

ANÁLISE ESTRUTURAL DE UM MODELO DE VASO DE PRESSÃO DE
CONCRETO PROTENDIDO EM REGIME NÃO LINEAR

Miguel Mattar Neto

Dissertação apresentada ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares como parte dos requisitos para obtenção do grau de "Mestre - Área de Reatores Nucleares de Potência e Tecnologia do Combustível Nuclear"

Orientador: Dr. José Antonio Diaz Dieguez



+ 021.039.536.2:

M 435 a

A Christina e a meus pais

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. José Antonio Diaz Dieguez pela orientação .

Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares .

Aos colegas do Grupo de Pesquisa de Vasos de Pressão de Concreto Proten
dido para Reatores Nucleares e do Centro de Processamento de Dados .

A Suely Anselmo Alves Heringer pela valiosa ajuda .

A todos que prestaram sua colaboração neste trabalho .

RESUMO

Apresenta-se, neste trabalho, a análise estrutural em regime não linear de um modelo de vaso de pressão de concreto protendido para reatores nucleares. Objetivou-se comprovar experimentalmente os procedimentos adotados no cálculo. Os resultados experimentais foram obtidos dos testes de modelos de vasos de pressão de concreto protendido monocavidade escala 1:20 desenvolvidos no IPEN .

Utilizou-se para a execução da análise estrutural os programas de cálculo numérico em computador PV-2 e NONSAP baseados , no Método da Relaxação Dinâmica e no Método dos Elementos Finitos , respectivamente .

Desenvolveu-se, principalmente, uma metodologia para a simulação da fissuração do concreto e os resultados calculados mostraram uma boa precisão em comparação com os resultados experimentais.

STRUCTURAL ANALYSIS OF A PRESTRESSED CONCRETE
PRESSURE VESSEL MODEL IN NONLINEAR REGIME

ABSTRACT

This work deals with the structural analysis of prestressed concrete vessels - to be used in nuclear reactors-in nonlinear regime. The main objective was to test the accuracy and to obtain the degree of sensitivity of numerical models, by comparing these results with experimental data. The experimental data used was that obtained by the test of 1/20 scale models of single cavity prestressed concrete pressure vessel constructed at the IPEN .

The structural analysis was performed by using two different computer programs PV-2 and NONSAP. The PV-2 program is based on the dynamic relaxation method, while the NONSAP program uses the finite elements method.

It was developed a procedure to trace and simulate the formation and growth of cracks in the concrete vessels. The numerical results showed a high accuracy in comparison with the experimental results.

Í N D I C E

Pag.

1. INTRODUÇÃO	1
1.1. O Desenvolvimento do Vaso de Pressão de Concreto Protendido	1
1.2. Segurança dos VPCP	9
1.2.1. Características de Segurança dos VPCP	12
1.3. Problema com os VPCP e Novas Utilizações	13
1.4. Objetivos da Dissertação	15
1.5. Sumário da Dissertação	15
2. PROJETO E ANÁLISE DO VPCP PELA ENGENHARIA ESTRUTURAL	17
2.1. Introdução	17
2.2. Filosofia Geral de Projeto	20
2.2.1. Análise Elástica	23
2.2.2. Análise Viscoelástica	23
2.2.3. Análise Não Linear	24
2.3. Critérios para Projetos de VPCP	25
2.4. A Análise de Modelos e o Projeto do VPCP	31
2.4.1. Modelos e o Projeto	31
2.4.2. Análise Dimensional e Semelhança	32
2.4.3. O Uso de Modelos no Projeto de VPCP	33
2.4.3.1. Modelos de Concreto	38
3. MODELO FÍSICO - MODELOS DE VPCP MONOCAVIDADE TESTADOS NO IPEN	42
3.1. Introdução	42
3.2. Descrição dos Modelos	47
3.2.1. Arranjo Físico	47
3.2.2. Materiais Utilizados na Construção dos Modelos	51

3.2.2.1. Concreto	51
3.2.2.2. Tendões da Protensão Vertical	52
3.2.2.3. Fios da Protensão Circunferencial	52
3.2.3. Construção dos Modelos	54
3.2.3.1. Montagem da Forma	54
3.2.3.2. Concretagem	54
3.2.3.3. Desmoldagem	56
3.2.3.4. Protensão	56
3.3. Descrição dos Testes	59
3.3.1. Instrumentação	59
3.3.2. Equipamento de Pressurização	62
3.3.3. Pressurizações Realizadas	64
4. DESENVOLVIMENTO TEÓRICO E MÉTODOS NUMÉRICOS	67
4.1. Introdução	67
4.2. Método da Relaxação Dinâmica	73
4.3. Métodos dos Elementos Finitos	75
4.3.1. Introdução	75
4.3.2. A Formulação Básica do MEF	76
4.4. Programas para Cálculo Numérico com Computador' Utilizados	85
4.4.1. PV-2	85
4.4.2. NONSAP	87
5. MODELO MATEMÁTICO	90
5.1. Introdução	90
5.1.1. O Comportamento Não Linear do Concreto	90
5.1.2. Modelo Constitutivo para o Concreto	91
5.1.3. Modelo de Ruptura	93
5.2. Dados para Análise com os Programas PV-2 e NONSAP	94

5.3. Malha e Dados de Entrada para o Uso do PV-2 ..	95
5.4. Malhas e Dados de Entrada para Uso do NONSAP .	98
6. APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS, CONCLUSÕES E RECOMEN <u>D</u> ÇÕES	104
6.1. Introdução	104
6.2. Cálculos Efetuados x Resultados Experimentais.	104
6.3. Conclusões e Recomendações	106
6.4. Comparação entre os Programas de Cálculo, PV-2 e NONSAP	129
6.4.1. Aspectos Gerais	129
6.4.2. Aspectos Econômicos	129
6.4.3. Aspectos de Utilização	130
6.5. Propostas para continuação do trabalho	130
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	140
APÊNDICE I	132

ÍNDICE DAS FIGURAS

	Pag.
FIG. 1.1. - Arranjo do VPCP do reator HTGR Fort St. Vrain	6
FIG. 1.2. - Arranjo dos VPCP dos reatores AGR de Hartlepool e Heysham	8
FIG. 2.1. - Comparação dos níveis de pressão para um VPCP	21
FIG. 2.2. - Valores de C para compressão triaxial	28
FIG. 3.1. - Projeto do VPCP do GCFR de 300 MW(e) de demonstração	44
FIG. 3.2. - Vista superior do modelo de VPCP do reator GCFR de 300 ME(e) de demonstração	45
FIG. 3.3. - Corte vertical do modelo de VPCP do reator GCFR de 300 MW(e) de demonstração	46
FIG. 3.4. - Corte vertical do modelo de VPCP monocavida- de do IPEN	48
FIG. 3.5. - Corte vertical e vista superior da membrana de cobre do modelo de VPCP monocavidade do IPEN	49
FIG. 3.6. - Vista lateral e superior e corte vertical e horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN	50
FIG. 3.7. - Distribuição dos furos para protensão verti- cal dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN	50
FIG. 3.8. - Forma de concretagem dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN	55
FIG. 3.9. - Detalhe da forma de concretagem dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN	57
FIG. 3.10. - Detalhes das ancoragens dos fios de proten- são circunferencial dos modelos de VPCP mo- nocavidade do IPEN	58

FIG. 3.11.	- Esboço da máquina que executa a protensão circunferencial dos modelos de VPCP monoca- vidade do IPEN	57
FIG. 3.12.	- Detalhe da protensão vertical dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN	60
FIG. 3.13.	- Detalhe da instalação dos "strain-gauges" .	60
FIG. 3.14.	- Posicionamento dos transdutores de desloca- mento e "strain-gauges"	61
FIG. 3.15.	- Detalhe da protensão vertical com instala- ção de célula de carga ("load-cell")	63
FIG. 3.16.	- Pressurizações do SCM1	65
FIG. 3.17.	- Pressurizações do SCM2	66
FIG. 4.1.	- Sólido utilizado para dedução das equações da Teoria da Elasticidade	68
FIG. 4.2.	- Sistema de coordenadas cilíndrico	68
FIG. 4.3.	- Elemento triangular, utilizado para formula- ção do MEF	77
FIG. 5.1.	- Tipos de fissuras mais comuns em VPCP	91
FIG. 5.2.	- Relação tensão deformação típica do concre- to sob carregamento uniaxial	92
FIG. 5.3.	- Malha de entrada do PV-2	96
FIG. 5.4.	- Malha de entrada do NONSAP-elementos trian- gulares	99
FIG. 5.5.	- Malha de entrada do NONSAP-elementos retan- gulares	99 a
FIG. 5.6.	- Elemento fissurado com sistema de coordena- das \overline{rz}	101
FIG. 6.1.	- Primeira fissuração do modelo de VPCP mono- cavidade do IPEN pelos cálculos com o PV-2.	107
FIG. 6.2.	- Padrão de fissuração do modelo de VPCP mono- cavidade do IPEN pelos cálculos com o PV-2.	107

FIG. 6.3.	- Primeira fissuração do modelo de VPCP monog cavidade do IPEN pelos cálculos com o NONSAP utilizando malha de elementos trian gulares	108
FIG. 6.4.	- Padrão de fissuração do modelo de VPCP mo- nocavidade do IPEN pelos cálculos com o NONSAP utilizando malha de elementos trian gulares	108
FIG. 6.5.	- Primeira fissuração do modelo de VPCP monog cavidade do IPEN pelos cálculos com o NONSAP utilizando malha de elementos retan gulares	109
FIG. 6.6.	- Padrão de fissuração do modelo de VPCP monog cavidade do IPEN pelos cálculos com o NONSAP utilizando malha de elementos retan- gulares	109
FIG. 6.7.	- Deslocamentos na superfície do modelo para a pressão de 95 Kgf/cm^2 dentro do regime elástico linear	114
FIG. 6.8.	- Deslocamentos na superfície do modelo para a pressão de 95 Kgf/cm^2 após a primeira fissuração	115
FIG. 6.9.	- Deslocamentos na superfície do modelo para a pressão de 140 Kgf/cm^2 durante a primei- ra fissuração	116
FIG. 6.10.	- Deslocamentos na superfície do modelo para a pressão de 140 Kgf/cm^2 após a primeira fissuração	117
FIG. 6.11.	- Deslocamentos na superfície do modelo para a pressão de 150 Kgf/cm^2 após a primeira fissuração	118
FIG. 6.12.	- Deslocamentos na superfície do modelo para a pressão de 160 Kgf/cm^2 após a primeira fissuração	119
FIG. 6.13.	- Curva deslocamento vertical x pressão in - terna calculada com o NONSAP com malha de elementos retangulares mostrando o proce - dimento para determinação da curva	120

FIG. 6.14.	- Deslocamento radial x pressão interna - ponto localizado no equador do modelo ...	121
FIG. 6.15.	- Deslocamento radial x pressão interna - ponto localizado no equador do modelo ...	122
FIG. 6.16.	- Deslocamento vertical x pressão interna - ponto localizado na superfície das lajes a 125 mm do eixo de simetria axial	123
FIG. 6.17.	- Deslocamento vertical x pressão interna - ponto localizado na superfície das lajes a 175 mm do eixo de simetria axial	124
FIG. 6.18.	- Diagrama força x deformação do aço dos tendões da protensão vertical dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN	125

ÍNDICE DAS TABELAS

	Pag.
1.1. - Reatores refrigerados por gás, em operação ou em construção	4
1.2. - Dados genéricos dos VPCPs construídos até o momento, em diversos países	10
1.3. - Características geométricas de alguns VPCP em operação	11
2.1. - Tensões limites permissíveis para o concreto e armadura de reforço	26
2.2. - Tensões limites permissíveis para cisalhamento e apoio do concreto	27
2.3. - Tensões limites permissíveis para aços de protensão	29
2.4. - Temperaturas limites para concreto e sistema de protensão	30
2.5. - Limites de exposição à radiação	29
2.6. - Modelos utilizados em análise estrutural de VPCP	35
2.7. - Escalas dimensionais modelo-protótipo de acordo com o tipo de ensaio de modelos de VPCP	39
3.1. - Características principais de projeto da central de demonstração GCFR de 300 MW(e)	43
3.2. - Dimensões dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN	47
3.3. - Distribuição dos furos para os tendões verticais	51
3.4. - Traço, em peso, do concreto utilizado nos modelos de VPCP monocavidade do IPEN	52
3.5. - Dados dos ensaios dos corpos de prova do concreto utilizado no modelo de VPCP SCM2	53
3.6. - Dados dos ensaios dos corpos de prova de aço dos tendões da protensão vertical dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN	53

3.7. - Dados dos ensaios dos corpos de prova do aço dos fios da protensão circunferencial dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN	53
3.8. - Sequência de protensão dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN	56
5.1. - Pressões relativas à protensão para a malha utilizada na análise estrutural do modelo de VPCP monocavidade do IPEN com o programa PV-2	97
5.2 - Forças nodais relativas à protensão para as malhas utilizadas na análise estrutural do modelo de VPCP monocavidade do IPEN com o programa NONSAP	100
6.1. - Deslocamentos radiais no equador do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para a pressão interna de 95 Kgf/cm ² dentro do regime elástico linear (3a. pressurização do SCM2)	110
6.2. - Deslocamentos radiais no equador do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para a pressão interna de 95 Kgf/cm ² após a primeira fissuração (6a. pressurização do SCM2)	110
6.3. - Deslocamentos verticais em um ponto localizado na superfície horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN a 125 mm do eixo de simetria axial para a pressão interna de 95 Kgf/cm ² dentro do regime elástico linear (3a. pressurização do SCM2)	110
6.4. - Deslocamentos verticais em um ponto localizado, na superfície horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN a 125 mm do eixo de simetria axial para a pressão interna de 95 Kgf/cm ² após a primeira fissuração (6a. pressurização do SCM2)	111
6.5. - Deslocamentos radiais no equador do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para a pressão interna de 140 Kgf/cm ² durante a primeira fissuração (1a. pressurização do SCM1 e 4a. pressurização do SCM2)	111
6.6. - Deslocamentos radiais no equador do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para a pressão interna de 140 Kgf/cm ² após a primeira fissuração (5a. pressurização do SCM1 e 6a. pressurização do SCM2)	111

6.7.1	- Deslocamentos verticais em um ponto localizado na superfície horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN a 125 mm do eixo de simetria axial para a pressão interna de 140 Kgf/cm ² durante a primeira fissuração (1a. pressurização do SCM1 e 4a. pressurização do SCM2)	112
6.8.1	- Deslocamentos verticais em um ponto localizado na superfície horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN a 125 mm do eixo de simetria axial para a pressão interna de 140 Kgf/cm ² após a primeira fissuração (5a. pressurização do SCM1 e 6a. pressurização do SCM2)	112
6.9.1	- Deslocamentos radiais no equador do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para as pressões internas de 150 e 160 Kgf/cm ² (6a. pressurização do SCM2)	113
6.10.1	- Deslocamentos verticais em um ponto localizado a 125 mm do eixo de simetria axial da superfície horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para as pressões internas de 150 e 160 Kgf/cm ² (6a. pressurização do SCM2)	113
6.11.1	- Comparação entre o PV-2 e o NONSAP em termos de tempo de C.P.U e memória utilizada	129

1. INTRODUÇÃO

1.1. O Desenvolvimento do Vaso de Pressão de Concreto Protendido .

A natureza do refrigerante exige grandes áreas de troca de calor justificando, portanto, as grandes dimensões nos núcleos dos reatores refrigerados por gás. Conseqüentemente há necessidade de vasos de pressão bem maiores do que os comumente usados em reatores de potência refrigerados por água leve. Por isso, a utilização do Vaso de Pressão de Concreto Protendido, VPCP, teve maior importância na tecnologia de reatores nucleares de potência refrigerados por gás .

O vaso de pressão, seja ele de aço ou de concreto protendido, tem como funções básicas suportar a pressão exercida pelo refrigerante e servir como uma das barreiras ao escape de produtos de fissão para a atmosfera .

Por razões tecnológicas e econômicas, a maioria dos reatores até hoje construídos têm vaso de pressão de aço. Nos reatores nucleares refrigerados por gás, pelas grandes dimensões necessárias, é inviável economicamente a utilização de vasos de pressão de aço . Além disso, o VPCP mostra as seguintes vantagens sobre o seu similar de aço /44,4 , 42,21/ :

- a) A simbiose entre o vaso de pressão propriamente dito e a blindagem biológica em uma única estrutura, garantindo uma espessura de parede suficiente para suportar a pressão de trabalho do refrigerante e proteger o ambiente das radiações provenientes do núcleo do reator .
- b) Teoricamente o VPCP, não limita a potência do reator por não impor restrições às dimensões do reator e às condições de operação (pressão do refrigerante), e o uso do VPCP evita, assim, as dificuldades de controle de qualidade de chapas de aço, e padrões de solda para vasos de aço de grande tamanho e espessura .

- c) A liberdade considerável de fabricar um vaso de pressão com qualquer geometria é uma condição favorável no sentido funcional e estrutural .
- d) A possibilidade de construção do vaso de pressão "in situ", utilizando materiais e mão de obra disponíveis no local, e uma tecnologia de concreto protendido já adquirida em outras obras civis, baixando, desse modo , os custos de fabricação do vaso .
- e) Possibilidade de construir um circuito primário compacto, evitando o excesso de tubulações entre os componentes do NSSS ("Nuclear Steam Supply System") .
- f) Uma grande e redundante quantidade de elementos estruturais (tendões de protensão), cada um, virtualmente independente do outro e com a resistência inalterada por variações na pressão e temperatura. Esta peculiaridade confere ao VPCP uma característica de segurança adicional, evitando o colapso catastrófico da estrutura e dando condições de manutenção e substituição de tendões de protensão quando necessário .
- g) Aspectos psicológicos positivos relacionados com a segurança, já que nos vasos de aço há a imagem negativa de que um defeito na superfície tracionada (efeito balão) pode provocar um colapso catastrófico .
- h) Possibilidade de utilização do VPCP como única estrutura de contenção fato que baixaria os custos de construções da central nuclear .

Apesar dos vários pontos positivos, existem alguns problemas que, mesmo com o rápido desenvolvimento da tecnologia do VPCP, ainda estão sendo estudados /44/ :

- a) As membranas metálicas de revestimento das cavidades internas ("liners") apresentam dificuldades de projeto e construção mesmo para as geometrias mais simples. Podem

apresentar problema de permeabilidade, permitindo a passagem do gás refrigerante até as fissuras do concreto ("gas-in-cracks"), que baixa os níveis de segurança da estrutura .

- b) Necessidade de isolamento térmico para proteger o concreto.
- c) Corrosão nos tendões de protensão .
- d) Os furos e penetrações nas lajes dificultam a colocação dos tendões de protensão, além de aumentar a concentração de tensões nas regiões próximas a essas descontinuidades.
- e) Os métodos de lançamento e cura do concreto não foram ainda desenvolvidos suficientemente, a ponto de garantir a homogeneidade e impermeabilidade do concreto e, assim, evitar a sua excessiva retração .

No entanto, a tecnologia do concreto protendido tem correspondido às mais duras imposições requeridas pela tecnologia nuclear , contribuindo substancialmente para a segurança e economia das centrais nucleares .

O desenvolvimento dos reatores refrigerados por gás (na procura de maior rendimento térmico) exigiu temperaturas do gás mais e mais altas. Começando do reator com combustível e encamisamento metálico ("MAGNOX") passou-se a reatores com combustível cerâmico e encamisamento metálico (AGR-"ADVANCED GAS-COOLED REACTOR") e, mais adiante, a reatores com composição do núcleo puramente cerâmica (HTGR - "HIGH TEMPERATURE GAS-COLLED REACTOR" e AVR-"ARBEITS GEMEINSCHAFTVERSUCHS-REAKTOR"). Na Tabela 1.1. apresentamos uma relação dos reatores a gás em operação e sendo construídos. A tendência nesta evolução foi no sentido de aumentar a pressão e a temperatura do gás refrigerante. No futuro, um passo importante será a introdução de turbinas a gás diretamente no circuito primário, em vez do tradicional circuito indireto caracterizado por um gerador de vapor, uma turbina a vapor e um condensador. Note-se que o processo de desenvolvimento tecnológico dos reatores refrigerados por gás, visando redução nos custos de energia, melhor utilização do combustível nuclear e maiores rendimentos

CENTRAL	PAÍS	NÚM. DE REATORES	POT. ELET. (MW)	INÍCIO DA OP. COMERCIAL
REATORES GCR				
Calder Hall	Inglaterra	4	180	8/56
Chapel Cross		4	180	3/59
Bradwell		2	300	11/62
Berkeley		2	275	11/62
Hinkley Point A		2	500	5/65
Hunterston A		2	320	2/64
Transfynydd		2	500	2/65
Dungeness A		2	550	1/66
Sizewell A		2	580	12/66
Oldbury		2	600	1/68
Wylfa		2	1180	1/72
G1, Marcoule	França	1	3	5/56
G2, G3 Marcoule		2	80	4/59-5/60
Chinon 1		1	80	2/64
Chinon 2		1	210	2/65
Chinon 3		1	400	8/67
St Laurent 1		1	460	3/69
St Laurent 2		1	575	8/71
Bugey 1		1	540	72
Vandellós	Espanha	1	480	5/72
Tokai Mura	Japão	1	160	7/66
Latina	Itália	1	150	1/64
REATORES AGR				
Windscale	Inglaterra	1	32	2/63
Dungeness B		2	1200	81
Hunterston B		2	1250	77
Hinkley Point B		2	1250	77
Hartlepool		2	1250	82
Heysham		2	1250	82
Heysham B		2	1320	87
Torness Point		2	1320	88
REATORES HTGR				
Dragon	Inglaterra	1	*20 MWt	10/64 a 10/76
Peach Botton	E.U.A.	1	42	5/67
Fort St Vrain	E.U.A.	1	330	73
AVR	Alemanha	1	15	12/67
THTR	Alemanha	1	296	83

Tabela 1.1 - Reatores refrigerados por gás, em operação ou em construção .

termodinâmicos foi buscada pela melhoria e simplificação dos sistemas do reator. A evolução do projeto do VPCP foi, talvez, o fator que mais contribuiu para esse progresso .

O primeiro passo no desenvolvimento do conceito de VPCP foi dado na França há 25 anos. Em vez dos tradicionais vasos de pressão de aço, os reatores produtores de plutônio, Marcoule G2 e G3 /44/, e o reator de potência de Chinon 3 (primeiramente EDF-3)/44/ foram construídos com vasos de pressão de concreto protendido. A Inglaterra em 1960, após a Central Elétrica de Sizewell /29/ de 580 Mwe, a última da série MAGNOX a utilizar vaso de pressão de aço e trocadores de calor externos, passou a usar também VPCP nos reatores tipo MAGNOX como Oldbury /29, 16/ e Wylfa Head /29, 74/. Introduziu-se, então, no VPCP de Oldbury o conceito de projeto integrado que foi seguido em todos os projetos posteriores. O conceito de projeto integrado é assim denominado porque, além do núcleo, os geradores de vapor ("boilers") e os circuladores ("blowers") são colocados dentro do vaso de pressão (Figura 1.1). Assim o potencial de segurança do VPCP estende-se a todo o sistema primário. A proximidade entre o núcleo do reator e o gerador de vapor elimina tubulações e conexões. Conseqüentemente, diminui o número de penetrações na estrutura de concreto, aumentando assim a resistência do vaso de pressão .

Houve, entretanto, um inconveniente no conceito de projeto integrado dos primeiros reatores refrigerados por gás, que foi a dificuldade de reparar e fazer manutenção nos trocadores de calor muito grandes e sem possibilidade de remoção. Porém, com o avanço tecnológico foi possível aumentar as temperaturas do gás na saída do núcleo de 400 °C (reatores tipo Magnox) para aproximadamente 670 °C (reatores tipo AGR). Conseqüentemente a área de troca de calor ficou reduzida a um quarto. Na geração seguinte de reatores refrigerados por gás, os reatores de alta temperatura HTGR, as áreas de troca de calor requeridas foram reduzidas a um décimo das áreas requeridas nos reatores tipo Magnox. Esta redução na área de troca de calor requerida facilitou o desenvolvimento de unidades de geradores de vapor cilíndricos bem menores e que podiam ser removidos das cavidades do VPCP . Este passo, além de contribuir para o prolongamento da vida útil das centrais nucleares refrigeradas por água, foi de considerável importância na sua viabilidade econômica, comparando-os com reatores tipo água

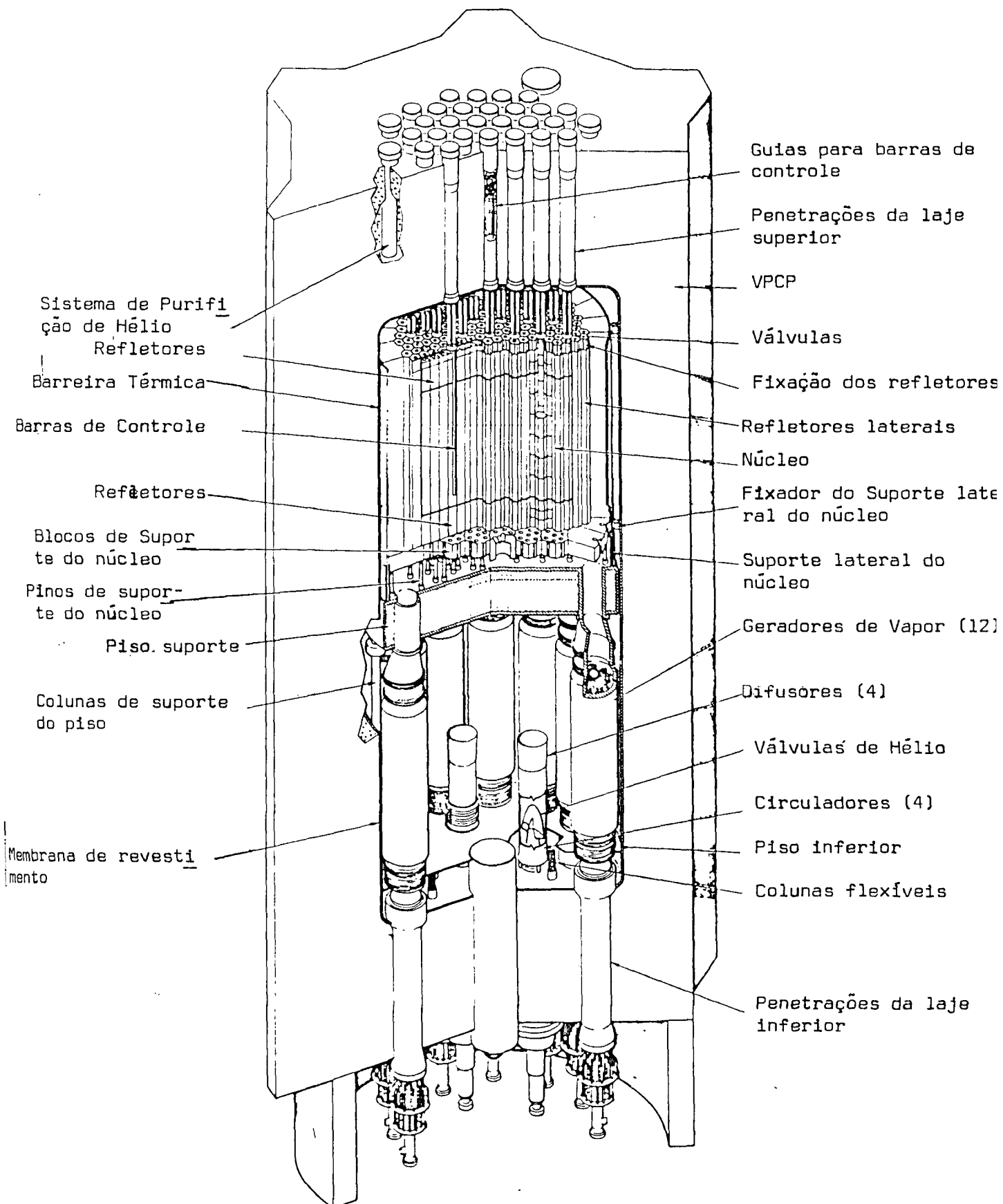


Figura 1.1 : Arranjo do VPCP do reator HTGR Fort St. Vrain

leve (BWR - "Boiling Water Reactor" e PWR - "Pressurized Water Reactor") .

O desenvolvimento dos reatores refrigerados por gás certamente continuará e temperaturas de saída do gás cada vez mais altas se tornarão exequíveis. Os reatores HTGR usando combustível, encamisamento e moderador cerâmicos têm o potencial de alcançar temperaturas do gás acima de 1000 °C. Contudo, no estágio tecnológico atual do ciclo de vapor convencional não há vantagens, nem termodinâmicas, nem econômicas, quando as temperaturas do gás ultrapassam 850 °C.

Todavia, os problemas estruturais devidos às grandes aberturas nas lajes dos VPCP são de solução difícil. Um projeto alternativo derivado do conceito de cavidade única, indica um modo de minimizar essas dificuldades através do conceito de geradores de vapor em cavidades separadas ("pod boiler") /51,18/, onde o VPCP abriga somente o núcleo do reator na cavidade central. Os geradores de vapor em vez de estarem localizados dentro da cavidade central são acomodados em furos verticais na parede do vaso e ligados por dutos à cavidade do núcleo (Figura 1.2) .

Nos últimos anos, foram desenvolvidos inúmeros projetos de conceituações diferentes e requerendo diferentes tipos de penetrações /60,40,3,68/. A introdução do sistema de protensão circunferencial, onde as forças de protensão são exercidas por fios enrolados na superfície lateral do VPCP ("wire winding system") /53,17/, atuou benéficamente em relação ao sistema de cabos de aço de alta resistência, onde há a colocação dos cabos e posterior tração dos mesmos com macacos. As vantagens do sistema de protensão circunferencial utilizando fios enrolados são as seguintes :

- a) É possível obter intensidade de protensão muito altas, mesmo em arranjos bem compactos .
- b) Não há perdas de protensão por atrito .
- c) A superfície externa do vaso pode ser mantida livre das ancoragens .

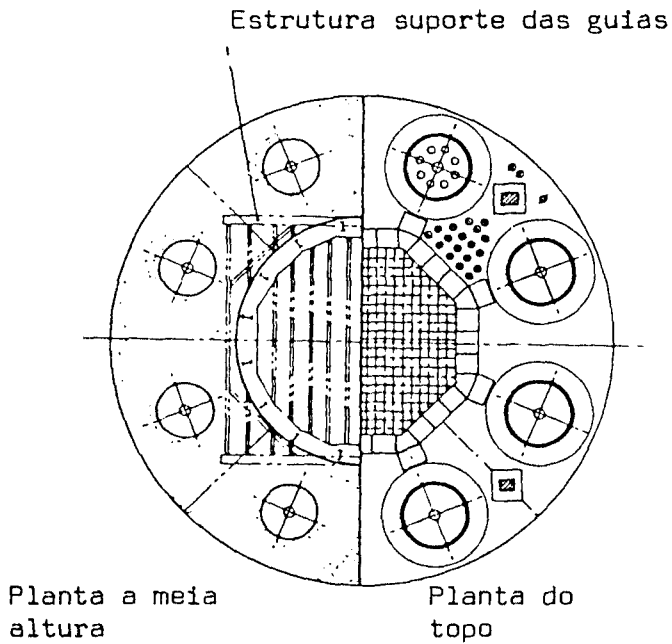
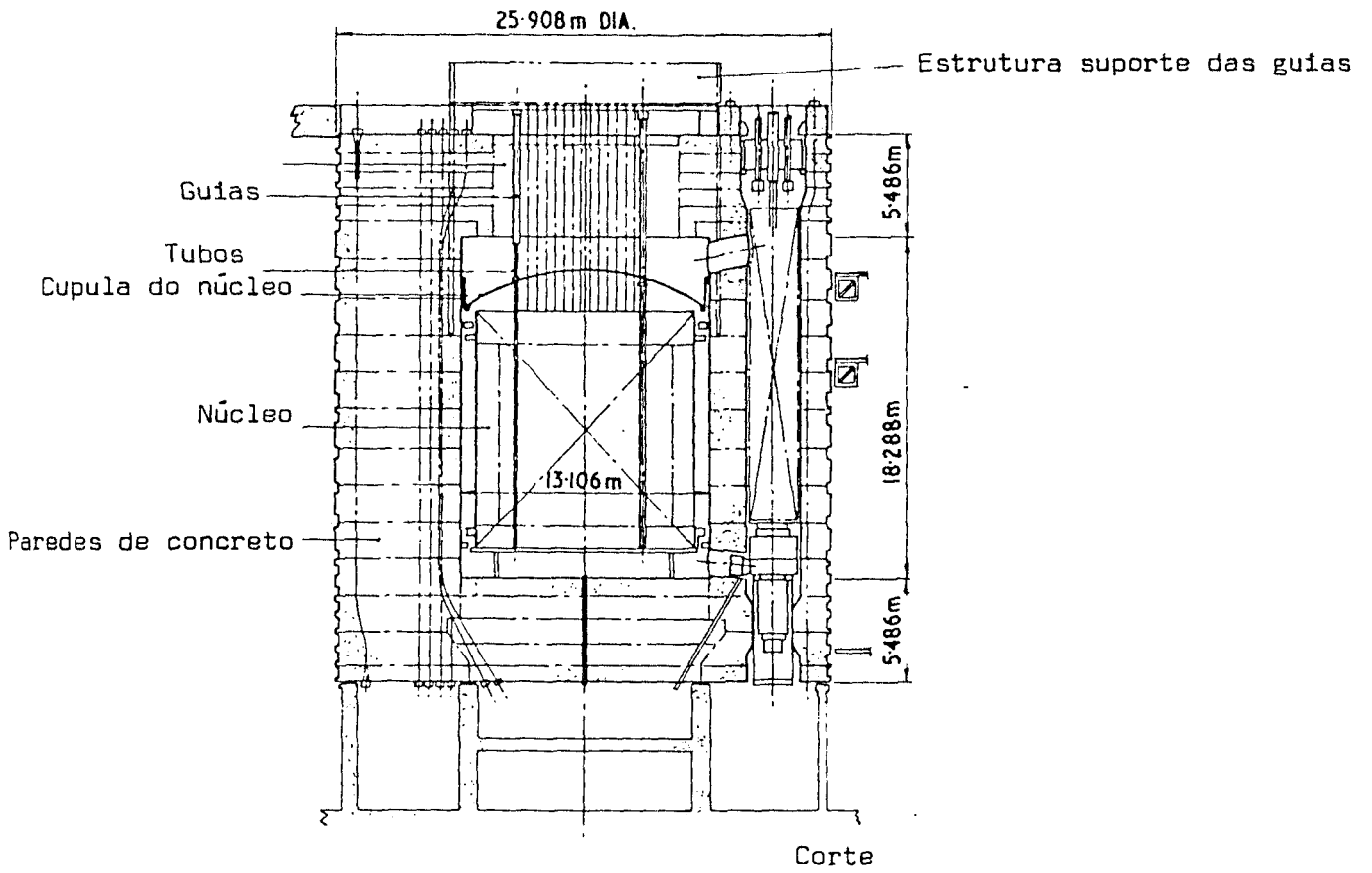


Figura 1.2 : Arranjo dos VPCP dos reatores AGR de Hartlepool e Heyshan

- d) As paredes do vaso não são congestionadas pelas bainhas da protensão circunferencial, facilitando a construção do vaso permitindo conseguir-se uma melhor qualidade no lançamento e compactação do concreto .
- e) Considerável economia para redução do número de ancoragens e quantidade de aço requerida, para uma determinada força' de protensão .
- f) Desde que, ao redor do vaso, as faixas de cabos dão uma ' força radial uniforme, os efeitos da protensão podem ser bem representados no projeto, tornando a análise mais simples e precisa .

Nas Tabelas 1.2 e 1.3 são mostrados os VPCP projetados e construídos, bem como suas características geométricas .

1.2. Segurança dos VPCP

O projeto de uma central nuclear de potência deve ser cuidadosamente examinado pelo fato de que durante a operação do reator ' nuclear é produzida uma quantidade considerável de material radioativo. A saúde dos operadores e do público deve ser salvaguardada, dos danos causados pela radiação, em condições normais. No caso de um acidente, deve-se evitar a dispersão desses produtos na atmosfera. Fica evidente, então, que o aspecto de segurança deve ser analisado em ' muito maior profundidade em centrais nucleares do que em centrais ' convencionais .

A radioatividade dos produtos de fissão em um reator nuclear de potência é muito grande, e os padrões internacionais de exposição máxima permissível a que os indivíduos podem ser submetidos são muito baixos. A instalação de centrais nucleares em lugares distantes das regiões de densidade populacional alta é uma boa alternativa . Mas, isso nem sempre é possível principalmente na Europa onde os centros populacionais são muito próximos. O VPCP, como já dissemos, é uma das barreiras ao escape do material radioativo e, portanto, a

REATOR	PRESSÃO DE TRABALHO MN/m ² (PSI)	PRESSÃO DE PROJETO MN/m ² (PSI)	PRESSÃO DE TESTE MN/m ² (PSI)	PRESSÃO LIMITE DE PROJETO MN/m ² (PSI)
MARCOULE G2,G3	1,47 (213)	1,96 (284)	2,24 (326)	6,37 (924)
CHINON EDF-3	3,04 (442)	-	3,29 (478)	7,60 (1105)
OLDBURY	2,41 (350)	2,65 (385)	3,04 (442)	7,85 (1155)
ST. LAURENT 1	2,60 (377)	2,94 (427)	3,24 (470)	7,35 (1065)
WYLFA	2,64 (384)	2,94 (427)	3,35 (486)	7,71 (1120)
ST. LAURENT 2	2,76 (400)	2,94 (427)	3,24 (470)	7,35 (1065)
BUGEY 1	4,48 (650)	4,76 (690)	4,92 (715)	11,87 (1720)
VANDELLOS	2,76 (400)	2,94 (427)	3,24 (470)	7,35 (1065)
FORT ST. VRAIN	4,86 (704)	5,82 (845)	6,79 (985)	12,11 (1760)
HINKLEY POINT B	4,03 (585)	4,44 (644)	4,89 (709)	10,60 (1540)
HUNTERSTON B	4,03 (585)	4,44 (644)	4,89 (709)	10,60 (1540)
HARTLEPOOL	4,03 (585)	4,44 (644)	5,10 (740)	11,09 (1609)
DUNGENESS B	3,30 (478)	3,58 (520)	3,79 (550)	8,99 (1305)
HEYSHAM A	4,03 (585)	4,44 (644)	5,10 (740)	11,09 (1609)

Tabela 1.2 - Dados genéricos dos VPCPs construídos até o momento, em diversos países .

REATOR	DIÂMETRO INTERNO	ALTURA INTERNA	DIÂMETRO EXTERNO	ALTURA EXTERNA	ESPESSURA MÍNIMA DA PAREDE	ESPESSURA MÍNIMA DA LAJE SUPERIOR	ESPESSURA MÍNIMA DA LAJE INFERIOR
MARCOULE G2,G3	13,68	15,63	20,00	27,50	2,99	2,99	2,99
CHINDON 3	19,00	21,25	29,00	33,10	5,04	6,91	5,00
OLDBURY	23,45	18,30	33,85	32,35	4,58	6,40	6,71
ST. LAURENT 1 E 2	19,00	36,30	28,50	48,00	4,75	5,70	6,00
WYLFA	29,25	29,25	35,50	36,30	3,36	3,66	3,36
BUGEY 1	17,08	38,25	28,00	53,15	5,49	7,46	7,46
FORT ST. VRAIN	9,45	22,85	18,60	32,20	2,74	4,73	4,73
HINKLEY POINT B	18,90	19,40	28,95	35,65	5,03	5,49	7,51
DUNGENESS B	19,95	17,70	27,60	29,95	3,81	6,33	5,95
HARTLEPOOL, HEYSHAM	13,10	18,30	25,90	29,25	6,40	5,49	5,49

Tabela 1.3 - Características geométricas de alguns VPCP em operação. /72/

Unidade : metro

segurança da central dependerá, basicamente, do seu bom desempenho.

Cabe ao órgão licenciador de cada país (no Brasil, a Comissão Nacional de Energia Nuclear - CNEN) rever os projetos, fiscalizar a construção e acompanhar a operação de cada central nuclear de modo a garantir a saúde e a segurança do público em geral .

1.2.1. Características de segurança do VPCP

O VPCP tem interna e externamente às paredes de concreto , um número elevado de tendões de aço e faixas de cabos enrolados que são tracionados antes de se colocar o vaso em operação. Esta protensão cria tensões de compressão no concreto e nas membranas metálicas de revestimento das cavidades internas que dificilmente serão completamente relaxadas, mesmo com as pressões máximas nas cavidades internas, que ocorreriam em casos anormais ou de acidentes. A resistência estrutural e a integridade do VPCP são asseguradas pela quantidade grande e redundante de cabos de protensão. Para prover o sistema de garantias adicionais de segurança, válvulas de alívio de pressão, redundantes, limitam a pressão máxima do VPCP, de maneira que os elementos de protensão não sejam tracionadas acima dos níveis experimentados durante a instalação, mesmo em situações anormais ou de acidente. Com estas medidas, a perda de refrigerante devido à ruptura da protensão é pouco provável .

Entre o núcleo do reator e os tendões e cabos há suficiente massa de concreto para prevenir danos no aço provocados pelo fluxo de neutrons ("neutron embrittlement") /8/. A protensão é realizada de tal modo que é possível fazer constante manutenção, bem como a eventual substituição dos cabos e tendões durante a vida útil do reator .

Nos projetos integrados, onde o sistema primário de refrigeração é colocado dentro do VPCP (Figura 1.2), não há grandes tubulações externas, havendo uma boa resistência a abalos sísmicos devido ao arranjo, onde as deformações diferenciais não podem ocasionar ruptura nas junções. Nesse tipo de VPCP as aberturas são limitadas a

pontos (linhas de instrumentação) e às tampas das penetrações, necessárias para instalação e remoção de equipamentos, tais como guias das barras de controle, máquinas de manuseio de combustível, circuladores de refrigerante e geradores de vapor .

O bom projeto do VPCP fornecerá uma segurança inerente, pois com o aumento exagerado da pressão interna, no caso, por exemplo, de acidente, a estrutura deverá se deformar lentamente em pequenos passos, atingindo a ruína de modo dútil, avisando a ocorrência do colapso. Entretanto, cessando a causa do aumento e caindo a pressão interna, desde que a protensão não tenha escoado, o sistema de fissuras do concreto se fecha e às pressões de trabalho o vaso readquire a integridade. Isso não ocorre, por exemplo, em vasos de pressão de aço , que se atingirem a ruína estrutural, perdem totalmente a integridade, com riscos maiores para o público .

1.3. Problemas com os VPCP e novas utilizações

O concreto é um material cujas propriedades são facilmente alteradas por agentes externos. Principalmente, se ele está submetido a altas temperaturas ou a gradientes de temperatura, o seu desempenho fica bastante prejudicado. A estrutura do VPCP é consideravelmente sensível aos efeitos de mudança nas propriedades do concreto e às tensões térmicas que aparecem, respectivamente, devido às temperaturas elevadas e aos gradientes de temperatura. Assim, a proteção térmica da superfície interna do vaso tem grande importância no desenvolvimento do VPCP. Diversos processos para proteger o concreto das altas temperaturas têm sido testados /73, 35, 23, 46/. O que apresentou melhores resultados e portanto o mais utilizado é aquele que interpõe entre o concreto e o núcleo, camadas de isolamento térmico (por exemplo, caulim, "Kaowool") e refrigeração forçada dentro do próprio concreto . Assim, conseguiu-se que as temperaturas no concreto não sejam superiores a 30-40 °C /46/. Apesar dos vários estudos realizados não se chegou a uma solução definitiva. Muitas pesquisas estão, ainda, sendo feitas /48, 55, 49/ .

Os problemas que ocorrem com as membranas metálicas do revestimento das cavidades internas (do núcleo, geradores de vapor e circuladores) são de difícil solução devido à sua localização. Como essas membranas estão localizadas entre o concreto e o núcleo do reator, integrando o conjunto que atua como barreira térmica, há grande dificuldade para a sua manutenção e reparo. Cuidados especiais devem ser tomados, no projeto do reator, para a inspeção e a manutenção. Há vários estudos para a melhoria dessas membranas /78, 23, 45, 79, 13/ tanto no sentido de projetá-las como no de construí-las. Entretanto, considerando que nos modernos reatores a gás, o refrigerante preferido tem sido o hélio, há ainda que se considerar a permeabilidade das membranas de revestimento das cavidades, pois pode ocorrer a difusão do gás através das membranas penetrando nas fissuras de concreto ("gás-in cracks"), baixando os níveis de segurança do VPCP /44/.

Embora tenham sido minimizadas, no VPCP há, obrigatoriamente um certo número de penetrações nas lajes. O estudo e cálculo estrutural dos esforços nas regiões dessas descontinuidades não está totalmente desenvolvido /31,64/. Além disso, há necessidade de vedar essas penetrações. Este é outro ponto não totalmente solucionado no projeto e construção /63,21,25/ dos vasos de pressão de concreto pretendido para reatores a gás.

Do desenvolvimento tecnológico dos reatores a alta temperatura refrigerados por gás, HTGR, surgiram os reatores rápidos refrigerados por gás, GCFR, ("Gas Cooled Fast Reactor") /1/, que apresentam como principal vantagem um potencial de regeneração de combustível muito alto (Razão de conversão maior de 1). A pressão de trabalho nestes reatores está entre 50 e 120 atm e o volume do núcleo requerido é relativamente pequeno.

Dentro dessa perspectiva de núcleos relativamente pequenos e pressões do refrigerante até 120 atm chega-se à faixa de pressão e características dos reatores refrigerados por água leve /33/, pois os reatores de água fervente BWR operam a pressões de 70 atm e os reatores de água pressurizada PWR a 140 atm, ambos tendo núcleos relativamente pequenos. Logo, com o desenvolvimento do VPCP para os reatores GCFR se estará ampliando muito o campo de utilização desse tipo de vasos de pressão. Somando-se os aspectos de segurança e as

possibilidades amplas de dimensionamento e flexibilidade nos programas de construção, pode-se pensar em introduzir o VPCP vantajosamente na tecnologia dos reatores a água leve, substituindo os tradicionais vasos de pressão de aço. Na Itália, na Alemanha e nos países escandinavos já há pesquisas de utilização do VPCP em reatores BWR /22,33,54,67/ .

1.4. Objetivos da Dissertação

Pretendeu-se, nesta Dissertação, desenvolver técnicas de cálculo estrutural de VPCP, usando o Método da Relaxação Dinâmica e o Método dos Elementos Finitos, em regime não-linear .

A análise estrutural foi feita com os programas de cálculo numérico em computador NONSAP (Método dos Elementos Finitos) e PV2A (Método da Relaxação Dinâmica) .

Há ainda, a comparação dos resultados obtidos com modelos físicos (SCM 4.1 e SCM 4.2) testados no Centro de Engenharia Nuclear do IPEN. Os modelos, SCM 4.1 e SCM 4.2, foram desenvolvidos no sentido de avaliar as possibilidades e o grau de confiabilidade de um reator multicavidade GCFR, extrapolando alguns parâmetros .

1.5. Sumário da Dissertação

Foi feita a divisão deste trabalho em seis capítulos sendo que a introdução é o primeiro .

No Capítulo 2 foram detalhadas as especificações para projeto de VPCP e os aspectos principais da análise estrutural utilizando modelos .

Os modelos de VPCP monocavidade escala 1/20 do IPEN, os sensores usados para medição e os testes realizados são descritos no Capítulo 3 .

O desenvolvimento teórico, os métodos numéricos e os programas de computação utilizados para a análise estrutural são apresentados no Capítulo 4.

No Capítulo 5 é mostrada a modelação matemática dos materiais e da estrutura que foi adotada na análise estrutural .

No Capítulo 6 são apresentados os resultados obtidos, a comparação calculado x experimental, as conclusões e as recomendações .

2. PROJETO E ANÁLISE DO VPCP PELA ENGENHARIA ESTRUTURAL

2.1. Introdução

O VPCP para reatores nucleares refrigerados por gás, tem os seguintes componentes fundamentais :

- a) A estrutura básica de concreto com penetrações e tampas.
- b) A armadura de protensão .
- c) A armadura frouxa .
- e) Os sistemas de controle térmico (sistemas de isolamento e resfriamento) .
- f) Os sistemas de alívio da pressão interna (válvulas de segurança) .

Por fazer parte do reator nuclear, o projeto do VPCP não é função exclusiva do engenheiro de estruturas, Seu desenvolvimento e otimização vão depender da iteração de várias áreas como engenharia mecânica, transferência de calor, física do reator e da blindagem biológica com a própria engenharia de estruturas. A segurança e a funcionalidade do VPCP, porém, estão diretamente relacionadas com a análise estrutural .

Dentro do campo estrutural, o fato do vaso de pressão ser de concreto protendido torna a análise bem específica pelo comportamento do material. Protender uma estrutura significa fornecer-lhe uma energia potencial inicial tornando-a capaz de suportar os carregamentos durante sua vida útil. Sendo ela de concreto, que é um material de característica granular, similar a uma rocha, tendo resistência à compressão bem maior que a resistência à tração, a essência da protensão será criar um estado de compressão inicial na estrutura para evitar o

aparecimento de tensões de tração quando ela estiver carregada. As forças de protensão são introduzidas por cabos de aço de alta resistência ou por fios enrolados e devem ter intensidade suficiente para suportar o carregamento, mesmo com as perdas que ocorrem pelo comportamento viscoelástico do concreto .

Os carregamentos que atuam no VPCP são os seguintes :

a) Carregamento "morto" :

O carregamento "morto" é o peso próprio do VPCP, de partes do vaso durante os vários estágios da construção e de equipamentos montados sobre ou dentro do VPCP .

Eles são considerados no projeto, mas em comparação com o carregamento causado pela pressão do refrigerante eles são insignificantes /66/ .

b) Carregamentos "vivos" e causados pelas tubulações e reações .

São causados pelos equipamentos de reabastecimento, de controle e de manutenção e pela expansão ou contração térmica das tubulações. São significantes somente no estágio de detalhamento de projeto quando são analisadas as concentrações de tensões nas penetrações e nas tampas .

c) Carregamento causado pela pressão do refrigerante .

A pressão nas cavidades pode variar do vácuo (em alguns reatores /66/) até valores acima do pico da pressão de trabalho em condições anormais. É o carregamento de maior efeito na análise do VPCP .

d) Protensão .

Carregamento dado para criar tensões de compressão no concreto. O seu dimensionamento é feito para se manter

níveis de compressão estipulados durante toda a vida útil da estrutura .

- e) Carregamentos causados por gradiente de temperatura no concreto .
- f) Deformação lenta e retração do concreto, relaxação e fadiga da protensão .

Carregamentos que se manifestam após longo tempo ("long-term loads") e causam perdas de protensão. Por variarem com o tempo são difíceis de serem analisados os seus efeitos .

- g) Carregamentos ambientais :

São os carregamentos provocados por ventos e sismos . São analisados pela consideração dos níveis de severidade dos distúrbios ambientais mais notadamente dos efeitos sísmicos. Por exemplo, há o estabelecimento dos níveis do terremoto básico de operação OBE ("Operating Basis Earthquake") e do terremoto de desligamento seguro SSE ("Safe Shutdown Earthquake"). Dependendo da intensidade dos níveis OBE e SSE, há a introdução de coeficientes de segurança no projeto .

Além da consideração dos carregamentos propriamente ditos, deve ser feita uma análise para as combinações extremas de carregamento durante toda a vida útil do VPCP. A norma americana /2 / identifica seis categorias de carregamentos e as combinações de carregamentos em cada categoria. Nessas categorias estão as ações :

- a) Na fase construtiva,
- b) Normais,
- c) Anormais,
- d) Ambientais severas,

e) Ambientais extremas,

f) De ruína .

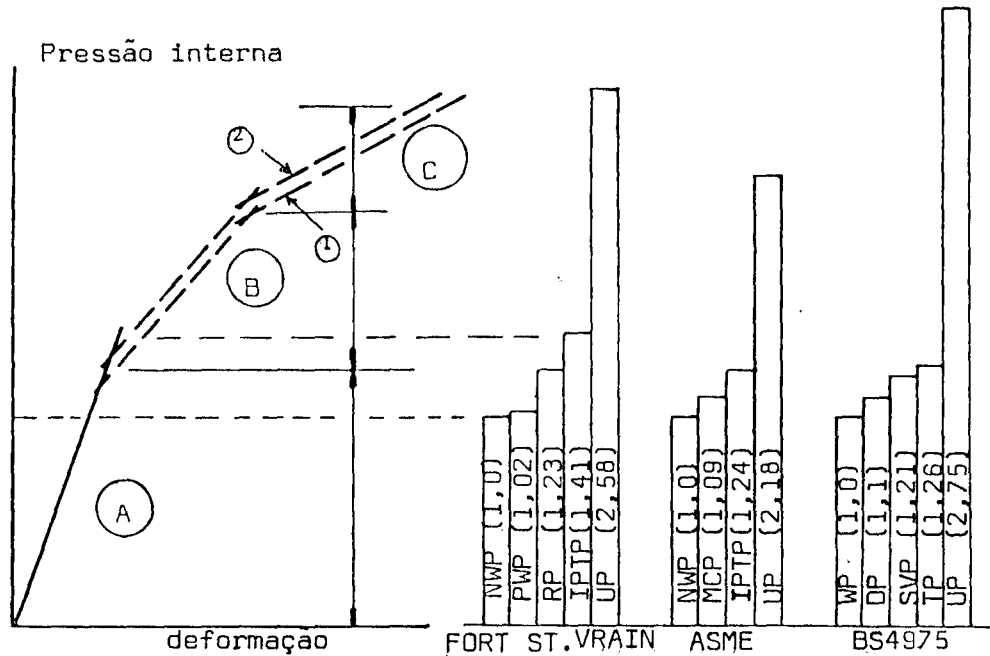
A norma inglesa /15/ é menos explícita sobre as várias ' combinações de carregamento e trata de oito categorias mais uma condição de estado limite último adicional .

2.2. Filosofia geral de projeto

A resposta de um VPCP ao aumento da pressão interna é ' ilustrada na Figura 2.1 . A Figura mostra a deformação de um ponto ' crítico versus a pressão interna e o comportamento estrutural do ' VPCP em três regimes. Há ainda a definição de vários níveis de pres - são de acordo com o projeto do reator nuclear HTGR de Fort St Vrain ' /43/, com a norma americana ASME /2 / e a norma inglesa BS4975 /15/ .

Os três regimes, qualitativamente falando, podem ser des - critos da seguinte forma :

- a) No 1º regime, partindo da deformação provocada pela protensão, o aumento da pressão interna, faz com que o vaso, como um todo, se deforme de modo elástico linear, as cargas nos tendões de protensão crescem muito ' pouco e o efeito desse crescimento é desprezível. Uma pequena fissuração do concreto pode aparecer como re - sultado de gradientes de temperatura ou concentrações' de tensões das descontinuidades, mas o vaso se com - porta basicamente como uma estrutura monolítica. O término desse regime acontece quando a pressão atinge um nível tal que ocorrem fissuras provocadas por tensões' de tração altas .
- b) No 2º regime, as deformações crescem mais rapidamente' com o aumento da pressão interna pelo aparecimento de uma fissuração maior. Durante esse regime, a fissuração do concreto continua, mas os elementos resistentes



- ① Fim da vida útil de projeto após todas as perdas de protensão (30 anos)
- ② Resposta após aquecimento inicial do concreto e perdas de protensão a 2 anos
- Ⓐ 1º Regime - Comportamento elástico linear
- Ⓑ 2º Regime - Comportamento não linear
- Ⓒ 3º Regime - Ruína estrutural

- NWP - Pressão de trabalho normal ("Normal Working Pressure")
- PWP - Pressão de pico normal ("Peak Working Pressure")
- RP - Pressão de referência ("Reference Pressure")
- IPTP - Pressão de teste inicial ("Initial Proof Test Pressure")
- UP - Pressão de ruína ("Ultimate Pressure")
- MCP - Pressão de cavidade máxima ("Maximum Cavity Pressure")
- WP - Pressão de trabalho ("Working Pressure")
- DP - Pressão de projeto ("Design Pressure")
- SVP - Pressão da válvula de segurança ("Safety Valve Pressure")
- TP - Pressão de Teste ("Test Pressure")

Figura 2.1. - Comparação dos níveis de pressão para um VPCP /41/ .

de aço (armadura de protensão e membranas metálicas de revestimento das cavidades) ainda respondem elasticamente. A resposta do vaso como um todo é quase elástica embora não seja linear, com as deformações, portanto, sendo aproximadamente reversíveis .

c) No 3º Regime, o concreto fica todo fissurado e os elementos de aço entram na faixa plástica de respostas. A deformação do vaso aumenta mais rapidamente ainda com o aumento da pressão interna, até a ruína estrutural da estrutura .

Em um projeto do VPCP bem feito, as transições de um regime para outro são graduais e o colapso estrutural do VPCP se dá de forma dútil e previsível .

Na descrição dos regimes acima a resposta do vaso foi considerada dentro de pequeno intervalo de tempo ("short-term response"). Durante a vida útil do VPCP ocorrem consideráveis deformações irreversíveis, resultantes da deformação lenta e retração do concreto e da retração e fadiga da protensão. Essas deformações interagem com as provocadas pela pressão somente em intervalos de tempo longos , pois, em intervalos de tempos pequenos, como o considerado para a definição dos regimes, elas são desprezíveis. Como pode ser visto na Figura 2.1, seus efeitos provocam perdas de protensão que modificam a curva de deformação x pressão interna .

Os carregamentos térmicos não causam deformações significantes em estruturas tão redundantes como um VPCP /66/. Eles tem efeito direto pequeno na resposta do vaso quando comparado ao efeito devido à pressão interna. Entretanto, a temperatura causa o efeito indireto de mudar as propriedades mecânicas do concreto e as taxas de deformação lenta e retração, o que ocasionará alterações na resposta do VPCP, em intervalos de tempo grandes .

Pela importância da segurança em um reator nuclear e pelas características da resposta do VPCP, no projeto se impoem dois requisitos :

- a) O vaso deve operar, em condições normais, dentro da faixa de pressões onde a resposta é elástica linear (1º regime) .
- b) O vaso deve ter adequado coeficiente de segurança contra a ruína .

Para assegurar o cumprimento desses requisitos são feitas , dentro do projeto, três análises estruturais :

- a) Análise elástica;
- b) Análise viscoelástica,
- c) Análise não linear .

2.2.1. Análise elástica

Dentro das condições de operação normal do reator nuclear , o VPCP deve comportar-se elasticamente. A análise é chamada elástica pelo fato do vaso se comportar elasticamente sob carregamentos sucessivos onde os efeitos da viscoelasticidade do concreto podem ser desprezados. Os níveis de protensão devem ser tais que o concreto tenha comportamento elástico linear, evitando efeitos de endurecimento com compressões muito altas /44/. São feitos os cálculos de tensões e deformações no concreto frente à variação da pressão interna e os cálculos das tensões térmicas e os das tensões localizadas nas regiões de geometria complexa (aberturas, tampas e descontinuidades). Procura-se, nessa análise, garantir que a resposta do vaso seja essencialmente elástica sob todas combinações de cargas de operação, acidentais e ambientais possíveis /66/ .

2.2.2. Análise viscoelástica

A idade, a retração e a deformação lenta do concreto, a

relaxação dos elementos estruturais de aço e a variação da temperatura causam perdas de protensão. Não há dúvida que é bastante difícil prever com segurança estes efeitos, entretanto é necessário estabelecer os limites máximo e mínimo das deformações permanentes, durante toda a vida útil do VPCP. O estudo das deformações dependentes do tempo é uma etapa que deve constar também de projeto do VPCP e deve ser feita paralelamente à análise elástica .

2.2.3. Análise não linear

A análise não linear do VPCP é baseada na determinação dos estados limites de utilização e último da estrutura. Dentro do estado limite de utilização é importante a verificação da fissuração dentro do 2º regime (Figura 2.1). A fixação da pressão interna vai depender então de aspectos relativos a :

a) Funcionalidade :

Em estruturas tais como reatores nucleares, a estanqueidade é um fator fundamental, e uma análise criteriosa e segura deve ser feita, uma vez que a não estanqueidade da estrutura pode ter consequências catastróficas .

b) Durabilidade :

A abertura excessiva das fissuras pode provocar tensões de tração elevadas na armadura de protensão que em geral pode ser de aço trabalhado a frio que é muito sensível à corrosão sob tensão ("stress corrosion") /32/.

c) Comportamento Estrutural :

A fissuração atua desfavoravelmente na ligação armadura - concreto e o concreto perde a pouca resistência à tração que tinha, nas direções normais às fissuras .

O estabelecimento dos estados limites se faz utilizando coeficientes de segurança. Por exemplo para o VPCP de Fort St. Vrain /43/ tornando-se para a pressão de trabalho normal NWP ("Normal Working Pressure") o valor 1,0, para a pressão de início da fissuração visível RP ("Reference Pressure") o valor de projeto foi de 1,23 e para a pressão última UP ("Ultimate Pressure") o valor de projeto foi de 2,58 sendo os coeficientes de segurança respectivamente 1,23 e 2,58 .

Para um vaso de pressão três tipos de ruína podem ser definidos : a ruína estrutural, as deformações excessivas e a ruína por perda de refrigerante. O código ASME /2/ estabelece que a pressão última UP ("Ultimate Pressure") do VPCP deve ser, pelo menos, duas vezes a pressão máxima de cavidade sem especificar o modo de ruptura exigindo que ela seja gradual, observável e previsível .

2.3. Critérios para Projetos de VPCP .

Em geral, os critérios para o projeto de VPCP são formulados em termos de tensões permissíveis, expressadas como uma fração das tensões obtidas em ensaios padronizados dos materiais .

Segundo o código ASME /2/, as tensões normais limites permissíveis para o concreto são as apresentadas na Tabela 2.1. O procedimento para determinação do fator C da Tabela 2.1 é também especificado na Figura 2.2. Para o cisalhamento e apoio do concreto as tensões limites permissíveis são dadas na Tabela 2.1. Os valores das tensões permissíveis para a armadura de protensão são dados na Tabela 2.3 .

A temperatura e a radiação emitidas do núcleo do reator nuclear influenciam, como já foi dito, as propriedades dos materiais do VPCP. Nas Tabelas 2.4 e 2.5 apresentam-se, respectivamente, temperaturas limites e os valores limites de exposição e radiação .

Não há ainda a especificação para variação das propriedades

CATEGORIA DE TENSÃO	CATEGORIA DE AÇÃO	TENSÃO MÉDIA		TENSÃO LOCAL	
		Tensão Primária	Tensão Primária + Tensão Secundária	Tensão Primária	Tensão Primária + Tensão Secundária
Construção	Construção	$f_{cc} = 0,40Cf_{cua}$	$f_{cc} = 0,53Cf_{cua}$	$f_{cc} = 0,50Cf_{cua}$	$f_{cc} = 0,67Cf_{cua}$
		$f_{ct} = 0$	$f_{ct} = 3,0\sqrt{f_{cua}}$	$f_{ct} = 6,0\sqrt{f_{cua}}$	$f_{ct} = 7,5\sqrt{f_{cua}}$
Normal	Normal, Anormal e Ambiental Severa	$f_s = 0,50 f_y$	$f_s = 0,67 f_y$	$f_s = 0,50 f_y$	$f_s = 0,67 f_y$
		$f_{cc} = 0,30Cf_{cua}$	$f_{cc} = 0,40Cf_{cua}$	$f_{cc} = 0,45Cf_{cua}$	$f_{cc} = 0,60Cf_{cua}$
Emergência	Ambiental Extrema	$f_{ct} = 0$	$f_{ct} = 3,0\sqrt{f_{cua}}$	$f_{ct} = 6,0\sqrt{f_{cua}}$	$f_{ct} = 7,5\sqrt{f_{cua}}$
		$f_s = 0,50 f_y$	$f_s = 0,67 f_y$	$f_s = 0,50 f_y$	$f_s = 0,67 f_y$
Falha	Ruína	0,75 (Capacidade Limite da Seção Crítica ou do Mecanismo)		0,75 (Capacidade Limite da Seção Crítica ou do Mecanismo)	
		0,90 (Capacidade Limite da Seção Crítica ou do Mecanismo)		0,90 (Capacidade Limite da Seção Crítica ou do Mecanismo)	

Tabela 2.1. - Tensões limites permissíveis para o concreto e armadura de reforço. /2/ .

CONDIÇÃO	TENSÃO
Tensão de cisalhamento :	
Não confinado	$3 \sqrt{f_{cua}}$
Confinado	$0,075 f_{cua}$
Tensões de Apoio :	
Concreto confinado	$0,6 f_{cua}$
Concreto não confinado	$0,2 f_{cua}$

Tabela 2.2 - Tensões Limites Permissíveis para Cisalhamento e Apoio do Concreto /2/ .

Onde :

f_{cc} = tensão limite de compressão do concreto, psi

f_{cua} = tensão limite de tração do concreto, psi

f_s = tensão no aço, psi

f_{ct} = tensão limite de tração do concreto, psi

f_y = tensão de tração de escoamento da armadura de reforço, psi

f_{su} = resistência limite de tração do aço, psi

C = fator especificado no Apêndice II do Código ASME (Ver figura 2.2) .

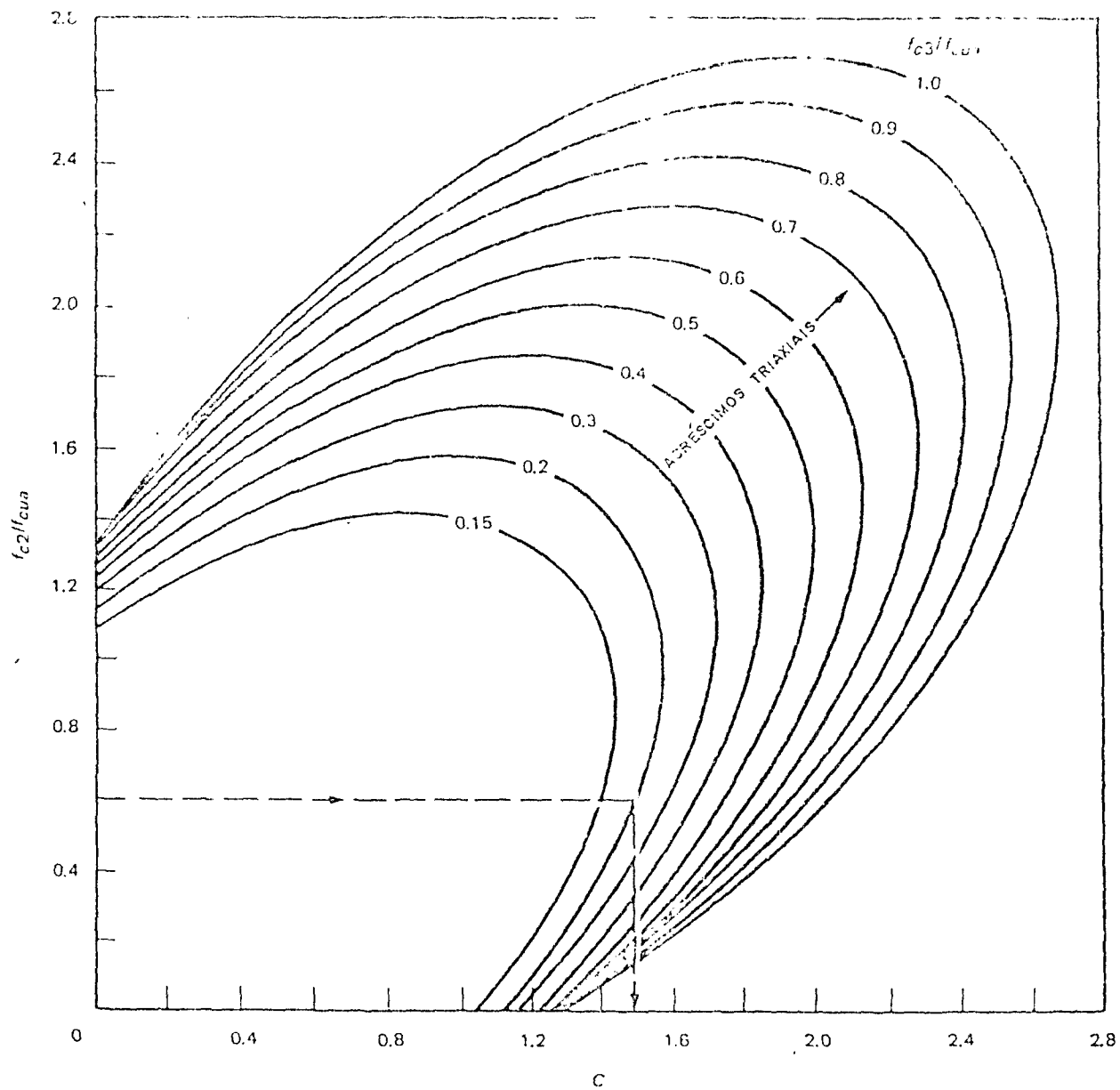


Figura 2.2. - Valores de C para Compressão Triaxial / 2 / .

CATEGORIA DE TENSÃO	CATEGORIA DE AÇÃO	TENSÕES LIMITES
Construção	Construção	$f_s = 0,80 f_{su}$ e $f_s = 0,90 f_{sy}$
Normal	Normal, anormal e ambiental severa	$f_s = 0,70 f_{su}$ e $f_s = 0,80 f_{sy}$
Emergência	Ambiental extrema	$f_s = 0,80 f_{su}$ e $f_s = 1,0 f_{sy}$
Falha	Ruína	$f_s = 1,0 f_{su}$

Tabela 2.3. - Tensões Limites Permissíveis para Aços de Protensão. / 2/

Onde :

f_s = tensão no aço, psi

f_{su} = resistência limite de tração do aço, psi

f_{sy} = resistência à tração de escoamento do cabo de protensão, psi

MATERIAL	EXPOSIÇÃO
Concreto	10×10^{20} nvt
Armadura de reforço	1×10^{18} nvt > 1 MeV
Armadura de protensão	1×10^{17} nvt > 1 MeV
Membrana Interna	conforme a especificação de projeto

Tabela 2.5. - Limites de exposição à Radiação / 2/ .

CATEGORIA DA AÇÃO	ÁREA	TEMPERATURA LIMITE (°F)
Construtiva Normal	Concreto	130
	Membrana interna	
	Interface membrana-concreto	150
	Entre tubos de refrigeração	200
	Concreto	150
	Concreto sob aquecimento nuclear	160
	Pontos locais de aquecimento	250
	Cabos de protensão	150
Anormal, Ambiental severa	Membrana interna	
	Interface membrana-concreto	200
	Entre tubos de refrigeração	270
	Concreto	200
	Pontos locais de aquecimento.	375
	Cabos de protensão	175
Ambiental Extrema	Membrana interna	
	Interface membrana-concreto	300
	Entre tubos de refrigeração	400
	Concreto	300
	Pontos locais de aquecimento	500
	Cabos de protensão	300
Ruína	Concreto	
	Condição não pressurizada	400
	Condição pressurizada	600

Tabela 2.4. - Temperatura Limite para Concreto e Sistema de Protensão

/ 2 / .

mecânicas com a deformação lenta e retração do concreto, pois, apesar dos muitos estudos que foram feitos /30,12,38/ a complexidade ' desses fenômenos não permitiu, ainda, a padronização de valores relacionados a eles .

Os valores dados no código ASME, e em outras normas, estão' sujeitos a serem modificados pois a tecnologia dos VPCP é recente e o seu progresso e desenvolvimento provavelmente vão estabelecer novos limites baseados num conhecimento maior das características dos materiais. Devem ser citados os casos das propriedades mecânicas e relações tensão- deformação do concreto para variações de temperatura e tempo (deformação lenta e retração) e para a ocorrência de ruptura (por tração ou compressão), os efeitos na resistência do concreto pelo estado triaxial de tensões e as propriedades mecânicas ' dos elementos de aço que merecem muito estudo ainda. Com o conhecimento maior desses pontos se chegará a critérios mais realistas facilitando o projeto tanto no ponto de vista técnico quanto no econômico .

2.4. A análise de modelos e o Projeto do VPCP.

2.4.1. Modelos e o Projeto

A análise de modelos é utilizada para deduzir ou comprovar a exatidão de modelos matemáticos. O teste de modelos físicos é caro e sofisticado. Requer usualmente grande quantidade de tempo ' além de um alto grau de experiência no controle e uso de instrumentação. Consequentemente, seu uso pode somente ser justificado em ' projetos onde haverá uma considerável economia no custo total ou , então, onde a questão da segurança é fundamental .

Pelo fator custo-tempo. associado com a análise de modelos, sua esfera de aplicação está sempre mudando. Tão logo que a experiência seja ganha em uma área e existir confiança suficiente no uso da análise formal, a análise de modelos é rapidamente substituída pela teoria. O objetivo de toda pesquisa dentro de métodos ' .

analíticos é substituir o modelo físico pelo modelo matemático por causa da eficiência, velocidade e versatilidade do último .

2.4.2 Análise dimensional e semelhança

A análise dimensional é baseada na lei de homogeneidade dimensional a qual afirma que uma equação corretamente deduzida tem validade em qualquer sistema de unidades. Com esse fato pode-se construir modelos com o intuito de deduzir equações para um determinado problema .

Com o uso da análise dimensional o problema fica reduzido a um conjunto de variáveis adimensionais cujo número é dado pelo teorema dos Π de Buckingham /69/. De acordo com esse teorema o número de grupos adimensionais independentes que pode ser empregado para descrever o fenômeno que sabidamente envolve n variáveis é igual a $n-r$, onde r é , usualmente, o número de dimensões básicas necessárias para exprimir dimensionalmente o fenômeno (Força - F , Comprimento - L e Tempo - T , ou Massa - M , Comprimento - L e Tempo - T) .

Na determinação das equações, determina-se as relações funcionais :

$$\Phi (\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_n) = 0 \quad (2.1)$$

Onde os termos $\Pi_i = 1, n$ são os grupos adimensionais no teorema dos Π .

A análise dimensional pode ser extremamente útil em casos onde há poucas variáveis independentes e tem pouco valor nos casos onde há muitas, como por exemplo o de uma estrutura complexa como um VPCP. Há a necessidade então do conhecimento das relações de semelhança ou escalas modelo-protótipo. Essas escalas serão obtidas com o uso da análise dimensional e aparecem, por exemplo, na forma :

$$\sigma_r = E_r \epsilon_r \quad (2.2)$$

$$\sigma_r = \sigma_m / \sigma_p \quad (2.3)$$

$$E_r = E_m / E_p \quad e \quad (2.4)$$

$$\epsilon_r = \epsilon_m / \epsilon_p \quad (2.5)$$

são respectivamente as razões entre as tensões, módulos de elasticidade e deformações do modelo e do protótipo.

A relação (2.2) é a lei de Hooke, em termos de escala .

O uso da semelhança visa basicamente a determinação do comportamento geral dos protótipos pela medição do comportamento dos modelos, sem a preocupação de deduzir as equações gerais do comportamento do fenómeno que está sendo analisado .

2.4.3. O uso de modelos no Projeto de VPCP .

O uso de modelos é um processo bem estabelecido no projeto de VPCP para reatores nucleares. Isso se deve ao fato dessa tecnologia ser recente, da necessidade de uma adequação operacional e dos' rigorosos critérios de segurança adotados para estruturas de centrais nucleares .

O VPCP, é uma estrutura complexa com muitas variáveis interferindo no seu comportamento e, nesse caso, modelos que utilizam somente a análise dimensional são impróprios. Os modelos de VPCP construídos são modelos de semelhança e a análise dimensional é utilizada para estabelecer as relações de semelhança (escala) .

Desde o início da utilização do VPCP na tecnologia nuclear vários modelos foram construídos, para examinar e comprovar seu comportamento elástico, não linear e no estado limite último. Os tipos de modelos geralmente testados são :

a) Modelos elásticos :

São modelos simples, construídos com material plástico ' (resina epoxi) ou de metal para estudos no campo elástico e determinação da precisão de métodos numéricos de ' cálculo estrutural .

b) Modelos em escala pequena de microconcreto :

Usados para estudos do estado limite último .

c) Modelos em escala grande (1:10 a 1:30) de concreto :

Usados para a determinação mais realista do comportamento do protótipo .

d) Modelos de partes ou componentes do vaso :

Usados para o estudo de regiões críticas como a laje superior com as várias penetrações. São utilizados modelos das partes construídas com concreto ou são feitos estudos fotoelásticos .

Na Tabela 2.6 apresentamos uma relação de alguns modelos , construídos e testados .

A contribuição mais significativa que pode ser dada por ensaios de modelos de VPCP é o auxílio na análise do estado limite último de projeto, onde a aplicação de modelos matemáticos simples é totalmente dependente da postulação correta do colapso. Para este tipo de ensaio são requeridos modelos de concreto em escala grande (1:10 a 1:30), completamente representativos, que podem demonstrar o modo de ruína e, também, a deformação progressiva bem como confirmar os coeficientes de segurança previstos. Os ensaios podem ser simplificados pela eliminação de modos de ruptura mais prováveis em partes do vaso. No caso de vasos cilíndricos multicavidade isso leva ao isolamento da laje superior em testes individuais, antes de se prosseguir com os do modelo completo /14/ .

Enquanto os ensaios iniciais para determinação do estado limite último da laje superior são de pouco significado no campo elástico, um estudo do modelo de concreto completo pode incluir essas investigações. Porém, nenhuma consideração maior é dada à análise nessa faixa elástica porque os avanços das técnicas computacionais tornaram confiáveis os métodos numéricos de cálculo .

Tabela 2.6. - Modelos utilizados em análise estrutural de VPCP /41/ .

ORGANIZAÇÃO, PAÍS	TIPO DE MODELO	ESCALA	PROJETO	Nº DE MODELOS	TESTES REALIZADOS *
1. AEC Francesa, França	Laje do Vaso	-	G2, G3	2	A,B,C
	Vaso cilíndrico	1/10	G2, G3	3	A,B,C
	Vaso cilíndrico	-	Segurança	25	C,D
2. Societé d'Etudes et d' Equipments d'Entreprises (SEEE), França	Vaso cilíndrico	-	G2, G3	2	A,B,C
	Vaso cilíndrico	1/6	EDF-3	3	A,B,C,D
	Vaso cilíndrico	1/10	EDF-3	1	T
	Vaso cilíndrico	1/5	EDF-4	2	A,B,C,T
3. Eléctricité de France (EDF), França	Vaso c/ Liner Quente	-	Geral	1	A,B,C,T
	Vaso cilíndrico	1/5	Bugey I	2	A,B,C,T
4. Central Electric Research Laboratory, Inglaterra	Cilindro 2 Camadas	1/3	Geral	1	A,B,C,T
	Vaso Cilíndrico	1/8	Oldbury	1	A,B,C,T
	Vaso Cilíndrico	1/8	Pre-Oldbury	1	B,C
5. Sir Robert McAlpine & Sons, Inglaterra	Vaso Cilíndrico	1/7	Oldbury	1	A,B,C,I,D
	Vaso Cilíndrico	1/10	Hinkley Pt B	1	A,B,C
	Vaso Multicavidade	1/14	HTR	1	A,B,C
	Vaso esférico	1/12	Wylfa	1	A,B,C
6. Taylor Woodrow Construction Ltd. (TWC), Inglaterra	Vaso esférico	1/40	Wylfa	1	A,B,C
	Vaso cilíndrico	-	Wylfa	3	A,B,C
	Vaso cilíndrico	1/10	Hunterston B	1	A,B,
	Laje do Vaso	1/24	Diversos	12	A,B,C
	Vaso Multicavidade	1/10	Hartlepool	1	A,B,C
7. Kier Ltd., Inglaterra	Laje do Vaso	1/13	Ft. St. Vrain	2	A,B,C,D
	Vaso Multicavidade	1/30	HTGR	2	A,B,C
	Vaso Esférico	1/12	Wylfa	1	A,B,C,T

ORGANIZAÇÃO, PAÍS	TIPO DE MODELO	ESCALA	PROJETO	Nº DE MODELOS	TESTES REA- LIZADOS *
8. Atomic Power Construction, Inglaterra	Vaso Cilíndrico	1/10	Dungeness B	1	A,B,C
	Vaso Cilíndrico	1/26	Dungeness B	1	B,C
	Laje do Vaso	1/72	Dungeness B	1	B,C
	Laje do Vaso	1/24	Dungeness B	3	B,C
	Laje do Vaso	1/26	Dungeness B	2	B,C
9. Building Research Station, Inglaterra	Vaso Cilíndrico	1/10	Hinkley Pt B	1	T
	Vaso Cilíndrico	1/20	Hinkley Pt B	4	T
10. Foulness, Inglaterra	Vaso Cilíndrico	1/20	Segurança	30	C,D
11. General Atomic, Estados Unidos	Vaso Cilíndrico	1/4	Geral	1	A,B,C
	Vaso Cilíndrico	1/4	Ft. St. Vrain	1	A,B,C,D,T
12. Laboratório Nacional de Oak Ridge, Estados Unidos	Vaso Multicavidade	1/20	HTGR	1	A,B,C
	Vaso Cilíndrico	-	Geral	4	A,B,C
	Parede do Vaso	1/6	Geral	1	A,T
13. Universidade de Illinois, Estados Unidos	Vaso Cilíndrico	-	Geral	35	C,D
14. Universidade de Sydney, Austrália	Laje do Vaso	1/20	Geral	21	C,D
15. Siemens, Alemanha	Vaso Cilíndrico	1/3	-	1	A,B,C
16. Krupp, Alemanha	Vaso Cilíndrico	1/20	GCR	1	A,B,C
	Laje do Vaso	1/20	GCR	1	A,B,C
	Vaso Cilíndrico	1/10	BWR	1	A,B,C
17. ENEL/ISMES, Itália	Vaso Cilíndrico	1/20	HTGR	2	A,B,C
	Laje do Vaso	1/20	HTGR	-	C
	Vaso Cilíndrico	1/20	HTGR	1	A,B,C
18. Ohbayashi-Gumi, Japão	Vaso Multicavidade	1/20	HTGR	1	A,B,C
	Vaso Cilíndrico	1/20	HTGR	1	A,B,C

Tabela 2.6. - (Continuação)

ORGANIZAÇÃO, PAÍS	TIPO DE MODELO	ESCALA	PROJETO	Nº DE MODELOS	TESTES REA- LIZADOS
19. Cement & Concrete Inst. Trondheim, Noruega	Vaso Cilíndrico	1/3.6	LWR	4	A,B,C
20. A.B. Atoenergi, Studsvik, Suecia	Vaso Cilíndrico	1/2.6	LWR	1	A,B,T
21. Electric Power Development Co., Ltd & Shimizu Construction Co Ltd, Japão	Vaso Cilíndrico	1/10	Hinkley Pt B	1	A,B,C
22. Nuclear Power Development Lab. & Kashimi Kenetsu, K.K., Japão	Vaso Cilíndrico	1/20	-	3	A,B,T
23. PCRV Research & Development Group, Kajima Corporation, Japão	Vaso Cilíndrico	-	Modelo ORNL	3	A,B,C,T
	Vaso Multicavidade	1/20	GA 1100 MWe	2	A,B,C
24. Takenaka Technical Research Laboratory, Japão	Laje do Vaso	1/20	Geral	14	A,B,C
25. Instituto de Pesquisas Ener- géticas e Nucleares, Brasil	Vaso Cilíndrico	1/20	GCFR	3	A,B

* A, Resposta Elástica; B, Sobrepressão; C, Ruína; D, Condições Anormais; T, Deformação Lenta e Temperatura

2.4.3.1 Modelos de concreto

O código ASME / 2/ (Artigo CB-3340, divisão 2, seção III) ' estabelece que uma análise de modelos deve ser feita onde não houver procedimentos analíticos estabelecido, para prever o estado limite ' último e o comportamento do VPCP na aproximação do colapso. No mesmo artigo citado há as exigências de semelhança entre o modelo e o protótipo, incluindo as semelhanças geométricas e dos materiais, além ' de fixar escalas geométricas consistentes com os propósitos do teste (ver Tabela 2.7) .

Todavia, ao se fixar escalas geométricas modelo-protótipo , aparecem vários problemas tais como impossibilidade de modelar o carregamento "morto" (por exemplo, o peso próprio), a dificuldade de modelar a armadura frouxa e de protensões e os agregados do concreto e a de simular todos efeitos viscoelástico do concreto no modelo que ' ocorrem durante a vida útil do protótipo .

Estuda-se, então, um modelo realístico que pode ser definido como aquele onde os elementos estruturais principais são incluídos na escala proposta (1:10 a 1:30) e é feito de materiais que possuem as mesmas relações tensão-deformação do protótipo. Aceita-se a impossibilidade de reproduzir o carregamento morto que não pode ser moldado. Apesar dos níveis de pesquisa sofisticados, não se faz a redução dos agregados em escala, pois, isso é impróprio em termos do estudo da distribuição de fissuras além do que, com a correta escala ' dos agregados, aumenta a porcentagem, em volume, de cimento e consequentemente, há o aumento da deformação lenta e da evaporação, o que ' aumenta a retração do concreto. Na prática, o que se faz é compatibilizar os agregados com as armaduras frouxa e de protensões /34/. As armaduras frouxa e de protensões por outro lado tem divergido da semelhança geométrica verdadeira e usa-se um número de tendões e barras proporcionalmente menores, no lugar do número modelado de tendões e barras com tamanho em escala exata /56/. O maior cuidado neste estágio da modelação é evitar a introdução de características não representativas que poderiam afetar os testes. Neste tipo de modelo as ' tensões correspondentes do modelo e do protótipo são as mesmas, as

TIPO DE ESTUDO COM MODELOS	ESCALA OU TAMANHO
Resposta elástica	1/14 ou maior
Modo de Ruína	1/14 ou maior
Deformação Lenta	1/7 ou maior
Temperatura e Deformação Lenta	1/4 ou maior
Temperatura	espessura de 2 pés ou maior

Tabela 2.7. - Escalas dimensionais modelo-protótipo de acordo com o tipo de ensaio de modelos de VPCP / 2/ .

deflexões são proporcionais às dimensões lineares e as cargas (forças) são proporcionais ao quadrado das dimensões lineares na faixa elástica /56/. Em casos de não linearidade do material e em estudos do estado limite último as deformações correspondentes no modelo e protótipo são os mesmos e nesse caso a escala das forças é dada por /56/ :

$$F_r = E_r L_r^2 \quad (2.6)$$

onde :

$F_r = F_m / F_p$: razão entre forças

$E_r = E_m / E_p$: razão entre módulos de elasticidade

$L_r = L_m / L_p$: razão entre dimensões lineares

m = índice representativo de modelo

p = índice representativo de protótipo

A ruína do modelo será considerada como tendo ocorrido após a verificação de uma das seguintes condições : ruptura de um tendão, excesso nos limites de deflexão máximos ou incapacidade de aumentar mais a pressão devido a danos estruturais no modelo. A pressurização geralmente é feita hidrostáticamente com aumentos de pressão 1,0 a 2,0 (Kgf/cm²)/min até o colapso estrutural /34/. Testes pneumáticos também poderiam ser utilizados em investigação nos modos de ruína, porém, pela rapidez com que são realizados, há dificuldades em acompanhar e registrar os ensaios .

Outra dificuldade que aparece nos ensaios de modelo de concreto é a da estanqueidade das membranas de revestimento das cavidades. As membranas metálicas, além da dificuldade de modelação, podem apresentar perdas de fluidos pressurizantes devido a falhas nas soldas. Assim o uso de membranas seladas e elásticas (sacos de borracha ou neoprene), em lugar de membranas metálicas, é permitido .

Se o objetivo principal da investigação visar apenas os aspectos estruturais relacionados com a variação da pressão interna, os modelos de concreto podem ser testados à temperatura

ambiente e uniforme. Entretanto, para o estudo das tensões térmicas' ou fenômenos de deformação relacionados, os modelos devem ser aquecidos internamente e refrigerados na parede externa para produção de ' temperaturas e gradientes de temperatura, semelhantes aos das pare - des do protótipo /19, 39/. A escala para tensões térmicas elásticas ' no estado estacionário é que tensões iguais são geradas no modelo e no protótipo quando a diferença de temperatura, entre pontos corres - pondentes, é proporcional à escala geométrica.

Embora as tensões térmicas sejam dependentes somente do gradiente de temperatura, os efeitos de deformação lenta são dependen - tes da temperatura absoluta, do gradiente de temperatura e da velocidade de aquecimento. Modelar os efeitos dos transientes de deforma - ção lenta, sem violar importantes leis de semelhança no estudo de VPCP, é uma impossibilidade física /56/. Na prática, a solução adotada, tem sido extrapolar os dados de deformação lenta e retração do concreto do modelo para o protótipo, com o auxílio de dados experimentais' obtidos em ensaios de corpos de prova /34/ .

O comportamento estrutural dos VPCP, mesmo sendo complexo , tem sido testado em profundidade, como a Tabela 2.6 pode atestar . Os resultados obtidos com os testes de modelos de concreto serviram' para determinar realísticos coeficientes de segurança locais e globais das estruturas, bem como para comprovar o comportamento da es - trutura frente à variação do carregamento /14/. Além disso, os modelos têm sido muito úteis para confirmar a evolução dos métodos analí - ticos de cálculo e, assim, permitir a otimização dos projetos de ' VPCP em termos estruturais .

3. MODELO FÍSICO - MODELOS DE VPCP MONOCAVIDADE TESTADOS NO IPEN

3.1. Introdução

A análise de modelos de VPCP no IPEN (Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares) teve início em 1973. Contando com a colaboração da GA ("Gulf General Atomic") de San Diego, EUA, o IPEN visava o projeto, a construção e o ensaio de modelos de VPCP para um reator nuclear de demonstração GCFR ("Gas - Cooled Fast Breeder Reactor") de 300 MW(e) (ver Tabela 3.1 e Figura 3.1) /1, 28/. Nas Figuras 3.2 e 3.3 são apresentados a vista superior e o corte lateral de modelo de VPCP escala 1:20 desse reator. Os principais objetivos do programa de testes eram :

- a) Estabelecer a validade do comportamento estrutural do protótipo do VPCP multicavidade postulado no projeto com a análise nos modelos .
- b) Fornecer os deslocamentos em todas as superfícies externas dos modelos .
- c) Fornecer as variações das forças nas armaduras frouxa e de protensão com a variação do carregamento dos modelos .
- d) Verificar o início e a propagação de fissuras no concreto com o aumento da pressão interna nos modelos .

Pelas dificuldades no desenvolvimento do projeto e construção do modelo de VPCP multicavidade optou-se por fazer, antes, um programa de testes com modelo de VPCP monocavidade. Em modelos monocavidade a análise de projeto fica simplificada por ser a estrutura axissimétrica e ao mesmo tempo a construção é muito mais pelo fato do modelo ser praticamente um bloco monolítico. Assim, foram construídos pelo IPEN, durante 1978, três modelos de VPCP, escala 1:20, monocavidade .

Potência	300 MW(e)
Condições do Vapor	495 °C/80 atm
Rendimento	36%
Refrigerante	Hélio
Pressão do refrigerante	85 atm
Temperatura do refrigerante ;	-
Entrada do Núcleo	323 °C
Saída do Núcleo	550 °C
Número de circuladores	3
Número de geradores de vapor	3
Número de aquecedores	3
Combustível	UO ₂ - PuO ₂
Diâmetro de Barra de Combustível	7,2 mm
Encamisamento	aço inoxidável 20%CW 316SS
Espessura do encamisamento	0,48 mm
Altura ativa do núcleo do Reator	100 cm
Diâmetro ativo do Núcleo do Reator	200 cm
Taxa média de fissão	0,6 MW(t)/Kg
Taxa de conversão	1,4
Frequência de Reabastecimento	1/3 do núcleo anualmente

Tabela 3.1. - Características Principais de Projeto da Central de demonstração GCFR de 300 MW(e) /1 / .

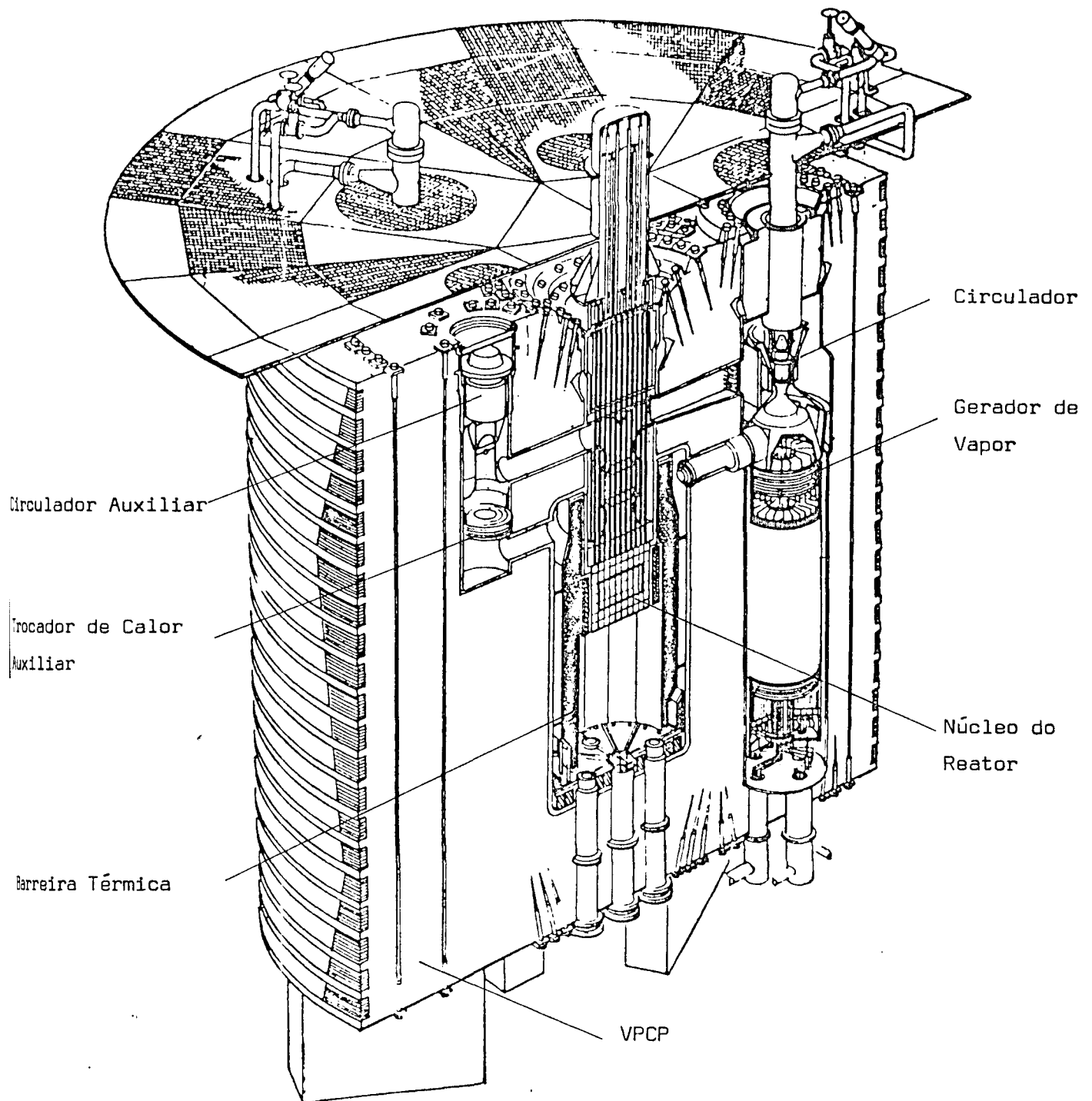
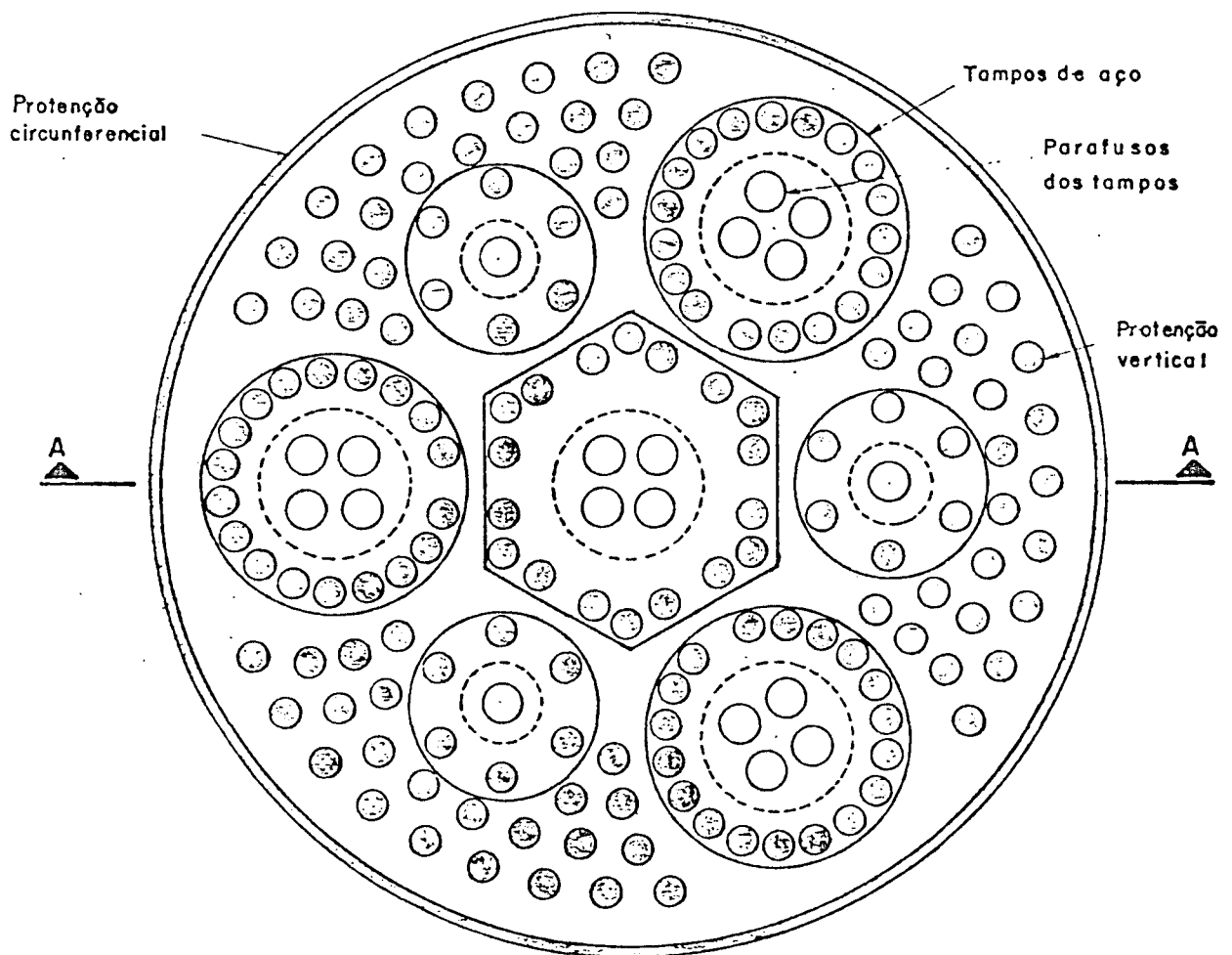
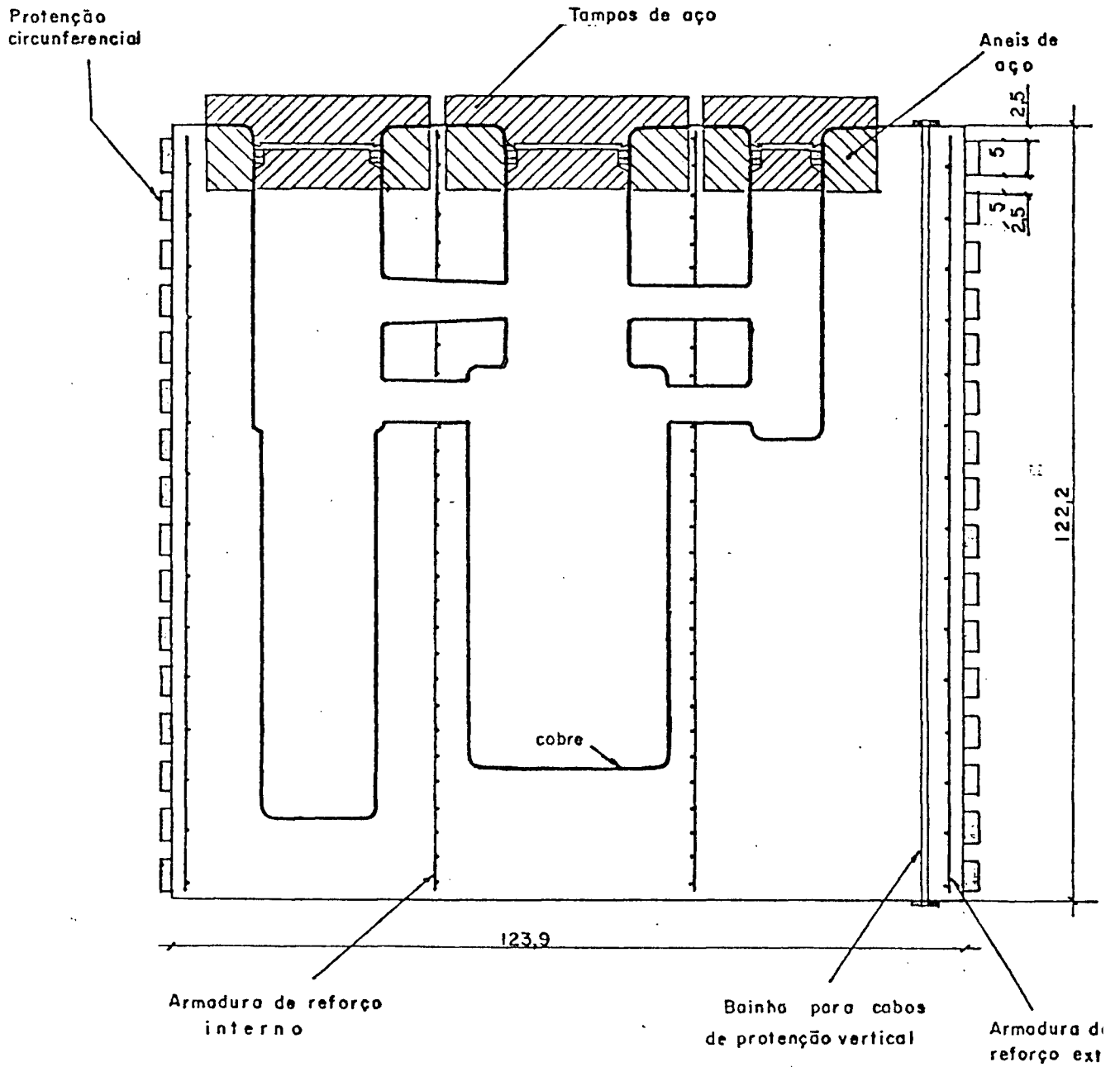


Figura 3.1. - Projeto do VPCP do GCFR de 300 MW(e) de demonstração .



VISTA SUPERIOR

Figura 3.2. - Vista superior do modelo de VPCP do reator GCFR de 300 MW(e) de demonstração .



CORTE A A

Medidas em "CM"

Figura 3.3. - Corte vertical do modelo de VPCP do reator GCFR de 300 MW(e) de demonstração .

3.2. Descrição dos modelos

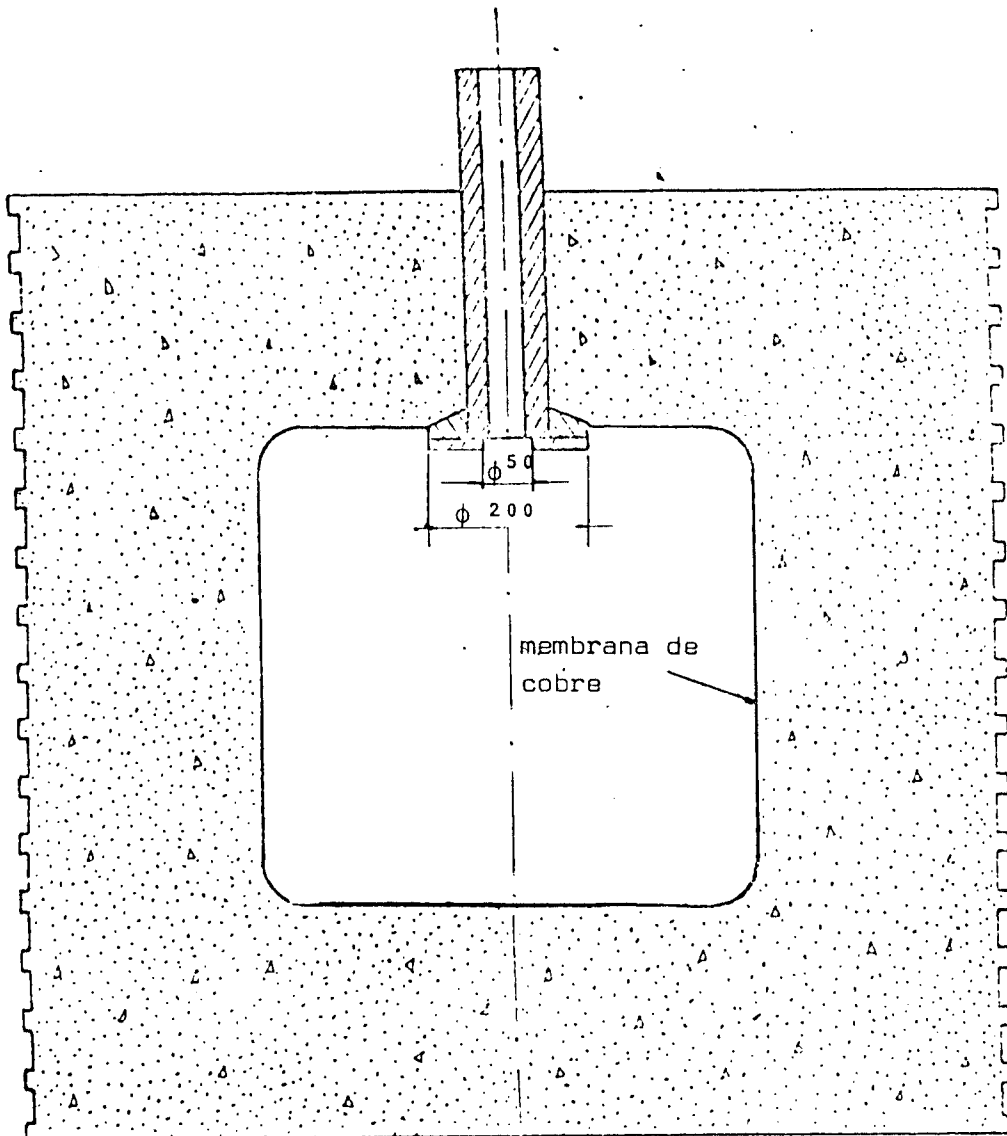
3.2.1. Arranjo físico

Dos três modelos de VPCP projetados, construídos e ensaiados o primeiro não tinha a armadura de protensão completa, tinha a membrana de revestimento da cavidade de aço e foi executado com o objetivo inicial de qualificar o corpo técnico para a execução dos outros dois modelos verificando a adequação da forma de concretagem, do equipamento de protensão, do sistema de aquisição de dados e da instrumentação eletrônica. Os outros dois modelos, o SCM1 e SCM2 ("Single Cavity Model 1-2"), diferem do primeiro apenas por terem a protensão completa e por possuírem membrana de revestimento da cavidade de cobre em vez de aço. Apresentam formato cilíndrico, com cavidade interna cilíndrica concêntrica, revestida com membrana de cobre (ou aço) cuja função é transmitir a pressão do fluido às paredes de concreto (Figuras 3.4 e 3.5). As dimensões dos modelos são dadas na Tabela 3.2 e foram estabelecidas fazendo-se a equivalência entre os volumes de concreto e cavidades do modelo de VPCP multicavidade para o GCFR de 300 Mw(e) (Figura 3.3) e os dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN .

diâmetro externo (D).....	1,230 m
altura externa (H).....	1,222 m
diâmetro da cavidade (d)	0,588 m
altura da cavidade (h)	0,622 m

Tabela 3.2 - Dimensões dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN

As dimensões da Tabela 3.1 são vistas com maior clareza na Figura 3.6 onde são mostradas a vista lateral e superior e o corte lateral e superior do modelo de VPCP monocavidade do IPEN. Na superfície os modelos apresentam 16 faixas de 5 cm de largura e 1,5 cm de profundidade onde são colocados os fios de protensão circunferencial. Há ainda 250 perfurações verticais que atravessam todo o vaso, de



Medidas em mm

Figura 3.4. - Corte vertical do modelo de VPCP monocavidade do IPEN .

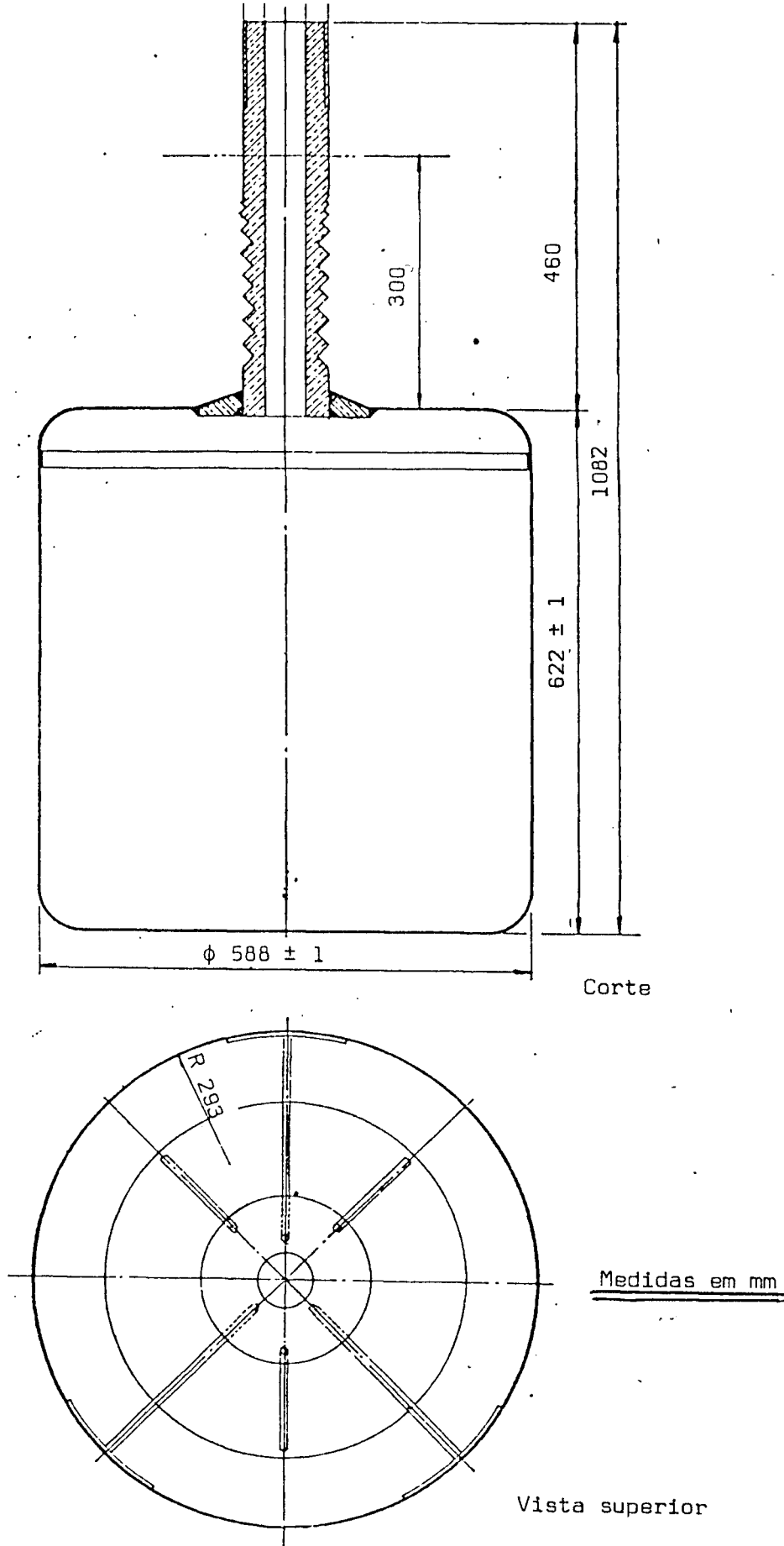


Figura 3.5. - Corte vertical e vista superior da membrana de cobre do modelo de VPCP monocavidade do IPEN .

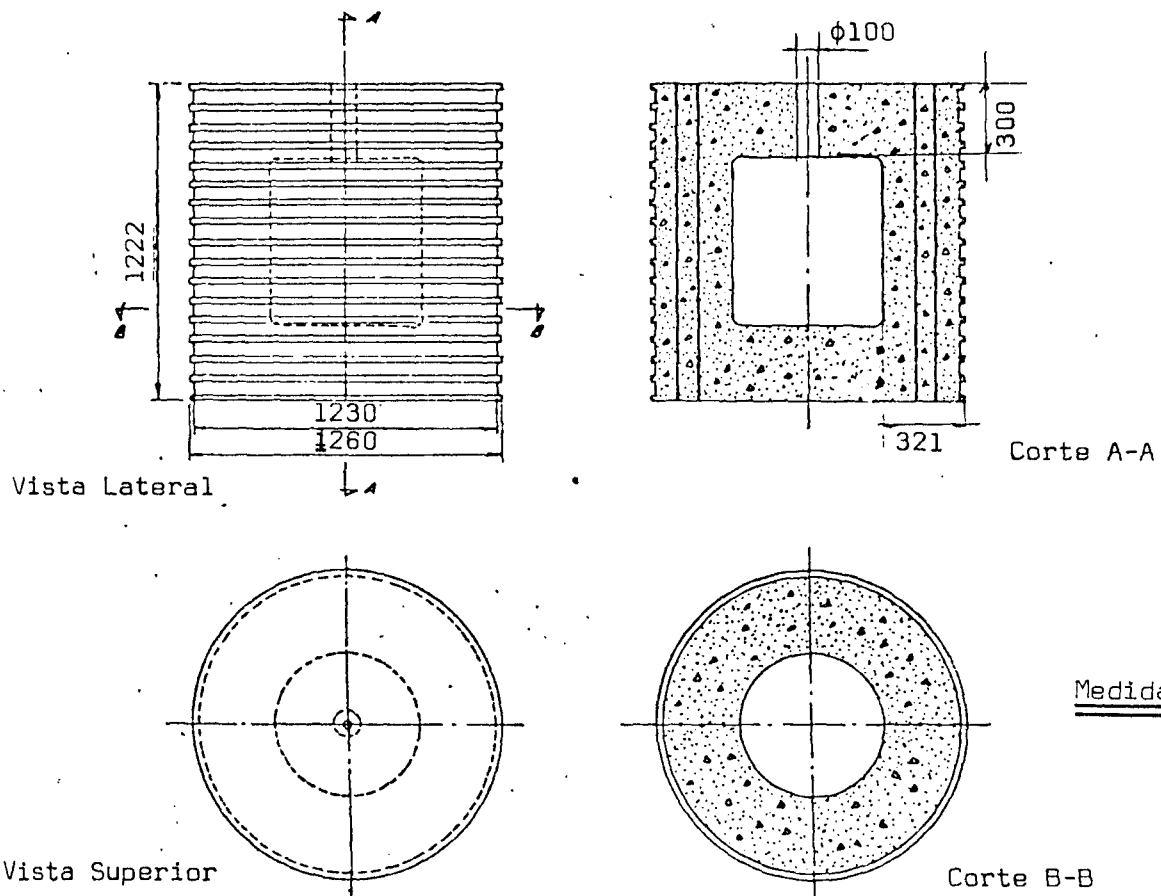


Figura 3.6. - Vista lateral e superior e corte vertical e horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN

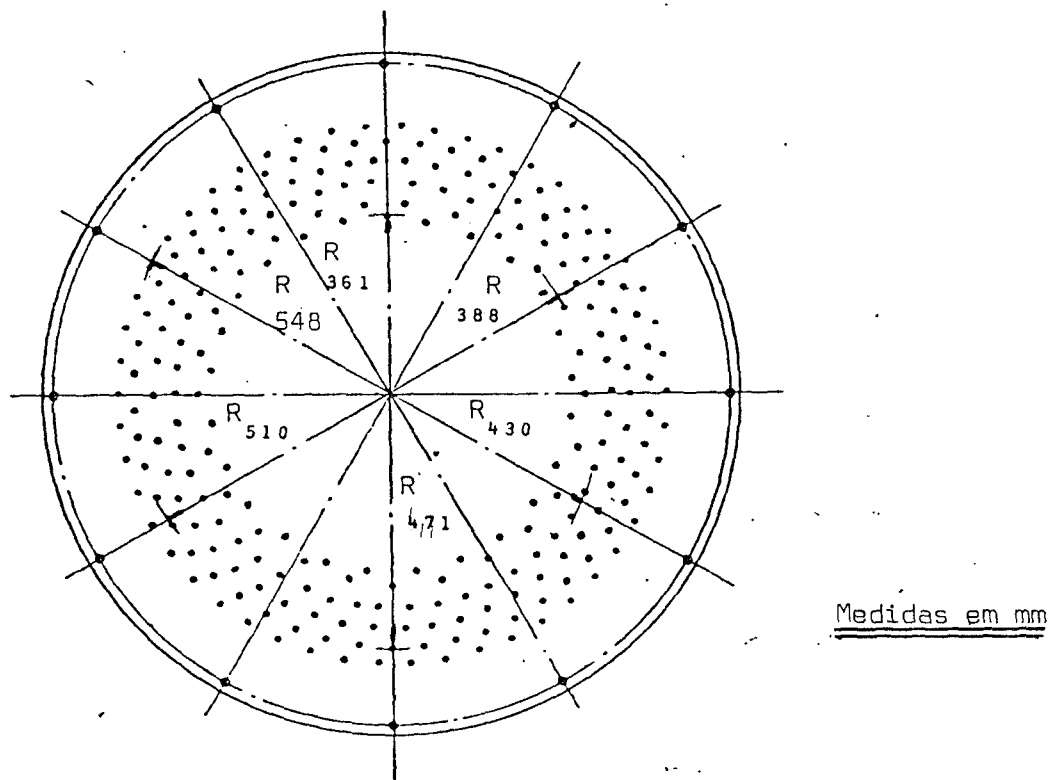


Figura 3.7. - Distribuição dos furos para protensão vertical do modelo de VPCP monocavidade do IPEN .

10 mm de diâmetro, por onde passam os tendões da protensão vertical. A distribuição desses furos obedece um arranjo de circunferências concêntricas cujos raios e número de furos por circunferência são dados pela Tabela 3.3 e Figura 3.7 .

Raio (cm)	Número de Furos
36,1	25
38,8	25
43,0	50
47,1	50
51,0	50
54,8	50

Tabela 3.3 - Distribuição dos Furos para os Tendões Verticais .

3.2.2. Materiais utilizados na construção dos modelos .

3.2.2.1. Concreto

A especificação de projeto exigia concreto de alta resistência à compressão (f_{ck} 56 dias = 455 Kgf/cm^2). Por outro lado, as dificuldades encontradas no lançamento e adensamento (formação de bolhas sob a membrana de revestimento) em ensaios anteriores à construção dos modelos, mostraram ser necessário a um concreto de boa trabalhabilidade . Assim, a necessidade de se ter, ao mesmo tempo, um concreto de alta resistência (fator água/cimento baixo) e um concreto bem trabalhável (fator água/cimento alto) levou ao traço da tabela 3.4, onde se tem um fator água/cimento baixo e se introduz um aditivo plastificante para dar maior trabalhabilidade ao concreto .

Cimento (tipo Santa Rita).....	1,00
Areia	0,87
Pedra 0	0,49

Pedra 1	1,51
Fator água/cimento	0,38
Aditivo (plastificante tipo Melmont)	1%

Tabela 3.4 - Traço, em peso, do concreto utilizado nos modelos de VPCP monocavidade do IPEN .

Os ensaios dos corpos de prova de concreto usado no SCM1 e SCM2 foram realizados seguindo a norma brasileira /7 /. Na Tabela 3.5 são apresentados os dados obtidos nos ensaios dos corpos de prova do SCM2. A resistência à compressão simples foi maior que a exigida no projeto estrutural ($f_{ck56} = 455 \text{ Kgf/cm}^2$) e o módulo de elasticidade longitudinal encontrado foi de 350.000 Kgf/cm^2 .

3.2.2.2. Tendões da protensão vertical .

Os tendões utilizados na protensão vertical dos modelos são de aço de baixa relação, tendo 7mm de diâmetro, especificados como CP150RN. Na extremidade inferior foi feito um sistema de ancoragem passiva, que é um rebite de 16 mm de diâmetro realizado a frio, com passagem executada por macaco hidráulico. Nos três modelos, todos os tendões foram do mesmo lote. Os ensaios de tração apresentaram os resultados da Tabela 3.6. Os valores médios são os seguintes :

Tensão de tração limite de escoamento	150 Kgf/mm^2
Tensão de tração limite de resistência	170 Kgf/mm^2
Módulo de Elasticidade Longitudinal	19.000 Kgf/mm^2

3.2.2.3 Fios da protensão circunferencial

A protensão circunferencial dos modelos foi feita com fios de aço estabilizado, tipo "corda de piano", com diâmetro de 1,02 mm. Os resultados dos ensaios de tração estão na tabela 3.7: Os valores médios são os seguintes :

CORPOS DE PROVA	TEMPO (DIAS)	RESISTÊNCIA À COMPRESSÃO SIMPLES (KGF/CM ²)	MÓDULO DE ELASTICIDADE LONGITUDINAL (KGF/CM ²)
1	07	424	-
2	07	448	-
3	07	434	-
4	28	567	-
5	28	611	-
6	28	618	-
7	58	570	-
8	58	589	-
9	58	598	-
10	60	-	343.000
11	59	-	364.000
12	59	-	351.500

Tabela 3.5.- Dados dos ensaios dos corpos de prova do concreto utilizado no modelo VPCP SCM2 .

CORPOS DE PROVA	LIMITE DE ESCOAMENTO (KGF/MM ²)	LIMITE DE RESISTÊNCIA (KGF/MM ²)	MÓDULO DE ELASTICIDADE LONGITUDINAL (KGF/MM ²)
1	150,4	171,4	19.647
2	150,1	169,6	19.441
3	150,3	164,7	18.337
4	150,1	160,5	18.709
5	150,7	163,7	19.451
6	150,0	173,5	19.436
7	150,4	174,0	19.560
8	150,1	172,7	19.540
9	149,1	170,9	19.748
10	149,1	165,0	20.398

Tabela 3.6.- Dados dos ensaios dos corpos de prova do aço dos tendões da protensão vertical dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN .

CORPOS DE PROVA	LIMITE DE ESCOAMENTO (KGF/MM ²)	LIMITE DE RESISTÊNCIA (KGF/MM ²)	MÓDULO DE ELASTICIDADE LONGITUDINAL (KGF/MM ²)
01	176,6	198,0	18.007
02	175,6	196,8	20.471
3	181,0	204,0	20.808
4	171,3	192,0	21.423

Tabela 3.7.- Dados dos ensaios dos corpos de prova do aço dos fios da protensão circunferencial dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN .

Tensão de tração limite de resistência198,0 Kgf/mm²
 Módulo de Elasticidade Longitudinal20.000 Kgf/mm²

3.2.2.4 Membrana de cobre para revestimento da cavidade .

Foi escolhida uma chapa de cobre de 1/8" de espessura especificação "ASTM SB 11 Copper 110" .

3.2.3. Construção dos modelos.

3.2.3.1. Montagem da forma .

A forma é composta de três chapas iguais, de aço, que, acopladas dão o formato cilíndrico (Figura 3.8). No interior, são fixadas a essas chapas 16 guias circulares de madeira e espaçadas de 25 mm (Figura 3.9). Na parte inferior, é fixada uma chapa de aço circular soldada a perfis U que servem de base. Na parte superior, é colocada uma chapa de aço, também circular, que sustenta a membrana de revestimento da cavidade. Nas duas chapas, superior e inferior, há 250 furos onde são fixados cabos com bainhas de borracha que irão constituir as penetrações para a colocação dos tendões de protensão vertical. Antes de iniciar a concretagem, a forma é untada com desmoldante, para facilitar a desmoldagem .

3.2.3.2 Concretagem

- a) Preparo do concreto : O concreto foi preparado segundo o traço dado pela Tabela 3.4 em betoneiras de capacidade de 1 m³.
- b) Lançamento e adensamento : o lançamento foi feito manualmente em somente um lado da forma para evitar a formação

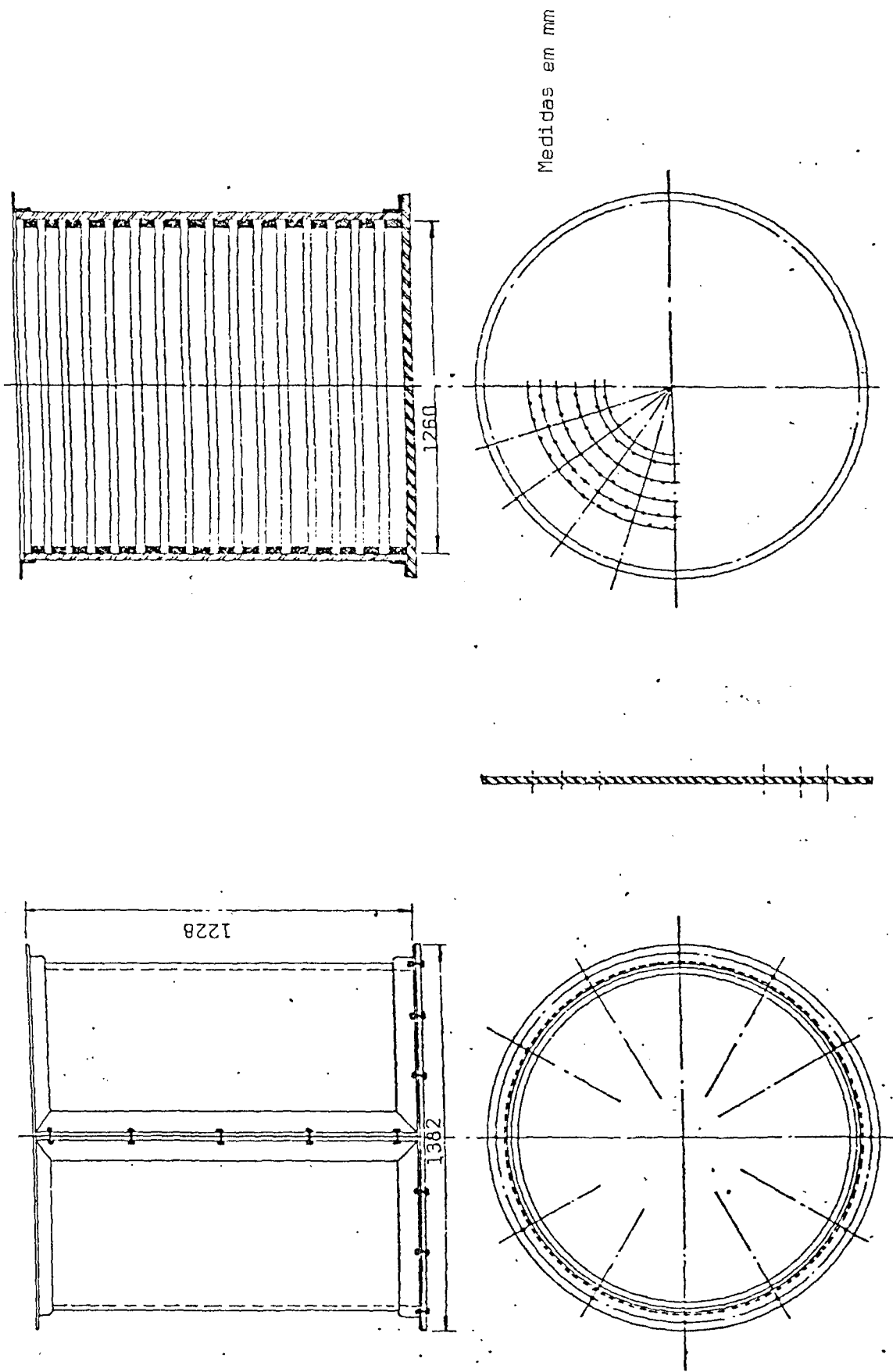


Figura 3.8. - Forma de concretagem dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN .

de bolhas sob a membrana de revestimento . O adensamento foi feito a cada 15 cm utilizando vibradores mecânicos ' com banana de diâmetro 0,025 m (1") .

c) Cura : feita em câmara úmida para evitar fissuração por efeitos de retração .

3.2.3.3 Desmoldagem

Facilitada pelo uso de desmoldante, é feita removendo pinos e parafusos que mantêm as três placas de forma unidas .

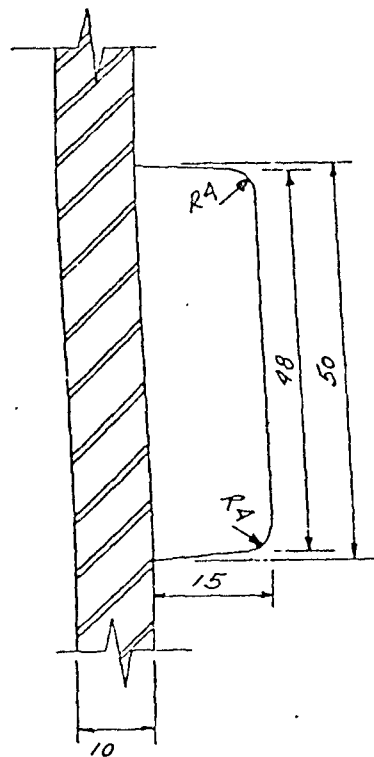
3.2.3.4 Protensão

O projeto estrutural exige a uma sequência de protensão específica, para evitar, durante a protensão, que a estrutura sofra carregamentos muito grandes em certas regiões. A protensão teve início 35 dias após a concretagem de cada modelo .

Na Tabela 3.8 é apresentada a sequência de protensão. A Tabela 3.8 indica ainda as forças de protensão nos fios e tendões .

ETAPA	PROTENSÃO VERTICAL			PROTENSÃO CIRCUNFERENCIAL		
	CIRCUNF.	Nº TENDÕES	FORÇA (KGF)	FAIXA	Nº VOLTAS	FORÇA (KGF)
1				4 sup.	634	100
				4 inf.	634	100
2	3 internas	100	3666			
3				8 restantes	445	100
4	3 restantes	150	3666			

Tabela 3.8. - Sequência de protensão dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN .



Medidas em mm

Figura 3.9. - Detalhe da forma de concretagem dos modelos de VPCP mono cavidade do IPEN .

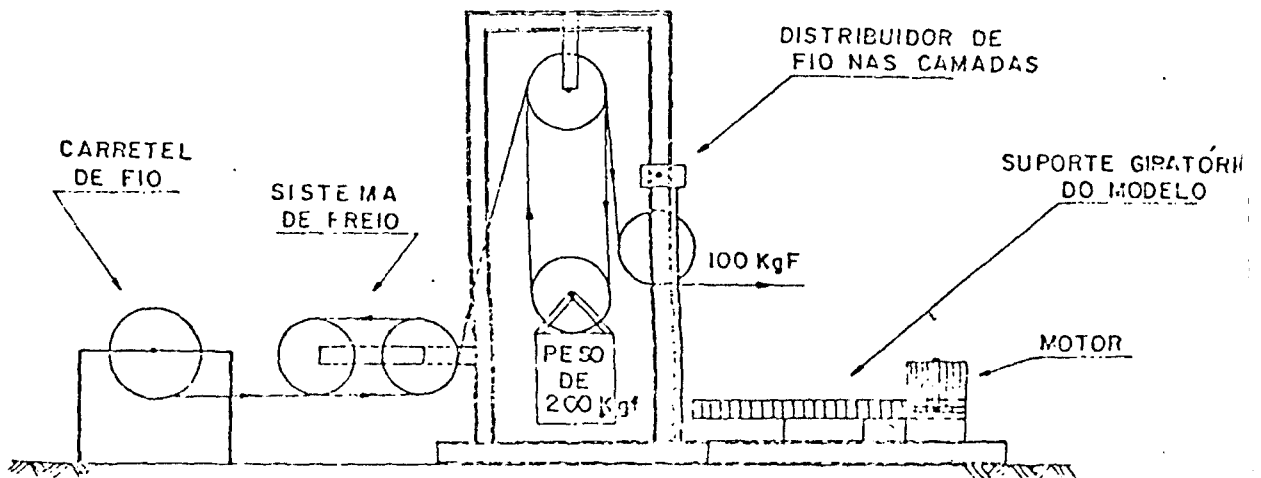


Figura 3.11. - Esboço da máquina que executa a protensão circunferencial dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN .

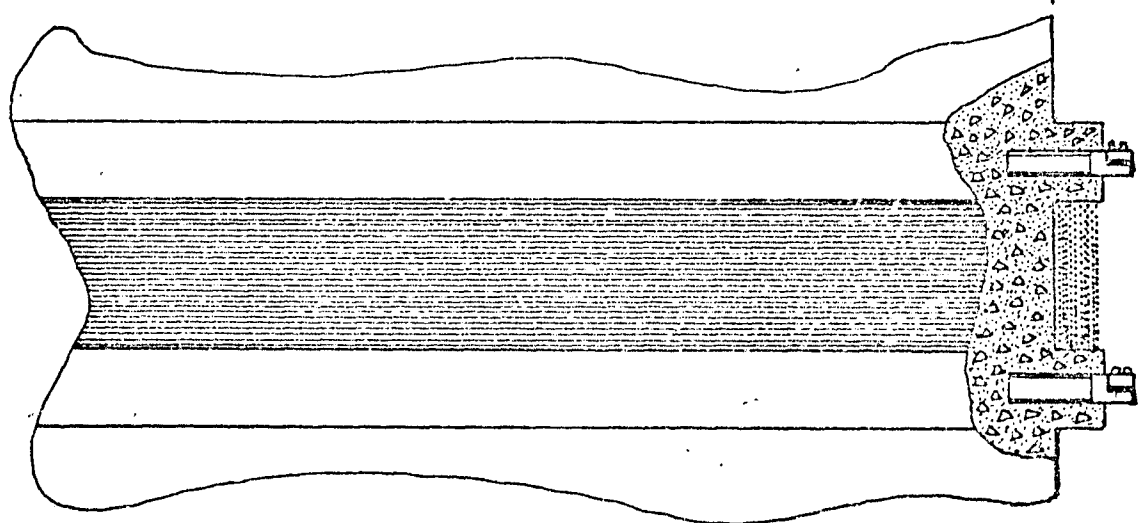
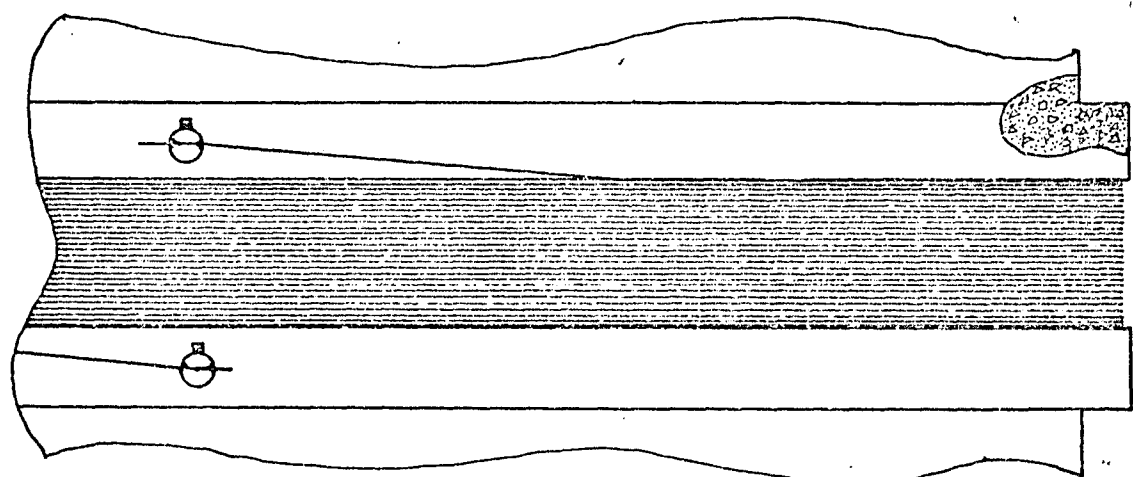
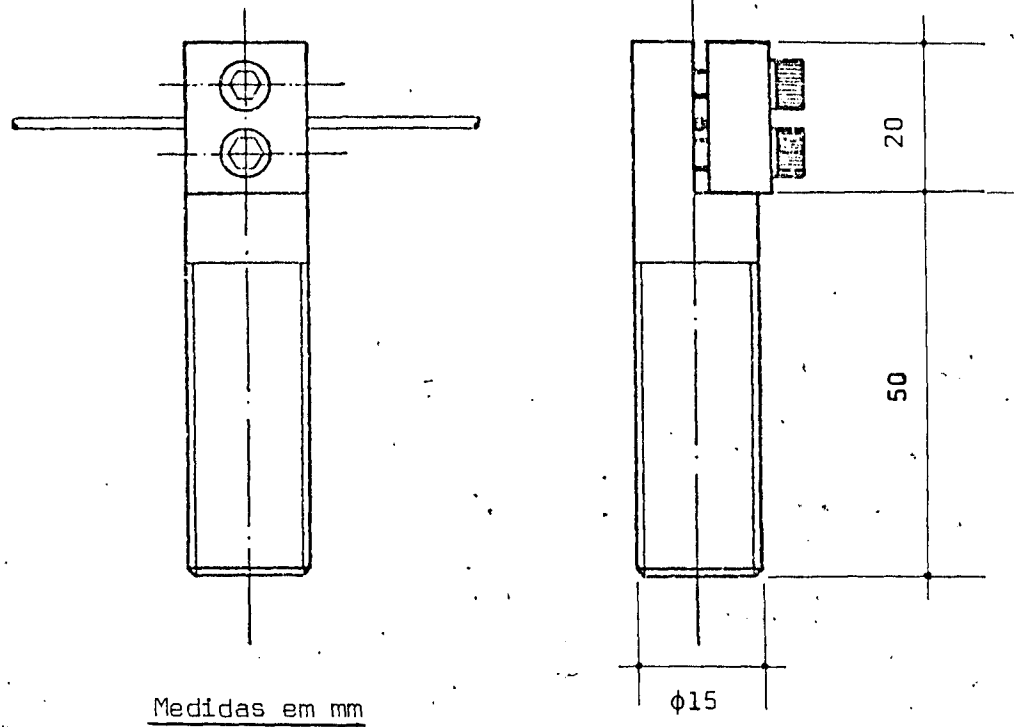


Figura 3.10. - Detalhes das ancoragens dos fios de protensão circunferencial dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN .

Para se fazer a protensão circunferencial, duas ancoragens (Figura 3.10) são fixadas nas guias que delimitam cada camada. O fio é preso em uma das ancoragens e o equipamento de protensão (Figura 3.11) o enrola na superfície lateral do modelo, com força de tração constante, até que sejam dadas as voltas necessárias para se ter a força de protensão requerida na camada, prendendo-se, finalmente, o fio na outra ancoragem.

Para a realização da protensão vertical inicialmente o modelo é colocado sobre um suporte. Os tendões de aço são, então, colocados nos furos, partindo-se do centro para a extremidade. Entre os tendões e a superfície existem placas de aço para distribuição dos esforços. O dispositivo para tracionar os cabos é colocado a seguir (Figura 3.12). A protensão é feita dando-se, então, o deslocamento no tendão correspondente à força de protensão requerida.

3.3. Descrição dos testes

3.3.1 Instrumentação

A instrumentação requerida para testes de modelos de VPCP é composta por sensores, amplificadores de sinais e um sistema de aquisição de dados. Foram utilizados três tipos de sensores: "strain-gauges", transdutores de deslocamento e células de carga.

- a) "Strain-Gauges" : tem a função de medir a deformação do modelo, nas direções radial e circunferencial. Os "Strain-Gauges" são colados na face exterior do concreto, tentando obter-se uma perfeita aderência (Figura 3.13). Foram usados em torno de 50 "strain-gauges" PL20 e PL60 da "Tokio Sokki" em cada ensaio.
- b) Transdutores de deslocamento : tem a função de medir os deslocamentos de modelo, nas direções radial e vertical e são fixadas em pórticos metálicos. Foram utilizados 101 transdutores de deslocamento (Figura 3.14),

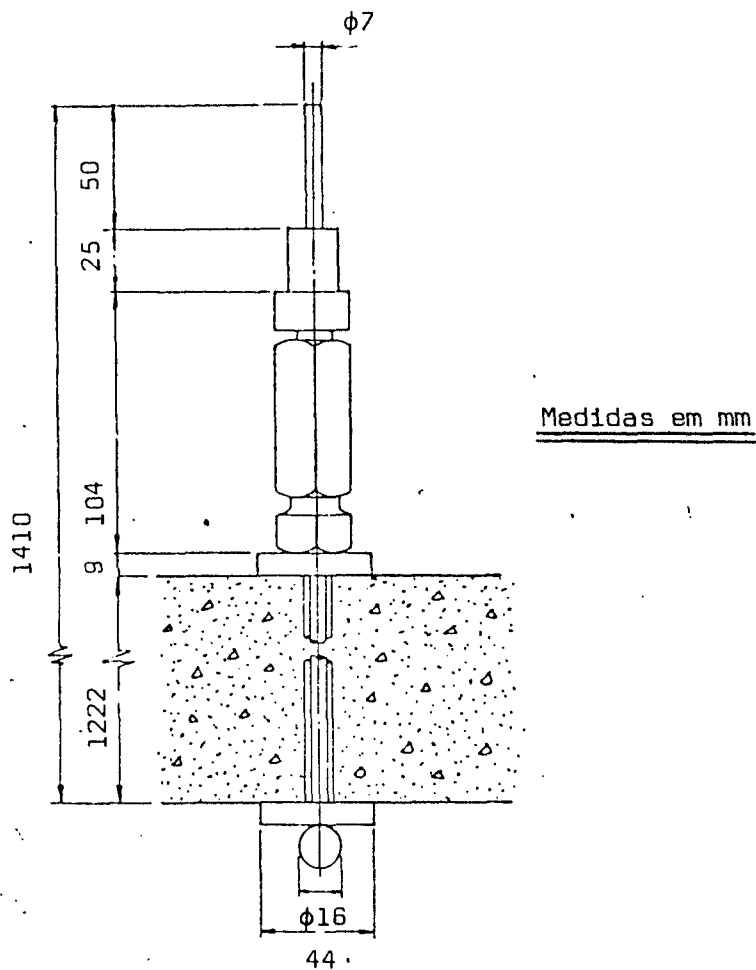


Figura 3.12. - Detalhe da protensão vertical dos modelos de VPCP monocavida de do IPEN .

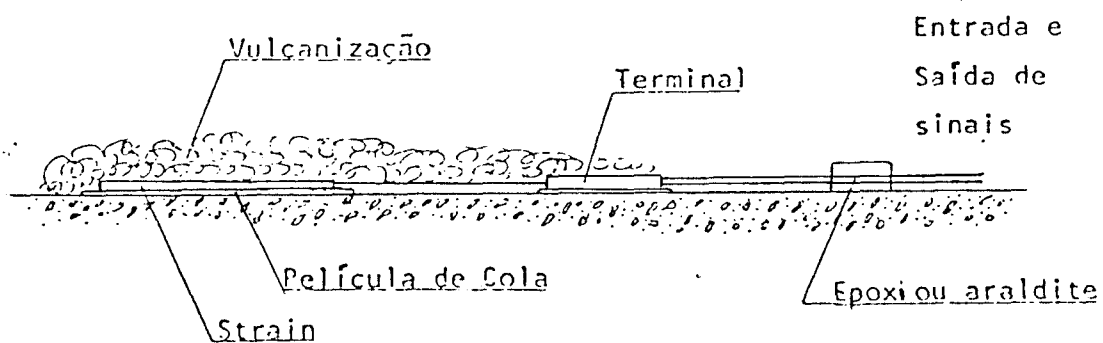
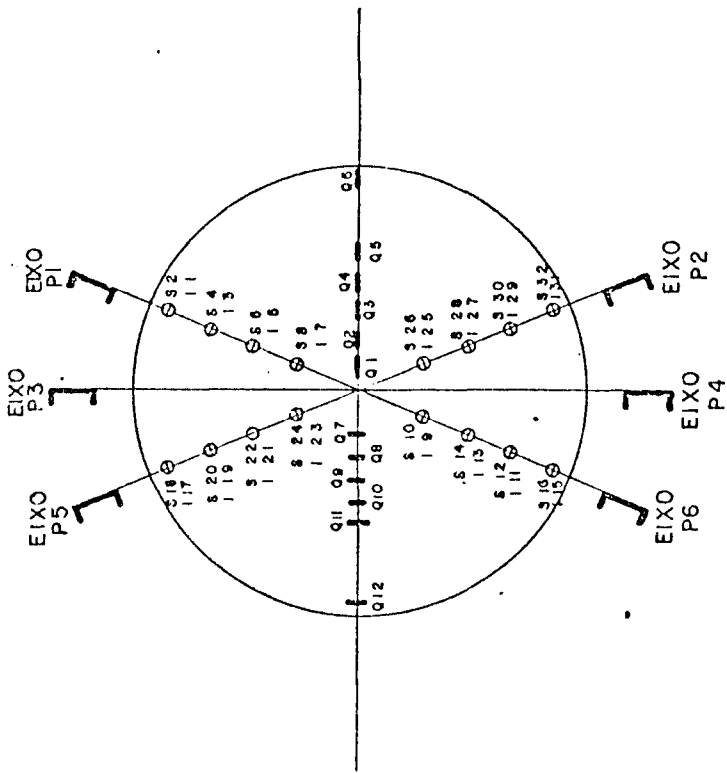


Figura 3.13. - Detalhe da instalação dos "strain-gauges" .



35	E22	69	34	EIXO	EIXO	EIXO
36	E23	71	35	P1	P6	P2
37	E24	73	36			
38	E25	75	37			
39	E26	77	38			
40	E27	79	39			
41	E28	81	40			
42	E29	83	41			
43	E30	85	42			
44	E31	87	43			
45	E32	89	44			
46		91	45			
47		93	46			
48		95	47			
49		97	48			
50		99	49			
51		101	50			
52			51			
53			52			
54			53			
55			54			
56			55			
57			56			
58			57			
59			58			
60			59			
61			60			
62			61			
63			62			
64			63			
65			64			
66			65			
67			66			
68			67			
69			68			
70			69			
71			70			
72			71			
73			72			
74			73			
75			74			
76			75			
77			76			
78			77			
79			78			
80			79			
81			80			
82			81			
83			82			
84			83			
85			84			
86			85			
87			86			
88			87			
89			88			
90			89			
91			90			
92			91			
93			92			
94			93			
95			94			
96			95			
97			96			
98			97			
99			98			
100			99			
101			100			

Figura 3.14. - Posicionamento dos transdutores de deslocamento e "strain-gauges"

LEGENDA

- ⊙ Transdutor de deslocamento
- STRAIN GAUGES

modelo 062-1284-00 da "Tectronix" .

- c) Células de carga : têm a função de dar a tensão efetiva nos tendões de protensão vertical durante as fases construtivas e de testes do modelo. Estas células de carga foram montadas nos laboratórios do IPEN, em cilindros de aço inoxidável (Figura 3.15) .

Os sinais dos sensores após amplificados, são ordenados no multiplexador e enviados ao Sistema de Aquisição de Dados onde são lidos diretamente num voltímetro digital e a seguir são impressos em fita de papel .

Para melhor acompanhamento do comportamento do modelo durante os testes, há ainda, traçadores de gráficos, acoplados a sensores localizados em posições importantes. Deste modo, é possível observar-se, por exemplo, a variação dos deslocamentos e da pressão interna como tempo ou a variação dos deslocamentos e das deformações com a pressão, no decorrer do ensaio. Além disso, como os ensaios previam o teste dos modelos na fase não linear, foram instalados, também, acelerômetros, para detetar, o início da fissuração do modelo .

3.3.2 Equipamento de pressurização

Utilizou-se uma bomba de marca Bombardieri, italiana, com as seguintes características :

- a) Fluido de pressurização : óleo DTE 24;
- b) Pressão máxima : 500 atm;
- c) Estágios de pressão : até 16, previamente selecionados;
- d) Velocidade de pressurização : ajuste para cada um dos estágios;

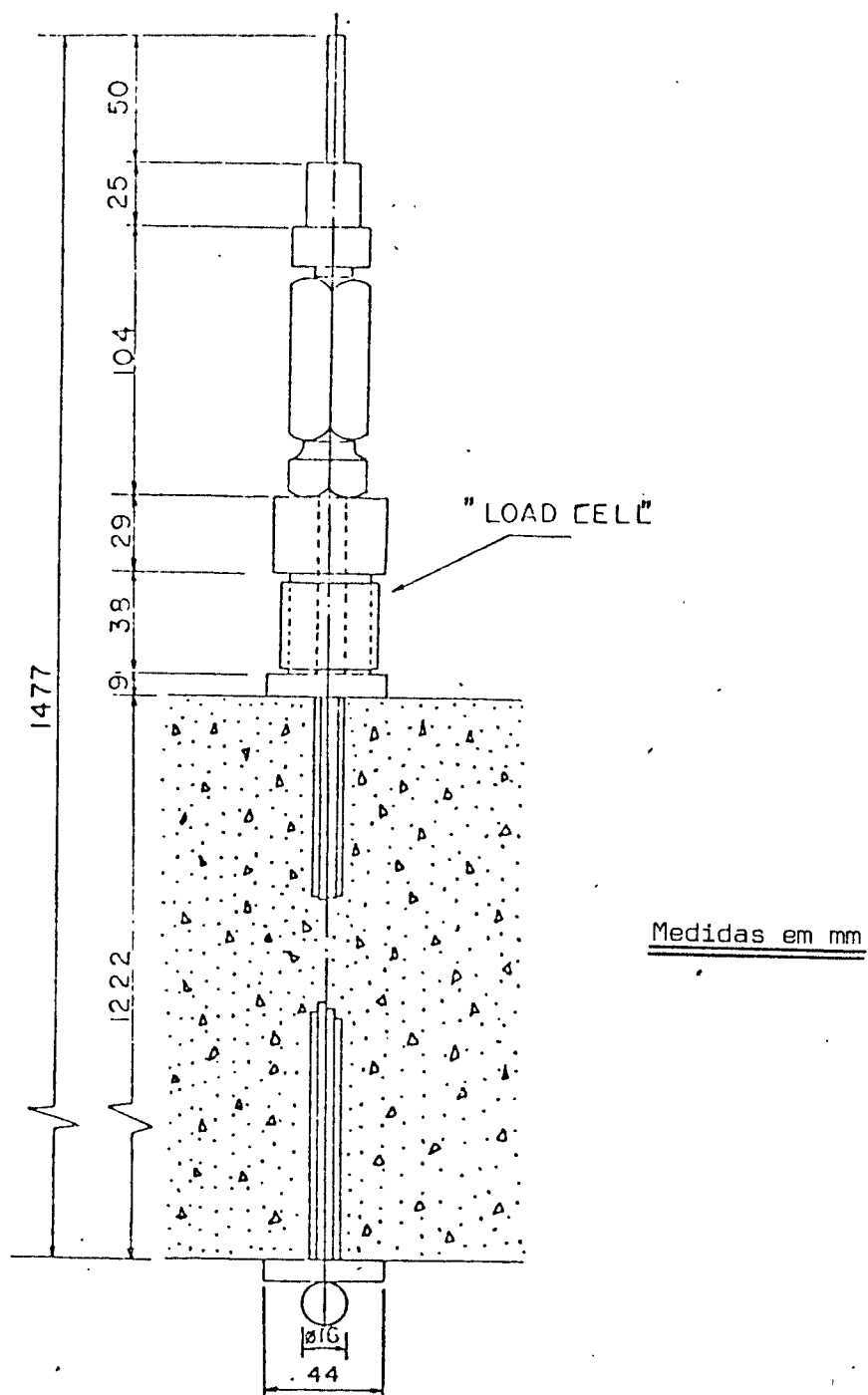


Figura 3.15. - Detalhe da protensão vertical com instalação de célula de de carga ("load cell") .

- e) Pausa controlável que permite a leitura dos instrumentos de medição em cada estágio da pressurização,
- f) Controle de tolerância entre a pressão imposta e a pressão lida .

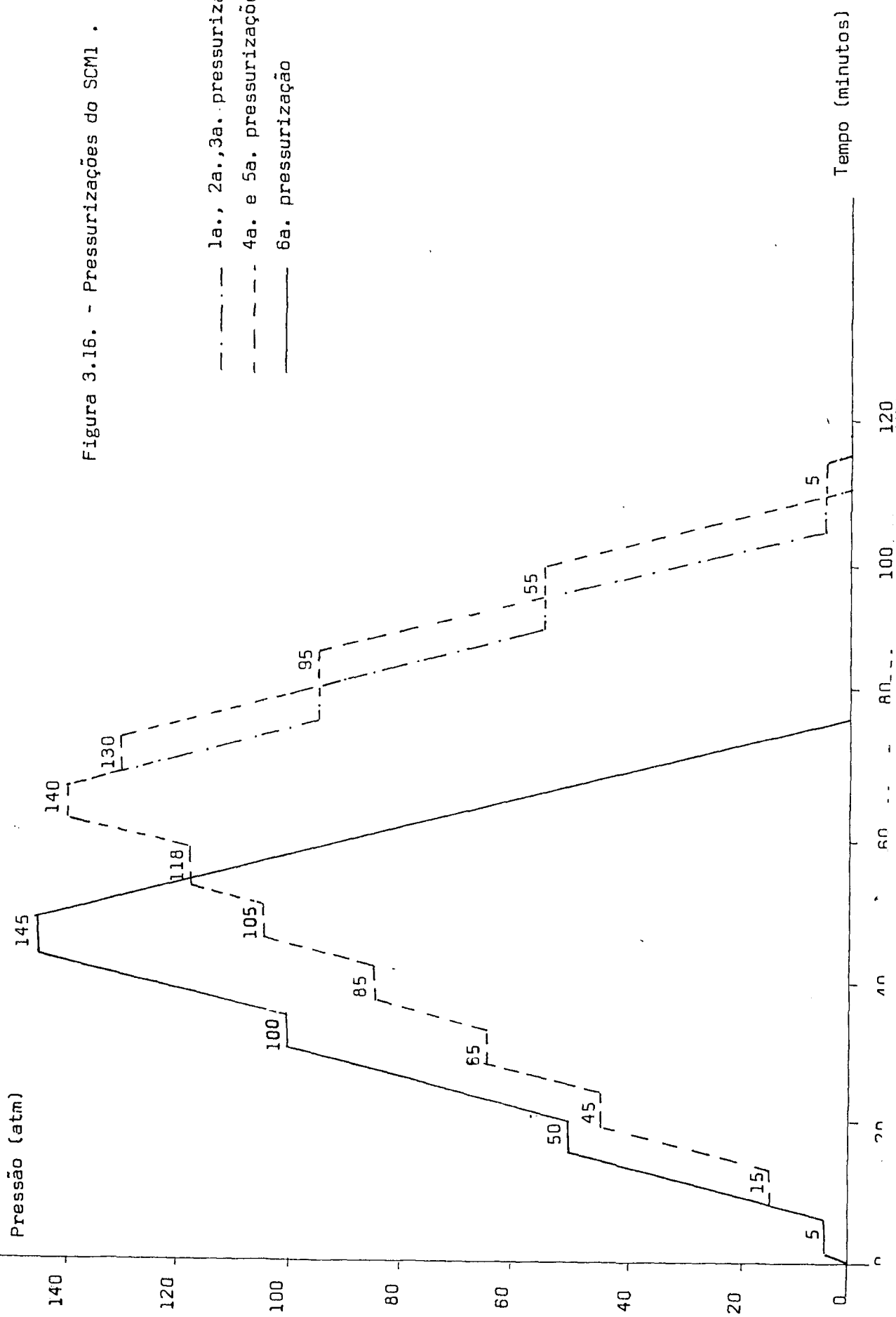
Além disso o equipamento permite que se atinja qualquer pressão menor que 500 atm instantaneamente e, pelas características citadas, é possível programar-se o plano de pressurização, no painel, que será executado automaticamente .

3.3.3 Pressurizações realizadas

Os modelos foram projetados para uma pressão de trabalho de 95 Kgf/cm^2 , pressão máxima de cavidade de 105 Kgf/cm^2 , ambas dentro da faixa elástica. A pressão de início de fissuração é de 145 Kgf/cm^2 . Baseando-se nesses valores foram elaborados programas de pressurização para o SCM1 (Figura 3.16) e SCM2 (Figura 3.17) .

Figura 3.16. - Pressurizações do SCM1 .

- . - . - . 1a., 2a., 3a. pressurizações
- - - - - 4a. e 5a. pressurizações
- — — — — 6a. pressurização



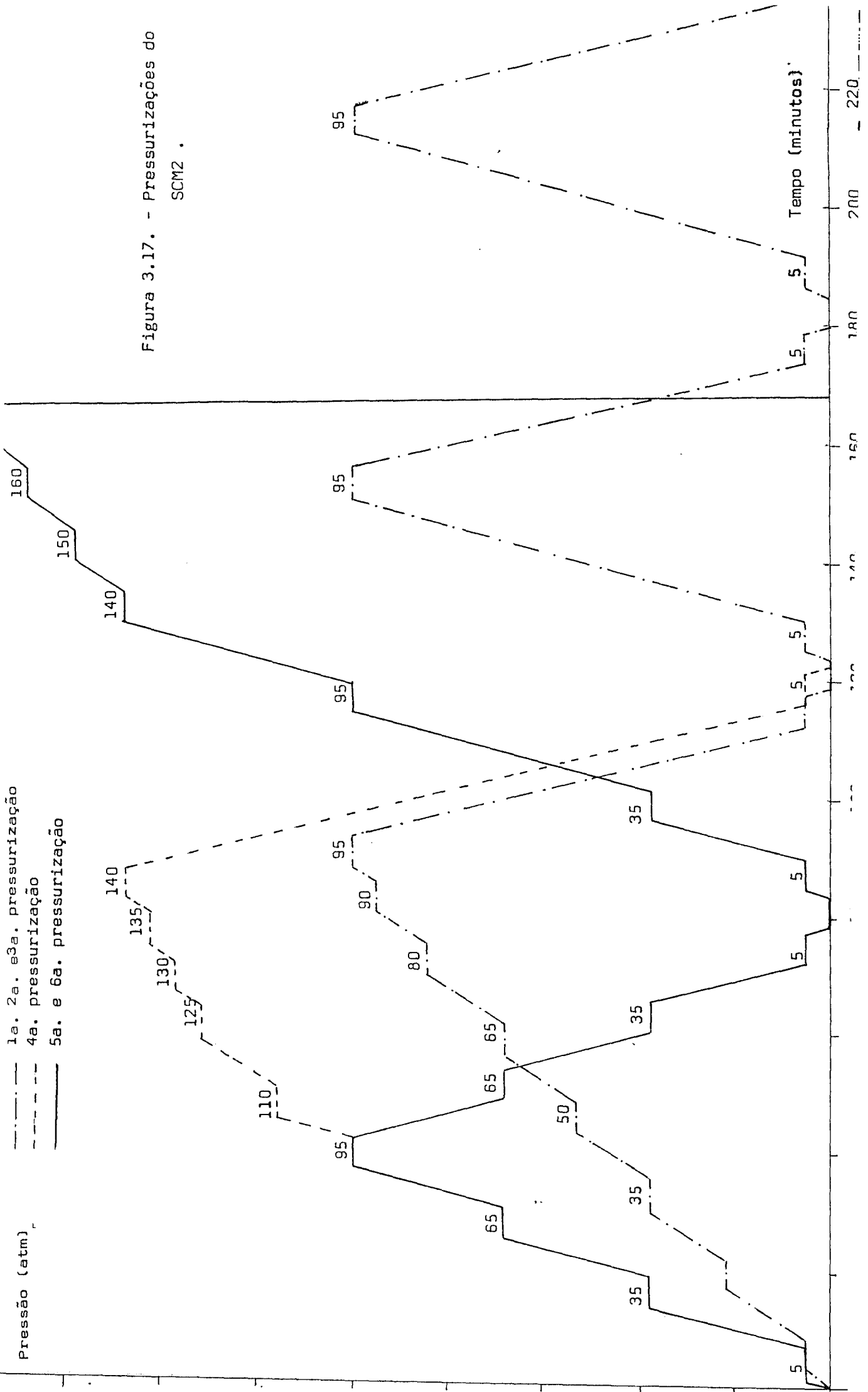


Figura 3.17. - Pressurizações do SCM2 .

Pressão (atm)

Tempo (minutos)

- 1a. 2a. e 3a. pressurização
- - - 4a. pressurização
- · - 5a. e 6a. pressurização

4. DESENVOLVIMENTO TEÓRICO E MÉTODOS NUMÉRICOS

4.1. Introdução

O VPCP, como estrutura, tem o estudo de seu comportamento dentro da Mecânica das Estruturas que por sua vez está baseada na Mecânica dos Sólidos Deformáveis, cuja finalidade é a determinação do estado de tensões, deformações e deslocamentos no interior de um sólido 'sujeito a uma sollicitação. Assim, em uma análise puramente geométrica pode-se, inicialmente, obter relações entre as deformações e os deslocamentos correspondentes. No caso de pequenas deformações e pequenos' deslocamentos, para o sólido da Figura 4.1 as equações de compatibilidade de deformações-deslocamentos são as seguintes /75/ :

$$\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}$$

$$\epsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \quad (4.1)$$

$$\epsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \quad (4.2)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}$$

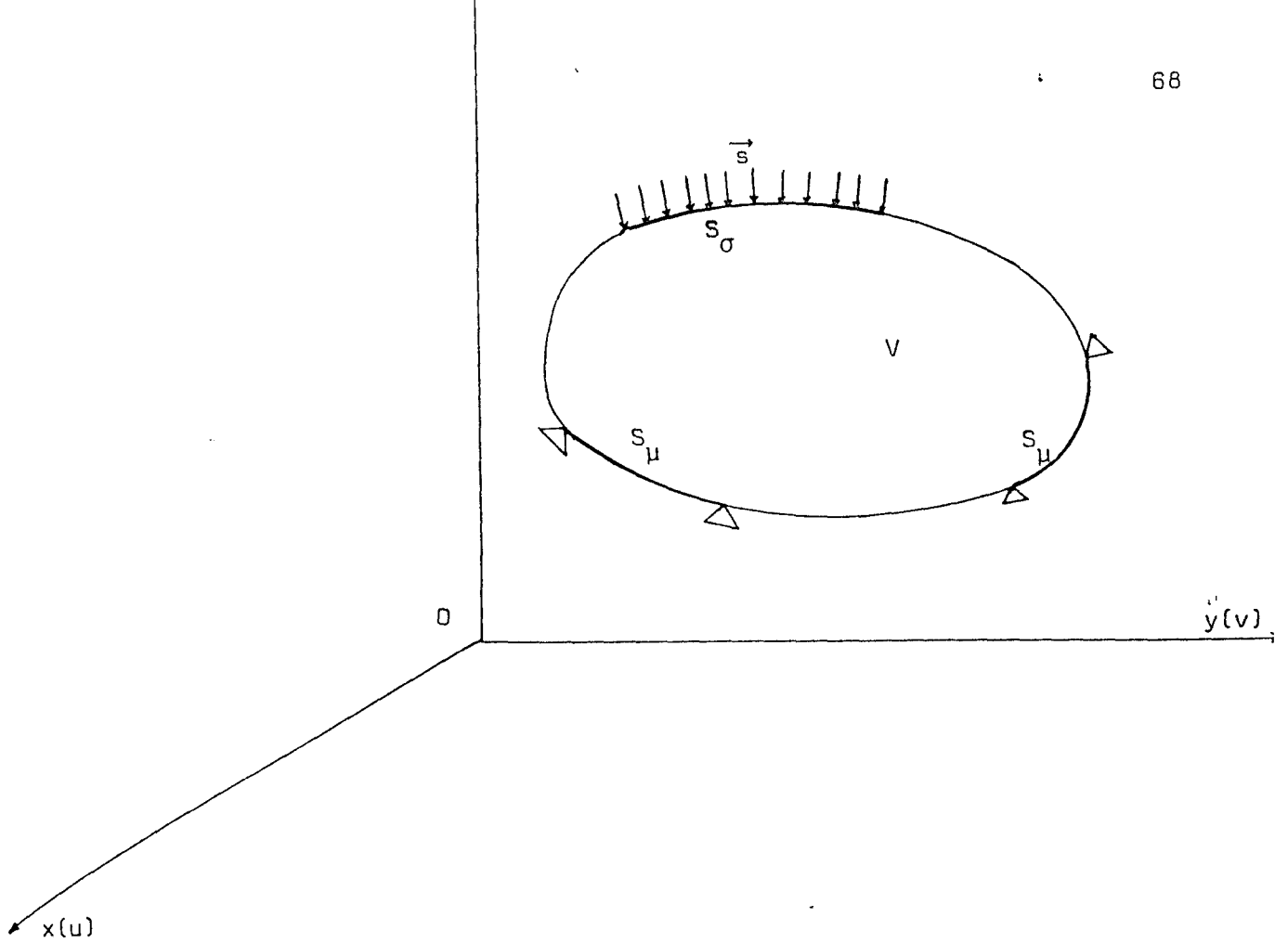


Figura 4.1. - Sólido utilizado para dedução das equações da Teoria Elasticidade .

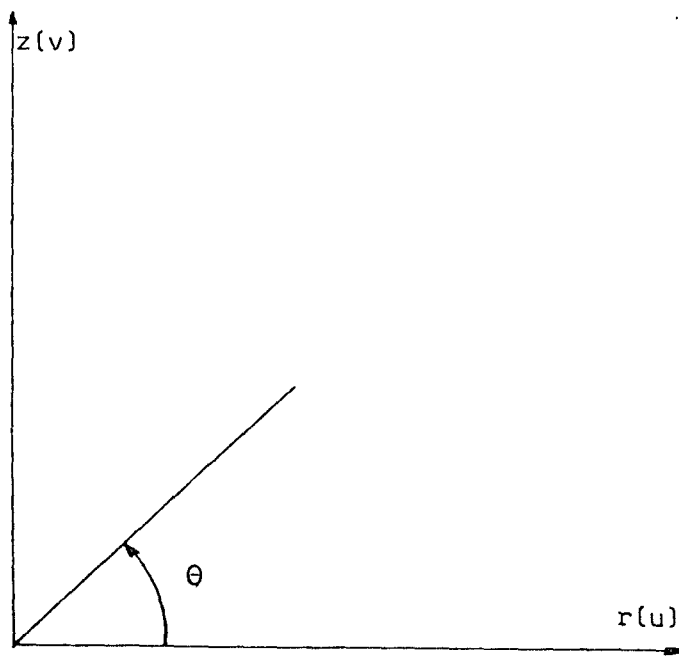


Figura 4.2. - Sistema de coordenadas cilíndrico

Onde :

$\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$, são as componentes de deformação no referencial adotado .

e

u, v e w são as componentes do deslocamento de um ponto genérico de V .

Pelo princípio fundamental da Dinâmica obtem-se /75/, ainda:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + X = \rho \ddot{u}$$

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + Y = \rho \ddot{v} \quad (4.3)$$

$$\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + Z = \rho \ddot{w}$$

onde :

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$, são as componentes de tensão no referencial adotado .

X, Y e Z são as componentes de uma força de campo, como por exemplo o peso, por unidade de volume .

\ddot{u}, \ddot{v} e \ddot{w} são as componentes da aceleração de um ponto genérico de V e ρ é a massa específica do material .

Assumindo que o sólido V está em equilíbrio estático ($\ddot{u} = \ddot{v} = \ddot{w} = 0$) e supondo que não há forças de campo atuando, as relações (4.3) ficam reduzidas a :

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} = 0$$

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} = 0 \quad (4.3')$$

$$\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = 0$$

Dentro do campo de pequenas deformações, o conjunto de equações (4.1), (4.2) e (4.3) são gerais e valem para qualquer sólido. Verifica-se, porém, que há apenas nove equações ligando quinze incógnitas (três componentes de deslocamento, seis componentes de tensão e seis componentes de deformação). Para completar o sistema de equações são introduzidas, então, as equações constitutivas que definem o comportamento do material. O caso de um material elástico linear e isotrópico, essas equações são dadas pela lei de Hooke /75/ :

$$\epsilon_x = \frac{1}{E} \left[\sigma_x - \nu (\sigma_y + \sigma_z) \right]$$

$$\epsilon_y = \frac{1}{E} \left[\sigma_y - \nu (\sigma_z + \sigma_x) \right] \quad (4.4)$$

$$\epsilon_z = \frac{1}{E} \left[\sigma_z - \nu (\sigma_x + \sigma_y) \right]$$

$$\gamma_{xy} = \frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{xy}$$

$$\gamma_{xz} = \frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{xz} \quad (4.5)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{yz}$$

onde :

E e ν são constantes características do material, denominadas, respectivamente, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson.

As condições de contorno são introduzidas dividindo a superfície S do sólido V em duas partes. A primeira S_μ onde os deslocamentos são impostos e a segunda S_σ onde as funções no plano tangente são impostas devendo ser iguais ao carregamento distribuído S adotado .

A solução do sistema de equações (4.1) a (4.5) constitui o problema geral da Teoria da Elasticidade. Esse problema possui um caráter básico, pois, mesmo quando o comportamento reológico do material é diferente do elástico, na maioria das vezes, utilizando uma combinação de casos em regime elástico chega-se a uma solução. Devido a complexidade da maioria das estruturas, no entanto, são poucas as soluções analíticas completas obtidas com a Teoria da Elasticidade, daí a necessidade de recorrer a métodos numéricos. O Método da Relaxação Dinâmica /61, 62/, MRD, e o Método dos Elementos Finitos /81, 36, 10, 59/, MEF, são os métodos mais largamente usados na solução de problemas da Teoria da Elasticidade .

Nos VPCP dos reatores refrigerados por gás as geometrias são geralmente cilíndricas ou esféricas. Assim, o sistema de equações (4.1) a (4.5), para facilitar o tratamento matemático, deve ser deduzido em coordenadas cilíndricas ou esféricas. Além disso, quando a estrutura tiver geometria e carregamento com simetria axial, apesar da situação ser tridimensional, ela pode ser vista de modo similar ao estado plano de tensões ou estado plano de deformações onde o tratamento do problema é bidimensional. Isso ocorre porque dentro da condição de axissimetria as duas componentes do deslocamento em qualquer seção plana do corpo, ao longo do eixo de simetria axial, definem completamente o estado de deformação e portanto o estado de tensão. Com esta simplificação o número de equações diferenciais se reduz. Para o sistema de coordenadas cilíndrico (Figura 4.2), o conjunto de equações (4.1) a (4.5) fica, então, da seguinte forma /75/ :

a) Equações de compatibilidade deformações - deslocamentos .

$$\epsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r}$$

$$\epsilon_\theta = \frac{u}{r} \quad (4.6)$$

$$\epsilon_z = \frac{\partial v}{\partial z}$$

$$\gamma_{rz} = \frac{\partial v}{\partial r} + \frac{\partial u}{\partial z} \quad (4.7)$$

b) Equações de Equilíbrio .

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (4.8)$$

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} = 0$$

c) Lei de Hooke (material elástico linear e isótropo) .

$$\epsilon_r = \frac{1}{E} \left[\sigma_r - \nu (\sigma_\theta + \sigma_z) \right]$$

$$\epsilon_\theta = \frac{1}{E} \left[\sigma_\theta - \nu (\sigma_z + \sigma_r) \right] \quad (4.9)$$

$$\epsilon_z = \frac{1}{E} \left[\sigma_z - \nu (\sigma_r + \sigma_\theta) \right]$$

$$\gamma_{rz} = \frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{rz} \quad (4.10)$$

Como os modelos de VPCP analisados nesse trabalho são estruturas axissimétricas, os dois métodos numéricos terão sua formulação desenvolvida a partir das equações (4.6), (4.7), (4.8), (4.9), (4.10).

4.2. Método da Relaxação Dinâmica

A aplicação do MRD para cálculo de VPCP aconteceu primeiramente na Inglaterra dentro do projeto de centrais nucleares refrigerados por gás. Atualmente, há códigos de cálculos com computador, desenvolvidos na Europa, que utilizam o MRD, para estruturas com geometria bi ou tridimensional /20,77/ .

Na formulação do MRD, há, inicialmente, a discretização da estrutura, dividindo os sólidos em elementos. Supõe-se, então, que os elementos carregados externamente passam a ter aceleração, isso baseado no princípio fundamental da dinâmica ($\vec{F} = m \cdot \vec{a}$) . Essa aceleração induz velocidades que são transmitidas aos outros elementos nas interfaces de contato e a estrutura passa a vibrar. No entanto, dentro da Relaxação Dinâmica há o amortecimento proporcional à velocidade e a vibração vai sendo amortecida no decorrer do tempo. O equilíbrio estático da estrutura vai ocorrer quando todas as velocidades em todos os blocos se tornarem nulas .

Para o equacionamento do MRD , as equações da Lei de Hooke' (4.9) e (4.10) são arranjadas para :

$$\sigma_r = (\lambda + 2\mu) \epsilon_r + \lambda (\epsilon_\theta + \epsilon_z)$$

$$\sigma_\theta = (\lambda + 2\mu) \epsilon_\theta + \lambda (\epsilon_z + \epsilon_r) \quad (4.11)$$

$$\sigma_z = (\lambda + 2\mu) \epsilon_z + \lambda (\epsilon_r + \epsilon_\theta)$$

$$\tau_{rz} = \mu \gamma_{rz} \quad (4.12)$$

onde :

$$\lambda = \frac{Ev}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad \text{e} \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad \text{são as constantes de Lamé .}$$

Como a Relaxação Dinâmica é baseada no equilíbrio dinâmico, são introduzidas acelerações e também amortecimento, proporcional à velocidade, nas equações de equilíbrio (4.8), obtendo-se as equações :

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = \rho (\ddot{u} + K\dot{u}) \quad (4.13)$$

$$\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} - \frac{\tau_{rz}}{r} = \rho (\ddot{v} + k\dot{v})$$

onde k é o coeficiente de amortecimento viscoso .

A introdução desse fator de amortecimento proporcional à velocidade ocorre pela condição de equilíbrio estático requerida. O fator k é usado para se chegar à condição de repouso da estrutura no menor tempo possível com uma boa precisão dos resultados .

Para finalizar, introduzindo as equações (4.6), (4.7) em (4.11) e (4.12), derivando em relação ao tempo, obtem-se o conjunto de equações de vibração do MRD :

$$\begin{aligned} \dot{\sigma}_r &= (\lambda + 2\mu) \frac{\partial \dot{u}}{\partial r} + \lambda \left(\frac{\partial \dot{v}}{\partial z} + \frac{\dot{u}}{r} \right) \\ \dot{\sigma}_\theta &= (\lambda + 2\mu) \frac{\dot{u}}{r} + \lambda \left(\frac{\partial \dot{v}}{\partial z} + \frac{\partial \dot{u}}{\partial r} \right) \end{aligned} \quad (4.14)$$

$$\dot{\sigma}_z = (\lambda + 2\mu) \frac{\partial \dot{v}}{\partial z} + \lambda \left(\frac{\partial \dot{u}}{\partial r} + \frac{\dot{u}}{r} \right)$$

$$\dot{\tau}_{rz} = \mu \left(\frac{\partial \dot{v}}{\partial r} + \frac{\partial \dot{u}}{\partial z} \right) \quad (4.15)$$

As equações (4.13), (4.14) e (4.15) compõem o conjunto de equações diferenciais de MRD que são transformadas em equações algébricas de diferenças finitas. O programa de cálculo com computador PV-2 /47/, desenvolvido no IPEN é baseado nessas equações e foi utilizado para o cálculo estrutural dos modelos de VPCP nesse trabalho.

4.3. Método dos Elementos Finitos

4.3.1. Introdução

O embrião do MEF foi a utilização, na Engenharia Estrutural, dos métodos matriciais para a análise de estruturas de barras. Surgiu, inicialmente, o Método dos Esforços /59/ que teve sua formulação desenvolvida no início da década de 1950. Nessa época, começaram a aparecer as aproximações por deslocamento que levaram ao Método dos Deslocamentos /59/. Em 1954/5, Argyris /6/ fez uma notável contribuição mostrando que o conjunto de equações matriciais tanto do Método dos Esforços como do Método dos Deslocamentos poderia ser obtido por meio da minimização da energia potencial do sistema. A partir daí começaram as tentativas de aplicação dos métodos matriciais, que tiveram sucesso com estruturas de barras, em estruturas contínuas subdividindo-as num número finito de elementos hipotéticos. Em 1956 o grupo formado por Turner na Boeing Aircraft Company apresentou /76/ um método incorporando várias das características básicas do MEF. Seguiu-se, então, um rápido desenvolvimento dessa aproximação baseando cobrir mais e mais problemas, principalmente na Engenharia Estrutural e na Mecânica dos Sólidos.

A formulação clássica do MEF é a chamada variacional /81/ e além dela surgiram outras formulações como o Método de Galerkin /81/ que é um caso particular do Método dos Resíduos Ponderados /81/, o Método dos Mínimos Quadrados /81/, o Método Direto /81/ e o Método do Balanço Global ou Método de Oden /81/.

4.3. 2.A formulação básica do MEF.

Considerando uma estrutura axissimétrica com carregamento axissimétrica e um campo de deslocamentos :

$$u = u(r, \theta, z) \quad (4.16)$$

$$v = v(r, \theta, z)$$

satisfazendo as condições de contorno geométricas de problema geral da Teoria da Elasticidade (campos de deslocamentos admissíveis), podem ser calculadas as correspondentes deformações a partir de (4.6) e (4.7) e as correspondentes tensões, supondo que o material seja elástico linear e isotrópico, a partir de (4.9) e (4.10), o que permite calcular a energia de deformação, T , do sólido pela equação :

$$T = \frac{1}{2} \int_V (\sigma_r \epsilon_r + \sigma_z \epsilon_z + \sigma_\theta \epsilon_\theta + \tau_{rz} \gamma_{rz}) dv \quad (4.17)$$

pode-se, então, determinar a energia potencial, π , do sólido /81/ :

$$\pi = T - \int_S (S_r u + S_z v) dS \quad (4.18)$$

onde S_r e S_z são carregamentos distribuídos na direção r e z , respectivamente

Demonstra-se /81/ que, entre todos os campos de deslocamentos admissíveis, aquele que corresponde à solução do problema é o que torna mínima a energia potencial do sólido .

Para exemplificar, será feita a formulação matricial do MEF para análise de tensões, com hipótese de axissimetria, e estrutura de material elástico linear e isotrópico. Será utilizado, para tal, o elemento triangular da figura 4.3 com os nós i, j, m numerados em sentido anti-horário .

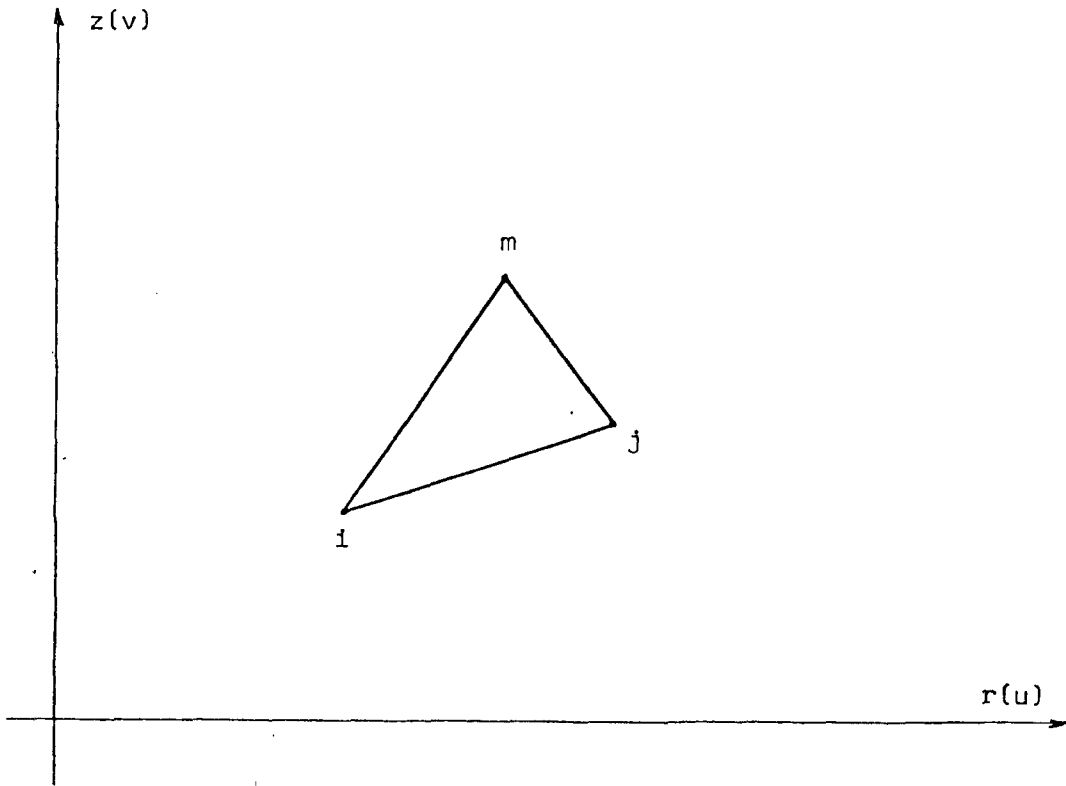


Figura 4.3. - Elemento Triangular utilizado para a formulação do MEF

Define-se o deslocamento nodal, $\{\delta_i\}$, do nó "i" pelas suas duas componentes :

$$\{\delta\} = \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \end{Bmatrix} \quad (4.19)$$

e o deslocamento do elemento pelo vetor :

$$\{\delta\}^e = \begin{Bmatrix} \delta_i \\ \delta_j \\ \delta_m \end{Bmatrix} \quad (4.20)$$

Assumindo, então, que para descrever somente os deslocamentos dentro do elemento pode-se utilizar um polinômio de forma linear /81/ temos :

$$u(r,z) = \alpha_1 + \alpha_2 r + \alpha_3 z \quad (4.21)$$

$$v(r,z) = \alpha_4 + \alpha_5 r + \alpha_6 z$$

onde :

(r,z) são as coordenadas do ponto genérico dentro do elemento ijm e $\alpha_i, i=1,6$ são os coeficientes .

Para os nós i, j, m , por exemplo, as respectivas componentes' na direção r são :

$$u_i = \alpha_1 + \alpha_2 r_i + \alpha_3 z_i$$

$$u_j = \alpha_1 + \alpha_2 r_j + \alpha_3 z_j \quad (4.22)$$

$$u_m = \alpha_1 + \alpha_2 r_m + \alpha_3 z_m$$

Em notação matricial :

$$\begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \\ u_m \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & r_i & z_i \\ 1 & r_j & z_j \\ 1 & r_m & z_m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \end{Bmatrix} \quad (4.23)$$

chamando :

$$[A] = \begin{bmatrix} 1 & r_i & z_i \\ 1 & r_j & z_j \\ 1 & r_m & z_m \end{bmatrix} \quad (4.24)$$

pode-se escrever :

$$\begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \end{Bmatrix} = [A]^{-1} \begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \\ u_m \end{Bmatrix} \quad (4.25)$$

onde :

$$[A]^{-1} = \frac{1}{2\Delta} \begin{bmatrix} (r_j z_m - z_j r_m) & (r_m z_i - z_m r_i) & (r_i z_j - z_i r_j) \\ z_j - z_m & z_m - z_i & z_i - z_j \\ r_m - r_j & r_i - r_m & r_j - r_i \end{bmatrix} \quad (4.26)$$

é $2\Delta = 2$ vezes a área do triângulo ijm .

Analogamente, para o componente na direção z , pode-se escrever :

$$\begin{Bmatrix} \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \end{Bmatrix} = [A]^{-1} \begin{Bmatrix} v_i \\ v_j \\ v_m \end{Bmatrix} \quad (4.27)$$

chamando :

$$[A]^{-1} = \frac{1}{2\Delta} \begin{bmatrix} a_i & a_j & a_m \\ b_i & b_j & b_m \\ c_i & c_j & c_m \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

onde :

a_i, a_j, a_m , etc são respectivamente os termos a_{11}, a_{12}, a_{13} , etc da matriz $[A]^{-1}$ da equação (4.26) e substituindo os coeficientes α nas equações (4.21) chega-se a :

$$u(r,z) = \frac{1}{2\Delta} (a_i + b_i r + c_i z) u_i + (a_j + b_j r + c_j z) u_j + (a_m + b_m r + c_m z) u_m \quad (4.29)$$

$$v(r,z) = \frac{1}{2\Delta} (a_i + b_i r + c_i z) v_i + (a_j + b_j r + c_j z) v_j + (a_m + b_m r + c_m z) v_m$$

em notação matricial, se $\{f\} = \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix}$, tem-se, então :

$$\{f\} = \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = [N_i [I], N_j [I], N_m [I]] \{\delta\}^e \quad (4.30)$$

onde :

$$\begin{aligned} N_i &= (a_i + b_i r + c_i z) / 2\Delta \\ N_j &= (a_j + b_j r + c_j z) / 2\Delta \\ N_m &= (a_m + b_m r + c_m z) / 2\Delta \end{aligned} \quad (4.31)$$

e $[I]$ é a matriz identidade 2 por 2 .

A relação (4.30) automaticamente garante continuidade dos deslocamentos em elementos adjacentes porque se os deslocamentos variam linearmente ao longo de qualquer lado do triângulo, e se são impostos nos nós, os mesmos deslocamentos ocorrem ao longo de uma interface .

Utilizando as equações (4.6) e (4.7) define-se a deformação em qualquer ponto dentro do elemento pelo vetor $\{\epsilon\}$ e em notação matricial tem-se :

$$\{\epsilon\} = \begin{Bmatrix} \epsilon_r \\ \epsilon_\theta \\ \epsilon_z \\ \tau_{rz} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \partial u / \partial r \\ u/r \\ \partial v / \partial z \\ \partial u / \partial z + \partial v / \partial r \end{Bmatrix} \quad (4.32)$$

Relacionando as equações (4.31) chega-se, em notação matricial a :

$$\{\epsilon\} = [B] \{\delta\}^e \quad (4.33)$$

onde :

$$[B] = [[B_i], [B_j], [B_n]] \quad (4.34)$$

e

$$[B_i] = \frac{1}{2\Delta} \begin{bmatrix} b_i & 0 \\ (a_i + b_i r + c_i z)/r & 0 \\ 0 & c_i \\ c_i & b_i \end{bmatrix}$$

$$[B_j] = \frac{1}{2\Delta} \begin{bmatrix} b_j & 0 \\ (a_j + b_j r + c_j z)/r & 0 \\ 0 & c_j \\ c_j & b_j \end{bmatrix} \quad (4.35)$$

$$[B_m] = \frac{1}{2\Delta} \begin{bmatrix} b_m & 0 \\ (a_m + b_m r + c_m z)/r & 0 \\ 0 & c_m \\ c_m & b_m \end{bmatrix}$$

Pode-se observar que na matriz $[B]$ há termos em r e z e que a deformação ϵ_θ só será constante no elemento se o deslocamento radial u for proporcional a r .

Conhecendo os deslocamentos e as deformações no elemento pode-se chegar às relações constitutivas tensão-deformação no elemento,

no caso, o vetor $\{\sigma\}$:

$$\{\sigma\} = [D] \{\epsilon\} \quad (4.36)$$

onde :

$[D]$ é a matriz elasticidade dada por

$$[D] = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{(1-\nu)} & \frac{\nu}{(1-\nu)} & 0 \\ & 1 & \frac{\nu}{(1-\nu)} & 0 \\ & & 1 & 0 \\ \text{simétrica} & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \end{bmatrix} \quad (4.37)$$

e $\{\sigma\}$ é o vetor

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_\theta \\ \sigma_z \\ \tau_{rz} \end{Bmatrix} \quad (4.38)$$

Obtidos os deslocamentos, deformações, tensões, e não considerando, em uma análise inicial, as forças de volume dentro do carregamento externo, pode-se assim determinar a energia potencial no elemento. Utilizando as equações (4.17) e (4.18) a energia potencial no elemento é dada por :

$$\pi^e = \int_{V^e} \frac{1}{2} \{\epsilon\}^T \{\sigma\} dV - \int_{(S^{\sigma})^e} \{f\}^T \{s\} dV \quad (4.39)$$

onde :

o índice T denota a transposição da matriz .

Supondo que o sólido foi dividido em n elementos, o funcional π será :

$$\pi = \sum_{e=1}^n \pi^e = \sum_{e=1}^n \left\{ \int_{V^e} \frac{1}{2} \{\epsilon\}^T \{\sigma\} dV - \int_{(S^e)} \sigma_e \{f\}^T \{s\} dS \right\} \quad (4.40)$$

onde :

$\{s\}$ é a tensão nos nós do elemento devido ao carregamento na su perfície e é dada por :

$$\{s\} = \begin{Bmatrix} s_r \\ s_z \end{Bmatrix} \quad (4.41)$$

Substituindo (4.30), (4.33) e (4.38) em (4.40) obtém-se :

$$\begin{aligned} \pi = \sum_{e=1}^n \left\{ \int_{V^e} \frac{1}{2} \{\delta\}^T [B]^T [D] [B] \{\delta\} dV \right. \\ \left. + \int_{(S^e)} \sigma_e [N_1 [I], N_j [I], N_m [I]]^T \{s\} dS \right\} \quad (4.42) \end{aligned}$$

Diferenciando a contribuição π^e de cada elemento em relação ao vetor deslocamento nodal $\{\delta\}$ chega-se a equação matriz do elemento :

$$\frac{\partial \pi^e}{\partial \{\delta\}} = \int_{V^e} [B]^T [D] [B] \{\delta\} dV - \int_{(S^e)} \sigma_e [N_1 [I], N_j [I], N_m [I]]^T \{s\} dS \quad (4.43)$$

que pode ser escrita na forma padrão :

$$\frac{\partial \pi^e}{\partial \{\delta\}} = [K] \{\delta\} - \{F_T\} \quad (4.44)$$

onde :

$$[K] = \int_{V^e} [B]^T [D] [B] dV$$

é a matriz de rigidez do elemento,

$$\{F_T\} = \int_{(S^\sigma)^e} [N_1[I]; N_j[I], N_m[I]]^T \{s\} dS$$

é o vetor força nodal relativo ao carregamento externo distribuído nos contornos do elemento .

No caso mais geral onde ocorrem, no elemento, forças de volume distribuídas, deformações iniciais e tensões iniciais, com uma dedução similar, chega-se à seguinte equação matriz do elemento, completando a equação (4.44) :

$$\frac{\partial \pi^e}{\partial \{\delta\}} = [K] \{\delta\} - \{F_T\} - \{F_P\} - \{F_{\epsilon_0}\} - \{F_{\sigma_0}\} \quad (4.45)$$

Onde :

$$\{F_P\} = \int_{V^e} [N_1[I], N_j[I], N_m[I]]^T \{P\} dV$$

é o vetor força nodal relativo as forças de volume $\{P\}$ no elemento ,

$$\{F_{\epsilon_0}\} = \int_{V^e} [B]^T [D] \{\epsilon_0\} dV$$

é o vetor força nodal relativo às deformações iniciais $\{\epsilon_0\}$ e

$$\{F_{\sigma_0}\} = \int_{V^e} [B]^T \{\sigma_0\} dV$$

é o vetor força nodal relativo as tensões iniciais $\{\sigma_0\}$.

No desenvolvimento MEF, nesse caso, resumidamente podem ser caracterizados os seguintes passos :

a) Separação do meio com linha e superfícies imaginárias (no exemplo, triângulos) em um número finito de elementos .

b) Os elementos são interconectados por um número discreto ' de nós situados nas bordas. Os deslocamentos desses pontos são as ' incógnitas básicas do problema .

c) Um conjunto de funções (no exemplo, um polinômio linear) é escolhido para definir o estado de deslocamento dentro de cada ' elemento finito .

d) As funções de deslocamento definem o estado de deformação dentro do elemento em termos dos deslocamentos nodais. Essas deformações, juntas com as deformações iniciais e as referentes às propriedades do material definirão o estado de tensões em todo o elemento e também nos contornos .

e) Determina-se, por fim, um sistema de forças concentrado ' nos nós equilibrando as tensões e os carregamentos distribuídos nos contornos dos elementos .

f) As funções de deslocamentos devem ser tais que as deformações na interface entre elementos sejam finitas .

Com isso a precisão e convergência do MEF é função da sofisticação que é imposta à discretização dos sólidos, às funções de deformação escolhidas e aos tipos de elementos usados .

4.4. Programas para Cálculo Numérico com Computador utilizados .

4.4.1. PV-2

O PV-2 /47/, como já foi dito, é um programa de cálculo numérico com computador baseado no MRD. As suas equações de diferenças ' finitas foram desenvolvidas a partir das equações (4.13), (4.14) ,

(4.15.) O PV-2 é usado para cálculo estrutural de sólidos axissimétricos com carregamento axissimétrico. O programa foi elaborado no IPEN em linguagem FORTRAN IV para o computador IBM/ 370-155 .

A entrada dos dados é simples e pode ser feita seguindo o manual de utilização do código /47/. Após ser preparada a malha da estrutura são fornecidos os seguintes dados :

- a) As dimensões e a posição dos blocos dentro da malha .
- b) A indicação das condições de contorno de cada bloco .
- c) O carregamento externo nos blocos .
- d) As constantes elásticas dos materiais (módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson) .
- e) As constantes físicas dos materiais (massa específica e coeficiente de amortecimento viscoso) .
- f) Número de iterações que deverão ser executadas .
- g) Intervalo de tempo entre duas iterações .

Os blocos, dependendo das condições de contorno, têm equações de diferenças finitas diferentes. Os tipos de blocos com as respectivas equações são apresentados no manual de utilização do código /47/.

Após a execução das iterações previstas, a saída do programa fornece :

- a) Um gráfico da velocidade de dois blocos em função do número de iterações executados para verificação da convergência .
- b) A indicação final das condições de contorno dos blocos .
- c) O carregamento externo final nos blocos .

- d) As velocidades na direção radial e vertical nos blocos.
- e) Os deslocamentos na direção radial e vertical nos blocos .
- f) As tensões na direção radial, vertical e tangencial e a tensão de cisalhamento nos blocos .
- g) As tensões principais máximas e mínimas nos blocos .
- h) A indicação dos blocos com fissuras radiais .
- i) A abertura das fissuras radiais e circunferenciais .

É importante frisar que o PV-2, permite o acompanhamento da fissura e da variação das forças de protensão. Sendo o MRD um método iterativo, a cada iteração pode-se analisar o estado de tensões e de deslocamentos que afetam respectivamente a fissuração e as forças de protensão. Assim, no programa, a cada iteração, são feitas as modificações nas condições de fissuração e dos esforços de protensão .

4.4.2. NONSAP .

O código para cálculo numérico com computador NONSAP ("Non-linear Structural Analysis Program"). /11/ foi desenvolvido com o objetivo de se analisar a resposta estática ou dinâmica de sistemas não lineares, utilizando-se o MEF descrito no item 4.5.

O programa permite os seguintes tipos de elementos :

- a) Elemento de barra .
- b) Elemento plano para estado plano de tensões e deformações.
- c) Elemento sólido ou de casca para análise axissimétrica .

d) Elemento sólido tridimensional .

e) Elemento de casca tridimensional .

As não linearidades podem ser devido a grandes deslocamentos, grandes deformações e comportamento não linear dos materiais. Os modelos de materiais encontrados no código são :

a) Para elementos de barra :

- elástico linear
- elástico não linear

b) Para elementos planos :

- elástico linear isotropo
- elástico linear ortotropo
- modelo de Mooney-Rivlin
- modelos elasto-plástico, critérios de escoamento de Von Mises e Drucker-Prager .
- modelo com módulos tangentes variáveis .
- modelo com descrição da curva (com tensões de ruptura).

c) Elementos tridimensionais :

- elástico linear isotropo
- modelo com descrição da curva

A capacidade do programa é essencialmente determinada pelo número total dos graus de liberdade no sistema /11/. Todavia, todas as matrizes da estrutura são armazenadas em forma compacta, isto é, somente valores diferentes de zero são processados, resultando capacidade e eficiência máximas .

O desenvolvimento do NONSAP ocorreu no Laboratório de Engenharia Estrutural da Universidade da Califórnia, EUA e foi coordenado por K. J. Bathe e E. L. Wilson /11/. A dedução e a formulação em elementos finitos das equações podem ser encontradas em / 9/ e os métodos numéricos utilizados em /10/ .

O NONSAP foi originalmente escrito em FORTRAN IV para o computador CDC/6400. Com algumas modificações foi implantado no computador IBM/370-155 do IPEN .

5. MODELO MATEMÁTICO

5.1. Introdução .

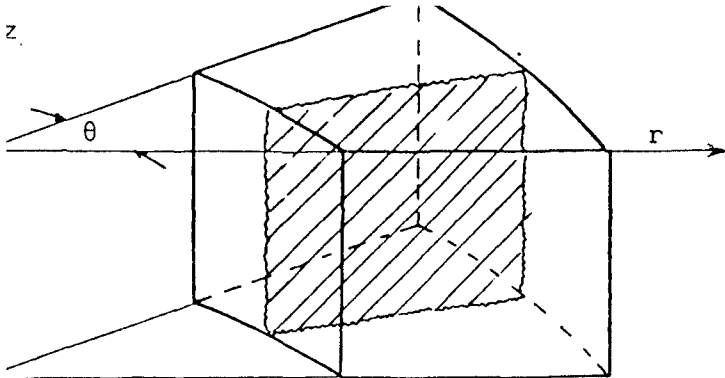
5.1.1. O comportamento não linear do concreto .

O concreto hidráulico é um material de construção constituído de um aglomerante (cimento), um ou mais materiais inertes (agregados) e água. Pode-se, além disso, introduzir aditivos à mistura para melhorar alguma qualidade do material .

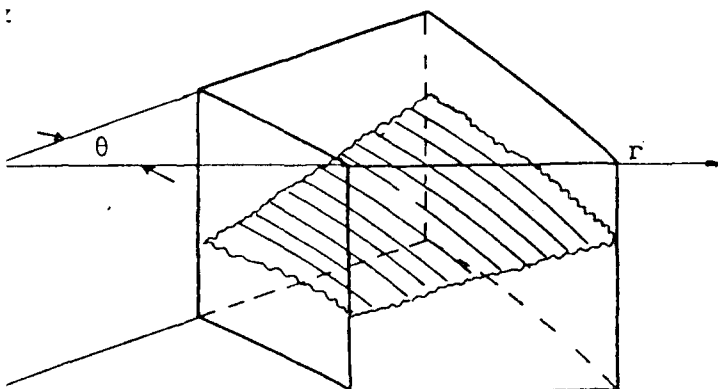
Pelas características da ligação dos componentes, o concreto é considerado um material frágil com resistência à compressão bem maior que a resistência à tração (da ordem de 10 vezes maior). Até certos níveis de solicitação o concreto pode ser considerado elástico e acima desses níveis ele tem uma resposta levemente plástica - Sob carregamento contínuo, porém, as deformações aumentam com o tempo, isto é, o concreto tem deformação lenta. Além disso, seja submetido a carregamento ou não, o concreto contrai-se ao secar, sofrendo retração .

Há, então, várias fontes de não linearidades como o desenvolvimento de fissuras por tração, e enfraquecimento da ligação pasta de cimento agregados a níveis de compressão altos ocasionando uma plastificação do material além dos efeitos de deformação lenta e retração dependentes do tempo de duração do carregamento e da idade do concreto .

Dentro dessas causas citadas a mais importante em uma análise estrutural de VPCP é a fissuração por tração. Na tração do concreto desenvolvem-se geralmente dois tipos de fissuras : as fissuras radiais e as fissuras circunferenciais, conforme Figura 5.1. .



(a)
Fissura radial



(b)
Fissura circunferencial

Figura 5.1. - Tipos de fissuras mais comuns em VPCP .

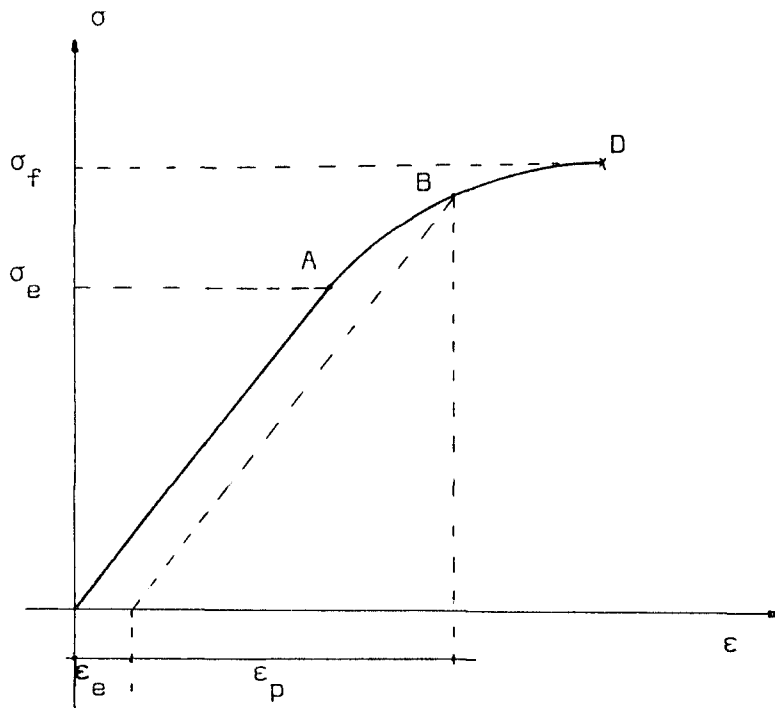
5.1.2. Modelo constitutivo para o concreto

O concreto, por ser uma mistura de vários componentes, é um material de textura heterogênea. Na análise estrutural, porém, dentro dos limites de linearidade de seu comportamento frente a solicitações, ele é considerado um material elástico linear e isotrópico .

Para a fissuração por tração admite-se que o material é capaz de suportar uma tensão máxima permissível e a relação tensão deformação é assumida como sendo linear até que seja atingida a tensão máxima /80/ .

Na compressão, o concreto apresenta o diagrama tensão-deformação típico em ensaio uniaxial, da Figura 5.2. . O material exibe comportamento linear até o limite proporcional (Ponto A) e a partir daí ocorre a microfissuração na interface entre o agregado graúdo e a pasta cimento /58/ que provoca o enfraquecimento progressivo até a ruptura (Ponto D). As deformações no trecho não linear são

basicamente inelásticas e no descarregamento somente uma porção dessa deformação é recuperada o que corresponde a um endurecimento do material. Deve-se ressaltar que a tensão limite elástico é de 30 a 50% da tensão de ruptura /58/, ou seja $\sigma_e = 0,3$ a $0,5 \sigma_f$.



- | | | |
|--------------|---|--|
| Ponto A | - | limite de proporcionalidade |
| Ponto D | - | limite de ruptura |
| ϵ_p | - | deformação plástica |
| ϵ_e | - | deformação elástica |
| σ_e | - | tensão do limite elástico de proporcionalidade |
| σ_f | - | tensão de ruptura |

Figura 5.2. - Relação tensão-deformação típica do concreto sob compressão uniaxial .

Para análise de resistência última do VPCP seria desejável um conhecimento das características do material sob estados multiaxiais de tensão. Entretanto, não há ainda critérios de ruptura e relações tensão-deformação aceitos universalmente /80/. portanto, a modelação da Figura 5.2. é considerada como suficientemente precisa para análise de VPCP / 5/ .

5.1.3. Modelo de ruptura

No concreto tracionado, como já foi dito, o material é capaz de suportar uma tensão inferior ou igual à tensão máxima permissível. A relação tensão-deformação é assumida como sendo linear até que em algum ponto a tensão principal maior atinja valor máximo permissível. Admite-se, então, que a fissura se desenvolva no plano normal a essa direção principal e que o material seja incapaz de suportar qualquer tensão nessa direção. Para qualquer incremento subsequente no carregamento assume-se que a direção da fissura não se altera e que nessa direção a resistência ao cisalhamento se anula, hipótese que é conservativa, pois, na realidade ocorre algum atrito entre as faces da fissura. Desse modo o material é capaz de suportar o carregamento nas direções paralelas à direção da fissura /80,65/ .

Se ocorrer uma inversão de carregamento e a deformação normal à fissura se tornar inversa, ela se fecha e as tensões de compressão podem ser suportadas .

Nesse caso admite-se uma resistência ao cisalhamento limitada e que poderia ser dada pela lei de atrito de Coulomb / 80/. Porém, como os valores dos coeficientes de atrito são difíceis de serem obtidos apenas se estima o valor da resistência ao cisalhamento ou, a favor da segurança, adota-se que ela seja desprezível .

No caso da compressão, nos VPCP, o que se faz é projetar os níveis de protensão tais que o concreto esteja dentro da faixa elástica, portanto distante do limite de ruptura. Além disso, deve-se evitar o esmagamento do material ("crushing") em regiões próximas

aos cabos de protensão de ancoragens .

5.2. Dados para análise com os programas PV-2 e NONSAP .

Baseando-se nos testes de corpos de prova adotou-se os seguintes valores de projeto para o concreto do VPCP descrito no Capítulo 3.

Módulo de Elasticidade : $E = 450000 \text{ Kgf/cm}^2$

Coefficiente de Poisson : $\nu = 0,15$

Resistência do concreto à compressão
(ensaio uniaxial) : $f_{cc} = 565 \text{ Kgf/cm}^2$

Resistência de concreto à tração (da relação resistência do concreto compressão-tração do Código ASME / 2 /) :

$$f_{ct} = 50 \text{ Kgf/cm}^2$$

Para os aços de protensão adotou-se :

a) Tendões (Protensão vertical) :

Módulo de Elasticidade	: 19000 Kgf/mm^2
Resistência última do aço	: 170 Kgf/mm^2
Resistência no escoamento do aço	: 150 Kgf/mm^2
Coefficiente de Poisson	: 0,3

b) Fios (Protensão circunferencial)

Módulo de elasticidade	: 20000 Kgf/mm^2
Resistência última do aço	: 198 Kgf/mm^2
Resistência no escoamento	: 175 Kgf/mm^2
Coefficiente de Poisson	: 0,3

5.3. Malha e dados de entrada para uso do PV-2

A malha e os indicadores das condições de contorno utilizados na análise estrutural com o programa PV-2 para a comparação com os resultados dos testes dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN são mostrados na Figura 5.3. As pressões nos blocos decorrentes das forças de protensão podem ser vistas na Tabela 5.1. .

Além disso, no programa PV-2 há dois parâmetros básicos ligados ao tempo de utilização do computador e, conseqüentemente, ao custo da análise. Eles são o coeficiente de amortecimento viscoso, k , e o intervalo de tempo entre duas iterações, Δt . Vão influir no número de iterações necessárias para a convergência à solução e em uma análise estática eles são fixados usando o critério de se ter o menor número de iterações possíveis, sem a preocupação com o modo de vibração da estrutura .

O valor do intervalo de tempo, Δt , pode ser avaliado pelo emprego da relação /26,27/ :

$$\Delta t \leq \sqrt{\left[\frac{\rho}{(\lambda + 2\mu)} \right] / \left[\frac{1}{(\Delta R)^2} + \frac{1}{(\Delta Z)^2} \right]} \quad (5.1)$$

onde :

- Δt : é o intervalo de tempo entre as iterações
- ρ : é a massa específica do material
- λ e μ : são as constantes de Lamé
- ΔR e ΔZ : são as dimensões radial e vertical dos blocos

Para a determinação do valor do amortecimento viscoso, k , e do número mínimo de iterações, Davidson /27/ recomenda que inicialmente se adote $k=0,03$ e $12/k$ para o número de iterações. Esses valores devem ser reajustados conforme os resultados dos processamentos. Na análise feita adotou-se $k=0,033$ e fixou-se o valor de 600 iterações para uma garantia de convergência mesmo com a estrutura

	5,0	5,0	5,0	5,0	5,0	4,4	5,0	5,0	5,0	5,0	5,0	7,1	7,1
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	7	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	3
2	6	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	3
3	6	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	3
4	6	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	3
5	6	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	3
6	6	1	1	1	1	1	13	1	1	1	1	1	3
7	4	4	4	4	4	11	8	1	1	1	1	1	3
8	10	10	10	10	10	10	5	1	1	1	1	1	3
9	10	10	10	10	10	10	5	1	1	1	1	1	3
10	10	10	10	10	10	10	5	1	1	1	1	1	3
11	10	10	10	10	10	10	5	1	1	1	1	1	3
12	10	10	10	10	10	10	5	1	1	1	1	1	3
13	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10

Figura 5.3. - Malha de entrada do PV-2 .

BLOCO	PRESSÃO RELATIVA À PROTENSÃO (Kg _f /cm ²)/rad) .	
	VERTICAL	CIRCUNFERENCIAL
(1,7)	18,00	
(1,8)	112,00	
(1,9)	139,00	
(1,10)	169,00	
(1,11)	155,00	
(1,12)	34,00	
(1,13)		125,00
(2,13)		125,00
(3,13)		125,00
(4,13)		125,00
(5,13)		125,00
(6,13)		125,00
(7,13)		84,50
(8,13)		84,50
(9,13)		84,50
(10,13)		84,50
(11,13)		84,50
(12,13)		84,50

Tabela 5.1. - Pressões relativas à protensão para a malha utilizada na análise estrutural do modelo de VPCP monocavidade' do IPEN com o programa PV-2 .

fissurada .

No caso de um VPCP as fissuras aparecem e se propagam com o aumento da pressão interna, podendo ocorrer sistemas estáveis de fissuras onde o incremento gradual da pressão interna implica em um crescimento lento dessas fissuras. Nesse caso, a extensão das fissuras é controlada pela topologia da estrutura e não somente pelo modo de ruptura do material /26/. Com exceção de áreas próximas às fissuras, onde pode exibir características não lineares, o material tem comportamento linear e a simulação de novas fissuras e mesmo a propagação das anteriores são feitas com a introdução de novas condições de contorno para os blocos em que a estrutura foi dividida. A ocorrência de primeira fissuração é baseada no mecanismo explicado no item 5.1.3. e o desenvolvimento das fissuras ocorre quando o ângulo de abertura é maior que 25×10^{-4} radianos /26/. Assume-se que com ângulos de abertura entre 10×10^{-4} e 25×10^{-4} radianos a fissura é estável e, para ângulos abaixo de 10×10^{-4} a fissura não existe .

5.4. Malhas e dados de entrada para uso do NONSAP .

Aproveitando as possibilidades do NONSAP, para o estudo comparativo com os dados experimentais dos testes de modelos de VPCP monocavidade do IPEN foram elaboradas duas malhas : uma com elementos triangulares e outra com elementos retangulares. Em ambas há 133 pontos nodais sendo que a primeira tem 216 elementos triangulares e a segunda 108 elementos retangulares. Nas figuras 5.4 e 5.5 podem ser vistas as duas malhas com as respectivas numerações de nós e elementos e a Tabela 5.2 é dado o carregamento nos nós decorrentes das forças de protensão .

Também aqui, utiliza-se o mecanismo de ruptura detalhado no item 5.1.3. Supondo que ocorra uma fissura em um elemento, como na figura 5.6, pode-se tratar a influência da fissura como uma descontinuidade que muda o comportamento do material do elemento, de isotrópico para ortotrópico /65, 37/. Nesse novo estado, o elemento não terá rigidez na direção normal à superfície da fissura. Isso simplesmente significa que as constantes do material nas relações

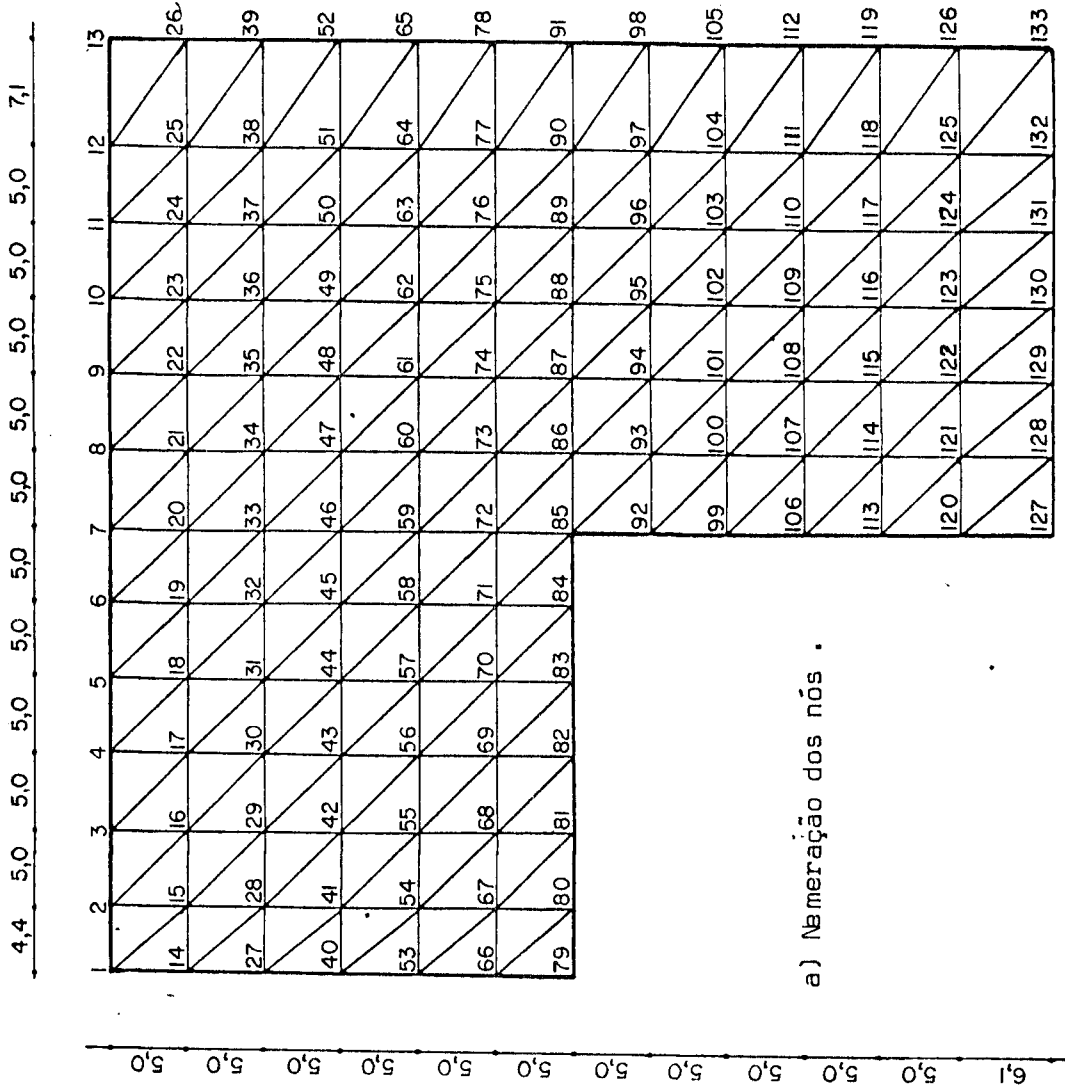


Figura 5.4. - Malha de entrada do NONSAP - elementos triangulares .

NÓ	FORÇA RELATIVA À PROTENSÃO (Kgf/rad)	
	VERTICAL	RADIAL
7	100	
8	12000	
9	24750	
10	34700	
11	39550	
12	30850	
13	3200	
13		19220
26		38440
39		38440
52		38440
65		38440
78		38440
91		32210
98		25980
105		25980
112		25980
119		25980
126		28840
133		15850

Tabela 5.2. - Forças nodais relativas à protensão para as malhas utilizadas na análise estrutural do modelo de VPCP monocavidade do IPEN com o programa NONSAP .

tensão-deformação são anuladas na direção normal à fissura .

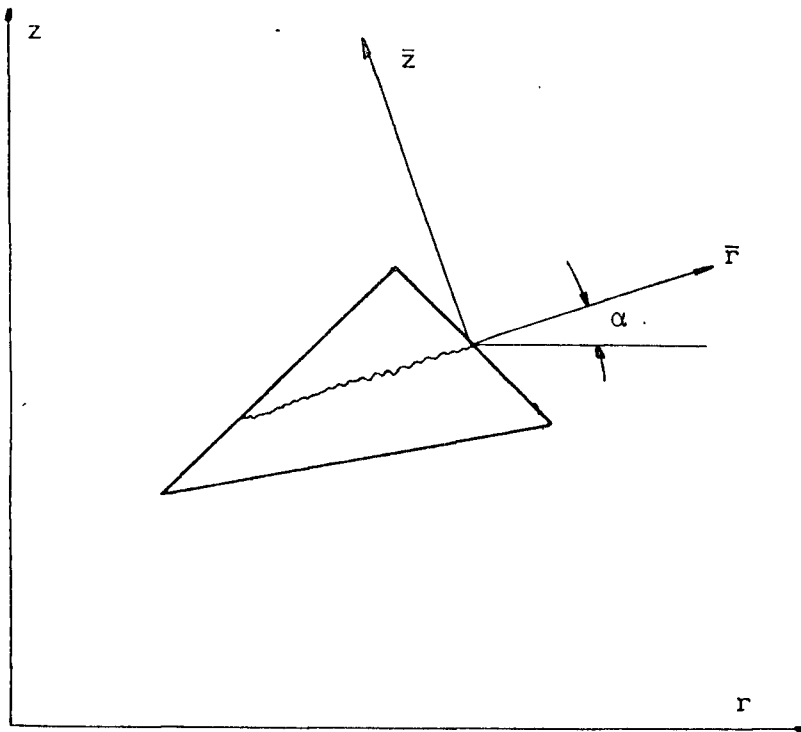


Figura 5.6. - Elemento fissurado com sistema de coordenadas r \bar{z}

No sistema de coordenadas $\bar{r}\bar{z}$ da Figura 5.6 a relação tensão-deformação é dada, da mesma forma que a equação (4.36), por :

$$\{\sigma\} = [\bar{D}] \{\epsilon\} \quad (5.2)$$

Onde :

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_{\bar{r}} \\ \sigma_{\bar{z}} \\ \sigma_{\theta} \\ \tau_{\bar{r}\bar{z}} \end{Bmatrix} \quad (5.3)$$

$$\{\epsilon\} = \begin{Bmatrix} \epsilon_{\bar{r}} \\ \epsilon_{\bar{z}} \\ \epsilon_{\theta} \\ \gamma_{\bar{r}\bar{z}} \end{Bmatrix} \quad (5.4)$$

e $[\bar{D}]$ é a nova matriz elasticidade.

A matriz $[\bar{D}]$ é dada por :

$$[\bar{D}] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} e_{\bar{r}}(1-\nu) & e_{\bar{r}}e_{\bar{z}}\nu & e_{\bar{r}}e_{\theta}\nu & 0 \\ e_{\bar{z}}e_{\bar{r}}\nu & e_{\bar{z}}(1-\nu) & e_{\bar{z}}e_{\theta}\nu & 0 \\ e_{\theta}e_{\bar{r}}\nu & e_{\theta}e_{\bar{z}}\nu & e_{\theta}(1-\nu) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & e_{\bar{r}}e_{\bar{z}}\frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

onde :

$e_{\bar{r}}$, $e_{\bar{z}}$ e e_{θ} assumem o valor zero ou da unidade indicando, respectivamente, a abertura ou o fechamento de uma superfície fissurada perpendicular a $\sigma_{\bar{r}}$, $\sigma_{\bar{z}}$ ou σ_{θ} .

ν e E são o coeficiente de Poisson e o módulo de elasticidade.

No caso de ocorrer a fissura na direção r (Figura 5.6) a matriz $[\bar{D}]$ é, então :

$$[\bar{D}] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & (1-\nu) & \nu & 0 \\ 0 & \nu & 1-\nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

pois:

$$e_{\bar{r}} = 0, e_{\bar{z}} = 1 \text{ e } e_{\theta} = 1.$$

De posse da relação tensão-deformação no sistema $\bar{r}\bar{z}$ e do

ângulo α (figura 5.6) é simples a transformação dessa relação para o sistema de coordenadas global rZ por meio de uma analogia geométrica .

É conveniente ressaltar, entretanto, que com este procedimento não se consegue determinar o valor da abertura das fissuras. O desenvolvimento das fissuras, porém, é observado pelo aumento das tensões nos elementos adjacentes ao elemento fissurado .

6. APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS, CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

6.1. Introdução

Dentro deste trabalho, um dos principais objetivos foi o de estabelecer procedimentos para a modelação matemática correta de um modelo de VPCP para a análise estrutural em regime não linear. A comparação destes procedimentos com modelos é o primeiro passo para uma posterior utilização na análise de protótipos de VPCP para reatores nucleares, face às dificuldades da análise e à segurança requerida em centrais nucleares. Assim, a comparação dos resultados experimentais dos ensaios dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN com os resultados das análises feitas com os programas PV-2 e NONSAP servirão de base para comprovação do modelo matemático.

6.2. Cálculos efetuados x resultados experimentais

A análise estrutural dos modelos de VPCP monocavidade foi feita seguindo as especificações estabelecidas no Capítulo 2. A modelação dos materiais e da estrutura foi descrita no Capítulo 5. Buscou-se, então, na análise, verificar, com o aumento da pressão interna :

- a) As tensões, as deformações e os deslocamentos em todo o modelo .
- b) A variação das forças na armadura de protensão .
- c) As pressões onde ocorrem as transições dos regimes do modelo .
- d) A pressão onde ocorre a ruína do modelo.

Os resultados experimentais foram obtidos nos ensaios dos modelos de VPCP monocavidade SCM1 e SCM2 / 57,47/. Nesses ensaios, os modelos não atingiram a ruína estrutural pois antes que isso ocorresse as

membranas de cobre que revestiam a cavidade interna apresentaram vazamento. Dessa forma a pressão máxima que se atingiu foi de 170 Kgf/cm^2 para o SCM1 e 210 Kgf/cm^2 para o SCM2. Todavia, há registros das medidas apenas para pressões até 145 Kgf/cm^2 no SCM1 e 160 Kgf/cm^2 no SCM2 porque o aumento da pressão, acima desses valores, deu-se rapidamente, devido à não estanqueidade das membranas de cobre, sem tempo para a estabilização dos sensores e consequentemente possibilitar a leitura dos valores.

É importante dizer que a análise estrutural foi feita seguindo o histórico das pressurizações. Isso significa que, a cada ciclo executado, dentro do cálculo eram consideradas todas as condições da estrutura e o ciclo seguinte era executado em conformidade com as condições estabelecidas pelo anterior. Assim, se em um ciclo a estrutura apresentasse fissuras, no início do outro ela já estaria fissurada buscando-se desta forma, a maior proximidade possível com a realidade.

Dentro do cálculo estrutural, inicialmente, determinou-se onde ocorreu a primeira fissuração no modelo e com isso o fim do regime linear elástico.

Nas Figuras 6.1, 6.3 e 6.5 são indicadas a primeira fissuração e a que pressão ela ocorreu segundo os resultados dos programas PV-2 e NONSAP com malhas de elementos triangulares e retangulares respectivamente. Pela previsão da análise estrutural, então, o modelo SCM1 já estava fissurado a partir da primeira pressurização e o modelo SCM2 a partir da quarta pressurização. Prosseguindo com o aumento da pressão interna, o padrão da fissuração até a ruína estrutural e as pressões, de acordo com o calculado com os programas PV-2 e NONSAP, respectivamente, com malhas de elementos triangulares e retangulares, pode ser visto na Figuras 6.2, 6.4 e 6.6.

Em termos de deslocamentos, na comparação calculado x experimental procurou-se cobrir todos os pontos importantes que os ensaios dos modelos SCM1 e SCM2 permitiram. Assim, toda a comparação feita está sintetizada nas Figuras 6.7 a 6.17 e nas Tabelas 6.1 a 6.10.

No caso da variação das forças na armadura de protensão, a

verificação principal, no cálculo, foi a determinação do início do escoamento do aço. Não houve possibilidade de uma comparação com os resultados experimentais pois as células de carga ("load-cells") não tiveram bom funcionamento durante os ensaios dos modelos. Desse modo, com o diagrama força x deformação do aço dos tendões da protensão vertical mostrado na Figura 6.18, adotou-se como início do escoamento o deslocamento adicional de $1400\ \mu$ no tendão correspondente a força de 5800 Kgf. Para a protensão circunferencial não foi feita nenhuma verificação pois o deslocamento adicional necessário para se atingir a ruptura é da ordem de 10000 microns. Esse valor está muito acima dos deslocamentos radiais que devem, no máximo, chegar a 200 microns conforme Figuras 6.14 e 6.15.

Não foi possível a comparação calculado x experimental das tensões, pois, os "strain-gauges" além de terem sido colocados apenas na superfície também não apresentaram bons resultados.

6.3. Conclusões e recomendações

Pelo visto no ítem anterior, os ensaios dos modelos de VPCP' monocavidade do IPEN forneceram como bons resultados os deslocamentos da superfície, radiais e verticais, medidos pelos transdutores de deslocamento, até a pressão interna de $160\ \text{Kgf/cm}^2$.

Da análise comparativa calculado x experimental, Figuras 6.14 a 6.17, pode-se, então, separar três fases :

- a) O regime linear elástico .
- b) A primeira fissuração .
- c) Da primeira fissuração até o vazamento das membranas de cobre .

Para a análise estrutural em regime não linear são importantes apenas as duas últimas fases. É útil, porém, a comparação dos resultados calculados com os experimentais, também, no regime

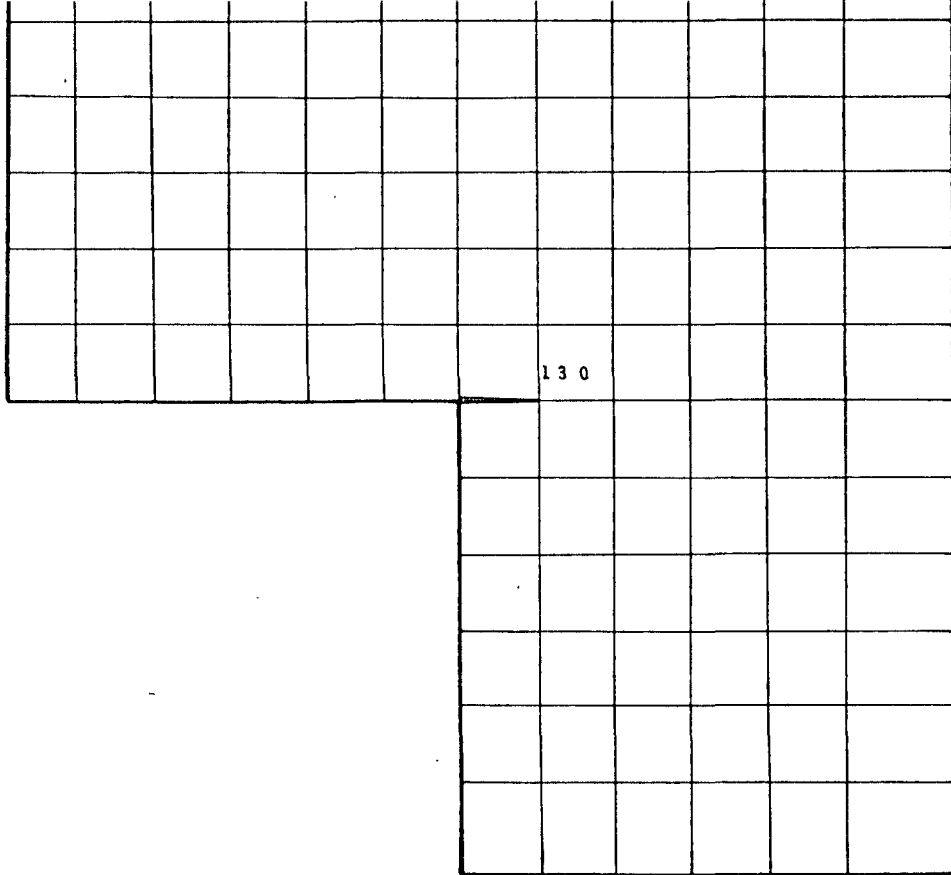


Figura 6.1. - Primeira fissuração segundo os cálculos com o PV-2

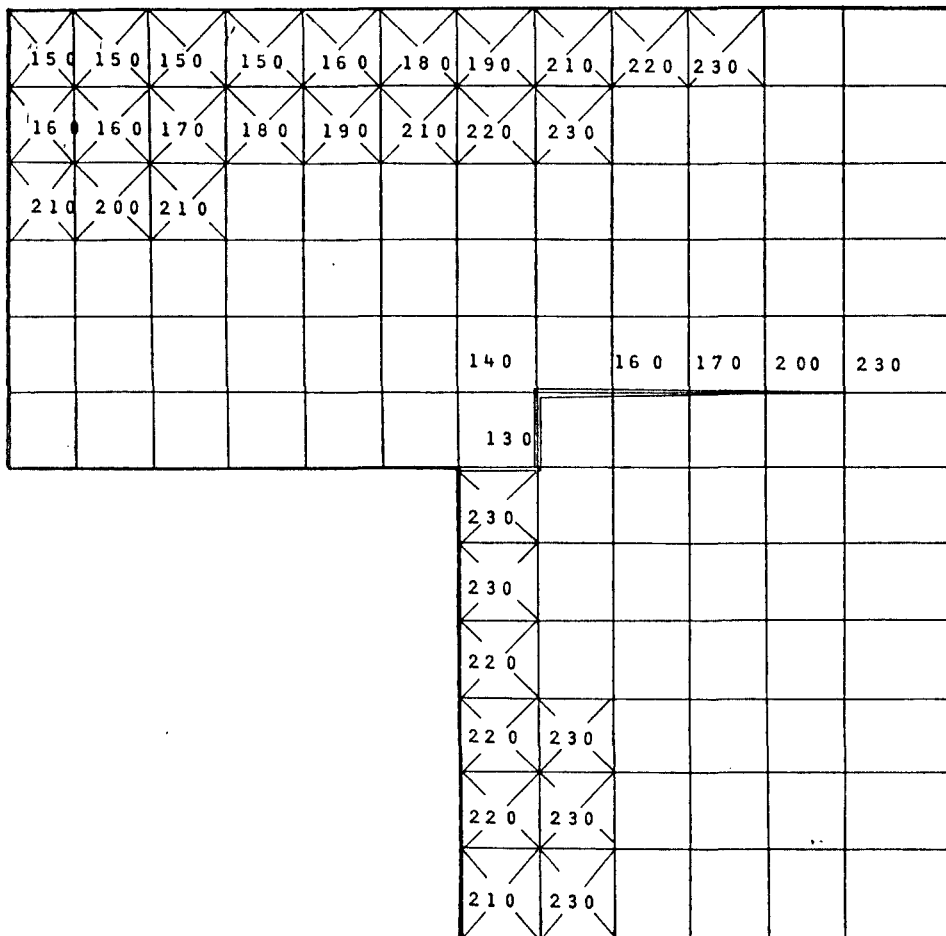


Figura 6.2. - Padrão de fissuração segundo os cálculos com o PV-2

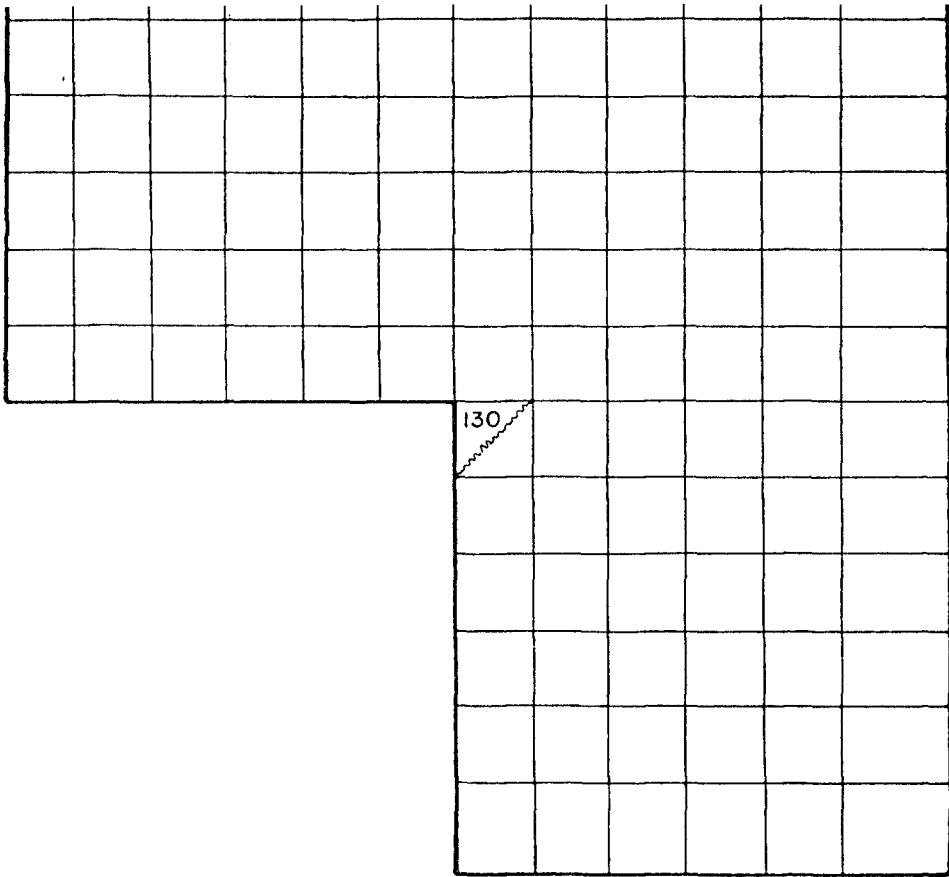


Figura 6.5. - Primeira fissuração segundo os cálculos com o NONSAP - elementos retangulares .

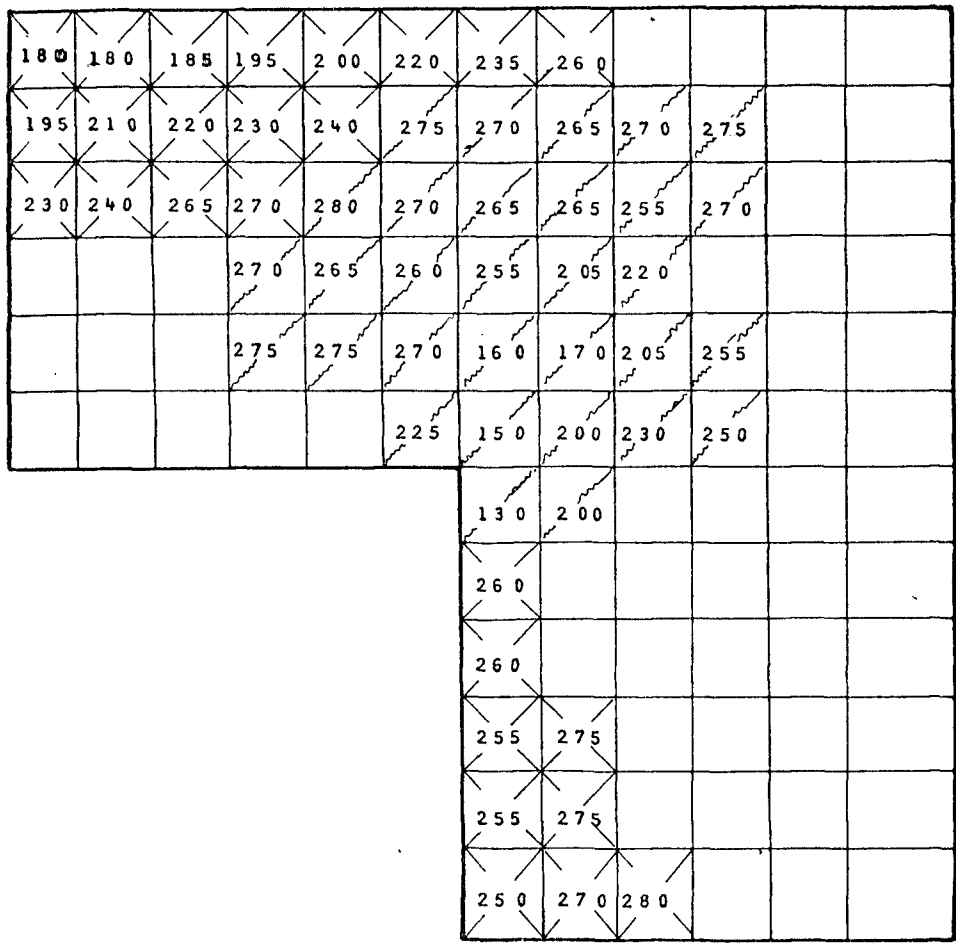


Figura 6.6. - Padrão de fissuração segundo os cálculos com o NONSAP - elementos retangulares .

	DESLOCAMENTO RADIAL (μ)
PV-2	43,0
NONSAP Δ	39,3
NONSAP \square	39,7
T.D. posições 50-51	40,3
T.D. posições 84-85	39,3

Tabela 6.1. - Deslocamentos radiais no equador do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para a pressão interna de 95 Kgf/cm² dentro do regime elástico linear (3a. pressurização do SCM2) .

	DESLOCAMENTOS RADIAIS (μ)
PV-2	44,2
NONSAP Δ	40,5
NONSAP \square	40,9
T.D. posições 50-51	41,5
T.D. posições 84-50	40,8

Tabela 6.2. - Deslocamentos radiais no equador do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para a pressão de 95 Kgf/cm², após a primeira fissuração (6a. pressurização do SCM2) .

	DESLOCAMENTO VERTICAL (μ)
PV-2	70,3
NONSAP Δ	54,7
NONSAP \square	56,6
T.D. posições 25-26	65,2

Tabela 6.3. - Deslocamentos verticais em um ponto localizado, na superfície horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN, a 125 mm do eixo de simetria axial para a pressão interna de 95 Kgf/cm², dentro do regime elástico linear (3a. pressurização do SCM2).

	DESLOCAMENTO VERTICAL (μ)
PV-2	81,0
NONSAP Δ	58,5
NONSAP \square	60,6
T.D. posições 25-26	65,7

Tabela 6.4. - Deslocamentos verticais em um ponto localizado, na superfície horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN, a 125 mm do eixo de simetria axial para a pressão interna de 95 Kgf/cm², após a primeira fissuração (6a. pressurização do SCM2) .

	DESLOCAMENTO RADIAL (μ)	
PV-2	66,4	
NONSAP Δ	60,4	
NONSAP \square	61,4	
	SCM1	SCM2
T.D. posições 50-51	61,0	63,8
T.D. posições 84-85	58,4	64,0

Tabela 6.5. - Deslocamentos radiais no equador do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para a pressão interna de 140 Kgf/cm² durante a primeira fissuração (1a. pressurização do SCM1 e 4a. pressurização do SCM2) .

	DESLOCAMENTO RADIAL (μ)	
PV-2	71,9	
NONSAP Δ	63,4	
NONSAP \square	65,1	
	SCM1	SCM2
T.D. posições 50-51	64,7	63,9
T.D. posições 84-85	58,8	63,1

Tabela 6.6. - Deslocamentos radiais no equador do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para a pressão interna de 140 Kgf/cm² após a primeira fissuração (5a. pressurização do SCM1 e 6a. pressurização do SCM2) .

	DESLOCAMENTO VERTICAL (μ)	
PV-2	131,3	
NONSAP Δ	98,3	
NONSAP \square	100,7	
	SCM1	SCM2
T.D. posições 25-26	100,0	108,4

Tabela 6.7. - Deslocamentos verticais em um ponto localizado, na superfície horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN, a 125 mm do eixo de simetria axial para a pressão de 140 Kgf/cm^2 durante a primeira fissuração (1a. pressurização do SCM1 e 4a. pressurização do SCM2) .

	DESLOCAMENTO VERTICAL (μ)	
PV-2	133,0	
NONSAP Δ	102,2	
NONSAP \square	105,2	
	SCM1	SCM2
T.D. posições 25-26	108,8	105,2

Tabela 6.8. - Deslocamentos verticais em um ponto localizado, na superfície horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN, a 125 mm do eixo de simetria axial para a pressão interna de 140 Kgf/cm^2 após a primeira fissuração (5a. pressurização do SCM1 e 6a. pressurização do SCM2) .

	DESLOCAMENTO RADIAL (μ)	
	150	160
PV-2	71,3	76,3
NONSAP Δ	65,1	70,5
NONSAP \square	67,4	72,0
T.D. posições 50-51	69,0	74,3
T.D. posições 84-85	69,0	73,8

Tabela 6.9. - Deslocamentos radiais no equador do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para as pressões internas de 150 e 160 Kgf/cm^2 (6a. pressurização no SCM2) .

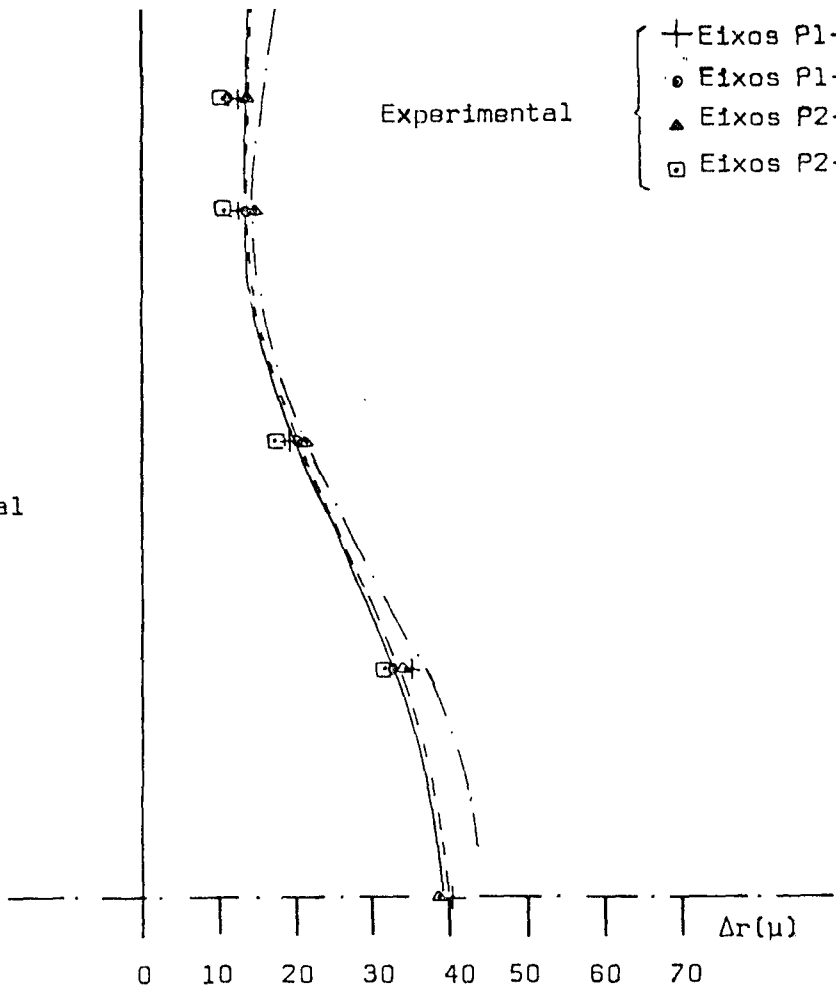
	DESLOCAMENTO RADIAL (μ)	
	150	160
PV-2	143,5	155,7
NONSAP Δ	107,2	122,9
NONSAP \square	121,7	147,7
T.D. posições 25-26	115,1	127,9

Tabela 6.10. - Deslocamentos verticais em um ponto localizado a 125 mm do eixo de simetria axial na superfície horizontal do modelo de VPCP monocavidade do IPEN para as pressões internas de 150 e 160 Kgf/cm^2 (6a. pressurização do SCM2) .

— NONSAP Δ
 - - - NONSAP \square
 - - - PV-2

Experimental {
 + Eixos P1-P6 (Sup.)
 • Eixos P1-P6 (Inf.)
 ▲ Eixos P2-P5 (sup.)
 □ Eixos P2-P5 (inf.)

Superfície vertical do Modelo

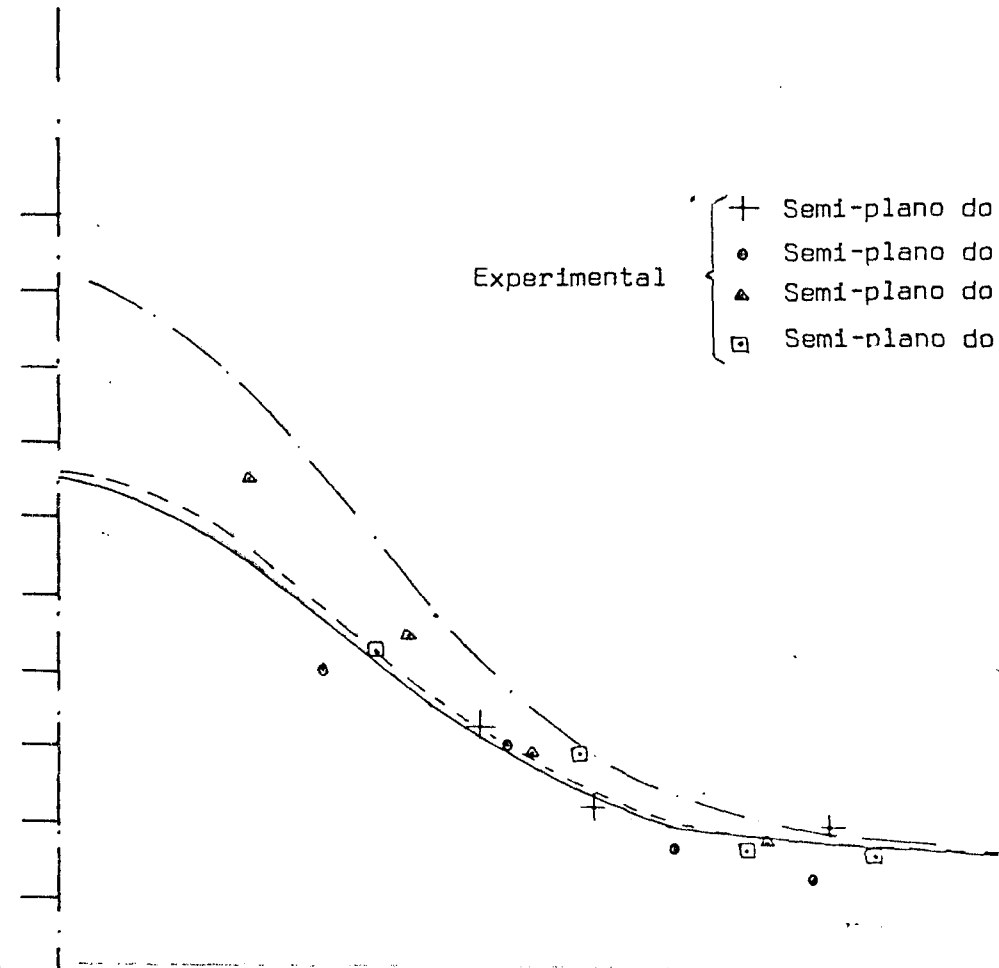


Δz (μ)

0 10 20 30 40 50 60 70 Δr (μ)

Experimental

{
 + Semi-plano do Eixo P1
 • Semi-plano do Eixo P6
 ▲ Semi-plano do Eixo P2
 □ Semi-plano do Eixo P5



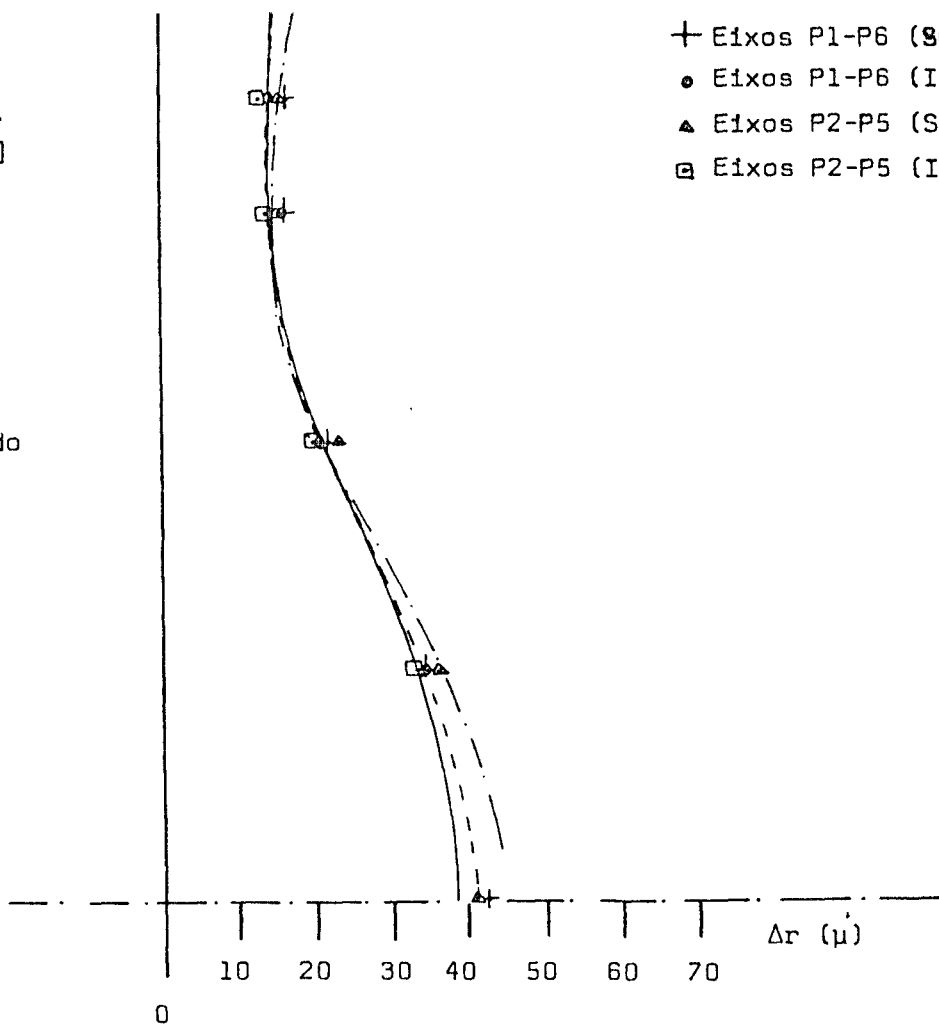
Superfície horizontal do Modelo

8.7. - Deslocamentos na Superfície do Modelo para a pressão de 95 Kgf/cm² dentro do regime elástico linear .

— NONSAP Δ
 - - - NONSAP \square
 - . - PV-2

+ Eixos P1-P6 (Sup.)
 • Eixos P1-P6 (Inf.)
 \blacktriangle Eixos P2-P5 (Sup.)
 \square Eixos P2-P5 (Inf.)

Superfície vertical do Modelo



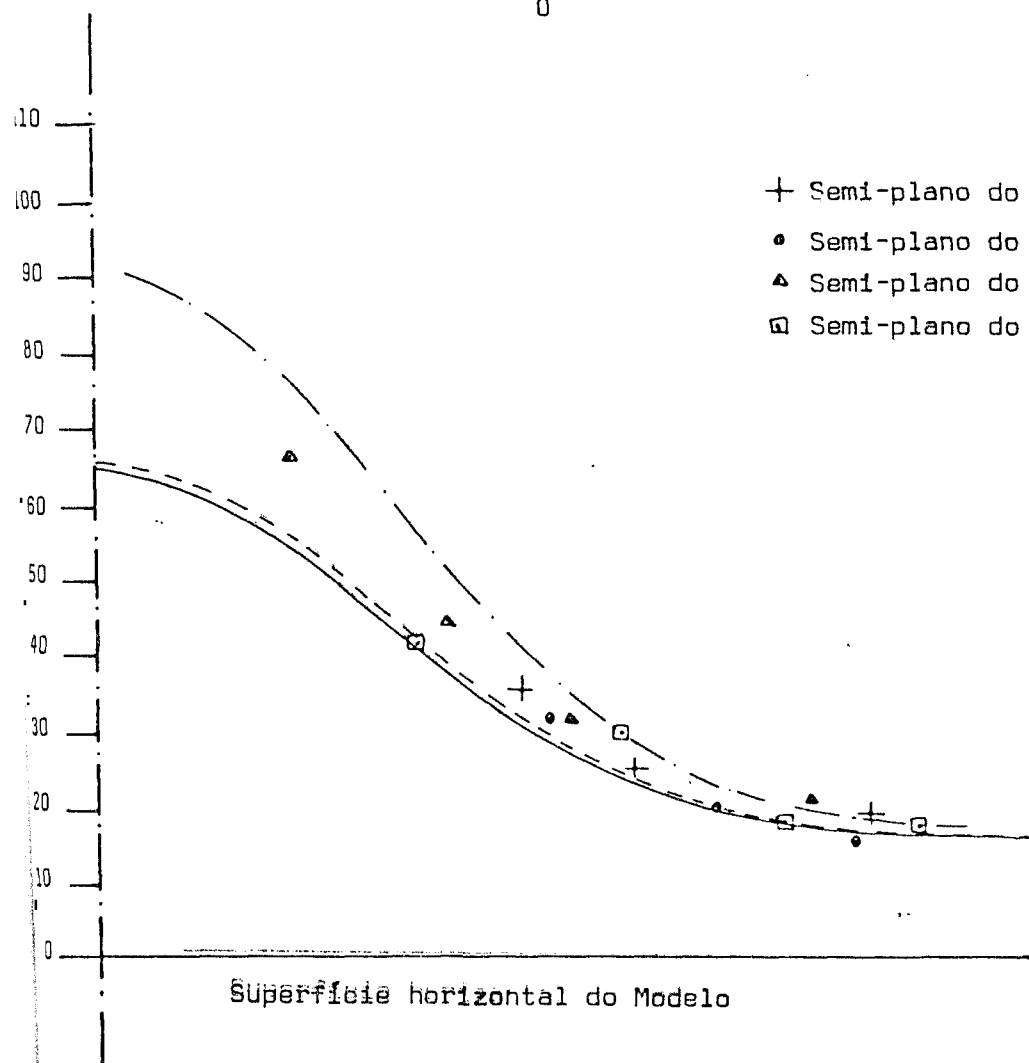
Δz (μ)

0

10 20 30 40 50 60 70

Δr (μ)

+ Semi-plano do Eixo P1
 • Semi-plano do Eixo P6
 \blacktriangle Semi-plano do Eixo P2
 \square Semi-plano do Eixo P5



Superfície horizontal do Modelo

6.8. - Deslocamentos na superfície do Modelo para a pressão de 95 Kgf/cm² após a primeira fissuração .

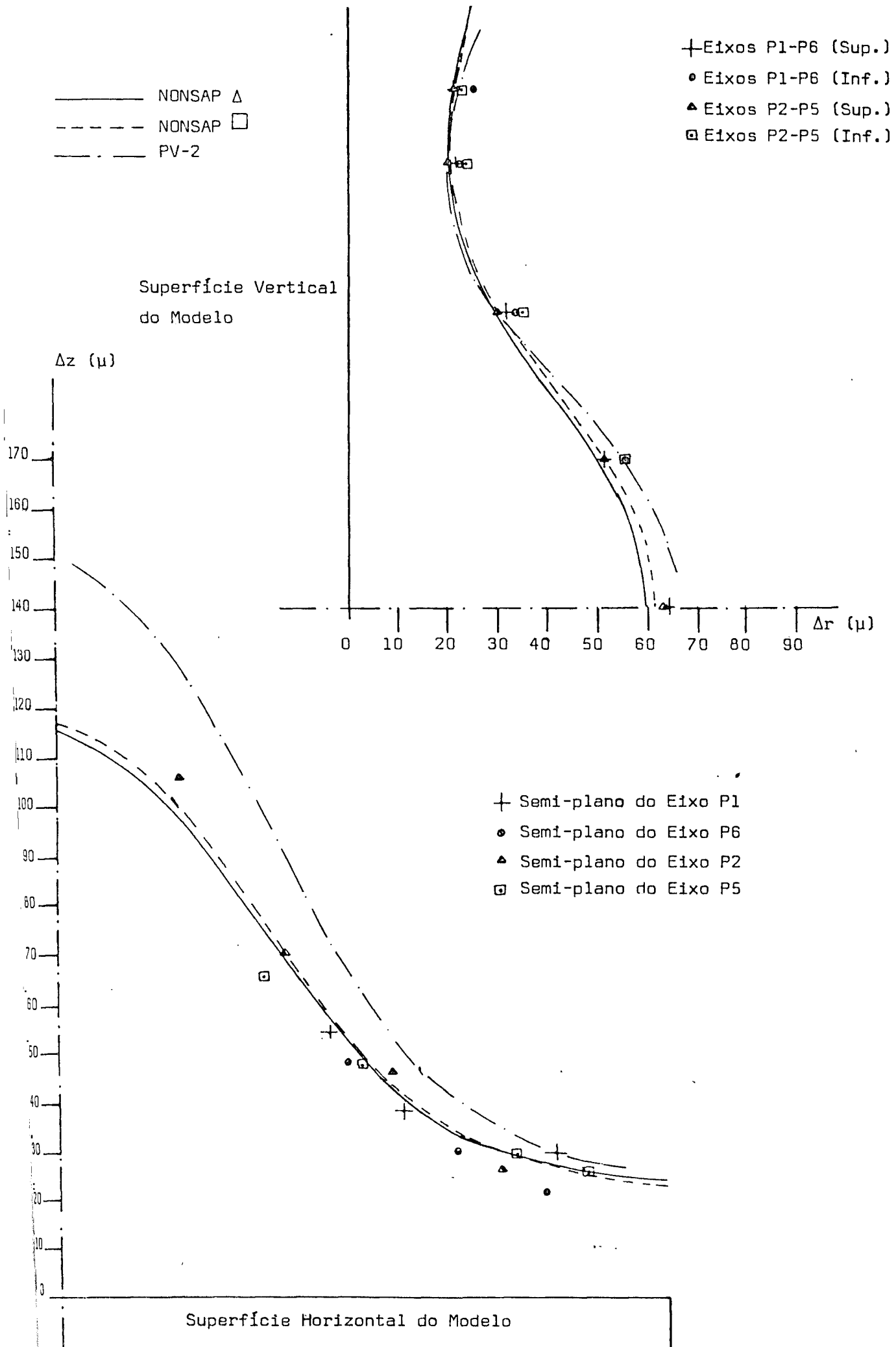


Figura 6.9. - Deslocamentos na superfície do Modelo para a pressão de 140 Kgf/cm² durante a primeira fissuração .

- NONSAP Δ
- - - NONSAP \square
- · - PV-2

- + Eixos P1-P6 (Su)
- Eixos P1-P6 (In)
- Δ Eixos P2-P5 (Su)
- \square Eixos P2-P5 (In)

Superfície Verti
cal do Modelo

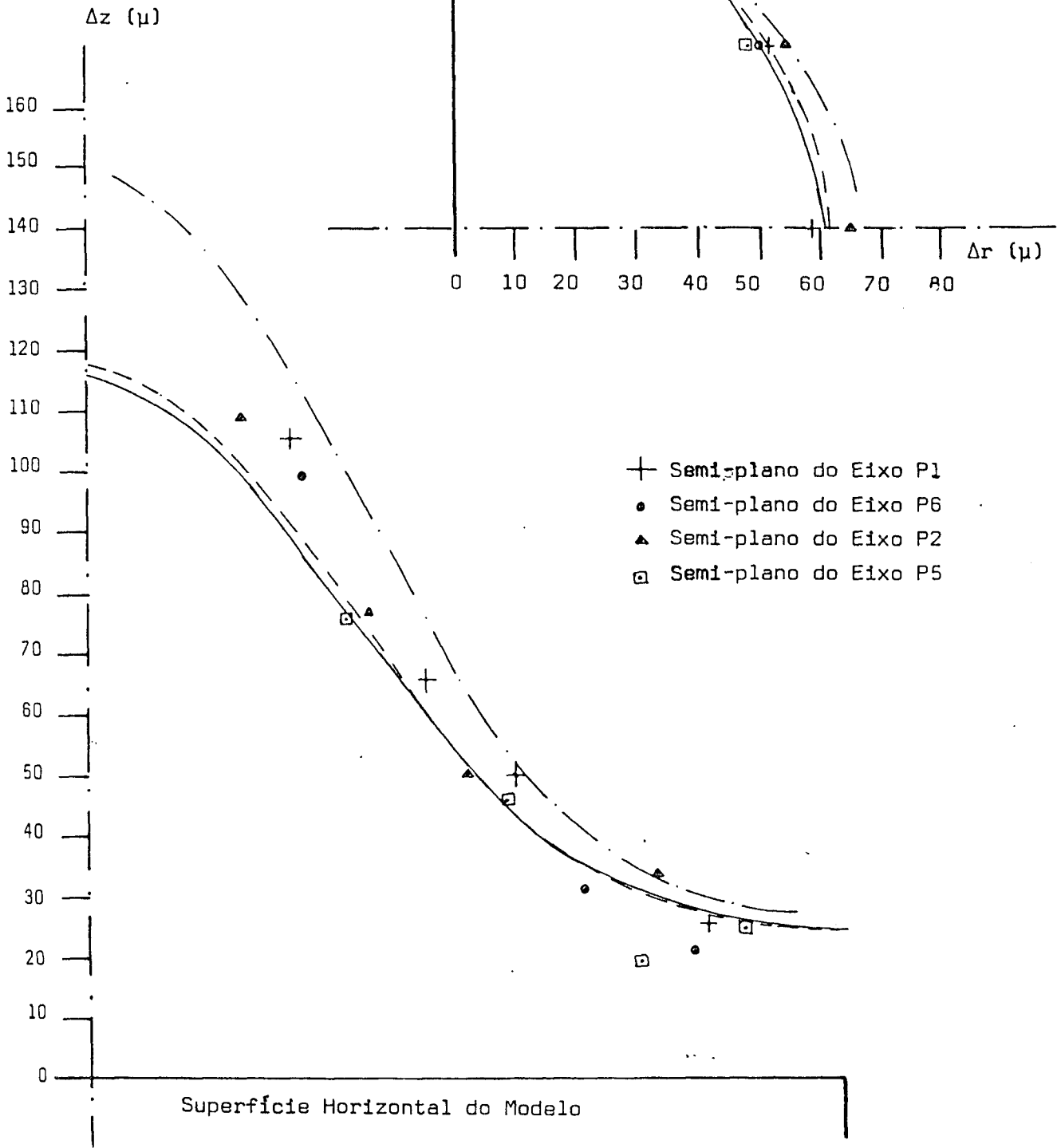
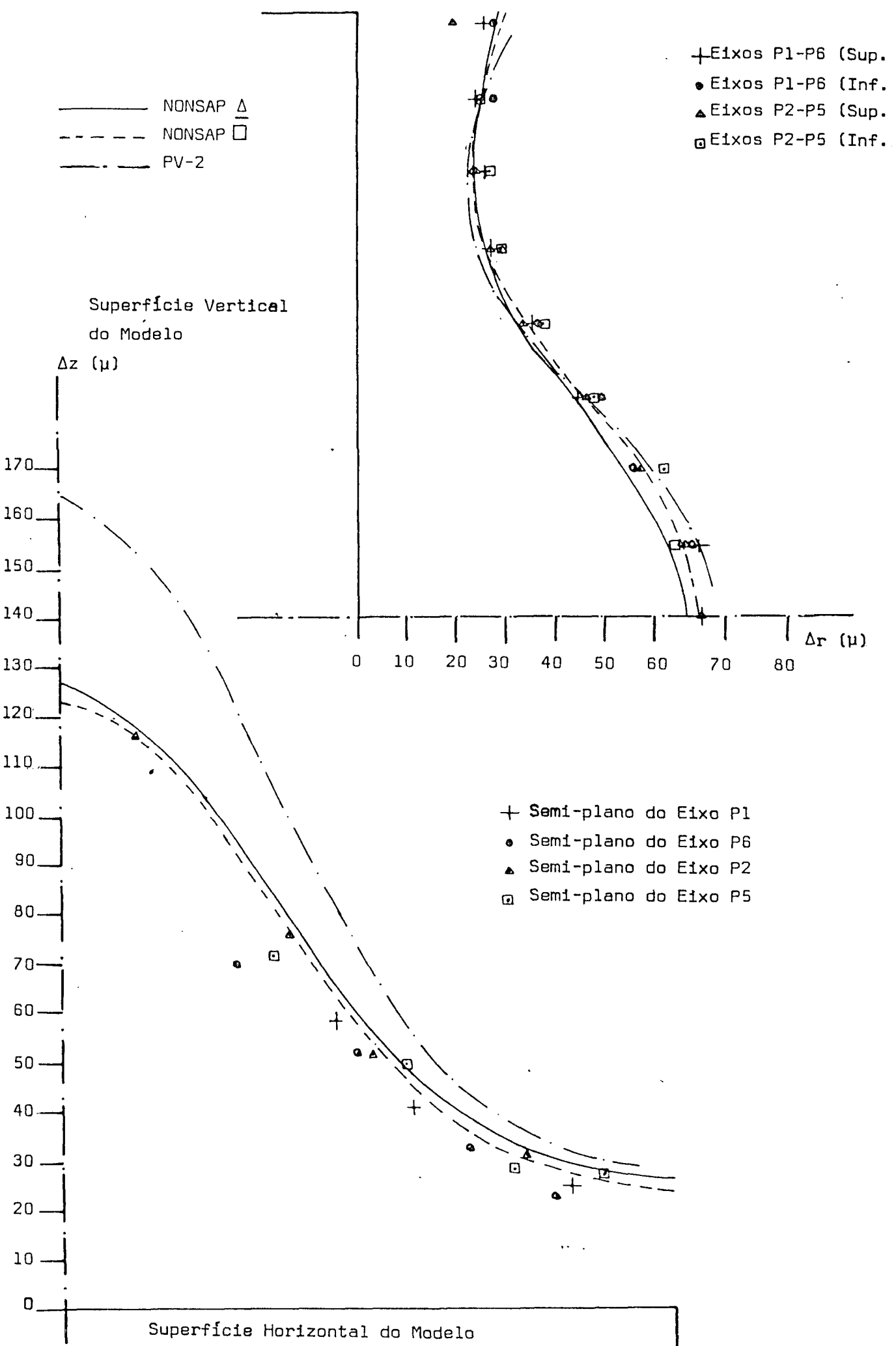


Fig. 6.10. - Deslocamento na Superfície do Modelo para a pressão de 140 Kg/cm^2 após a primeira fissuração.



6.11. - Deslocamentos na superfície do modelo para a pressão de 150 Kgf/cm² após a primeira fissuração .

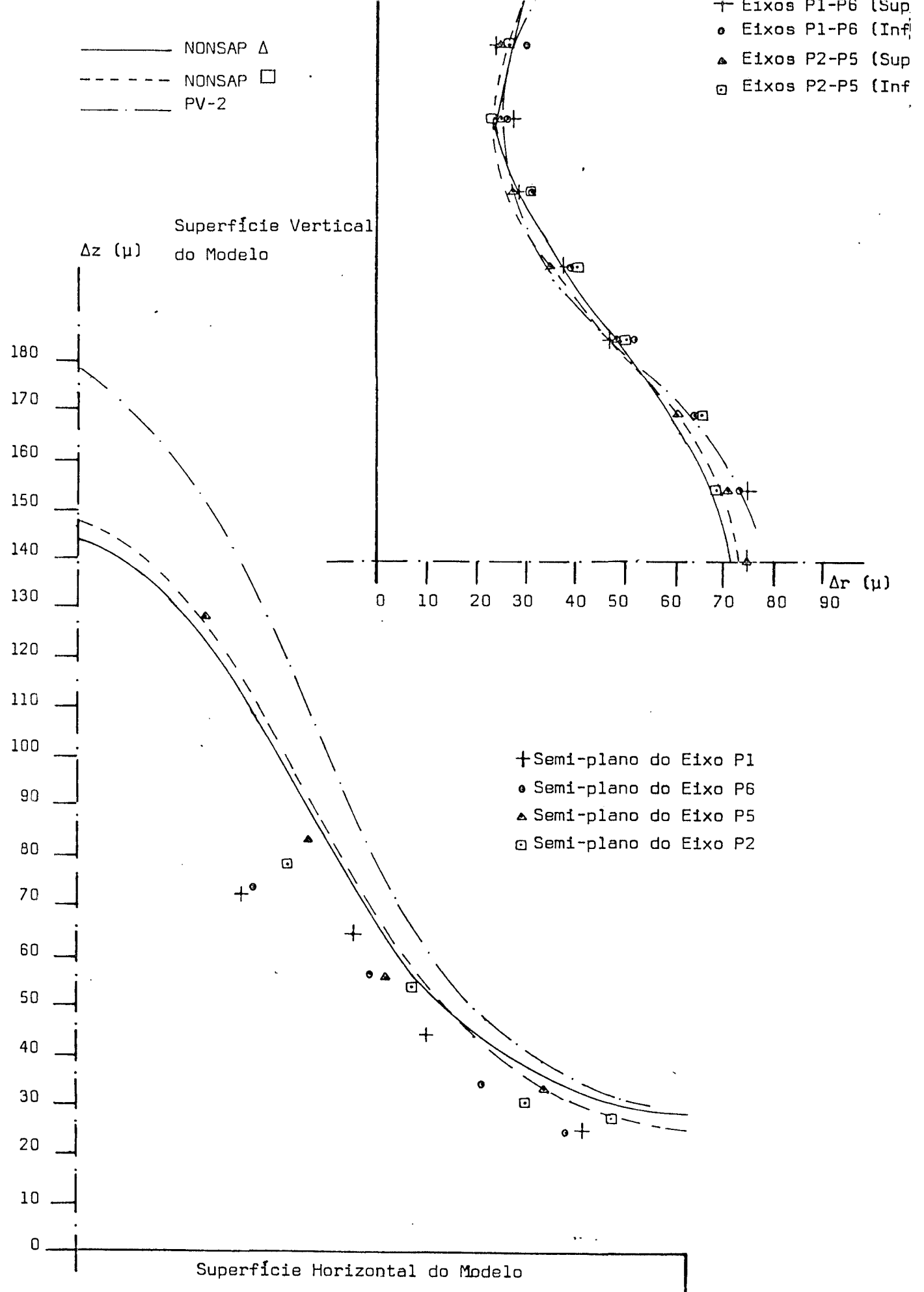


Figura 6.12. - Deslocamentos da superfície do modelo para a pressão de 160 Kgf/cm² após a primeira fissuração .

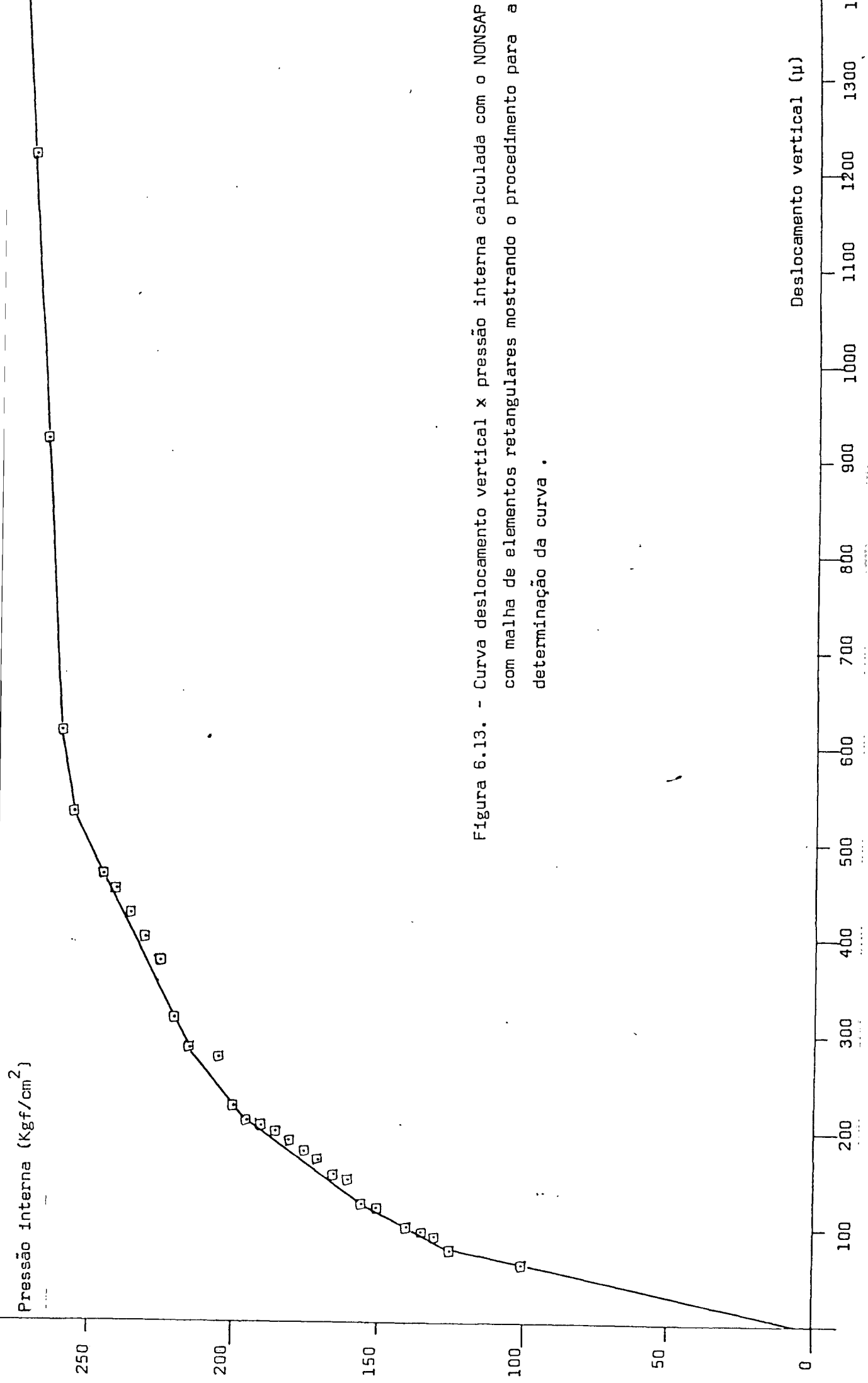


Figura 6.13. - Curva deslocamento vertical x pressão interna calculada com o NONSAP com malha de elementos retangulares mostrando o procedimento para a determinação da curva .

Pressão interna (Kgf/cm²)

- TD-posições 50-51 - 5a. pressurização do SCM1
- ▲ TD-posições 50-51 - 6a. pressurização do SCM1
- ◻ TD-posições 84-85 - 5a. pressurização do SCM1
- + TD-posições 84-85 - 6a. pressurização do SCM1

- NONSAP Δ
- - - NONSAP ◻
- · - PV-2

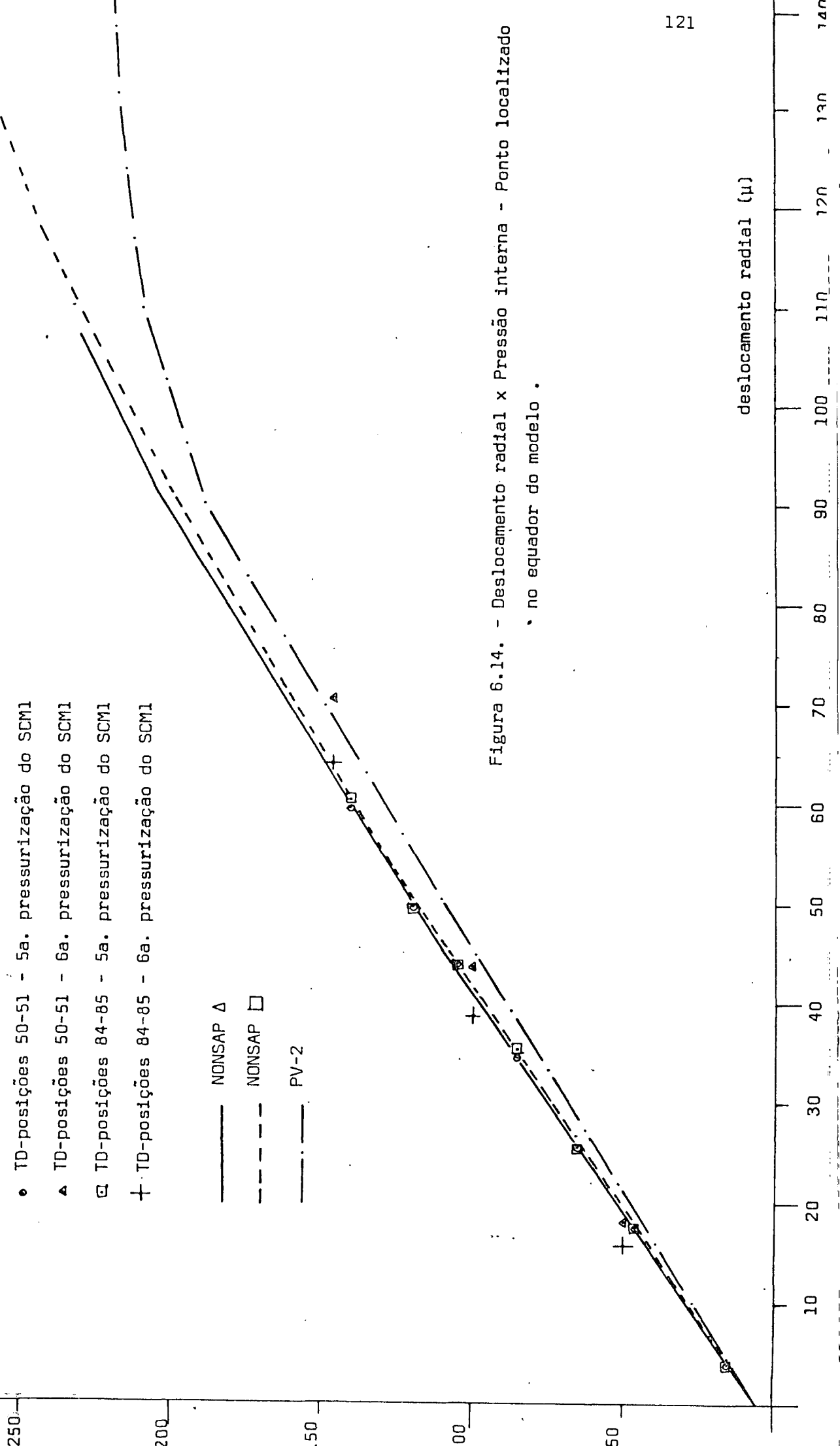


Figura 6.14. - Deslocamento radial x Pressão interna - Ponto localizado no equador do modelo .

Pressão interna (Kgf/cm²)

- TD-posições 50-51 - 4a. pressurização do SCM2
- ▲ TD-posições 50-51 - 6a. pressurização do SCM2
- ◻ TD-posições 84-85 - 4a. pressurização do SCM2
- † TD-posições 84-85 - 6a. pressurização do SCM2

— NONSAP Δ

- - - NONSAP ◻

— PV-2

250

200

150

100

50

10

20

30

40

50

60

70

80

90

100

110

120

130

140

deslocamento radial (μ)

Figura 6.15. - Deslocamento radial x Pressão interna - Ponto localizado no equador do modelo

Pressão interna (Kgf/cm²)

250

200

150

100

50

100

200

300

400

500

600

700

800

900

1000

1100

1200

1300

1400

deslocamento vertical (μ)

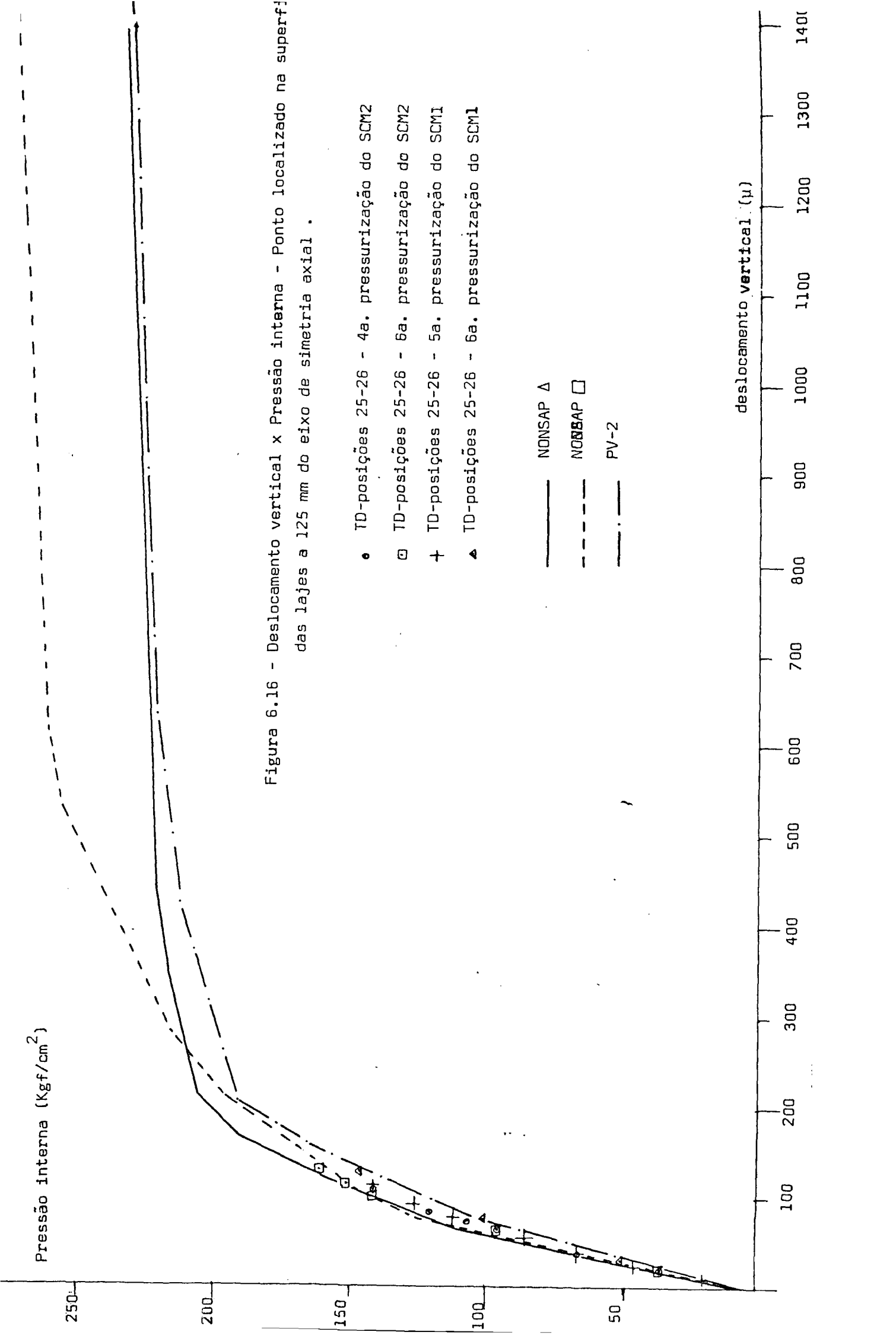
Figura 6.16 - Deslocamento vertical x Pressão interna - Ponto localizado na superfície das lajes a 125 mm do eixo de simetria axial .

- TD-posições 25-26 - 4a. pressurização do SCM2
- ◻ TD-posições 25-26 - 6a. pressurização do SCM2
- + TD-posições 25-26 - 5a. pressurização do SCM1
- ▲ TD-posições 25-26 - 6a. pressurização do SCM1

NON SAP Δ

NON SAP ◻

PV-2



Pressão interna (Kgf/cm²)

250

200

150

100

50

100

200

300

400

500

600

700

800

900

1000

1100

1200

1300

14

deslocamento vertical (μ)

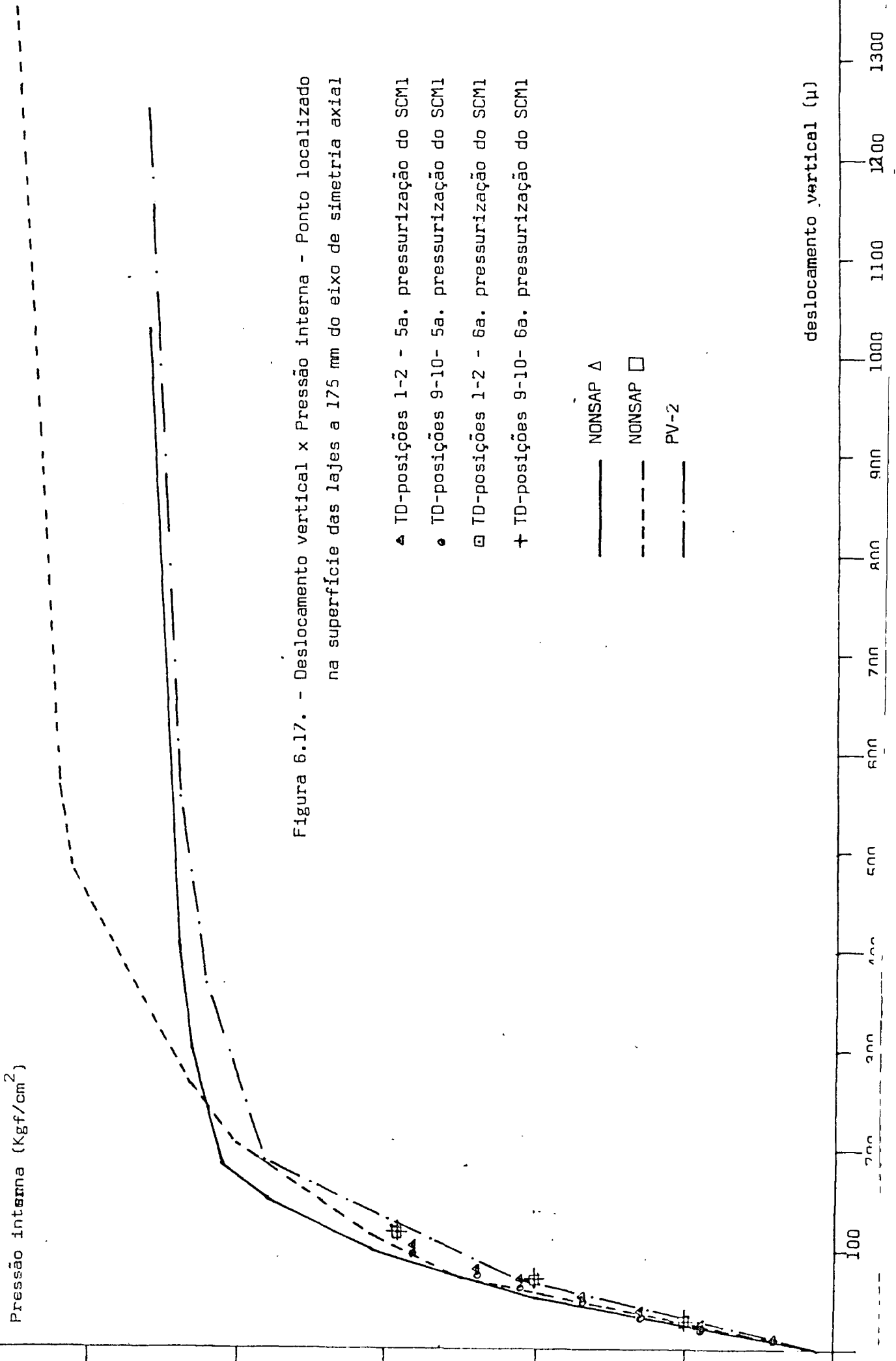
Figura 6.17. - Deslocamento vertical x Pressão interna - Ponto localizado na superfície das lajes a 175 mm do eixo de simetria axial

- ▲ TD-posições 1-2 - 5a. pressurização do SCMI
- TD-posições 9-10- 5a. pressurização do SCMI
- TD-posições 1-2 - 6a. pressurização do SCMI
- + TD-posições 9-10- 6a. pressurização do SCMI

— NONSAP ▲

- - - NONSAP □

- . - PV-2



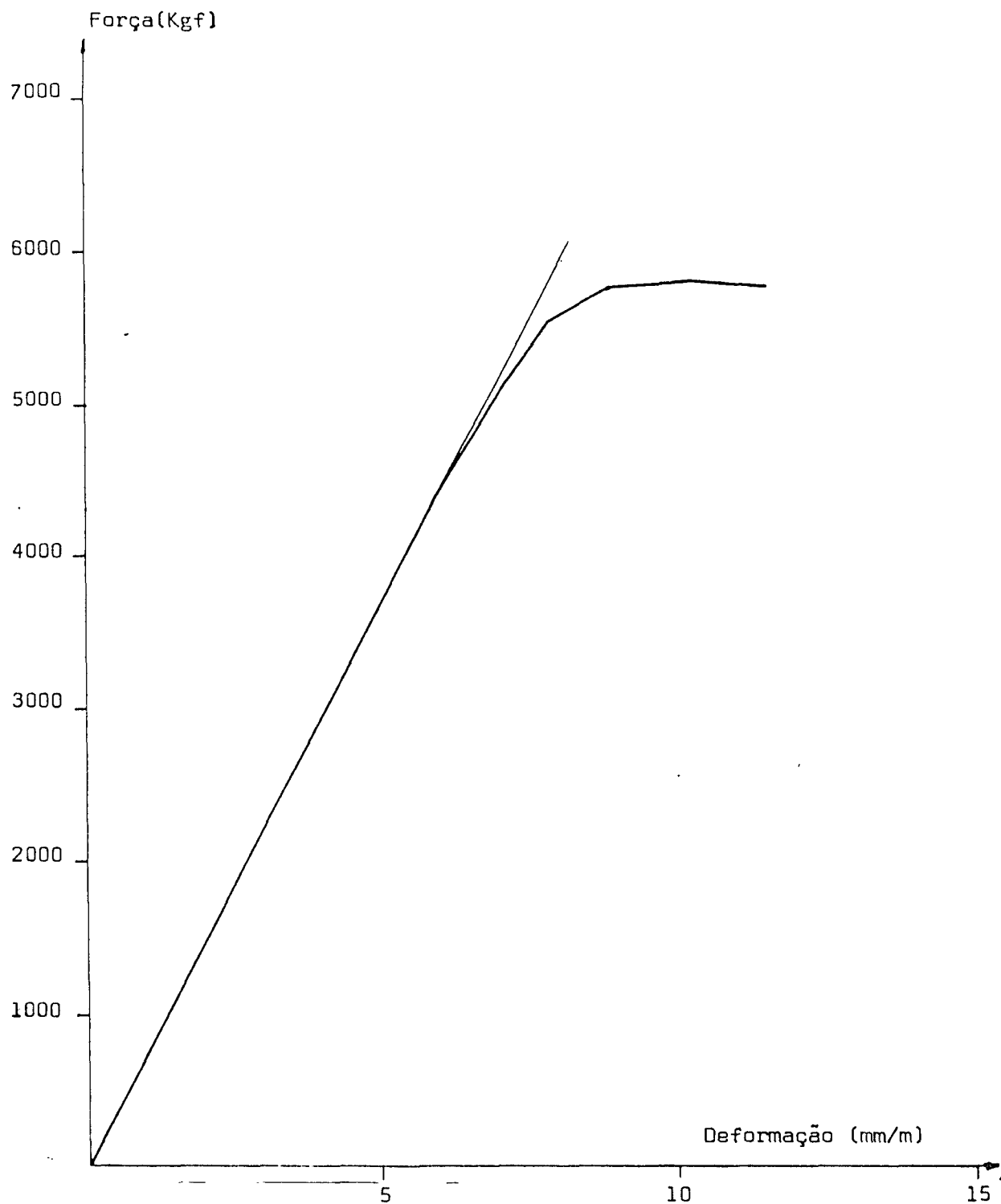


Figura 6.18. - Diagrama Força x Deformação do aço dos tendões da protensão vertical dos modelos de VPCP monocavidade do IPEN .

elástico linear, pois, ela permitirá mostrar a boa aderência do modelo matemático, nesta fase mais conhecida .

Tomando as Tabelas 6.1 e 6.3 e a Figura 6.7, relativas à fase elástica linear, como base, pode-se dizer :

- a) Os valores de deslocamento radial, calculados com o programa PV-2, são ligeiramente maiores que os valores experimentais (desvios da ordem de 5 a 10%) .
- b) Os valores de deslocamento vertical, calculados com o programa PV-2, são maiores que os valores experimentais principalmente na região central das lajes (desvios da ordem de 10 a 20%) .
- c) Os valores de deslocamento radial e vertical, calculados com o programa NONSAP, utilizando tanto malha de elementos triangulares como malha de elementos retangulares , tem boa aderência (desvios da ordem de \pm 5%) .

É importante ressaltar que o módulo de elasticidade do concreto utilizado nos programas PV-2 e NONSAP foi 450000 Kgf/cm^2 e o obtido nos ensaios dos corpos de prova com idade de 60 dias foi 350000 Kgf/cm^2 . Adotou-se esse aumento de rigidez porque havia a idéia que o módulo de elasticidade do concreto deveria ser maior nos modelos que nos corpos de prova, idéia esta confirmada pelos cálculos. Assim, no prosseguimento da análise estrutural, face à aderência obtida com os resultados do PV-2 e NONSAP, se continuou a usar o módulo de elasticidade do concreto de 450000 Kgf/cm^2 .

Entrando no regime não linear, não foi determinado experimentalmente a que pressão ocorreu a primeira fissuração dos modelos. A transição do regime linear elástico para o regime não linear provavelmente ocorreu para pressões de 110 a 130 Kgf/cm^2 (Figuras 6.14 a 6.17) e ao atingir pressões de 140 Kgf/cm^2 os modelos SCM1 e SCM2 deveriam ter fissuras circunferenciais em posições próximas aos cantos das cavidades interna .

As Tabelas 6.5 e 6.7 e a Figura 6.9 mostram a resposta dos

modelos físicos e matemáticos durante a pressurização da primeira fissuração. Pode-se dizer então :

- a) Em termos de deslocamentos radiais, os valores calculados com o PV-2 aderem bem aos resultados experimentais (desvios da ordem de $\pm 5\%$) ao passo que os valores calculados com o NONSAP são ligeiramente menores que os resultados experimentais (desvios da ordem de 0 a 5%) .
- b) Em termos de deslocamentos verticais, os valores calculados com o PV-2 são bem maiores que os resultados experimentais (desvios da ordem de 20 a 30%) enquanto os valores calculados com o NONSAP têm aderência razoável (desvios da ordem de $\pm 10\%$) .

Já nesse estágio da análise o programa PV-2, apesar de prever o início da fissuração dentro dos mesmos valores previstos com o NONSAP, não fornece uma boa aderência dos valores de deslocamento vertical acentuando a tendência mostrada no regime elástico linear .

Aproveitando os resultados experimentais existentes, após a primeira fissuração e até o vazamento na membrana de cobre, pelas tabelas 6.2, 6.4, 6.6, 6.8, 6.9 e 6.10 e pelas figuras 6.8, 6.10, 6.11 e 6.12 pode-se concluir que :

- a) Após a primeira fissuração, a resposta dos modelos físicos e matemáticos dentro da faixa de pressões do regime elástico linear (95 Kgf/cm^2) se altera um pouco. Os deslocamentos, radiais e verticais, aumentam levemente mas as observações feitas para a comparação calculado x experimental dentro do regime linear elástico podem ser mantidas sem nenhuma alteração .
- b) Para a pressão de 140 Kgf/cm^2 pode ser mantido o que foi comentado para a primeira fissuração, para os cálculos executados com o NONSAP e PV-2 .
- c) Para as pressões de 150 e 160 Kgf/cm^2 os deslocamentos verticais calculados pelo NONSAP foram maiores que os

experimentais (desvios de 0 a 10%) e os deslocamentos radiais mantiveram uma razoável aderência (desvios de $\pm 10\%$). Em termos do PV-2 valem os mesmos comentários feitos para pressão de 140 Kgf/cm^2 .

Mesmo não dispondo de dados experimentais para comparação, prosseguiu-se na análise estrutural com os programas PV-2 e NONSAP até a determinação do colapso estrutural do modelo. Dentro dos cálculos, a ruína estrutural ocorreria quando os tendões da protensão vertical começassem a escoar. Procurou-se, então, determinar curvas de pressão interna x deslocamentos similares à Figura 2.1. Assim se chegou às curvas das Figuras 6.14, 6.15, 6.16 e 6.17 sendo introduzidos os valores calculados com os programas PV-2 e NONSAP e os resultados experimentais até a pressão de 160 Kgf/cm^2 . As curvas calculadas foram construídas fazendo-se a ligação dos pontos onde há o aparecimento de uma fissura até o ponto onde há o aparecimento de outra. Na Figura 6.13 é mostrado esse procedimento que é justificado pelo fato das malhas e o incremento da pressão serem discretos e o aparecimento das fissuras se fazer em todo o elemento (ou bloco). Se fosse possível trabalhar com elementos infinitesimais e incrementar a pressão lenta e continuamente, o caminhar das fissuras seria também contínuo e este artifício se tornaria desnecessário.

Conforme a Figura 6.16 chegou-se, então, às pressões de ruptura ("UP") de 230 Kgf/cm^2 com o PV-2, 230 Kgf/cm^2 também com o NONSAP-malha de elementos triangulares e 285 Kgf/cm^2 com o NONSAP - malha de elementos retangulares com coeficientes de segurança para o colapso estrutural, em relação à pressão de trabalho normal (95 Kgf/cm^2) de 2,42; 2,42 e 3,00 respectivamente.

Seria desejável que houvesse resultados experimentais em pressões de, no mínimo, 200 Kgf/cm^2 para a confirmação do padrão de fissuração dos modelos previstos pelos cálculos. Todavia, a aderência dos resultados calculados com os experimentais até a pressão de 160 Kgf/cm^2 permite a conclusão que os resultados continuariam a aderir até a pressão de ruptura pois, o procedimento para a análise estrutural em regime não linear já havia sido introduzido e foi mantido, sem alterações, até a ruína estrutural.

6.4. Comparação entre os programas de cálculo, PV-2 e NONSAP .

Foi feita uma comparação entre os códigos PV-2 e NONSAP tendo em mente, como já foi visto no Capítulo 4, que eles são baseados em métodos numéricos diferentes, o MRD e o MEF, respectivamente .

6.4.1. Aspectos gerais .

O NONSAP é um programa desenvolvido para a análise estrutural dos mais variados casos, desde estruturas de barras até estruturas tri dimensionais, com vários tipos de modelação de materiais. O PV-2, por sua vez, é um código desenvolvido para um caso apenas, a análise de estruturas axissimétricas com carregamento axissimétrico. Dessa forma o NONSAP é um programa bem mais versátil, bastante otimizado e bem mais complexo. Já o PV-2 é um programa simples que deve ser aperfeiçoado ainda e que permite maior iteração entre ele e o usuário .

6.4.2. Aspectos econômicos .

Em termos de consumo de tempo e memória de computador foi feita uma comparação entre o NONSAP e o PV-2. Na Tabela 6.11 são apresentados os resultados para uma pressão de 100 Kgf/cm^2 utilizando malha de 216 elementos triangulares para o NONSAP e malha de 169 blocos para o PV-2.

	PV-2	NONSAP
Tempo de C.P.U	1 min 44s	33s
Memória utilizada	188 K	200 K

Tabela 6.11. - Comparação entre o PV-2 e o NONSAP em termos de tempo de C.P.U. e memória utilizada .

Ve-se, então que para malhas de mesmo nível de discretização

a análise com o PV-2 consome muito mais tempo, enquanto que a memória utilizada é praticamente a mesma. Isso significa, já que o custo da análise é associada a esses dois fatores, que os cálculos com o PV-2 são mais caros .

6.4.3. Aspectos de utilização .

O NONSAP apresenta uma entrada de dados mais fácil e uma saída de respostas mais completa. O PV-2, porém, tem as vantagens de fornecer as aberturas das fissuras e a variação das forças de protensão, dando uma idéia mais real da análise estrutural do VPCP, já que foi desenvolvido para tal, apesar de não poder reproduzir bem contornos inclinados pois só admite na malha blocos retangulares .

Em termos de resultados obtidos, a análise feita com o NONSAP usando malha de elementos triangulares deve ser considerada como sendo a mais precisa (Figuras 6.7 a 6.17). A análise com o PV-2 apesar de fornecer os resultados das pressões de transição dos regimes não tem boa aderência na região das lajes (Figuras 6.7 a 6.12) e a análise com o NONSAP utilizando malha de elementos retangulares apresenta uma pressão de ruptura muito alta (285 Kgf/cm^2) como atestam as Figuras 6.16 e 6.17. Desse modo, é aconselhável o uso do NONSAP quando se quiser uma análise detalhada, em termos de deslocamentos e tensões, de um VPCP. Se o que se deseja é uma verificação do caminhamento das fissuras e da variação das forças de protensão, o PV-2 oferece maiores possibilidades .

São apresentadas no Apêndice I exemplos de listagens de saída ("Output") dos programas NONSAP e PV-2 .

6.5. Propostas para continuação do trabalho .

Inicialmente, deve ser dito que a análise feita dentro deste trabalho cumpriu com os objetivos propostos. Com a continuação dos ensaios de modelos de VPCP para reatores nucleares dentro do IPEN

espera-se que sejam confirmados mais ainda os métodos desenvolvidos. Além disso, espera-se estender a análise estrutural a modelos de VPCP multicavidade, onde a situação é tridimensional, e introduzir na análise, os efeitos de viscoelasticidade e de temperatura nas propriedades do concreto .

APÊNDICE I - SAÍDA DOS PROGRAMAS UTILIZADOS - PV-2 E NONSAP .

1	7	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	2	1	1	1	1	1	2	1	1	1
2	6	1	1	1	1	1	1	1	1	1
3	6	1	1	1	1	1	1	1	1	1
4	6	1	1	1	1	1	1	1	1	1
5	6	1	1	1	1	1	1	1	1	1
6	6	1	1	1	1	1	1	1	1	1
7	4	4	4	4	4	4	24	22	18	10
8	10	10	10	10	10	10	10	1	1	1
9	10	10	10	10	10	10	5	1	1	1
10	10	10	10	10	10	10	5	1	1	1
11	10	10	10	10	10	10	5	1	1	1
12	10	10	10	10	10	10	5	1	1	1
13	10	10	10	10	10	10	10	1	1	1

PV-2 : Blocos e condições de contorno - Pressão = 160 Kgf/cm².

1	2	3	11	12	13
1	2	3	10	10	10
2	1	3	10	10	10
3	1	3	10	10	10
4	1	3	10	10	10
5	1	3	10	10	10
6	1	3	10	10	10
7	1	3	10	10	10
8	1	3	10	10	10
9	1	3	10	10	10
10	1	3	10	10	10
11	1	3	10	10	10
12	1	3	10	10	10
13	10	10	10	10	10

ALCANTARAS VERTICAIS # 1000C

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	-191.228	-177.580	-159.303	-135.472	-106.272	-72.377	-32.342	17.997	49.804
2	-191.906	-178.394	-155.909	-135.615	-105.765	-71.041	-31.918	9.479	39.043
3	-190.817	-175.538	-161.147	-136.334	-105.819	-70.765	-33.095	3.124	29.641
4	-192.042	-182.112	-164.084	-139.016	-107.993	-72.578	-35.306	-0.515	23.456
5	-196.606	-187.271	-169.530	-144.362	-112.889	-76.676	-38.200	-0.898	20.814
6	-203.683	-194.638	-177.181	-152.149	-120.452	-83.076	-41.200	23.458	20.523
7	-211.190	-202.375	-185.360	-160.980	-130.180	-94.040	25.061	25.718	20.172
8	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	26.156	23.646	19.723
9	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	24.533	20.621	17.479
0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	20.576	16.784	14.130
1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	15.063	12.142	10.108
2	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	8.573	6.880	5.680

11 12 13

1	74.036	54.568	0.0
2	61.543	54.824	0.0
3	50.914	51.490	0.0
4	42.253	45.249	0.0
5	34.918	37.040	0.0
6	28.383	28.034	0.0
7	22.796	19.792	0.0
8	17.663	13.271	0.0
9	13.388	8.665	0.0
0	9.722	5.463	0.0
1	6.467	3.227	0.0
2	3.472	1.593	0.0

PV-2 : Deslocamento vertical -
Pressão = 160 Kg/cm².

ANSUES CIRCUNFERENCIAIS

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	-22.209	7.106	49.076	74.928	9
2	0.0	0.0	-19.598	0.887	17.778	34.356	52.345	71.604	85.524	9
3	36.712	47.091	55.026	61.699	68.021	74.447	81.164	87.721	94.136	9
4	116.613	116.801	115.865	114.215	111.824	108.841	105.311	99.472	99.701	10
5	187.789	184.690	178.748	170.372	159.775	147.692	137.022	107.806	98.124	10
6	274.786	268.688	257.609	242.255	222.287	196.469	139.082	106.301	94.575	10
7	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	77.405	93.088	89.032	9
8	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	65.211	75.441	78.629	8
9	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	53.275	63.258	68.544	7
0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	43.500	54.118	60.248	6
1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	36.545	47.700	54.331	5
2	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	32.266	43.398	50.718	5

PV-2 : Tensões circunferenciais -
 Pressão = 160 Kgf/cm²

	11	12	13
1	99.477	81.059	0.0
2	96.206	90.480	0.0
3	102.401	103.996	0.0
4	109.289	115.386	0.0
5	112.007	120.902	0.0
6	107.575	117.350	0.0
7	94.983	95.475	0.0
8	83.265	83.180	0.0
9	73.088	72.758	0.0
0	65.027	64.717	0.0
1	59.393	59.217	0.0
2	55.982	55.951	0.0

FISSURAS RADIAIS

	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	1	1	1	1	1	0	0	0	0
2	1	1	0	0	0	0	0	0	0

ARGURA TOTAL DAS FISSURAS RADIAIS * 10000

	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	220.125	213.074	210.304	205.061	189.704	0.0	0.0	0.0	0.0
2	76.501	70.194	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

PV-2 : Fissuras radiais e abertura das fissuras radiais - Pressão = 160 Kgf/cm² .

1	0.0	0.6340450-02	0.0
2	0.0	0.5665170-04	0.0
3	0.0	0.5993620-02	0.0
4	0.0	0.5257670-02	0.0
5	0.0	0.4152380-03	0.0
6	0.0	0.4157630-02	0.0
7	0.0	0.2723220-02	0.0
8	0.0	0.5822230-03	0.0
9	0.0	0.1109090-02	0.0
10	0.0	0.3890150-02	0.0
11	0.0	0.6269640-02	0.0
12	0.0	0.7681230-02	0.0
13	0.0	0.7904010-02	0.0
14	0.0	0.6817630-02	0.0
15	0.0	0.4992970-02	0.0
16	0.0	0.6137140-02	0.0
17	0.0	0.5877030-02	0.0
18	0.0	0.5150390-02	0.0
19	0.0	0.4025810-02	0.0
20	0.0	0.2559870-02	0.0
21	0.0	0.8038430-03	0.0
22	0.0	0.1205430-02	0.0
23	0.0	0.3442540-02	0.0
24	0.0	0.5359400-02	0.0
25	0.0	0.532210-02	0.0
26	0.0	0.6797370-02	0.0
27	0.0	0.6227170-02	0.0
28	0.0	0.5138020-02	0.0
29	0.0	0.6052800-02	0.0
30	0.0	0.5799120-02	0.0
31	0.0	0.5079890-02	0.0
32	0.0	0.3935700-02	0.0
33	0.0	0.2440500-02	0.0
34	0.0	0.6908090-03	0.0
35	0.0	0.1196780-02	0.0
36	0.0	0.3052980-02	0.0
37	0.0	0.4272680-02	0.0
38	0.0	0.518340-02	0.0
39	0.0	0.5306160-02	0.0
40	0.0	0.5552640-02	0.0
41	0.0	0.5000670-02	0.0
42	0.0	0.6179270-02	0.0

NONSAP : Deslocamentos - Pressão = 110 Kgf/cm² .

D I S P L A C E M E N T S

NODE	Y-DISPLACEMENT	Z-DISPLACEMENT	Y-DISPLACEMENT	Z-DISPLACEMENT	R100_5	Z100_5
1	0.0	-0.1245770-02	0.0	0.5613580-02	0.0000000	0.0068643
2	-3.7042850-03	-0.1357110-02	-0.1557990-04	0.5294140-02	0.00068871	0.0066912
3	-3.1564180-02	-0.1580510-02	-3.2486730-03	0.4606950-02	0.00131551	0.0061674
4	-0.2419030-02	-0.1940880-02	-3.6095610-03	0.3577230-02	0.00160947	0.0055181
5	-0.3259300-02	-0.2491820-02	-0.1120840-02	0.2226940-02	0.00213846	0.0047187
6	-0.4098850-02	-0.3318700-02	-0.1809880-02	3.57229390-03	0.00228897	0.0058916
7	-0.4986340-02	-0.4582700-02	-0.2706010-02	-0.1439650-02	0.00228033	0.0031430
8	-0.6002100-02	-0.6715510-02	-0.3836810-02	-0.4159030-02	0.00216529	0.0025564
9	-0.7343490-02	-0.8648640-02	-0.5340230-02	-0.6496060-02	0.00200326	0.0021525
10	-0.8926910-02	-0.9791440-02	-0.7086880-02	-0.7882130-02	0.00184005	0.0015093
11	-0.1058300-01	-0.9878800-02	-0.8878780-02	-0.8092000-02	0.00170422	0.0017868
12	-9.1215600-01	-0.8737750-02	-3.1054690-01	-0.6997910-02	0.00161000	0.0017393
13	-0.1408710-01	-0.6895950-02	-0.1253060-01	-0.5174200-02	0.00155650	0.0017417
14	0.0	-0.1645940-02	0.0	0.5396520-02	0.0000000	0.0070424
15	-0.8809040-03	-0.1722880-02	-0.4350870-03	0.5153840-02	0.00044582	0.0068767
16	-0.1894430-02	-0.1933670-02	-0.9811520-03	0.4476270-02	0.00091328	0.0064099
17	-3.2915430-02	-0.2285480-02	-0.1610880-02	0.3426120-02	0.00130455	0.0057116
18	-0.3950330-02	-0.2820730-02	-3.2360830-02	0.2047830-02	0.00158950	0.0048685
19	-0.5010080-02	-0.3607610-02	-0.3254270-02	0.3840320-03	0.00175581	0.0039916
20	-0.6106880-02	-0.4740370-02	-0.4293180-02	-0.1542730-02	0.00181370	0.0031976

5 KgF/cm²

100 KgF/cm²

NONSAP : Deslocamentos

ELEMENT NUMBER	LOCATION	SIGMA-X1	SIGMA-X2	TAU-X12	SIGMA-X3	SIGMA-P+	SIGMA-P-	AN
140								
1		-93.8873	-22.1380	-63.8343	-111.0174	15.2299	-131.3501	-59
2		-94.7351	-22.8658	-63.8843	-115.2550	14.4820	-132.1029	-59
9		-94.8354	-22.9905	-63.8843	-115.8487	14.3773	-132.2077	-59
141								
1		-95.1642	-47.2904	-43.0736	-111.7289	-21.9507	-120.5089	-59
2		-95.7727	-47.8939	-43.0736	-115.1486	-22.5542	-121.1124	-59
9		-95.4314	-47.5525	-43.0736	-113.2149	-22.2129	-120.7711	-59
142								
1		-27.0609	-32.1792	-60.9510	-113.9979	12.2719	-121.5120	-32
2		-31.5707	-86.6889	-60.9510	-139.5532	7.7622	-126.0218	-32
9		-28.3975	-33.5153	-60.9510	-121.5721	10.9353	-122.8486	-32
143								
1		-56.7296	-15.5631	-16.0923	-104.4425	-8.7416	-63.5510	-69
2		-58.0519	-16.8654	-16.0923	-111.9358	-10.0640	-64.8734	-69
9		-55.8423	-15.6758	-16.0923	-105.0815	-8.8544	-63.6638	-69
144								
1		-66.4486	-38.2959	-54.0683	-106.5006	5.8171	-104.5646	-50
2		-62.1269	-39.9771	-54.0683	-116.0108	4.1388	-106.2429	-50
9		-50.2444	-38.0946	-54.0683	-105.3431	6.0214	-104.3603	-50
145								
1		-93.8063	37.6419	-37.9894	-109.1199	47.8312	-103.9956	-74
2		-91.1009	40.3473	-37.9894	-93.7893	50.5366	-101.2902	-74
9		-91.6791	39.7691	-37.9894	-97.0657	49.9585	-101.8684	-74

NONSAP - tensões .

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. ANS topical meeting gas-cooled reactors: HTGR and GCFBR, May 7-10, 1974, Gatlinburg Tenn. . Oak Ridge, Tenn. 1974 (CONF-740501) .
2. AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. ASME boiler and pressure vessel code an American National Standard. Section III. Rules for construction of nuclear power plant components. Division 2, Code for concrete reactor vessels and containments, July 1, 1977. (ANSI/ASME BPV-III-2)
3. ANDERSEN, S.I.; HAMRE, E.; TARANTI, T. The Scandinavian PCRV project : stress calculation and experimental verification. In: COMMISSION OF THE EUROPEAN COMMUNITIES, Brussels. Structural Mechanics in reactor technology : proceedings of the 1st international conference on ... held in Berlin, Germany, 20-24 September , 1971, V.4 Reactor pressure vessels, Part H Prestressed concrete pressure vessels, Luxembourg, 1972 p.477-94 (EUR 4820d-f-e)
4. ANTHONY, R.P. Development of statutory requirement for reactors vessels. In: THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, London. Prestressed concrete pressure vessels: Conference on ... held at Church House, Westminster , S.W.I., 13-17 March, 1967. London, 1968 . p. 85-90 .
5. ARGYRIS, J.H.; FAUST, G.; SZIMMAT, J.; WARNKE, E.P.; WILLAN, K.J. Recent Developments in the finite element analysis of PCRV. Nucl. Eng. Des. 28 : 42-75, 1974.
6. ARGYRIS, J.H. & KELSEY, S. Energy theorems and structural analysis, Butherworth, London, 1960 apud NORRIE, D. H. & DE VRIES, G. An introduction to finite element analysis, New York, N. Y.. Academic, 1978. P. 18.
7. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Método para Ensaio a Compressão Uniaxial de Corpos de Prova de Concreto (MB-3), São Paulo, 1977.

8. BAKER, A.L.L. Safety of pressure vessels. In: THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, London, Prestressed Concrete Pressure Vessels : Conference on ... held at Church House, Westminster , S.W.I, 13-17 March, 1967. London, 1968 .p. 79-84.
9. BATHE, K-J.; OZDEMIR, H.; WILSON, E.L. Static and dynamic geometric and material non linear analysis. Berkeley, Calif., Structural Engineering Laboratory- University of California, Feb. 1974. (UC SESM 74-4) .
10. BATHE, K-J. & WILSON E.L. Numerical methods in finite element analysis. Englewood Cliffs, N.J., Prentice-Hall, 1976 .
11. BATHE, K-J.; WILSON E.L.; IDING, R.H. NONSAP-A structural analysis program for static and dynamic response of non linear systems. Berkeley, Calif., Structural Engineering Laboratory-University of California, Feb. 1974 (UC SESM 74-3) .
12. BAŽANT, Z.P. Thermodynamics of interacting continua with surface and creep analysis of concrete structures. Nucl. Eng. Des., 20 : 477-505, 1972 .
13. BISHOP, R.F.; HORSEMAN, R.W.; WHITE, C.M. Liner design and construction. In : THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, London. Prestressed Concrete Pressure Vessels : Conference on ... held at Church House, Westminster, S.W.I. 13-17 March, 1967. London, 1968. p. 693-702
14. BRADING, K.F. & HILLS, G. Use of structural models in developing pressure vessel design. Prestressed Concrete Pressure Vessels : Conference on ... held at Church House, Westminster, S.W.I. 13-17 March, 1967. London, 1968. p. 447-59 .
15. BRITISH STANDARDS INSTITUTION. Specification for prestressed concrete pressure vessels for nuclear reactors, London, July, 1973 (BS4975) .
16. BROWN, A.H. & DARTON, A.J. The Oldbury vessels. In : THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, London. Prestressed concrete pressure vessels : Conference on ... held at Church House, Westminster, S.W.I., 13-17 March, 1967, London, 1968. p.3-11 .

17. BRUNTON, J.D. & THOMAZ, W.D. Wire winding of Hartlepool and Heysham reactor pressure vessels. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, London. Experience in design, construction and operation of prestressed concrete pressure vessels and containments for nuclear reactors : international conference on ... held on York, England, 8-12 September, 1975. London, 1975. p. 217-28 .
18. BURROW, R.E.D. & WILLIAMS, A.J. Hartlepool AGR reactor pressure vessel, Nucl. Eng. Int., 14 (162) : 973-80, Nov. 1969 .
19. CALLAHAN, J.P.; CORUM, J.M.; WHITMAN, G.D. Experimental and analytical results for a prestressed concrete reactor vessel model under simulated HTGR operating conditions. In : COMMISSION OF THE EUROPEAN COMMUNITIES, Brussels. Structural mechanics in reator technology : transactions of the 3rd international conference on ... held in London, U.K., 1-5 September, 1975, v.3 Reactor vessels, Part H structural, analysis of prestressed concrete reactor pressure vessel. Luxembourg 1975. H 3/2 .
20. CARLTON, D.; SMITH, J.R.; BELLWOOD, G.N. Prestressing and proof pressure testing of the Wylfa prestressed pressure vessels and comparison of measured data with predicted, performance, In : COMMISSION OF THE EUROPEAN COMMUNITIES, Brussels. Structural mechanics in reactor techology : proceedings of the 1st international conference on ... held in Berlin, Germany, 20-24 September, 1971, v. 4 Reactor pressure vessels. Part H Prestressed concrete pressure vessels. Luxembourg, 1972, p. 319-52.
21. CHARCHAROS, A.N. & JOHNSTON, J.M. The sealing of large pressure closures. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, London. Experience in the design, construction and operating of prestressed concrete pressure vessels and containments for nuclear reactors : international conference on ... held in York, England, 8-12-September, 1975. London, 1975. p. 159-68 .
22. CHEN, P.T. Prestressed concrete in nuclear pressure vessels : a critical review of current literature. Philadelphia, Pa., Franklin Inst. Research Labs., May 1968. (ORNL-4227) .

23. CLIFF, J.O. & WUNDERLICH, R.G. Construction experience on PCRV liners at Fort St Vrain. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, London. Experience in the design construction and operation of prestressed concrete pressure vessels and containments of nuclear reactors : international conference ... held in York, England, 8-12 September, 1975. London, 1975. p. 389-95 .
24. COLQUHOUN, J.; DAVIDSON, J.; BOLTON, A.D. The design, commissioning and operation of Hinkley Point 'B' AGR power station pressure vessel insulation. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, London. Experience in the design, construction and operation of prestressed concrete pressure vessels and containments for nuclear reactors : international conference on ... held in York, England, 8-12 September, 1975. London, 1975. p. 101-9 .
25. CROWDER, R.; HOWELLS, R.M.; PATON, A.A. Design and construction of the prestressed concrete boiler closures for the Hatlepool and Heysham pressure vessels. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, London. Experience in the design, construction and operation of prestressed concrete pressure vessel and containments for nuclear reactors : international conference on ... held in York, England, 8-12 September, 1975. London, 1975. p. 145-57 .
26. DAVIDSON, I. The analysis of cracked structures. São Paulo, Instituto de Energia Atômica, 1974. (IEA-Pub-337) .
27. DAVIDSON, I.; BASTOS, M.R. de A; CAMARGO, P.B. de O método da relaxação dinâmica na análise estrutural de vasos de pressão de concreto. São Paulo, Instituto de Energia Atômica, 1977. (IEA-Pub-471) .
28. DEE, J.B.; MACKEN, T.; MEYER, L. Development of components for the gas-cooled fast breeder reactor programme. In : INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, Vienna. Gas-cooled reactors with emphasis on advanced systems : proceedings of a symposium on ... held in Jülich, Germany, 13-17 October, 1975, v.2. Vienna, 1976. p. 443-59.
29. ENGLAND, R.H. & LAKIN, N.O.E. Design and construction of nuclear power plants in the UK. Nucl. Energy, 18 (3) : 181-94, June, 1979 .

30. ENGLAND, G.L. A direct method of structural analysis for creep in heated concrete structures. In : JAEGER, T.A., editor & BOLEY, B.A., editor. Structural mechanics in reactor technology : transactions of the 4th international conference on ... held in San Francisco, Calif., 15-19 September, 1977, v.H Structural engineering of prestressed reactor pressure vessels. Amsterdam, 1977, H.3/1 .
31. EVANS, R.H. & MARATHE, M.S. Stress concentration in prestressed concrete. In : THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, London. Prestressed concrete pressure vessels : conference on ... held at Church House, Westminster, S.W.I., 13-17 March, 1967. London, 1968. p.549-53 .
32. FOUNTAIN, M.J.; BLACKIE, D.; MORTIMER, D. Corrosion protection of prestressing tendons. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, London. Experience in the design construction and operation of prestressed concrete pressure vessels and containments for nuclear reactors : international conference on ... held on York, England, 8-12 September, 1975. London, 1975. p. 237-43 .
33. FUMAGALLI, E & VERDELLI, G. Research on PCPV for BWR - physical model as design tool - main results. In : COMMISSION OF THE EUROPEAN COMMUNITIES, Brussels. Structural mechanics in reactor technology : transaction of the 3rd international conference on ... held in London, U.K., 1-5 September, 1975. V.3 Reactor vessels, Part H Structural analysis of prestressed concrete reactor pressure vessels. Luxembourg, 1975. H 3/5 .
34. FUMAGALLI, E. & VERDELLI, G. Small scale model of PCPV for high temperature gas reactors. Modelling criteria and typical results. Bergamo, Istituto Sperimentale Modelli e Strutture . Oct. 1974.
35. FURBER, B.N.; HOPKINS, I.H.G.; STUART, R.A. The development of criteria for the design on insulation for nuclear reactors. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, London. Experience in the design, construction and operation of prestressed concrete pressure vessels and containments for nuclear reactors : international conference on ... held in York, England, 8-12 September, 1975. London, 1975. p. 93-100 .

36. GALLAGHER, R.H. Finite element analysis. Englewood Cliffs, N.J., Prentice-Hall, 1975
37. GALLIX, R.; LIU, T.C.; LU, S.C.H. Crack analysis of multicavity prestressed concrete reactor vessels. In : COMMISSION OF THE EUROPEAN COMMUNITIES, Brussels. Structural mechanics in reactor technology : transactions of the 3rd international conference on ... held in London, U.K.; 1-5 September, 1975. v.3 Reactor vessels, Part H Structural analysis of prestressed concrete reactor pressure vessels. Luxembourg, 1975, H 4/2 .
38. GEISTEFELDT, H. Material law for concrete under multiaxial stress. In : JAEGER, T.A.; editor & BOLEY, B.A.; editor. Structural mechanics in reactor technology : transactions of the 4th international conference on ... held in San Francisco, Calif., 15-19 August, 1977. v.H Structural engineering of prestressed reactor pressure vessels. Amsterdam, 1977. H 5/1 .
39. GENERAL ATOMIC DIVISION. Prestressed concrete reactor vessel model 2. San Diego, Calif. Nov. 1966. (GA-7156) .
40. GOODJOHN, A.J. Large HTGR Design Status, San Diego, Calif.; General Atomic Division, 1970. (GA-10017) .
41. GOODPASTURE, D. W.; BURDETTE, E.G.; CALLAHAN, J.P. Design and Analysis of multicavity prestressed concrete reactor vessels. Nucl. Eng. Des., 46 : 81-100, 1978 .
42. GREENSTREET, W.L.; OLAND, C.B.; CALLAHAN, J.P.; CANONICO, D.A. Frasibility study of prestressed concrete pressure vessels for coal gasifiers. Oak Ridge, Tenn. , Oak Ridge National Laboratory, Aug. 1977. (ORNL-5312) .
43. HABUSH, A.L. & HARRIS, A.M. 330-MW(e) Fort St Vrain high temperature gas-cooled reactor Nucl. Eng. Des., 7: 312-21, 1968 .

44. HANNAH, I. W. Structural Engineering of pre-stressed reactor vessels. Nucl. Eng. Des. 50 : 443-62, 1978
45. HARDINGHAM, R.P.; PARKER, J.V.; SPRUCE, T.W. Liner design and development for the Oldbury vessels. In : THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, London. Prestressed concrete pressure vessels : conference on ... held at Church House, Westminster , S.W.I, 13-17 March, 1967. London, 1968. p. 661-70 .
46. HUGHES, J.W.; FURBER, B.N.; LAING, G.W.; ARMSTRONG, E. Insulation design and development for the Oldbury vessels. In : THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS. London, Prestressed concrete pressure vessels : conference on ...held at Church House, Westminster, S.W.I., 13-17 March, 1967. London, 1968. p. 703-17 .
47. INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES-CENTRO DE ENGENHARIA NUCLEAR. Manual do PV-2 MRD, São Paulo, 1979 .
48. JONES, H. & HEDGECOCK, P. D. Thermal protection system for the concrete core support floor at Fort St. Vrain. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, London. Experience in the design, construction and operation of prestressed concrete pressure vessels and containments for nuclear reactors : international conference on ... held in York, England, 8-12 September, 1975. London, 1975. p. 111-8 .
49. KRAEMER, W.; MENON, S.; HERNBORG, G.; JOHNSON, B. The scandinavian PCRV model project : thermal insulation tests. In : COMMISSION OF THE EUROPEAN COMMUNITIES, Brussels. Structural Mechanics in reator technology : proceedings of the 1st. international conference on ... held in Berlin, Germany, 20-24 September, 1971, V.4 Reactor pressure vessels. Part H Prestressed concrete pressure vessels. Luxembourg, 1972. p. 715-30 (EUR-4820 d-f-e) .

50. LAMIRAL, G.; BONELLE, R.; VAUJOUR, J. A.; ROUGIER, A. Pressure Vessels for Eletricité de France nuclear power stations. In : THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, London. Prestressed concrete pressure vessels : conference on ... held at Church House, Westminster, S.W.I, 13-17, March, 1967. London, 1968 p. 29-33 .
51. LOCKETT, G. E. & KINKEAD, A. N. Pressure vessels for helium high-temperature reactors. In : THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, London. Prestressed concrete pressure vessels : conference on ... held at Church House, Westminster, S.W.I., 13-17 March, 1967. London, 1968. p. 35-43 .
52. MACKEN, T.; DEE, J. B.; DAVIDSON, I. PCRV design and development for the GCFR. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL, London. Experience in the design , construction and operation of prestressed concrete pressure vessels and containment for nuclear reactors : international conference on ... held on York, England, 8-12 September, 1975, London, 1975. p. 489-97 .
53. MATT, P. The General Atomic strand winding machine. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, London, Experience in design, construction and operation of prestressed concrete pressure vessels and containments for nuclear reactors : international conference on ... held on York, England, 8-12 September, 1975. London, 1975. .p. 211-6 .
54. MENON, S. Verification programme of tests and studies on Sandinavian BWR-PCRV . In : JAEGER, T. A, editor & BOLEY, B. A., editor. Structural mechanics in reator technology : transactions of the 4th international conference on ... held in San Francisco, Calif. 15-19 August, 1977, v.H. Structural engineering of prestressed reactor pressure vessels. Amsterdam, 1977. H 1/4 .
55. MEROT, J. P. & LACROIX, R. Principle of "hot wall" insulation for prestressed concrete reactor vessels. In : THE INSULATION OF MECHANICAL ENGINEERS, London. Experience in the design, construction and operation of prestressed concrete pressure vessels and containments for nuclear reactors : international conference on ... held in York England, 8-12 September, 1975. London, 1975. p. 521-31 .

56. MODEL test and design of PCRV's. PCRV-Notes, 1 (2) : 1-6, Nov. 1968 .
57. NAGAMATI. M.; DAVIDSON, I., MATTAR NETO, M.; MEYLAN, D.M.; VALLIN, C. Projeto, construção e ensaios de modelos de vaso de pressão de concreto protendido. São Paulo, 1980 .
58. NEVILLE, A. M. Properties of concrete. London. Pitman, 1972
59. NORRIES, D. H. & DEVRIES, G. An introduction to finite element analysis. New York, N.Y., Academic, 1978 .
60. OPLE JR, F.S. & GOTSCHALL, H.L. Fort St Vrain unit 1 PCRV pressure test report for the public service. San Diego, Calif., Gulf General Atomic, Dec. 1971. (GULF-GA-A-10839) .
61. OTTER, J.R.H. Computations for prestressed concrete reactor pressure vessels using dynamic relaxation. Nucl. Struct. Engng, 1 : 61-75, 1965 .
62. OTTER, J.R.H.; CASSELL, A.C.; HOBBS, R.E. Dynamic relaxation. Proc. Instn. Civ. Engrs., 35 : 633-56, 1966 .
63. OTTOSEN, N.S. & ANDERSEN, S.I. Theoretical and experimental studies for optimization of PCRV top closures. In : COMMISSION OF EUROPEAN COMMUNITIES, Brussels. Structural mechanics in reactor technology : transactions of the 3rd international conference on ... held in ... U.K., 1-5 Sep., 1975, v.3 Reactor vessels, Part H Structural analysis of prestressed concrete reactor vessels. Luxembourg, 1975. H 3/6 .
64. PROCTER, E, & TONNLEY, C.H.A. Strain distributions around openings in pressure vessels. In : THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, London. Prestressed concrete pressure vessels : conference on ... held at Church House, Westminster, S.W.I., 13-17 March, 1967. London, 1968. p. 577-85 .

65. RASHID, Y.R. Ultimate strength analysis of PCRV. Nucl. Eng. Des., 7: 334-44, 1968 .
66. ROCKENHAUSER, W. Structural design criteria for primary containment structures (prestressed concrete reactor vessels). Nucl. Eng. Des., 9:449-66, 1969 .
67. SCHMELPFENNING, K. Studies of overload of removable top closures of PCRV for light water reactors. In : JAEGER, T.A., editor & BOLEY, B.A., editor. Structural mechanics in reactor technology : transactions of the 4th international conference on ... held in San Francisco, Calif., 15-19 September, 1977, v.H Structural engineering of prestressed reactor pressure vessels. Amsterdam, 1977, H 6/4 .
68. SCOTTO, F.L. Thin-walled 1:20 prestressed concrete pressure vessel model for HTGR reactor type. In : COMMISSION OF THE EUROPEAN COMMUNITIES, Brussels. Structural mechanics in reactor technology : proceedings of the 1st international conference on ... held in Berlin, Germany, 20-24 September, 1971, v.4 Reactor pressure vessels, Part H Prestressed concrete pressure vessels. Luxembourg, 1972. p. 535-49 (EUR 4820 d-e-f) .
69. SHAMES, I.H. Mecânica dos Fluidos, v.1. São Paulo, Edgard Blücher, 1972 .
70. SMITH, P.D.; COOK, N.A.; ANDERSON, C.A. Finite element analysis of prestressed concrete reactor vessels. In : JAEGER, T.A.; editor & BOLEY, B.A., editor . Structural mechanics in reactor technology: transactions of the 4th international conference on ... held in San Francisco, Calif., 15-19 August, 1977. v.H. Structural engineering of prestressed reactor pressure vessels. Amsterdam, 1977, H 2/5 .
71. SOKOLNIKOFF, I.S. Mathematical theory of elasticity. 2a. ed. New York, N.Y., MacGraw-Hill, 1956
72. TAMURA, M. Aplicação dos métodos de relaxação dinâmica e elementos finitos na análise estrutural de um modelo reduzido de vaso de pressão de concreto protendido, São Paulo, 1979. (Dissertação de mestrado, Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares) .

73. TATE, L.A.; HOLDER, A.R.; SEATON, A.R.; NORONHA, R.I. The temperature control of prestressed concrete reactor pressure vessels. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, London. Experience in the design, construction and operation of prestressed concrete pressure vessels and containments for nuclear reactors : international conference on ... held in York, England, 8-12, September, 1975. p. 83-92 .
74. TAYLOR, R.S. The Wylfa vessels. In : THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, London. Prestressed concrete : conference on ... held at Church House, Westminster, S.W.I, 13-17 March, 1967. London, 1968. p.13-9 .
75. TIMO SHENKO, S.P. & GOODIER, J.N. Teoria da Elasticidade. 3a. ed. Rio de Janeiro, Guanabara, Dois, 1980 .
76. TURNER, M.J.; CLOUGH, R.W.; MARTIN, H.C.; TOPP, L.J. Stiffness and deflection analysis of complex structures, J. Aeronaut. Sci., 23 (9) : 805-24 , September, 1956 apud Norrie, D.H. & DE VRIES, G. An introduction to finite element analysis, New York, N.Y., Academic, 1978. p. 18 .
77. WELCH, A.K. & STORER, G. Non-linear dynamic relaxation and its application to pressure vessel problems. In : JAEGER, T.A., editor & BOLEY, B.A., editor . Structural mechanics in reactor technology : transactions of the 4th international conference on ... held in San Francisco, Calif., 15-19 August, 1977, v.H Structural engineering of prestressed reactor pressure vessels. Amsterdam, 1977. H 2/3 .
78. WHITE, C.M. Construction of the liners for prestressed reactor pressure vessels at Heysham nuclear power station. In : THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS, London. Experience in the design, construction and operation of prestressed concrete pressure vessels and containments for nuclear reactors : international conference on ... held in York, England, 8-12 September, 1975. London, 1975. p.381-8 .

79. YOUNG, A.G. & TATE, L.A. Design of liners for reactor vessels.
In : THE INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, London. Prestressed concrete pressure vessels : conference on ... held at Church House, Westminster, S.W.I., 13-17 March, 1967. London. 1968, p. 671-83 .
80. ZIENKIEWICZ, O.C. Finite element methods in the analysis of reactor vessels. Nucl. Eng. Des. 20 : 507-41, 1972 .
81. ZIENKIEWICZ, O.C. The finite element method. London, MacGraw-Hill, 1977 .