

J A E R I - M
93-091

核融合実験炉(ITER/CDA)ブランケット
支持構造の概念設計と試作開発

1993年3月

西尾 敏・渋井 正直・清水 克祐
小泉 興一・阿部 哲也・多田 栄介

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。
入手の間合わせは、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、お申しこみください。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）で複写による実費領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, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1993

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 ニッセイエプロ株式会社

核融合実験炉 (ITER/CDA) ブランケット支持構造の概念設計と試作開発

日本原子力研究所那珂研究所核融合工学部

西尾 敏・渋井 正直・清水 克祐

小泉 興一・阿部 哲也・多田 栄介

(1993年3月10日受理)

核融合実験炉 (ITER) のブランケット支持構造の概念設計を実施し、これに基づいた技術開発課題を抽出した。それらの概要を以下に記す。

トカマク装置のブランケットはドーナツ状のプラズマを取り囲む様に配置され、真空容器の中に収納される。ブランケット構造体は炉の寿命中数回程度の交換が想定されており、真空容器を取り外すことなく交換できるように多数のモジュールに分割され、ポート開口部より出し入れされる。ブランケットモジュールの支持機構には強大な電磁力に耐えるよう強固な支持が要求されると同時に、交換の際には容易に取り外すことができなければならない。これら要求に応える支持機構として、我々はキー/コッター概念を選定し、コッターの駆動には水圧を利用した形状可変管 (金属風船) 型とピストン型を適材適所に使い分けることとした。キー/コッター支持機構成立の鍵となるこれら駆動機構については試作試験を実施し、実機適用の見通しを得た。

支持機構にとって重要な設計条件である電磁力解析は機器間の適切な電気絶縁あるいは導通を前提としている。機器間に施すこれら絶縁コーティング技術及び導通コーティング技術についても、コーティング材の選定をし、コーティング方法を確立した。性能試験の結果から仕様を満足していることを確認した。

Design and Development of Supporting System for
ITER/CDA Blanket Box Structure

Satoshi NISHIO, Masanao SHIBUI, Katsusuke SHIMIZU
Koichi KOIZUMI, Tetsuya ABE and Eisuke TADA

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

(Received March 10, 1993)

For ITER/CDA, a conceptual design of support structure for replaceable blanket box structure and its associated R&D activities, conducted from '90 to '92, are described.

Since the sufficient stiffness against the enormous electromagnetic loads and the easy replaceability are required for the support structure, the cotter driven by hydraulic pressure has been employed as a locking/unlocking mechanism. Two kinds of hydraulic driving mechanism have been designed, manufactured and tested. Those are a "piston jack" type and a "flexible tube" type. In the latter type, the stroke is obtained by changing the cross section of the flexible tube from a flat racetrack shape to a fat shape by hydraulic pressure. According to the results of performance test, both of two mechanisms are found to be practically available.

The surface condition of in-vessel components have been designed to be insulating or conducting in accordance with electric design requirements. For the insulation coating, Al_2O_3 has been selected as the material and a plasma spray method has been applied as the coating procedure. For the conduction coating, Cr_3C_2 has been selected as the material and JET-KOTE method has been applied as the coating procedure. Both methods have been successfully developed and have been confirmed to be applicable to the actual machine.

Keywords: ITER, Fusion Experimental Reactor, Containment Structure,
Supporting Structure, Locking Mechanism, Insulation Coating,
Conduction Coating

目 次

1. はじめに	1
2. 設計条件	2
2.1 ブランケットの構造条件	2
2.2 ブランケットの熱伸び条件(真空容器との相対量)	5
2.3 ブランケットの電磁力条件	10
3. 支持構造設計	30
3.1 支持機構概念の選択	30
3.2 外側ブランケット	36
3.3 内側ブランケット	44
4. 試作開発	62
4.1 金属風船型コッター駆動機構	62
4.2 ピストン型コッター駆動機構	77
4.3 電気絶縁/導通(摺動)コーティング	85
5. まとめと今後の課題	92
謝 辞	92
参考文献	92

Contents

1. Introduction	1
2. Design Condition	2
2.1 Design Requirements for Blanket Structure	2
2.2 Condition of Thermal Expansion	5
2.3 Condition of Electromagnetic Loads	10
3. Structural Design	30
3.1 Design Choice of Support Structure	30
3.2 Outboard Blanket	36
3.3 Inboard Blanket	44
4. Present Status of On-going R&D Activities	62
4.1 Cotter Driving Metallic Balloon	62
4.2 Cotter Driving Piston Jack	77
4.3 Surface Conditioning for Insulation/Conduction	85
5. Conclusion and Future Tasks	92
Acknowledgments	92
References	92

1. はじめに

1988年から概念設計が開始された国際熱核融合実験炉（ITER：International Thermonuclear Experimental Reactor）は、1987年までの約9年間に渡って概念設計が進められたINTOR（International Tokamak Reactor）¹⁾とは明確に区別される。根本的な相違点は、プラズマ物理のデータベース、特に装置諸元に直接の影響を及ぼすプラズマエネルギーの閉じ込め時間にある。従来は、プラズマのエネルギー閉じ込め時間の経験則として、Alcator 則あるいはINTOR 則に基づいてプラズマ設計がなされたのに対して²⁾、1988年以降の装置設計では、プラズマ実験の進展に伴い新たに提唱されたLモード比例則に基づいている。端的に言えば、1988年以降は装置の大型化及びプラズマ電流の増大が要請されるようになり、工学上の設計思想を見直す必要が生じた。³⁾

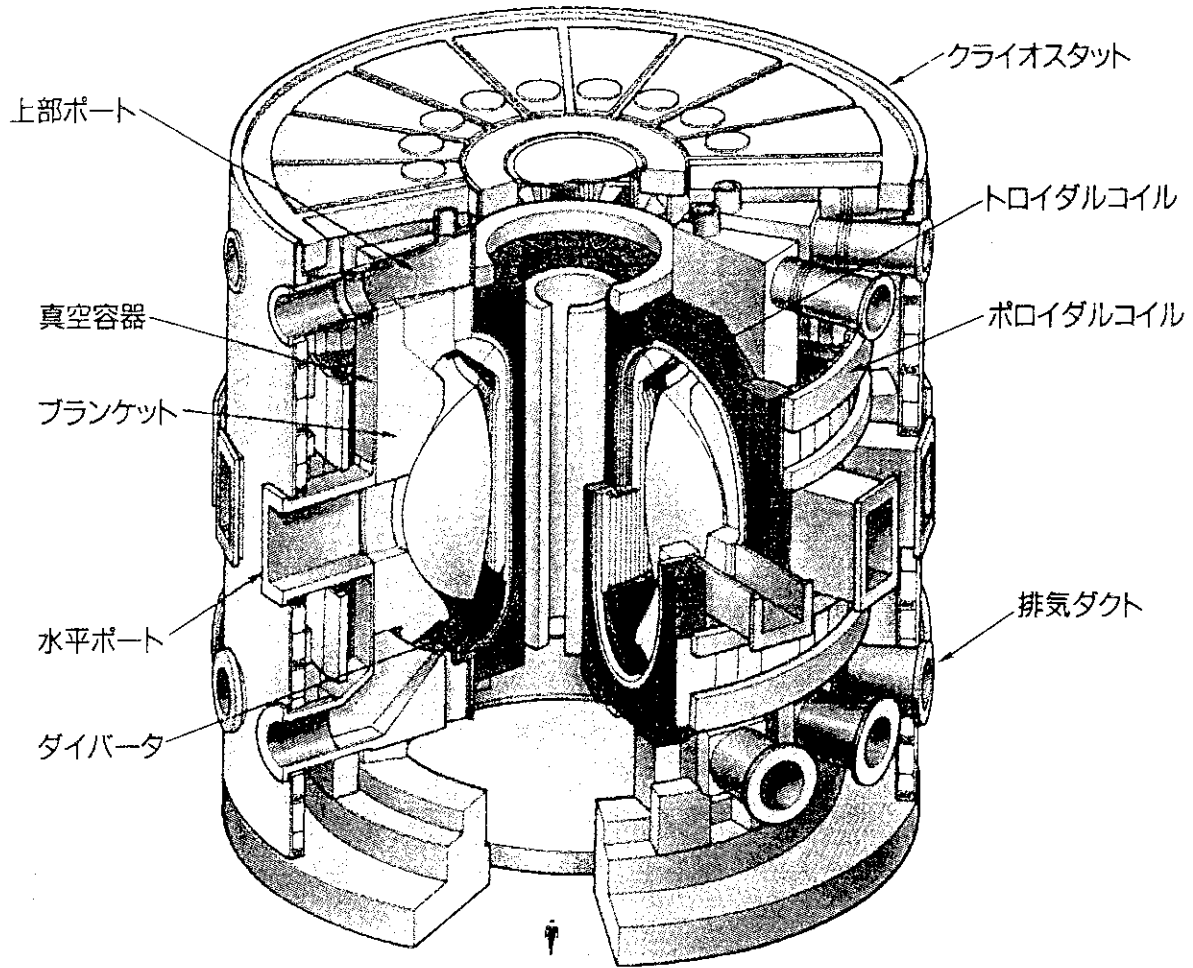
大型化を最小限に抑えるためにプラズマ断面形状の楕円度が增大し、そのため各機器の形状及び配置が従来とは大幅に変更された。また、プラズマ電流の増加は各機器に発生する電磁力を増大せしめ、機器設計及び支持構造設計が格段に難しくなった。ブランケット、ダイヴァータ等の炉心構造物は多数のモジュールに分割され、隣接トロイダルコイル間に開口する真空容器ポートを通して出し入れされることとなった。各モジュールの支持機構には、強大な電磁力に耐えることと交換の際遠隔操作で容易に取外し及び取付けできることの相反する条件が課せられている。このための支持機構として水圧駆動によるコッター方式を選定した。ここでは本方式の鍵を握るコッターの駆動機構のために開発中の形状可変管（金属風船）とピストンジャッキの試作・試験について述べる。一方、支持機構の設計に不可欠な条件である電磁力の解析を実施したが、これは各機器間に設けた適切な電気絶縁性及び導通性を前提としている。この前提を確かなものとするため絶縁被膜施工技術及び導通被膜施工技術を確立した。この点についても試験結果を中心に述べる。

本報告書の全体構成は第2節にブランケット支持の設計に必要な諸条件について述べ、第3節には支持機構の構造設計について述べる。第4節では設計の中で充分確立されていない技術を前提としている機器に関する試作と試験について述べ、まとめと今後の課題を第5節に述べる。

2. 設 計 条 件

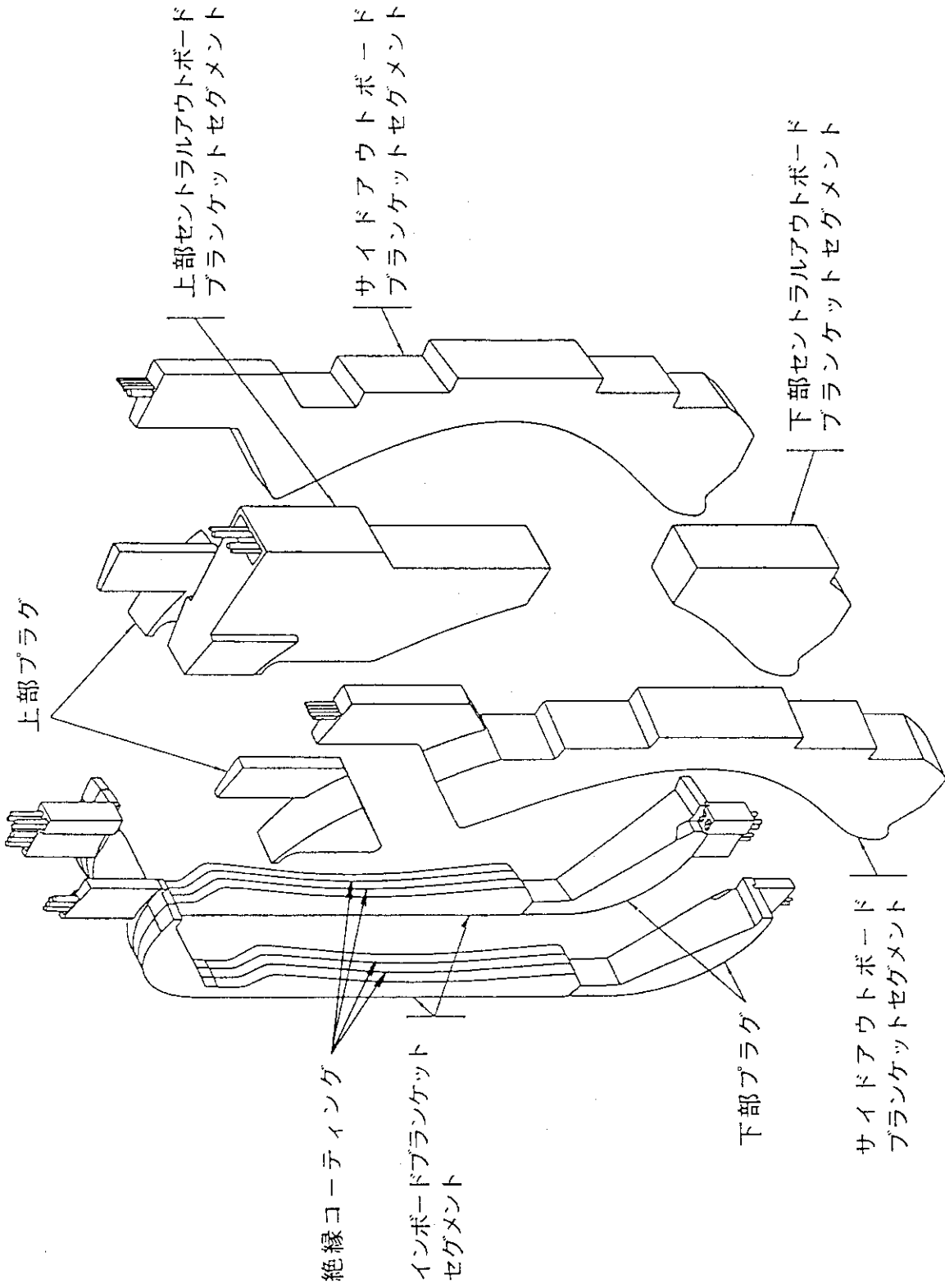
2.1 ブランケットの構造条件

ITERの全体構成を図2.1.1に示す。ブランケットは、核融合反応の燃料であるトリチウムを生産すると共に、核融合反応で生成される中性子の運動エネルギーを熱エネルギーに変換し、かつ周辺機器や人に対する放射線遮蔽の役割を果たすものであり、核融合炉がエネルギー源となるための中核となる機器である。ブランケットに対しては、炉の寿命中数回程度の交換が想定されており、交換に際しては、他の機器に影響を及ぼさない様に多数のモジュールに分割して、図2.1.1に示す上部ポートより出し入れする。ブランケット構造は真空容器及び他の炉内構造物と同様に、トーラス方向に16分割したものを1セクターとしている。これを、トーラス外側領域で3モジュールに分割（センターモジュールについては更に上下で2分割される）され、内側領域では2モジュールに分割され、それぞれのモジュールが分解組立時の取扱いユニットとなる。内側のモジュールは電磁力低減のため、更に3分割されたサブモジュールより構成されサブモジュール同士はボルト締結で一体化される。ブランケット各モジュールの立体構造概念を図2.1.2に示す。分解組立時の取扱いユニットである各モジュール間の隙間は、遠隔操作機器の操作精度及び製作時の加工精度を考慮して、最大20mmを見込むものとする。



国際熱核融合実験炉全体構造図

図 2.1.1 国際核融合実験炉全体構造



ITERブラケット外観

図 2.1.2 ITERブラケット外観

2.2 ブランケットの熱伸び条件（真空容器との相対量）

2.2.1 ブランケットの温度

ブランケットは増殖領域と遮蔽領域からなり、装置半径方向に強く分布した核発熱と表面入熱（ピークで 0.4 Mw/m^2 ）を受ける。更に、増殖領域では増殖セラミックス部を 400°C に保持しつつ冷却チャンネルの壁温を水冷却ができる程度（例えば 100°C ）に下げることが必要である。このような入熱分布と増殖領域の温度制御の必要性から CDA では装置半径方向に層状に冷却パネルを配したブランケット構造が提案され、外側ブランケット増殖領域の水平断面内の温度分布が検討されている（ITER Doc. Ser. No. 29、p121）。これを表 2.2.1 に示す。

表 2.2.1 外側ブランケット（Be 層状ブロック案）
の装置水平断面内の温度分布

Layer	Thickness [mm]	Min. Temp. [$^\circ\text{C}$]	Max. Temp. [$^\circ\text{C}$]
SS first wall	5	77	191
H ₂ O	4		
SS back wall	5	82	225
Be/SUS/Li ₂ O/SUS/Be stack	103	426*	438*
SUS coolant channel	2	77	138
H ₂ O	2		
SUS coolant channel	2	70	109
Be/SUS/Li ₂ O/SUS/Be stack	138	435*	446*
SS coolant channel	2	68	99
H ₂ O	2		
SS coolant channel	2	60	60
SS shield block	Not given in the CDA report		

* Temp. at SUS clad

Li₂O や Be の層はブランケット筐体と機械的に干渉しないように設計されているため、その温度上昇はブランケット筐体の変形には影響しない。ところが、第 1 壁や冷却チャンネルはブランケット筐体に溶接されているため、これら部材の温度上昇はブランケット全体の曲げ変形の観点からは重要である。通常、冷却水条件は、システムに入る総熱量に対して冷却水の温度上昇を設定し、これに必要な冷却水流量を逆算する方法で求められる。ITER/CDA では、ダイバータを除く炉内機器に対して、 60°C の冷却水入口温度と 40°C の冷却水温度上昇が設定されている。この冷却水条件と表 2.2.1 を組み合わせて考えると、増殖領域の熱伸びは遮蔽領域の部材によって拘束され、ブランケットの熱変形がかなり複雑になることが予想される。そこで、次項では熱応力や熱変形から決まる機器間の許容温度差を概略検討する。

2.2.2 許容温度差

今、板厚（熱伝導距離） s の板が一様な核発熱 q を受け、その一面（ $x=0$ ）が熱絶縁、他面（ $x=s$ ）が除熱されている場合を考えると、板内の定常温度上昇は次のようになる。

$$T = -(q/2\lambda)x^2 + Ta \quad (2.2.1 a)$$

ここに、 k ：熱伝達率、 λ ：熱伝導率、 Ta は板内の最大温度上昇であり、次式で与えられる。

$$Ta = s(s/2\lambda + 1/k)q \quad (2.2.1 b)$$

炉内機器の構造材料としてSUS316を用い、冷却方式として水の強制冷却を採用した場合、 $s/2\lambda + 1/k$ の条件を達成するのは容易であるから式(2.2.1 b)の右辺第2項の寄与は小さくなる。この場合、板の平均温度上昇は $qs^2/3\lambda$ となり、主に熱伝導距離 s で決まる。換言すれば、例えば真空容器やブランケットにおいて、機器内の熱伝導距離を最適化することによりこれらの機器の温度差を小さくすることができる。

今、簡単のため板の端部で熱変形が完全に拘束されている場合を考えると、熱応力で制限される熱伝導距離は次式で与えられる。

$$s \leq [2(1-\nu)\lambda\sigma_{all}/\alpha E q]^{1/2} \quad (2.2.2)$$

ここに、 ν ：ポアソン比、 σ_{all} ：許容応力、 E ：ヤング率。なお、式(2.2.1 a)で与えられる温度分布に対する板の自由熱変形の場合の許容熱伝導距離は次のようになる。

$$s \leq 6^{1/2} \cdot s(\text{constraint})$$

このように、自由熱変形の場合には完全拘束の場合に比べ約2.4倍の熱伝導距離（温度換算では6倍）が許されるが、ブランケットの断面構成はかなり複雑であるためここでは完全拘束条件（式(2.2.2)）で考察する。炉内機器には核発熱による応力以外にも冷却水圧力、電磁力、自重などによる応力が発生する。そこで、核発熱による熱応力を降伏応力 σ_y 程度に制限することを考えると、SUS316の場合、典型的に、

$$\sigma_y = 220 \text{ MPa}, E = 194 \text{ GPa}, \nu = 0.3, \alpha = 16.7 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}, \lambda = 14 \text{ w/mk}$$

であるから式(2.2.2)は次のようになる。

$$s \leq 36.4 \cdot q^{-1/2} [\text{m}], q \text{ in } [\text{w/m}^3] \quad (2.2.3)$$

内側ブランケットの場合、真空容器側に $7.4 \times 10^{-2} \text{ Mw/m}^3$ 、遮蔽領域の増殖領域側に 1.3 Mw/m^3 、第1壁に 18 Mw/m^3 の核発熱が予想されている。この場合、熱応力の観点から許される熱伝導距離は $s \leq 8 \text{ mm}$ （第1壁領域）、 32 mm （増殖領域側の遮蔽領域）、 134 mm （真空容器側の遮蔽領域）となり、平均温度上昇に換算すると次のようになる。

$$T \leq 47 \text{ }^\circ\text{C}$$

次に、真空容器でブランケットの熱変形を拘束するような支持構想を採った場合を考える。

真空容器とブランケットとの平均温度差を T とすると真空容器側に発生する応力は、

$$\sigma_v = EA_B \alpha T / (A_v + A_B) \quad (2.2.4)$$

ここに、 σ_v ：真空容器側に発生する引張応力、 T ：ブランケットと真空容器との平均バルク温度上昇差、 A_v ：真空容器側の断面積、 A_B ：ブランケット遮蔽領域の断面積である。内側ブランケットの 11.25° セグメント場合、

$$A_v = 2.37 \times 10^4, \quad A_B = 1.04 \times 10^5 \text{ mm}^2$$

であるから許容応力として降伏応力を考えると、

$$T \leq 80^\circ\text{C}$$

真空容器にブランケットを支持するためには支持座が必要であり、この支持座のせん断面積は一般に上記した真空容器の引張断面積 A_v より小さい。ブランケットモジュール当たりの支持座のせん断面積を S_{sh} とすると、式(2.2.4)から、支持座のせん断強度で決まる許容温度差は次式で与えられる。

$$T \leq (A_v + A_B) \sigma_{all} S_{sh} / A_B A_v E \alpha \quad (2.2.5)$$

内側ブランケットのモジュール寸法を考慮して、

$$\sigma_{all} = \sigma_y / 2, \quad S_{sh} = 1.26 \times 10^4 \text{ mm}^2$$

とすると、式(2.2.5)から次の温度差制限が得られる。

$$T \leq 20^\circ\text{C}。$$

以上の検討から、ブランケットの熱変形を拘束する支持構想ではブランケットと真空容器との許容温度差は支持座のせん断強度で決まり、 20°C 程度と考えられる。

次に、ブランケットの熱変形を逃がす支持構想の場合を考える。ブランケットの増殖領域の温度が遮蔽領域のそれよりも高い場合(表2.2.1参照)にはブランケットは曲げ変形を呈し、この面外変形が機器間のギャップ(典型的に 20mm)よりも大きい場合には真空容器や遮蔽プラグと干渉することになる。まず、ブランケット断面内の温度分布を次式で考える。

$$T = T(x) \quad (2.2.6)$$

ここに、 x ：装置半径方向の座標。この温度分布に対するブランケット筐体のひずみを次式で近似する。即ち、線形ひずみ分布である。

$$\epsilon = (x - x_N) / r + \epsilon_0 \quad (2.2.7)$$

ここに、 x_N ：中立軸の位置、 r ：曲率半径、 ϵ_0 ：膜ひずみ。このひずみに対応する応力成分は次式で与えられる。

$$\sigma = E(\epsilon - \alpha T) \quad (2.2.8)$$

式(2.2.7)中の3個の未知数(x_N , r , ϵ_0)は断面力と曲げモーメントの釣合条件から決めることができる。ここでは自由熱伸びの場合を考えているから釣合条件は次のように書かれる。

$$(x - x_N) dx = 0, \quad (\epsilon_0 - \alpha T) dx = 0, \quad \sigma (x - x_N) dx = 0 \quad (2.2.9)$$

特に、中立軸の位置は断面形状のみで決まり、次式で与えられる。

$$x_N = (G + sH^2/w) / 2(h + sH/w) \quad (2.2.10)$$

ここに、 H ：ブランケット断面の高さ、 s ：匡体側壁の厚さ、 w ：冷却チャンネルの幅、

$$G = \Sigma(x_{2n}^2 - x_{2n-1}^2), \quad h = \Sigma(x_{2n} - x_{2n-1})$$

n ：横リブ(または、冷却チャンネル)の段数、 $x_{2n} - x_{2n-1}$ ： n 段目の横リブの板厚。
第1壁や冷却壁の温度分布が解れば、式(2.2.9)を解くことによって自由熱変形と自己拘束による熱応力を求めることができる。

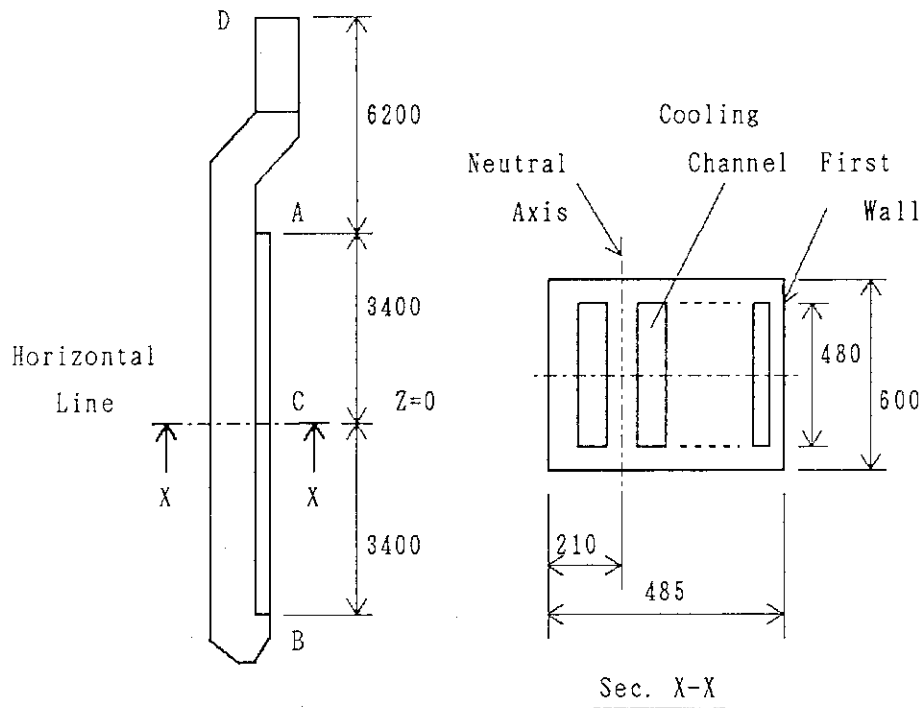


図2.2.1 内側ブランケットの解析モデル

一例として図2.2.1に示す内側ブランケットを考える。この断面構成の中立軸の位置は、 $x_N = 210$ mm である。簡単のため、温度分布が線形で与えられる場合を扱う。即ち、

$$T = T_1 x/H + T_0 \quad (2.2.11)$$

この場合、冷却チャンネルの多連結性を無視しているから熱応力は発生しないことに注意されたい。数値例を表2.2.2に示す。表は、温度勾配を与える T_1 をパラメータとし、ブランケット最下端(図2.2.1中B点)、あるいは中央部(C点)を支持した場合のブランケット増殖領域の上端部

(A点)とブランケット上端部(D点)における面外変形量を示したものである。ITER炉構造の現設計では構成機器間のギャップは20mmに設定されているから許容面外変形量はこの機器間ギャップが目安になる。A点で20mmの変形となる T_1 は、B点固定の場合約25°C、C点固定の場合100°Cとなり、当然ながら中央部支持の方が熱変形の観点からは有利である。D点の変形はA点の変形にA点の変形勾配による変形量が加算されるため、変形量20mmで決まる温度は更に小さくなる。ちなみに、B点固定の場合には9°C、C点固定の場合には22°Cとなる。D点固定で、B点の面外変形に対する内側ブランケットのバネ定数は約1.93MN/mであるから、20mmの変形をD点で単純に固定した場合にはその支持反力は約0.04MNとなる。この場合、B点を完全固定すると、ブランケットの第1壁側には約49MPaの曲げ応力が発生する。

今、遮蔽領域の温度上昇と真空容器のそれとがほぼ等しいと考えると、表2.2.2中の温度 T_1 はブランケット匡体(第1壁)の最大温度と真空容器の温度との差となる。したがって、D点で20mmの面外変形を許容するものとするとその許容温度差は、

$$T \leq 22^\circ\text{C}。$$

以上述べたように、ブランケットの熱伸びを自由にしても拘束してもブランケットと真空容器との温度差にはかなり厳しい制限があり、その許容温度差は20°C程度が目安となる。

表 2.2.2 内側ブランケットの自由面外熱変形

温 度 T_1 [°C]	曲率半径 r [10^5 mm]	B 点 支 持		C 点 支 持	
		A 点 変 形 [mm]	D 点 変 形 [mm]	A 点 変 形 [mm]	D 点 変 形 [mm]
5	58.1	4.0	11.2	1.0	4.6
10	29.0	8.0	22.5	2.0	9.3
20	14.5	15.9	45.0	4.0	18.5
30	9.7	23.9	67.4	6.0	27.7
40	7.3	31.8	89.9	8.0	37.0
50	5.8	39.8	112.4	9.9	46.2
60	4.8	47.8	134.9	11.9	55.5
80	3.6			13.9	64.7
100	2.9			19.9	92.5
120	2.4			23.9	110.9

2.2.3 正常運転時の炉内機器の基準温度

炉内機器の支持設計の観点からは炉内機器の基準温度を同一にする事が望まれるが、大型で形状が複雑な機器の温度制御は容易ではないためある程度の制御誤差を想定する必要がある。前項で述べたように、ブランケットの遮蔽領域では熱応力の観点から熱伝導距離を32mm程度とする必要があるが、これはブランケットの断面寸法上問題となる寸法ではない。ただし、横リブの板

厚を熱伝導距離で決める場合にはブランケット匡体の機械的剛性をチェックし、ブランケットの支持構造との整合を考慮する必要がある。

ここでは、2.2.2項で検討した許容温度差（20℃）はブランケットの温度制御性に対するマージンと考え、炉内機器構成部材の基準温度を表2.2.3のように設定する。即ち、正常運転状態では構成機器間には相対的なバルク温度差は無いことを前提とするが、支持構造体の設計では20℃の温度差（温度勾配、あるいは平均温度）を考慮するものとする。

2.2.4 事故時の炉内機器の基準温度

ブランケットや真空容器の想定事故の中でもLOCAやLOFAは、構成機器間の温度差が拡大する可能性があるためブランケットの支持構造にとっては重要な問題となる。これらの事故を想定した詳細解析は今後の検討課題とし、ここでは、支持の観点から事故が生じた場合の問題点を整理する。

表 2.2.3 正常運転時における炉内構成部材の基準温度

構成機器	組立時温度	バルク運転温度	温度差	バルク温度勾配
	Tas [C]	Top [C]	Top-Tas [C]	dT/dL [C/m]
ダイバータ板架台	20	100	80	0.0
ブランケット遮蔽領域	20	100	80	0.0
真空容器	20	100	80	0.0
真空容器支持脚	20	---	---	25.8

今、LOCAによる核発熱によるSUS材の断熱温度上昇を仮定し、正常運転時の許容温度差として考えた20℃に到達する時間を求めると、

第1壁 : 4 sec
 増殖領域側の遮蔽領域 : 1 min
 真空容器 : 17 min

LOCAの検出時間とプラズマの緊急停止時間を考慮すると、第1壁冷却系のLOCAが最も重大な事故となる。ところで、4秒の熱拡散距離はSUS材で4mm程度であるから、この時間内にプラズマを停止できない場合には第1壁の熱ひずみはかなり拘束され、遮蔽領域に設置される支持構造体よりも第1壁の方が損傷を受け易い。

真空容器側にLOCAが生じた場合には、対処時間として約17分あるため時間的には余裕があるが、並列流路を構成してLOCAに対処する設計指針の方がより合理的であろう。

2.3 ブランケットの電磁力条件

プラズマディスラプションによって炉内構造物に誘起される渦電流は、ポロイダル磁場、トロ

イダル磁場及び渦電流による自己磁場との電磁気的な結合により炉内構造物に巨大な電磁力を発生させる。この電磁力は過渡的な荷重であり、且つ、分布荷重となり炉内構造物及びその支持構造体の構造設計において最も重要な荷重条件となる。

構造物に誘起される渦電流の特性は、

- プラズマ特性（電流値、位置・形状）、
- ディスラプション時のプラズマ挙動（電流減衰率、移動特性）、
- 構造物の肉厚と材質、
- 構造物の幾何学的条件（配置、機器間のギャップ等）、
- 隣接構造物間の電氣的連結条件（導通か、絶縁か）、

等、多くの要因によって変化する。

発生する電磁力の特性は、渦電流分布と構造物に作用する各磁場成分との電磁気的結合により決定される。したがって、渦電流分布が幾何学的対称性がある場合でも、電磁力分布は渦電流とは同一の対称性を持つとは限らない。このことより、電磁力解析では、トロイダル周方向に周期対称性を有する構造体を解析する場合、最小単位となるセクターを解析対象とし、その左右の $\frac{1}{2}$ セクターを別個に解析し、両者を合わせて構造物に作用する電磁力について評価、検討を行う。

(1) 電磁力解析モデルと解析条件

ITER 概念設計(CDA)では、構造体の周期対称次数が16となっている。解析は、左右 $1/32$ セクターをモデル化し実施した。図 2.3-1 に右 $1/32$ セクターの解析モデルを示す。

真空容器は薄肉二重壁構造とし、壁間距離を 300mm、内壁（プラズマ側）及び外壁（クライオスタット側）の板厚をそれぞれ 35 mm、15mm とした。構造材は SUS 316 相当とし、比抵抗は真空容器の一周抵抗が $20 \mu\Omega$ となるように決定した。炉内構造物としては、アウトボード及びインボードブランケットの匡体を解析モデルに含め、薄板近似による箱型構造体とした（各部の板厚は図 2.3-2 に示す。）。隣接構造物間のギャップが 20mm であることより電磁気的な相互作用を考慮し、ブランケット側壁、ブランケット後壁（真空容器側）及び真空容器内壁の解析代表点を板厚中心ではなく隣接構造物側（板表面）にとりモデル化を行った。

プラズマの受動安定化機構を形成する方法には、鞍型安定化機構を構成する方式と双対型を構成する方式の 2 つがあるが、本解析では外側ブランケットに低抵抗体の双対型安定化機構を形成する方式で解析した。

プラズマ異常消滅によって発生する電磁力の大きさと分布は、消滅過程のプラズマ挙動に大きく依存する。このため本解析では、ITER のホット・フェイズにおける 22 MA プラズマ燃焼時のディスラプションに対して、CDA で合意された標準ディスラプションシナリオを適用し、ディスラプション後のプラズマ変位挙動を下記の 2 式で近似した。

$$\Delta R(t) = \Delta R_0 - (a + \Delta R_0) \times [(1 - (I_p(t)/I_p(0)))]$$

$$\Delta Z(t) = \Delta Z_0 + (b - \Delta Z_0) \times [(1 - (I_p(t)/I_p(0)))]$$

ただし、

$$\Delta R_0 : \text{プラズマの半径方向の初期変位} = 0.0、$$

$$\Delta Z_0 : \text{プラズマの衰直方向の初期変位} = -0.05、$$

$$a : \text{プラズマ小半径、}$$

b : プラズマの垂直方向半径 (k ; プラズマ楕円度)

$I_p(t)$: プラズマ電流値 (1 MA / ms の減衰率を仮定)

本近似によって定めたディスラプション時のプラズマの位置・形状、及びプラズマ・パラメータの時間的変化を表 2.3-1 に示す。プラズマ燃焼時 (EOB) におけるポロイダル磁場コイルの通電条件は、表 2.3-2 に示すとおりである。解析では、このポロイダル磁場にトロイダル磁場コイルの定常磁場 (プラズマ中心にて 4.85 T) とプラズマ電流が作る磁場が重畳された条件とした。

(2) 解析結果

22 MA プラズマの異常消滅によりブランケットに誘起される渦電流分布を図 2.3.3、4 に、電磁力分布を図 2.3.5、6 にそれぞれ示す。表 2.3-3 に各モジュールに発生する電磁力成分の積算和を示す。

ブランケットに誘起される渦電流の主モードは、各モジュール間が電氣的に絶縁されているためブランケット匡体を周回する方向に流れるものとなっている。図 2.3.3 及び図 2.3.4 より外側ブランケットの上下部に電流の局在化が見られるが、これは、プラズマの受動的安定化のために設置された銅シェルの部分に相当している。

電磁力の主モードは周回する渦電流とトロイダル磁場との電磁氣的結合によるものと考えられる。トロイダル磁場との結合により外側ブランケット側壁の面内には上下方向の剪断力 (± 25 MN) と大半径方向 (例、右 1/32 セクターの上下部に R サイドでは ± 7 MN、L サイドでは + 9 MN) の捻れ力が作用する。また、ポロイダル磁場との電磁氣的結合により外側ブランケット側壁には面外力として 7 MN の電磁力が発生する。

ブランケット匡体の電磁力荷重による全体的な挙動はトロイダル磁場との電磁氣的結合が支配的になると考えられる。

表 2.3-1 プラズマ異常消滅過程におけるプラズマパラメータの時間変化

時間 (ms)	プラズマ電流 (MA)	プラズマ中心座標		半径 a (m)	楕円形 κ	δ	n	m
		R (m)	Z (m)					
0.0	22.0	6.00	0.0	2.20	2.0	0.4	2.0	1.5
0.1	22.0	6.00	-0.05	2.20	2.0	0.4	2.0	1.5
5.1	17.0	5.73	-0.08	1.93	1.8	0.3	2.0	1.0
11.1	11.0	5.30	-0.15	1.50	1.5	0.2	4.0	1.0
18.1	4.0	4.70	-0.30	0.90	1.3	0.0	4.0	0.5
20.1	2.0	4.46	-0.37	0.66	1.0	0.0	4.0	0.2
22.1	0.0	3.80	-0.45	0.10	1.0	0.0	4.0	0.1
300.1	0.0	3.80	-0.45	0.10	1.0	0.0	4.0	0.1

表 2.3.-2 PF コイル電流条件

コイル名称	位置		電流値 (MA)
	R (m)	Z (m)	
PF U・L-1	1.735	± 0.95	- 22.3
PF U・L-2	1.735	± 2.85	- 22.3
PF U・L-3	1.735	± 4.75	- 9.14
PF U・L-4	1.735	± 6.65	0.00
PF U・L-5	3.900	± 9.00	6.25
PF U・L-6	11.500	± 6.00	- 6.49
PF U・L-7	11.500	± 3.00	- 5.25

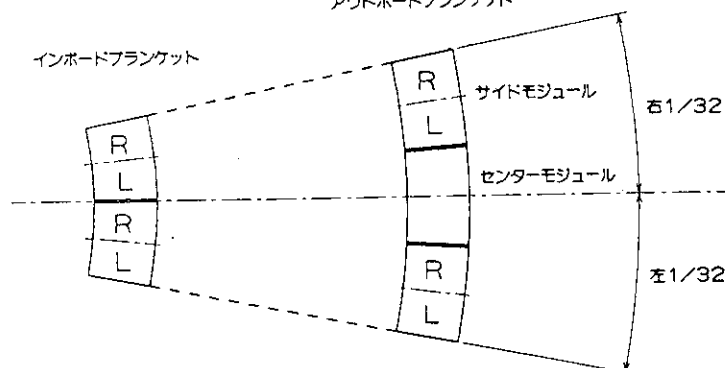
表 2.3.-3 電磁力積算和 (時刻: 22.1 msec)

——	解析モデル	コンポーネント	——	X 方向	Y 方向	Z 方向
アウトボード	右1/32	サイドモジュール	R	- 0.4	8.0	- 24.6
			L	4.4	- 7.5	24.8
		センターモジュール	Up	8.3	4.9	- 11.7
			Lo	- 7.6	3.4	- 12.0
	左1/32	センターモジュール	Up	- 6.8	- 3.7	12.6
			Lo	9.4	- 4.8	11.0
		サイドモジュール	R	1.3	7.7	- 24.8
			L	2.7	- 8.6	24.6
インボード	右1/32	モジュール	R	- 0.2	1.4	23.9
			L	- 3.9	- 1.5	- 24.0
	左1/32	モジュール	R	0.1	1.5	23.9
			L	- 4.2	- 0.7	- 23.9

◎ R, L はモジュール内での右半分及び左半分を示す。

◎ Up, Lo は上モジュール及び下モジュールを示す。

アウトボードフランケット



総合モデル
節点数 : 859
要素数 : 1434

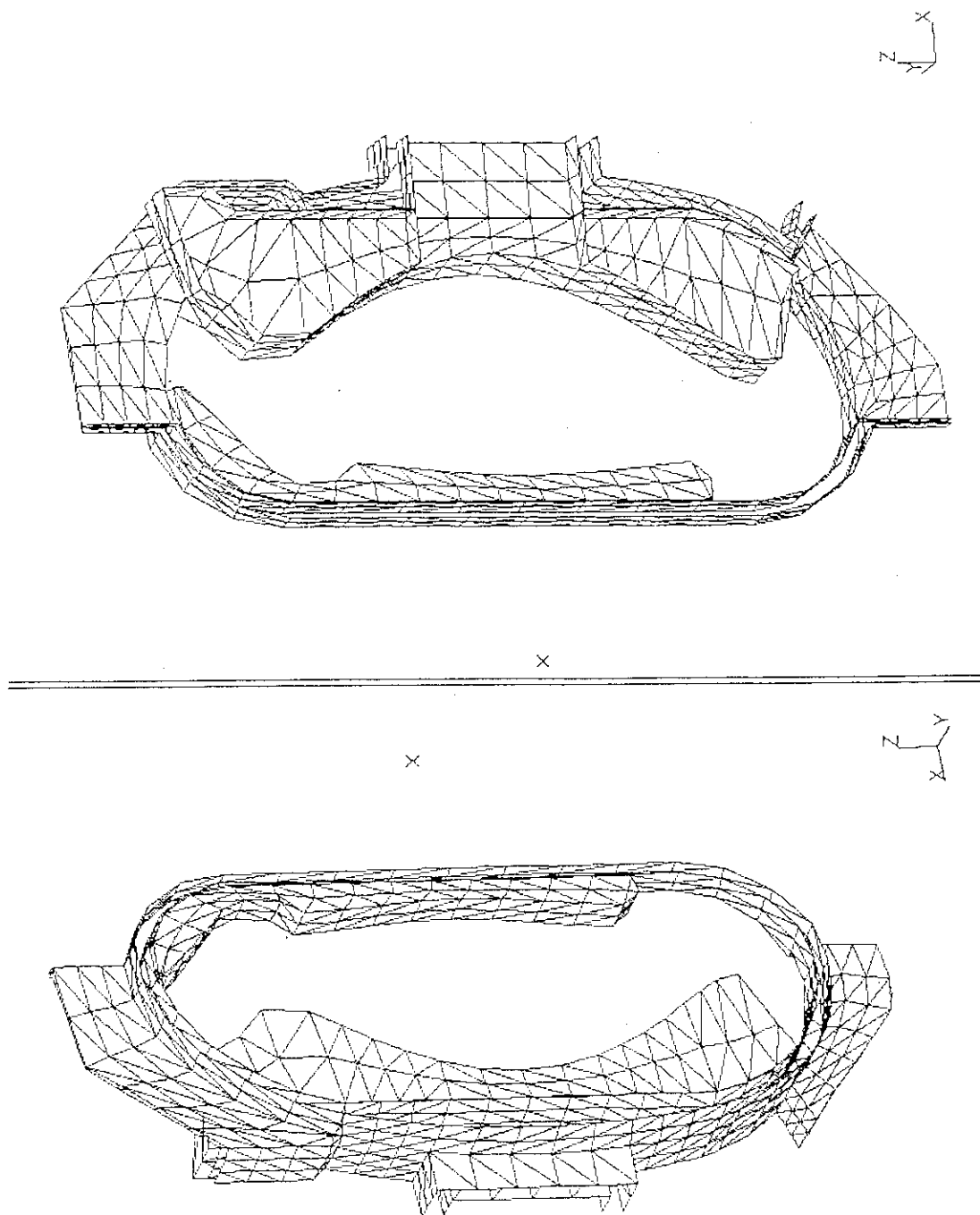


図 2.3.1 電磁力解析のための有限要素モデル (1セクタの右半分を示す)

OBサイド
節点数：155
要素数：308

ギャップ：200mm

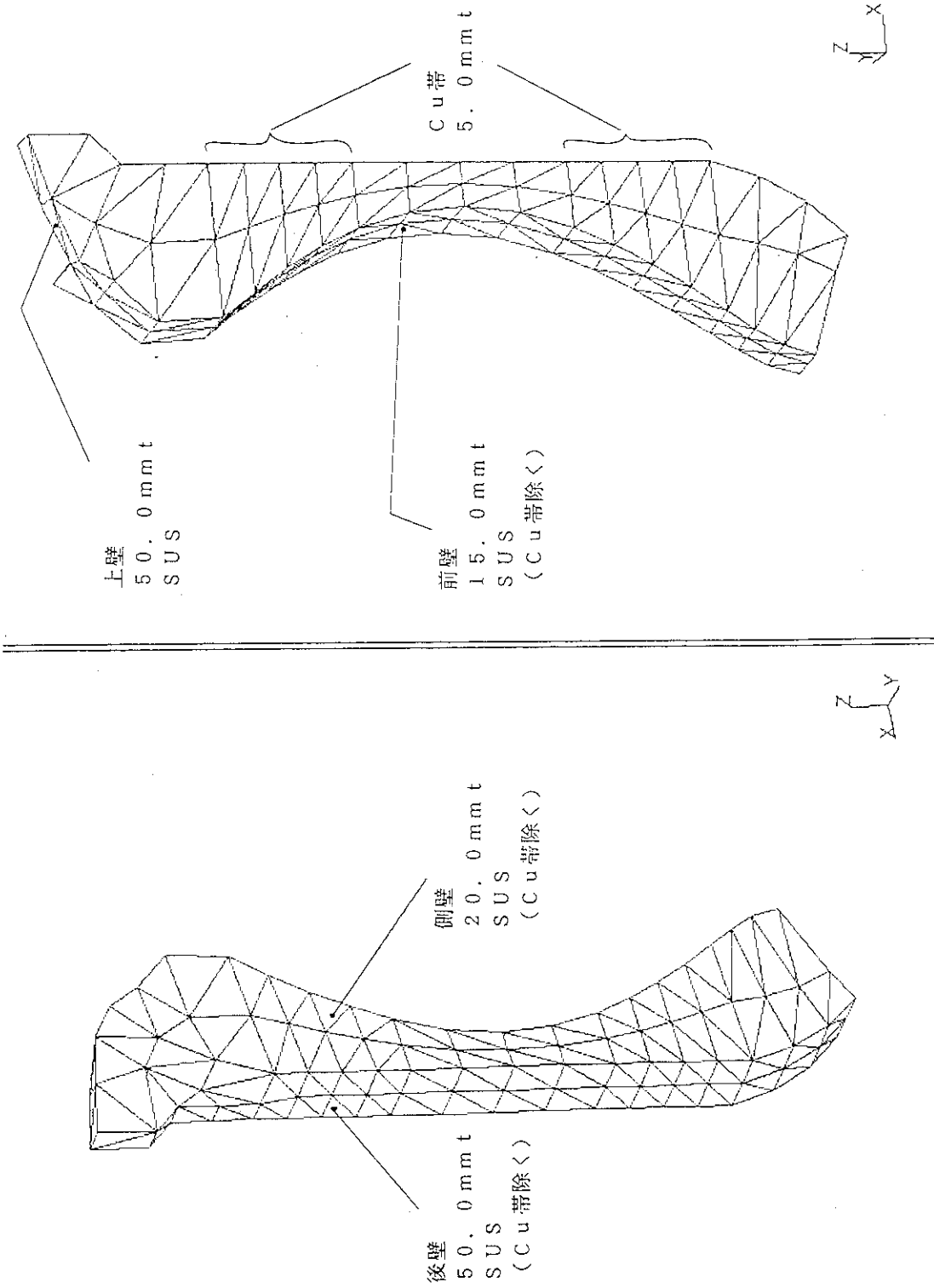


図 2.3.2 (a) アウトボードサイドモジュール

OB センター
節点数 : 86
要素数 : 131

ギヤップ : 20.0 mm

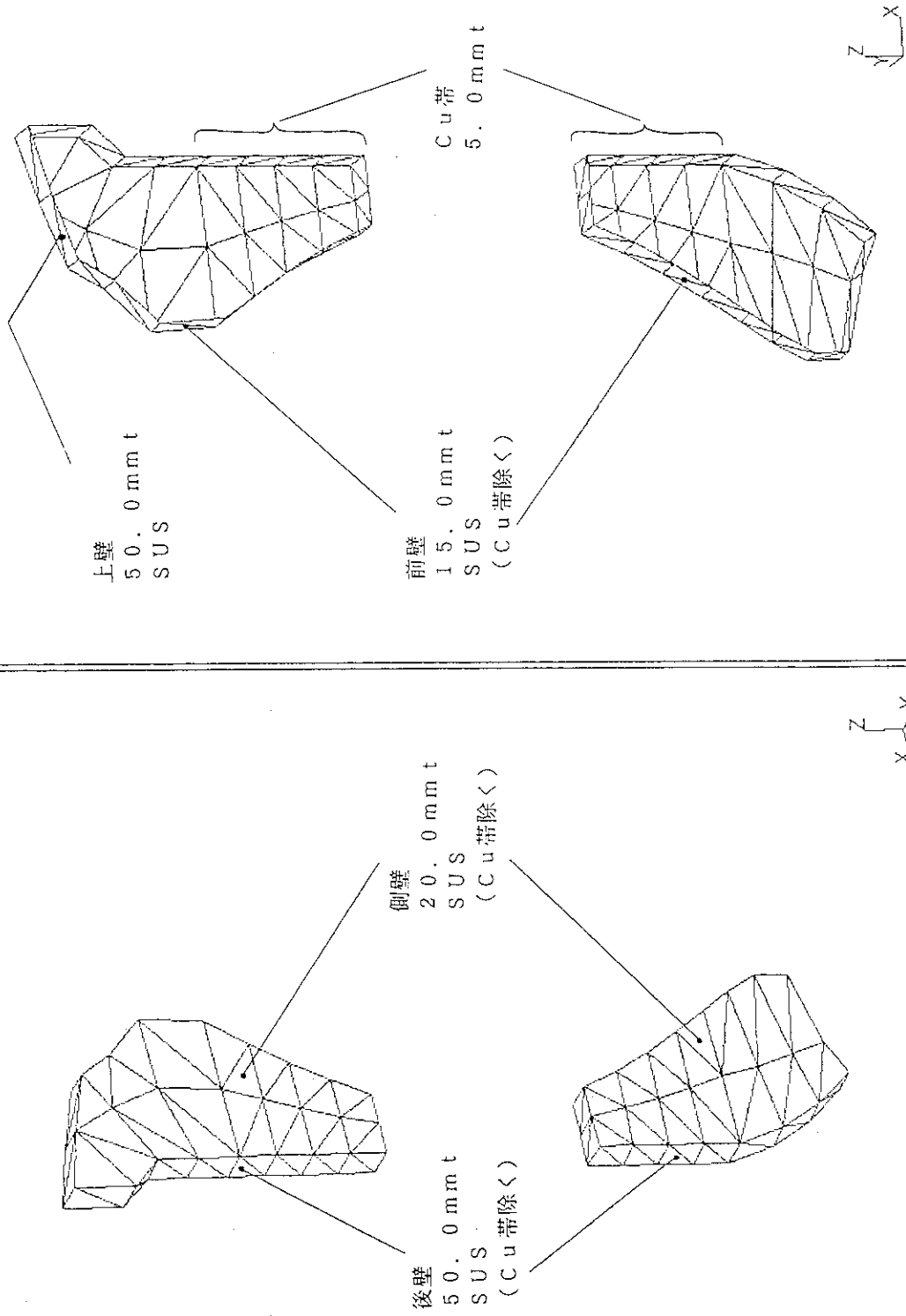


図 2.3.2 (b) アウトボードセンサーモジュール

I B
節点数 : 1 2 4
要素数 : 2 4 4

ギヤップ : 2 0 . 0 m m

板厚
3 0 . 0 m m t
S U S

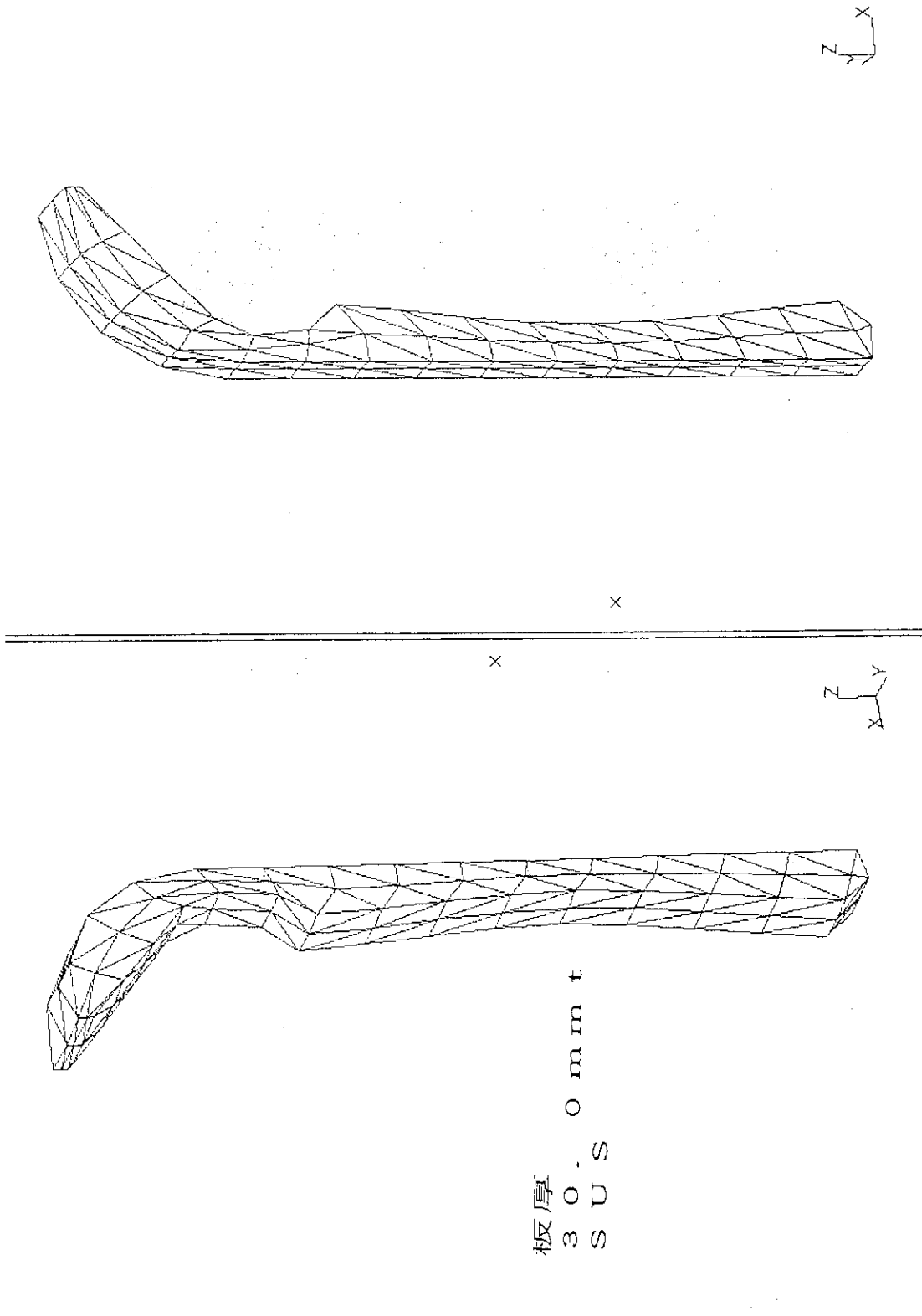


図 2.3.2(c) インボードモジュール

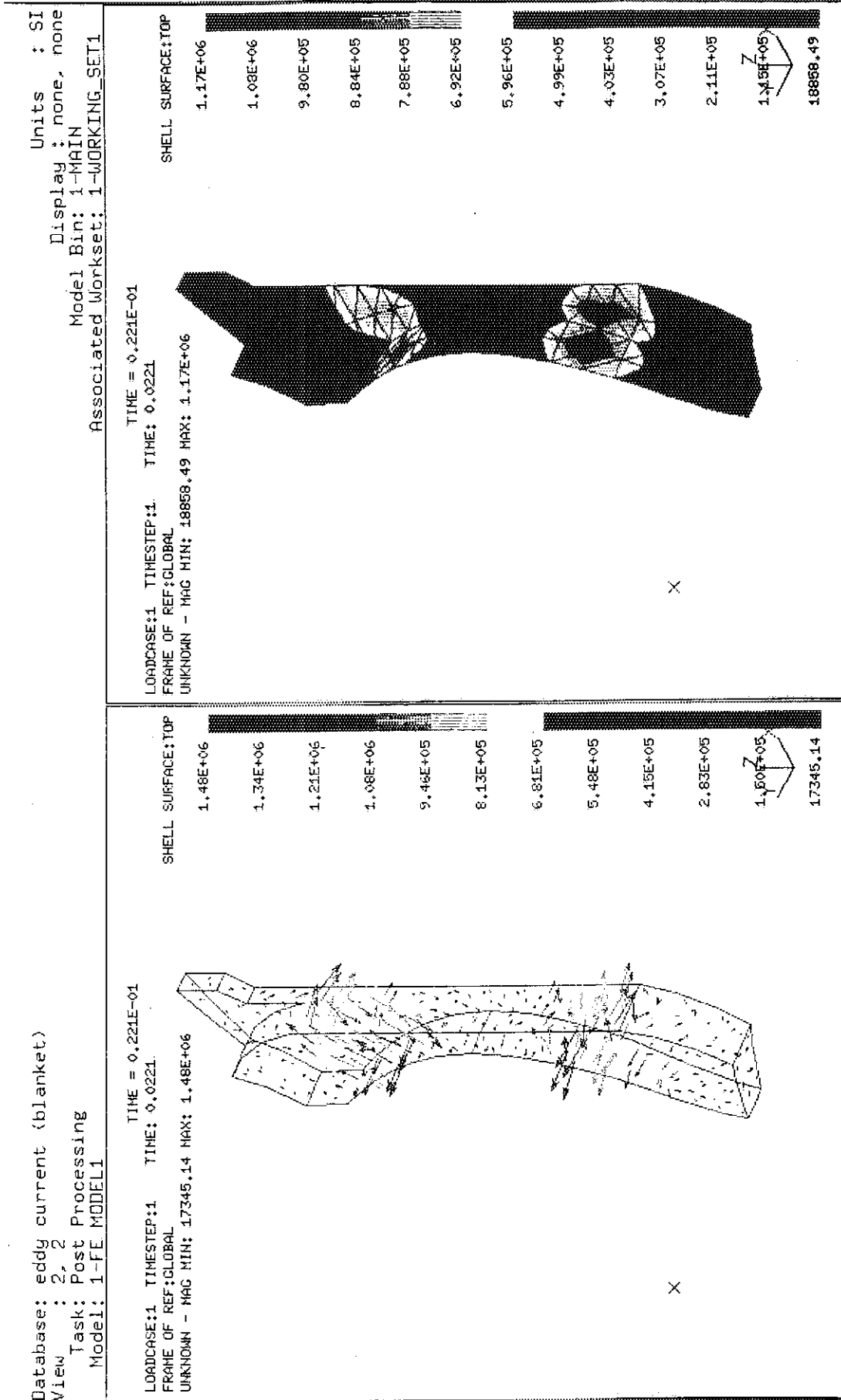


図 2.3.3(a) アウトボードサイドモジュール (右 1/32) 電流分布図

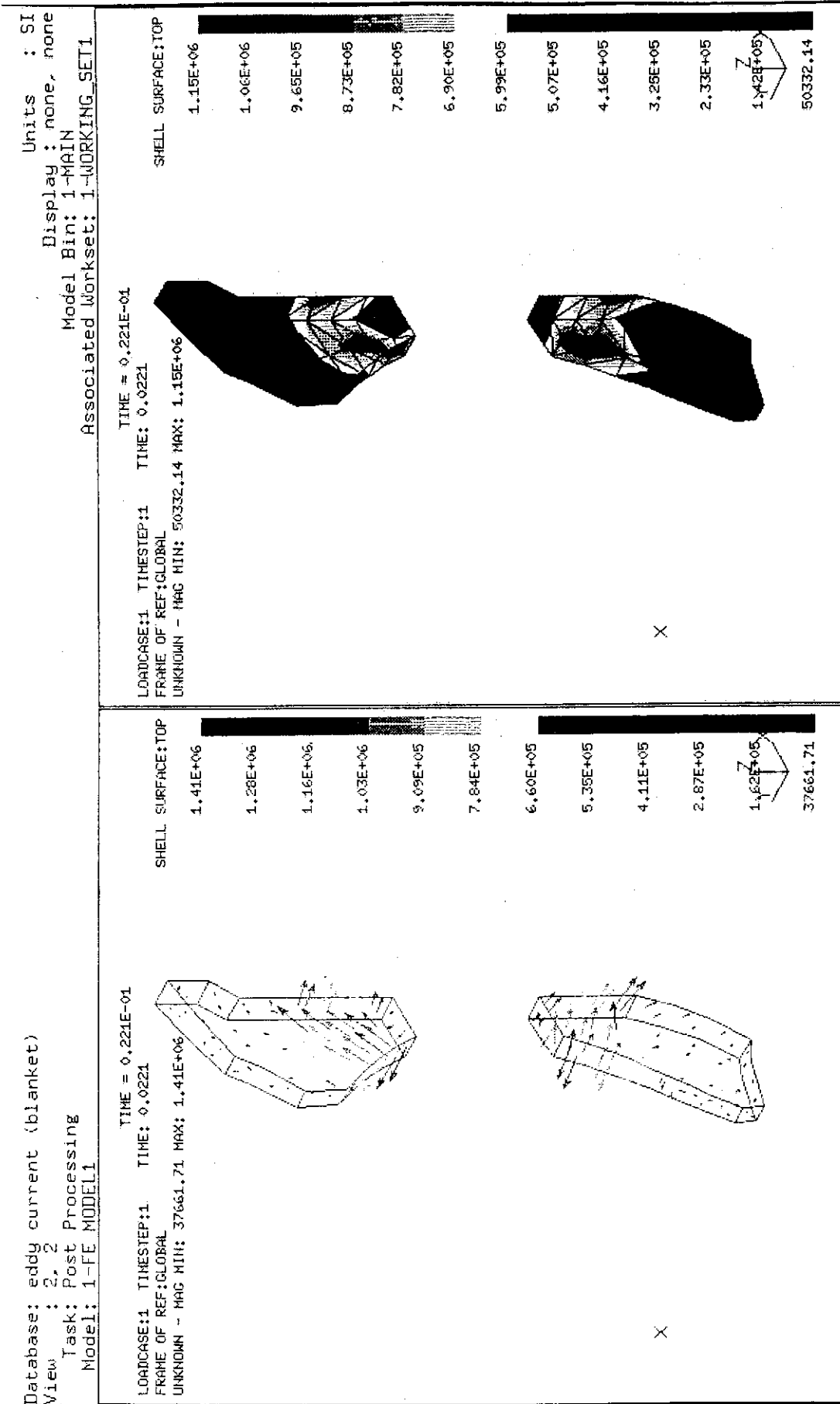
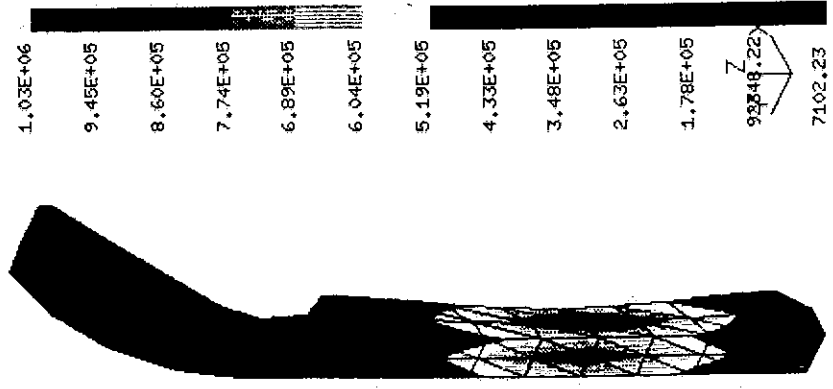


図 2.3.3 (b) アウトボードセンサーモジュール (右 1/32) 電流分布

Database: eddy current (blanket)
 View : 2, 2
 Task: Post Processing
 Model: 1-FE MODEL1

Units : SI
 Display : none, none
 Model Bin: 1-MAIN
 Associated Workset: 1-WORKING_SET1

LOADCASE:1 TIMESTEP:1 TIME = 0.221E-01
 FRAME OF REF:GLOBAL
 UNKNOWN - MAG MIN: 7102.23 MAX: 1.03E+06

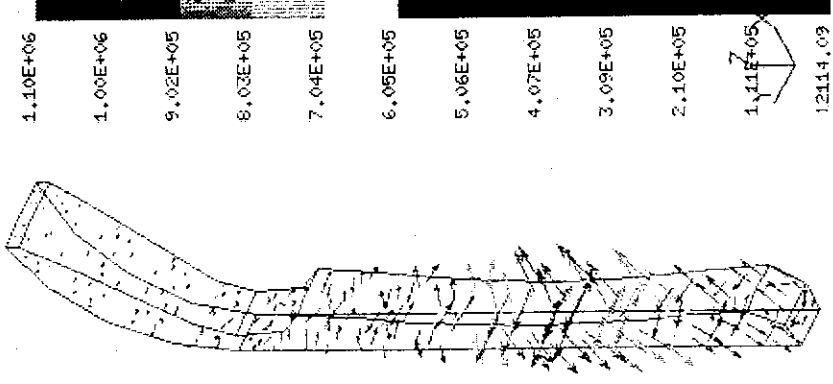


SHELL SURFACE:TOP

1.03E+06
9.45E+05
8.60E+05
7.74E+05
6.89E+05
6.04E+05
5.19E+05
4.33E+05
3.48E+05
2.63E+05
1.78E+05
92748.22
7102.23

Database: eddy current (blanket)
 View : 2, 2
 Task: Post Processing
 Model: 1-FE MODEL1

LOADCASE:1 TIMESTEP:1 TIME = 0.221E-01
 FRAME OF REF:GLOBAL
 UNKNOWN - MAG MIN: 12114.09 MAX: 1.10E+06



SHELL SURFACE:TOP

1.10E+06
1.00E+06
9.02E+05
8.03E+05
7.04E+05
6.05E+05
5.06E+05
4.07E+05
3.09E+05
2.10E+05
1.11E+05
12114.09

図 2.3.3(c) インボードモデル (右 1/32) 電流分布

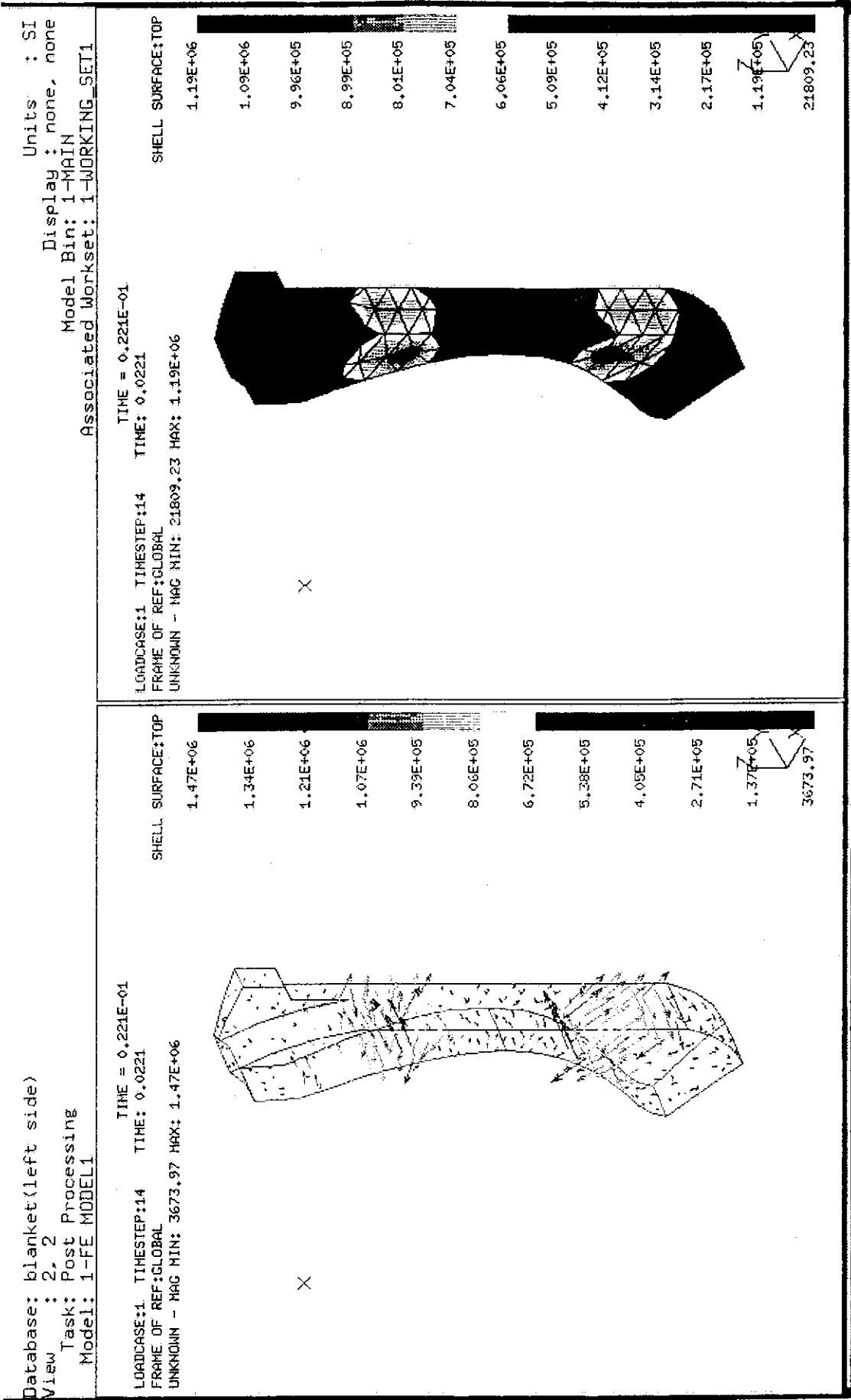


図 2.3.4 (a) アウトボードサイドモデル (左 1/32) 電流分布

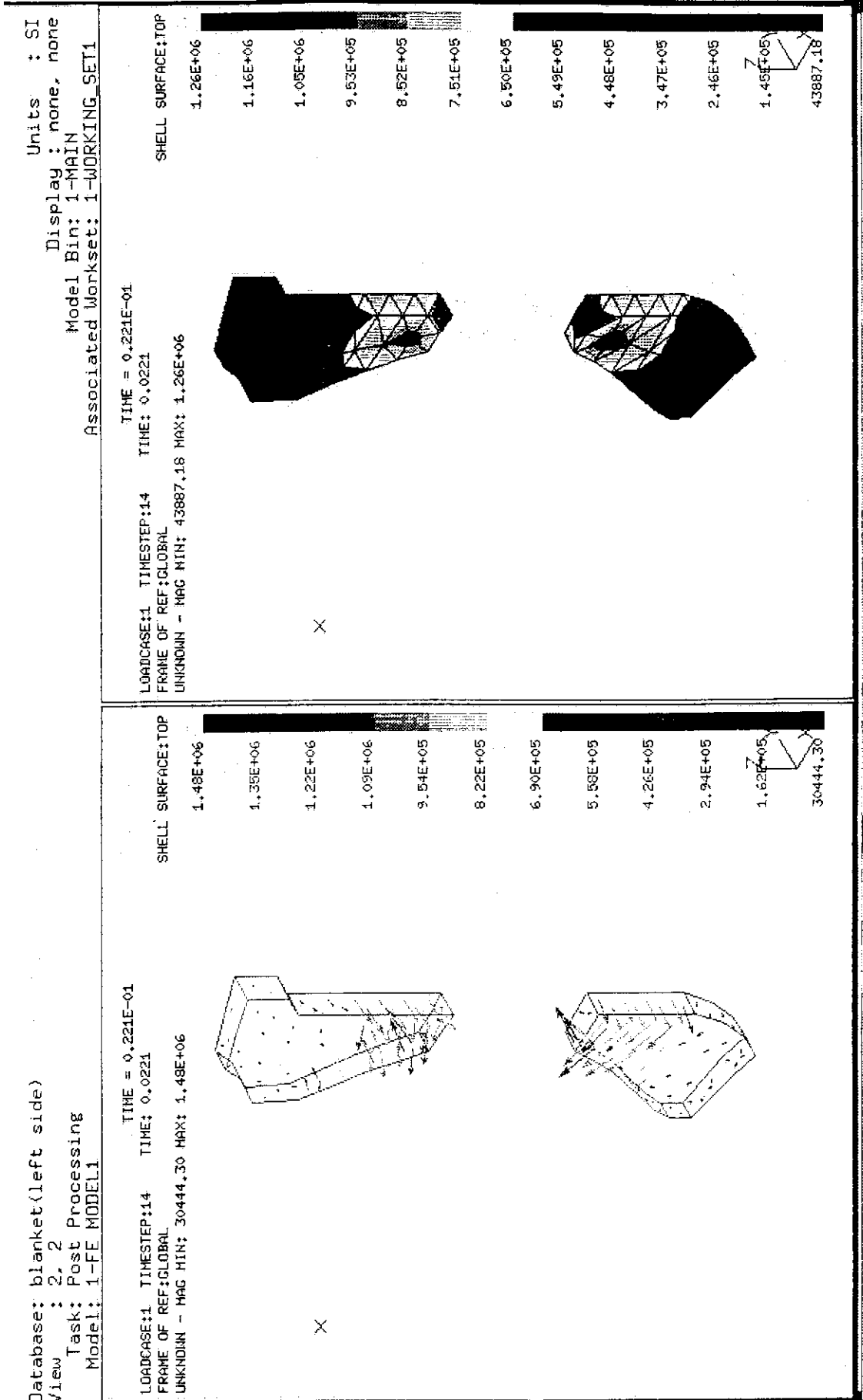


図 2.3.4 (b) アウトボードセンターモジュール (左 1/32) 電流分布

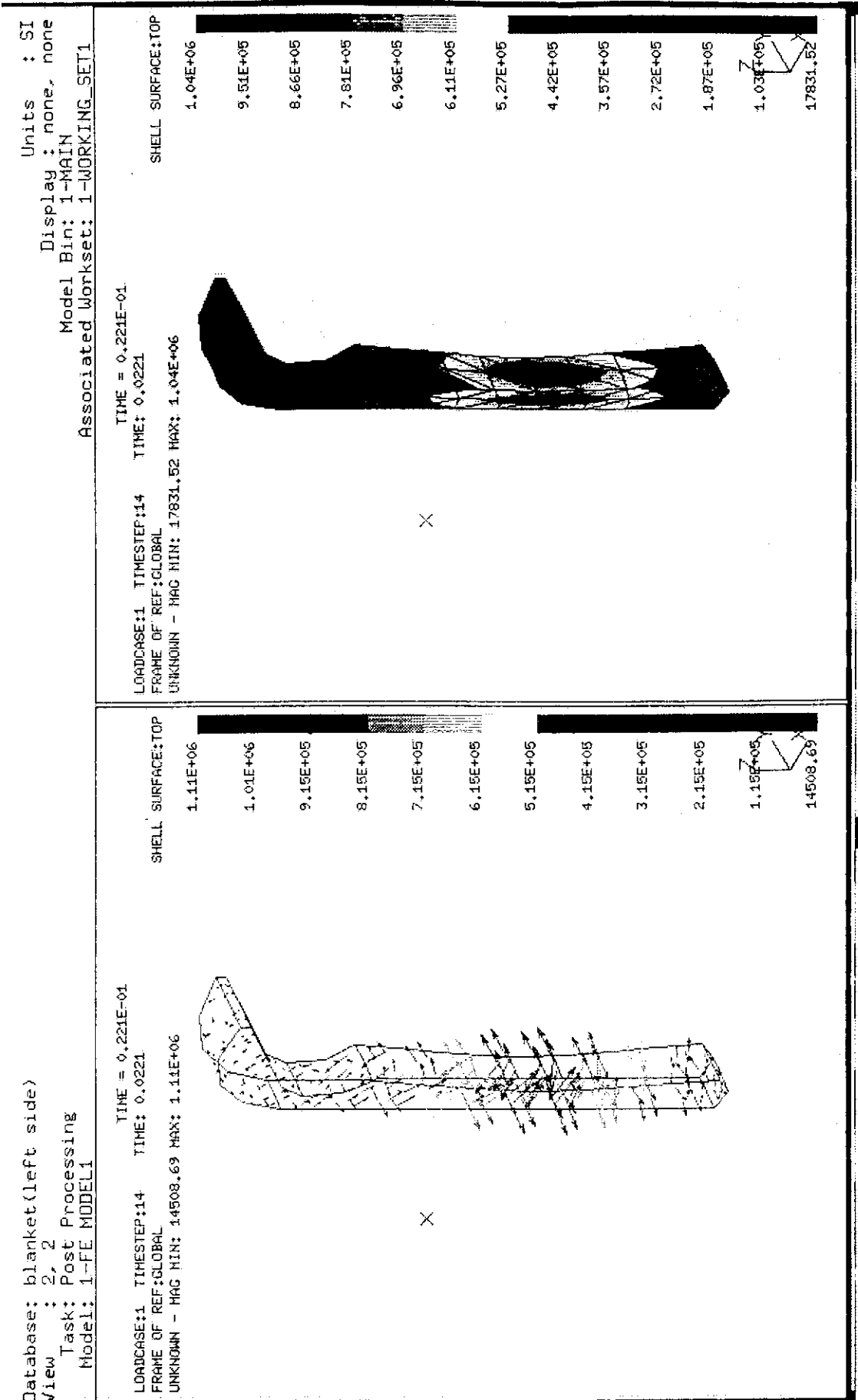


図 2.3.4(c) インボードモデル (左 1/32) 電流分布

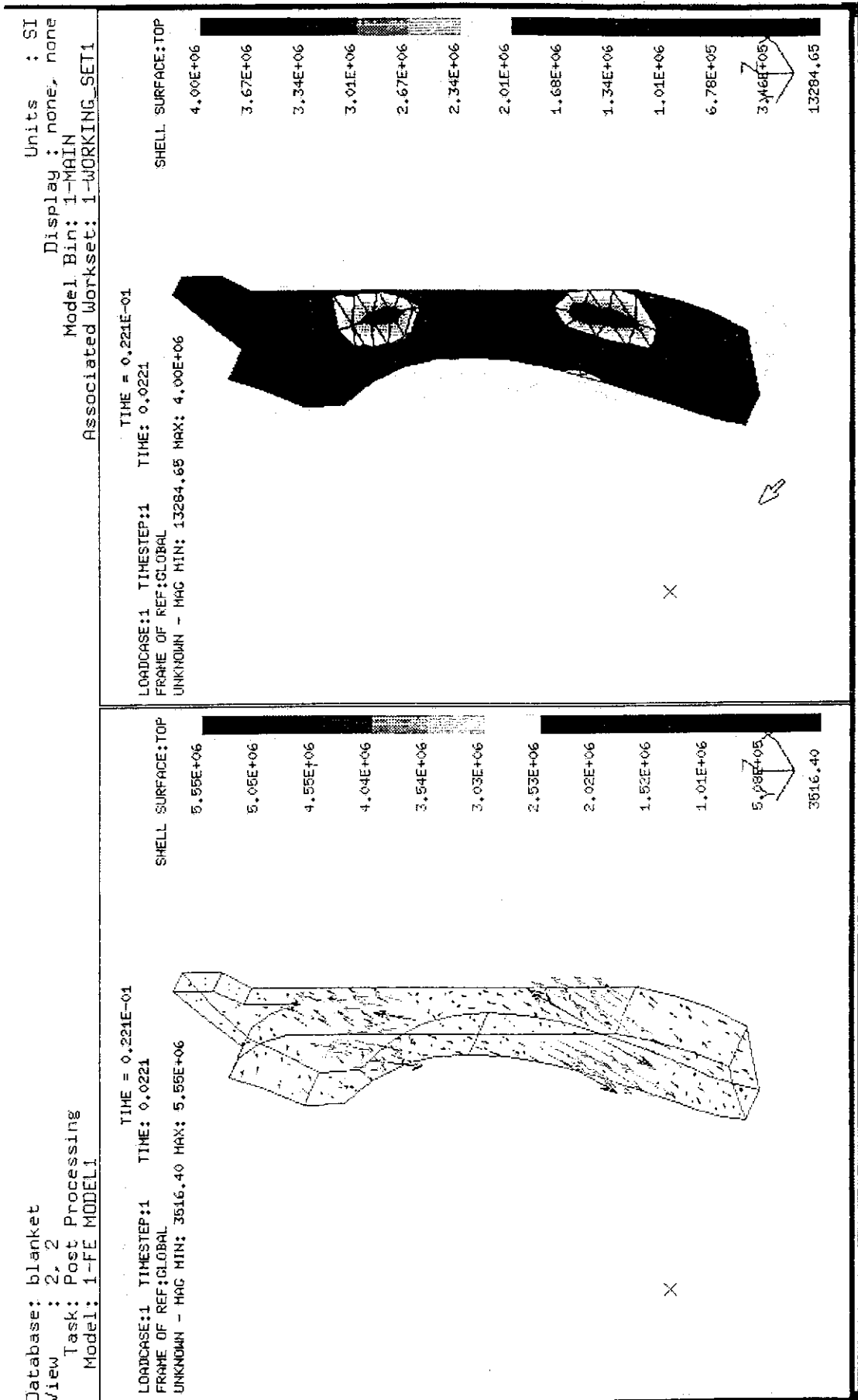


図 2.3.5 (a) アウトボードサイドモジュール (右 1/32) 電磁力分布

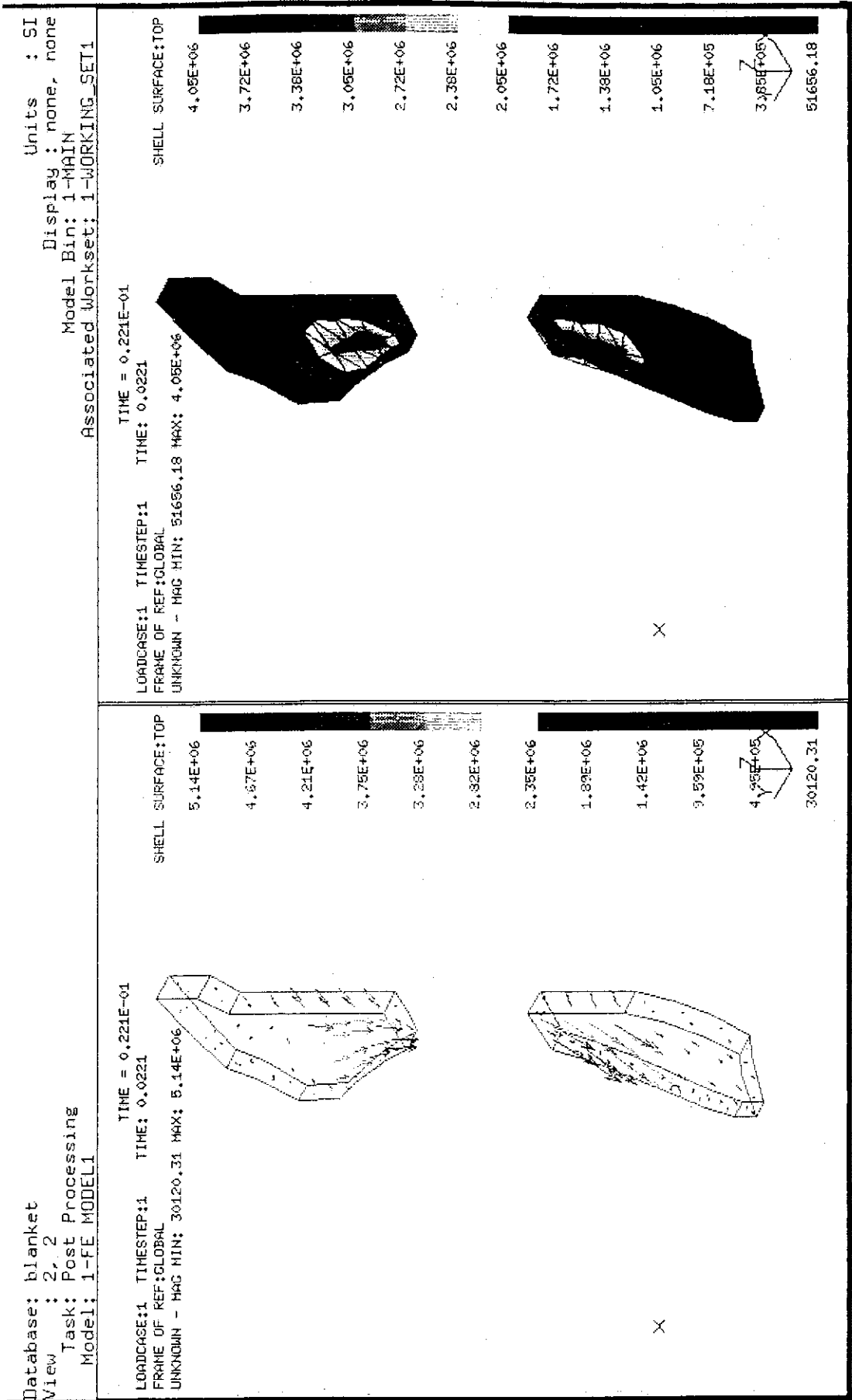


図 2.3.5 (b) アウトボードセンターモジュール (右 1/32) 電磁力分布

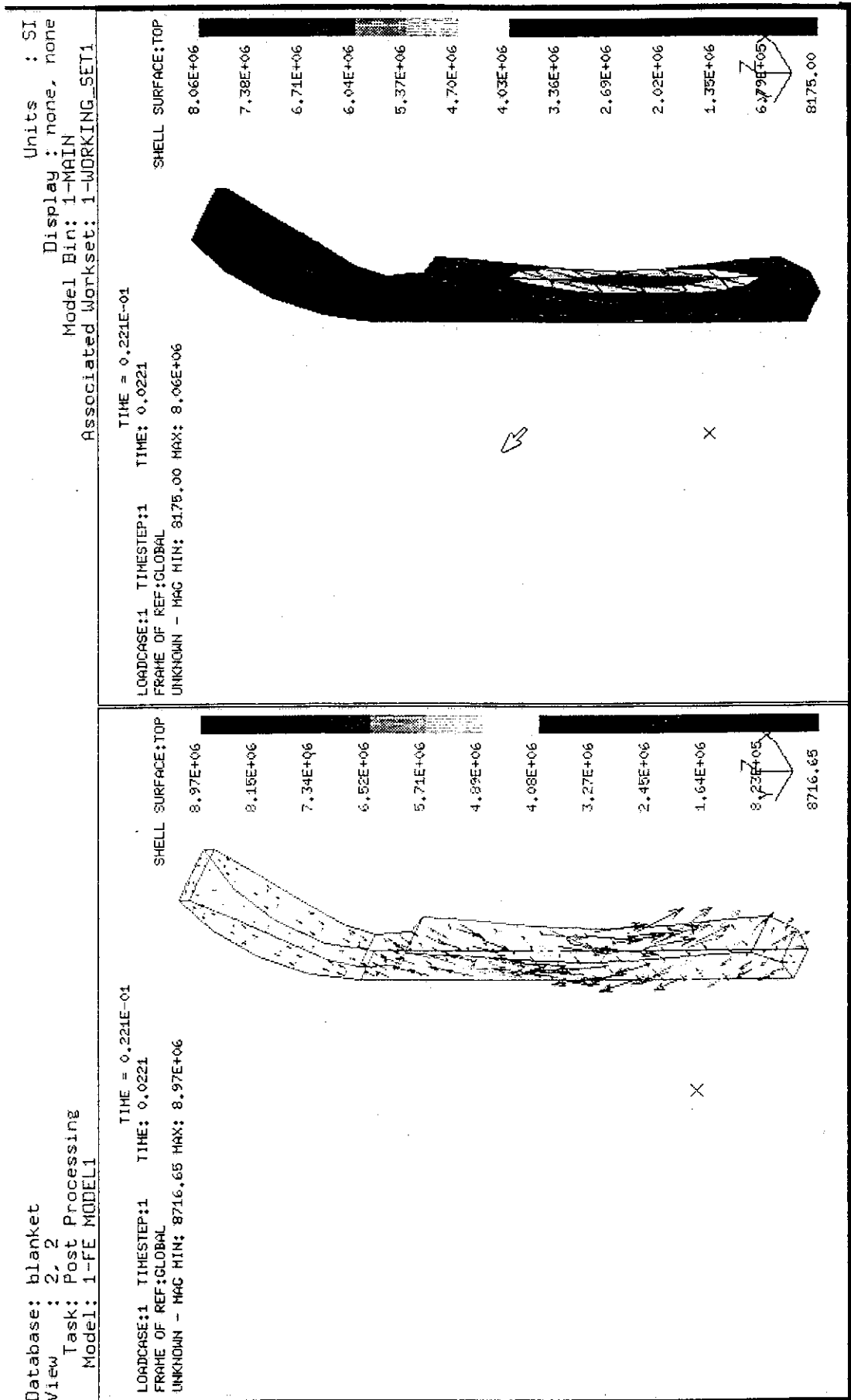


図 2.3.5 (c) インボードモジュール (右 1/32) 電磁力分布

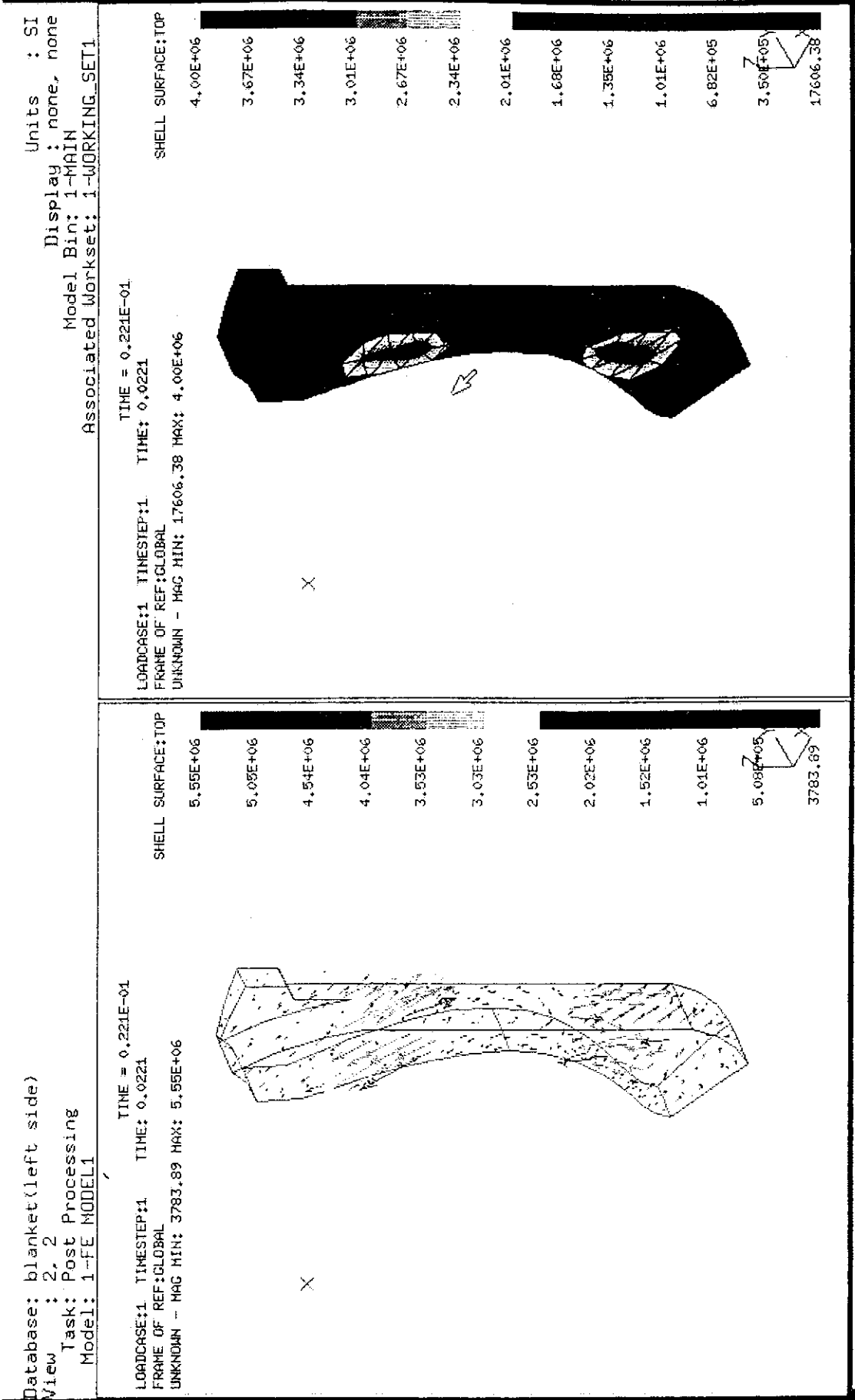


図 2.3.6 (a) アウトボードサイドモジュール (左 1/32) 電磁力分布

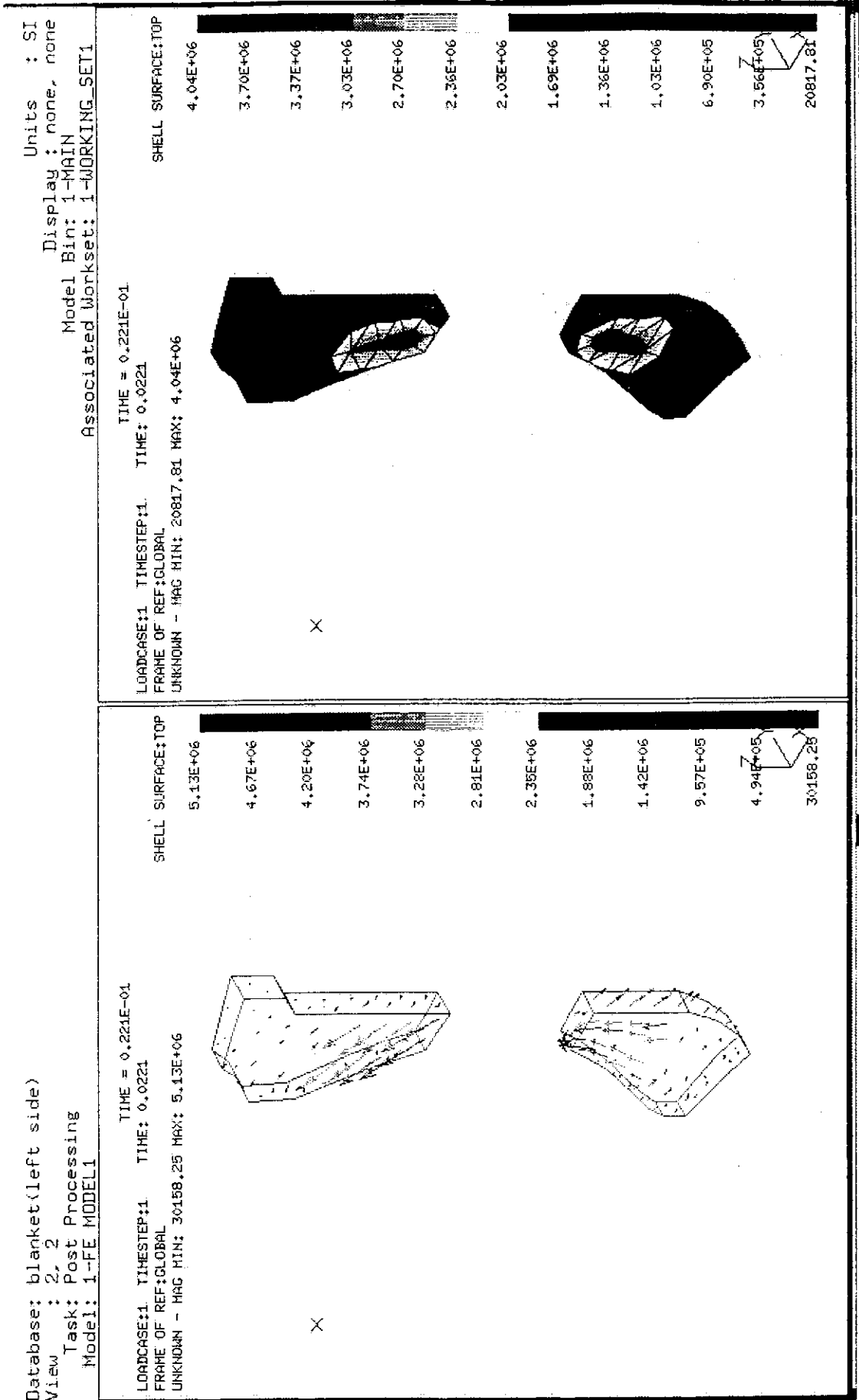


図 2.3.6 (b) アウトボードセンタモジュール (左 1/32) 電磁力分布

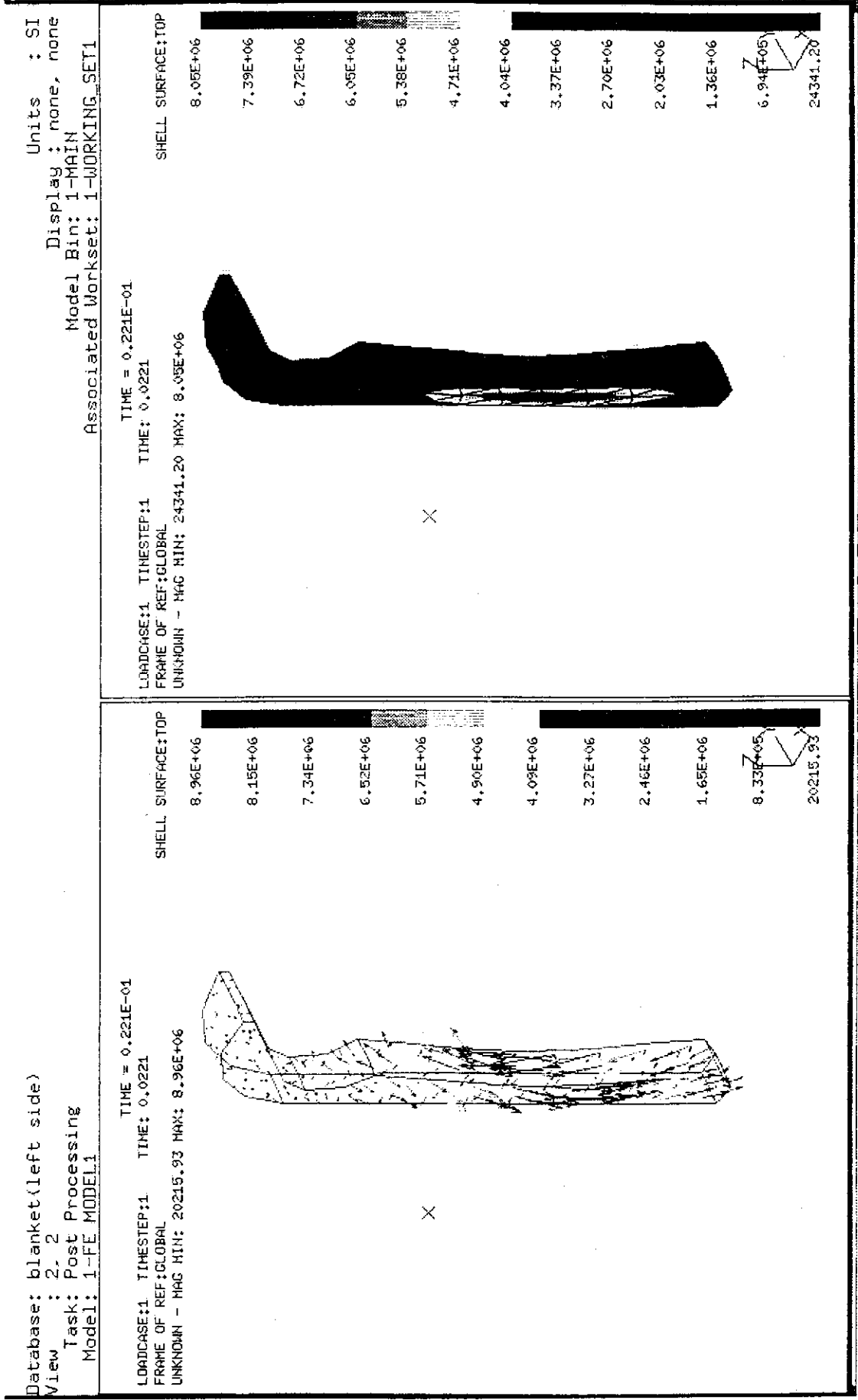


図 2.3.6(c) インボードモジュール (左 1/32) 電磁力分布

3. 支持構造設計

3.1 支持機構概念の選択

ブランケットは増殖領域と遮蔽領域からなり、重力、電磁力、熱荷重に対する支持部は空間的に限られた遮蔽領域に設けられる。ブランケット支持機構に対する主な設計要求は第2節でも述べた様に以下の如くまとめられる。

- ・電磁力に対して健全であること（強固な固定性）
- ・分解修理に対処可能なこと（着脱性）
- ・核発熱に対処可能なこと（核発熱除去性）
- ・支持機構の損傷に対して炉内構造物を取り出すバックアップ方法が有ること
- ・信頼性が高いこと

ITER/CDA では、上記条件を考慮して提案された幾つかの支持構造概念を紹介し、それらの利害得失を論じることを通じて、我々が第一候補として採用し試作開発を実施した水圧駆動コッターについて詳述する。

(1) ボルト結合

本概念の最大の利点は、構造が最も単純であり、基本的に開発を必要としない確立技術という点である。一方、この欠点は、外からのアクセスを必要とするため使用場所、作業空間等に制約があることである。また、核発熱の大きな場所で使用しようとする（作業性を考慮すると、殆どこの場合になる）、ボルトの核発熱除去の方法が問題となる。

(2) 溶接による結合

本概念は、容器内交換機器同志を溶接により結合してトラスを形成し、真空容器からの支持を必要とせず、電磁力に耐えようとするものである。本概念は、他の支持機構（水圧式コッターによる支持、低融点金属を用いた支持）と比較して、装置の故障、例えば水圧式の場合の駆動源の故障、低融点金属の場合の加熱器の故障、に対するバックアップ方法を考慮する必要が無いこと、また、構造が単純であること等大きな利点を有している。しかし、一方では外からのアクセスを必要とするため、結合場所、作業空間等に制約がある。

本概念に対する主要な要求/制約事項には次のようなものが考えられる。

- ・核発熱に対処可能なこと（強制冷却を考えるか、必要な距離だけ第一壁から遠ざけること）
- ・機器間の切り離しが可能なこと
- ・溶接開先合わせが可能なこと
- ・溶接部の品質が評価可能なこと
- ・ブランケット間の間隙は最大20mmを前提とすること

これらの要求を満たすものとして、図3.1-1に示したような第一壁から離れた交換対象機器の側壁に設けたボルト溶接構造が提案されている。溶接開先合わせはボルトの出し入れにより行い、ボルト溶接部の核発熱は第一壁から遠ざけることにより小さくして接触熱伝達によっ

て除去する。また、機器間の切り離しのためのボルト切断は機械切断を適用するということがある。種々の利点を持つ本概念の成立可能性を考えた時、以下のような不確かさがある。狭隘かつ深部（間隙20mm，深さ500mm）において管理された遠隔自動溶接における、開先合わせの方法、溶接の狙い位置の設定方法、アーク発生状況の確認方法、溶接終了の設定方法、検査方法、補修方法等がある。

したがって、本概念の成立性を検証するためにはこれらの疑問に答える必要がある。すなわち。以下の技術開発が必要である。狭隘、深部（間隙20mm，深さ500mm）での溶接及び切断の方法については、

- 遠隔操作による開先合わせ
- 遠隔操作による溶接（狙い位置の設定、アークの確認、溶接終了の設定）
- 溶接ボルトの切断

を確立する必要があり、溶接部品質の評価方法については、非破壊検査方法（狭隘・深部、放射線環境下を考慮）を確立する必要がある。

(3) 低融点金属による結合

本概念は、結合構造物間に低融点金属を置き（低融点金属が溶融した時漏れない工夫が必要）、近傍に設置した加熱源により、低融点金属を溶融・凝固させることによって構造物を着脱させるものである。適用例を図3.1-2に示すが、本概念は、広い面結合が可能であり、また、外からのアクセスを必要としないため基本的には結合場所を任意に設定できる。本概念の成立性は、低融点金属の選択とその加熱方法にある。特に、加熱方法については以下の課題がある。

- 抵抗加熱的なものかそれとも他の方法か？
- 加熱源の設置方法は？
- 加熱容量は（構造材の熱伝導を考えた時所定の温度に加熱可能か）？
- 加熱器の故障に対するバックアップ方法

があり、これらが解決されるならば、ダイバータ支持構造体と真空容器の面結合方法として有望なものになると考えられる。

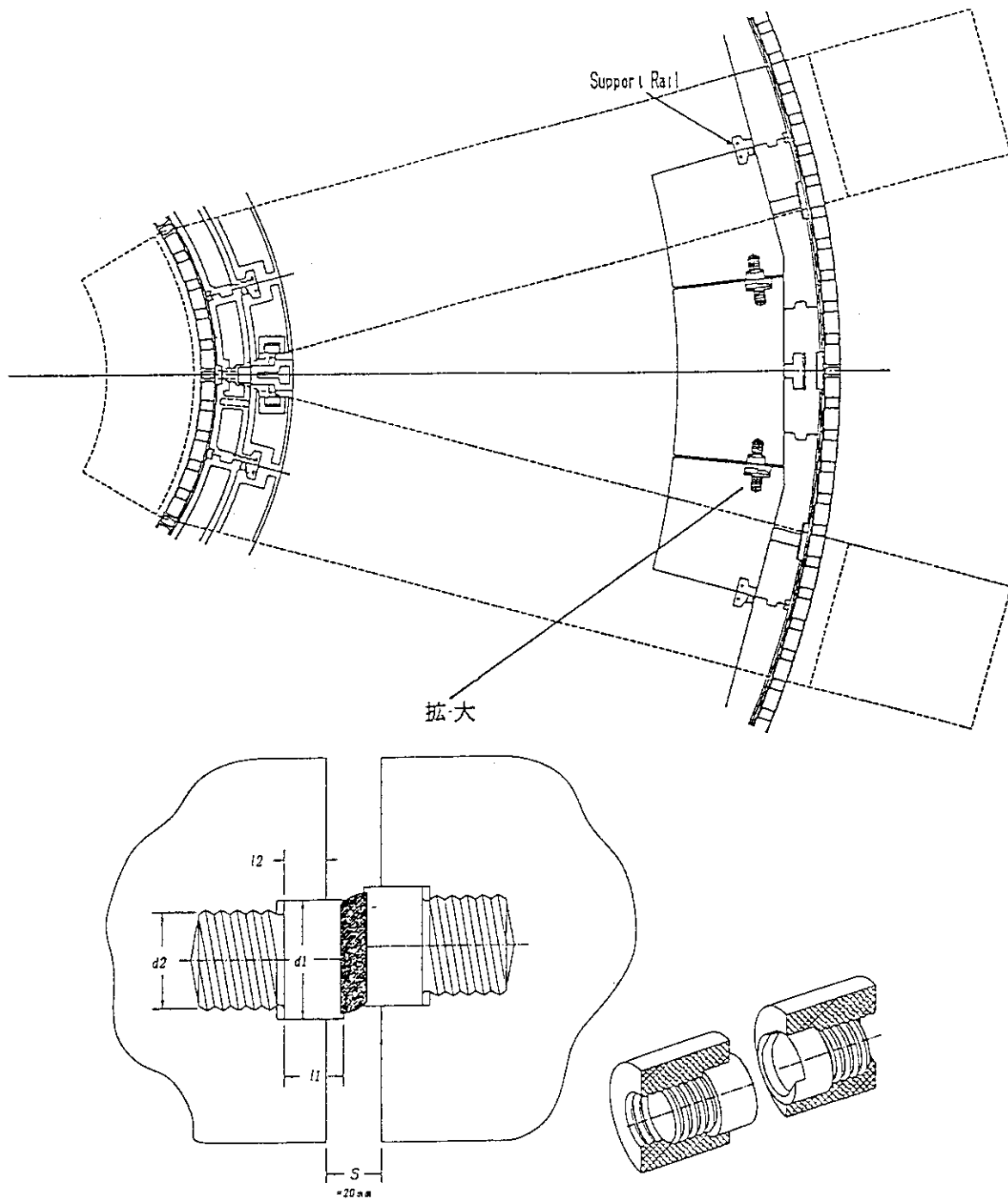
(4) 水圧駆動式コッターによる結合

本概念は、コッター/キー構造により容器内機器と真空容器あるいは容器内機器を結合しようとするものであり、コッターの打ち込み及び引き抜きには、水圧を利用したピストン型駆動機構と形状可変管（金属風船）型駆動機構を採用した。適用例を図3.1-3に示すが、本概念の最大の利点は、極めて容易な着脱性であり、しかも外からのアクセスを必要とせず設置場所を任意に選択できる。また、水を使用するため核発熱除去は本質的に問題がない。本概念の課題は、

- 支持機構の損傷に対して容器機器を取り出すバックアップ方法の確立
- 機器間の間隙の程度/精度への柔軟性
- 所定の支持が得られているか否かの確認方法の確立

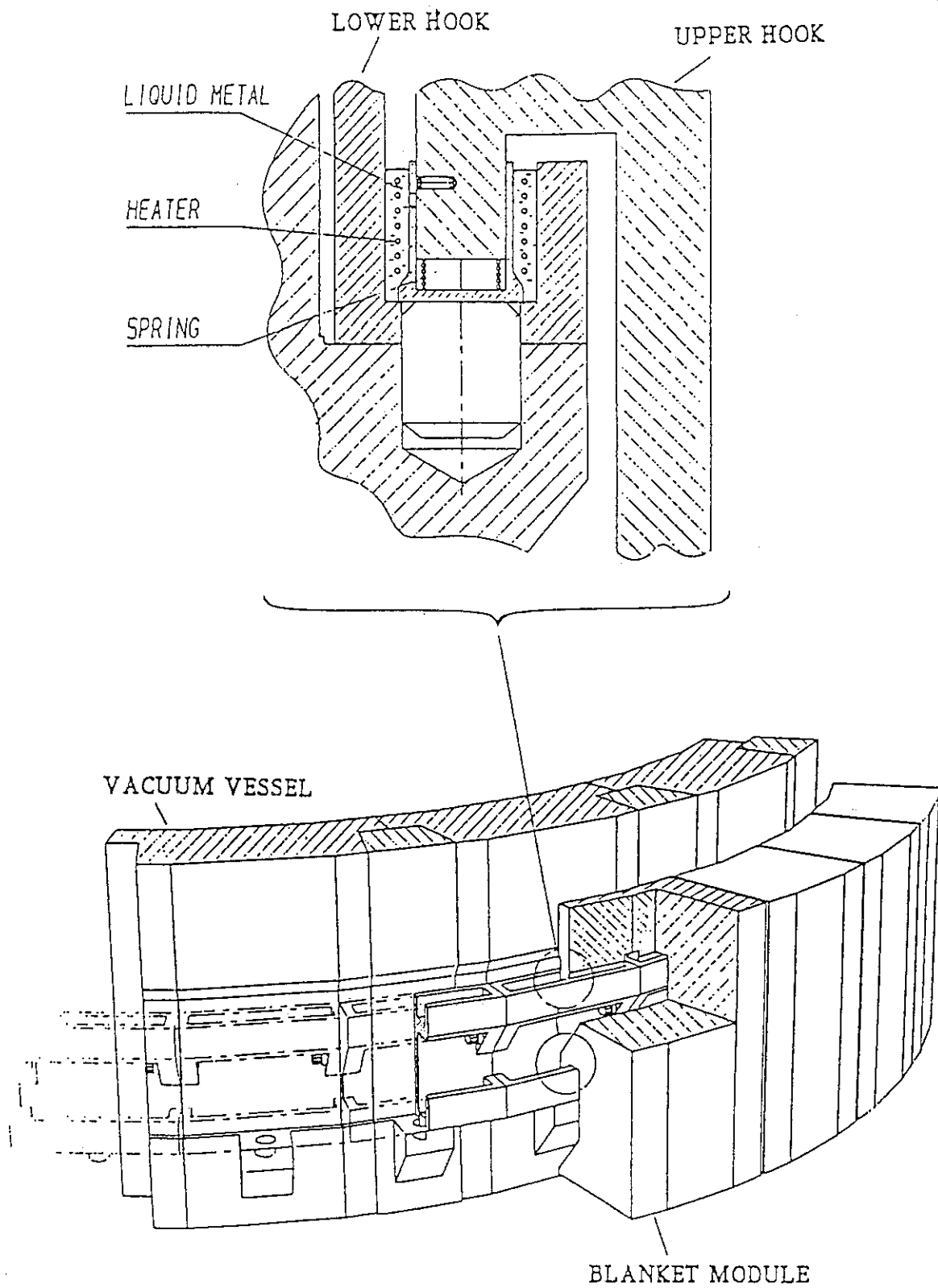
である。したがって、今後、設計上からまた試作開発の結果より上記課題を明らかにする必要がある。尚、本概念は、着脱の容易性から及び強固な支持特性からブランケットなどの炉内大型機器の支持にとって他に換え難い潜在的長所を有しており、実現可能性の検証（特に、駆動

機構の検証) について現在試作開発中であり、その見通は得られつつある。試作開発の成果については後述する。本節では以下、水圧式コッターをブランケットの支持に適用した場合の構造設計について述べる。ブランケットの分割については図 2.1.2 に示す様に 1 セクターにつきトーラス外側は 3 分割、内側は 2 分割で構成されている。それぞれの分割構成に起因して、外側には金属風船型を、内側にはピストン型をコッターの駆動機構に導入した。



溶接による容器内大型交換機器の支持機構（トーラス形成型）

図 3.1.1 溶接による容器内大型交換機器の支持機構（トーラス形成型）



低融点金属による容器内大型交換機器の支持機構

図 3.1.2 低融点金属による容器内大型交換機器の支持機構

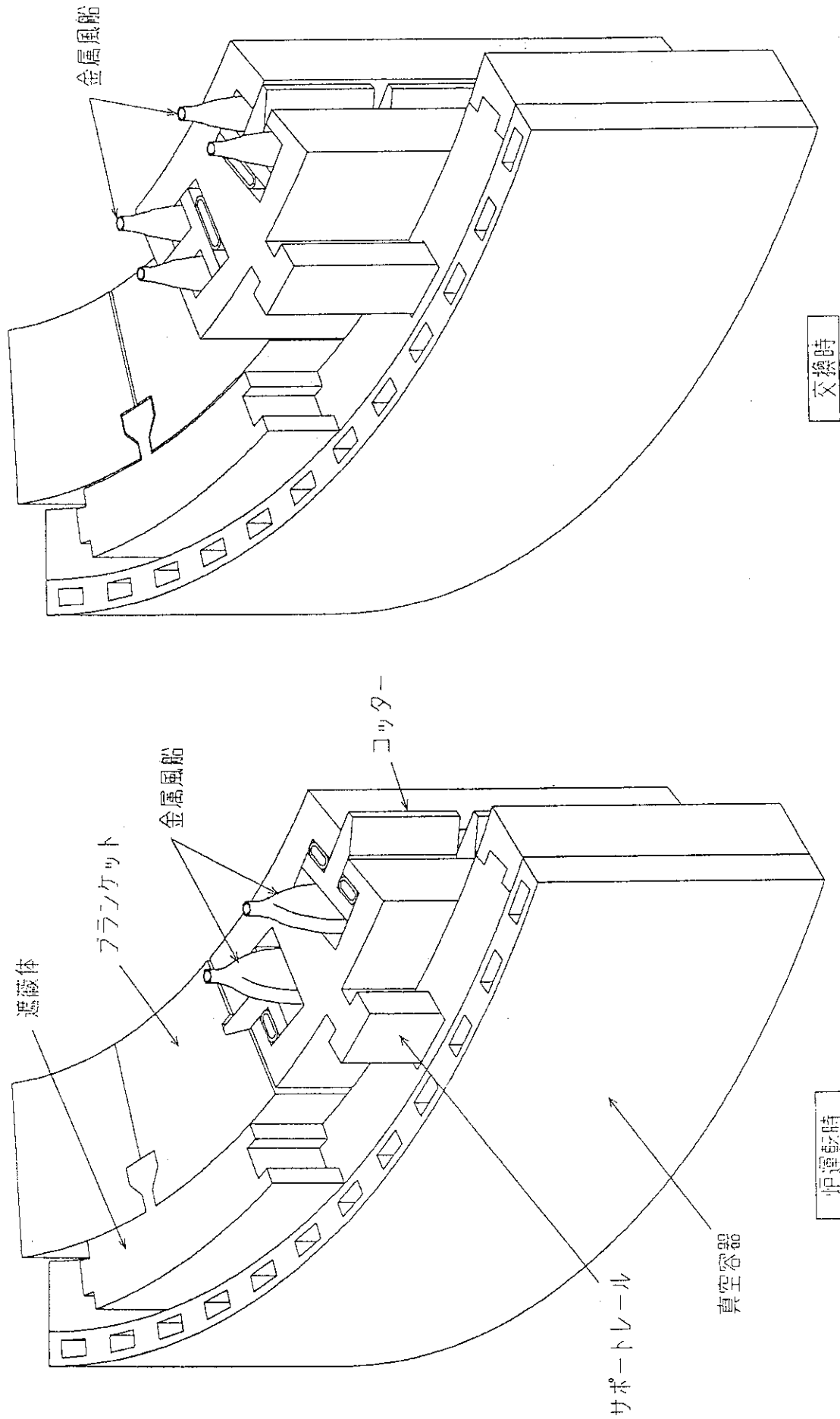


図 3.1.3 水圧駆動コッターによる容器内大型交換機器の支持機構

3.2 外側ブランケット

第2節の全代構造で述べたように、外側ブランケットは3モジュールで1セクターを構成している。固定に際しても、3モジュールが一組となり機械的に連結され、センター間で荷重の伝達はない。サイドモジュールの片側は真空容器ボロイダル方向に取付られているレール状のキー溝にはめ込まれ、他の片側はセンターモジュールによって真空容器に押しつけられる。両サイドモジュールを真空容器に押しつけることによってセンターモジュールが受ける応力は、後壁に設けたキーによって支持される。各モジュール間のギャップは図に示すようにコッターを押し込むことによって密着固定する。この場合、コッターの駆動機構には狭隘空間で大駆動力が得られる金属風船を選定した。試作開発の状況については第4節に詳述する。

3分割構造に於ける電磁力支持方式の検討を簡易モデルを用いて実施した。プラズマ異常消滅によって炉内構造物に発生する電磁力の方向は、消滅条件（プラズマの移動方向）に依存するが定性的にはいくつかのパターンに分類することができる。プラズマが消滅する場合に箱状の構造物モジュールの各面に発生する電磁力は一つの箱の中で互いに相殺され、モジュール全体を移動させる力は働かないが、捻れ力は作用する。図3.2.1はブランケット1モジュール分に作用する電磁力の方向を模式的に示す。上下方向の力は、モジュールを周回する電流の側板領域でトロイダル磁場によって引き起こされ、一方、半径方向の力は、プラズマの移動に伴ってモジュール側板を上下方向に流れる電流とトロイダル磁場によって引き起こされる。そこで、容器内構造物の支持構造の検討においては電磁力の形態及び分布を考慮する必要がある。

このような観点から、炉心構造物の電磁力に対する健全性を評価する作業に先だって典型的な荷重のパターンについて規格化された電磁力条件の下に簡易モデルによる構造解析を行い、構造物に発生する各方向の電磁力に対して最も効果的な支持条件と補強構造を検討した。

解析に使用した簡易モデルの基本寸法を図3.2.2に示す。解析モデルは、半径方向の電磁力と上下方向の電磁力が同時に作用する外側のサイド・モジュールを想定したものであり、実際の構造を板シェル要素からなるボックス構造で単純化した。各部の板厚は、第1壁側となるモデルの前面が15mm、両側板が30mm、真空容器側となる後部パネルが50mm、上下板が各30mmである。解析では、本この基本モデルに、4種類の支持条件と3種類の補強用リブ構造を組み合わせることで典型的な荷重モードに対する変形・応力を比較した。

解析に使用した3種の荷重モードを図3.2.3に示す。荷重条件1は、モデルの両側面で方向の異なる20MNの上下方向荷重を等分布荷重として加えた場合、荷重条件2は、モデルの水平面で反対称となる±10MNの半径方向荷重を両側面に分布荷重として与えた場合、荷重条件3は、上下方向、半径方向の荷重が同時に作用する場合である。モデル前面及び後部壁に作用する荷重は影響が小さいものとして無視した。

解析に使用した4種の支持条件を図3.2.4に示す。これらの支持条件はトーラス方向の隣接モジュール間の接続方式に対応するものである。各荷重モードに対する補強方式として想定した3種の補強リブ構造を図3.2.5に示す。各補強方式の特徴は下記の通りである。

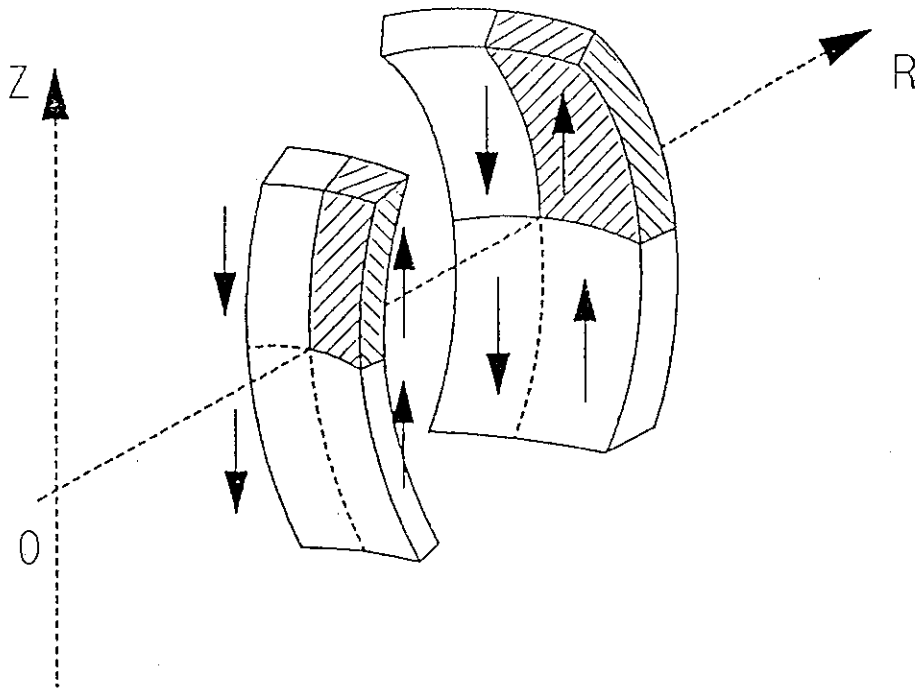
- ・補強方式1：モデル断面の上下方向に1m毎に水平リブ（厚さ：30mm）を追加
- ・補強方式2：補強方式1の水平リブに加えて後部パネルから400mm離れた位置に縦方向の

リブ（厚み 30 mm）を追加

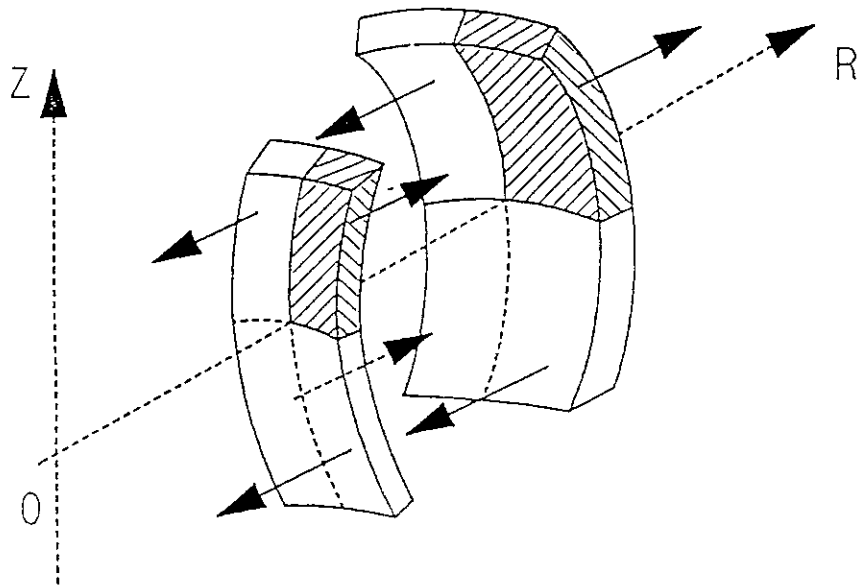
- ・補強方式 3 : 補強支持条件 2 支持条件に加えてモデルのトロイダル方向中央面に縦方向のリブ 1 枚（厚さ：30 mm）を追加

解析で得られた最大トレスカ応力と電磁力の支持条件並びに最大トレスカ応力と補強方式の関係を荷重モード毎に整理して図 3.2.6 に示す。一連の解析で得られた電磁力の支持方式及び補強リブ構造に対する知見は下記のとおりである。

- (i) 4 種の支持条件を比較すると荷重モードを問わず、両側面の支持が変形・応力の低減に最も効果的である。
- (ii) 後部パネルに対する 3 種の支持条件による変形応力の差は認められない。
- (iii) 水平方向の補強リブの追加は半径方向の電磁力による変形・応力の低減に効果的であるが、上下方向の電磁力に対する効果はない。
- (iv) 縦方向の補強リブは上下方向の電磁力に対して効果的であるが、半径方向の電磁力に対する効果は小さい。
- (v) 一連の解析で得られたモデルの最大変位量は、0.16～0.32 mm、最大トレスカ応力は、5.5～11.0 kg/mm² の範囲である。



(a) 定位置消滅時（側板R方向電流とトロイダル磁場による）



(b) 移動消滅時（側板Z方向電流とトロイダル磁場による）

図3.2.1 プラズマ異常消滅時にブランケットモジュールに発生する電磁力の方向の概念

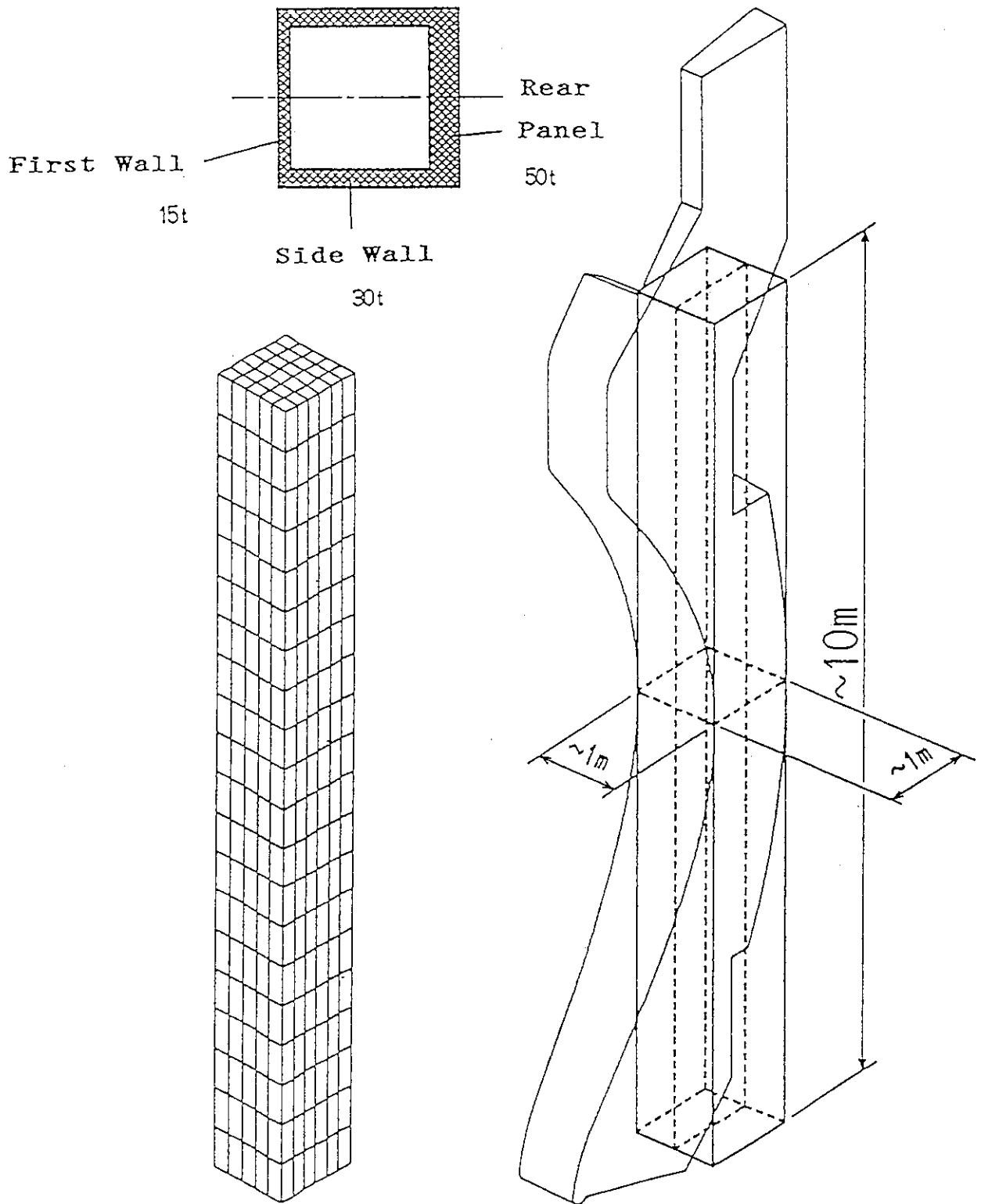


図 3.2.2 ブランケットモジュール構造解析簡易モデル

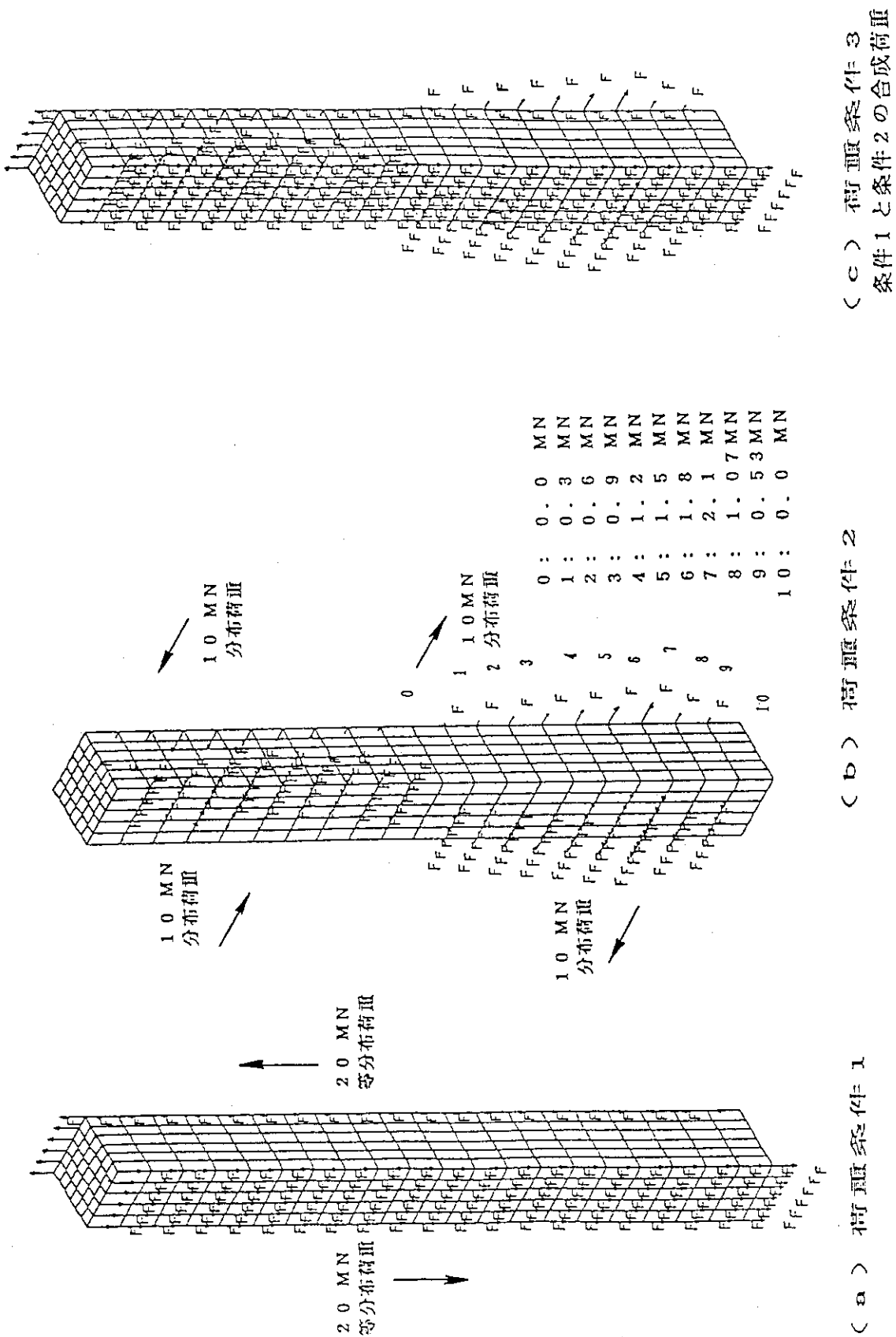


図 3.2.3 プランケットモジュールの荷重条件

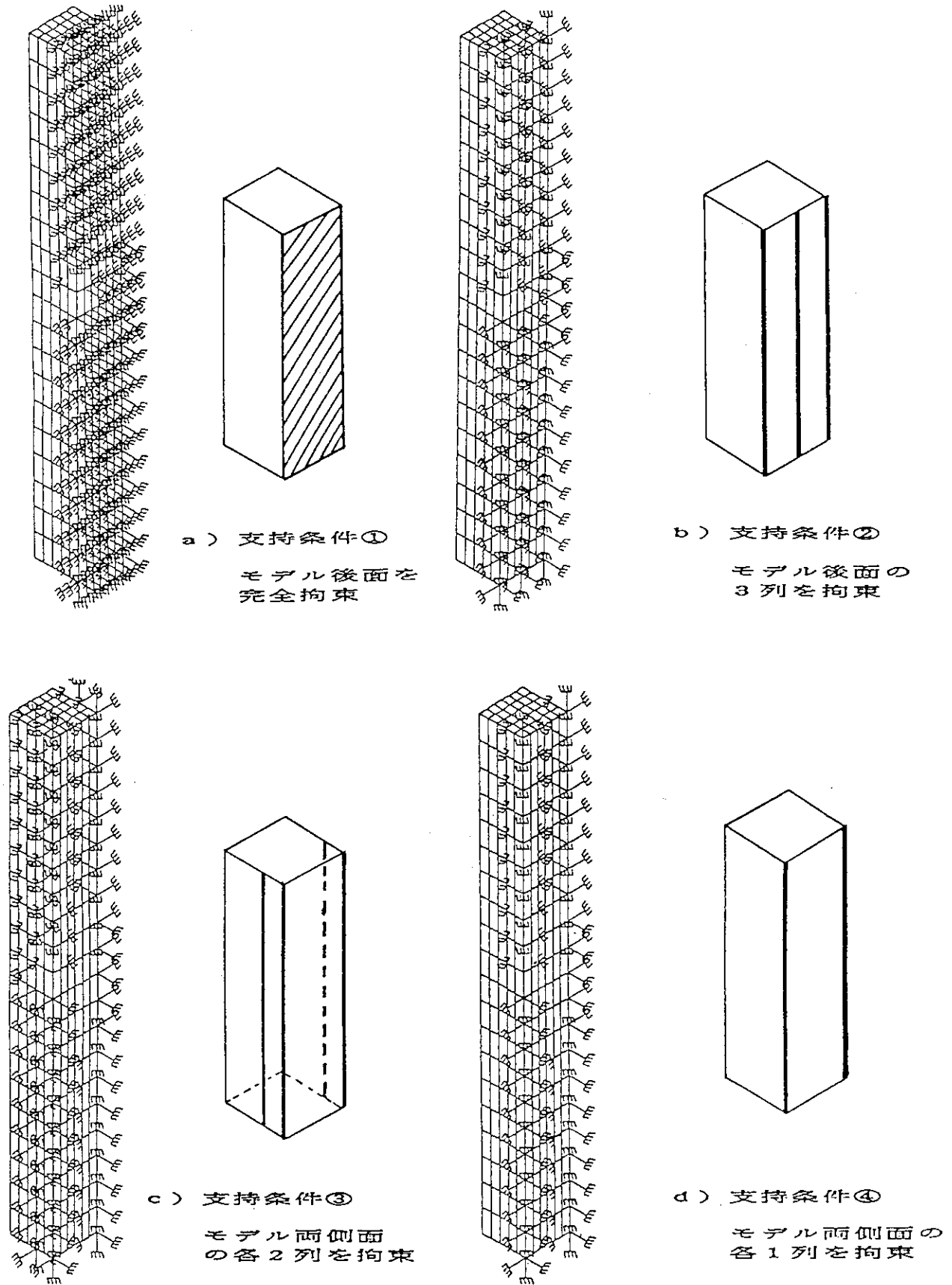
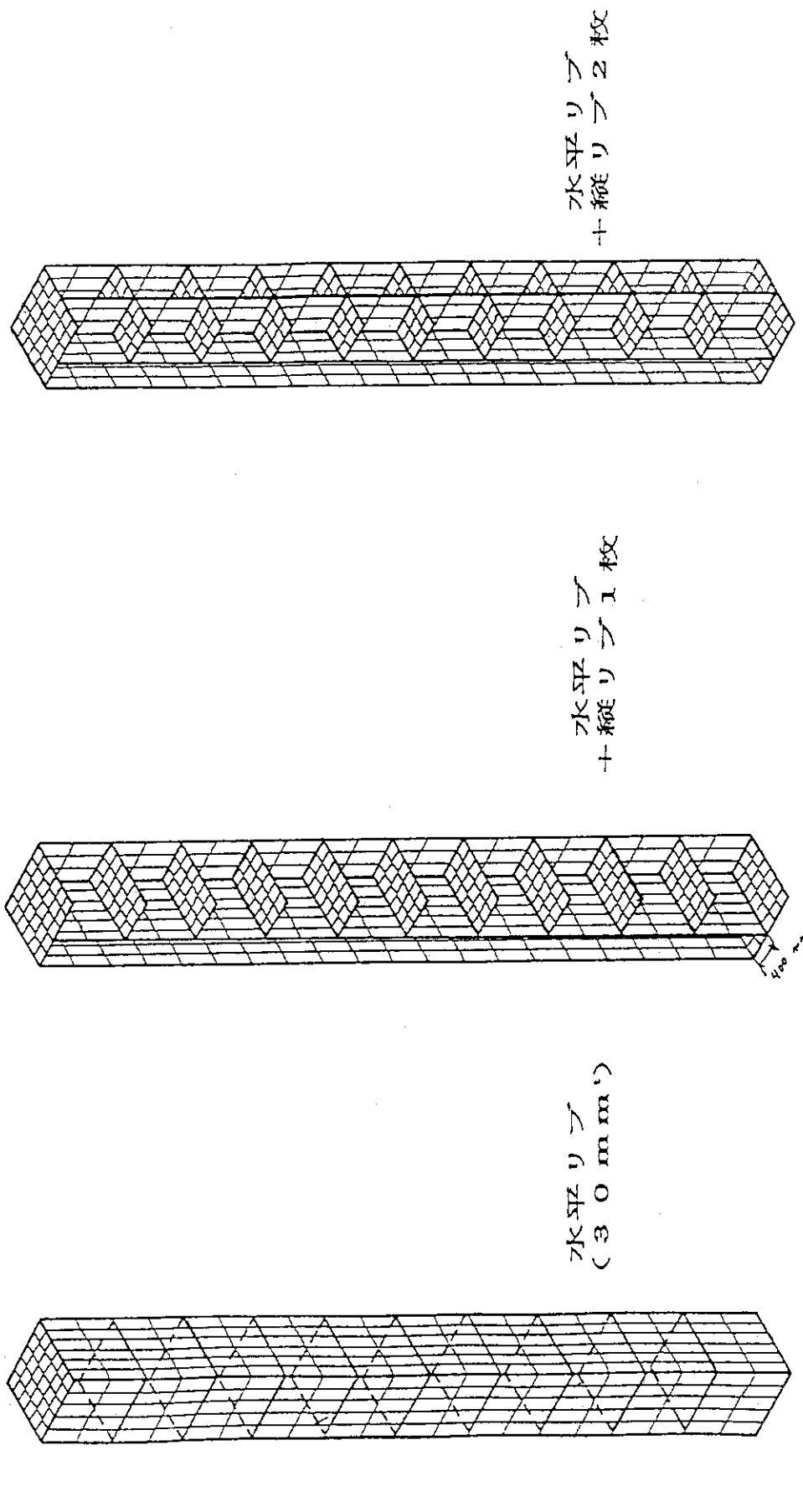


図3.2.4 ブランケットモジュールの支持条件



c) 補強方式 3

b) 補強方式 2

a) 補強方式 1

図 3.2.5 ブランケットモジュールの内部補強構造

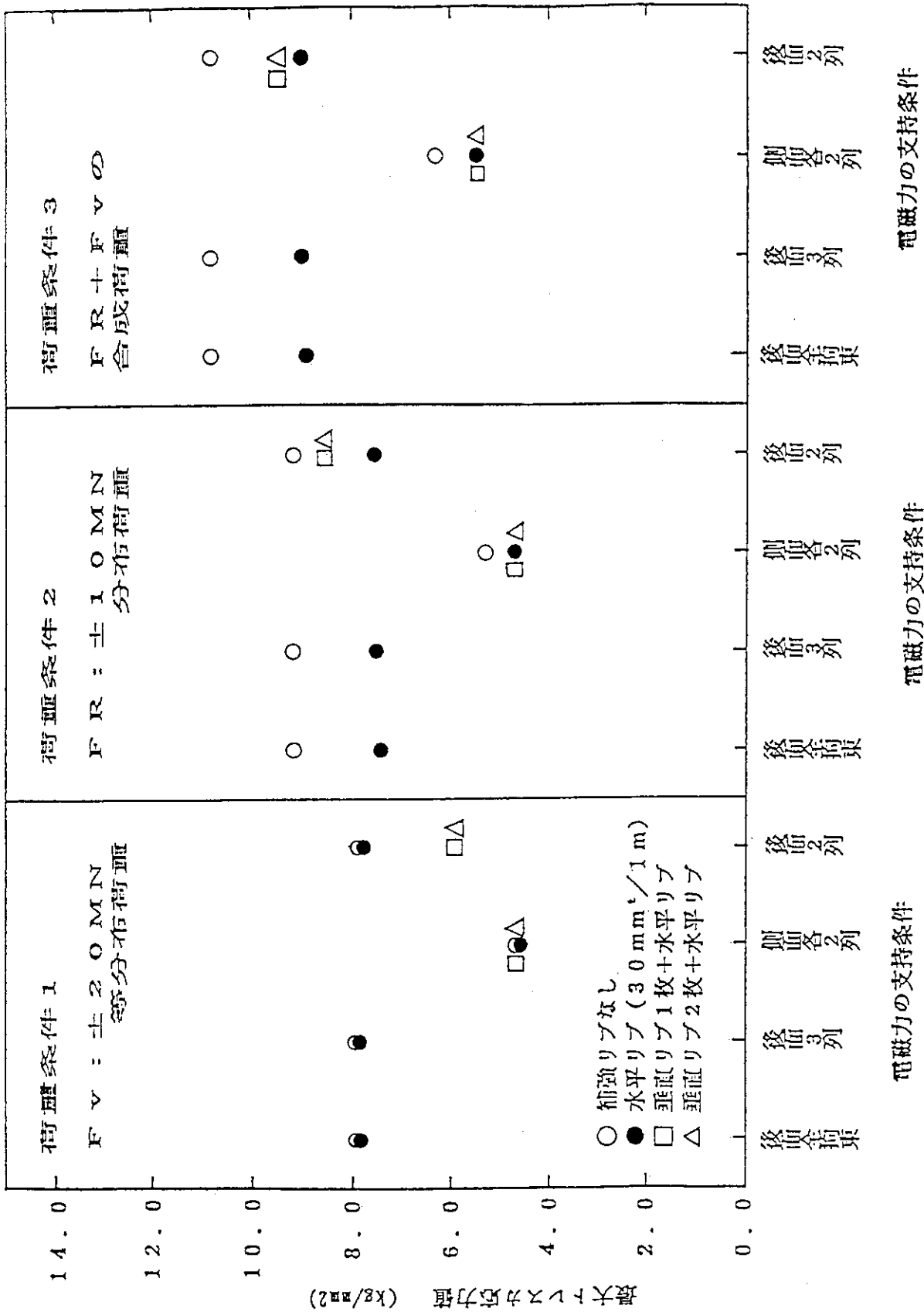


図 3.2.6 簡易構造モデルによる電磁力支持方式と補強構造の検討結果

3.3 内側ブランケット

内側ブランケットはトラス周長が短いこともあり、配管処理を含めた保守の簡素化のため1セクターが2モジュールで構成されている。ブランケットは増殖領域と遮蔽領域からなり、重力、電磁力、熱荷重に対する支持部は空間的に限られた遮蔽領域に設けられる。そこで、ここでは、次の4項目を指針として内側ブランケットの支持構造を検討する。

(a) 自重支持

内側ブランケット(単位: 11.25°セグメント)は真空容器の上部ポートから搬入され、図3.3.1に示すような移動動作により所定の位置に持ち込まれる。この真空容器内での移動において、真空容器上部の内壁と十分な距離を保ちつつ所定の位置へ移動するためには『斜め上方』移動が必要である。この移動方向は装置水平面と15°を成すが、仮にこの傾斜を有する支持座を設けてブランケットの自重を支持するためには傾斜面の摩擦係数を0.27以上($\geq \tan 15^\circ$)にする必要がある。多くの場合、鉄鋼間の乾燥摩擦係数は0.27よりも大きい。着地時、地震時、プラズマ崩壊時などに生じる振動を考慮して傾斜面の摩擦力を期待した自重支持方式は採用しない。

(b) 設置精度

内側ブランケットの第1壁アーマにはダイバート板アーマに要求される程の面精度は要らないものの、アーマの損傷を低減するためにはある程度の面精度を確保する必要がある。この場合、ブランケットの大きさ・重量や2.2項で述べた熱変形を考えるとブランケット本体の設置精度を高めてアーマの面精度を確保するのは得策ではない。このため、ブランケットの設置精度は真空容器に設ける支持座の寸法精度で決まる程度とし、支持構造にはアーマの面精度改善のための機構は設けない。

(c) セグメント単独支持

ブランケットの隣接セグメント間とブランケット/真空容器間には20mmのギャップを設けるものとする。トロイダル方向にウェッジが構成できれば電磁力に対する支持の観点からは望ましいが、そのためにはウェッジ面にかなりの製作精度が必要となるばかりでなく、組立時には位置決め精度とウェッジ面の初期整列を得るための初期荷重が必要となる。ウェッジ支持方式は隣接ブランケット間で電磁力を打ち消せる可能性を有しているため、かなり魅力的な支持方法であるが、ここではウェッジ支持は採用しない。

(d) 電磁力対策

プラズマ崩壊時にブランケットに発生する電磁力はかなり大きく、その主成分は偶力となる。隣接ブランケットの対向面で電磁力の作用方向が逆になるため、隣接ブランケット間を剛に接続して電磁力を互いに打ち消す方法が効果的であるが、分解・組立方法、電気的絶縁方法や熱応力問題を考えるとその方法は必ずしも容易ではない。いずれにしてもブランケットには曲げ、ねじり、面内/面外せん断力などの荷重が作用するから支持構造体のみならずブランケット匡体自身の剛性を高めることは基本であり、また、重要でもある。このため、ここでは支持構造体でブランケット匡体を補強することは考えない。

3.3.1 電磁力とブランケット匡体の剛性

電磁力分布に関しては2.3項を参照することにし、ここでは大域的な力のバランスを考える。内側ブランケットの上部領域と下部領域に作用する電磁力の合力を図3.3.2に示す。この合力の特徴は次の通りである。即ち、装置半径方向の成分 F_R と垂直軸方向の成分 F_z は偶力となる。 F_R はブランケットの上部領域と下部領域でその符号が異なるのに対し、 F_z 成分は上下部領域で同符号である。また、隣接ブランケットの対向面で電磁力の符号は異なる。

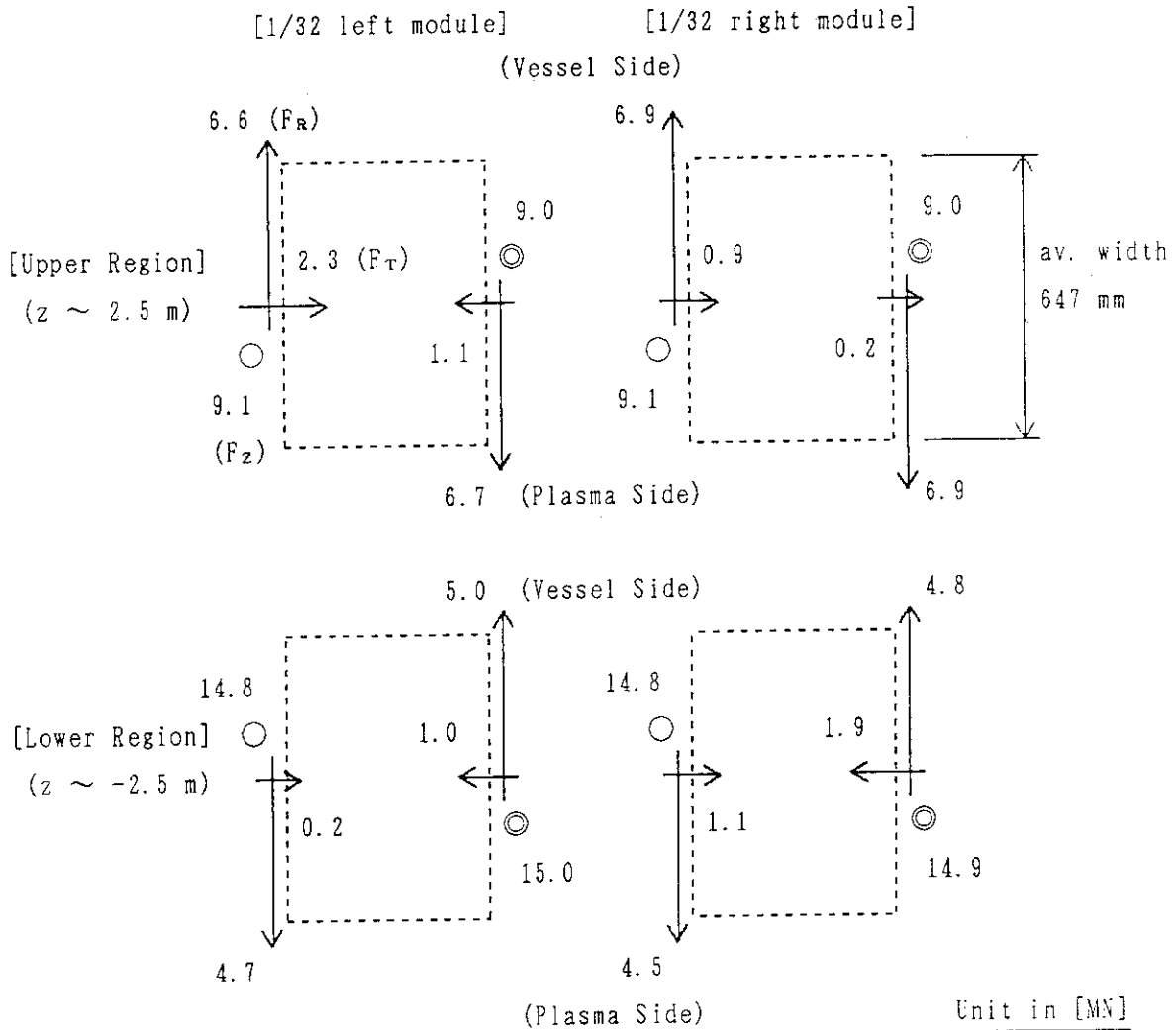


図3.3.2 内側ブランケットに作用する電磁力
(プラズマ崩壊時：22.1ms)

偶力が支配的な電磁力を全て支持構造体で分担することはできないため、ブランケット匡体には最低限の機械的剛性が要求される。また、ブランケット匡体は薄肉溶接構造体であり、ある特定の変形モードには極めて弱くなるためそのような変形モードを誘起する電磁力はできるだけ相殺する必要がある。そこで、まず、主要な電磁力によるブランケットの変形モードとブランケット匡体の剛性との関係を調べる。

(1) F_z 成分

電磁力の中でも装置垂直軸方向の成分 F_z は非常に大きい ($\pm 24 \text{ MN}$)。この電磁力に対するブラケットの支持方法には次の2種類考えられる。即ち、

- (a) 隣接ブラケット間を直接接続して、 F_z を互いに打ち消す。
- (b) F_z と直交する支持反力を作り、 F_z を一對のせん断荷重に変換する。

(a) の方法ではブラケット匡体の電磁力の負担を小さくできるが、隣接ブラケット間には最小 20 mm のギャップがあるため支持構造体とブラケット匡体の壁面には曲げ応力が働く。今、直径 D のスタッドからなる支持構造を考えると、 $D = 120 \text{ mm}$ で 420 MPa 程度となり、スタッド用材料としては降伏応力が 400 MPa 程度の高耐力材料が必要である。曲げ応力、設置空間、熱伸びや隣接ブラケットの設置精度などの問題が解決できれば (a) の方法は電磁力を直接打ち消せる意味で合理的である。

(b) の方法は、モーメントアームを大きくとり、支持反力を低減しようとするものである。この場合には支持は真空容器から採るため真空容器には曲げ応力、ブラケット匡体には面外せん断力が発生する。この荷重によるせん断応力は、内側ブラケットの直線部 (曲型的に、長さ: 6.8 m 、リブの全厚: 0.16 m) で平均すれば 22 MPa 程度となる。また、 F_z のモーメントアーム (ブラケットのトロイダル方向の幅程度 $\sim 0.65 \text{ m}$) の10倍の距離で支持するものとする支持点の反力の総和は 2.4 MN となり、支持ができない反力レベルではない。(b) の方法の利点は装置垂直方向の変形拘束を必ずしも必要としないことであり、熱変形の観点からは望ましい。しかし、真空容器は集中荷重には弱いからブラケットの電磁力を真空容器に伝達するのは望ましいことではないため、数値的に成立してもここでは (b) の方法は採用しない。

(2) F_R 成分

F_R に関しても F_z と同様に (a)、(b) 2種類の支持方法が考えられる。しかし、 F_R の場合にはブラケットの上下領域でその符号が異なるため、(b) の方法ではブラケット匡体ねじりモーメントが作用する。そこで、(b) の支持方法の可能性をしらべるため、先ず、ブラケットのねじり剛性を調べる。内側ブラケットの断面形状は一様ではないが、ここでは簡単のため、図 3.3.3 に示す断面形状を考える。このねじり問題において、 j 室回りの壁のせん断流を q_j 、単位長さあたりのねじれ角を α とすると近似的に次式が成立する。

$$q_j \int_{s_j} ds/t - q_i \int_{S_{ij}} dS/t - q_k \int_{S_{kj}} dS/t - 2GA_j \alpha = 0 \quad (3.3.1)$$

$$2 \sum_{j=1}^5 q_j A_j = T \quad (3.3.2)$$

ここに、 s_j : j 室の壁中心に沿う閉ループ、 S_{ij} : i 室と j 室の隔壁中心線、 G : せん断弾性係数、 A_j : 閉ループ j に囲まれた面積。

ねじりモーメントは F_R 成分によって作られる。その大きさは支持点の位置に依存するがその最大値は $4.46 \text{ MN} \cdot \text{m}$ を越えない (図 3.3.2 参照)。この最大ねじりモーメントに対する

解析結果を表 3.3.1 に示す。表は、ブランケット側壁 t_w をパラメータにして第 1 壁と真空容器側の匡体壁（後壁）に生じるせん断応力を示したものである。第 1 壁には後壁の応力の 2 倍程度のせん断応力が発生していることに注意したい。

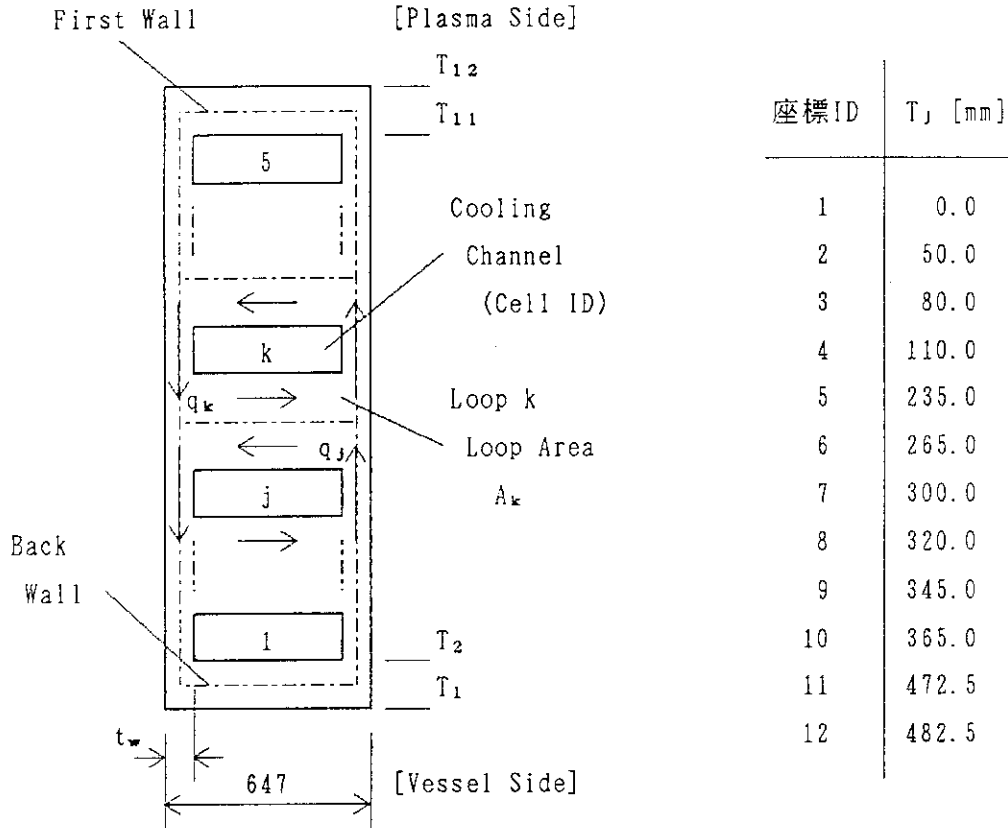


図 3.3.3 内側ブランケットのモデル断面

せん断流れは最外周壁を周回する成分が支配的となるため第 1 壁の実効板厚が薄いことは応力の観点からは好ましくない。実際、第 1 壁の実効板厚を 20mm にするとせん断応力は板厚が 10mm の場合の応力の約 72% になる（表 3.3.1 参照）。また、表から明らかなように、ブランケット匡体の側壁の板厚を大きくしても第 1 壁の応力低減には余り効果がない。仮に、10mm の第 1 壁と 50mm の側壁を標準とすれば、SUS 316 の降伏応力の 1/2 (約 110 MPa) で制限されるねじりモーメントは 1.46 MN・m ($F_R = 2.26$ MN) となる。このモーメントは想定されるねじりモーメント 4.46 MN・m に比べてかなり小さいこと、及び第 1 壁に内圧やホットスポットなどによる正常運転時の応力が発生することを考慮すると、ブランケットには電磁力によるねじり変形を許容することは容易ではなくなる。また、例えば想定される電磁力 6.9 MN (= F_R) の内の 2.26 MN をブランケットで受け、残る 4.64 MN を支持構造体で受ける構想は数字上は成立しても、正確な変形整合を図る必要があるため現実的ではないと考える。

以上述べた様に、第 1 壁の実効板厚が 10mm の場合、ブランケット匡体には大きなねじりモーメントを負荷することができないため、構造がかなり複雑になっても F_R は隣接ブランケット間で打ち消すこと、即ち、(a) の支持方法が望まれる。

表 3.3.1 ブランケット匡体のねじり

側壁板厚 tw [mm]	第 1 壁 実効板厚 [mm]	せん断応力 τ_s [MPa]		ねじり角 α [10^{-5} rad]
		後 壁	第 1 壁	
20	10	158	379	1.61
30	10	159	356	1.31
40	10	160	343	1.16
50	10	160	336	1.08
60	10	161	331	1.02
70	10	161	326	0.97
80	10	161	323	0.94
90	10	161	321	0.92
100	10	162	319	0.90
50	20	145	243	0.93
50	30	138	192	0.85

3.3.2 自由度分離・分散型の支持構想

内側ブランケットの支持すべき荷重は次の通りである。

ブランケットの自重 ----- $R_D = 0.39$ MN
(自重 0.326 MN、0.2 G の地震荷重を加算)

ブランケット自重による回転モーメント ----- R_{DM} : 支持位置に依存。

電磁力 F_R の偶力に対する反力 ----- R_R : 支持位置・構造に依存する。

電磁力 F_Z の偶力に対する反力 ----- R_Z : 支持位置・構造に依存する。

傾斜自重支持反力 ----- $R_F = 0.064$ MN
(摩擦係数 $\mu = 0.1$ 、傾斜角 15° を想定)

ブランケット/真空容器間の温度差 ----- R_T : 許容温度差 $\Delta T = 20^\circ$ (2.2 項)

前記したように、プラズマ崩壊時の電磁力 (F_R 、 F_Z) に対してブランケット匡体の機械的剛性は必ずしも大きくないためこれら電磁力を集中的に受ける構想は合理的ではなく、分散して支持することが望まれる。そこで、図 3.3.4 に示す自由度分離・分散型の支持構想を考える。即ち、電磁力に対しては変形の拘束の方向が異なる 2 種類の支持構造 (Type-A (F_Z 用)、B (F_R 用)) を用い、設置精度の確保と自重の支持に対してはそれら専用の支持構造 (Type-C、D) を用いる。この場合、Type-A、B の支持構造体は F_Z と F_R の分布を考慮して分散配置する。なお、Type-D は真空容器側から採られた傾斜支持座であり、したがって、ブランケットの自重は真空容器に伝達される。これら 4 種類の支持構造に要求される自由度を表 3.3.2 に示す。

表 3.3.2 支持点の自由度

支持構造	R	T	Z	ϕ_R	ϕ_T	ϕ_Z	支持応力
Type-A	○	○	×	×	×	○	R_Z
Type-B	×	○	○	○	×	×	R_R
Type-C	×	×	×	×	×	○	R_F, R_T, R_{DM}
Type-D	○	○	×	○	○	○	R_D

○：自由、 ×：拘束

ϕ_R, ϕ_T, ϕ_Z : R, T, Z 軸まわりの回転自由度

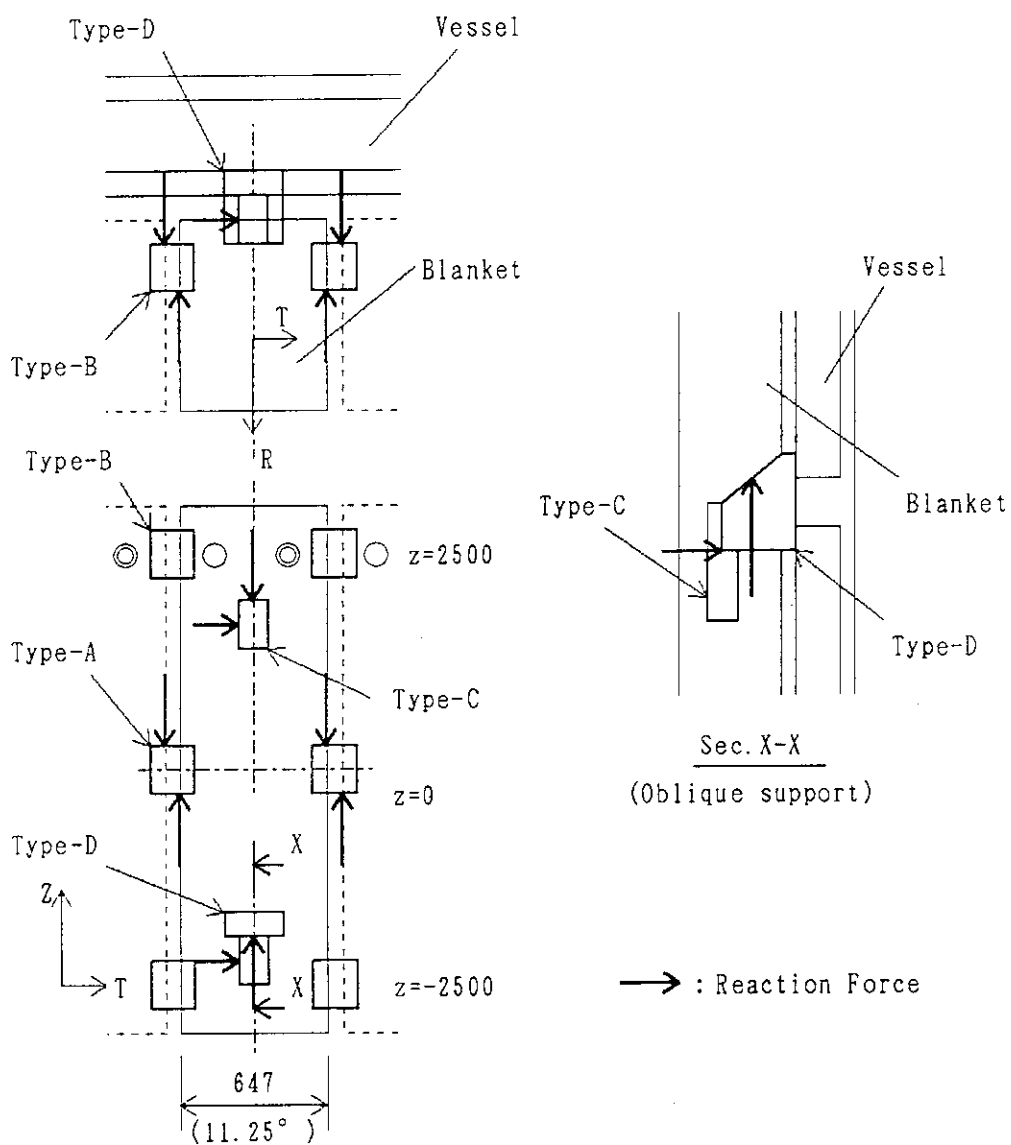


図 3.3.4 自由度分離・分散型支持構想

図 3.3.4 において、装置水平軸 ($z = 0$) 近傍には Type-A の設置密度を高め、ブランケット上下領域 ($z = \pm 2500$ mm) には Type-B の設置密度を高めてこれら支持構造体を分散配置する。Type-C は Type-A, B の位置を合わせるのに必要な設置精度を確保するための支持構造体であり、Type-A, B の固定を完了した後では Type-C の固定を解除しても良いが、トロイダル方向のアンバランス力が大きい場合にはこの固定解除は許されない (Type-C 以外にトロイダル方向の変形自由度を拘束するものがない)。

3.3.3 支持構造

(1) 基本検討

(a) Type-A, B 支持構造体

前記したように、ここでは、ブランケット匡体に大きな偶力が発生しないように配慮した自由度分離・分散型支持構造を採用する。この場合、真空容器にはブランケットの自重のみが作用するようにし、ブランケットに働く電磁力の主成分はブランケット内で閉じるようにする。

Type-A, B の支持構造として、矩形断面のキー構造 (図 3.3.5) を考える。

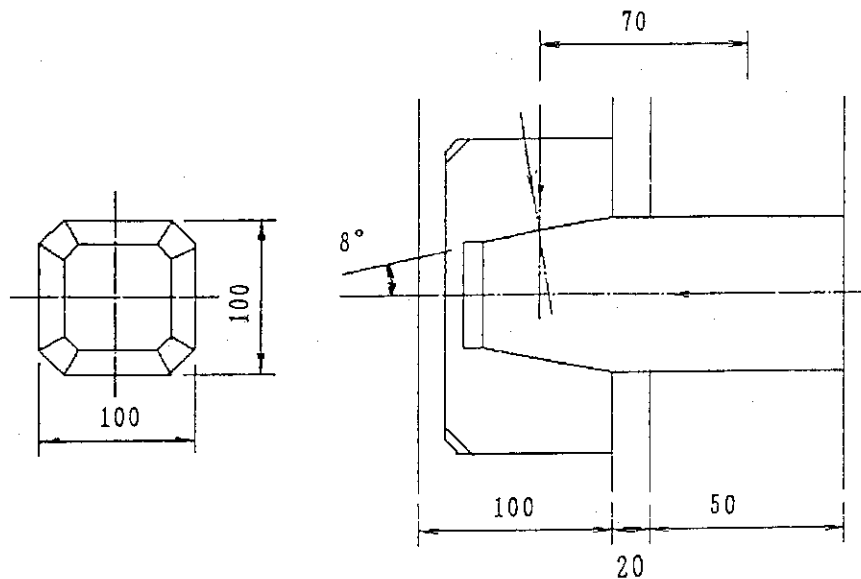


図 3.3.5 Type-A, B 支持構造体用のキー構造

図 3.3.5 はキー固定後の理想的状態 (キーの対向 2 面が接触) を示したものであり、キーを挿入する時、または支持荷重が作用する時にはキーの相対する 2 面のいずれかの面は非接触状態となることが十分考えられる。そこで、このキー構造を図 3.3.6 のように単純化して考える。この時、キーの打ち込み力 P と反力 Q の力の釣合いは次のようになる。

$$P/Q = \tan(\theta + \beta_1) + k\mu_2 \quad (3.3.3)$$

ここに、 θ : キー先端のウェッジ角、 $\beta_1 = \tan^{-1} \mu_1$ 、 μ_1, μ_2 : キー/ガイドブッシュ、

キー/キーガイド接触面の摩擦係数、 k は支持スパンで決まり、次式で与えられる。

$$k = 1 + 2 L_B / L_G \quad (3.3.4)$$

ここに、 L_B 、 L_G はそれぞれガイドブッシュ、キーガイドの支持スパンである。キーは、これを所定の位置に固定した後では打ち込み荷重 P を解放し、セルフロック状態で使用するものとする。式 (3.3.3) から、この条件は、

$$\tan(\theta - \beta_1) - k \mu_2 < 0 \quad (3.3.5)$$

したがって、 $\theta \leq \beta_1$ であれば $k \mu_2$ に依らずにセルフロック条件は満たされる。一方、キーの挿入時には Q/P が大きいこと、即ち、式 (3.3.5) の右辺が小さいことが望まれる。これと式 (3.3.5) から望ましいキーのウェッジ角は $\theta = \beta_1$ である。しかし、摩擦係数を制御することは容易ではないため、次の諸量を目標とする。

$$\theta = 8^\circ, \mu_1 = 0.17 \pm 0.03 (\beta_1 \text{ av} = 9.65^\circ), \mu_2 = 0.1, L_B / L_G \sim 1.0$$

なお、この場合には $Q/P = 1.62$ となる。

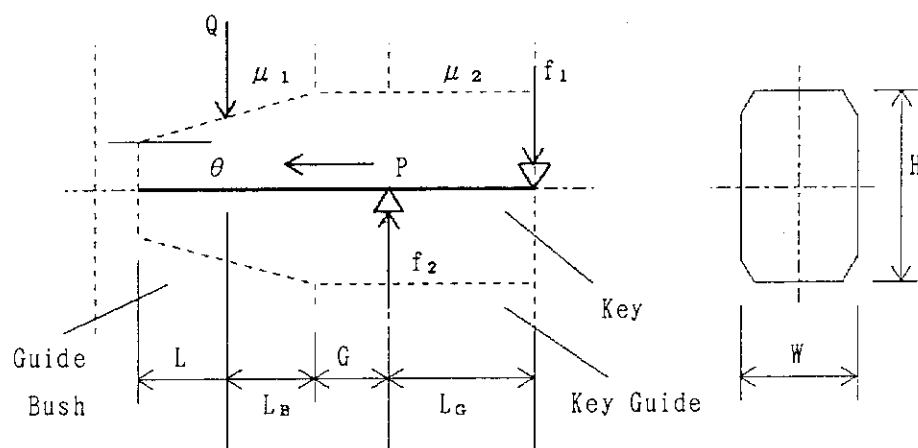


図 3.3.6 キーのビームモデル

キーの寸法は応力条件から決定する。即ち、キーの曲げ応力をキー材料の降伏応力、平均せん断応力を降伏応力の $1/2$ 、平均接触面圧を降伏応力の $1/2$ とすると、

$$WH^2 / L_B \geq 6 Q / \sigma_y \quad (3.3.6 a)$$

$$WH / (1 + L_B / L_G) \geq 2 Q / \sigma_y \quad (3.3.6 b)$$

$$W (L_B - G) \geq 0.98 Q / \sigma_y \quad (3.3.6 c)$$

ここに、 $W \cdot H$ ：キーの幅・高さ、 G ：ブランクセット間ギャップ (0.02 m)、 L ：キーのテーパ部長さ、 $L_B = G + L/2$ 、 L_G ：キーガイドの長さ。キー材料として高耐力材料 (例えば、オーステナイト系析出硬化型ステンレス鋼、A 286 時効材： $\sigma_y = 680 \text{ MPa at RT}$) を用いることにし、更に、

$L_G = 0.05 \text{ m}$, $G = 0.02 \text{ m}$, $\sigma_y = 680 \text{ MPa}$
 とすると式 (3.3.6) から次の寸法を得る。

$$L_B = 3.80 \times 10^{-2} Q \quad (3.3.7 \text{ a})$$

$$H = 6.48 \times 10^{-2} Q \quad (3.3.7 \text{ b})$$

$$W = 7.99 \times 10^{-2} Q \quad (3.3.7 \text{ c})$$

キーガイドが設置されるブランケット側壁の板厚は 50 mm 程度であるから側壁を部分的に補強するとしてもキーの断面寸法 (H、またはW) としては 100 mm 程度しか採れない。そこで、 $W = 0.1 \text{ m}$ とすると、式 (3.3.7c) から $Q = 1.25 \text{ MN}$ となる。以下、ここでは若干の余裕をとり、次の諸量を有する支持構造体を考える。

$$L_B = 45 \text{ mm}, \quad H = W = 100 \text{ mm}, \quad Q = 1 \text{ MN}$$

上記した 1 MN 用支持構造で $F_R = 7 \text{ MN}$ 、 $F_z = 24 \text{ MN}$ (図 3.3.2) の横荷重を受けるものとするれば F_R 用に 8 基、 F_z 用に 24 基、計 32 基の支持構造体が必要となる。円滑な応力伝達の観点からはキーはチドリ配列が望まれるが、仮に、2 H のピッチで直線的に並べるものとするると 6.2 m の設置空間が必要となる。これは内側ブランケットの直線部の長さ (約 6.8 m) よりも小さいので設置空間上は問題が少ない。しかし、電磁力は分布しており、かつ、ブランケット筐体の機械的剛性は大きくないため、ある特定のキーに荷重が集中することは十分予想される。分散型支持構想においてこの荷重分担は非常に重要な問題であるが、荷重の集中度は製作精度や精度のバラツキに依存するためこれを評価することは容易ではない。そこで、ここではできるだけ初期整列を得易い構造を検討し、荷重分担の問題は今後の検討課題としたい。

ブランケットが十分精度良くできていれば Type-C 支持構造体で隣接ブランケット間の位置精度を確保することができ、キーの打ち込み力はキー面の初期整列を得る程度で良い。しかし、精度が出ていない場合にはキーの打ち込み力で隣接ブランケット間の位置を調整する必要がある。今、4 基の Type-A 支持構造でブランケットをリフトできる条件を考えると、するものとするると、1 基当たり 0.05 MN の打ち込み力が必要となる。0.05 MN / 基の押し込み力で初期整列を得た場合、この押し込み力によるキーの面圧は 1 MN の横荷重によるその約 0.35% となる。この値は少し小さいように思われるが、ここではキーの打ち込み力の基準値として 0.05 MN とする。

(b) Type-C 支持構造体

Type-C 支持構造体はブランケットを所定の位置に固定するものであるからブランケットを引き込める能力が要求される。このためにはコッタは円錐形である必要がある。このコッタの力の釣合いは (a) 項で述べたキーの場合と同じであるので、以下、図 3.3.6 を参照することにする。今、ブランケットを Type-D 支持構造体の支持座の傾斜に沿って持ち上げることを考えると引き込み力 Q は次式で与えられる。

$$Q = W_B \cdot \tan(\phi + \kappa) / N, \quad \kappa = \tan^{-1} \mu \quad (3.3.8)$$

ここに、 W_B ：ブラケットの自重(= 0.326 MN)、 ϕ ：支持座の傾斜角(= 15°)、 N ：Type-C 支持構造体の数。支持座の傾斜面は摩擦係数ができるだけ小さくなるように表面処理する必要があるが、仮に、 $\mu = 0.2$ とすると、

$$Q = 0.16 / N \quad [\text{MN}] \quad (3.3.9)$$

Type-C 支持構造体は内側ブラケットの遮蔽領域に設置される。その設置空間を考慮して $\phi 80$ 程度のコッタしか設置できない。コッタの曲げ応力で制限される引き込み力は、

$$Q = \pi D^3 \sigma_y / 32(L+G) \quad (3.3.10)$$

ここに、 D ：コッタの平均直径、 L 、 G ：図 3.3.6 参照。この引き込み力をコッタの押し込み力 P で得るものとする式 (3.3.3) と同じ式が成立する。ただし、式中の定数 k は、

$$k = 1 + 2(L+G)/L_0 \quad (3.2.11)$$

Type-C ではセルフロックである必要はないが、ここでは安全のためこの条件を考慮する。Type-A, B のキー構造と同様に、 $\theta = 8^\circ$ 、 $\mu_1 = 0.17$ 、 $\mu_2 = 0.1$ を選択し、更に、ストローク 60 mm のコッタ ($L+G = 0.06$ m) を考えると、式 (3.3.3) から

$$Q / P = 1.52 \quad (3.2.12)$$

Type-C 支持構造体は少なくとも 2 基必要であるから、 $N = 2$ とすると式 (3.3.9) から $Q = 0.08$ MN、したがって、式 (3.3.12) から $P = 0.0526$ MN となり、駆動源として Type-A, B と同規模のものが使用できる。なお、式 (3.3.10) から $D \geq 0.042$ m となる。コッタを効かせたまま使用するとトロイダル方向のアンバランス力(図 3.3.2、約 0.7 MN)が発生するため、ここでは平均径 74 mm のコッタ(テーパ部最大径： $D_1 = 80$ mm、最小径： $D_2 = 68.8$ mm)を採用する。このコッタ・コッタガイド形状に関して接触開始時のヘルツ応力を球接触近似で求めると $\sigma_c = 1440$ MPa となる。ヘルツ応力の疲労限度は、

調質材 : 2.45 HB・MPa (HB：ブリネル硬さ)

表面硬化材 : 24.5 HRC・MPa (HRC：ロックウェル C 硬さ)

であるから、コッタの表面はなんらかの硬化処理をする必要がある。

(c) Type-D 支持構造体

Type-D 支持構造体はブラケットの自重を支えるためのものである。

内側ブラケットの重心の位置はプラズマ側にあるため重心軸上に自重支持構造を設けることはできない。支持点と重心軸が一致しないために生じる回転モーメントは一对の Type-C 支持構造体で受けるため(図 3.3.4 参照)、Type-D 支持構造体にはこのモーメントによる反力は生じない。また、図 3.3.7 に示すように、支持面は水平軸に対して 15° だけ傾いているため半径方向にブラケットを支持する必要があるが、これは Type-C しじ構造体で行う。したがって、Type-D 支持構造体には z -方向の荷重しか作用しない。

支持荷重を $W_D (= 0.39$ MN) とし、支持構造体の構造材料を SUS 316 (降伏応力： $\sigma_y = 200$ MPa、at 180°) とする。支持構造体には曲げ応力、せん断応力が発生するが、

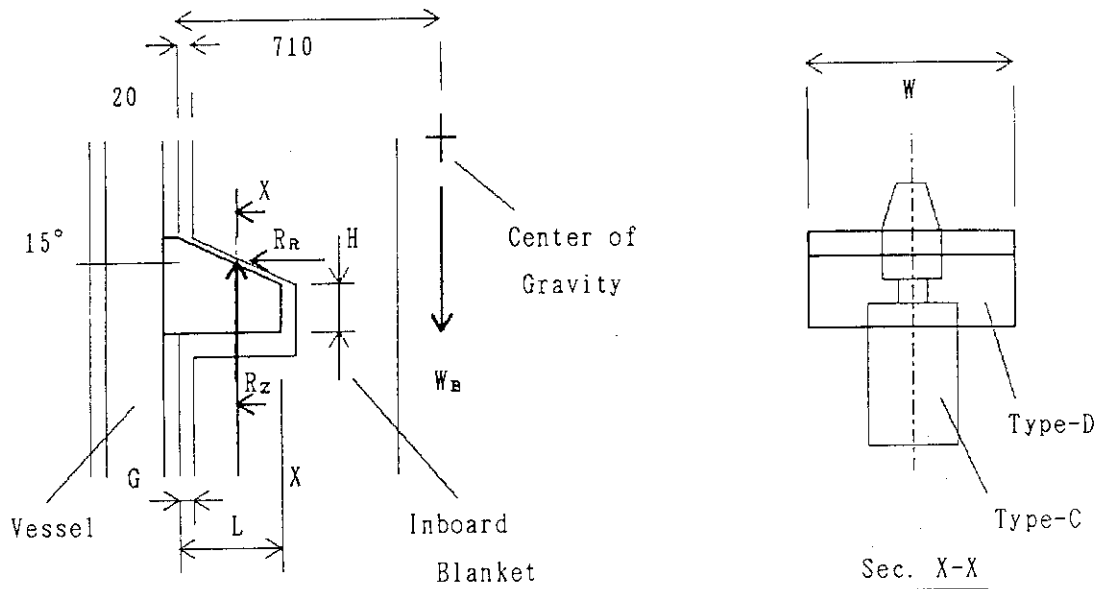


図 3.3.7 Type-D 支持構造体

これらの応力をそれぞれ σ_y 、及び $\sigma_y/2$ で制限すると支持構造体の寸法に関して次式が得られる。

$$WH^2 / (L+G) \geq 5.85 \times 10^{-3} \quad (3.3.13a)$$

$$WH \geq 3.77 \times 10^{-3} \quad (3.3.13b)$$

ここに、 $W \cdot H \cdot L$ ：支持構造体の幅・高さ・長さ、 G ：真空容器とブランケット間のギャップ（ $= 0.02\text{m}$ ）。内側ブランケットのトロイダル方向の長さは約 0.6m であり、この領域内に支持構造と冷却構造を設ける必要があるため $W = 0.22\text{m}$ とすると、 $H = 0.08\text{m}$ とすれば式 (3.3.13) は満足される。

(2) 支持荷重の平坦化に関する施策

前記した支持構造の構想が成立するためにはブランケット筐体の機械的剛性は十分に大きいこと、支持部の寸法精度が十分にあること、及び、各支持構造体の荷重分担が均一であることなどが前提となる。R & Dを実施してこれら事項を検証する必要があるが、荷重分担の均一化の問題を解決する補助的な方法として次のようなものが考えられる。

図 3.3.8 に示すように、ガイドブッシュの弾性床バネ定数を低減し、同一の初期整列荷重に対して変形量を稼ぐ（逃げ部を作って一次元的なバネ定数とする）。

初期整列を確保するための Type-C 支持構造体のキー打ち込み力を高め、キーとそのガイドブッシュの相対位置を製作精度と同じ程度に合わせる。必要があれば Type-C を 3 基設置し、これらの押し込み量を調整することによって装置水平軸回りと装置垂直軸回りの位置調整が出来るようにする。このためには支持座は球面座とする必要がある。各キーにそれ専用の駆動源を用意し、単独でキーの着脱ができるようにする。

キーの配列はチドリにし、Type-A, Bの支持機構の配置密度を荷重分布に応じて決める。例

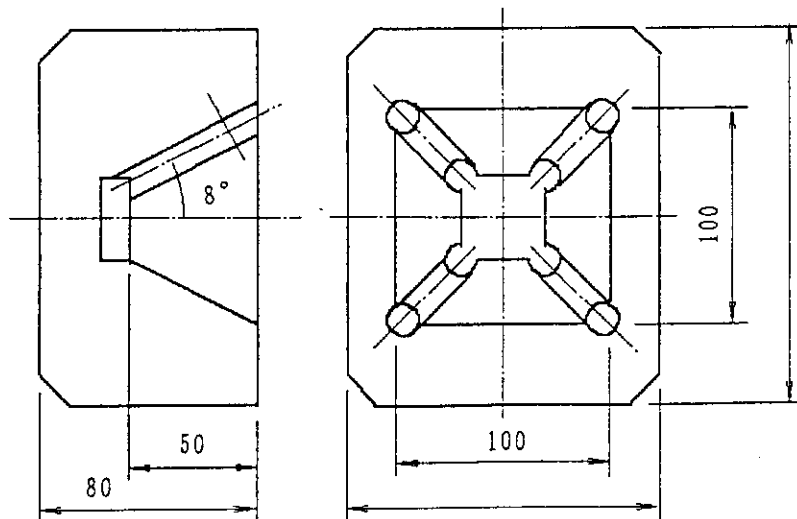


図 3.3.8 キーのガイドブッシュ

例えば、 F_z が支配的となる装置水平軸近傍の領域には Type-A 支持構造体をより多く配置する。

自由度分離・分散型支持構造では、2種類の支持構造体 (Type-A, B) の配置密度を最適化することが重要であるが、このためには詳細な解析と小規模の R & Dが必要と考える。配置密度に関しては今後の検討課題としたい。

(3) 支持構造の一例

以上の検討結果に基いた支持構造の一例を図 3.3.9 - 3.3.13 に示す。

Type-A, B 支持構造体にはキーを駆動するためのものが必要であり、この駆動源として、水圧シリンダ方式と形状可変管方式のものを開発してきた。図 3.3.9 は水圧シリンダ方式を、また、図 3.3.10 は形状可変管を採用した場合の Type-A, B 支持構造体を内側ブランケットの水平断面図に重ね画きしたものである。キーのストロークが大きいため (70 mm)、水圧シリンダ方式ではトロイダル方向の設置スペースが、また、形状可変管方式では半径方向の設置スペースが特に必要であるが、現状の内側ブランケットの断面構成に特に矛盾はしていない。

図 3.3.11 は Type-A, B 支持構造体をチドリ配置した場合の図である。ブランケットの遮蔽領域内に支持構造体を埋め込むには、装置半径方向の設置スペースが少なく済むシリンダ方式を用いても装置水平面近傍では 30 mm 程度のオフセット量しか確保できない。このため、支持の観点でブランケットの断面構成を見直す必要があるとかがえられるが、これは、駆動源のコンパクト化と共に今後の検討課題としたい。

Type-C, D 支持構造体の立面図と平面図を図 3.3.12、図 3.3.13 に示す。これらの支持構造体は現状のブランケットの断面構成と幾何学的には矛盾していない。なお、Type-C, D 支持構造体が設置される領域には、Type-A, B 支持構造体を組み込むことは出来ないことに注意したい。

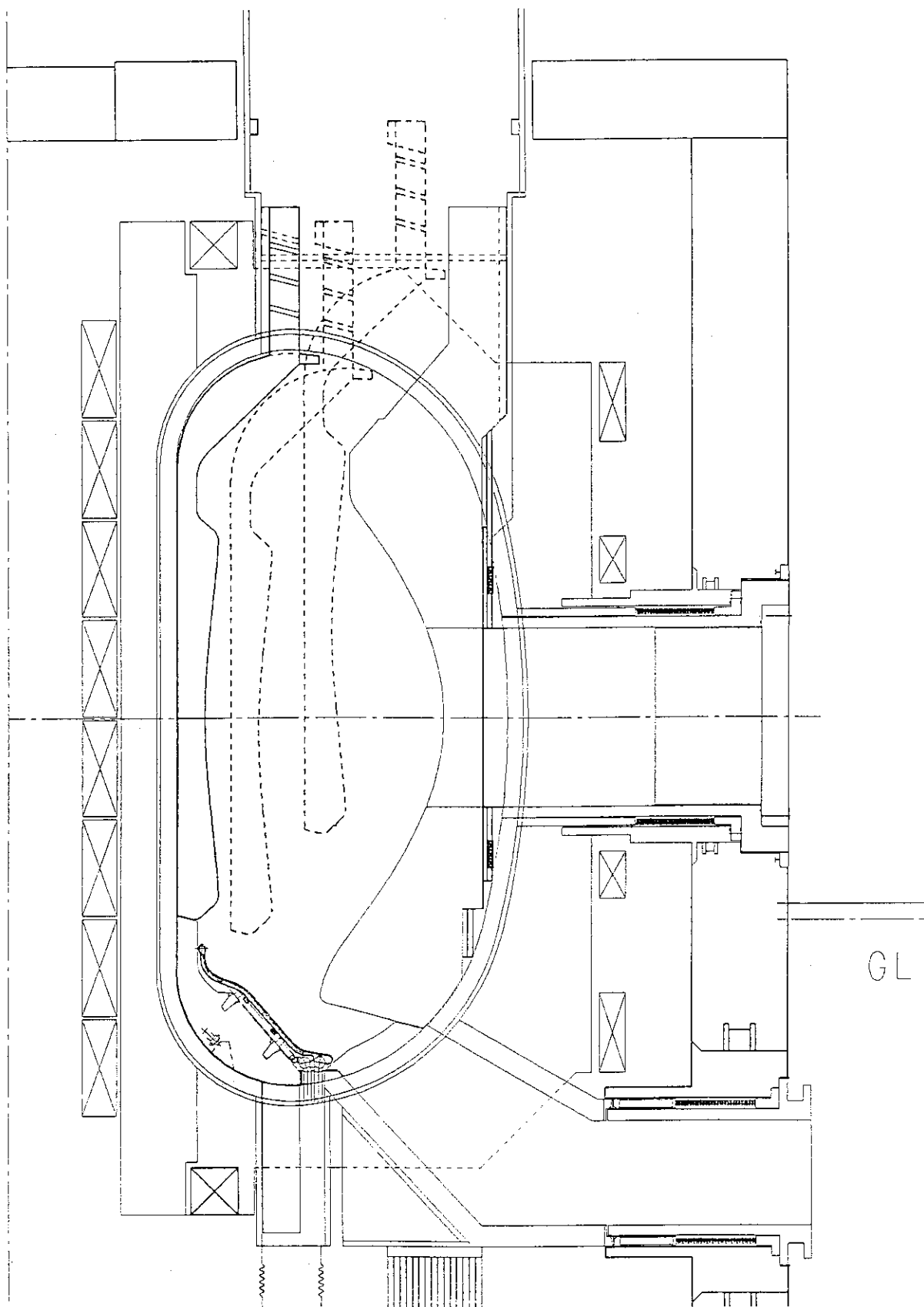


図3.3.1 内側ブランケットの搬入・搬出経路

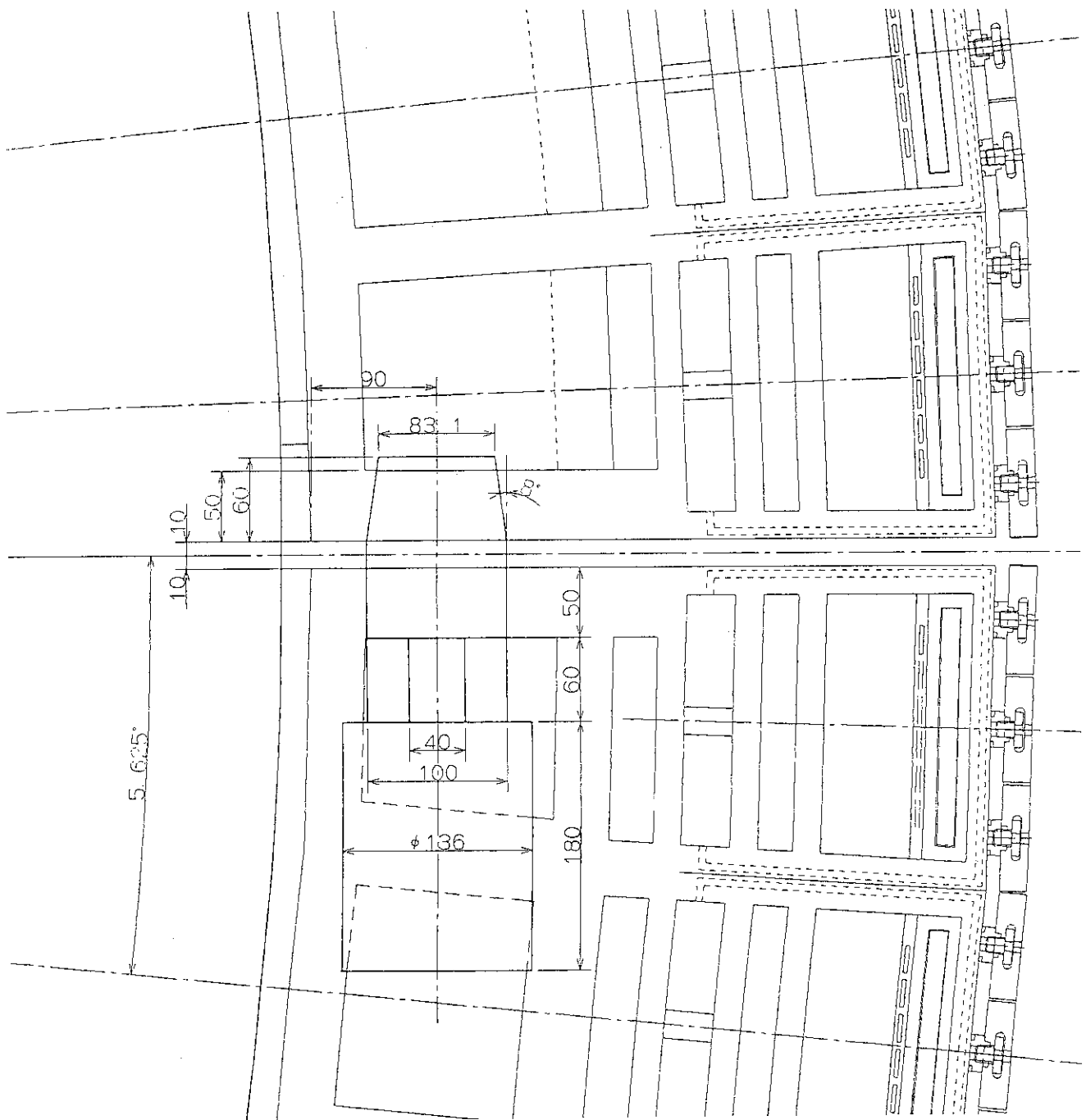


図 3.3.9 水圧シリンダ方式の場合の Type-A, B 支持構造体

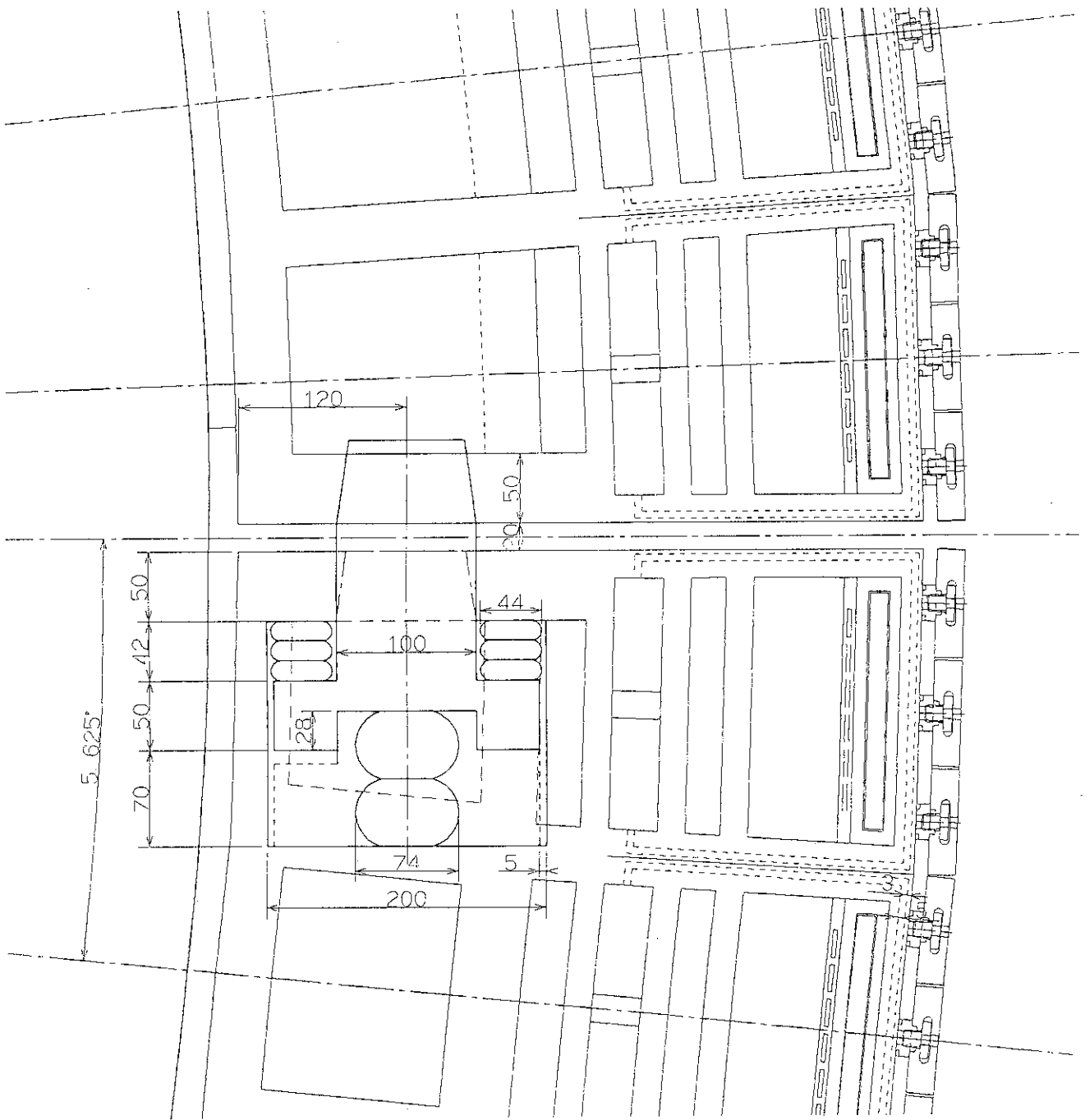


図 3.3.10 形状可変管方式の場合の Type-A, B 支持構造体

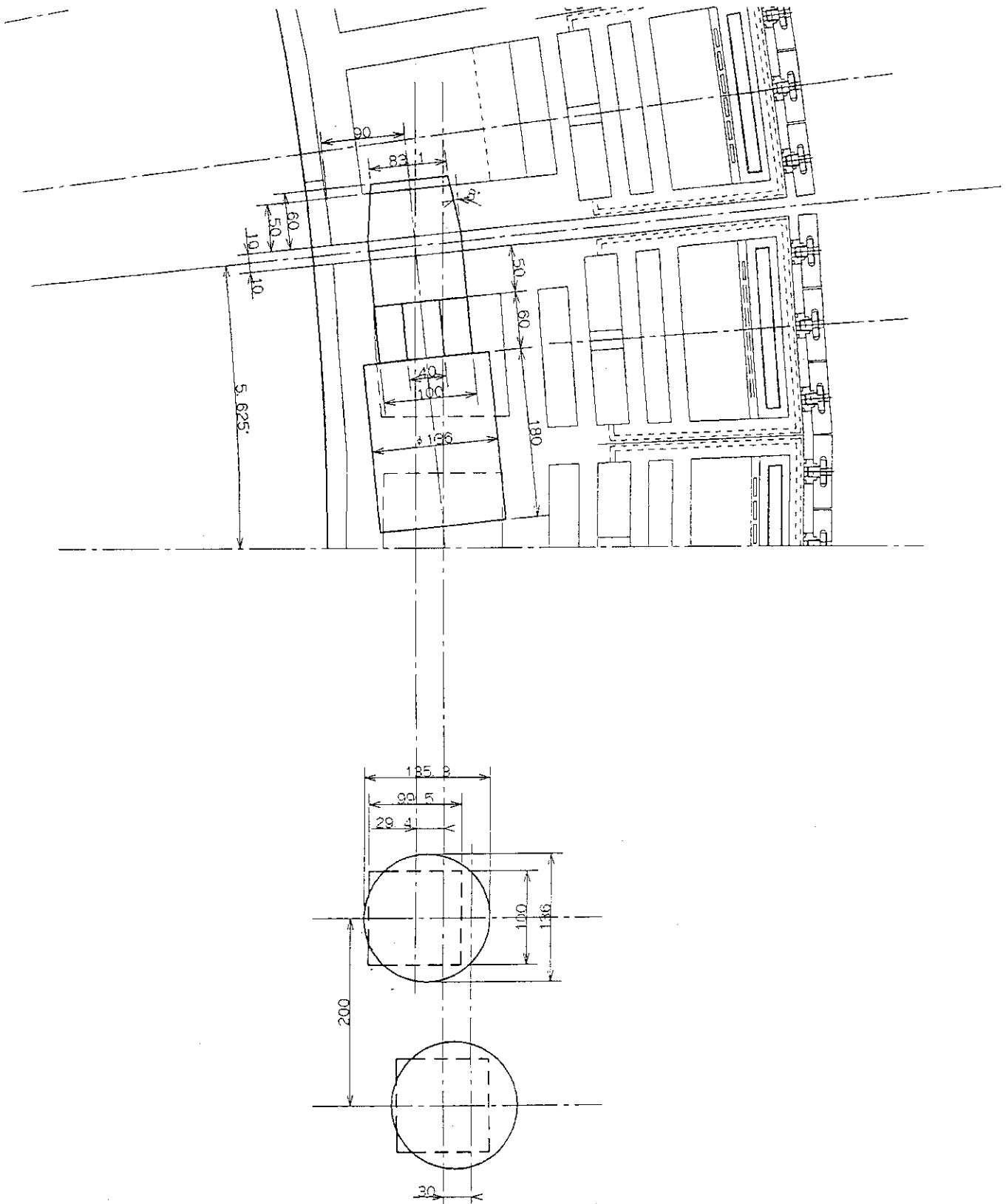


図 3.3.11 Type-A、B支持構造体チドリ配置

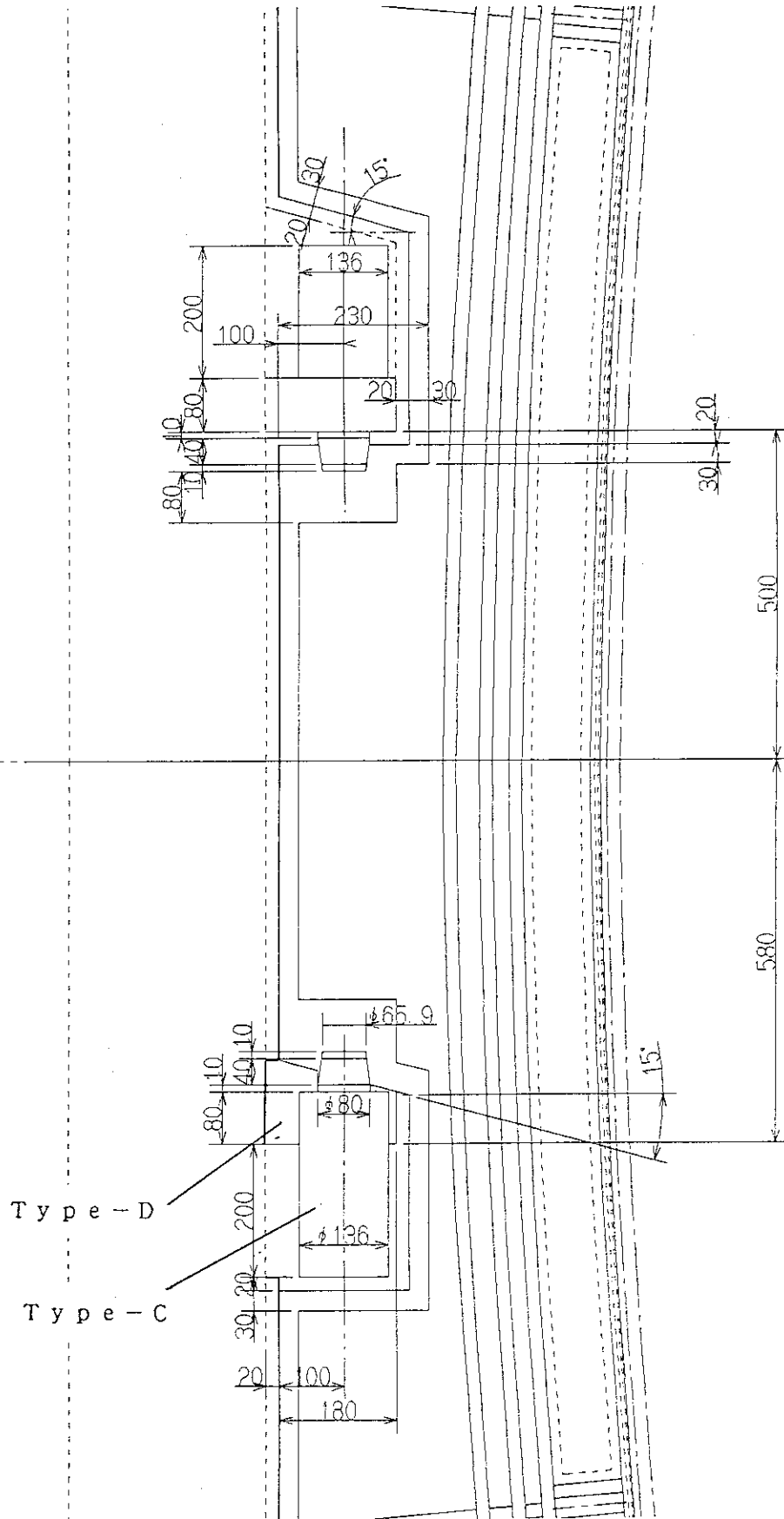


图 3.3.12 Type-C、D支持構造体 (立面图)

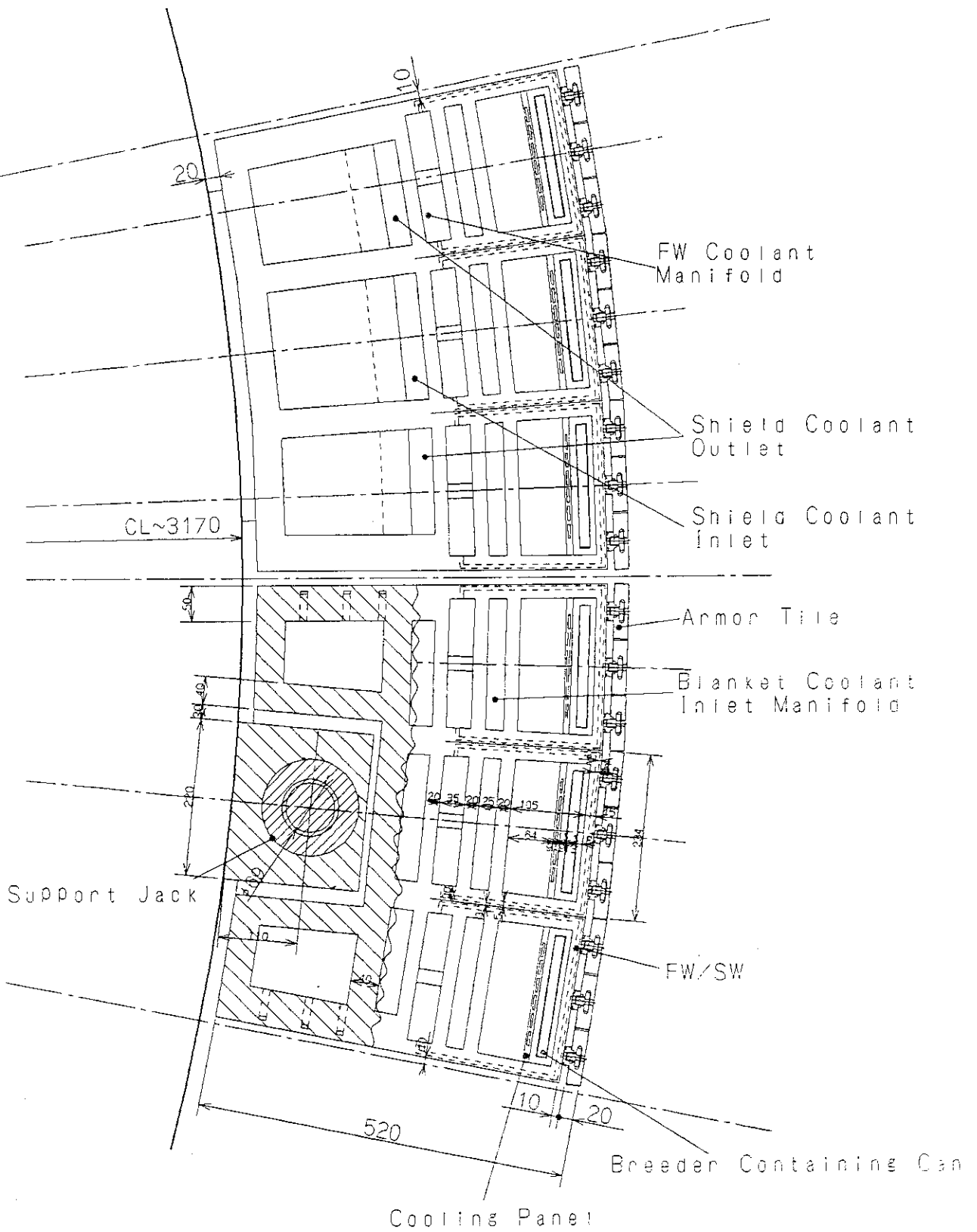


図 3.3.13 Type-C、D支持構造体 (平面図)

4. 試 作 開 発

4.1 金属風船型コッター駆動機構

外側ブランケットが3モジュール/セクタであることから、これらの支持機構のために、我々は金属風船を駆動機構としたコッター/キー構造概念を提案した。本概念は図4.1.1に示す機構によりブランケットを真空容器に取り付けるものである。本概念の特徴は、極めて容易な着脱性と、水を使用するため核発熱除去は本質的に問題がないことである。駆動機構としての金属風船は、水圧を加えることにより偏平な断面形状が円形状に変形しようとすることを利用してストロークと駆動力を生み出すものであり、単純な構造のため高い信頼性が期待できる点と設置空間が狭くても大きな駆動力が期待できる点が最大の長所である。上記概念成立の鍵は金属風船の製作性にあり、以下、節を追って金属風船の試作、試験、最適形状のための設計手法等について紹介する。

4.1.1 金属風船の試作と試験

金属風船は変形による曲げ応力が塑性域に至らぬ様に、肉厚を充分薄くする必要があり、本試作では0.2mmに設定した。この0.2mmを単層で構成する場合と曲げ応力の更なる軽減を期待して3層で構成する場合の2種類とした。他の幾何学的条件としては、10トン/m(98kN/m)程度の駆動力、10mm程度のストロークを有する金属風船を目論んで、断面形状の寸法を、高さ12~14mm、幅75mmと設定した。

最初の試みは、固溶化熱処理を施したSUS316のシームレス管で外径12mm、肉厚1.2mm(3層管の場合は各層0.4mmで互いにスキマバメ程度の状態に設定)の素管を使用し、成形ダイスと高静水圧を利用して冷間で拡管成形し、拡管後偏平成形を行って目標とするレーストラック形状を得ようとした。この冷間での全拡管率は約600%である。素管を成形ダイスにセットした後、室温で素管内に高油圧を負荷して拡管するもので、数回に段階分けしてこの拡管を行うこととした。例えば、1回当たりの拡管率が約40%程度なら最終拡管までに4段階の成形ダイスが必要となる。各段階の拡管作業が終了する毎に、拡管試料は加工硬化を除去すべく真空中で溶体化空中で溶体化熱処理を行うこととした。ところが実際には、拡管率が35%を超えると破裂が生じ始めたので、25%程度の低い拡管率で工程数を増やす方向で対処した。しかしながら、拡管成形の段階が増すにしたがい偏肉が進み、最終目標寸法に到達することはなかった。そこで、一工程で目標とする寸法に大変形加工できるように、超塑性特性を有する材料を選択し、金属風船の試作を開始した。以下、それについて述べる。

4.1.2 超塑性材料による試作

試作に供した材料としては、室温レベルでの強度がオーステナイトステンレス鋼に比べてはるかに優れ、航空機産業で超塑性加工の実績がある2種類のチタンアルミ合金(Ti-3Al-2.5V、

Ti-6Al-4V)を採り上げた。超塑性現象は、微細結晶粒からなる金属材料を高温で変形させた場合、微細な等軸の結晶粒を失わない点に特徴がある。超塑性加工の概念と加工条件の一例を図4.1.2及び図4.1.3に示す。素管寸法は先の冷間加工品同様、シームレス管で外径12mm、肉厚1.2mm(3層管の場合は各層0.4mmで互いにスキマバメ程度の状態に設定)である。加工は、写真4.1.1に示すように金属風船最終形状を有するレーストラック状の治具に円管を設置し、約850℃に加熱後、円管内に約7気圧のアルゴンガスを加えて実施した。成形加工装置の全体構成の概念を図4.1.4に示す。なお、素管には酸化防止対策としての被膜処理を施し、さらに、素管と治具間のすべてを良くするため、酸化防止被膜の上に窒化ボロンの被膜処理をも施した。また、3層管の成形においては、前処理として3層管の両端部を真空雰囲気でシール溶接し、最内層から加圧した。

Ti-3Al-2.5Vの素管は、最終目標寸法に到達することなく破断に至った。これを裏付けるかの様に、成形前は数 μm 程度であった結晶粒が破断時には20 μm 程度にまで成長した結晶粒が観察された。一方、より優れた超塑性特性を有するTi-6Al-4Vの素管は、成形温度、成形時間等、数回の試行錯誤の末に最終目標寸法に到達した。成形後に顕微鏡観察した両者の結晶粒の様子と、試作に成功した金属風船の外観を写真4.1.2に示す。金属風船の肉厚分布は、曲率部が約0.2mm、平坦部が0.3~0.4mmと偏肉が観察されたがこの偏肉現象には再現性があり、曲げ応力低下の観点からはむしろ好ましい傾向である。これは、平坦部が成形加工の早い時期に治具と接触し滑り抵抗を受けるため伸びが抑えられ、一方曲率部は最後まで治具に接触しないため伸び易いことが原因と考えられる。

4.1.3 試作品の性能試験

最終目標寸法に到達したTi-6Al-4V材の金属風船について、(i)変形特性試験、(ii)駆動力特性試験および(iii)耐圧力特性試験を実施した。

(i) 自由変形特性試験

金属風船を拘束せずに内圧を加え自由に変形する様子を観察した。自由変形では内圧0.2~0.3MPa程度ではほぼ円形断面形状まで膨らみ、除荷後は元の形状まで復帰し、塑性変形は残らなかった。このように、弾性変形の範囲内で使用可能なTi合金は金属風船の使用目的から極めて好ましい。ただし、変形量が大きくなり円形断面に近づくと、偏平部から直管部に至る肩の部位で座屈による破損が生じ易くなる。これは偏平部から直管部に至る勾配が大きいためと考えられ、今後の試作においては、確保すべきストローク量に応じて、勾配の程度を決定していく考えである。

(ii) 駆動力特性試験

最大変形量(ストローク)を制限した状態で金属風船に油圧による内圧を印加し、発生する駆動力をロードセルにて測定した。金属風船の初期断面寸法は幅74mm、高さ14mmで、単層、3層の両方共試験体として供し、ストロークは5mmと9mmで実施した。

試験により得られた駆動力特性を図4.1.5に示す。所定のストロークに達するまでは自由変形過程であり、内圧0.1~0.2MPaで駆動力の発生が始まる。金属風船の断面周長は殆ど変化しないので、ストロークの小さい方は広い接触面積が得られ、等しい内圧に対して大きい駆

動力が得られる。接触面積の内圧依存性を図 4.1.6 に示す。図中、補足説明のため接触領域の推移を模式的に併せて示す。単層と 3 層の比較では、3 層風船の方の駆動力がやや大きい。これは 3 層風船では各層の肉厚が薄く曲げ剛性が小さくなり、変形が大きく（接触面積が大きく）なるためである。

(iii) 耐圧力特性試験

変形量を固定して破裂に至るまで内圧を加えた。破裂圧力は単層風船で約 20 MPa、3 層風船で約 30 MPa と運転圧力の 10 倍程度の強度を有している。3 層風船の破裂圧力が高いのは、3 層の合計肉厚が単層に比べて若干厚いためである。何れの風船も破裂箇所は曲率部、即ち横腹の所である。破裂を引き起こした主要な応力形態は、破損の状況から、内圧による膜応力によるものと判断される。単層金属風船の外表面の横腹（曲率部）に歪ゲージを貼付し、破裂に至るまで測定した歪履歴を計算による結果と併せて図 4.1.7 に示す。変形の初期においては内圧による膜応力は小さく、変形に伴う曲率半径の増大によって曲げ圧縮が支配的となるが、変形は一定のストローク量で拘束されているため内圧が高くなるに従って歪量は増加に転じ、破断歪に達したとき風船は破裂する。内圧の高い領域で実験と計算に不一致が観察される原因として、試供体は先に述べた様に曲率部が薄く、平坦部が厚いと言う偏肉分布の金属風船であるが、計算で用いた肉厚は平均量で均一としたためと考えられる。

4.1.4 最適形状のための設計手法

駆動機構としての金属風船は、水圧を加えることにより扁平な断面形状が円形になろうとする変形を利用してストロークと駆動力を得る仕掛になっている。原理的な最大ストロークは、断面形状が完全に扁平な状態から真円状態になることによって得られるが、完全扁平では変形による曲げ応力が無限大になり、真円状態では無限大の内圧すなわち膜応力が無限大となる。一般的に言って、初期形状の扁平度を大きく設定すると相対的に広い接触面積が得られ比較的低い内圧で必要な駆動力が確保される。このとき周方向の引張応力（膜応力）は低くなるが曲率部では大きい曲率変化を受け曲げ応力が高くなる。

最適形状の金属風船の設計とは、許容設計応力が与えられたとき、必要な駆動力とストロークを確保する最小の風船寸法を求めることに他ならない。

2.2 節の駆動特性試験で明らかとなった様に、金属風船の断面はレーストラック形状を保たずに変形するので解析的手法を用いて応力計算をすることができない。そこで大変形接触問題の応力計算に定評のある「ABAQUS」を用いて以下の手順で解析を実施した。

金属風船の長手方向は一様で肉厚を 0.3 mm の単層として、初期形状の幅と高さを適当に設定する。高さ方向の上方に必要なストローク距離を隔てて剛体板を固定する。内圧印加により金属風船は直ちに変形を始め、剛体板に先ず点接触し、接触面積の増加と剛体板に対する駆動力の増加が得られるようになる。一例として、レーストラック断面形状の初期幅を 175 mm 初期高さを 30 mm とし、50 mm のストロークを設定した場合の内圧と発生応力及び駆動力の関係を図 4.1.8 に示す。許容応力に対する設計基準は、金属風船が変形しても材料は弾性域で使用することを考えており、膜応力と曲げ応力の和が材料の降伏応力を越えないこととする。図 4.1.8 では内圧約 0.8 MPa で膜応力と曲げ応力の和が降伏応力に達する。この時得られる駆動力は 11.4 ton / m

(112 kN/m)である。初期形状の幅と高さをパラメータとした同様の計算により図 4.1.9 に示すような、ある設計応力条件の基に駆動力の等高線が幅・高さ線図上に描ける。双曲線模様のそれぞれの駆動力等高線の下側は曲げ応力が支配的であり、上側は膜応力が支配的となる。先端部では両者合半ばとなり、最小寸法の金属風船が得られることになる。図中のストローク限界線の上部領域の初期形状では 50 mm のストロークを確保することは幾何学的にできない。尚、膜応力と曲げ応力の和が最大となる箇所は曲率部と平坦部の境界近傍である。

4.1.5 今後の課題

コッターを打ち込むのに“金属風船”を用いる考えは、核融合炉内の狭隘な空間と放射線場と言う厳しい環境条件下で強大な電磁力を受ける大型構造物を如何にして取付、取り外しをするか、と言う制約の中で生まれた。この他の方法として、溶接、ボルト締結を含む種々の機構も候補として検討はしたが設計条件を満足するに至らず、コッター、金属風船の組み合わせ方式が最有力候補として生き残った。この支持機構成立の鍵を握る金属風船の開発については、一号試作品の完成までに二年近くの試行錯誤の期間を要し、これまで金属風船単品としての基本特性試験では満足すべき結果を得ている。今後は最適形状設計の結果を受けた実機規模の試作及びコッターとの組み合わせ試験、熱的機械的な耐久試験、さらには中性子照射試験等を通して、核融合実験炉に適用可能な支持機構の開発を進めて行く計画である。

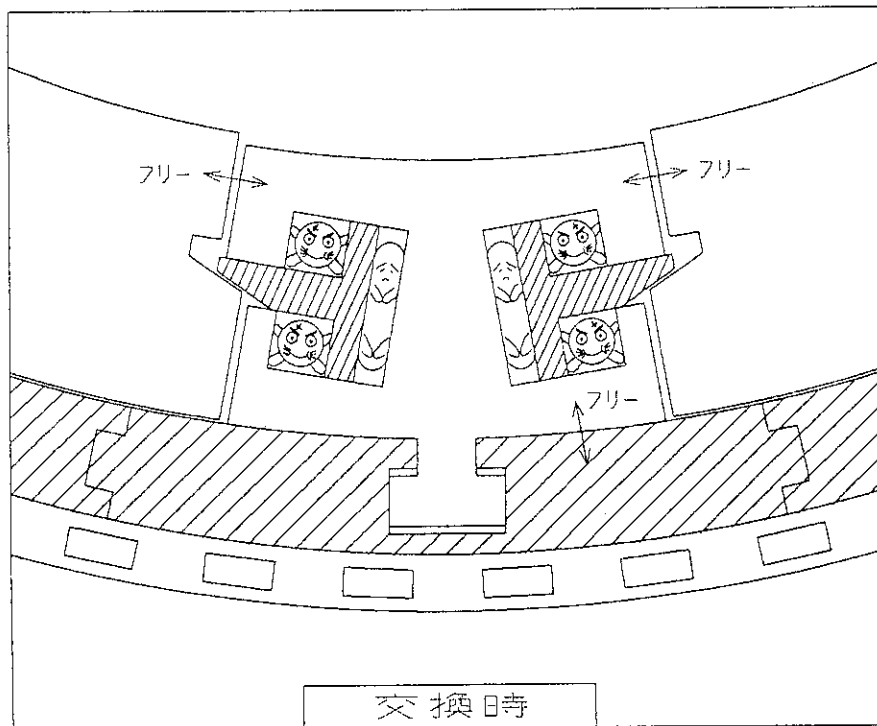
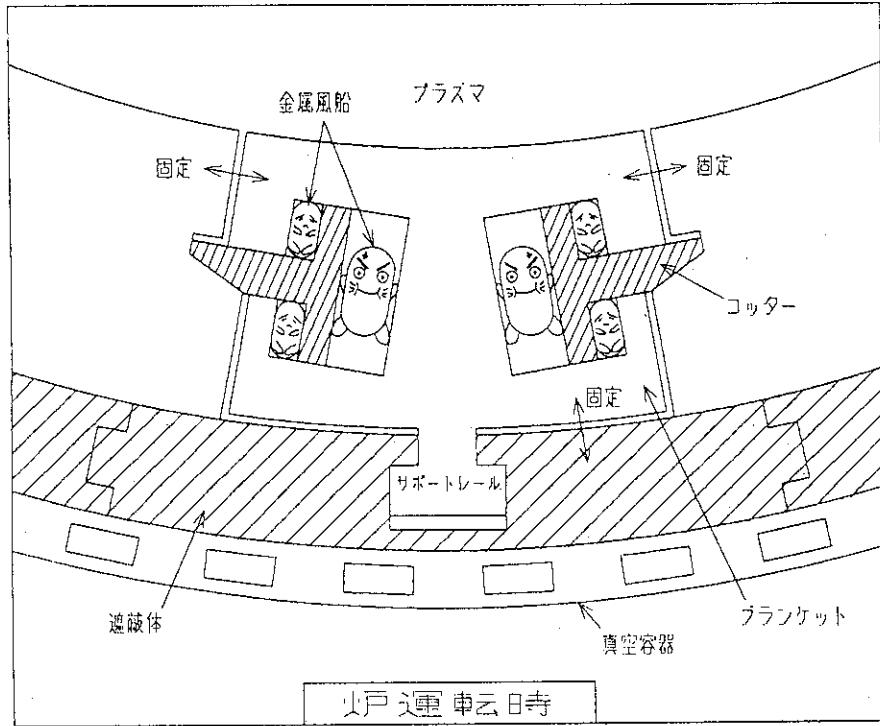


図 4.1.1 金属風船を駆動機構としたキー/コッター方式によるブランケットの支持構造概念

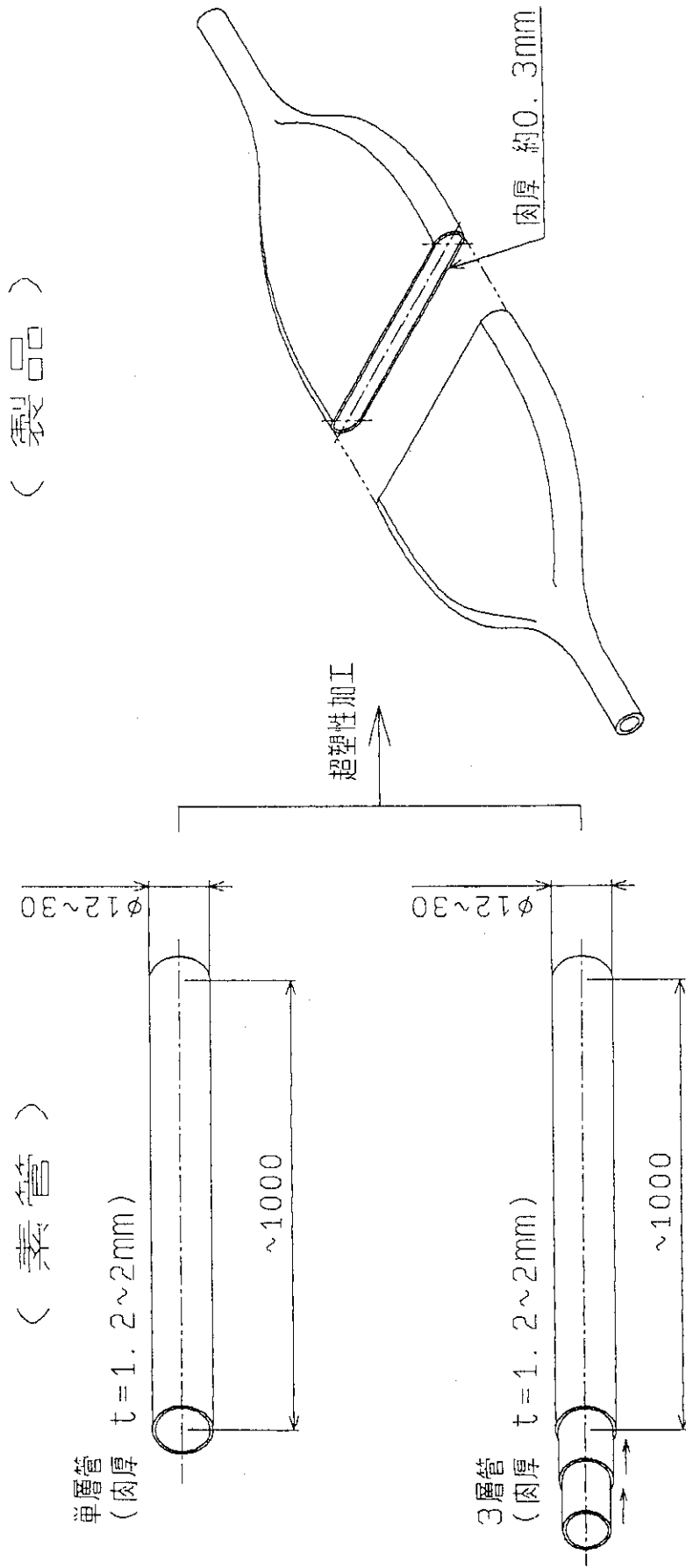
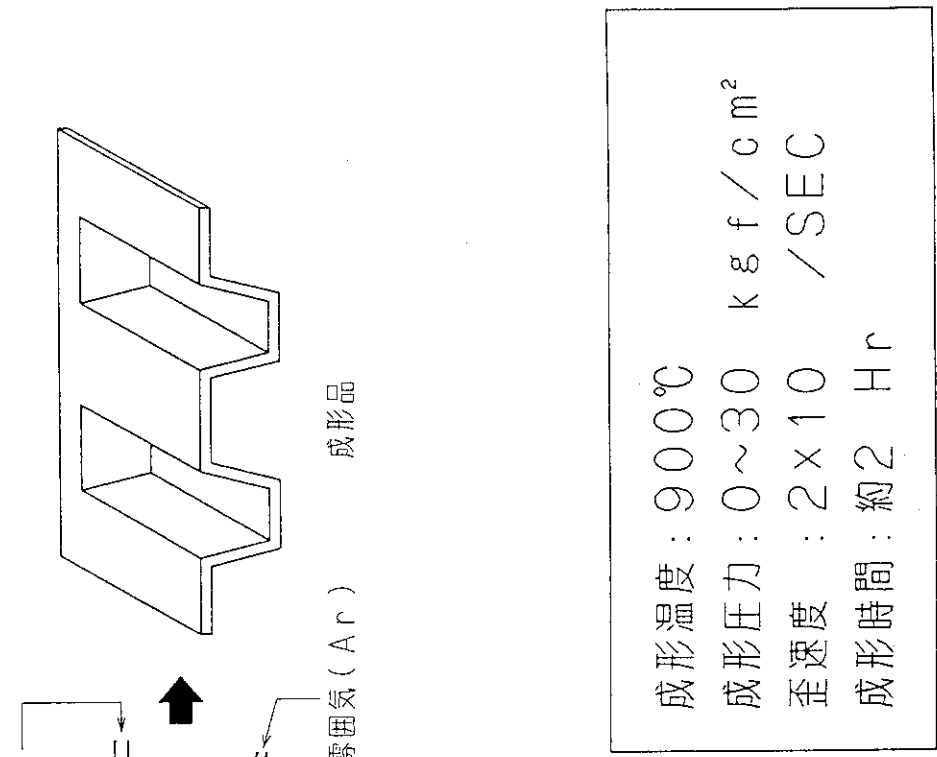


図 4.1.2 Ti合金の超塑性成形による金属風船の製作例



成形温度 : 900°C
 成形圧力 : 0~30 kgf/cm²
 歪速度 : 2x10 / SEC
 成形時間 : 約2 Hr

加圧パターン (例)

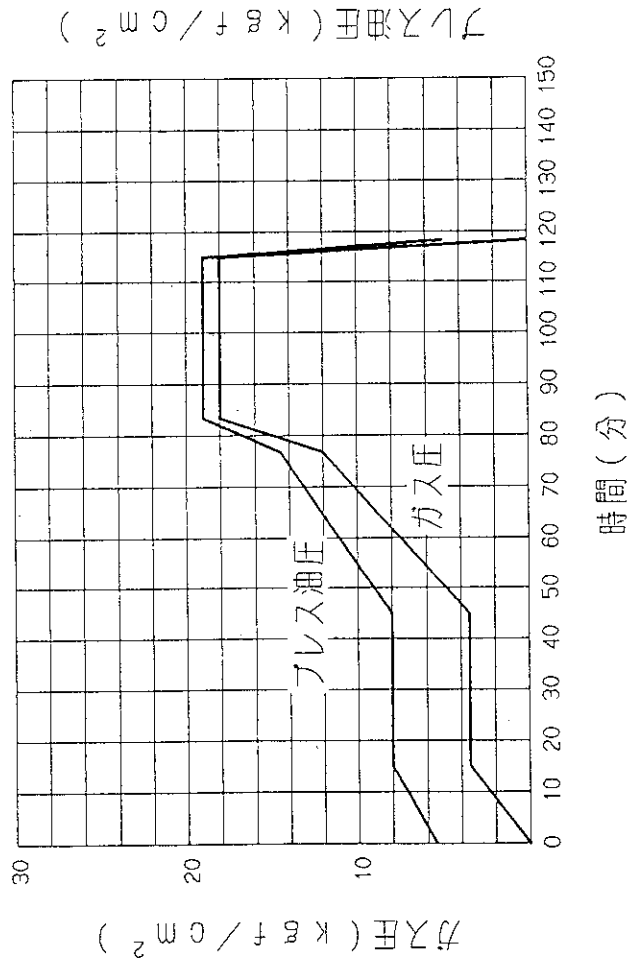


図 4.1.3 超塑性加工の概念 (Ti-6Al-4V を例として)

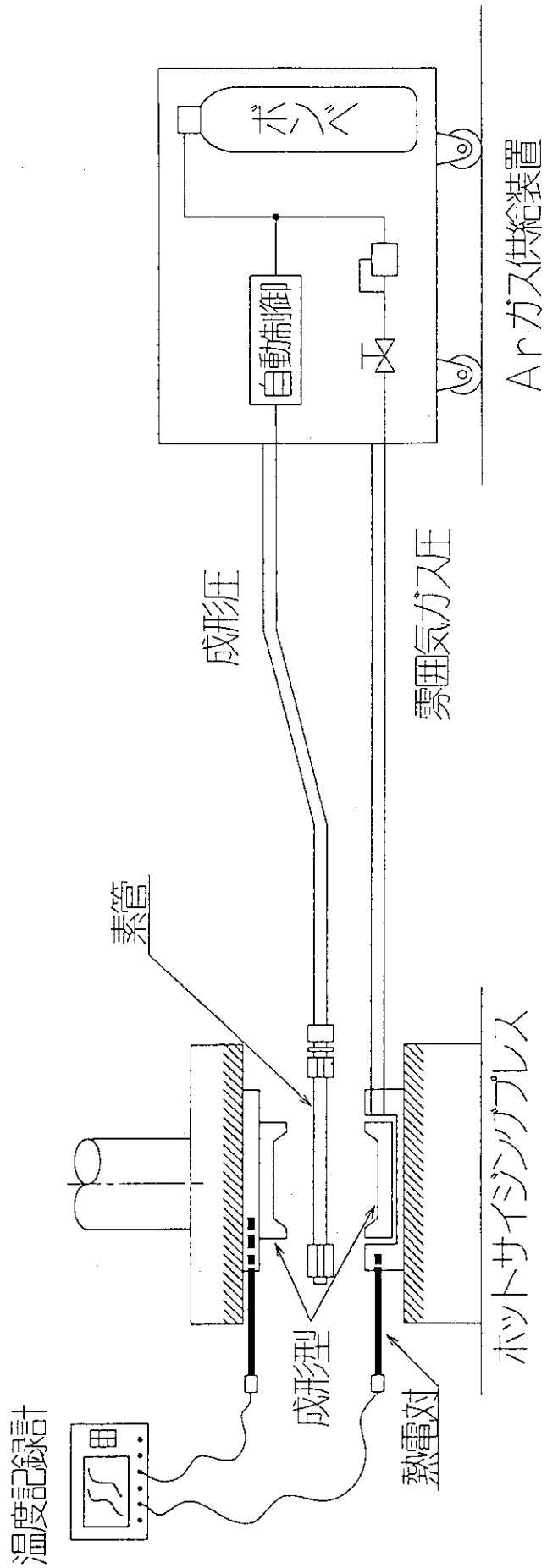


図 4.1.4 超塑性成形加工装置のシステム構成

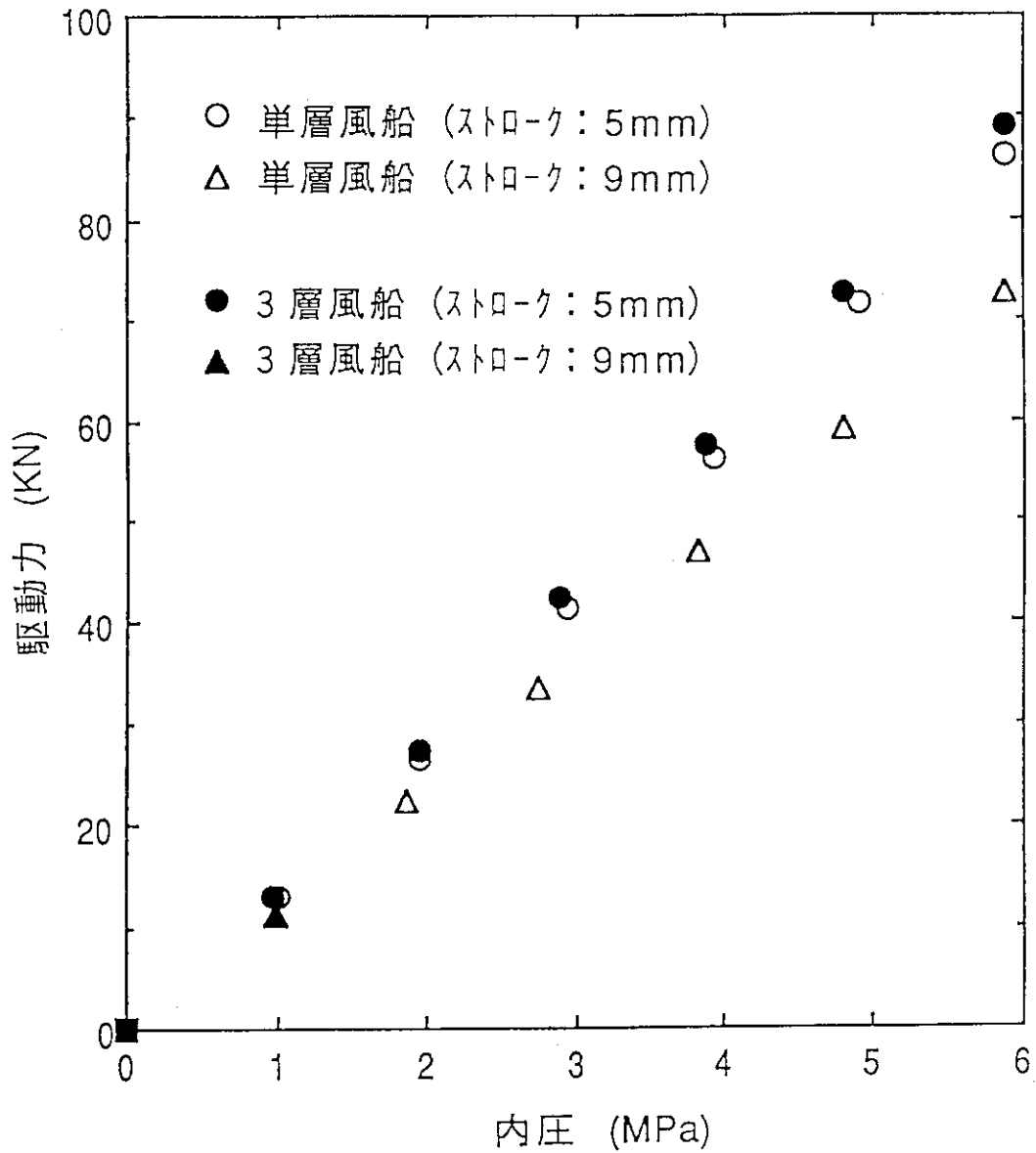


図 4.1.5 金属風船の駆動力特性試験

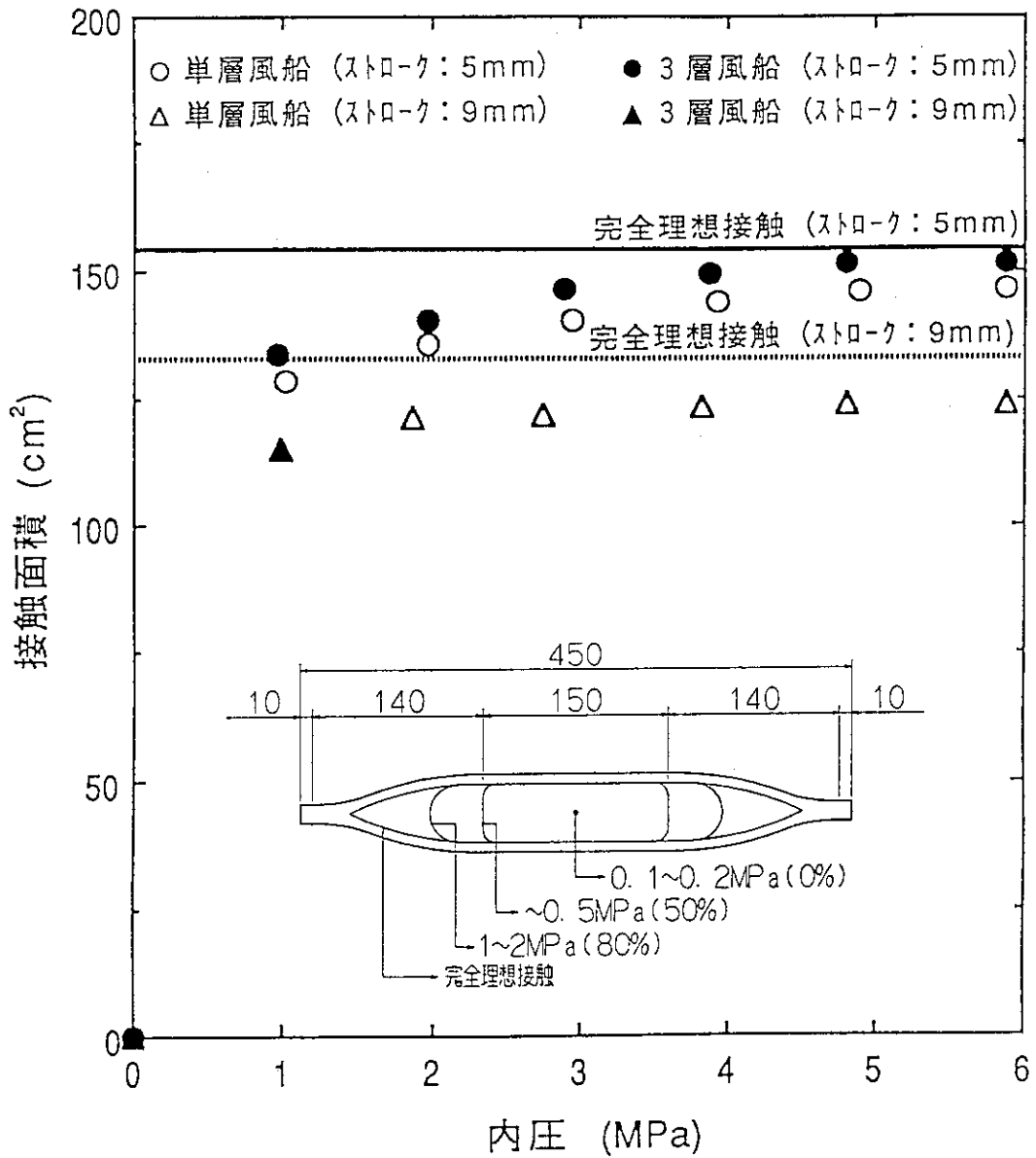


図 4.1.6 金属風船の内圧に対する接触面積の推移

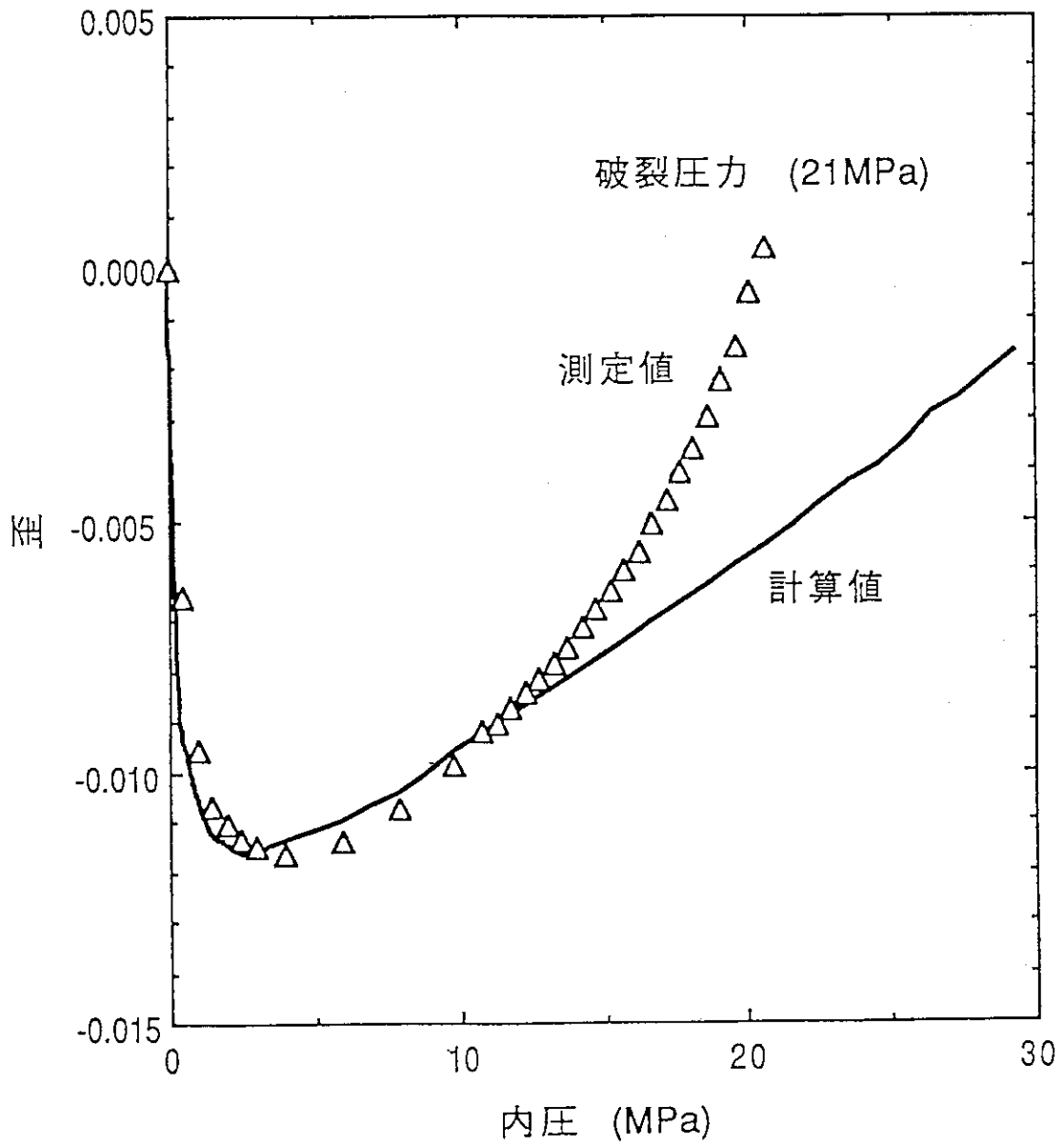


図 4.1.7 金属風船破裂試験における破裂箇所近傍の歪履歴

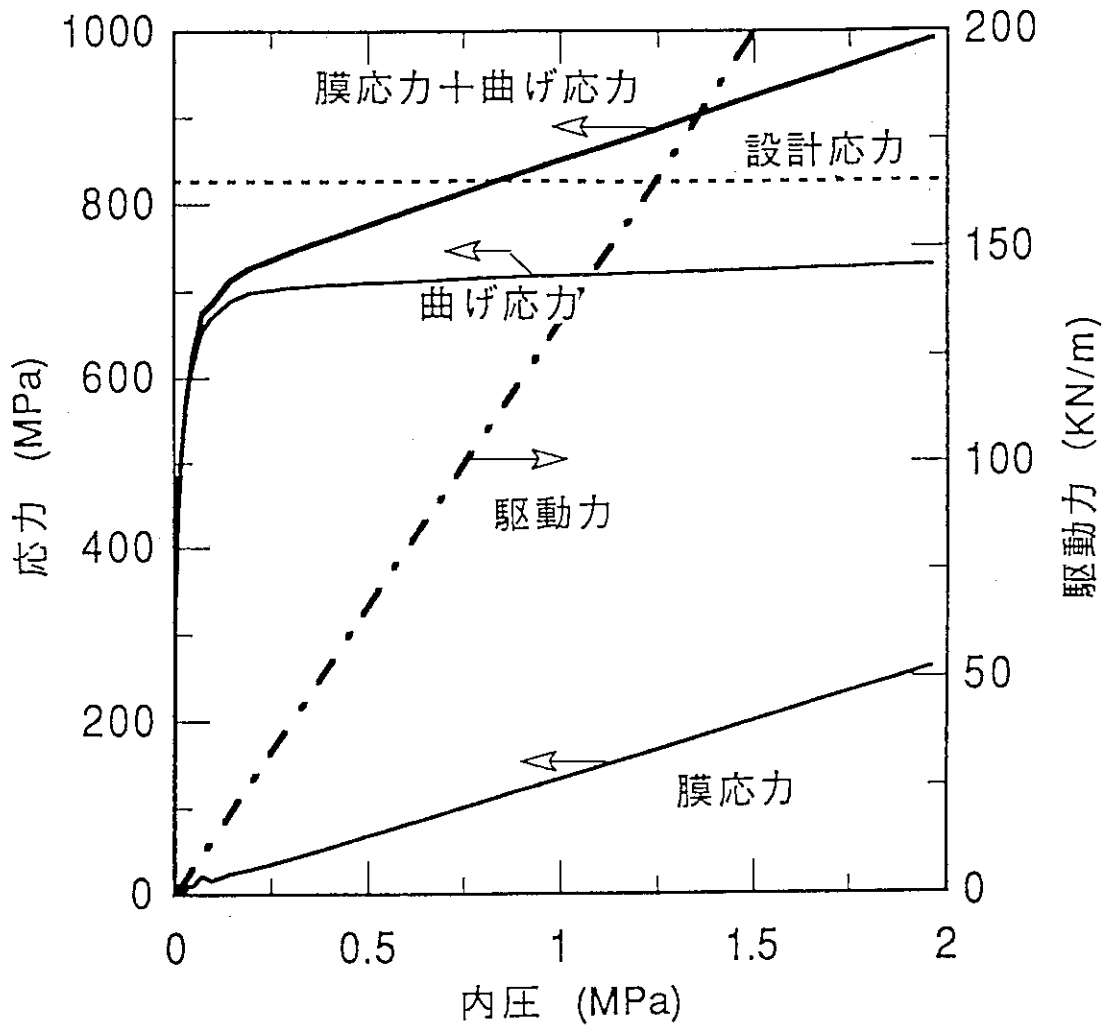


図 4.1.8 金属風船の最大応力発生箇所(内表面曲率部)での膜応力と曲げ応力

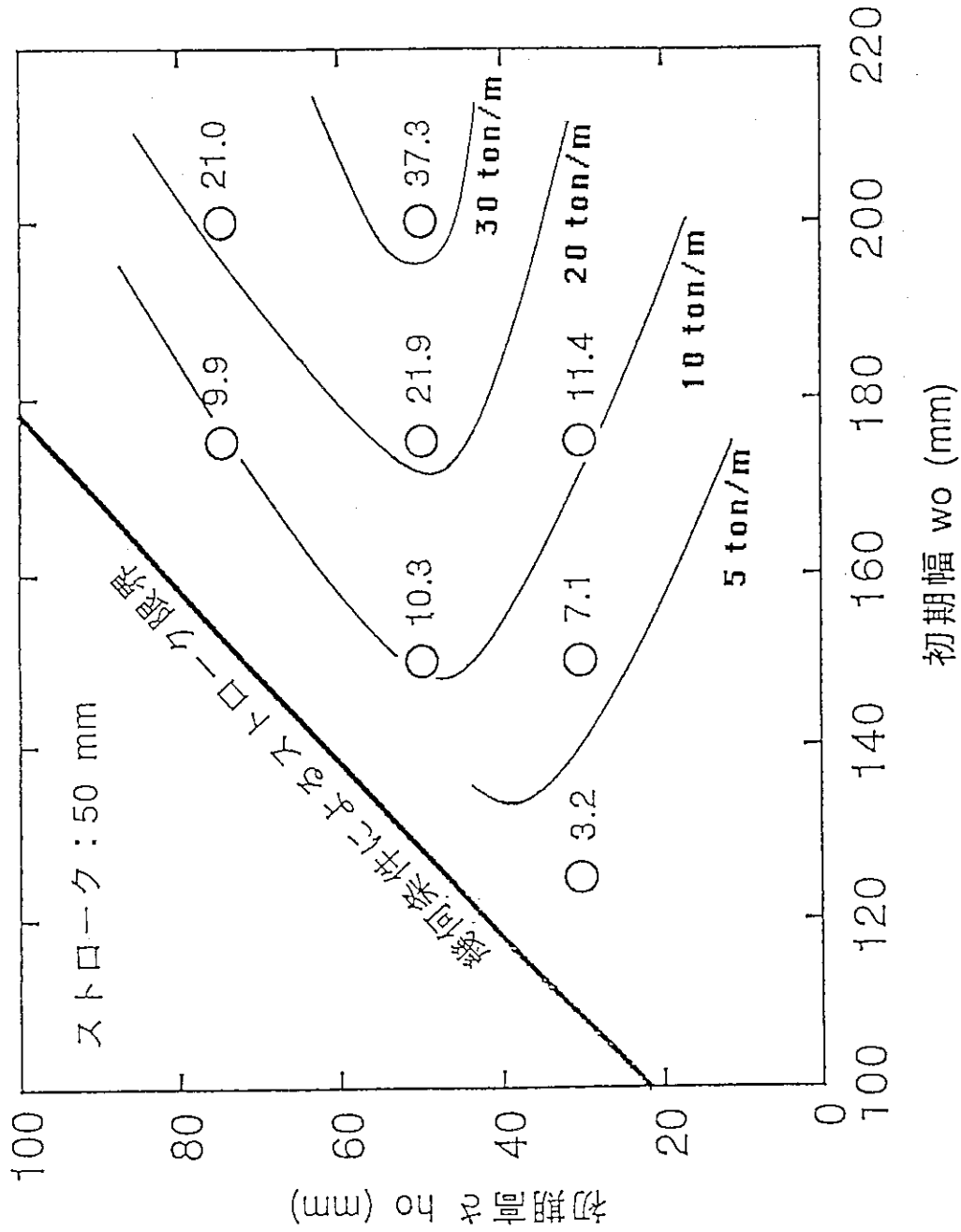
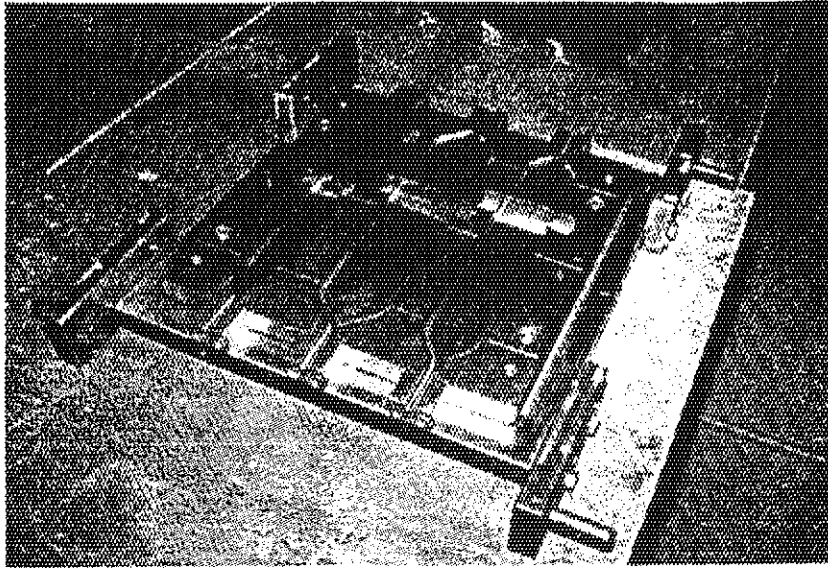
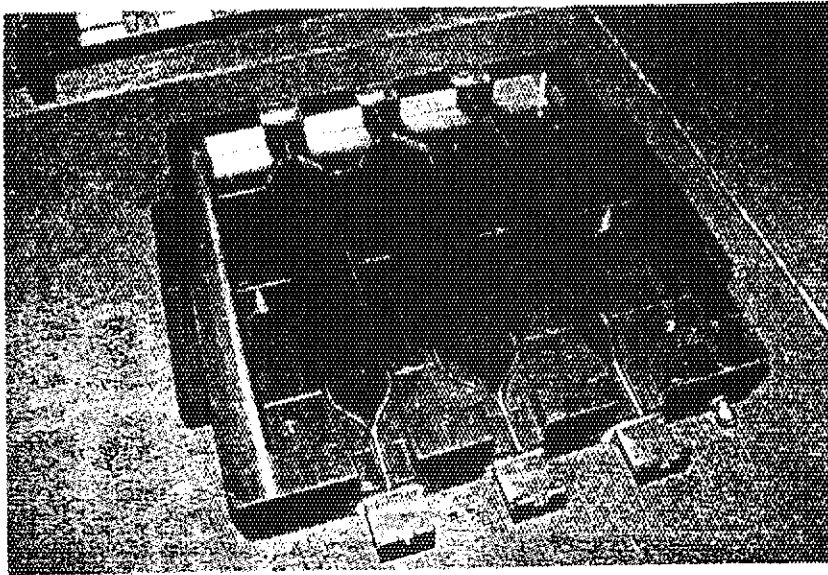


図 4.1.9 金属風船初期形状の幅・高さ線図上での駆動力等高線
(降伏応力を設計応力とした場合)

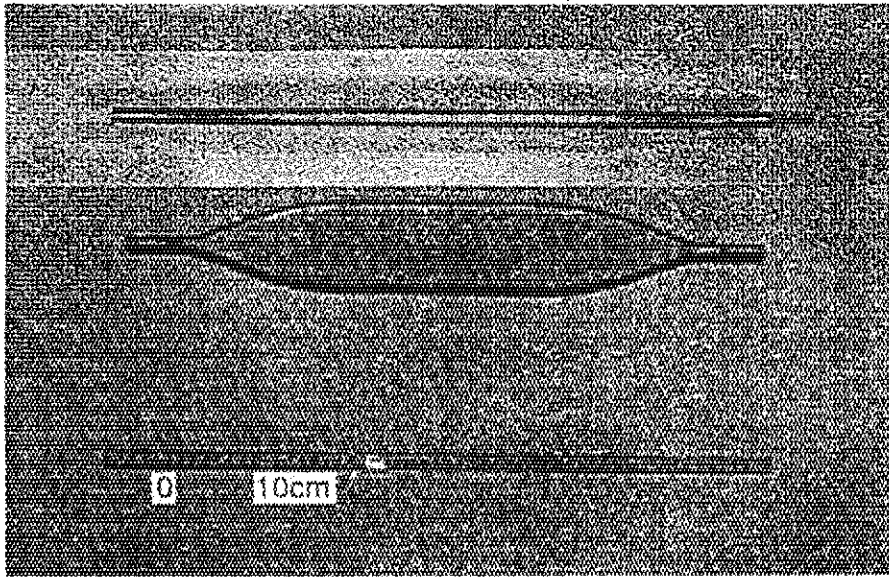


上半分



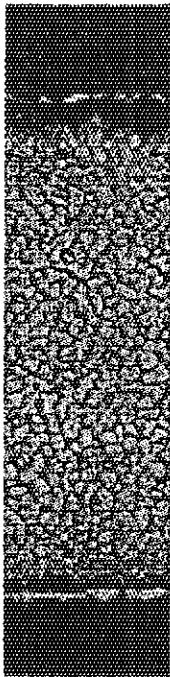
下半分

写真 4.1.1 金属風船成形治具



横から

上から



Ti-3Al-2.5V
(x100)



Ti-6Al-4V
(x100)

写真 4.1.2 金属風船試作品と顕微鏡結晶構造

4.2 ピストン型コッター駆動機構

内側ブランケットは2モジュール/セクタで構成されており、外側ブランケットのようにセクタ内でモジュール間でのはめ込み構造が採用できない。そこで、各モジュール独立して真空容器に取り付ける方式が現実的である。支持構造は3.3節で述べた通りであり、そこでのコッター駆動にはピストン型を採用した。試作の対象としたピストン型駆動機構は、コッターの打ち込み、引き抜きの2方向動作ができるように複動型のピストンとし、適用箇所と使用条件に応じて“大駆動力型”、“小型”および“長ストローク型”の三種を取り上げた。それらの概念図と主な仕様を図4.2.1に示す。ピストンのストロークを吸収し、かつ本体外部とシールするために、溶接ベローズを用いた。溶接ベローズは二重ベローズであり、各板厚は約0.3mm(12mil)である。ベローズ材質はインコネル718相当品である。それぞれの“型”の開発目的を以下に述べる。

大駆動力型：三種の型の中で最初に試作した型であり、基本的機構の成立性の確認とシールリングの材質選定およびシールリングの設置箇所（ピストン側かシリンダー側か）の選定を主な目的とした。一方、この大駆動力型は形状可変管型駆動機構およびファイゴ型駆動機構の開発が成功しなかった場合のバックアップとして位置づけている。

小型：狭隘な空間に設置することを前提とした小型のコッター駆動機構であり、駆動力およびストローク量に対する条件は厳しくない。試作に際しては大駆動力型で得られた開発成果はそのまま取り入れられる。

長ストローク型：15～20cmと言う比較的長いストロークを有する駆動機構であり、駆動力は必ずしも強大でない。長ストロークを確保するのに、二段階のテレスコピック型と一段の通常型を試作し比較検討した。

4.2.1 駆動機構の設計

実機適用を想定した小型及び長ストローク型の駆動機構の主な仕様を表4.2.1に示す。

表4.2.1 駆動機構の仕様

型	小型用	長ストローク用	
	一段	二段	一段
駆動力(トン)	6	1	
水圧(MPa)	6.5	1	
ストローク(mm)	30	135	
ピストン外径(mm)	110	一段目(250)/二段目(115)	115
全長(mm)	263	300	365
真空シールベローズ	溶接二重(0.3mm)	溶接二重(0.25mm)	
寿命(サイクル)	1000	1000	

ペローズの山数を決める際には、固定支持用の大駆動力/短ストロークでは作動水圧が重要なパラメータとなり、押上用の小駆動力/長ストロークではペローズ全長が重要なパラメータとなる。図4.2.2に小型用としてピストン外径 $\phi 110$ mmで寿命を1000回と設定したときペローズ山数をパラメータに作成した圧力-ストローク線図を示す。6トンの駆動力で30 mmのストロークを得るには46の山数が必要となる。図4.2.3には一段型長ストローク用としたときのストロークと寿命をパラメータに全長-山数線図を示す。2000回の寿命で135 mmのストロークを得るには山数が83必要となり、全長は365 mmとなる。これを二段式で設計すると全長は300 mm程度に短縮されるが、径が大きくなると同時に構造も多少複雑になる。

駆動機構はピストンに反力が加わったときペローズに荷重がかからないように構成に工夫を施しているが、より安全のため反力に対しては摩擦力によって駆動源への荷重伝達を防止する所謂セルフロックとする。図4.2.4の(A)に垂直方向の荷重伝達力に対するコッター押込力の比とコッターの勾配の関係を摩擦係数をパラメータとして示し、(B)にはコッター引抜に対するものを示す。(B)から判るように摩擦係数を0.2程度とするとコッターの勾配を 15° とすることによってコッターの抜け落ちを防ぐことができる。この形状の場合、6トンのピストン駆動力に対して8トンの垂直力が得られる。

4.2.2 駆動機構の試作と試験

大駆動力型は最初に試作した型であり、基本的機構の成立性の確認とシールリングの材質選定およびシールリングの設置箇所（ピストン側かシリンダー側か）の選定を主な目的とした。ここでの成果を基に小型と長ストローク型を試作し仕様確認の試験を実験した。尚、長ストローク型の試作は製作難易度の高い二段型とした。

ピストンとシリンダー間での気密を保持するためのシールリングは、三種類の材質、即ち軽水炉の制御棒に用いられている水との親和性の良いグラファイト、ステンレス鋼より軟らかい材質としてマンガン青銅および、ステンレス鋼より硬い材質としてインコネルのそれぞれを試験に供した。シールリングの設置箇所についてはピストンに取り付ける場合とシリンダーに取り付ける場合を試験し、シールリング材にはグラファイトを用いた。マンガン青銅とインコネルについてはピストン側に設置した。試験条件とそれぞれにおけるシールリングからの水の洩れ量の結果を表4.2.2に示す。洩れ量に対する明確な基準を設けることは難しいが、洩れ量が甚だしいと印加した水圧が有効に駆動力に伝達されない可能性がある。

印加水圧と得られる駆動力は比例関係に有り、大型の場合、 $100 \text{ kg/cm}^2\text{-g}$ の水圧で、いずれの場合も押し込み時で ~ 17.5 トン、引き抜き時で ~ 13 トンの駆動力が得られ、有効断面積からの計算と一致し洩れの影響は無視できる。これらの結果を踏まえ、シールリングの材質は加工の容易なマンガン青銅とし、設置箇所は少しでも多くの有効面積が確保できるピストン側とした。

設計圧力の1.5倍の圧力（ $150 \text{ kg/cm}^2\text{-g}$ ）を印可し、ペローズの耐圧試験を行ったが、ペローズからの水洩れ及びペローズの異常変形は見受けられなく、健全であった。

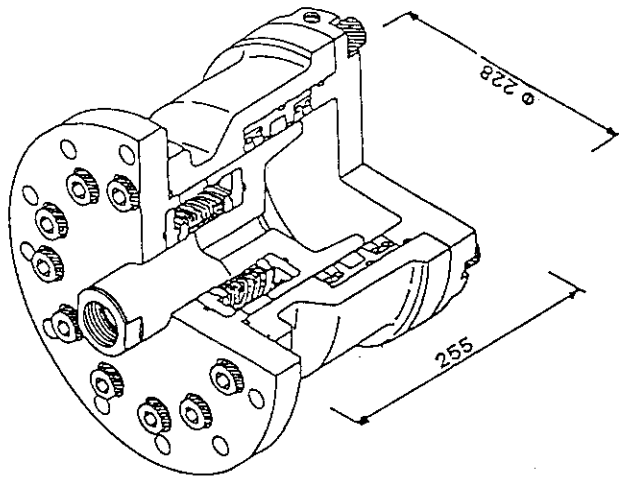
基本的な技術を先の大型で確立し、小型と長ストローク型の試作物に対しては洩れ量と駆動力を主な試験項目とした。洩れ量の測定結果を図4.2.5に示し、内圧に対する発生駆動力については、小型の場合、印加水圧 $65 \text{ kg/cm}^2\text{-g}$ で6.4トンの駆動力が得られ、この水圧での洩れ量は

700cc/分で実用上問題はない。長ストローク型の場合は、印加水圧 $10\text{kg/cm}^2 - \text{g}$ で1.0トンの駆動力が得られ、この水圧での洩れ量は250回の往復運動後でも1000cc/分程度であり実用上問題はない。

耐久試験については所定のストロークを1000回往復させたが異常は見られなかった。

	回数	引き抜き側加圧 水圧 (kg/cm ² -g) 漏れ量 (ml/分)	押し込み側加圧 水圧 (kg/cm ² -g) 漏れ量 (ml/分)	水温(°C)
マンガン青銅	0	99.5	737.5	-
	200	-	-	14
	400	-	-	-
	800	-	-	-
	1000	100.4	795	25-28.5
グラファイト (ピストン側)	0	97.2	3720	27.3
	200	97.2	3510	26.5
	1000	97.2	3810	23.5
グラファイト (シリンドラー側)	0	98	130	13
	246	98.8	78	18.5
	1000	98.4	39	16
インコネル	0	99.2	770	23
	500	100	785	18.5
	1000	100	760	13-21

表 4.2.2 大型駆動機構を用いた各種シリンドラーの洩れ特性

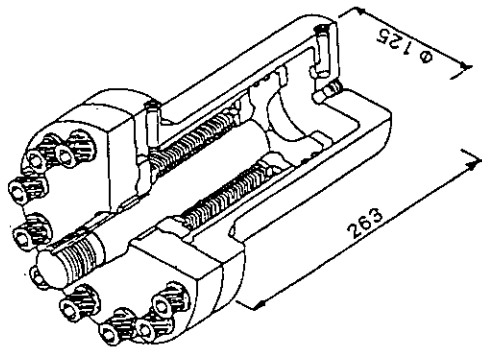


主要諸元
 全長 255 mm
 シリンダ径 228 mm
 ストローク 25 mm
 駆動力 17.7ton

ペローズ
 二重溶接ペローズ
 外径/内径 92.56/65.86mm
 板厚 12MIL(0.305mm)
 材質 インコネル718

シールリング
 材質 カーボン

大駆動力駆動機構
 (ピストン突出状態)

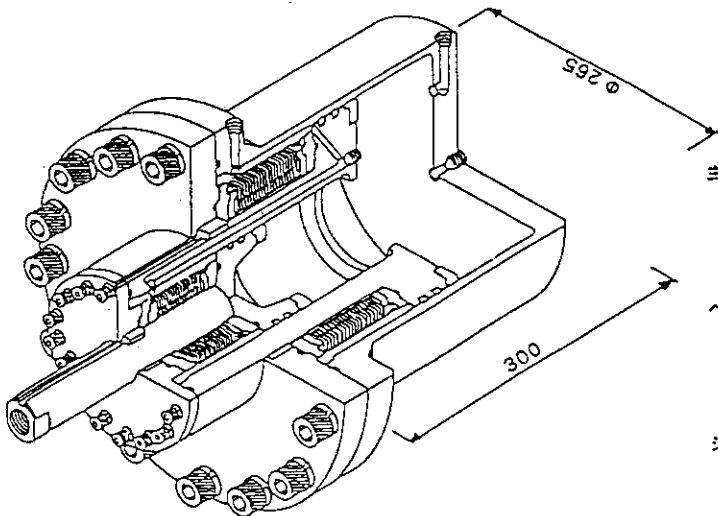


主要諸元
 全長 263mm
 シリンダ径 125mm
 ストローク 30mm
 駆動力 5ton

ペローズ
 二重溶接ペローズ
 外径/内径 69.59/42.87mm
 板厚 12MIL(0.305mm)
 材質 インコネル718

シールリング
 材質 マンガン青铜

小型駆動機構
 (ピストン突出状態)



主要諸元
 全長 300mm
 シリンダ径 265mm
 ストローク 170mm
 駆動力 1ton

ペローズ
 二重溶接ペローズ
 外径/内径 外径 205/166mm
 内径 117/43mm
 板厚 12MIL(0.305mm)
 材質 インコネル718

シールリング
 材質 マンガン青铜

長ストローク型駆動機構(テレスコピック型)
 (ピストン突出状態)

図 4.2.1 各種駆動機構の立体図とそれらの仕様

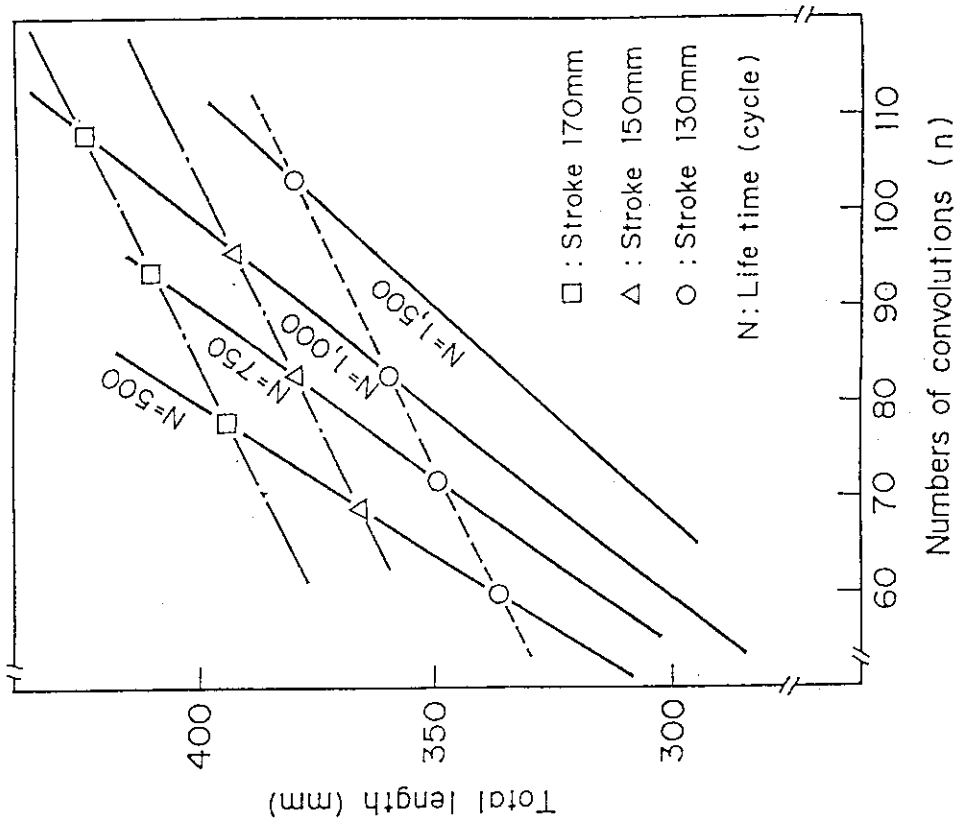


図 4.2.3 一段長ストローク駆動機構用ペローストローク全長線図における耐用寿命

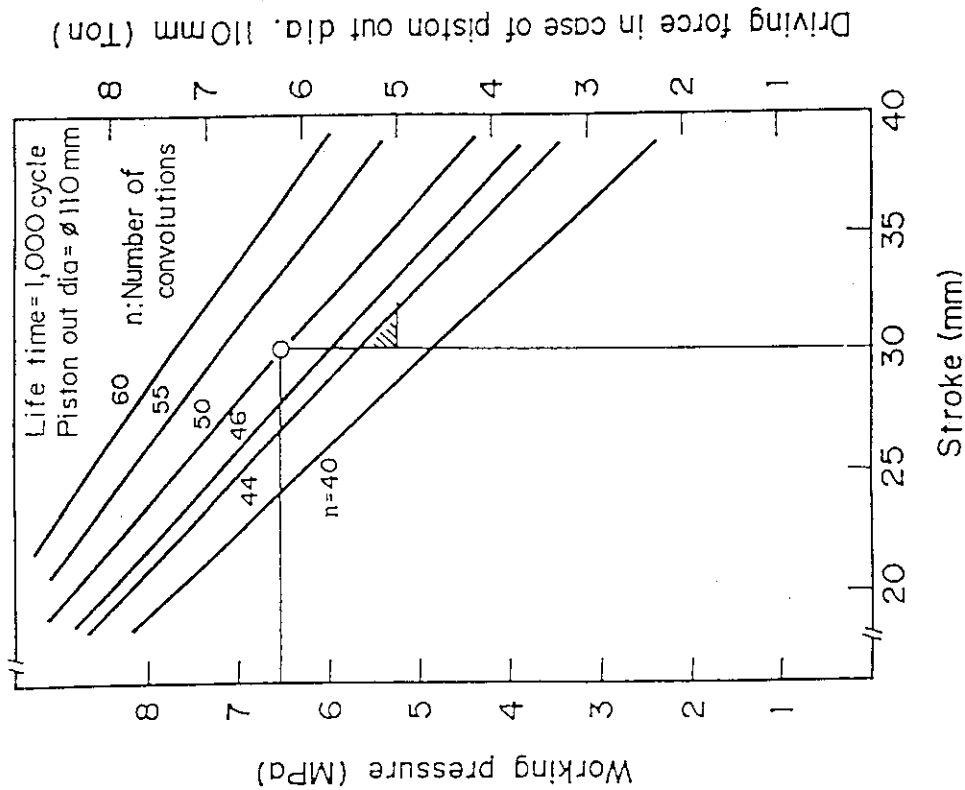
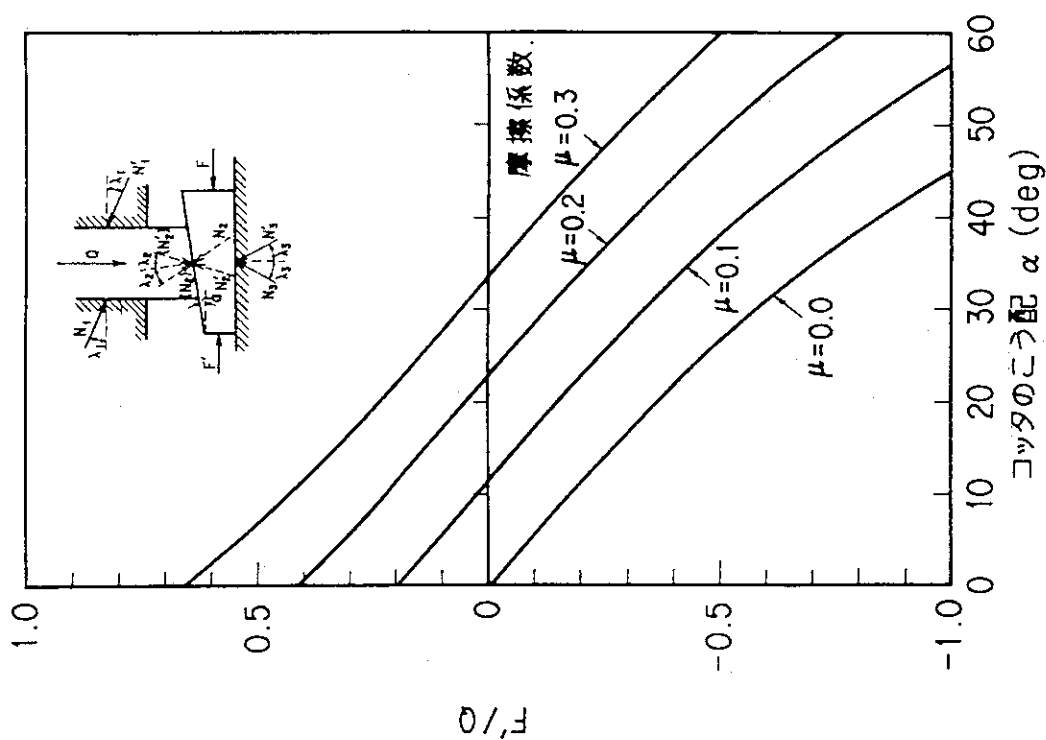
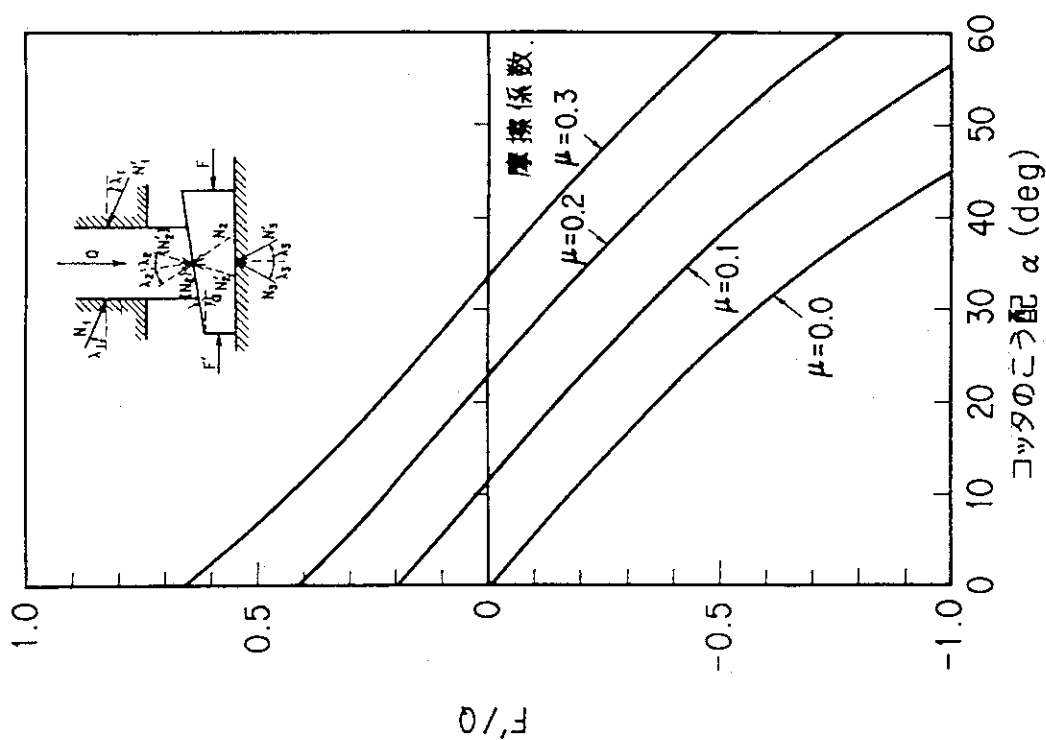


図 4.2.2 小型駆動機構用ペローストロークの内圧—ストローク線図における必要山数



(A) 垂直荷重 Q のもとで、くさびをたたき込むに必要な力 F



(B) 垂直荷重 Q のもとで、くさびを抜くに必要な力 F'

図 4.2.4 コッター接触面の摩擦係数をパラメータとしたときの垂直荷重に対するコッター押し込み力の比とコッター勾配の関係

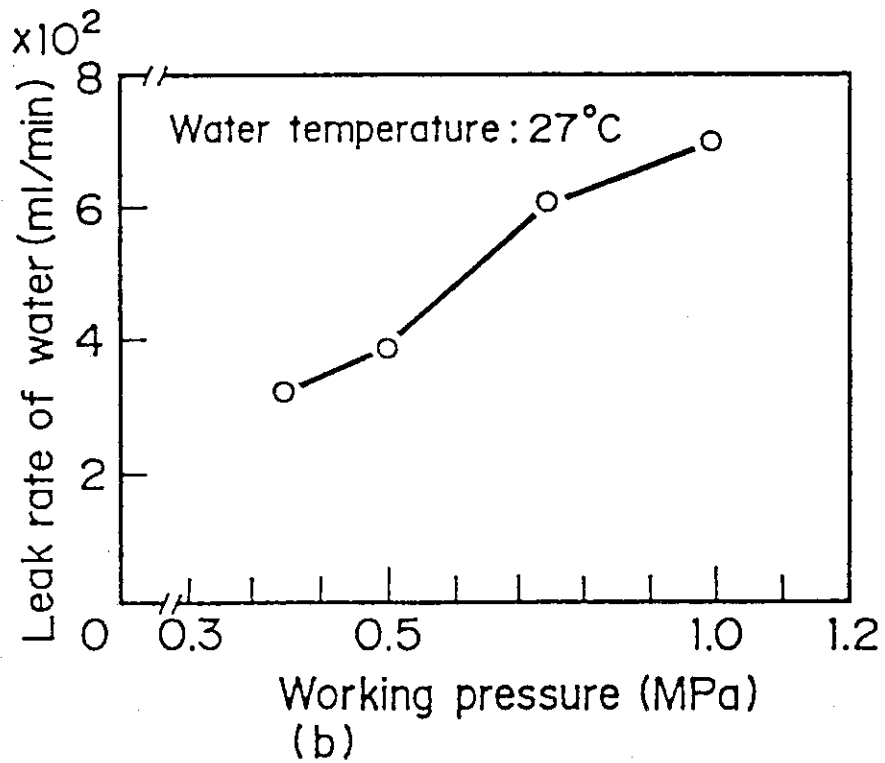
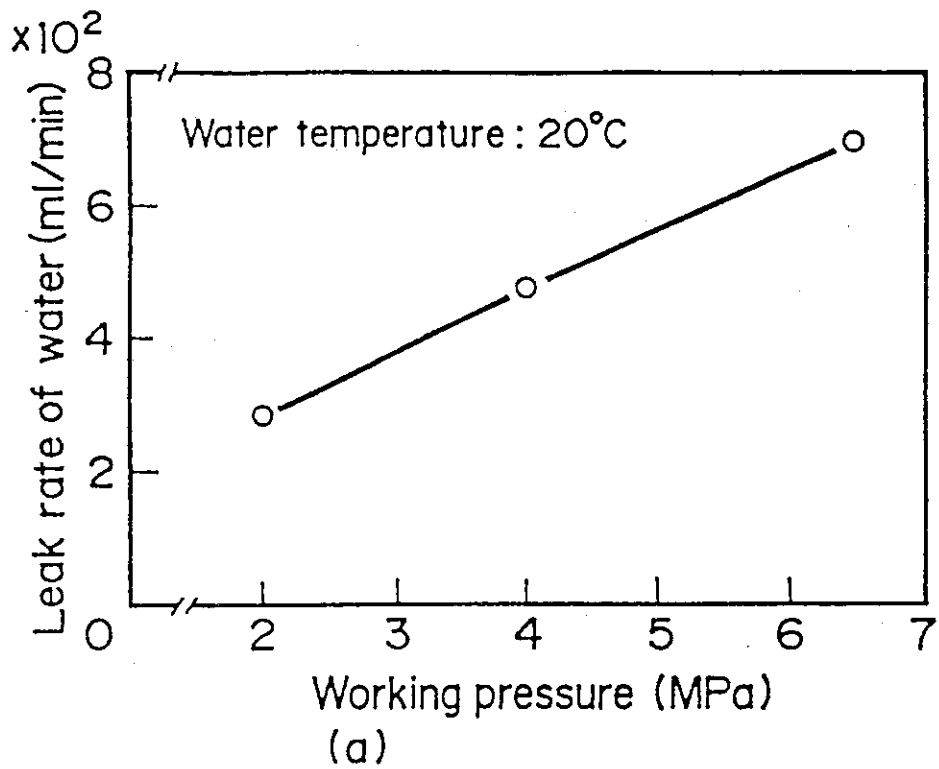


図 4.2.5 マンガン青銅材のシールリングの洩れ特性：
 (a) 小型駆動機構、(b) 長ストローク駆動機構

4.3 電気絶縁/導通(摺動)コーティング

4.3.1 開発目標

高温プラズマを生成させ、かつ安定に真空容器内に閉じこめるため、真空容器構成体(真空容器および炉内構造物)の電気的性能に対する要求事項には、次のようなものがある。

- (1) 核融合プラズマの一周電気抵抗値に比較して真空容器構成体(真空容器および炉内構造物)の一周電気抵抗値をより高くするため、および渦電流の流路を遮断細分化して真空容器構成体、特に炉内構造物に生ずる電磁応力の軽減化を図るために真空容器内に配設される個々の炉内構造物を相互に電気絶縁する必要がある。
- (2) 一方、安定な核融合プラズマを形成・保持するためには、プラズマ電位に対する真空容器構成体特に炉内構造物の電位を常に一定値(通常は真空容器と同一の接地電位)に保つ必要がある。そのため真空容器と個々の炉内構造物とは、極めて良好な電気導通状態にしておかなければならない。

上記の電気的に相反する性能を各々の炉内構造物に同時に付与するため、これら炉内構造物の表面に電気絶縁/導通(摺動)膜を被覆(コーティング)することを検討している。これらコーティング膜に対する性能要求の主なものとしては、電気的絶縁/導通性能の他に、核融合装置の機械的振動あるいは電磁応力による炉内構造物相互間の機械的な衝撃・摺動に対してもコーティング膜が機械的健全性を維持することである。

表4.3.1に炉内構造物の表面に被覆される電気絶縁/導通(摺動)コーティング膜への性能要求をまとめて示した。

4.3.2 コーティング材質および方法の選定基準

炉内構造物の表面にコーティングする電気絶縁/導通(摺動)膜の材質およびコーティング方法の選定基準は、以下の通りである。

(1) コーティング膜の材質

1) 電気絶縁膜

- a) 電気絶縁性能がすぐれていること。
- b) 放射線との整合性を有すること。
- c) 基材(SUS)との密着強度が高いこと。
- d) 耐熱性および機械的性質(特に耐衝撃性、耐摺動性等)に優れていること。
- e) コーティング膜の形態に比較的簡単にできること。
- f) 材料の性質として大面積コーティングが可能であること。

2) 電気導通膜

- a) 電気導通性能がすぐれていること。
- b) 放射線との整合性を有すること。
- c) 基材(SUS)との密着強度が高いこと。
- d) 耐熱性および機械的性質(特に耐衝撃性、耐摺動性等)にすぐれていること。
- e) コーティング膜の形態に比較的簡単にできること。

f) 材料の性質として大面積コーティングが可能であること。

(2) コーティング方法

- 1) 大面積(概略 10m × 10m) コーティングが可能なこと。
- 2) 原理的に大気中コーティング作業が可能なこと。
- 3) コーティングの自動化が容易であること(低コスト化等)。
- 4) 極端に特殊な設備・環境を用いることなしに現場用に転用できるコーティング方法であること。

4.3.3 コーティング材質および方法

4.3.2で述べた基準を考慮して選定されたコーティング材質および方法は、次の通りである。

(1) 電気絶縁膜コーティング

- 1) 基 材 : SUS 304、316
- 2) コーティング膜材質 : アルミナ (Al_2O_3)
- 3) コーティング方法 : プラズマ溶射法

(2) 電気導通膜コーティング

- 1) 基 材 : SUS 304、316
- 2) コーティング膜材質 : 炭化クロム-ニクロム (Cr_3C_2-NiCr)、
炭化タングステン-ニクロム ($WC-NiCr$)
- 3) コーティング方法 : プラズマ溶射法 (JET-KOTE 法)
減圧プラズマ溶射法 (VPS 法)

4.3.4 評価試験結果

4.3.3で述べられた材質および方法で試作した試料に対して各種の性能試験を実施した。表 4.3.2 に試験条件の一例としてコーティング膜の摺動試験条件を示した。なお炭化クロム-ニクロム (Cr_3C_2-NiCr) 膜は、JET-KOTO と VPS の両コーティング法を適用して試作した。表 4.3.3 および表 4.3.4 にアルミナ (Al_2O_3) 絶縁膜および炭化クロム-ニクロム (Cr_3C_2-NiCr) ならびに炭化タングステン-ニクロム ($WC-NiCr$) 導通膜に対する主な性能試験結果を性能要求と対比して示した。

(1) 電気絶縁膜コーティング

- 1) アルミナ (Al_2O_3) コーティング膜の耐電圧および比抵抗値は、性能要求を満足している。
- 2) アルミナ ($Al_2O_3, 400\mu m$) コーティング膜の耐摩耗性は、摺動サイクル数 5×10^3 までコーティング膜のひび割れ、剥離等なかった。しかし、摺動サイクル数 7×10^3 では、コーティング膜が摩耗し基材面が一部露出してきた。

摺動サイクル数に関する性能要求 1×10^4 を満足させるには、コーティング膜厚を増加させることで対応が可能と考えられる。

(2) 電気導通膜コーティング

- 1) 比抵抗については、炭化クロム-ニクロム (Cr_3C_2-NiCr) および炭化タングステン-

ニクロム (WC-NiCr) コーティング膜の各々とも性能要求を満足している。

(2) 耐摩耗性について

- (a) JET-KOTE 法による炭化クロム-ニクロム ($\text{Cr}_3\text{C}_2\text{-NiCr}$) コーティング膜では、摺動サイクル数 250 までコーティング膜のひび割れ、剥離等なかった。しかし、摺動サイクル数 500 では、コーティング膜が摩耗し基材面が一部露出してきた。
- (b) VPS 法による炭化クロム-ニクロム ($\text{Cr}_3\text{C}_2\text{-NiCr}$) コーティング膜では、摺動サイクル数 7×10^3 までコーティング膜のひび割れ、剥離等なかった。しかし、摺動サイクル数 10^4 では、コーティング膜が摩耗し基材面が一部露出してきた。
- (c) JET-KOTE 法による炭化タングステン-ニクロム (WC-NiCr) コーティング膜では、摺動サイクル数 5×10^3 までコーティング膜のひび割れ、剥離等なかった。しかし、摺動サイクル数 7×10^3 では、コーティング膜が摩耗し基材面が一部露出してきた。

摺動サイクル数に関する性能要求 1×10^4 を満足させるには、コーティング膜厚を増加させることで対応が可能と考えられる。

4.3.5 今後の課題

前述したように電気絶縁 / 導通 (摺動) コーティング膜に対する性能要求の主なものは、電氣的絶縁 / 導通性能の他に、機械的な衝撃・摺動に対してもコーティング膜が健全性を維持することである。今回試作した電気絶縁 / 導通 (摺動) コーティング膜の組み合わせは、これらの主な性能要求をほぼ満足している。

今後、これら電気絶縁 / 導通 (摺動) コーティング膜を実用化するにあたっては、以下のような試験データの取得ならびに設計検討が必要である。

- (1) 耐摺動性能に対する膜厚、接触面圧、表面粗さの影響試験
- (2) コーティング膜の衝撃負荷試験
- (3) 真空中摺動試験
- (4) コーティング膜性能に対する放射線照射の影響試験
- (5) 炉内構造物の接続設計の詳細化
- (6) 大型構造物のコーティング方法・手順の検討

表 4.3.1 炉内構造物の表面に被覆される電気絶縁/導通(摺動)コーティング膜の仕様

(1) Insulation Films	
1) Environment	: In vacuum
2) Break down voltage	: > 1 (kV)
3) Sheet resistance	: > 1 0 0 ($\Omega \cdot \text{cm}^2$) ($\mu \times t$; μ : Resistivity, t: Film thickness)
4) Thermal conductivity	: > 0.1 $\times t^2$ ($\text{W} \cdot \text{cm}^{-1} \cdot \text{C}^{-1}$) (t: Film thickness (cm))
5) Heat resistance	: Max 3 5 0 ($^{\circ}\text{C}$)
6) Adhesive strength	: > 5 0 (MPa)
7) Abrasion resistance	: No abrasion during 1 0 ⁴ Cycle, 5 0 MPa, 3 5 0 $^{\circ}\text{C}$
8) Cohesion resistance	: No cohesion during 1 0 ⁴ Cycle, 5 0 MPa, 3 5 0 $^{\circ}\text{C}$
(2) Conduction Films	
1) Environment	: In vacuum
2) Sheet resistance	: < 0.1 ($\text{m}\Omega \cdot \text{cm}^2$) ($\mu \times t$; μ : Resistivity, t: Film thickness)
3) Current density	: > 1 M ($\text{A} \cdot \text{m}^{-2}$) (200msec)
4) Thermal conductivity	: > 0.1 $\times t^2$ ($\text{W} \cdot \text{cm}^{-1} \cdot \text{C}^{-1}$) (t: Film thickness (cm))
5) Heat resistance	: Max 3 5 0 ($^{\circ}\text{C}$) + α (α : Adding temperature from Joule heating)
6) Adhesive strength	: > 5 0 (MPa)
7) Abrasion resistance	: No abrasion during 1 0 ⁴ Cycle, 5 0 MPa, 3 5 0 $^{\circ}\text{C}$
8) Cohesion resistance	: No cohesion during 1 0 ⁴ Cycle, 5 0 MPa, 3 5 0 $^{\circ}\text{C}$

表 4.3.2 耐摩耗試験の摺動試験条件

- (1) Environment : N₂ gas atmosphere
- (2) Sample temperature : 350 (°C)
- (3) Contact pressure : 50 (MPa)
- (4) Cycle speed : 50 (mm·sec⁻¹)
- (5) cycle pattern : See below

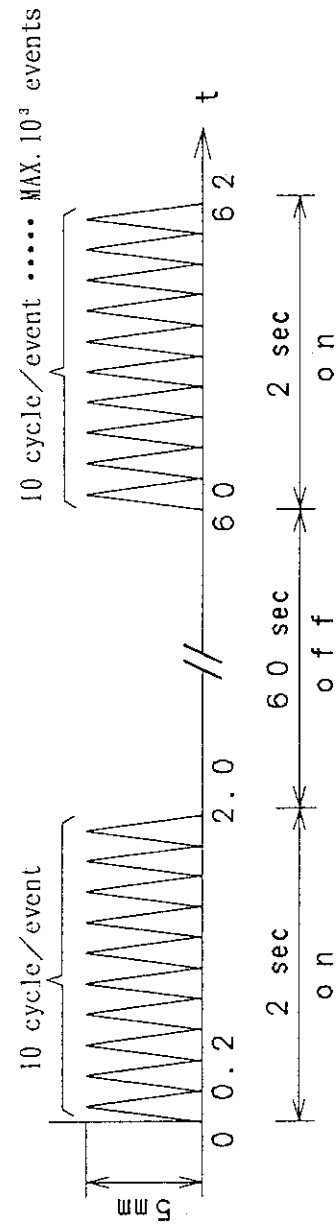


表 4.3.3 絶縁被膜 (Al₂O₃) の性能試験結果

Coating Methods Properties	Al ₂ O ₃ Plasma spraying	Requirement
1) Tensile strength (kgf·mm ⁻²)	0.9 (590 μm)	> 5.0
	1.4 (590 μm)	
	1.2 (620 μm)	
2) Thermal shock resistance	No damage (200 μm)	> 10 Cycles (RT ⇄ 77 °K)
	No damage (660 μm)	
3) Tolerant bending angle (°)	3.0 (260 μm)	————
	2.0 (580 μm)	
4) Thermal conductivity (J·cm ⁻¹ ·°C ⁻¹ ·sec ⁻¹)	0.0465	> 2.5 × 10 ⁻⁴
5) Break down voltage (V)	2.5 × 10 ³ (210 μm)	> 10 ³
	5.0 × 10 ³ (580 μm)	
6) Resistivity (Ω·cm)	3.5 × 10 ⁸	> 2.0 × 10 ³
7) Abrasion resistance (cycles ; 50MPa, 350°C)	5.0 × 10 ³ (410 μm)	> 10 ⁴
8) Coefficient of friction (RT ~ 350°C)	0.6 ~ 0.7	————

表 4.3.4 導通被覆 ($\text{Cr}_3\text{C}_2\text{-NiCr}$, WC-NiCr) の性能試験

Coating Methods Properties	$\text{Cr}_3\text{C}_2\text{-NiCr}$ (JET-KOTE) Plasma spraying	$\text{Cr}_3\text{C}_2\text{-NiCr}$ (VPS) Plasma spraying	WC-NiCr (JET-KOTE) Plasma spraying	Requirement
1) Tensile strength ($\text{kgf}\cdot\text{mm}^{-2}$)	> 1.9 (125 μm) > 2.2 (125 μm)	—	—	> 5.0
2) Thermal shock resistance (μm)	No damage (125 μm)	—	—	> 10 Cycles (RT \rightleftharpoons 77 $^\circ\text{K}$)
3) Tolerant bending angle ($^\circ$)	1.0 (125 μm) 1.0 (125 μm)	—	—	—
4) Thermal conductivity ($\text{J}\cdot\text{cm}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1}\cdot\text{sec}^{-1}$)	0.1422	—	—	> 2.5×10^{-4}
5) Resistivity ($\Omega\cdot\text{cm}$)	7.2×10^{-5}	4.8×10^{-5}	3.9×10^{-5}	$< 2.0 \times 10^{-3}$
6) Abrasion resistance (cycles ; 50MPa, 350 $^\circ\text{C}$)	250 (125 μm)	7.0×10^3 (300 μm)	5.0×10^3 (250 μm)	> 10^4
7) Coefficient of friction (RT \sim 350 $^\circ\text{C}$)	0.6 \sim 0.7	0.6 \sim 0.7	0.6 \sim 0.7	—

∴ VPS : Vacuum plasma spraying

5. まとめと今後の課題

国際熱核融合実験炉（ITER）のブランケット支持構造の概念設計を実施し、得られた知見を基に技術課題を摘出し、試作試験を実施した。設計上の決定採択事項については、現状で最適と思われる概念の記述のみならず、決定採択の根拠もできるだけ詳しく述べた。併せて、設計条件に変更が加えられた場合あるいは技術の進展に応じて浮上してくる代替概念についても併記した。開発すべき技術課題は極めて多岐に渡るが、設計変更の影響を受けず、トカマク炉にとって共通性・普遍性の高い要素技術に高い優先順位を置き、現在の試作開発の状況は順調に進展しており、実機適用への見通しが得られつつある。これらの開発と平行して金属風船の材料、表面コーティング材等についてはJMTRを用いて中性子照射による劣化特性試験にも着手した。

今後は、これまでの成果を基に実規模級の試作試験を実施する必要がある。

謝 辞

試作開発に労を惜しまれなかった、川崎重工（超塑性加工による形状可変管）、東芝（ピストン型駆動機構）及び三菱重工（絶縁／導通コーティング）の担当者の方々には格別の謝意を表します。本報告書に掲載している膨大な数におよぶ図面の作成に協力して頂いたCADグループの方々に謝意を表します。

参 考 文 献

- (1) IAEA, "International Tokamak Reactor Phase Two A Part 1" (1983)
- (2) Department of Large Tokamak Research, "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FER)", JAERI-M 86-134 (Nov. 1986)
- (3) Fusion Experimental Reactor Team, "Overview of FER", JAERI-M 90-090 (June 1990)

5. まとめと今後の課題

国際熱核融合実験炉（ITER）のブランケット支持構造の概念設計を実施し、得られた知見を基に技術課題を抽出し、試作試験を実施した。設計上の決定採択事項については、現状で最適と思われる概念の記述のみならず、決定採択の根拠もできるだけ詳しく従った。併せて、設計条件に変更が加えられた場合あるいは技術の進展に応じて浮上してくる代替概念についても併記した。開発すべき技術課題は極めて多岐に渡るが、設計変更の影響を受けず、トカマク炉にとって共通性・普遍性の高い要素技術に高い優先順位を置き、現在の試作開発の状況は順調に進展しており、実機適用への見通しが得られつつある。これらの開発と平行して金属風船の材料、表面コーティング材等についてはJMTRを用いて中性子照射による劣化特性試験にも着手した。

今後は、これまでの成果を基に実規模級の試作試験を実施する必要がある。

謝 辞

試作開発に労を惜しまれなかった、川崎重工（超塑性加工による形状可変管）、東芝（ピストン型駆動機構）及び三菱重工（絶縁／導通コーティング）の担当者の方々には格別の謝意を表します。本報告書に掲載している膨大な数におよぶ図面の作成に協力して頂いたCADグループの方々に謝意を表します。

参 考 文 献

- (1) IAEA, "International Tokamak Reactor Phase Two A Part 1" (1983)
- (2) Department of Large Tokamak Research, "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FER)", JAERI-M 86-134 (Nov. 1986)
- (3) Fusion Experimental Reactor Team, "Overview of FER", JAERI-M 90-090 (June 1990)

5. まとめと今後の課題

国際熱核融合実験炉（ITER）のブランケット支持構造の概念設計を実施し、得られた知見を基に技術課題を摘出し、試作試験を実施した。設計上の決定採択事項については、現状で最適と思われる概念の記述のみならず、決定採択の根拠もできるだけ詳しく述べた。併せて、設計条件に変更が加えられた場合あるいは技術の進展に応じて浮上してくる代替概念についても併記した。開発すべき技術課題は極めて多岐に渡るが、設計変更の影響を受けず、トカマク炉にとって共通性・普遍性の高い要素技術に高い優先順位を置き、現在の試作開発の状況は順調に進展しており、実機適用への見通しが得られつつある。これらの開発と平行して金属風船の材料、表面コーティング材等についてはJMTRを用いて中性子照射による劣化特性試験にも着手した。

今後は、これまでの成果を基に実規模級の試作試験を実施する必要がある。

謝 辞

試作開発に労を惜しまれなかった、川崎重工（超塑性加工による形状可変管）、東芝（ピストン型駆動機構）及び三菱重工（絶縁/導通コーティング）の担当者の方々には格別の謝意を表します。本報告書に掲載している膨大な数におよぶ図面の作成に協力して頂いたCADグループの方々に謝意を表します。

参 考 文 献

- (1) IAEA, "International Tokamak Reactor Phase Two A Part 1" (1983)
- (2) Department of Large Tokamak Research, "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FER)", JAERI-M 86-134 (Nov. 1986)
- (3) Fusion Experimental Reactor Team, "Overview of FER", JAERI-M 90-090 (June 1990)