

講座

核融合装置における過渡電磁解析Ⅲ

4. 核融合装置における電磁解析例

小 泉 興 一

(日本原子力研究所)

山 崎 耕 造

(核融合科学研究所)

(1996年11月6日受理)

Electromagnetic Analysis in the Tokamak Fusion Reactor and Large Helical Device

KOIZUMI Koichi and YAMAZAKI Kozo*

*Naka Fusion Research Establishment, Japan Atomic Energy Research Institute, Ibaraki 311-01, Japan***National Institute of Fusion Science, Nagoya 464-01, Japan*

(Received 6 November 1996)

Abstract

The analysis of eddy current and electromagnetic forces in the magnetic fusion devices is one of the key analyses to construct reliable fusion machines. Typical results of the electromagnetic analysis of the tokamak main components during plasma disruption, and the eddy current distribution in the Large Helical Device (LHD) due to helical coil quench and PF coil operation have been presented to show the typical pattern of eddy current and electromagnetic forces in the fusion experimental reactors.

Keywords:

magnetic fusion machine, tokamak, LHD, plasma disruption, VDE, Halo current, eddy current, electromagnetic force, AC loss

4.1 トカマク装置における解析例

強力な磁場で高温・高圧のプラズマを閉じ込める磁気閉じ込め型核融合装置では、プラズマの生成と制御、ならびにプラズマの移動と消滅に伴う磁束変化によって炉心機器に過渡的に渦電流が誘起される。この渦電流は、プラズマの生成と制御性能を阻害する不整磁場や機器の発熱の原因となるばかりでなく、プラズマの閉じ込めと制御に使用される外部磁場（トロイダル磁場およびポロイダル磁場）との相互作用で、機器に電磁力（ローレンツ力）を発生させる。特に、プラズマ自身に20MA以上の大電流が流れるトカマク装置の場合は、プラズマの異常消滅（以下プラズマディスラプション）やプラズマの垂直方向位置移動変位（VDE）が極めて短い時間ス

ケール（10msec～数百 msec）で起こるため、発生する電磁力は数十～数百 MN の大きさになる。トカマク装置の設計では、この電磁力が炉心の機器構造を決定する最大荷重となるため、ディスラプション時やVDE時の渦電流・電磁力の解析と電磁力によって発生する応力の評価は機器設計上、最も重要な作業である。各機器に発生する渦電流と電磁力の分布と大きさは、渦電流発生の原因となる磁束変化の時定数の他、炉心機器の形状、材質、肉厚等、多くの条件によって変化するが、ディスラプション時の電磁力の荷重形態を決定する主要パラメータは、下記のとおりである。

- (1) プラズマの初期条件：プラズマの初期電流値、形状、位置等

- (2) ディスラプション時のプラズマ挙動：電流減衰速度，移動シナリオ
- (3) VDEに伴うハロー電流発生の有無
- (4) 構造物の材質，肉厚，電気伝導率
- (5) 構造物間の幾何学的条件：隣接機器の有無と機器間のギャップ寸法
- (6) 隣接機器間の電気絶縁の有無
- (7) 外部磁場条件：トロイダル磁場分布，ポロイダル磁場分布およびその時間的变化

トカマク装置の電磁解析では，上記の種々の条件を解析に考慮するため，炉心を構成する主要機器（真空容器，ブランケット，ダイバータ等）を三次元シェル要素で近似し，構造の軸対称性を利用して時間的に変化する渦電流と電磁力の荷重形態を有限要素法で解析する方法が採用されている。過渡的に誘起される渦電流は，構造物の厚み方向に電流密度分布をもち，磁束の時間変化が短い程表面側で電流密度が大きくなる「表皮効果」を有するため，構造物のモデル化にあたっては，プラズマ電流の変化速度と構造物の電気伝導率から渦電流の流れる等価厚みを算出し，シェル要素の位置と等価肉厚に反映させる方法が取られている。ITERの工学設計で想定されているディスラプション条件[1]をFig. 1に示す。ケース1は，プラズマが垂直方向にほとんど変位せずにエネルギー消滅後，10～25msecの間に急速に消滅する場合で，「径方向ディスラプション」と呼ばれている。ケース2は，プラズマがエネルギー消滅後，垂直方向に移動しながら数百 msec の時定数で消滅する場合で，「垂直位置移動ディスラプション」と呼ばれる。ケース3は，

プラズマ制御系の異常に伴ってプラズマが500msec～5secの長い時間スケールで垂直方向に数m規模で移動し，ブランケット壁やダイバータと接触しながら最終的に電流クエンチに至る場合で，「Vertical Displacement Events: VDE」と呼ばれている。VDEが発生した場合には，炉内機器を介してプラズマのスクレイブオフ層にポロイダル方向のハロー電流が誘起され，トロイダル磁場との相互作用で巨大な電磁力が局所的に発生する。このため，VDEは上記3ケースの中で設計上，最も留意すべき条件であり，プラズマとの連成解析が必要である。

トカマク装置の炉心機器設計では，要求される各機器本来の機能と除熱性能，保守交換性能とディスラプション時の電磁力支持とを同時に満足する必要があるため，「Design by Analysis」の最も有効なツールとして渦電流・電磁力解析プログラムが使用されている。本章の前半では，現在，工学設計が進められている国際熱核融合実験炉（ITER）における渦電流・電磁力の解析例と関連する技術課題を紹介する。

4.1.1 ブランケットの渦電流・電磁力

核融合実験炉におけるブランケットの主要機能は，燃料となるトリチウムの生成とD-T反応で生成される高速中性子の運動エネルギーを熱エネルギーに変換することである。ブランケット設計で電磁力支持の観点から特に重要となるのはプラズマ対向部（第一壁）の設計である。第一壁は，プラズマからの高い表面熱負荷や粒子負荷により破損を被る可能性が極めて高く，プラズマディスラプション時には巨大な電磁力を受ける。このため，

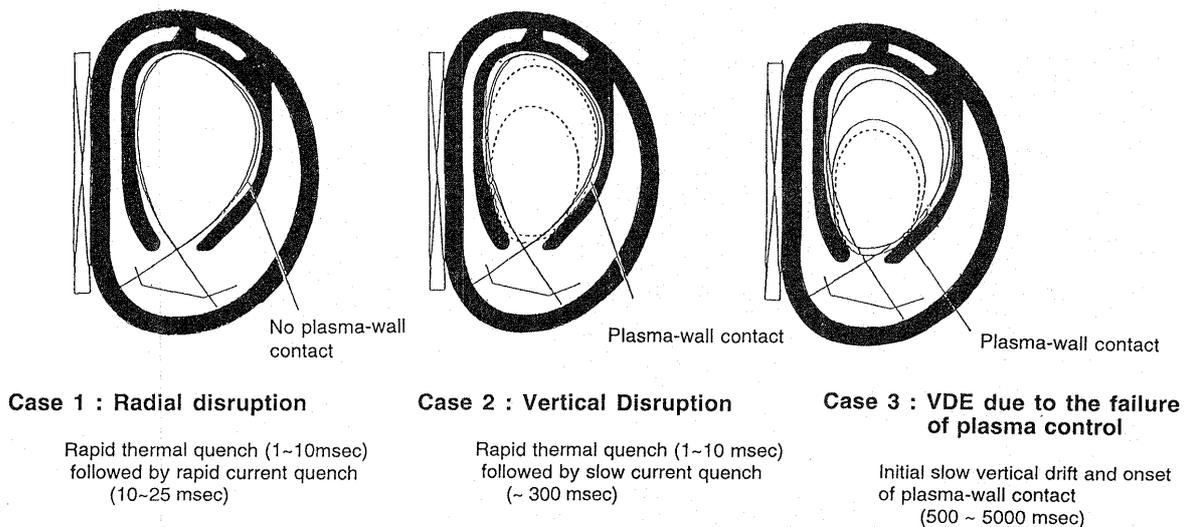


Fig. 1 Disruption conditions employed for ITER-EDA.

プラズマからの表面熱負荷と中性子による核発熱に対する除熱性能，ディスラプション時の電磁力に対する機械的強度と共に第一壁損傷時の保守・交換性能の確保が設計の技術課題となる。

ディスラプションによってブランケット構造体に発生する電磁力の大きさと方向は，隣接ブランケット間のトロイダル方向の電気接続に依存するため，電磁力支持の観点からは，第2章で述べたとおり，ブランケット側面の渦電流パスを切断し，支持の困難な転倒力の発生を回避する設計が望ましい。しかし，隣接するブランケットの第一壁間を接続した場合には，接続部に表面熱負荷と核発熱による熱変形を拘束しない柔軟性が要求され，熱変形を拘束しない柔構造で耐電磁力強度を確保することは極めて困難である。このため，ITERの工学設計では，ブランケットの後壁のみをトロイダル方向に電氣的に接続する剛構造型ブランケット構造を主案に採用し，ポロイダル方向についてブランケット構造体を長さ1~2m規模の小型モジュール (Fig. 2) に分割し，交換単位を小型化する方法で第一壁損傷時の保守交換性能を確保している。

インボード側ブランケットモジュールの渦電流・解析モデルを Fig. 3 に示す。解析モデルは，トラス構造体の1/40に対応している。モジュール各部の材質と板厚は，Table 1 に示すとおりである。プラズマが初期電流値 21MA の状態からその中心位置を保ったまま，2.1MA/msec の一定速度で消滅した場合について，赤道面近傍のブランケットモジュールに誘起される渦電流分

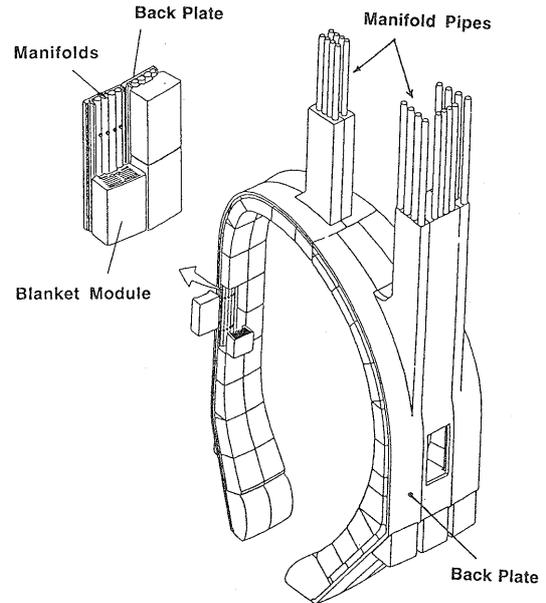


Fig. 2 Structural concept of ITER blanket module (1/20 section of torus structure).

Table 1 Material and plate thickness of structural components of blanket module.

Component	Material	Plate Thickness
Blanket Module		
First Wall	Cu alloy /SS316	10 mm
Side Wall	SS316	30 mm
End Wall	SS316	30 mm
Top and Bottom Plate	SS316	30 mm
Module Support Leg	SS316	70 mm
Back Plate	SS316	80 mm
Vacuum Vessel		
Inner Skin	SS316	40 mm
Outer Skin	SS316	40 mm

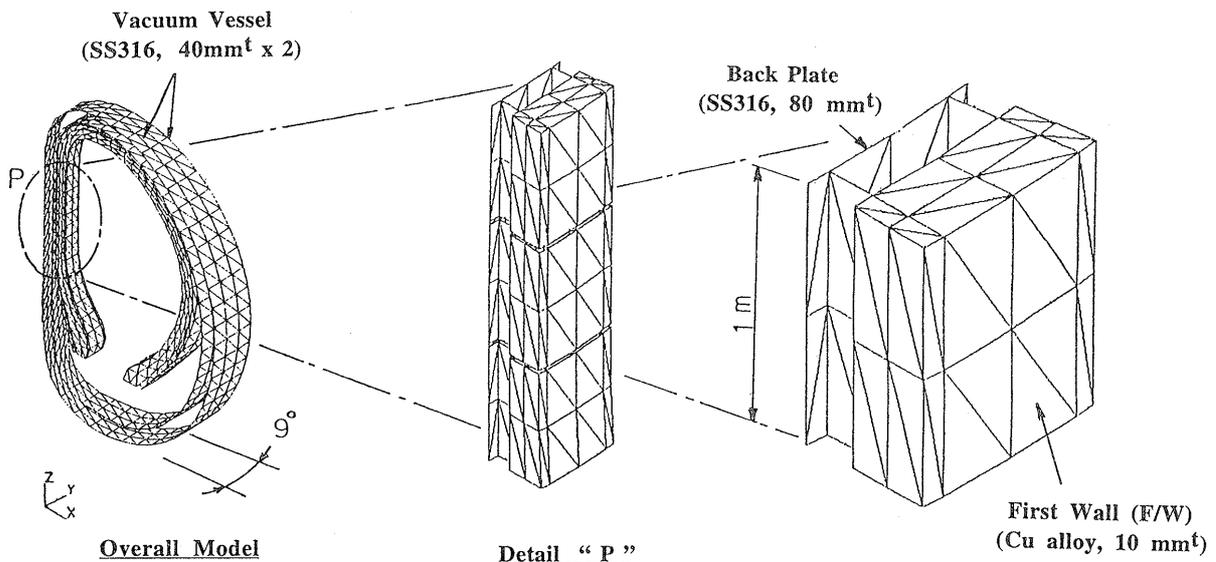


Fig. 3 Electromagnetic analysis model of ITER blanket module.

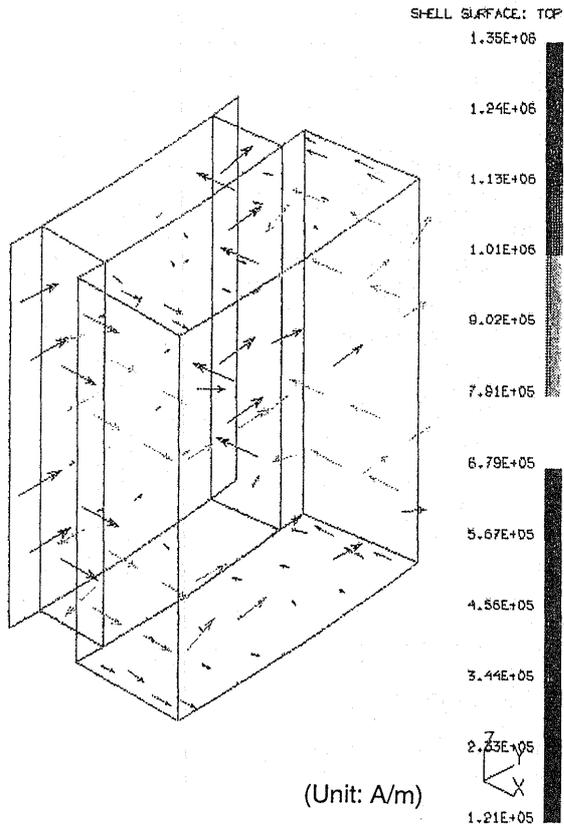


Fig. 4 Distribution of eddy current in the inboard blanket module induced by centered plasma disruption (First Wall: Copper alloy of 10 mm-thickness).

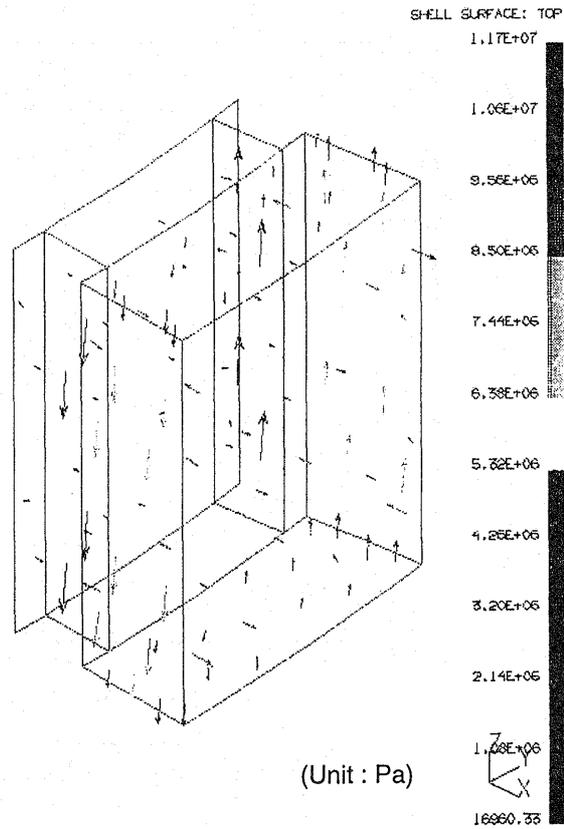


Fig. 6 Distribution of electromagnetic forces acting on the inboard blanket module induced by centered plasma disruption (First Wall: Copper alloy of 10 mm-thickness).

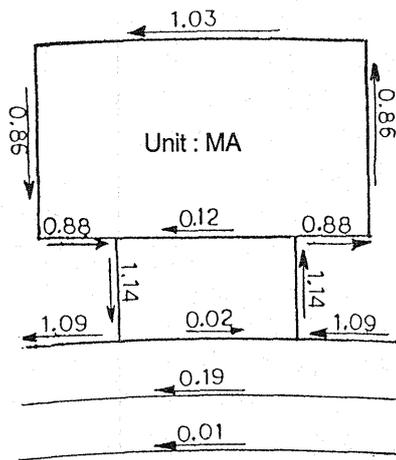


Fig. 5 Schematic drawing of eddy currents in the blanket module on the inboard mid plane (First Wall: Copper alloy of 10 mm-thickness).

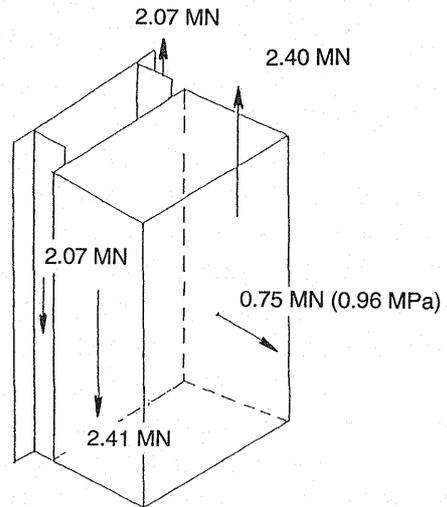


Fig. 7 Schematic drawing of electromagnetic forces acting on the blanket module at the inboard mid plane (First Wall: Copper alloy of 10 mm-thickness).

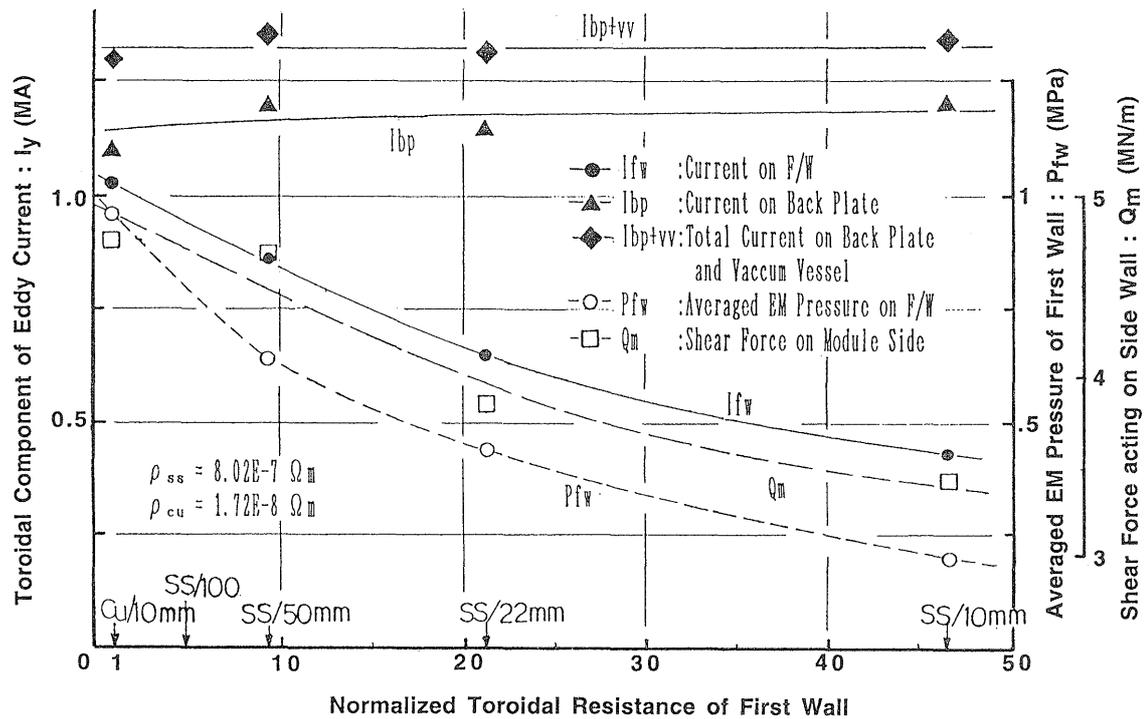


Fig. 8 Toroidal eddy current and electromagnetic forces of blanket module as a function of toroidal resistance of first wall.

布を T 法に基づく有限要素法渦電流解析コード“EDDYCAL” [2]によって解析した例を、Fig. 4, モジュール赤道断面内の渦電流分布を Fig. 5 に示す。渦電流分布は、渦電流が最大となるプラズマ消滅時の値である。両図からディスラプションによって誘起される渦電流の主成分は、構造体をトーラス方向に周回するトロイダル電流であり、その90%以上がモジュールの側面のパスを通過して第一壁部に流れることがわかる。トロイダル磁場およびポロイダル磁場との相互作用でブランケットモジュールに発生する電磁力の分布解析例を Fig. 6 および Fig. 7 に示す。モジュールの第一壁および後壁をトロイダル方向に周回する渦電流は、ポロイダル磁場と電磁的に結合し、構造体にトーラス中心方向へ向かう面外方向の電磁力を発生させる。この電磁力は、軸対称性を有するため、トーラス全体の剛性で支持することが可能であり、ブランケット後壁の剛性で支持される。一方、モジュールの側面を流れる渦電流は、ポロイダル磁場よりも磁場強度が高いトロイダル磁場との相互作用でモジュールの両側面に逆方向の上下力を発生させる。この上下力は結果的にモジュールのせん断力となってブランケット後壁とモジュール間の支持構造に作用する。こ

のせん断力はトーラス全体の剛性で支持しえないため、この転倒力に対する機械的強度とモジュールの保守交換性能とを同時に満足するモジュール支持方式の設計が現在のブランケット設計の中心技術課題である。

前述のとおり、ディスラプションによってブランケット構造体に発生する渦電流と電磁力は、構造体の材質と肉厚とに依存する。このため、第一壁の材料を銅合金からステンレスに変更し、肉厚の変化によるモジュール各部の渦電流と電磁力の変化を解析した。一連の解析結果をまとめ、Fig. 8 に示す [3]。図の横軸は、各板厚条件におけるステンレス製第一壁のトロイダル抵抗値を銅合金10mm厚の場合の抵抗値で規格化した抵抗値、縦軸には、トロイダル方向の渦電流値および第一壁とモジュール側面に作用する電磁力を示した。図に示されているように、第一壁の表面材料を銅合金からステンレス鋼に変更することによってディスラプション時に第一壁に誘起される渦電流を減少させ、電磁力を低減させることが可能である。この効果は、ステンレス製第一壁の板厚が50mm以下の領域で大きく、第一壁が22mm厚のステンレス鋼の場合には、第一壁に作用する電磁力面圧を銅合金(10mm厚)の場合の約54%に、モジュール側面に

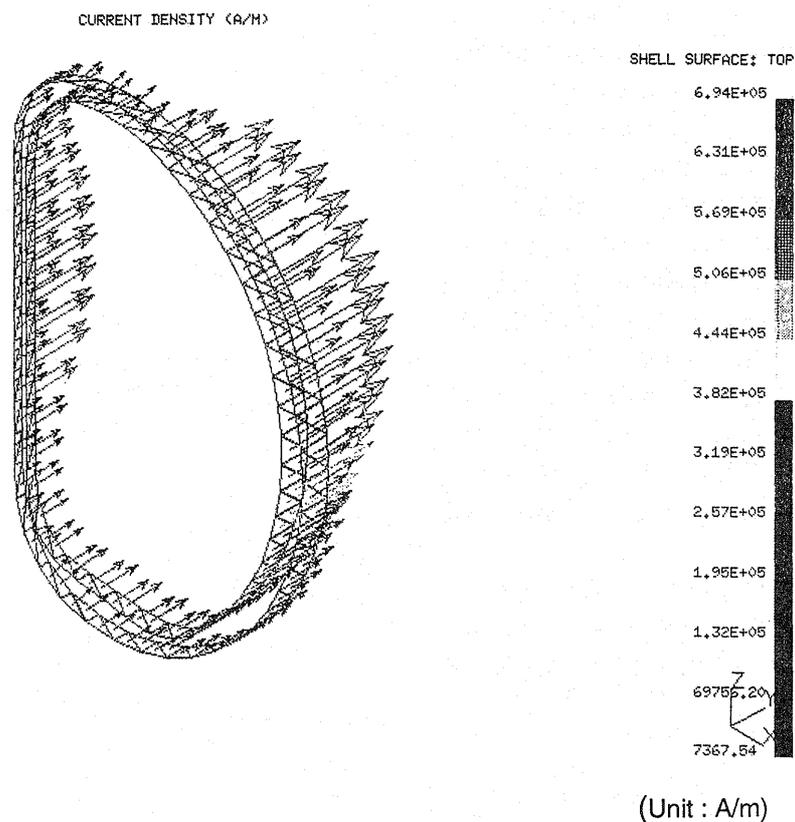


Fig. 9 Distribution of eddy current in the double-walled vacuum vessel due to centered plasma disruption (10 msec).

作用する上下力を約86%に低減させることができる。しかし、第一壁部の銅合金は、表面熱負荷による熱応力を緩和するヒートシンクとして使用される機能材であるため、電磁力低減の観点から有効な材料変更も第一壁部分の熱応力低減との整合性確保は難しく採用には至っていない。電磁力支持と熱応力支持の両立、ならびに電磁力支持と保守交換性の両立は、実験炉以降のブランケット設計の鍵を握る技術課題である。

4.1.2 真空容器の渦電流・電磁力解析例

実験炉以降のトカマク装置の真空容器には、プラズマの生成に必要な高真空の維持、トロイダル一周抵抗の確保等の機能に加え、炉の安全性を担保するトリチウム閉じ込めの隔壁機能と超電導コイルの放射線遮蔽機能が要求される。ITER の概念設計段階では、これらの機能を満足する構造として、集中抵抗体を部分的に配置した厚肉構造を選択していたが、ディスラプション時の渦電流による集中抵抗体発熱による高熱応力の発生、集中抵抗体近傍での鞍型電流とトロイダル磁場の相互作用で発生

する電磁力が抵抗体に高せん断応力を発生させる等の技術課題があった。このため、工学設計段階では、薄肉の溶接箱型容器の内部に遮蔽体を配置する均一抵抗型二重

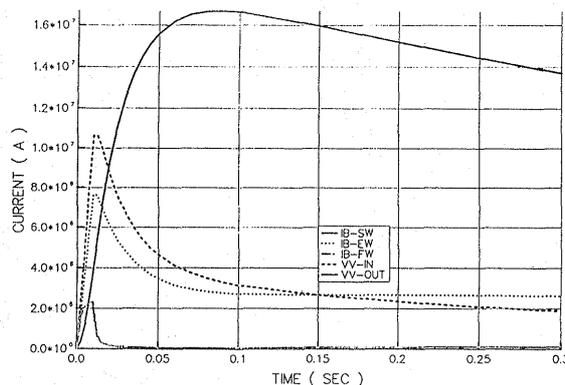


Fig. 10 Time evolution of total eddy current induced in the vacuum vessel and blanket modules due to centered plasma disruption.

壁構造が採用されている。時定数 10msec で 21MA のプラズマが定位置ディスラプションした場合の渦電流分布解析例を Fig. 9, 真空容器の内外壁の総渦電流の時間的変化を Fig. 10 に示す。誘起される渦電流はすべてトロイダル方向電流である。真空容器内部のブランケットに誘起される渦電流がプラズマ消滅時 (10msec) に最大となるのに対して, 真空容器に誘起される渦電流は, 約 100msec で最大となり, 数百 msec から数秒の間にゆっくりと減少する。真空容器の電磁力分布解析例を Fig. 11 に示す。トロイダル方向に誘起される渦電流とポロイダル磁場の相互作用で発生する電磁力は, インボード側, アウトボード側とともにプラズマの中心方向へ向かう電磁力となり, 全体では, トーラスの中心方向への中心力となる。発生する電磁力の最大値は約 160MN であり, 軸対称性を有するため二重壁容器全体の剛性で支持することが可能である。

真空容器の設計上の課題は, VDE 時に発生するハロー電流とトロイダル磁場の相互作用でブランケット, ダイバータ等の炉内機器に発生する電磁力の支持である。解析の一例として, プラズマが下向きに約 3.6m 移動し,

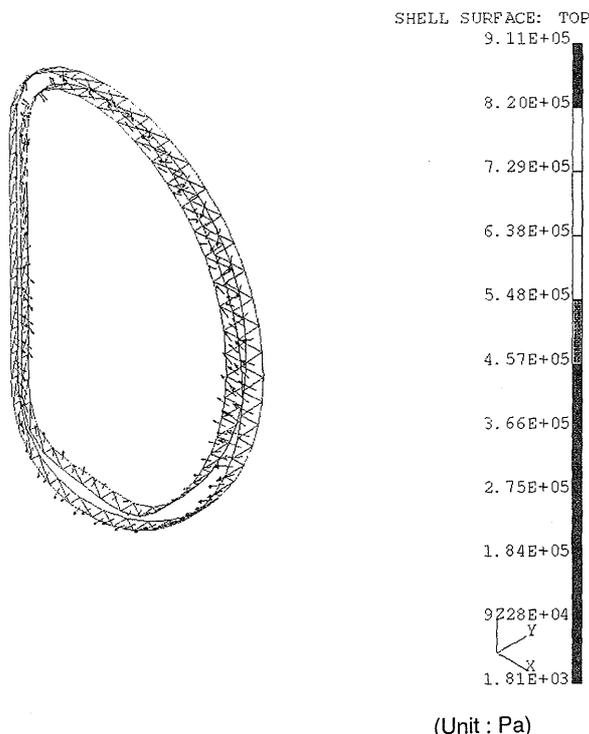


Fig. 11 Distribution of electromagnetic forces in the double-walled vacuum vessel due to centered plasma disruption

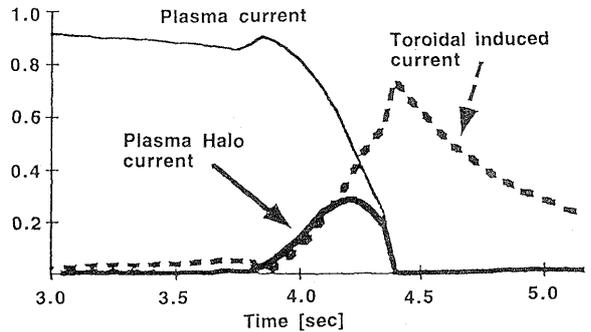


Fig. 12 Time evolution of plasma current, plasma halo current and toroidal induced current due to VDE.

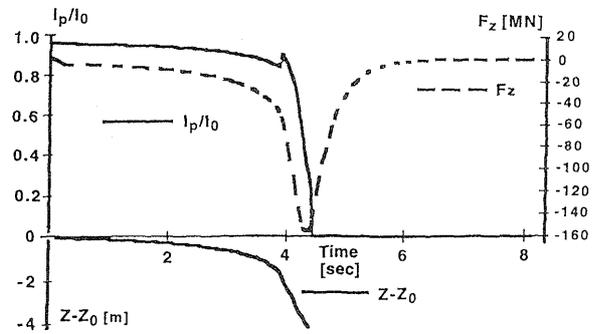


Fig. 13 Time evolution of plasma current, vertical position of plasma and total vertical force induced by halo current during VDE.

最終的に電流クエンチに至る VDE 条件において解析されたプラズマ電流, ハロー電流および炉内機器に誘起されるトロイダル電流の時間変化を Fig. 12, トロイダル電流およびハロー電流によって炉内機器に発生する下向きの電磁力の時間変化を Fig. 13 に示す [1]。ハロー電流の最大値は, プラズマ初期電流の約 30%, ハロー電流により発生する電磁力は, 最大約 160MN である。このうち, 真空容器自身に流れるハロー電流により発生する電磁力は約 15% 程度であるが, 炉内機器に発生する電磁力は, その支持構造を介して真空容器に伝達される。このため, 真空容器には, 炉内機器の重量とハロー電流が発生する下向き電磁力 (合計約 300MN) を同時に支持する高い剛性が要求されており, 炉内機器支持構造接続部については, 部分的に肉厚を増加する等の対策が取られている。DIII-D, ALCATOR C-MOD 等の実験装置の最近の測定 [4,5] では, ハロー電流がトロイダル方向に非一様な分布を持つことが報告されており, ITER の工学設計においてもハロー電流のピーキングによる電磁

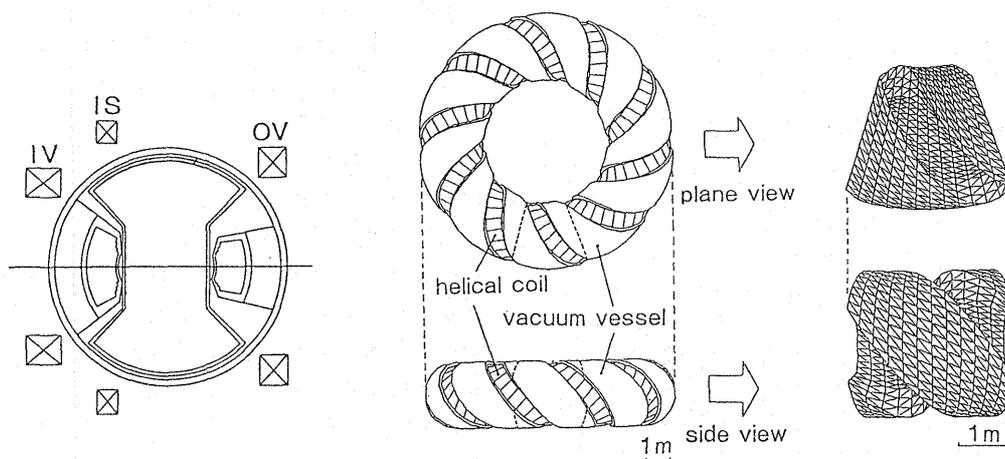


Fig. 14 Configuration of superconducting coil and vacuum vessel of the Large Helical Device (LHD).

力の非軸対称性を考慮した電磁力解析と機器設計が続けられている。

4.2 ヘリカル装置における解析例

ヘリカル型閉じ込め装置は、トカマク装置と異なり、電流ディスラプションがなく、プラズマの位置不安定性の制御も不要であり、定常磁場配位の維持が容易であることが特徴である。そのために、ヘリカル装置では、これまで詳細な過渡電磁解析はあまり精力的になされてこなかった。真空容器形状や磁場構造が複雑なこともその一要因であった。しかし、大型ヘリカル装置 (LHD) [6] の様な超電導ヘリカル装置では、磁場閉じ込め装置に共通の超伝導コイルのクエンチ解析が不可欠であり、その場合の電磁力による応力増加やジュール熱による熱負荷増加の解析が必須である。また、実験装置として柔軟な運転を遂行するためにはプラズマのベータ値の上昇に伴い垂直磁場を変化させプラズマの位置、形状の制御を試みる必要がある。その場合の超電導機器、電磁構造機器の健全性と不整磁場の発生等に留意する必要がある。時間的な磁場の制御といっても、これはトカマク装置の垂直不安定性の制御とは異なり、閉じ込め時間相当のゆっくりした制御である。

LHD の場合には、コイルクエンチの保護対策として、減磁を緊急減磁 (減衰時定数20秒)、急速減磁 (5分)、通常減磁 (30分) の3種に分けており、ヘリカルコイル4T 運転時には最大経験磁場は9.2T なので、緊急減磁の場合には自己磁場に関して $\sim 0.46\text{T/sec}$ である。この場合には、周回電圧が $\sim 5\text{V}$ かかり、緊急減磁時に逃走電子が生成される可能性があるため、1秒程の間にプラズ

マを消滅させてから減磁動作に入る予定である。また、ポロイダル磁場変化の実験では、ポロイダル磁場強度 $\sim 1\text{T}$ の約10%を5秒間で変化させて磁気軸やプラズマ断面を变形させるので、磁場の時間変化率としては、 $\sim 0.02\text{T/sec}$ である。この場合、周回電圧を発生しないようなコイル電流の立ち上げが予定されている。後者の解析の場合には、電磁応力に対する機器の健全性の他に、渦電流による不整磁場の発生による磁気面の破壊にも留意する必要がある。LHD の場合には、0.01%の精度、すなわち、4T 運転の場合には4G 以下に局所的な不整磁場を抑えるように検討がなされてきている[7]。実際には、磁気面が破壊されるか否かは磁気面に共鳴する不整磁場成分の強度で定まり、1本のヘリカルコイルまたはポロイダルコイルが0.05% (4m に対して2mm) 動いた場合が約0.01%の磁場精度条件に相当する。

ここでは、ヘリカル装置の過渡電磁解析の例として、日立製作所の福本氏が中心となって解析が進められてきたLHD 真空容器の解析結果を示す[8,9]。真空容器は15mm 厚のステンレス鋼製である。計算には、薄板近似と有限要素回路法に基づき任意形状コイルが扱える渦電流解析コード「ECTAS (Eddy Current Calculation Code for Three-dimensional Arbitrary Surface)」が用いられている。

Fig. 14 にLHD のコイル配置と真空容器、ヘリカルコイル、さらに真空容器の1/10の有限要素法のメッシュモデルを示した。外内上下のポートを付けたモデルでの解析も進められてきた。

今回用いたヘリカルコイルクエンチ時とポロイダル磁場制御時のコイル電流変化をそれぞれ Fig. 15、と

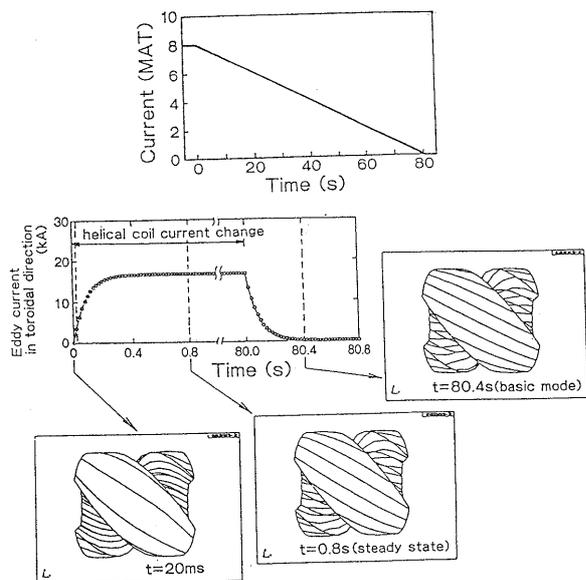


Fig. 15 Time evolution of eddy current on the LHD vacuum vessel in helical coil quench (a) Model of helical current dump, (b) Eddy current distribution on vacuum vessel.

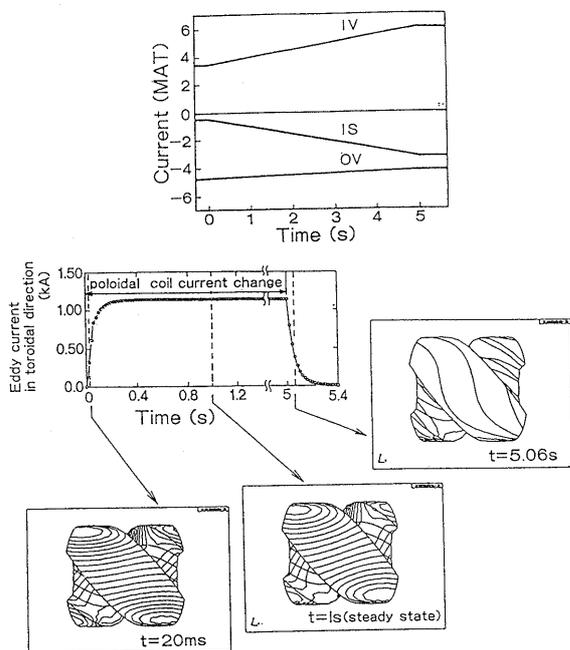


Fig. 16 Time evolution of eddy current on the LHD vacuum vessel in poloidal coil current charge (a) Model of poloidal coil current charge, (b) Eddy current distribution on vacuum vessel.

Fig. 16 に示した。実際の運転では、ヘリカルコイル、ポロイダルコイルのいずれかがクエンチした場合には、相互干渉の効果をなくするために両コイルとも減磁動作に入る予定である。

ヘリカルコイルクエンチの場合の真空容器上での渦電流パターンの変化を Fig. 15 に示した。ヘリカル電流減衰として 8kA から線形減衰で 80秒でゼロになる場合を想定した。ヘリカル溝のない円環状真空容器モデルでは、ヘリカルコイルクエンチの初期には、ヘリカルコイル電流に沿う渦電流が誘起されるが、数百 msec でほぼ定常状態となり、ゆるいヘリカル構造を持った準トロイダル方向の電流となる。トロイダル方向の固有モードの時定数 (~ 100msec) がポロイダル方向の時定数 (~ 35msec) よりも 3 倍程度大きことに起因する。一方、ヘリカル形状の実機 LHD では、形状の効果として基本モードとしてのヘリカル成分が 0.8秒頃の定常状態まで持続される。ヘリカルコイル電流が完全にゼロになった後もこのヘリカル磁場構造は維持される。この間には電流分布の平坦化が時間とともに進行している。

ポロイダルコイル磁場変化の場合には (Fig.16), 鞍型電流を上下に伴うトロイダル方向の渦電流が発生する。この時プラズマ表面に生じる磁場配位は外部磁場に対応した四重極配位で説明でき、磁場強度分布は真空容器のヘリカルな構造に対応している。ポロイダルコイル電流の変化を停止 (5 秒間) して誘導電場がなくなった場合には基本モードであるヘリカル分布に近づきながら電流の減衰が起こることが確認できる。この場合のプラズマ表面での不整磁場の強度は 4G 以下であり、設計限度内であることが確認されている。

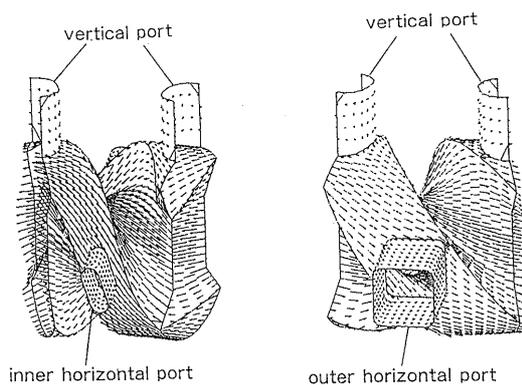


Fig. 17 Eddy current vector distribution on the model with experimental ports Left: Effects of inner horizontal small port and vertical ports, Right: Effects of outer horizontal large port and vertical ports.

ポートがある場合には、さらに複雑となり、Fig. 17のような解析結果が得られている。左側が装置内側の面であり、右側が外から見た場合の図である。ポート付け根の部分での渦電流の乱れによる局所的な応力集中が確認されている。しかし、その応力値は十分に設計強度内である。応力値の最も大きい箇所はヘリカルコイル直下の準直線部であるが、これも設計強度内に収まっている。

ここで示した結果はプラズマ真空容器に限定しているが、その外を取りまくヘリカルコイル容器（温度4K）、支持シェル（4K）、80K断熱層、断熱真空容器（常温）を含めた全体的な解析も既に行われており、ポロイダル磁場変化実験時やコイルクエンチ時の冷却パワー必要量の試算に供されている。

4.3 まとめ

磁気閉じ込め型核融合装置の電磁解析例として、ITER工学設計におけるトカマク炉心機器の渦電流・電磁力の解析例と技術課題ならびに大型ヘリカル装置(LHD)における渦電流分布解析例を紹介した。磁気閉じ込め型核融合炉の設計にとって、渦電流・電磁力解析は、炉心の機器構造を決定する最も重要な作業であり、解析手法の開発も世界の三大トカマク装置(JET, TFTR, JT-60)の設計時に比べると格段の進歩を遂げている。しかしながら、複雑な構造と磁場配位を有する複数の機器を同時に解析する必要がある実験炉の電磁解析は、近年大幅に演算速度が高速化した計算機システムを用いても数時間

から十数時間を要する作業である。設計解析作業の高効率化の観点からは、電磁解析手法、構造物モデル化手法の更なる技術開発の進展と高精度化を期待したい。

参考文献

- [1] ITER Interim Design Report (1995) *to be published* by IAEA.
- [2] S. Nishio and T. Horie, IEEE Transaction on Magnetics **26**, 865 (1990).
- [3] K. Kitamura *et al.*, JAERI-Tech 96-031 (1996).
- [4] A. G. Kellman *et al.*, Paper No. IAEA-CN-64/API-20, *Proc. of 16th IAEA Fusion Energy Conference*, Montreal (1996).
- [5] R. S. Granets *et al.*, Paper No. IAEA-CN-64/API-22, *Proc. of 16th IAEA Fusion Energy Conference*, Montreal (1996).
- [6] O. Motojima *et al.*, Fusion Engineering and Design **20**, 3 (1993).
- [7] K. Yamazaki *et al.*, Fusion Engineering and Design **20**, 79 (1993).
- [8] 福本英二, 木下茂美, 山崎耕造, 本島 修: プラズマ・核融合学会 第6回秋季講演会 (1989年10月3-5日, 北海道大学) 予稿集, p. 223.
- [9] H. Fukumoto, S. Kinoshita M. Ohtsuka, N. Ohya, N. Noda, K. Yamazaki and O. Motojima, *Proc. of First International Toki Conf. Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion-Next Generation Experiments in Helical Systems*-(Dec. 4-7, 1989) NIFS Research Report NIFS-PROC-3 (1990) p. 151.