

30

FE-1234

RUY MARCELO DE OLIVEIRA PAULETTI

ALGUNS PROBLEMAS ESTRUTURAIS LIGADOS AO PROJETO DE MÁQUINAS
PARA PESQUISA EM FUSÃO TERMONUCLEAR CONTROLADA

Dissertação apresentada à Escola Politécnica
da Universidade de São Paulo para obtenção
do título de Mestre em Engenharia

Área de Concentração:
Engenharia de Estruturas

Orientador:
Victor Manoel de Souza Lima

São Paulo
1992

PARA TINA

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Victor Manoel de Sousa Lima, pela orientação sábia e pela compreensão de que fui depositário durante a longa confecção desta dissertação. Aos Profs. Ivan Cunha Nascimento e Ricardo Magnus Osório Galvão, por todo o apoio e toda a confiança dados a meu trabalho.

Ao Departamento de Estruturas e Fundações da Escola Politécnica, que criou condições para minha participação no projeto TBR-E e para o desenvolvimento desta dissertação.

Ao Departamento de Física Experimental do Instituto de Física, pelo modo caloroso com que fui acolhido em sua estrutura.

À PROMON Engenharia, em especial a Diogo Domingues, por subsidiar minhas atividades acadêmicas durante o tempo em que fiz parte de seus quadros.

A todo o grupo de projeto do TBR-E, que contribuiu para esta dissertação de muito mais maneiras do que se poderia aqui discriminar. Quero agradecer especialmente a Francisco Tadeu Degasperi, André Gustave Tuszal, Wanderley Pires de Sá, Juan Iraburu Elizondo, Li Yi-fu, Flavius Rossi Bignardi e Nelson Cunha Nascimento, pelo companheirismo e pela participação no desenvolvimento de partes do conteúdo desta dissertação.

SUMÁRIO

| | |
|---|-----|
| Introdução | 1 |
| 1 A fusão como fonte de energia | 5 |
| 1.1 Demanda mundial e fontes de energia | 5 |
| 1.2 Fissão e fusão | 8 |
| 1.3 Fusão termonuclear | 9 |
| 1.4 O reator a fusão D-T | 9 |
| 1.5 Fusão por confinamento magnético | 11 |
| 1.6 Estado da pesquisa em fusão por confinamento magnético | 14 |
| 1.7 Aspectos ambientais, de segurança e econômicos | 16 |
| 1.8 Programas de fusão no mundo | 18 |
| 1.9 Breve descrição do Projeto TBR-E | 21 |
| 2 Considerações sobre o problema estrutural dos tokamaks | 34 |
| 2.1 Topologia dos circuitos magnéticos dos tokamaks | 36 |
| 2.2 Bobinas convencionais e supercondutoras | 38 |
| 2.3 Principais carregamentos e estruturas de suporte de um tokamak | 40 |
| 3 O Projeto da estrutura do TBR-E | 64 |
| 3.1 Sistemas magnéticos | 64 |
| 3.2 Sistema estrutural | 67 |
| 3.3 Seqüência de montagem | 72 |
| 4 Determinação da geometria e análise das bobinas de campo toroidal | 85 |
| 4.1 Geometria das BCT | 85 |
| 4.2 Carregamentos | 90 |
| 4.3 Modelos das BCT | 93 |
| 5 Esforços nas barras da treliça anti-torque | 117 |

| | | |
|-----|--|-----|
| 6 | Cisalhamento no isolamento da coluna central das BCT | 121 |
| 6.1 | Temperatura nos condutores e isolamento da CC | 121 |
| 6.2 | Estimativa das tensões de cisalhamento | 124 |
| 7 | Análise das bobinas de campo poloidal | 135 |
| 7.1 | Geometria e propriedades dos materiais e das seções transversais das BCP | 135 |
| 7.2 | Carregamentos | 136 |
| 7.3 | Análise de tensões | 137 |
| 8 | Análise da câmara de vácuo | 152 |
| 8.1 | Descrição da CV | 152 |
| 8.2 | Carregamentos | 154 |
| 8.3 | Análises estruturais | 155 |
| 8.4 | Considerações Finais | 160 |
| 9 | Conclusão | 168 |
| | Referências bibliográficas | 171 |

INTRODUÇÃO

Esta dissertação formaliza as experiências do autor com o projeto estrutural de máquinas para a pesquisa em fusão termonuclear controlada, no âmbito do Projeto do tokamak TBR-E, um empreendimento conjunto do Instituto de Física da USP (IFUSP), do Laboratório de Plasmas do Instituto de Pesquisas Espaciais (INPE) e do Instituto de Física da Universidade de Campinas (UNICAMP) [1], que se originou da fusão de dois projetos anteriores: o TBR-II (iniciativa do IFUSP, [2]) e o Proto-Eta (iniciativa do INPE [3]).

As solicitações mecânicas a que um tokamak está sujeito são extremamente severas. Para gerar e confinar o plasma, este tipo de máquina dispõe de sistemas de bobinas elétricas, produzindo campos magnéticos de altíssima intensidade. A interação entre os campos magnéticos produzidos pelas bobinas e pelo plasma e as correntes elétricas que fluem nas bobinas provoca o surgimento de forças eletromagnéticas para as quais o tokamak deve ser dimensionado. As estruturas que permitem resistir a essas solicitações extremas são um dos pontos críticos no projeto deste tipo de máquina.

Do ponto de vista da Engenharia de Estruturas, o tema da dissertação é inédito no Brasil. Dessa maneira, para evidenciar sua relevância, pareceu necessária a inclusão de um capítulo de caráter geral, no qual se ressaltassem a importância da fusão como possível fonte de energia limpa — capaz de suprir as necessidades energéticas mundiais a longo prazo — e o papel fundamental dos tokamaks dentro do panorama de pesquisas sobre a fusão.

A urgência para o desenvolvimento de fontes de energia abundantes e de pequeno impacto ambiental é inquestionável. A fusão tem o potencial para se tornar uma destas fontes, mas seu desenvolvimento até o estágio comercial exigirá ainda o concurso de várias gerações de pesquisadores, em um trabalho eminentemente multidisciplinar.

No futuro, essas disciplinas deverão ser sistematizadas em uma *engenharia da fusão*, assim como já aconteceu com a energia nuclear, que agrupou os conhecimentos que concorrem para a construção de reatores a fissão. É claro que, no caso dos reatores a fusão, as relações entre os conhecimentos concorrentes para seu projeto ainda são muito difusas. Está-se falando de instalações a serem implantadas somente em meados do próximo século.

Embora exista no Brasil uma comunidade de física de plasmas há mais de duas décadas, a experiência do país em engenharia e construção de máquinas para a fusão resume-se a instalações pequenas, para as quais os problemas estruturais e mecânicos não são relevantes. Tal não é o caso, porém, das máquinas maiores. Com efeito, as forças eletromagnéticas crescem com o quadrado da potência das máquinas e, já para máquinas de médio porte, pode-se afirmar que são "fundamentalmente estruturas, devido aos enormes carregamentos de origem eletromagnética, que surgem tanto em condições de operação normal como em condições de falha" [4]. Por esta razão, a maior parte dos custos e das dificuldades construtivas das máquinas para a pesquisa em fusão resulta ser ligada à sua estrutura mecânica [4,5].

O tokamak TBR-E é a primeira máquina de pesquisas de médio porte a ser desenvolvida no Brasil. Embora seu tamanho corresponda ao das máquinas projetadas uma década atrás nos países mais avançados, o TBR-E deve suscitar grande interesse por parte da comunidade de pesquisas em fusão controlada, pois possibilitará o estudo de condições de operação do plasma muito pouco exploradas, a nível mundial. As mesmas condições de operação que tornam o TBR-E uma máquina atrativa introduzem, por outro lado, grandes dificuldades para o desenvolvimento de seu projeto mecânico. A conclusão do Projeto Básico de Engenharia do TBR-E, em novembro de 1991, e o sucesso de sua apresentação à comunidade científica internacional em dezembro de 1991 [6], representaram sem dúvida um feito notável para a pesquisa nacional.

O primeiro e o segundo capítulos desta dissertação consistem, respectivamente, em uma descrição geral do problema da fusão como fonte de energia e em considerações sobre o

problema estrutural, geral, dos tokamaks. Para a redação destes capítulos, procedeu-se à leitura de parte da literatura mais recente, incluindo livros sobre a tecnologia da fusão termonuclear controlada e dos tokamaks, relatórios das instituições internacionais ligadas à pesquisa e trabalhos apresentados em congressos específicos.

Tratando-se de um estudo sobre o estado e as perspectivas da fusão, o primeiro capítulo não tem preocupação de originalidade ou de enquadramento na Engenharia de Estruturas, mas procura definir brevemente o contexto geral desta dissertação, ainda pouco explorado no âmbito brasileiro.

Nos demais capítulos do texto, nos quais se trata do Projeto TBR-E, o material apresentado deriva das atividades cotidianas do projeto, voltadas para a definição do arranjo e geometria da máquina e o desenvolvimento das análises estruturais requeridas. Para levar a cabo estas tarefas, foi necessário entender em profundidade o funcionamento mecânico dos tokamaks, o que se conseguiu por meio da troca de informações com projetistas experientes e da leitura de uma literatura extensa. Os textos mais relevantes são os artigos e os relatórios sobre os projetos das máquinas semelhantes já desenvolvidas no mundo. Essas informações formaram a base de conceitos, exposta no segundo capítulo, que permitiu definir o arranjo geral da máquina, levando em conta as características peculiares do projeto. Pari-passo com este trabalho de arranjo, foram desenvolvidos modelos estruturais analíticos ou numéricos, de complexidade variável, visando verificar as soluções de projeto adotadas.

É característica dos projetos de engenharia que os estudos sejam restritos à complexidade mínima necessária para corroborar ou definir as soluções de projeto. Muitas vezes os resultados de uma análise —por mais interessante que seja o problema— são inconclusivos, ou a alternativa analisada é preterida por outra, ou então escolhas são baseadas apenas em considerações qualitativas, protelando-se o dimensionamento. O texto desta dissertação não elide estes eventos. Ao contrário, procura ser o testemunho de um trabalho bastante extenso, ao longo do qual muitas idéias foram inspecionadas e

descartadas, mas que no final levou a uma máquina de desenho agradável e dotada de uma série de inovações construtivas, que causou impressão muito favorável junto à comunidade científica internacional.

Como um projeto do gênero do TBR-E requer o concurso de muitas disciplinas especializadas, os resultados a serem apresentados nesta dissertação não podem ser considerados como a criação solitária do autor. Ao contrário, trata-se do produto de um trabalho multidisciplinar, fruto do afincado Grupo de Projeto do TBR-E, do qual o autor teve a honra de participar.

1 A FUSÃO COMO FONTE DE ENERGIA

1.1 Demanda mundial e fontes de energia

Mais que requerimento para a prosperidade econômica das sociedades, a energia constitui uma questão crucial para a humanidade [7]. Um estrangulamento no fornecimento de energia, ou o uso predatório dos recursos naturais do planeta, pode levar nossa civilização industrial a um colapso, do qual ela pode nunca mais se recuperar, em um mundo cujos recursos materiais e energéticos facilmente exploráveis estiverem quase esgotados [8].

Na escala de tempo da história da humanidade, o consumo mundial de energia foi sempre pequeno, se comparado com as últimas décadas. Por volta de 600 a.C, havia cerca de 10 milhões de pessoas na terra. Este número cresceu exponencialmente, chegando a 5 bilhões, hoje (Fig. 1.1). Esta população consome anualmente o equivalente a quase $8 \cdot 10^9$ toneladas de petróleo, e de forma desigual: os países da Comunidade Européia, por exemplo, com cerca de 6% da população mundial, respondem por 14% do consumo mundial de energia [9], enquanto que o consumo per capita americano chega a 7 vezes a média mundial [7]. Projeta-se a estabilização da população mundial em cerca de 12 bilhões de pessoas, por volta do ano 2075. Um limite inferior para essa estimativa é 10 bilhões [7,8].

Para estimar os requerimentos de energia no próximo século, é conveniente que se considerem múltiplos das necessidades individuais. Sabe-se que o adulto médio requer aproximadamente 2 Kcal de alimento por dia, ou 100 W de potência contínua, para manter a vida. Muito mais energia é necessária, porém, para manter ou melhorar o padrão de vida da população mundial (nos Estados Unidos, o consumo per capita atual é cerca de 100 vezes o de subsistência). Tomando por base um consumo per capita médio de 30 vezes o consumo de subsistência, requer-se uma economia global de 30 TW antes do ano 2100.

Está implícita nessa estimativa a esperança de que tanto as nações desenvolvidas como as subdesenvolvidas aproximem-se de uma certa paridade no uso da energia. Os países industriais maduros devem começar a reduzir a intensidade da demanda de suas economias, mediante maior eficiência no consumo e conservação da energia e mudanças nos processos de produção de bens e serviços. Nos EUA, prevê-se que o consumo per capita mostre, por volta do ano 2000, uma redução de 33% em relação à década de 60.

Como pode o mundo atender às necessidades de uma economia de 30 TW (ou 3000 W per capita)?

Os combustíveis fósseis devem permanecer como a principal fonte de energia até o ano 2000 e algo além [5], mas é provável que não mais consigam prover a maior parte da energia necessária para o século XXI – principalmente se o dano ambiental causado por fatores como a concentração de dióxido de carbono na atmosfera limitar o seu uso.

As curvas da produção anual de carvão, petróleo e gás natural mostram uma notável semelhança (Fig. 1.2a). A produção anual começa linearmente e, após uma fase de poucos anos (no caso do petróleo) ou séculos (caso do carvão), entra numa fase de crescimento exponencial. O crescimento exponencial deve saturar, e a produção, declinar. A área sob a curva representa a quantidade total do recurso. A Fig. 1.2b ilustra a forma geral da curva de produção. Entre 2025 e 2050, 80% do petróleo do mundo terá sido consumido [5]. A melhoria das técnicas de extração pode estender o ciclo algo além, mas por volta de 2100 o petróleo não mais será uma grande fonte de energia primária (Fig. 1.2c).

Estimativas semelhantes podem ser feitas para o carvão. A produção deve ter um pico entre 2100 e 2200; 80% do carvão mundial terá sido consumido num período de duzentos anos a partir do ano 2000. Há dificuldades para a mineração e a queima do carvão de uma forma aceitável para o meio ambiente. A produção de energia a partir do carvão tem baixa eficiência, e o manuseio do minério, das cinzas e das emissões gasosas é um sério problema. A Academia Nacional de Ciência americana concluiu em um estudo recente [7] que "os danos potenciais associados às mudanças climáticas provocadas pelo CO₂ são

graves o suficiente para que se renuncie às opções energéticas baseadas em combustíveis fósseis". Ainda segundo [7], "pesquisadores estimam que a temperatura média da Terra possa subir entre 1,5°C a 4,5°C até a metade do próximo século se a produção dos gases que provocam o efeito estufa continuar a crescer à presente taxa. Isto faria a atmosfera mais quente do que em qualquer período dos últimos 100 mil anos".

A energia nuclear deve sustentar cerca da metade do crescimento da demanda de energia elétrica até o ano 2000 e ser a fonte mais barata de eletricidade para o próximo século, sem que as reservas de urânio ou a capacidade mundial para o seu enriquecimento ponham qualquer restrição ao crescimento dessa forma de energia. Existem presentemente cerca de quatrocentas usinas nucleares em todo o mundo. A França atende a 71% de sua demanda energética usando os 37.5 GW de capacidade nuclear nela instalados [7].

Ainda segundo [7], estimativas do Departamento de Energia do governo americano mostram que haverá um excesso de 100 GW na demanda americana, em relação ao suprimento disponível, por volta do ano 2000, e este *gap* crescerá para 200 GW ou mais até 2005. Novas usinas nucleares, se iniciadas hoje, não estarão concluídas antes do ano 2000, considerando-se o tempo médio de duração dos projetos. Isto explica, em parte, a grande preocupação americana com a situação mundial do petróleo.

Existem três alternativas principais para atender à demanda de uma economia mundial de 30 TW, em conformidade com as recomendações de se evitar a exploração dos combustíveis fósseis: a energia solar, a fissão com reatores rápidos e a fusão.

A energia solar, se captada com eficiência de 20% numa área de 0,2% de superfície da Terra (grosso modo a fração coberta por desertos), poderia prover energia equivalente a 76 bilhões de barris de petróleo por ano, algo menos que 10 TW de potência contínua. Desenvolvida até este estágio, a energia solar poderia suprir um terço das necessidades de uma economia de 30 TW. A fissão, com os reatores regenerativos, tem um potencial de aproximadamente 85 vezes o potencial do inventário inicial de petróleo na Terra. A fusão tem um potencial energético 10 milhões de vezes maior que o da fissão, podendo constituir,

a longo prazo, uma fonte de energia de impacto bastante moderado sobre o meio ambiente, de segurança intrínseca, empregando combustíveis praticamente inexauríveis e facilmente acessíveis [9].

1.2 Fissão e fusão

Há dois tipos de processos nucleares que podem levar a reações exotérmicas autosustentáveis em escala macroscópica. Um destes processos é a fissão, quando um núcleo muito pesado é dividido por um neutron em fragmentos velozes, radioativos, e emitindo ainda outros neutrons. O segundo processo é a fusão, quando dois núcleos leves combinam-se para formar um núcleo veloz, mais pesado. Fissão e fusão liberam, sob forma de energia cinética das partículas finais, milhões de vezes mais energia por reação que os processos químicos.

O papel da fusão na natureza dificilmente pode ser exagerado: é a fusão a fonte da energia do sol e das outras estrelas. É, portanto, a fonte primária de todas as formas de energia fósseis e renováveis disponíveis em nosso planeta. Além disso, sendo a fusão o processo que gerou os elementos químicos pesados, a partir dos elementos leves originais, ela pode ser considerada como um ancestral remoto da fissão. Ao contrário, o papel da energia de fissão na natureza é negligenciável.

Aqui na Terra, porém, é muito mais difícil criar as condições para as reações de fusão que de fissão. Enquanto os reatores comerciais a fissão já se encontram em funcionamento há décadas, os atuais experimentos com a fusão ainda despendem potências substancialmente maiores que aquelas liberadas nas reações. Os primeiros sistemas de produção de energia por fusão, conforme concebidos atualmente, devem liberar potências de pelo menos 1 gigawatt, de modo que, ao contrário do que ocorreu com a fissão, seu desenvolvimento requer enormes instalações experimentais. Sistemas de fusão mais compactos poderão talvez ser desenvolvidos num futuro mais remoto.

1.3 Fusão termonuclear [10 — 14]

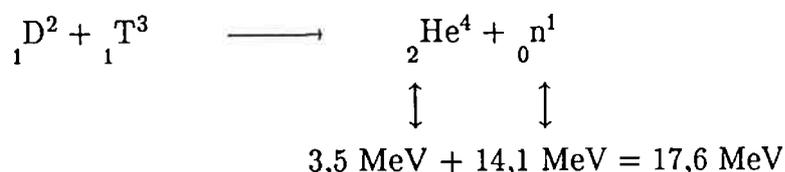
Devido ao fato de os núcleos atômicos terem carga positiva e assim repelirem-se mutuamente, eles estão em geral demasiadamente afastados para que ocorra um número significativo de reações de fusão. Porém, se a matéria for elevada a altas temperaturas, seus átomos e moléculas acabam dissociados em elétrons e núcleos (diz-se então que a matéria está em *estado de plasma*). Quanto maior a temperatura do plasma, tanto mais altas serão as velocidades relativas entre os núcleos, até que estas sejam suficientes para vencer as forças internucleares de repulsão (Fig. 1.3), quando finalmente ocorrem as reações de fusão termonuclear.

A temperatura necessária para manter as reações termonucleares no centro de estrelas como o sol é de cerca de 10 milhões de graus Celcius. Na Terra, a produção de quantidades líquidas de energia por meio de reações de fusão vai requerer temperaturas cerca de dez vezes mais altas que a do núcleo do sol. Estas temperaturas são difíceis de alcançar e mais difíceis ainda de sustentar.

1.4 O reator a fusão D-T

O combustível de maior interesse para a fusão é uma mistura em iguais proporções de deutério e trítio (dois dos três isótopos do hidrogênio), uma vez que esta mistura exige, para se obter ganho de energia, a menor temperatura T e o menor produto $n\tau$ possíveis (n é o número de núcleos por metro cúbico de combustível e τ é o tempo de confinamento da energia do plasma). A temperatura requerida para uma reação D-T auto-sustentada é cerca de 10 keV (ou cerca de 100 milhões de graus Celsius). O valor $n\tau$ é cerca de $3 \cdot 10^{20} \text{m}^{-3}\text{s}$. Enquanto o deutério é abundante em nosso planeta, o trítio, sendo instável, com uma meia vida de aproximadamente 12 anos, deve ser produzido.

A reação entre o deutério e o trítio produz um núcleo de hélio (ou partícula alfa) e um neutron, de acordo com a expressão



onde as energias indicadas referem-se à energia cinética dos produtos da reação, associada a um déficit, no balanço de massa da reação, de 0,01875 vezes a massa de um próton.

Enquanto o nêutron deixa imediatamente o plasma, a partícula alfa pode ser aproveitada para aquecê-lo. A reação de fusão D-T será auto-sustentável, isto é, o plasma atingirá a ignição, quando a energia transportada pelas partículas alfa (20% da energia liberada) permanecer no plasma por um tempo suficiente para que sua temperatura se mantenha no patamar requerido. Estes 20% de energia finalmente atingirão, sob forma de radiação e partículas energéticas, os componentes materiais do reator voltados para o plasma, ou *primeira parede*.

Os nêutrons transportam 80% da energia liberada para além da primeira parede, até o *manto* que a envolve. Refrigerantes circulando dentro do manto e dos componentes da primeira parede transferem o calor gerado para fora da área do reator, onde vão produzir vapor e gerar eletricidade, à maneira do que é feito nos reatores a fissão (Fig. 4).

O manto serve ainda para outro propósito essencial, qual seja, produzir o trítio necessário para "alimentar" (*breeding*) o reator a fusão, a partir do instante em que a quantidade inicial de trítio (produzida externamente) tiver sido consumida. Esta função é desempenhada pelo lítio contido no manto, que pode ser dividido em trítio e hélio pelo bombardeamento dos nêutrons provenientes do plasma. O lítio é um elemento químico abundante na Terra. Os combustíveis primários de um reator a fusão D-T são, portanto, deutério e lítio.

1.5 Fusão por confinamento magnético

Há duas abordagens basicamente diferentes para a fusão termonuclear: a fusão por confinamento magnético e a fusão por confinamento inercial. A fusão por confinamento magnético em configurações toroidais é a linha de pesquisa que apresenta maiores possibilidades de ser empregada nos reatores a fusão do futuro próximo. Ela é única considerada nesta dissertação.

O confinamento magnético baseia-se no fato de os campos magnéticos poderem limitar o transporte das partículas carregadas de um plasma (prótons e elétrons) na direção perpendicular às linhas de força. Ainda por meio da ação dos campos magnéticos, correntes elétricas macroscópicas podem ser mantidas no interior do plasma. Nos sistemas de confinamento toroidal, o plasma é livre para fluir em superfícies toroidais fechadas, coaxiais, mas é impedido de fluir através delas. Tanto o vetor campo magnético como o vetor densidade de corrente do plasma são paralelos a estas superfícies, onde a pressão do plasma é constante.

Além de uma determinada temperatura para entrar em ignição, o plasma deve ter uma pressão suficientemente alta, mas ainda assim muito mais baixa que a pressão do campo magnético, cuja intensidade, na região da estrutura de suporte dos condutores não pode exceder 16 T, por razões de engenharia. Resultam densidades de plasma 10^{-7} vezes menores que a densidade dos sólidos. O tempo de confinamento τ deve ser grande, tipicamente alguns segundos, para obter-se a ignição (na escala de tempo do movimento das partículas ao longo dos campos magnéticos de confinamento, 1 segundo é um tempo muito longo!). Para que τ seja suficientemente grande, toróides de plasma de grande volume são necessários para um reator — cerca de 1000 m^3 .

1.5.1 Tokamaks

A palavra "tokamak" é um acrônimo da expressão russa *toroidalnaya kamera magnitnaya*, ou "câmara magnética toroidal". Este tipo de configuração foi inventado na União Soviética, no final dos anos 50. No início dos anos 70, os tokamaks haviam se tornado a principal linha de pesquisas no campo da fusão por confinamento magnético.

Em um tokamak (Fig. 1.5), o gás de hidrogênio (ou seus isótopos) é injetado no interior de uma câmara toroidal, onde preliminarmente se obteve um alto vácuo. O campo magnético toroidal, gerado por correntes elétricas circulando em um grupo de bobinas (BCT), localizadas em torno da câmara de vácuo (CV), é então estabelecido. Uma variação de corrente fluindo nas bobinas de campo poloidal (BCP) provoca uma variação no fluxo magnético concatenado com a região da CV, induzindo assim um campo elétrico toroidal, que ioniza o gás dentro da CV —o gás passa para o estado de plasma— e provoca o surgimento de uma corrente elétrica no plasma, I_p . Os campos magnéticos associados a I_p , junto com os campos produzidos pelas diversas bobinas, mantêm confinado o plasma produzido. As BCP externas controlam a posição e a forma da seção transversal do plasma (a configuração de plasma considerada ótima é a seção em D). Para garantir a estabilidade MHD do plasma, o campo magnético toroidal de um tokamak é a componente mais intensa do campo eletromagnético.

A corrente do plasma pode também ser produzida e mantida em condições estáveis através da injeção, no plasma, de ondas eletromagnéticas ou feixes de nêutrons (geração não-indutiva de corrente). Além de proporcionar parte da configuração dos campos magnéticos de confinamento, a corrente gerada no plasma serve também para aquecê-lo e, embora a carga térmica na primeira parede da máquina seja limitada pelos campos magnéticos de confinamento, placas limitadoras especiais devem ser usadas para proporcionar um contato adequado entre plasma e parede.

A borda do plasma pode ser definida por "limitadores" materiais ou, numa configuração com "divertores", pela "separatriz magnética" — o contorno entre as superfícies magnéticas fechadas e as abertas. As linhas do campo magnético na região entre a separatriz e a parede podem então ser defletidas do vaso principal para uma câmara "divertora" onde incidem sobre placas que recolhem as partículas e o calor por elas transportado. Os principais componentes de um tokamak podem ser vistos na Fig. 1.6, que mostra uma vista em corte do JET, o maior tokamak em operação no mundo.

A magnitude dos campos magnéticos e correntes elétricas requeridas pelo sistema eletromagnético leva ao surgimento de forças muito grandes atuando nos componentes de um tokamak, que devem ser projetados adequadamente. A definição do esquema estrutural geral das máquinas de fusão por confinamento magnético e a aplicação dos conceitos para o caso específico do tokamak TBR-E constituem o objetivo dos trabalhos descritos nesta dissertação.

1.5.2 Configurações magnéticas alternativas

Há essencialmente duas configurações de confinamento magnético do tipo toroidal alternativas aos tokamaks: os *stellarators* (Fig. 1.7) e os *reversed field pinch* (RFP; Fig. 1.8), cada uma apresentando vantagens e desvantagens específicas em relação à linha principal de pesquisa. Com a configuração stellarator, um reator a fusão poderia trabalhar em regime estacionário. Por outro lado, o aquecimento do plasma até a ignição deveria ser feito por meios não-indutivos. Além disso, a geometria dessas máquinas (cujas bobinas são vistas na Fig. 1.7) é muito mais complexa que a dos tokamaks. Quanto aos RFP, a principal vantagem reside na possibilidade de se atingir a ignição do plasma exclusivamente com indução de corrente, enquanto que os tokamaks exigem o emprego de meios adicionais para o aquecimento do plasma. Em contrapartida, um reator tipo RFP seria necessariamente pulsado.

As máquinas tipo espelho, por outro lado, são as únicas que diferem notadamente da topologia dos tokamaks. Além de envolverem uma configuração magnética linear (um solenóide), mais atrativa do ponto de vista construtivo, as máquina tipo espelho poderiam operar em condições estacionárias, com pressões de plasma muito grandes. Infelizmente, mesmo que o aumento do campo magnético perto das extremidade do solenóide reflita uma fração das partículas para o centro do solenóide (efeito de "espelho magnético"), tais configurações magnéticas não conseguem confinar o plasma de modo suficiente para um reator a fusão. A situação pode ser melhorada adicionando-se à cada extremidade da "garrafa magnética" outra câmara espelho (configuração *tandem mirror*). Câmaras de extremidade altamente sofisticadas podem ser concebidas para manter uma população de partículas eletricamente carregadas, gerando um campo elétrico com forma adequada para evitar que o conteúdo energético do plasma termônuclear na câmara central escape. Muitos dos programas de fusão no mundo, porém, abandonaram as pesquisas no campo das configurações magnéticas abertas.

1.6 Estado da pesquisa em fusão por confinamento magnético

Conforme [10], as principais questões tecnológicas a serem enfrentadas para se chegar ao reator a fusão são: a produção de plasmas em condições relevantes para os reatores, implicando a habilidade de controlar pulsos operacionais cada vez mais longos; a ignição e o controle da queima por longos períodos; a demonstração do equilíbrio do plasma em condições estacionárias; a demonstração das funções do manto; a estimativa da vida útil dos componentes; o desenvolvimento de materiais adequados; e, finalmente, a produção econômica de eletricidade.

O processo para demonstrar a factibilidade (ou viabilidade) dos reatores a fusão pode ser dividido em três estágios: (1) demonstração da factibilidade científica, (2) demonstração da factibilidade tecnológica e (3) demonstração da factibilidade comercial.

Um relatório recente do Departamento de Energia dos Estados Unidos [15] afirma que "há razões persuasivas para que os EUA se dediquem ao desenvolvimento de um programa de fusão (...) que possa atingir o objetivo de pelo menos um Reator de Potência Demonstrativo por volta de 2025 e pelo menos uma Usina Comercial de Potência por volta de 2040". Estas datas podem ser tomadas como referências fundamentadas para a consecução dos ambiciosos objetivos da fusão controlada.

Por enquanto, a pesquisa lida principalmente com a factibilidade científica, que será essencialmente comprovada quando, num reator experimental, forem atingidos tanto a ignição como o controle de um plasma queimando deutério e trítio durante pulsos longos, em *condições de plasma relevantes para um reator de potência*. É usual referir-se a máquinas com este conceito como "reator tipo *Next Step*" (NS). Os reatores NS estão em fase de projeto conceitual. Apenas após a operação satisfatória de um destes reatores é que planos precisos poderão ser traçados para o desenvolvimento de um reator protótipo (o reator "DEMO"), visando a demonstração da factibilidade tecnológica da fusão.

A principal figura de mérito usada para estabelecer a proximidade da ignição é a razão entre a potência liberada pelas reações de fusão D-T e a potência liberada pelo plasma. Em temperaturas relevantes para a ignição, em um plasma puro D-T, esta razão é proporcional ao triplo produto $n\tau T$. A proximidade da ignição pode ser visualizada num diagrama $n\tau T$ versus T (Fig. 1.10). O menor valor de $n\tau T$ para atingir a ignição é $5 \cdot 10^{21} \text{m}^{-3} \cdot \text{s} \cdot \text{keV}$, a temperaturas da ordem de 15 keV. Outra figura de mérito também usada é Q , definida como a razão entre a potência das reações de fusão e a potência externa requerida para aquecer e manter a temperatura do plasma. Curvas de Q constante também são mostradas na Fig. 1.12, assim como o desempenho já atingido em tokamaks (valores simultâneos de n , τ e T) e a taxa de progresso bastante constante em direção ao objetivo da ignição. O produto $n\tau T$ cresceu duas ordens de grandeza entre 1978 e 1990. Nos melhores casos, menos que um fator de 10 separa da ignição, e está-se muito próximo do break-even. Além disso, em muitas experiências, T excedeu os requisitos por um fator de

dois ou mais (experiências atingiram temperaturas de plasma de 200 a 300 milhões de °C).

Progressos contínuos têm sido alcançados na direção do regime tokamak necessário para um reator. Tanto o TFTR, dos EUA, como o JET, da CE, distam menos que um fator de dois das condições de operação prospectadas para o "break-even" — o ponto em que a potência produzida pelas reações D-T iguala-se à potência externa despendida para criar e aquecer o plasma [10]. Até 1990, o melhor resultado do JET foi a produção de cerca de 50 kW de potência de reações de fusão para um pulso de um segundo, contra 18 MW de energia despendida para aquecer o plasma. Se uma mistura de D-T tivesse sido usada no lugar de D puro, a potência produzida pelas reações de fusão teria excedido 10 MW. Assim, o JET dista da ignição por menos que um fator de dez [15]. No TFTR, já se produziu 50 kJ de energia, em pulsos com 50 kW de potência de reações de fusão D-D. Operando com D-T, o TFTR vai produzir o "break-even" com pulsos de 10–30 MW de potência, gerando 10–30 MJ de energia por pulso [15].

1.7 Aspectos ambientais, de segurança e econômicos da fusão

Entre as principais motivações para se desenvolver a energia da fusão estão suas vantagens potenciais em termos ambientais, de segurança e de armazenamento de rejeitos. Combinados com um fornecimento praticamente ilimitado de combustível, estes aspectos parecem suficientes para tornar a fusão competitiva com as principais fontes de energia, a longo prazo [15].

Os combustíveis primários para os reatores D-T (o deutério e o lítio) são abundantes na natureza e, em termos práticos, a fusão D-T é uma fonte inesgotável de energia, capaz de suprir a totalidade da demanda global [10]. De fato, o deutério é abundante na água e o lítio está distribuído amplamente pela crosta terrestre e pelos

oceanos, com depósitos com alta concentração em todo o mundo. A fusão vai consumir quantidades muito pequenas destes combustíveis, 0,5—5 toneladas por GW·a, dependendo da eficiência no uso do lítio natural (os recursos estimados de lítio disponível na Terra podem manter os reatores D—T por muitas centenas de anos). A perturbação ambiental provocada pela extração do lítio dos mares e do deutério da água em geral é pequena. A provisão dos outros materiais específicos para os reatores a fusão parece não impor dificuldades especiais nem impacto ambiental relevante.

Os combustíveis primários e o produto direto da fusão —o gás inerte hélio— não são nem tóxicos nem radioativos; não provocam poluição atmosférica nem contribuem para acentuar o efeito estufa. Os reatores a fusão não conterão urânio, plutônio ou seus produtos de fissão. Acidentes de criticalidade são impossíveis. Não obstante, os reatores a fusão implicarão em alguma radioatividade, devida ao combustível intermediário (trítio) e à irradiação dos materiais da estrutura do reator pelos nêutrons produzidos nas reações a fusão. O trítio emite nêutrons de baixa energia e é biologicamente ativo quando absorvido pelo corpo [16]. Por outro lado, cerca de 80% da energia de um reator D—T será na forma de nêutrons com 14,1 MeV. Além dos problemas estruturais provocados por estes nêutrons de alta energia, a ativação dos materiais estruturais, dos fluidos de processos e da atmosfera da sala do reator são problemas do ponto de vista da segurança. O nível de ativação dos materiais estruturais tem forte dependência (ordens de grandeza) de seu tipo. Mas, mesmo para os materiais metálicos (com níveis de decaimento muito menores que carbono ou cerâmica), a ativação será consideravelmente menor que no caso de um reator a fissão.

Segundo [15], o volume de lixo produzido por uma usina a fusão com 1,2 GW de potência será pelo menos um milhão de vezes menor que o produzido por um reator de fissão com o mesmo tamanho. Os reatores a fusão terão, um ano após sua desativação, aproximadamente um milionésimo da radioatividade dos reatores a fissão e cerca de um décimo—milionésimo após cem anos. No caso de acidentes severos em usinas de fusão, a dose plausível de exposição in—situ deverá ser 2 a 3 ordem de magnitude menor que no caso

de acidentes com usinas de fissão.

A exposição ocupacional a altos campos magnéticos é um aspecto particular dos reatores a fusão baseados no confinamento magnético. Segundo [17], em uma jornada de 8 horas diárias, a exposição a campos eletromagnéticos constantes deveria ser limitada a 100 G (compare-se com o campo magnético da Terra, cerca de 0,5 G). Isto pode ser obtido simplesmente com precauções administrativas.

É difícil estimar o custo de um sistema que só estará disponível para uso geral dentro de várias décadas [10]. O que parece claro é que o custo da eletricidade produzida por fusão vai ser dominado pelos custos de capital da usina, uma vez que o consumo de combustível do reatores a fusão vai ser muito pequeno. Por exemplo, a quantidade de combustível consumida para gerar 1 GWh de eletricidade numa usina de fusão é cerca de 35 gramas de lítio convertido em trítio e 10 gramas de deutério, contra 240 toneladas de petróleo ou 360 toneladas de carvão. De maior significância é a necessidade de substituir a primeira parede e o manto a intervalos regulares, que deve aumentar em muito o custo de operação da usina.

Estimativas recentes indicam que a fusão será economicamente competitiva, principalmente se forem considerados os custos ligados à segurança ao meio ambiente e ao manuseio dos rejeitos radioativos [9,15]. A Fig. 1.11 mostra uma comparação entre os custos da energia produzida por fusão, fissão e uma gama de fontes renováveis de energia [18].

1.8 Programas de fusão no mundo

As pesquisas sobre a fusão termonuclear controlada foram tornadas públicas no final dos anos 50. A Conferência sobre o Uso Pacífico da Energia Nuclear, organizada pela IAEA em Genebra em 1958, pode ser tomada como marco. A partir daí, vários conceitos de máquinas foram pesquisados, até que, no final dos anos 60, o interesse pela configuração

tipo tokamak cresceu a nível mundial.

A crise do petróleo de 1973 reforçou a colaboração internacional. Em 1978, a Comunidade Européia (CE), o Japão, a URSS e os EUA iniciaram a concepção de um grande tokamak tipo Next Step, o INTOR. Em 1985, o encontro Reagan—Gorbachev conferiu momentum para a cooperação internacional e levou às "Atividades de Projeto Conceitual" (APC) do *International Thermonuclear Experimental Reactor* (ITER). Este consórcio tem por objetivo confirmar plenamente a factibilidade científica da fusão e estabelecer a factibilidade tecnológica de muitos aspectos dos reatores. A máquina é concebida para ignição controlada e pulsos longos de queima de plasmas D—T, e para executar testes em componentes necessários para um reator a fusão de potência. O núcleo das instalações do ITER será uma máquina tokamak (Fig. 1.12). Seus principais parâmetros são dados na Tab. 1.1.

As APC do ITER foram concluídas no final de 1990. Atualmente, estão para ser iniciadas as "Atividades de Projeto de Engenharia", com duração entre cinco e seis anos. O custo estimado para o ITER é de 4,9 bilhões de dólares (janeiro de 1989).

Tab. 1.1 — Parâmetros principais do ITER

| | |
|--|--------|
| Raio maior do plasma, R | 6,00 m |
| Semi—largura do plasma no equador, a | 2,15 m |
| Elongação | 1.98 |
| Campo toroidal no eixo , B_0 | 4.85 T |
| Máxima corrente nominal de plasma, I_p | 22 MA |
| Potência nominal de fusão, P_f | 100 MW |

Os programas de fusão dos quatro parceiros do ITER destacam—se a nível mundial. O tokamak é o ponto focal dos quatro programas, todos eles objetivando chegar, em tempo hábil, à construção de reatores protótipos, tendo em vista ainda sua produção

industrial e sua comercialização. Os objetivos imediatos dos quatro grandes programas de fusão do mundo são desenvolver as bases de dados científica e tecnológica necessárias para construir e operar um tokamak NS que atinja a queima auto-sustentada de um plasma D-T em pulsos longos, e testar as tecnologias com possível emprego no reator DEMO. Países como a Austrália, o Canadá, a China, a Índia e o Brasil têm programas menores, ligados ao panorama mundial através de acordos bi ou multilaterais.

As atividades da CE estão focalizadas no projeto de uma máquina tipo Next Step, o NET (*Next European Torus*) [9]. A Fig. 1.13 mostra o arranjo geral do NET. O uso do JET (*Joint European Torus*), o maior tokamak em operação no mundo (Fig. 1.6), com plasmas de deutério deve estar terminado por volta de 1994. A fase final da vida do JET, com plasma de D-T, deve ocorrer por volta de 1995.

No Japão, a maior máquina em operação é o tokamak JT-60U, que objetiva atingir o "break-even" do plasma e explorar características relevantes para o reator a fusão. Pulsos de longa duração (mais de uma hora) já foram obtidos em um tokamak com bobinas supercondutoras. Estudos conceituais para um reator tipo NS são desenvolvidos no âmbito do projeto FER (*Fusion Experimental Reactor*) [19].

Na URSS, o projeto de um reator tipo NS é desenvolvido principalmente em conjunto com o ITER [20]. O projeto da máquina NS doméstica (OTR) encontra-se defasado em relação aos outros grandes projetos mundiais, em função da crise sócio-econômica da URSS. O tokamak T-15 é o maior em operação, dispondo de bobinas supercondutoras.

Nos EUA, há dois projetos de máquinas tipo NS: o TIBER, um tokamak grande, e o CIT, que procura atingir a queima do plasma na menor máquina possível [21,22]. Os principais tokamaks em operação nos EUA são o TFTR, de Princeton, e o DIII-D, da General Atomics.

No Brasil, a pesquisa em física de plasmas iniciou nos anos 50, na USP [23]. Os anos 70 marcaram o surgimento dos grupos de pesquisa da USP, UNICAMP, UFRGS, ITA e

INPE. A Escola de Verão sobre Física de Plasmas, realizada em 1978 na UFF, foi um marco importante [24]. Em 1980, o tokamak TBR-1 começou a operar na USP [25]. É uma máquina pequena, empregada para o desenvolvimento de diagnósticos, pesquisa de instabilidades magneto-hidrodinâmicas do plasma e interação plasma-parede. Iniciativas interinstitucionais para a produção de um tokamak maior e a criação de um Laboratório Nacional de Plasmas (1981-CNEN; 1986/87, Ministério de Ciência e Tecnologia) redundaram em algumas reuniões e na erosão das verbas alocadas, por efeito da inflação [23].

O consórcio estabelecido em 1991 entre a USP, a UNICAMP e o INPE para a construção do Tokamak Brasileiro Esférico, ou TBR-E, visa inserir o Brasil na pesquisa de ponta em física de plasmas, através da construção de uma máquina com características muito pouco exploradas (associadas principalmente à baixa razão de aspecto dos plasmas a serem gerados). Esta dissertação descreve as análises estruturais desenvolvidas no decorrer deste projeto.

1.9 Breve descrição do Projeto TBR-E

O Projeto TBR-E consiste da proposta conjunta do IFUSP, da UNICAMP e do INPE para a construção e operação de um tokamak de baixa razão de aspecto, que deve ser instalado no campus da Universidade de São Paulo e operado pelas três instituições [1]. A sigla TBR-E abrevia o nome *Tokamak Brasileiro Esférico*. A palavra esférico é usada para designar plasmas de baixa razão de aspecto, uma vez que o contorno externo do toróide de plasma pode, neste caso, ser circunscrito por uma superfície esférica (Fig. 1.14).

Os objetivos principais do Projeto TBR-E são a investigação do conceito de tokamak esférico em condições relevantes para a pesquisa em fusão termonuclear e a caracterização do equilíbrio, da estabilidade e da qualidade do confinamento do plasma em função da sua razão de aspecto. Para tanto, o projeto do TBR-E permite uma variação

contínua da razão de aspecto entre 1,5 e 2,0, com alongação de plasma e campo toroidal constantes. Além disso, o TBR-E deverá permitir o desenvolvimento de novas técnicas de diagnóstico e a exploração de novos regimes de confinamento e geração de corrente de plasma.

Com a evolução dos projetos conceituais dos reatores a fusão, a redução do volume do núcleo termonuclear (câmara do plasma, primeira parede, manto, blindagem radiológica, bobinas e estruturas de suporte) emergiu como um requisito prioritário. Uma rota atrativa na direção deste objetivo foi aberta por Y.-K. Martin Peng, com o conceito de tokamak esférico [30], que permite alcançar altos β na primeira região de estabilidade dos plasmas em um toróide de baixa razão de aspecto, com alta corrente de plasma, alongação natural moderada e intenso paramagnetismo associado ao campo toroidal. Os primeiros experimentos mostraram que configurações do tipo tokamak podem ser obtidas com razões de aspecto tão baixas quanto 1,2. No entanto, até o presente, nenhum experimento foi tentado em condições equivalentes aquelas esperadas nos reatores a fusão ou mesmo aquelas obtidas nos grandes tokamaks atualmente em operação.

O TBR-E tem como objetivo explorar o regime de operação dos tokamaks de baixa razão de aspecto e tirar proveito das suas características para desenvolver um experimento relativamente barato, mas fisicamente relevante. Os resultados obtidos no TBR-E, em particular as leis de escala do confinamento, permitirão estender a base de dados dos tokamaks para as baixas razões de aspecto, em condições fisicamente equivalentes às aquelas obtidas em tokamaks grandes.

Uma elevação do TBR-E é mostrada na Fig. 1.15. A máquina pode ser circunscrita por um cilindro de 3,3 m de altura e 2,5 m de diâmetro. O raio maior da coluna de plasma pode variar entre 0,39 e 0,50 m. A largura de seção transversal do plasma é aproximadamente 0,25 m e a máxima alongação é 1,7. O campo magnético toroidal, medido em $R=0,50$ m, vale 0,63 T. Finalmente, a máxima corrente de plasma esperada é 240 kA, com uma duração de cerca de 80 ms.

Estimativas detalhadas do custo do TBR-E ainda não haviam sido concluídas em dezembro de 1991. Estudos preliminares indicam, entretanto, um custo entre 5 e 6 milhões de dólares, incluindo os sistemas de potência, mas sem considerar os sistemas de diagnóstico. Estima-se que seja necessário um ano para o desenvolvimento do projeto detalhado de engenharia e mais três anos para a construção e a montagem da máquina.

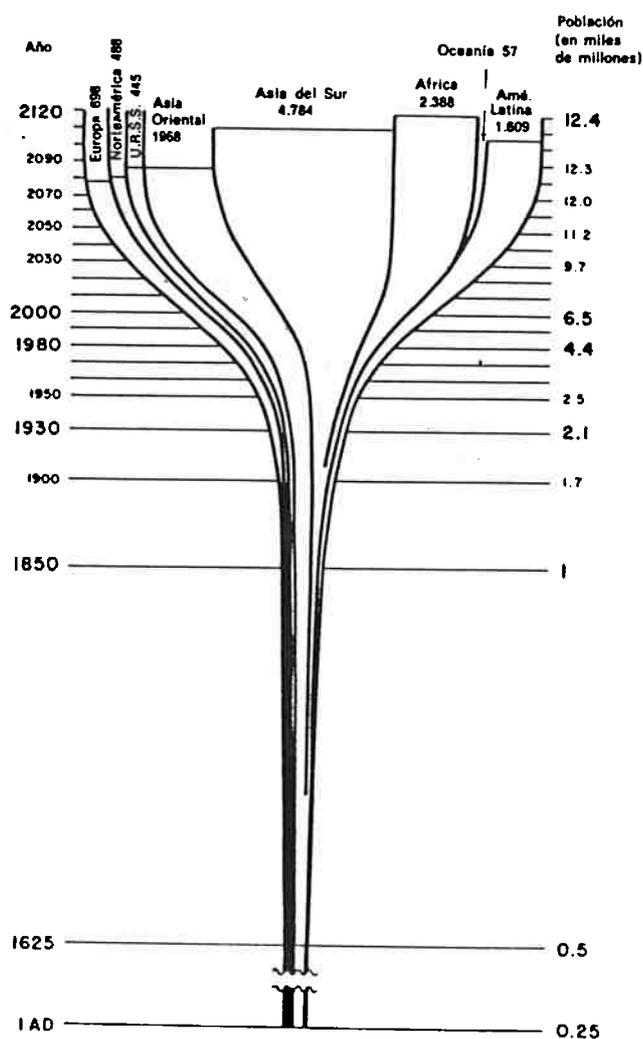
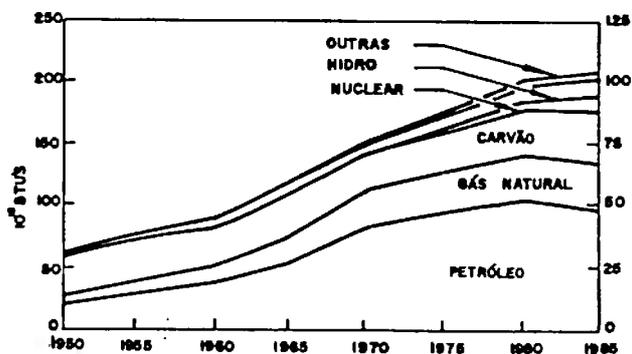
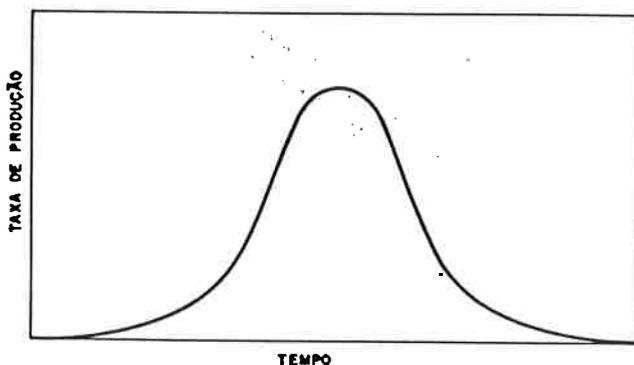


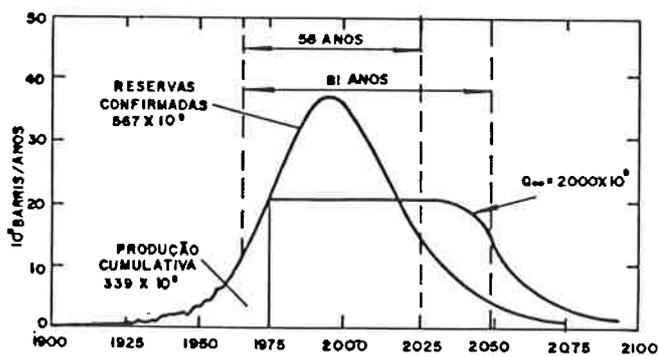
Fig. 1.1 População no passado e projeção de crescimento por regiões do mundo. Os números à direita indicam a população total no passado e aquela projetada. As linhas horizontais e os números acima delas indicam o ano em que a população de cada região deve estacionar. Extraída de [8].



a) uso global da energia, 1950–1985

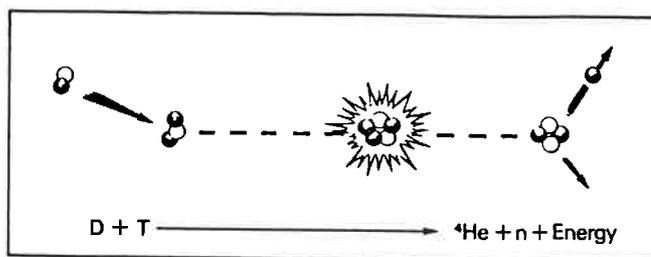


b) Taxa de produção x tempo para uma fonte esgotável

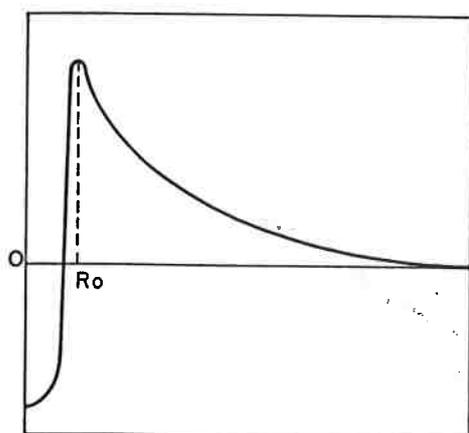


c) Projecção para o ciclo completo do petróleo

Fig. 1.2 Demanda mundial registrada para as fontes de energia primária e projeções para o consumo do petróleo, conforme [7].



a) Fusão nuclear



b) Potencial de interação entre dois núcleos

Fig.1.3 Fusão termonuclear. Quando dois núcleos colidem com velocidade suficiente (a), podem aproximar-se o suficiente para vencer o potencial de repulsão eletrostática entre eles (b), e a reação de fusão ocorre.

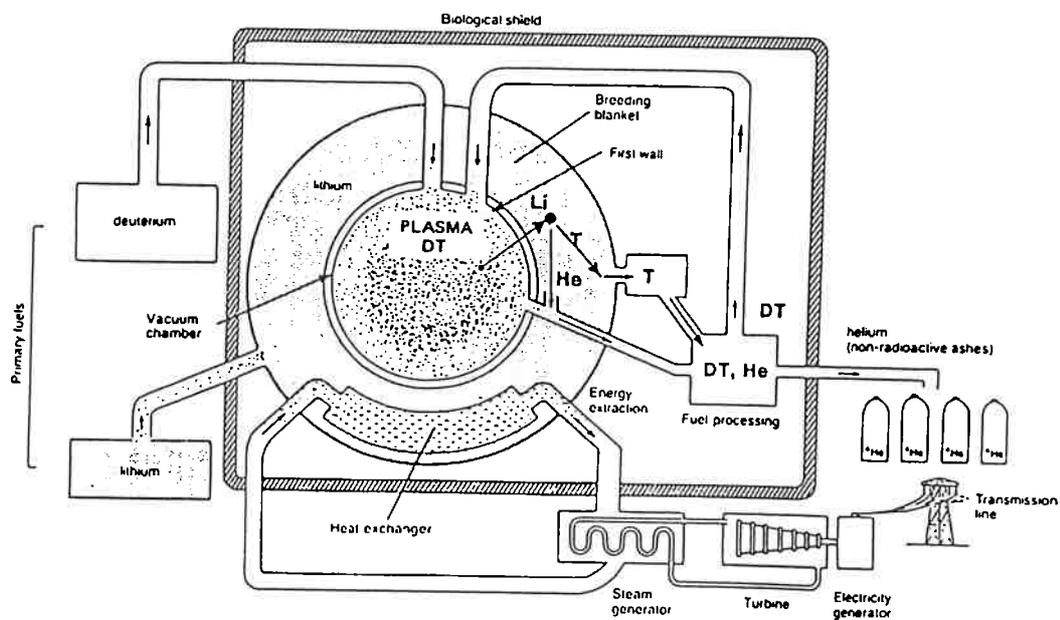


Fig. 1.4 Esquema de funcionamento de um reator a fusão [10].

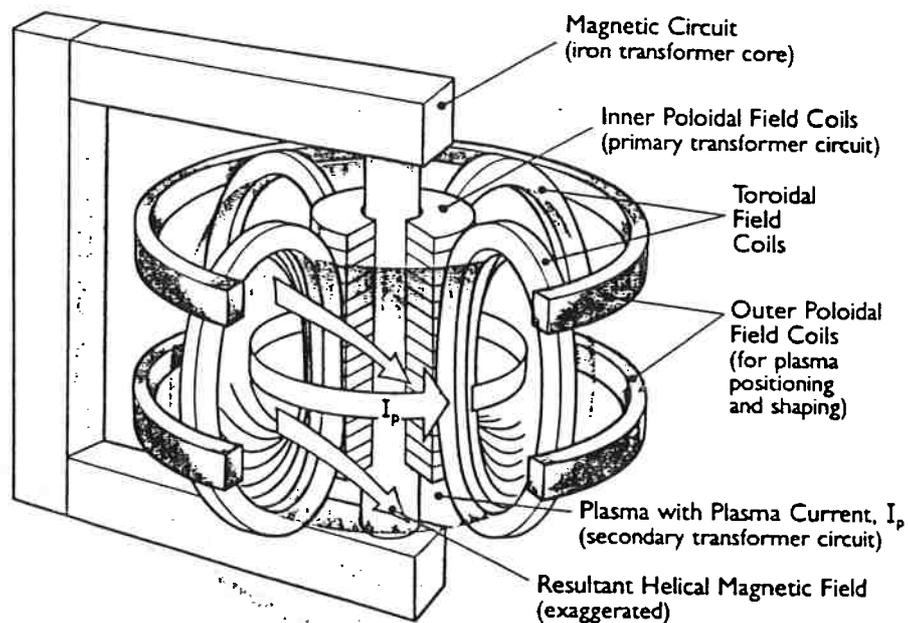


Fig. 1.5 Esquema de funcionamento de um tokamak (extraído de [26]).

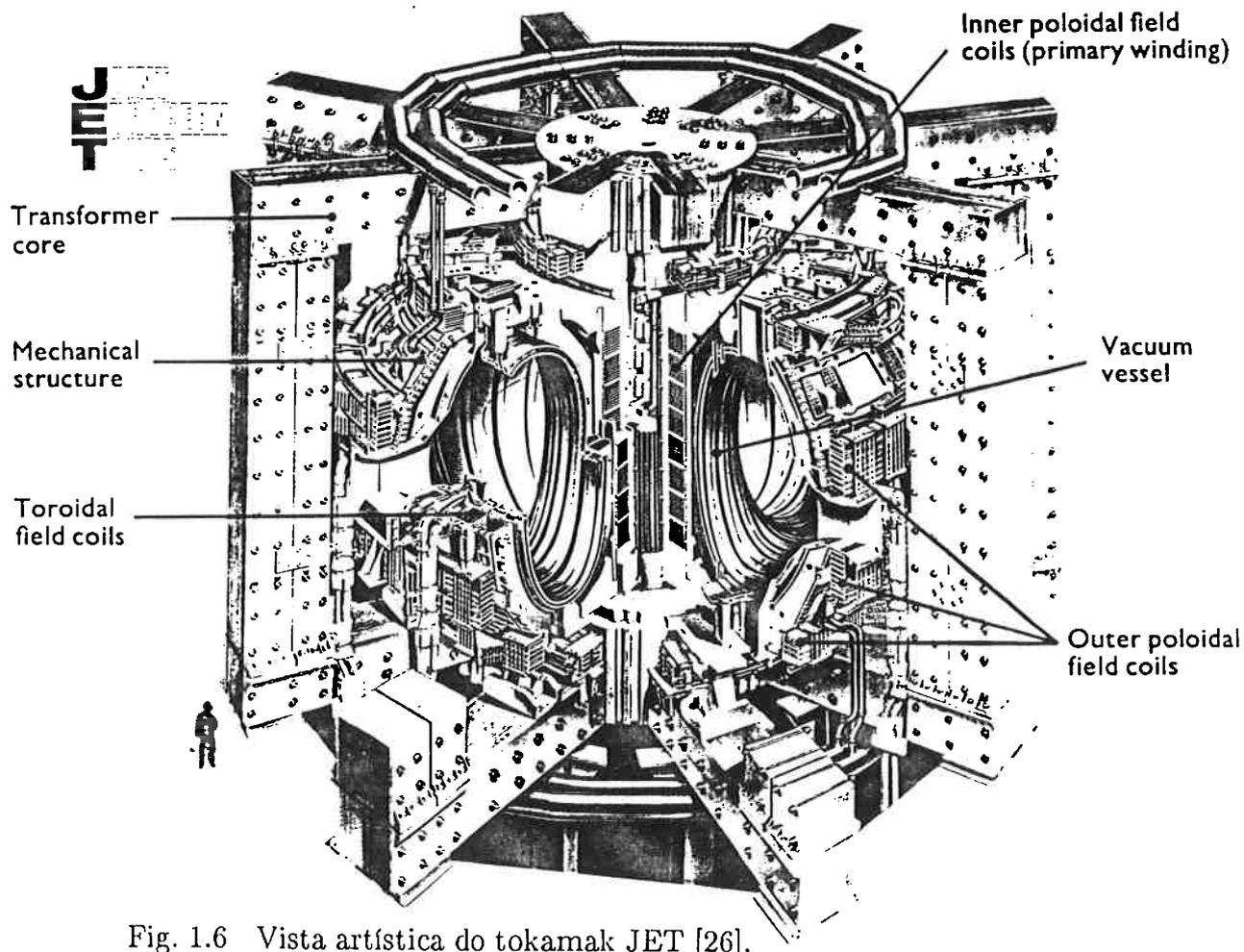


Fig. 1.6 Vista artística do tokamak JET [26].

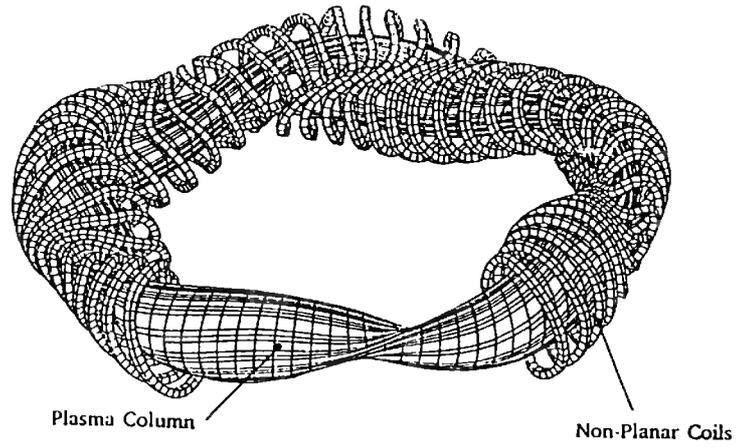


Fig. 1.7 Topologia de um stellarator [10]

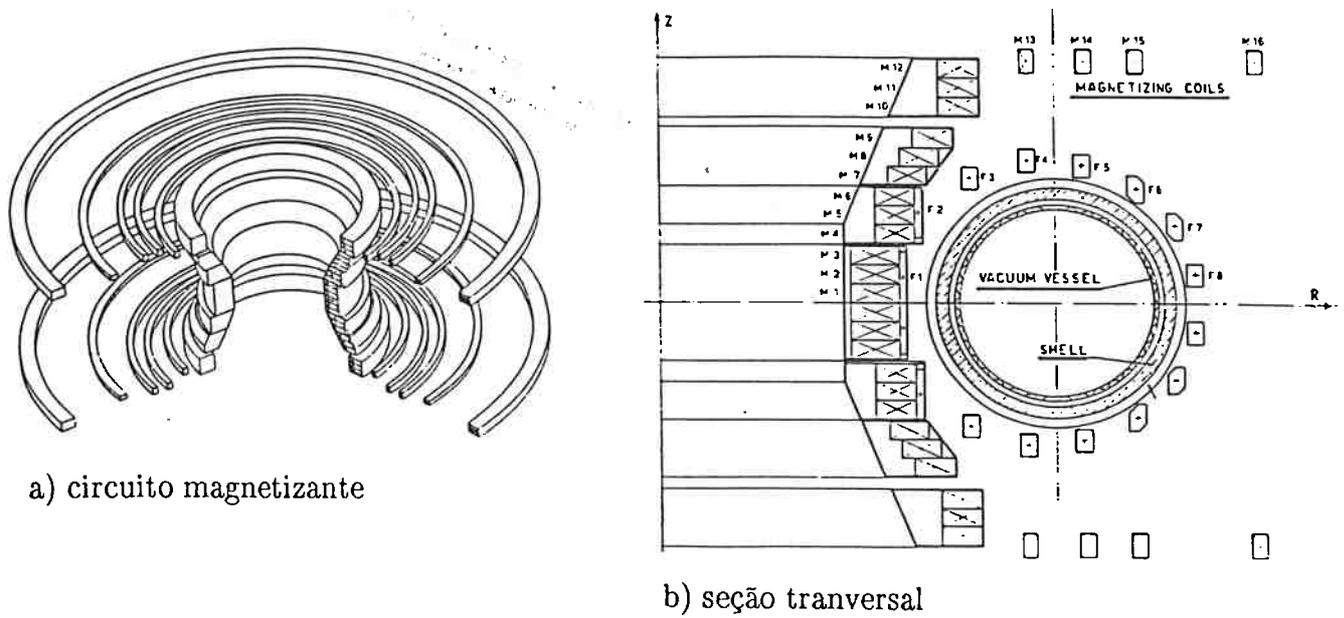


Fig. 1.8 Topologia de um RFP (Projeto RFX [27])

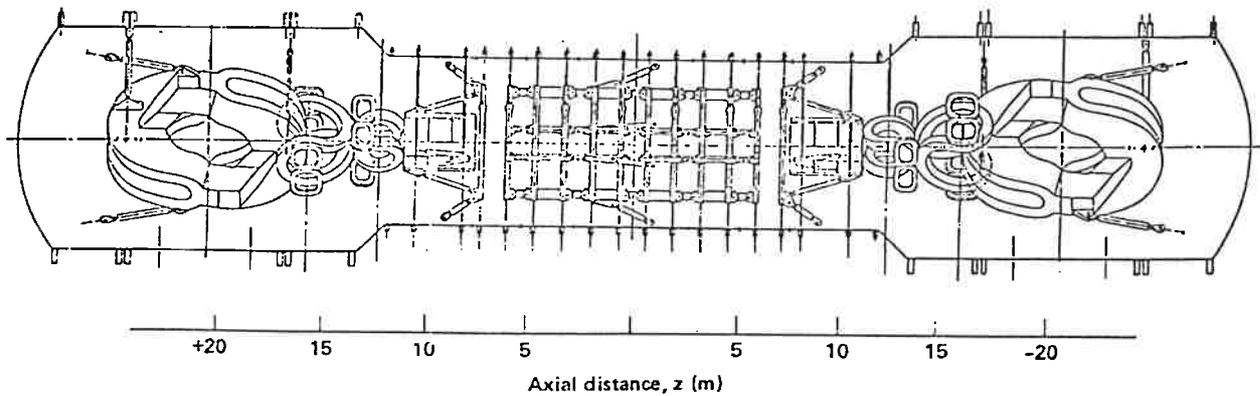


Fig. 1.9 Topologia de uma máquina tipo espelho (GAMMA-10, Japão)

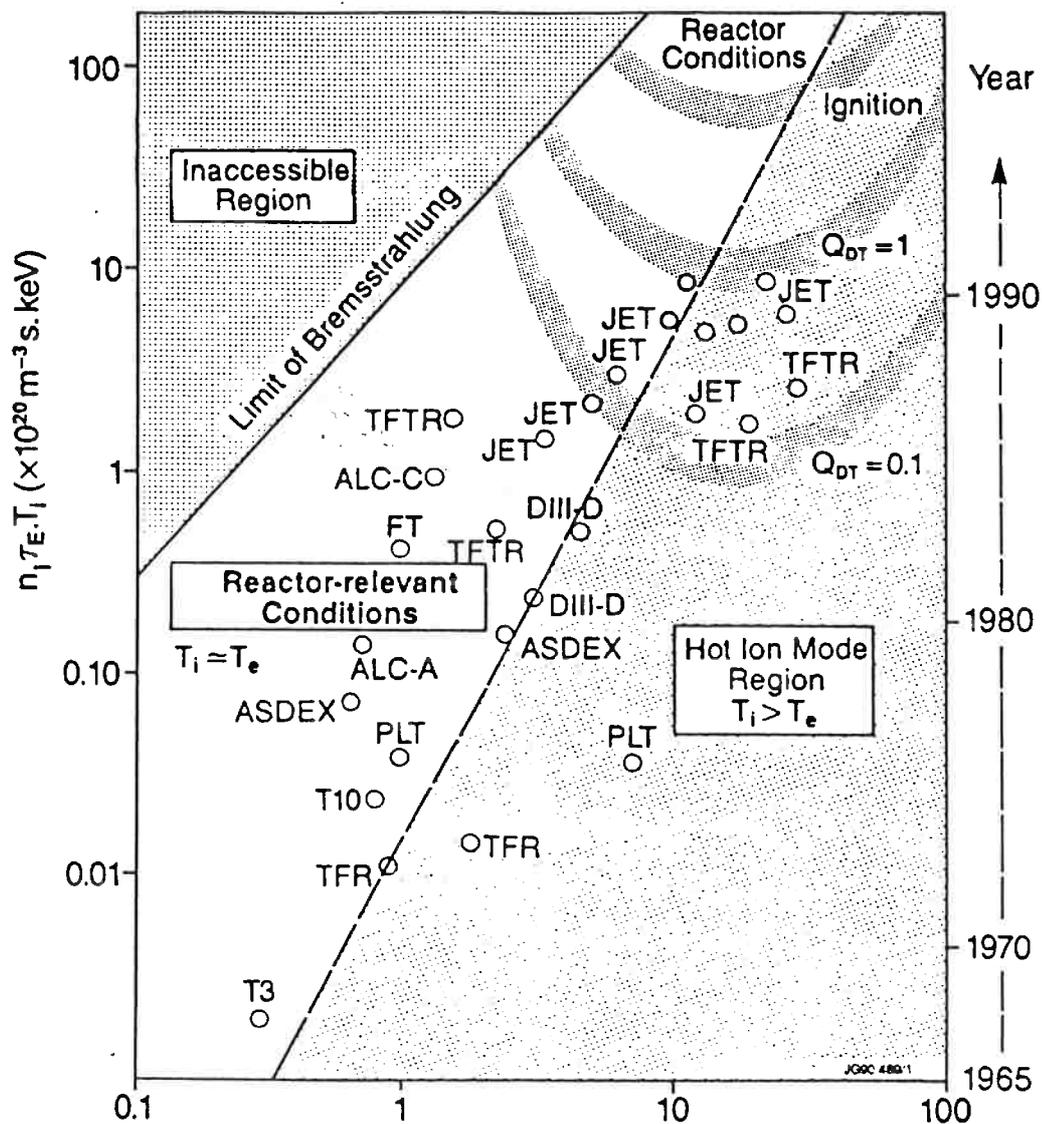


Fig. 1.10 Produto $n\tau T$ para diversos tokamaks [28]. Pode-se visualizar a aproximação progressiva do break even ($Q_{DT} = 1$) e da ignição.

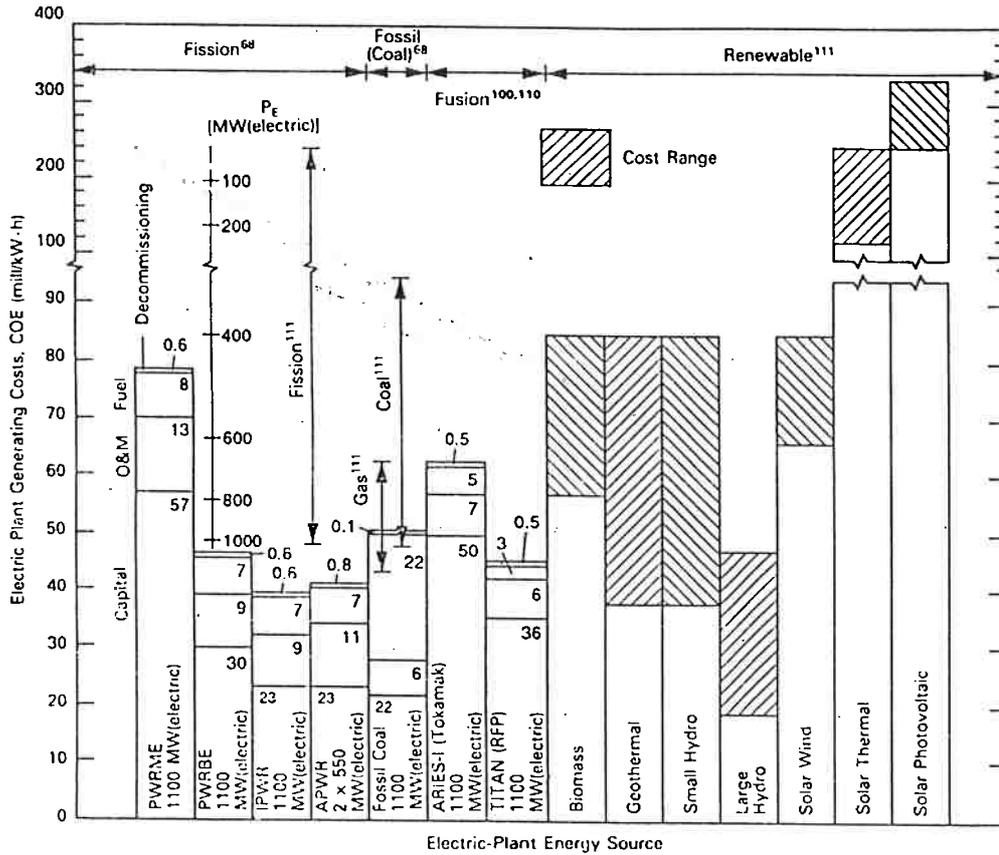
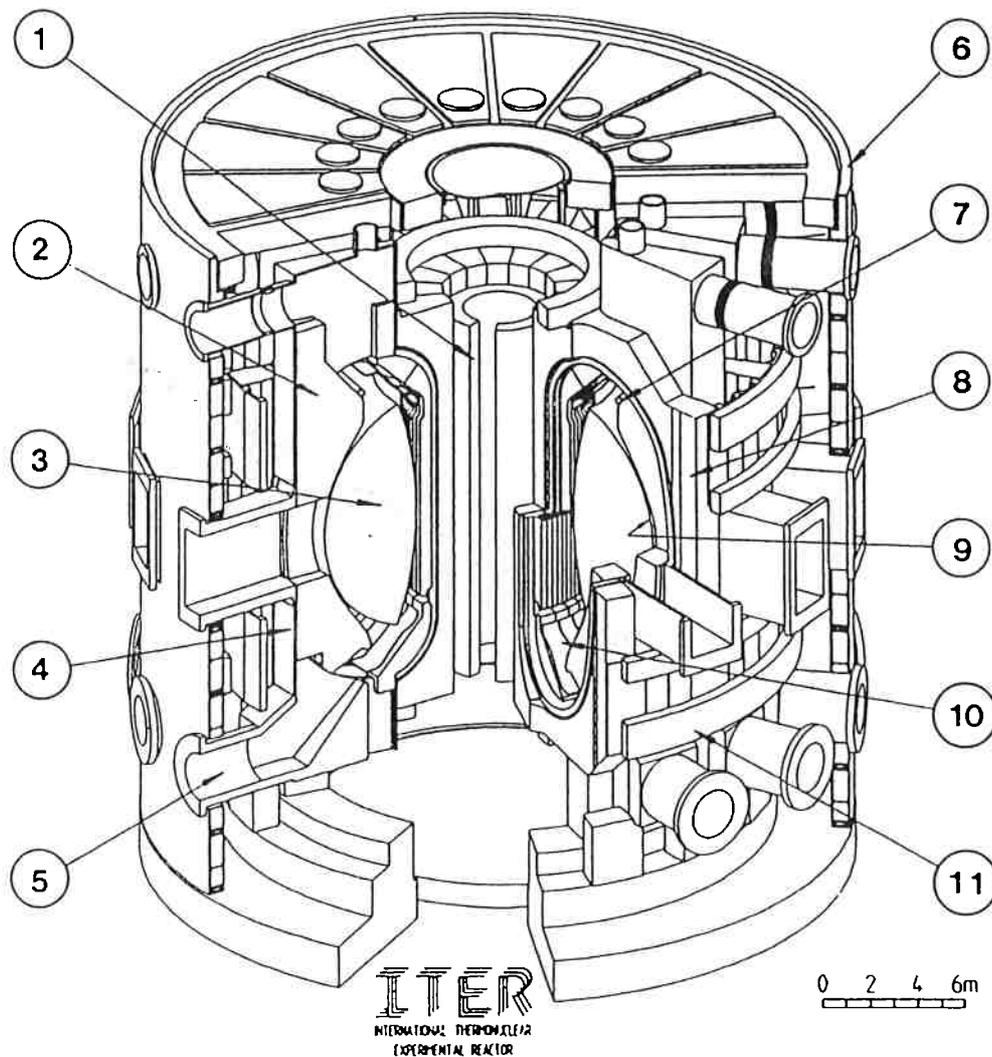
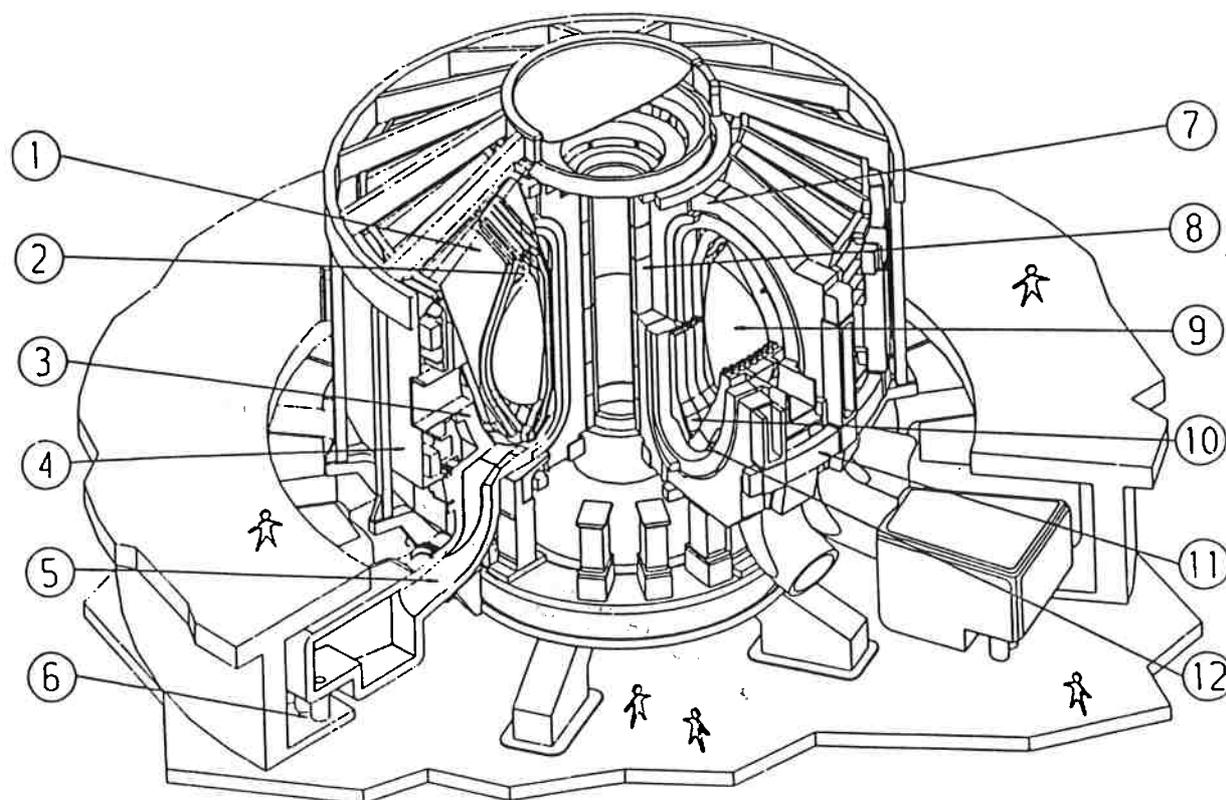


Fig. 1.11 Comparação dos custos da energia (em US\$ de 1988), para a fissão, a fusão, o carvão e várias fontes renováveis de energia [18].



- | | |
|-------------------------------|--------------------------------|
| 1 – Solenóide Central | 7 – Bobinas de controle |
| 2 – Blindagem/Manto | 8 – Bobinas de Campo Toroidal |
| 3 – Plasma | 9 – Primeira Parede |
| 4 – Câmara de vácuo/blindagem | 10 – Placas do divertor |
| 5 – Exaustão do plasma | 11 – Bobinas de Campo Poloidal |
| 6 – Câmara criostática | |

Fig. 1.12 Arranjo geral do ITER [10]



- | | |
|------------------------|---|
| 1 – Manto | 7 – Bobinas de Campo Toroidal |
| 2 – Primeira parede | 8 – Bobinas de Campo Poloidal internas |
| 3 – Blindagem | 9 – Plasma |
| 4 – Câmara criostática | 10 – Placas do divertor |
| 5 – Exaustão do plasma | 11 – Bobinas de Campo Poloidal externas |
| 6 – Bomba de vácuo | 12 – Bobinas divertoras |

Fig. 1.13 Arranjo geral do NET [29]

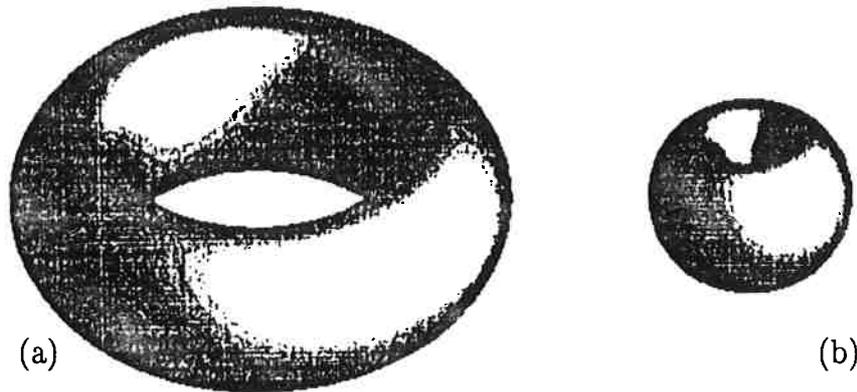


Fig. 1.14 Distinção entre a configuração tokamak convencional (a) e a configuração tokamak esférica (b).

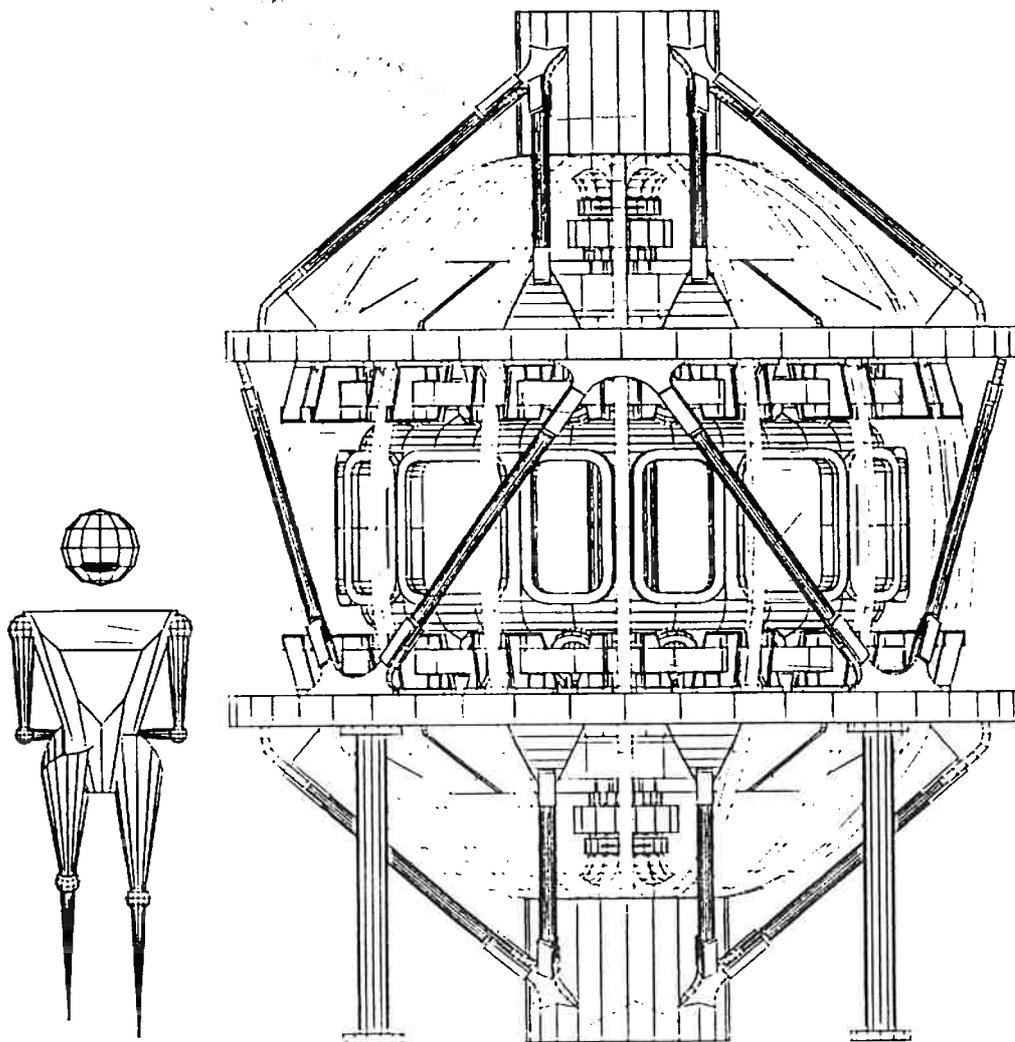


Fig. 1.15 TBR-E — Tokamak Brasileiro Esférico . Vista Frontal.

2 CONSIDERAÇÕES SOBRE O PROBLEMA ESTRUTURAL DOS TOKAMAKS

Conforme discutido no primeiro capítulo, o tokamak é o principal tipo de máquina de confinamento magnético, devendo ser a base para as máquinas tipo *Next Step*, cuja construção deve iniciar ainda esta década. O desempenho destas máquinas e, mais ainda, aquele dos futuros reatores a fusão, está ligado ao seu tamanho, à intensidade dos campos magnéticos empregados e à intensidade do fluxo de energia proveniente do plasma. Comparados com os componentes dos reatores a fissão, os componentes de um reator a fusão apresentam problemas pouco usuais, em termos de requisitos estruturais, ambientais, condições muito severas de carregamentos, variedade de materiais e de comportamentos [31].

Do ponto de vista da engenharia de estruturas, os componentes de um tokamak podem ser divididos em dois grupos:

- (a) *os componentes funcionais*, essenciais ao conceito de tokamak, e
- (b) *a estrutura de suporte*, cuja função é manter a disposição espacial dos componentes funcionais do reator e garantir a segurança e a funcionabilidade da máquina em todas as condições de operação.

A separação entre estes grupos não é nítida, uma vez que os componentes funcionais devem, pelo menos, resistir aos carregamentos aplicados localizadamente sobre eles, e muitas vezes cumprem funções estruturais bastante abrangentes. Segundo [4], os magnetos empregados nas máquinas para a fusão são, fundamentalmente, estruturas sujeitas à enormes forças de origem eletromagnética, que aparecem tanto em condições de operação normal como de falha.

Os componentes funcionais incluem:

- um conjunto de bobinas elétricas, com a função de gerar os campos magnéticos de confinamento e equilíbrio do plasma em uma configuração toroidal e induzir a corrente de plasma, por ação de transformação;

- os sistemas de aquecimento adicional do plasma, como as estruturas de lançamento de ondas eletromagnéticas ou os canhões de partículas neutras;

- a câmara de vácuo e a blindagem radiológica;

- os componentes internos ao vaso, incluindo a primeira parede (isto é, a primeira camada material faceando o plasma) e — no caso dos reatores a fusão propriamente ditos — o divertor (um sistema de controle de impurezas que recebe o fluxo de partículas defletidas ao longo da separatriz das linhas de campo magnético) e o manto (sistema que proporciona a blindagem das bobinas contra a irradiação por neutrons, coleta a potência gerada pelas reações de fusão sob forma de calor e gera o trítio usado como combustível).

Os componentes internos ao vaso definem a cavidade que aloja o plasma. Um nome sugestivo para esta cavidade, no caso dos reatores, é "fornalha" termonuclear.

A estrutura de suporte dos tokamaks deve ser projetada para resistir a um padrão complexo de carregamentos mecânicos e térmicos, por um grande número de pulsos (da ordem de 10^5). Os componentes estruturais devem ser feitos com materiais não-magnéticos (por exemplo, aço austenítico), para não interferir na distribuição dos campos magnéticos. Os materiais devem ter ainda boas características de ductilidade e resistência à fadiga. Isolamentos devem ser providos para minimizar a formação de laços parasitas de corrente elétrica, principalmente na direção toroidal.

Embora o padrão de carregamentos ao qual uma máquina tipo tokamak fica sujeita já esteja bem definido e descrito em um grande número de trabalhos, sua determinação envolve, para cada projeto específico, cálculos numéricos sofisticados das correntes elétricas, dos campos magnéticos e da distribuição de temperaturas. Seguem análises

estruturais tanto mais extensas quanto maiores forem o tamanho, a complexidade e a responsabilidade da máquina, e conseqüentemente maior a necessidade de análise para definir ou corroborar as escolhas de projeto.

Os critérios de análise válidos para os reatores a fusão ainda estão em fase de definição. Uma prática freqüente na análise das máquinas de pesquisa é o emprego dos critérios estabelecidos para os reatores a fissão, como o Código ASME [32]. Em máquinas pequenas, estes critérios são usados de forma simplificada. Em máquinas maiores, a verificação da segurança dos componentes inclui o estudo de todos os modos de falha preconizados pelos códigos nucleares, levando em conta porém as peculiaridades do ambiente das máquinas para fusão e dos materiais nelas empregados. Por exemplo, o uso dos *Code Cases* do Código ASME que tratam de estruturas sujeitas a carregamentos de alta intensidade e trabalhando a altas temperaturas (para as quais considera-se a ruptura por *creep*) deve, no caso dos reatores a fusão, incorporar ainda o inchamento dos materiais (*swelling*), provocado pela alta taxa de irradiação por nêutrons [33].

2.1 Topologia dos circuitos magnéticos dos tokamaks

Tanto a geração como o confinamento do plasma requerem a presença de campos magnéticos externos, além do campo gerado pela própria corrente de plasma. Em um tokamak, os circuitos elétricos que geram estes campos magnéticos são constituídos por pelo menos dois conjuntos independentes de bobinas: as *Bobinas de Campo Toroidal* (BCT) e as *Bobinas de Campo Poloidal* (BCP). O campo magnético toroidal é responsável pela maior fração da energia magnética dos tokamaks (ao contrário, por exemplo, dos RFP, onde o campo magnético poloidal é da mesma ordem que o toroidal). É conveniente, portanto, que as BCT sejam arranjadas o mais próximo possível da superfície do plasma, de modo a limitar o volume do campo magnético toroidal e, em última instância, os custos da máquina. Há restrições, porém, para o emprego deste critério: no caso dos reatores a fusão,

o manto deve circundar o plasma o mais proximamente possível, com o intuito de gerar pelo menos parte do trítio usado como combustível. Além disso, o manto deve atenuar a fluência de nêutrons que chegam às BCT supercondutoras até um nível suficientemente baixo. Deve, portanto, ser disposto dentro das BCT. Além do espaço requerido pelo manto, as BCT devem ainda garantir espaço suficiente entre as suas pernas externas, para a manutenção dos componentes envolvidos pelas bobinas, o que acaba sendo o fator determinante de suas dimensões [34].

O campo magnético poloidal, gerado por laços toroidais de corrente elétrica, tem por função equilibrar a "força de tração" que surge no anel de plasma e modelar a forma da sua seção transversal. Além disso, como o campo poloidal pode cumprir um efeito de transformação, induzindo a corrente de plasma, ele é produzido, comumente, por dois conjuntos independentes de BCP, as Bobinas de Magnetização e as Bobinas de Equilíbrio. Em plasmas alongados, no entanto, esta divisão de funções é problemática, pois os dois conjuntos de bobinas passam a competir pelo mesmo espaço. Devido a essa limitação de espaço projetou-se para o NET, por exemplo, um sistema único de BCP, com ambas as funções, às expensas de maior complexidade no projeto eletromagnético do sistema. Em princípio, também as BCP devem ser dispostas o mais próximo possível do plasma, já que seus campos decaem rapidamente à medida que se afastam das bobinas. Por razões de montagem e manutenção, porém, num reator a fusão, as BCP não podem ficar entrelaçadas às BCT, devendo ser arranjadas externamente a estas últimas. Logo, sua distância ao plasma é grande, exigindo maiores intensidades das correntes elétricas que as percorrem.

Em máquinas menores, esta topologia pode ser invertida. De fato, é o que ocorre em muitos tokamaks de pequeno e médio porte, onde a demanda de potência da máquina não é um parâmetro limitante. Nestes casos, é bastante freqüente a disposição das BCP internamente às BCT, obtendo-se maior maleabilidade no controle da forma do plasma. A principal desvantagem desta topologia está relacionada ao fato de BCP e BCT ficarem entrelaçadas. Isso traz a necessidade de juntas que permitam a montagem do conjunto.

As máquinas menores gozam de maior liberdade não só na disposição das bobinas, mas também na definição de sua forma. Enquanto a forma das BCT de máquinas grandes deve ser tal que as tensões de flexão sejam minimizadas, no caso de máquinas menores a forma está com maior frequência relacionada à facilidade de fabricação, simplicidade de montagem e acessibilidade ao interior da máquina. É assim que soluções bastante díspares são encontradas, cada uma derivada de diferentes critérios. A Fig. 2.1 ilustra o arranjo típico para tokamaks de médio porte, com BCT retangulares, dispostas de juntas, e BCP entrelaçadas às BCT [35].

2.2 Bobinas convencionais e supercondutoras

Os tokamaks de pequeno e médio porte são, em geral, projetados com *bobinas convencionais*, com condutores de cobre, extrudados, duros ou meio-duros, refrigerados a água. Com esse objetivo, os cabos condutores já são extrudados com furos adequados ao sistema de refrigeração. Os condutores são então enrolados para a confecção das bobinas, e colados com resinas epóxi, usualmente reforçadas com fibras de vidro, através de impregnação em autoclaves. As colas epóxi são também a opção preferencial para o isolamento entre bobinas. A camada de fibra de vidro do isolamento é algumas vezes precedida ainda por uma fita de Kapton, com o intuito de melhorar o isolamento elétrico [36].

No caso das BCT, é comum a confecção a partir de chapas de cobre laminado, recortadas na forma das bobinas. As BCT são então montadas pela sobreposição de diversas dessas chapas, isoladas entre si. A solidariedade entre as chapas pode ser aumentada através de rebites, como é o caso do TCV, cujo arranjo e bobinas de campo poloidal são mostrados na Fig. 2.1.

Para diminuir os requisitos de potência e as perdas de energia das bobinas, os futuros reatores a fusão deverão empregar *bobinas supercondutoras*, constituídas por cabos

feitos em ligas de nióbio. Estas bobinas representam um problema estrutural específico dos reatores à fusão, sem correspondência nos reatores a fissão. Aspectos típicos são: a operação a temperaturas criogênicas (4K); as intensas forças eletromagnéticas, com distribuição espacial complexa; os materiais muito heterogêneos que as constituem; e os limites restritos de tensão e deformação para as ligas supercondutoras, que perdem a supercondutividade após certos níveis de deformação [29].

Trabalhar a temperaturas criogênicas permite, por outro lado, aproveitar os elevados limites de resistência que os aços apresentam a estas temperaturas [37], uma vez que, quando a máquina é provida de bobinas supercondutoras, boa parte das estruturas deve também ser refrigerada. Mas, se por um lado a resistência dos materiais metálicos melhora ao cair da temperatura, o mesmo não ocorre para os compostos orgânicos (usados para o isolamento elétrico), que sofrem fragilização.

A análise estrutural das bobinas supercondutoras apresenta complicações consideráveis, uma vez que elas devem ser tratadas como materiais compostos, não-lineares, incorporando o efeito da fricção e da forma de enrolamento dos cabos supercondutores [38].

Com o uso de bobinas supercondutoras, o campo toroidal de um reator a fusão poderá ser praticamente estacionário, pois as BCT poderão ficar energizadas por períodos muito longos. Já o campo poloidal continuará sendo cíclico se, além de modelarem a seção transversal do plasma, as BCP forem usadas para induzir a corrente nele circulante. Este é um argumento a favor das máquinas com geração integralmente não-indutiva da corrente de plasma, uma vez que estas máquinas poderiam funcionar de modo estacionário, minimizando os problemas ligados à fadiga dos materiais.

2.3 Principais carregamentos e estruturas de suporte de um tokamak

As características estruturais dos tokamaks são definidas pelas forças eletromagnéticas a que os seus componentes ficam sujeitos. A interação entre as correntes fluindo nas bobinas e os campos eletromagnéticos (produzidos tanto pelas próprias bobinas como pelo plasma) provoca o surgimento de forças de intensidade tal que, embora em máquinas grandes alguns componentes cheguem a pesar centenas de toneladas, seu peso próprio é geralmente desprezado, para fins de dimensionamento mecânico. Além disso, o fato dos campos magnéticos variarem no tempo provoca o surgimento de correntes parasitas nos componentes metálicos da máquina, como a câmara de vácuo. Este efeito é notadamente severo no caso de disrupturas da coluna de plasma, isto é, quando o plasma se torna instável e a corrente de plasma decai para zero em um intervalo de tempo muito curto.

2.3.1 Forças eletromagnéticas sobre as bobinas de campo toroidal e estruturas de suporte decorrentes

As Bobinas de Campo Toroidal de um tokamak ficam sujeitas, em *condições de operação normal do tokamak*, a dois fundamentais tipos de forças eletromagnéticas.

Devido ao auto-campo das BCT, surgem forças eletromagnéticas paralelas ao plano médio de cada uma das bobinas, tendendo a expandi-las. É usual denominar estas forças de "*forças no plano*". Como o campo magnético toroidal varia com o inverso da distância ao eixo vertical da máquina, as forças no plano são maiores na parte interna das bobinas do que na parte externa. Desta maneira, embora a componente vertical da resultante das forças no plano seja nula, existe uma componente radial agindo em cada bobina, apontando para o eixo vertical da máquina (ou, simplesmente, *eixo*), conforme esquematizado na Fig. 2.2. Uma maneira conveniente de equilibrar esta força é contrabalançá-la com a resultante na bobina diametralmente oposta. Com este escopo, os trechos internos das BCT podem ser feitos em forma de cunha e dispostos de maneira tal que o conjunto se comporte como um

cilindro comprimido. Dos projetos atuais, esta é a opção, por exemplo, do ITER e do NET (Figs. 2.3a e 2.3b). Algumas vezes, no entanto, opta-se por dispor de uma peça estrutural, cilíndrica, sobre a qual se apóiem as bobinas como foi feito nos projetos do INTOR [34,39] e do FER (Fig. 2.3c) [40]. Esta alternativa evita o surgimento de forças de compressão demasiadamente altas sobre a parte interna das BCT, na direção toroidal. No entanto, a inclusão do cilindro de suporte rouba das bobinas um espaço precioso. Uma solução intermediária é suportar as bobinas de campo toroidal diretamente sobre o solenóide central da máquina (como foi feito no TIBER [39]), aproveitando o fato de que, devido ao seu auto-campo, o solenóide tende a expandir-se e pode, portanto, contrabalançar a compressão exercida pelas BCT nele apoiadas.

As forças no plano impõem às bobinas um estado de tração e podem, ainda, provocar momentos fletores. Este é o caso das bobinas retangulares, usadas nas máquinas pequenas. Nas máquinas maiores, procura-se escolher uma forma tal que permita obter tração constante e momento fletor nulo ao longo do desenvolvimento da bobina. Esta forma particular de bobina será discutida no Capítulo 4.

A interação entre os campos magnéticos poloidais e as correntes elétricas fluindo nas BCT provoca o surgimento de forças eletromagnéticas normais ao plano médio dessas bobinas. Por essa razão, essas forças são comumente denominadas "*forças fora do plano*" (Fig. 2.4). É usual que a geometria das BCT seja simétrica em relação ao plano equatorial da máquina (ou, simplesmente, *equador*), ao passo que os campos magnéticos poloidais são normalmente antimétricos. Resulta, dessa maneira, uma distribuição antimétrica de forças em relação ao equador, com resultante nula, mas provocando um "momento de tombamento" (*topling moment*) da bobina em torno do eixo definido pela interseção entre seu plano médio e o equador da máquina. Nos tokamaks mais recentes, opta-se muitas vezes por configurações de plasma não-simétricas em relação ao equador (por exemplo, quando se dispõe de um divertor toroidal). Neste caso, a distribuição das forças fora-do-plano não é perfeitamente antimétrica, de modo que sua resultante pode não ser nula e o eixo de tombamento da bobina pode ficar fora do equador da máquina. Mesmo para máquinas de configuração simétrica, não podem ser excluídos casos anormais de

operação, onde a simetria pode ser perdida (por exemplo, uma das BCP descarregada). Não obstante, é este *momento de tombamento* que, em todos os casos, define as principais características da estrutura de suporte dos tokamaks.

Algum tipo de estrutura de suporte deve existir para se oper à tendência ao tombamento de cada uma das BCT. Bobinas diametralmente opostas apresentam tendência de tombar em direções opostas. Deste modo, se as bobinas forem apoiadas por um anel disposto paralelamente ao equador, o anel terá uma tendência ao giro, chamada momento de torção (*torque moment*), na direção do eixo da máquina (Fig. 2.5). Ora, no hemisfério oposto, a estrutura de suporte fica sujeita a um momento de mesma intensidade mas na direção oposta, como decorrência da antimetria das forças fora do plano. As forças sobre o conjunto das BCT estão portanto em equilíbrio, e os esforços mecânicos delas decorrentes ficam confinados à máquina. Apenas o peso próprio dos componentes é que deve ser transferido pela estrutura de suporte para a base da máquina (excluindo-se os eventos dinâmicos, que podem provocar o surgimento de forças transitórias não nulas sobre a base, conforme se verificou em disrupturas severas do plasma nos tokamaks DIII-D e JET [41],[42]).

É improvável que as BCT sejam suficientemente rígidas para, por si só, fazer frente a torção a que o conjunto fica sujeito. Por esta razão, procura-se dispor de elementos capazes de reagir ao momento de torção aplicado ao suporte do hemisfério superior e anulá-lo com aquele agindo no hemisfério inferior, sem demandar resistência das bobinas. Estes elementos, que compõem a *estrutura anti-torque (anti-torque structure)*, estão presentes em quase todos os tokamaks. Uma exceção importante é o JT-60U, o qual, ao invés de anular o momento de torção agindo sobre um hemisfério com aquele do hemisfério oposto, conecta os suportes laterais das BCT ao prédio, através de barras birrotuladas, como mostra a Fig. 2.6 [43]. A vantagem deste sistema é a maior acessibilidade ao plasma, uma vez que não há interferência entre estrutura anti-torque e outros sistemas. Por outro lado, o prédio deve ser dimensionado para resistir a forças de grande intensidade.

Alguns tokamaks pequenos — por exemplo, o START — suportam as BCT na câmara de vácuo, através de braçadeiras [44]. Em máquinas maiores, infelizmente, os esforços impostos à câmara de vácuo pelas bobinas seriam muito grandes, e esta solução simples torna-se impraticável.

Há vários tipos de estrutura anti-torque. O primeiro, e mais simples, consiste em vincular os suportes laterais superior e inferior das BCT através de painéis trabalhando em cisalhamento (*shear panels*). Em tese, estes painéis poderiam ser ligados diretamente às bobinas (Fig. 2.7). No entanto, como este método exige, por um lado, o parafusamento dos painéis nas BCT e, por outro lado, o isolamento elétrico entre painéis e bobinas, sua implementação torna-se complicada. Além disso, uma vez que as bobinas tendem a expandir-se devido ao aquecimento produzido pela circulação de corrente (ou a contrair-se, quando se trabalha com bobinas supercondutoras), os suportes devem ser capazes de absorver as expansões sem o surgimento de tensões térmicas excessivas. Uma alternativa é conectar diretamente os anéis de suporte superior e inferior, independentemente das bobinas, enquanto que as bobinas ficam encaixadas em ranhuras que permitem a sua expansão, mas impedem os deslocamentos laterais. Esta foi a alternativa empregada no COMPASS [45], que dispõe de quatro painéis conectando os dois anéis de suporte (Fig. 2.8). Os anéis de suporte são, por sua vez, compostos de quatro quadrantes, isolados entre si para evitar o surgimento de correntes elétricas parasitas na direção toroidal. A operação do COMPASS mostrou, no entanto, que o acesso ao interior da máquina fica bastante limitado por estes painéis.

As *estruturas inter-bobinas* (*inter-coil structures*) projetadas para as máquinas tipo NS podem ser consideradas como uma variante do conceito de *shear panel*. Como os cabos supercondutores das bobinas das máquinas NS não têm resistência suficiente para fazer frente aos esforços eletromagnéticos, as bobinas dispõem de um revestimento em aço não-magnético, que provê a resistência mecânica que falta aos cabos, além de manter a pressão do sistema de criogenia. A caixa de uma bobina pode então ser conectada àquelas

das bobinas vizinhas, através de painéis convenientes (Fig. 2.3a,c), de tal maneira que todo o conjunto possa resistir à torção.

No caso do tokamak JET, que dispõe de um grande número de BCT em forma de dê, dispostas internamente às BCP, a estrutura anti-torque acabou tomando uma forma peculiar, tipo casca, composta por oito segmentos em aço austenítico fundido e depois usinado até um alto grau de precisão, para evitar folgas ou desalinhamentos (Fig. 2.9). As bobinas de campo toroidal ficam encaixadas em ranhuras existentes na face interna desta casca. A casca dispõe ainda de diversos furos, para permitir acesso às janelas da câmara de vácuo. Todos os segmentos são eletricamente isolados, o que obrigou a transferir-se os esforços de um segmento para o outro com pinos trabalhando ao cisalhamento (*shear bolts*).

O travamento dos anéis de apoio lateral das BCT por meio de barras rotuladas, sujeitas somente a esforços axiais, constitui outra forma fundamental de estrutura anti-torque, chamada de *treliça anti-torque* (*anti-torque frame*). Uma vez que, para garantir a estaticidade do conjunto, os anéis de suporte devem ser rígidos, a estrutura como um todo não é, de fato, uma treliça. No entanto, pode-se imaginar os anéis substituídos por quadros treliçados.

O emprego do conceito de treliça anti-torque apresenta grande variação de máquina para máquina. A Fig. 2.10a mostra a treliça anti-torque do TCV, que se constitui de dois quadros treliçados, rodados de 45 graus, conectados por barras que convergem duas a duas para cada um dos vértices dos quadros. Cada quadro é composto por dezesseis segmentos que dispõem de encaixes para apoiar lateralmente as BCT. Estes segmentos, por sua vez, são unidos por um número de barras espaçadoras suficiente para garantir a estaticidade do conjunto. A Fig. 2.10b, por sua vez, mostra a treliça anti-torque do DIII-D, composta por seis barras que conectam dois triângulos rodados de 60 graus [46]. O número de vértices é escolhido principalmente em função da simetria de repetição da máquina, definida pelo número de BCT.

Além das forças de operação normal discutidas acima, *condições de falha* do tokamak podem impor forças adicionais às BCT. O caso mais severo é o de *curto-circuito* de uma das BCT. Em condições de operação normal, as interações entre as diferentes BCT acabam por anular-se, devido à simetria do sistema. No caso de curto-circuito em uma BCT, as bobinas adjacentes à bobina em falha são atraídas pelas bobinas do lado oposto (como se procurassem afastar-se da bobina descarregada) (Fig. 2.11a). O efeito diminui para as bobinas mais distantes e é nulo para a bobina diametralmente oposta à bobina descarregada. Ao contrário das forças fora do plano de operação normal, as forças devidas à falha de uma BCT são simétricas em relação ao equador. Dessa maneira, têm momento resultante nulo mas resultante de forças não-nula. Apoiadas lateralmente as bobinas umas contra as outras, no entanto, a resultante de forças sobre o sistema de BCT é novamente nula. Os anéis de apoio lateral das BCT podem cumprir a função de reagir às forças em condições de falha. No entanto, como estas forças têm em geral intensidade muito maior que as forças fora do plano de operação normal, pode ser necessária a adição de suportes adicionais. Como a tendência das BCT é fecharem-se umas contra as outras, afastando-se da bobina em curto, espaçadores dispostos entre as bobinas podem cumprir a função de apoios intermediários aos anéis da estrutura anti-torque. A Fig. 2.11b compara a intensidade das forças fora do plano em condições de operação normal com as forças em condições de falha, para as bobinas de um reator de potência conceitual. É importante observar finalmente, que limites menos severos podem ser impostos para as tensões sobre os componentes em condições de falha, analogamente ao que se faz para os reatores a fissão.

2.3.2 Forças eletromagnéticas sobre as bobinas de campo poloidal e estruturas de suporte decorrentes

As bobinas de campo poloidal de um tokamak ficam sujeitas, devido à ação de seu auto-campo, tanto a forças no plano (isto é, paralelas ao seu plano médio), como a forças fora do plano (normais ao plano médio). Isto ocorre porque o campo poloidal produzido pelas BCP e pelo anel de plasma não é necessariamente vertical, exceto no interior do solenóide central. As *forças no plano* são radiais, tendendo a expandir as BCP. Podem ser suportadas pela resistência intrínseca da bobina, no caso de bobinas de cobre, ou por uma caixa, no caso das bobinas supercondutoras. As *forças fora do plano*, no entanto, têm resultante vertical não-nula, contra a qual algum suporte externo deve ser provido. É usual empregar-se braços verticais, equiespaçados, suportando uma ou mais BCP, ou então braçadeiras que possam transferir os esforços das BCP para as bobinas de campo toroidal. As BCP passam a trabalhar, assim, como vigas curvas sobre apoios múltiplos. Os suportes devem prover folgas na direção radial, que permitam a expansão térmica da bobina.

Embora cada BCP fique sujeita a uma resultante não-nula na direção vertical, a somatória das forças agindo sobre todas as BCP é nula. Se, portanto, os suportes das bobinas do hemisfério superior forem conectados aos suportes das bobinas do hemisfério inferior, apenas o peso próprio dos componentes deve ser descarregado para a base, analogamente ao que ocorre para as bobinas de campo toroidal.

Se o campo gerado pelas BCT fosse perfeitamente toroidal e confinado ao interior do toróide definido pelas BCT, não haveria nenhuma interação entre ele e as correntes fluindo nas BCP, uma vez que as correntes nas BCP também são toroidais. Mais ainda, BCP porventura dispostas fora deste toróide não experimentariam nenhuma interação com o campo das BCT. No entanto, uma vez que o campo toroidal é gerado por um número finito de bobinas, existe uma "ondulação" nas linhas de campo magnético (*ripple*) na região entre as pernas das BCT. Nas vizinhanças das BCT, o campo magnético por elas gerado passa a

ter, além da componente toroidal, também componentes poloidais (radial e vertical), que assumem sinais contrários em lados opostos das BCT. Estas componentes poloidais decaem muito rapidamente, à medida que se afastam da bobina, mas, se uma bobina de campo poloidal estiver próxima das BCT, ela fica sujeita a dois conjuntos de forças de distribuição periódica, variável. Um desses conjuntos de forças age na direção radial, no plano da BCP, enquanto o outro age normalmente ao plano da BCP. As resultantes de forças e momentos destes dois conjuntos de força (cuja variação ao longo do desenvolvimento da BCP é esquematizada na Fig. 2.12a) são ambas nulas, mas o acréscimo de tensões devido a estas distribuições de forças não pode ser desprezado *a priori*.

Se porventura alguma das BCP falha, a distribuição do campo poloidal é alterada, e mudam as forças agindo sobre as bobinas. Além disso, devido à existência do *ripple* do campo gerado pelas BCT, a falha de uma BCT também introduz forças adicionais sobre as BCP. Neste caso, a distribuição periódica das forças se destrói, aumentando a intensidade nas vizinhanças da BCT em curto (Fig. 2.12b).

Embora a resultante das forças normais ao plano da BCP continue sendo nula, aparece um momento de tombamento da BCP em torno do eixo definido pela interseção entre seu plano médio e o plano médio da BCT em curto (Fig. 2.13a).

A distribuição de forças radiais, por sua vez, passa a ter uma resultante de forças radial em relação à BCP e normal ao plano da BCT em curto (Fig. 2.13b).

A necessidade de se acrescentar elementos de suporte com a finalidade de resistir às forças devidas ao *ripple* do campo gerado pelas BCT depende da geometria de cada máquina. Em geral, as estruturas destinadas a suportar os carregamentos de operação normal são também adequadas para suportar as forças devidas ao *ripple*.

2.3.3 Câmara de vácuo

Assim como os magnetos, a câmara de vácuo (CV) de um tokamak fica sujeita a carregamentos térmicos e eletromagnéticos intensos, para um grande número de ciclos. A carga térmica provém da dissipação de energia nas paredes do vaso, por efeito joule, e, principalmente, da energia liberada pelo plasma sob forma de radiação e energia cinética de partículas. As cargas eletromagnéticas na CV são produzidas pela interação entre as correntes induzidas nas paredes da câmara, por variações de campo magnético, e os campos magnéticos presentes na região.

A viabilidade de uma determinada solução de projeto para a CV somente pode ser estabelecida após serem conhecidos os fluxos térmicos sobre o vaso, as correntes induzidas na câmara e a consequente distribuição de forças eletromagnéticas.

Nos tokamaks de pesquisa, é usual considerar-se na análise de tensões apenas os carregamentos produzidos por disrupturas de plasma, uma vez que estes são maiores que aqueles produzidos por outros eventos (variação do campo magnético toroidal, variação da corrente nas BCP, variações da corrente de plasma em operação normal) por um fator de 50 a 100 vezes. Para os futuros reatores a fusão, no entanto, análises mais detalhadas deverão ser feitas, envolvendo as combinações dos ciclos prováveis de operação da usina — à exemplo do que ocorre no projeto dos reatores a fissão atuais.

Dá-se o nome de disrupturas (*disruptions*) às terminações abruptas do equilíbrio entre plasma e campos eletromagnéticos, levando a corrente elétrica do plasma a se desvanecer em um espaço muito curto de tempo. Os conhecimentos atuais da física dos plasmas e a tecnologia de controle atualmente disponível são insuficientes para se evitar a ocorrência de disrupturas nos tokamaks. Uma disruptura severa (*hard disruption*) em um tokamak atual é caracterizada pela queda da corrente de plasma desde vários mega-ampères até zero, em um intervalo de tempo de centésimos de segundos. Disrupturas severas já ocorreram em muitos dos grandes tokamaks em operação no mundo, tais como

JET [42] e DIII-D [41]. No caso de disrupturas severas, potências de até centenas de MW/m² incidem sobre a primeira parede da CV, provenientes do plasma em extinção. Fluxos desta magnitude elevam a temperatura superficial da primeira parede em milhares de graus. Para acomodar a expansão térmica da CV, sem o surgimento de tensões excessivas, é necessário o projeto de suportes que, ao mesmo tempo em que evitem os possíveis movimentos de corpo rígido da CV, permitam ainda a livre expansão térmica da câmara. Dentre os tipos de suporte para a câmara, menciona-se o emprego de pinos deslizantes sobre olhais (DIII-D, JT-60U), chapas flexíveis (TCV) e barras articuladas. Suportes especiais tais como molas e *snubbers* são algumas vezes empregados para reagir às excitações dinâmicas da CV.

A incidência de partículas neutras e ionizadas provoca uma série de fenômenos de agressão físico-química nos materiais da primeira parede da CV [5], [47]–[50]. Os problemas de interação plasma-primeira parede constituem um dos mais sérios desafios de engenharia para as máquinas NS. Problemas ligados à tensões térmicas excessivas, fadiga, fissuração, inchamento dos materiais, *creep*, fragilização e erosão da face exposta ao plasma afetam toda a primeira parede, mas principalmente a região dos divertores, sobre a qual incide a maior fração da energia liberada pelo plasma [50]. Como ilustração, a Fig. 2.14 mostra o projeto dos divertores do NET e a distribuição do fluxo térmico sobre eles [51].

Além do intenso fluxo térmico, a CV fica sujeita a correntes elétricas que representam uma fração considerável da corrente de plasma. A interação entre as correntes elétricas fluindo nas paredes da CV e os campos magnéticos presentes na região produz forças proporcionais ao quadrado da corrente de plasma e que aumentam de intensidade quanto menor seu tempo de decaimento. Para diminuir a intensidade das correntes induzidas, procura-se aumentar a resistência elétrica da câmara, principalmente na direção toroidal. Alguns tokamaks de médio porte possuem juntas poloidais de isolamento (TCA, TEXTOR). O problema deste tipo de junta em máquinas maiores é garantir simultaneamente a integridade da isolação elétrica e a da vedação do vácuo na região da

junta. Setores corrugados são muitas vezes empregados para aumentar o perímetro toroidal da câmara, e portanto sua resistência (por exemplo, JET). Algumas vezes escolhem-se estruturas de parede dupla, com uma lâmina corrugada intermediária, obtendo-se resistência na parede com mínima espessura total (DIII-D, ASDEX, TORE-SUPRA). Como estas estruturas são suscetíveis a altos gradientes de temperatura entre as duas paredes, as tensões devidas à expansão térmica tornam-se problemáticas.

Para minimizar as correntes parasitas requer-se que os materiais da CV tenham alta resistividade elétrica. Devem ainda ter excelentes propriedades mecânicas, baixa suscetibilidade à agressão química e baixa taxa de desgaseificação, trabalhando em altas temperaturas. Devem ser não-magnéticos e opor-se minimamente à penetração dos campos magnéticos. Ligas de emprego típico são o Inconel e os aços inoxidáveis AISI 304 ou 316.

As forças eletromagnéticas induzidas nas paredes da CV têm tanto componentes normais como co-planares à parede. As componentes normais atuam como uma pressão hidrostática, de sorte que são chamadas de *pressão eletromagnética*. Em disrupturas severas, as pressões eletromagnéticas podem chegar a dezenas ou mesmo — localizadamente — centenas de atmosferas, aplicadas de forma impulsiva. A pressão eletromagnética sobre a parede do vaso é predominantemente compressiva (Fig. 2.15). Assim, o projeto da câmara de vácuo de um tokamak requer a determinação dos modos e da carga crítica de flambagem da câmara. A presença de janelas agrava o problema das forças eletromagnéticas sobre a CV de duas maneiras: em primeiro lugar, as janelas constituem zonas de descontinuidade estrutural e portanto, de concentração de tensões, tornando a CV mais suscetível à falha por fadiga. Além disso, a distribuição das correntes elétricas em torno das janelas (Fig. 2.16) impõe à CV tanto momentos de flexão como de torção. Enquanto a componente co-planar das forças eletromagnéticas é geralmente desprezada na análise de tensões, o seu efeito na criação destes momentos não pode ser desprezado *a priori*.

O cálculo da distribuição das correntes parasitas sobre a CV somente pode ser feito de forma analítica para vasos de geometria ideal, em geral assumindo terminação

instantânea da corrente de plasma, caso em que uma corrente de mesma magnitude que a corrente de plasma distribui-se pela câmara. Nos casos práticos, requer-se o cálculo da evolução temporal do equilíbrio entre plasmas e campos magnéticos para então determinar correntes e forças eletromagnéticas. Estes cálculos são levados a cabo por meio de métodos numéricos, empregando programas baseados no método dos elementos finitos — por exemplo, PROTEUS [52] — ou diferenças finitas — por exemplo TSC [53]. A Fig. 2.17 mostra o padrão do fluxo magnético e das forças devidas às correntes toroidais induzidas na câmara de vácuo do JET (calculadas com o programa PROTEUS).

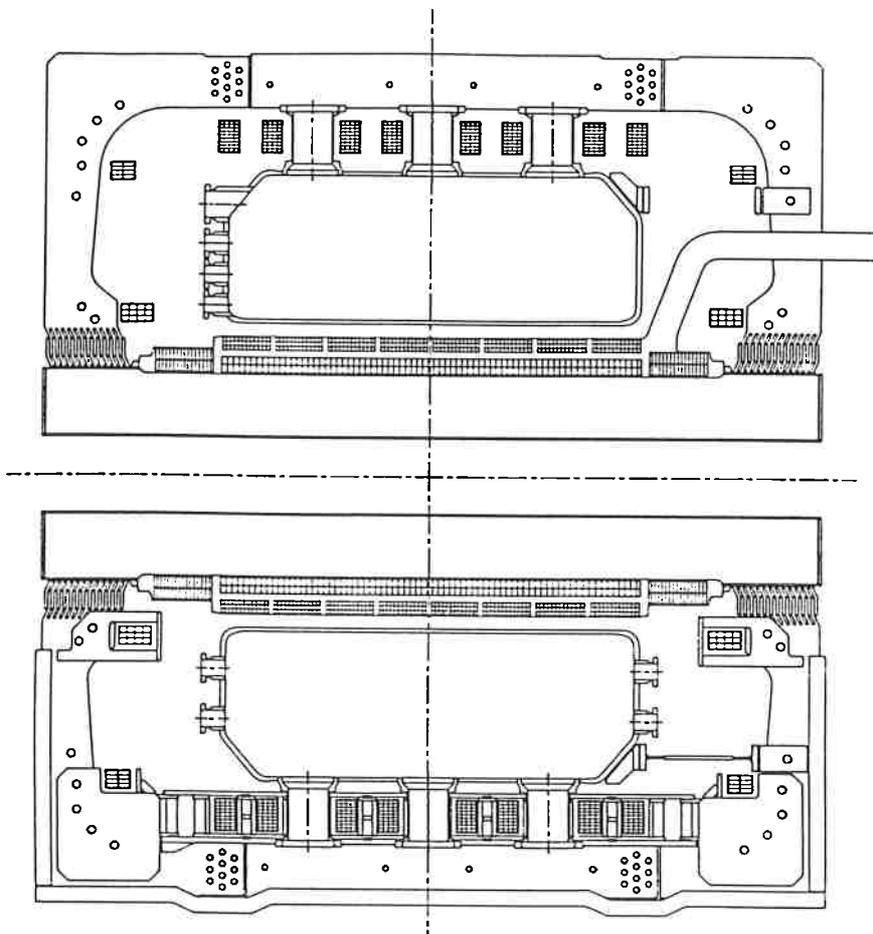
No caso das disrupturas caracterizadas por movimentos radiais do plasma, as tensões e deformações obtidas com modelos numéricos são comparáveis aos valores observados experimentalmente. As disrupturas verticais, por outro lado, são difíceis de simular, e particularmente indesejáveis. Quando o sistema de estabilização falha, o plasma move-se verticalmente até repentinamente colapsar, provocando forças sobre as proções da CV mais próximas da região onde o plasma se desfez. As deflexões medidas nas câmaras do JET e do D-IIID indicam que se trata de forças muito intensas, capazes de fazer as câmaras saltarem alguns milímetros, mesmo tratando-se de componentes que pesam centenas de toneladas.

O fato das cargas serem aplicadas de forma impulsiva introduz efeitos de amplificação dinâmica na resposta da câmara, cuja determinação requer, dessa maneira, o desenvolvimento de análises dinâmicas. No caso do JET, por exemplo, amplificações dinâmicas entre 1,4 e 1,7 são medidas nos pontos de máxima tensão. Para a câmara de vácuo do RFX, foram previstas amplificações de até 1,8 [54].

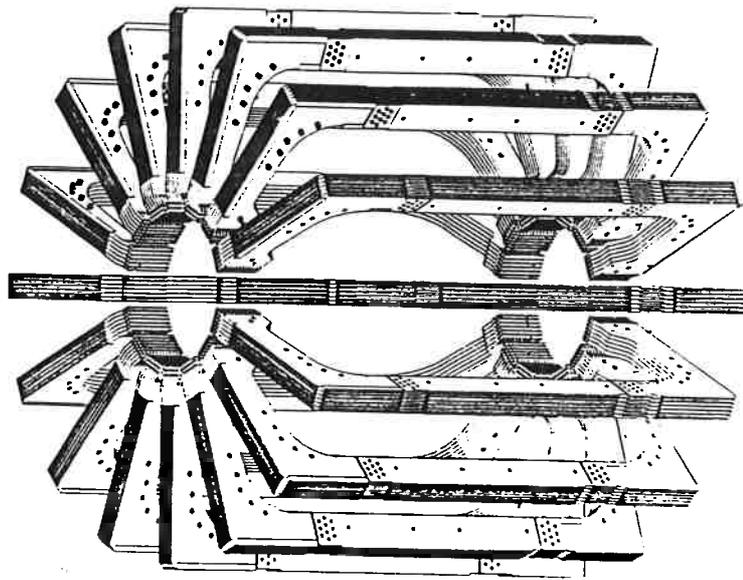
A determinação das formas modais e das frequências próprias da CV é importante não somente para eventuais análises dinâmicas usando o método de superposição modal, mas também para verificar se a CV pode emitir ondas sonoras de alta intensidade após a ocorrência de uma disruptura. No caso do DIII-D, por exemplo, identificou-se ser a CV a responsável por dois sons ouvidos em seguida a disrupturas de plasma (um "bum",

associado à primeira frequência da câmara, e um "zing", associado a uma frequência própria mais alta). Pessoas eventualmente próximas à máquina poderiam sofrer danos do aparelho auditivo, quando da ocorrência de uma disruptura severa [41].

Para se chegar aos reatores a fusão, é fundamental que se consiga controlar a ocorrência de disrupturas do plasma, pois nestes casos poderão ser necessárias paradas demoradas para a manutenção ou substituição dos componentes danificados da primeira parede. Mesmo em pequeno número, as disrupturas poderão comprometer o tempo de vida da usina, devido à erosão físico-química da primeira parede e ao crescimento de fraturas, acúmulo de deformação plástica e fadiga de baixo ciclo da primeira parede, câmara de vácuo e todos os componentes do reator.

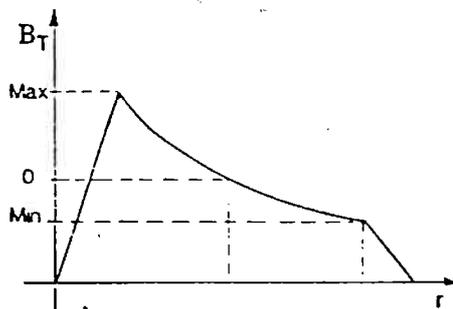
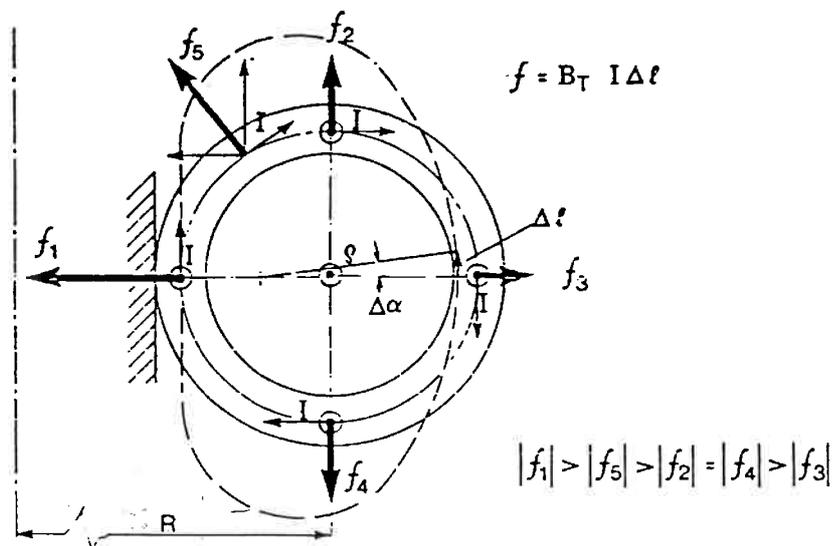


(a) Vista em corte do TCV. Podem ser identificados os principais componentes da máquina. As BCT, retangulares, são obtidas de chapas de cobre recortadas, isoladas entre si mas mantidas solidárias com o emprego de colas epóxi e rebites.



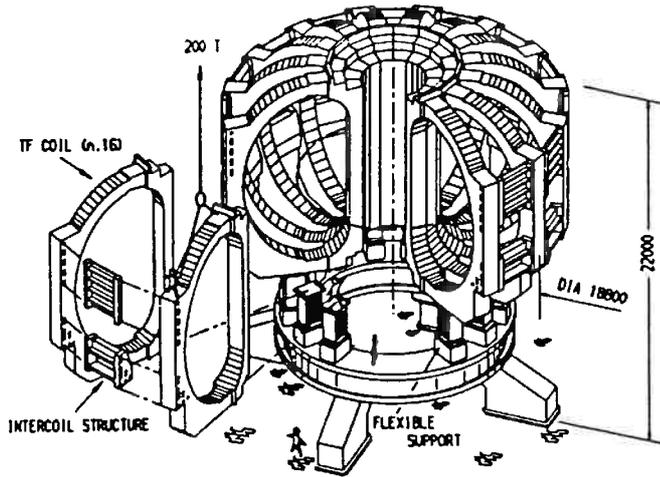
(b) Vista isométrica dos trechos externos das BCT do TCV.

Fig. 2.1 Tokamak TCV (Hofmann, F., comunicação privada).



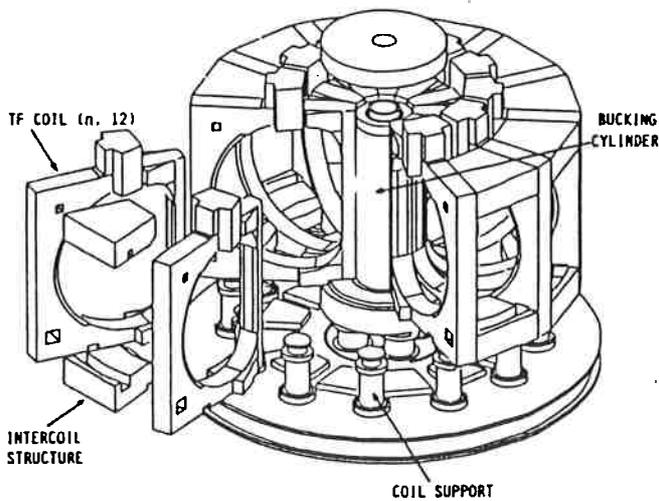
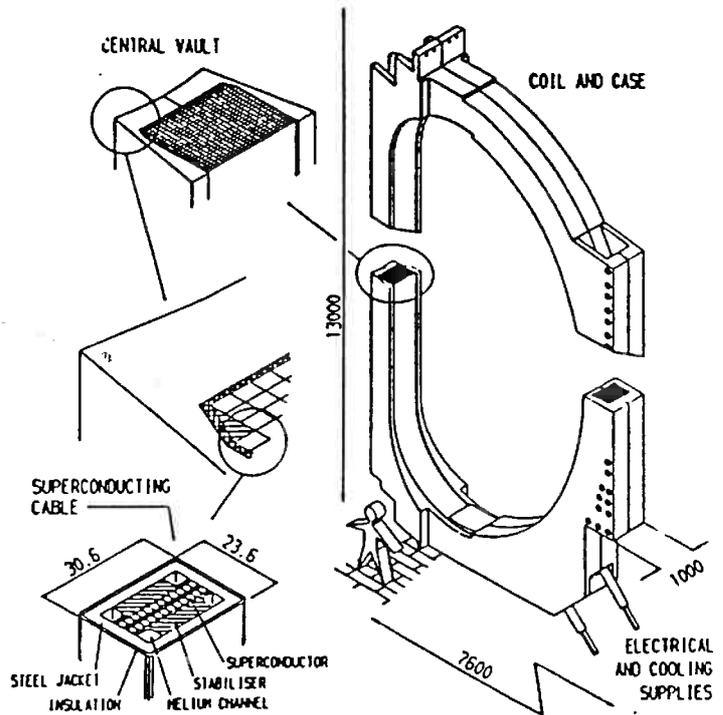
$$B_T \cdot r = \mu_0 \frac{NI}{2\pi} = \text{CONST}$$

Fig. 2.2 Forças no plano das BCT, geradas pelo auto-campo dessas bobinas (campo magnético toroidal). As forças são sempre normais ao desenvolvimento da bobina e crescem com o inverso do raio. Cada bobina desenvolve, portanto, uma resultante não nula, dirigida para o eixo da máquina.



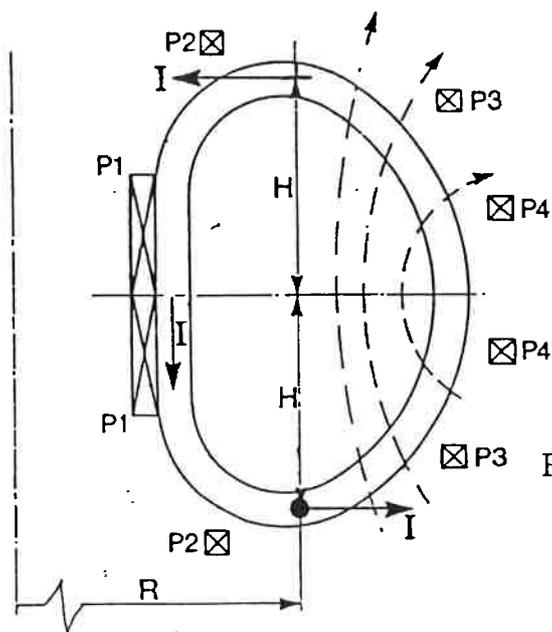
(a) Disposição das BCT do NET [29], mostrando a estrutura inter-bobinas que se opõe à torção do conjunto.

(b) Detalhes dos cabos supercondutores de uma BCT do NET. Pode-se ver ainda os pontos de fixação da estrutura inter-bobinas às jaquetas estruturais da bobina.



(c) Disposição das BCT do FER, mostrando o cilindro de apoio interno às BCT e a estrutura inter-bobinas que se opõe à torção do conjunto.

Fig. 2.3 Bobinas de campo toroidal



A interação entre as correntes das BCT e o campo magnético poloidal provoca o surgimento de forças normais ao plano das BCT. O conjunto das BCT fica submetido a uma torção, na direção do eixo da máquina.

Fig. 2.4 Forças fora-do-plano das BCT

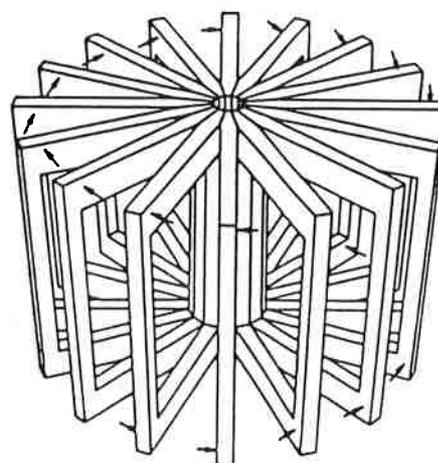
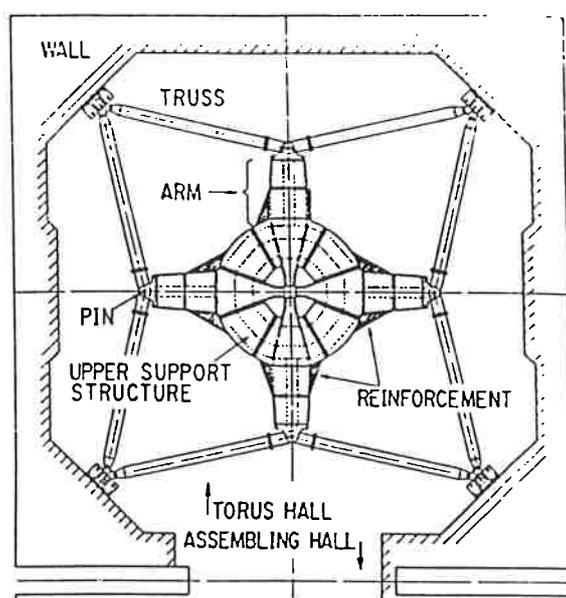


Fig. 2.5 Reações laterais nas BCT, equilibrando a torção provocada pelas forças fora do plano.



Ao invés de anular a torção aplicada sobre o anel superior com aquela aplicada sobre o anel inferior, os esforços são descarregados no prédio.

Fig. 2.6 Estrutura anti-torque do JT-60U.

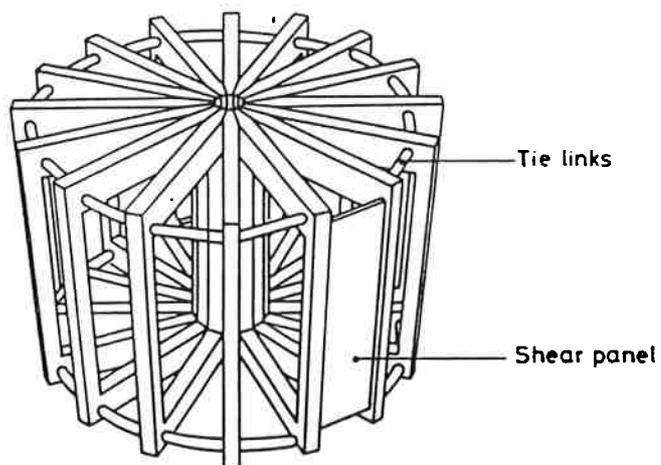


Fig. 2.7 Esquema de suportação através de painéis de cisalhamento (*shear panels*).

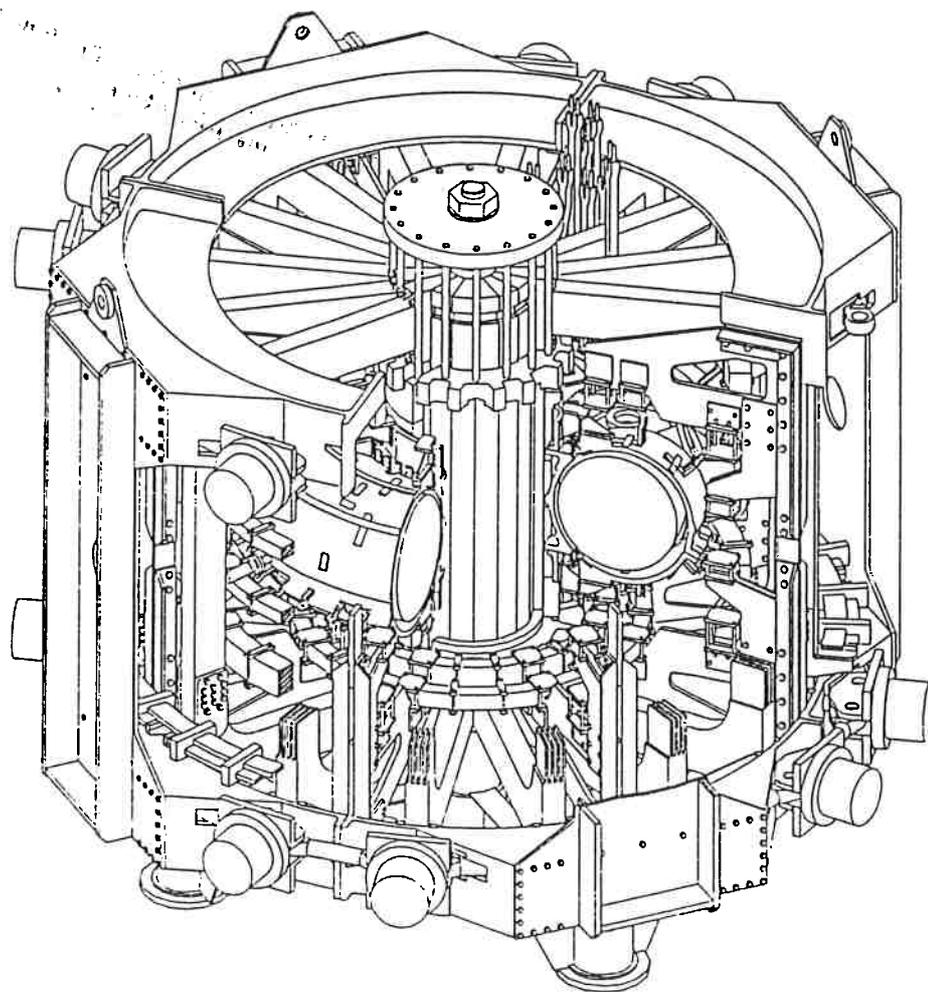


Fig. 2.8 Vista isométrica, cortada, do Compass [56]

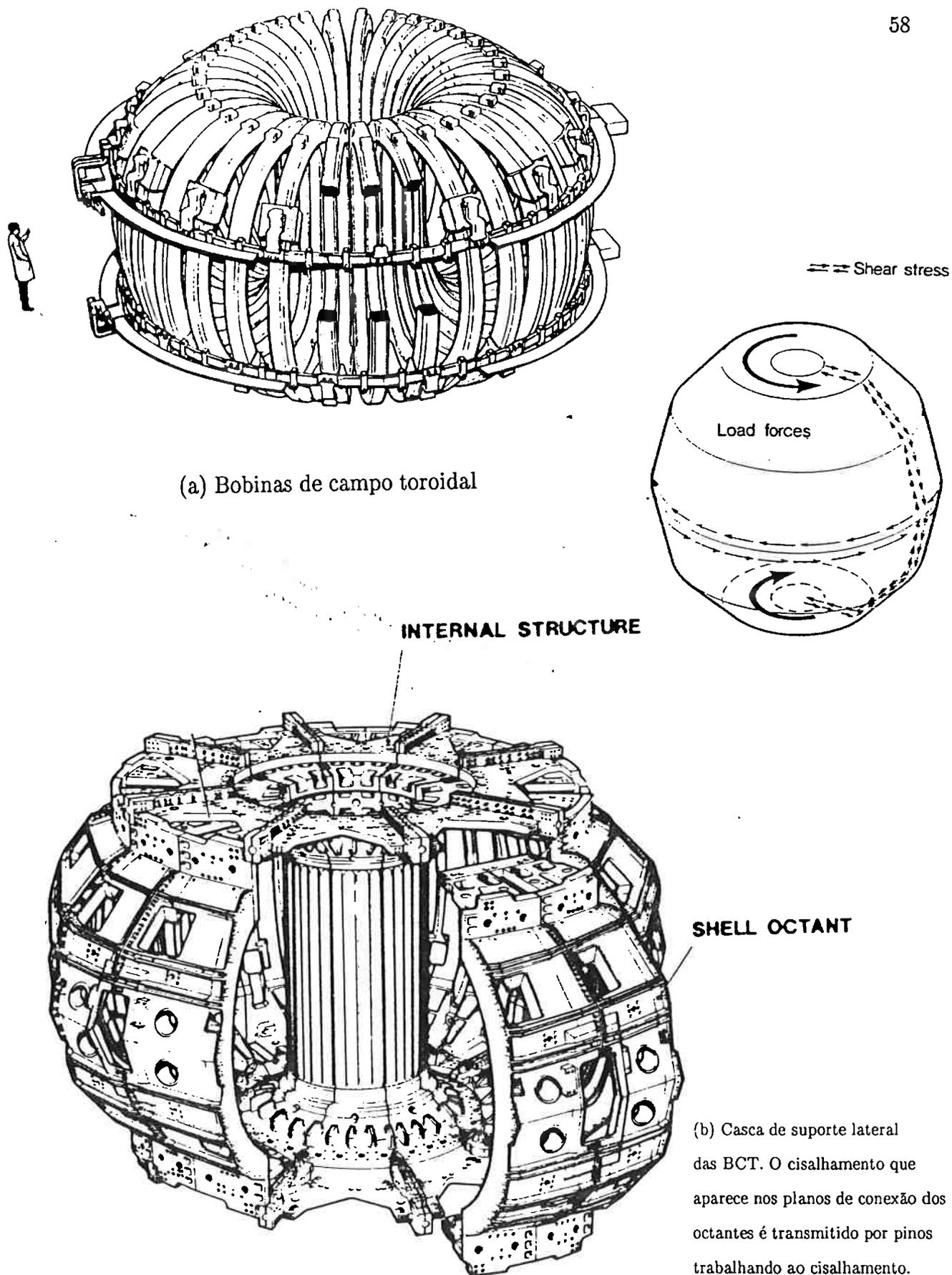
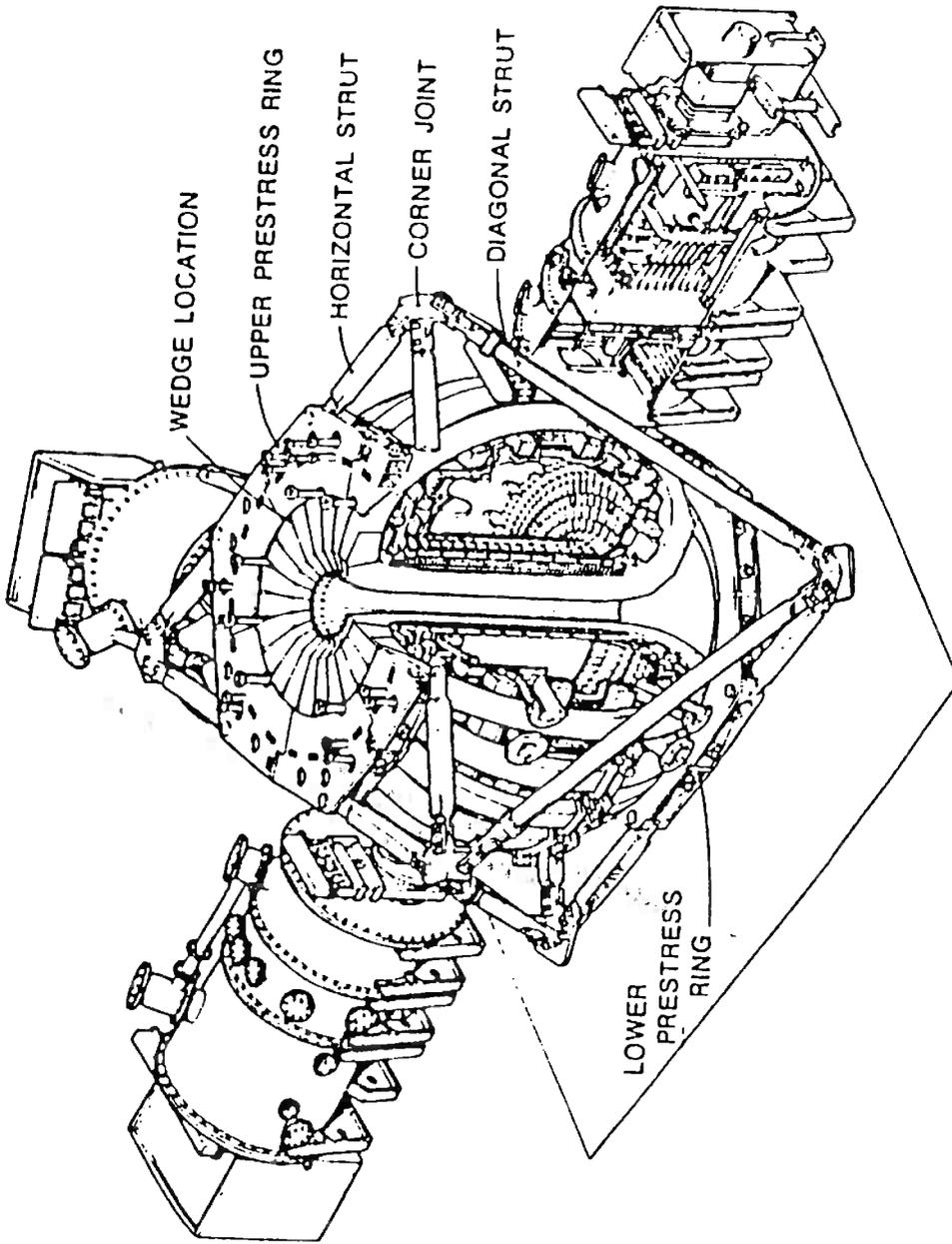


Fig. 2.9 Estrutura anti-torque, tipo casca, do JET



(a) TCV

(b) DIII-D

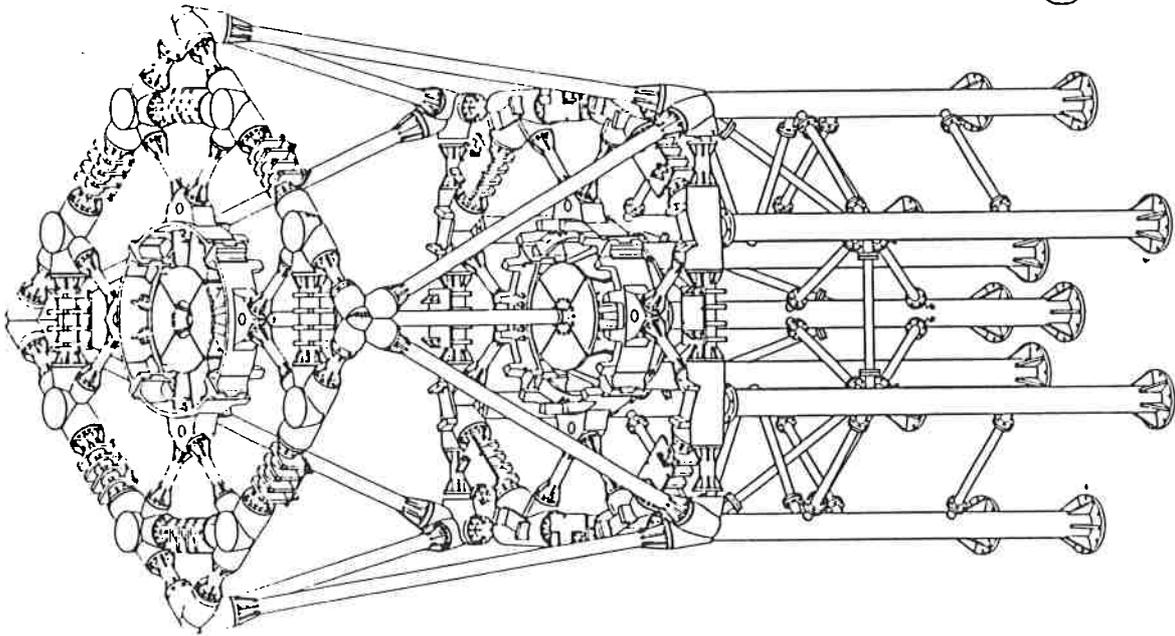
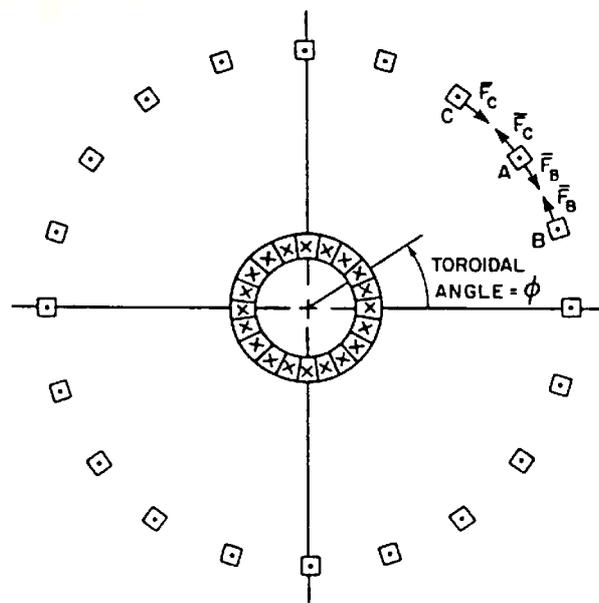
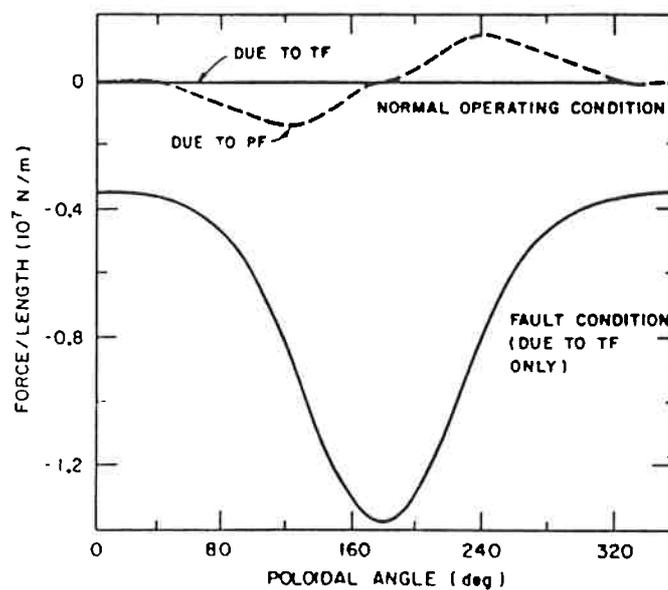


Fig. 2.10 Treliças anti-torque



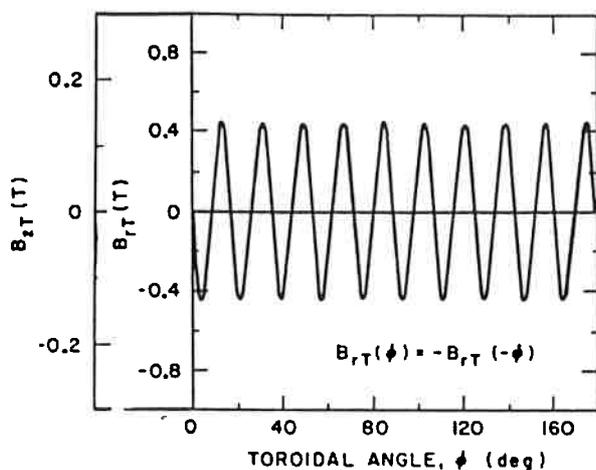
(a) Esquema das forças de interação entre as BCT



(b) Comparação entre forças fora do plano de operação normal e forças fora do plano de operação anormal das BCT [4].

Fig. 2.11 Forças fora do plano das BCT.

(a) componentes radial e vertical do campo de ripple das BCT em operação normal, medidas ao longo do desenvolvimento de uma BCP



(b) idem, em caso de falha da BCT localizada em $\phi = 0^\circ$.

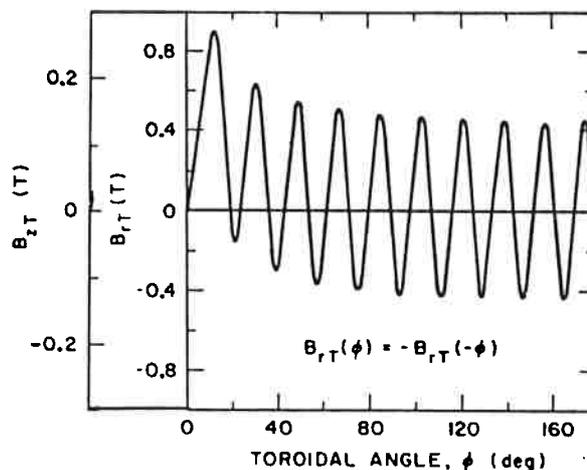
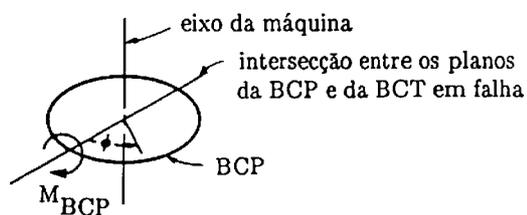
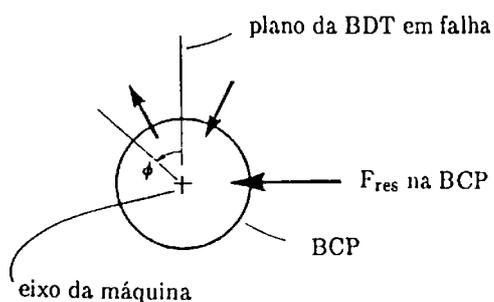


Fig. 2.12 Variação do campo poloidal produzido pelas BCT (*ripple*).



(a) Momento de tombamento da BCP produzido pela falha de uma BCT.



(b) Resultante na BCP devida à falha de uma BCT

Fig. 2.13 Resultantes em uma BCP devidas à falha de uma BCT [4].

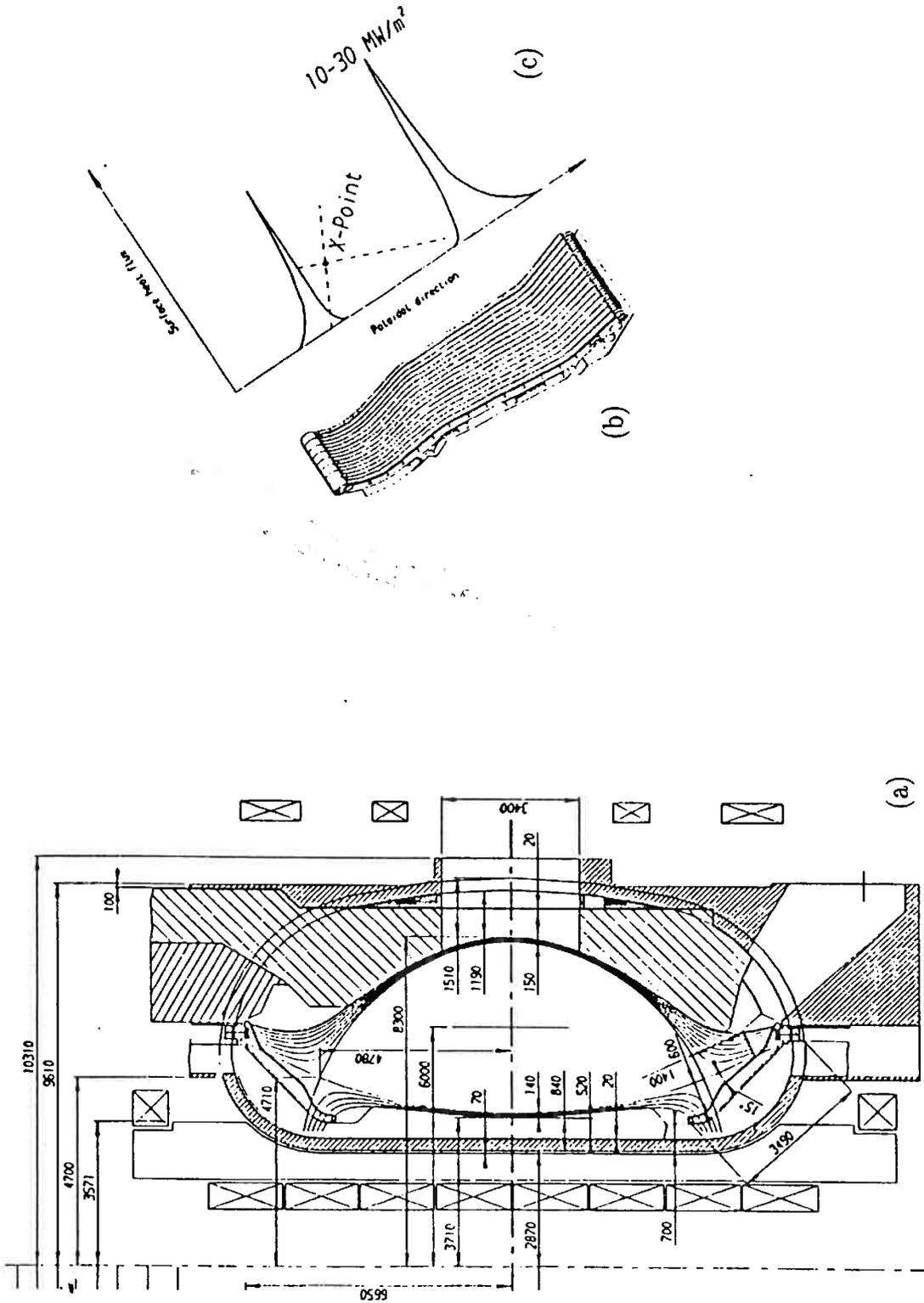


Fig. 2.14 (a) Fornalha do NET/ITER; (b) placa do divertor; (c) fluxos térmicos típicos [51].

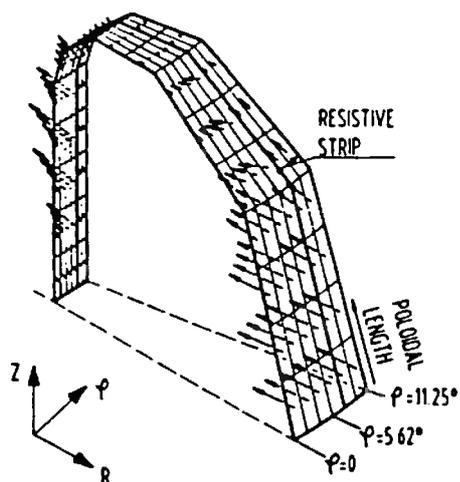


Fig. 2.15 Forças eletromagnéticas na câmara de vácuo do NET [29].

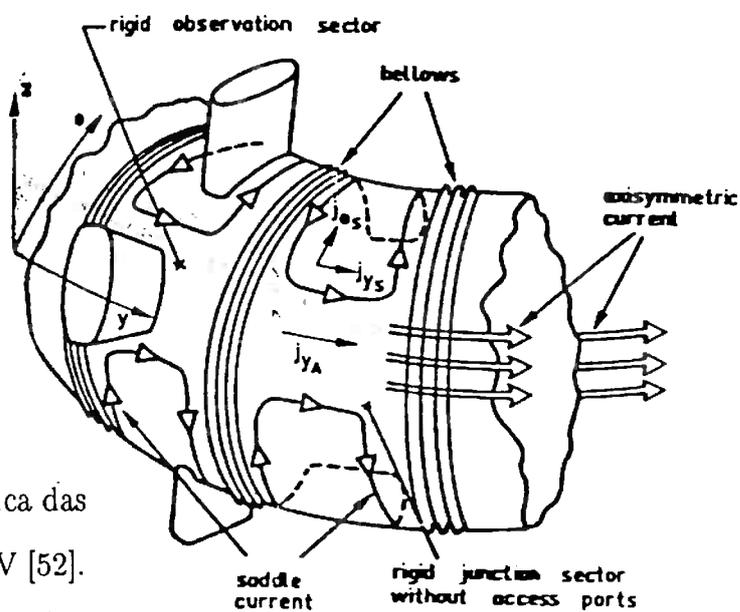


Fig. 2.16 Distribuição típica das correntes elétricas numa CV [52].

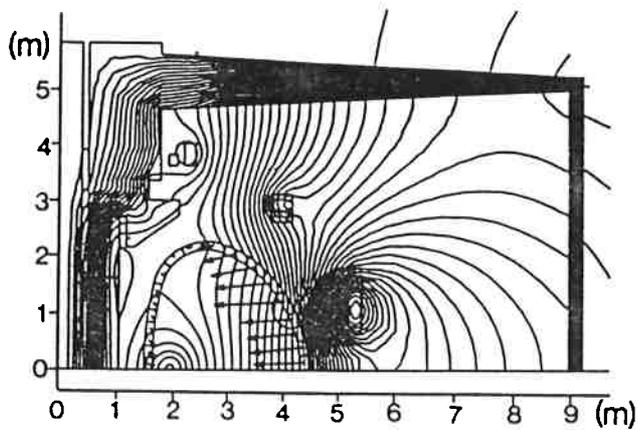


Fig. 2.17 Campo magnético poloidal e forças devidas às correntes toroidais no vaso do JET. Cálculos efetuados com o código PROTEUS. Configuração simétrica em relação ao equador [42].

3 O PROJETO DA ESTRUTURA DO TBR-E

Este capítulo descreve as características de engenharia do TBR-E, identificando alguns dos problemas afrontados durante seu projeto estrutural.

O Projeto de Engenharia do TBR-E foi desenvolvido entre fevereiro e março de 1991. Durante este período, o arranjo mecânico da máquina foi definido e muitos dos principais sistemas mecânicos necessários para fazer frente aos carregamentos a que o TBR-E fica sujeito foram detalhados. Os sistemas do TBR-E de relevância para o projeto estrutural são as bobinas magnéticas, a estrutura de suporte e a câmara de vácuo, descritos a seguir. Para uma descrição de âmbito mais geral que o enfoque desta dissertação, pode-se consultar o Relatório do Projeto Básico de Engenharia do TBR-E [1].

3.1 Sistemas magnéticos

A Fig. 3.1 mostra uma seção transversal do TBR-E, indicando os principais conjuntos de bobinas magnéticas. A corrente de plasma será induzida por um transformador com núcleo de ar (identificado na Fig.3.1 como OHT, de *ohmic heating transformer*). Fazem parte do OHT o solenóide principal (M1) e três pares de bobinas de compensação (M2,M3,M4). O equilíbrio e a forma do plasma serão controlados por um par de bobinas de campo vertical (VFC, de *vertical field coils*) e dois pares de bobinas de conformação e controle (SFC1 e SFC2, de *shaping field coils*). Em conjunto, estas bobinas constituem o sistema de *bobinas de campo poloidal* (BCP). O número e a posição destas bobinas foi escolhido levando em conta os requisitos do campo magnético a ser gerado e procurando evitar interferências com as janelas da câmara de vácuo e com a estrutura de suporte.

Para melhorar o acoplamento magnético entre o OHT e o anel de plasma, o solenóide principal é colocado externamente à coluna central (CC), composta pelos trechos internos, retilíneos, das bobinas de campo toroidal. Desta maneira, foi necessário projetar juntas desmontáveis entre a CC e os trechos externos das BCT.

Durante a operação da máquina, o solenóide principal (ou solenóide central, ou ainda bobina ohmica) ficará sujeito a correntes elétricas transitórias de alta intensidade. Como as tensões mecânicas no solenóide são proporcionais ao quadrado do total de corrente elétrica que nele circula, houve a necessidade de se desenvolver análises de tensão que garantissem a segurança do solenóide frente aos intensos carregamentos eletromagnéticos decorrentes.

Além disso, devido à curta duração do pulso de corrente no solenóide ($t \approx 30$ ms), seu aquecimento por efeito joule se dá de forma adiabática. Após uma subida de temperatura de 83 °C, durante o pulso, o solenóide será refrigerado ao longo dos 5 minutos de repouso da máquina, entre pulsos.

As outras bobinas de campo poloidal não apresentam problemas sérios de refrigeração, devendo a convecção natural do ar circunstante ser suficiente para refrigerá-las. Para verificar a segurança mecânica destas bobinas, entretanto, foram desenvolvidos alguns modelos estruturais, também descritos no capítulo 7.

O *campo toroidal* será produzido por dezesseis bobinas em forma de *dê* (BCT), conectadas em série. O máximo campo toroidal — no plano equatorial, em $R = 0,5$ m e para uma corrente de 98 kA — é 0,63 T. A forma dos trechos externos das bobinas de campo toroidal foi escolhida para minimizar a flexão produzida pelo seu auto-campo. A determinação da forma e das tensões nas BCT será descrita no capítulo 4.

O material das BCT será cobre OFHC duro. O setor externo de cada bobina será feito a partir de barras de cobre de seção quadrada (45 mm x 45 mm), calandradas até a forma final. O trecho interno, reto, será feito por extrusão. Disporá de canais de refrigeração obtidos durante a extrusão ou após, através de uma broca. O conjunto dos

dezesesseis setores internos das BCT, colados uns aos outros mas eletricamente isolados por uma camada de epóxi reforçado com fibra de vidro, constitui a *coluna central* (CC).

A conexão elétrica entre a coluna central e os segmentos externos das BCT será feita por meio de juntas de topo, como se mostra na Fig. 3.2, com uma tira de feltro metálico (*felt metal*) entre as faces da junta, para diminuir a resistência de contato. A pequena espessura dos trechos internos das BCT não permite o uso de juntas parafusadas. Por este motivo, projetou-se uma *junta tipo encaixe*, acoplada a um sistema hidráulico de compressão, que garante a pressão de contato de 2 MPa requerida para o funcionamento da junta. Esta pressão foi determinada por meio de ensaios com uma tira de *felt metal* [1].

Uma cadeia de oito pequenos macacos hidráulicos deve circundar as juntas, de tal maneira que sua ação simultânea comprima todos os dezesseis contatos elétricos contra a coluna central, como pode ser visto na Fig. 3.2. A pressão de contato requerida pode ser alcançada com uma carga de cerca de 5 toneladas em cada macaco.

A conexão elétrica entre as BCT foi projetada usando um esquema não convencional, que permitiu minimizar a resistência total do circuito das bobinas de campo toroidal e reduzir os custos de fabricação e montagem. Para facilitar a montagem, foram introduzidas juntas tipo face-à-face nas posições verticais extremas das BCT. Os trechos de bobina entre essas juntas e aquelas tipo encaixe consistirão de peças curtas (chamadas de *coroas* das BCT) obtidas com a usinagem de chapas de cobre. A conexão elétrica entre as bobinas também será feita na posição das juntas face-à-face. A corrente será transferida de uma TFC para outra através de dois *barramentos de alimentação*, compostos por peças de cobre usinado, imbricadas umas às outras. Os barramentos de alimentação serão conectados um à parte de baixo e outro ao topo das BCT, conforme se mostra na Fig. 3.3. Cada barramento dispõe de um *anel de compensação*, cuja função é equilibrar a corrente toroidal líquida que flui no barramento de alimentação. Metade das bobinas será energizada através do barramento inferior e metade através do barramento superior, de forma alternada. Isto garante a simetria do erro que os barramentos introduzem no campo

magnético presente na região do plasma. A Fig. 3.4 mostra um esquema de como a corrente elétrica circula entre as BCT. A corrente deve entrar no circuito pelo barramento inferior, alimentar as oito BCT indicadas na figura com números pares. Em seguida, usando o trecho interno da bobina 1, a corrente será transferida para o barramento superior, alimentará as oito bobinas ímpares, circulará na direção oposta pelo anel de compensação, retornará ao barramento de alimentação inferior pelo trecho externo da bobina bobina 1 e, após compensar a corrente líquida do barramento inferior, finalmente deixará o circuito.

3.2 Sistema estrutural

A Fig. 3.8 mostra o arranjo mecânico do TBR-E, cuja definição procurou atender aos seguintes requerimentos:

- 1 – manter os componentes nas posições apropriadas;
- 2 – limitar as tensões devidas às cargas de operação normal e anormal;
- 3 – permitir a expansão térmica das bobinas e da câmara de vácuo, evitando assim o surgimento de tensões térmicas excessivas, durante a operação da máquina.

O arranjo da estrutura de suporte levou em conta ainda os requerimentos de máximo acesso ao plasma, simplicidade de fabricação e montagem dos componentes, máxima confiabilidade e mínimo custo possível.

A geometria do TBR-E é condicionada principalmente pela geometria das bobinas de campo toroidal. A escolha de bobinas em forma de dê, livres de tensão, permite uma considerável economia de material e no processo de fabricação, bem como a simplificação da geometria da conexão entre os trechos interno e externo de cada bobina. Por outro lado, a geometria das BCT introduz complicações no projeto da estrutura anti-torque e da estrutura de suporte das BCP.

À medida em que a razão de aspecto de um tokamak diminui, as curvas características das bobinas livres de flexão tornam-se mais "altas" e a coluna central mais

fina. Foi necessário, portanto, suportar as BCT contra as forças fora do plano em quatro regiões distintas, tanto para prevenir flexão excessiva dos trechos externos das BCT sob a ação dessas forças como para evitar torção excessiva da coluna central.

Ainda devido à pequena rigidez à flexão apresentada pelas BCT, nem as bobinas de campo poloidal nem a câmara de vácuo poderiam ser suportadas diretamente sobre as BCT. Suportes capazes de fazer frente às cargas de gravidade e eletromagnéticas tanto nas BCP como na CV foram projetados conseqüentemente.

O setor externo de cada uma das BCT impõe às extremidades da CC uma tração de 2,4 toneladas, que é transferida através do encaixe entre as coroas das BCT e a CC. Surgem momentos de flexão nas extremidades dos trechos em cunha da CC, devido à excentricidade entre a carga aplicada pela coroa e a reação da CC. Embora as cunhas da CC confinem umas às outras, elas são ainda assim separadas por uma camada mais flexível de epóxi. Desta maneira, a extremidade de cada cunha tem uma tendência a fletir para dentro da CC, produzindo tensões de flexão no estrangulamento da cunha na região do encaixe. Além disso, o material do isolamento pode ser danificado pela compressão na direção circunferencial da CC (*hoop stress*). Para evitar tensões de flexão excessivas no cobre ou compressão no isolamento, um suporte tipo *mandril* será colocado no interior de cada uma das extremidades da CC. Após a montagem da máquina, uma corrente elétrica de baixa intensidade circulando nas BCT deverá aquecer a CC até a temperatura de operação (81°C), quando então o mandril será expandido.

Quando a CC resfriar, o mandril estará comprimindo sua face interna. Para evitar dano às camadas de isolamento, uma braçadeira comprimirá a CC externamente. Assim procedendo, as extremidades da CC ficarão em um estado permanente compressão circunferencial.

Adicionalmente, com o intuito de limitar as tensões que as coroas das BCT impõem à CC, um macaco hidráulico imporá uma compressão axial de 20 toneladas à CC (metade da tração eletromagnética imposta à CC pelo conjunto de BCT). Este sistema é descrito

junto com a estrutura de suporte.

A *estrutura de suporte* do TBR-E será constituída por dois *anéis meridionais* e dois *chapéus cilíndricos*, convenientemente travados pela *treliça anti-torque*, composta por barras de aço inoxidável (ver Fig. 3.5). A estrutura de suporte será capaz de balançar as forças eletromagnéticas que podem aparecer durante a operação normal ou anormal da máquina e ainda transferir o peso próprio dos componentes para o prédio. Por outro lado, a estrutura opõe-se minimamente à expansão térmica das bobinas e da câmara de vácuo, com o que se evita o surgimento de tensões térmicas indesejáveis.

Tanto os anéis meridionais como os chapéus serão feitos de epóxi reforçado com fibra de vidro (ou outro material não magnético), e serão dispostos simetricamente em relação ao plano equatorial da máquina. Cada anel será dividido em quatro segmentos, unidos por meio de conexões parafusadas. As conexões das barras da treliça anti-torque de um anel estarão rodadas de 45 graus, em relação às conexões do outro anel. Por outro lado, as barras que travam os chapéus aos anéis não serão rodadas. Aparece assim uma assimetria na posição das conexões de um anel em relação ao outro. Esta configuração, nitidamente desfavorável do ponto de vista estrutural, foi definida para atender ao requisito de máxima acessibilidade vertical à CV. No entanto, o sistema de compressão vertical da CC passa a provocar flexão no anel meridional inferior, exigindo que este seja muito rígido. Pretende-se mudar esta configuração na próxima revisão do projeto, fazendo com que todas as barras convirjam para nós, de modo a evitar a flexão do anel inferior.

As cargas laterais nas BCT são transferidas para os anéis por meio de suportes que impedem o deslocamento lateral das bobinas, sem contudo restringir sua expansão térmica (ver Fig. 3.6). Os mesmos suportes transferem para os anéis as cargas nas bobinas de campo vertical e nos braços que suportam a câmara de vácuo e o restante das BCP. As cargas fora do plano devidas à interação entre as BCT e os campos poloidais simétricos são antimétricas em relação ao equador e ao eixo vertical da máquina. A resultante de forças em cada anel ou chapéu é nula, mas aparece um torque na direção vertical, que é

contrabalançado com o torque no anel e chapéu opostos. As barras da treliça anti-torque ficam alternativamente em tração ou compressão. As barras conectando os dois anéis são chamadas de *treliça principal*, enquanto as barras que travam os chapéus aos anéis são chamadas de *treliça de travamento*. Em conjunto, formam a *treliça anti-torque*.

Além de balançar o torque na direção vertical, a treliça anti-torque transfere parte do peso dos componentes para o anel meridional inferior e, deste, para o chão. O restante do peso será transferido para o chão pelo chapéu inferior. A treliça anti-torque deve ainda resistir à carga vertical imposta à coluna central pelo macaco hidráulico colocado no interior do chapéu superior. A razão para usar um sistema hidráulico é que um batente rígido introduziria tensões térmicas indesejáveis tanto na CC como na estrutura de suporte. A carga hidráulica vai ser transferida à coroa por meio de um disco rígido, empregado ainda para reagir às cargas laterais agindo sobre a coroa. Os discos são conectados aos chapéus por meio de chapas finas, que se opõem à rotação do disco mas oferecem uma resistência muito baixa ao seu deslocamento vertical. Com tal expediente, permite-se que a CC respire. O disco inferior deve transferir o peso da CC para o chapéu inferior. Por esta razão, o disco inferior é suportado rigidamente, ao invés de se usar um macaco hidráulico. Como decorrência desta assimetria, a expansão térmica da CC será totalmente para cima.

Os chapéus são conectados aos barramentos de alimentação das BCT por meio de parafusos (Fig. 3.3). Através das conexões com os discos internos e o barramento de alimentação, os chapéus reagem às cargas laterais nas BCT, evitando assim deslocamentos laterais excessivos das coroas ou torção excessiva da coluna central. Por outro lado, os chapéus não devem se opor à expansão térmica das BCT. Isto se consegue com a inclusão de camadas de elastômero entre os barramentos de alimentação e os chapéus e, além disso, os pinos que conectam os chapéus aos barramentos de alimentação não devem impedir o deslocamento vertical dos barramentos.

Devido ao torque produzido pelas forças fora do plano sobre as BCT, existem cargas máximas de $\pm 2,3$ toneladas nas barras da treliça de travamento e de $\pm 3,9$ toneladas nas

barras da treliça principal. O sistema hidráulico de compressão vertical adiciona uma tração de +4,2 toneladas às barras da treliça de travamento e +3,7 toneladas às barras da treliça principal (ver Cap. 5).

Os braços de suporte das bobinas de campo poloidal serão feitos de chapas alumínio ou de fibra de vidro reforçada com epóxi. Serão conectados aos anéis e às jaquetas da CC por meio de conexões parafusadas. Haverá oito suportes na metade superior da máquina e oito na metade inferior, posicionados de forma simétrica. Além do peso próprio das BCP, estes braços devem transferir as cargas eletromagnéticas resultantes nas bobinas, parte para os anéis meridionais e parte para as jaquetas da CC. As conexões entre os anéis e os braços das BCP terão camadas de borracha que permitirão a rotação dos braços, de forma a não impedir a expansão térmica do solenóide central. Os braços terão ainda folgas para possibilitar a expansão radial das outras BCP.

O solenóide central (M1) e as bobinas M2 serão suportados pelas jaquetas de epóxi que envolverão a CC. Essas jaquetas não devem impedir a expansão térmica da CC. A expansão da CC será maior que a expansão do solenóide central, de modo que, para evitar folgas na direção vertical, uma mola elastômera irá comprimir as jaquetas contra as coroas das BCT, compensando assim as expansões térmicas diferenciais. As jaquetas atuam ainda como suportes internos para os braços das BCP, equilibrando a força de reação da parte superior com aquela da parte inferior, através da compressão do solenóide central.

A *câmara de vácuo*, cuja descrição será feita no capítulo 8, será suportada por dezesseis chapas finas de aço inoxidável, conectando a CV aos braços superiores e inferiores das BCP. Essas chapas foram projetadas para permitir a expansão radial da CV (graças à baixa rigidez à flexão), ao mesmo tempo que evitam os movimentos de corpo rígido da CV, por meio de grande rigidez aos deslocamentos na direção toroidal. Com o intuito de permitir a expansão vertical da CV, as chapas inferiores terão furos oblongos. Dessa maneira, a CV estará de fato pendurada pelas oito chapas superiores. Em condições de operação normal, os suportes inferiores contribuem apenas para evitar os deslocamentos

horizontais de corpo rígido da CV. No entanto, caso a CV experimente deslocamentos verticais (por exemplo, no caso de aceleração devida à disruptura severa do plasma), os suportes superiores ficarão sujeitos a forças de compressão e poderão flambear facilmente. Antes que qualquer deformação plástica seja imposta às chapas superiores, a folga nos suportes inferiores deve fechar.

Quatro pernas manterão a máquina aprumada e transferirão parte de seu peso para o prédio. O resto do peso será transferido através de um pilar sob o chapéu inferior.

3.3 Seqüência de montagem

Durante o projeto da máquina, procurou-se reduzir o número de estruturas intermediárias e operações *in-situ* durante a montagem do TBR-E. A Fig. 3.7 mostra a seqüência projetada.

Após as coroas inferiores das BCT terem sido fixadas à CC, elas são conectadas ao chapéu inferior (Fig. 3.7a). Entre as duas peças, ficam o barramento de alimentação inferior, os discos que fixam a coroa inferior e o suporte vertical da CC. Estes componentes são colocados internamente ao chapéu mas não são mostrados na figura.

Ao mesmo tempo, o conjunto de BCP inferiores é montado em outro local, conectado aos braços de suporte das BCP e aos suportes laterais das BCT (Fig. 3.7b). Oito destes suportes laterais não são conectados aos braços de suporte, de modo que, neste estágio, eles estão de fato suportados pelas bobinas de campo vertical (VFC).

A Fig. 3.7c mostra o conjunto de BCP inferiores já posicionado, após ter sido içado por uma ponte rolante. Apenas três pontos são necessários para apoiar e nivelar o conjunto de BCP inferiores. Suportes laterais evitarão desalinhamentos em relação ao eixo vertical da máquina.

A Fig. 3.7d mostra a CV já posicionada, suportada através dos braços de suporte das BCP inferiores.

A Fig. 3.7e mostra o conjunto de BCP superiores e o solenóide central já montados. Eles podem ser colocados em posição separadamente ou em apenas uma operação.

Após a colocação do solenóide central e do conjunto de BCP (Fig. 3.7f), as coroas superiores são conectadas à CC, o barramento de alimentação superior conectado às coroas e os segmentos externos das BCT colocados no lugar por meio de movimentos radiais. Os parafusos dos barramentos de alimentação são apertados, assim como os dos suportes laterais das BCT (Fig. 3.7g).

A fig. 3.7h mostra os anéis meridionais superior e inferior (previamente montados) já posicionados, o que se consegue por meio de movimentos verticais. O chapéu superior e os componentes internos a este são também posicionados e suas conexões apertadas. Neste estágio, os anéis são suportados pelos braços das BCP.

Finalmente, as barras da treliça anti-torque e as pernas de equilíbrio são colocadas no lugar e parafusadas, e os suportes auxiliares verticais e laterais são removidos (Fig. 3.7i).

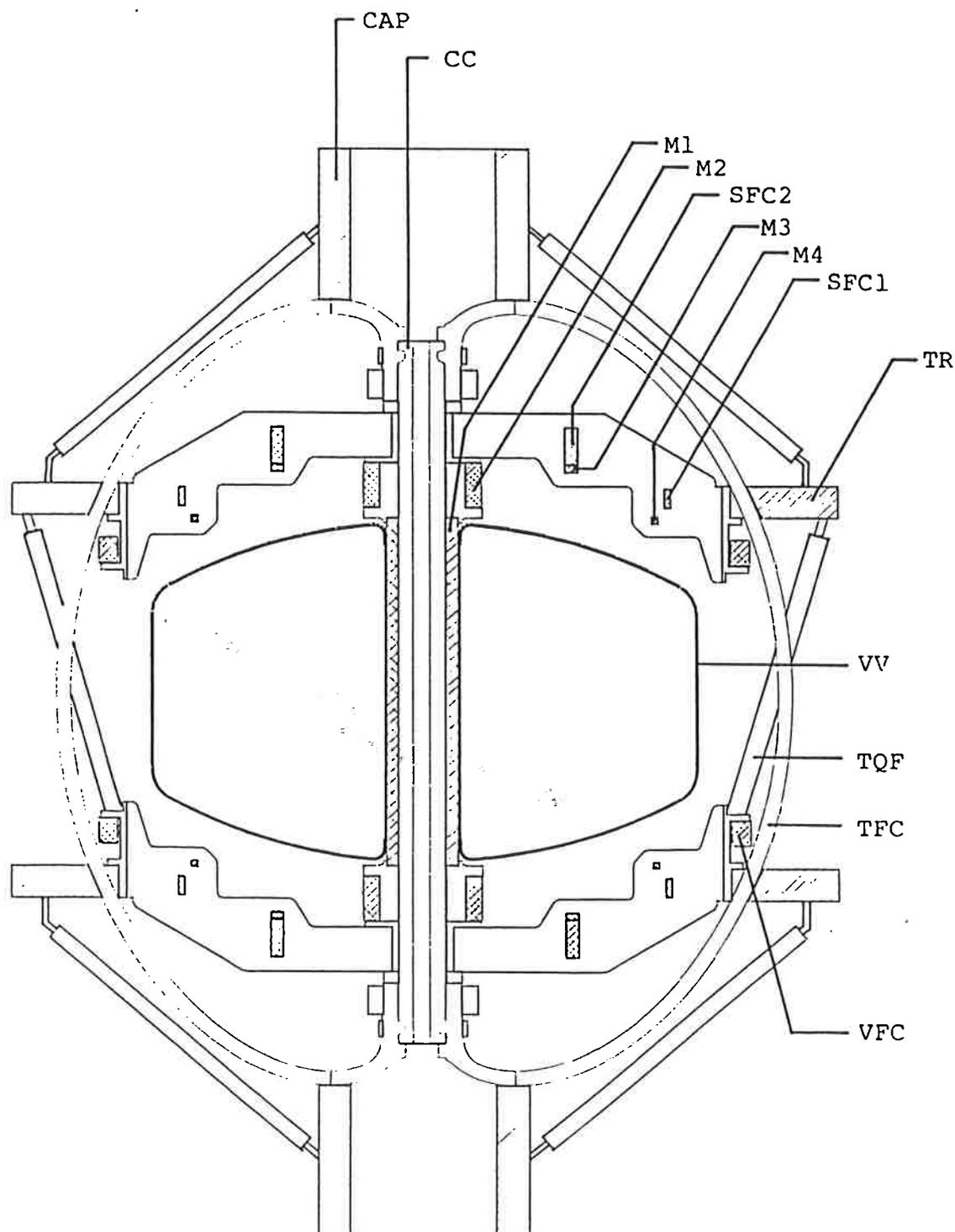


Fig. 3.1 Seção transversal do TBR-E, mostrando as bobinas de campo toroidal (TFC), a coluna central (CC), a câmara de vácuo (VV), as bobinas de magnetização (M1–M4), as bobinas de campo vertical (VFC) as bobinas de conformação (SFC1 & SFC2) e a estrutura de suporte.

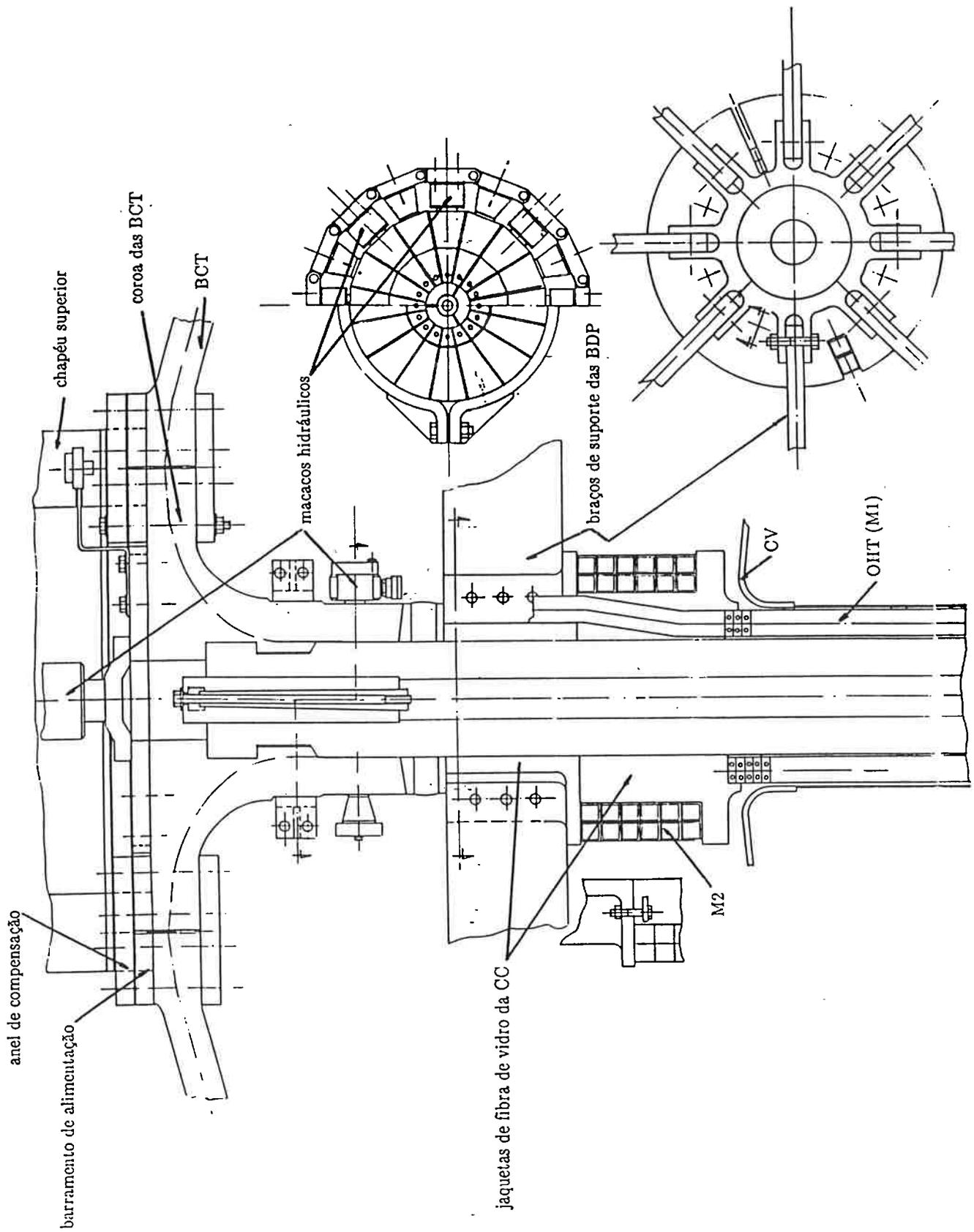


Fig. 3.2 Coluna central, jaquetas da coluna central, juntas tipo encaixe das BCT, anel de compensação hidráulica e outros detalhes construídos do TBR-E

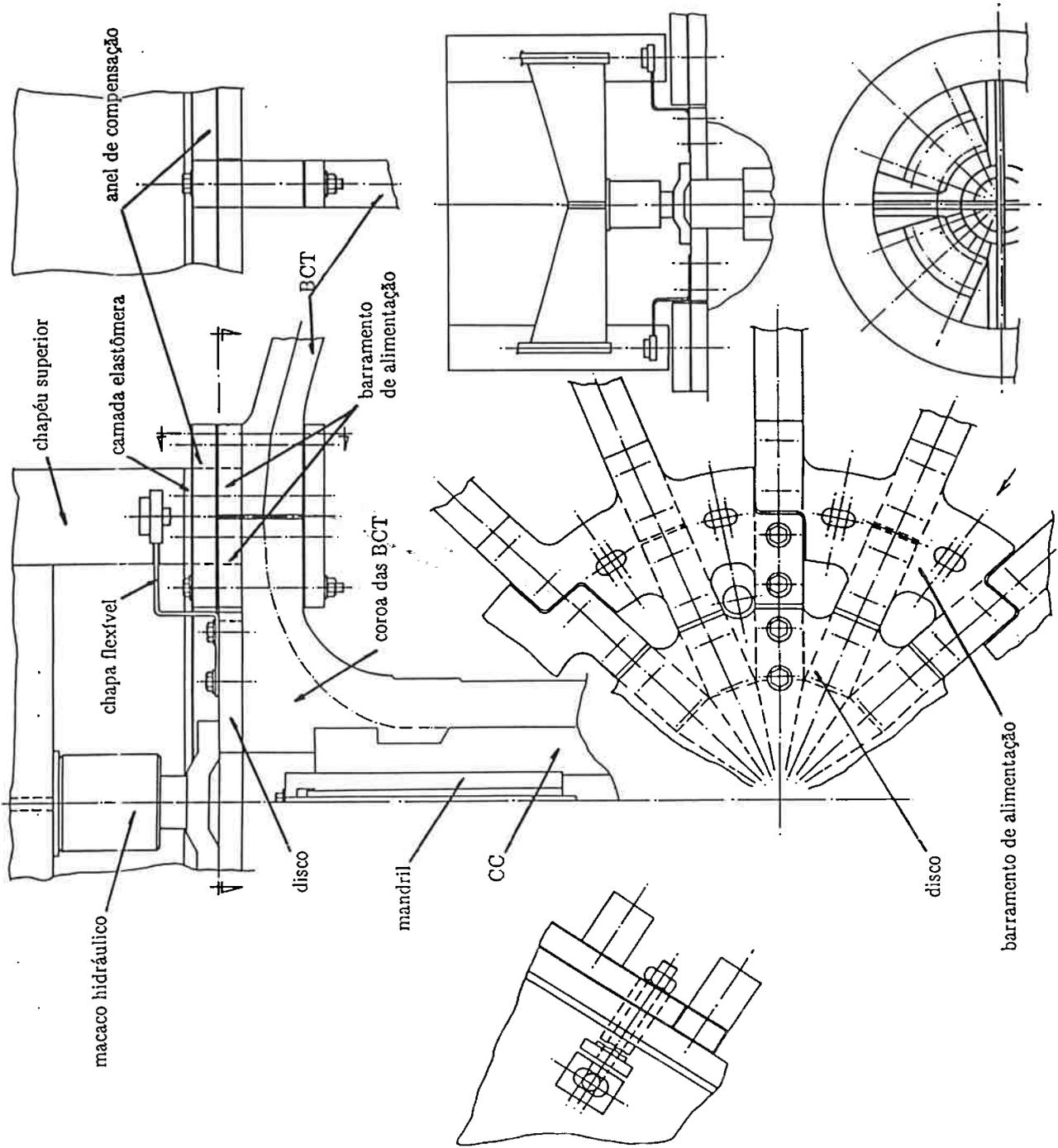


Fig. 3.3 Barramento de alimentação das BCT, conexão das BCT com o chapéu superior e sistema de compressão vertical da CC do TBR-E.

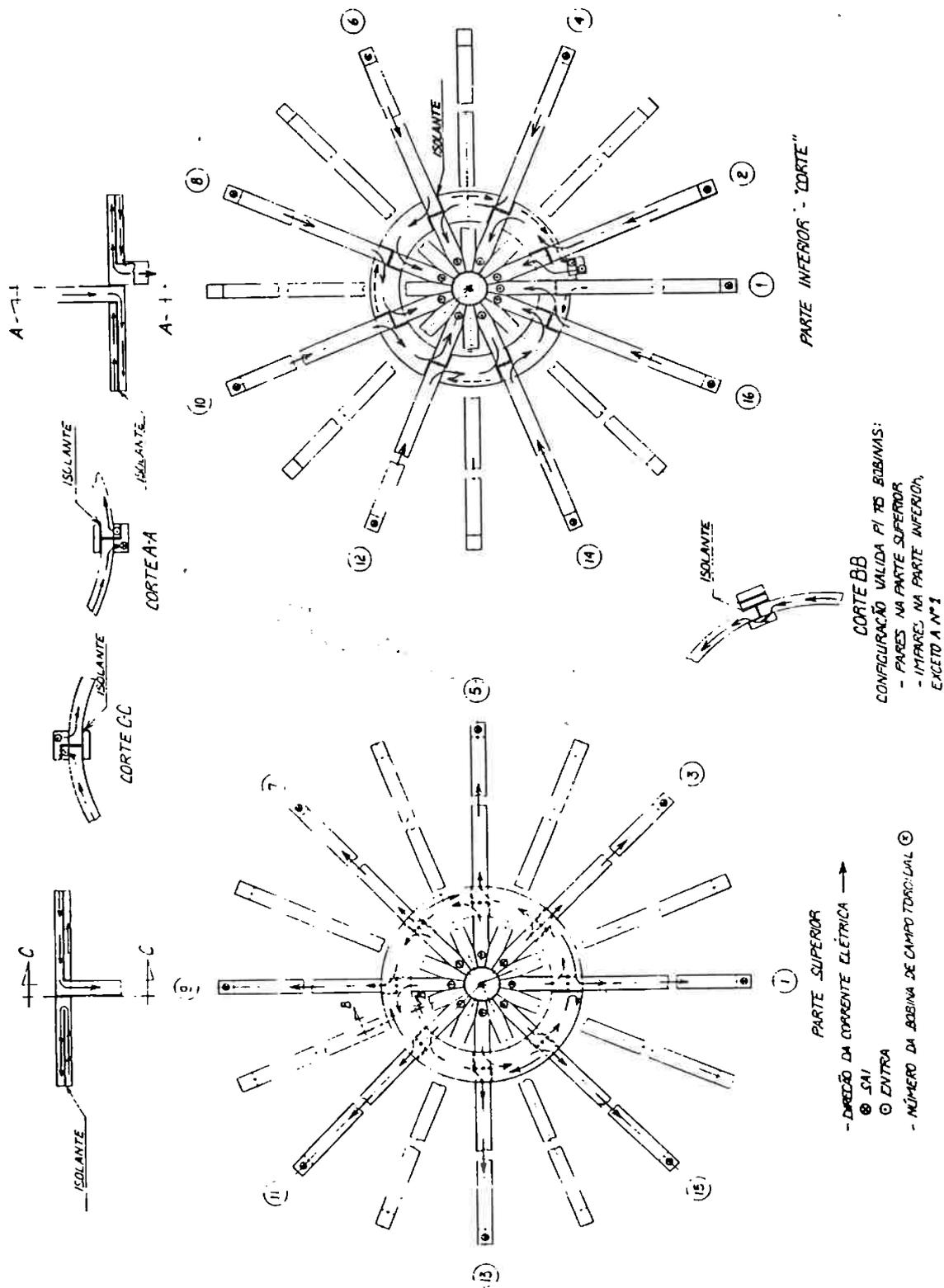


Fig. 3.4 Esquema do barramento de alimentação das BCT do TBR-E.

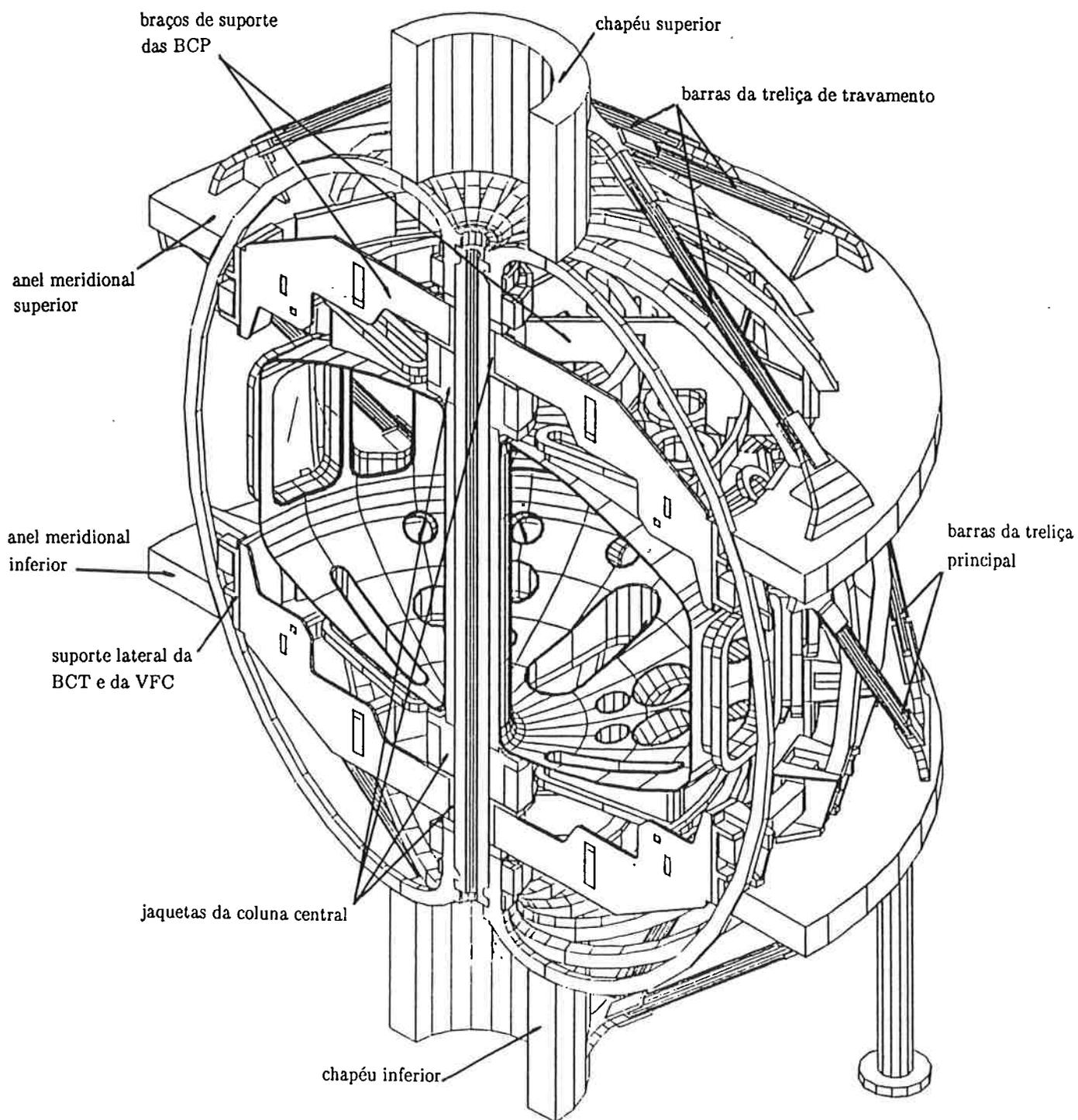


Fig. 3.5(a) Vista isométrica, em corte, do TBR-E, mostrando os principais componentes da estrutura de suporte.

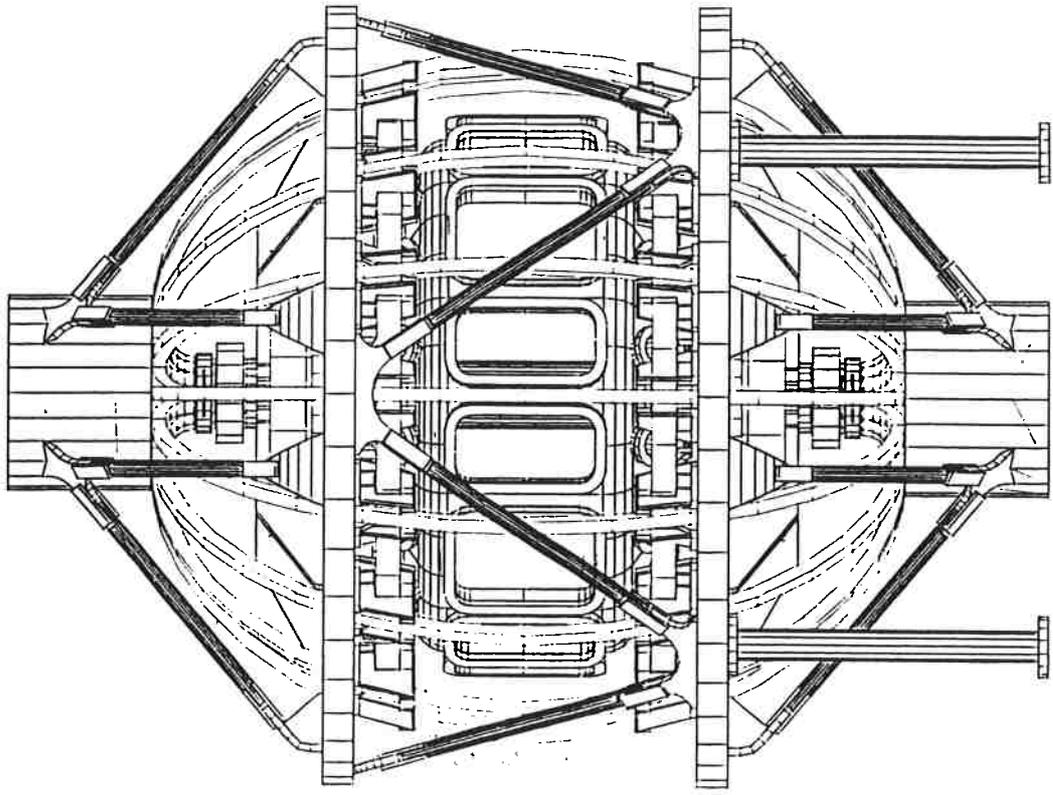


Fig. 3.5(c) Vista frontal do TBR-E

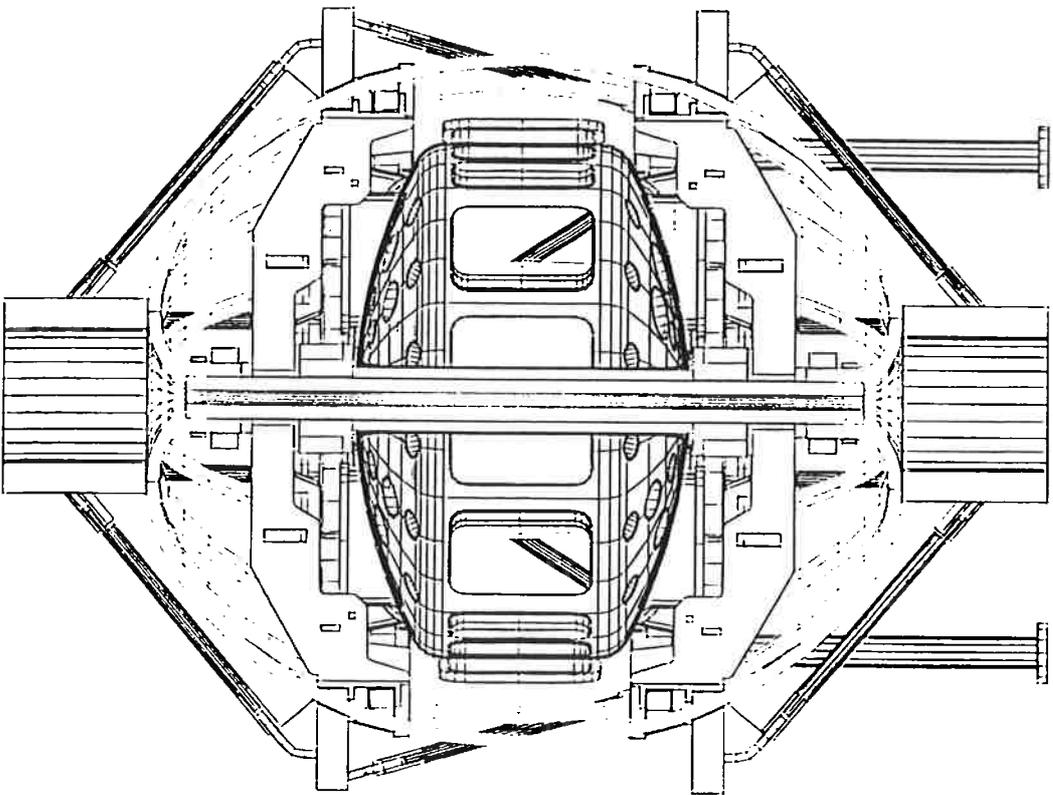


Fig. 3.5(b) Vista do TBR-E em corte

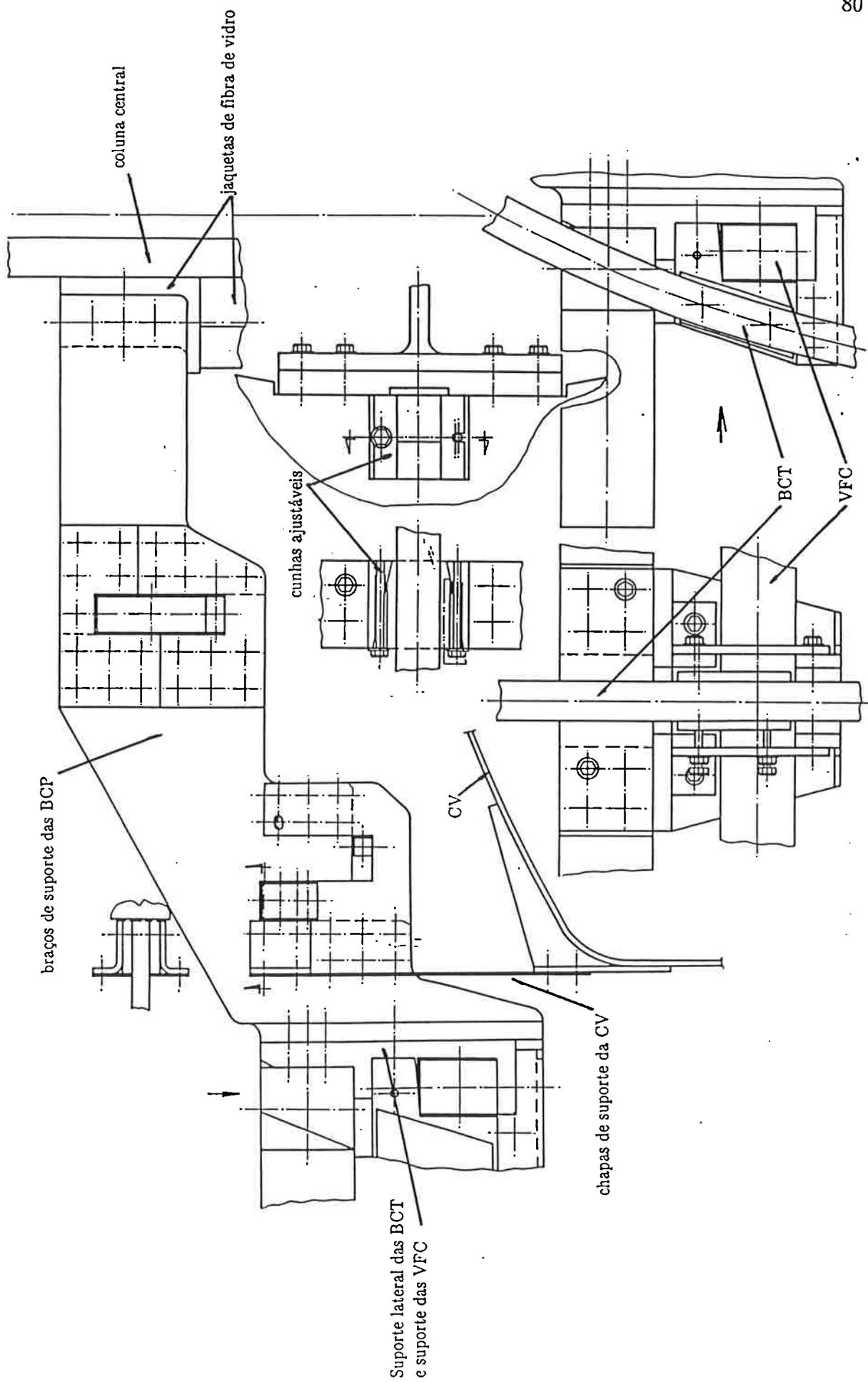


Fig. 3.6 Braços de suportes das BCP e da CV do TBR-E.

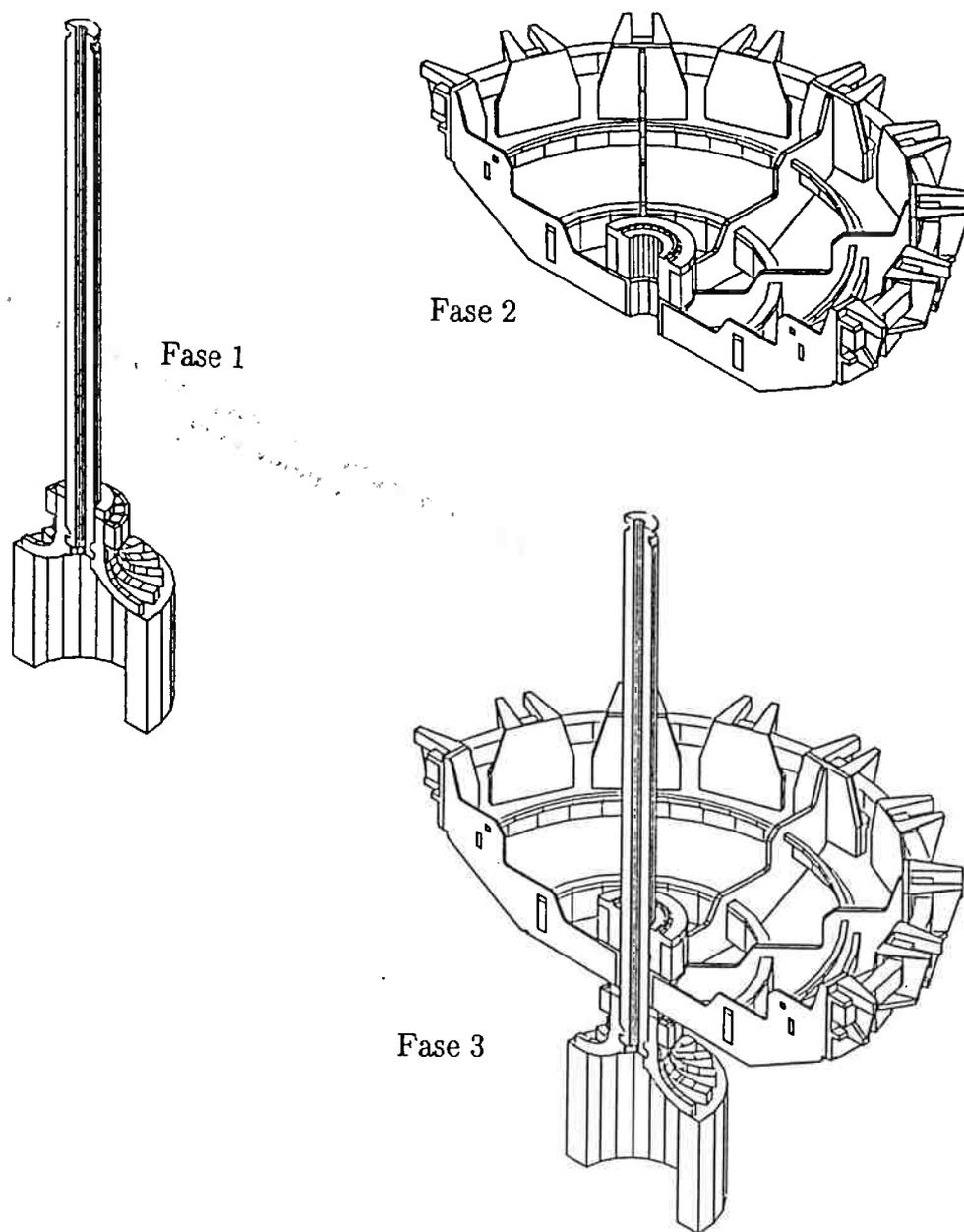


Fig. 3.7 Sequência de montagem do TBR-E. Fases 1-3

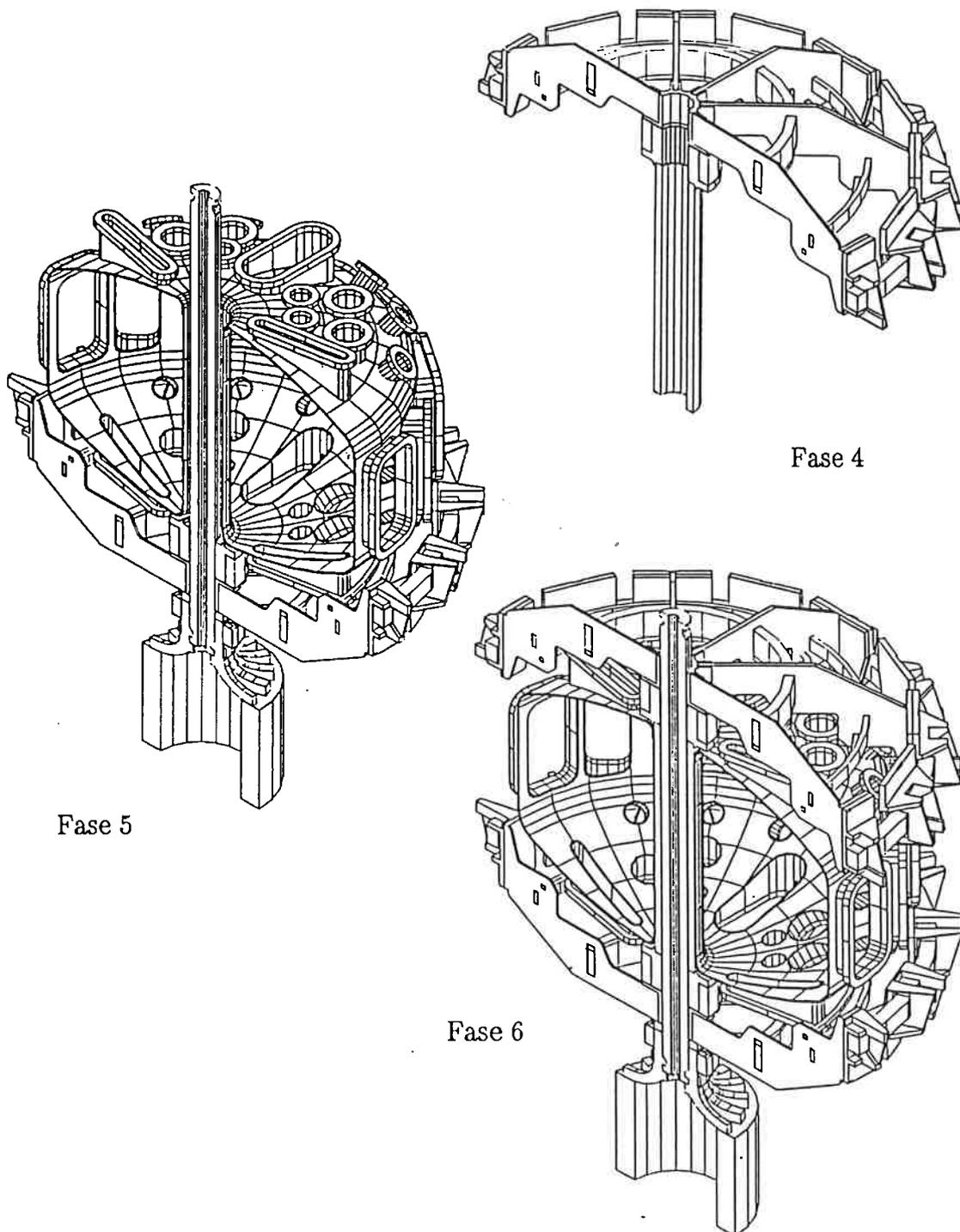
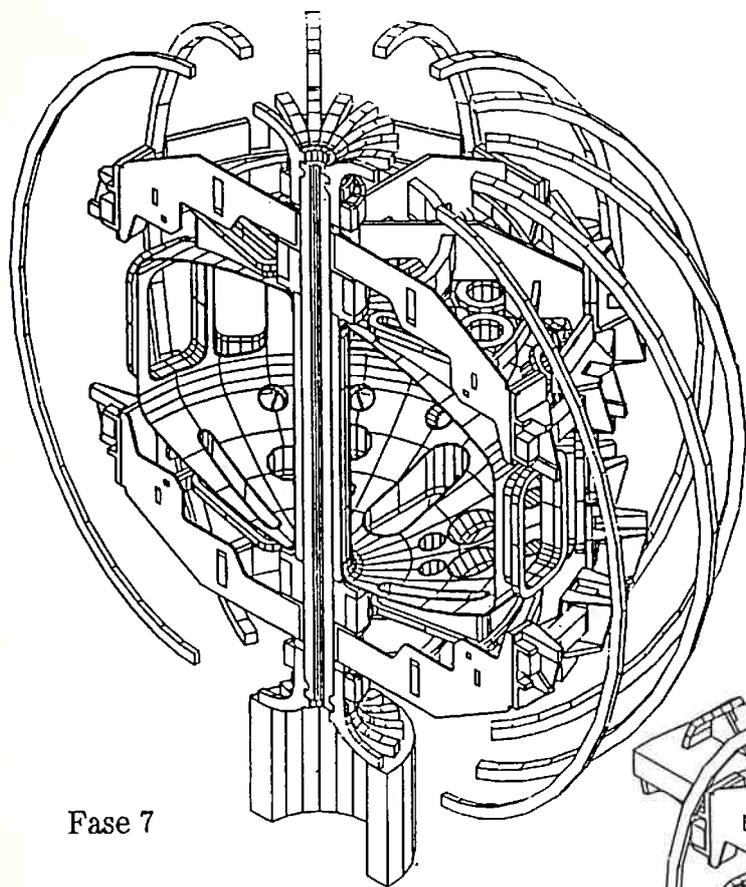
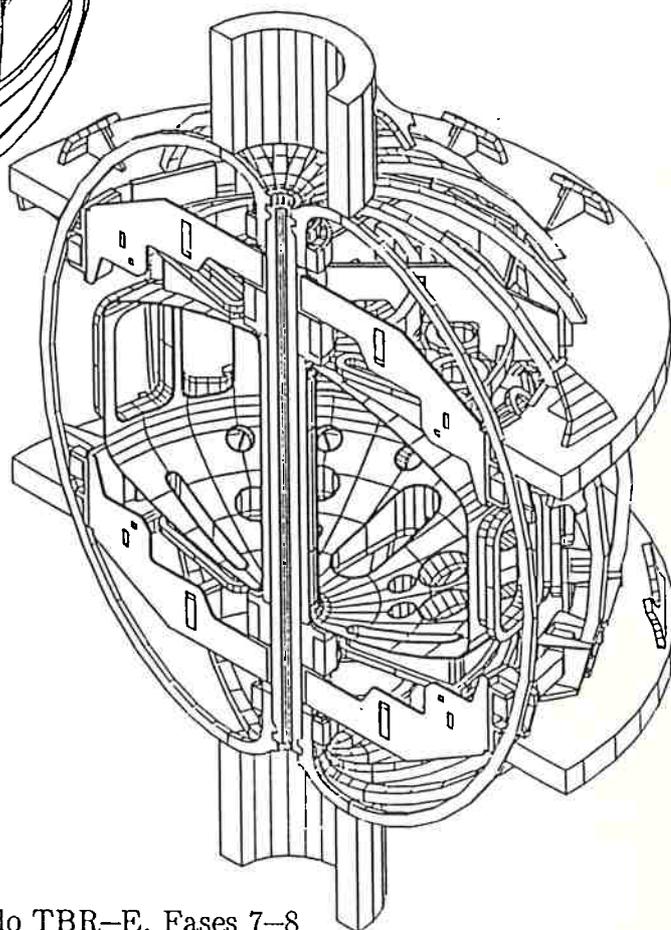


Fig. 3.7 (cont.) Seqüência de montagem do TBR-E. Fases 4-6



Fase 7



Fase 8

Fig. 3.7 (cont.) Seqüência de montagem do TBR-E. Fases 7-8

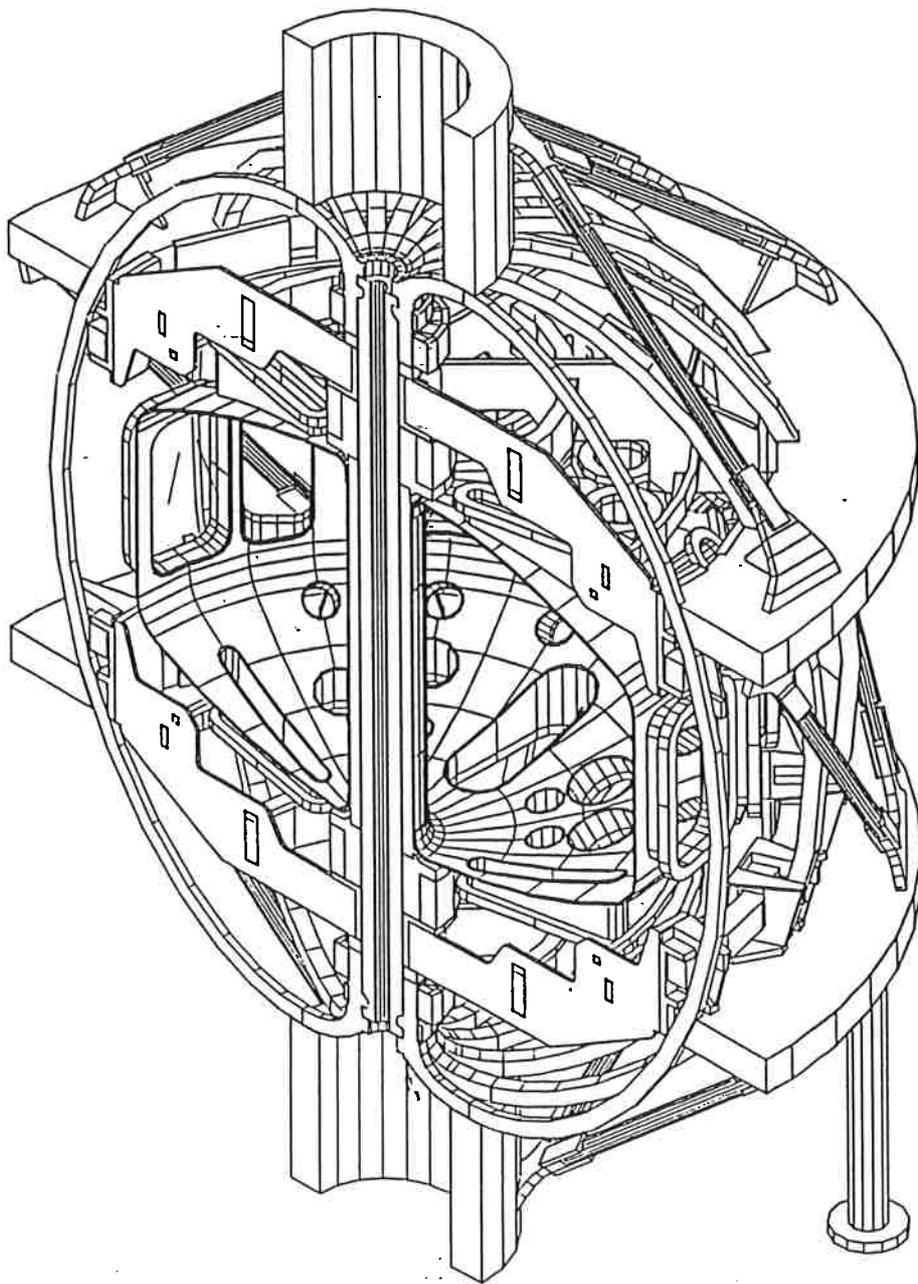


Fig. 3.7 (cont.) Sequência de montagem do TBR-E. Fase 9

4 DETERMINAÇÃO DA GEOMETRIA E ANÁLISE DAS BOBINAS DE CAMPO TOROIDAL

4.1 Geometria das bobinas de campo toroidal

No caso de tokamaks de pequeno e médio porte, a forma das bobinas de campo toroidal (BCT) é definida, em geral, tendo em vista a facilidade de construção. Via de regra, a escolha recai sobre bobinas retangulares (por exemplo, Compass, TCA, TCV). Esta opção foi, no entanto, descartada para o TBR-E pois, devido à baixíssima razão de aspecto projetada para a máquina, o espaço disponível para as conexões fica demasiadamente restrito, fazendo que as juntas entre os trechos interno e externo de cada bobina não mais possam ser parafusadas. Prolongar as extremidades da Coluna Central (CC) das BCT impediria a construção independente do solenóide ôhmico e da CC. Também considerou-se o emprego de juntas deslizantes (JD) mas, para fazer frente aos intensos momentos fletores que apareceriam nestas condições, as bobinas retangulares deveriam ser muito robustas, pondo em perigo a integridade das JD — muito delicadas — no caso, por exemplo, de uma montagem desastrada. E o dano em uma JD implicaria o sucateamento de todo o trecho horizontal da BCT. Além disso, as dimensões requeridas para as BCT retangulares estavam no limite das capacidades industriais de extrusão, laminação e corte, mesmo para padrões internacionais.

A solução encontrada foi empregar bobinas em forma de Dê, mais favoráveis do ponto de vista estrutural, pois minimizam a flexão imposta pelas forças eletromagnéticas. Estas bobinas, conhecidas também como bobinas *free-bending shape* (FBS), permitem o emprego de seções transversais menores e, em decorrência, uma considerável economia de material. Conforme mencionado anteriormente, bobinas tipo FBS não são freqüentes em máquinas de médio porte, mas são a solução padrão para a máquinas grandes.

O problema das juntas, por sua vez, foi resolvido combinando um sistema de encaixes com uma cinta de compressão hidráulica, conforme descrito no capítulo 3.

Para definir a geometria da bobina FBS, considere-se o toróide ideal, de pequena espessura, seção transversal qualquer, percorrido por correntes elétricas fluindo na direção poloidal e uniformemente distribuídas na direção toroidal (Fig. 4.1).

Resulta um campo magnético no interior do toróide, que vale

$$\vec{B} = \vec{1}_\varphi \cdot B(r) = \frac{\mu_0 \cdot NI}{2\pi \cdot r} \vec{1}_\varphi \quad (4.1)$$

onde NI é o número total de Amperes-voltas na folha de corrente. Fora do toróide, o campo magnético é nulo.

Embora a corrente seja uniformemente distribuída ao longo do toróide, pode-se pensar em um grupo de N bobinas, cada uma transportando uma corrente $I = j \cdot A_s$, onde j é a densidade de corrente na bobina e $A_s = \Delta\rho \cdot \Delta h$ é a área da sua seção transversal.

Admitindo que o campo magnético caia linearmente desde o valor existente na face interna das bobinas até zero na face externa, e que a densidade de corrente seja uniforme, podemos determinar a força por unidade de comprimento, perpendicular ao eixo da bobina, a que um elemento de comprimento ds (Fig. 4.2) fica sujeito:

$$d\vec{F} = ds \int_{\rho_1}^{\rho_2} \Delta h \cdot \vec{j} \times \vec{B}(\rho) \cdot d\rho \quad (4.2)$$

ou, escalarmente

$$dF = \Delta h \cdot ds \int_{\rho_1}^{\rho_2} j \frac{B_1(\rho - \rho_1)}{\Delta\rho} d\rho \quad (4.3)$$

onde $\Delta\rho = \rho_2 - \rho_1$ e B_1 é o campo na face interna da bobina.

Efetuada-se a integração, obtém-se

$$dF = -\frac{\Delta h}{\Delta\rho} j \, ds \, B_1 \frac{1}{2}(\rho_2 - \rho_1)^2 \quad (4.4)$$

ou, levando em conta que $j \cdot \Delta h \cdot \Delta\rho = I$ e que $(\rho_2 - \rho_1)^2 = (\Delta\rho)^2$,

$$dF = \frac{1}{2} I \cdot B \, ds \quad (4.5)$$

onde o índice do campo eletromagnético foi suprimido (toróide de espessura infinitesimal).

A Fig. 4.3 mostra o diagrama de corpo livre do segmento de bobina ds . Para equilibrar a força dF , é suficiente uma tração T nas extremidades do segmento ds tal que

$$2T \sin(d\theta/2) = T d\theta = dF \quad .$$

Como $d\theta = ds/\rho$, resulta, levando em conta (4.5):

$$T = \frac{1}{2} \frac{\mu_0 \cdot NI^2}{2\pi \cdot r} \rho \quad (4.6)$$

É conveniente ajustar a curvatura ρ de modo que T seja constante. Para isto, faz-se $\rho = \kappa \cdot r$, onde

$$\kappa = \frac{4\pi T}{\mu_0 NI^2} \quad (4.7)$$

Considerando a expressão cartesiana do raio de curvatura de uma curva no plano rz , resulta uma equação diferencial de segunda ordem:

$$\rho = \kappa \cdot r = \frac{\pm \left[1 + (dz/dr)^2 \right]^{3/2}}{d^2 z/dr^2} \quad (4.8)$$

Ou, reordenando:

$$r \frac{d^2 z}{dr^2} = \pm \frac{1}{\kappa} \left[1 + (dz/dr)^2 \right]^{3/2} \quad (4.9)$$

A solução de (4.9) é, conforme [4]:

$$r = r_0 \exp(\kappa \sin \theta) \quad (4.10a)$$

$$z(\kappa, \theta) = r_0 \cdot \kappa \int_0^\theta (\sin \theta') \exp(\kappa \sin \theta') d\theta' \quad (4.10b)$$

onde $\theta = \arctang (dz/dr)$ (ver Fig. 4.4)

A solução para $z(\kappa, \theta)$ resulta numa série infinita de funções de Bessel. É mais conveniente resolver (4.10b) por integração numérica.

Sendo r_1 e r_2 os raios extremos da curva, valem as relações:

$$\begin{aligned} r_1 &= r_0 e^{-\kappa} \\ r_2 &= r_0 e^{+\kappa} \\ r_0 &= (r_1 r_2)^{1/2} \\ \kappa &= \frac{1}{2} \log_e \left(\frac{r_2}{r_1} \right) \end{aligned} \quad (4.11)$$

Há apenas dois parâmetros independentes na solução (por exemplo, κ e r_0). A Fig. 4.4, extraída de [4], mostra soluções típicas, para diferentes valores de κ e r_0 . A linha pontilhada $a-a$ da figura não faz parte da curva de tensão constante mas, caso a bobina desenvolva-se segundo ela, fica sujeita à mesma tração, uma vez que a conexão à curva FBS dá-se em dois pontos de tangência. Esta linha representa a parte da bobina que desenvolve a resultante radial das forças eletromagnéticas, a ser equilibrada por uma estrutura que sirva de encosto, de tal forma que não se transmita flexão para o restante da bobina.

Na formulação acima, as bobinas FBS são assimiladas a curvas inextensíveis, e o conjunto de FBS a um toróide contínuo, de espessura infinitesimal. A consideração da flexibilidade das bobinas, e de sua natureza discreta, leva a formulações bem mais complicadas, mas com soluções que não diferem significativamente daquela dada por (4.10). Por exemplo, a Fig. 4.5 mostra a variação da forma das FBS em função do número de bobinas.

A determinação da geometria das Bobinas de Campo Toroidal em forma de Dê do TBR-E foi feita com o uso das equações (4.10), resolvidas numericamente. Foram pesquisadas soluções variando r_2 e r_1 e procurando limitar a altura total da bobina em 2,40 m (Figs. 4.6a até 4.6h). A curva escolhida (caracterizada por $r_1 = 0,07$ m e $r_2 = 1,20$ m) pode ser vista na Fig. 4.6f.

A tração agindo na BCT assim definida pode ser calculada considerando (4.7):

$$T = \frac{\mu_0 NI^2}{4\pi} \kappa = 10^{-7} NI^2 \kappa \quad (4.12)$$

De (4.11) resulta $\kappa=1,3863$. Para $N = 16$ e $I = 98,44$ kA, tem-se $T = 21,5$ kN.

A seção transversal das BCT ($A_s = 45 \times 45 = 2025$ mm²) decorre dos limites de potência dos sistemas de alimentação elétrica do TBR-E. A tensão de tração ao longo do

trecho externo da BCT vale, portanto, $\sigma_n = 10,6$ MPa. Na região da Coluna Central (CC) das BCT, a seção transversal é trapezoidal, com uma área $A_{cc} = 8,0 \cdot 10^{-4}$ m², fora da região de encaixe entre os trechos externos das BCT e a CC, o que implica uma tensão de tração de 27 MPa. Na região do encaixe, (Fig. 4.7), a área disponível reduz-se para $4,0 \cdot 10^{-4}$ m², fazendo com que a tensão de tração média suba para 54 MPa. Tensões ainda maiores devem surgir nesta região, em função da flexão imposta às cunhas da CC pelos trechos externos das BCT, superpostas às concentrações de tensão inerentes aos ângulos do encaixe.

4.2 Carregamentos

4.2.1 Carregamento no plano das BCT

O carregamento no plano das BCT é imposto pelo auto-campo das bobinas. É ele que define a geometria das bobinas, conforme discutido no item 4.1.

A coordenada radial $r_i(\theta)$ do ponto localizado na face interna da seção da bobina correspondente à coordenada θ (Fig. 4.4) vale, conforme a Fig. 4.8:

$$r_i(\theta) = r(\theta) - \frac{t}{2} \cos \theta \quad (4.13)$$

Dessa maneira, a carga distribuída ao longo da bobina vale

$$q(\theta) = \frac{dF(\theta)}{ds} = \frac{1}{2} I \cdot B(r_i(\theta)) \quad (4.14)$$

$$q(\theta) = -\frac{\mu_0}{4\pi} \frac{NI^2}{[r(\theta) - \cos(\theta) \cdot t/2]} \quad (4.15)$$

A equação (4.15) leva a um valor constante $q_{cc} = 167,6 \text{ kN/m}$ ao longo da CC. Nesta região, porém, as bobinas têm uma seção trapezoidal e, se se assume uma densidade de corrente constante $j_1 = I/A_{cc}$, distribuída na seção transversal dos trechos em cunha, o campo magnético cai não-linearmente, de um valor máximo na face externa da coluna central (r_2), igual a

$$B(r_2) = \frac{\mu_0}{2\pi} \frac{N \cdot I}{r_2} \quad (4.16)$$

até zero na face externa (raio r_1), segundo a expressão

$$B(r) = \frac{\mu_0}{2\pi} \frac{N \cdot I}{r_2 - r_1} \cdot \frac{r - r_1}{r} \quad (4.17)$$

Sendo a área elementar na direção radial dada por

$$dA_1 = \frac{A_{cc}}{r_2 - r_1} \cdot dr \quad (4.18)$$

é possível calcular a força radial, dirigida para o eixo da máquina, agindo sobre os trechos da coluna central:

$$q_{cc} = \int_{r_1}^{r_2} \left[\frac{I}{r_2 - r_1} \right]^2 \frac{\mu_0}{2\pi} \frac{N}{r} \frac{r - r_1}{r} dr \quad (4.19)$$

Resulta

$$q_{cc} = \frac{\mu_0}{2\pi} \frac{N}{r_2 - r_1} \left[\frac{I}{r_2 - r_1} \right]^2 \left[r_2 - r_1 - r_1 \ln \frac{r_2}{r_1} \right] \quad (4.20)$$

ou

$$q_{cc} = 2N \cdot 10^{-7} \cdot \left[\frac{I}{r_2 - r_1} \right]^2 \left[r_2 - r_1 - r_1 \ln \frac{r_2}{r_1} \right] \quad (4.21)$$

Para os parâmetros do TBR-E, $q_{cc} = 295 \text{ kN/m}$.

A transição entre a carga agindo no trecho externo da BCT e a carga na CC depende de como se distribui a corrente elétrica na região do encaixe, algo que somente pode ser determinado com modelos complexos. Enquanto a Fig. 4.9 mostra a distribuição do carregamento $q(\theta)$ ao longo da bobina, a Fig. 4.10 mostra a distribuição de $q(\theta)$ sobre o desenvolvimento do seu trecho curvo. Em ambas as figuras, apenas a metade da bobina foi representada, uma vez que o carregamento é simétrico em relação ao equador.

4.2.2 Carregamentos fora do plano da BCT

Os carregamentos fora do plano das BCT são resultantes da interação entre as correntes circulando nessas bobinas e o campo magnético poloidal, produzido pelas Bobinas de Campo Poloidal (BCP). O Programa BFORCE, escrito pelo Prof. Ricardo M. O. Galvão, calcula o campo magnético produzido por uma disposição arbitrária de anéis de corrente e determina a força eletromagnética resultante da interação entre estes campos e vetores arbitrários de corrente elétrica. As Figs. 4.11a até 4.11l mostram as forças fora do plano agindo nas BCT, associadas à doze diferentes configurações para os magnéticos poloidais, produzidas pelos casos de cargas sobre as BCP indicados na Tab. 4.1. Em todos estes casos, que cobrem as situações de operação normal e anormal da máquina, os campos magnéticos poloidais são simétricos em relação ao equador. Resultam forças antimétricas sobre as BCT. Por esta razão, os gráficos da Fig. 4.11 representam o desenvolvimento de apenas metade de uma bobina. Os casos de operação anormal assimétricos, bem mais improváveis, serão objeto de um estudo específico.

Tab. 4.1 – Casos de Carga nas BCP

| CASO | OHT | VERT | E1 | E2 | PLASMA |
|------|-----|------|----|----|--------|
| 1 | + | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 2 | + | - | 0 | 0 | 0 |
| 3 | + | - | - | 0 | 0 |
| 4 | + | - | - | - | 0 |
| 5 | + | - | - | - | + |
| 6 | 0 | - | - | + | + |
| 7 | 0 | - | - | 0 | + |
| 8 | 0 | - | 0 | + | + |
| 9 | 0 | - | 0 | 0 | + |
| 10 | - | - | 0 | 0 | + |
| 11 | - | - | - | + | + |
| 12 | - | - | - | + | 0 |

4.3 Modelos das BCT

As BCT foram modeladas com o auxílio do programa ANLEF [55], usando elementos de vigas. A Fig. 4.12 mostra a malha empregada. No trecho da CC, as BCT encontram-se confinadas umas pelas outras, de modo que uma rigidez radial foi definida para este trecho, por meio de elementos de mola. A transição entre o trecho externo e a CC foi feita por um elemento de viga disposto horizontalmente. No caso dos carregamentos no plano da bobina, este elemento fica sujeito a forças verticais. De fato, a corrente elétrica que migra da coroa da BCT para a CC deve ter uma componente horizontal. É difícil, porém, determinar a intensidade da força eletromagnética vertical resultante. Na análise

desenvolvida, multiplicou-se a corrente total da BCT pelo campo magnético existente nas extremidades do elemento de viga e assumiu-se uma variação linear para a força ao longo do elemento.

As condições de contorno representam a simetria ou antimetria dos deslocamentos em relação ao equador, para os casos, respectivamente, do carregamento com as forças no plano ou fora do plano das BCT. A suportação lateral, proporcionada pelos anéis e chap es da estrutura de suporte, foi representada pela supressão da liberdade ao deslocamento lateral dos n os correspondentes. A Tab. 4.2 d a as propriedades geométricas assumidas.

O material das BCT será cobre duro, sem oxig nio (OFHC). Foram assumidas as seguintes propriedades [56], para uma vida de 10 anos (200.000 ciclos): $E_{cu} = 120 \text{ GPa}$; $\nu_{cu} = 0,3$; $\sigma_y^u = 150 \text{ MPa}$.

Tab. 4.2. Propriedades geométricas das BCT

| Trechos: | seção quadrada | seção retangular (propr. m dias) | cunhas das BCTD |
|-------------------------------|----------------------|--------------------------------------|----------------------|
| $I_{ss} \text{ [m}^4\text{]}$ | $3,42 \cdot 10^{-7}$ | $2,05 \cdot 10^{-7}$ | $1,23 \cdot 10^{-7}$ |
| $I_{tt} \text{ [m}^4\text{]}$ | $3,42 \cdot 10^{-7}$ | $7,38 \cdot 10^{-8}$ | $6,0 \cdot 10^{-8}$ |
| $J_{rr} \text{ [m}^4\text{]}$ | $5,78 \cdot 10^{-7}$ | $1,89 \cdot 10^{-7}$ | $6,0 \cdot 10^{-8}$ |
| $A_s \text{ [m}^2\text{]}$ | $2,02 \cdot 10^{-3}$ | $1,22 \cdot 10^{-3}$ | $8,0 \cdot 10^{-3}$ |

4.3.1 Rigidez da Coluna Central

A coluna central das BCT (CC) trabalha como um tubo de parede espessa, uma vez que os trechos internos das BCT ficam sujeitos   forç s de compressão e confinam-se mutuamente. Para estimar a rigidez radial da CC, deve-se levar em conta,, além da presenç a da camada de epóxi entre os trechos internos de cada BCT, também a presenç a

dos furos de refrigeração.

Considere-se portanto um módulo de elasticidade efetivo

$$E = \frac{A_c E_c + A_e E_e}{A_{tot}} \quad (4.22)$$

onde $A_{tot} = A_{cu} + A_{epoxi} + A_{vazios}$. Para a geometria do TBR-E e sendo $E_{cu} = 120$ GPa e $E_{epoxi} = 31$ GPa, resulta um módulo efetivo $E \approx 100$ GPa.

Sabe-se que o deslocamento radial de um tubo de parede espessa, sob pressões interna e externa p_o e p_i , é dado pela Fórmula de Lamè [57]:

$$u = \frac{1-\nu}{E} \frac{r_i^2 \cdot p_i - r_o^2 \cdot p_o}{r_o^2 - r_i^2} r + \frac{1+\nu}{E} \frac{r_i^2 \cdot r_o^2 (p_i - p_o)}{(r_o^2 - r_i^2) r} \quad (4.23)$$

Assumindo $p_o = 1$ Pa, $p_i = 0$ e $r = r_o$, obtém-se a rigidez da CC através de

$$u(r_o) = \frac{1-\nu}{E} \frac{r_o^2 \cdot (-1)}{r_o^2 - r_i^2} r_o + \frac{1+\nu}{E} \frac{r_i^2 \cdot r_o^2 \cdot (-1)}{(r_o^2 - r_i^2) r_o} \quad (4.24)$$

logo a rigidez da coluna central vale

$$k = \frac{1}{u(r)} = \frac{E \cdot (r_o^2 - r_i^2)}{r_o [(1-\nu)r_o^2 + (1+\nu)r_i^2]} \quad (4.25)$$

Para os parâmetros do TBR-E ($r_o = 0,060$ m, $r_i = 0,020$ m, $\nu = 0,3$), chega-se a $k = 1,44$ GPa/m.

Considere-se agora o efeito de um material homogêneo preenchendo o furo da coluna central (por exemplo, epóxi). Este material, fica sujeito a um estado plano de deformação, com tensões radiais uniformes $\sigma_r = p_i$.

Para o estado plano de deformações vale ainda

$$E' \epsilon_r = \sigma_r (1 - \nu' - 2\nu'^2) = \sigma_r \cdot \theta \quad (4.26)$$

de modo que pode-se escrever

$$p_i = \frac{E' \epsilon_r}{\theta} \quad (4.27)$$

Ora, ϵ_r é constante pois a pressão é hidrostática:

$$\epsilon_r = \frac{u_i(r_i)}{r_i} \quad (4.28)$$

Logo

$$p_i = -\frac{E' \cdot u_i}{\theta r_i} \longrightarrow u_i = -\frac{\theta \cdot r_i \cdot p_i}{E'} \quad (4.29)$$

Considerando-se (4.23), com $r = r_i$, chega-se à expressão de $p_i = f(p_o)$:

$$p_i = \frac{2 \cdot r_o^2}{(r_o^2 - r_i^2) \frac{E \theta}{E'} (1-\nu)r_i^2 + (1+\nu)r_o^2} p_o \quad (4.30)$$

Para $p_o = 1$ Pa e $E' = 31$ GPa (epóxi), resulta um deslocamento radial, na superfície externa, $u(r_o) = -4,54 \cdot 10^{-4}$ m/GPa e, logo, $k = 2,2 \cdot 10^{12}$ GPa/m. Se, portanto, o interior da coluna central for preenchido com epóxi, obtém-se um acréscimo de 50% em sua rigidez axial.

4.3.2 Análise para os carregamentos no plano das BCT (modelo BCTD00)

A deformação da BCT para este caso é mostrada na Fig. 4.13. O deslocamento horizontal máximo ocorre no ponto equatorial externo (0,44 mm, para dentro). O máximo deslocamento vertical, no topo da bobina, vale 0,32 mm. A CC alonga 0,27 mm. A tração de 22 kN, constante ao longo de todo o trecho curvo, confirma o valor analítico. Na CC, a tração sobe para ≈ 24 kN, conseqüência do acréscimo de forças verticais (1,8 kN) na região do encaixe. O estiramento da CC pode ser confirmado lembrando que

$$\Delta l = \frac{T \cdot l}{A_s E} = \frac{24 \cdot 10^3 \cdot 1,0652}{8 \cdot 10^{-4} \cdot 120 \cdot 10^9} = 0,27 \cdot 10^{-3} \text{ m} .$$

O estiramento da CC permite que surjam momentos fletores ao longo da BCT. A Fig. 4.14 mostra o diagrama correspondente. O máximo momento fletor no trecho externo da BCT atinge 29,9 N.m, valor desprezível.

Na região do encaixe o modelo acusa um momento de 387 N.m que, no entanto, é pouco representativo do comportamento da junta. Modelos mais refinados deverão ser desenvolvidos para investigar o comportamento elétrico e mecânico desta região. De qualquer modo, esforços desta magnitude podem provocar tensões de flexão excessivas no trecho de estrangulamento da CC, na região do encaixe, ou então esmagamento do isolamento entre-cunhas. Isto justifica o encosto projetado, já descrito no capítulo 3.

4.3.3 Análises para os carregamentos fora do plano

A inspeção das Figs. 4.11a até 4.11l permite identificar alguns padrões de carregamento e reduzir assim o número de modelos a analisar. Os casos das Figs. 4.11a, 4.11b, 4.11e e 4.11l são suficientes para definir um envelope para os demais carregamentos.

Eles foram analisados, respectivamente, pelos modelos BCTD01, BCTD02, BCTD05 e BCTD12. Os resultados, em termos de deslocamentos, momentos fletores, esforços cortantes e momentos torsores são mostrados nas Figs. 4.15 a 4.18.

A fixação das BCT aos barramentos de alimentação — e destes aos chapéus — é feita por meio de parafusos trabalhando ao cisalhamento. Requer-se, desta maneira, a furação das bobinas, reduzindo a área e o módulo resistente da suas seções transversais.. Para incorporar de forma expedita o acréscimo de tensões em correspondência aos pontos de suportação nos chapéus (nós 21 dos modelos), tanto o momento fletor como o esforço normal foram multiplicados por dois, antes de determinar as tensões normal e de cisalhamento. Assim procedendo, o carregamento no plano da bobina dá uma tensão normal máxima $\sigma_n(T) = 21,7$ MPa, e uma tensão de flexão máxima (desconsiderando a região do encaixe)

$$\sigma_b(M_0) = \frac{2 \cdot M_0^{\text{max}}}{W} = \frac{2 \cdot 29 \text{ Nm}}{1,52 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3} = 3,8 \text{ MPa}$$

A Tab. 4.3 dá os máximos esforços para o os casos de carregamento fora-do-plano, determinados após a majoração dos esforços no nó 21. Uma verificação expedita, conservativa, pode ser feita aplicando o seguinte critério simplificado:

$$S = \delta \cdot \left[\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_{lim}} + \frac{\bar{\tau}}{\tau_{lim}} \right] \leq 1$$

onde $\bar{\sigma} = \sigma_n(T) + \sigma_b(M_0) + \sigma_{max}^b = 25,5 \text{ MPa} + \sigma_{max}^b$

$$\bar{\tau} = \tau(V_{max}) + \tau(T_{max})$$

$$\sigma_{lim} = 150 \text{ MPa}$$

$$\tau_{lim} = 2/3 \sigma_{lim} = 100 \text{ MPa}$$

$$\delta = 1,5 \text{ é um fator de amplificação dinâmica.}$$

Para os quatro casos estudados, S vale, respectivamente, 0,69 , 0,69 , 0,67 e 1,02, de modo que, dado o conservativismo do critério adotado, pode-se afirmar que as bobinas resistem aos carregamentos de operação normal e anormal.

Por outro lado, as forças na condição postulada de falha (curto-circuito de uma BCT), podem ser até uma ordem de grandeza maiores que as forças em condições de operação. Os resultados obtidos para estas últimas indicam que, em caso de falha, as tensões nas BCT podem ser excessivas, mesmo levando em conta tensões admissíveis maiores.

As forças devidas ao curto circuito de uma BCT devem ainda ser determinadas. Para limitar as tensões provocadas por este evento, pode-se dispor de espaçadores entre as bobinas, impedindo seu deslocamento relativo.

Tab. 4.3 – Máximos Esforços e Tensões nas BCT

| Mod. | M_{\max} [Nm] | σ_{\max}^b [MPa] | V_{\max} [N] | $\tau(V_{\max})$ [MPa] | Mt_{\max} [Nm] | $\tau(T_{\max})$ [MPa] |
|------|--------------------|----------------------------|-------------------|---------------------------|---------------------|---------------------------|
| 01 | 554 | 36,4 | 1300 | 1,9 | 84 | 3,3 |
| 02 | 296 | 19,5 | 2500 | 3,6 | 96 | 3,8 |
| 05 | 430 | 28,3 | 2700 | 3,9 | 120 | 4,8 |
| 12 | 794 | 52,2 | 5600 | 8,1 | 208 | 8,2 |

4.3.4 Deslocamentos e análises ulteriores

Os modelos analisados acusaram deslocamentos máximos, no vão entre apoios, de 2,0 mm, e na extremidade do encaixe, 1,2 mm. Estes deslocamentos são excessivos, principalmente os da extremidade do encaixe, pois a espessura do isolamento entre as

cunhas da CC é de apenas 1,0 mm.

Os modelos assimilam a suportaçãõ proporcionada pelo anel meridional e pelo BAL a simples apoios, indiferentes, portanto, ao giro das seções transversais da BCT. No entanto, estes apoios são ou contínuos (caso do anel meridional) ou providos de mais de um parafuso (no BAL). Ambos se opõem, portanto, ao giro da BCT.

Além disso, é conveniente estender o apoio correspondente ao anel meridional até a altura da bobina V, tanto para melhor fazer frente às forças provocadas pela interação entre esta bobina e a BCT, como porque a própria bobina V requer um suporte para as forças na direção vertical. Também os braços de suporte das demais BCP devem apoiar-se nos anéis de uma forma conveniente. Projetou-se então um dispositivo de tripla finalidade: suportar lateralmente a BCT, suportar verticalmente a bobina V e suportar as MF. Este dispositivo pode ser visto na Fig. 4.19.

Algumas análises foram feitas com diferentes fixações para a BCT, sujeita ao caso de carga da Fig. 4.11. A Fig. 4.20 mostra os deslocamentos e momentos fletores resultantes para diferentes fixações. Observa-se que os deslocamentos do encaixe podem ser reduzidos consideravelmente ($< 0,5$ mm), às expensas de maiores momentos fletores junto aos apoios. A solução final, fixando a coroa da BCT a um disco disposto internamente ao chapéu (conforme descrito no Capítulo 3) ainda não foi analisada, mas deve proporcionar redução ulterior dos deslocamentos da coroa.

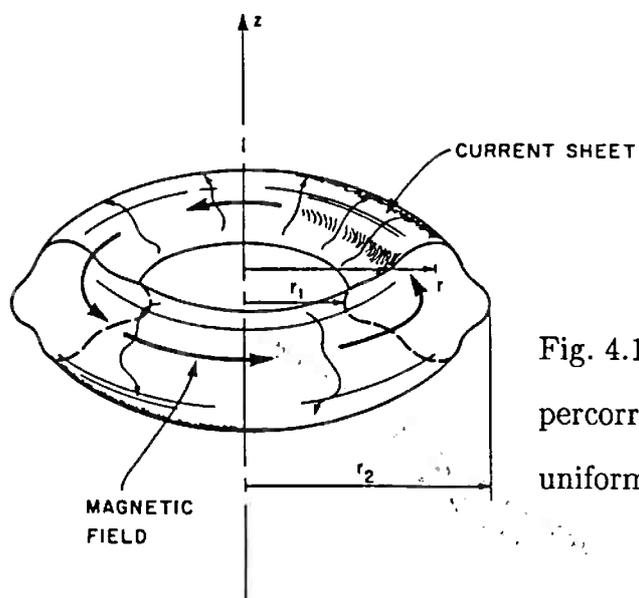


Fig. 4.1 Toróide fino, de seção qualquer, percorrido por uma lâmina de corrente elétrica uniformemente distribuída na direção poloidal.

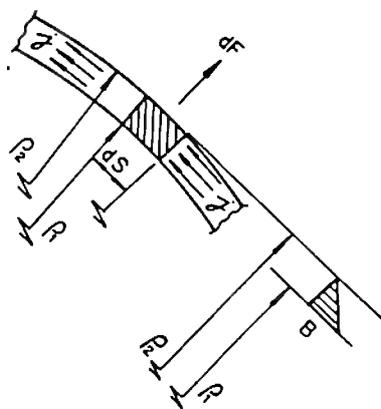


Fig. 4.2 Elemento de bobina ds , sujeito a um fluxo de corrente elétrica \vec{j} e imerso em um campo B linearmente decrescente.

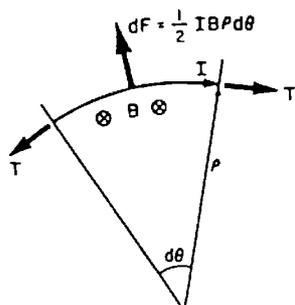


Fig. 4.3 Diagrama de corpo livre do segmento ds . A tração T nas extremidades do segmento equilibra a força eletromagnética dF .

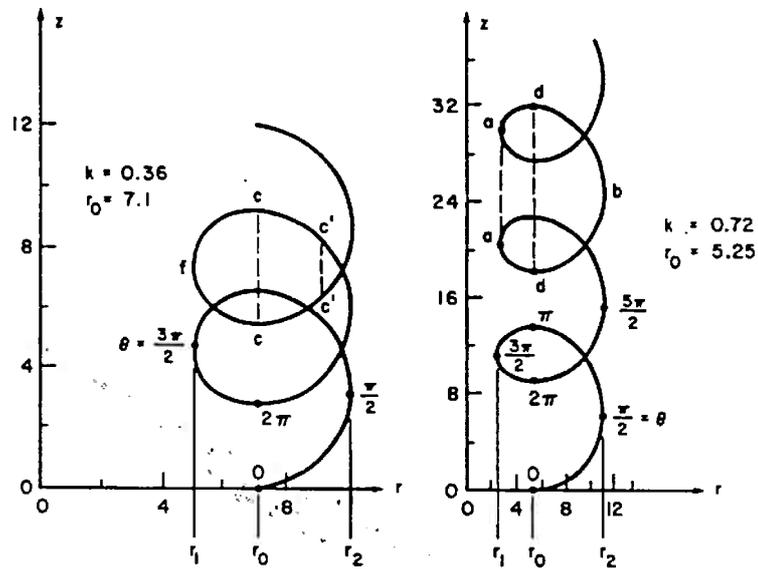
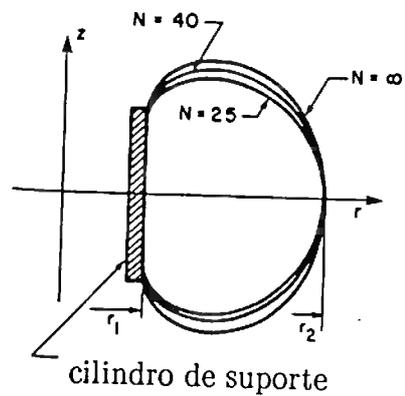


Fig. 4.4 Curvas FBS para diferentes valores de κ e r_0 (extraída de [4]).

Fig. 4.5 Curvas FBS com os mesmos valores para r_1 e r_2 mas para diferentes números de bobinas de campo toroidal [4].



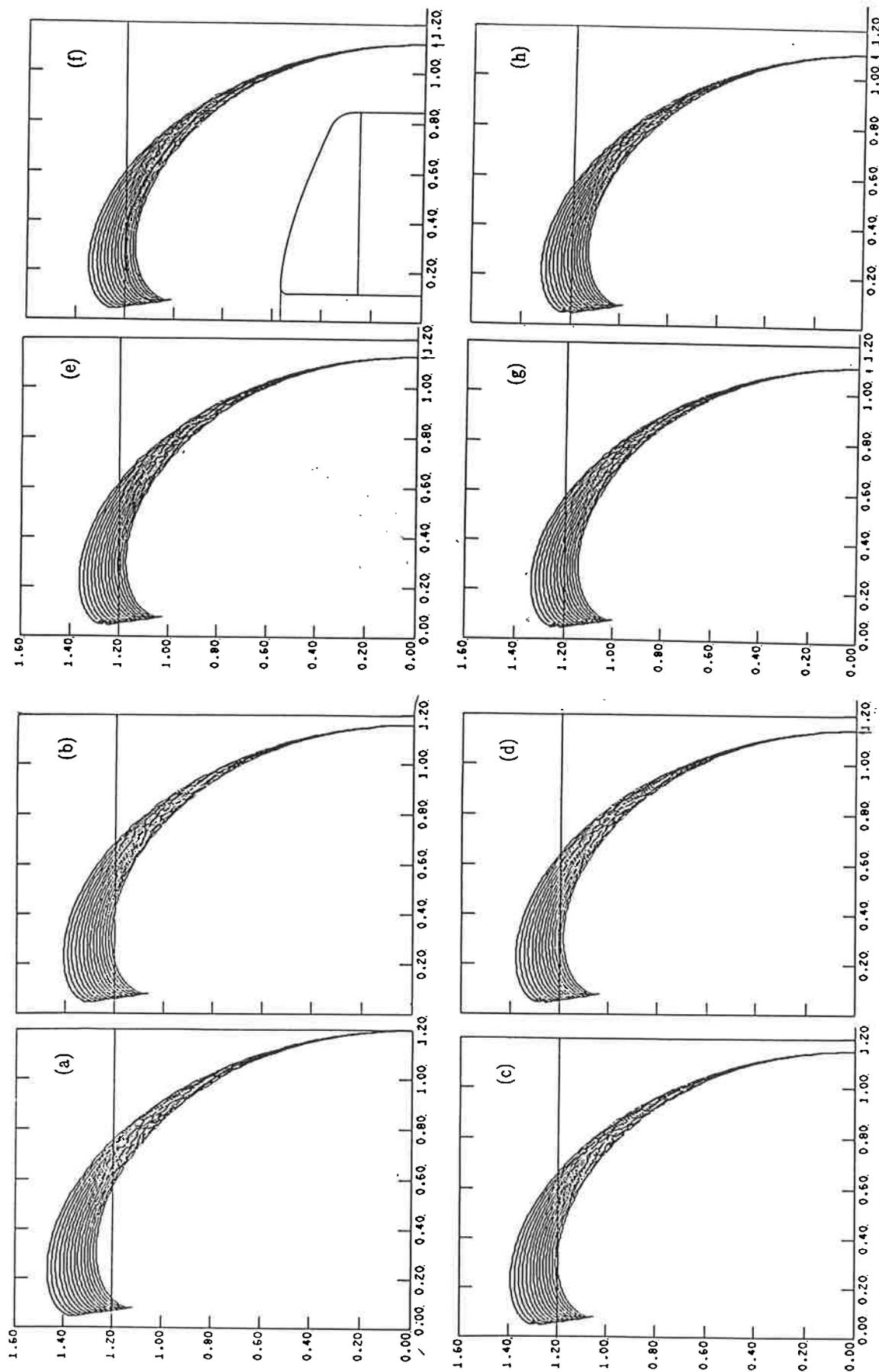


Fig. 4.6 – Estudo da forma da BCTD

As Figs. 4.6(a) até 4.6(h) mostram a variação da forma das BCTD para r_2 variando entre 1,20 m (Fig. 4.6(a)) e 1,10 m (Fig. 4.6(h)). Para cada valor de r_2 , variou-se r_1 entre 0,08 m e 0,045 m, com um passo $\Delta r_1 = 0,0025$ m. A curva reforçada na Fig. 4.6(f) foi escolhida como solução. Os parâmetros associados a esta curva são $r_1 = 0,07$ m e $r_2 = 1,20$ m.

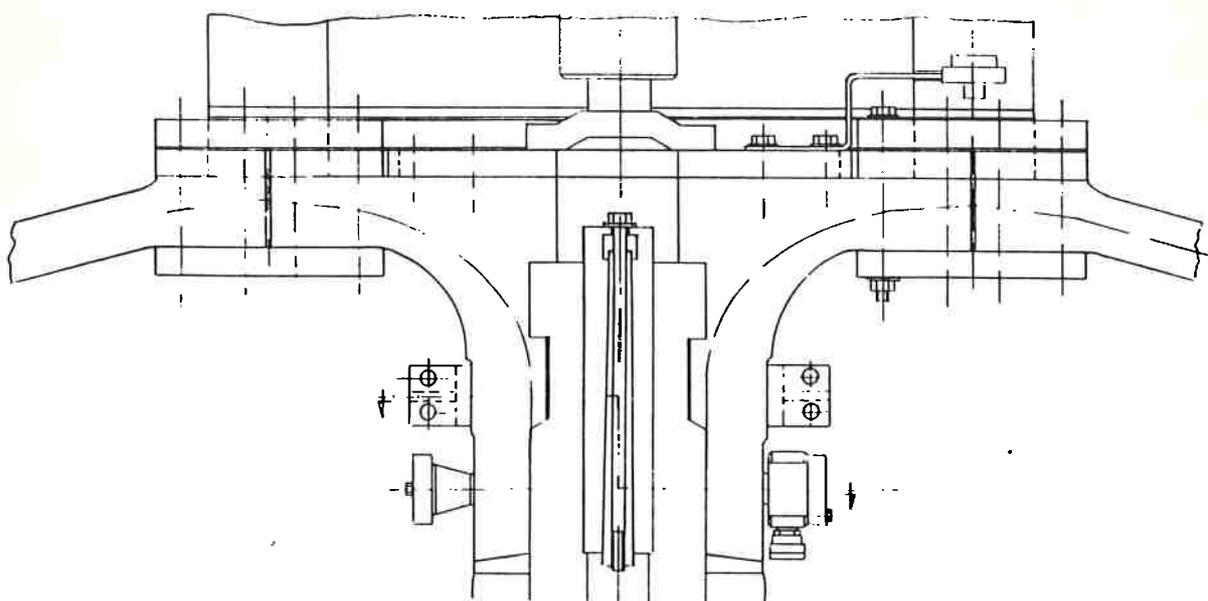


Fig. 4.7 Encaixe da coroa da BCT com a coluna central

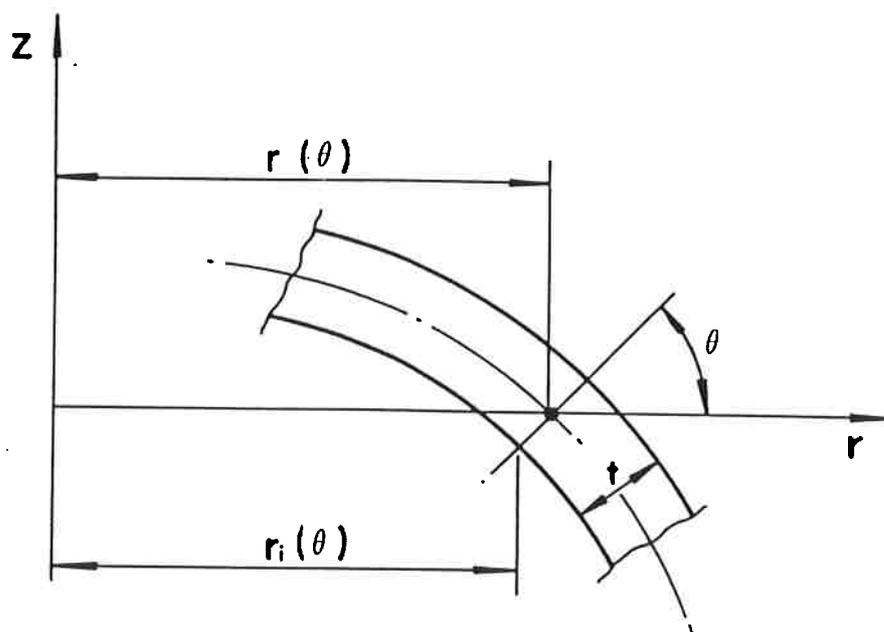


Fig. 4.8 Definição da coordenada $r_i(\theta)$

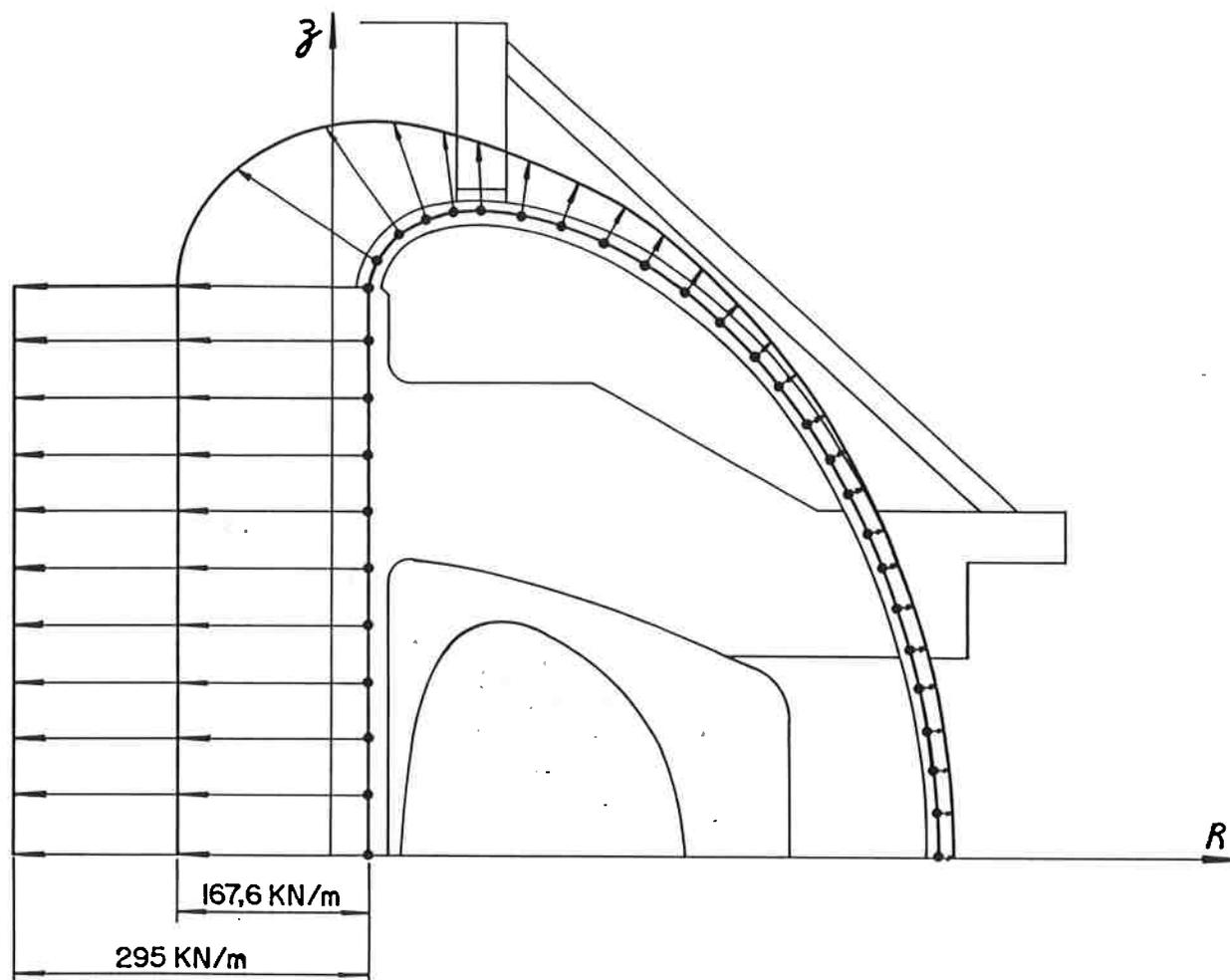


Fig. 4.9 Distribuição das forças devidas ao auto-campo ao longo da BCT. As forças são simétricas em relação ao equador da máquina. No trecho da CC, as forças saltam de forma abrupta para 295 kN/m.

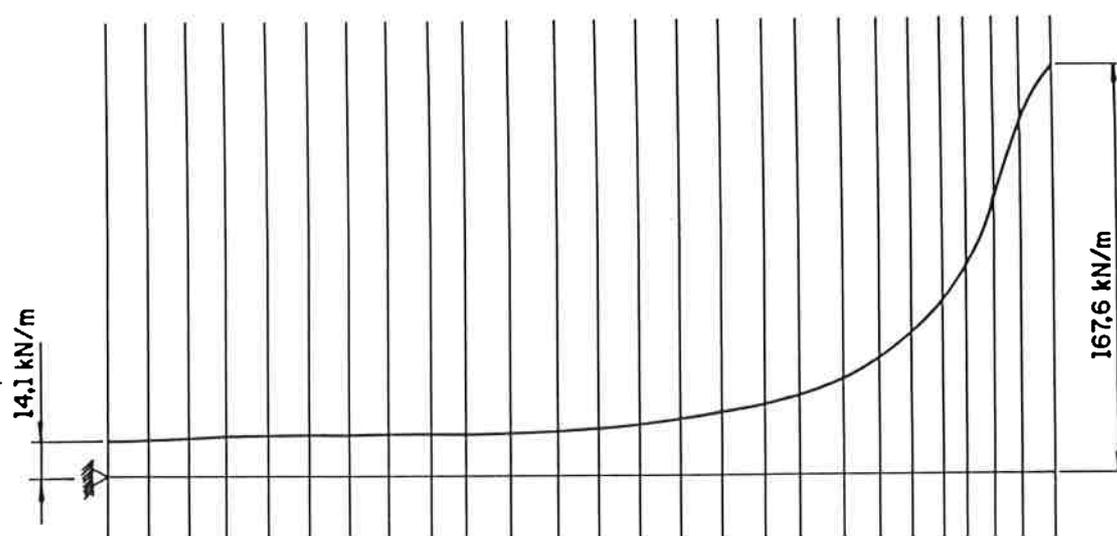


Fig. 4.10 Carregamento devido ao auto campo das BCT, ao longo do desenvolvimento do seu trecho curvo.

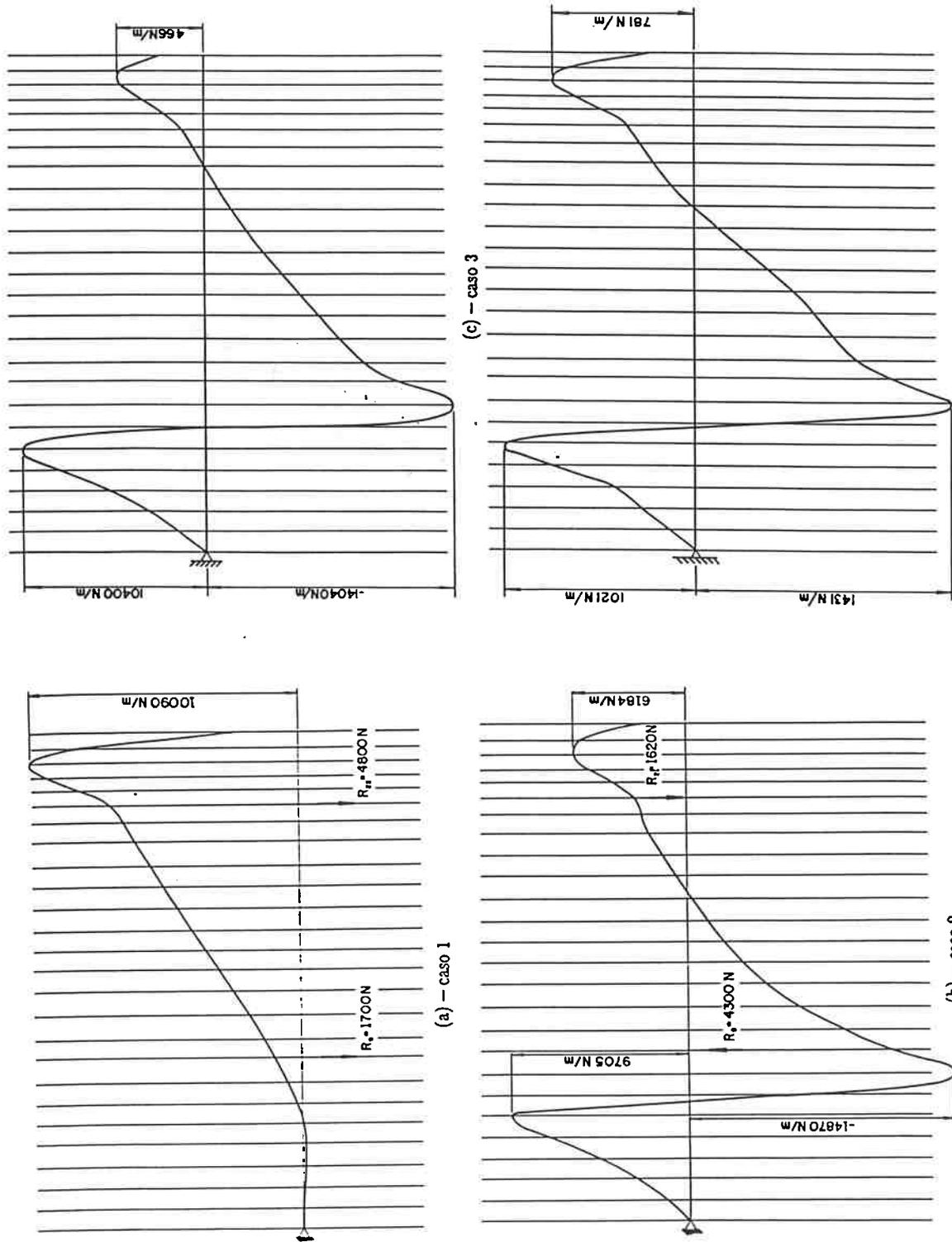


Fig. 4.11 Forças fora do plano das BCT, ao longo do desenvolvimento do seu trecho curvo. No trecho da CC, estas forças são nulas. São mostrados 12 gráficos, correspondentes aos 12 casos de carga nas BCT, mostrados na Tab. 4.1.

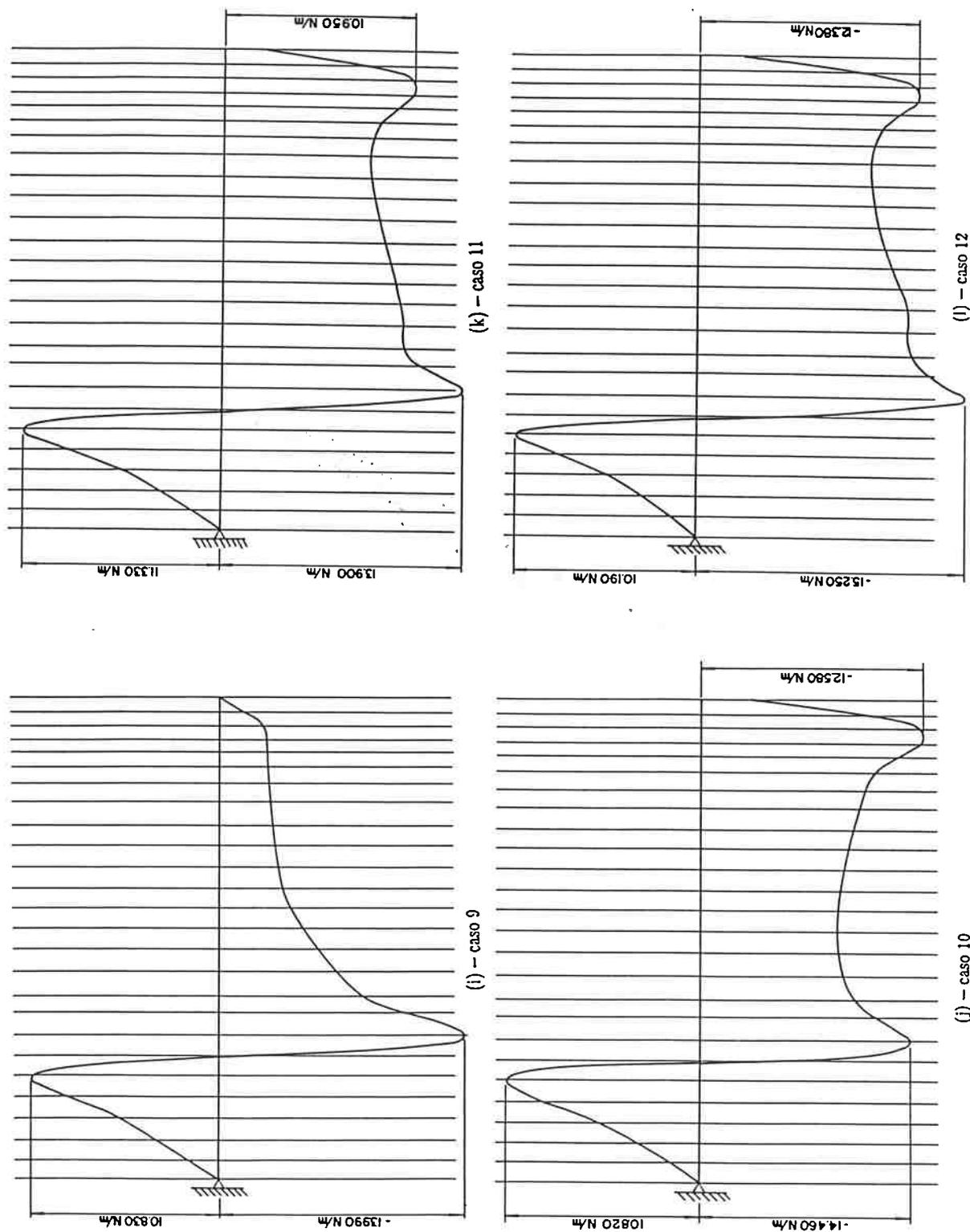


Fig. 4.11 continuação

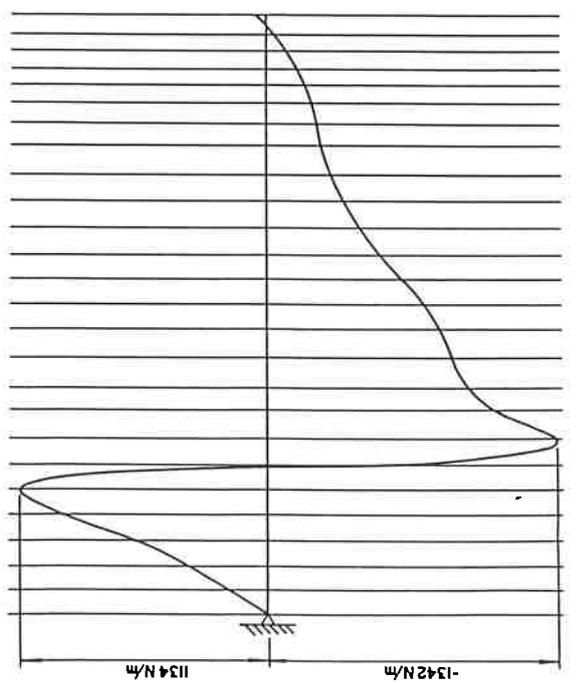
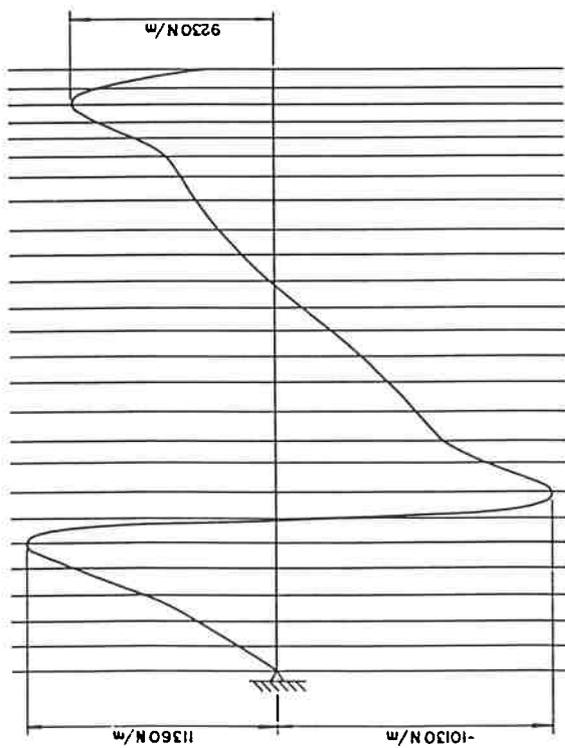
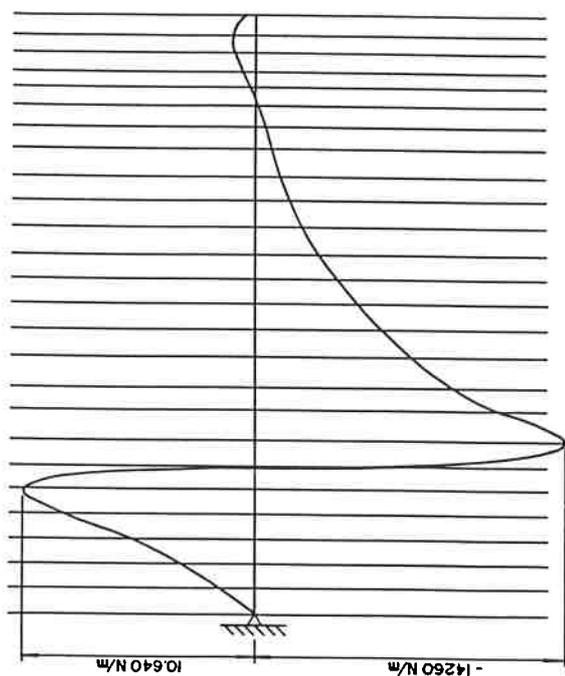
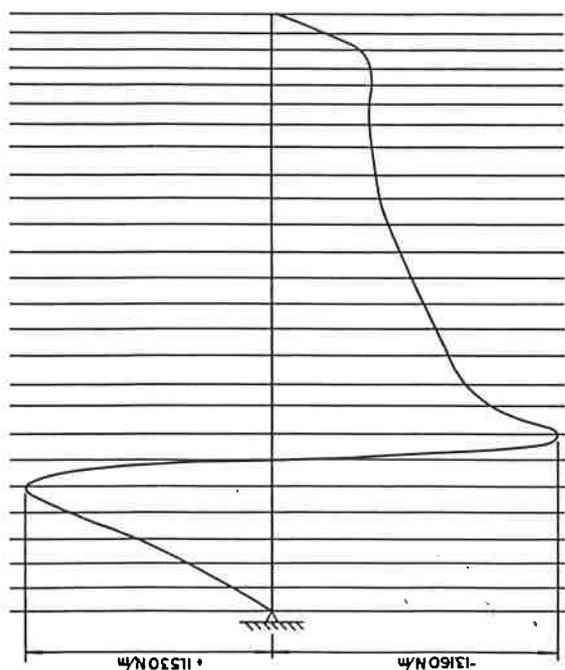


Fig. 4.11 continuação

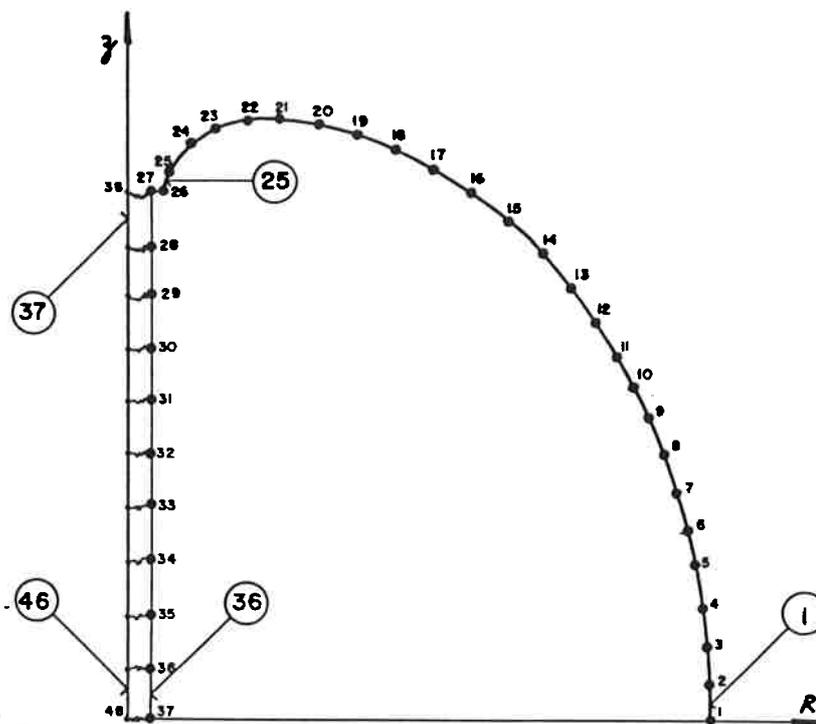


Fig. 4.12 Malha de elementos de viga da BCT

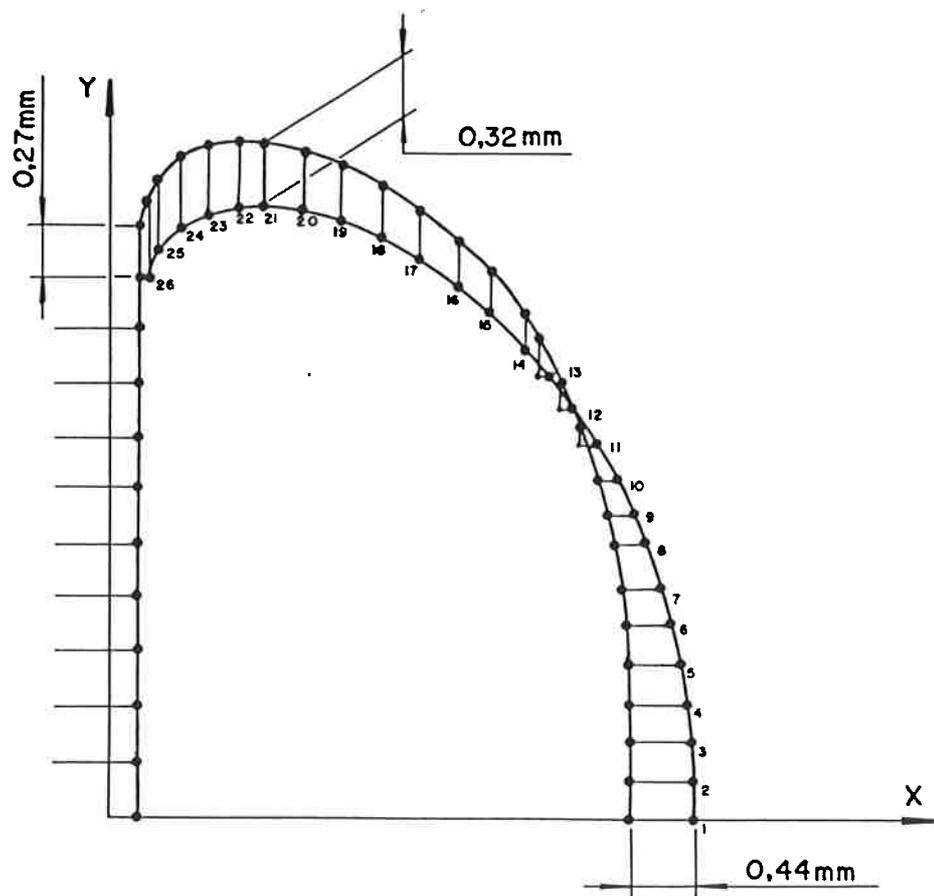


Fig. 4.13 Deslocamentos da BCT sob a ação dos carregamento no plano da bobina, devidos ao seu auto-campo.

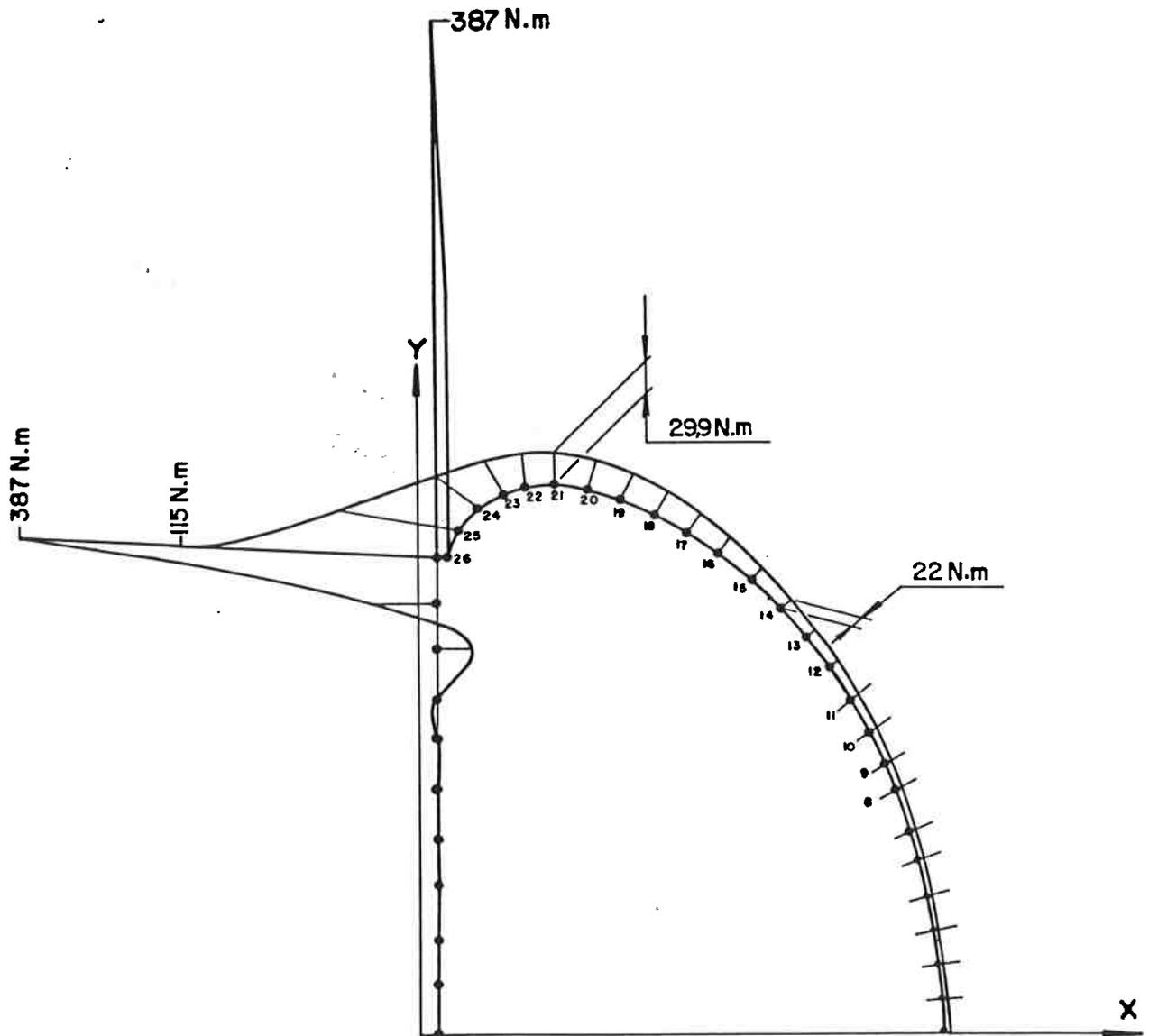
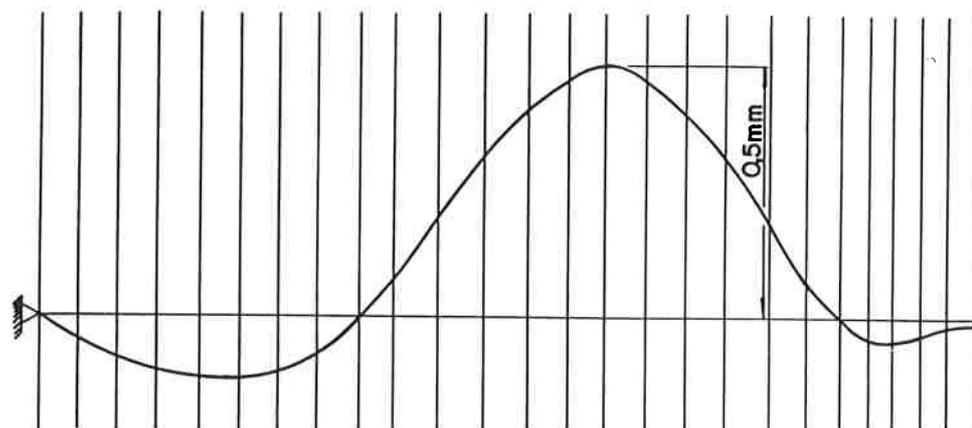
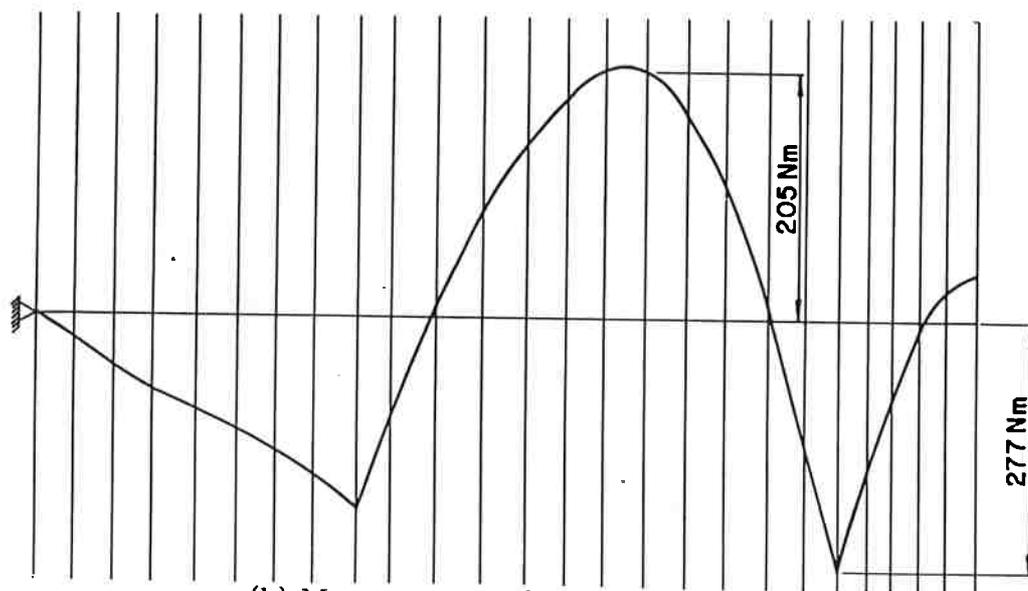
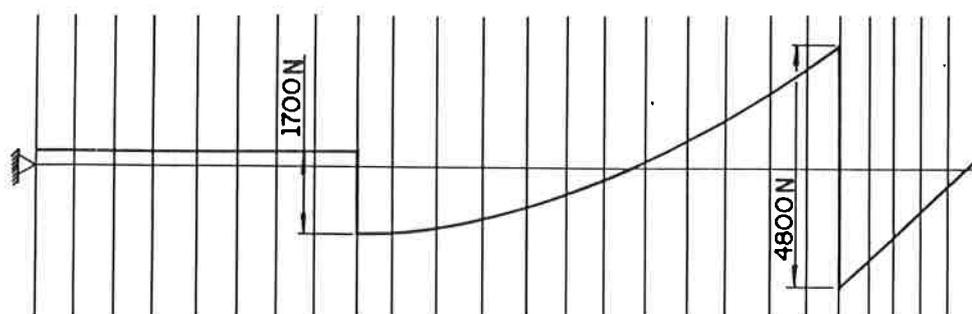


Fig. 4.14 – Momentos fletores na BCT sob a ação dos carregamentos no plano da bobina, devidos ao seu auto-campo.

(a) δ – deslocamentos

(b) M – momentos fletores



(c) Q – esforços cortantes

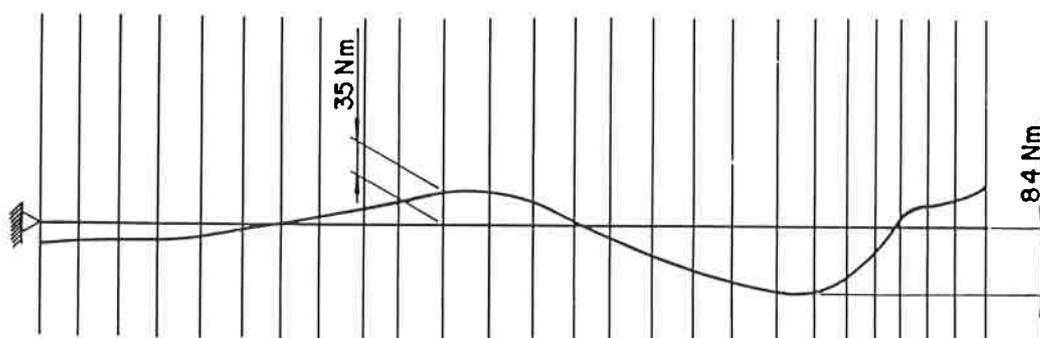
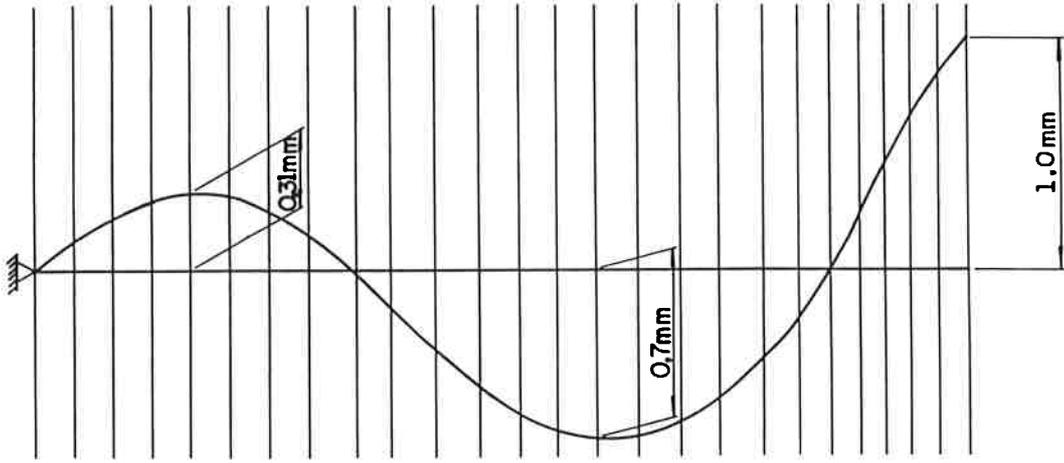
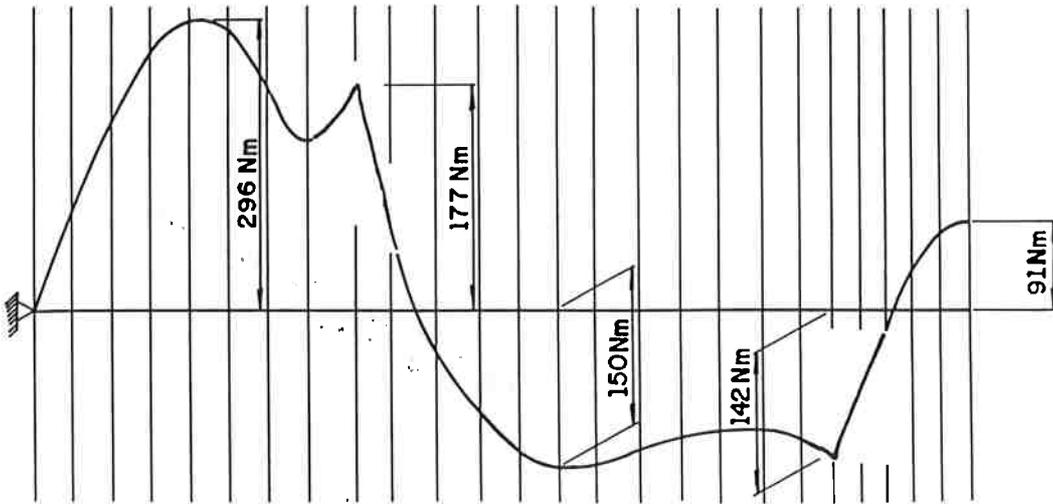
(d) M_t – momentos torçores

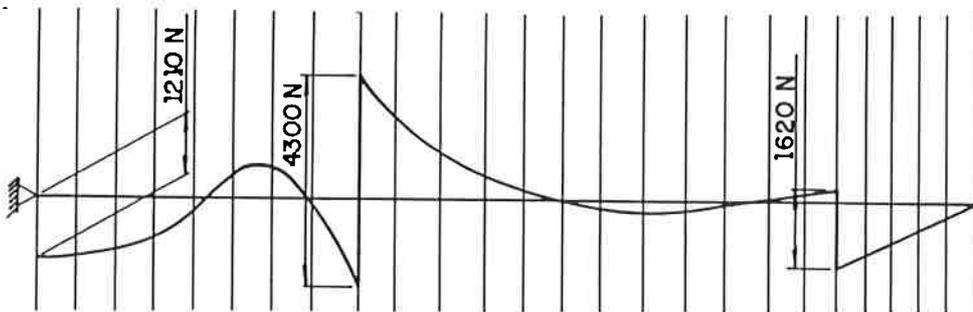
Fig. 4.15 Resultados para o modelo BCTD01



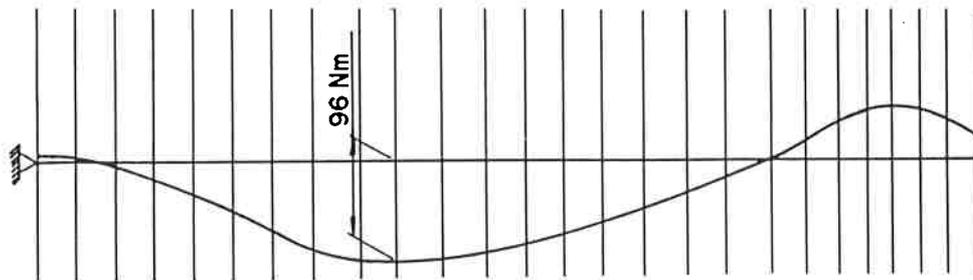
(a) δ – deslocamentos



(b) M – momentos fletores

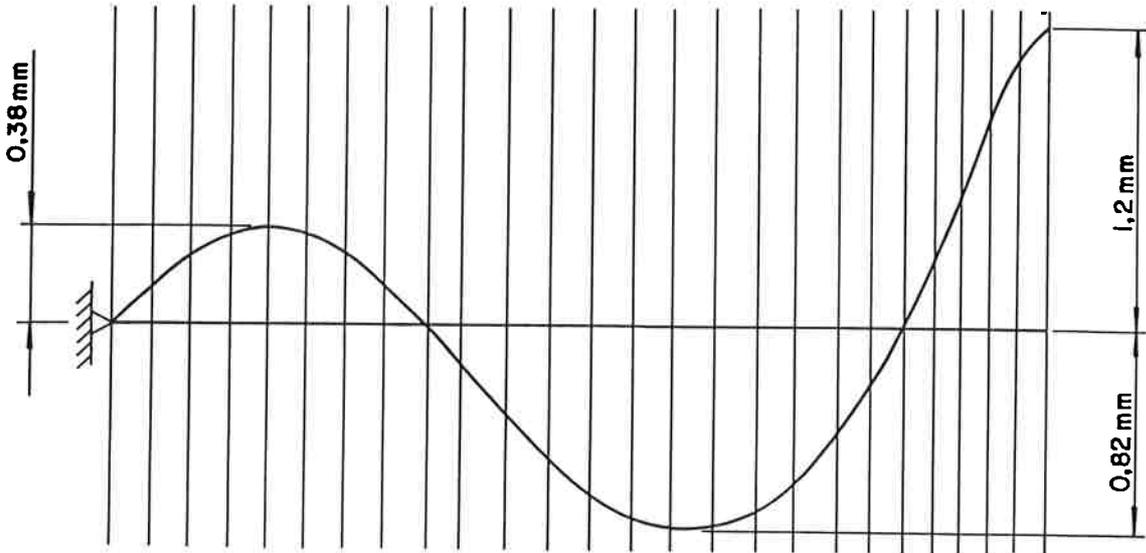


(c) Q – esforços cortantes

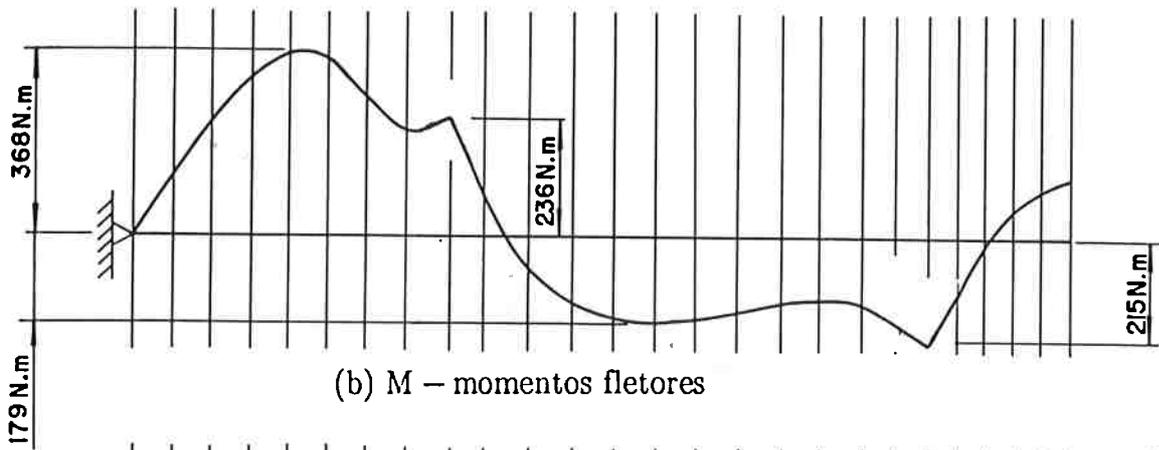


(d) M_t – momentos torçores

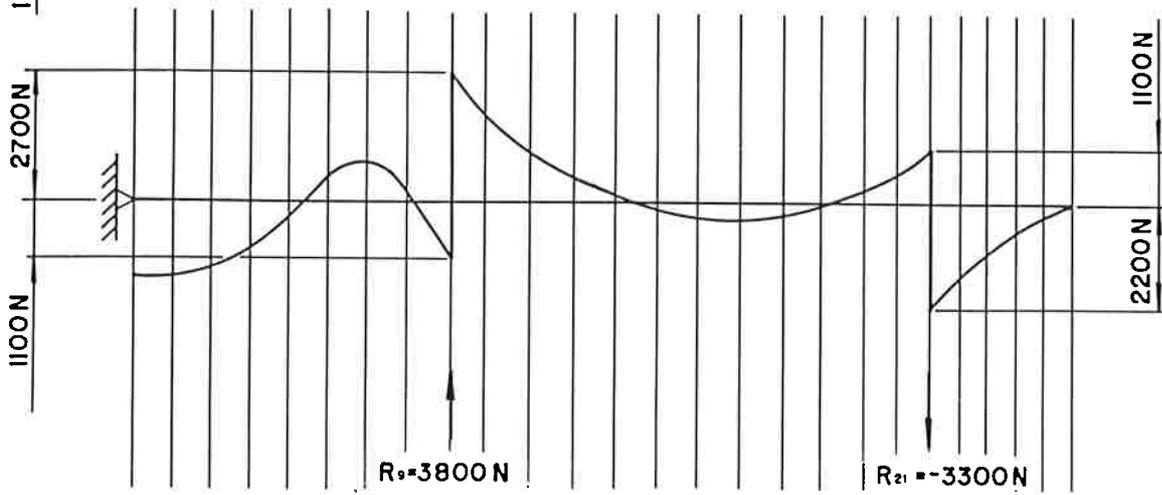
Fig. 4.16 Resultados para o modelo BCTD02



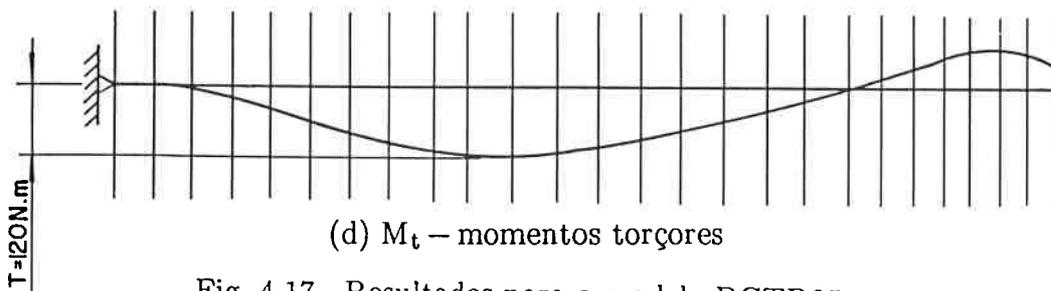
(a) δ – deslocamentos



(b) M – momentos fletores



(c) Q – esforços cortantes



(d) M_t – momentos torçores

Fig. 4.17 Resultados para o modelo BCTD05

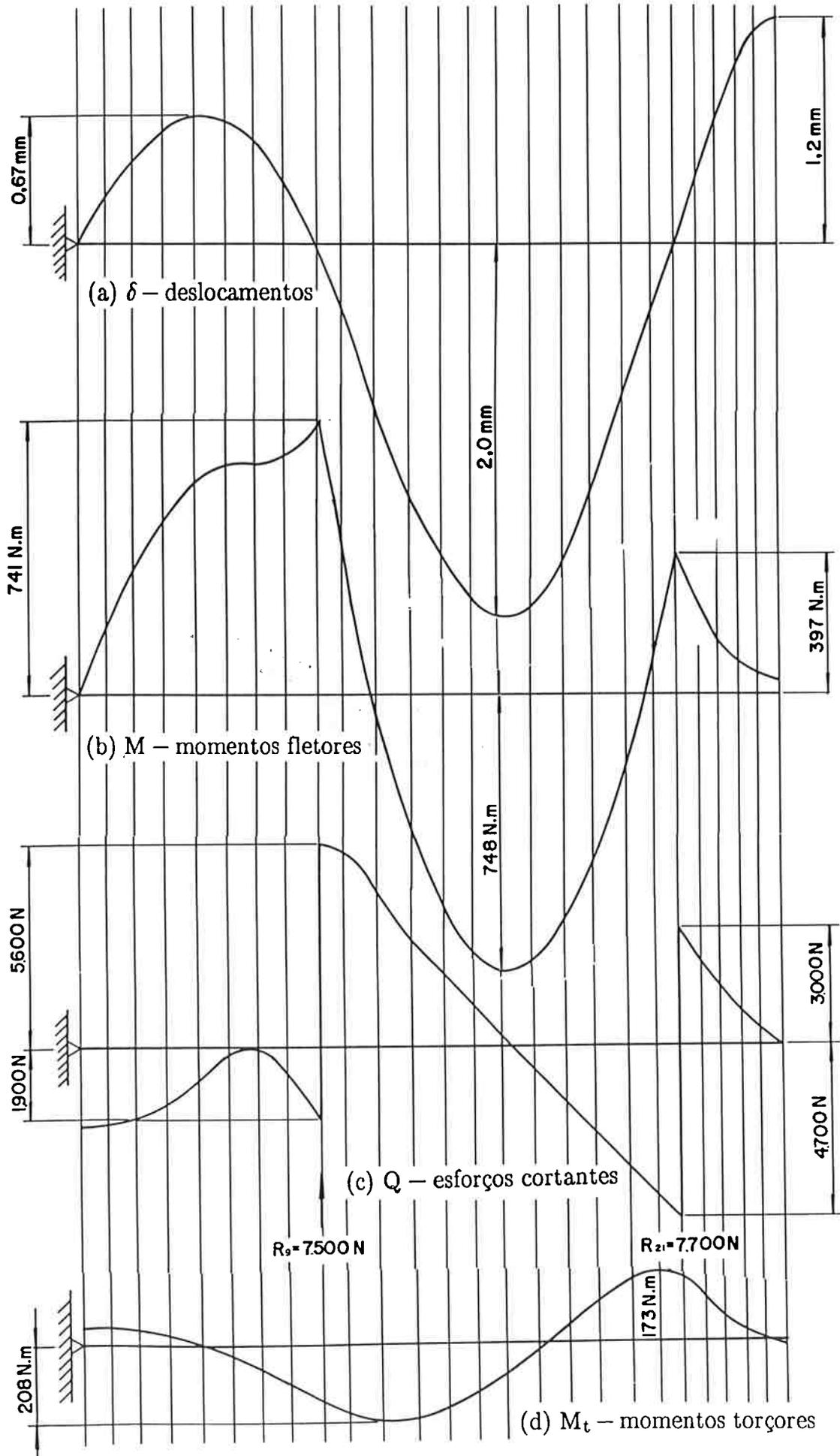


Fig. 4.18 Resultados para o modelo BCTD12

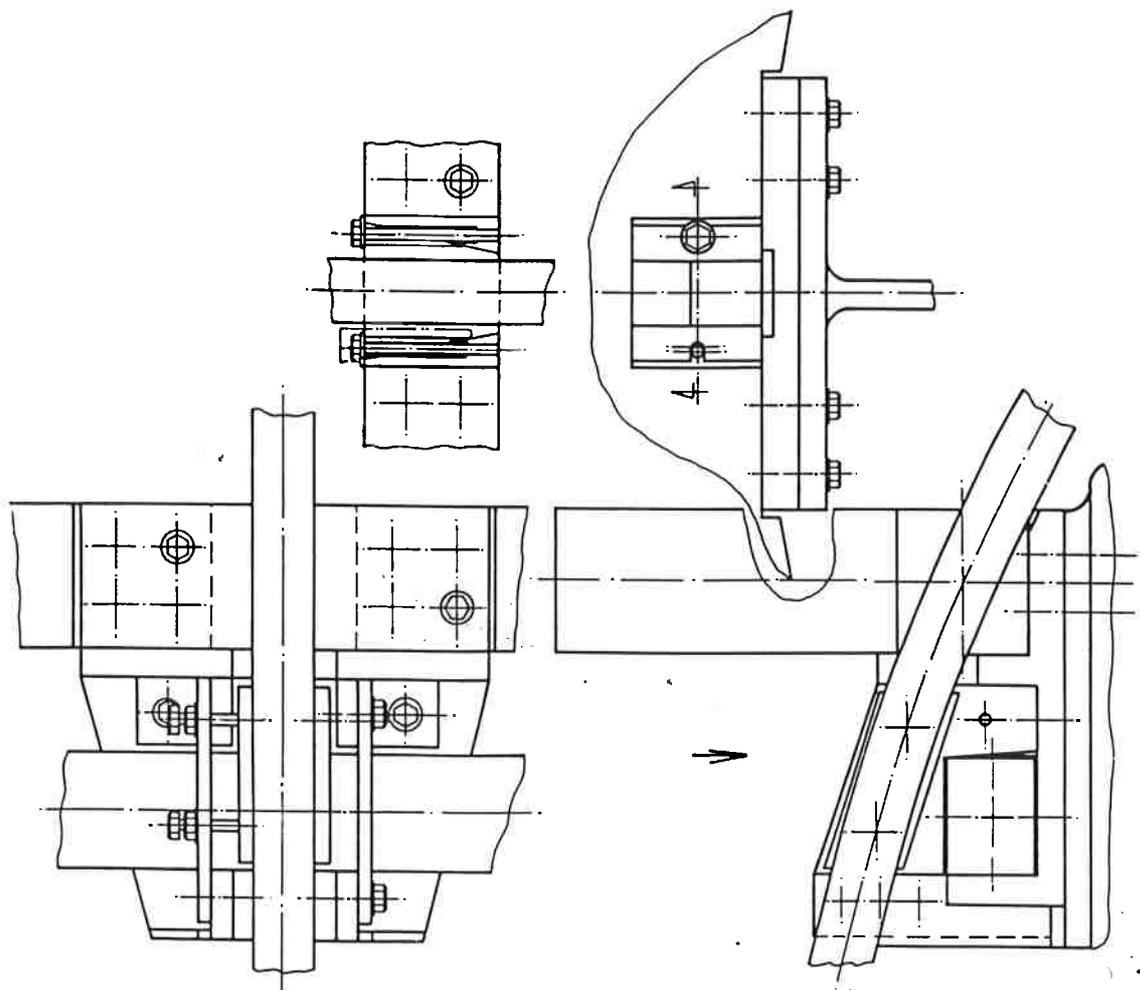


Fig. 4.19 Suporte da bobinas V, dos braços das BCP e suporte lateral da BCT

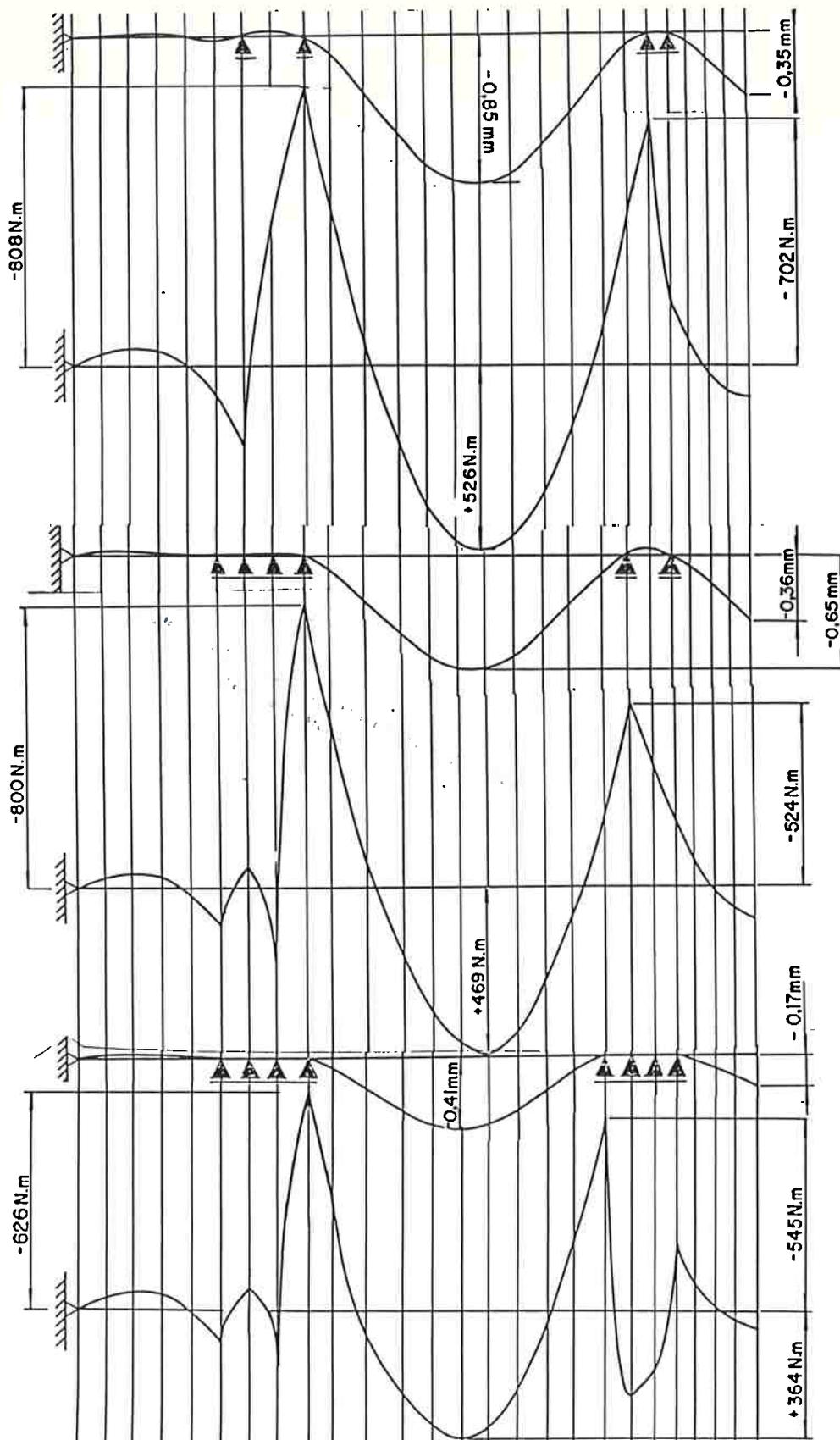


Fig. 4.20 Deslocamentos e momentos fletores para a BCTD sujeita ao caso de carga 12, para diferentes suportações.

5 ESFORÇOS NAS BARRAS DA TRELIÇA ANTI-TORQUE

O conhecimento das reações nos suportes laterais das BCT permite determinar as cargas sobre os anéis meridionais e os chapéus da estrutura de suporte do TBR-E e, em seguida, os esforços sobre as barras da treliça anti-torque.

A Fig. 5.1 esquematiza o diagrama de corpo livre de um dos chapéus. Apenas uma das quatro orelhas de fixação das barras da treliça anti-torque ao chapéu é representada, juntamente com as barras que para ela convergem. As reações do chapéu às forças agindo sobre as bobinas de campo toroidal (R_c) produzem uma resultante de forças nula e um momento que vale $M_c = 16 \cdot R_c \cdot r_1$.

Os momentos resultantes nos chapéus devem ser equilibrados pelos esforços nas barras da treliça de travamento (N_{tt}). Para tanto, os esforços nas barras serão todos iguais em módulo e alternadamente de tração ou compressão, com resultantes horizontais $\vec{H}_{tt} = \vec{N}_{tt}^+ + \vec{N}_{tt}^-$ nas orelhas dos chapéus.

Impondo o equilíbrio, tem-se

$$H_{tt} = 4 \frac{r_1}{r_2} R_c \quad (5.1)$$

Conhecido o ângulo γ entre as barras convergentes para as orelhas, os esforços nas barras da treliça de travamento podem ser determinados. O equilíbrio permite escrever (Fig. 5.2):

$$H_{tt} = 2N_{tt} \cdot \sin(\gamma/2) \quad (5.2)$$

De (5.1) e (5.2) obtém-se $N_{tt} = 2,96 \cdot R_c$ (com $\gamma=65,5^\circ$, $r_1 = 0,28$ m e $r_2 = 0,35$ m).

Analogamente, conhecido o ângulo entre as barras da treliça principal, que conecta os anéis meridionais superior e inferior, pode-se determinar os esforços sobre as barras,

considerando o equilíbrio entre o momento produzido por estes esforços e o momento agindo no anel:

$$M_{\text{anel}} = M_c + 16 \cdot R_a \cdot r_3 \quad (5.3)$$

O momento agindo no anel deve ser equilibrado pelas resultantes das forças nas barras da treliça principal. Mais uma vez estas resultantes são horizontais, tangentes ao anel, e valem

$$H_{\text{tp}} = 4 \frac{R_c \cdot r_1 + R_a \cdot r_3}{r_4} \quad (5.4)$$

De modo análogo à (5.2), tem-se que $H_{\text{tp}} = 2 \cdot N_{\text{tp}} \sin(\gamma'/2)$, logo

$$N_{\text{tp}} = \frac{2}{\sin \gamma'/2} \frac{R_c \cdot r_1 + R_a \cdot r_3}{r_4} \quad (5.5)$$

Para $\gamma' = 45^\circ$, $r_3 = 1,05$ m e $r_4 = 1,33$ m, $N_{\text{tp}} = 1,09R_c + 4,11R_a$.

A Tab. 5.1 dá as reações R_c para os 4 casos de carregamento estudados no Capítulo 4. A consideração dos valores apresentados nessa tabela permite constatar que o caso dimensionante é o caso 12, para o qual se obtém esforços máximos de 22,8 kN sobre as barras da treliça de travamento e 39,2 kN sobre as barras da treliça principal.

O dimensionamento das conexões e das barras da treliça anti-torque deverá levar em consideração, além destes esforços, também aqueles introduzidos pelo sistema hidráulico de compressão da CC, descrito no Capítulo 3.

Tab. 5.1 – Reações nos chapéus (R_c) e nos anéis (R_a) [N]

| | R_a | R_c |
|--------|-------|-------|
| BCTD01 | -1700 | -4800 |
| BCTD02 | +4300 | -1620 |
| BCTD05 | +3800 | -3300 |
| BCTD12 | +7500 | +7700 |

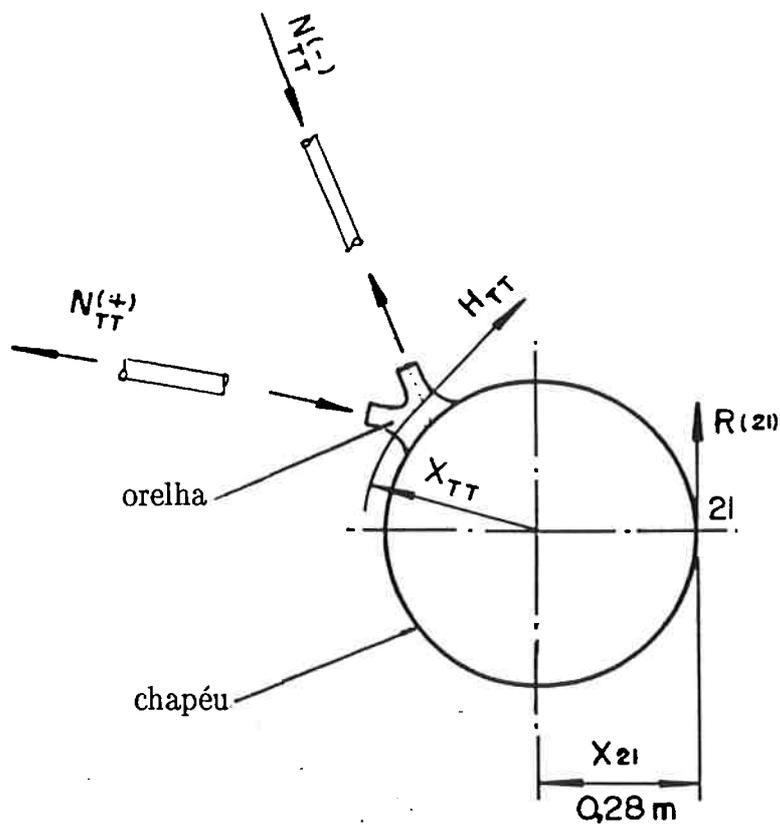


Fig. 5.1 Diagrama de corpo livre do chapéu de fixação das BCT

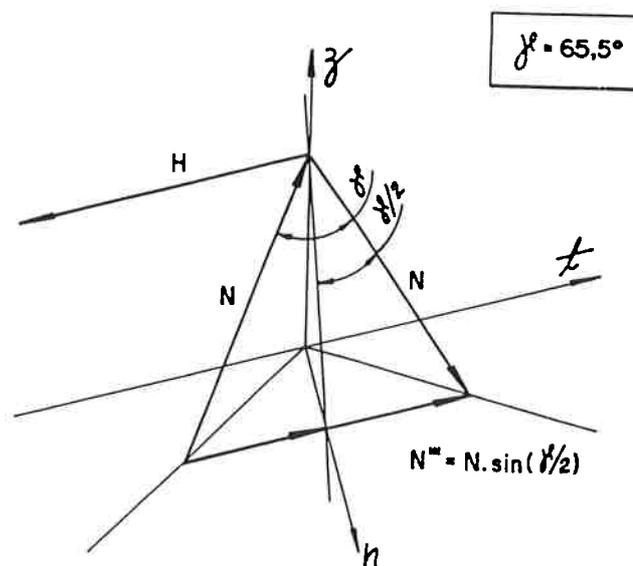


Fig. 5.2 Decomposição das forças convergentes para uma "orelha" do chapéu.

6 CISALHAMENTO NO ISOLAMENTO DA COLUNA CENTRAL DAS BCT

6.1 Temperatura nos condutores e no isolamento da CC

O material do isolamento entre as cunhas das BCT, na região da coluna central, representa um ponto crítico no projeto do TBR-E. De fato, dependendo do material empregado, o isolamento pode não resistir ao cisalhamento provocado pela expansão térmica diferencial entre isolamento e condutores. Por outro lado, as opções de engenharia para a CC variam grandemente em função de ser possível ou não colar as cunhas das BCT com o material isolamento. No caso da colagem não ser possível, a fabricação e o comportamento da coluna central tornam-se bastante complicados.

As propriedades dos materiais candidatos ao isolamento estão dispersas, de forma incompleta e muitas vezes incongruente, pela literatura especializada. Para auxiliar na seleção do material a ser empregado para o isolamento da CC, é conveniente desenvolver uma metodologia expedita para a determinação das tensões de cisalhamento que surgem no isolamento, devidas à expansão térmica diferencial entre este e os condutores de cobre das cunhas da BCT. Evita-se, assim, a necessidade de processar um número grande de modelos de elementos finitos.

Conforme [1], a corrente elétrica circulando nas nas BCT segue:

$$i(t) = I \left(1 - e^{-t/\tau_t} \right) , \quad 0 \leq t \leq t_d \quad (6.1a)$$

$$i(t) = I \cdot e^{-(t-t_d)/\tau_t} , \quad t < t_d \quad (6.1b)$$

Uma vez que o pulso é muito curto, pode-se desprezar a refrigeração da BCT, o incremento de temperatura $d\theta$ numa seção do condutor é dado por

$$d\theta = \frac{\rho i^2}{s^2 c \gamma} dt \quad (6.2)$$

Consequentemente, a elevação de temperatura $\Delta\theta$ vale

$$\Delta\theta = \frac{\rho}{s^2 c \gamma} \int_0^t i^2(t') dt' \quad [^\circ\text{C}] \quad (6.3)$$

onde se supõe que as propriedades do material não dependam da temperatura. Resolvendo a integral, obtém-se, para $0 \leq t \leq t_d$:

$$\theta(t) = \theta_0 + \frac{\rho I^2}{s^2 c \gamma} \left\{ t - \frac{\tau_t}{2} \left[e^{-2t/\tau_t} - 4 e^{-t/\tau_t} + 3 \right] \right\} \quad (6.4a)$$

E para $t_d < t$:

$$\theta(t) = \theta(t_d) + \frac{\rho \cdot I^2 \tau_t}{2s^2 c \gamma} \left[1 - e^{-2(t-t_d)/\tau_t} \right] \quad (6.4b)$$

Considere-se um pulso de corrente definido pelos seguintes parâmetros: $I = 98,44$ kA, $\tau = 0,21$ s, $t = 0,83$ s. O cobre goza das seguintes propriedades: $\rho = 2,10 \times 10^{-8}$ Ωm (médio), $\gamma = 8960$ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$, $c = 385$ $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$. Seja finalmente $s = 531,7 \cdot 10^{-6}$ m^2 a área da seção transversal do condutor. A Fig. 6.1 mostra as curvas resultantes para a variação da corrente e da temperatura no tempo, para o pulso e o condutor assumido acima.

Considere-se agora o problema da chapa de espessura 2ℓ ($-\ell < x < \ell$), temperatura inicial zero e extremidades ($x = \pm \ell$) submetidas à temperatura V para $t \geq 0$. A solução é, conforme [58]:

$$\frac{\theta(\xi, T)}{V} = 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{2n+1} \exp\left[-\frac{(2n+1)^2 \pi^2}{4} T\right] \cdot \cos\frac{(2n+1)\pi}{2} \xi \quad (6.5)$$

onde $T = kt\ell^{-2}$ e $\xi = x\ell^{-1}$ são parâmetros adimensionais, $k = \lambda/\gamma c$ é o coeficiente de difusividade, λ é a condutibilidade térmica, c é a capacidade térmica e γ é a densidade.

A Fig. 6.2, extraída de [58], mostra $\theta(t)/V$ em função de ξ , para vários valores de T . Para $T = 1,5$, $\theta(0)/V = 0,97 \simeq 1$, isto é, para um tempo $t = 1,5\ell^2/k$, a temperatura na chapa é praticamente uniforme.

Para uma camada isolamento de epóxi, com $\lambda_e = 0,175 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{°C}^{-1}$, $\gamma_e = 1200 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, $c_e = 1670 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{°C}^{-1}$, o tempo característico de uniformização de temperatura vale 4,3 segundos. Este tempo indica a sensibilidade da camada de epóxi à elevação de temperatura no cobre. Como a descarga elétrica dura menos de 1 segundo, esta sensibilidade é baixa. Mesmo assim, é conveniente levar em conta tanto a excursão térmica do isolamento como a do condutor, caso contrário, um conservativismo excessivo pode ser introduzido na estimativa de tensões do isolamento.

As temperaturas no isolamento da CC das foram determinadas com o auxílio do programa de elementos finitos ANLEF-T [59]. A Fig. 6.3 mostra o modelo empregado. Foram atribuídas ao material do isolamento as propriedades do epóxi definidas acima. Parte-se de condições iniciais zero para o condutor e o isolamento. Leva-se em conta a unidimensionalidade do problema e a condição de simetria (fluxo zero) em correspondência à seção média do isolamento. São empregados quinze elementos térmicos unidimensionais, com a capacidade térmica concentrada nos nós e integração explícita das equações no

tempo, com $\Delta t = 0,01 \text{ s}$. Interessa, para a análise das tensões de cisalhamento no isolamento, a temperatura da sua seção média, de modo que o modelo não se preocupa em capturar de forma muito refinada os gradientes de temperatura próximos à superfície.

A Fig. 6.4 compara a temperatura do condutor (θ_1) com a temperatura da seção média do isolamento (θ_{16}). A Fig. 6.5 mostra a temperatura ao longo da espessura do condutor, enquanto a Fig. 6.6 mostra a evolução do parâmetro $(\alpha_c \theta_c - \alpha_i \theta_i)$, onde $\alpha_c = 17,7 \cdot 10^{-6} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ e $\alpha_i = 13,0 \cdot 10^{-6} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ são, respectivamente, os coeficientes de expansão térmica do cobre e do epóxi.

6.2 Estimativa das Tensões de cisalhamento no isolamento da CC

Para estimar as tensões de cisalhamento no isolamento da coluna central, assume-se que as seções transversais do isolamento, estirado pela expansão térmica dos condutores, obedecem a um estado plano de deformação. Adicionalmente, admite-se que uma seção originalmente horizontal do isolamento assuma, após a deformação, uma forma parabólica. A distorção do isolamento $\gamma(x)$ — não confundir com γ , que denotava densidade no item 6.1 — é máxima junto à parede do condutor (vide Fig. 6.7) e vale

$$\gamma(x) = \left. \frac{\partial(y)}{\partial y} \right|_{y=h} \quad (6.6)$$

Para uma parábola do segundo grau

$$\gamma(x) = \frac{4(u_c - u_i)}{h} \quad (6.7a)$$

e para uma parábola do quarto grau

$$\gamma(x) = \frac{8(u_c - u_i)}{h} \quad (6.7b)$$

Fazendo $\beta = 4$ (no caso da parábola do segundo grau) ou $\beta = 8$ (parábola do quarto grau), pode-se escrever

$$\gamma(x) = \beta \frac{(u_c - u_i)}{h} \quad (6.8)$$

Os deslocamentos do condutor, $u_c(x) = \alpha_c \Delta \theta_c x$, são impostos. Os deslocamentos $u_i(x)$ da seção média do isolamento são incógnitas a determinar.

Pela Lei de Hooke,

$$\tau_i = G_i^! \gamma = \frac{\beta G_i^!}{h} (u_c - u_i) \quad (6.9a)$$

$$\sigma_i = E_i^! \epsilon_i = E_i^! \frac{du_i}{dx} \quad (6.9b)$$

onde as constantes elásticas do material, $E_i^!$ e $G_i^!$, são ajustadas para representar um estado plano de deformações.

O equilíbrio de forças na vertical (vide Fig. 6.8a) permite escrever

$$(\sigma_i + d\sigma_i - \sigma_i)h + 2\tau_i dx = 0$$

$$\frac{d\sigma_i}{dx} + \frac{2}{h} \tau_i = 0 \quad (6.10)$$

Considere-se agora a deformação da fibra vertical média (Fig.6.8b). Sendo u_i^σ a parcela do deslocamento u_i ligadas às tensões σ_i

$$\sigma_i = E_i' \frac{d u_i^\sigma}{dx} \quad (6.11)$$

$$\frac{d\sigma_i}{dx} = E_i' \frac{d^2 u_i^\sigma}{dx^2} \quad (6.12)$$

portanto,

$$E_i' \frac{d^2 u_i^\sigma}{dx^2} + \frac{2\tau_i}{h} = 0 \quad (6.13)$$

Por outro lado, lembrando de (6.9a) e da definição de u_c :

$$\tau_i = \frac{\beta G_i'}{h} (u_c - u_i) = \frac{\beta G_i'}{h} (\alpha_c \Delta \theta_c x - u_c^\sigma - u_i^\sigma) \quad (6.14a)$$

ou

$$\tau_i = \frac{\beta G_i'}{h} [(\alpha_c \Delta \theta_c - \alpha_i \Delta \theta_i) x - u_i^\sigma] \quad (6.14b)$$

Levando (6.14b) em (6.13) e fazendo $k^2 = \frac{2\beta \cdot G_i'}{h^2 \cdot E_i'}$, chega-se à equação

$$\frac{d^2 u_i^\sigma}{dx^2} - k^2 u_i^\sigma = -k^2 (\alpha_c \Delta \theta_c - \alpha_i \Delta \theta_i) x \quad (6.15)$$

que deve ser resolvida para as seguintes condições de contorno:

$$u_i(0) = 0 \quad (\text{simetria p/ } x=0)$$

$$\frac{du_i(\ell)}{dx} = \frac{\sigma_i(\ell)}{E_i} = 0 \quad (\text{borda livre descarregada}).$$

A solução é:

$$u_i^\sigma = (\alpha_c \Delta \theta_c - \alpha_i \Delta \theta_i) x - \frac{(\alpha_c \Delta \theta_c - \alpha_i \Delta \theta_i)}{k(e^{k\ell} - e^{-k\ell})} (e^{kx} - e^{-kx}) \quad (6.16)$$

e como $u_i = u_i^\sigma + u_i^{\Delta\theta}$,

$$u_i = u_c - \frac{(\alpha_c \Delta \theta_c - \alpha_i \Delta \theta_i)}{k(e^{k\ell} - e^{-k\ell})} (e^{kx} - e^{-kx}) \quad (6.17)$$

Por outro lado, lembrando (6.14a):

$$\tau_i = \frac{\beta G_i'}{h} \left[\frac{(\alpha_c \Delta \theta_c - \alpha_i \Delta \theta_i)}{k(e^{k\ell} - e^{-k\ell})} (e^{kx} - e^{-kx}) \right] \quad (6.18)$$

Notando agora que $\tau_{\max} = \tau_i(x = \ell)$ e que $k = \sqrt{\frac{2\beta G_i'}{t^2 E_i'}}$

$$\tau_{\max} = (\alpha_c \Delta \theta_c - \alpha_i \Delta \theta_i) \sqrt{\frac{\beta}{2} E_i' G_i'} \quad (6.19)$$

finalmente, substituindo as constantes $E_i' = E_i(1-\nu_i^2)$ e $G_i' = G_i$ (estado plano de deformação), chega-se a

$$\tau_{\max} = (\alpha_c \Delta \theta_c - \alpha_i \Delta \theta_i) E_i \sqrt{\frac{\beta}{4(1+\nu)(1-\nu^2)}} \quad (6.20)$$

De acordo com a Fig. 6.6, $(\alpha_c \Delta \theta_c - \alpha_i \Delta \theta_i) = 0,002$. Para $E_i = 10,7$ GPa e $\nu = 0,33$, resulta $\tau_{\max} = 20$ MPa, para a parábola do segundo grau, ou $\tau_{\max} = 28$ MPa, para a parábola do quarto grau. Qual solução deve ser escolhida?

Para calibrar o modelo analítico acima, efetuou-se um estudo paramétrico com o programa de elementos finitos ANSYS [60]. A Fig. 6.9 mostra a malha empregada e a deformação resultante de se impor ao condutor os deslocamentos correspondentes a uma excursão térmica $\Delta \theta_c = 140$ °C e de se desprezar a expansão do isolamento ($\Delta \theta_i = 0$).

O modelo confirma que a tensão de cisalhamento é máxima no ponto correspondente à interface entre isolamento e condutor, na borda livre. O estudo paramétrico mostrou ainda que τ_{\max} não depende do comprimento da tira de isolamento, ainda de acordo com a expressão analítica encontrada. No entanto, existe uma dependência entre τ_{\max} e a espessura do isolamento, conforme se mostra na Fig. 6.10. τ_{\max} cresce em com a espessura do isolamento e tende, para o material considerado, a uma assíntota $\tau_{\max} = 35$ MPa.

Entrando com $\beta = 8$ na expressão analítica, obtém-se $\tau_{\max} = 34,5$ MPa, coincidindo razoavelmente bem com o valor assintótico do modelo numérico. Conclui-se que a expressão deduzida para τ_{\max} , com $\beta = 8$, pode ser usada como um critério conservativo para a seleção do material do isolamento.

No caso das colas epóxi, sujeitas a um número muito grande de ciclos, $\tau_{\lim} = 15$ MPa. O valor encontrado, para as propriedades e intensidade de fluxo assumidas ($\tau_{\max} = 35$ MPa) indica a necessidade de se procurar um material suficientemente flexível e com valores adequados de λ_i , γ_i , c_i e α_i — para diminuir $(\alpha_c \Delta \theta_c - \alpha_i \Delta \theta_i)$ — de forma a se manter as tensões no cisalhamento menores que os limites impostos pela resistência do material.

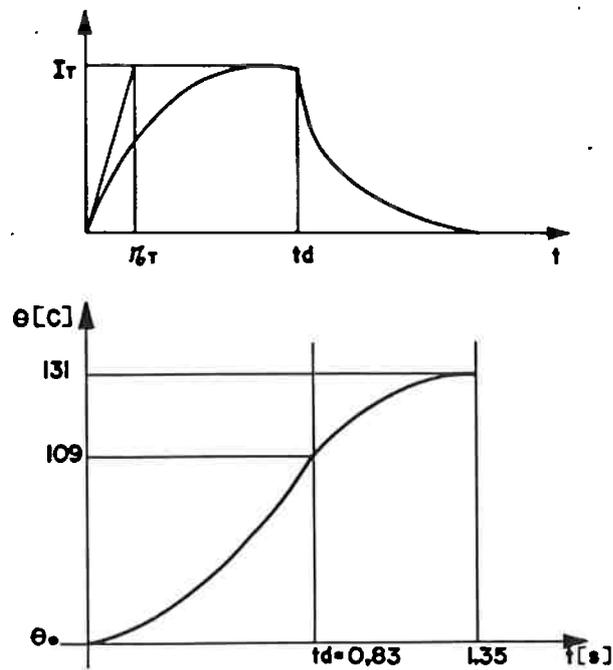


Fig. 6.1 Evolução da corrente elétrica e da temperatura da CC.

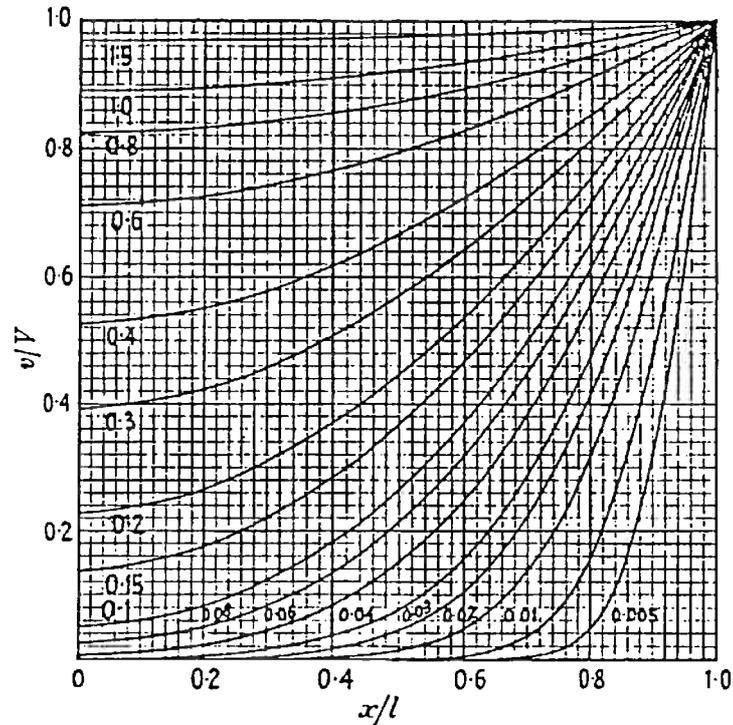


Fig. 6.2 Distribuição da temperatura em uma chapa com temperatura inicial zero e temperatura superficial V .

Os números sobre as curvas são os valores de kt/ℓ^2 [58].

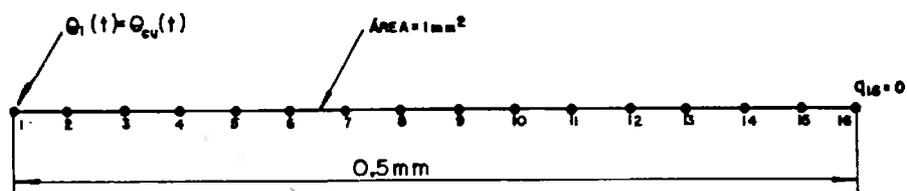


Fig. 6.3 Modelo de elementos finitos para determinação das temperaturas do isolamento da CC.

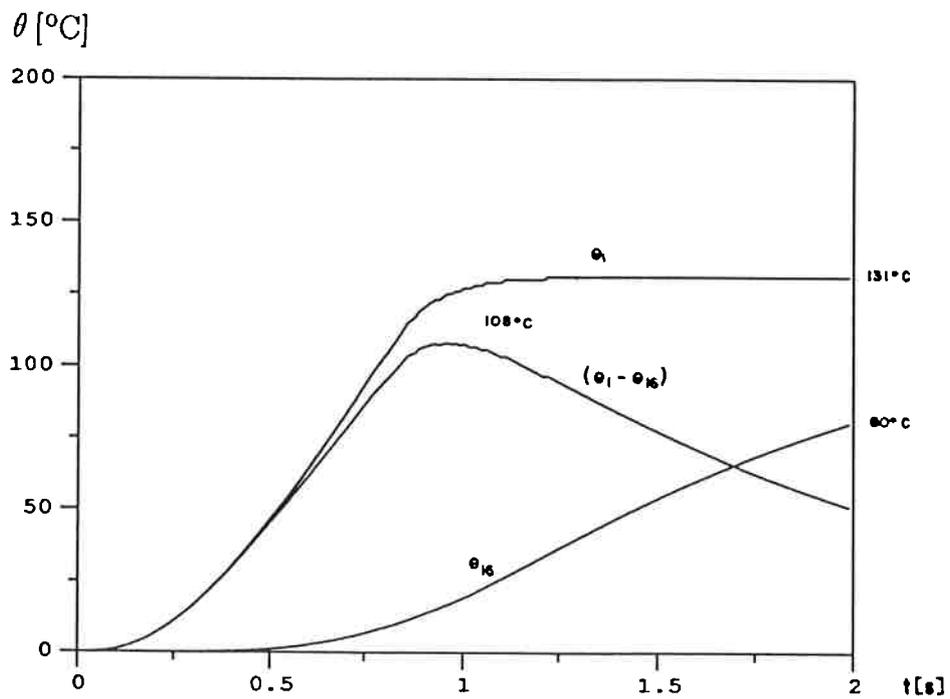


Fig. 6.4 Evolução das temperaturas na superfície e no plano médio do isolamento e diferença entre elas.

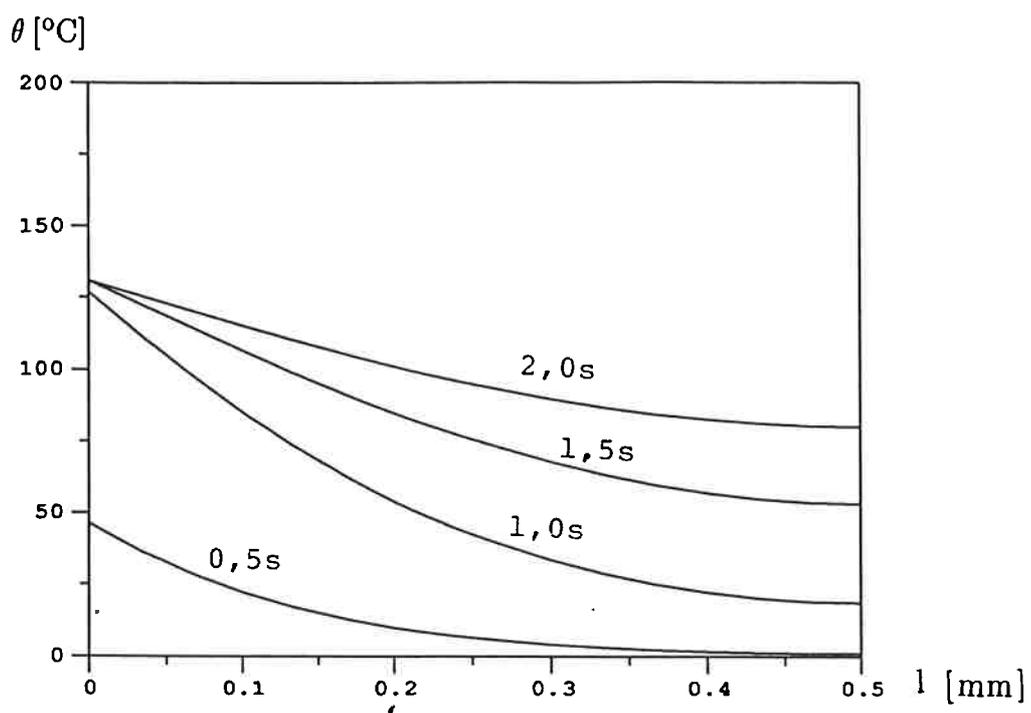


Fig. 6.5 Temperatura ao longo da espessura do isolamento, para diversos instantes.

$(\alpha_c \theta_c - \alpha_i \theta_i)$

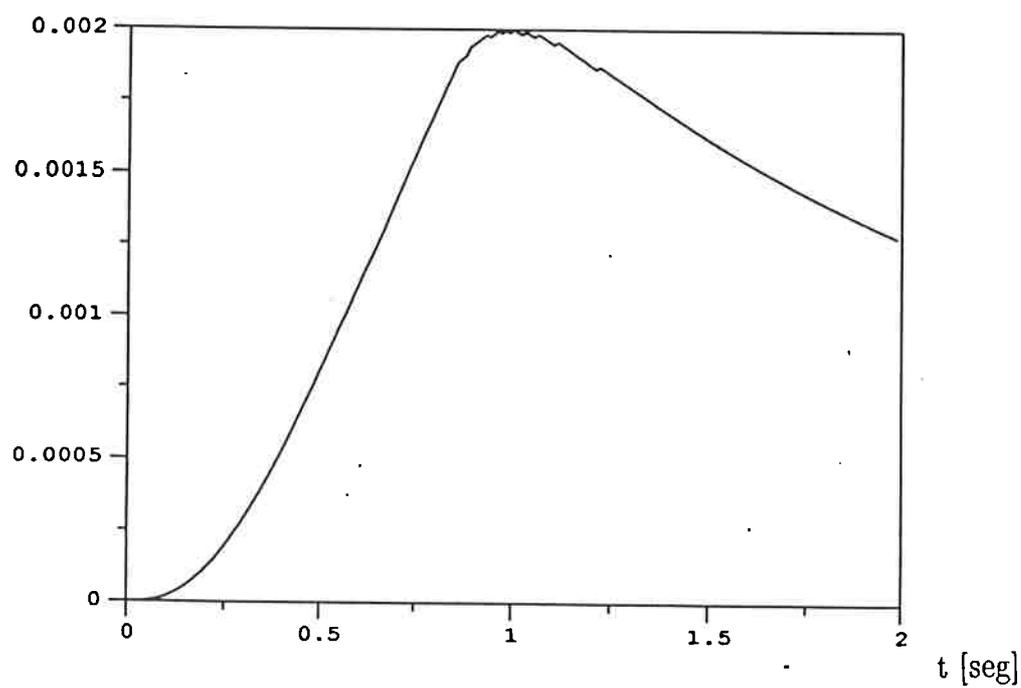


Fig. 6.6 Evolução do parâmetro $(\alpha_c \theta_c - \alpha_i \theta_i)$.

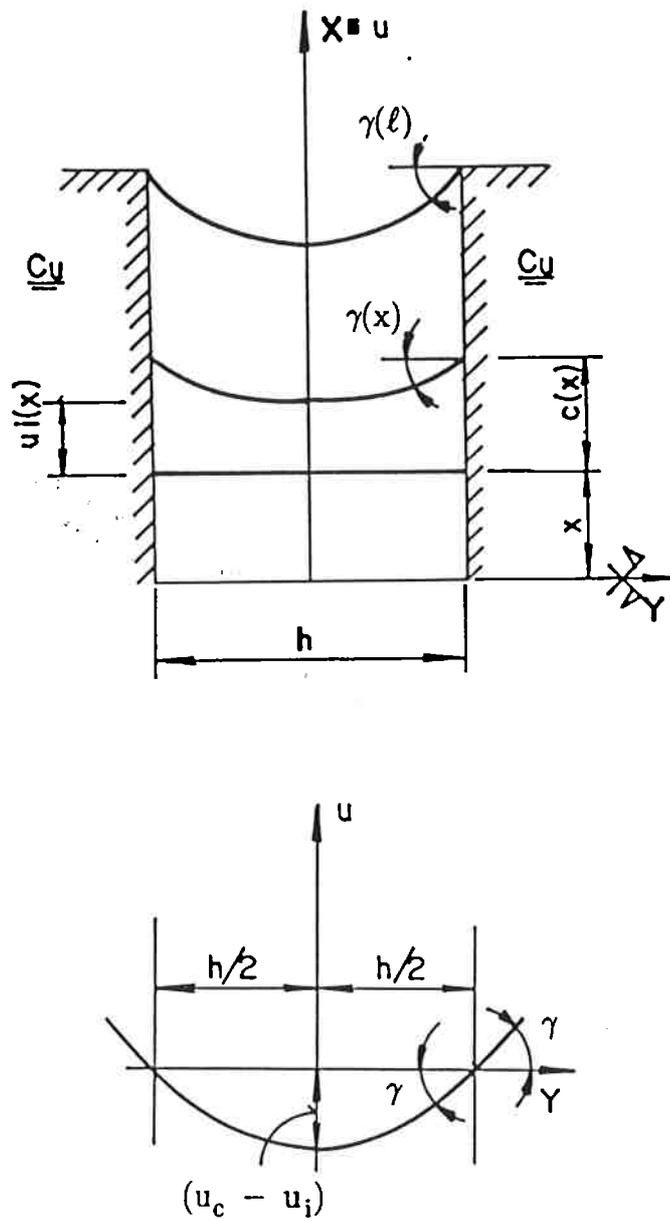


Fig. 6.7 Deformação parabólica assumida para o isolamento da CC

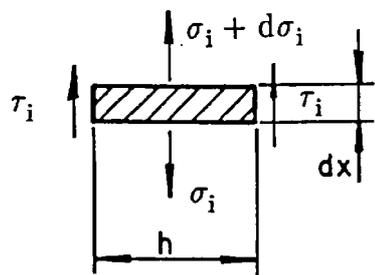


Fig. 6.8(a) Equilíbrio de um elemento dx do isolamento

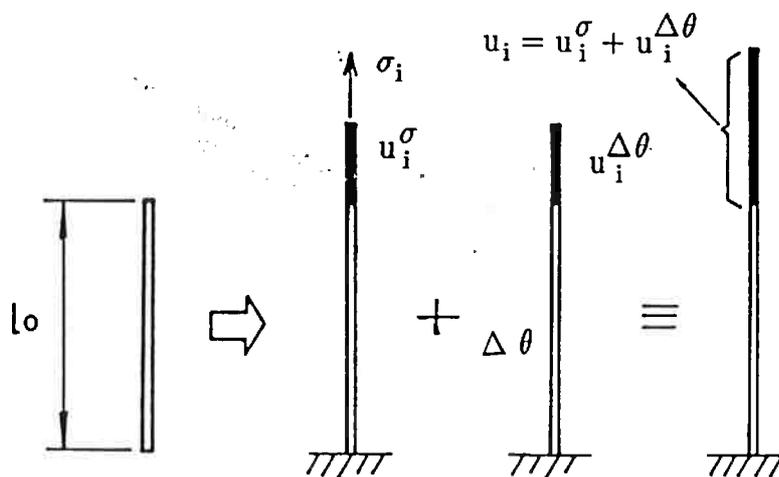


Fig. 6.8(b) Decomposição dos deslocamentos dos pontos da fibra vertical média do isolamento nas parcelas provocadas pela tração imposta pelo condutor (u_i^σ) e pela expansão térmica do isolamento (u_i^θ).

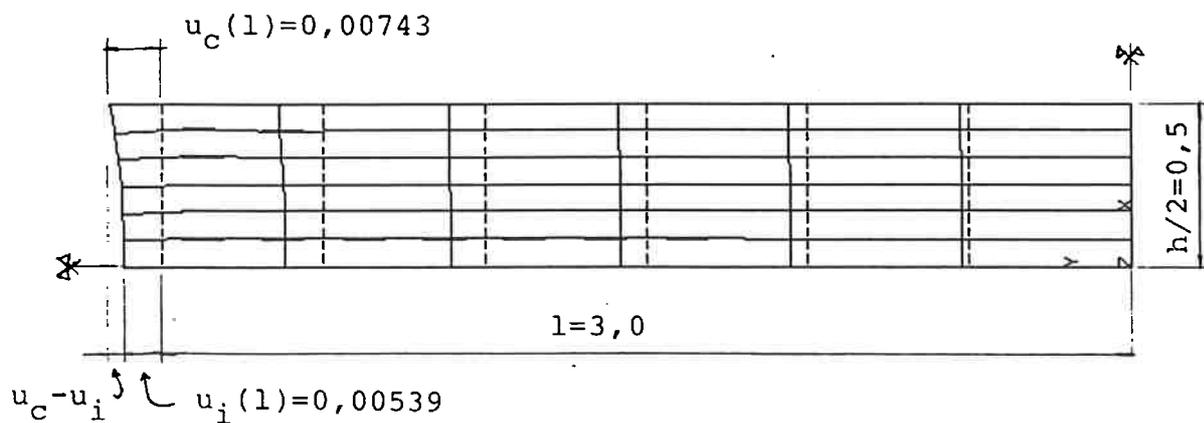


Fig. 6.9 Malha (linhas tracejadas) e configuração deformada (linhas cheias) do modelo de elementos finitos empregado para calibrar o modelo analítico das tensões no isolamento da CC.

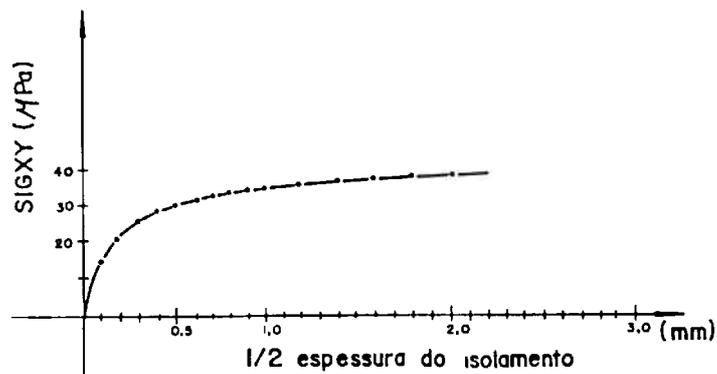


Fig. 6.10 Variação das tensões máximas de cisalhamento no isolamento da CC, em função da espessura, determinadas numericamente.

7 ANÁLISE DAS BOBINAS DE CAMPO POLOIDAL

As verificações preliminares das tensões nas BCP do TBR-E foram baseadas em modelos estruturais simples, assimilando as bobinas à vigas curvas e tubos cilíndricos. Além do emprego de algumas expressões analíticas simples, modelos de elementos tipo viga foram desenvolvidos por intermédio do programa ANLEF.

Analisaram-se as tensões provocadas pelos os carregamentos eletromagnéticos a que as BCP ficam sujeitas, durante a operação normal ou anormal da máquina, levando em conta algumas hipóteses simplificadoras. Não foram consideradas, por outro lado, as tensões de natureza secundária (por exemplo, as tensões térmicas que devem ocorrer no solenóide central), as quais serão objeto de estudo futuro.

As análises preliminares das BCP sujeitas aos carregamentos de operação normal e anormal indicaram que existe uma boa margem de segurança mecânica para estas bobinas. O caso mais restritivo é o da bobina M1, que deve ser objeto de análises mais refinadas. Também as tensões de descontinuidade nas regiões das conexões das BCP devem sofrer estudos específicos, em fases mais adiantadas do projeto.

7.1 Geometria e propriedades dos materiais e das seções transversais

As BCP serão constituídas de condutores de cobre duro, sem oxigênio (OFHC), colados com epóxi após a dobragem. No caso da bobina M1, o condutor será amolecido por recozimento, e novamente endurecido durante a dobragem, por encruamento.

Foram assumidas para o cobre as propriedades já fornecidas no capítulo 4, e repetidas aqui por conveniência: para uma vida de 10 anos (200.000 ciclos), $E = 120$ GPa, $\nu = 0,3$, $\sigma_y = 150$ MPa. Definiram-se ainda os seguintes limites de tensão:

- tensões de membrana: $S_m = \frac{2}{3} \cdot \sigma_y = 100 \text{ MPa}$;
- tensões de membrana mais flexão: $(S_m + S_b) \leq \sigma_y = 150 \text{ MPa}$;
- tensões de cisalhamento: $\tau_{lim} = \frac{2}{3} \sigma_y = 100 \text{ MPa}$.

Para simplificar as análises, assumiu-se que as bobinas fossem constituídas apenas de cobre. A diminuição da resistência das peças devido à sua heterogeneidade foi embutida num "fator de empacotamento" $\lambda = 0,9$, multiplicando as propriedades geométricas das seções transversais das bobinas.

A Fig. 7.1 mostra a disposição das BCP do TBR-E e a Tab. 1 dá as características geométricas das bobinas. A Tab. 7.2, por sua vez, dá as propriedades geométricas das seções transversais das bobinas, com excessão da bobina M1. São dados também os valores afetados pelo fator de empacotamento.

7.2 Carregamentos

Os carregamentos eletromagnéticos assumidos para a verificação das BCT foram calculados pelo programa BFORCE [1]. Foram considerados os 12 casos de carga sobre as bobinas já definidos na Tab. 4.1, durante a análise das bobinas de campo toroidal. Recordar-se que os casos considerados incluem a operação normal da máquina e casos de falha com configuração simétrica em relação ao equador. Casos de falha assimétricos ainda não foram analisados.

As forças mútuas geradas nas BCP, para cada um desses caso de carga, são dadas na Tab. 7.3. Ao efeito das forças mútuas entre as BCP, deve-se, em geral, superpor o efeito das forças devidas ao auto-campo das bobinas. Contudo, uma vez que as "auto-forças" somente são significativas, em comparação com as forças mútuas, para os caso das bobinas M1 e M2, seu efeito foi desprezado no cálculo das tensões nas outras bobinas.

Para a verificação das BCP, importam as máximas cargas, em módulo, extraídas da Tab. 7.3 e resumidas na Tab. 7.4, que mostra os máximos carregamentos, em cada uma das

bobinas, tanto na direção radial (f_r) como na direção vertical (f_z).

Em caráter preliminar, a amplificação dinâmica dos carregamentos foi considerada multiplicando-se as as cargas da Tab. 7.4 por um coeficiente $\delta=1,5$. Análises dinâmicas refinadas serão efetuadas em etapas subseqüentes do projeto TBR-E.

O peso próprio das BCP pode ser desprezado pois é muito menor que as forças eletromagnéticas. A Tab. 7.5 dá o peso total e o peso distribuído para cada BCP.

7.3 Análise de Tensões

7.3.1 Solenóide central (bobina M1)

A bobina M1 não se presta à idealização do tipo viga. Por outro lado, sua idealização como um tubo de material homogêneo, conforme se faz nesta dissertação, também é insatisfatória, devido à significativa heterogeneidade da bobina. No caso das outras bobinas de campo poloidal, ao contrário, suas geometrias adaptam-se razoavelmente às hipóteses da teoria das vigas.

A bobina M1 deve sofrer, além dos carregamentos eletromagnéticos, uma considerável excursão térmica. As tensões decorrentes desta excursão térmica ainda não foram determinadas mas, visando minimizá-las, projetou-se a refrigeração das duas camadas de condutor da bobina por meio de dois circuitos hidráulicos em paralelo, de modo a reduzir o gradiente térmico na direção radial. Ao se proceder ao cálculo das tensões térmicas da M1, será conveniente o emprego de modelos de elementos finitos bidimensionais. O modelo empregado poderá então ser adaptado para refinar as estimativas das tensões mecânicas efetuadas nesta dissertação.

A bobina M1 pode ser assimilada a um solenóide homogêneo de comprimento ℓ , muito longo, raio interno r_1 e raio externo r_2 (Fig. 7.2). Dentro do solenóide, o campo magnético vale, conforme [5]:

$$\vec{B} = \mu_0 \left(\frac{N}{\ell}\right)I \quad (7.1)$$

onde N/ℓ é o número de espiras por unidade de comprimento.

Levando em conta que a corrente total vale $NI = j\Delta r\ell$, onde j é a densidade de corrente, pode-se escrever

$$\vec{B} = \mu_0 j \Delta r \quad (7.2)$$

Para a região entre r_1 e r_2 o campo varia entre \vec{B} e zero. Assumindo uma densidade de corrente uniforme, a força que surge num elemento $d\theta dz$ do solenóide, dirigida para o exterior, será:

$$F_r = \int_{r_1}^{r_2} dF_r = \int_{r_1}^{r_2} j \cdot \vec{B} \cdot dV = j \int_{r_1}^{r_2} \frac{B}{\Delta r} (r_2 - r) dr \cdot r d\theta dz$$

$$F_r = \frac{1}{6} \cdot jB \cdot \frac{r_2^3 - 3r_1r_2 + 2r_1^3}{r_2 - r_1} \cdot d\theta dz \quad (7.3)$$

Rearranjando os termos:

$$F_r = \frac{jB r_1 \Delta r \cdot d\theta dz}{2} \left[1 + \frac{\Delta r}{3r_1} \right] \quad (7.4)$$

Levando em conta (7.2),

$$F_r = \frac{B^2}{2\mu_0} \left[1 + \frac{\Delta r}{3r_1} \right] r_1 d\theta dz, \text{ em [N]} \quad (7.5)$$

Para $\Delta r \ll r_1$, F_r é igual a "pressão eletromagnética" no interior do solenóide, $\bar{p} = B^2/2\mu_0$, multiplicada pela área da face interna do elemento do solenóide.

A força sobre o elemento $d\theta dz$ deve ser equilibrada pela componente radial (σ_r) das tensões circunferenciais σ_θ aplicadas às extremidades do elemento, isto é $F_r = 2\sigma_r \Delta r dz$ (Fig. 7.3). Portanto, fazendo uso de (7.5), pode-se escrever

$$\frac{B^2}{2\mu_0} \left[1 + \frac{\Delta r}{3r_1} \right] r_1 d\theta dz = 2\sigma_r \Delta r dz \quad (7.6)$$

Por outro lado, como $d\theta$ é pequeno, $\sigma_r = \sigma_\theta \sin(\frac{d\theta}{2}) \simeq \sigma_\theta \frac{d\theta}{2}$. Logo

$$\sigma_\theta = \frac{B^2}{2\mu_0} \left[\frac{r_1}{\Delta r} + \frac{1}{3} \right] = \frac{\mu_0}{2} \left[\frac{NI}{\ell} \right]^2 \left[\frac{r_1}{\Delta r} + \frac{1}{3} \right] \quad (7.7)$$

Para $\Delta r \ll r_1$, (7.7) resume-se à clássica expressão da tensão circunferencial num tubo de parede fina ($\sigma_\theta = \bar{p}D/2\Delta r$).

Os parâmetros do TBR-E são: $I = 30$ kA, $N = 220$ espiras, $r_1 = 7,3$ cm, $\Delta r = 3,2$ cm, $\ell = 1,10$ m. Resulta um auto-campo $B = 7,54$ T no interior do solenóide, responsável por uma tensão de tração circunferencial $\sigma_\theta^{ac} = 59,1$ MPa.

Por outro lado, a ação mútua entre as BCP é responsável por uma força máxima, por unidade de comprimento, $f_r^m|_{\max} = 1,306$ MN/m agindo sobre a M1 (Tab. 7.4). Pode-se definir uma pressão $p_{\max}^m = f_r^m|_{\max} \div \ell = 1,2$ MPa, responsável por um acréscimo de tração circunferencial $\sigma_\theta^m = p_{\max}^m r_1/\Delta r = 2,7$ MPa. A tensão circunferencial total de membrana agindo na M1 é, portanto, $\sigma_\theta^{\text{tot}} = 61,8$ MPa.

As tensões de pico ($\sigma_\theta^{\text{pk}}$) podem ser estimadas considerando a fórmula de Lamé [57]:

$$\sigma_\theta = \frac{r_1^2 \cdot P_i}{r_1^2 - r_2^2} \cdot \frac{r_2^2 + r_1^2}{r^2} \quad (7.8)$$

Assumindo que F_r atue como uma pressão interna,

$$P_i = \frac{F_r}{r_1 d \theta dz} + P_{\max}^m$$

$$P_i = \frac{B^2}{2\mu_0} \left[1 + \frac{\Delta r}{3r_1} \right] + P_{\max}^m \quad (7.9)$$

Introduzindo (7.9) em (7.8) obtém-se, considerando os parâmetros do TBR-E, $\sigma_{\theta}^{pk} = 77,8$ MPa, na face interna do solenóide ($r = r_1$).

Finalmente, deve-se recordar que a bobina M1 será comprimida pelas jaquetas da coluna central que suportam as bobinas M2. Assumindo que as bobinas M2 descarreguem integralmente a força vertical resultante para a M1, esta última fica sujeita a uma tensão de membrana máxima, compressiva, igual a

$$\sigma_z^m = \frac{f_z^m}{A_s(M1)} = \frac{-0,1203}{\pi(0.105^2 - 0,075^2)} = -7,1 \text{ MPa.}$$

A segurança da M1 pode ser verificada comparando-se as Intensidades de Tensões de membrana generalizadas com S_m e, além disso, comparando-se a máxima Intensidade de Tensão total com o limite para $(S_m + S_b)$. Os valores destes limites foram definidos no item 7.1. Introduz-se aqui um certo conservativo, uma vez que as máximas Intensidades de Tensão são ligadas, de fato, a tensões de pico.

A Intensidade de Tensões é dada a cada ponto do sólido pela diferença entre a máxima e a mínima tensão principal, isto é $SI = \sigma_1 - \sigma_3$. Discussões sobre os critérios de verificação aqui empregados, baseados no Código ASME [32], são encontradas, por exemplo, em [61].

Após multiplicar as SI da bobina M1 por um fator de amplificação dinâmica $\delta = 1,5$ e dividir pelo fator de empacotamento $\lambda = 0,9$, obtém-se:

Um quadrante inteiro de cada bobina foi modelado, de modo a poder definir facilmente as condições de contorno, caso fosse necessário variar o número de suportes. Se apenas o vão entre os suportes fosse modelado, as condições de contorno seriam dependentes do espaçamento entre suportes.

Um número razoável de suportes (ou *braços* das BCP) deve ser uma potência de dois, para coincidir com o tipo de simetria de repetição em torno do eixo vertical da máquina que se verifica nos outros sistemas. Uma vez que com dois braços apenas as bobinas ficam hipostáticas, o número mínimo de braços é quatro. O número máximo, por outro lado, é dezesseis, um à sombra de cada uma das BCT. É a situação mais favorável para as BCP e os próprios braços, mas ocorrem interferências com algumas janelas da CV, e o acesso à CV torna-se problemático. Estudou-se então a suportação das BCP feita por oito braços.

A Fig. 7.4 esquematiza os modelos de elementos de viga empregados. Todos os modelos eram constituídos por 24 elementos retilíneos, cada um correspondendo à corda de um arco elementar de 3,75 graus.

Foram analisados os casos de carregamento vertical máximo em cada bobina (f_z), sem incluir o fator de amplificação dinâmica, mas incluindo o fator de empacotamento λ . No caso da M3, rodou-se ainda o caso das forças radiais, com o único objetivo de verificar o modelo, uma vez que a simetria das forças radiais e da geometria das bobinas impõe $N=f_r \cdot r_m$, enquanto que os outros esforços devidos a f_r devem ser nulos.

A Fig. 7.5 mostra os diagramas de deslocamentos (ω), momento fletor (M), força cortante (V) e momento de torção (T) característicos de todas as análises. As amplitudes dessas grandezas, para cada bobina, são dadas na Tab. 7.6. Os resultados apresentados na Tab. 7.6 podem ser verificados aproximando o trecho da BCP entre dois apoios por uma viga reta biengastada. Para a bobina M3 temos:

$$l = \frac{2\pi \cdot r_m}{8} = 0,3534 \text{ m}$$

$$M = -2M^* = -\frac{q \cdot l^2}{12} = -\frac{19100 \cdot 0,3534^2}{12} = 198 \text{ Nm}$$

$$V = \frac{ql}{2} = 3375 \text{ N}$$

$$\omega = \frac{ql^4}{384 \cdot EI} = \frac{19100 \cdot 0,3534^4}{384 \cdot 120 \cdot 10^9 \cdot 9,6 \cdot 10^{-8}} \approx 0,07 \text{ mm}$$

Os valores obtidos confirmam a qualidade dos modelos numéricos e permitem afirmar ainda que uma análise expedita das BCP com oito suportes pode ser feita assumindo uma viga reta biengastada, sem incorrer em grande discordância dos valores dados por modelos numéricos mais refinados.

As bobinas de campo poloidal devem ser verificadas para:

- tensões de membrana (σ_m) provocadas pelo esforço normal;
- tensões de membrana mais flexão ($\sigma_m + \sigma_b$), nos pontos de suportaçã (seção *a*, onde ocorre a máxima flexão) ;
- tensões de cisalhamento τ , nos pontos de suportaçã (máximo cortante) e no ponto de máximo momento torçor (seção *c*).

A Tab. 7.7 mostra as tensões resultantes, em cada bobina, após multiplicar os esforços dados na Tab. 7.6 por um fator de amplificação dinâmica $\delta=1,5$. Todos os valores estão dentro dos limites estabelecidos no item 7.1. As forças provocadas pelo auto-campo das bobinas M3, M4, V, E1, E2 — calculadas conforme o procedimento empregado para a bobina M2 — resultam em valores muito pequenos, não sendo incluídas no cálculo das tensões.

Tab. 7.1 – Geometria das BCP

| Bobina | r_c | z_c | Δr | Δz |
|--------|-------|-------|------------|------------|
| M1 | 8,9 | 0,0 | 3,2 | 110,0 |
| M2 | 15,0 | 66,0 | 4,0 | 12,0 |
| M3 | 45,0 | 70,0 | 4,0 | 2,0 |
| M4 | 71,0 | 54,0 | 2,0 | 2,0 |
| V | 97,5 | 44,0 | 6,0 | 8,0 |
| E1 | 76,0 | 62,0 | 4,0 | 4,0 |
| E2 | 45,0 | 77,0 | 4,0 | 12,0 |

Tab. 7.2 – Propriedades Geométricas das BCP

| PROP. | UNID. | M3 | M4 | V | E1 | E2 |
|------------------|--------------|------|-----|-------|------|-------|
| $I_{,s}$ | $10^{-8}m^4$ | 10,7 | 1,3 | 256,0 | 21,3 | 576,0 |
| $I_{,t}$ | $10^{-8}m^4$ | 2,7 | 1,3 | 144,0 | 21,3 | 64,0 |
| $J_{,r}$ | $10^{-8}m^4$ | 7,3 | 2,3 | 305,8 | 36,1 | 202,0 |
| $\lambda I_{,s}$ | $10^{-8}m^4$ | 9,6 | 1,2 | 230,4 | 19,2 | 518,4 |
| $\lambda I_{,t}$ | $10^{-8}m^4$ | 2,4 | 1,2 | 129,6 | 19,2 | 57,6 |
| $\lambda J_{,r}$ | $10^{-8}m^4$ | 6,6 | 2,0 | 275,6 | 32,5 | 181,8 |
| W_t | $10^{-6}m^3$ | 3,9 | 1,7 | 63,9 | 13,3 | 205,0 |
| λW_t | $10^{-6}m^3$ | 3,6 | 1,5 | 57,5 | 12,0 | 184,5 |
| A_s | $10^{-4}m^2$ | 8,0 | 4,0 | 48,0 | 16,0 | 48,0 |
| λA_s | $10^{-4}m^2$ | 7,2 | 3,6 | 43,2 | 14,4 | 43,2 |

$$I_{ss} = \frac{\Delta r \cdot \Delta z^3}{12} \quad ; \quad I_{tt} = \frac{\Delta r^3 \Delta z}{12}$$

$$J_{rr} = \zeta\left(\frac{\Delta r}{\Delta z}\right) \cdot \Delta r \cdot \Delta z^3 = \zeta\left(\frac{\Delta z}{\Delta r}\right) \cdot \Delta r^3 \Delta z$$

$$W_t = \omega\left(\frac{\Delta r}{\Delta z}\right) \cdot \Delta r \cdot \Delta z^2 = \omega\left(\frac{\Delta z}{\Delta r}\right) \cdot \Delta r^2 \Delta z$$

$$A_s = \Delta r \cdot \Delta z$$

$$\lambda = 0,9$$

Tab. 7.3 – Forças Mútuas nas BCP (kN/m)

| CASO | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 |
|--------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|
| BOBINA | | | | | | | | | | | | |
| M1 | f _r 1093,0 | f _r 745,7 | f _r 590,6 | f _r 920,2 | f _r 1054,0 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 1306,0 | f _r 1132,0 | f _r 1266,0 |
| | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 |
| M2 | f _r 59,6 | f _r 40,7 | f _r 40,7 | f _r 50,2 | f _r 57,5 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 71,2 | f _r 61,7 | f _r 69,0 |
| | f _z -121,8 | f _z -119,8 | f _z -119,4 | f _z -116,0 | f _z -120,8 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z -119,0 | f _z -122,9 | f _z -127,6 |
| M3 | f _r 9,9 | f _r 6,8 | f _r 5,4 | f _r 8,4 | f _r 9,6 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 11,9 | f _r 10,3 | f _r 11,5 |
| | f _z -5,0 | f _z -3,7 | f _z -3,2 | f _z 9,2 | f _z 7,7 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z -4,8 | f _z -17,6 | f _z -19,1 |
| M4 | f _r 5,0 | f _r 3,4 | f _r 2,7 | f _r 4,2 | f _r 4,8 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 6,0 | f _r 5,1 | f _r 5,7 |
| | f _z -0,4 | f _z -0,8 | f _z -1,3 | f _z -0,9 | f _z -1,9 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z -0,6 | f _z 1,1 | f _z 0,1 |
| V | f _r 0 | f _r 12,2 | f _r -9,7 | f _r -15,1 | f _r -17,2 | f _r 0,6 | f _r 6,0 | f _r -1,9 | f _r 3,5 | f _r 21,4 | f _r 18,5 | f _r 20,7 |
| | f _z 0 | f _z -1,2 | f _z 0 | f _z -0,2 | f _z 1,7 | f _z 1,3 | f _z 1,6 | f _z 0 | f _z -0,4 | f _z 0 | f _z 0,9 | f _z -1,1 |
| E1 | f _r 0 | f _r 0 | f _r -3,6 | f _r -5,6 | f _r -6,4 | f _r 0,2 | f _r 2,2 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 6,9 | f _r 7,7 |
| | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0,3 | f _z 0 | f _z 1,0 | f _z -1,8 | f _z -1,5 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z -4,6 | f _z -5,6 |
| E2 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 0 | f _r 8,4 | f _r 9,6 | f _r -0,4 | f _r 0 | f _r 1,1 | f _r 0 | f _r 0 | f _r -10,3 | f _r -11,5 |
| | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z -15,6 | f _z -16,8 | f _z 0,7 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 0 | f _z 18,2 | f _z 19,4 |

Tab. 7.4 – Forças Mútuas Extremas nas BCP (kN/m)

| BOBINA | | M1 | M2 | M3 | M4 | V | E1 | E2 |
|--------|------|--------|--------|-------|------|-------|------|-------|
| f_r | MAX. | 1306,0 | 69,0 | 11,9 | 6,0 | 21,4 | 7,7 | 9,6 |
| | MIN. | 0 | 0 | 0 | 0 | -17,2 | -6,4 | -11,5 |
| f_z | MAX. | 0 | 0 | 9,2 | 1,1 | 1,7 | 1,0 | 19,4 |
| | MIN. | 0 | -127,6 | -19,1 | -1,9 | -1,2 | -5,6 | -16,8 |

Tab. 7.5 – Forças-peso nas BCP

| BOBINA | M1 | M2 | M3 | M4 | V | E1 | E2 |
|---------|---------|--------|--------|--------|---------|--------|---------|
| P [N] | -1730,2 | -397,6 | -198,8 | -157,0 | -2584,6 | -671,4 | -1092,9 |
| q [N/m] | -3094,0 | -421,9 | -70,3 | -35,2 | -421,9 | -140,6 | -421,9 |

Tab. 7.6 – Amplitude dos esforços nas BCP

| RESULT. BOBINA | f_z kN/m | ω mm | M_a Nm | M_b Nm | V kN | T Nm | f_r kN/m | N kN | δ_r mm |
|-------------------|---------------|----------------|-------------|-------------|---------|---------|---------------|---------|------------------|
| M3 | 9,2 | 0,030 | 95,4 | -50,1 | -1,626 | -7,6 | 11,9 | 5,3 | 0,030 |
| | -19,1 | -0,070 | -198,0 | 104,0 | 3,375 | 15,7 | 0 | 0 | 0 |
| M4 | 1,1 | 0,200 | 28,4 | -14,8 | -0,310 | -2,2 | 6,0 | 4,2 | 0,070 |
| | -1,9 | -0,350 | -49,1 | 25,7 | 0,530 | 3,9 | 0 | 0 | 0 |
| V | 1,7 | 0,006 | 82,7 | 43,3 | -0,650 | -6,5 | 21,4 | 20,8 | 0,040 |
| | -1,2 | -0,004 | -58,4 | 30,6 | 0,459 | 4,6 | -17,2 | -16,7 | -0,030 |
| E1 | 1,0 | 0,010 | 29,6 | -15,5 | -0,300 | -2,3 | 7,7 | 5,8 | 0,030 |
| | -5,6 | -0,080 | -165,6 | 86,9 | 1,671 | 13,1 | -6,4 | -4,8 | -0,020 |
| E2 | 19,4 | 0,010 | 201,1 | -105,5 | -3,428 | -15,9 | 9,6 | 4,3 | 0,004 |
| | 16,8 | -0,010 | -174,2 | 91,4 | 2,969 | 13,8 | -11,5 | -5,2 | -0,005 |

Tab. 7.7 – Tensões máximas nas BCP

| BOBINA | $\sigma_m(N)$ | $\sigma_b(M^a)$ | $\sigma_m + \sigma_b$ | $\tau(V^a)$ | $\tau(T^c)$ |
|--------|---------------|-----------------|-----------------------|-------------|-------------|
| M3 | 11,0 | 30,9 | 41,9 | 10,5 | 6,6 |
| M4 | 17,5 | 61,4 | 78,9 | 3,3 | 3,9 |
| V | 7,2 | 53,8 | 61,0 | 0,3 | 0,2 |
| E1 | 6,0 | 25,9 | 31,9 | 2,6 | 1,5 |
| E2 | 1,8 | 3,5 | 5,3 | 1,6 | 0 |

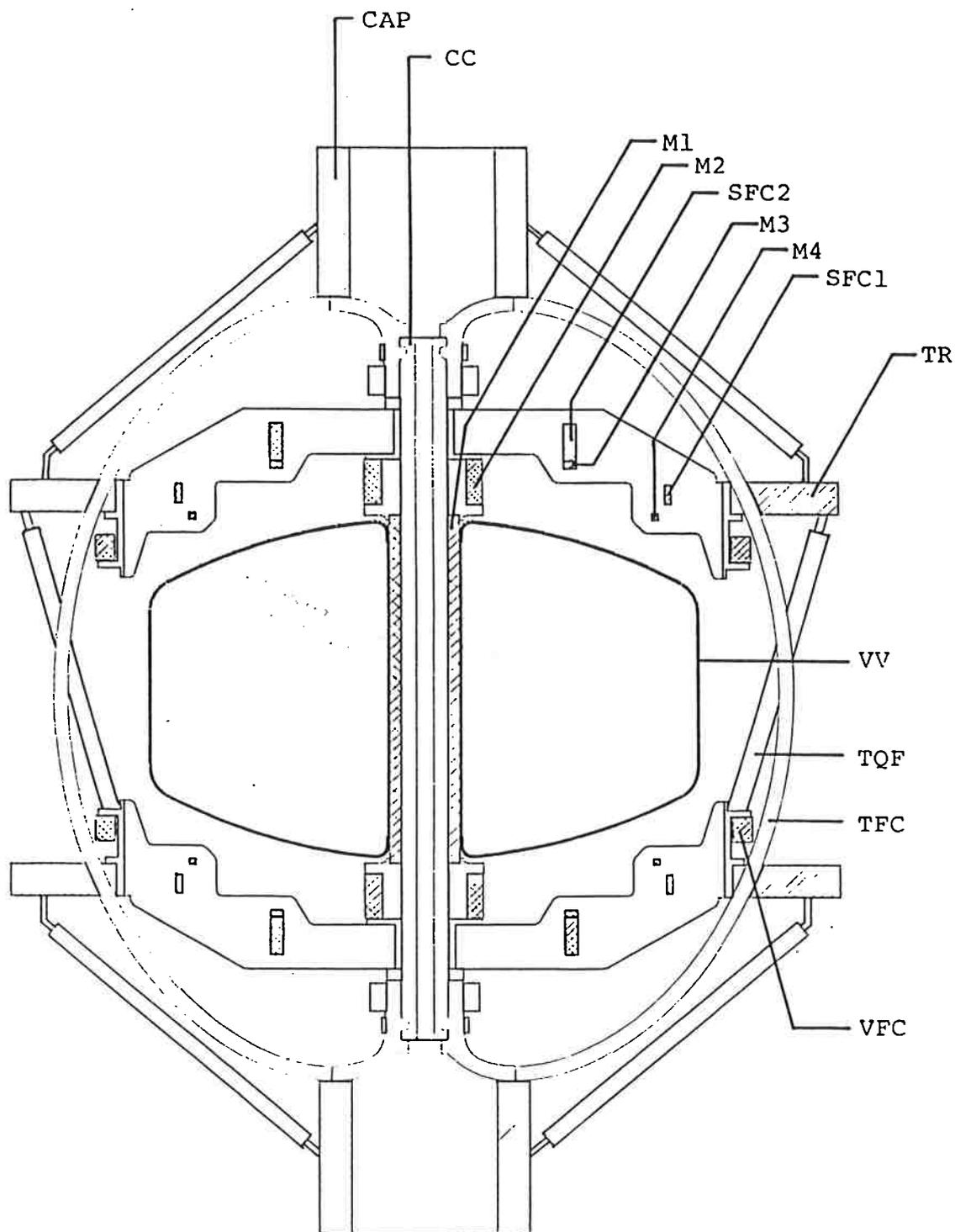


Fig. 7.1 Disposição das BCP do TBR-E

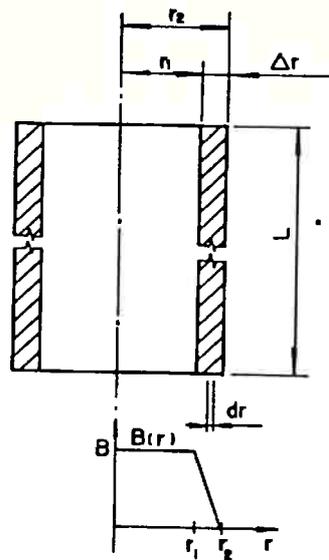


Fig. 7.2 Campo magnético em um solenóide homogêneo muito longo ($L \gg r_2$)

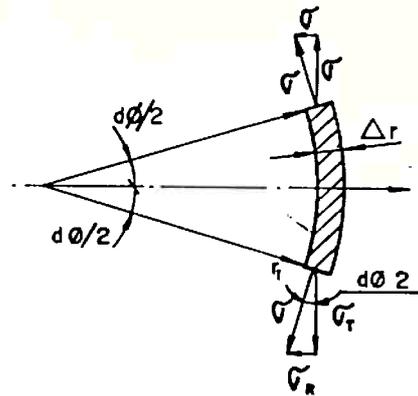


Fig. 7.3 Equilíbrio de um elemento $d\theta dz$ do solenóide

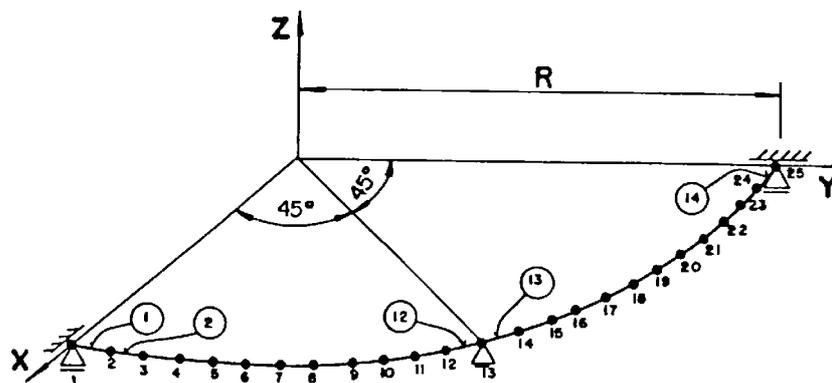


Fig. 7.4 Malha de elementos de viga empregada na análise das BCP

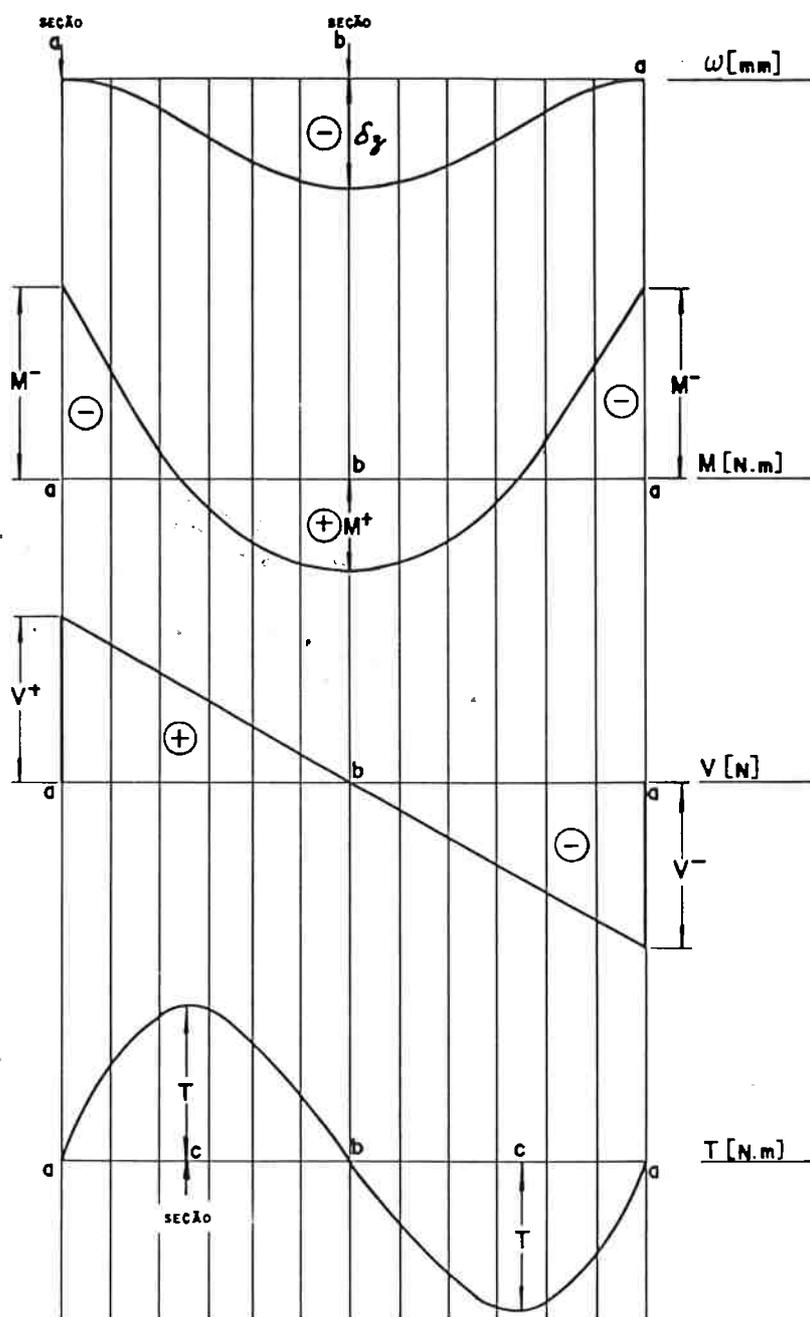


Fig. 7.5 Diagramas dos deslocamentos verticais (ω), momentos fletores (M), forças cortantes (V) e momentos de torção (T) característicos das BCP.

8 ANÁLISE DA CÂMARA DE VÁCUO

8.1 Descrição da câmara de vácuo

Neste capítulo discutem-se as análises desenvolvidas para verificar a estabilidade e o campo de tensões da câmara de vácuo (CV) do TBR-E. A CV (Fig. 8.1) será fabricada em Inconel 625, trabalhando a uma temperatura de 150 °C. As paredes da CV devem ser tão finas quanto permitir a mecânica, para que sua resistência elétrica seja grande. Por outro lado, além da pressão externa de 1 atm, a CV pode estar sujeita ocasionalmente a transientes de forças eletromagnéticas desta mesma ordem, com duração de milissegundos, provocados por terminações abruptas da corrente de plasma.

A existência de um número grande de janelas limita a validade dos modelos analíticos simplificados empregados no dimensionamento preliminar da CV. Várias análises por elementos finitos foram desenvolvidas, por intermédio do programa ANSYS, usando modelos de complexidade crescente. As análises permitiram determinar limites inferiores para a carga de flambagem da CV. Também foram determinadas áreas de concentração de tensão, sob a ação de carregamentos estáticos, em função das quais foram projetados reforços adequados.

A CV tem como função evitar que a atmosfera circunstante invada a região de formação do plasma. Os critérios básicos de seu projeto são a capacidade de se produzir um vácuo da ordem de 10^{-8} torr e a possibilidade de adequado acesso ao plasma para os diversos sistemas de diagnósticos. A CV deve ter alta resistência elétrica na direção toroidal (para não prejudicar a concatenação entre as BCP e o plasma), de modo que suas paredes devem ser tão finas quanto possível do ponto de vista mecânico, e o material deve ter alta resistividade elétrica. O material deve ainda ser não-magnético (o que exclui aços ferrosos), apresentar baixa taxa de desgaseificação e boas propriedades mecânicas, para uma temperatura de projeto de 150 °C. Outros requisitos são a maximização do volume da

região de vácuo, conforme permitido pela disposição das bobinas, e simplicidade de fabricação, montagem e manutenção.

As dimensões básicas da CV são mostradas na Fig. 8.2 (sem as janelas). O material escolhido foi o Inconel 625, cujas propriedades mecânicas, na temperatura de projeto, são listadas na Tab. 8.1. As espessuras das chapas foram definidas conforme a metodologia preconizada pelo Código ASME para vasos sujeitos à pressão externa [62].

A CV será construída a partir de dois tampos torisféricos, soldados nas bordas externas a um cilindro composto por chapas calandradas e janelas. A parede interna do vaso será obtida de um tubo 8" usinado internamente para atingir a espessura final de 1,5 mm. O tubo será recoberto por placas de grafite, de modo a ficar protegido do fluxo térmico e de partículas proveniente do plasma, evitando assim uma eventual perfuração da parede da CV. As uniões entre os tampos e o tubo interno será feita após repuxar as partes centrais dos tampos e usiná-las até uma espessura compatível com a do tubo. Dentro do tubo da CV (isto é, externamente à câmara), ficam os trechos internos das BCT e o solenóide central (bobina M1), restando entre esta e a parede da CV uma folga de cerca de 2mm.

O peso da CV foi estimado em cerca de 10 kN. A CV será suportada pelos braços das bobinas de campo poloidal, através de uma série de chapas, finas o suficiente para que não se oponham à expansão térmica da CV na direção radial, mas com largura tal que movimentos de corpo rígido fiquem impedidos. As chapas inferiores dispõem de furos oblongos, de modo que não se opõe à expansão térmica vertical da câmara (que fica então pendurada pelas chapas superiores), embora ainda funcionem para impedir seus movimentos horizontais. Por outro lado, a folga nessas chapas deve ser pequena, para limitar a amplitude de eventuais deslocamentos verticais, que poderiam provocar a flambagem e a plastificação das chapas superiores, caso uma disruptura severa do plasma provoque uma aceleração ascendente na CV. Com esse cuidado, se ocorrer das chapas superiores flambarem, as chapas inferiores passam a reagir às forças eletromagnéticas antes

que seja imposta qualquer deformação plástica às chapas superiores. Os suportes da CV são mostrados na Fig. 8.3.

As tensões de origem térmica não foram consideradas, mas sabe-se de antemão que não devem ser problemáticas, uma vez que a CV será livre para expandir e seu aquecimento até a temperatura de projeto será feito de forma lenta, para que não surjam gradientes severos de temperatura nas paredes da câmara.

Tab. 8.1 – Propriedades do Inconel 625 (a 150°C)

| | |
|-------------------------|------------------------|
| Módulo de Elasticidade | 198 GPa |
| Tensão de Escoamento | 370 MPa |
| Coefficiente de Poisson | 0,33 |
| Densidade | 8440 Kg/m ³ |

8.2 Carregamentos

A CV deve suportar os seguintes carregamentos:

- a) o peso próprio;
- b) a pressão atmosférica externa (1 atm), aplicada quase estaticamente;
- c) pressões eletromagnéticas derivadas da difusão dos campos magnéticos no início das descargas de plasma — transientes rápidos, mas de intensidade moderada;
- d) pressões eletromagnéticas devidas à interação entre as correntes parasitas provocadas na câmara por terminações abruptas da coluna de plasma (disrupturas) e os campos eletromagnéticos circunstantes — cargas impulsivas e de alta intensidade, predominantemente compressivas;
- e) fluxo de calor e partículas proveniente do plasma.

As incertezas sobre o comportamento efetivo do plasma durante as disrupturas são grandes. No caso do TBRE, considerando que uma disruptura instantânea da corrente de

plasma transfira o fluxo magnético concatenado com I_p para a parede interna da CV, onde o campo magnético é mais intenso, estimou-se um carregamento envelope, uniformemente distribuído, compressivo, de 1 atm. Levando em conta a amplificação dinâmica de uma carga aplicada instantaneamente, a CV deve ser verificada para uma carga estática equivalente de 3 atm (1 atm devida à pressão externa mais 2 atm devidas aos transientes eletromagnéticos).

8.3 Análises estruturais

8.3.1 Critérios de verificação

Empregam-se critérios baseados no Código ASME. Definindo a Intensidade de Tensão como a diferença entre a máxima e a mínima tensão principal ($SI = \sigma_1 - \sigma_3$), a plastificação do material ocorre quando, em um ponto, SI atinge a tensão de escoamento σ_y (Critério de Tresca).

Conforme esquematizado na Fig. 8.4, as tensões ao longo da espessura de um vaso são divididas em tensões de membrana (tensões médias ao longo da espessura do vaso), tensões de flexão (correspondentes ao diagrama linearizado de tensões com o mesmo momento que a distribuição total de tensões ao longo da espessura), e tensões de pico (a parcela restante) [63].

Para prevenir a falha dútil, as SI de membrana (S_{memb}) são limitadas por $S_m = 2/3 \sigma_y$. A soma das SI de membrana mais as SI de flexão ($SI_{memb+flex}$) deve ser menor que σ_y . No caso dos modelos de casca utilizados na análise da CV, as tensões ao longo da espessura já são linearizadas pela própria formulação dos elementos, de modo que a SI resultante para as fibras externas de cada elemento dá diretamente $SI_{memb+flex}$, enquanto que a SI na seção média dá SI_{memb} (Fig. 8.4).

As tensões de pico são desprezadas na verificação da falha dútil, tornando-se

importantes para a verificação da falha por fadiga. Entretanto, a falha por fadiga não foi considerada nas análises da CV. São estimados $1,5 \cdot 10^5$ pulsos durante a vida da máquina, mas os carregamentos eletromagnéticos de operação normal causarão tensões muito pequenas, de modo que não deve haver fadiga associada a eles. Altas tensões podem estar associadas à pressão atmosférica externa e às pressões eletromagnéticas devidas a disrupturas severas do plasma, mas o número de ciclos será baixo. Prevê-se que o sistema de vácuo seja desligado cerca de $5 \cdot 10^3$ vezes, e disrupturas severas do plasma terão ocorrência incerta, mas pouco freqüente.

Devido à natureza compressiva das cargas atuantes, e à pequena espessura das paredes em relação ao diâmetro da CV, é necessário ainda que sua estabilidade seja verificada.

8.3.2 Análises da CV ideal (sem janelas)

Modelos ideais, simplificados, são importantes para iniciar a inspeção de problemas com geometria complexa, uma vez que seus resultados podem, por um lado, ser comprovados por formulações analíticas expeditas e permitem, por outro lado, a verificação qualitativa dos resultados obtidos com modelos mais refinados.

Considerou-se inicialmente uma câmara ideal, sem janelas, modelada com elementos de casca axissimétricos. Foi modelada toda a seção da CV, pois o modelo destinava-se tanto à análise das tensões como à inspeção dos modos de flambagem axissimétricos, não necessariamente simétricos em relação ao equador da câmara. Impediu-se o deslocamento vertical do nó localizado na parede interna da CV, na altura do equador, eliminando assim a labilidade do modelo nesta direção. Uma pressão externa de 1 atm foi imposta. Para avaliar o efeito da redução da espessura dos tampos, durante o processo de conformação, um caso em que o tampo tinha espessura constante de 6,35 mm foi comparado com outro em que a espessura da região do repuxo interno era 4 mm,

enquanto o restante do tampo tinha 5 mm.

A deformação do modelo para esta segunda situação é mostrada na Fig. 8.5. Em ambos os casos, os máximos deslocamentos da CV estão ligados ao afundamento dos tampos, respectivamente 0,4 mm e 0,6 mm. A saída do ANSYS dá valores máximos para $SI_{\text{memb+flex}}$ de, respectivamente, 78 MPa e 103 MPa, na região do repuxo interno.

A estabilidade do modelo descrito acima foi investigada tanto através de análise de autovalores como através de análise estática incremental, considerando a não-linearidade geométrica inerente ao problema. Neste segundo caso, foi utilizado um algoritmo de solução incremental. A análise por autovalores indicou uma carga crítica de 26 atm, para o caso dos tampos com espessuras reduzidas. A análise incremental, mesmo quando sob a hipótese de grandes deslocamentos, forneceu uma carga crítica de 22 atm. A forma de flambagem, mostrada na Fig. 8.6, é semelhante para todos os métodos de análise. A flambagem do modelo não corresponde ao colapso global do toróide, mas ao colapso localizado dos tampos. De fato, o segundo autovetor do problema de estabilidade da CV tem um autovalor igual ao primeiro, diferindo deste por deslocamentos antimétricos entre os dois tampos. Isto indicando flambagem localizada, isto é, os tampos colapsam independentemente das outras porções da estrutura. A flambagem global do toróide ocorreu apenas a partir do nono autovalor (53 atm, para o caso de tampo com espessura 6mm).

A seguir, para investigar a flambagem não-axissimétrica da CV, considerou-se um modelo 3D, constituído de elementos de casca isoparamétricos, com funções de forma biquadráticas (8 nós), de modo a melhor representar a dupla curvatura da casca e melhor capturar a flexão do elemento. Elementos bilineares (4 nós) podem levar a valores excessivos para a carga crítica (havendo paridade no número de graus de liberdade dos modelos).

Levando em conta os resultados do modelo 2D, apenas o hemisfério superior da CV foi considerado (impondo condições de simetria no equador). O tubo interno foi removido, e seu efeito sobre o modelo substituído pela supressão dos graus de liberdade da borda interna do tampo. Definiu-se uma discretização bem mais grosseira na direção poloidal

(para a qual já se conhecia o comportamento da câmara).

A análise estática forneceu os mesmos padrões de tensão e deformação que o modelo 2D. O máximo deslocamento, devido ao afundamento do tampo, foi 0,62mm e a máxima $SI_{\text{memb+flex}}$ na região do repuxo, 110 MPa. A SI_{memb} máxima foi 71 MPa, na mesma região. As tensões levemente maiores são devidas à desconsideração da flexibilidade do tubo interno.

Aproveitando o campo de tensões determinado na análise estática, pesquisou-se a estabilidade do modelo por meio de uma análise de autovalores. A Fig. 8.7 mostra a primeira forma de flambagem do modelo. A carga crítica vale 14 atm. Com a espessura do cilindro externo reduzida para 5 mm, a carga crítica cai para 7 atm.

Uma vez que as janelas da câmara (Fig. 8.2) aumentam consideravelmente a rigidez à flexão das paredes da câmara, principalmente as laterais, os valores acima determinados representam limites inferiores da carga crítica da CV. Mesmo a menor destas estimativas (7 atm) confirma a estabilidade da CV frente aos carregamentos de projeto.

8.3.3 Análise de tensões considerando as janelas

Ao mesmo tempo em que aumentam a estabilidade da CV, as janelas da CV introduzem regiões de concentração de tensões que podem provocar a plastificação excessiva das paredes do vaso.

A influência das janelas sobre o campo de tensões da CV foi investigada por meio do modelo 3D mostrado na Fig. 8.8, constituído por elementos de casca isoparamétricos. Foram adotados elementos de quatro nós, uma vez que as discrepâncias geométricas e de interpolação introduzidas não alteram o campo de tensões de modo significativo. Apenas um octante da CV foi analisado. O programa ANSYS gerou automaticamente as condições de contorno, a partir da definição de simetrias de reflexão da câmara em relação aos planos formados pelos eixos coordenados globais (embora isto não seja verdade para os planos

verticais). As flanges e os tampos das janelas terão grande espessura, em comparação com as paredes da CV. Seu efeito foi representado por regiões rígidas em correspondência às bordas das janelas.

Uma pressão externa de 1 atm foi imposta ao modelo. A pressão agindo sobre os tampos foi representada por forças concentradas nos nós das bordas das janelas. A deformação do modelo para este carregamento (Fig.8.9) é coerente com o padrão determinado nas análises 2D. O recalque máximo do tampo aumentou para 0,80 mm, consequência de se superpor o recalque original da câmara com aquele devido ao giro sofrido pelas janelas. O giro das janelas é responsável ainda por deslocamentos horizontais de 0,3 mm, em correspondência às janelas mais altas.

A Fig. 8.10 mostra o campo de $SI_{\text{memb+flex}}$ resultante. Novamente, os resultados são coerentes com os modelos simplificados. As regiões de maior tensão são explicadas pelas discontinuidades estruturais e flexão secundária introduzidas pelas janelas. A $SI_{\text{memb+flex}}$ atingiu 250 MPa, enquanto que a SI_{memb} sozinha chegou a 160 MPa. Ambos os valores desrespeitam os critérios de resistência assumidos, quando se considera a carga de projeto de 3 atm.

O modelo acima sofreu duas adaptações. Em primeiro lugar, efetuou-se uma análise de peso próprio. Os suportes da CV, em número de oito (dois para cada quadrante), foram modelados por dois tirantes ligados ao tampo da câmara. A massa dos tampos foi transferida para as bordas das janelas e a massa da parte inferior da CV para os nós correspondentes ao equador da câmara. As restrições ao deslocamento destes nós foram removidas. Resultaram valores máximos de 47,1 MPa para $SI_{\text{memb+flex}}$ e 7,5 MPa para SI_{memb} , na região do suporte.

Em seguida, o modelo da CV com janelas foi adaptado para analisar o efeito de enrijecedores dispostos convenientemente, conforme mostrado na Fig. 8.11. A deformação da CV com enrijecedores é mostrada na Fig. 8.12. O máximo afundamento do tampo caiu para 0,5 mm, e o máximo deslocamento lateral das janelas para 0,2 mm. A Fig. 8.13

mostra o campo de $SI_{memb+flex}$ resultante. A máxima $SI_{memb+flex}$ na parede da CV atingiu 92 MPa e a máxima SI_{memb} , 65 MPa. Existe concentração de tensões entre os enrijecedores e os pescoços das janelas ($SI_{memb+flex}=284$ MPa — ou até 412 MPa, incluindo o erro estimado pelo programa ANSYS, grande na região porque a malha é pobre para gradiente tão intensos — e $SI_{memb}=120$ MPa). Estas regiões serão providas de almofadas de reforço, que permitirão ainda que reparos eventuais sejam feitos sem prejuízo para as paredes do vaso.

As análises de peso próprio não foram refeitas. A inclusão dos enrijecedores e a transferência dos tirantes para o trecho cilíndrico externo devem reduzir as tensões devidas ao peso próprio para valores desprezíveis.

8.4 Considerações finais

As análises desenvolvidas para a CV do TBR-E fizeram parte essencial do projeto da câmara, permitindo definir o padrão de enrijecedores necessários para a câmara fazer frente aos carregamentos de projeto. A câmara é estável e segura quanto à falha dútil, e as deformações da CV não devem perturbar o desempenho dos diagnósticos de plasma conectados às janelas.

Um aspecto que merece uma menção final é que a "frente de onda" do programa ANSYS disponível no Instituto de Física da USP, (uma versão especial da Rev. 4.4A, para universidades) está limitada a 500 g.d.l. Para lidar com modelos de geometria complexa como a CV (envolvendo mais de 6000 g.d.l.) dentro desta limitação, foi necessário tomar cuidados com a ordem de geração dos elementos. O otimizador automático do ANSYS proporciona em geral uma boa redução da máxima frente de onda, mas apenas com uma ordem criteriosa de numeração dos elementos, definida externamente, foi possível obter uma "frente de onda" máxima de 498 g.d.l. (CV com enrijecedores). Caso isto não fosse possível, a alternativa seria definir regiões da CV como super-elementos, expediente assaz trabalhoso para uma estrutura com pouca repetitividade.

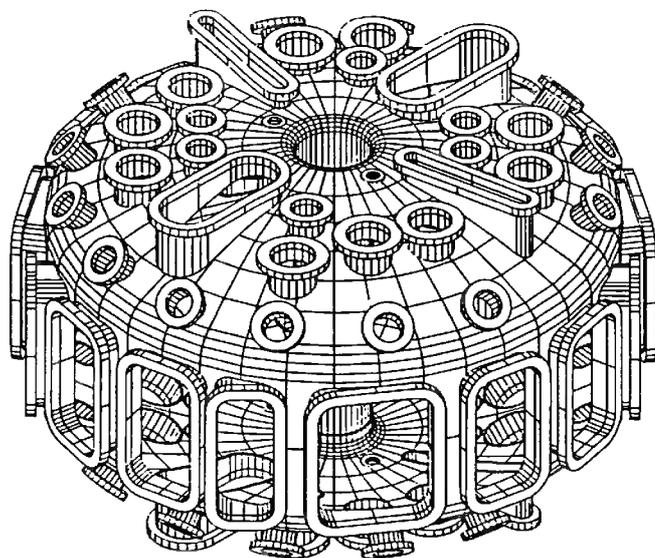


Fig. 8.1 Câmara de Vácuo do TBR-E

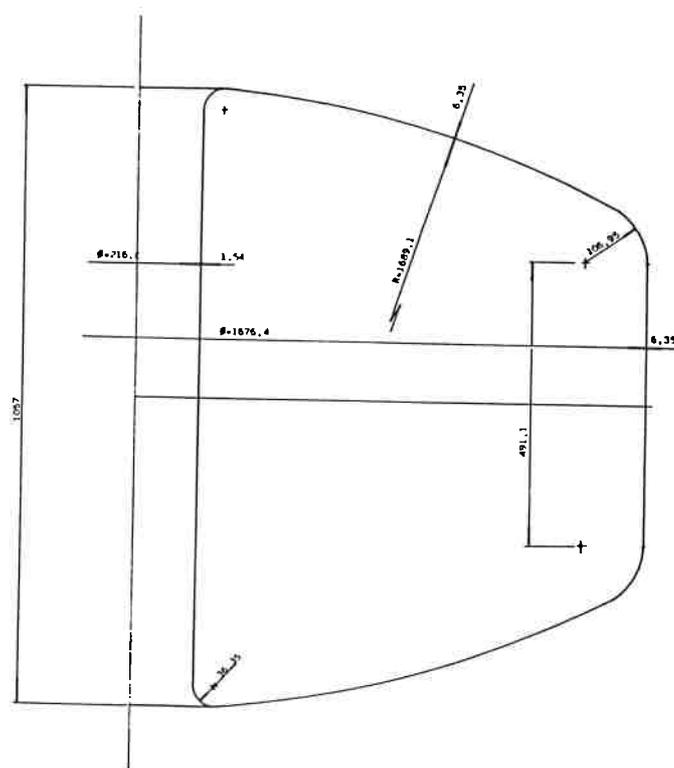


Fig. 8.2 Dimensões da Câmara de Vácuo

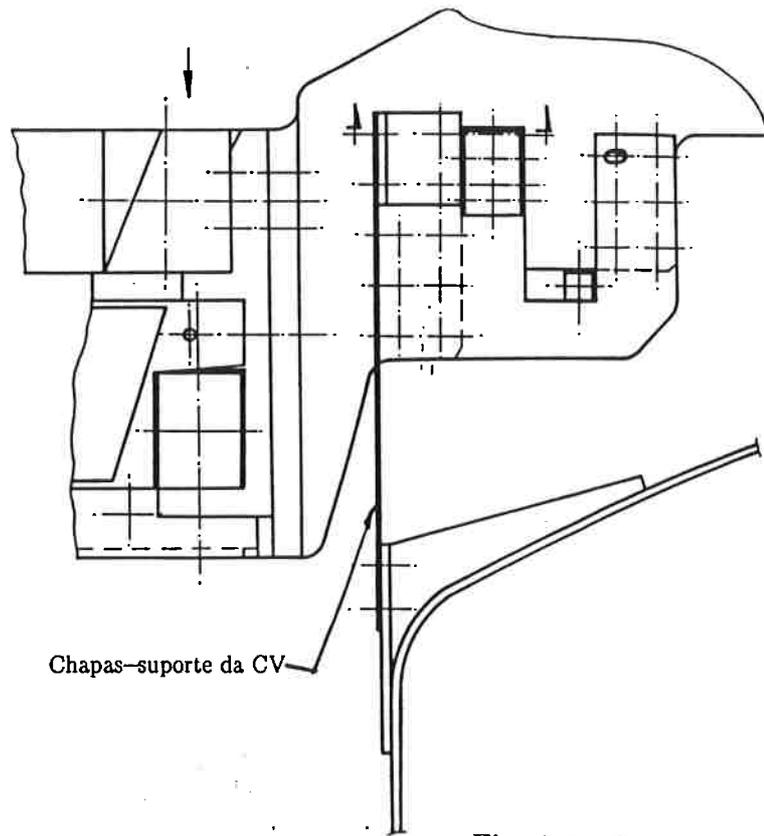


Fig. 8.3 Chapas-suporte da CV

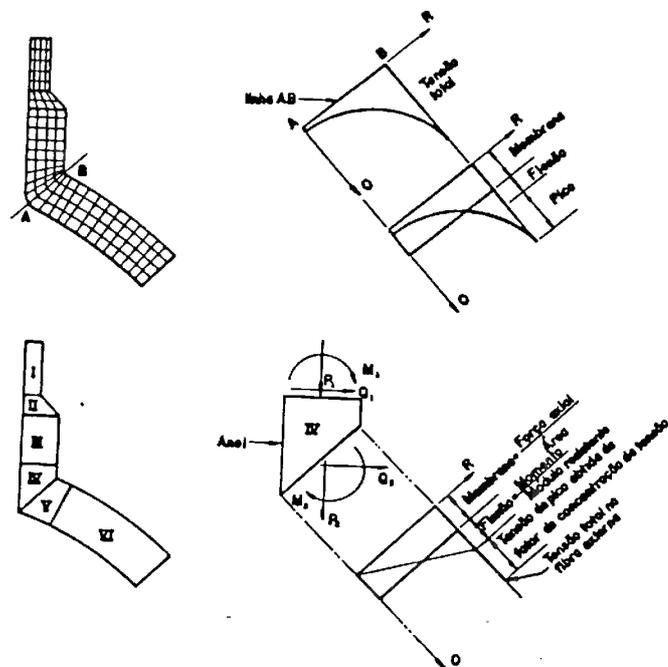


Fig. 8.4 Classificação de Tensões conforme ASME

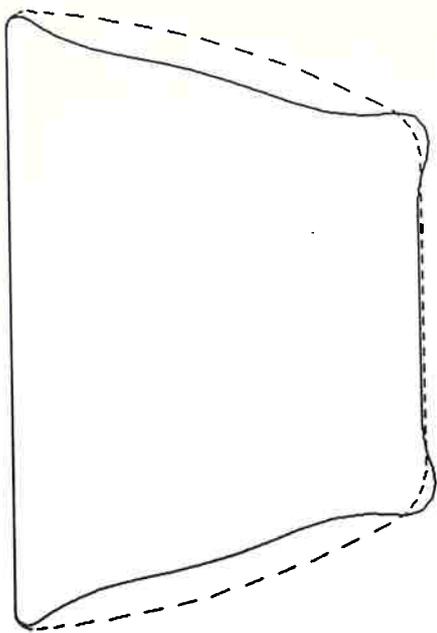


Fig. 8.5 Deformação do modelo 2D da CV

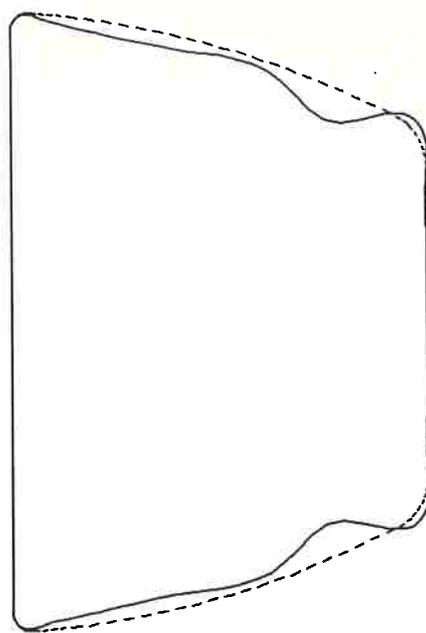


Fig. 8.6 Flambagem do modelo 2D da CV

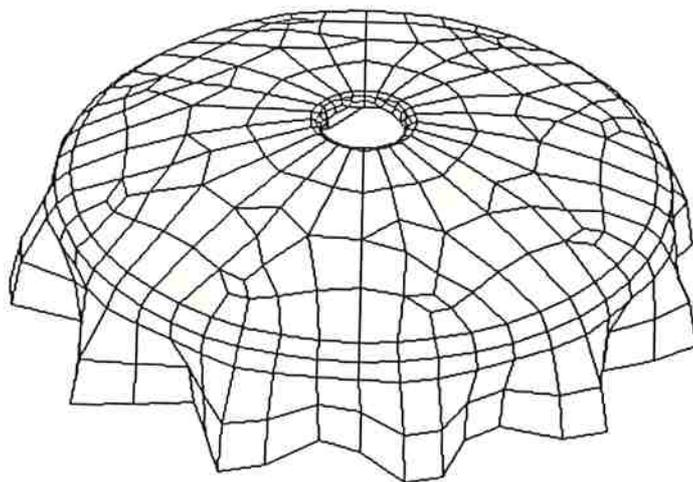


Fig. 8.7 Flambagem não-axissimétrica da CV

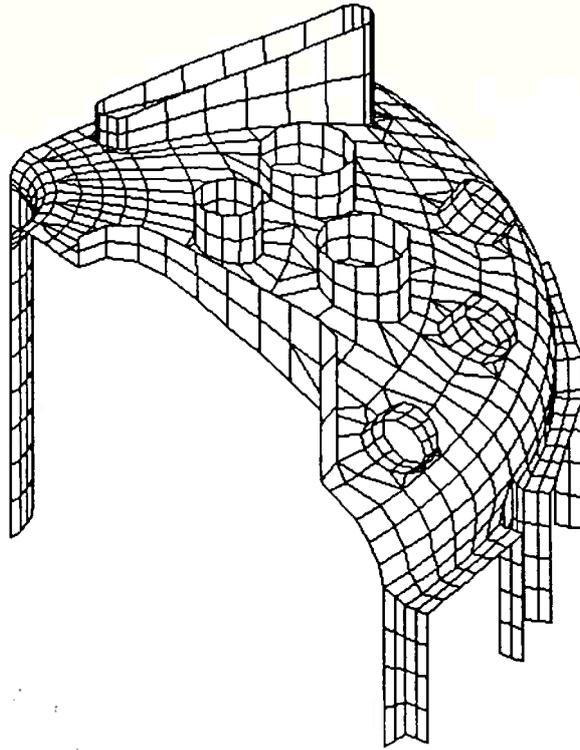


Fig. 8.8 Modelo 3D da CV sem enrijecedores

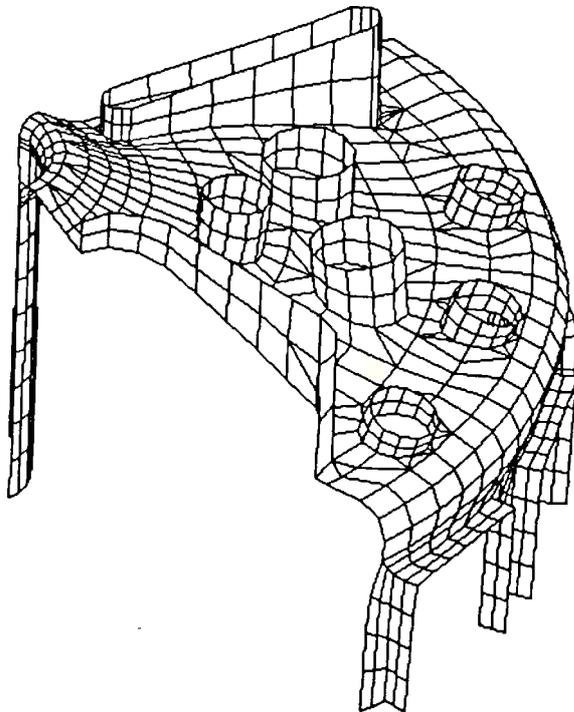
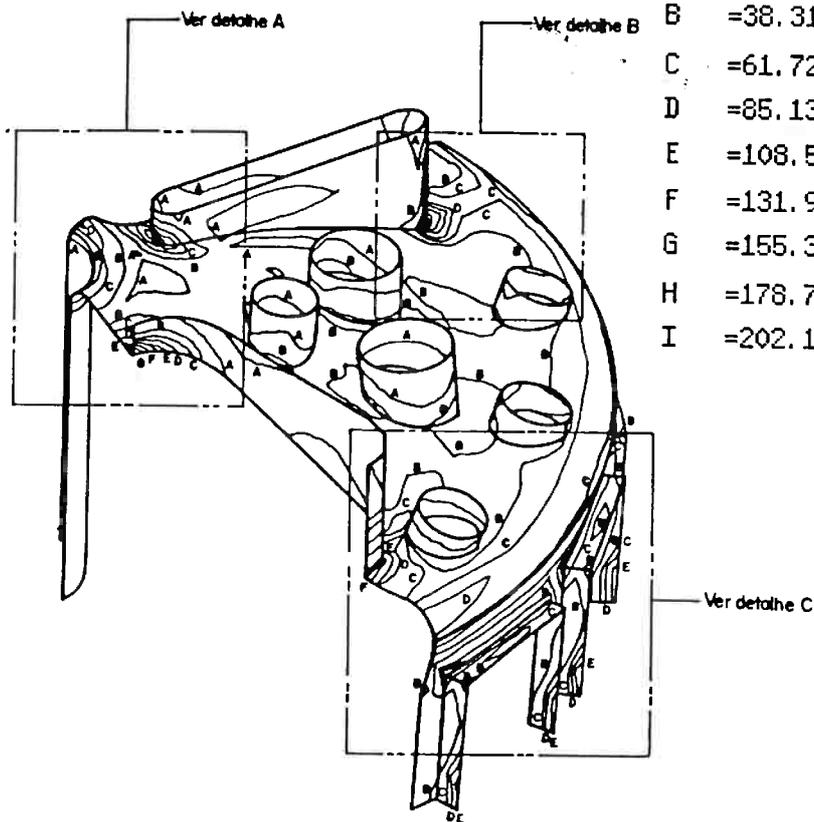
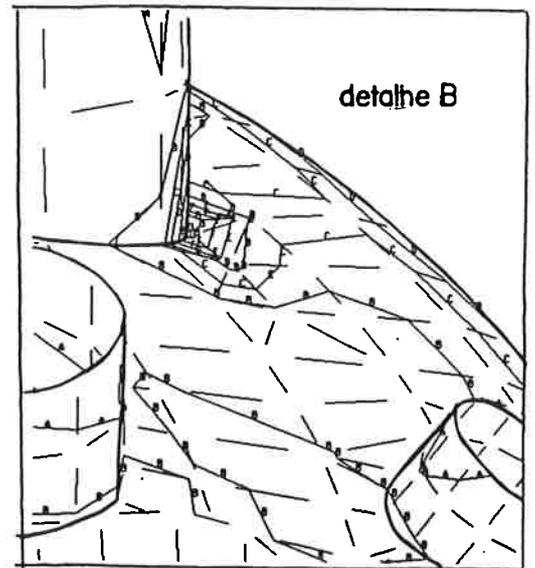
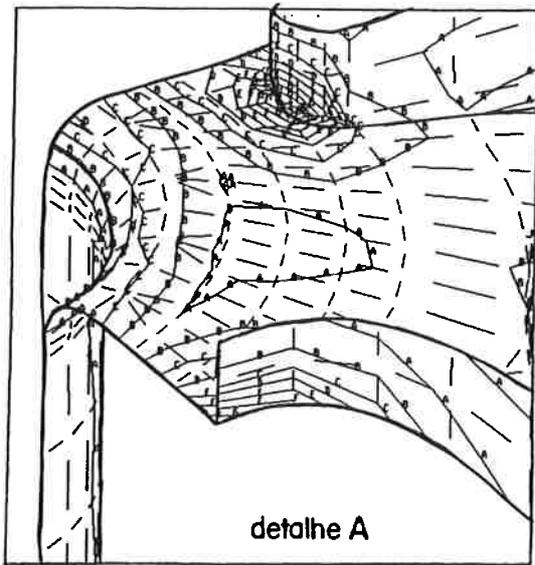


Fig. 8.9 Deformação do modelo 3D sem enrijecedores



MPa

| | |
|---|----------|
| A | =14.904 |
| B | =38.313 |
| C | =61.722 |
| D | =85.131 |
| E | =108.539 |
| F | =131.948 |
| G | =155.357 |
| H | =178.766 |
| I | =202.175 |

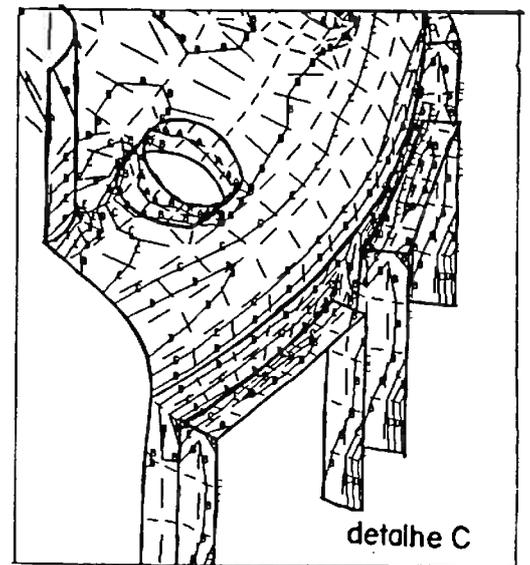


Fig. 8.10 $SI_{memb+flex}$ no modelo 3D sem enrijecedores

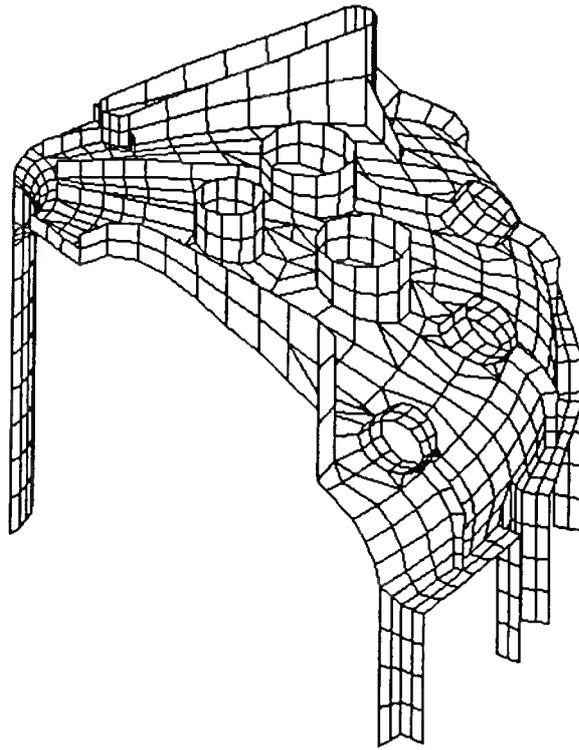


Fig. 8.11 Modelo 3D com enrijecedores

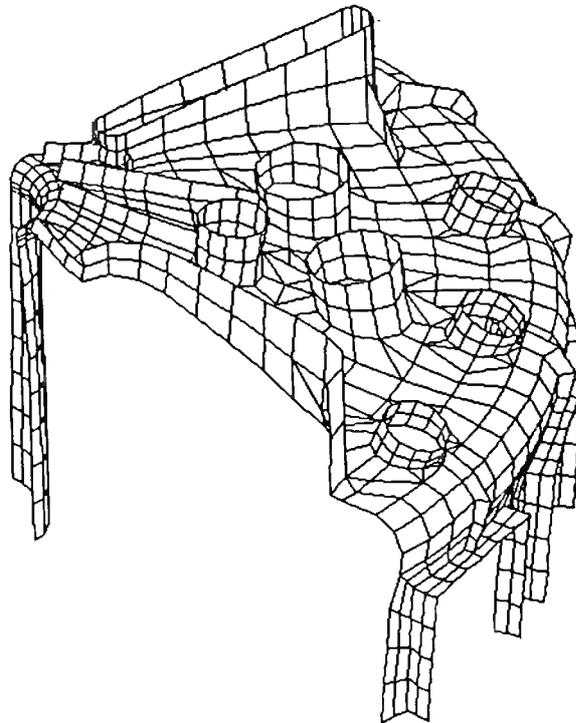
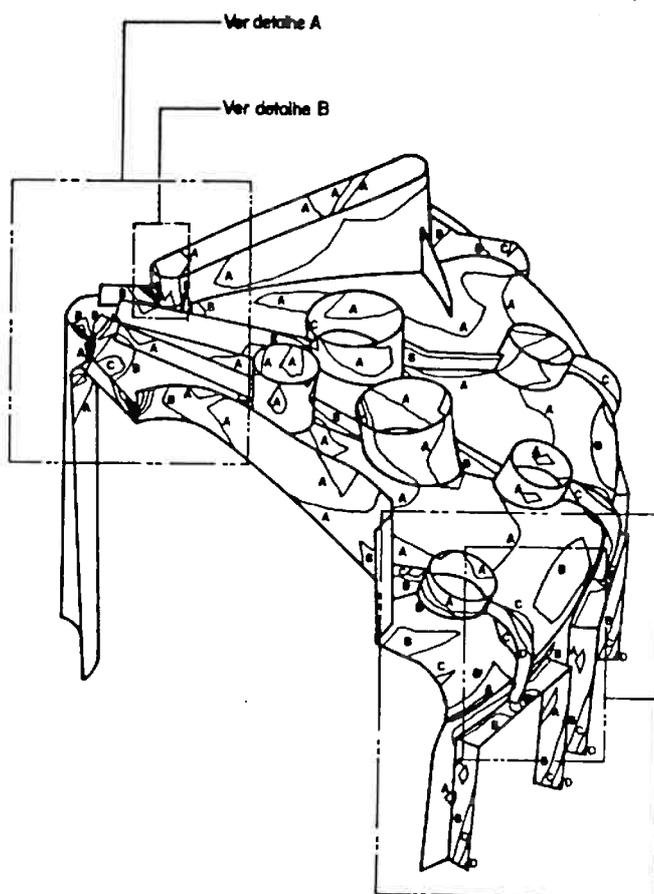
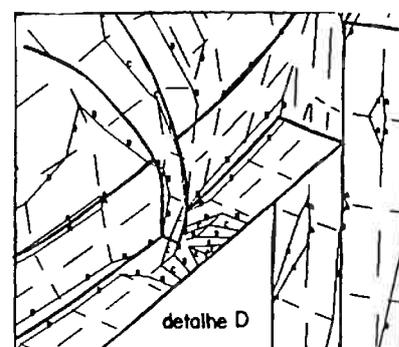
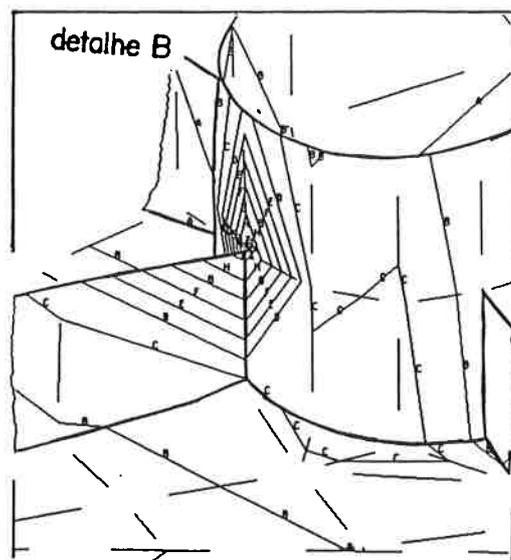
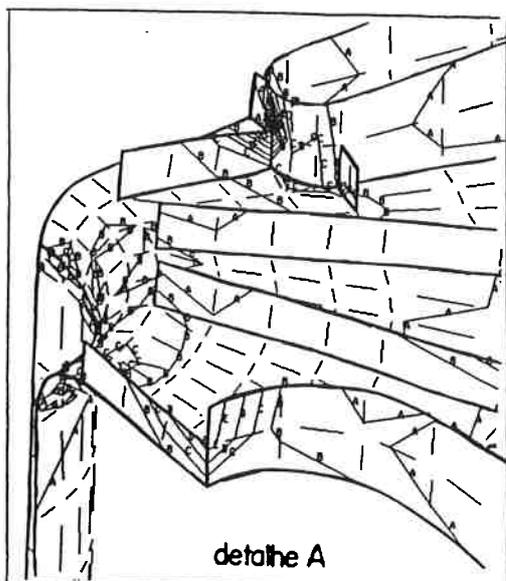


Fig. 8.12 Deformação do modelo 3D com enrijecedores



MPa

- A =17.979
- B =49.344
- C =80.709
- D =112.073
- E =143.438
- F =174.803
- G =206.168
- H =237.533
- I =268.898

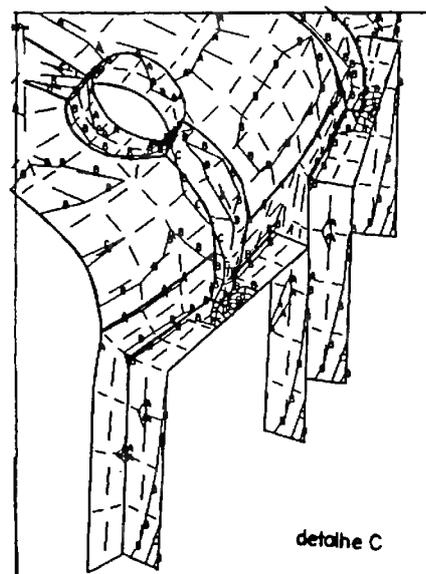


Fig. 8.13 $SI_{memb+flex}$ no modelo 3D com enrijecedores

9 CONCLUSÃO

Procurou-se, ao longo desta dissertação, formalizar as experiências do autor com o projeto estrutural de máquinas para pesquisa em fusão termonuclear controlada. O ineditismo do tema, do ponto de vista da Engenharia de Estruturas, induziu a inclusão de um capítulo de caráter geral, no qual foram discutidas as potencialidades da fusão como fonte de energia limpa, capaz de suprir as necessidades energéticas mundiais a longo prazo.

Em seguida, procurou-se inserir o Projeto TBR-E (desenvolvido em conjunto pelos Institutos de Física da Universidade de São Paulo e da Universidade de Campinas e pelo Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais) no quadro das pesquisas em fusão, apontando as razões pelas quais este projeto tem encontrado grande repercussão junto à comunidade científica.

Os tokamaks desempenham um papel-chave nos esforços para se chegar ao reator a fusão. Procurou-se elucidar as razões pelas quais as estruturas de suporte constituem um dos pontos críticos no projeto desse tipo de máquina.

Atualmente, o Brasil dispõe de máquinas pequenas, em cujos projetos o problema estrutural não teve grande relevância. No entanto, já em tokamaks de médio porte, como será o TBR-E, a estrutura passa a ser um dos sistemas de maior complexidade e um dos principais componentes do custo total da máquina.

A discussão do problema estrutural compreendeu questões de validade geral para os tokamaks, buscando na literatura exemplos que elucidassem os conceitos enunciados. Descreveu-se como, embora as forças eletromagnéticas redundem em sistemas auto-equilibrados, sua distribuição interna sujeita os tokamaks a esforços muito grandes. Junto com os carregamentos térmicos agindo sobre as bobinas de campo toroidal e poloidal e sobre a câmara de vácuo, são os padrões de distribuição dessas forças que definem os sistemas estruturais necessários. Os momentos de tombamento resultantes sobre as bobinas de campo toroidal assume particular importância. Entre os tipos fundamentais de

estruturas capazes de fazer frente ao torque na direção do eixo vertical, provocado pelas reações aos momentos de tombamento, apontam-se os *shear pannels*, as estruturas inter-bobinas e as treliças anti-torque. Identificou-se a ocorrência de cada um desses tipos entre as máquinas e projetos atuais.

Discutiram-se ainda os diversos tipos de solicitação sobre as câmaras de vácuo dos tokamaks, ressaltando-se que a máxima severidade dessas solicitações em geral ocorre quando o plasma se torna instável e colapsa (fenômeno denominado disruptura). Além das solicitações mecânicas e térmicas elevadas, as disrupturas sujeitam a câmara de vácuo a intensa agressão físico-química e, no caso dos reatores a fusão propriamente ditos, poderão surgir fenômenos, tais como o inchamento dos materiais provocado pela irradiação por nêutrons, que rapidamente degradariam os materiais do reator.

Existem muitos problemas em aberto para se chegar ao reator a fusão e a Engenharia de Estruturas desempenha um papel de singular importância neste processo.

Em seguida, foram descritas as principais características mecânicas do TBR-E, bem como as análises efetuadas para corroborar seu projeto estrutural. Dentre as inovações tecnológicas atingidas no Projeto TBR-E destacam-se o sistema de juntas tipo encaixe e os barramentos de alimentação das bobinas de campo toroidal. Estas novidades, juntamente com a adoção de bobinas de campo toroidal em forma de *dê* e o lançamento criterioso dos elementos de suportaçõ requeridos pelos componentes funcionais da máquina, fizeram do TBR-E um projeto de reconhecida elegância.

A segurança dos principais componentes da máquina foi verificada por meio de métodos analíticos e numéricos. Discutiu-se a determinação da forma das bobinas de campo toroidal, a estimativa das tensões térmicas na coluna central das BCT, das tensões e da estabilidade da câmara de vácuo e dos esforços nas barras da treliça anti-torque.

Estas análises fizeram parte do projeto básico de engenharia do TBR-E. O detalhamento do projeto será desenvolvido pelas empresas nacionais de consultoria em engenharia, sob o acompanhamento do grupo de projeto básico, devendo estender-se por

mais um ano. Estima-se que a construção da máquina demande ainda outros três anos.

Algumas alterações em relação ao projeto básico de engenharia já foram identificadas. No que concerne à estrutura de suporte, a principal mudança diz respeito à rotação das barras da treliça anti-torque, de modo a fazê-las encontrarem-se em nós, eliminando a flexão que a geometria atual impõe ao anel meridional inferior.

A otimização da posição das bobinas de campo poloidal deve, por sua vez, exigir que os braços de suportaçãõ sejam redesenhados. Chegou-se também ao consenso de que a câmara de vácuo apresenta um número exagerado de janelas em correspondência aos tampos. Estas janelas estão sendo padronizadas e seu número reduzido.

Existe a necessidade de análises suplementares para determinar a segurança de componentes tais como o solenóide central e as juntas das bobinas de campo toroidal. Análises dinâmicas serão desenvolvidas para determinar os efeitos de amplificação dos carregamentos transientes sobre as bobinas e a câmara de vácuo. Requer-se portanto a determinação das correntes parasitas induzidas na câmara de vácuo e das forças eletromagnéticas delas decorrentes. O cálculo acurado dos esforços sobre as juntas das BCT, por sua vez, envolverá a determinação acoplada dos campos de corrente elétrica, de forças eletromagnéticas e de deslocamentos existentes nesta região.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

O material sobre a Engenharia da Fusão concentra-se em artigos publicados em revistas e anais de congressos especializados, assim como nos relatórios dos projetos de pesquisa desenvolvidos no mundo. Existem alguns livros sobre a tecnologia da fusão que, porém, tratam de forma superficial os problemas estruturais propriamente ditos.

Por outro lado, a quantidade de trabalhos apresentados em congressos e de relatórios de projetos é grande. Os relatórios tratam de máquinas específicas e, portanto, extrair destes documentos conceitos estruturais, de caráter geral, demanda um esforço razoável. Quanto aos trabalhos apresentados em congressos, além de também tratarem de problemas específicos, ocorre via de regra a repetição das mesmas informações básicas, tornando a pesquisa bastante lenta. Por esta razão, a leitura dos trabalhos publicados concentrou-se no principal congresso sobre mecânica estrutural aplicada a reatores, o SMiRT – *International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*, que dedica uma seção específica para os problemas das máquinas de fusão, oferecendo um quadro bastante amplo do estado da arte. Foram consultados também os trabalhos publicados nos dois maiores simpósios sobre a tecnologia da fusão, o *Symposium of Fusion Technology (SOFT)* e o *Symposium on Fusion Engineering (SOFE)*, com ênfase no primeiro. Dentre as revistas especializadas, a pesquisa concentrou-se principalmente na *Fusion Engineering and Design*, que acolhe muitos trabalhos de cunho estrutural, acerca dos principais projetos de fusão do mundo.

- [1] NASCIMENTO, I.C. et al. *The TBR-E Project – Basic Engineering Design*. IFUSP/INPE/UNICAMP, dec., 1991. Relatório.
- [2] NASCIMENTO, I.C. et al. "The TBR-II Project". *IV Latin American Workshop on Plasma Physics*. Buenos Ayres, Argentina, 1990. Proceedings.

- [3] LUDWIG, G.O. "The Proto-ETA Small-Aspect-Ratio Experiment", *IAEA Technical Meeting on small Tokamak Research*. Washington DC, 1990. Proceedings.
- [4] THOME, R.J. & TARRH, J. M. *MHD and Fusion Magnets - Field and Force Design Concepts*. John Wiley & Sons Inc., New York, 1982.
- [5] DOLAN, T.J. *Fusion Research - Principles, Experiments and Technology*. Pergamon Press, New York, 1982.
- [6] *Summary of the Workshop on the Evaluation of the TBR-E Project*. Universidade de São Paulo, Instituto de Física, São Paulo, dec. 2-6, 1991. Relatório.
- [7] McCRORY, Jr., R. L. "Energy Supply and Demand in the Twenty-first Century". *Journal of Fusion energy*, v.8 , n. 1/2, 1989.
- [8] CLOUD, P. *El Cosmos, la Tierra y el hombre - Breve historia del Universo*. Alianza Editorial, Madrid, 1981.
- [9] MAISONNIER, C. & TOSCHI, R. "Overview of the European Fusion Program". *Fusion Engineering and Design*, v.8, North-Holand, Amsterdam, 1989.
- [10] *Status Report on Controlled Thermonuclear Fusion - Executive Summary and General Overview*. The International Fusion Research Council, International Atomic Energy Agency (IAEA), Vienna, 1990.
- [11] STACEY, Jr., W.M. *Fusion - An Introduction to the Physics and Technology of Magnetic Confinement Fusion*, John Wiley & Sons, New York, 1984.
- [12] TELLER, E. (editor). *Fusion - Magnetic Confinement*. Academic Press, New York, 1981.
- [13] COMMISSARIAT A L'ÉNERGIE ATOMIQUE. *La Fusion Thermonucléaire Contrôlée par Confinement Magnétique*. Masson, Paris, 1987.
- [14] CALDIROLA, P. et al. *Il Fuoco della Fusione Termonucleare Controllata*. Arnoldo Mondadori Editore SpA, Milano, 1984.
- [15] FUSION POLICY ADVISORY COMMITTEE (FPAC), Department of Energy, USA. *Final Report*. Sept., 1990.

- [16] COHEN, S. & CROCKER, J.G. "Overview of Fusion Reactor Safety". *6th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology*. Paris, 1983. Proceedings.
- [17] CRAMER, B.A. "Mechanical and Thermal Design Aspects of the Fusion Engineering Device (FED)". *6th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology*. Paris, 1983. Proceedings.
- [18] KRAKOWSKY, R.A. "Progress in Commercial Magnetic Fusion Energy Reactor Designs". *Fusion Tecnology*, v.20, 1991.
- [19] MORI, S. "Japanese Program for Fusion Nuclear Techology Development". *Fusion Engineering and Design*, v.8, North-Holand, Amsterdam, 1989.
- [20] VELIKHOV, E.P. & KARTASHEV, K.B. "The USSR Fusion Program". *Fusion Engineering and Design*, v.8, North-Holand, Amsterdam, 1989.
- [21] CLARKE, J.F. & HAAS, G.M. "The U.S. Program for Fusion Nuclear Techology Development". *Fusion Engineering and Design*, v.8, North-Holand, Amsterdam, 1989.
- [22] CIT - Compact Igniton Tokamak - Conceptual Design Overview. A-871216-PPL-26. Princeton Plasma Physics Laboratory, 1987.
- [23] *A Física no Brasil na Próxima Década*. Sociedade Brasileira de Física, Instituto de Física da USP, São Paulo, 1990.
- [24] NASCIMENTO, I. C. "Fusão Nuclear Controlada". *Física de Plasmas*, vol. II, organizado por Abrahan C. et al., Universidade Federal Fluminense, Niterói, 1979.
- [25] FIEDLER-FERRARI, N. & NASCIMENTO, I.C. *Fusão Termonuclear Controlada*. IFUSP/P-664, out/1987. Publicado na Revista Ciência Hoje.
- [26] JET JOINT UNDERTAKING. *Anual Report 1984*. EUR10222EN, Oxon, U.K., aug. 1985.
- [27] MALESANI, G. & ROSTAGNI, G. "The RFX Project". *14th Symposium on Fusion Technology*. Avignon, 1986. Proceedings.
- [28] REBUT, P. et al. *A Program towards a Fusion Reactor*. JET-P(90)75, JET Joint Undertaking, Oxon, U.K., 1990.

- [29] SALPIETRO, E. "Structural problems of the NET basic machine". *9th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology*. Lausanne, 1987. Proceedings.
- [30] PENG, Y.-K. M. & Hicks, J.B. "Engineering Feasibility of Tight Aspect Ratio Tokamak (Spherical Torus) Reactors", *16th Symposium on Fusion Technology*. London, 1990. Proceedings.
- [31] ZOLTI, E. "Interim Structural Design Criteria for Fusion Reactor Components". *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, v.37, 1989.
- [32] ASME *Boiler & Pressure Vessel Code*, Div. 1, Section III, 1989.
- [33] *The Titan Reversed-Field Pinch Fusion Reactor Study, Final Report*. UCLA & Los Alamos National Laboratory & General Atomics & Rensselaer Polytechnic Institute, 1990.
- [34] GRIEGER, G. "Structural, Mechanical, and Thermal Aspects of Intor". *Nuclear Engineering and Design/Fusion*, v.3, North-Holland, Amsterdam, 1986.
- [35] *TCV-Phase II. Application for Preferential Support*. CRPP -EURATOM - École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse, 1989.
- [36] REBUT, P.H. "Mechanical and Material Problems of JET". *6th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology*, Paris, 1981. Proceedings.
- [37] ANDREANI R. et al. *Main Mechanical and Thermal Problems of the FTU Tokamak Machine*. RT/FUS/85/15, ENEA, Italia, 1985.
- [38] GORI, R. & SCHREFLER, B.A. "A Modified Beam Stiffness Matrix for Superconducting Elements". *Fusion Engineering and Design*, v.11, North-Holland, Amsterdam, 1989.
- [39] *INTOR - International Tokamak Reactor -Phase Two A, Part III*. International Atomic Energy Agency (IAEA), Vienna, 1988.
- [40] RIEMER, B. W. "Estimation of Toroidal Field Coil Stresses from Magnetic Loads in FER and NET by Analytical Methods". *Fusion Technology*, v.15, 1989.
- [41] REIS, E. et al. *Modeling and measurement of the motion of the DIII-D vacuum vessel during vertical instabilities*. GA-A20636, General Atomics, 1991.

- [42] NOLL et al. "Forces on the JET Vacuum Vessel During Disruptions and consequent Operational Limits". *Jet Joint Undertaking Progress Report 1988*. EUR 12332 EN, jun. 1989.
- [43] NINOMIYA, T. et al. "JT-60 Upgrade Device for Confinement and Steady State Studies". *Plasma Devices and Operations*, v.1, Gordon and Breach Science Pub., Inc., G.B., 1990.
- [44] SMITH, R.T.C. et al. "START (Small Tigth Aspect Ratio Tokamak)". *16th Symposium on Fusion Technology*. London, 1990.
- [45] *The Compass Project - Load Assembly Design*. Appendix 4 to CPS/SAC/002/S2, The Culham Laboratory, UK, 1989.
- [46] *System Design Description of DIII-D*. GA-A19264, General Atomics, USA, 1989.
- [47] McCRACKEN, G.M. et al. "Erosion and Deposition Processes in Tokamak". *15th Symposium on Fusion Technology*. The Netherlands, 1988. Proceedings.
- [48] PAULETTI, R.M.O. *Thermal Analysis of the RFX First Wall*, Inst. of Electrotechnics, University of Padua, 1986. Thesis on the Specialization Course on Plasma and Controlled Themonuclear Fusion Engineering.
- [49] ELIO, F., GNESOTTO, F., PAULETTI, R.M.O., SONATO, P. "Performance analysis of a full graphite armour for RFX". *14th Symposium on Fusion Technology*. Avignon, 1986. Proceedings.
- [50] CONN, R.W. "Pumped divertors and limiters for tokamaks". *16th Symposium on Fusion Technology*. London, 1990. Proceedings.
- [51] ZOLTI, E. "Structural lifetime of the NET/ITER divertor plates". *Fusion Engineering and Design*, v.18, 1991.
- [52] ALBANESE, R. et al. "Transient electromagnetic models and applications to NET/ITER Design". *16th Symposium on Fusion Technology*. London, 1990.
- [53] SAYER, R.O. et al. *TSC Disruption Scenarios and CIT Vacuum Vessel Force Evolution*. Oak Ridge National Laboratory, 1990.

- [54] ELIO, F., MAJORANA, C.E., PAULETTI, R.M.O., ZACCARIA, P., SCHREFLER, B.A., "Dynamic and buckling analyses of a toroidal vessel for fusion experiments". *MSC/NASTRAN European Users' Conference*. Munich, 1986. Proceedings.
- [55] PAULETTI, R.M.O. *ANLEF - Um Programa Para Análises Não-Lineares por Elementos Finitos*. A ser publicado.
- [56] MURPHY, M. "The Engineering Fatigue Properties of Wrought Copper". *Int. Jour. of Eng. Mat. and Struct.*, v.4, n.3, 1981.
- [57] BLAKE, A. *Practical Stress Analysis in Engineering Design*. Marcel Dekker Inc., New York, 1982.
- [58] CARSLAU, H. S. & JAEGER, J. C. *Conduction of Heat in Solids*. 2nd ed., Oxford University Press, New York, 1959.
- [59] PAULETTI, R.M.O. *ANLEF-T - Um Programa para Análises Térmicas Não-Lineares por elementos Finitos*. A ser publicado.
- [60] *ANSYS Engineering Analysis System User's Manual*. Swanson Analysis Systems Inc., Houston, 1989.
- [61] ROCHE, R.L. "Practical Procedure for Stress Classification". *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, v.37, 1989.
- [62] BEDNAR, H.H. *Pressure Vessel Design Handbook*. 2nd Ed., Van Nostrand Reyhold Co., New York, 1986.
- [63] KROENKE, W.C. et al. "Interpretation of Finite Element Stresses According to ASME Section III". *Pressure Vessels and Piping, Analysis and Computers*. ASME, jun., 1974.