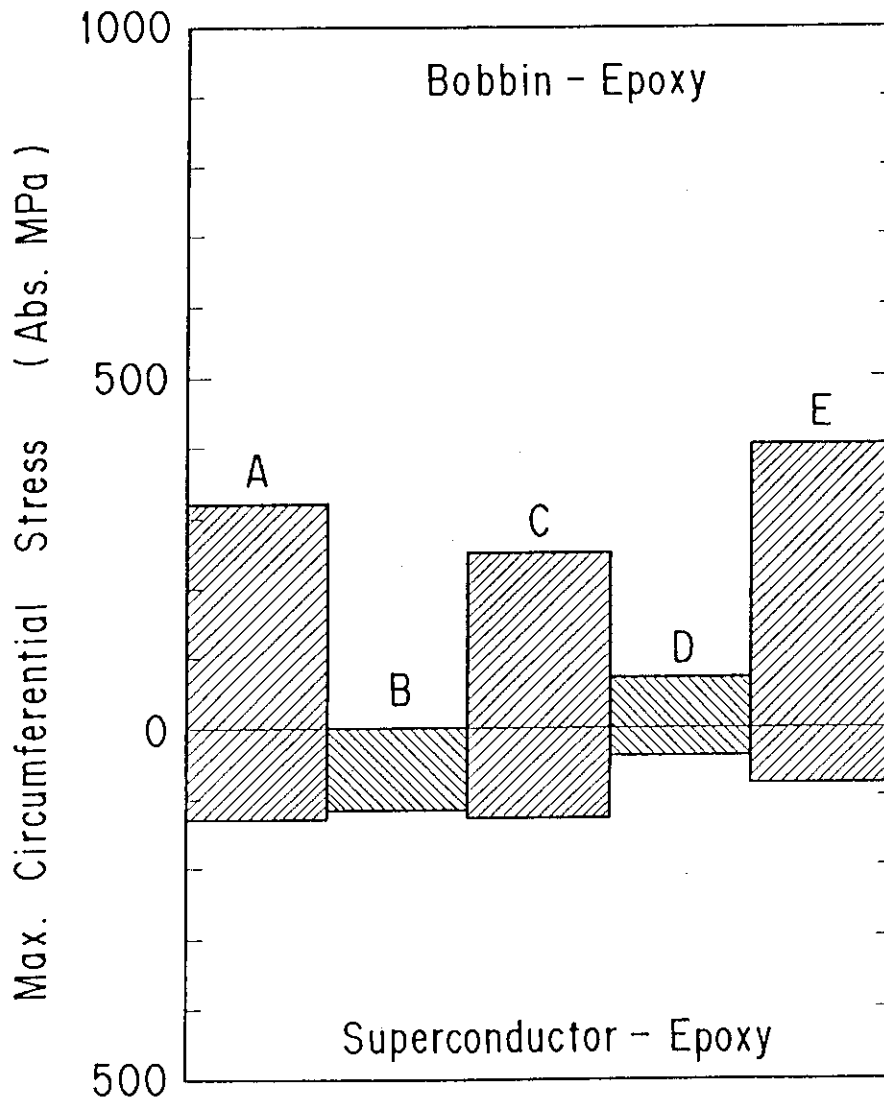


Fig. 14 Maximum circumferential stress by the thermal expansion of the each models.

- A : Stainless steel bobbin model
- B : Bobbinless model
- C : Superconductor bobbin model
- D : Epoxy bobbin model
- E : FRP bobbin model

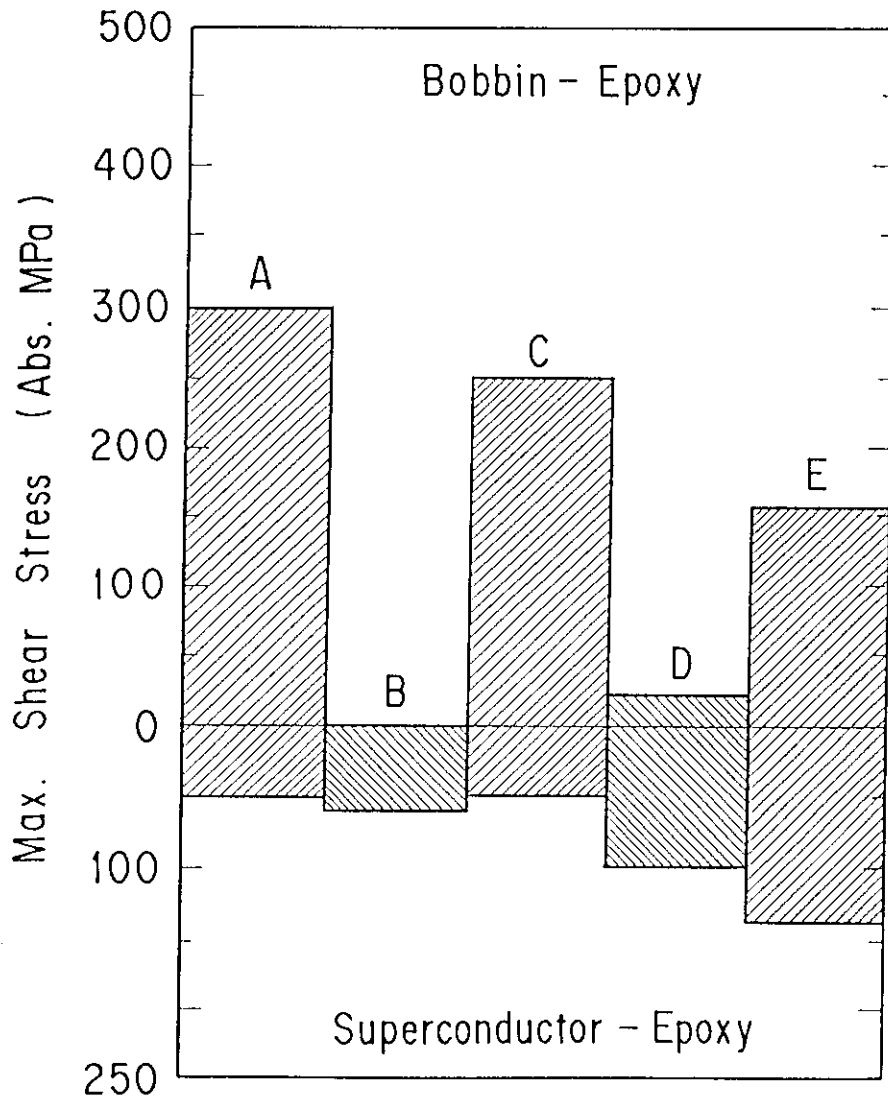


Fig. 15 Maximum shear stress by the thermal expansion of the each models.

- A : Stainless steel bobbin model
- B : Bobbinless model
- C : Superconductor bobbin model
- D : Epoxy bobbin model
- E : FRP bobbin model

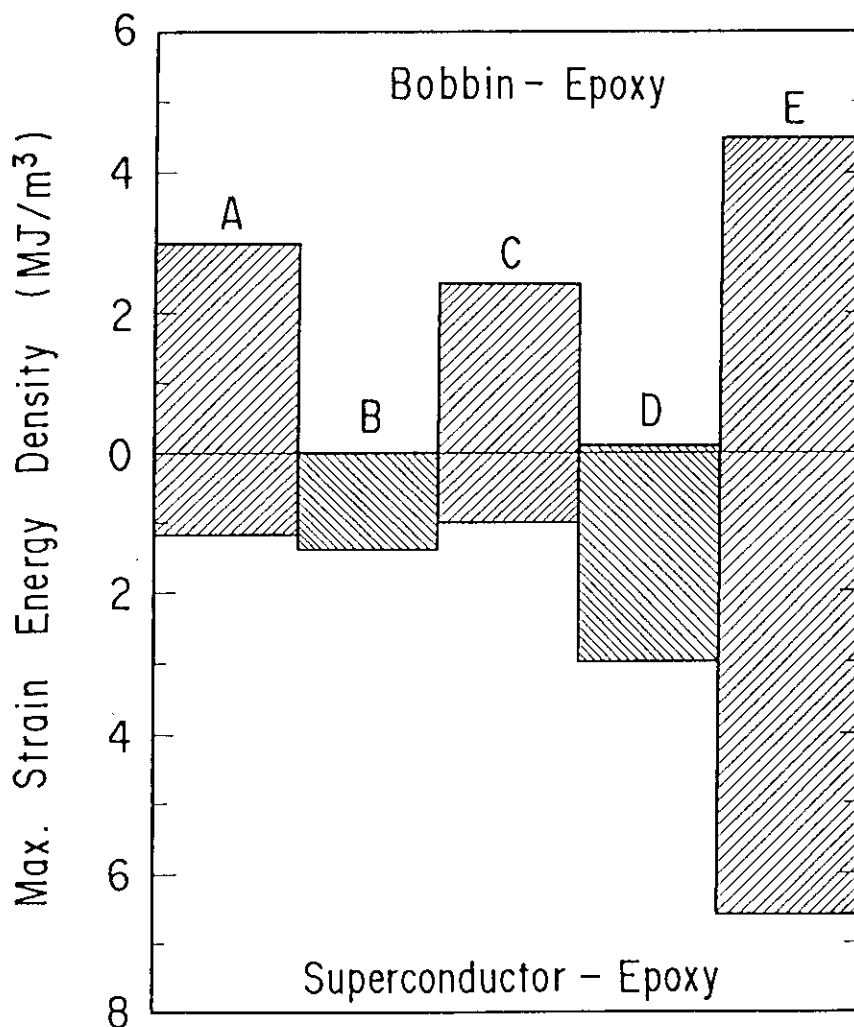


Fig. 16 Maximum strain energy density by the thermal expansion of the each models.

- A : Stainless steel bobbin model
- B : Bobbinless model
- C : Superconductor bobbin model
- D : Epoxy bobbin model
- E : FRP bobbin model

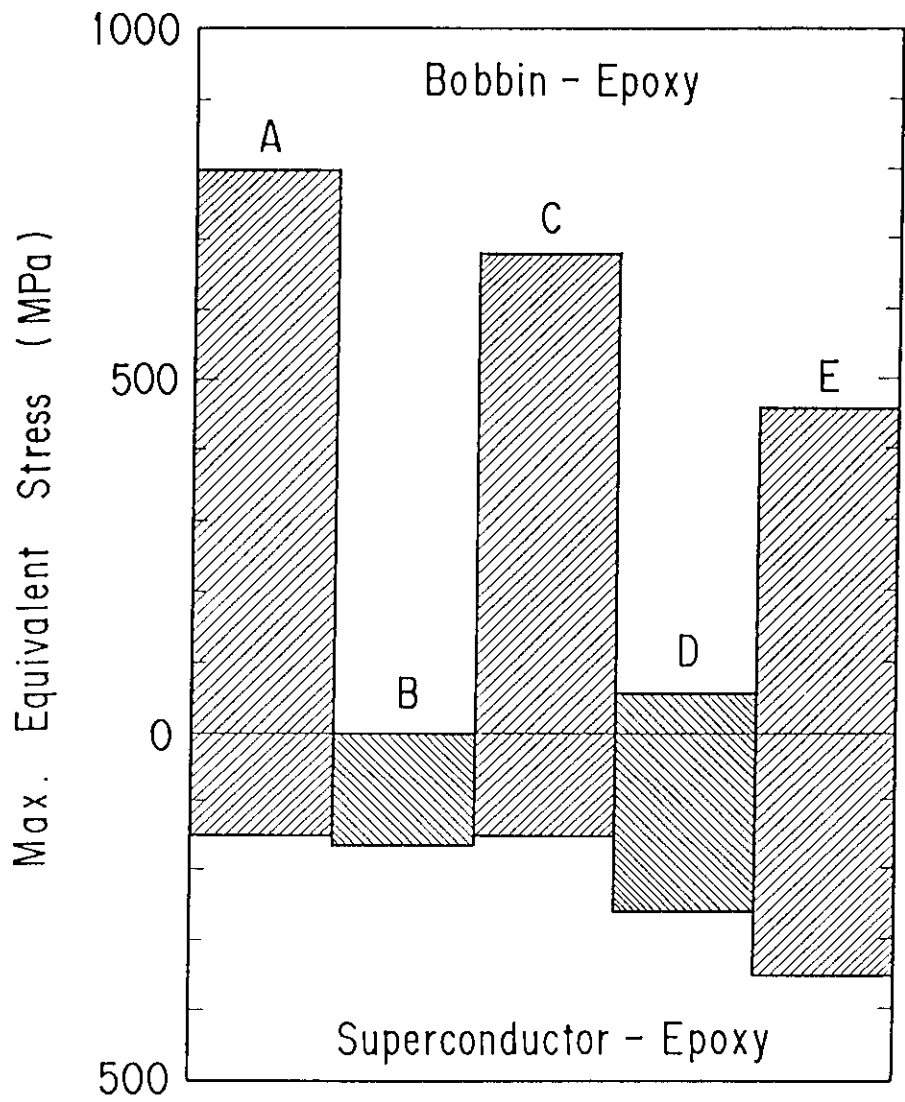
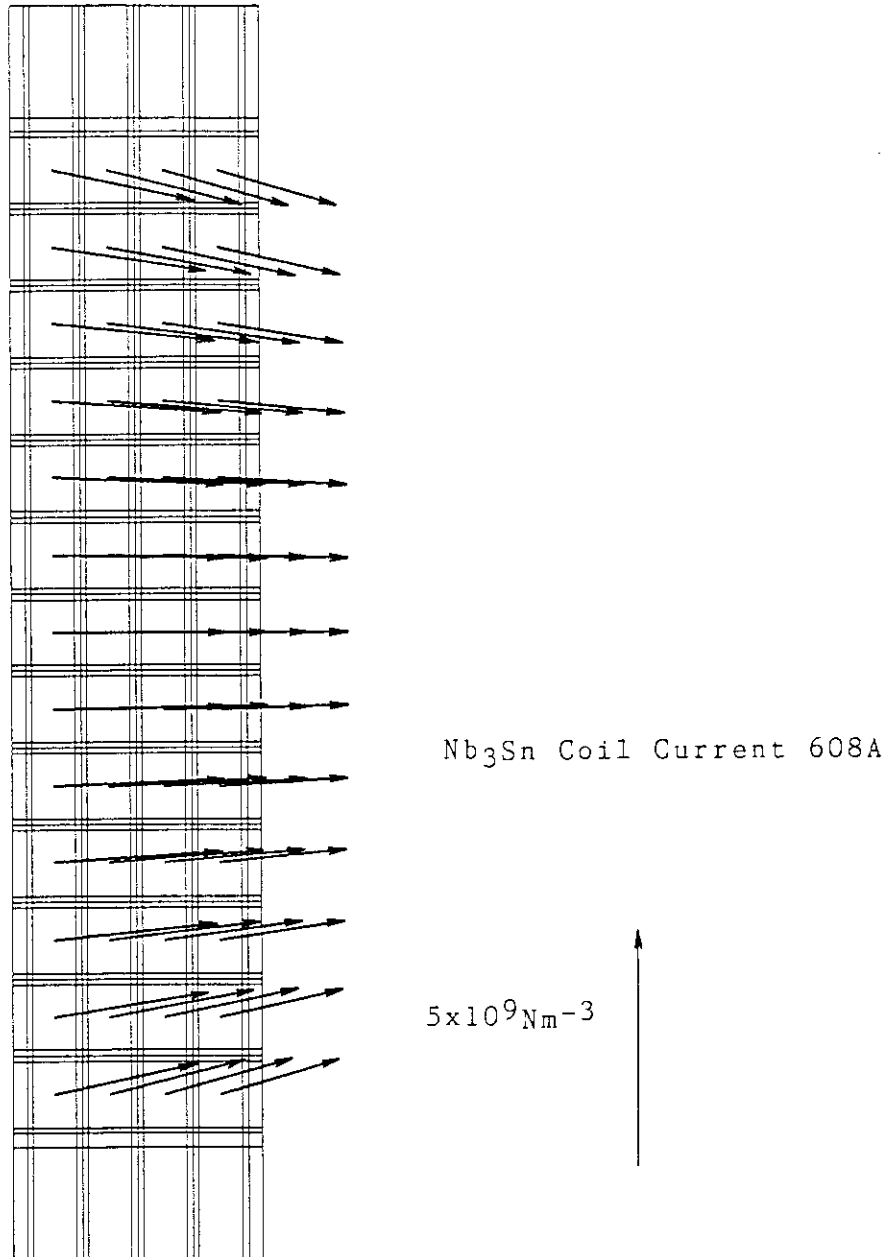
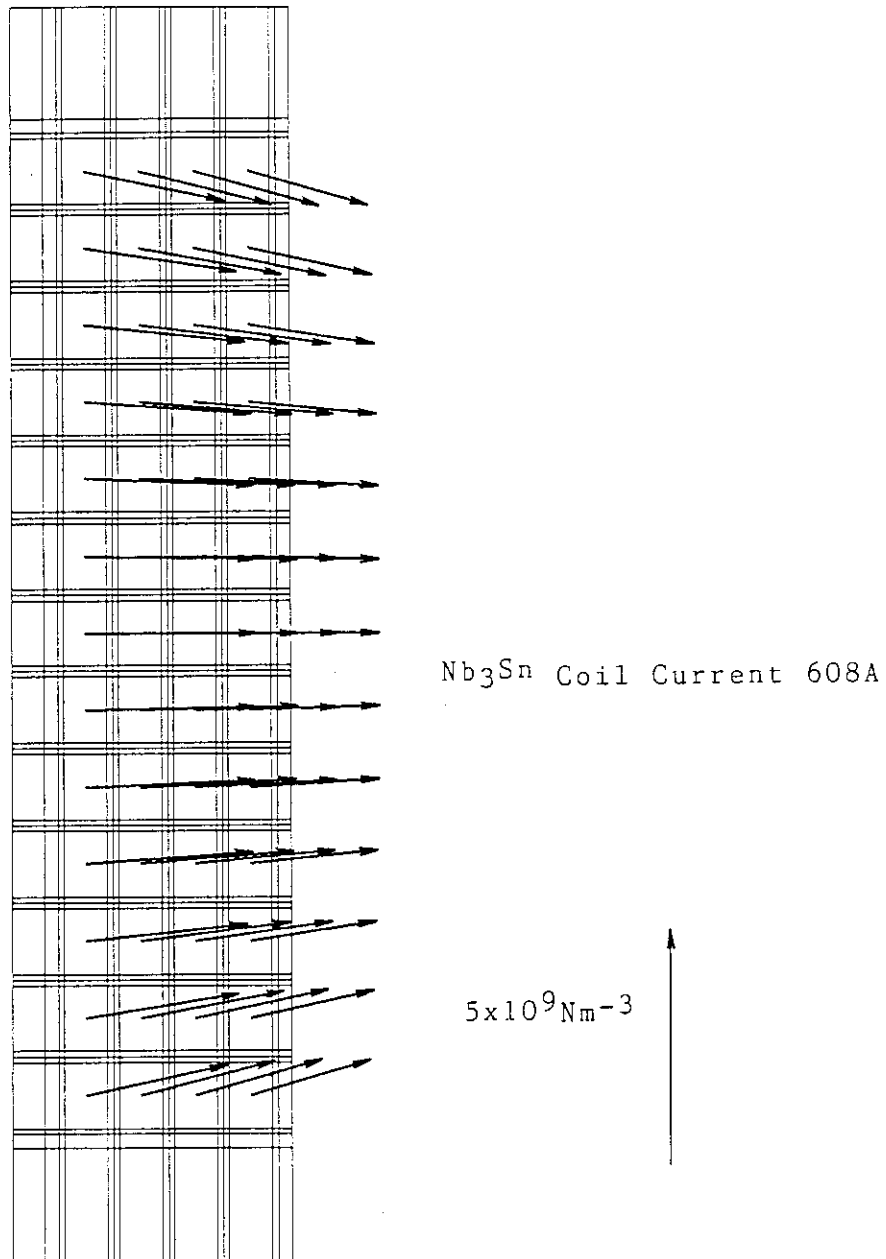


Fig. 17 Maximum equivalent stress by the thermal expansion in the of the each models.



(a)

Fig. 18 Body force distribution of the bobbinless model (a) and the SS, SC, Epoxy, and FRP bobbin model (b).



(b)

Fig. 18 Body force distribution of the bobbinless model (a) and the SS, SC, Epoxy, and FRP bobbin model (b).

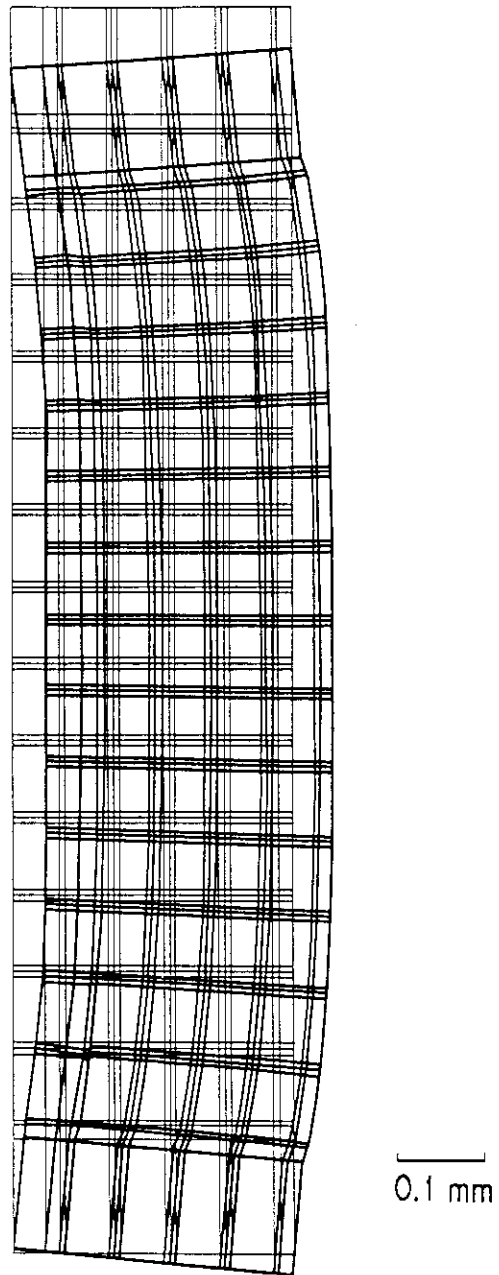


Fig. 19 Displacement by the Lorentz force in the SS bobbin model.

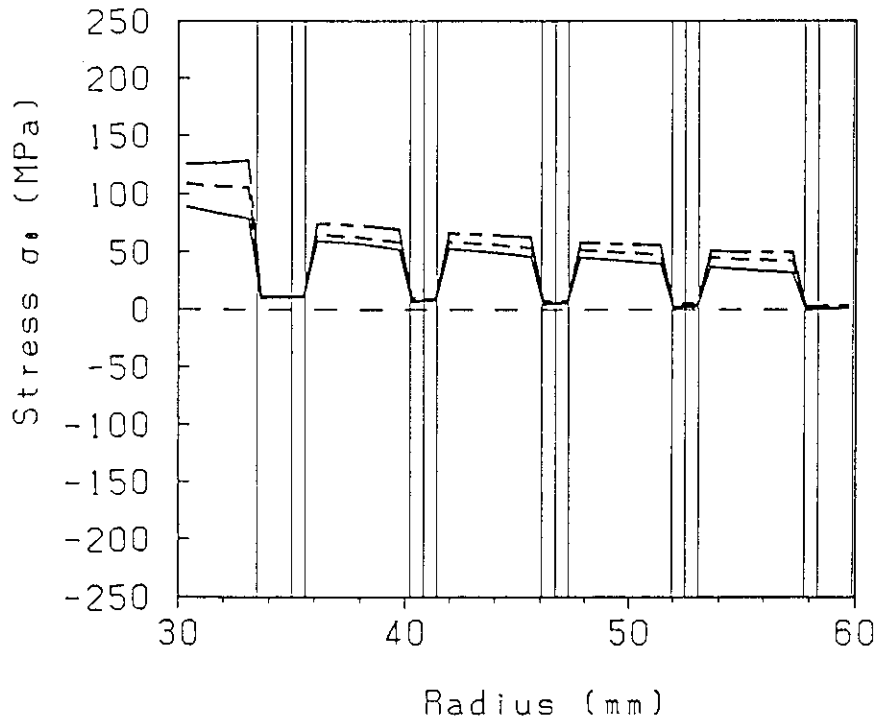


Fig. 20 Radial distributions of the circumferential stress by the Lorentz force in the SS bobbin model on $z=14.89\text{mm}$ (solid line), $z=17.60\text{mm}$ (dashed line) and $z=20.31\text{mm}$ (dot dash line).

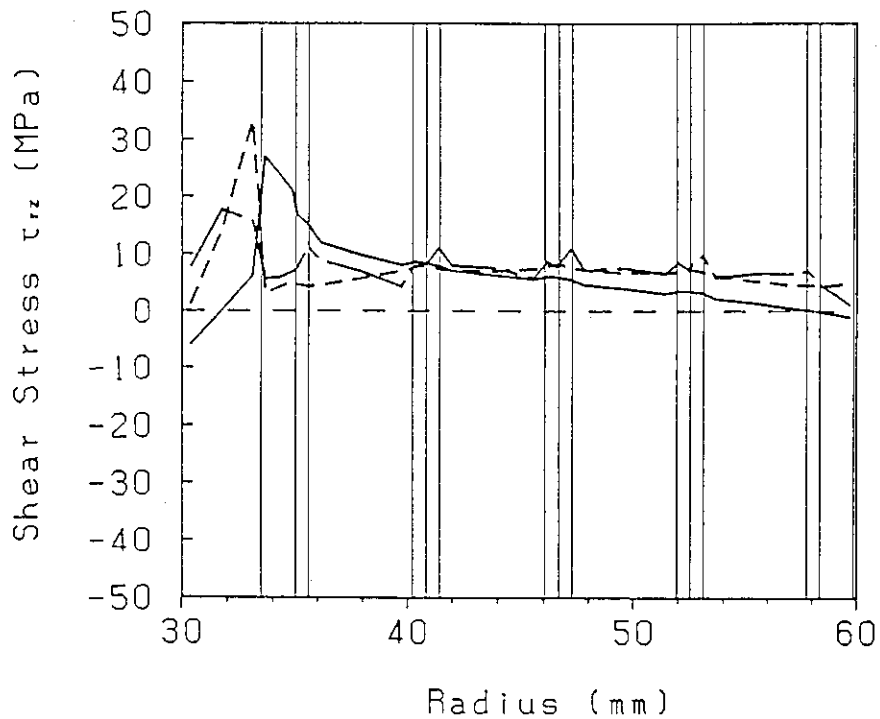


Fig. 21 Radial distributions of the shear stress by the Lorentz force in the SS bobbin model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line).

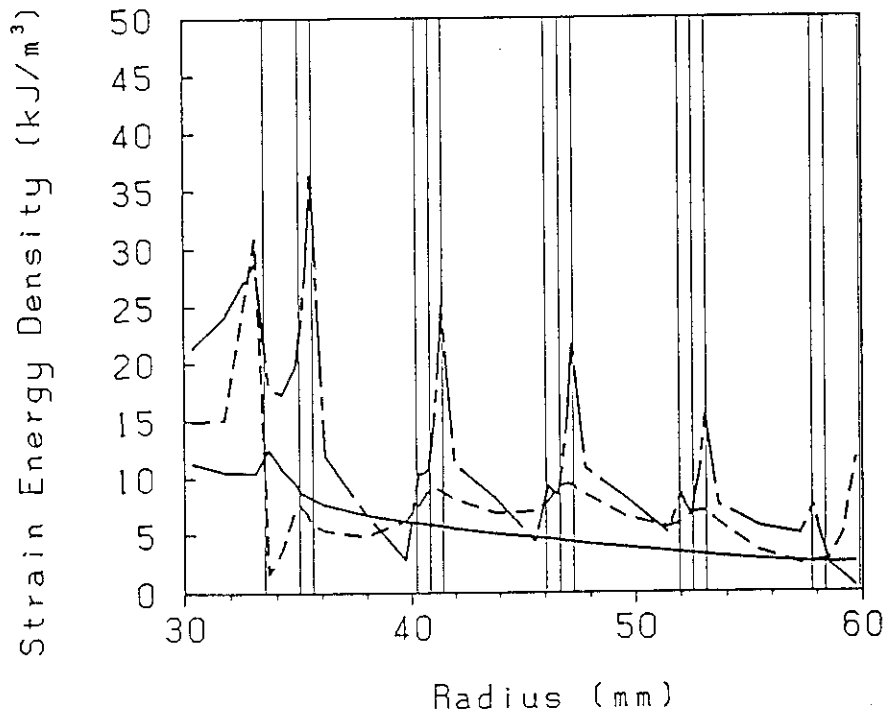


Fig. 22 Radial distributions of the strain energy density by the Lorentz force in the SS bobbin model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line).

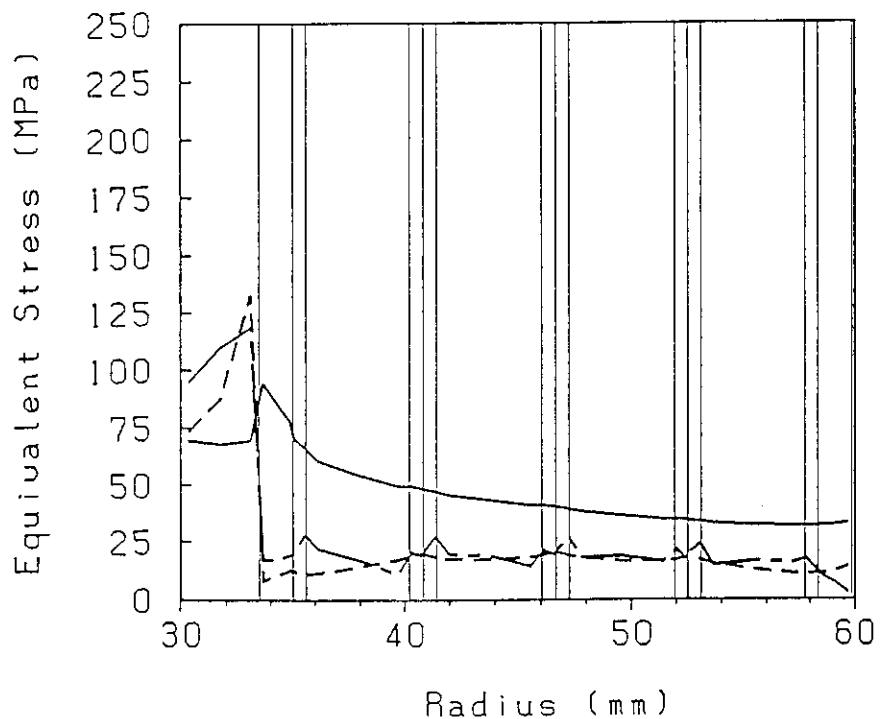


Fig. 23 Radial distributions of the equivalent stress by the Lorentz force in the SS bobbin model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line).

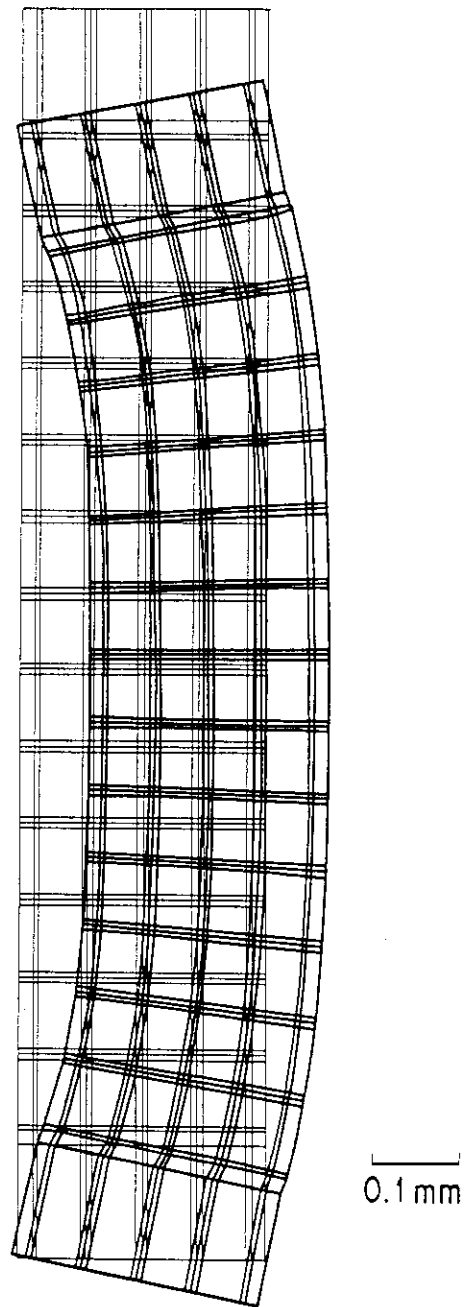


Fig. 24 Displacement by the Lorentz force in the bobbin-less model.

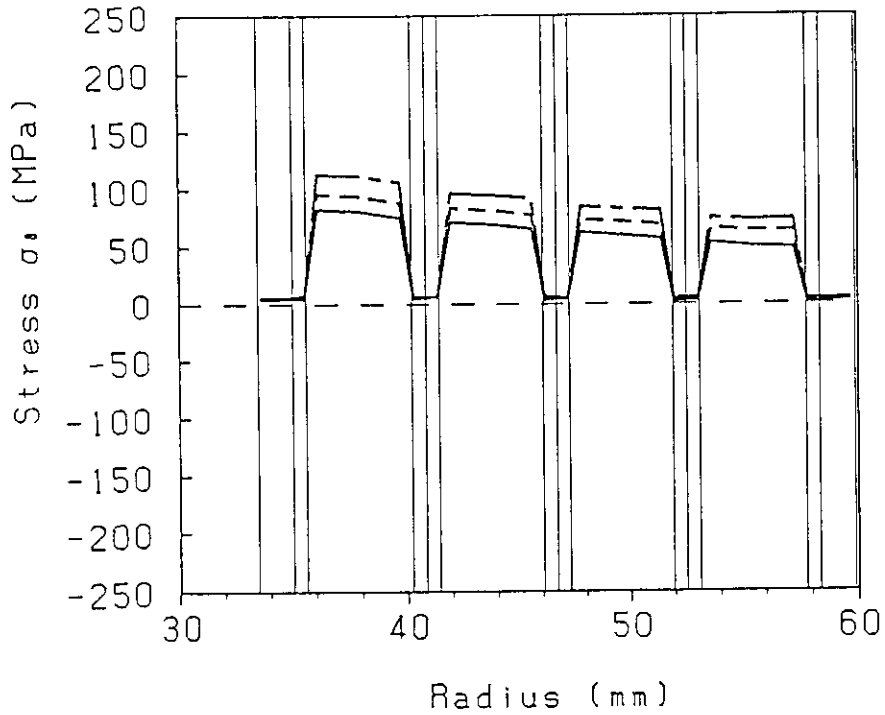


Fig. 25 Radial distributions of the circumferential stress by the Lorentz force in the bobbin-less model on $z=14.89\text{mm}$ (solid line), $z=17.60\text{mm}$ (dashed line) and $z=20.31\text{mm}$ (dot dash line).

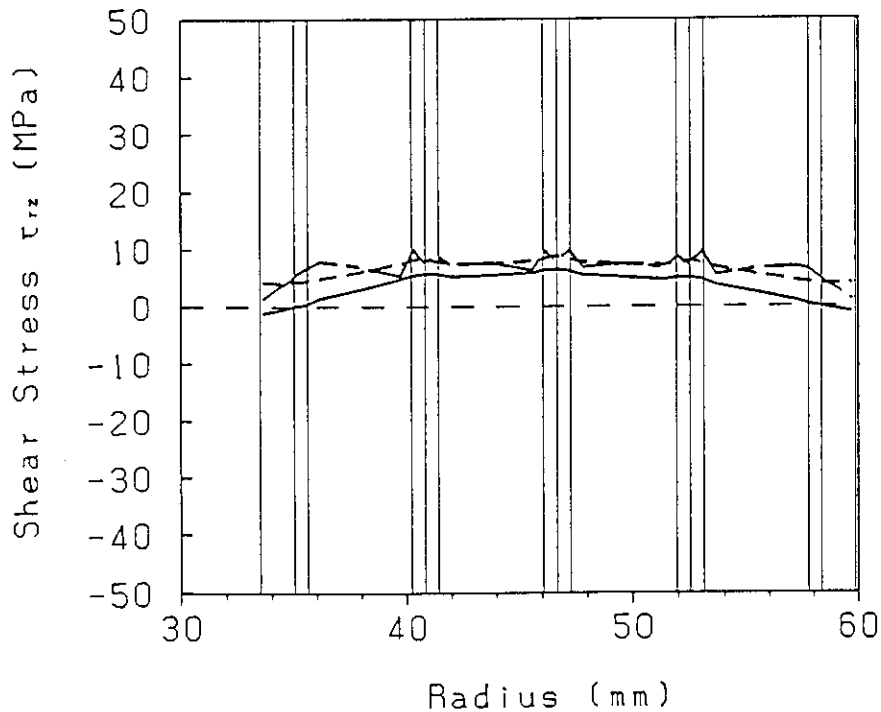


Fig. 26 Radial distributions of the shear stress by the Lorentz force in the bobbin-less model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line).

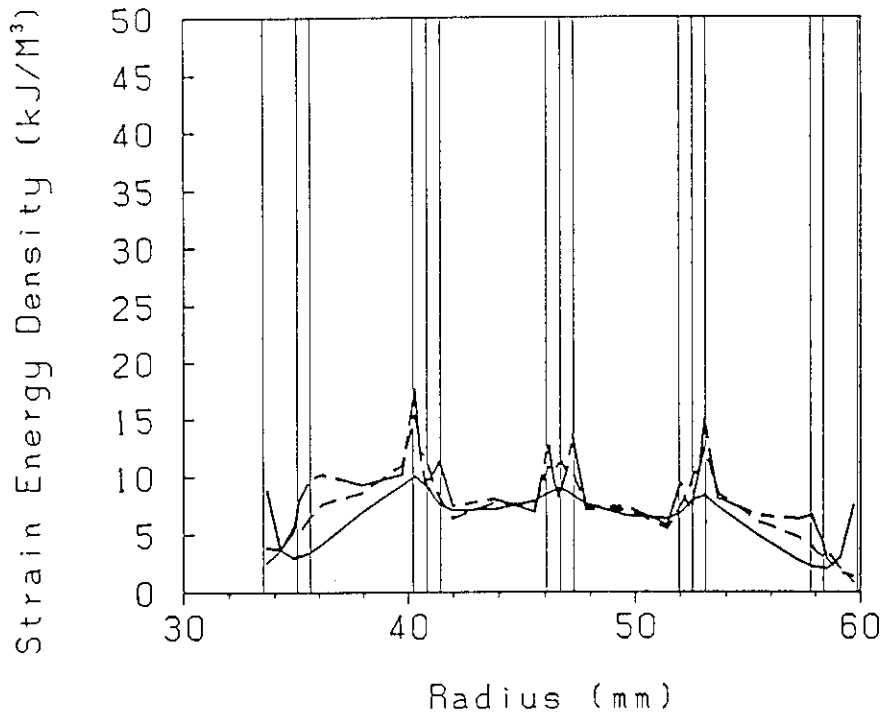


Fig. 27 Radial distributions of the strain energy density by the Lorentz force in the bobbin-less model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line).

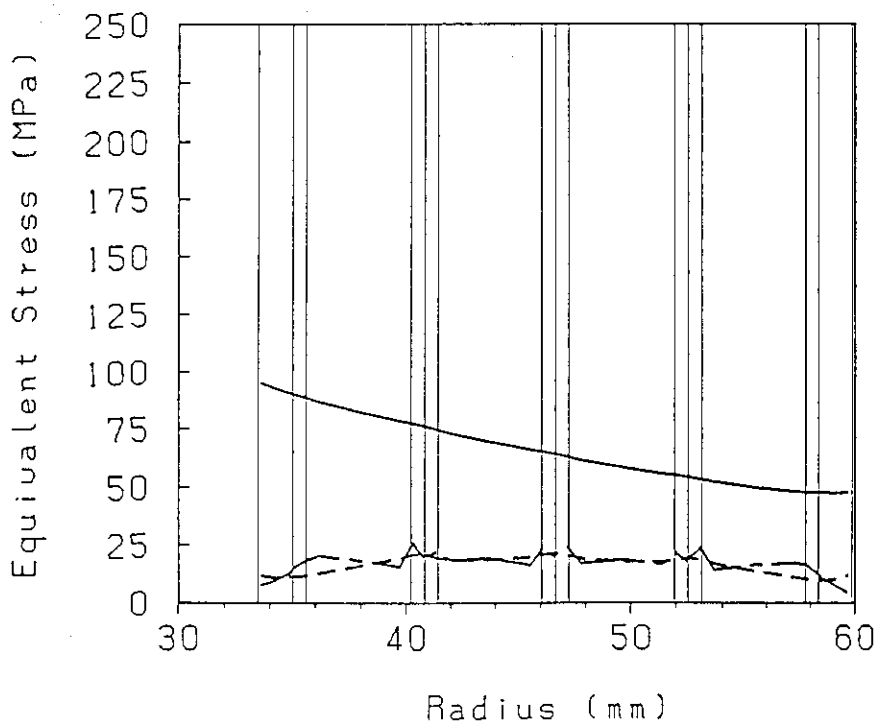


Fig. 28 Radial distributions of the equivalent stress by the Lorentz force in the bobbin-less model on $z=10.65\text{mm}$ (solid line), $z=12.17\text{mm}$ (dashed line) and $z=14.03\text{mm}$ (dot dash line).

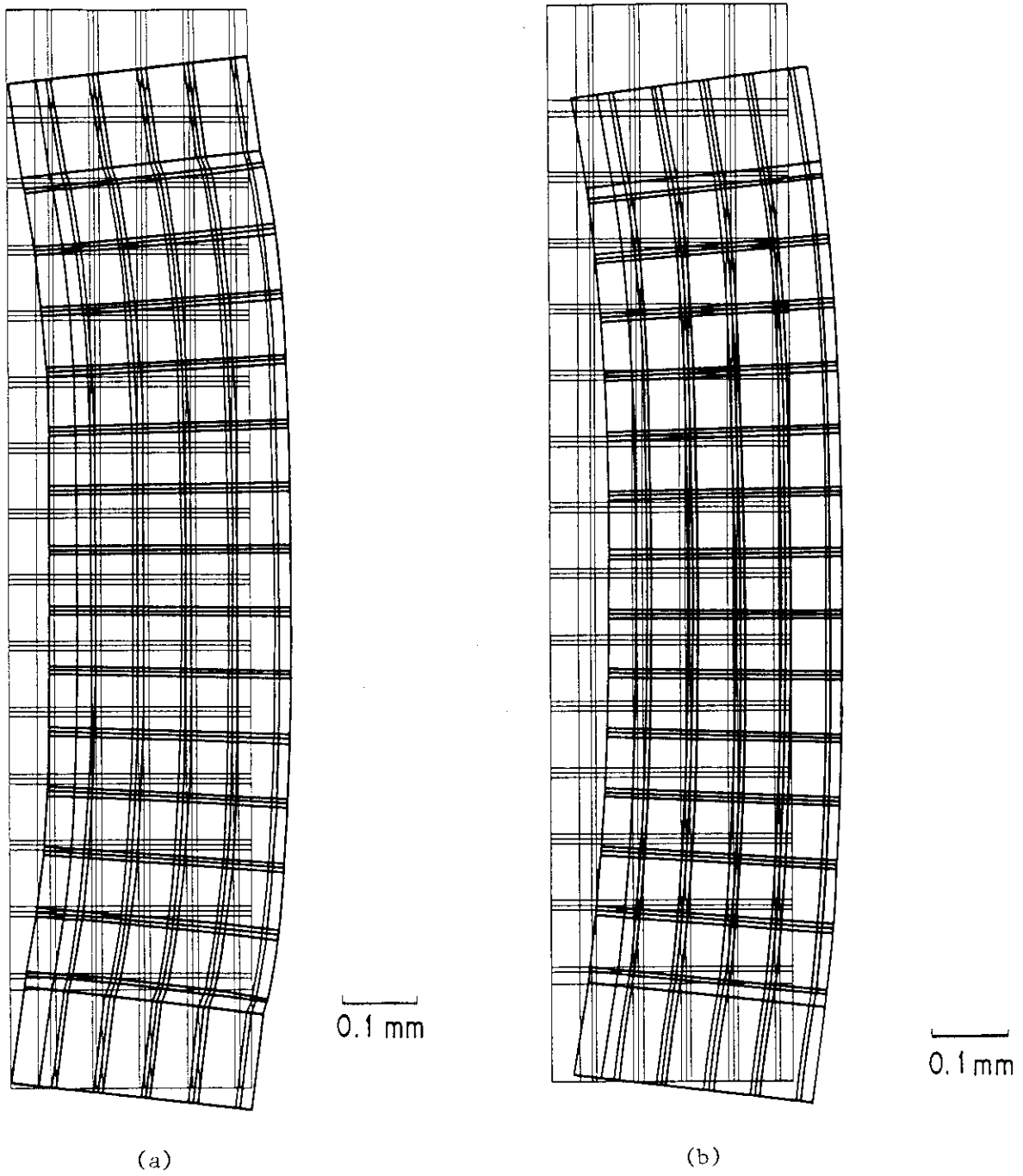
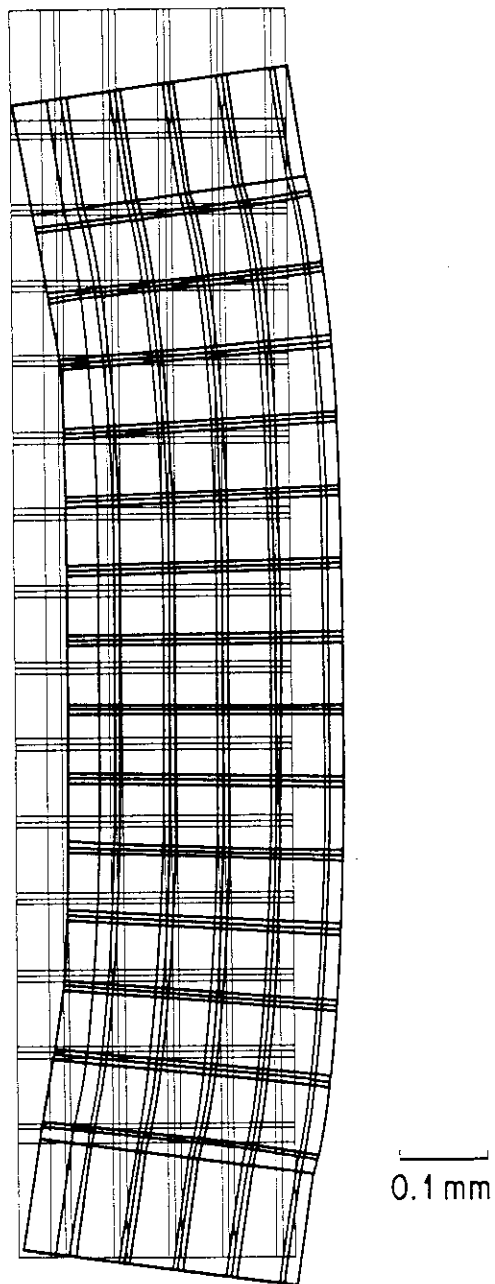


Fig. 29 Displacement by the Lorentz force in the SC bobbin model (a), the Epoxy bobbin model (b) and the FRP bobbin model (c).



(c)

Fig. 29 Displacement by the Lorentz force in the SC bobbin model (a), the Epoxy bobbin model (b) and the FRP bobbin model (c).

- A : Stainless steel (SS) bobbin model
- B : Bobbinless model
- C : Superconductor bobbin model
- D : Epoxy bobbin model
- E : FRP bobbin model
- F : SS - slit bobbin model
- G : Bobbinless - slit model

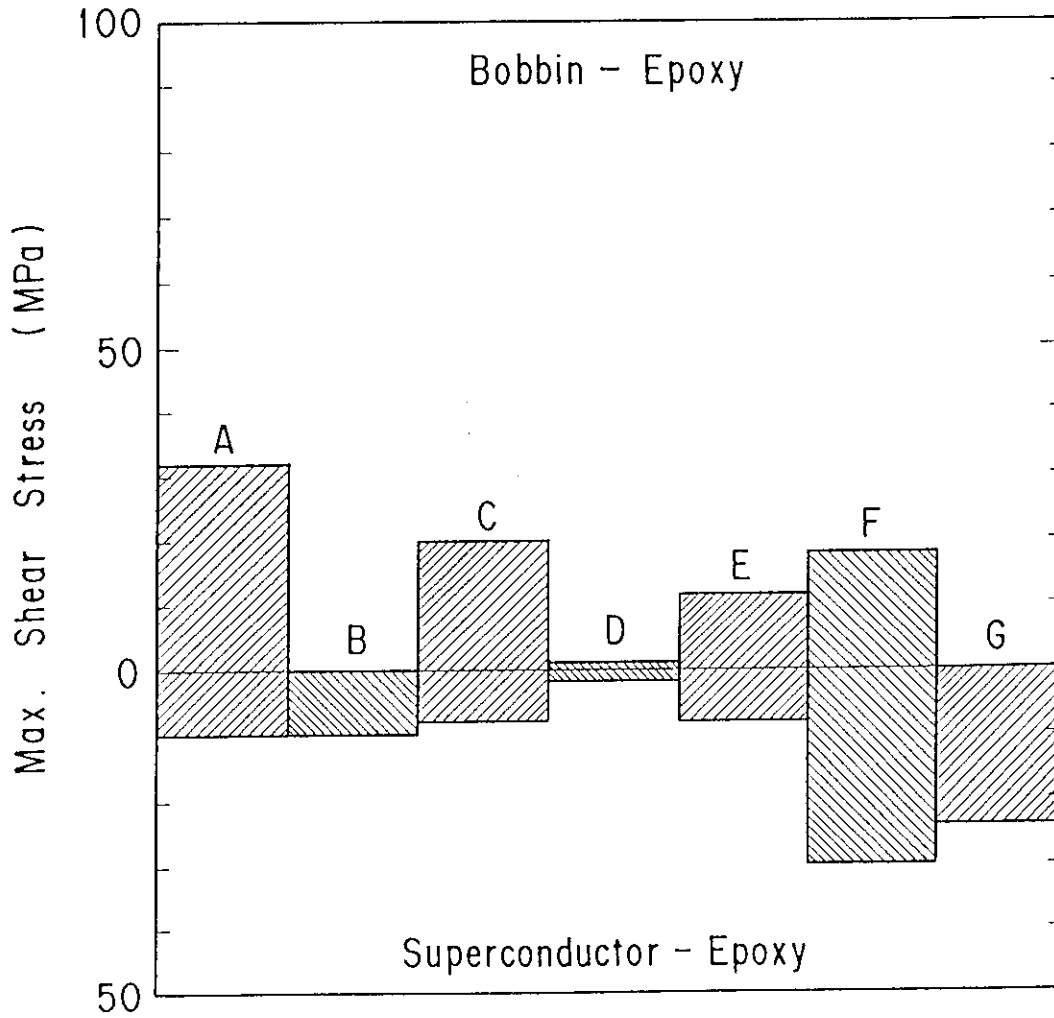


Fig. 30 Maximum shear stress by the Lorentz force of the each models.

- A : Stainless steel (SS) bobbin model
- B : Bobbinless model
- C : Superconductor bobbin model
- D : Epoxy bobbin model
- E : FRP bobbin model
- F : SS - slit bobbin model
- G : Bobbinless - slit model

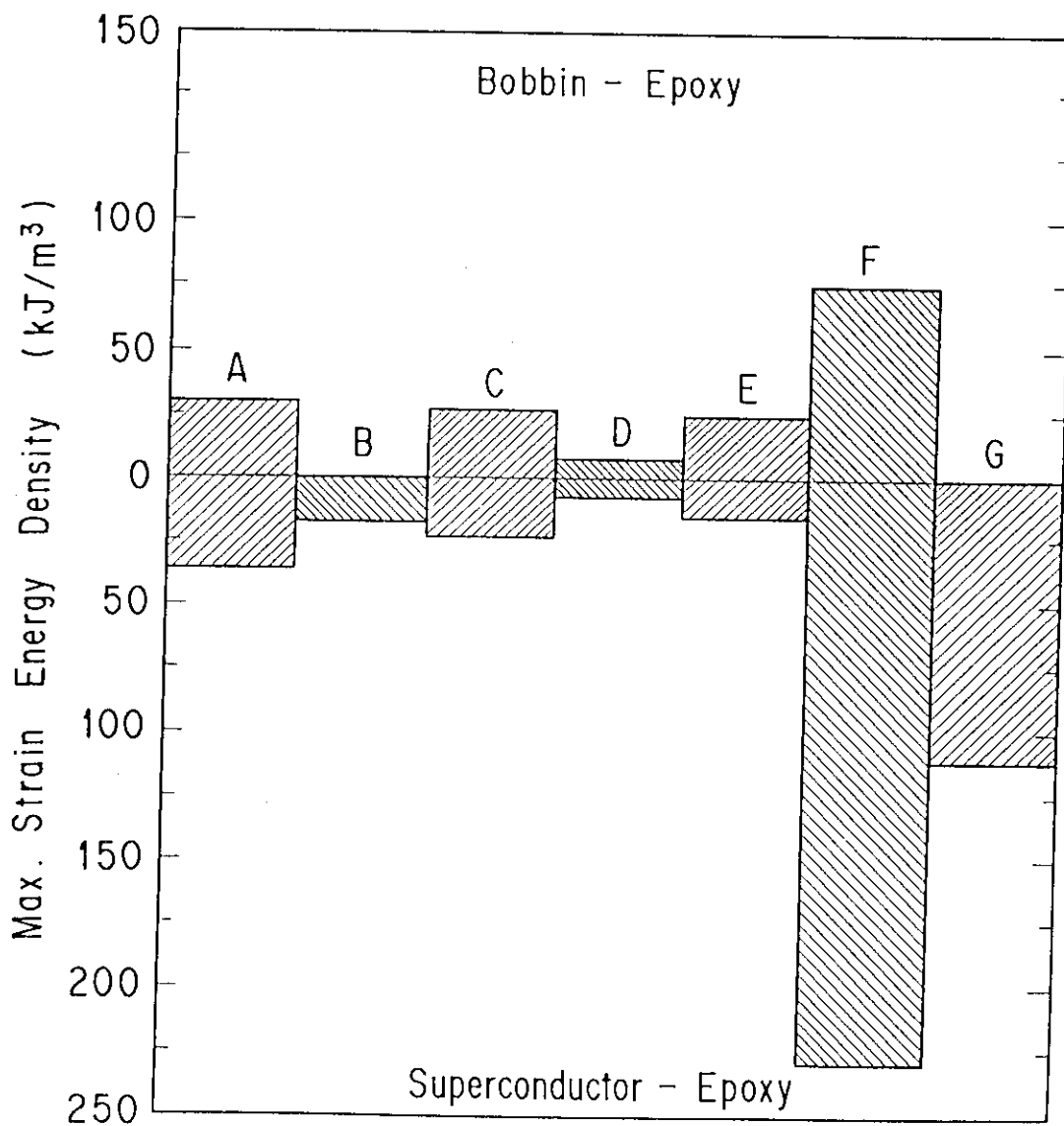


Fig. 31 Maximum strain energy density by the Lorentz force of the each models.

- A : Stainless steel (SS) bobbin model
- B : Bobbinless model
- C : Superconductor bobbin model
- D : Epoxy bobbin model
- E : FRP bobbin model
- F : SS - slit bobbin model
- G : Bobbinless - slit model

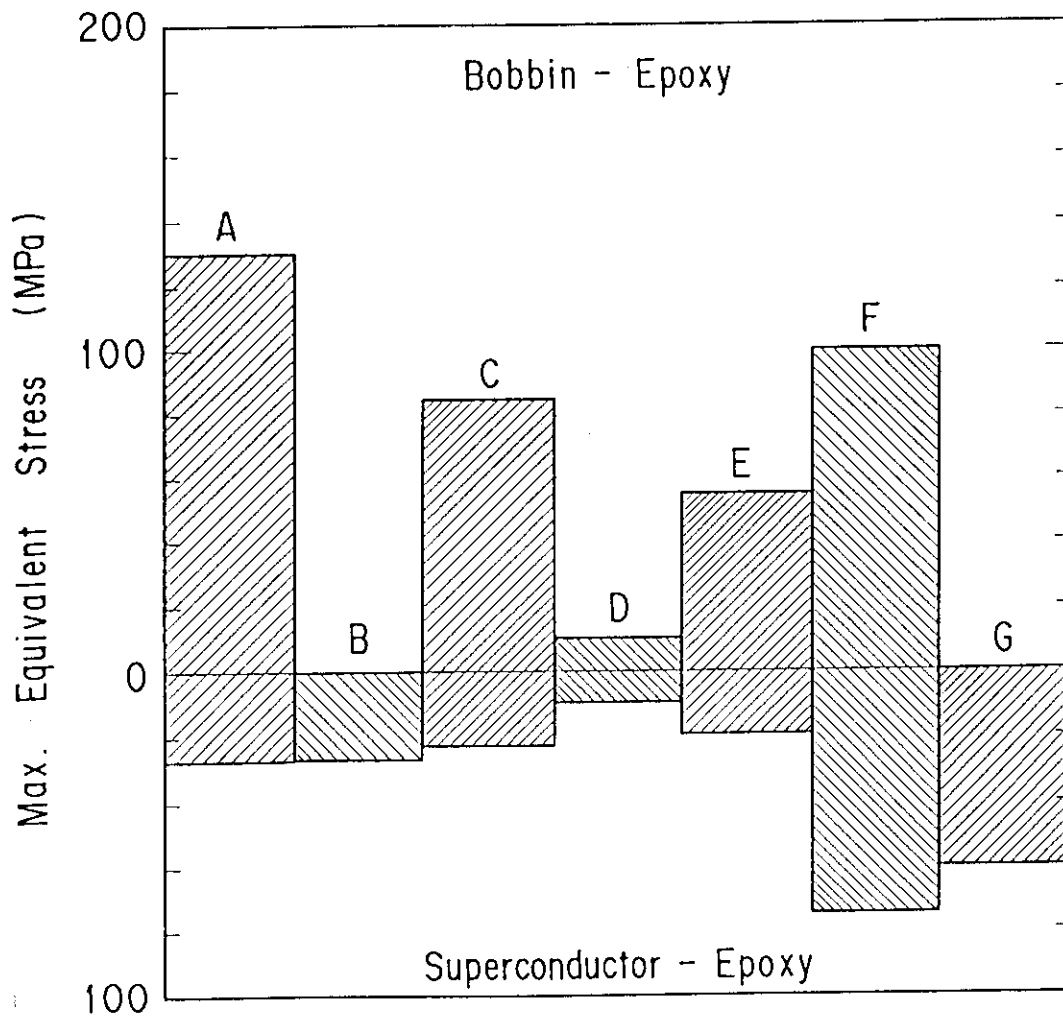


Fig. 32 Maximum equivalent stress by the Lorentz force of the each models.

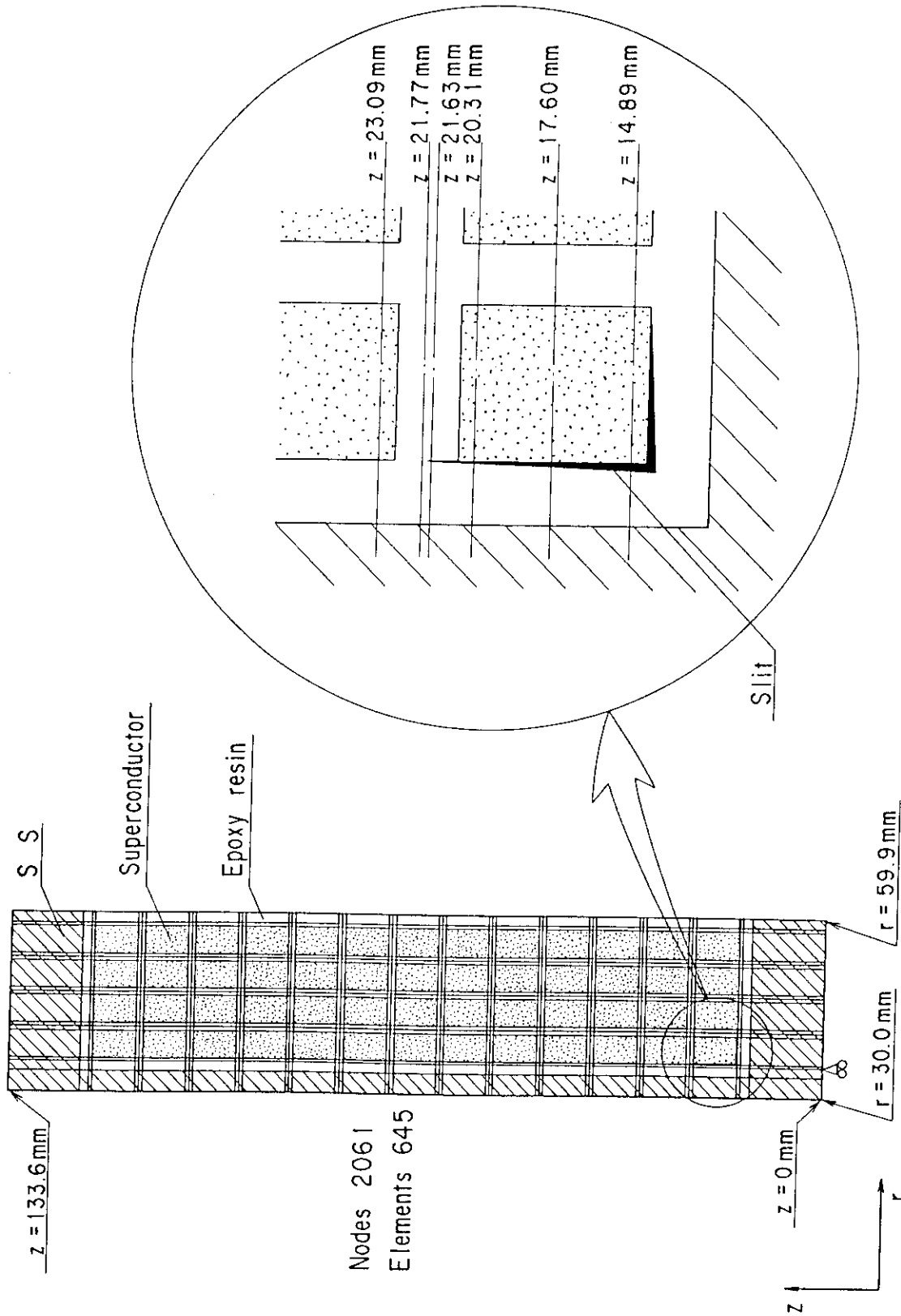


Fig. 33 Mesh design of the SS bobbin slit model.

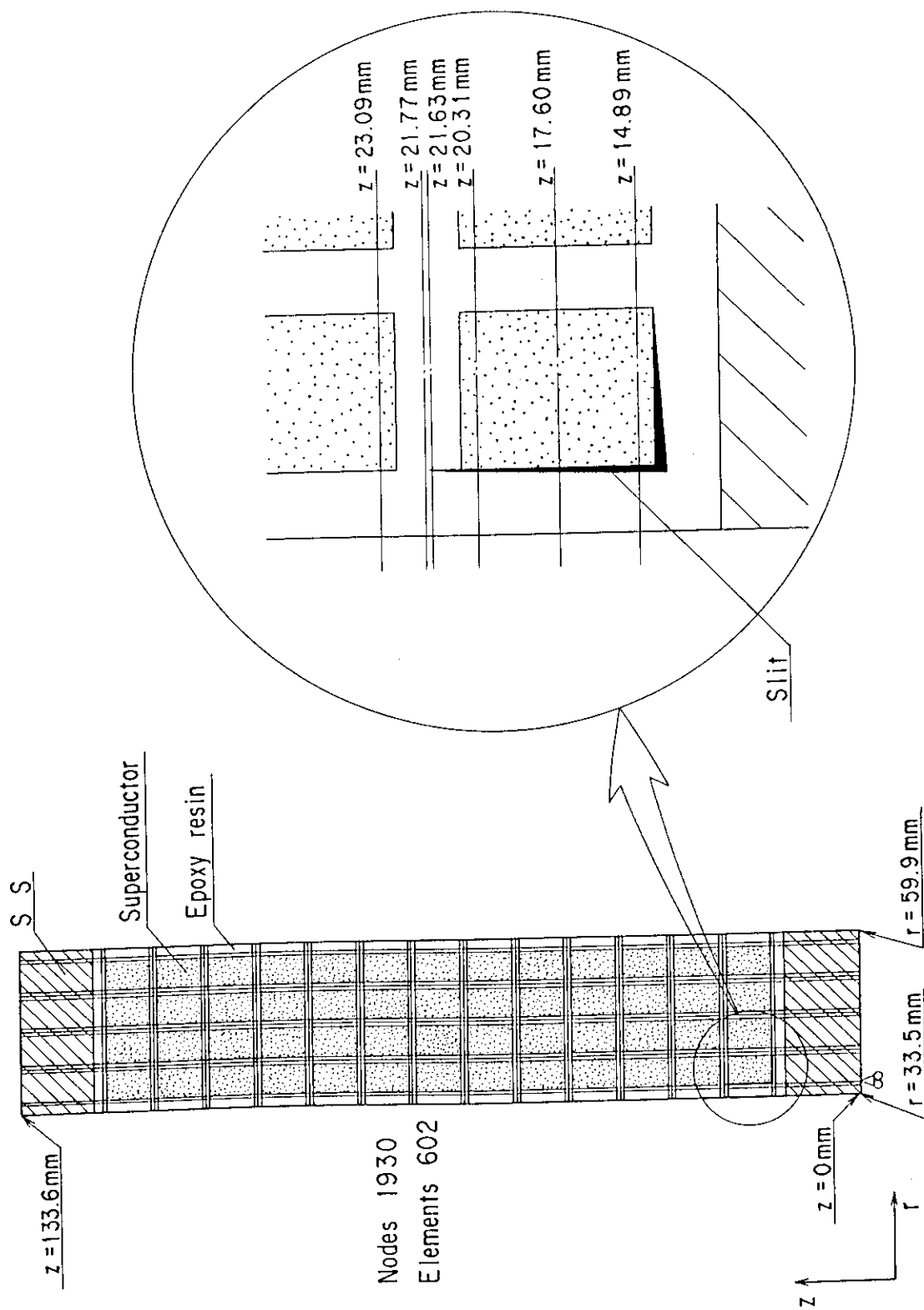


Fig. 34 Mesh design of the bobbin-less slit model.

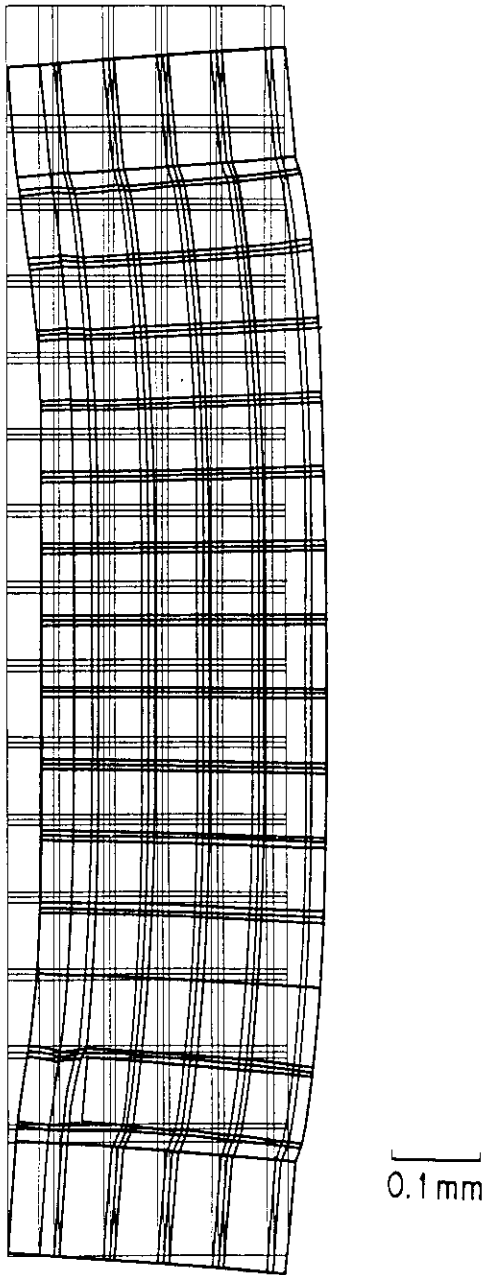


Fig. 35 Displacement by the Lorentz force in the SS bobbin slit model.

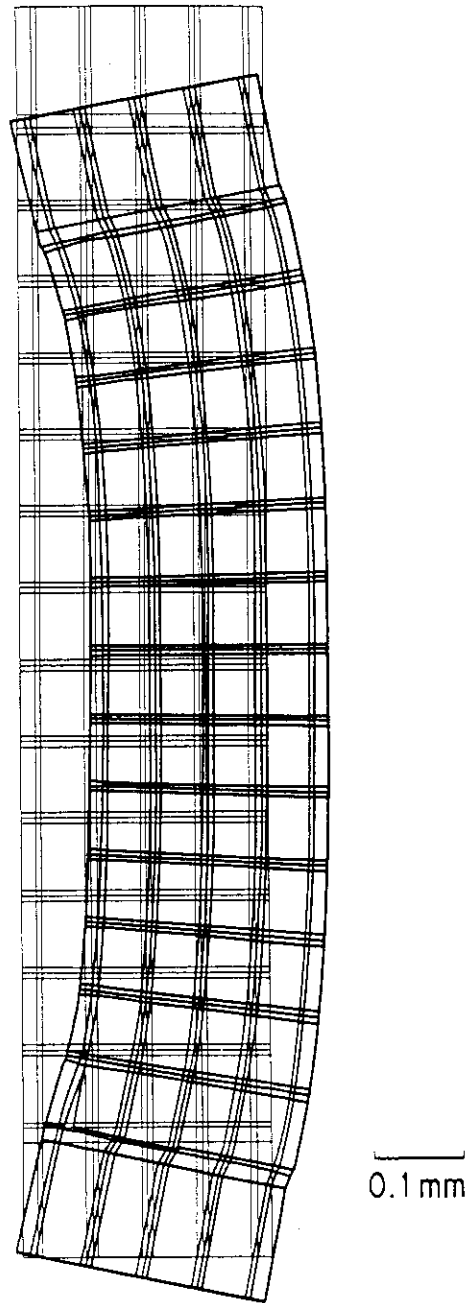


Fig. 36 Displacement by the Lorentz force in the bobbin-less slit model.