

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**ANÁLISE DE FALHA POR COLAPSO PLÁSTICO EM REATORES DE COQUE
COM ABAULAMENTOS NO COSTADO**

Dissertação submetida à

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

para a obtenção do grau de

MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

THOMAS WILLIAM HUTCHINSON

Florianópolis, maio de 2005

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

ANÁLISE DE FALHA POR COLAPSO PLÁSTICO EM REATORES DE
COQUE COM ABAULAMENTOS NO COSTADO

THOMAS WILLIAM HUTCHINSON

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de

MESTRE EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA

sendo aprovada em sua forma final.

PROF MARCELO KRAJNK ALVES - Orientador

PROF ARMANDO SÁ RIBEIRO JR (UFBA) – Co-orientador

PROF JÚLIO PASSOS - Coordenador do Curso

BANCA EXAMINADORA

Prof. Arcanjo Lenzi, PhD - Presidente

Prof. Lauro César Nicolazzi, Dr. Eng

Prof. José Carlos Pereira, Dr

Não desperdiceis vossas energias, não pareis à beira do caminho, não adormeçais enquanto a vida está desperta e caminha; se a cada dia tiverdes sabido criar no espírito e na eternidade, se tiverdes dado a cada ato esse objetivo mais alto e mais substancial, tereis caminhado com o tempo e não direis: o tempo passou! Tereis renovado vossa juventude com vosso trabalho e não tereis envelhecido tristemente. E não direis mais da vida: *vanitas vanitatum*.

Pietro Ubaldi

AOS MEUS AMIGOS

AGRADECIMENTOS

Obrigado Petrobras por patrocinar a oportunidade de realizar este curso;

Obrigado Universidade Federal de Santa Catarina pela estrutura e professores colocados a nossa disposição;

Obrigado Ediberto e Donato pela sugestão e suporte dados a idéia central da dissertação;

Obrigado professor Marcelo por nos oferecer os seus conhecimentos e por aceitar nos conduzir no trabalho;

Obrigado professor Armando pela ajuda nascida da amizade e pela amizade nascida da ajuda;

Obrigado Jacson pela tua vontade de aprender, fonte da dedicação e do trabalho sem os quais o que aqui está não teria sido escrito;

Obrigado papai e mamãe por me trazerem até aqui;

Obrigado Deus pelo impulso de dentro que nos obriga a querer melhorar.

Sumário

	ÍNDICE DE FIGURAS	4
	ÍNDICE DE TABELAS	5
	RESUMO	6
	ABSTRACT	7
	CAPÍTULO 1 INTRODUÇÃO	8
1.1	Objetivo do trabalho	9
1.2	Resultados esperados:	11
	CAPÍTULO 2 OBJETO DE ESTUDO	12
2.1	Introdução	12
2.2	Descrição do funcionamento de uma unidade de destilação.	12
2.3	Descrição de funcionamento de uma unidade de coque	13
2.4	Escolha do equipamento.	16
2.5	Mecanismos de formação de abaulamentos:	18
2.6	Carregamento considerado na análise do tambor:	20
	CAPÍTULO 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	22
3.1	Introdução	22
3.2	Formação dos abaulamentos	22
3.3	Plastificação	26
3.3.1	Comportamento dos materiais	27
3.3.2	Plastificação de um material elástico perfeitamente plástico na flexão.	28
3.3.3	Considerações do código ASME, referências [15], [16] e [17]	29
3.4	Flambagem de cilindros.	32
3.4.1	Pressão externa e carga axial de compressão compostas.	32
3.4.2	Cilindro submetido apenas à carga de compressão axial.	34
3.4.3	Cilindros imperfeitos.	36

CAPÍTULO 4	METODOLOGIA	38
4.1	Introdução	38
4.2	Etapas para o desenvolvimento do trabalho.	38
4.3	Obtenção de dados do equipamento:	39
4.4	Critério de falha	41
4.4.1	Pressão combinada com o peso próprio	43
4.4.2	Peso próprio isoladamente	45
4.5	Medições.	46
4.6	Comparação das medições:	51
4.7	Aproximação do perfil axissimétrico	52
4.8	Estimativa do crescimento	53
4.9	Modelagem	58
4.10	Simulação	63
CAPÍTULO 5	RESULTADO DAS ANÁLISES	65
5.1	Introdução	65
5.2	Plastificação devido à pressão interna e peso próprio:	65
5.3	Deformação total devido à pressão interna e peso próprio	69
5.4	Análise elástica.	71
5.5	Resultados com o elemento PLANE 82	74
5.6	Verificação com relação ao peso próprio isoladamente.	78
5.7	Verificação com relação flambagem.	79
CAPÍTULO 6	CONCLUSÕES	81
6.1	Introdução	81
6.2	Tamanho crítico da altura do abaulamento.	81
6.3	Reprodução da metodologia.	84
6.4	Considerações finais	87
CAPÍTULO 7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	88

		3
7.1	Referências citadas	88
7.2	Referências pesquisadas	88
CAPÍTULO 8	ANEXOS	90

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1:	Esquema simplificado de uma unidade de destilação.	13
Figura 2:	Esquema simplificado de uma Unidade de coque.	15
Figura 3:	Ciclo térmico de operação.	16
Figura 4:	Gradiente térmico	19
Figura 5:	Efeitos do gradiente (adaptado de [3]).	20
Figura 6:	Aparência de um reator de coque com deformações axissimétricas	23
Figura 7:	Ilustração de um abaulamento localizado.....	24
Figura 8:	Exemplo adaptado de [6]......	24
Figura 9:	Tambor de coque com deformações no costado retirado de operação.[4]	25
Figura 10:	Comportamento de material elástico com patamar de escoamento.....	28
Figura 11:	Plastificação da secção de uma viga submetida à flexão	29
Figura 12:	Retas de estabilidade de cilindros, adaptado de Flügge [13].....	33
Figura 13:	Amplitude de um defeito axissimétrico.....	37
Figura 14:	Forma e dimensões típicas do abaulamento axissimétrico aproximado.....	48
Figura 15:	Posição do abaulamento circunferencial detectado nas duas medições	50
Figura 16:	Abaulamento no meridiano de 90°	51
Figura 17:	Orientações de referência do reator.	51
Figura 18:	Abaulamento médio.....	53
Figura 19:	Ilustração da terminologia utilizada nesta secção.....	56
Figura 20:	Crescimento do pico do abaulamento.....	58
Figura 21:	Modelo completo com elemento SHELL 181	61
Figura 22:	Região do abaulamento e áreas vizinhas com o elemento SHELL 181.	61
Figura 23:	Região do abaulamento com o elemento SHELL 181.	62
Figura 24:	Modelo geral com o elemento PANE 82.....	63
Figura 25:	Detalhe do abaulamento com o elemento PLANE 82.....	63
Figura 26:	Abaulamento versus Deformação Plástica.	66
Figura 27:	Efeitos do deslocamento vertical do vaso no abaulamento.	67
Figura 28:	Deformação plástica na região do abaulamento de 236 mm de altura.	68
Figura 29:	Plastificação circunferencial na região do abaulamento.....	69
Figura 30:	Abaulamento versus deformação total.	70
Figura 31:	Aproximação polinomial.	70
Figura 32:	Aproximação exponencial.	71
Figura 33:	Abaulamento versus Tensão elástica de von Mises.....	72
Figura 34:	Tensões elásticas na superfície interna.....	73
Figura 35:	Tensões elásticas na superfície média.	73
Figura 36:	Tensões elásticas na superfície externa.	74
Figura 37:	Deformações de von Mises.....	75
Figura 38:	Detalhe das deformações mostradas na figura 39.	75
Figura 39:	Tensões de von Mises.....	76
Figura 40:	Detalhe das tensões mostradas na figura 39.	77
Figura 41:	Caminho escolhido para a linearização das tensões.	78
Figura 42:	Tensões linearizadas de von Mises.....	78
Figura 43:	Tensões de von Mises considerando o peso próprio isoladamente.	79
Figura 44:	Tensão de compressão considerando o peso próprio.	80
Figura 45:	Fluxograma de desenvolvimento.....	86

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1: Fases típicas de operação de um tambor de coque	15
Tabela 2: Espessuras do costado do tambor de coque.....	17
Tabela 3: Características dos materiais	40
Tabela 4: Medidas do tambor realizadas pela S&C.	49

RESUMO

O objetivo deste trabalho de pesquisa é desenvolver um procedimento de análise de abaulamentos existentes em costados de reatores de coque baseando-se na falha por colapso plástico devido ao carregamento mecânico atuando na região abaulada.

São desenvolvidos modelos de elementos finitos utilizando o programa ANSYS® empregando dois tipos de elementos: casca de 4 nós e sólido paramétrico de 8 nós.

A simulação consiste em incrementos seqüenciais nas dimensões de um abaulamento inicial, detectado por inspeção, existente em um reator de coque em operação em uma unidade da PETROBRAS. O incremento é estimado com base em duas medidas efetuadas neste mesmo ponto do tambor em épocas diferentes, considerando-se um crescimento constante por ciclo do abaulamento.

A cada nova dimensão calculada para o abaulamento são executadas simulações no ANSYS® e obtidos os valores das deformações e tensões considerando-se as cargas de pressão e peso próprio do equipamento, os valores obtidos são comparados aos dos valores considerados admissíveis em um critério de falha estabelecido. É realizada ainda uma análise com relação às condições de flambagem comparando-se com os critérios de carga máxima compressiva do ASME e a teoria de cilindros submetidos a cargas axiais. Desta forma é estimado um tamanho considerado crítico para o abaulamento. De posse da taxa de incremento, das dimensões do abaulamento existente e deste tamanho crítico calculado é possível fazer-se uma previsão do tempo de campanha admissível para o reator com relação a este critério de falha.

O assunto em questão é parte de um trabalho completo sobre modos de falhas em reatores de coque desenvolvido pelo centro de pesquisas da PETROBRAS – CENPES

ABSTRACT

The aim of the work is to develop a procedure for the analysis of bulged shells of coke drums based on the failure by plastic collapse due to de bulge dimension and the mechanical loads, given by the pressure and dead weight loads.

Finite element models will be proposed and solved with the use of commercial finite element software (ANSYS®) using a 4 nodes shells and 8 nodes solid elements.

The simulation consists in the consideration of a sequence of a cyclic incremental bulge deformations, considered to be constant at each cycle, and the performance of a failure analysis in order to verify the occurrence of not of a plastic collapse failure mode, associated with the cyclic incremental bulge deformation. The initial shape was determined by inspection in PETROBRAS equipment. The cyclic increment was estimated by measuring the difference of two deformed profiles of the pressure vessel, obtained at two different maintenance inspections, and dividing it by the total number of cycles performed between these two inspections. The cyclic incremental deformation was assumed to be approximately constant at each cycle.

After the imposition of each cyclic increment, a stress and strain analysis is performed, with the use of the ANSYS® finite element code, and the results are compared with a plastic collapse failure criterion. In addition, the possibility of a buckling failure mode is also investigated. The objective is to determine the approximate critical bulge deformation and to estimate the remaining life of the pressure vessel, i.e., to estimate the number of operating cycles that the pressure vessel can support before a failure mode occurs, for a given bulge deformation, detected at a maintenance inspection.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

O ser humano dos dias de hoje, sempre mais consciente da importância do meio onde vive, preocupa-se com algo mais além da satisfação, do progresso econômico e conforto material. Ele quer ter acesso a este progresso, mas não abre mão da preservação da qualidade do ar, das águas, da natureza enfim. Este novo homem cria uma sociedade também nova, uma sociedade com novas necessidades e também novas imposições.

As demandas econômicas e ambientais desta sociedade atual têm exigido das empresas, de um modo geral, uma maior eficiência de seus processos, garantindo redução de custos e redução de impactos ambientais.

A indústria de petróleo é uma das grandes contribuintes do progresso da humanidade e também responsável pelos danos ao meio ambiente em que se vive, desta forma encontra-se inteiramente inserida neste contexto. Esta indústria encara hoje em dia o desafio para a construção de unidades que gerem produtos de maior valor agregado, menores taxas de emissões atmosféricas e redução da emissão de resíduos por parte das unidades produtoras.

A fim de vencer este desafio, avanços do conhecimento de refino são necessários, e uma das rotas tecnológicas para obtenção dos resultados desejados é a construção de unidades que possam transformar produtos de fundo de torres de destilação, pesados, poluentes e sem preço atrativo no mercado consumidor em produtos leves e de alto valor agregado. As unidades com esta capacidade são denominadas de Unidades de Conversão, e constitui-se em uma das áreas prioritárias de investimento das companhias petrolíferas ao redor do mundo.

Dentre estas unidades encontra-se a Unidade de Coque, que tem por princípio de funcionamento a transformação, ou conversão, dos produtos de fundo das torres de destilação a vácuo em gasolina, diesel e coque.

Os principais equipamentos destas unidades são tambores fabricados em aço (carbono ou liga), onde ocorre a reação de transformação dos produtos. As características de processamento das unidades geradoras de coque submetem estes tambores, denominados reatores de coque, a condições operacionais rigorosas. Eles operam em regime de variação de temperatura não uniforme ao longo de seu comprimento que o submete a gradientes térmicos a cada ciclo operacional. Devido a estes sucessivos gradientes térmicos, ocorre na parede do tambor um processo de formação de abaulamentos que crescem com o tempo de operação assim como com possíveis variações das condições operacionais.

Este fenômeno de formação e crescimento de abaulamentos afeta a estabilidade do equipamento podendo comprometer a operação ou mesmo levar o tambor à falha por nucleação e propagação de trincas ou por excesso de deformação devido ao tamanho do próprio abaulamento.

Com o contínuo aumento das demandas de eficiência, a indústria de petróleo sente a pressão no sentido de aumentar a produtividade destas unidades, o que leva a uma maior solicitação dos equipamentos, i.e., a condições operacionais cada vez mais severas. Os reatores de coque, sendo os principais componentes da unidade, estão, a cada dia trabalhando em condições mais duras. É de responsabilidade da indústria garantir que este aumento de solicitação possa ser feito sem o comprometimento da integridade operacional da planta, da saúde das pessoas e do meio ambiente.

1.1 Objetivo do trabalho

A formação de abaulamentos no costado é um problema comum em tambores de coque em operação. Com a finalidade de contribuir para a verificação da adequação do reator de coque após o desenvolvimento destes defeitos às condições operacionais, a PETROBRAS, através do seu centro de pesquisas – CENPES está desenvolvendo um estudo abrangente sobre os modos de falha possíveis de ocorrer em reatores de coque com abaulamento no costado. Este estudo inclui análises de mecânica da fratura e fadiga, para avaliação de nucleação e propagação de trincas; e verificação das tensões e deformações desenvolvidas na região abaulada devida, exclusivamente, às cargas mecânicas atuantes durante a operação do reator. A finalidade desta última análise é a verificação da possibilidade de ocorrência de colapso plástico na parede do reator durante seu período de operação.

O projeto do reator de coque é desenvolvido com base no ASME SEC VIII Divisão 1 que considera o tambor como um cilindro de parede fina livre de deformações. Por este motivo os abaulamentos que se desenvolvem conforme descrito acima submetem a região deformada do reator a um estado de tensão e deformação não previstas no projeto inicial do reator. Estas tensões são de origem térmica, devido ao gradiente térmico e de origem mecânica devido à pressão e ao peso próprio.

Este novo estado de tensões cria no equipamento condições de falhas não previstas inicialmente e que precisam ser analisadas. Os tipos de falha que podem surgir são basicamente o desenvolvimento e a propagação de trincas e o colapso plástico.

A maioria dos estudos sobre falhas em reatores de coque concentra-se na formação e crescimento de trincas geradas pelo processo cíclico de plastificação das regiões abauladas

que provocam fadiga. Este tipo de falha pode ser previsto e acompanhado por técnicas de inspeção que detectam a existência das trincas nas paradas periódicas do equipamento para manutenção.

Como consequência dos estudos nesta área, as principais alterações realizadas nos reatores de coque, como, por exemplo, seleção de materiais e procedimentos de soldagem, têm como objetivo o aumento da resistência dos reatores à falha por fadiga de origem térmica ou mecânica. Tendo-se um controle sobre a evolução das trincas, o abaulamento pode atingir dimensões significativas. Abaulamentos de mais de 200 mm já foram detectados e registrados em trabalhos publicados conforme será mostrado mais adiante.

Como mencionado, a nova geometria que se desenvolve no costado devido à formação do abaulamento cria um estado de tensão não considerado no projeto original do equipamento. Este novo estado de tensões não pode ser detectado por inspeção e precisa ser calculado a fim de obter-se os valores de tensão e deformação que ocorrem na região. O cálculo e análise destes valores são o que será desenvolvido neste trabalho de dissertação.

Para a realização deste cálculo será desenvolvida uma metodologia de análise que permita avaliar as dimensões críticas de um abaulamento no costado de um reator de coque, a partir das quais pode ocorrer falha por colapso plástico considerando-se as dimensões do abaulamento do costado associado às cargas mecânicas consideradas estaticamente, ou seja, carregamento monotônico das cargas de operação atuando no costado deformado em um determinado ciclo.

O trabalho consiste em simulações seqüenciais de modelos de elementos finitos do casco do reator utilizando o programa ANSYS®. A simulação considera a existência de um abaulamento inicial com uma geometria estimada conforme descrito no capítulo 4. A partir deste abaulamento inicial a cada simulação subsequente é incrementada no modelo uma mudança da geometria resultante do crescimento estimado do abaulamento. Esta estimativa é feita a partir de medições de campo realizadas em datas diferentes, com o conhecimento do tempo de duração de um ciclo operacional, do valor de pelo menos duas medições e do tempo entre elas, é possível calcular uma taxa de crescimento por ciclo.

Ao final de cada simulação são computados os valores das deformações e tensões atuantes no costado, na região do abaulamento. Os resultados obtidos são então comparados com um critério de falha estabelecido conforme descrito no capítulo 4. Assim, são encontrados valores para as dimensões do abaulamento, a partir das quais o critério de falha não é mais atendido. O abaulamento correspondente a estas dimensões é denominado de – abaulamento crítico.

O conhecimento deste abaulamento crítico juntamente com os valores conhecidos de abaulamentos existentes e da taxa calculada de incremento permitirão a determinação de estimativas de tempos de trabalho contínuo para equipamentos que operam com prazos de campanhas definidas e intercaladas por intervalos de paradas para manutenção e inspeção.

O objetivo do trabalho pode ser assim resumido:

- Determinar as dimensões máximas para um abaulamento no costado do reator de coque que poderia levá-lo à falha por colapso plástico, pelo carregamento de peso próprio e pressão, i.e., cálculo do abaulamento crítico.
- Estimar o número de ciclos necessário para levar o costado de um reator que apresenta abaulamentos iniciais no costado até o estado de abaulamento crítico calculado.

1.2 Resultados esperados:

Devido às características construtivas e condições operacionais do reator espera-se que os resultados deste trabalho conduzam a conclusão de que a falha por colapso plástico na região do abaulamento devido ao carregamento considerado, não seja um fator limitante da operação do equipamento durante o tempo de vida útil do equipamento. Este tempo é normalmente definido no projeto do equipamento em vinte anos, ou seja, o fator crítico para decisão sobre a continuidade operacional deverá continuar sendo a propagação de trincas por fadiga desenvolvidas pelos ciclos operacionais.

Como será visto, os resultados obtidos confirmam esta expectativa indicando que o foco do trabalho de inspeção deve concentrar-se em outras análises de falha, mantendo-se segura com relação ao processo de colapso plástico durante a maior parte da vida útil do equipamento.

CAPÍTULO 2

OBJETO DE ESTUDO

2.1 Introdução

Conforme descrito o objeto de estudo deste trabalho tambor de coque. Este equipamento opera em unidades de produção de coque. É no interior deles que ocorre a transformação da carga no produto desejado. Devido à importância do modo de funcionamento do reator de coque dentro do conjunto da unidade de coque, será feita uma descrição simplificada da operação desta unidade, destacando a participação do reator. Será apresentada também, de forma muito simplificada, a descrição de funcionamento de uma unidade de destilação atmosférica, a fim de esclarecermos a origem da carga das unidades de coque. A descrição apresentada para a unidade de coque foi extraída da Apostila de unidade de coqueamento retardado – Weimar Lázaro, PETROBRAS [9].

Finalmente será apresentada a descrição das características construtivas do reator considerado no estudo e também do processo de formação dos abaulamentos no costado.

2.2 Descrição do funcionamento de uma unidade de destilação.

O processo de refino de petróleo consiste basicamente na destilação do óleo bruto em produtos refinados entre os quais os mais conhecidos são o gás de cozinha, a gasolina, o querosene e o óleo diesel. Este processo é desenvolvido em várias etapas sendo a primeira delas a destilação, que por sua vez é dividida em dois estágios. O primeiro estágio consiste na passagem do óleo por uma torre de destilação atmosférica, que tem este nome devido à sua pressão de operação ser igual à pressão ambiente. O produto do fundo desta torre chamado “resíduo atmosférico ou RAT” é então enviado para uma segunda destilação, agora em uma torre operando à pressão negativa, chamada torre de vácuo. O produto de fundo desta segunda torre, chamado “resíduo de vácuo ou RV” não oferece mais condições de refino por destilação e precisa ser enviado a uma unidade de conversão, ou serem tratados como resíduos descartáveis que é uma opção não desejável por razões econômicas e ambientais. Dependendo do tipo de petróleo o RV será enviado a um diferente tipo de unidade de conversão. Na figura 1 é mostrado o esquema simplificado de uma unidade de destilação.

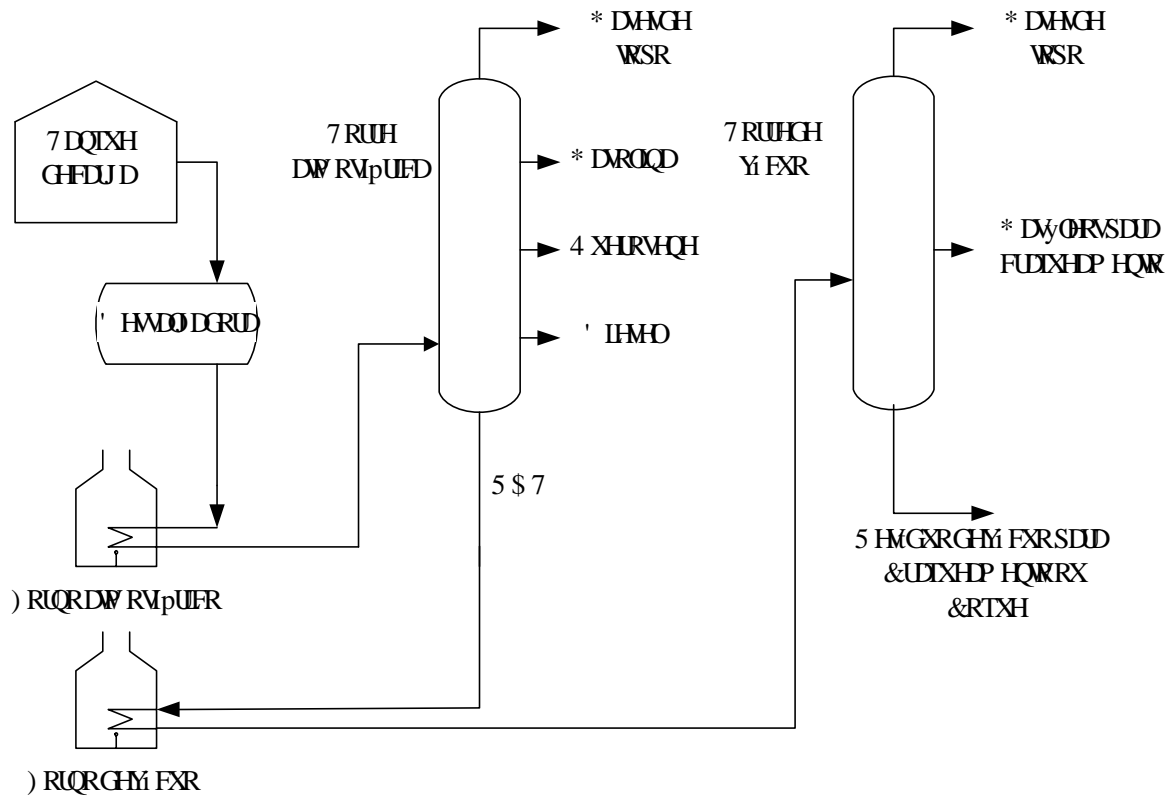


Figura 1: Esquema simplificado de uma unidade de destilação.

2.3 Descrição de funcionamento de uma unidade de coque

As unidades com capacidade para receber os produtos oriundos da destilação a vácuo são as unidades de conversão, podendo ser uma unidade de craqueamento catalítico, que normalmente recebe as correntes de gasóleo, ou uma unidade de coque que recebe as correntes de fundo de torre (RV). As unidades de coque têm por objetivo transformar óleos pesados, resíduos da destilação a vácuo, em gasolina e diesel, mais a formação compulsória de coque. O tipo de unidade mais utilizada atualmente na indústria do petróleo, e única utilizada na PETROBRAS, é o modelo de “Unidade de Coqueamento Retardado”.

A carga da unidade de coque é introduzida na unidade passando primeiramente por uma torre fracionadora, a uma temperatura de aproximadamente 350°C. O produto de fundo desta torre é então enviado a um forno onde é aquecido à temperatura de aproximadamente 500°C e deste forno é enviado ao reator de coque. A entrada do coque no reator se dá por um bocal existente no extremo inferior deste. O desenho do reator de coque, com a indicação de todos os bocais está no anexo 1.

A operação descrita acima é denominada de “coqueamento retardado” pelo fato de ser controlada de maneira tal que nenhuma reação ocorra no forno, mas completamente no reator de coque. Ou seja, não deve ocorrer formação de coque enquanto o produto de carga estiver

nos tubos da serpentina do forno, isto causaria danos irreversíveis a este equipamento. No interior do reator, devido a uma associação dos efeitos de tempo e temperatura, ocorre então a reação de coqueamento do RV produzindo gasolina, diesel e coque.

A gasolina e o diesel saem do reator pelo bocal existente no topo deste misturados em estado vaporizado e são enviados de volta para a torre fracionadora, restando dentro do reator o coque sólido.

A formação do coque é o estágio final do ciclo de reação. Após ele é necessária a retirada do coque de dentro do reator para armazenamento do mesmo e para permitir o início de novo ciclo operacional. Como o coque formado está a uma temperatura de aproximadamente 430°C, para que seja possível esta retirada faz-se necessário o resfriamento do reator, para isto é feita uma purga com vapor e posterior injeção de água pelo bocal de entrada. Devido às características isolantes do coque e a sua capacidade de armazenar energia, o tempo necessário para que o resfriamento ocorra pela simples troca térmica com o ar do ambiente torna inviável a operação econômica da unidade, daí a necessidade da injeção com água a fim de acelerar o processo de resfriamento.

Os equipamentos exclusivos das correntes de líquido e vaporizados (bombas, torre, forno e outros) podem operar continuamente, porém o reator de coque, devido à etapa de retirada do coque sólido, trabalha por batelada, uma vez que é necessária sua parada, seguida de resfriamento, abertura e remoção do coque. São, por esta razão, sempre em pares afim de não impedir a continuidade operacional dos demais equipamentos e da unidade.

A comutação dos reatores, e também a admissão de água e vapor são realizadas através de uma válvula especial denominada “válvula switch” que recebe a corrente de produto do forno e envia para cada um dos reatores dependendo da posição dos internos desta válvula.

O esquema simplificado de operação de uma unidade de coque está ilustrado na figura 2 e o ciclo de operação típico de um reator de coque está mostrado na tabela 1.

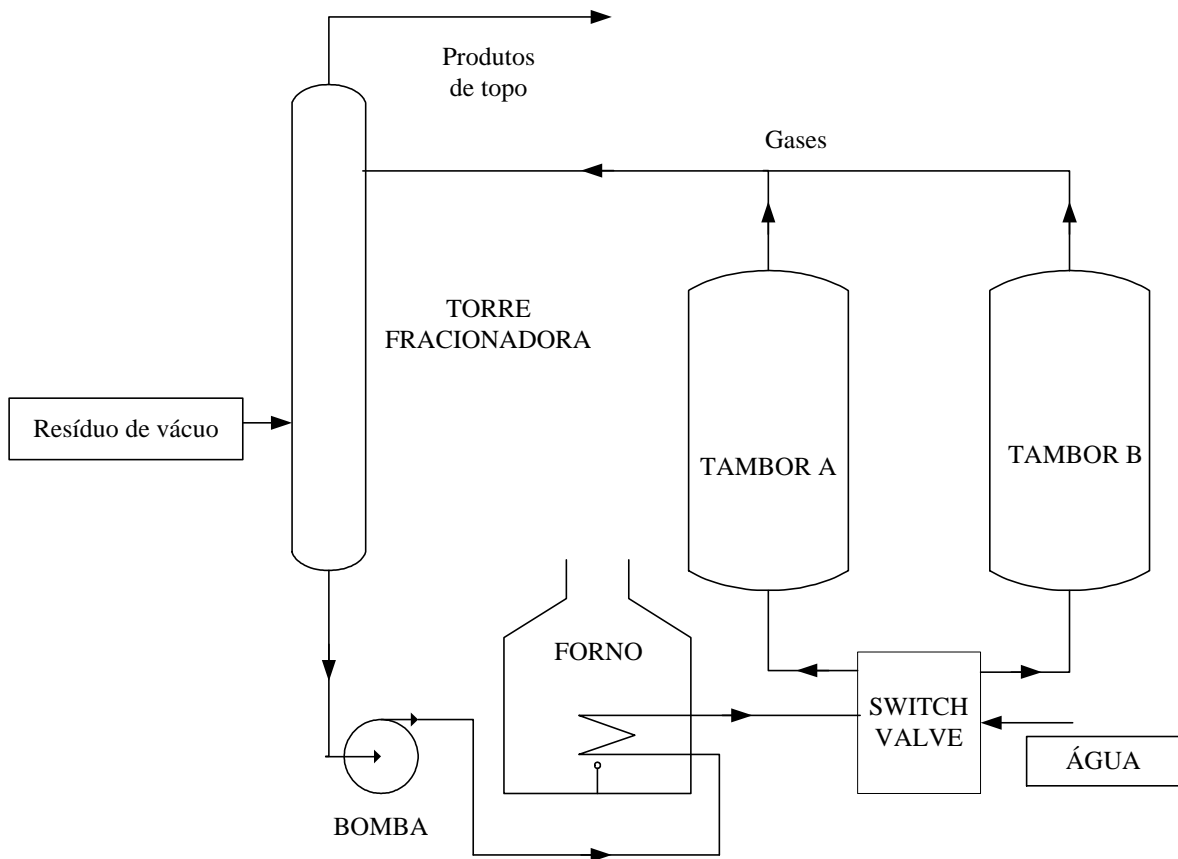


Figura 2: Esquema simplificado de uma Unidade de coque.

Tabela 1: Fases típicas de operação de um tambor de coque

Fase	Descrição	Duração aprox. (h)
1	Enchimento do reator de coque e reação	26
3	Resfriamento	6
4	Drenagem	2
5	Remoção dos flanges (abertura do reator)	1
6	Descoqueamento (Retirada do coque)	4
7	Recolocação dos flanges	1
8	Purga e teste do reator	2
9	Aquecimento do reator	4
10	Folga	2
	Tempo total do ciclo	48

No final da fase de enchimento e de reação o reator atinge temperaturas na faixa de 430°C a 490°C, e no final da fase de drenagem deve estar na temperatura próxima da ambiente para permitir a abertura do reator.

A fase 3, resfriamento com água, é também denominado “quench”. A entrada da água provoca o resfriamento do coque e conseqüentemente do costado. A alimentação da mesma é feita pelo bocal de entrada no ponto extremo inferior do reator, assim este resfriamento se dá no sentido de baixo para cima à medida que o nível da água sobe no interior do reator.

A figura 3 mostra o ciclo de operação do reator de coque objeto do estudo. Vê-se um ciclo térmico típico, em um ponto qualquer do costado monitorado por um sensor de temperatura, que ocorre durante um ciclo de operação. A informação da posição exata do ponto onde está instalado o sensor não tem importância aqui, uma vez que este perfil de temperatura repete-se ao longo de todo o costado. No entanto, os pontos de instalação de instrumentos estão indicados no desenho do anexo 1.

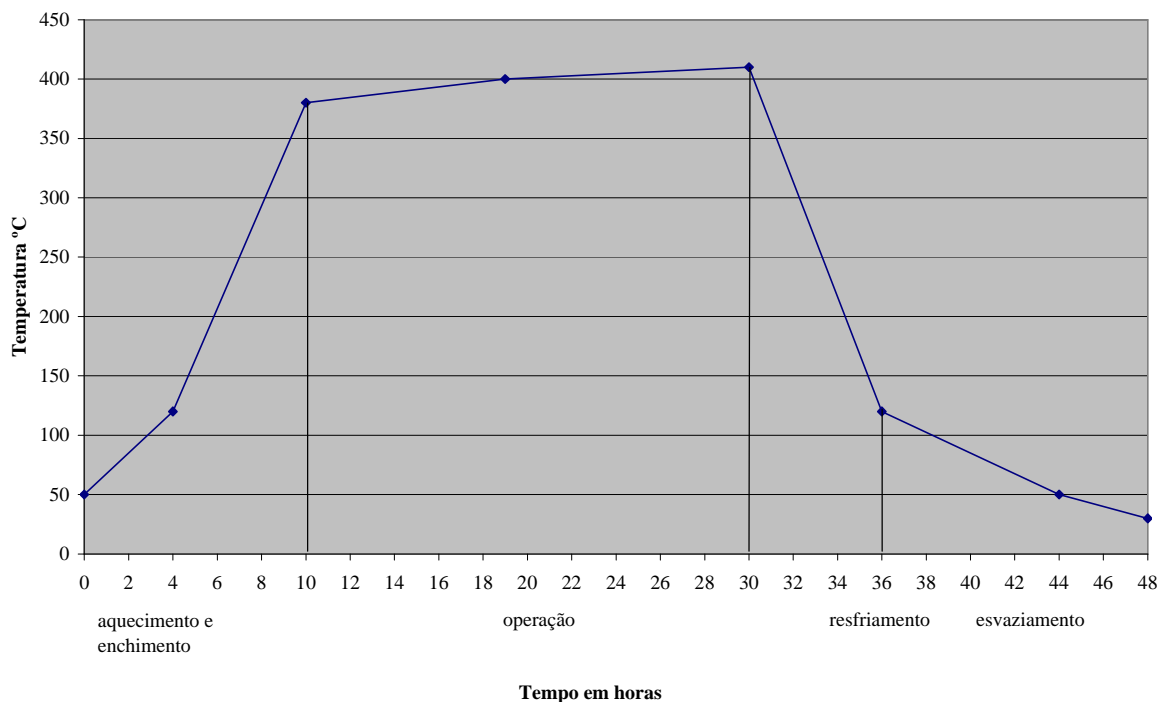


Figura 3: Ciclo térmico de operação.

Como pode ser visto na figura 3, ocorre uma rápida variação da temperatura do reator nas fases de aquecimento e resfriamento.

2.4 Escolha do equipamento.

O equipamento escolhido para estudo de caso é o reator 52-R-C. Este equipamento entrou em operação na REGAP, Refinaria Gabriel Passos em Betim Minas Gerais em abril de 1994. Na

mesma época mais três reatores entraram em operação, os 52-R-A, 52-R-B e 52-R-D. Durante a inspeção de parada da unidade em dezembro de 2001 foi feita medição de variação do diâmetro no reator 52-R-C e no reator 52-R-D. Estas medições foram repetidas em março de 2004, para o 52-R-C, desta forma, este equipamento oferece parâmetros de acompanhamento da formação e crescimento de abaulamentos no costado, o que é um dado fundamental para o desenvolvimento da previsão de crescimento por ciclo.

O reator é um vaso de pressão com casco cilíndrico, diâmetro interno igual 6400 mm e comprimento entre tangentes igual a 26000 mm projetado conforme código ASME Secção VIII divisão 1. O casco é construído através de anéis de espessuras variáveis unidos por meio de soldas circunferenciais. As espessuras são mostradas na tabela 2, sendo que a numeração dos anéis indicada é referida de baixo para cima. Os anéis do costado e os tampos elípticos são fabricados em aço liga ASTM A-387 Gr 12 Cl 2 revestidos com aço inoxidável ASTM-240 Gr 410s, a saia de sustentação é em aço carbono ASTM A-516 Gr70 e tem espessura de 25 mm.

Tabela 2: Espessuras do costado do tambor de coque

Fundo cônico	25 mm
Primeiro e segundo anéis	25 mm
Terceiro e quarto anéis	19 mm
Quinto, sexto, sétimo e oitavo anéis	16 mm
Nono anel	12,5 mm
Tampo superior elíptico	16 mm

No costado e tampos, toda a face interna é revestida com 3mm de aço inoxidável. Este revestimento consiste em aplicar sobre a chapa estrutural em aço liga, uma outra chapa em aço inoxidável a fim de prevenir o costado de ataque por corrosão, os vasos assim revestidos não têm sobreespessura de corrosão. A aplicação do revestimento no reator em estudo é do tipo clad onde a chapa de aço inoxidável é aplicada sobre a chapa de aço liga por um processo de explosão, garantindo uma completa adesão do material de base (aço liga da chapa estrutural) ao revestimento (aço inoxidável), i.e., não há nenhum processo de soldagem entre o revestimento e o material de base. As chapas de aço para fabricação de equipamentos com clad são adquiridas já com o revestimento uma vez que o processo de aplicação não pode ser feito com o vaso pronto.

As condições operacionais de pressão e temperatura do reator variam, sendo de 0,314 MPa e 438°C no topo e 0,451 MPa e 482°C no fundo.

No anexo 1, desenho REG-0052-56-01- FL 01, estão mostradas as características construtivas e operacionais do reator.

2.5 Mecanismos de formação de abaulamentos:

Conforme mostrado no item 2.3 o reator é submetido a variações de temperatura durante o processo operacional. Estas mudanças de temperatura nas fases de aquecimento e resfriamento, não se processam da mesma forma. O aquecimento não é realizado diretamente pela alimentação do reator com a carga proveniente do forno, a fase de enchimento é precedida por um aquecimento permitindo controlabilidade. Além disto, estando o reator vazio, a vaporização parcial do RV que ocorre devido a expansão no bocal de entrada, distribui o calor de forma relativamente uniforme no seu interior. Estes fatos contribuem para que esta variação de temperatura ocorra aproximadamente de forma simultânea em toda a elevação do costado.

O resfriamento por sua vez é realizado em duas etapas: uma purga com vapor e uma subsequente injeção direta de água na fase do quench. O coque formado, e que permanece no interior do reator após a reação que permite sua formação, preenche todo o interior do equipamento, este coque tem uma aparência aproximada de uma “pedra esponjosa”. O coque além de armazenar energia mantendo o costado aquecido tem também características isolantes. Desta forma grande parte do resfriamento do costado só ocorre por meio do contato da água com o metal e este contato depende dos caminhos percorridos pela água através do coque até encontrar o costado. Assim este resfriamento na realidade depende de como o coque se quebra permitindo a passagem da água até a parede do reator. Não há então controlabilidade nem simultaneidade de resfriamento do costado.

Esta forma de resfriamento aleatória gera uma distribuição de temperatura transiente variando ao longo da elevação e da circunferência do costado, ou seja, a variação de temperatura ilustrada na Figura 3: na fase de resfriamento, ocorre em instantes diferentes no tempo em cada região do costado, dependendo da velocidade de enchimento (elevação do nível de água) e da quebra do coque. Portanto, o costado do reator de coque é submetido a gradientes térmicos em cada instante da fase de resfriamento.

Este gradiente de temperatura, no entanto, não ocorre quando o metal do reator está na máxima temperatura de operação. Há uma redução na temperatura do tambor como um todo devido à fase de purga com vapor e a vaporização da água que ocorre no início da fase de

enchimento com água. Desta forma quando a água atinge o costado do reator este já está a uma temperatura mais baixa. O cálculo desta temperatura real do costado, no instante em que o mesmo é atingido pela água é de difícil execução e está fora do escopo deste trabalho.

O trabalho da referência [1], voltado para a avaliação de formação e crescimento de abaulamentos, considera faixas de gradiente de temperatura situadas entre 42°C em 250 mm de comprimento longitudinal do costado até 153°C em 500 mm aproximadamente, conforme mostrado na figura 4.

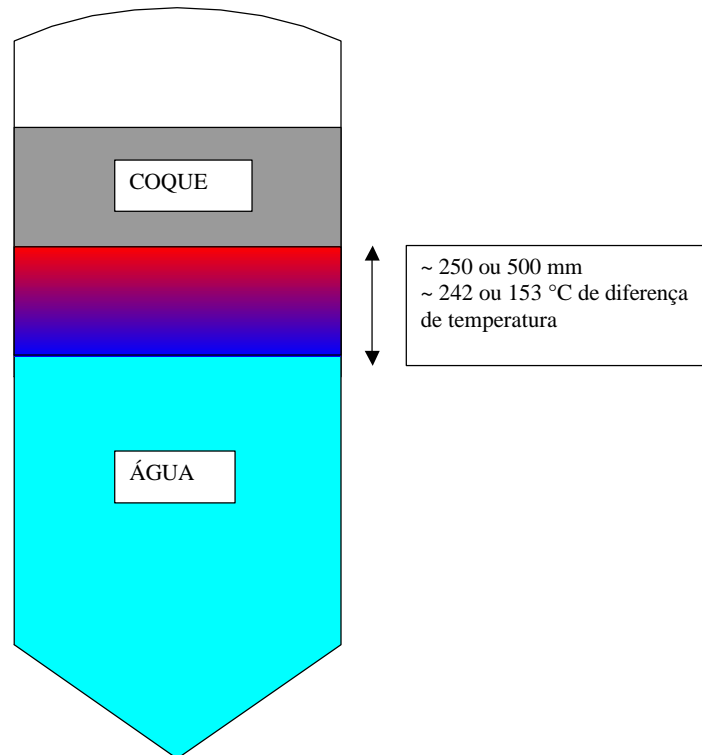


Figura 4: *Gradiente térmico*

Conforme o exposto, a cada ciclo operacional o reator é submetido a um ciclo térmico provocando gradiente de temperatura ao longo do costado, principalmente na fase de resfriamento. Estes gradientes provocam ciclos de tensões térmicas que por sua vez provocam deformações permanentes. As observações de campo e os acompanhamentos por inspeção de equipamentos em operação, em várias unidades e mencionadas em trabalhos como às referências [1], [2], [3] e outras que tratam do problema de deformações em tambores de coque, mostram que estas deformações além de permanentes se repetem a cada ciclo em um processo acumulativo. Ou seja, os abaulamentos formados crescem a cada ciclo e este é um fenômeno observado em todos os tambores de coque em operação pesquisados em diversas unidades ao redor do mundo.

A figura 5 ilustra de forma aproximada o efeito de geração de tensões axiais e circunferenciais no costado do vaso durante o resfriamento. Como pode ser visto estas tensões atingem valores

da ordem de 550 MPa para as tensões axiais e 350 MPa para as tensões circunferenciais que são superiores aos valores para o escoamento do material de fabricação do costado.

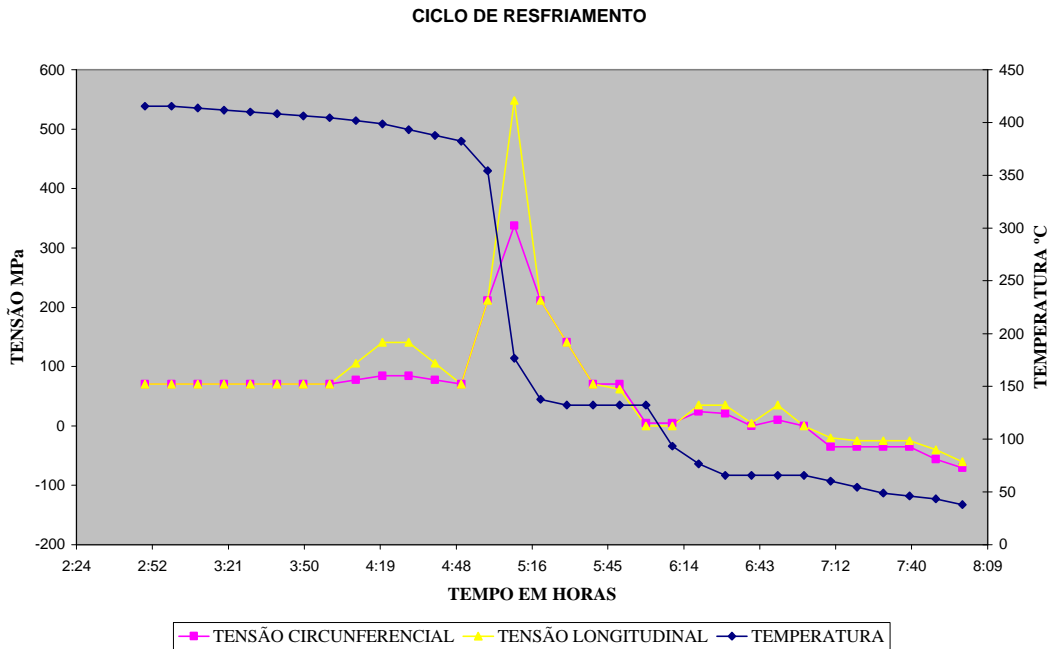


Figura 5: *Efeitos do gradiente (adaptado de [3]).*

2.6 Carregamento considerado na análise do tambor:

Como pode ser visto na descrição de funcionamento do reator, o mesmo trabalha em várias combinações de cargas e temperaturas. As principais cargas atuantes são pressão interna e peso próprio. Durante a maior parte do tempo de operação, o tambor está submetido simultaneamente a estes carregamentos na máxima temperatura de operação, por este motivo, esta foi considerada a condição mais crítica de carregamento e utilizada para o desenvolvimento de determinação do abaulamento crítico: pressão mais peso próprio na temperatura de operação.

Existe uma situação de operação do tambor, no momento em que o mesmo chega ao fim da etapa de enchimento e reação em que a pressão não mais atua. Tem-se então uma situação em que o peso próprio atua isoladamente, por este motivo, após a identificação do abaulamento crítico, o modelo com este perfil final foi verificado aplicando-se carregamento apenas do peso próprio. Foram verificadas também para a situação de abaulamento crítico as cargas de flambagem.

Outro carregamento presente é aquele gerado pelos gradientes térmicos aos quais o tambor está submetido e cujo principal efeito é o processo de formação dos abaulamentos, e o efeito

de fadiga. Este trabalho concentra-se nos efeitos dos carregamentos mecânicos atuantes em um costado já com abaulamentos, sendo assim não está sendo incluído o efeito do gradiente térmico no carregamento.

CAPÍTULO 3

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Introdução

Neste capítulo é descrito, de forma sucinta, o conhecimento disponível usado como base para o desenvolvimento do trabalho. A primeira parte consiste da apresentação de estudos sobre as origens e mecanismos da formação dos abaulamentos no costado de tambores de coque. A segunda parte apresenta uma análise sobre plastificação, incluindo as considerações do código ASME, utilizado para o estabelecimento do critério de falha, sobre o assunto. Na terceira e última parte são apresentados estudos sobre o processo de flambagem em um cilindro com deformação no costado. A finalidade do estudo de flambagem é a definição de critérios de falha uma vez que o ASME não prevê este tipo de análise para cilindros deformados.

3.2 Formação dos abaulamentos

A análise destes equipamentos já conta com um histórico de estudos e pesquisas alguns encomendados especialmente para este fim como é o caso do trabalho da referência [1]. Este trabalho realizado pelo “Material Properties Council”, contratado por um *pool* de diversas empresas de petróleo, incluindo a PETROBRAS, teve como finalidade desenvolver um software de previsão de formação e crescimento de abaulamentos em reatores de coque baseado em medições realizadas em alguns reatores definidos como amostras representativas do universo a ser estudado.

A seguir serão mostradas algumas das conclusões e comentários sobre estes trabalhos cujo conteúdo contribuem para o embasamento teórico do estudo proposto.

A principal razão para a formação dos abaulamentos devido aos ciclos de gradientes térmicos é creditada às diferenças de propriedades do costado do vaso decorrente da fabricação por soldagem.

Conforme citado nos trabalhos das referências [4] e [6], as tensões térmicas surgidas nos ciclos de aquecimento e resfriamento provocam escoamentos cíclicos no costado do vaso.

Os autores destas referências comparam a diferença relativa da tensão de escoamento entre as chapas e as soldas circunferenciais, e sugerem ser este o efeito causador do fenômeno de abaulamento dos reatores de coque.

Quando as soldas apresentam uma tensão de escoamento e eventualmente um módulo de elasticidade mais alto que os das chapas, estas se deformam mais e as soldas funcionam como

restrições aos seus deslocamentos. Assim, à medida que o número de ciclos aumenta, o costado do reator apresenta alterações no diâmetro nas regiões próximas às soldas. Tais alterações são vistas como abaulamentos com picos nas chapas e vales na região das soldas.

Nos casos em que a região da solda tem propriedades de resistência inferior às chapas, os abaulamentos também se desenvolvem, sendo que os picos são agora na região da solda.

Um abaulamento comumente encontrado é o que ocorre de forma axissimétrica criando diâmetros maiores no costado, dando origem à forma de “efeito salame”.

Este tipo de abaulamento, ilustrado na figura 6, é denominado de “abaulamento axissimétrico”.

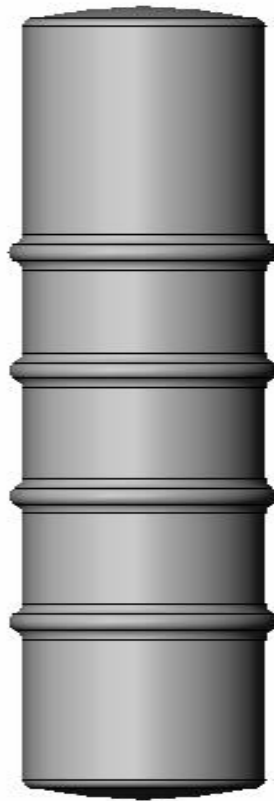


Figura 6: *Aparência de um reator de coque com deformações axissimétricas*

Outros tipos de abaulamentos que também ocorrem são os localizados, os quais são em geral caracterizados pelos seguintes parâmetros:

“C” → altura, dimensão do abaulamento na direção radial.

“L” → comprimento, dimensão do abaulamento na direção axial.

“A” → largura, dimensão do abaulamento na direção circunferencial.

Este tipo de abaulamento está ilustrado na figura 7.

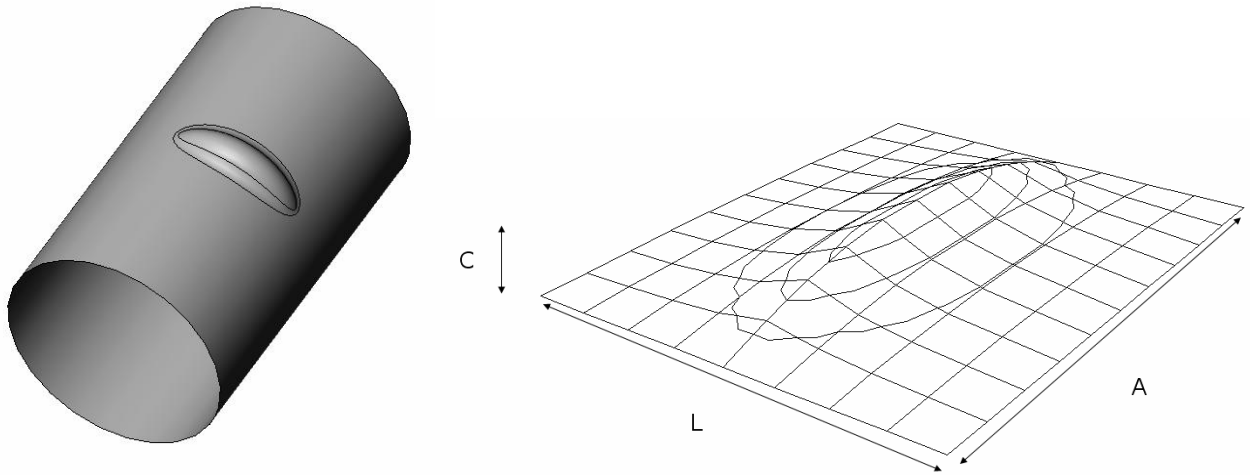


Figura 7: Ilustração de um abaulamento localizado

Ambos os tipos de abaulamentos crescem com a aplicação dos sucessivos ciclos, podendo levar os reatores à falha. No entanto, a análise dos abaulamentos axissimétricos além de mais simples, é também mais significativa devido ao fato de que com o crescimento existe uma tendência dos abaulamentos localizados se tornarem axissimétricos. Além disso, a partir de uma relação “A/L” igual a 4 os abaulamentos localizados produzem as mesmas tensões que os axissimétricos, conforme, trabalho do MPC [1]. Por estas razões o presente estudo se concentrará na análise dos abaulamentos axissimétricos.

Na figura 8 é mostrado o perfil de abaulamento de um reator de coque com início de operação em 1968, diâmetro original de 6400 mm, comprimento entre tangentes 22000 mm (dimensões aproximadas). Como pode ser visto, foram detectadas pela medição, diferenças no diâmetro maiores que 200 mm.

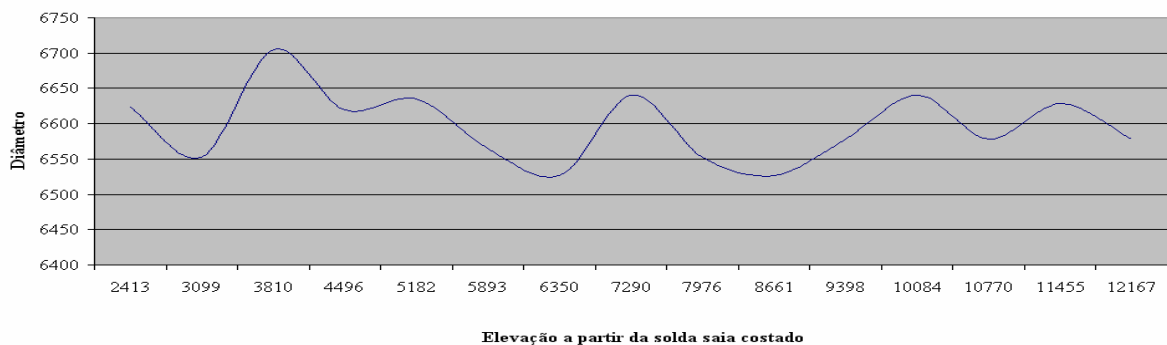


Figura 8: Exemplo adaptado de [6].

A figura 9 mostra a foto de um tambor de coque sendo retirado de operação. Observem-se as dimensões dos abaulamentos com relação às dimensões do tambor e das pessoas ao redor.



Figura 9: Tambor de coque com deformações no costado retirado de operação.[4]

De acordo com as referências [1], [2], [3] e [5], o principal modo de falha dos reatores é o surgimento de trincas devido ao processo de fadiga gerado pelas deformações decorrentes dos sucessivos ciclos térmicos. O trabalho da referência [7] por sua vez é dedicado exclusivamente à análise do comportamento de diversos materiais utilizados em reatores de coque com relação a trincas. Segundo estes autores estas trincas surgem preferencialmente nas chapas nas regiões próximas e paralelas às soldas circunferenciais, no caso dos picos estarem nas chapas. Quando os picos estão nas soldas também há desenvolvimento de trincas, sendo agora nas próprias soldas.

Ainda de acordo com estes trabalhos ambos os tipos de trincas podem levar à falha por vazamento se não forem detectadas a tempo em inspeção. Quando as trincas se desenvolvem nas chapas a inspeção é possível, uma vez que neste caso as trincas se desenvolvem de fora para dentro do reator. No caso das trincas nas soldas elas se desenvolvem de dentro para fora, impossibilitando a detecção por inspeção.

O trabalho da referência [5] faz uma análise de comparação das deformações medidas em campo e simuladas por elementos finitos em reatores de coque. No seu trabalho os autores analisaram um reator de 92' (~28000 mm) de altura e 24' (~7300 mm) de diâmetro fabricado em aço 1% Cr – ½ %Mo com clad de aço inox. Foram realizadas 108 medidas de deformação através de “strain gages” distribuídos em uma área do costado de 30'-8” (~9300 mm) longitudinal por 12'-1” (~3900) circunferencial durante 18 ciclos de operação.

A variação da temperatura do tambor foi incluída no modelo de elemento finito através de uma função transiente calculada por interpolação dos valores medidos. Esta função, em cada instante do tempo, é constante no sentido circunferencial para cada elevação variando apenas ao longo da altura do reator, ou seja, é considerada constante em cada nível por toda a circunferência.

Os resultados finais mostram que embora a diferença máxima, entre as deformações calculadas e medidas, sejam de até a 15%, esta diferença ocorre em poucos pontos, e a distribuição dos valores descrevendo as populações medida e calculada, com relação ao mesmo intervalo de tempo, dentro da fase de resfriamento, estão muito próximas.

A importância deste trabalho é que o mesmo serve como referência, por tratar-se de uma utilização válida do uso de elementos finitos como ferramenta de análise do comportamento de reatores de coque.

3.3 Plastificação

O modo de falha dominante a ser investigado neste trabalho é a ocorrência de plastificação na região deformada do reator. Esta plastificação é de característica localizada e provocada essencialmente por momentos fletores decorrentes da descontinuidade geométrica do abaulamento. Será feita a seguir uma breve apresentação da teoria de plastificação assim como as considerações sobre a mesma na norma utilizada para análise do objetivo do trabalho.

3.3.1 Comportamento dos materiais

Segundo diversos autores, entre eles Hibbeler [10], Timoshenko [11], e Dowling [14], a plastificação caracteriza-se pela perda de capacidade de um corpo solicitado por um carregamento, retornar às suas dimensões originais após o descarregamento. Enquanto o corpo for capaz de recuperar suas dimensões originais após o descarregamento o material, do qual ele é feito, encontra-se na região elástica. Quando há plastificação não mais existe retorno às dimensões originais.

A fim de esquematizar-se o estudo do efeito das cargas aplicadas sobre um corpo fabricado em material dúctil, são utilizados os seguintes limites convencionados: Limite de proporcionalidade, o material além de eliminar toda a deformação ainda guarda uma relação linear entre a deformação sofrida e a tensão aplicada, o material está no regime da lei de Hooke; Limite de elasticidade, o material retorna a sua condição original após o descarregamento; Limite de escoamento, um pequeno acréscimo de tensão acima do limite elástico provoca uma deformação permanente no material, neste limite há um aumento significativo da deformação praticamente sem acréscimo aparente de tensão, daí ser denominado patamar de escoamento.

Devido à existência deste patamar nos materiais dúcteis, o estudo do comportamento de um corpo, onde ocorre plastificação, pode ser conduzido aproximando-se o material para o que define-se como “elasto-plástico” ideal ou elástico perfeitamente plástico, desde que não se atinja valores de deformação onde o encruamento assume valores que não podem mais ser desprezados. A figura 10 ilustra este comportamento teórico.

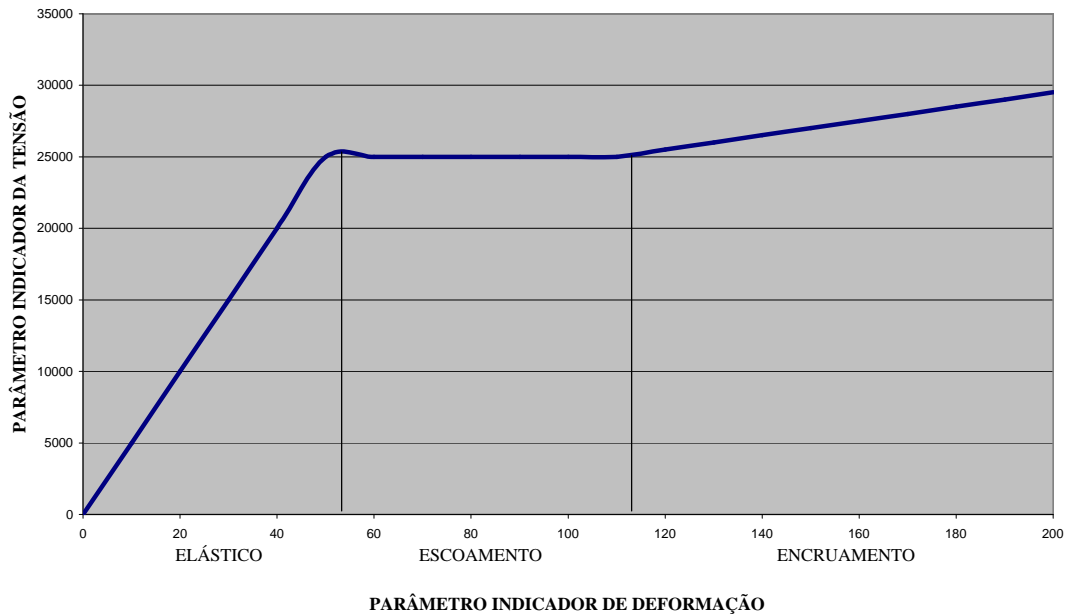


Figura 10: Comportamento de material elástico com patamar de escoamento.

3.3.2 Plastificação de um material elástico perfeitamente plástico na flexão.

Ainda conforme as referências [10], [11] e [14], devido à simplificação do estudo da plasticidade que considera o material como elástico perfeitamente plástico, não é possível uma análise em que toda a secção de um corpo plastifique por efeito de uma carga externa, isto levaria o corpo a colapso plástico i.e., haveria uma perda de equilíbrio das forças externas e as reações internas.

Para que uma determinada região de um corpo plastifique por ação de uma carga é necessário que uma outra região seja capaz de absorver uma parcela maior da tensão necessária ao equilíbrio do corpo. Qualquer estudo envolvendo plasticidade pressupõe um conhecimento do volume de material a ser plastificado, provocando uma redistribuição de tensões. Uma das formas de plastificação dentro destas características, que devido a sua aplicação prática tem sido amplamente estudada é a “flexão inelástica”, ou plastificação na flexão de vigas.

Pelo fato de na flexão de vigas finas, onde a espessura seja pequena quando comparada com a altura, de formas a poder ser desconsiderado o efeito do cisalhamento, a distribuição de tensão ao longo da secção variar linearmente com a distância, desde zero na linha neutra até o valor máximo nas superfícies, é possível, para os materiais dúcteis, onde se considera que os efeitos de tração e compressão são idênticos, diferenciando-se apenas o sentido da força, calcular-se um momento de plastificação inicial e um momento de plastificação total da secção.

Para os casos de vigas de secção retangular o valor do momento de plastificação total é igual a uma vez e meia o valor do momento para o início de plastificação, ou seja, plastificação total

da secção só ocorre quando o valor do momento aplicado for 150% do valor necessário para plastificar o ponto mais afastado da linha neutra. A figura 11 ilustra esta ideia mostrando como a tensão aplicada pelo momento fletor atinge primeiramente o valor da plastificação no ponto mais afastado da linha neutra, daí mantendo-se constante e a medida que o momento externo aumenta a porção plastificada da secção também aumenta até o limite em que toda a secção está plastificada, formando uma situação de rótula plástica.

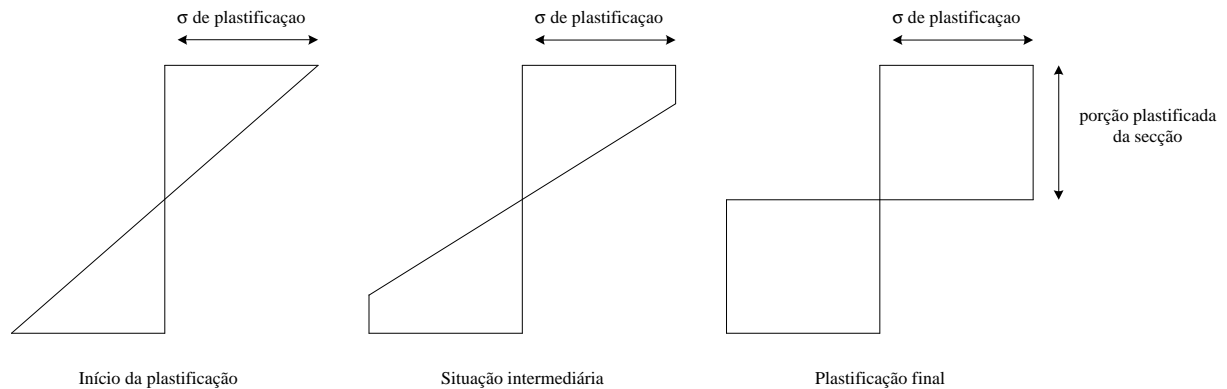


Figura 11: Plastificação da secção de uma viga submetida à flexão

Os vasos de pressão têm, na maioria dos casos, uma secção transversal do costado que se aproxima de uma forma retangular devido à relação raio/espessura ser normalmente muito alta, no caso em estudo varia de 128 até 256. Por este motivo o código ASME aproxima as regiões de vasos que são submetidas à flexão a uma viga fina de secção retangular.

3.3.3 Considerações do código ASME, referências [15], [16] e [17]

O código ASME, utilizado para o projeto do equipamento em estudo, define regras para o projeto de vasos de pressão em suas secções III e VIII. A secção VIII tem duas divisões: divisão 1 para projeto por fórmula e a divisão 2 para projeto por análise. O ASME secção III, prevê apenas o projeto por análise.

No projeto por fórmulas são simplesmente definidas fórmulas para cálculo de tensões gerais atuantes que por sua vez são comparadas a uma tabela de tensões admissíveis, ou seja, nesta divisão não há critérios para análises de tipos de tensões atuantes nem de plastificação, o material é simplesmente considerado como trabalhando abaixo do limite de proporcionalidade.

Os picos de tensões, que com certeza ocorrem em lugares específicos, são simplesmente compensados pelo coeficiente de segurança utilizado pelo código para os valores das tensões admissíveis.

No projeto por análise de tensões, conduzido pelo ASME secção VIII divisão 2 e também pelo ASME secção III, as tensões são calculadas de maneira que possam ser separadas e

enquadradas nos tipos previstos pelo código. Esta classificação é de fundamental importância, uma vez que dependendo do tipo de tensão o valor admissível será diferente. Esta classificação é apresentada no apêndice 4 da seção VIII da divisão 2, e também no ASME seção III. São ainda feitos comentários e análises sobre esta classificação nas referências [20], [21], [22] e [23].

De acordo com as referências citadas, além da definição clássica de componentes normais e cisalhantes, com relação à superfície onde atuam, as tensões podem ser identificadas como geral ou local, membrana ou flexão e tensões de origem térmica. Dependendo da combinação destes tipos as tensões podem ser consideradas primárias, secundárias ou de pico. Esta variedade na classificação das tensões, que levam em conta mais detalhadamente a influência de cada uma delas no comportamento da peça como um todo, torna possível o uso de valores admissíveis diferenciados para cada tipo.

As tensões de membrana são normais e uniformemente distribuídas com relação à superfície onde atuam, o seu valor é calculado como a média das tensões atuando na superfície. As tensões de flexão são normais e proporcionais à distância do centróide da seção transversal, aqui pode-se ver a semelhança com a teoria de flexão de vigas finas.

É possível ainda a existência da seguinte situação: em uma mesma superfície uma determinada região estar submetida a uma temperatura diferente das regiões vizinhas ou ter coeficiente de dilatação térmica diferente. Neste caso são desenvolvidas tensões pelo fato desta determinada região não assumir a dimensão requerida pelo par temperatura e coeficiente de dilatação térmico devido a um impedimento imposto pelas regiões vizinhas que estão em condições diferentes. Estas tensões são classificadas como tensões térmicas.

Caso uma tensão atue apenas sobre uma região limitada de uma superfície, dependendo das dimensões da área desta região, o código classifica estas tensões como tensões localizadas. O próprio código define o tamanho máximo de uma área em relação à superfície para que a tensão que atua sobre ela possa ser considerada localizada, assim como a distância mínima entre elas.

As tensões desenvolvidas em uma parte qualquer de um corpo sujeito a esforço externo, cuja existência garante a condição de equilíbrio das cargas aplicadas, são consideradas tensões primárias. A principal característica destas tensões é de não serem autolimitantes, ou seja, crescem na mesma intensidade das cargas que são a sua origem e por isso, caso ultrapassem os valores de escoamento, causam falha do equipamento por ruptura ou deformação acima dos limites aceitáveis para o funcionamento da parte solicitada.

Tensões desenvolvidas por condições de contorno que são impostas por partes adjacentes, ou pela própria parte são consideradas como secundárias. A principal característica de uma tensão secundária é de ser autolimitante, ou seja, o seu valor não cresce na mesma proporção das cargas aplicadas uma vez que estas não são sua única origem, mas dependem da existência de uma restrição.

Uma boa ilustração para auxiliar o entendimento deste conceito é a de uma barra curva sendo solicitada axialmente. Uma barra nesta situação, além da tensão axial ao longo de toda a sua extensão, desenvolve na região da curvatura um momento fletor que depende da flecha e do raio de curvatura, este momento provoca nesta região uma tensão adicional. A tensão axial é primária, pois é ela que garante o equilíbrio das forças externas, já a tensão devida ao momento fletor que se desenvolve porque existe a curvatura é secundária, a sua situação limite seria a viga reassumir a geometria sem curva. Nesta situação este momento, e conseqüentemente seus efeitos, não mais existiriam, ou seja, esta tensão tende a um limite independente do valor da carga externa aplicada.

Existem ainda tensões cujo efeito está unicamente relacionado ao processo de fadiga e a conseqüente formação e desenvolvimento de trincas, estas tensões são classificadas como “tensões de pico”.

O projeto por análise é feito a partir do cálculo da tensão de cisalhamento máxima ou de Tresca, estas tensões são então classificadas e comparadas a uma tensão básica de referência, identificada como S_m , obtida das tabelas de materiais do ASME, multiplicada por um fator, também definido em tabela do ASME, que depende da classificação da tensão.

De formas a facilitar o enquadramento das combinações dos diversos tipos de tensões atuantes em um equipamento, o ASME secção VIII divisão 2 no apêndice 4 e o ASME secção III, além das definições aqui resumidas, fornecem tabelas que atribuem nomenclaturas a cada uma destas tensões e ajudam nesta classificação. A classificação aqui utilizada para as tensões é a fornecida pela tabela 4-120.1 e os limites são definidos na figura 4-130.1, ambas do ASME secção VIII divisão 2.

De um modo geral esta classificação subdivide as tensões primárias em três grupos: membrana geral identificada como P_m ; membrana local, P_l ; e momento, P_b . As tensões secundárias de membrana e momento são consideradas em conjunto e identificadas como Q , e as tensões totais incluindo as de pico são agrupadas e identificadas como F .

De acordo com o o ASME as tensões de categoria P_m são limitadas ao valor de S_m , as tensões P_l e $P_l + P_b$ são limitadas à 150% do valor de S_m , as tensões Q são limitadas a 300%

do valor de S_m ou 200% do valor da tensão de escoamento, escolhendo-se o maior valor. Finalmente, as tensões F , são limitadas por cálculos de fadiga e não são consideradas em uma análise estática.

Quanto aos critérios de plastificação o ASME secção VIII Divisão 2 no parágrafo 4-136.6 permite que para materiais com tensão de escoamento inferior a 70% da tensão de ruptura o critério para as tensões tipo Q seja substituído por uma deformação máxima de 5%, e no ASME seção III apêndice T parágrafo T-1310 têm-se, para materiais operando a altas temperaturas um limite de deformação máxima igual a 2%.

3.4 Flambagem de cilindros.

Uma das formas de falha que precisam ser investigadas levando em conta uma associação de abaulamentos de grandes dimensões e carga atuante é a falha por flambagem.

Com a finalidade de examinar qual a influência de um defeito axissimétrico na carga máxima de flambagem do reator, será feita a seguir uma breve descrição da teoria de flambagem de cilindros.

3.4.1 Pressão externa e carga axial de compressão compostas.

A teoria de colapso plástico conforme Flügge [13] para cilindros perfeitos prevê uma relação linear entre as cargas limites de pressão externa e axial de compressão, aplicadas simultaneamente, conforme segue.

Sendo “ p ” o valor da pressão externa e “ P ” uma carga de compressão longitudinal aplicadas em um cilindro com raio “ a ” e espessura “ t ” define-se os fatores adimensionais:

$$q_1 = \frac{p * a}{D}; q_2 = \frac{P}{D} \quad 3.1$$

Onde D é um fator de rigidez e os valores q_1 e q_2 são positivos para pressão externa e carga axial de compressão, respectivamente.

A relação entre q_1 e q_2 é demonstrada por Flügge [13] como sendo:

$$c_1 + c_2 * k = c_3 * q_1 + c_4 * q_2 \quad 3.2$$

Nesta equação,

$$k = \frac{t^2}{(12 * a^2)} \quad 3.3$$

Sendo c_1 , c_2 e c_3 constantes calculadas a partir dos comprimento raio e espessura do cilindro e dos números de ondas longitudinal e circunferencial do modo de flambagem.

Utiliza-se aqui a letra “n” para identificar o número de $\frac{1}{2}$ ondas longitudinais e a letra “m” para identificar o número de $\frac{1}{4}$ de onda circunferencial.

É definido também,

$$I = \frac{n \times p \times a}{L} \quad 3.4$$

Sendo L o comprimento do cilindro.

Tendo-se definidos o comprimento (L), o raio (a) e a espessura (t) do cilindro, pode-se traçar gráficos de $q_1 \times q_2$, que serão retas variando a posição no plano conforme os valores que sejam atribuídos a m e n. Ver figura 12.

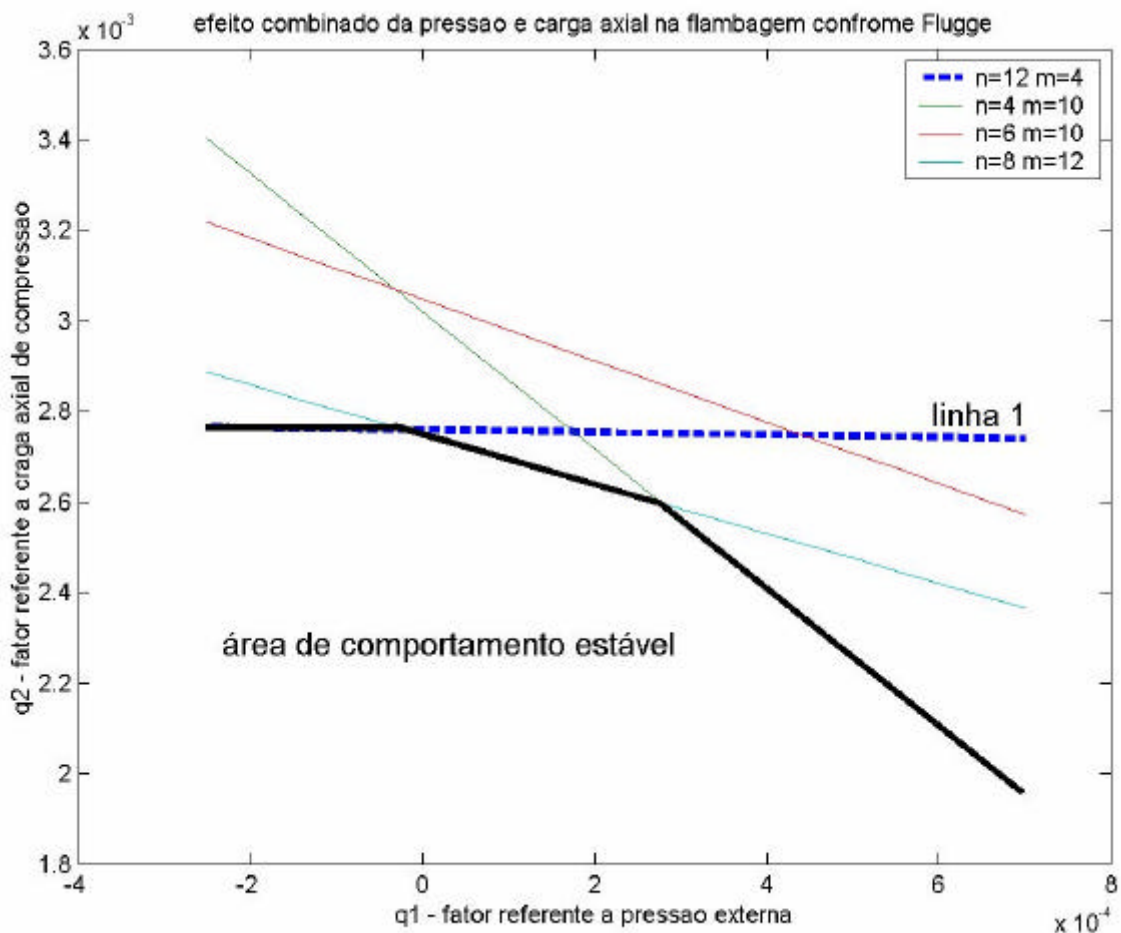


Figura 12: Retas de estabilidade de cilindros, adaptado de Flügge [13].

A condição de falha é dada pela envolvente das retas, destacada em negrito, ou seja, o cilindro falhará sempre que encontrar a primeira reta não importando os valores das demais. A região de estabilidade está indicada na figura.

Observando a figura 12, vê-se que há uma combinação de “n” e “m” quando obtêm-se uma reta paralela ao eixo “q1”, no exemplo n igual a 12 e m igual a 4, produzindo a reta pontilhada

(linha 1). Tem-se desta forma, indicada na figura, uma condição em que a carga crítica axial independe da pressão externa aplicada. O ponto a partir do qual esta reta é válida é muito próximo ao eixo q_2 ($q_1 = 0$), ou seja quando a pressão interna anula-se. Como, os valores positivos de q_1 indicam pressão externa os valores negativos indicam pressão interna. A existência desta reta válida a partir deste ponto indica que enquanto a existência de uma pressão externa contribui para diminuir a carga crítica axial de compressão, a existência de pressão interna em nada influi nesta carga.

Com isto pode-se concluir não ser necessária a inclusão da pressão interna na avaliação por flambagem para cilindros perfeitos. Pode-se considerar apenas a aplicação da carga axial o que simplifica muito o estudo uma vez que têm-se agora $q_1 = 0$ e pode-se extrair uma expressão para q_2 que depende da geometria do reator e dos modos de falha:

$$q_2 = \frac{c_1 + c_2 \times k}{c_3} \quad 3.5.$$

3.4.2 Cilindro submetido apenas à carga de compressão axial.

Considerando-se a pressão nula, a carga crítica axial de compressão passa a ser função apenas da geometria do cilindro e dos valores de “n” e “m” característicos dos modos de flambagem.

Será necessário então pesquisar qual a influência destes parâmetros geométricos e modos de falha na carga crítica do cilindro.

Definindo-se os parâmetros geométricos do cilindro (L , a , t) obtêm-se uma expressão para q_2 apenas em função de “n” e “m”.

Flügge [13] sugere um campo $q_2 \times \frac{L}{n * a}$ construindo-se curvas para cada valor de “m”.

Novamente têm-se a situação de falha definida pela envolvente das curvas. A falha ocorrerá sempre que se encontrar a primeira curva existente, não importando os valores das outras acima. Maiores detalhes desta curva são encontrados na referência [13].

O autor mostra ainda que variando-se “n”, a alteração que se tem é apenas um deslocamento da curva para direita ou esquerda não afetando a envolvente inferior ou seja a envolvente pode ser montada apenas considerando-se a abscissa como “ $\frac{L}{a}$ ”. Com esta simplificação o autor mostra que, a carga crítica para comprimentos de cilindro intermediários, novamente não varia consideravelmente com a relação “ $\frac{L}{a}$ ” mas sim com o fator “k”. Ou seja tendo-se

definidos o raio e a espessura, o comprimento do cilindro não altera a carga crítica para um intervalo de valores “ $\frac{L}{a}$ ” entre aproximadamente 0,2 e 3.

Esta independência com relação ao comprimento também é verificada na tensão de colapso plástico calculada por autovalor linear, [12]:

$$s_{cl} = \frac{E}{\sqrt{3*(1-u^2)}} * \frac{t}{a} \quad 3.6.$$

Note que o comprimento do cilindro não aparece na expressão de s_{cl} . O trabalho da referência [12] compara este valor com os resultados obtidos por métodos não lineares e conclui que existe uma diferença entre os resultados. Esta diferença varia com as condições de contorno e com o comprimento do cilindro.

O autor da referência [12] faz uma comparação entre o valor calculado pela teoria de Flügge [13] (e outras teorias de colapso plástico de cascas baseadas no ponto de bifurcação não linear), chamando a tensão assim calculada de s_{cr} .

Computando o comprimento do cilindro a partir do parâmetro de Baddorf:

$$Z = \sqrt{1-u^2} * \frac{L^2}{a*t} \quad 3.7.$$

O mesmo trabalho [12] fornece uma relação entre Z e $\frac{s_{cr}}{s_{cl}}$ para diferentes condições de contorno e mostra que, para valores pequenos do comprimento há uma variação intensa de $\frac{s_{cr}}{s_{cl}}$ com Z , indicando uma forte influência do comprimento no valor de s_{cr} . Após um determinado valor de Z chega-se a um patamar, indicando a independência com relação ao comprimento. Esta dependência volta a aparecer para grandes comprimentos.

Ou seja, para cilindros de comprimento médio têm-se uma independência da carga de flambagem com relação ao comprimento. O que está de acordo com a teoria de Flügge [13].

O padrão para cascas do código europeu ENV 1993-1-6 1999 classifica como cilindros de comprimento médio aqueles enquadrados em uma das condições:

$$0,70 < \frac{L}{f} < 0,2 * \frac{a}{t} \quad \text{ou} \quad 2,76 < Z < \left(0,238 * \frac{a}{t} \right)^2 \quad 3.8;$$

onde:

$$\mathbf{f} = \frac{\mathbf{P}}{\sqrt[4]{3 * (1 - \Psi^2)}} * \sqrt{\mathbf{a} * \mathbf{t}} \quad 3.9.$$

Ou seja, cilindros que possam ser enquadrados dentro destes limites não sofrem influência do comprimento na carga crítica axial de compressão, a mesma depende unicamente do raio e da espessura.

O cilindro em estudo tem comprimento de 9480 mm, raio de 3200 mm e espessura de 16 mm, o que resulta em $Z = 1680$, enquadrado nos limites inferior igual a 1,76 e superior igual a 9520.

Não é finalidade deste trabalho aprofundar-se neste assunto. Para um conhecimento mais detalhado destes efeitos e constatações é necessário a leitura das referências citadas. O nosso objetivo é mostrar que o vaso em estudo enquadra-se na classificação de cilindro médio e as simplificações para este caso podem aqui ser empregadas.

Como exemplo ilustrativo das relações entre os valores calculados pelas diferentes metodologias considere o cilindro no exemplo abaixo:

$L = 9480$ mm;

$a = 3200$ mm;

$t = 16$ mm.

Serão obtidos os seguintes resultados para as tensões de flambagem:

$\mathbf{s}_{cr} = 565$ MPa, cálculo pela teoria de Flügge [13];

$\mathbf{s}_{cl} = 605$ MPa, cálculo pela flambagem elástica por autovalor;

$\mathbf{s}_{fea} = 575$ MPa, cálculo por análise linear-autovalor pelo ANSYS®;

$\mathbf{s}_{fea} = 560$ MPa, cálculo por análise não linear pelo ANSYS®.

3.4.3 Cilindros imperfeitos.

Ainda o trabalho da referência [12] sugere que a mais séria forma de imperfeição, com relação à redução na resistência do cilindro, é aquela que coincide com a do modo de falha axissimétrico para o cilindro perfeito e propõe a seguinte redução para a carga de um cilindro com abaulamento axissimétrico em relação aquela calculada para um cilindro perfeito.

$$\mathbf{s}_{cr} = \mathbf{s}_{cl} * \left\{ 1 - \Psi * \left| \frac{w_0}{t} \right| * \left[\sqrt{1 + \frac{2 * t}{\Psi * w_0}} - 1 \right] \right\} \quad 3.10;$$

onde:

$$\Psi = 0,75 * \sqrt{3 * (1 - u^2)} \approx 1,239$$

3.11.

s_{cr} = tensão máxima para o cilindro com imperfeição axissimétrica.

s_{cl} = tensão máxima para o cilindro perfeito.

w_0 = amplitude da imperfeição axissimétrica, ilustrada na figura 13

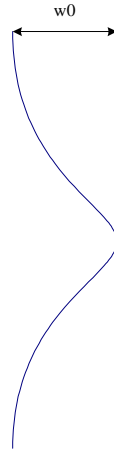


Figura 13: Amplitude de um defeito axissimétrico.

CAPÍTULO 4

METODOLOGIA

4.1 Introdução

Será descrito a seguir a metodologia aplicada no desenvolvimento do trabalho incluindo todas as atividades, mesmo aquelas realizadas por terceiros, mas que constituíram etapas necessárias ao desenvolvimento deste trabalho. As etapas que não foram realizadas no escopo da dissertação foram desenvolvidas por contratação pela PETROBRAS através do CENPES. Este capítulo inclui as características de materiais adotadas, medições de campo realizadas, estimativas de incremento por ciclo, descrição das aproximações feitas e definição do modelo de elemento finito.

4.2 Etapas para o desenvolvimento do trabalho.

O desenvolvimento deste trabalho foi feito nas seguintes etapas:

- 1) Escolha do equipamento a ser estudado.
- 2) Obtenção de dados
 - Dados construtivos do reator;
 - Dados operacionais e de projeto;
 - Características dos materiais e soldas;
- 3) Definição dos critérios de falha;
- 4) Obtenção das medições de campo;
- 5) Comparação das dimensões dos abaulamentos encontrados nas duas medidas;
- 6) Estimativa de um perfil médio de abaulamento, baseado nas medidas obtidas, a ser considerado como axissimétrico;
- 7) Estimativa do crescimento do abaulamento baseado na estimativa de crescimento por ciclo e do número de ciclos de operação ocorridos no intervalo entre as duas medições;
- 8) Modelagem de elemento finito do tambor e do abaulamento axissimétrico;
- 9) Simulação do crescimento do abaulamento no modelo axissimétrico;
- 10) Cálculo das tensões e deformações plásticas na região mais solicitada;
- 11) Verificações com os critérios de falha;

A seguir serão detalhados os processos e fontes de consulta para o cumprimento destas etapas. A etapa 2 está descrita no capítulo 2 e as etapas 10 e 11 no capítulo 5.

4.3 Obtenção de dados do equipamento:

Os dados construtivos e de projeto foram obtidas em desenhos de fabricação. As informações operacionais foram obtidas de relatórios de operação fornecidos pela REGAP, consulta a registros de instrumentos e registros de paradas da unidade e de inspeção.

Abaixo estão listados os desenhos utilizados, os mesmos estão disponíveis nos respectivos anexos.

REG-0052-56-01-fl01 – Conjunto geral, anexo 1;

REG-0052-56-01-fl02 – Detalhe do casco, anexo 2;

REG-0052-56-01-fl05 – Saia, anexo 3.

As características dos materiais são conforme a tabela 3, obtidos do código ASME conforme indicado.

Tabela 3: Características dos materiais

		Temperatura	°F	ambiente	400	500	600	700	800	900	950
			°C	ambiente	204	260	316	371	427	482	510
A-387 Gr12 Cl2 Material dos anéis do costado	Tensão admissível ASME tabela 1A	Ksi		18,6	17,9	17,9	17,9	17,9	17,9	17,4	11,3
		Mpa		128	123	123	123	123	123	120	78
	Tensão admissível ASME tabela 2A	Ksi		21,7	21,7	20,9	20,3	19,7	19,1	13,6	-----
		Mpa		150	150	144	140	136	132	94	-----
	Tensão de Escoamento	Ksi		40,0	38,5	38,5	38,5	38,5	38,5	37,4	24,3
		Mpa		276	266	266	266	266	266	258	168
	Módulo de elasticidade ASME tabela TM-1	Ksi 10 ³		29,7	27,9	27,5	26,9	26,3	25,5	24,8	24,3
		Gpa		205	192	190	185	181	176	171	168
	Coeficiente de Poisson			0,28	0,28	0,28	0,28	0,28	0,28	0,28	0,28
	Coeficiente de dilatação térmica ASME tabela TE-1	mm/°C (10 ⁻⁶)		11,5	12,8	13,1	13,3	13,7	14,0	14,2	14,6
	A-240 GR 410S Material do clad	Tensão admissível ASME tabela 1A	Ksi		17,1	16,5	16,3	15,9	15,2	14,1	12,3
Tensão de Escoamento		Ksi		30	29	29	28	27	25	22	15
		Mpa		207	200	197	192	184	171	149	107
Módulo de elasticidade ASME tabela TM-1		Ksi 10 ³		28,3	26,5	25,8	25,3	24,8	24,1	23,5	23,1
		Mpa		195	183	178	174	171	166	162	159
Coeficiente de Poisson				0,28	0,28	0,28	0,28	0,28	0,28	0,28	0,28
Coeficiente de dilatação térmica ASME tabela TE-1		mm/°C (10 ⁻⁶)		10,6	11,5	11,7	11,7	11,9	12,1	12,1	12,2
SOLDA	Tensão de Escoamento	Ksi		40	25	25	25	26	26	26	26
		Gpa		345	332	332	332	332	332	323	210
	Módulo de elasticidade	Ksi		29,7	27,9	27,5	26,9	26,3	25,5	24,8	24,3
		Gpa		205	192	190	185	181	176	171	168
	Coeficiente de Poisson			0,28	0,28	0,28	0,28	0,28	0,28	0,28	0,28
	Coeficiente de dilatação térmica ASME tabela TE-1	mm/°C (10 ⁻⁶)		11,5	12,8	13,1	13,3	13,7	14,0	14,2	14,6

A tabela 1A do ASME apenas informa a tensão de escoamento na temperatura ambiente. No entanto como o valor da tensão admissível é um valor proporcional à tensão de escoamento. Desta forma, os valores da tensão de escoamento, para as temperaturas não fornecidas, foram obtidos da tabela do 1A do ASME aplicando-se sobre estes valores fatores de correção proporcional à temperatura. O fator de correção foi calculado proporcionalmente aos valores da tensão admissível da tabela do ASME utilizando a variação linear:

$$s_e(t) = \frac{s_a(t)}{s_a} * s_e \quad 4.1$$

Onde:

$s_e(t)$ = tensão de escoamento na temperatura t;

s_e = tensão de escoamento na temperatura ambiente;

$s_a(t)$ = tensão admissível na temperatura t;

s_a = tensão admissível na temperatura ambiente;

O valor do coeficiente de Poisson é o “valor clássico” da literatura para aços igual a 0,28.

Como não há informação disponível sobre eletrodo e procedimento de soldagem utilizado na fabricação, nem há também medida de dureza da região da solda para do reator em análise, a estimativa das características do material na região da solda foi feita baseado em experiência de outras soldas semelhantes em outros equipamentos da PETROBRAS, desta forma foi adotado o seguinte critério:

Como o material continua com sua estrutura cristalina, a soldagem apenas altera o tamanho e forma dos grãos, foi considerado que não há alteração significativa nos valores do módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson, por isso os valores utilizados serão os mesmos do material base. Devido à mudança da estrutura de grãos, a tensão de escoamento foi considerada com um valor em 25% superior ao material de base.

Esta variação nos valores entre a região de solda e a chapa, seria de fundamental importância na avaliação de crescimento do abaulamento, como descrito no capítulo 3. Neste estudo, no entanto, o crescimento estimado foi baseado em medidas de campo. Não foi desenvolvida metodologia de previsão de crescimento baseada nas diferenças de temperatura e características do material nas diversas regiões do costado. Isto minimizou a importância destas diferenças no desenvolvimento do estudo.

4.4 Critério de falha

A fim de que seja possível chegar a um valor para o abaulamento crítico, é necessário definir um critério de falha para comparação. Um critério de falha pode ser estabelecido com várias finalidades, como por exemplo definir um limite a partir do qual a parte analisada apresenta risco de ruptura, ou de uma deformação que impede o funcionamento da mesma. Pode-se também definir um limite a partir do qual as cargas operacionais devem ser reduzidas, ou as condições operacionais revistas, e por fim pode-se usar um critério de falha para impor um limite a partir do qual a parte analisada deve ser submetida a um procedimento mais rigoroso de inspeção que poderá concluir pela retirada de operação ou outra ação qualquer. A definição do critério de falha para este trabalho baseia-se na última hipótese.

O critério de falha, para este trabalho, foi definido juntamente com a PETROBRAS/CENPES e REGAP.

A definição deste critério considera que outros mecanismos de falha atuam no equipamento. Lembrar que estes outros mecanismos estão relacionados com o desenvolvimento de trincas e estão sendo avaliados por estudos paralelos a este. O critério considera ainda o fato de que o equipamento em estudo opera em regime de paradas regulares para manutenção e inspeção, ou seja, que são definidos tempos de campanha para o reator. Ao final de cada campanha o equipamento é inspecionado para uma avaliação dos defeitos desenvolvidos durante o período de operação. Os dados obtidos com esta inspeção constituem o histórico do equipamento que serve como base de decisão para um novo período de campanha.

Conforme já mencionado as técnicas de inspeção podem identificar a existência de defeitos, como trincas, ou alteração das características do material, no entanto o estado de tensões gerado pela formação do abaulamento só pode ser avaliado por alguma forma de cálculo. O que se pretende na presente análise é definir um valor limite de dimensões de um abaulamento, para o qual não há riscos de falha, por colapso plástico ou flambagem, por ação das cargas estáticas de pressão e peso próprio, até uma nova inspeção. Desta forma a inspeção de equipamento pode se concentrar no acompanhamento dos outros mecanismos de falha. O critério de falha, aqui estabelecido, não visa definir o fim da vida útil de operação do equipamento, mas disponibilizar informações com relação ao risco de uma falha não esperada durante a campanha aprovada pela inspeção.

A região abaulada quando submetida às condições operacionais desenvolve um estado de tensão/deformação não previsto no projeto original do reator. Este estado de tensão tem aspectos: mecânico estático, mecânico cíclico e térmico cíclico. Os aspectos cíclicos são causadores de falha por fadiga e não foram considerados no escopo do presente trabalho. O critério de falha foi estabelecido, então, considerando apenas o aspecto mecânico estático do

carregamento. O objetivo é definir um limite de segurança para os quais a plastificação provocada pelas cargas mecânicas estáticas (pressão + peso próprio) atuantes no ciclo não apresentam risco para a continuidade operacional do reator.

Não está sendo incluído na presente análise a deformação residual existente no abaulamento. Esta deformação residual decorre do fato do comprimento do costado na região onde se forma o abaulamento ser maior do que o comprimento original, devido ao surgimento da flecha, assim têm-se a cada ciclo uma deformação residual devida à conformação do costado para formar o abaulamento. Ou seja, o abaulamento em si já é uma deformação residual que não está sendo considerada pelo exposto abaixo.

Uma avaliação desta deformação residual necessitaria do conhecimento da deformação a cada ciclo desde o início de operação do equipamento, o que não dispomos. Por outro lado o ASME não dispõe de critério para a avaliação de formação de defeitos, o código é orientado para cálculo do efeito das cargas de projeto consideradas nas diversas partes do vaso.

Devido a não inclusão desta deformação de conformação na avaliação, além do critério deformação máxima foi utilizado também um critério de tensão equivalente máxima. Também não incluímos os valores das tensões residuais pelos mesmos motivos. No entanto, no caso da tensão esta não inclusão é menos crítica devido ao fato da mesma ser limitada ao valor da tensão de escoamento e sofrer relaxação ao longo da operação do equipamento, efeito que é acelerado pela alta temperatura de operação do equipamento.

Serão definidos a seguir os valores limites para as tensões e deformações calculadas nas simulações de pesquisa do abaulamento crítico. O valor de tensão utilizado para comparação será a tensão equivalente de von Mises, em substituição ao cisalhamento de Tresca proposta pelo código. Esta substituição por um valor menos conservativo está sendo feita considerando que: o material do equipamento em estudo tem tensão de escoamento inferior a 70% da tensão de ruptura; que associado ao critério de tensão está sendo estabelecendo um critério de deformação máxima; e ainda o aspecto localizado e superficial das deformações máximas, como será visto.

Existem duas situações de carregamento a serem consideradas: pressão combinada com peso próprio e peso próprio isoladamente.

4.4.1 Pressão combinada com o peso próprio

A pressão de operação do reator é igual a 0,314 MPa. Multiplicando este valor pela área do cilindro de 3200 mm de raio têm-se um valor de força de aproximadamente 257000Kgf, muito superior aos 118.000 kgf de peso total do vaso, conforme dados do anexo 1. Ou seja, o

efeito da pressão sobrepõe-se ao efeito do peso, principalmente lembrando a região analisada está numa elevação próxima a metade do comprimento entre tangentes, desta forma apenas uma fração deste valor do peso atua sobre ela.

O efeito da pressão sobre o costado é aumentar o diâmetro e o comprimento longitudinal. Desta forma a parede do vaso está sujeita a tração na direção circunferencial (*hoop stress*) e na direção longitudinal (*axial stress*). Como considera-se que o costado do reator em estudo é um cilindro de parede fina e a manutenção da condição de axisimetria no abaulamento, despreza-se o efeito de momento na direção circunferencial.

Na direção longitudinal, no entanto, além da tensão trativa que atua em todo o costado o abaulamento está submetido a um efeito de momento que depende da altura do abaulamento e não pode ser desprezado. Como a tensão axial é trativa os deslocamentos que ocorrem na parede do reator são no sentido de “estirar” o vaso, ou seja, de diminuir a altura do abaulamento. À medida que o carregamento aumenta a altura do abaulamento diminui, provocando um aumento no raio de curvatura do pico, e conseqüentemente os efeitos de momento devido a esta altura também diminuem. A situação limite, à semelhança do exemplo da barra, seria a altura do abaulamento atingir o valor zero, quando não existiria mais momento.

Devido a esta situação, onde um aumento da causa provoca uma diminuição no efeito, as tensões desenvolvidas na chapa do costado como conseqüência do abaulamento durante o carregamento pressão combinada com peso tem uma característica autolimitante e são consideradas como tensões secundárias.

Pelo acima exposto vê-se que o efeito da pressão mais peso próprio também atua no sentido oposto às deformações residuais conseqüentes da formação do abaulamento.

Limites estabelecidos para as tensões equivalentes:

O código ASME é dedicado ao projeto de equipamentos novos. Como tal não prevê defeitos no costado desenvolvidos ao longo da operação, como é o caso dos abaulamentos aqui analisados. Sendo assim, não há na tabela 4-120.1 do ASME um enquadramento para as tensões desenvolvidas neste defeito. Levando em consideração o exposto sobre as características das tensões desenvolvidas no abaulamento, estas tensões foram classificadas como tipo Q. Obtêm-se desta forma para o material ASTM A-387 Gr 12 Cl 2 os seguintes limites valores da tabela 3:

$$S_m \text{ à temperatura de } 483^\circ\text{C (900}^\circ\text{F)} = 93,7 \text{ MPa (13,6 Ksi);}$$

$$S_e \text{ à temperatura de } 483^\circ\text{C (900}^\circ\text{F)} = 252 \text{ MPa (24,3 Ksi);}$$

$$S_{\text{limite}} = 2 * S_e = 2 * 252 = 504 \text{ MPa.}$$

Limite estabelecido para a deformação equivalente

Para o valor limite de deformação foi adotado o critério do ASME SEC III Appendix T.

Foi estabelecido um valor máximo de 2% de deformação (T-1310).

Definidos estes valores fica estabelecido que a situação de colapso plástico caracteriza-se pela situação de igualdade com um destes valores na região do abaulamento do costado do reator.

4.4.2 Peso próprio isoladamente

No caso do peso próprio considerado isoladamente este atua no sentido de comprimir a parede do cilindro e um conseqüente fechamento do abaulamento, ou seja, o efeito da carga contribui para uma diminuição da curvatura do pico do abaulamento no sentido longitudinal e um aumento do efeito da carga. Agora a situação é inversa o aumento da carga provoca um aumento do efeito, as tensões provocadas pelo peso próprio na região abaulada não são autolimitantes, por esta razão são consideradas primárias.

Limites estabelecidos:

As tensões desenvolvidas pelo peso próprio isoladamente não são suficientes para provocar plastificação, portanto o valor limite para este carregamento será o valor definido para cargas tipo Pb do ASME secção VIII divisão 2.

S_m à temperatura de 483°C (900°F) = 93,7 MPa (13,6 Ksi);

$$S_{\text{limite}} = 1,5 * S_m = 1,5 * 93,7 = 140 \text{ MPa.}$$

Limites para a flambagem:

Tensão máxima admissível à compressão conforme ASME SEC II UG 23;

$r = 3200 \text{ mm}$ raio do reator;

$t = 16 \text{ mm}$ espessura da chapa;

$$A = \frac{0,125}{\frac{r}{t}} = 0,000625 \quad 4.2$$

Com este valor de A obtêm-se da figura CS-3 (ASTM A-387 Gr12 Cl2):

B = 63 MPa (9,2 ksi), este é o valor máximo para a tensão de compressão no reator de acordo com o ASME.

Carga máxima de flambagem elástica;

$$scl = \frac{E}{\sqrt{3 * (1 - u^2)}} * \frac{t}{r} \quad 4.3$$

onde:

E = módulo de elasticidade = 168000 MPa;

t = espessura = 16 mm;

r = raio = 3200 mm;

$$scl = \frac{168000}{\sqrt{3 * (1 - 0,28^2)}} * \frac{16}{3200} = 505 Mpa \quad 4.4$$

A este valor deverá ser aplicado um redutor em função do abaulamento considerado admissível.

Outro efeito que poderia ter influência no caso em análise seria a fluência devido à alta temperatura a que o material está submetido.

A referência [8], apresenta gráficos que sugerem uma redução das tensões admissíveis e do módulo de elasticidade com relação a temperatura pelo efeito da fluência. As temperaturas presentes nesta análise, quando comparadas a estes gráficos, assim como também às curvas do API 530 se mostram fora da área de do efeito de fluência. Sendo assim, não será desenvolvida análise de fluência nesta avaliação.

Estes critérios de falha foram utilizados da seguinte maneira: Durante as simulações de pesquisa do abaulamento crítico, o primeiro valor para uma altura de abaulamento que resultaram em valores de tensão ou deformação iguais a um destes critérios de falha estabelecidos foi considerado como “abaulamento crítico”.

4.5 Medições.

Conforme descrito, os dados de campo, disponíveis para a condução do trabalho, foram obtidos em duas medições realizadas em datas diferentes. Estas medições foram realizadas por duas empresas contratadas pela PETROBRAS especificamente para este fim, sob coordenação do CENPES e do órgão de inspeção de equipamentos da REGAP. A primeira medição foi realizada pela empresa **CIA INSPECTION (USA) INC** em dezembro de 2001, a segunda medição foi realizada pela **SANTIAGO & CINTRA** em março de 2004, o tempo decorrido entre as duas medições foi de 792 dias.

Ambas as medições foram executadas com tecnologia “laser scan”, efetuadas ao longo de todo o costado pelo lado interno do reator. Esta tecnologia de medição consiste na “varredura”

da superfície interna do reator por um feixe de raio laser. Um canhão emissor de raio laser é posicionado no interior do reator alinhado com o eixo central e posicionado, no início do processo de varredura, na posição mais inferior do reator. A partir daí o mesmo emite raios laser que vão de encontro à parede do reator retornando o reflexo, desta forma é possível ler a distância entre a linha de centro e o costado. O canhão emissor de raio laser gira entorno do seu próprio eixo e move-se verticalmente, até o limite superior do vaso, permitindo a leitura e o mapeamento de todo o costado. O resultado final é uma superfície cilíndrica que retrata o costado do reator em seu estado real, como se tivesse sido retirado um “molde eletrônico” do costado. A partir desta superfície é possível obter-se o valor do raio do cilindro em qualquer elevação desejada, de qualquer orientação circunferencial escolhida. A precisão deste processo é da ordem de 1%.

Os resultados destas medições são apresentados em perfis longitudinais, que são na realidade meridianos do casco em diferentes orientações. Para cada orientação identificada em graus têm-se uma linha ao longo do costado do reator informando o valor do raio em diferentes elevações. A orientação de cada meridiano está identificada a partir de um meridiano arbitrariamente definido como 0° , que por sua vez está relacionado com a orientação norte de projeto da unidade e com o desenho do fabricante do equipamento, de maneira que se pode relacionar cada medida apresentada nos relatórios com os respectivos pontos do reator.

Estas medições mostram abaulamentos em várias elevações do costado de forma aproximadamente axissimétrica. A geometria adotada no modelo é aproximada para um perfil axissimétrico considerando duas dimensões para o abaulamento: comprimento longitudinal “L” e altura “C”, conforme mostrado na figura 14. Note que a dimensão “C” implica em um aumento do raio, ou seja, no pico do abaulamento o raio do reator é igual ao raio original (r) mais “C”.

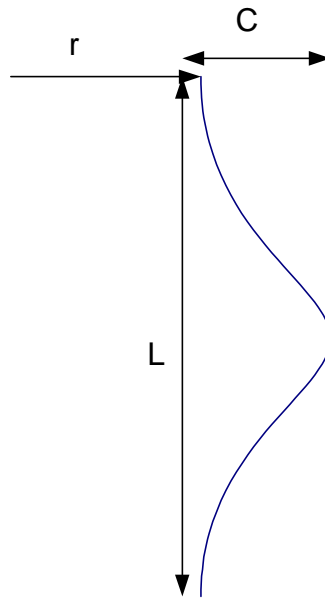


Figura 14: Forma e dimensões típicas do abaulamento axissimétrico aproximado.

As medições de campo para 2001 foram obtidas do relatório Report: CIAI-PBBH-0112 elaborado pela **CIA INSPECTION (US) INC** em dezembro de 2001 (ver anexo 4).

Com estes dados ao longo dos meridianos do reator foram identificados vários abaulamentos. No entanto, na faixa de elevação aproximadamente entre 9500 mm e 10500 mm a partir da linha de tangência inferior, foi detectado um abaulamento de magnitude maior que os demais e ao redor de toda a circunferência do reator.

O perfil que apresentou abaulamento máximo situa-se neste abaulamento circunferencial e na orientação de 0°. De acordo com o relatório, as dimensões do abaulamento nesta orientação são: altura (dimensão “C”) de 58mm e comprimento (dimensão “L”) de 814 mm. Um perfil real da geratriz que contém o abaulamento máximo conforme medido pela CIA pode ser visto no anexo 04.

As medições de 2004 foram obtidas em desenhos fornecidos pela SANTIAGO & CINTRA (S&C). Neste caso, como foram entregues desenhos em AUTOCAD®, foi disponibilizada uma maior quantidade de dados. Foram fornecidos perfis de medições longitudinais para meridianos a cada 3°, totalizando 120 perfis, conforme anexo 5. Com estas informações tornou-se possível levantar tabela de medições relacionando a altura do abaulamento com a elevação do reator para uma determinada orientação. Foram detectados vários abaulamentos localizados ao longo da elevação do reator e um abaulamento circunferencial na mesma elevação daquele identificado pela CIA em 2001 com pico na mesma orientação circunferencial.

Note que as duas medições detectaram um abaulamento circunferencial na mesma elevação e com um ponto de altura máxima na mesma orientação.

Na tabela 4 segue um resumo dos valores fornecidos pela S&C para o abaulamento circunferencial na orientação de 90°, que é a orientação do valor máximo da altura do abaulamento. Nesta tabela, mostra-se que o abaulamento tem as seguintes dimensões: altura (dimensão “C”) de 69 mm e comprimento (dimensão “L”) de 810 mm.

Tabela 4: Medidas do tambor realizadas pela S&C.

Elevação do tambor com relação à linha de tangente inferior. Medidas em metros	Altura do abaulamento = raio medido – raio de projeto (3,2 m). Medidas em metros
9,5405	0,01
9,6308	0,0204
9,6902	0,0358
9,844	0,0642
9,8904	0,0694
9,9472	0,0694
10,0298	0,0539
10,1175	0,0333
10,2182	0,0204
10,3498	0,0126

A figura 15 mostra um desenho, ilustrando a posição do abaulamento circunferencial detectado nas duas medições.

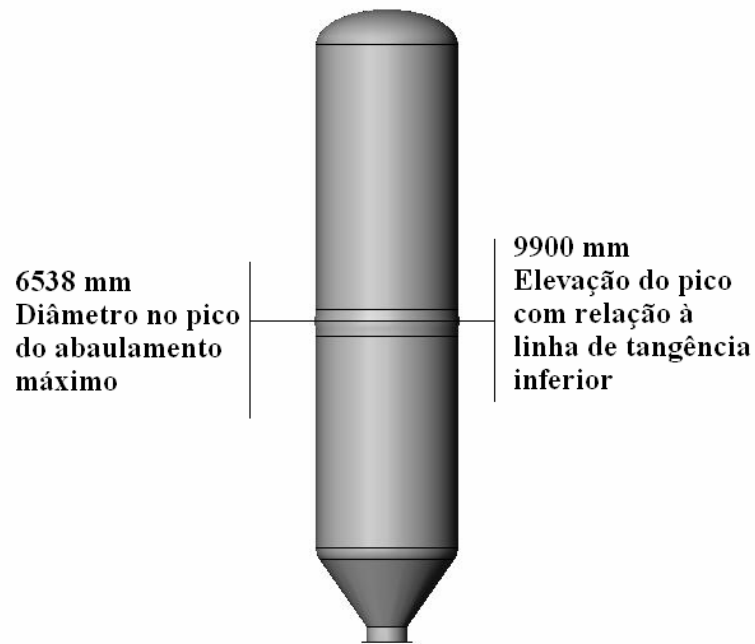


Figura 15: Posição do abaulamento circunferencial detectado nas duas medições

Na figura 16 é mostrado o perfil levantado pelas medições da S&C, para o ângulo de 90° , em linha cheia e uma aproximação para uma curva polinomial em linha pontilhada, que foi possível devido a grande quantidade de dados fornecida (no anexo 6 são mostradas as curvas médias para os mesmos ângulos entre as elevações de 9,5 m a 10,5 m), a finalidade aqui é verificar a aproximação das medidas de campo com uma função matemática que permita a estimativa de curva média representativa e previsão de crescimento. No anexo 5 são mostradas medições cobrindo toda a elevação do costado nas orientações a cada 45° a partir de 0° .

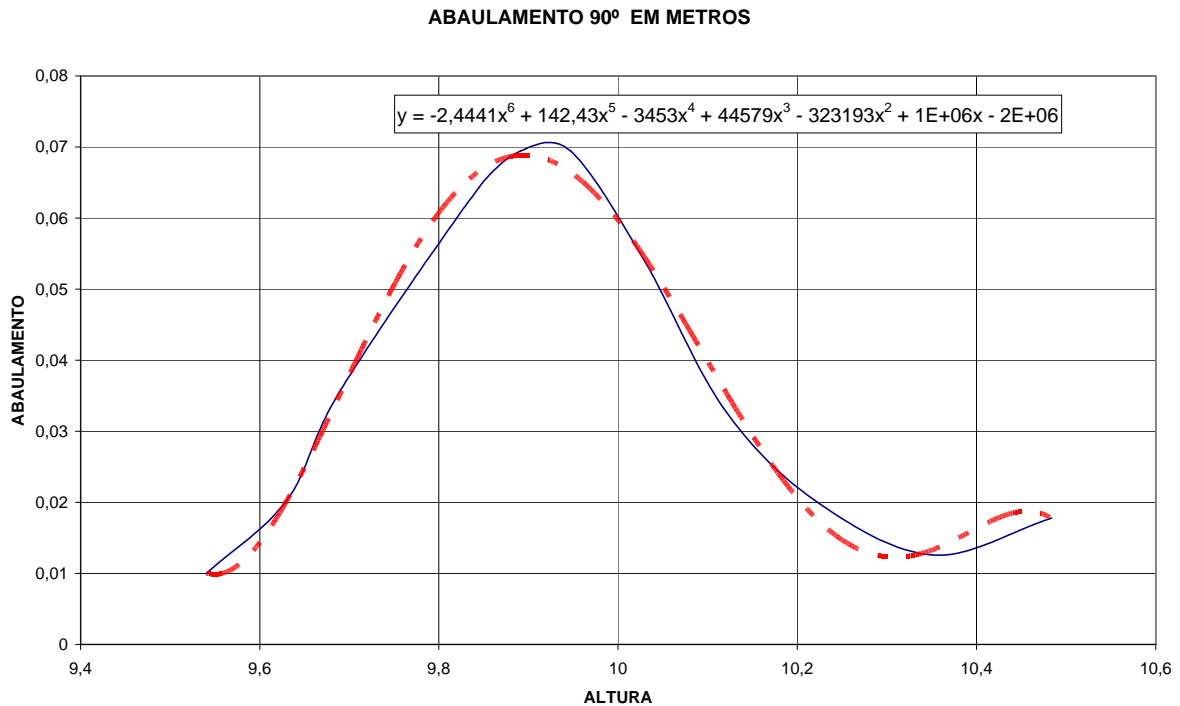


Figura 16: Abaulamento no meridiano de 90°

Como a orientação de 0° arbitrária das medições da CIA e S&C não são as mesmas, e a certeza de que as medições referem-se a um mesmo ponto é de fundamental importância, é necessário conferir que as duas medições referem-se aos mesmos pontos do equipamento. A S&C orientou o norte da unidade com o ângulo de 90°, e CIA orientou o norte com 0°, em ambas as medições o pico do abaulamento está na direção norte. As orientações para as medições da CIA e S&C são mostradas na figura 17.

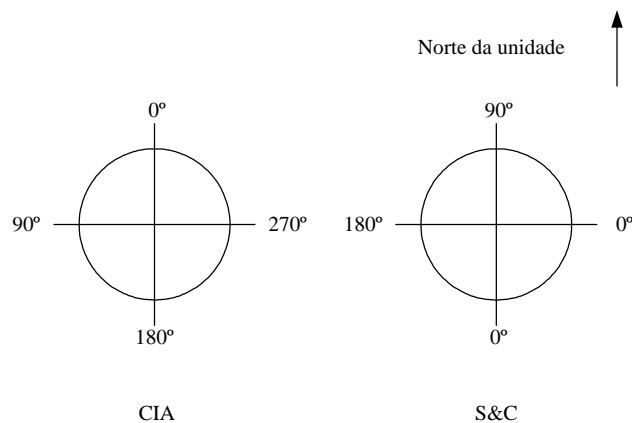


Figura 17: Orientações de referência do reator.

4.6 Comparação das medições:

Pelo exposto na secção anterior é possível concluir que as medições realizadas em 2001 e 2004 estão no mesmo ponto com relação à orientação do tambor. **Ambas as medições**

detectaram o pico de abaulamento na elevação de aproximadamente 9900 mm, na orientação norte da unidade em um mesmo abaulamento circunferencial. Esta situação é de especial importância para o desenvolvimento do trabalho, pois significa que as duas medidas podem ser comparadas e que a previsão de crescimento pode ser efetuada com base na diferença entre elas. Estes pontos em ambas as medições, correspondem ao ponto de abaulamento máximo e é a base para o desenvolvimento do processo de estimativa de crescimento do abaulamento em função do número de ciclos de operação.

Pelas medidas obtidas para o comprimento do abaulamento nas duas medidas efetuadas: 814 mm em 2001 e 810 mm em 2004 vê-se que o comprimento longitudinal manteve-se constante entre as duas medições, a pequena diferença de 4 mm representa apenas 0,5% do valor da medição e está dentro da margem de erro do processo utilizado. Com relação à altura do abaulamento as medidas efetuadas indicam um crescimento em que esta medida evoluiu desde um valor de 58 mm conforme as medições da CIA, em 2001, para 69 mm conforme as medições da S&C, em 2004, um crescimento de 11 mm, 19% se comparado com o valor inicial. Ou seja, o abaulamento em 2 anos e 4 meses de operação cresceu 11 mm em altura mantendo-se constante com relação ao comprimento longitudinal.

4.7 Aproximação do perfil axissimétrico

Em ambas as medições, S&C e CIA, o abaulamento apesar de ser ao redor do tambor na mesma elevação, ele não tem a mesma altura nem o mesmo comprimento em todo o perímetro. Como a simulação proposta prevê um perfil axissimétrico foi feita uma aproximação para este perfil a partir das medições disponíveis.

Como as medições da S&C são mais recentes e mais abundantes em termos de informações, pois fornece valores em 120 orientações em arquivo AUTOCAD®, foram utilizados os valores da S&C para a estimativa do perfil axissimétrico.

Note a simplificação admitida no modelo: O abaulamento ao redor do reator não é exatamente axissimétrico, há variações na altura e, apesar de menor, também no comprimento. O modelo considera um abaulamento axissimétrico com altura média.

A fim de definir um abaulamento com formato axissimétrico que fosse representativo das medições efetuadas foi feita uma aproximação em duas etapas.

A primeira aproximação consistiu em levantar uma curva representativa da forma do abaulamento em cada orientação. Como dispomos de 120 orientações foram selecionados 8 meridianos, importando-se dos arquivos AUTOCAD® para o Excel os valores dos raios do reator medidos nas orientações referentes aos ângulos de: 0°, 45°, 90°, 135°, 180°, 270°, 315° e

nas elevações na faixa entre 9500 mm e 10500 mm, no pico do abaulamento. Desta forma foram levantada 8 curvas. A segunda etapa da aproximação consistiu determinar uma curva média representativa das 8 curvas aproximadas obtidas, isto foi feito com auxílio do MATLAB. A listagem para estes cálculos estão no anexo 7.

A curva média aproximada como perfil axissimétrico está mostrada na figura 20. De acordo com esta curva o valor da dimensão “C” para o abaulamento axissimétrico inicial é igual a 44,283 mm.

A simulação também prevê que o reator, fora da região abaulada está com o raio de 3200 mm, que é o valor de projeto. No entanto há desvios deste valor, ao longo de todo o costado provocado por outros fatores que não o fenômeno de formação do abaulamento em estudo, como por exemplo: defeitos de fabricação, choques, aquecimentos localizados não previstos por problemas operacionais, etc. Esta diferença com relação ao raio fica evidenciada na descontinuidade existente nas extremidades do abaulamento na figura 18. No modelo de elemento finito a curva foi ajustada nas extremidades de formas a garantir a concordância com o raio original de 3200 mm.

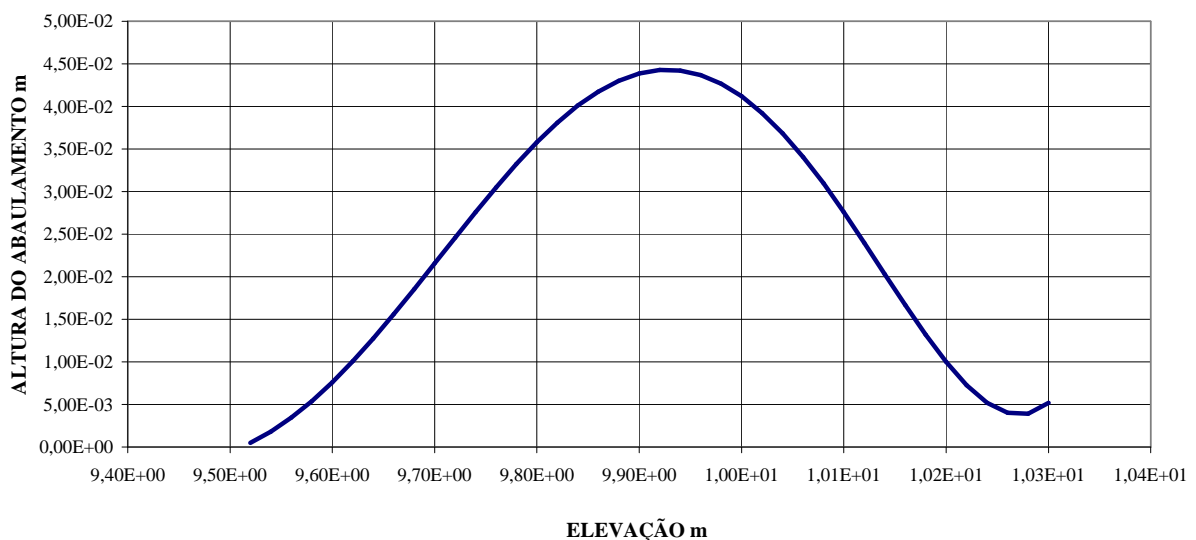


Figura 18: *Abaulamento médio.*

4.8 Estimativa do crescimento

A estimativa do crescimento foi realizada com base na diferença entre as medições “C” da S&C e CIA, ou seja, o abaulamento cresceu em altura 11 mm no período entre as duas medições e manteve-se constante no comprimento longitudinal.

Considera-se que o crescimento do abaulamento continuará se dando da mesma forma, será apenas na direção da altura, provocando aumento da dimensão “C”. Assim considera-se também, baseado nos dados disponíveis, que não há variação do comprimento longitudinal do abaulamento ao longo do tempo. Desta forma a previsão de crescimento a ser alimentada nas sucessivas simulações do FEA poderá ser expressa como função de uma única variável: a altura do abaulamento, dimensão “C”.

A estimativa do crescimento será desenvolvida em duas partes: primeiramente cálculo do crescimento do valor do pico do abaulamento baseado nas medições disponíveis; e uma posterior extrapolação deste crescimento para todo o abaulamento.

As variáveis utilizadas nas equações seguintes estão ilustradas na figura 19.

Considere-se o seguinte:

r = raio original do tambor,

r_i = raio em um ponto qualquer do abaulamento no ciclo “i”,

r_{i+1} = raio no mesmo ponto no ciclo seguinte

$b_i = r_i - r$ = altura do abaulamento no mesmo ponto no ciclo “i”,

Considerando o crescimento como linear e proporcional ao valor da altura do abaulamento no ponto tem-se:

$$r_{i+n} = r_i + n * \Delta b \quad 4.5$$

$$\Delta b = b_{i+1} - b_i \quad 4.6$$

Considerando-se o pico do abaulamento têm-se:

rp_i = raio do pico do abaulamento no ciclo “i”,

rp_{i+1} = raio do pico do abaulamento no ciclo seguinte,

$bp_i = rp_i - r$ = altura do pico do abaulamento no mesmo ponto no ciclo “i”,

bp_{i+1} = altura do pico d abaulamento no ciclo seguinte,

? $bp = bp_{i+1} - bp_i$, variação da altura do abaulamento entre ciclos consecutivos.

As datas exatas das medições realizadas são 16/12/2001 e 16/02/2004, dando entre a primeira e a segunda um espaço de tempo de 792 dias de operação, neste intervalo o crescimento foi de 11 mm. Como têm-se um ciclo a cada 48 horas, o número de ciclos entre as duas medidas foi de 396 ciclos:

$rp_i = 3258$, primeira medição;

$rp_{i+n} = 3269$, segunda medição;

$rp_{i+n} - rp_i = 11$;

$n = 396$;

$$?bp = \frac{rp_{i+1} - rp_i}{n} = \frac{11}{396} \quad 4.7$$

Desta forma o crescimento por ciclo no pico do abaulamento foi de **0,0278 mm/ciclo**.

Esta expressão fornece apenas o crescimento no pico, o que representa apenas a primeira parte do processo de estimativa do crescimento. Será desenvolvida agora a segunda parte, que consiste em estimar um crescimento para o perfil do abaulamento.

Como a nossa análise prevê um crescimento proporcional a um abaulamento axissimétrico aproximado inicial, ou seja, crescimento linear, considera-se que todo o abaulamento cresce também proporcional ao crescimento de “C” e, daí é necessária uma expressão para o crescimento do abaulamento que seja proporcional a esta curva inicial.

Uma vez que não dispomos de valores que permitam comparação confiável entre duas medidas de altura de abaulamento em outra posição que não o pico, propomos uma expressão de aproximação onde o termo $n \cdot Db$ da equação 5.1 é substituído por uma expressão linear, proporcional ao crescimento do pico, fazendo:

$$r_i = r_0, r_{i+n} = r_n \text{ e } j = \frac{\Delta b_p}{b_{p_0}} \quad 4.8$$

$$n \cdot ?bp = b_0 \cdot j \cdot n \quad 4.9$$

$$r_n = r_0 + b_0 \cdot j \cdot n \quad 4.10$$

Onde,

r_0 = raio do reator em um ponto do abaulamento aproximado inicial,

r_n = raio do reator no mesmo ponto no ciclo “n”,

n = número de ciclos entre o abaulamento inicial e o estimado,

$b_0 = r_0 - r$ = altura do abaulamento no mesmo ponto do abaulamento aproximado inicial,

bp_0 = altura do pico do abaulamento inicial aproximado (dimensão “C”),

$r = 3200$ mm, raio original do reator.

O valor de j pode ser calculado considerando-se o crescimento do pico do abaulamento aproximado, neste caso:

$$b_{p_0} = 44,283 \text{ mm};$$

$$\Delta b_p = 0,0278 \text{ mm};$$

$$j = \frac{0,0278}{44,283}.$$

Fazendo;

$$I = j * n \quad 4.11;$$

Têm-se:

$$r_n = r_0 + b_0 * I \quad 4.12;$$

$$r_n = r_0 + (r_0 - r) * I \quad 4.13;$$

$$r_n = r_0 + r_0 * I - r * I \quad 4.14;$$

$$r_n = r_0 * (1 + I) - r * I \quad 4.15.$$

Desta forma obtêm-se uma aproximação que prevê o crescimento de todos os pontos do abaulamento proporcional ao crescimento do pico, que são as medidas disponíveis tomadas como referência.

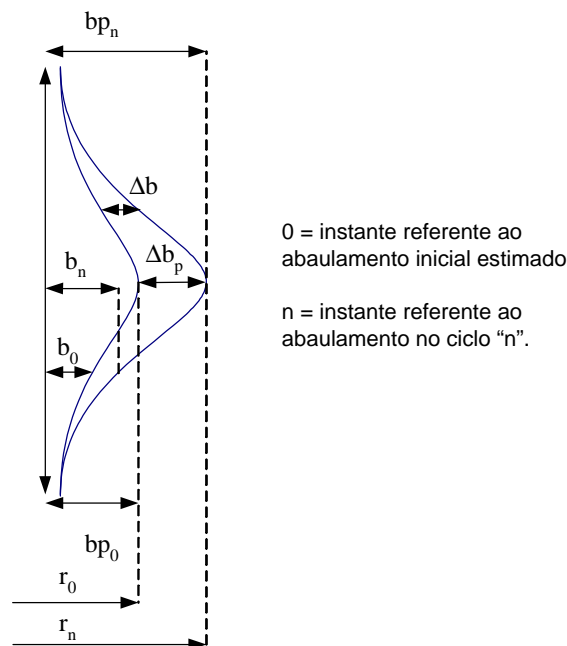


Figura 19: Ilustração da terminologia utilizada nesta seção.

Observe-se que desta forma para os pontos onde não há abaulamento inicial o crescimento é zero, o que garante a compatibilidade do modelo com a observação de que o abaulamento não cresce em comprimento. Os limites, superior e inferior, do abaulamento são mantidos.

O crescimento por ciclo é muito pequeno, depois de alguns testes optou-se, para aceleração do processo utilizando um passo básico de 70 ciclos para as simulações a serem desenvolvidas. Como será visto este valor é ainda pequeno o suficiente para garantir um número de simulações que não compromete o acompanhamento dos efeitos computados.

Os cálculos para o crescimento foram executados introduzindo-se a equação 5.7 no programa EXCEL.

A tabela do anexo 8 mostra o crescimento para o pico do abaulamento axissimétrico inicial.

Descrição dos campos:

l : conforme equação 4.11;

r_n: raio no pico do abaulamento no ciclo especificado;

b_n: valor da altura do abaulamento no ciclo especificado;

n: número de ciclos decorridos;

m: número de ciclos até que o maior valor da tabela seja atingido;

d: número de dias decorridos, o reator opera em ciclos de 24 horas;

a: número de anos decorridos;

q: número de dias até que o maior valor da tabela seja atingido;

s: número de anos até que o maior valor da tabela seja atingido.

Com os valores das colunas **m**, **q** e **r**, é possível estimar o número de ciclos, dias ou anos entre quaisquer dois tamanhos de abaulamentos, bastando para isto subtrair os valores listados.

Desta forma ao conhecermos o valor do abaulamento máximo será suficiente entrar na tabela e verificar qual a “distância” entre o abaulamento existente e o máximo.

A figura 20 ilustra os dados do anexo 8.

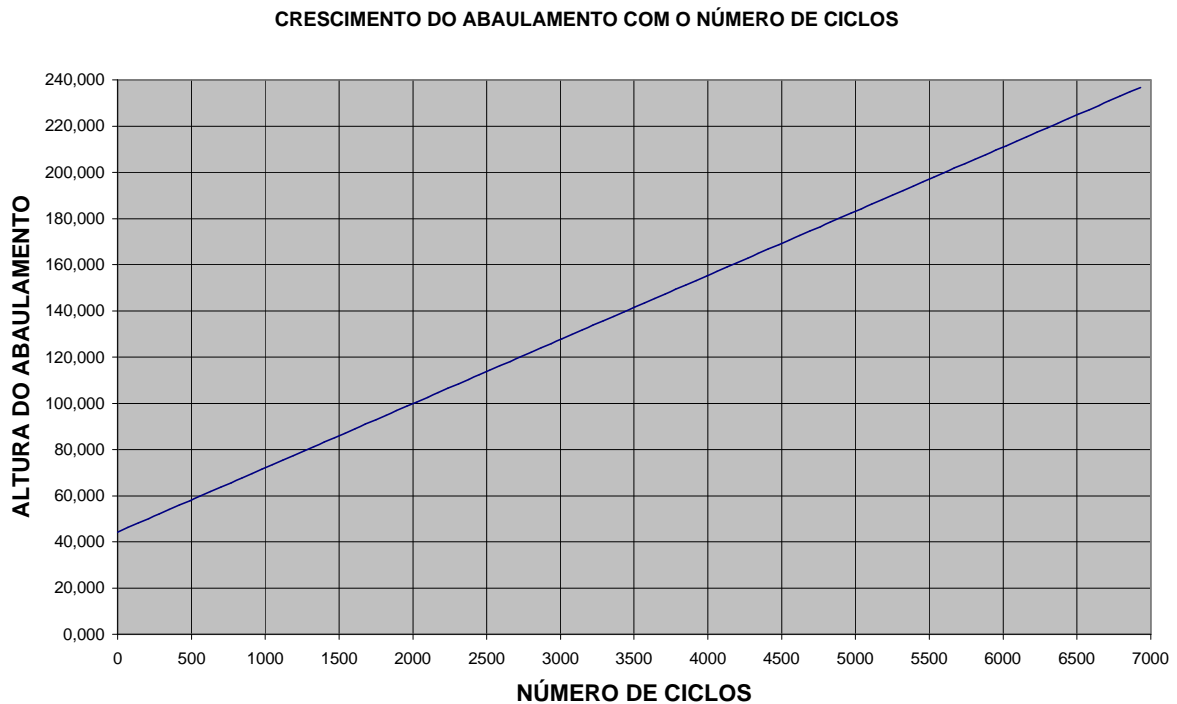


Figura 20: Crescimento do pico do abaulamento.

Como exemplo da utilização da tabela, considere-se o seguinte: entrando na tabela na coluna **bn**, altura do abaulamento, entre os valores listados encontram-se **57,894** e **59,839** com respectivos valores de **n** iguais a **490** e **560**. Fazendo-se uma interpolação dos valores da coluna **bn** para **58** será obtido o valor de **n** igual a **494**, aplicando o mesmo procedimento para um abaulamento de **69** mm chega-se a um número de ciclos igual a **890**. Isto nos dá uma diferença de **396** ciclos que corresponde ao número de ciclos entre as duas medições de 2001 e 2004.

4.9 Modelagem

Desenvolvimento dos modelos de elementos finitos:

Os modelos foram feitos utilizando-se dois tipos de elementos, elemento de casca e elemento sólido com característica axissimétrica. Os elementos de casca permitem a modelagem tridimensional e será o modelo utilizado nas diversas simulações para se atingir o valor do abaulamento crítico, no entanto estes elementos não fornecem diretamente a distribuição linearizada das tensões (classificação das tensões em membrana, momento e pico) ao longo da espessura, informação que será necessária para a verificação com o critério do ASME secção VIII divisão 2. Os elementos sólidos axissimétricos não permitem a modelagem tridimensional mas fornecem tensões linearizadas ao longo da espessura. Além desta complementação a modelagem com dois elementos distintos permite a comparação dos

resultados. Ambos os modelos permitem simular condições operacionais, introduzir os abaulamentos medidos em campo e permitir a avaliação de progressões nesses abaulamentos conforme taxa de incremento.

Escolha dos elementos:

Foi utilizado o programa comercial ANSYS®. De acordo com a ANSYS® o elemento SHELL 181 de 4 nós é adequado para análise de cascas variando de fina a moderadamente espessa, é também adequado para aplicações lineares, grandes deslocamentos e deformações não lineares. O elemento também tem opção de aumento de precisão para situações onde a participação do momento é significativa.

Como já exposto, o momento fletor na direção longitudinal tem participação importante no estado de tensão e deformação desenvolvido, por este motivo esta opção foi ativada em nosso modelo. O elemento fornece tensões e deformações nas superfícies do casco e também em pontos intermediários caso seja solicitado.

No caso em estudo, a plastificação é provocada principalmente pelos momentos criados devido à forma do abalamento. Os valores de deformação e tensão, que serão utilizados para comparação com o critério de falha ocorre nas superfícies interna e externa. Por estas razões o elemento SHELL 181 foi considerado adequado ao desenvolvimento das simulações sucessivas com o incremento da geometria do abaulamento.

Paralelamente ao modelo principal desenvolvido com o SHELL 181, será desenvolvido também modelagem, com elemento sólido paramétrico PLANE 82 de 8 nós. Apesar do nome PLANE, este é um elemento sólido pois o mesmo tem característica axissimétrica. Este modelo nos permitirá comparações de resultados com aqueles obtidos com o SHELL 181.

Modelagem com o elemento SHELL 181:

Como já mencionado este foi o elemento utilizado para o incremento sucessivo na pesquisa do tamanho crítico. O casco foi modelado separadamente por anéis a fim de se levar em consideração, as diferenças de espessuras existentes entre os anéis e as regiões das soldas.

O revestimento clad, conforme já mencionado anteriormente, tem a finalidade única de proteção contra a corrosão, pelos motivos listados abaixo o mesmo não foi incluído nos modelos:

A análise não inclui tensões térmicas nem verificação quanto à fadiga o que dispensa o efeito provocado pela diferença de dilatação;

Mesmo se fossem consideradas as diferenças de dilatação elas são muito pequenas conforme pode ser visto na tabela 3 do capítulo 4;

O módulo de elasticidade e a tensão de escoamento do material do clad são inferiores aos do metal base, o que fará com que o clad plastifique primeiro;

O aumento de espessura provocado pela inclusão do clad levaria a uma redução das tensões primárias o que não é admitido pelo ASME UG 26;

O reator foi inteiramente modelado, desde o tampo superior até o tampo inferior, e saia. O modelamento foi feito apenas para um quarto da circunferência, e aplicadas condições de simetria nos limites longitudinais. Esta aproximação pode ser feita pelo fato do vaso ser axissimétrico não tendo na região cilíndrica bocais de diâmetro superior a 2", o que não é significativo comparado com o diâmetro do vaso e o objetivo da análise. O bocal mais próximo da região analisada tem 2" (50 mm) de diâmetro e encontra-se a uma distância de 2200 mm na direção longitudinal muito superior ao parâmetro $\sqrt{r*t}=226$ utilizado pelo ASME seção VIII divisão 1 como critério de campo de influência, considerando ainda que o comprimento total de circunferência do vaso é de aproximadamente 10000 mm concluímos que as tensões localizadas provocadas pelos pequenos bocais existentes não influem na análise a qual nos propomos.

O tampo superior tem bocais de grande diâmetro que não estão no eixo do cilindro, eles invalidam a condição de simetria para este tampo. Isto seria de fundamental importância caso o foco da análise fosse este tampo, mas não há interferência no cilindro e muito menos na região do abaulamento.

Além destas considerações o modelo foi desenvolvido de forma a ter-se uma malha fina na região do abaulamento e nas proximidades de influência nas condições de contorno. Para o abaulamento em si foram utilizados 3290 elementos, na região adjacente ao abaulamento foram utilizados 1070 elementos na parte inferior e 1000 elementos na parte superior, esta diferença deve-se às diferentes distâncias entre o abaulamento e a solda com o próximo anel, no restante do vaso foram utilizados 490 elementos.

As figuras 21, 22 e 23 mostram respectivamente o modelo do vaso completo, uma aproximação das áreas do abaulamento e adjacentes e um detalhe da região do abaulamento.

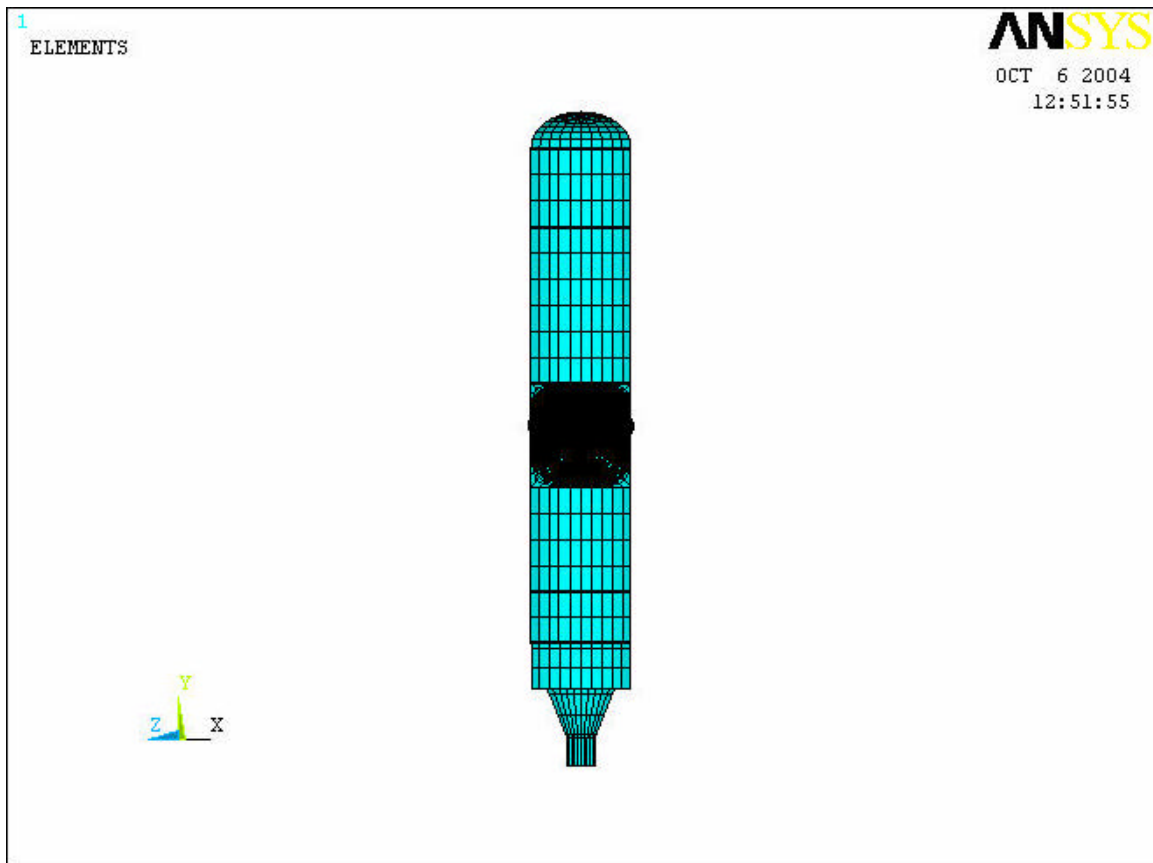


Figura 21: Modelo completo com elemento SHELL 181.

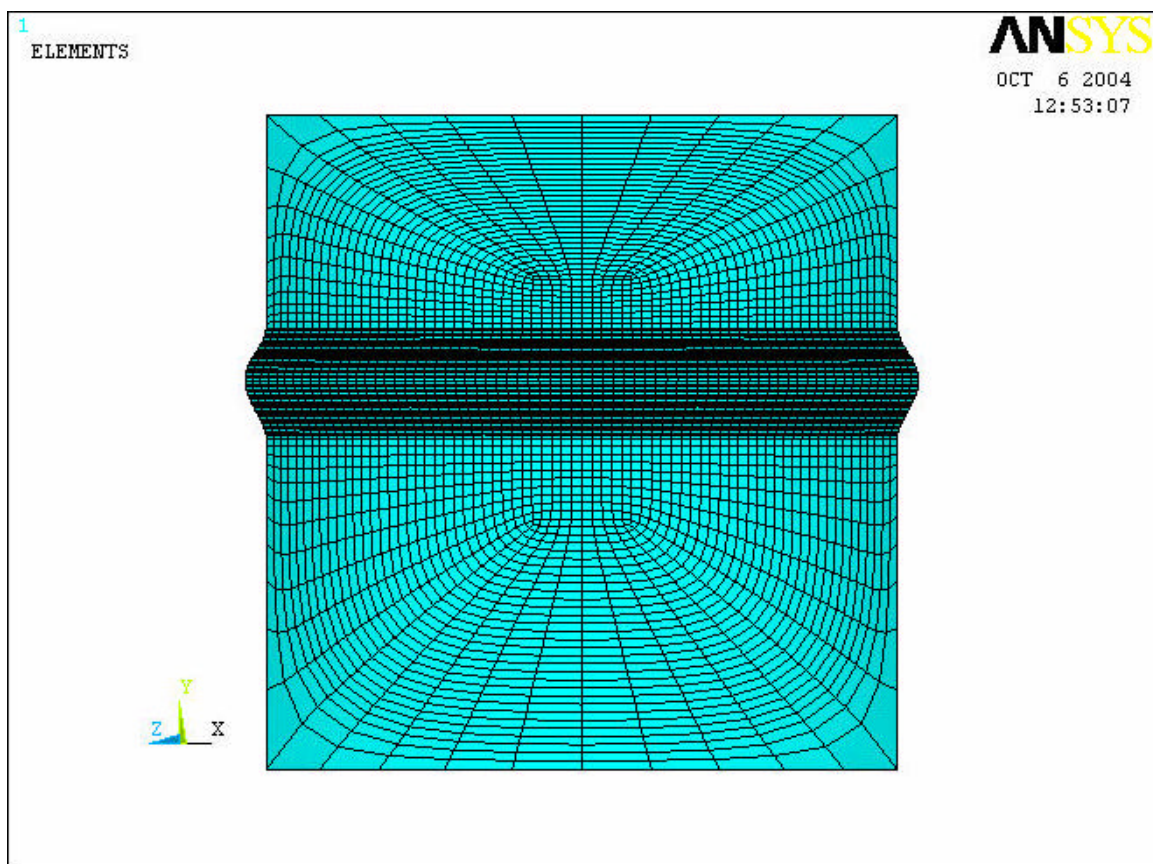


Figura 22: Região do abaulamento e áreas vizinhas com o elemento SHELL 181.

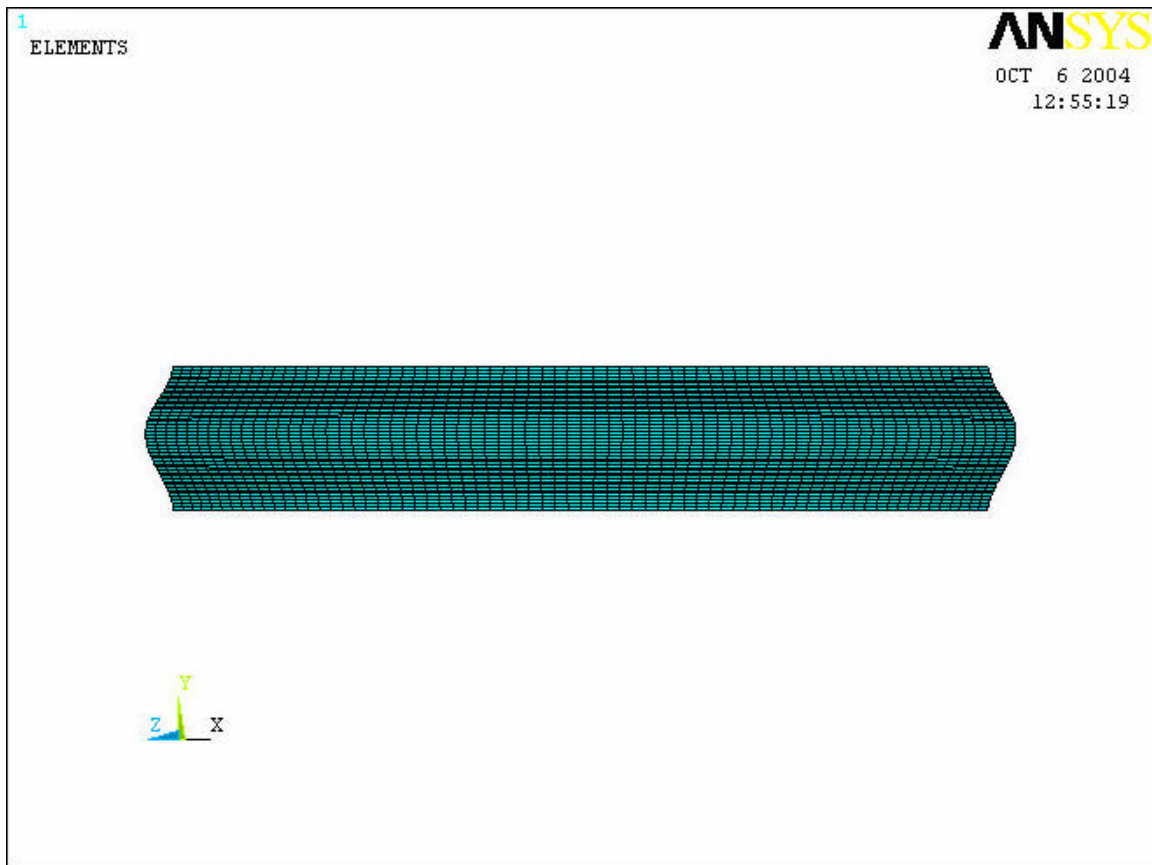


Figura 23: Região do abaulamento com o elemento SHELL 181.

Modelamento com o elemento PLANE 82:

O vaso foi inteiramente modelado com o elemento PLANE 82, utilizando-se a opção de axissimétrico. Novamente foi feito um refinamento da malha na região do abaulamento. Foram utilizados com 846 elementos nela, e 397 elementos para o restante do vaso. Na modelagem com este elemento o refinamento mais significativo é aquele com relação à espessura, uma vez que o que nos interessa é a verificação das tensões linearizadas.

O principal motivo do desenvolvimento de um modelo com este elemento é uma comparação com os valores obtidos com o elemento SHELL 181 e a obtenção de tensões linearizadas para o abaulamento crítico. Não foram feitas modelagens sucessivas com incremento da geometria do abaulamento, apenas um perfil de abaulamento foi modelado com este elemento, aquele identificado nas modelagens sucessivas com o SHELL 181 como sendo o abaulamento crítico. As figuras 24 e 25 mostram o modelo geral e o detalhe do abaulamento.

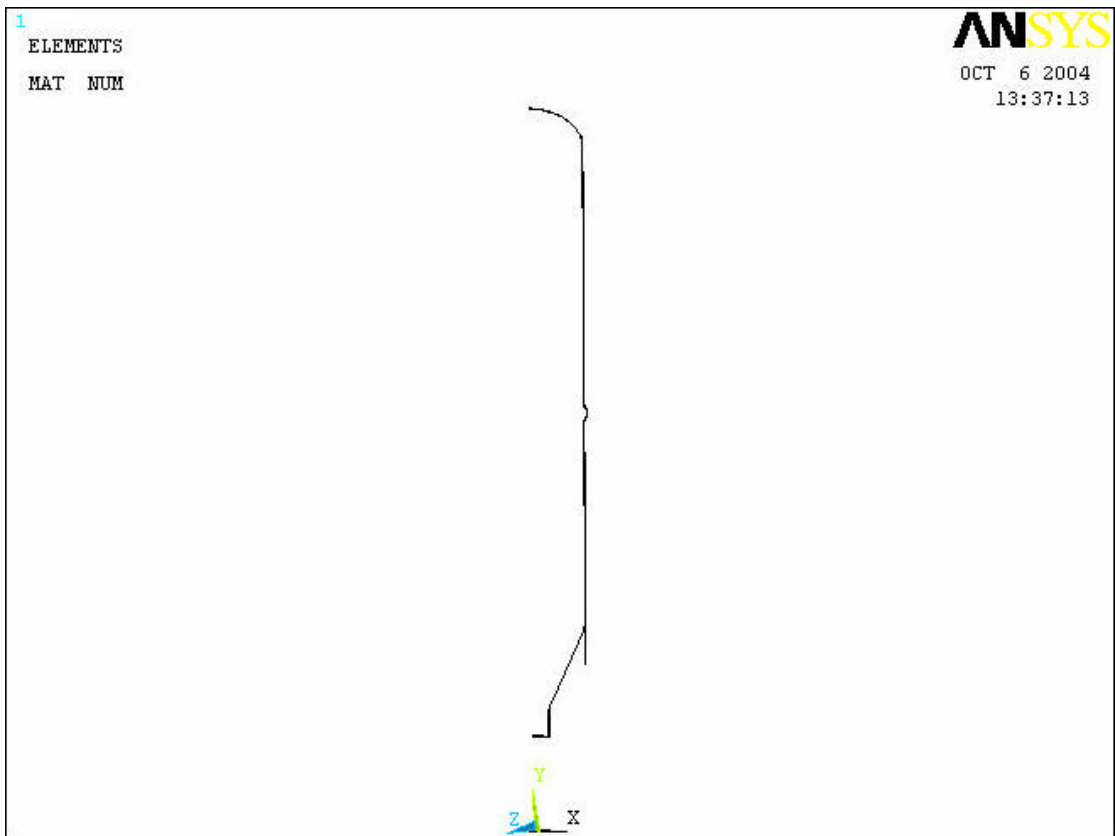


Figura 24: Modelo geral com o elemento PANE 82.

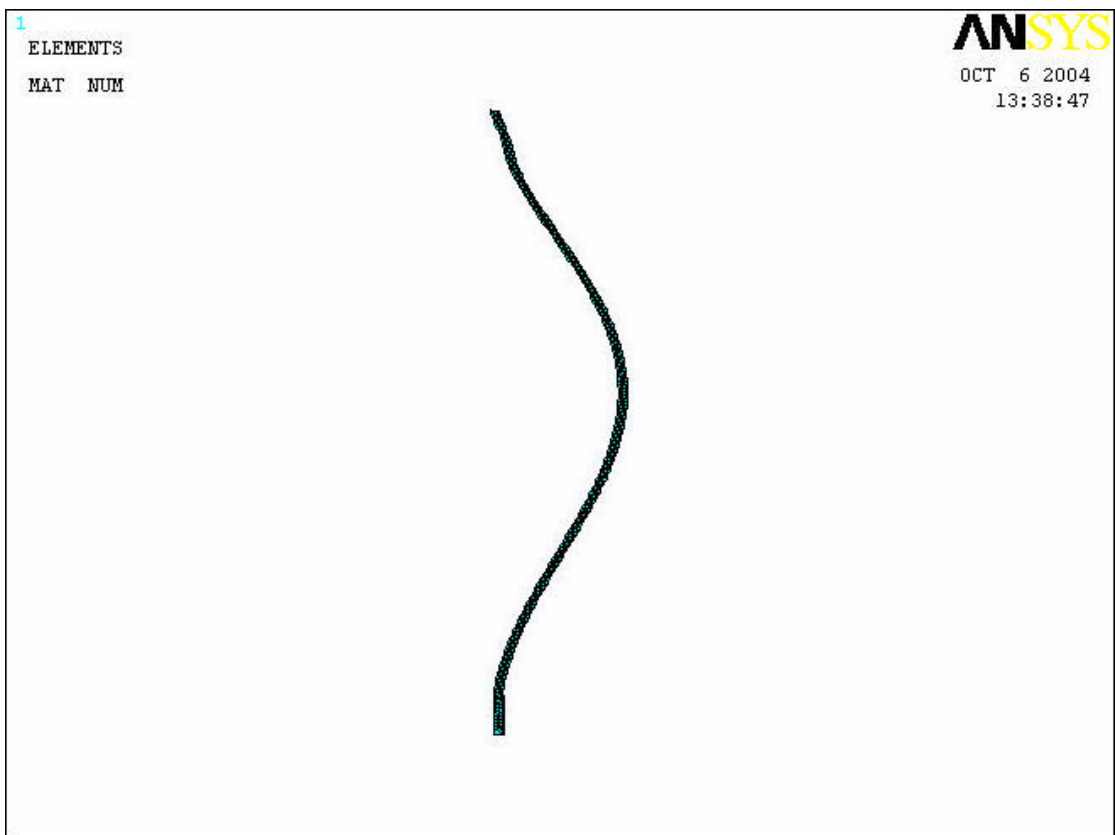


Figura 25: Detalhe do abaulamento com o elemento PLANE 82.

4.10 Simulação

O objetivo principal do trabalho é uma pesquisa para a obtenção do maior valor que a altura do abaulamento pode atingir sem que os limites estabelecidos nos critérios de falha sejam ultrapassados. A simulação consistiu em execuções sucessivas do programa de elementos finitos do modelo inicial incrementando-se a geometria do abaulamento proporcionalmente ao valor da altura a cada execução. Este processo foi iniciado com um valor de altura no pico do abaulamento igual ao valor médio calculado de 44,283 mm.

As diversas execuções do modelo consideraram não linearidades de material e geométrica, ou seja, foi utilizado o conceito de grandes deformações. O material foi considerado elástico perfeitamente plástico, utilizando-se os valores de suas propriedades conforme listado na tabela 3, capítulo 4. Paralelamente também foram feitas execuções considerando o material sem plastificação, ou seja, elástico linear.

Conforme já esclarecido os materiais com comportamento elástico perfeitamente plástico, após atingirem o valor da tensão de escoamento atingem um patamar onde a o aumento da deformação se dá sem aumento da tensão, o que significa que após a tensão de escoamento o módulo de elasticidade é igual a zero. No entanto, atribuir valor zero ao módulo de elasticidade pode causar problemas de convergência no algoritmo do programa de elementos finitos. Com a finalidade de evitar este problema no ANSYS®, o valor do módulo de elasticidade, que deveria ser zero após a tensão de escoamento, foi definido em 1000 MPa. Este valor aproximado equivale a um modelo de encruamento isotrópico com endurecimento linear, garante a convergência e não compromete os resultados uma vez que sua relação para o módulo de elasticidade no limite elástico é de $\frac{1}{168}$.

Ao final de cada execução foram computados os valores das tensões no modelo elástico e o percentual de deformação e plastificação no modelo com escoamento. Estes valores foram comparados com o critério de falha estabelecido na secção 5.3 e assim definido o abaulamento crítico.

CAPÍTULO 5

RESULTADO DAS ANÁLISES

5.1 Introdução

Neste capítulo são apresentadas as interpretações dos resultados das diversas execuções do programa ANSYS®. Foram realizadas 99 execuções do ANSYS®, com o modelo utilizando elemento de casca SHELL 181, considerando: o carregamento de pressão mais peso, na temperatura de operação, grandes deformações e plastificação; e outras 99 execuções eliminando a plastificação, ou seja, considerando o material elástico. A cada execução aumentou-se o valor do parâmetro λ , incrementando com isto o valor da altura, conforme descrito no capítulo anterior.

Para cada execução foram registrados os valores de: plastificação total máxima equivalente de von Mises e a deformação total máxima equivalente de von Mises, do modelo com plastificação; e a tensão máxima de von Mises, do modelo sem plastificação. Os resultados foram lançados em gráficos demonstrando o crescimento destes valores com o crescimento da altura do abaulamento. As subdivisões deste capítulo mostram a análise de cada caso e as comparações finais.

5.2 Plastificação devido à pressão interna e peso próprio:

Conforme já descrito o parâmetro utilizado para acompanhamento do efeito do crescimento da altura do abaulamento foi o valor da deformação. Lembrar que esta altura está definida e ilustrada no capítulo 4, figura 14, dimensão “C”. Em todas as execuções, este valor mostrou-se máximo no pico do abaulamento circunferencial. Por tratar-se de casca fina este resultado está de acordo com as expectativas considerando que o pico do abaulamento é o ponto de menor curvatura e também o mais afastado do alinhamento do costado e por isso o mais submetido ao efeito de momento fletor.

Como a principal componente da deformação total é a parte referente a plastificação, será desenvolvido primeiramente uma análise apenas sobre esta parcela. A figura 26, mostra, a evolução da plastificação máxima de von Mises, que ocorre no pico do abaulamento, com o valor da altura, que é o parâmetro de medida do crescimento. Este parâmetro tem a vantagem de ser o mais fácil de ser verificado em campo, pois pode ser obtido pelo lado externo do equipamento apenas retirando-se a cobertura de isolamento no local a ser verificado, podendo ser feita com o reator em operação.

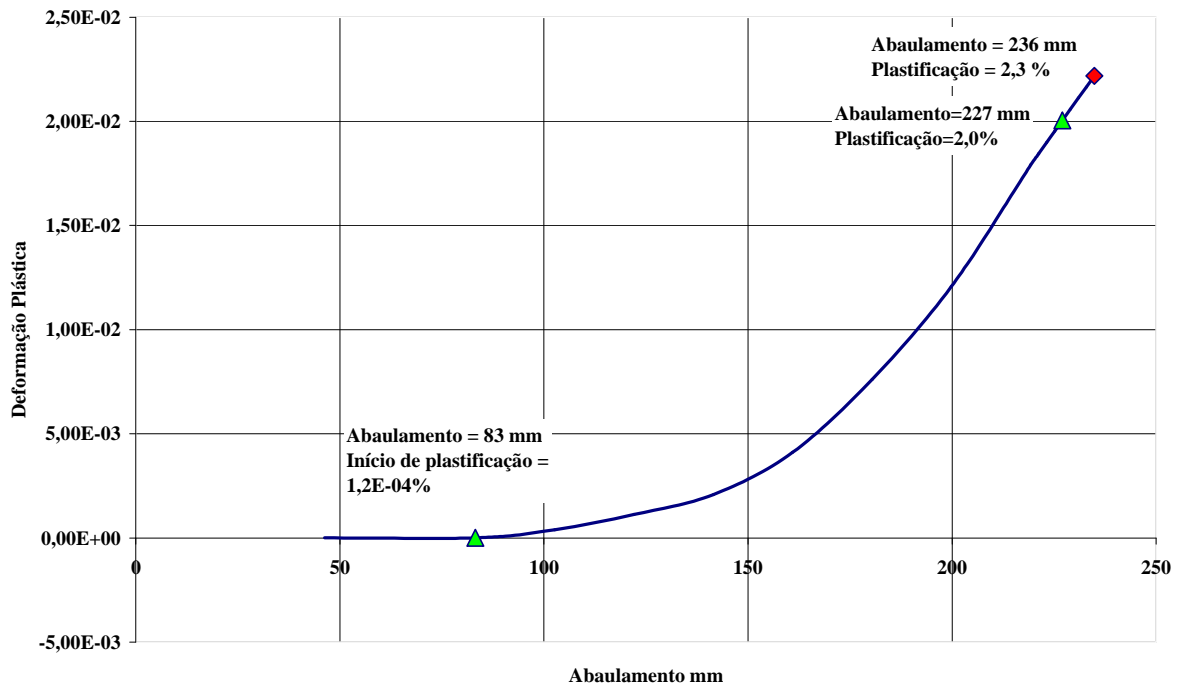


Figura 26: Abaulamento versus Deformação Plástica.

A figura 26 mostra a evolução da plastificação equivalente de von Mises (ordenada), com o crescimento da altura do abaulamento (abscissa). Pode ser vista a variação do abaulamento desde o valor inicial assumido para o abaulamento médio até um valor acima daquele cuja plastificação supera o valor de 2%. A figura mostra que a plastificação na região abaulada começa a existir a partir de um valor da altura do abaulamento aproximadamente igual à 83 mm e que o valor de 2%, é atingido para um abaulamento de aproximadamente 227 mm. O maior abaulamento modelado tem uma altura de 236 mm, neste caso a plastificação que ocorre é igual a 2,3%.

Os valores de plastificação selecionados para plotagem correspondem ao valor máximo de plastificação em cada modelo. Este valor ocorre, em todos os modelos, no pico do abaulamento na superfície interna. Este resultado concorda com as expectativas pelo seguinte: é no pico do abaulamento onde ocorre o maior momento fletor, como o efeito da pressão supera o efeito do peso próprio pode-se concluir que o vaso tende a aumentar o comprimento, como o mesmo é ancorado na parte inferior da saia o efeito resultante é semelhante a um “estiramento” vertical ascendente do costado, isto tende a abrir o abaulamento diminuindo sua altura, o que provoca um momento na secção com tração na superfície interna e compressão na superfície externa. Como além deste efeito do momento existe ainda o efeito de tração longitudinal que ocorre em todo o costado pela pressão, na parte interna ocorre uma soma de efeito e na externa uma subtração.

A figura 27 ilustra de maneira esquemática o efeito descrito. O lado esquerdo da figura (a) mostra uma aproximação de um abaulamento hipotético, mostrando a direção do deslocamento da extremidade superior que ocorrerá quando for aplicada uma pressão interna. O lado direito (b), mostra a posição assumida após o deslocamento ocorrer. Vê-se então a tendência de estiramento do abaulamento e os efeitos mencionados.

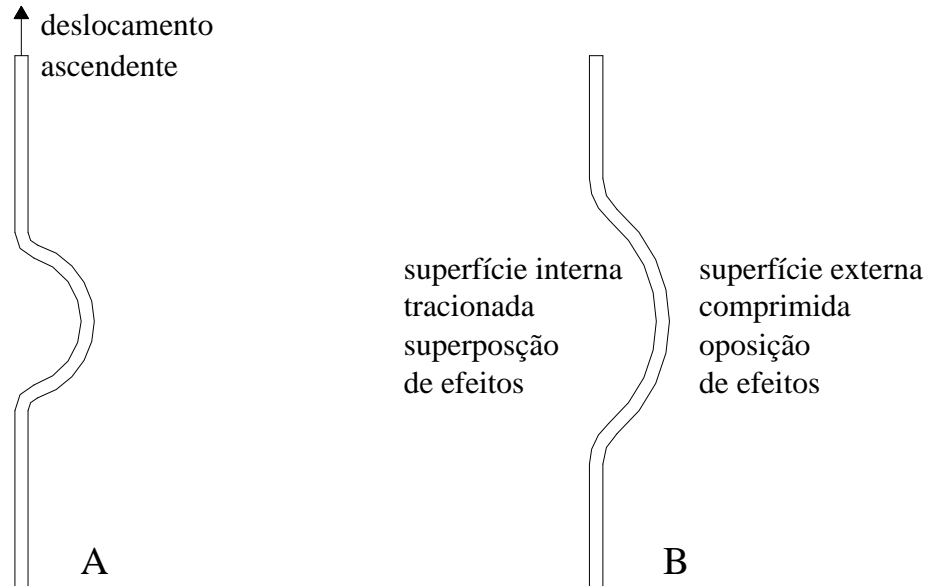


Figura 27: Efeitos do deslocamento vertical do vaso no abaulamento.

A figura 28 mostra um mapa de deformações plásticas na superfície interna de um abaulamento de 236 mm (apenas a região do abaulamento é mostrada), vê-se que a região onde a plastificação supera os valores definidos no critério é pequena. Esta região tem um comprimento longitudinal de aproximadamente 80 mm e propaga-se por toda a circunferência do reator.

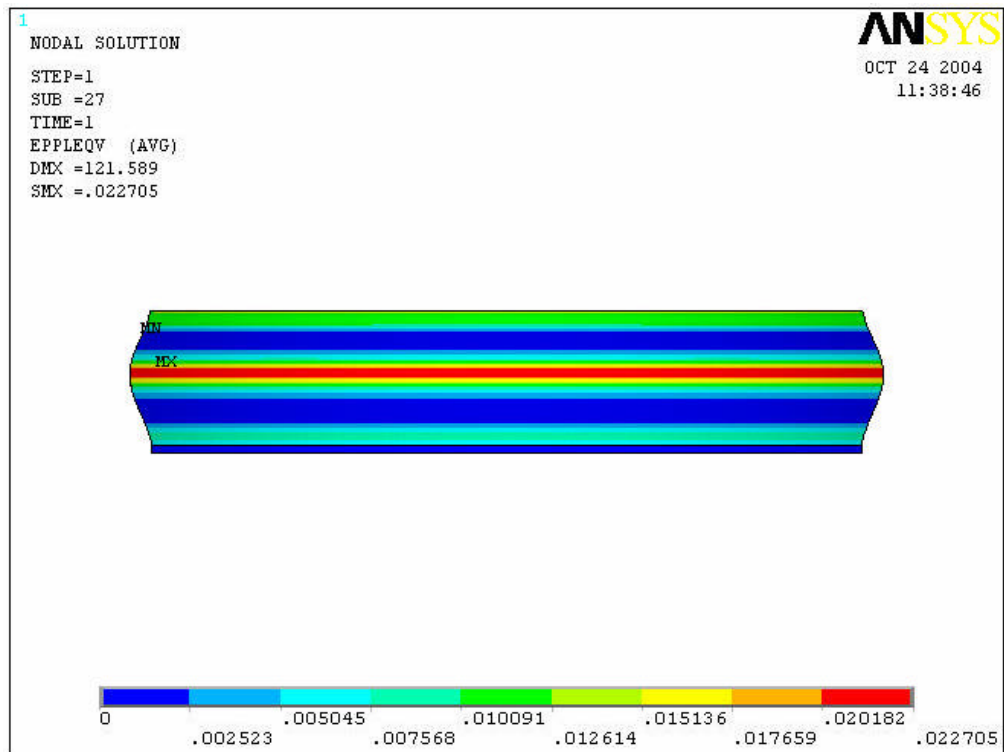


Figura 28: Deformação plástica na região do abaulamento de 236 mm de altura.

Além do efeito longitudinal, ocorre também, atuando no abaulamento e contribuindo na composição da plastificação de von Mises, uma plastificação de compressão no sentido circunferencial. Devido à diminuição da altura do abaulamento, por conta do efeito de estiramento existe uma redução do diâmetro, nesta circunferência. Esta redução de diâmetro implica obviamente em uma redução do comprimento da circunferência dando origem a uma tensão compressiva circunferencial. Figurativamente falando o comportamento é semelhante à existência de um “anel de força” comprimindo a região. A figura 29 mostra a plotagem desta componente da plastificação.

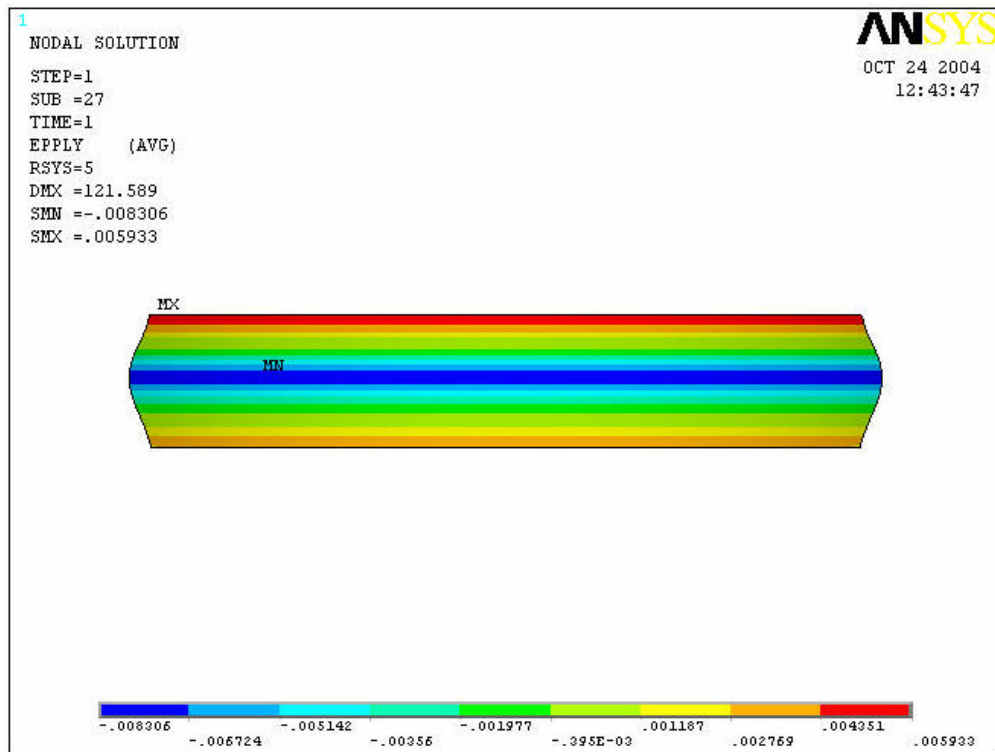


Figura 29: Plastificação circunferencial na região do abaulamento.

5.3 Deformação total devido à pressão interna e peso próprio

A figura 30 mostra a relação entre a altura do abaulamento e a deformação total, também considerando a deformação total equivalente de von Mises. Esta figura mostra que o valor de 2% de deformação total ocorre para um abaulamento de aproximadamente 221 mm. Para um abaulamento de 223 mm tem-se um valor de deformação total igual a 2,06% e para um abaulamento de 227 mm tem-se uma deformação total de 2,2%.

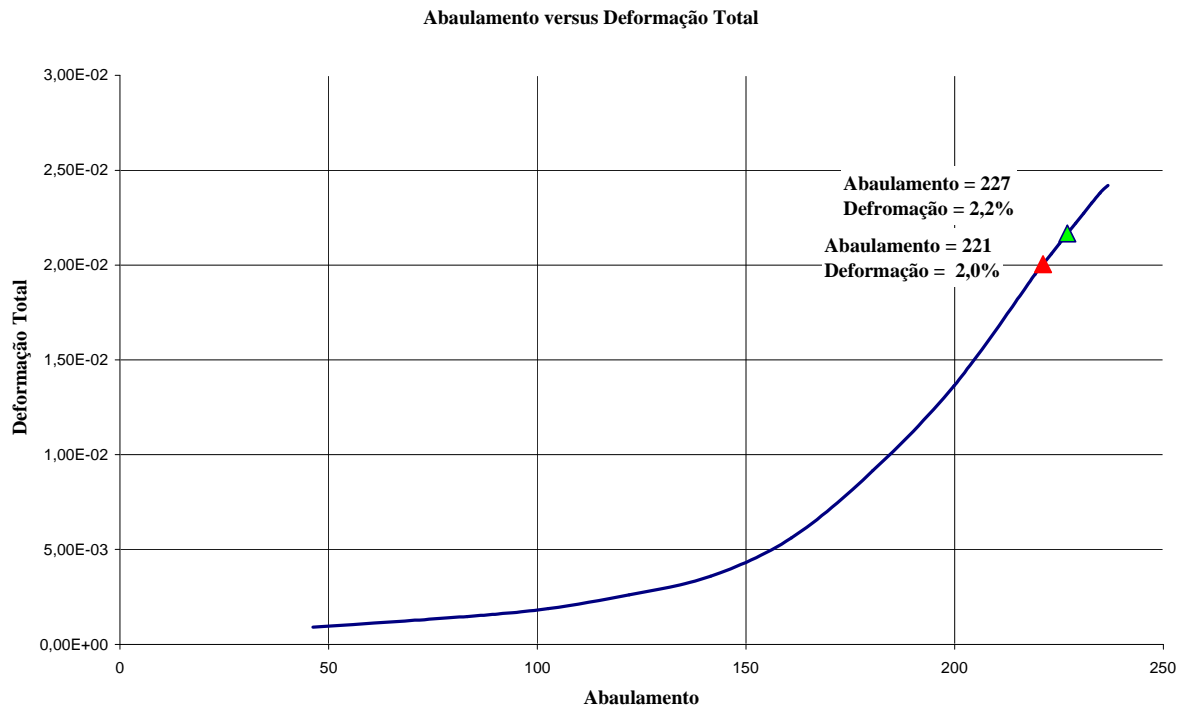


Figura 30: Abaulamento versus deformação total.

As figuras 31 e 32 mostram a mesma figura 30, superposta por curvas polinomial e exponencial, respectivamente. A equação de cada curva está mostrada em cada uma das figuras.

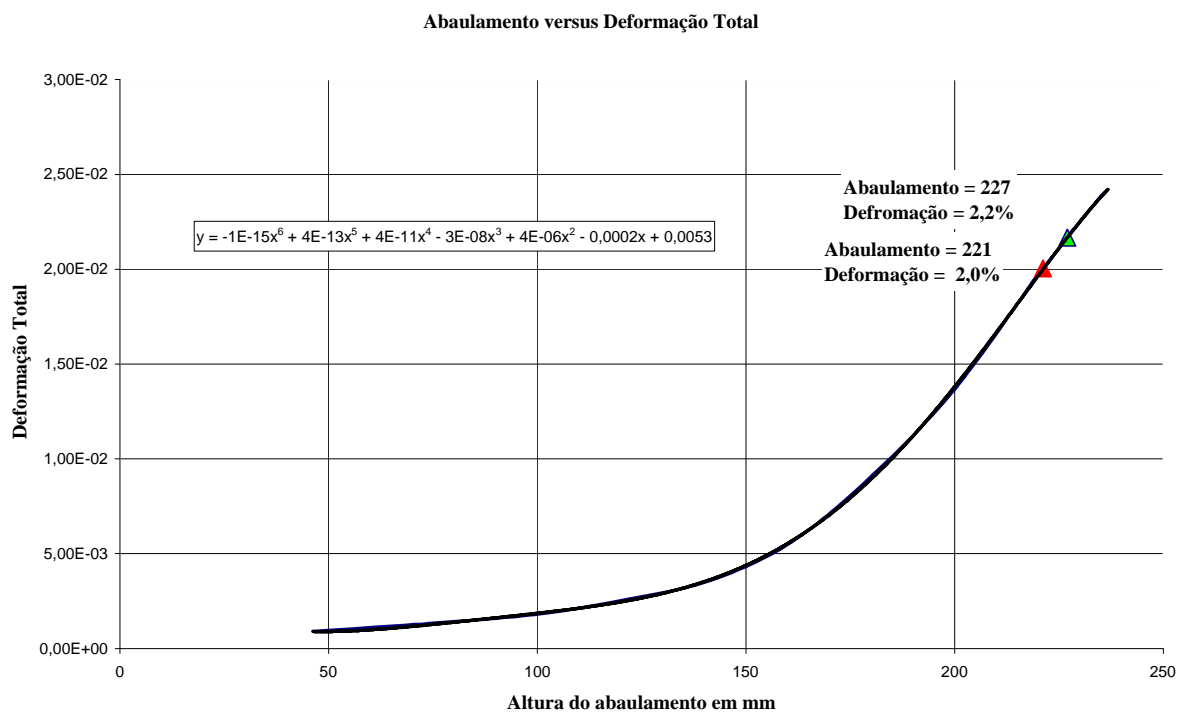


Figura 31: Aproximação polinomial.

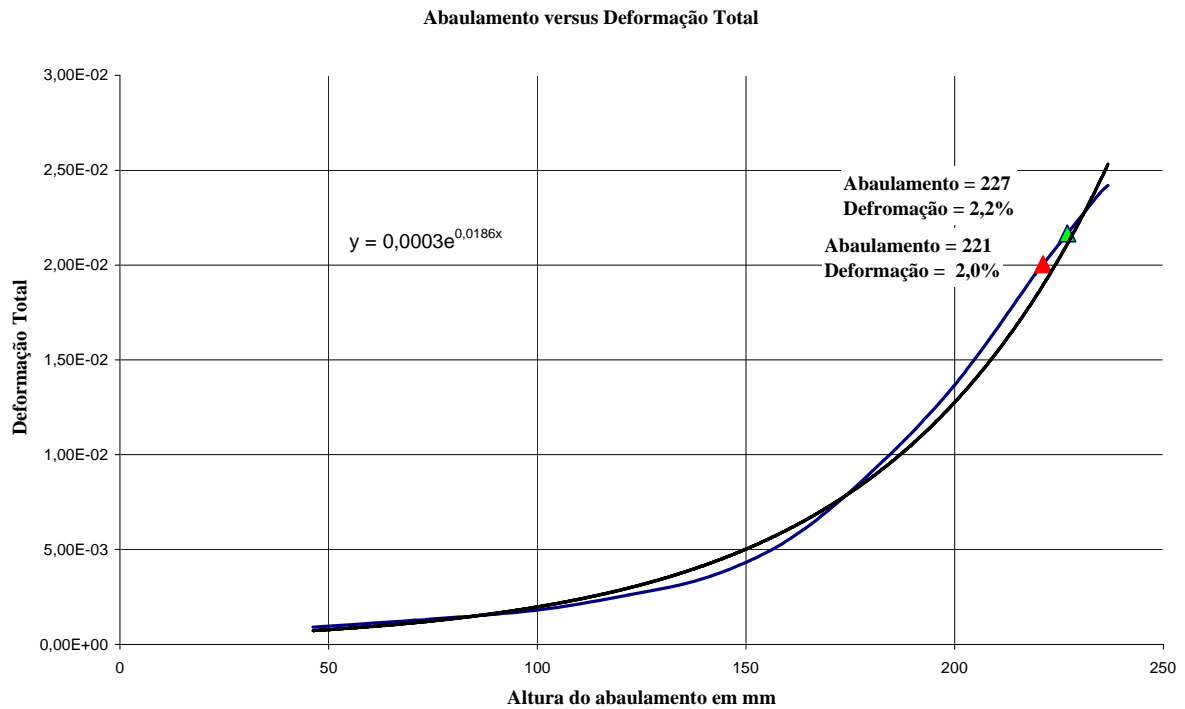


Figura 32: Aproximação exponencial.

Estas equações, devido a seu excelente ajuste à curva levantada, especialmente no caso polinomial, podem ser utilizadas para calcular o valor da plastificação para cada valor do abaulamento. Com o valor do abaulamento é possível calcular o valor da deformação máxima utilizando-se a expressão polinomial, mais precisa e também mais complexa ou a expressão exponencial, bem mais simples apesar de menos precisa. Levando em conta a precisão das medições e do próprio método de elementos finitos conclui-se que a aproximação exponencial é adequada aos objetivos do trabalho. Estas equações só se aplicam para este estudo de caso.

5.4 Análise elástica.

A figura 36 apresenta o crescimento da tensão elástica hipotética conforme considerado no ASME secção VIII divisão 2. A figura mostra a relação entre a altura do abaulamento e a tensão elástica hipotética de von Mises no topo do abaulamento. Este valor de tensão, embora não ocorra no equipamento devido ao fenômeno de plastificação, tem um valor comparativo importante no critério de falha do ASME secção VIII divisão 2.

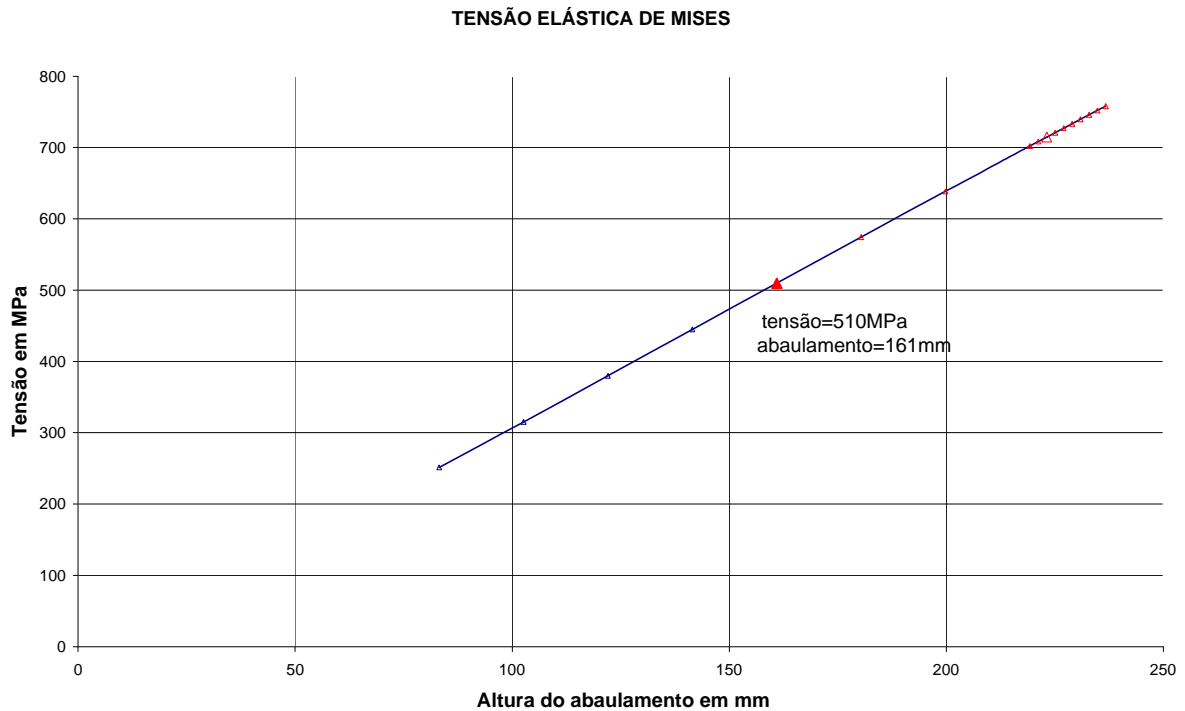


Figura 33: Abaulamento versus Tensão elástica de von Mises.

Como se vê, o valor da tensão máxima, considerada no critério igual a **504 MPa**, é atingido para um abaulamento de **159 mm** de altura, valor interpolado. As diferenças anotadas entre os valores: 504 MPa no critério e 509 MPa na figura 34 estão dentro das margens de arredondamento. A diferença é menor que 1%, este valor ocorre na face interna do abaulamento na região do pico.

O elemento SHELL 181 apesar de não disponibilizar mapeamento de resultados ao longo da secção da espessura, por tratar-se de elemento de casca, possibilita a obtenção de resultados em vários pontos da espessura através da definição de secções. Desta forma é possível obter-se os resultados ao longo da espessura.

As figuras 34, 35 e 36 mostram plotagens de tensões elásticas hipotéticas para as superfícies interna, externa e média, respectivamente, do abaulamento. O valor da altura do abaulamento nestes modelos é igual a 159 mm, que é o valor que corresponde ao valor de tensão máxima estabelecido igual a 504MPa.

Vê-se que o valor da tensão de von Mises na superfície interna é superior ao valor encontrado para a superfície externa e que ambos são superiores ao valor encontrado para superfície média. Estes valores concordam com as causas já descritas para as tensões nesta região: momento, pressão interna e deformação do abaulamento sendo “estirado” verticalmente.

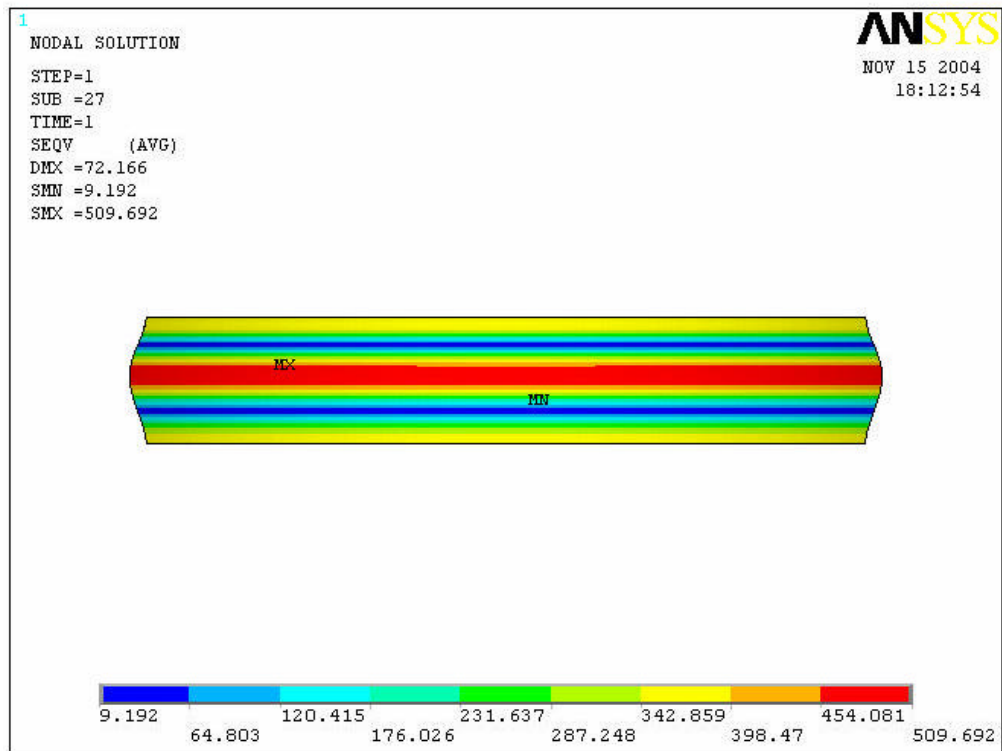


Figura 34: Tensões elásticas na superfície interna.

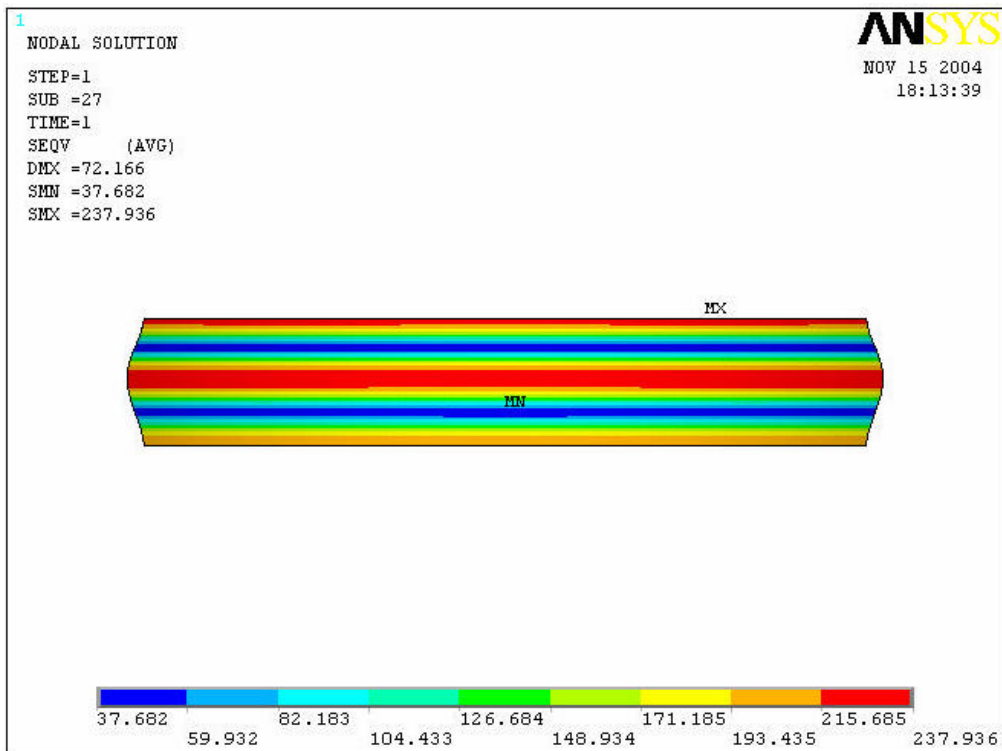


Figura 35: Tensões elásticas na superfície média.

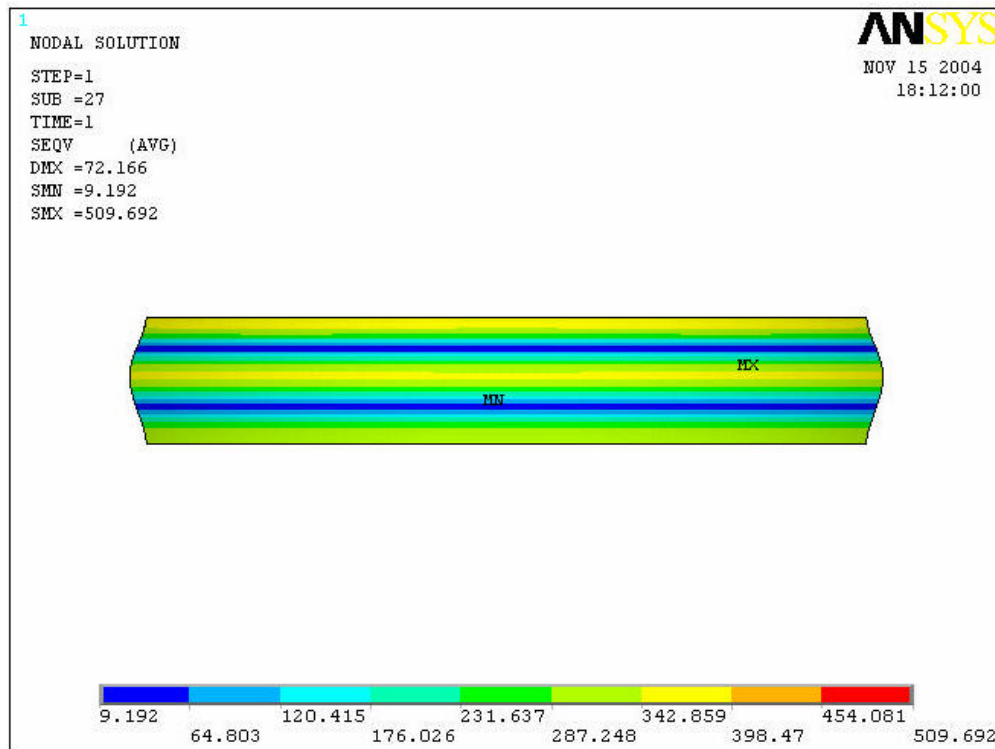


Figura 36: Tensões elásticas na superfície externa.

5.5 Resultados com o elemento PLANE 82

Serão apresentados a seguir os resultados obtidos através da modelagem utilizando o elemento PLANE 82. Conforme comentado anteriormente, este elemento permite uma visualização das tensões através da espessura da parede do vaso. Como a finalidade da modelagem com este elemento é de comparação com os resultados obtidos com o elemento SHELL 181 o abaulamento modelado para análise da deformação foi àquele correspondente ao de valor máximo de deformação admissível, ou seja, 223 mm. Para comparação da tensão elástica máxima foi gerado o modelo com abaulamento igual a 159 mm.

As figuras 37 e 38 nos mostram o valor da deformação equivalente de von Mises. Vê-se que os valores são próximos aos calculados para o modelo utilizando o elemento SHELL 181, mostrados na figura 33, indicando a coerência dos resultados. Vê-se ainda que a região de plastificação máxima situa-se na superfície interna do costado, indicando ainda restar grande parte da espessura com valores de deformação abaixo do valor considerado como crítico pelo critério de falha estabelecido de 2% de deformação total. Ou seja, baseado na própria natureza do critério de falha, que considera que as regiões de material não sujeitas a plastificação são capazes de absorver parte da plastificação que ocorre na região vizinha, esta é mais uma indicação da adequabilidade do critério adotado. Isto fica claro nas considerações do ASME seção III appendix T, que aumenta para 5% o valor da deformação admissível no caso de deformações localizadas.

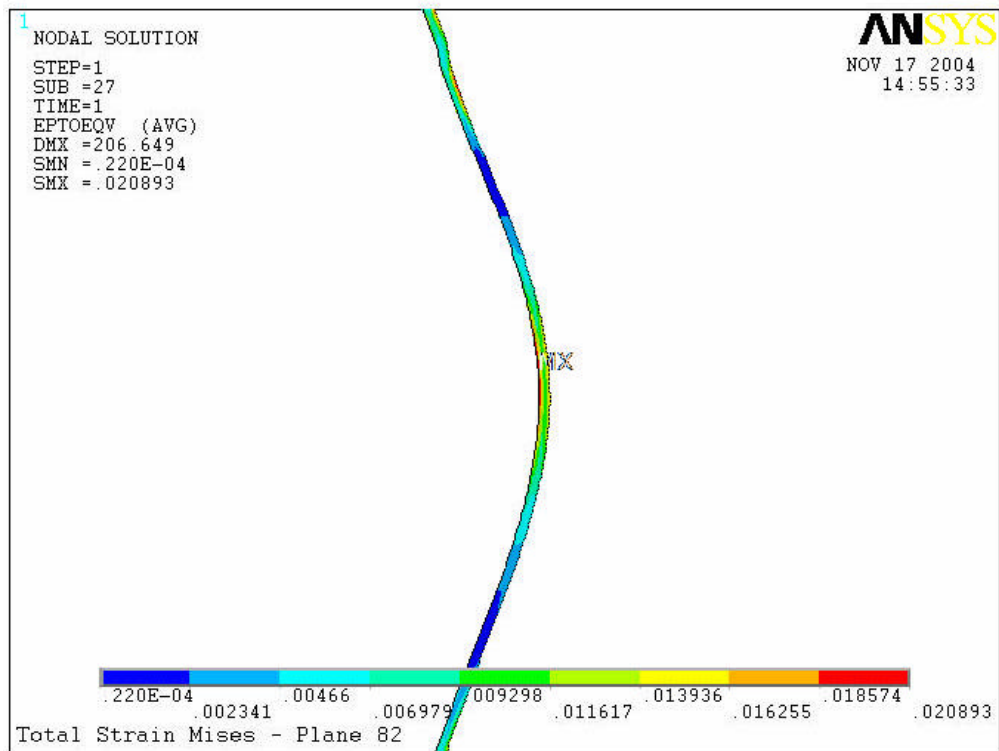


Figura 37: Deformações de von Mises.

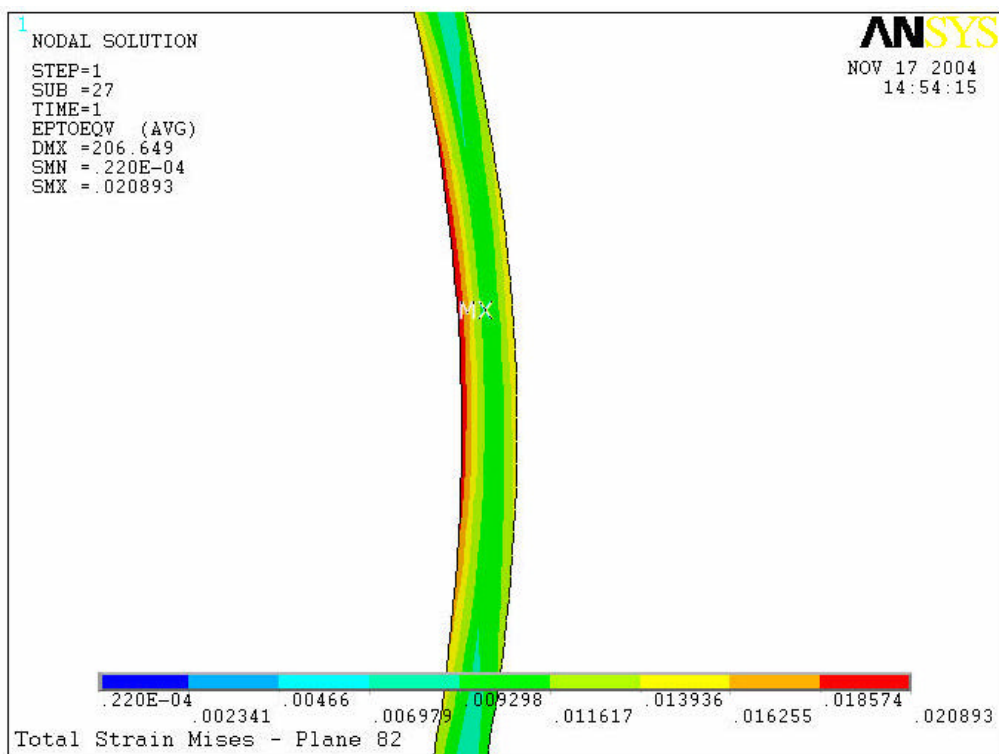


Figura 38: Detalhe das deformações mostradas na figura 39.

As figuras 39 e 40 nos mostram os resultados das tensões elásticas hipotéticas obtidas com o elemento PLANE 82. Vê-se que o valor da tensão máxima de von Mises situa-se na superfície interna do costado e que o valor máximo igual a 520 MPa está bem próximo àquele apresentado no parágrafo 5.4. A diferença é da ordem de 2,2%, o que é esperado para este tipo

de análise, considerando-se o número de elementos envolvidos em cada modelo, assim como as características dos elementos utilizados. Este elemento, ao contrário de SHELL 181 tem espessura, observe que o valor de 520 MPa não se estende por toda a espessura do elemento, mas apenas na parte mais interna.

A figura 39 mostra uma visão inteira do abaulamento onde aparece a indicação da região de máxima tensão. A figura 40 mostra um detalhe da região do pico, onde ocorre a tensão máxima. Neste detalhe é possível identificar pelo mapa de cores a semelhança com os valores mostrados para as três superfícies do parágrafo 5.4.

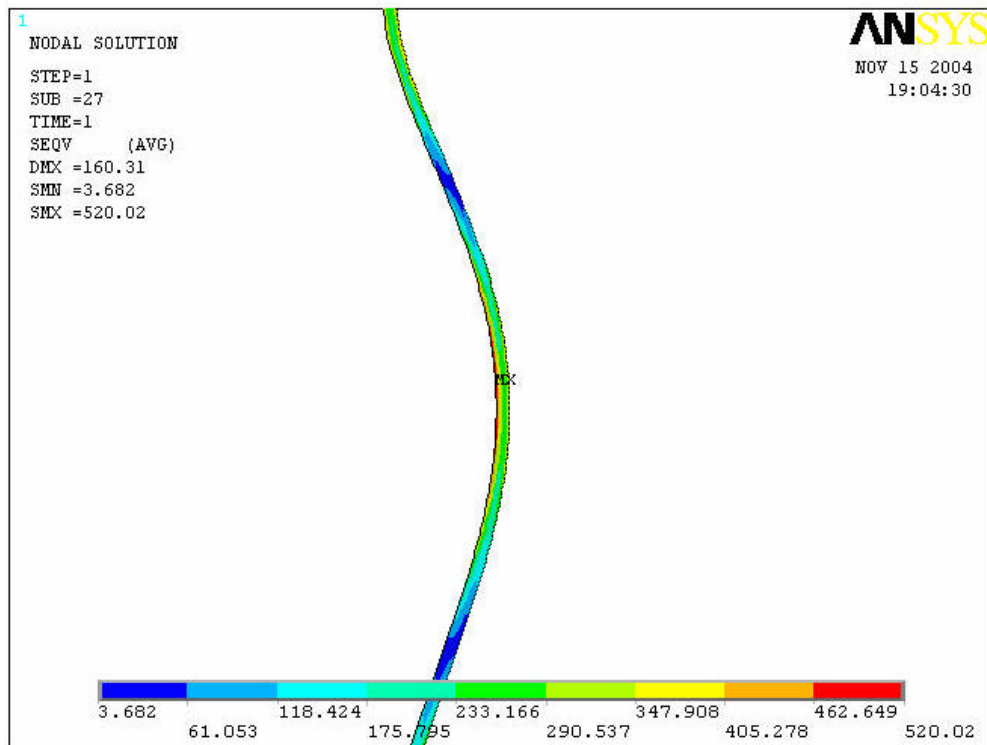


Figura 39: *Tensões de von Mises.*

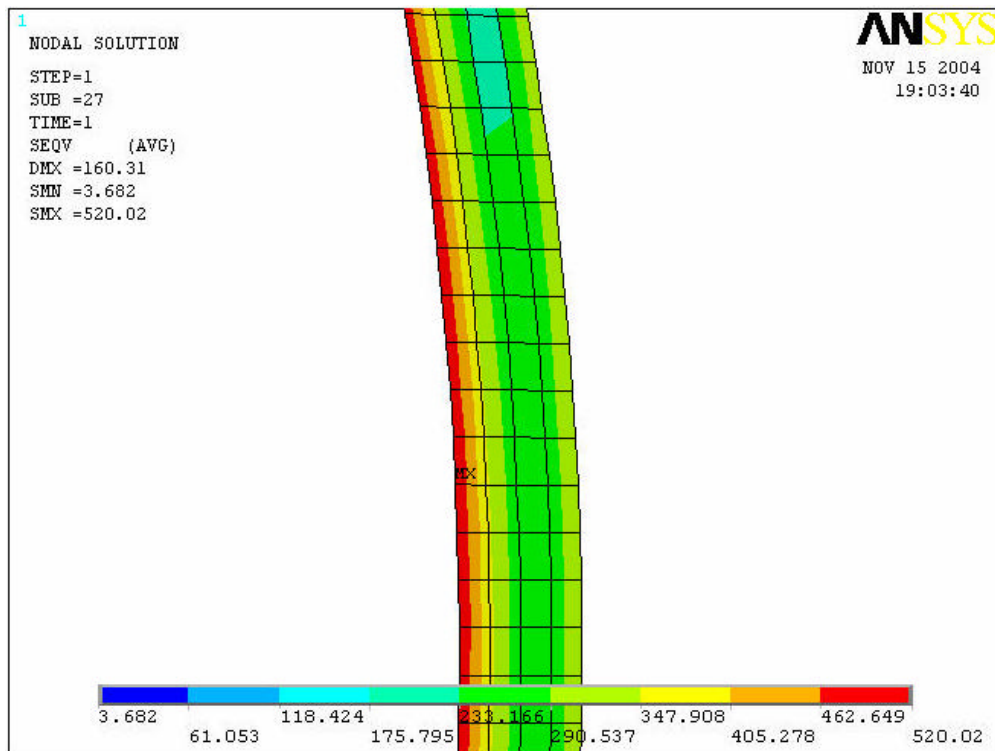


Figura 40: Detalhe das tensões mostradas na figura 39.

Este elemento nos permite ainda uma linearização das tensões através da superfície, fornecendo os valores das tensões de membrana, membrana combinada com momento e total, conforme o critério do ASME secção VIII divisão 2, já descrito. A figura 42 mostra este perfil. Para a obtenção de tensões linearizadas é necessária a definição de um caminho, o caminho escolhido para a linearização está entre os nós mostrados (1192 – A, na superfície interna e o nó 985 – B, na superfície externa), conforme mostrado na figura 44. Este caminho coincide com o ponto onde encontra-se a tensão máxima. A figura nos fornece as tensões que foram comparadas com os valores encontrados na análise elástica do parágrafo 5.4, o valor na superfície interna para o valor da tensão de membrana combinada com momento é igual a 511 MPa, muito próxima do valor encontrado para a tensão total, 520 MPa, mostrando que não há tensões de pico nesta região, o que é desejável, pois conforme já comentado estas tensões provocam falha por fadiga. A ausência deste tipo de tensão torna a análise baseada no princípio do colapso plástico mais confiável uma vez que indica não haver fatores de aceleração de um processo de fadiga.

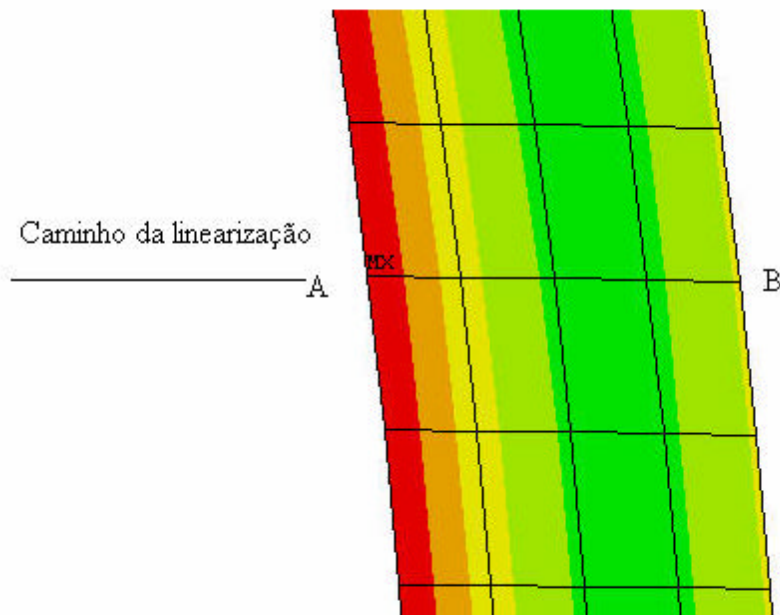


Figura 41: Caminho escolhido para a linearização das tensões.

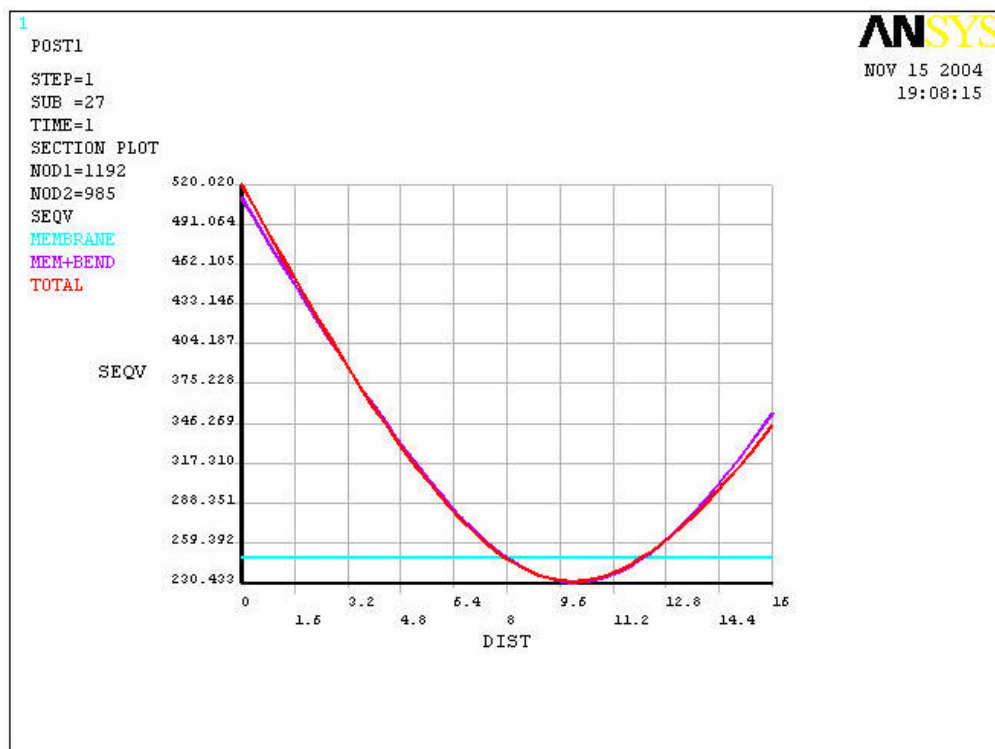


Figura 42: Tensões linearizadas de von Mises.

5.6 Verificação com relação ao peso próprio isoladamente.

Esta verificação é necessária pelo fato de que antes do enchimento com água, o reator é despressurizado, ou seja, existe uma situação em que o reator está aquecido e não pressurizado.

A temperatura exata desta situação é variável e não muito controlada, no entanto sabe-se com certeza ser inferior à temperatura de operação uma vez que na parada do reator não há mais alimentação com RV e portanto inicia-se um processo de resfriamento. Como este resfriamento é lento será feita a uma verificação conservativa considerando que o reator está na temperatura de operação quando despressurizado. Foi modelado um abaulamento de 236 mm. Este valor está acima do valor máximo admissível pelo demais critérios, o que garante uma análise conservativa.

Conforme mostra a figura 46, as tensões provocadas pelo peso próprio estão muito abaixo dos limites definidos, o costado do reator comporta-se perfeitamente dentro do limite elástico, podendo até mesmo ser comparado com a tensão admissível ASME secção VIII divisão 1 igual a 120MPa, conforme mostrado na tabela 3 do capítulo 4.

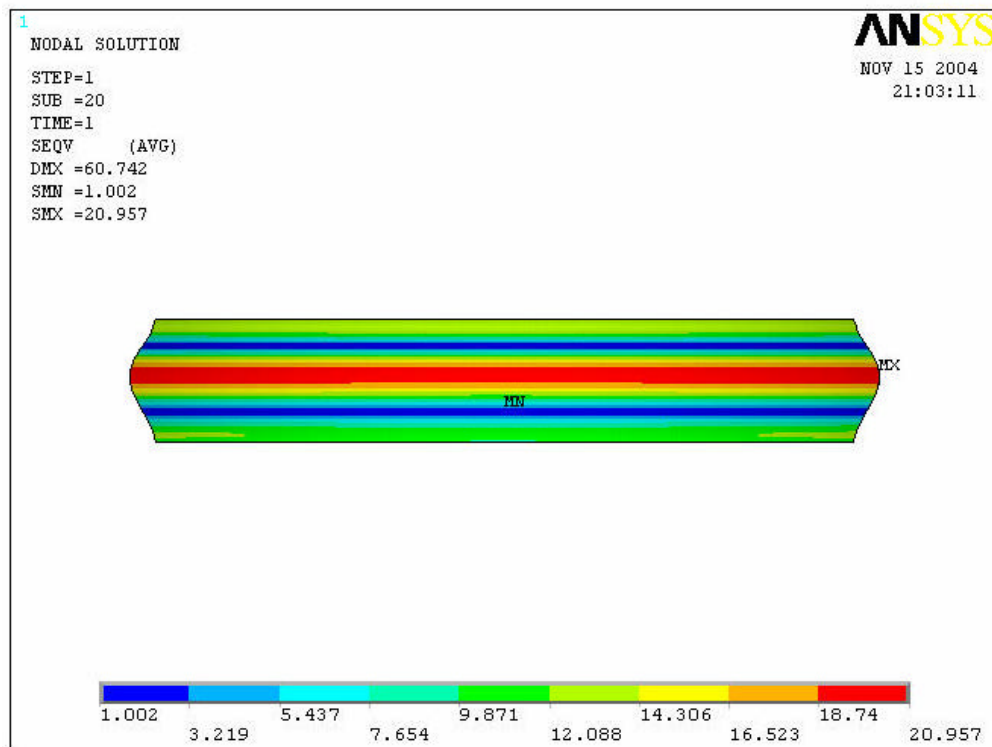


Figura 43: Tensões de von Mises considerando o peso próprio isoladamente.

5.7 Verificação com relação flambagem.

A situação crítica de carga compressiva a que está submetido o reator é a situação de peso próprio atuando isoladamente, pois como vimos a pressão interna cria uma tensão de tração axial no reator.

A tensão admissível no critério de flambagem, conforme descrito no item 4.5.2, equação 4.4 é igual a 505 MPa pelo critério do autovalor, a este valor calculado deverá ser aplicado uma redução devido ao abaulamento conforme previsto descrito em 3.4.3 (equações 3.10 e 3.11).

Considerando uma altura de abaulamento igual a 236 mm têm-se uma redução na resistência de:

$$s_{cr} = 505 * \left\{ 1 - \Psi * \left| \frac{236}{16} \right| * \sqrt{1 + \frac{2 * 16}{\Psi * 236}} - 1 \right\} \quad 5.1$$

$$\Psi = 0,75 * \sqrt{3 * (1 - u^2)} \approx 1,239 \quad 5.2$$

$s_{cr} = 13 \text{ MPa}$

O valor máximo da tensão de compressão devido ao peso, conforme pode ser visto na figura 43 é igual a 3,16 MPa. Este valor está abaixo de s_{cr} e conseqüentemente abaixo do valor calculado a partir do ASME SEC II UG 23 igual a 63 MPa significando que não há falha por flambagem no reator.

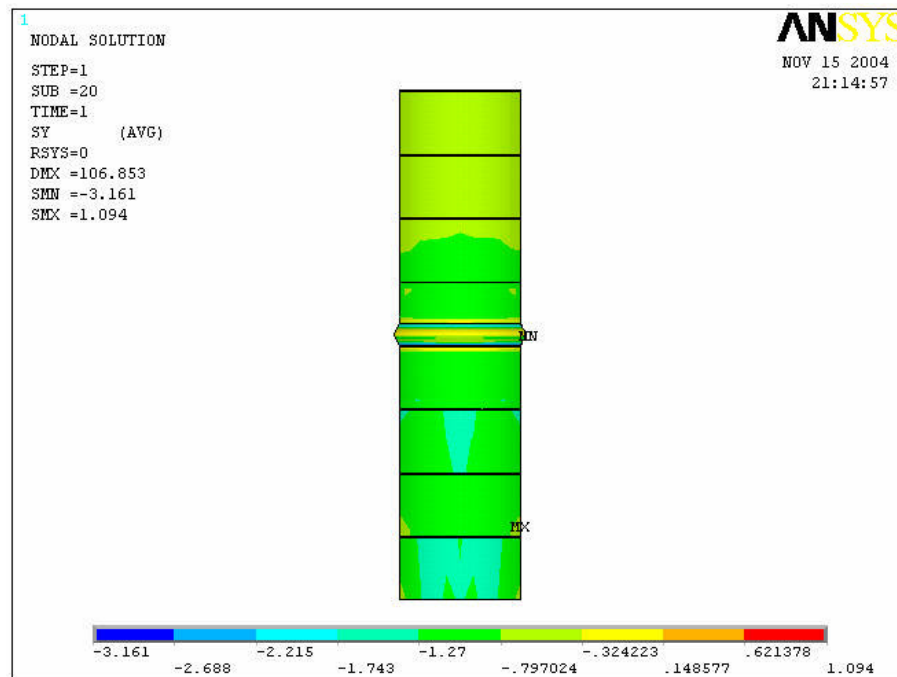


Figura 44: Tensão de compressão considerando o peso próprio.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES

6.1 Introdução

Neste capítulo, serão apresentadas as conclusões a que pode-se chegar a partir dos resultados obtidos. Conforme vimos os resultados obtidos são compatíveis entre si. O objetivo deste capítulo é apresentar as conclusões a respeito do abaulamento crítico e o tempo de operação para que este abaulamento seja atingido, desta forma atendendo os objetivos descritos no capítulo 1. São apresentados também comentários sobre a reprodução desta metodologia para outros tambores em situação semelhante.

6.2 Tamanho crítico da altura do abaulamento.

Conforme visto nas análises do capítulo 5 o modo de falha possível de ocorrer no reator na análise considerada resume-se à falha por excesso de plastificação devido ao carregamento de pressão e peso próprio combinadas.

A carga isolada do peso próprio não é suficiente para provocar plastificação da região abaulada nem a falha por flambagem.

Conforme foi visto no capítulo 5, a figura 26 mostra que até um tamanho de altura de abaulamento igual a 83 mm, não há plastificação no abaulamento, significando que as tensões atuantes no costado do reator encontram-se dentro de valores abaixo da tensão de escoamento do material. Pode ser visto ainda nesta mesma figura que um valor de 2% de plastificação é atingido para um valor de abaulamento igual a 227 mm significando que a deformação total é ainda maior para este abaulamento, ou seja, antes de atingir uma altura de abaulamento igual a 227 mm já há valores de deformação acima daqueles estabelecidos como críticos.

A figura 30 mostra que o valor de deformação máxima de 2%, definido no critério de falha, é ultrapassado para um valor de altura de abaulamento igual a 223 mm e que para a altura de abaulamento igual a 227 mm a deformação total é igual a 2,2%.

Considerando o critério de falha do ASME seção VIII divisão 2, pode-se concluir pelo pela figura 33, que o valor de tensão máxima igual a 504 MPa é atingido para um abaulamento 159 mm.

Estes valores de altura de abaulamento, 159 mm, 223 mm, foram os valores considerados críticos em cada um dos dois critérios e utilizados para os cálculos de tempos de operação

considerados como livres de risco de falha por colapso plástico do reator analisado. Sendo, o valor de 159 mm o mais crítico, pois é o primeiro a ser atingido.

Estas simulações foram executadas iniciando-se a altura de abaulamento com um valor igual a 44,283 mm, que é a altura estimada para o perfil médio axissimétrico, baseada nas medições atuais. Serão consideradas então duas hipóteses: uma considerando o tempo para que o ponto detectado com maior altura atinja o valor crítico, e uma outra considerando o tempo para que o abaulamento médio circunferencial atinja este valor.

A maior altura de abaulamento detectado no reator têm um valor igual a 69 mm conforme medições da S&C realizadas em 2004 e apresentadas na tabela 4.

De acordo com a tabela de estimativa de crescimento mostrada no anexo 8, vê-se que, caso o reator mantenha o crescimento de abaulamento conforme histórico registrado até hoje e os ciclos se mantenham com duração de 48 horas tem-se:

Entre 69 mm e 83 mm um período de aproximadamente 2 anos e 8 meses.

Entre 69 mm e 159 mm um período de aproximadamente 17 anos e 6 meses.

Entre 69 mm e 223 mm um período de 30 anos e dois meses.

Pelos dados acima pode-se concluir que, mantendo-se as condições operacionais do reator assim como as cargas atuantes, no período dos próximos 17 anos e meio não há possibilidade de ocorrer falha por plastificação excessiva devido ao tamanho do abaulamento pelo efeito das cargas consideradas. Os valores das tensões, até este período de tempo estarão dentro do critério mais rigoroso, aquele definido pelo ASME secção VIII divisão 2.

Entre este período e os próximos 30 anos, a tensão limite de 504 MPa definida no ASME secção VIII divisão 2 terá sido ultrapassada, no entanto, o limite de 2% de deformação do ASME seção III appendix T ainda não terá sido atingido.

Serão apresentados agora a mesma análise considerando o abaulamento médio axissimétrico com valor de altura igual a 44 mm.

Caso seja considerado este valor os tempos acima aumentam um pouco:

Entre 44 mm e 83 mm um período de aproximadamente 7 anos e 6 meses.

Entre 44 mm e 159 mm um período de aproximadamente 22 anos e 6 meses.

Entre 44 mm e 223 mm um período de 35 anos e 2 meses.

O critério do ASME secção VIII divisão 2 assim como o critério de deformação do ASME seção III appendix T, referem-se a uma situação de tensão/deformação ocorrendo em toda a

circunferência do equipamento. Caso seja considerado apenas um ponto da circunferência os valores máximos permitidos são maiores, pois estas são tensões localizadas.

De acordo com estes valores e considerações conclui-se o seguinte:

A operação nos próximos **22 anos e 6 meses**, não apresenta riscos com relação ao excesso de plastificação que ocorre no abaulamento. Os valores estimados para a altura do abaulamento, até o final deste período de tempo, provocarão valores de deformação médio inferiores ao limite de 2% do ASME seção III apêndice T e também valores de tensão inferiores ao limite de 504MPa do ASME secção VIII divisão 2 no pico do abaulamento.

A inspeção deverá ser feita nos períodos de parada a fim de verificar se o crescimento da altura se mantém nos padrões atuais. Caso haja alteração na velocidade deste crescimento, a correção da estimativa de tempo de operação até o valor crítico poderá ser feita para mais o para menos simplesmente alterando os valores que geraram a tabela do anexo 8. Os modelos de elemento finito e as tensões calculadas não são impactadas por esta alteração.

Também deverão ser garantidas as condições operacionais e construtivas do reator, caso haja alteração nestas condições toda uma reavaliação das tensões deverá ser feita.

A inspeção também deverá verificar se o crescimento do abaulamento continua se dando apenas na altura, caso haja mudanças com relação ao comprimento longitudinal do abaulamento, o modelo de elementos finitos deverá ser adaptado. Como a intensidade das tensões no pico, que é a região crítica aumenta com uma diminuição da curvatura, um aumento no comprimento significaria na realidade uma suavização da forma e teoricamente diminuiria a tensão, no entanto a situação deverá ser cuidadosamente analisada antes de se proceder esta inferência.

A partir dos próximos **22 anos e 6 meses**, o critério do ASME secção VIII divisão 2, a tensão de 504 MPa, terá sido ultrapassado para o valor médio do abaulamento, no entanto o valor de deformação ainda não terá sido atingido.

A partir desta situação a inspeção deverá verificar a extensão dos abaulamentos máximos ao redor do seu costado, a fim de identificar as regiões em que o critério de falha é ultrapassado. Principalmente após **30 anos** de operação quando certamente haverá regiões localizadas no costado do reator com deformação superior ao critério do ASME seção III apêndice T de 2%.

Finalmente após **35 anos** de operação o critério de deformação terá sido ultrapassado na região do abaulamento médio.

Esta análise não visa definir uma data para a qual o reator deva ser retirado de operação, mas apenas definir intervalos onde a operação pode ser considerada mais ou menos segura. Mesmo a ultrapassagem dos limites impostos nos critérios não significa o fim da vida útil do reator, mas é um alerta de que cuidados e cálculos mais detalhados levando em conta outros mecanismos como fadiga mecânica e deformações acumuladas devem ser desenvolvidos.

A presente análise também não dispensa a verificação de outros mecanismos de falha, reconhecidamente presentes no reator como o desenvolvimento de trincas por fadiga térmica.

O nosso objetivo é apenas fornecer uma metodologia que permita avaliar as dimensões dos abaulamentos existentes com relação à plastificação provocada pelas cargas mecânicas.

Como pode ser visto os resultados deste trabalho confirmam a idéia de que a falha por colapso plástico tem importância secundária quando comparada ao critério de falha por fadiga considerado até hoje.

Os reatores de coque que se comportem dentro das premissas deste trabalho, não devem apresentar, durante aproximadamente 25 anos de operação, riscos de falha por colapso plástico. Considerando-se que a vida útil comumente utilizada em projeto é de 20 anos, este não é realmente um modo de falha que venha a gerar maiores preocupações. No entanto, é comum a operação de equipamentos por um prazo maior do que a vida prevista em projeto. Por esta razão as práticas de inspeção e manutenção. Daí a importância de um conhecimento desta natureza com relação a este mecanismo pouco esperado de falha.

6.3 Reprodução da metodologia.

Como o principal objetivo deste trabalho é o desenvolvimento de uma metodologia que possa ser repetida, resumimos abaixo os passos necessários para tanto.

Conforme vimos, a metodologia aqui reproduzida para o reator de coque 52-R-C da REGAP segue os passos definidos no capítulo 4 e baseia-se fundamentalmente nas seguintes informações:

Dimensões do equipamento;

Materiais do costado;

Espessuras do costado;

Forma e dimensões do abaulamento;

Pressão e temperatura de operação;

Ciclos de operação;

Critério de falha.

Os modelos de elementos finitos com elementos Shell 181 são gerados a partir das rotinas apresentadas no anexo 9 e descritas a seguir:

GLOBAL: este programa é responsável pela geração dos diversos modelos que se deseja simular, ele “chama” a sub-rotina CASCO acrescentando a cada simulação o incremento referente ao crescimento que se deseja inserir na altura do abaulamento;

CASCO: gera o costado do reator, ele “chama” as sub-rotinas AREA, CARGA, PROP, DEFORMADA, MESH e CALCULAR;

AREA: gera as áreas para construção da malha;

CARGA: insere no modelo as condições de contorno e de carregamentos: pressão, temperatura e gravidade;

DEFORMADA: gera o abaulamento no costado;

PROP: insere no modelo as características do material. “Chama” a sub-rotina ESCOAMENTO para incluir as características de escoamento do material;

ESCOAMENTO: insere as características de escoamento do material;

MESH: gera a malha de elementos;

CALCULAR: define as opções de cálculo a serem utilizadas pelo ANSYS®.

A figura 45 apresenta um fluxograma que ilustra a seqüência e relacionamento das atividades necessárias à execução do trabalho.

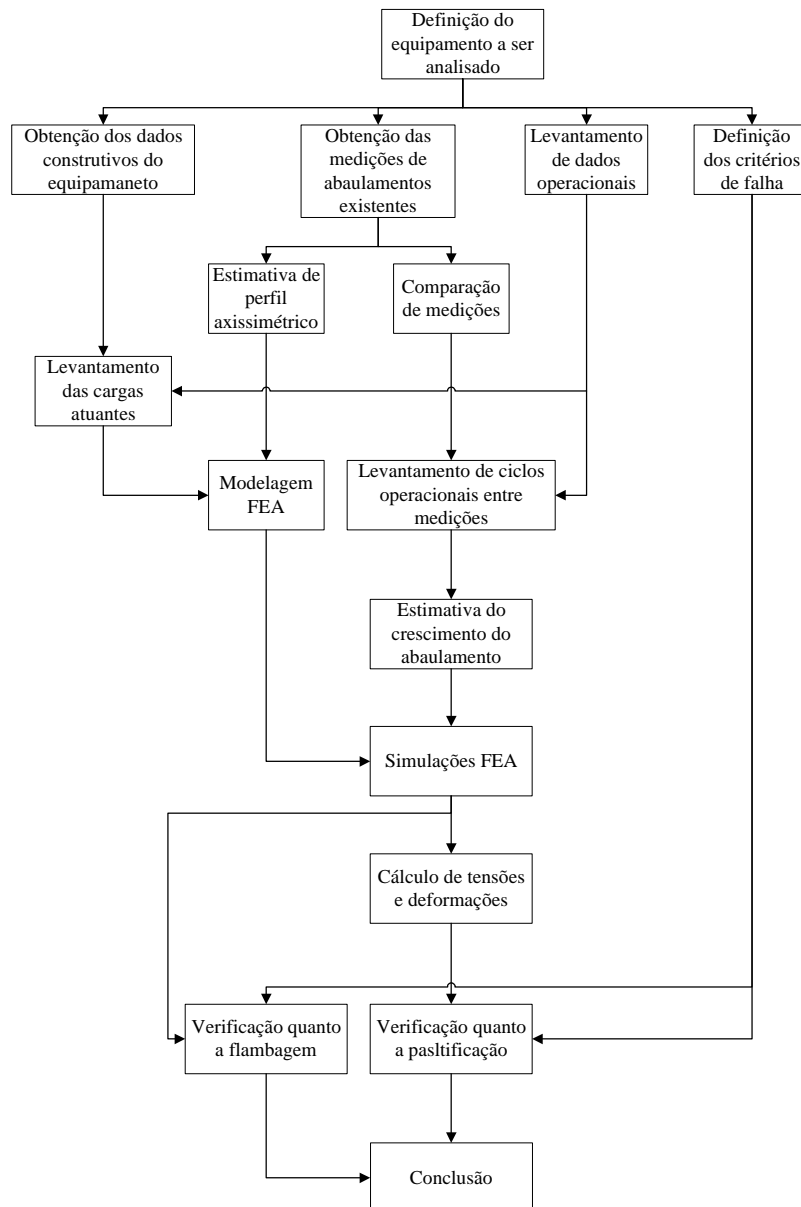


Figura 45: Fluxograma de desenvolvimento.

A repetição desta metodologia depende da semelhança existente com os dados aqui utilizados. Uma nova modelagem de elementos finitos será necessária sempre que se tenha alteração de material, condições operacionais ou diferença na forma do perfil. Poderá ser utilizado o elemento SHELL 181, aqui testado.

Caso a diferença seja no material, condições de operação e dimensões do equipamento as listagens de programa apresentadas no anexo 9 poderão ser utilizadas apenas alterando as constantes referentes a estas grandezas definidas nas listagens: *prop*, *escoamento*, *carga* e *casco*.

Caso haja uma diferença no perfil do abaulamento, deverá ser alterada a listagem *deformada*.

A estimativa de crescimento apresentada no anexo 8, depende das diferenças encontradas entre as medições realizadas, poderão ser utilizadas as equações 4.5 a 4.10 substituindo-se os valores aqui empregados pelos novos valores encontrados.

6.4 Considerações finais

As unidades de coque contribuem para aumentar a flexibilidade de processamento das refinarias e reduzir a emissão de efluentes gasosos, líquidos e resíduos.

A grande atratividade econômica dessas unidades é derivada do alto valor agregado das frações obtidas e do próprio coque gerado quando comparado com o valor da matéria prima utilizada. O principal equipamento dessas unidades, o reator de coque, está sujeito a ciclos severos, de operação que geram gradientes de temperatura. Tais solicitações geram deformações acentuadas no costado, criando a possibilidade de colapso do equipamento, deterioração do material e surgimento de trincas.

Existe a tendência atual de redução do intervalo dos ciclos operacionais para aumento da produção de derivados, o que irá impor condições mais severas aos equipamentos uma vez que com este aumento de ciclos aumenta-se conseqüentemente seus efeitos danosos ao equipamento.

Com o conhecimento das condições limites, aqui calculadas, pode-se através do histórico de inspeções avaliar-se a velocidade de crescimento dos abaulamentos e criar banco de informação que permita estimativas de campanhas.

O estudo desenvolvido foi baseado em informações e dados colhidos de medições em campo, e é de fundamental importância que o comportamento futuro do equipamento continue sendo representado pela mesma base de dados.

Os objetivos deste trabalho terão sido atingidos desde que o mesmo sirva como guia da situação do reator de coque aos responsáveis pela inspeção e manutenção colaborando para uma operação segura e eficiente da unidade de coque

CAPÍTULO 7

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

7.1 Referências citadas

- [1]. Coke Drum Evaluation Manual, Materials Properties Council, feb 1999;
- [2]. Ramos Alfonso; Ríos Carlos; Vargas Jesús; Tahara T.; Hasegawa T. Mechanical Integrity Evaluation of Delayed Coke Drum, PVP vol 359 ASME 1997;
- [3]. Boswel Richard S. Remaining Life Evaluation of Coke Drums, jan 1997;
- [4]. Pieper Charles J. Coke Drum Design, Longer Life through Innovation, dec 1999.
- [5]. Ramos Afonso, Rios Carlos, Eivind Johnsen, González Manuel, Vargas Jesús Delayed Coke Drum Assesment Using Field Measurements & FEA, ASME 1988.
- [6]. Boswel Richard Coke Drum Bulges, 2001.
- [7]. Thomas J. W. API Survey of Coke Drum Craking Experience
- [8]. External Pressure: Efect of Initial imperfections and temperature limits, Welding Reserch Council Bulletin 443.
- [9]. Lázaro Weimar. Apostila de unidade de coqueamento retardado, PETROBRAS.
- [10]. Hibbeler R. C. Resistência dos Materiais. Livros Técnicos e Científicos Editora SA., 1997
- [11]. Timoshenko S. P., Gere James M. Mechanics of Materials, D. Van Nostrand Company, 1972
- [12]. Teng J. G., Rotter J. M. Buckling of Thin Metal Shells. Spon Press, 2004
- [13]. Wilhelm Flügge. Steress in Shells. Springer-Verlag Heidelberg NY, 1973
- [14]. Dowling Norman E. Mechanical of Behavior of Materials, Prentice Hall, 1998
- [15]. ASME Boiler and Pressure Vessel Code section VIII divisão 1
- [16]. ASME Boiler and Pressure Vessel Code section VIII divisão 2
- [17]. ASME Boiler and pressure vessel Code section III.

7.2 Referências pesquisadas

- [18]. A Study of Coke Drum Technology, Materials Properties Council;
- [19]. Anteprojeto de análise de reatores de reatores de coque, PETROBRAS/CENPES
- [20]. Criteria of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code for design by analysis in sections III and VIII division 2, ASME.

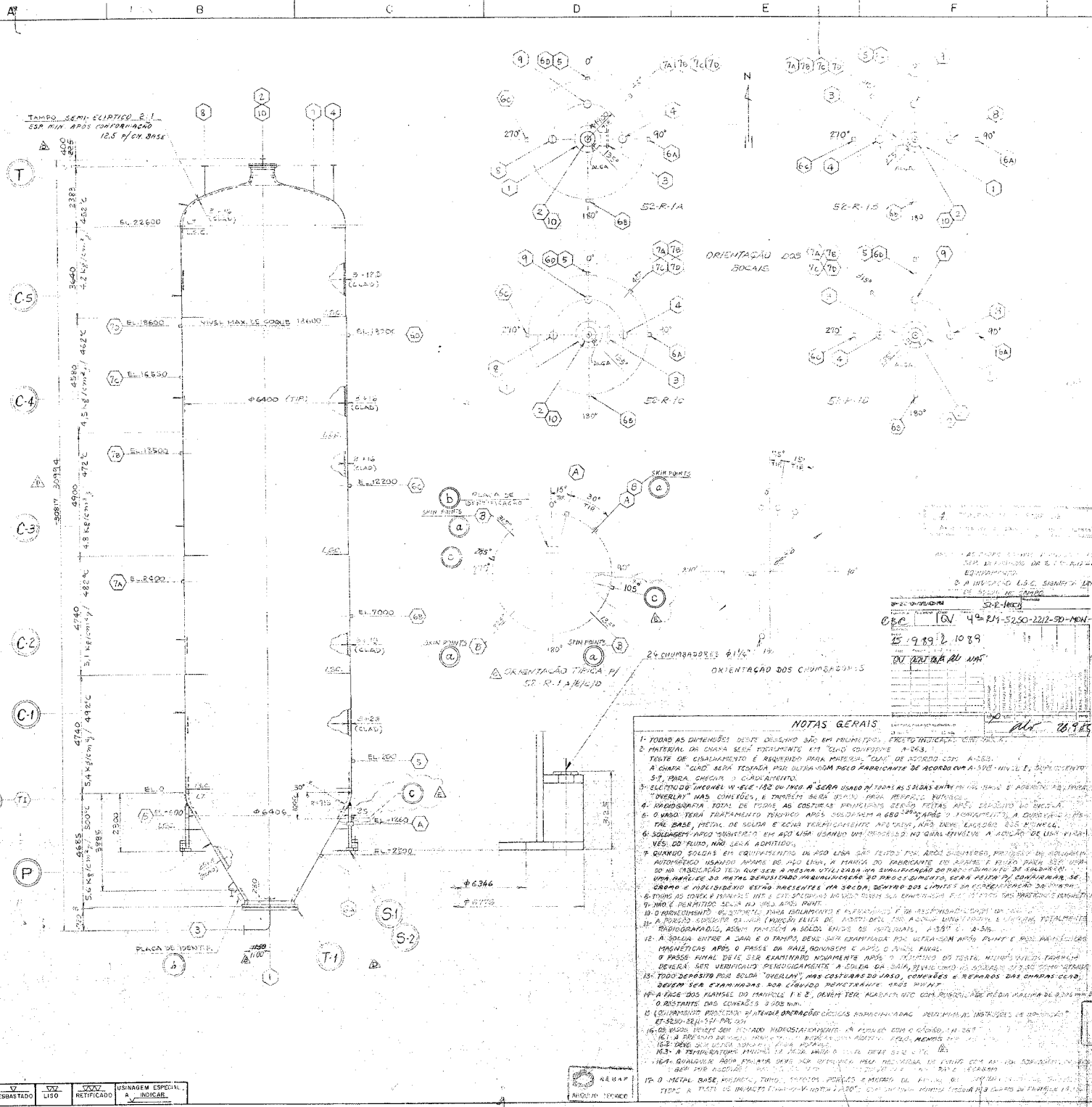
- [21] . Kroenke W. C., Addicot G. W., Hinton B. M. Interpretation of finite element stress according to ASME section III.
- [22] . Hechmer J. L., Hollinger G. L. Consideration in the calculations of the primary plus secondary stress range for code stress classification, Babcock and Wilcox.
- [23] . Kroenke W. C. Classification of finite element stress according to ASME section III stress categories, Nuclear Equipment Division Babcock and Wilcox.
- [24] . Singer Josef, Arbocz Johann, Weller Tanchum Buckling Experiments Vol 2, Wiley, 2002;
- [25] . Manual do programa ANSYS®.

CAPÍTULO 8**ANEXOS**

Anexo 1	REG-0052-56-01-f101 – Conjunto geral do reator de coque 52-R-C
Anexo 2	REG-0052-56-01-f102 – Detalhe do casco do reator de coque 52-R-C
Anexo 3	REG-0052-56-01-f105 – Saia, anexo 3 do reator de coque 52-R-C
Anexo 4	Medições CIA
Anexo 5	Medições pela S&C
Anexo 6	Curvas aproximadas
Anexo 7	Rotinas MAT-LAB
Anexo 8	Tabela de crescimento
Anexo 9	Rotinas ANSYS

Anexo 1

REG-0052-56-01-fl01 – Conjunto geral do reator de coque 52-R-C



PROJETO	UNIDADE DE COQUEAMENTO - A	
PEQUENO DO CLIENTE	NM-5250-2212-570-PPC-001	
DES DE REFERÊNCIA	26-5250-2212-570-PPC-001	

DADOS DO PROJETO		
CÓDIGO	ASME SEC. VIII DIV. 1, ST-11.2.1 A B6	
PRESSÃO DE PROJETO	VER ELEVACÕES	
PRESSÃO DE OPERAÇÃO	kg/cm ² a	3,2 (TOP) 4,6 (BTM)
TEMPERATURA DE PROJETO	°C	VER ELEVACÕES
TEMPERATURA DE OPERAÇÃO	°C	458 (TOP) 452 (BTM)
PRESSÃO DE TESTE HIDROSTÁTICO	kg/cm ² a	6,64 (NA QUBA)
PRESSÃO DE TESTE PNEUMÁTICO		
PRESSÃO MÁXIMA ADM. (CORR. E QUENTE) kg/cm ² a		4,3 (NO TOPO)
ENSAIO DE RAIO X		FULL
EFICIÊNCIA DAS JUNTAS	CASO 100%	TAMPO 100%
ALÍVIO DE TENSÕES		SIM
TOLERÂNCIA DE CORROSSÃO		0 mm
QUANTIDADE		4 (QUATRO APARELHOS)
PESO (DE CADA APARELHO) Kg	VAZIO: 118,000	CHEIO D'ÁGUA: 945,000
ISOLAMENTO (FOR. OUTL. O)		SIM
PINTURA		NÃO

TABELA DE CONEXÕES									
ITEM	QUANT.	Ø (POL.)	SCH/ESP.	LBS.	FACE	TIPO	DA FACE	UTILIDADE	OBS.
1	1	70		400	T	WN	VER. DES.	MANTENHO	
2	1	36		200	T	WN	VER. DES.	MANTENHO	
3	1	10	90	200	RF	WN	VER. DES.	INLET	
4	1	10	90	200	RF	WN	VER. DES.	OUTLET	
5	1	2		200		RF	VER. DES.	MANTENHO	
6	1	2		200		RF	VER. DES.	MANTENHO	
7	1	2		200		RF	VER. DES.	MANTENHO	
8	1	4	XXS	300	RF	WN	VER. DES.	MANTENHO	
9	1	10		400	RF	WN	VER. DES.	FEV	
10	1	8		300	RF	WN	VER. DES.	VENT	
11	1	12		400		RF	VER. DES.	SKIN VENT	
12	1	24		600		RF	VER. DES.	INLET DO COQUE	

TABELA DE MATERIAIS	
CASCO	METAL BASE A-132 GR. 12 CL. 2
TOPO	METAL BASE A-132 GR. 12 CL. 2
CONEXÕES - FLANGES	A-193 GR. 91 / A-193 GR. 91
CONEXÕES - TUBOS	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
ENTRADA DE VAPOR - FLANGES	A-193 GR. 91 / A-193 GR. 91
ENTRADA DE VAPOR - TUBOS	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
REFORÇO 1/2 COQUE	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
TUBOS DE REFORÇO	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
CURVAS	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
PARTE EXTERNA - INTERNO	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
PARTE INTERNA - INTERNO	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
VALVULAS	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
ORIFÍCIOS - EXTERNOS	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
ORIFÍCIOS - INTERNOS	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
SUPORTE DO VASO	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
CONEXÕES	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
COQUE	A-307 GR. 30 / A-307 GR. 30
ISOLAMENTO	SILICATO DE CÁLCIO

NOTAS GERAIS

- 1- TODAS AS DIMENSÕES DESTES QUINHENTOS SÃO EM MILÍMETROS. EXCETO INDICAÇÕES CONTRARIAS.
- 2- MATERIAL DA CHAMISA SERÁ FORNECIDO EM "LOND COINFORME" N-063.
- 3- TESTE DE CISCALHAMENTO E REQUISIÇÃO PARA MATERIAL "LOND" DE ACORDO COM A-307.
- 4- A CHAMISA "LOND" SERÁ TESTADA PARA DETERMINAR O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307.
- 5- SE O NÍVEL DE COINFORME FOR MENOR DO QUE O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307, O MATERIAL SERÁ REJEITADO.
- 6- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 7- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 8- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 9- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 10- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 11- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 12- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 13- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 14- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 15- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 16- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 17- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 18- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 19- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.
- 20- O NÍVEL DE COINFORME DE ACORDO COM A-307 SERÁ DETERMINADO POR MEIO DE UM TESTE DE CISCALHAMENTO.

ITEM	DISCRIMINAÇÃO	QUANTIDADE	UNIDADE	TOTAL
1	CHAMISA DE OPERAÇÃO (1)	1	kg	1
2	METAL DE REFORÇO (1)	1	kg	1
3	CONEXÕES (1)	1	kg	1
4	TUBOS (1)	1	kg	1
5	VALVULAS (1)	1	kg	1
6	ORIFÍCIOS (1)	1	kg	1
7	SUPORTE DO VASO (1)	1	kg	1
8	CONEXÕES (1)	1	kg	1
9	COQUE (1)	1	kg	1
10	ISOLAMENTO (1)	1	kg	1

SERVIÇO LETAL

DESENHO CERTIFICADO

EMPRESA REGIST. Nº 11.001/01

DEPÍN-REGAP

INSTALAÇÃO DA UNIDADE DE COQUEAMENTO RETARDADA

UNIDADE DE COQUEAMENTO REARRODADO

REG-0052-56-01 fl. 01

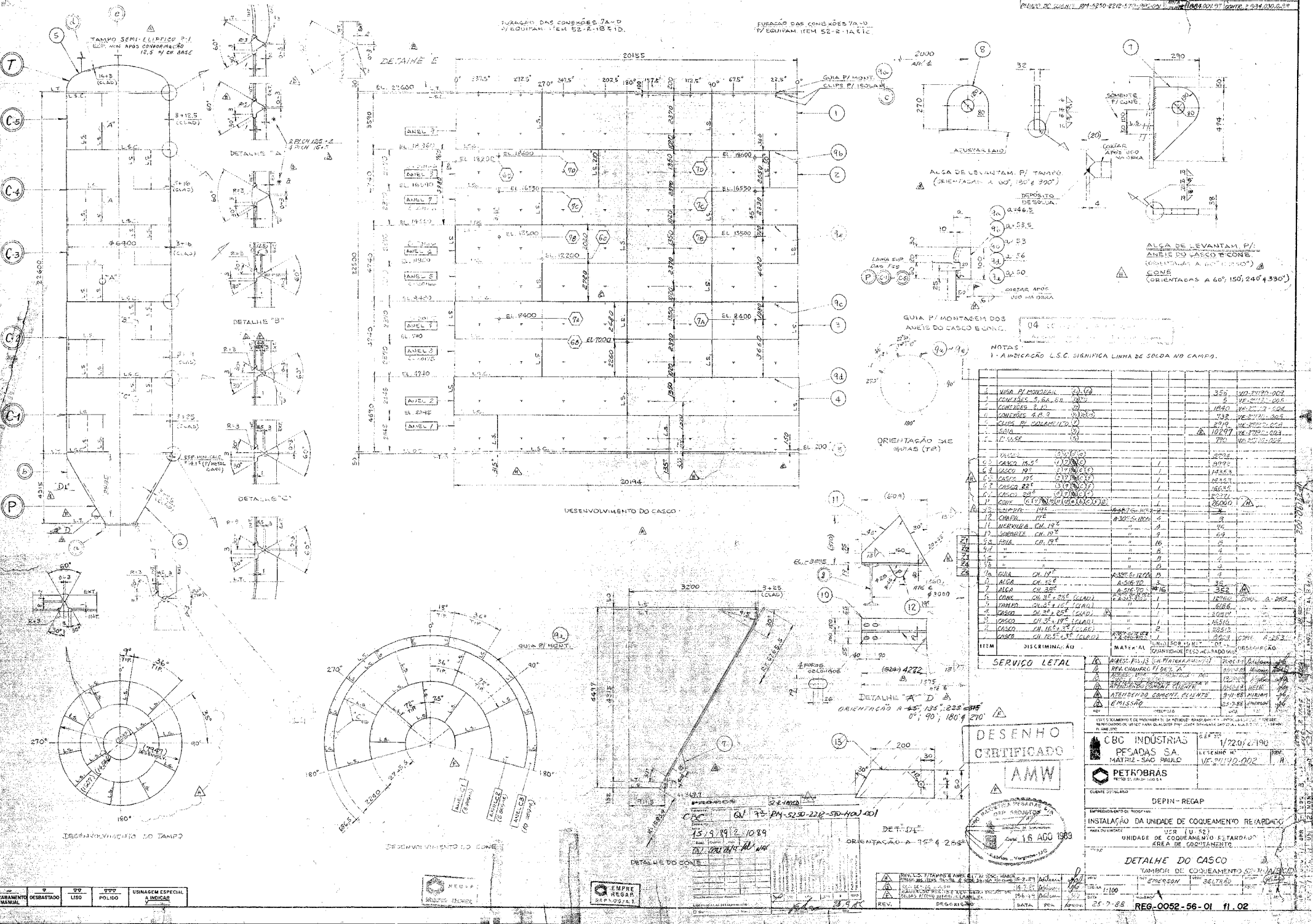
ACABAMENTO MANUAL / DEBASTADO / LISO / RETIFICADO / USINAGEM ESPECIAL A INDICAR.

Anexo 2

REG-0052-56-01-f102 – Detalhe do casco do reator de coque 52-R-C

FUNÇÃO DAS CONEXÕES 7A-D
 1/2" ADUITA - ITEM 52-A-10 4 ID.

FUNÇÃO DAS CONEXÕES 7A-U
 1/2" EQUIVAM ITEM 52-R-1A 4 TC



NOTAS:
 1 - ABREVIACÃO L.S.C. SIGNIFICA LINHA DE SOLDA NO CAMPO.

ITEM	DESCRIMINAÇÃO	MAT. AL.	UNID.	QUANTIDADE	REMARKS
1	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
2	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
3	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
4	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
5	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
6	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
7	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
8	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
9	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
10	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
11	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
12	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
13	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
14	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
15	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
16	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
17	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
18	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
19	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
20	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
21	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
22	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
23	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
24	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
25	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
26	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
27	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
28	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
29	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
30	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
31	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
32	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
33	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
34	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
35	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
36	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
37	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
38	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
39	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
40	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
41	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
42	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
43	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
44	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
45	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
46	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
47	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
48	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
49	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
50	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
51	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
52	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
53	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
54	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
55	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
56	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
57	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
58	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
59	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
60	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
61	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
62	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
63	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
64	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
65	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
66	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
67	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
68	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
69	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
70	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
71	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
72	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
73	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
74	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
75	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
76	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
77	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
78	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
79	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
80	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
81	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
82	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
83	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
84	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
85	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
86	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
87	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
88	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
89	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
90	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
91	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
92	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
93	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
94	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
95	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
96	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
97	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
98	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
99	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
100	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	

SERVIÇO LETAL

1	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
2	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
3	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
4	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
5	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
6	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
7	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
8	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
9	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
10	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
11	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
12	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
13	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
14	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
15	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
16	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
17	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
18	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
19	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
20	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
21	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
22	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
23	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
24	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
25	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
26	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
27	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
28	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
29	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
30	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
31	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
32	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
33	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
34	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
35	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
36	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
37	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
38	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
39	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
40	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
41	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
42	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
43	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
44	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
45	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
46	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
47	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
48	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
49	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
50	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
51	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
52	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
53	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
54	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
55	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
56	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
57	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
58	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
59	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
60	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
61	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
62	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
63	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
64	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
65	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
66	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
67	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
68	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
69	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
70	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
71	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
72	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
73	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
74	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
75	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
76	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
77	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
78	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
79	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
80	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
81	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
82	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
83	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
84	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
85	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
86	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
87	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
88	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
89	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
90	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
91	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
92	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
93	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
94	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
95	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
96	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
97	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
98	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
99	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	
100	ALÇA DE LEVANTAR	304	1	1	

DESENHO CERTIFICADO AMW

15/9/92 1089

16 ACO 1988

DETA LHE DO CASCO

TAMBORE DE COQUEAMENTO 500x1100

EMERSON S.A. SÉRIAS

REG-0052-56-01 fl. 02

ACABAMENTO	DESENVOLVIMENTO	DESENVOLVIMENTO	DESENVOLVIMENTO	USINAGEM ESPECIAL
MANUAL	LIBRO	POLIDO		INDICADA

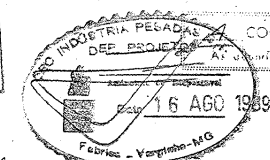
REV.	DESCRIÇÃO	DATA	PEC.	APROV.
1				
2				
3				
4				
5				
6				
7				
8				

Anexo 3

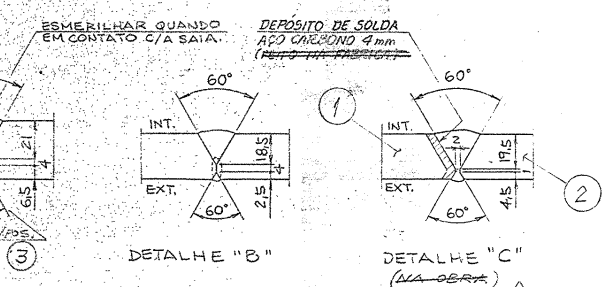
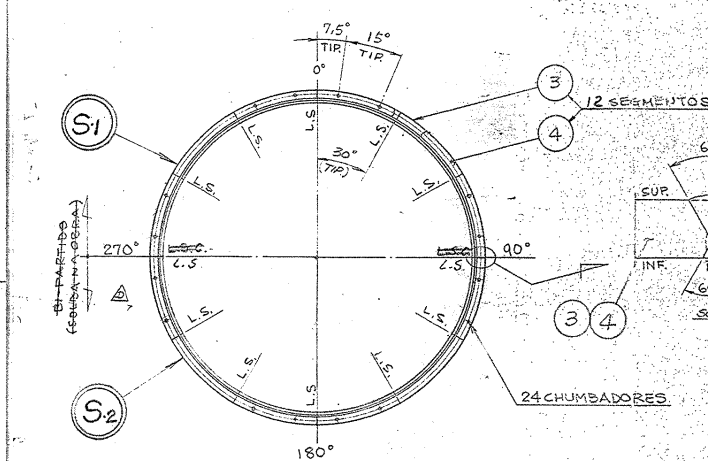
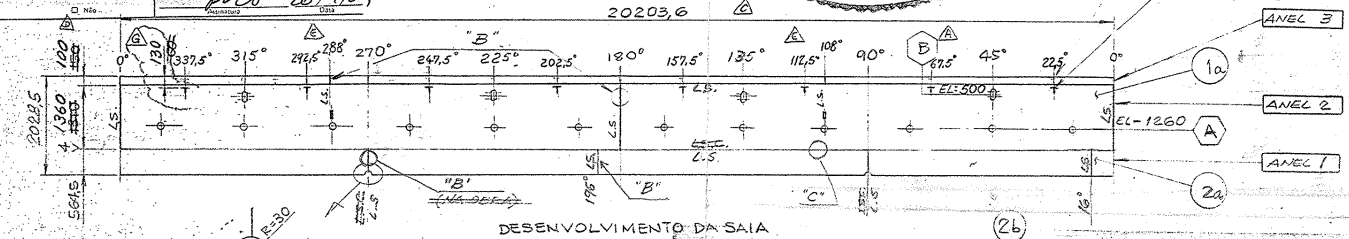
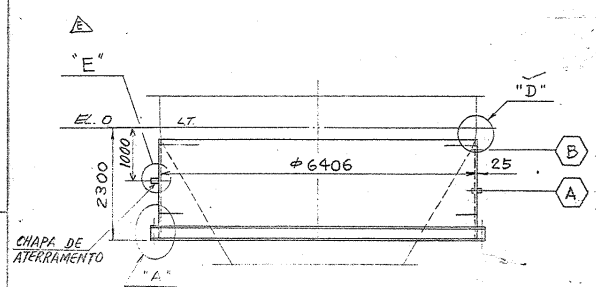
REG-0052-56-01-f105 – Saia, anexo 3 do reator de coque 52-R-C

52-P-700
 Engenharia Civil
 Projeto: **5 - KM 52,90-2212-570-10N-01**
 Data: **15/9/89 2/10/89**
 Escala: **1/100**
 Situação: **LIBERADO PARA DETALHAMENTO**
 Autor: **ALW 26/9/05**

DESENHO CERTIFICADO

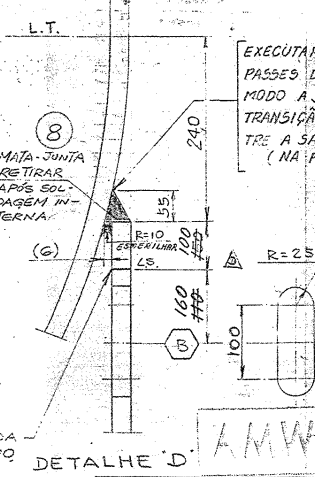
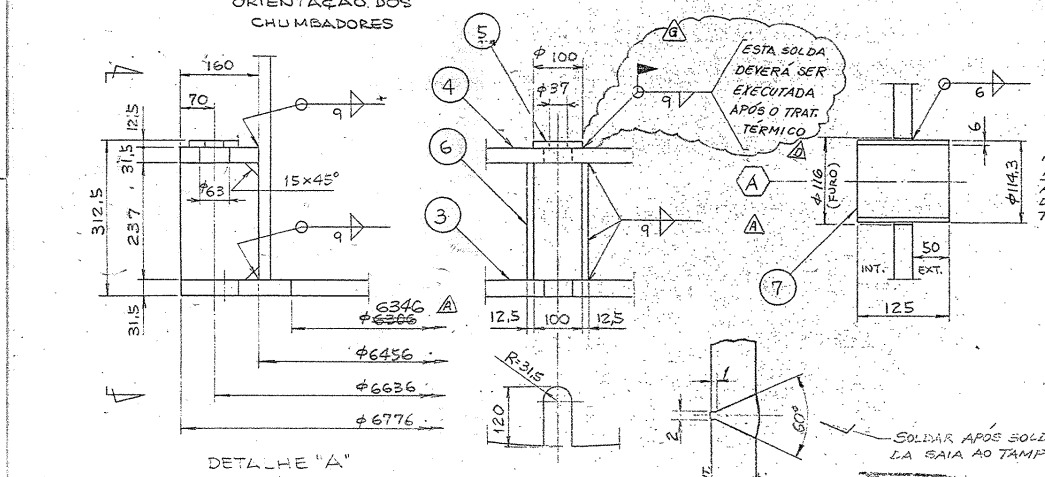


PROJETO: **PETROBRÁS - PETRÓLEO BRASILEIRO S.A.**
 CLIENTE: **PETROBRÁS - PETRÓLEO BRASILEIRO S.A.**
 Nº PROJETO: **1808.009.01**



NOTAS:
 1 - A INDICAÇÃO "2" É SOMENTE P/ DESPACHO DAS PEÇAS EM SEPARADAS.
 2 - A PARTE INFERIOR DA JUNTA, EM ANEL, DEVERÁ SER DESPACHADA EM 2 FASES.
 3 - A INDICAÇÃO "L.S.C." SIGNIFICA LINHA DE SOLDAS NA GAZETA.

ITEM	DISCRIMINAÇÃO	MATERIAL	UNID.	SOB.	UNIT.	TOTAL.	OBSERVAÇÃO
			QUANTIDADE	PESO AC.	B.A.D.S (Kg)		
PESO TOTAL = 10311,5 Kg.							
1	APÓIO	(5)	20	PC	16		
2	SAIA	(2,3,2,6)	1	PC	2003		
3	SAIA	(2,3,2,6)	1	PC	2003		
4	SAIA	(1-2)(6)(7)(8)	1	PC	10297		
5	CH. 19"	A-387-G/1202	2	PC	1,5		
6	MATA-JUNTA	CH. 6,3"	7	PC	182		
7	ABERTURA	TUBO 2 1/2" SCH. 40	A-36	1	24		
8	SUORTE	CH. 12,6"	A-516-70	12	168		
9	ABERTURA	CH. 12,6"	A-36	24	16		
10	APÓIO	CH. 31,5"	A-516-70	1	804		
11	BASE	CH. 31,5"	A-516-70	1	1096		
12	SAIA	CH. 25" - ANEL 1	A-516-70	1	2240		
13	SAIA	CH. 25" - ANEL 2/3	A-387-G/1202	1	8720		



SERVIÇO - LETAL

REV.	DESCRIÇÃO	DATA	POR	APROV.
1	DESLOCOU A L.S. P/ PDS. 10	24-05-89	Adilson	ALW
2	MODIF. DIMENSÃO DO ANEL 1/6	26-6-89	Adilson	ALW
3	ALTEROU QUANTIDADE DE MATA-JUNTA	12-3-89	Adilson	ALW
4	MODIF. DET. SOLDA 3" E DIMENSÃO MATA-JUNTA	10-01-89	Adilson	ALW
5	ESPECIFICAÇÃO DE CLIPS DE ISOLAMENTO	10-01-89	Adilson	ALW
6	72" E ATENDENDO COMENT. CLIENTE	9-11-88	MIRIAM	ALW
7	ATENDENDO COMENT. CLIENTE	23-7-88	EMERSON	ALW
8	EMISSÃO			

ESTE DOCUMENTO É DE PROPRIEDADE DA PETROBRÁS BRASILEIRA S.A. E NÃO PODE SER REPRODUZIDO OU USADO PARA QUALQUER FINALIDADE DIFERENTE DAQUELA PARA A QUAL ESTE SENDO FORNECIDO.

CBC INDÚSTRIAS PESADAS S.A.
 MATRIZ - SAO PAULO
 O.R.F. Nº: **1/22.0/27190**
 DESENHO Nº: **VE-27190-003**

PETROBRÁS
 PETRÓLEO BRASILEIRO S.A.
 CLIENTE OU USUÁRIO: **DEPIN-REGAP**
 EMPREENDIMENTO OU PROGRAMA: **INSTALAÇÃO DA UNIDADE DE COQUEAMENTO RETARDADO**
 ÁREA OU UNIDADE: **UCR (U-52)**
 UNIDADE DE COQUEAMENTO: **RETARDADO**
 ÁREA DE COQUEAMENTO

TÍTULO: **DETALHE DA SAIA**
 TAMBOR DE COQUEAMENTO
 DES: **EMERSON** VER: **CELTRÃO** APROV: **Adilson**
 DATA: **25-7-88** NÚMERO: **REG-0052-56-01 fl.05**

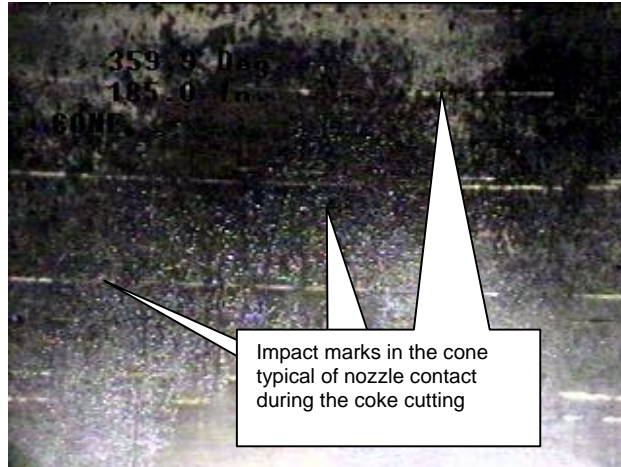
ACABAMENTO MANUAL	DESBASTADO	LISO	POLIDO	USINAGEM ESPECIAL A INDICAR
-------------------	------------	------	--------	-----------------------------



REV.	LOCALIZ. DO CLIPS / ISOLAMENTO	DATA	POR	APROV.
1	REV. LOCALIZ. DO CLIPS / ISOLAMENTO	15-8-89	Adilson	ALW
2	CANCELOU ITEM 52 E 53	21-6-90	Adilson	ALW

Anexo 4

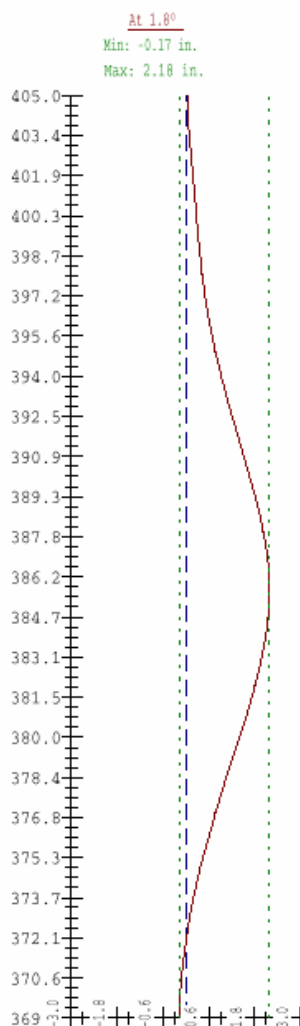
Medições CIA



2.4 **DRUM 52R1C**

The laser bulge map of drum 52R1C is contained in Appendix A.

A significant bulge has formed above the course 4./ course 5 weld, extending completely around the drum. The deepest section of the bulge is at 0° azimuth (North). The bulge depth at this point is 2.3", as shown below:



Video Inspection

The drum internals had approximately 50% to 55% coke coverage. With circ welds 8, 9 and 10 100% coke covered.

The thermal well and overhead vapor nozzles were clean and free of coke. The Pressure relief nozzle showed light to moderate coke deposits.

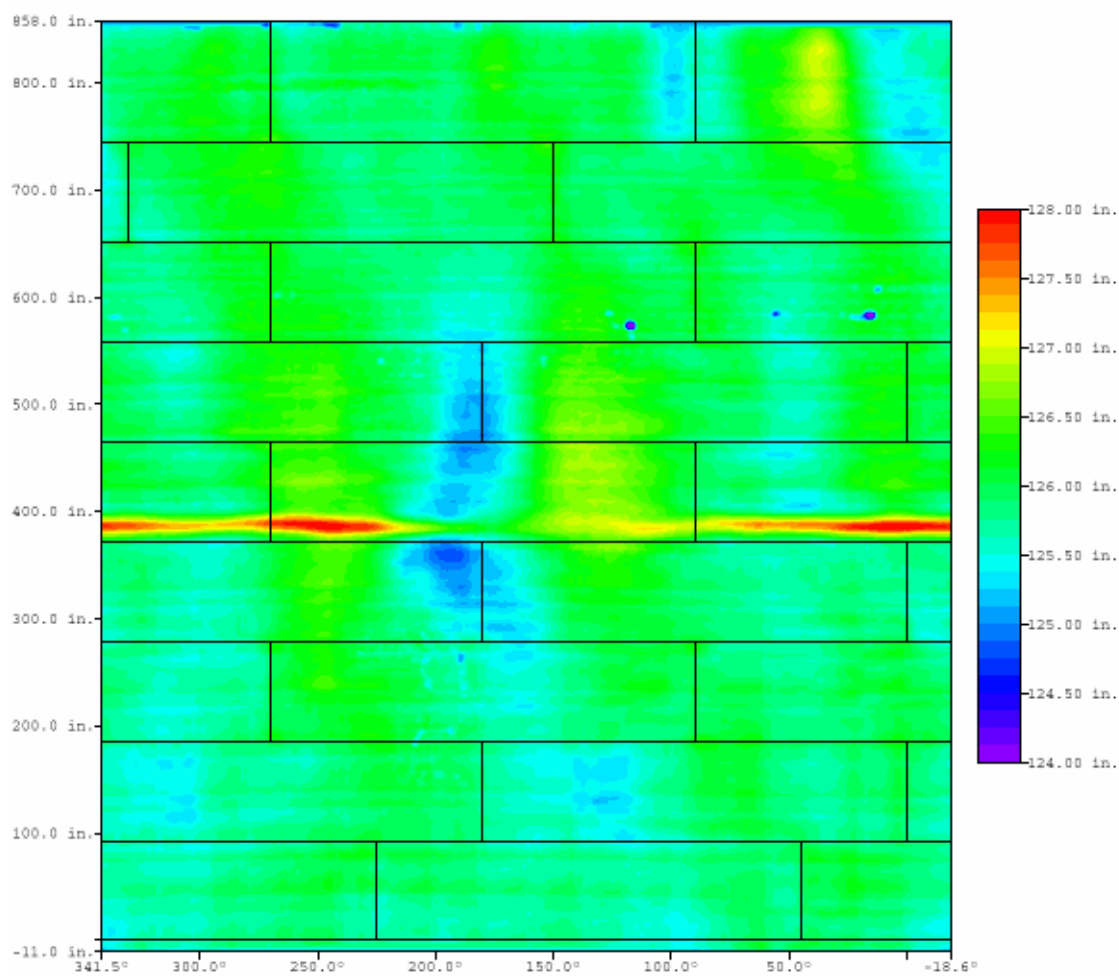
Three areas with crack type indications were found. Two areas on circ weld 5 elevation 371", at Azimuth 356 degrees through 0 to 2 degrees along the upper toe of the weld. And at azimuth 19 to 21 degrees. These crack type indications are common to circ welds at shell thickness changes in coke drums. There is a 0.118" thickness change between courses 4 and 5. One indication was found on circ weld 4 at azimuth 57 to 61 degrees along both the upper and lower weld toes. These Indications as seen in the images below typically don't extend beyond the cladding into the pressure boundary. Due to the high stress concentrations experienced in these areas particularly with such a large thickness change ultrasonic TOFD (Time Of Flight Diffraction) should be used to characterized and evaluate these indications and monitor for propagation. No relevant in-service anomalies were seen on the other circ welds in areas free of coke cover.

December 2001

CIA Inspection (US) Inc.
Coke Drum Inspection Report

CIAI-PBBH-0112

File Name: C:\CIAIDATA\PBBH01\IMAGES\52R1C.IMG
Customer: Petrobas REGAP
Scan Date: Sun Dec 16 10:50:10 2001
Sample Size: 0.5° × 1.0 in.
Print Date: Sunday, December 16, 2001
Print Area: (341.5°, 858.0 in.) - (-18.6°, -11.0 in.)
Processing History: [none]



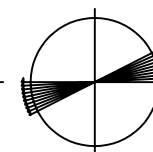
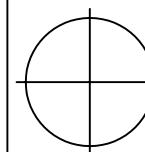
Anexo 5

Medições pela S&C

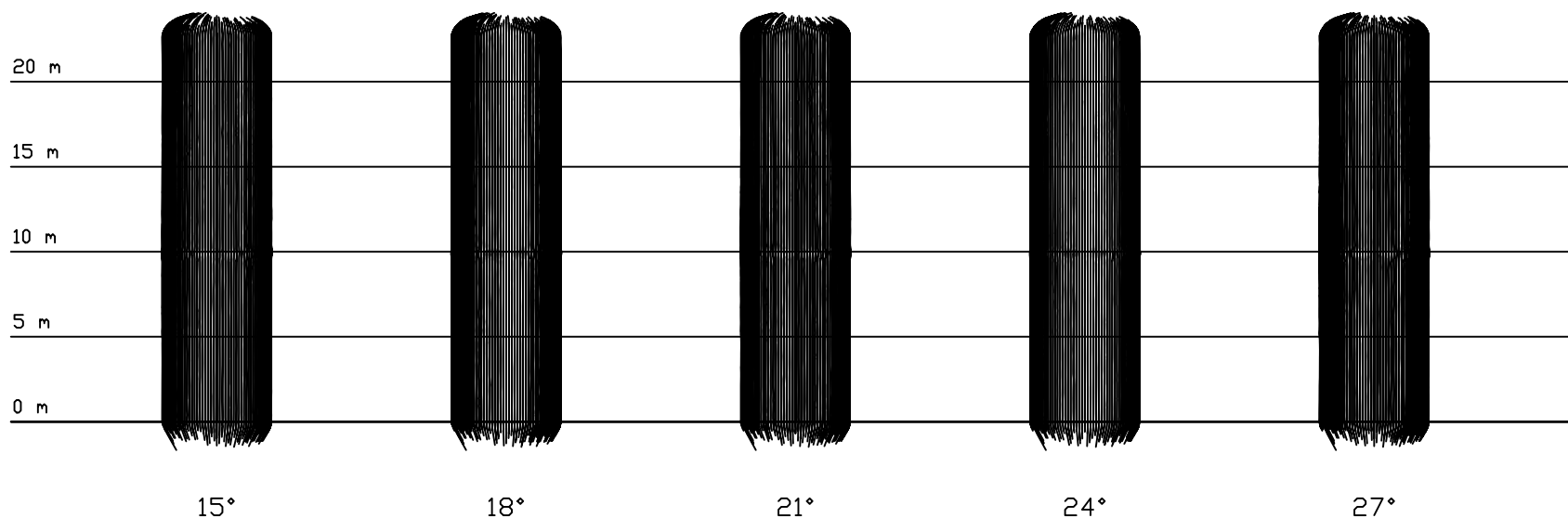
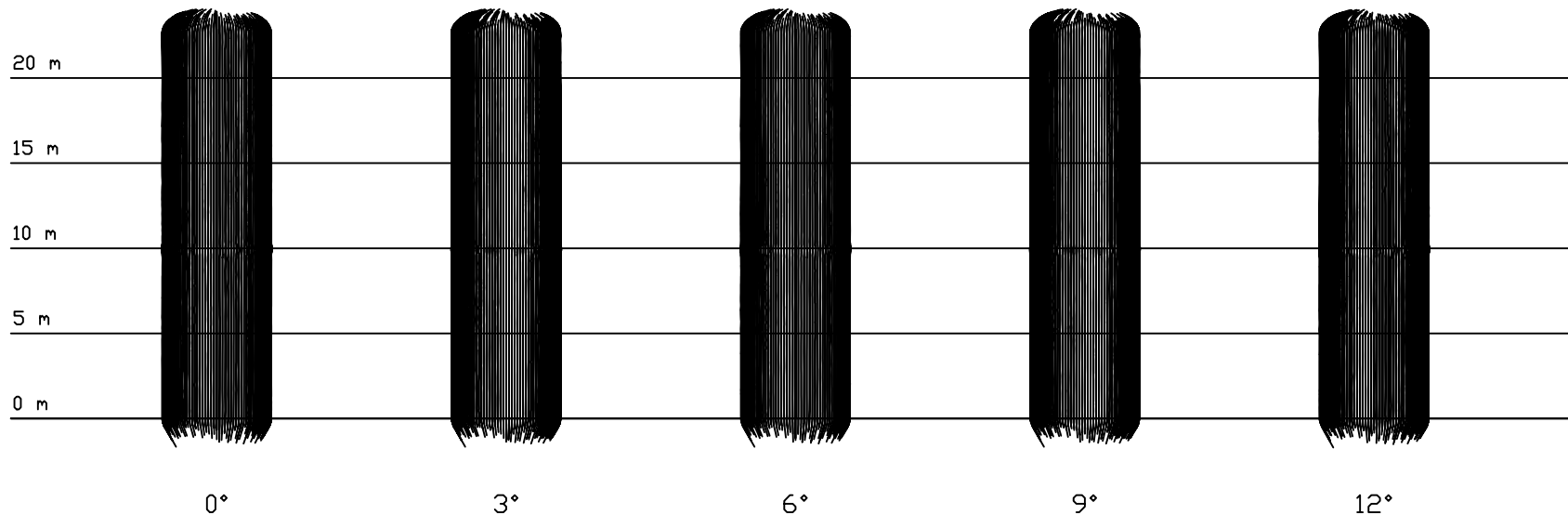
PLANTA CHAVE

TABOR D

TABOR C



CORTES DE 0° A 27°



NOTAS:

1. A ORIENTAÇÃO DO PROJETO
FOI ASSUMIDA COMO PERPENDICULAR A
ALINHAMENTO FORMADO PELAS LINHAS
DE CENTRO DOS TAMBORES C E D.

CLIENTE: REGAP

PROGRAMA: SAC - LASER SCANNING

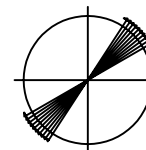
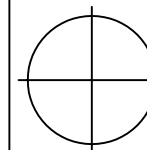
TÍTULO: TAMBOR DE COQUE C
SEÇÕES LONGITUDINAIS

NOME	MARCELLO	VERIF.	- - -	NUMERO	- - -
DATA	26/04/04	ESCALA	1/100	FOLHA	1 de 6

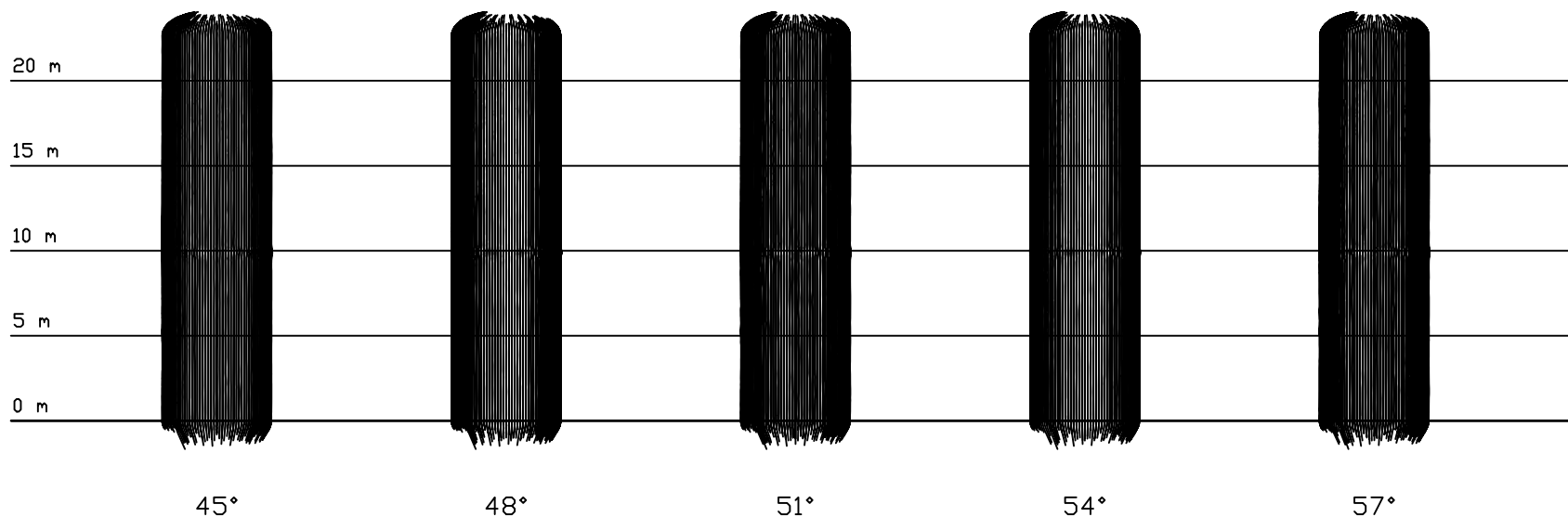
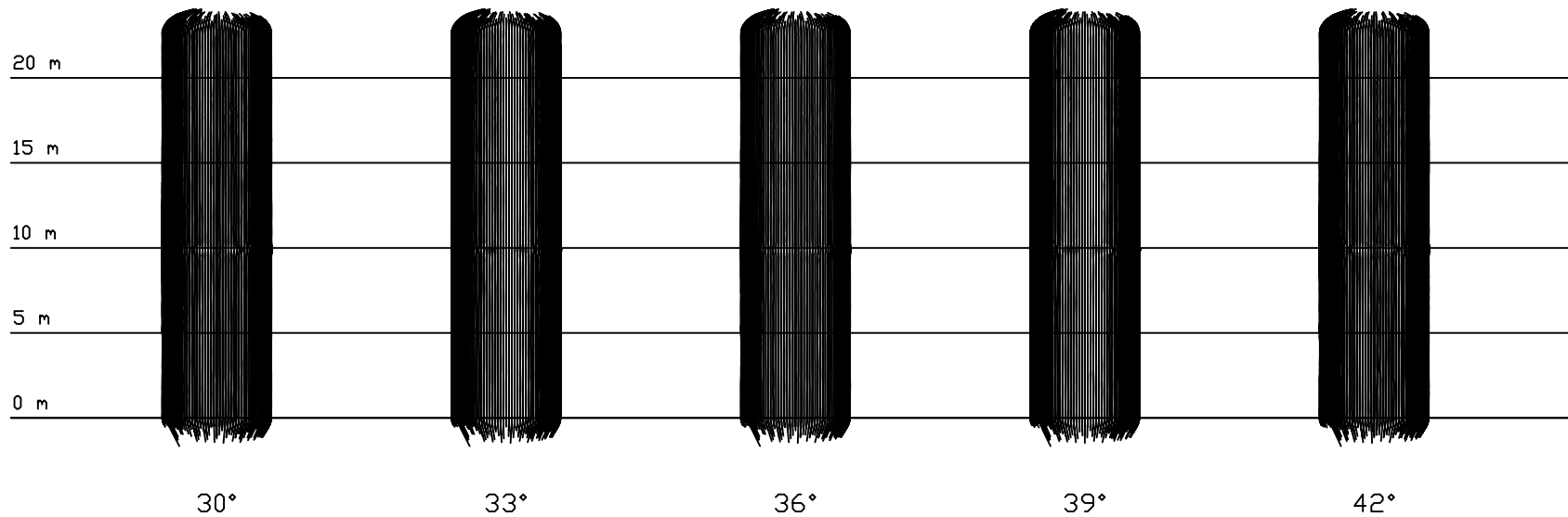
PLANTA CHAVE

TABOR D

TABOR C



CORTES DE 30° A 57°



NOTAS:

1. A ORIENTAÇÃO DO PROJETO
FOI ASSUMIDA COMO PERPENDICULAR A
ALINHAMENTO FORMADO PELAS LINHAS
DE CENTRO DOS TAMBORES C E D.

CLIENTE: REGAP

PROGRAMA: S&C - LASER SCANNING

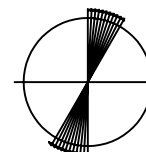
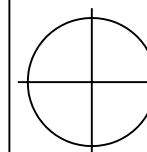
TÍTULO: TAMBOR DE COQUE C
SEÇÕES LONGITUDINAIS

NOME	MARCELLO	VERIF.	- - -	NUMERO	- - -
DATA	26/04/04	ESCALA	1/100	FOLHA	2 de 6

PLANTA CHAVE

TABOR D

TABOR C



CORTES DE 60° A 87°

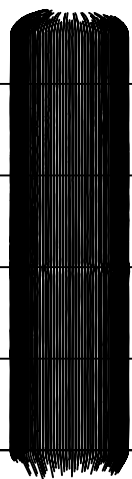
20 m

15 m

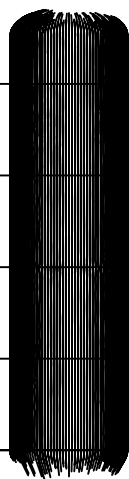
10 m

5 m

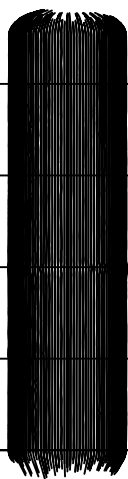
0 m



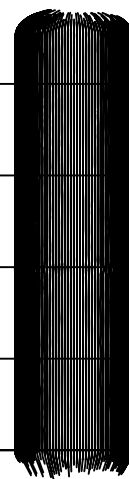
60°



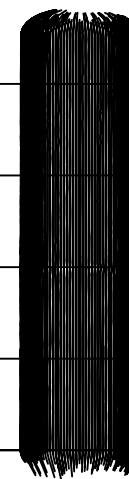
63°



66°



69°



72°

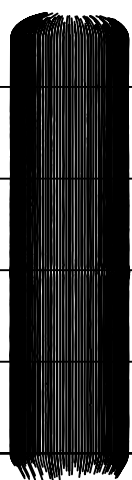
20 m

15 m

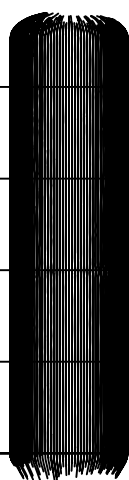
10 m

5 m

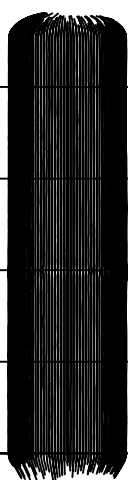
0 m



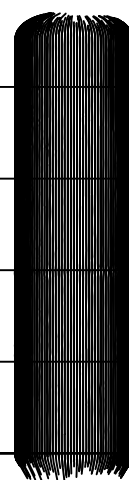
75°



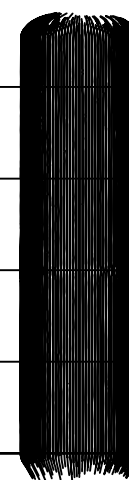
78°



81°



84°



87°

NOTAS:

1. A ORIENTAÇÃO DO PROJETO FOI ASSUMIDA COMO PERPENDICULAR A ALINHAMENTO FORMADO PELAS LINHAS DE CENTRO DOS TAMBORES C E D.

CLIENTE: REGAP

PROGRAMA: SAC - LASER SCANNING

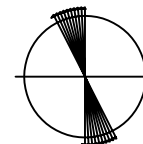
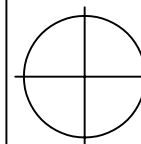
TÍTULO: TAMBOR DE COQUE C
SEÇÕES LONGITUDINAIS

NOME	VERIF.	NUMERO
MARCELLO	- - -	- - -
DATA	ESCALA	FOLHA
26/04/04	1/100	3 de 6

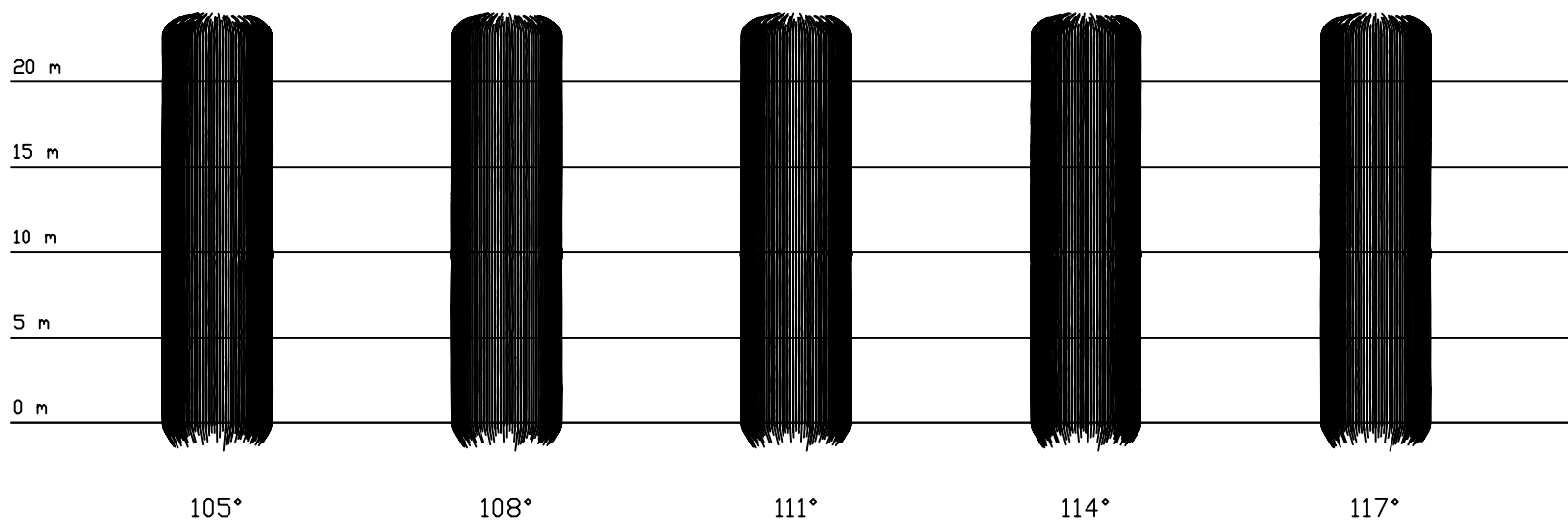
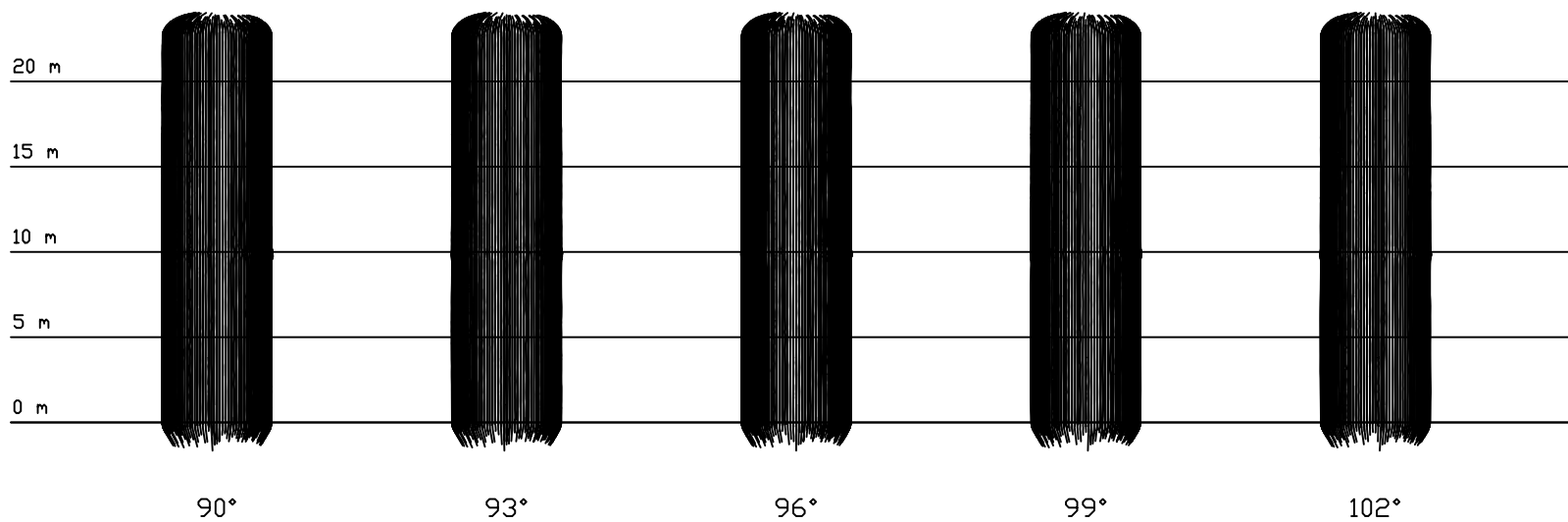
PLANTA CHAVE

TABOR D

TABOR C



CORTES DE 90° A 117°



FOTAS:

I. A ORIENTAÇÃO DO PROJETO
FOI ASSUMIDA COMO PERPENDICULAR A
ALINHAMENTO FORMADO PELAS LINHAS
DE CENTRO DOS TAMBORES C E D.

CLIENTE: REGAP

PROGRAMA: S&C - LASER SCANNING

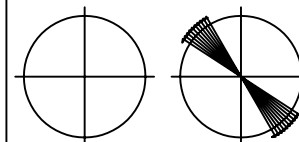
TÍTULO: TAMBOR DE COQUE C
SEÇÕES LONGITUDINAIS

S&C	VERIF	REVISO
MARCELLO	---	---
DATA: 26/04/04	ESCALA: 1/100	FOLHA: 4 de 6

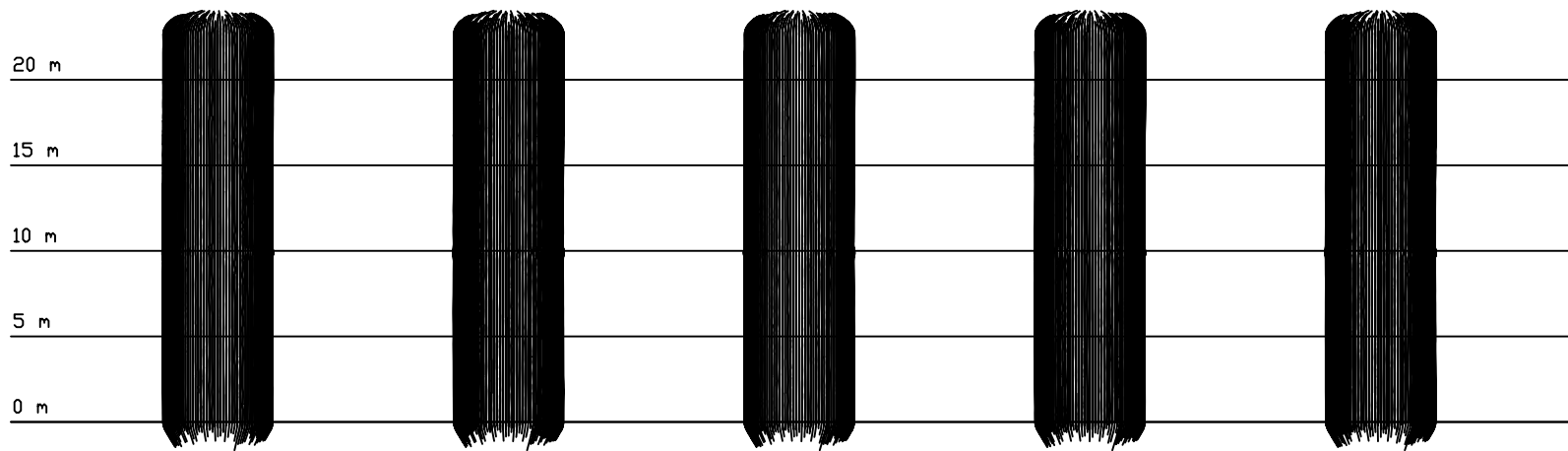
PLANTA CHAVE

TABOR D

TABOR C



CORTES DE 120° A 147°



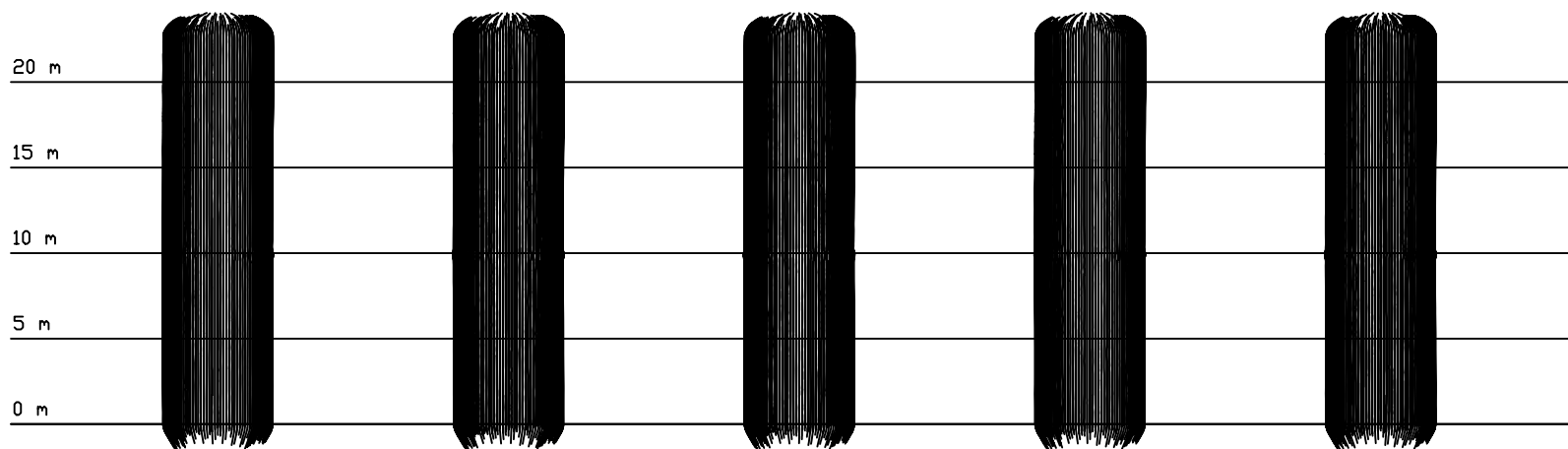
120°

123°

126°

129°

132°



135°

138°

141°

144°

147°

NOTAS:

1. A ORIENTAÇÃO DO PROJETO
FOI ASSUMIDA COMO PERPENDICULAR A
ALINHAMENTO FORMADO PELAS LINHAS
DE CENTRO DOS TAMBORES C E D.

CLIENTE: REGAP

PROGRAMA: S&C - LASER SCANNING

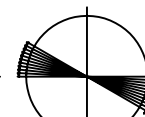
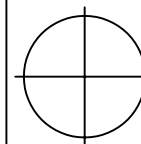
TÍTULO: TAMBOR DE COQUE C
SEÇÕES LONGITUDINAIS

S&C	VERIF	REVIS
MARCELLO	---	---
DATA: 26/04/04	ESCALA: 1/100	FOLHA: 5 de 6

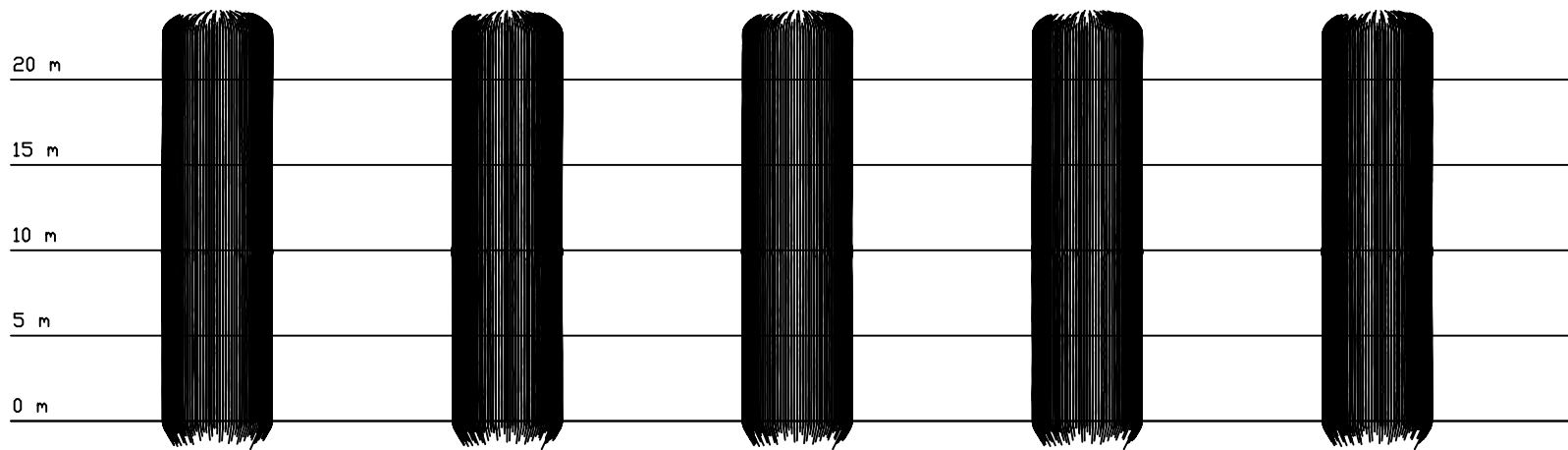
PLANTA CHAVE

TABOR D

TABOR C



CORTES DE 0° A 27°



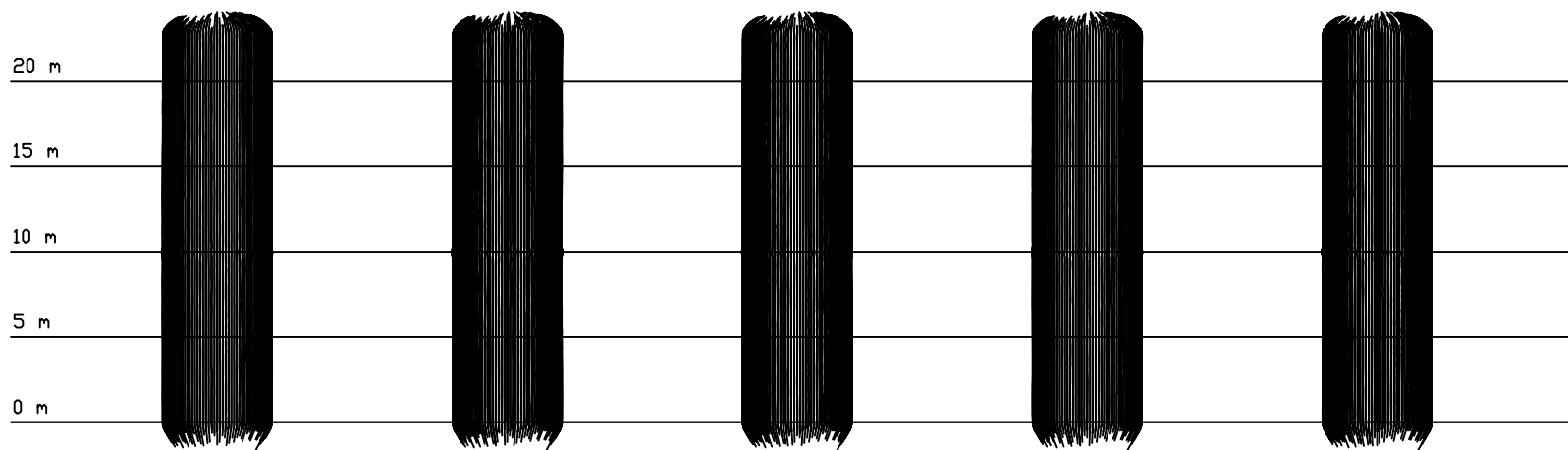
150°

153°

156°

159°

162°



165°

168°

171°

174°

177°

NOTAS:

1. A ORIENTAÇÃO DO PROJETO
FOI ASSUMIDA COMO PERPENDICULAR A
ALINHAMENTO FORMADO PELAS LINHAS
DE CENTRO DOS TAMBORES C E D.

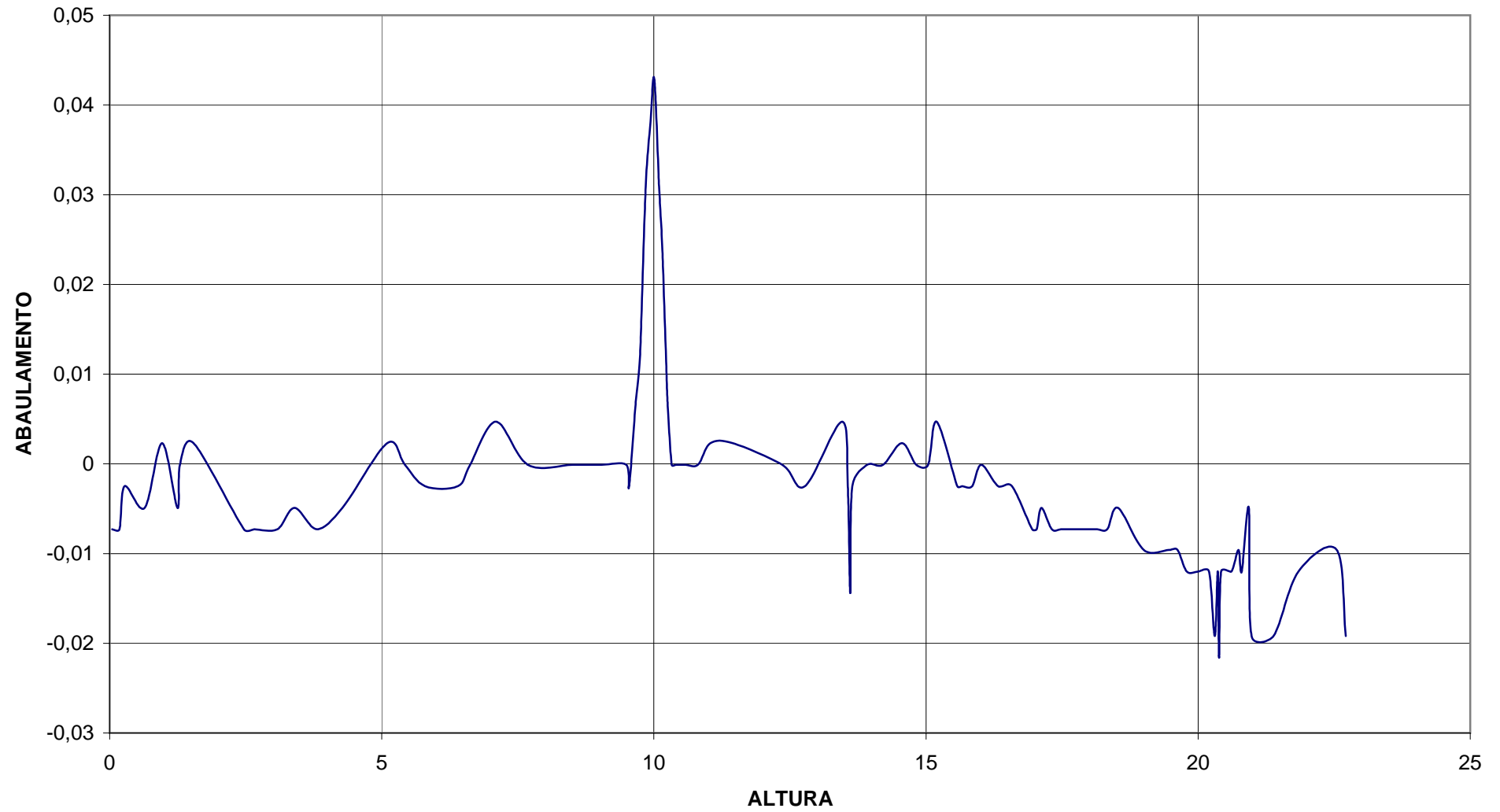
CLIENTE: REGAP

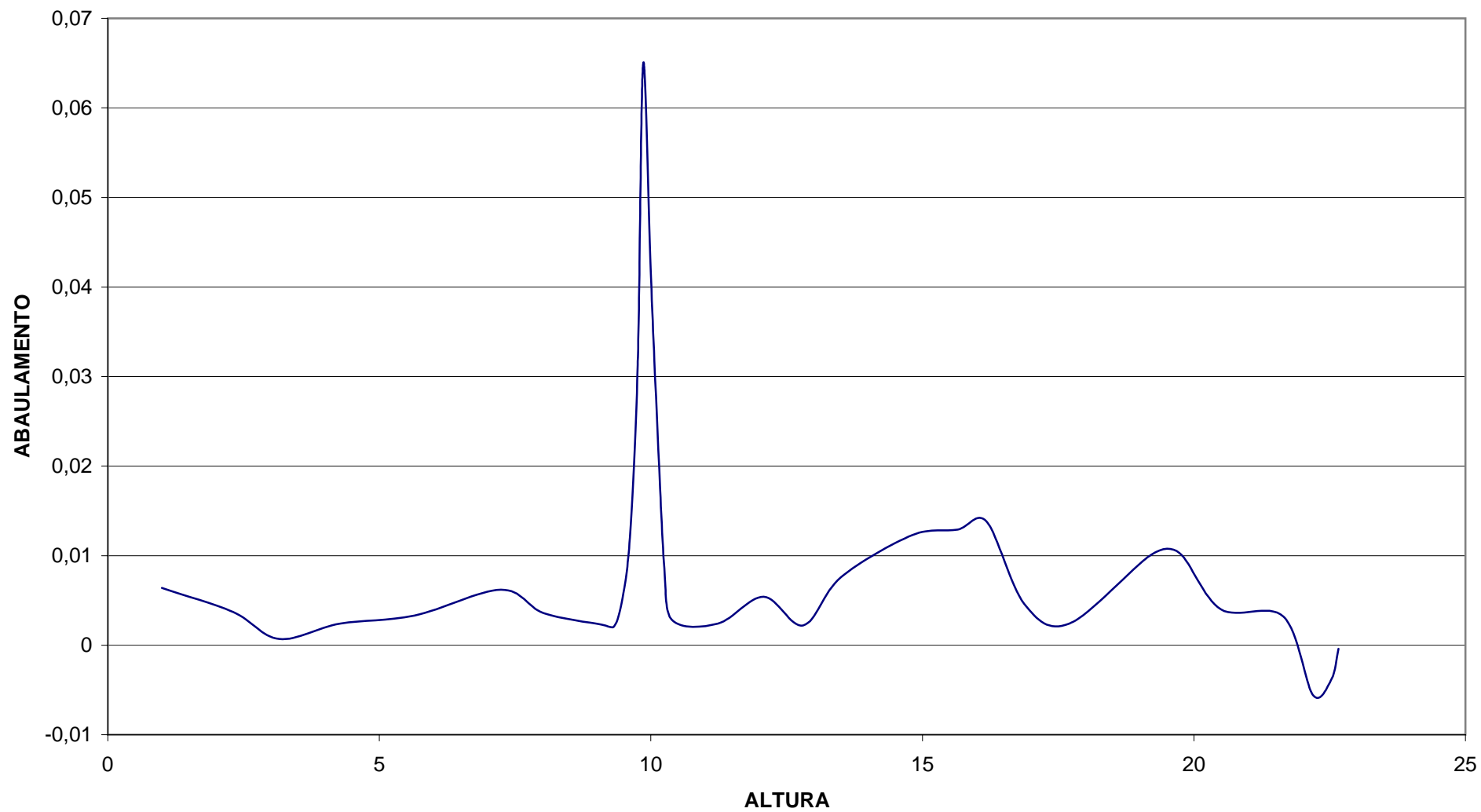
PROGRAMA: S&C - LASER SCANNING

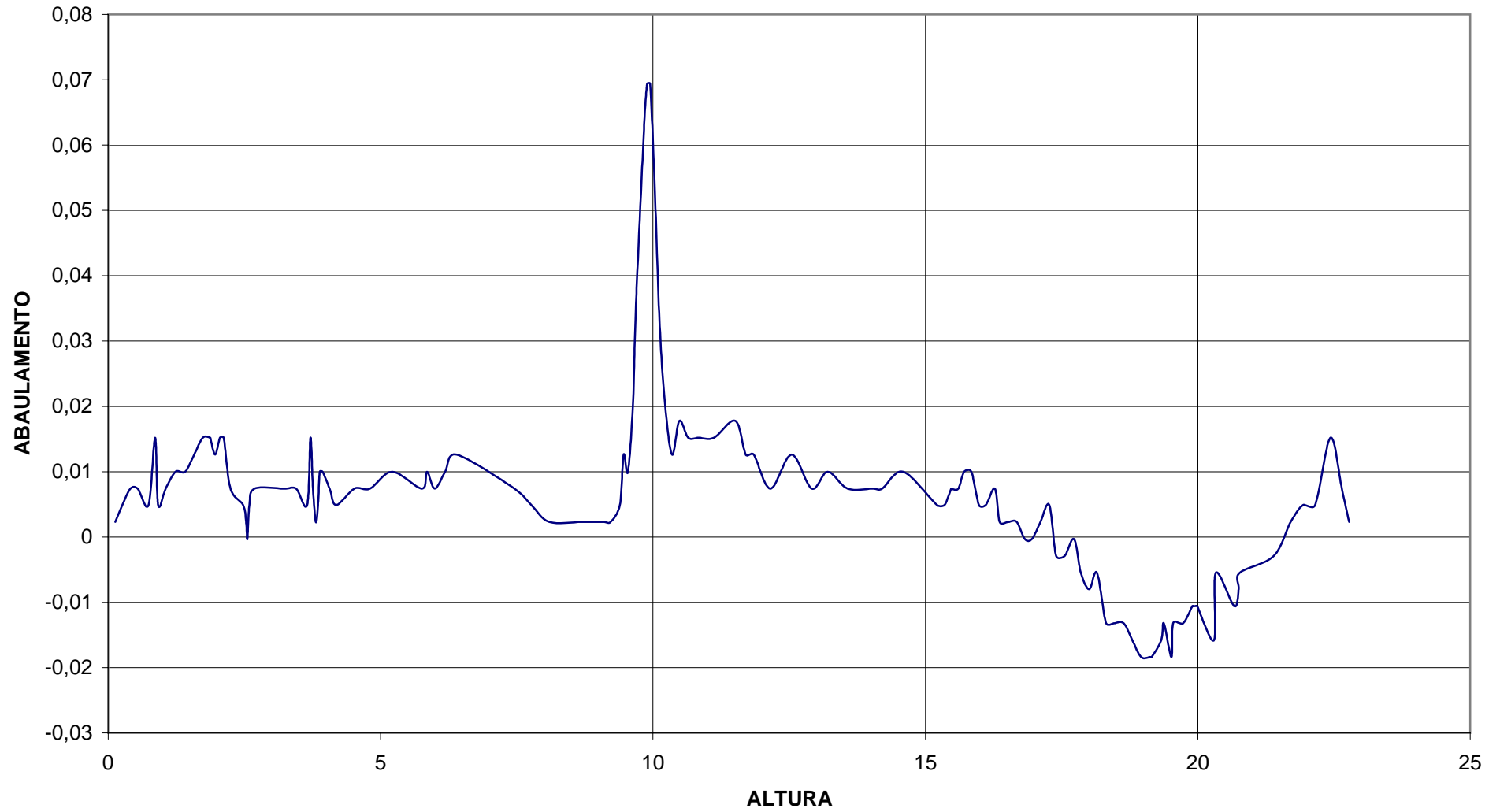
TÍTULO: TAMBOR DE COQUE C
SEÇÕES LONGITUDINAIS

S&C	VERIF	REVIS
MARCELLO	---	---
DATA: 26/04/04	ESCALA: 1/100	FOLHA: 6 de 6

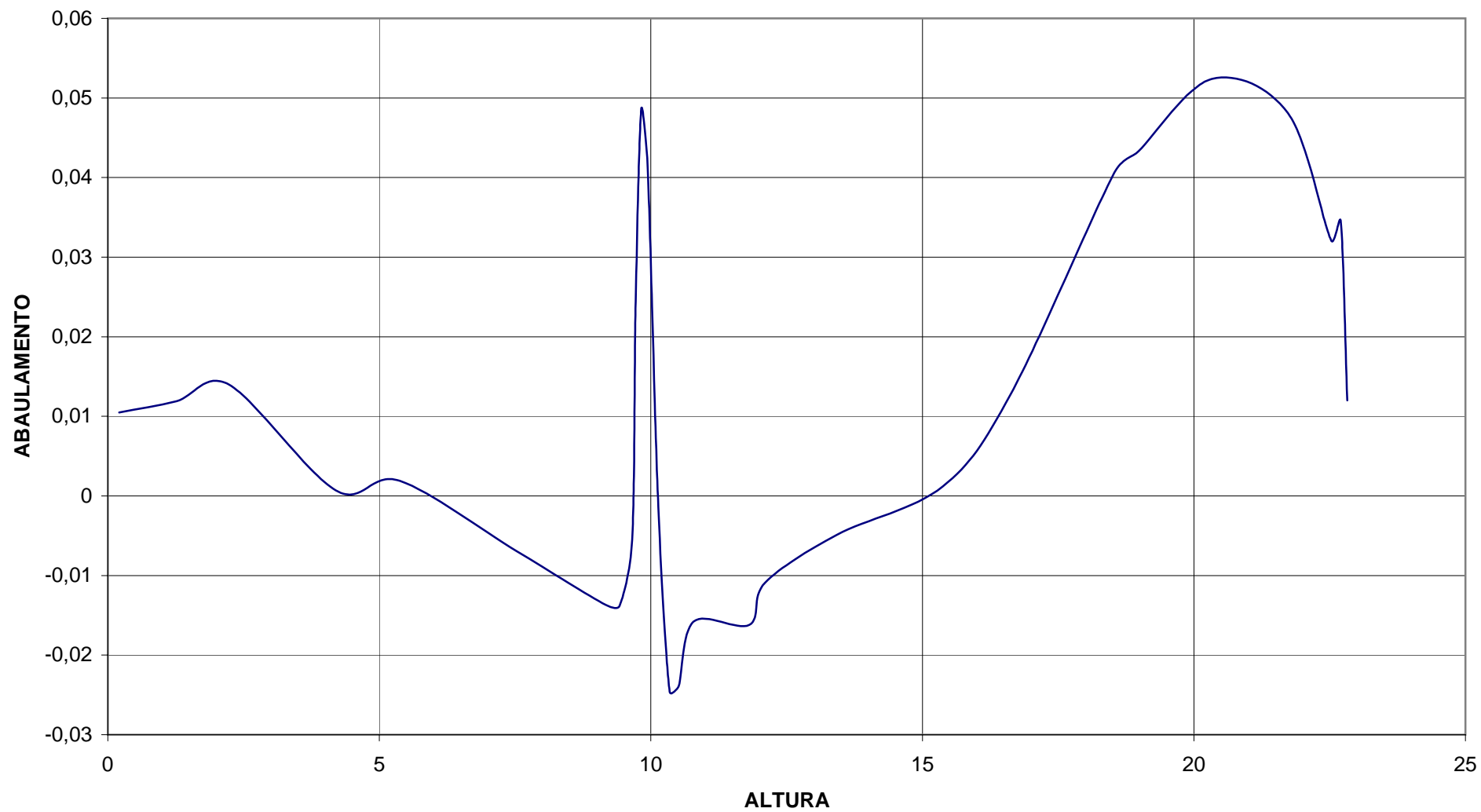
ABAULMAMENTO 0° EM METROS



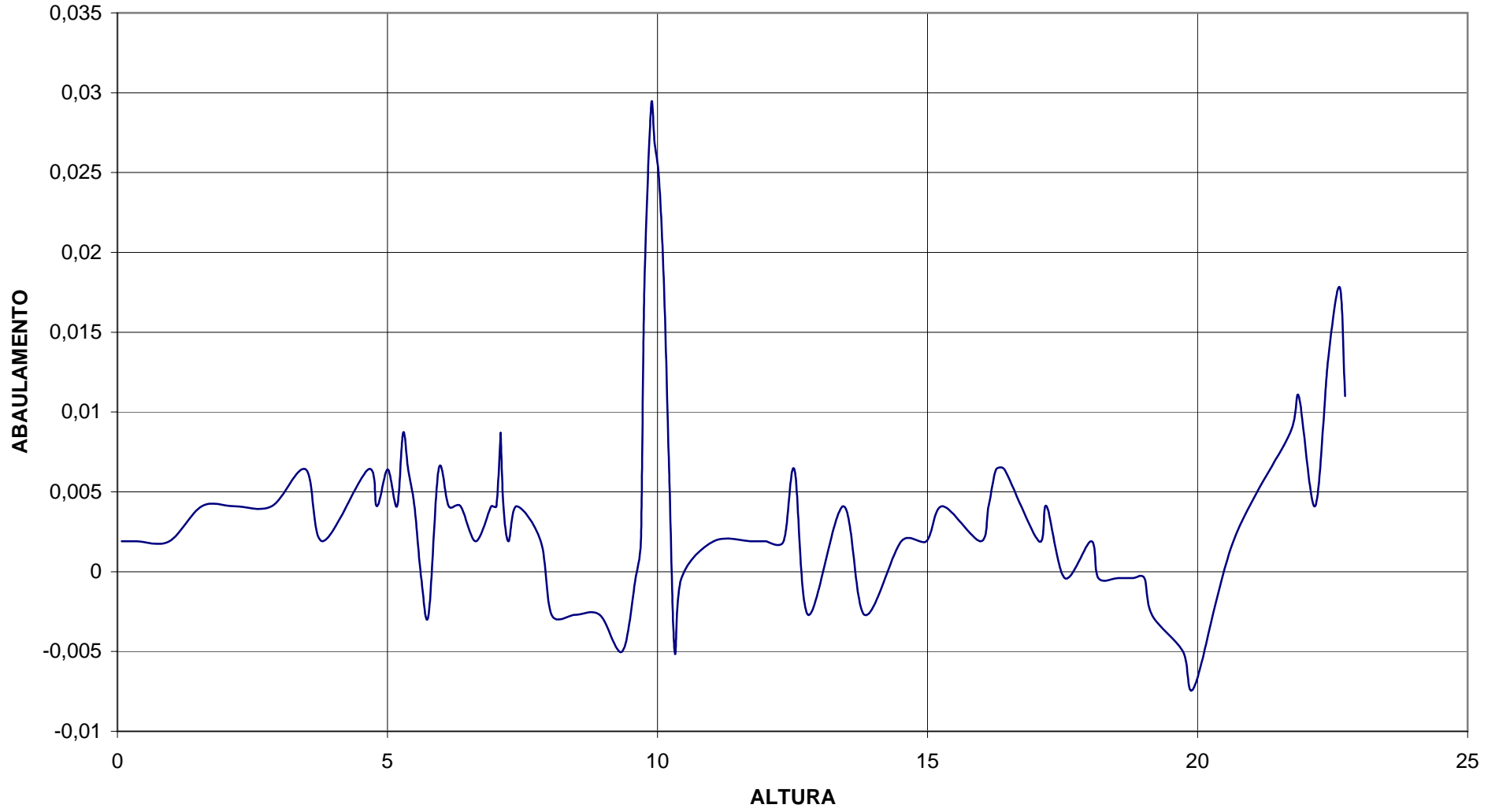
ABAULAMENTO 45° EM METROS

ABAULMAMENTO 90° EM METROS

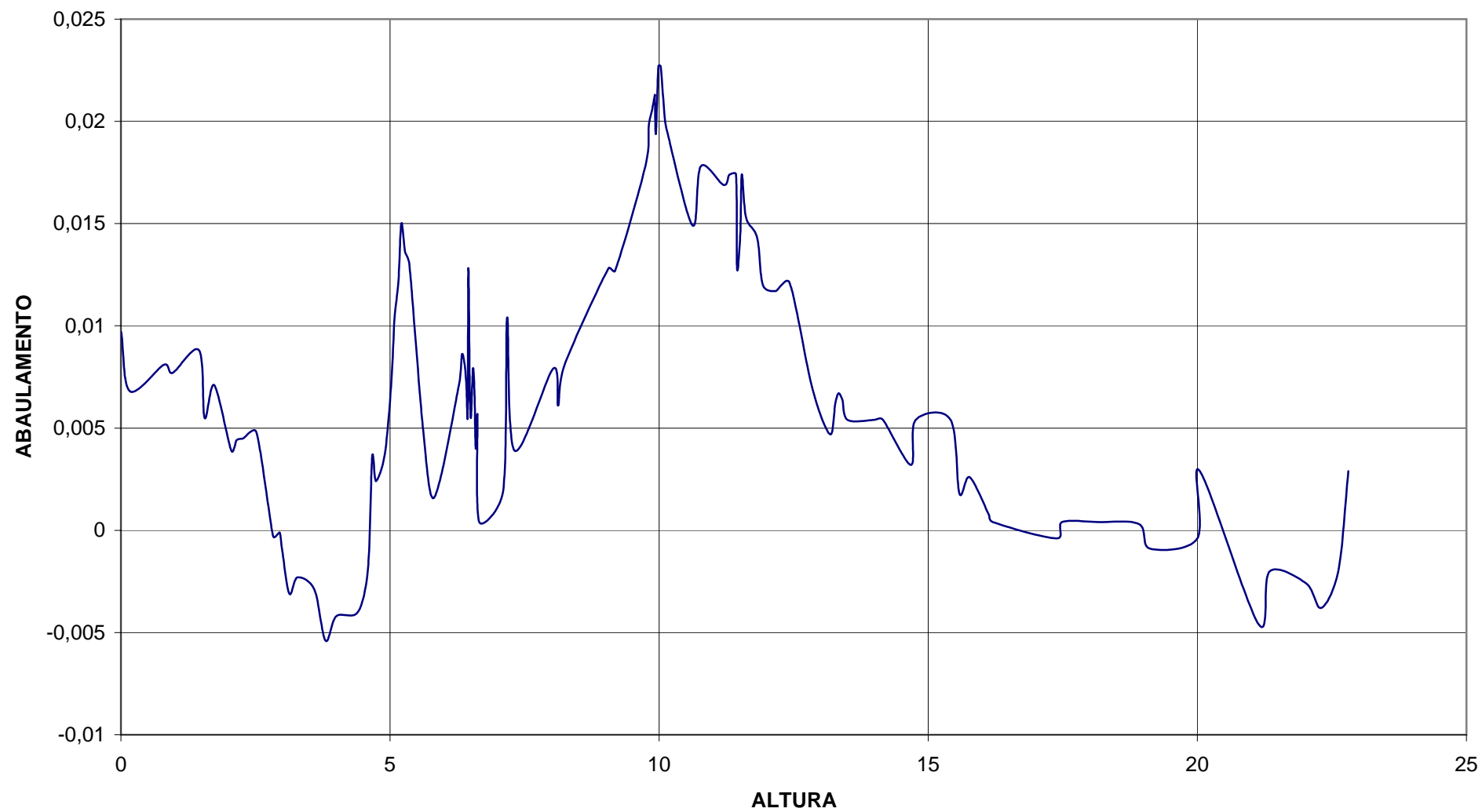
ABAULMAMENTO 135°



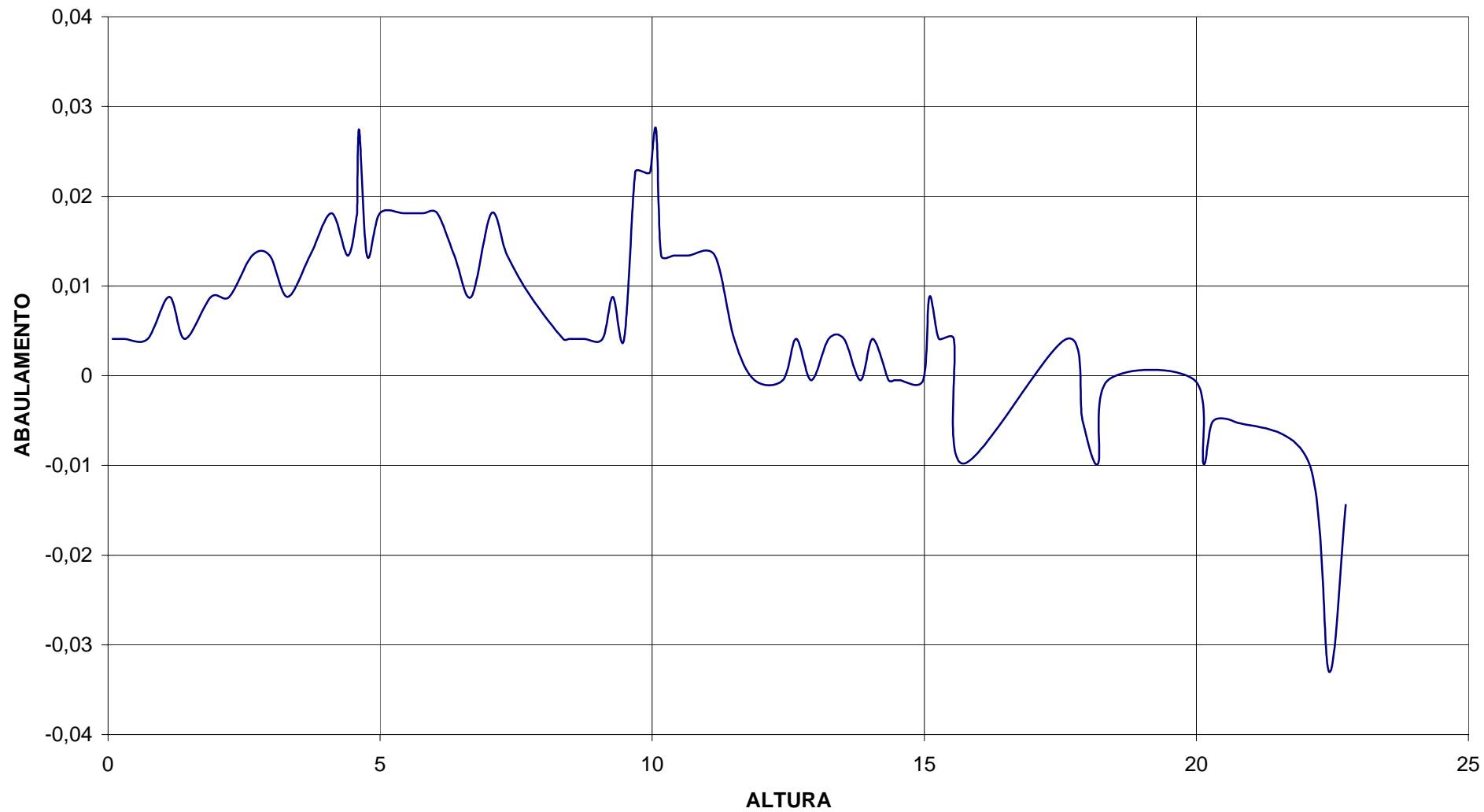
ABAULAMENTO 180° EM METROS

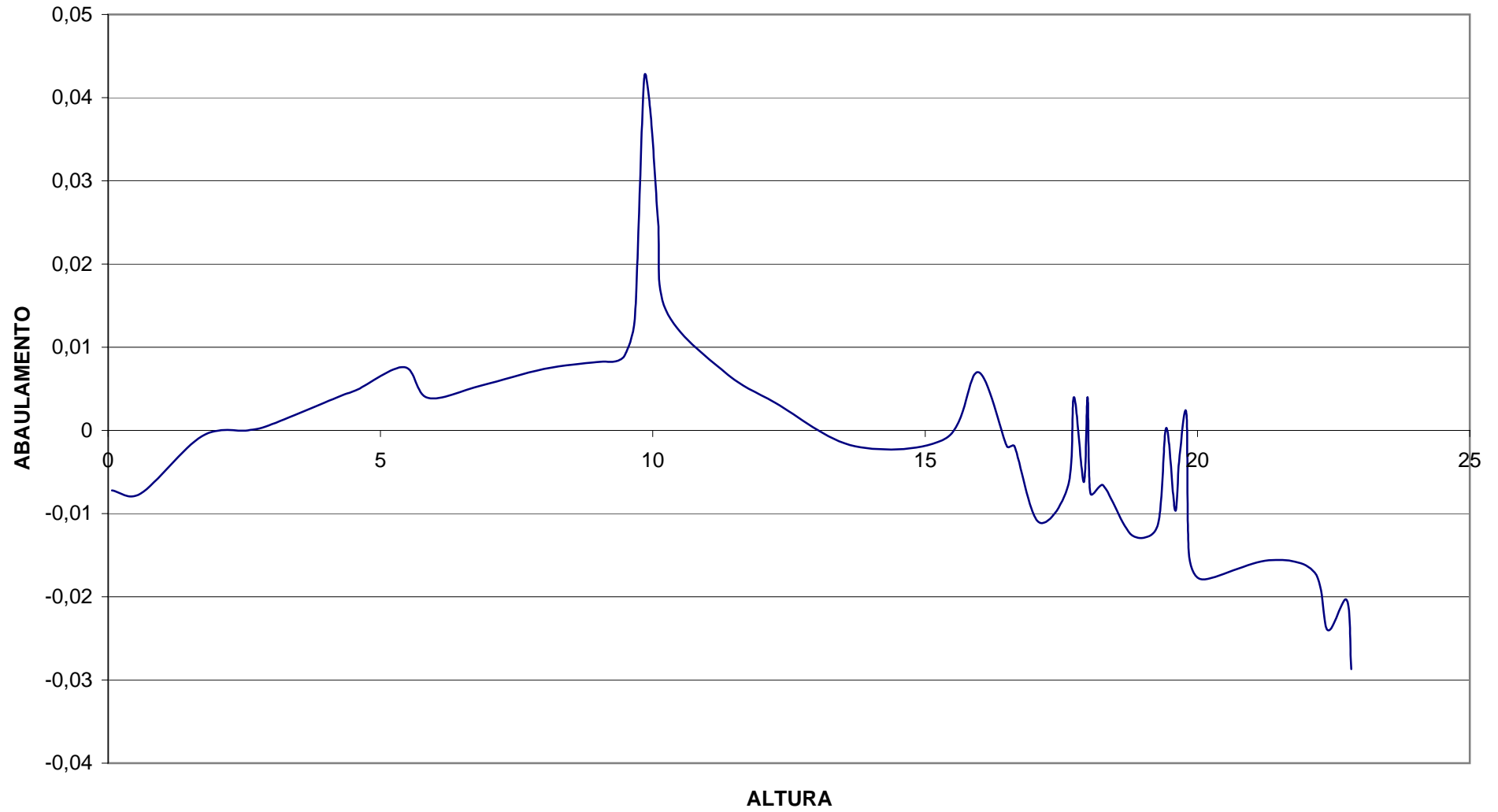


ABAULAMENTO 225° EM METROS



ABAULAMENTO 270° EM METROS

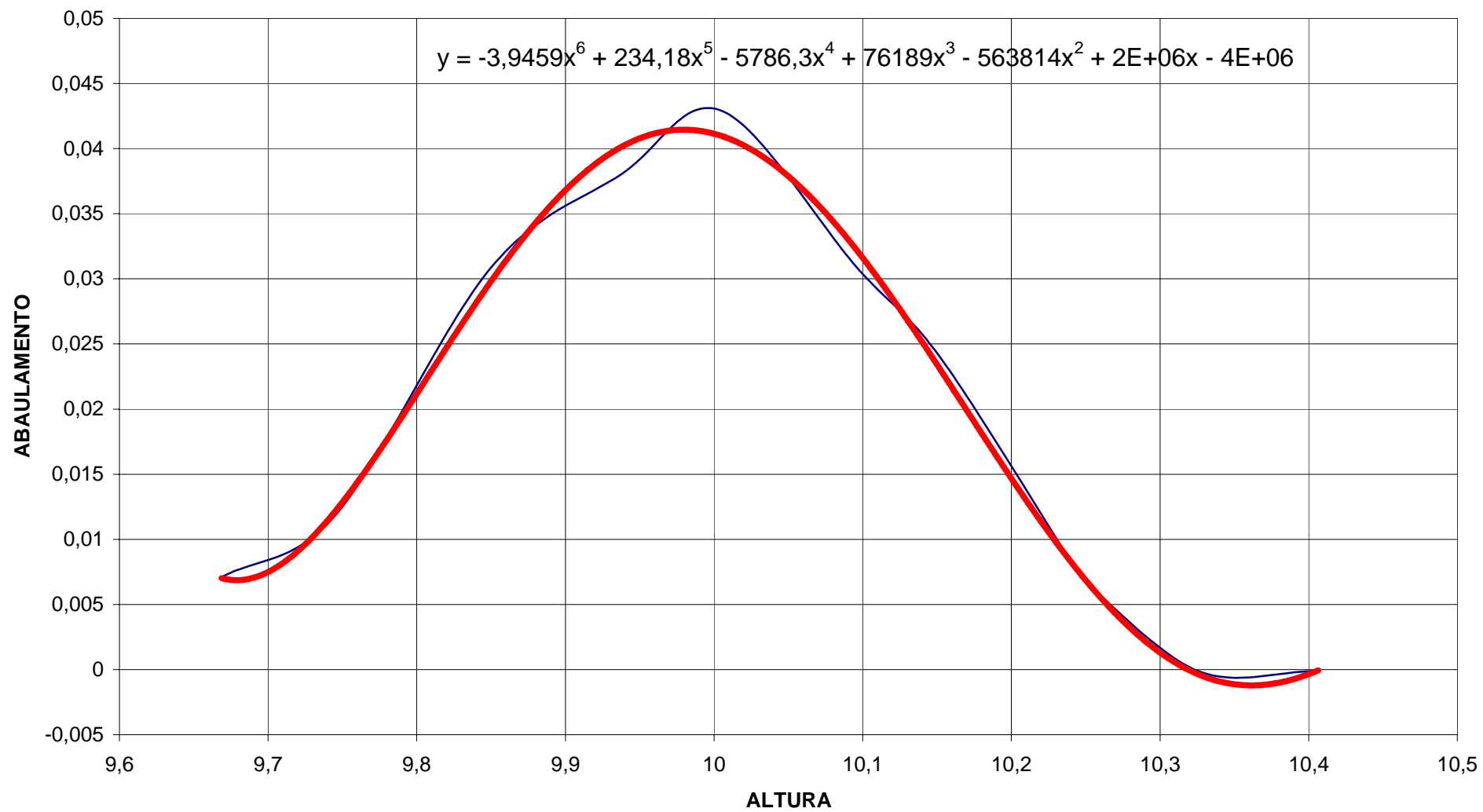


ABAULAMENTO 315° EM METROS

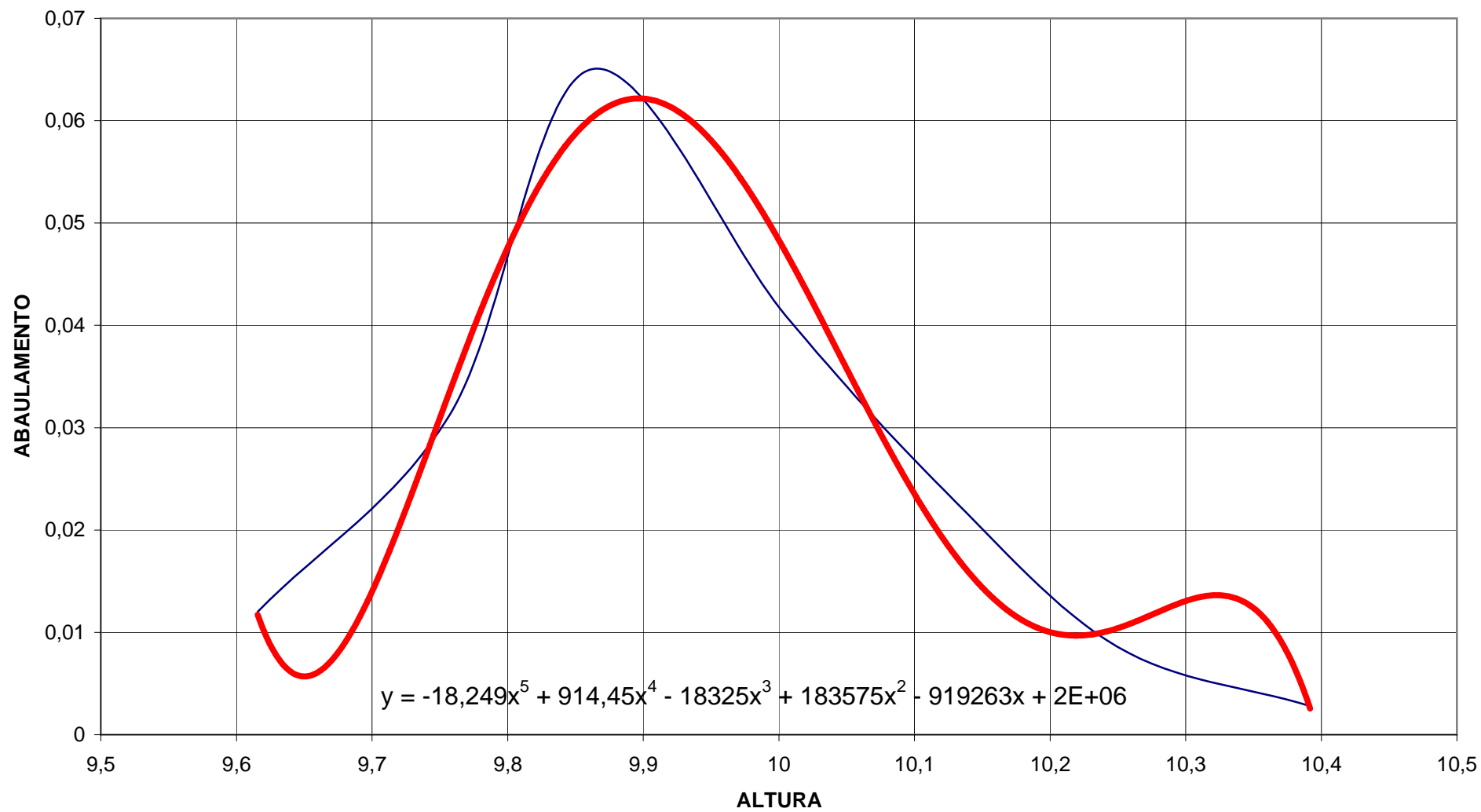
Anexo 6

Curvas aproximadas

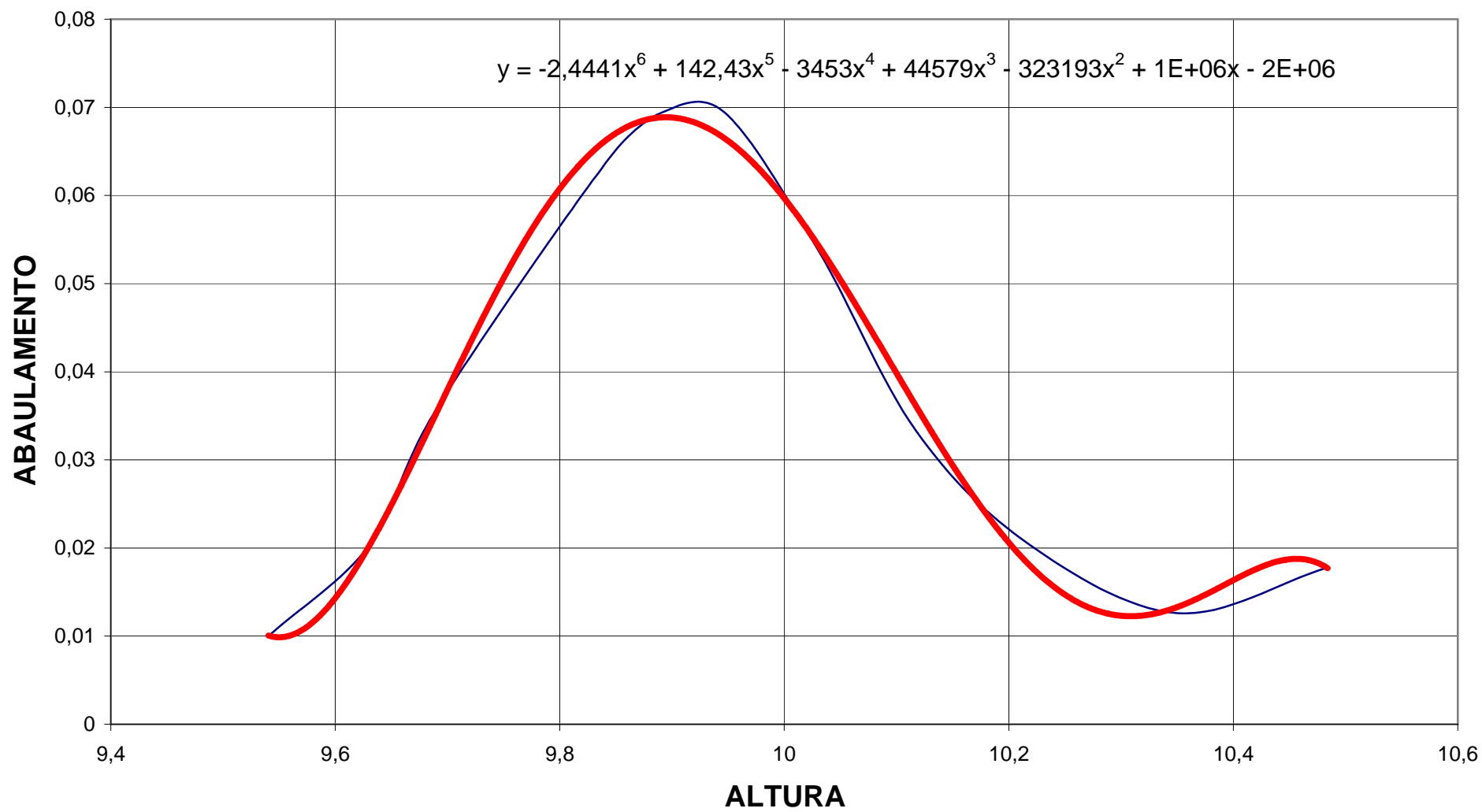
ABAULAMENTO 0° - EM METROS



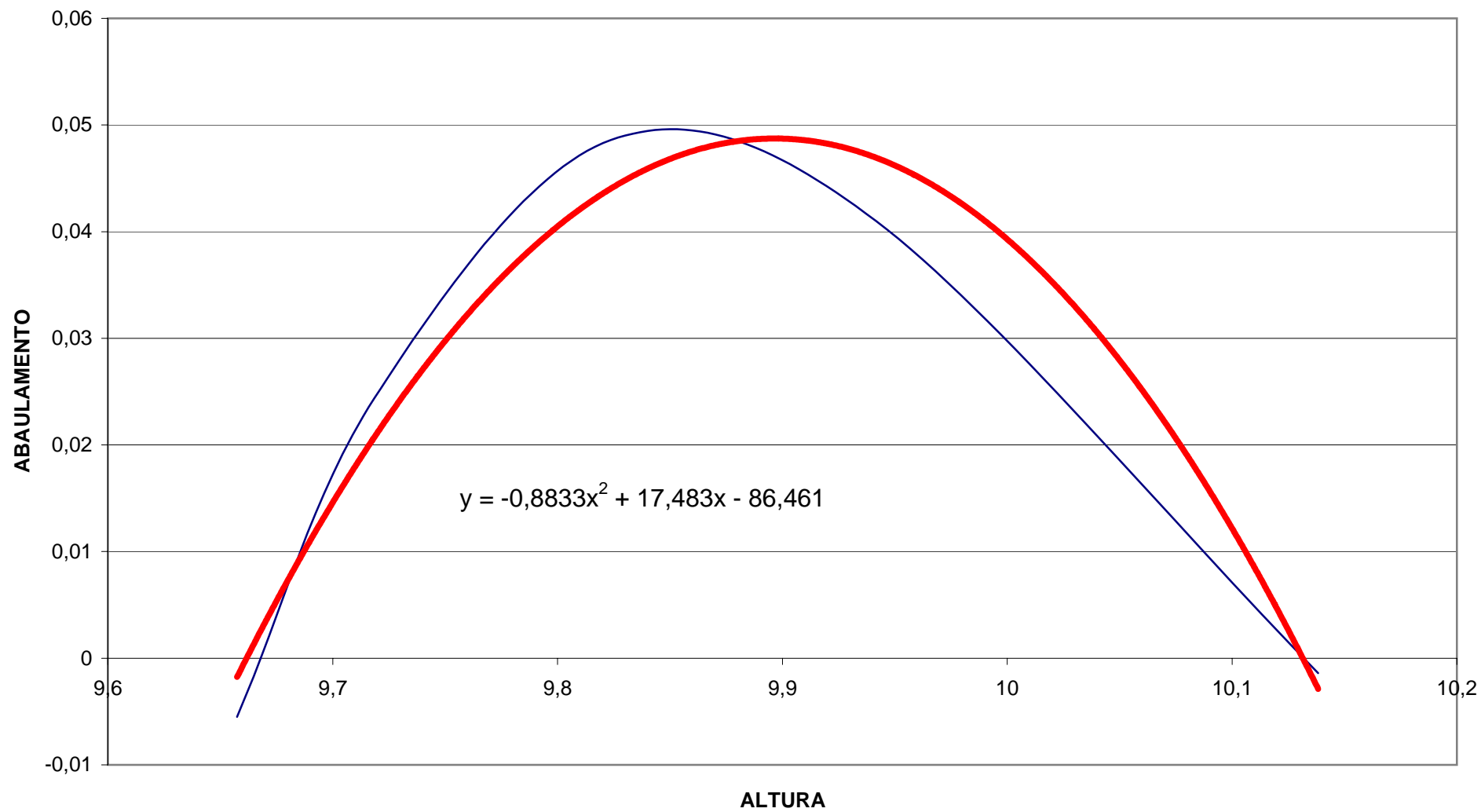
ABAULAMENTO 45° EM METROS



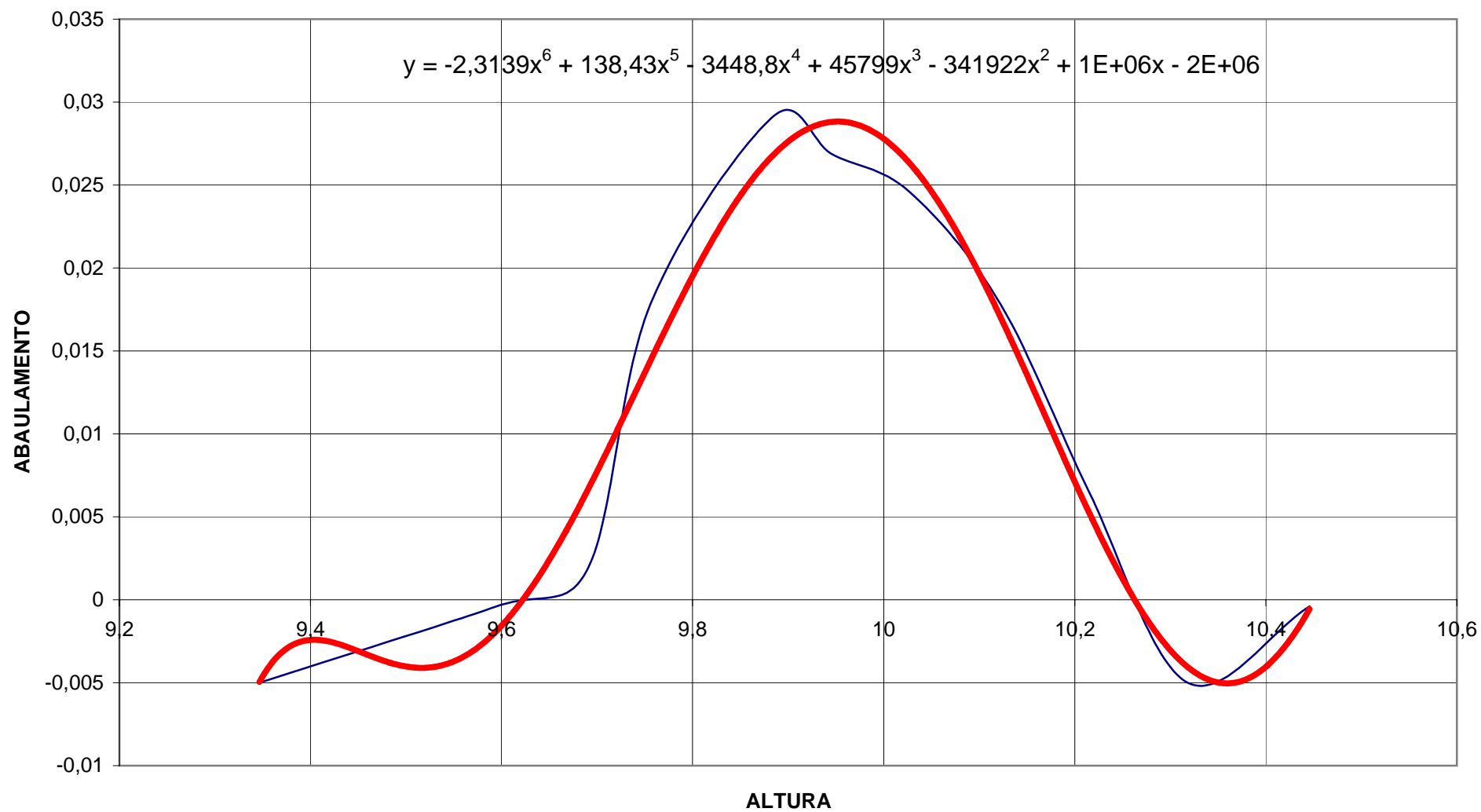
ABAULAMENTO 90° EM METROS



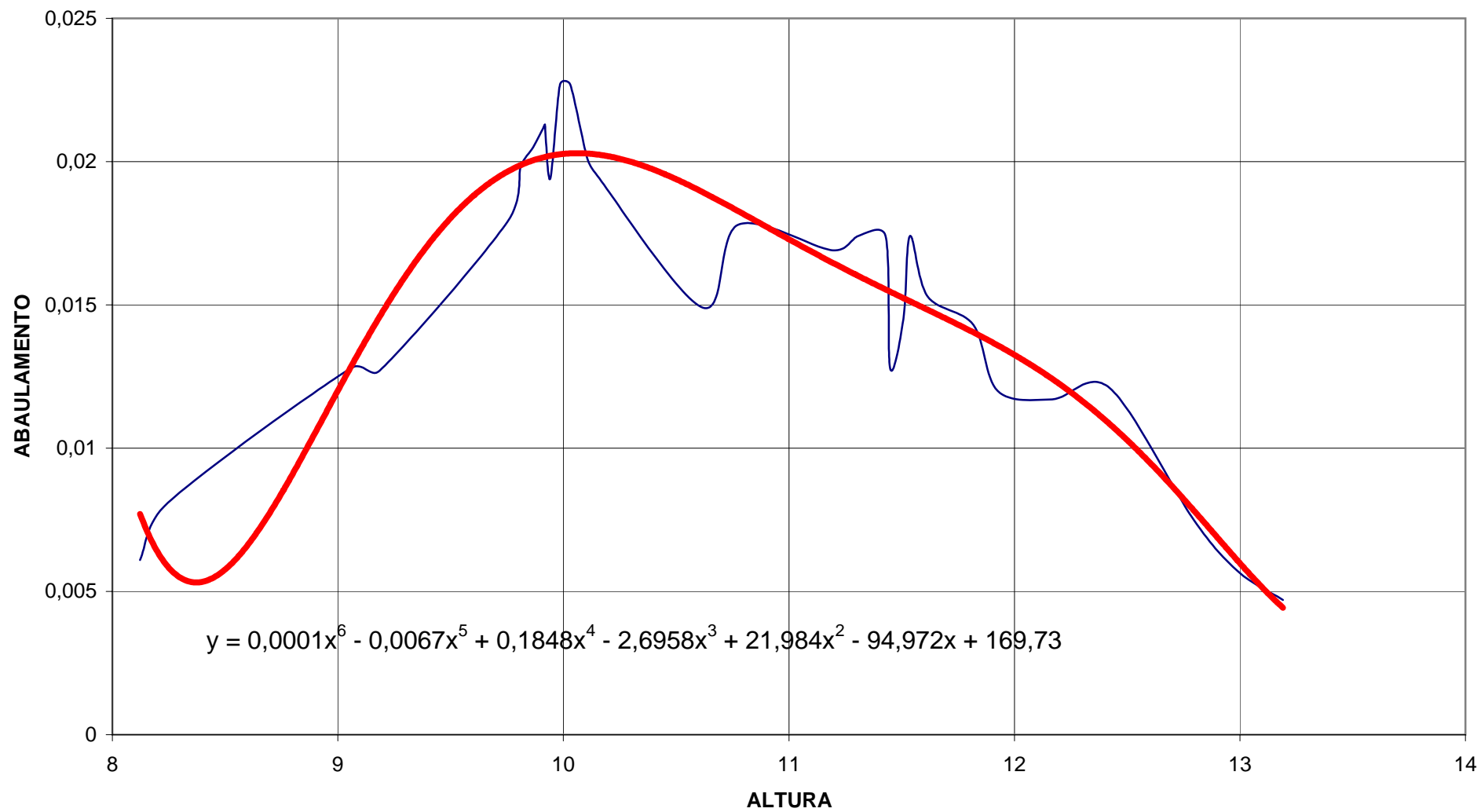
ABAULAMENTO 135°



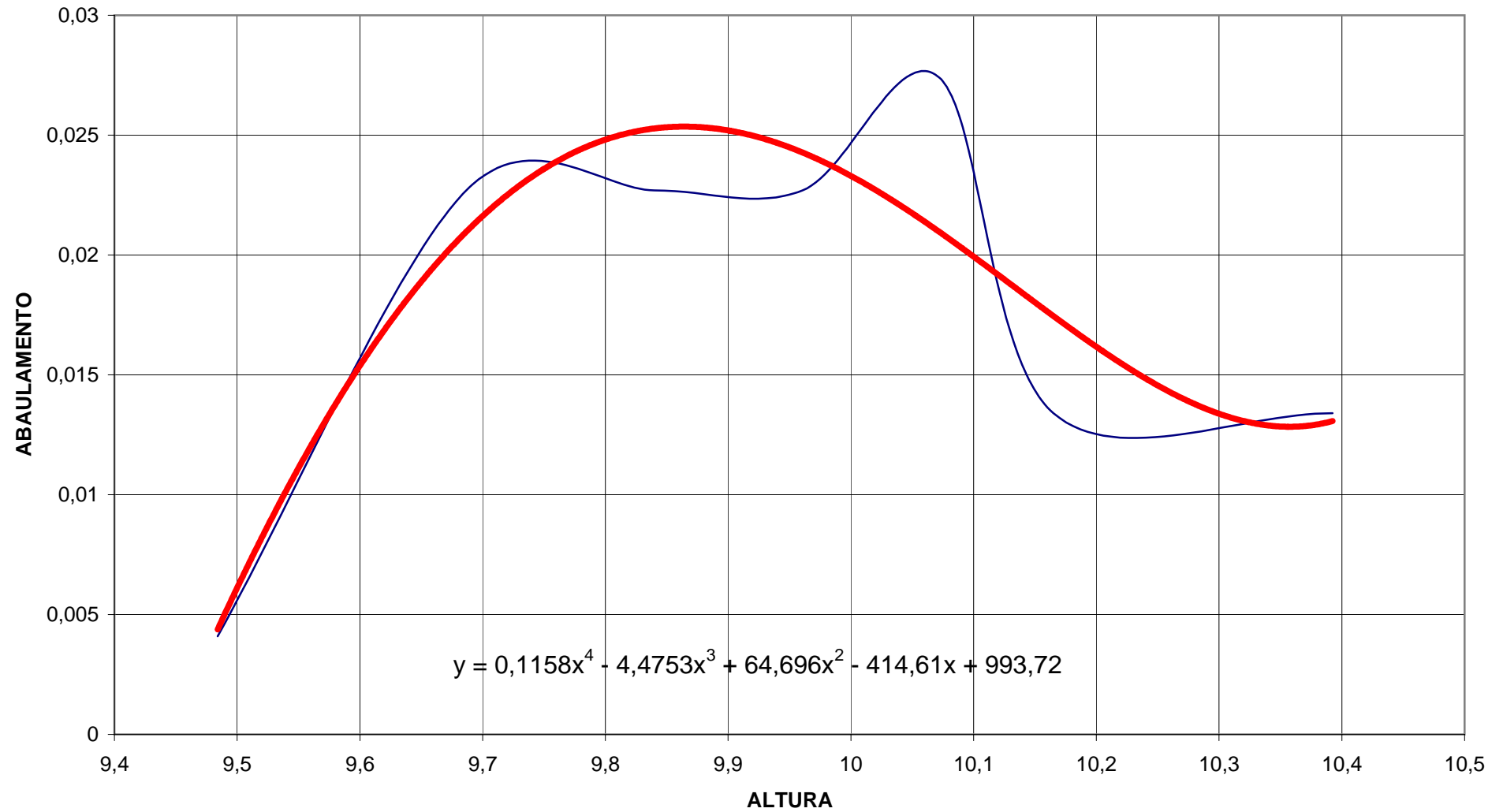
ABAULMENTO 180° E METROS



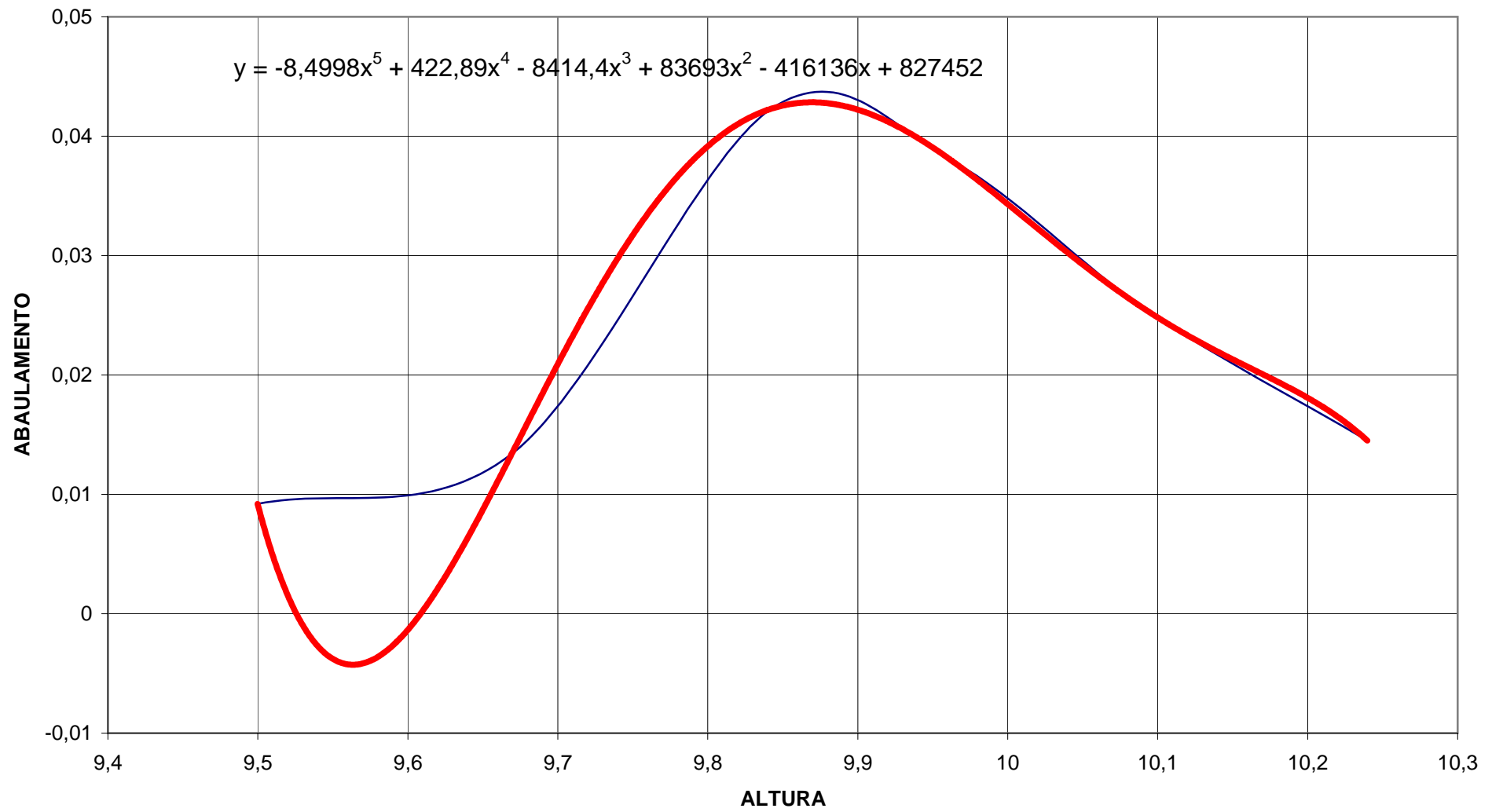
ABAULAMENTO 225° EM METROS



ABAULAMENTO 270° EM METROS



ABAULAMENTO 315° EM METROS



Anexo 7

Rotinas MAT-LAB

```
%cd c:\a_thomas
clear all
clc

xt=9:0.1:11.5;
n=size(xt);
m=n(2);

load grau0.txt
x0=grau0(:,1);
y0=grau0(:,2);
a0=polyfit(x0,y0,5);
yc0=polyval(a0,x0);

load grau45.txt
x45=grau45(:,1);
y45=grau45(:,2);
a45=polyfit(x45,y45,5);
yc45=polyval(a45,x45);

load grau90.txt
x90=grau90(:,1);
y90=grau90(:,2);
a90=polyfit(x90,y90,5);
yc90=polyval(a90,x90);

load grau135.txt
x135=grau135(:,1);
y135=grau135(:,2);
a135=polyfit(x135,y135,5);
yc135=polyval(a135,x135);

load grau180.txt
x180=grau180(:,1);
y180=grau180(:,2);
a180=polyfit(x180,y180,5);
yc180=polyval(a180,x180);

load grau225.txt
x225=grau225(:,1);
y225=grau225(:,2);
a225=polyfit(x225,y225,5);
yc225=polyval(a225,x225);

load grau270.txt
x270=grau270(:,1);
y270=grau270(:,2);
a270=polyfit(x270,y270,5);
yc270=polyval(a270,x270);

load grau315.txt
x315=grau315(:,1);
y315=grau315(:,2);
```

```
a315=polyfit(x315,y315,2);  
yc315=polyval(a315,x315);
```

```
for i=1:m  
    kk=size(x0);  
    k=kk(1);  
    if xt(i)<x0(1)  
        yt(i,1)=y0(1);  
    end  
    if (xt(i)>=x0(1)) & (xt(i)<=x0(k))  
        yt(i,1)=polyval(a0,xt(i));  
    end  
    if xt(i)>x0(k)  
        yt(i,1)=y0(k);  
    end  
end
```

```
for i=1:m  
    kk=size(x45);  
    k=kk(1);  
    if xt(i)<x45(1)  
        yt(i,2)=y45(1);  
    end  
    if (xt(i)>=x45(1)) & (xt(i)<=x45(k))  
        yt(i,2)=polyval(a45,xt(i));  
    end  
    if xt(i)>x45(k)  
        yt(i,2)=y45(k);  
    end  
end
```

```
for i=1:m  
    kk=size(x90);  
    k=kk(1);  
    if xt(i)<x90(1)  
        yt(i,3)=y90(1);  
    end  
    if (xt(i)>=x90(1)) & (xt(i)<=x90(k))  
        yt(i,3)=polyval(a90,xt(i));  
    end  
    if xt(i)>x90(k)  
        yt(i,3)=y90(k);  
    end  
end
```

```
for i=1:m  
    kk=size(x135);  
    k=kk(1);  
    if xt(i)<x135(1)  
        yt(i,4)=y135(1);  
    end  
    if (xt(i)>=x135(1)) & (xt(i)<=x135(k))  
        yt(i,4)=polyval(a135,xt(i));  
    end  
end
```

```
end
if xt(i)>x135(k)
    yt(i,4)=y135(k);
end
end

for i=1:m
    kk=size(x180);
    k=kk(1);
    if xt(i)<x180(1)
        yt(i,5)=y180(1);
    end
    if (xt(i)>=x180(1)) & (xt(i)<=x180(k))
        yt(i,5)=polyval(a180,xt(i));
    end
    if xt(i)>x180(k)
        yt(i,5)=y180(k);
    end
end

%for i=1:m
% kk=size(x270);
% k=kk(1);
% if xt(i)<x270(1)
%     yt(i,6)=y270(1);
% end
% if (xt(i)>=x270(1)) & (xt(i)<=x270(k))
%     yt(i,6)=polyval(a270,xt(i));
% end
% if xt(i)>x270(k)
%     yt(i,6)=y270(k);
% end
%end

for i=1:m
    kk=size(x315);
    k=kk(1);
    if xt(i)<x315(1)
        yt(i,6)=y315(1);
    end
    if (xt(i)>=x315(1)) & (xt(i)<=x315(k))
        yt(i,6)=polyval(a315,xt(i));
    end
    if xt(i)>x315(k)
        yt(i,6)=y315(k);
    end
end

for i=1:m
    soma=0;
    for j=1:6
        soma=soma+yt(i,j);
    end
end
```

```
media=soma/6;
yt(i,7)=media;
end

xf=xt(4:14)';
yf=yt(4:14,7);
pf=polyfit(xf,yf,5);
xff=9.4:.02:10.3;
yff=polyval(pf,xff);
plot(xff,yff);
xyf=[xff;yff]';
%plot(xff,yff,x0,y0,x45,y45,x90,y90,x135,y135,x180,y180,x315,y315)
%plot(xff,yff,x0,yc0,x45,yc45,x90,yc90,x135,yc135,x180,yc180,x270,yc270, ✓
x315,yc315)

%pgg=[-0.0000423 0.002154 -0.438196 0.44518779 -2.2588913 4.5794758]*1e4 ✓
;
%xgg=9.3:.05:10.3;
%ygg=polyval(pgg,xgg);
%plot(xgg,ygg)
```

Anexo 8

Tabela de crescimento

Previsão de crescimento dos abaulamentos com base nas medições de campo, utilizando a equação 5.7

λ	r	r0	i	c	rn	bn	n	m		d	a	q	s
0,0000	3200	3244,283	0	70	3244,28	44,283	0	6930	0,5	0	0,00	13860	37,97
0,0439	3200	3244,283	1	70	3246,23	46,227	70	6860	0,5	140	0,38	13720	37,59
0,0878	3200	3244,283	2	70	3248,17	48,172	140	6790	0,5	280	0,77	13580	37,21
0,1317	3200	3244,283	3	70	3250,12	50,116	210	6720	0,5	420	1,15	13440	36,82
0,1756	3200	3244,283	4	70	3252,06	52,061	280	6650	0,5	560	1,53	13300	36,44
0,2195	3200	3244,283	5	70	3254,01	54,005	350	6580	0,5	700	1,92	13160	36,05
0,2635	3200	3244,283	6	70	3255,95	55,950	420	6510	0,5	840	2,30	13020	35,67
0,3074	3200	3244,283	7	70	3257,89	57,894	490	6440	0,5	980	2,68	12880	35,29
0,3513	3200	3244,283	8	70	3259,84	59,839	560	6370	0,5	1120	3,07	12740	34,90
0,3952	3200	3244,283	9	70	3261,78	61,783	630	6300	0,5	1260	3,45	12600	34,52
0,4391	3200	3244,283	10	70	3263,73	63,727	700	6230	0,5	1400	3,84	12460	34,14
0,4830	3200	3244,283	11	70	3265,67	65,672	770	6160	0,5	1540	4,22	12320	33,75
0,5269	3200	3244,283	12	70	3267,62	67,616	840	6090	0,5	1680	4,60	12180	33,37
0,5708	3200	3244,283	13	70	3269,56	69,561	910	6020	0,5	1820	4,99	12040	32,99
0,6147	3200	3244,283	14	70	3271,51	71,505	980	5950	0,5	1960	5,37	11900	32,60
0,6586	3200	3244,283	15	70	3273,45	73,450	1050	5880	0,5	2100	5,75	11760	32,22
0,7026	3200	3244,283	16	70	3275,39	75,394	1120	5810	0,5	2240	6,14	11620	31,84
0,7465	3200	3244,283	17	70	3277,34	77,339	1190	5740	0,5	2380	6,52	11480	31,45
0,7904	3200	3244,283	18	70	3279,28	79,283	1260	5670	0,5	2520	6,90	11340	31,07
0,8343	3200	3244,283	19	70	3281,23	81,227	1330	5600	0,5	2660	7,29	11200	30,68
0,8782	3200	3244,283	20	70	3283,17	83,172	1400	5530	0,5	2800	7,67	11060	30,30
0,9221	3200	3244,283	21	70	3285,12	85,116	1470	5460	0,5	2940	8,05	10920	29,92
0,9660	3200	3244,283	22	70	3287,06	87,061	1540	5390	0,5	3080	8,44	10780	29,53
1,0099	3200	3244,283	23	70	3289,01	89,005	1610	5320	0,5	3220	8,82	10640	29,15
1,0538	3200	3244,283	24	70	3290,95	90,950	1680	5250	0,5	3360	9,21	10500	28,77
1,0977	3200	3244,283	25	70	3292,89	92,894	1750	5180	0,5	3500	9,59	10360	28,38
1,1416	3200	3244,283	26	70	3294,84	94,839	1820	5110	0,5	3640	9,97	10220	28,00
1,1856	3200	3244,283	27	70	3296,78	96,783	1890	5040	0,5	3780	10,36	10080	27,62
1,2295	3200	3244,283	28	70	3298,73	98,727	1960	4970	0,5	3920	10,74	9940	27,23
1,2734	3200	3244,283	29	70	3300,67	100,672	2030	4900	0,5	4060	11,12	9800	26,85
1,3173	3200	3244,283	30	70	3302,62	102,616	2100	4830	0,5	4200	11,51	9660	26,47
1,3612	3200	3244,283	31	70	3304,56	104,561	2170	4760	0,5	4340	11,89	9520	26,08
1,4051	3200	3244,283	32	70	3306,51	106,505	2240	4690	0,5	4480	12,27	9380	25,70
1,4490	3200	3244,283	33	70	3308,45	108,450	2310	4620	0,5	4620	12,66	9240	25,32
1,4929	3200	3244,283	34	70	3310,39	110,394	2380	4550	0,5	4760	13,04	9100	24,93
1,5368	3200	3244,283	35	70	3312,34	112,339	2450	4480	0,5	4900	13,42	8960	24,55
1,5807	3200	3244,283	36	70	3314,28	114,283	2520	4410	0,5	5040	13,81	8820	24,16
1,6247	3200	3244,283	37	70	3316,23	116,227	2590	4340	0,5	5180	14,19	8680	23,78
1,6686	3200	3244,283	38	70	3318,17	118,172	2660	4270	0,5	5320	14,58	8540	23,40
1,7125	3200	3244,283	39	70	3320,12	120,116	2730	4200	0,5	5460	14,96	8400	23,01
1,7564	3200	3244,283	40	70	3322,06	122,061	2800	4130	0,5	5600	15,34	8260	22,63
1,8003	3200	3244,283	41	70	3324,01	124,005	2870	4060	0,5	5740	15,73	8120	22,25
1,8442	3200	3244,283	42	70	3325,95	125,950	2940	3990	0,5	5880	16,11	7980	21,86
1,8881	3200	3244,283	43	70	3327,89	127,894	3010	3920	0,5	6020	16,49	7840	21,48
1,9320	3200	3244,283	44	70	3329,84	129,839	3080	3850	0,5	6160	16,88	7700	21,10
1,9759	3200	3244,283	45	70	3331,78	131,783	3150	3780	0,5	6300	17,26	7560	20,71
2,0198	3200	3244,283	46	70	3333,73	133,727	3220	3710	0,5	6440	17,64	7420	20,33
2,0637	3200	3244,283	47	70	3335,67	135,672	3290	3640	0,5	6580	18,03	7280	19,95
2,1077	3200	3244,283	48	70	3337,62	137,616	3360	3570	0,5	6720	18,41	7140	19,56
2,1516	3200	3244,283	49	70	3339,56	139,561	3430	3500	0,5	6860	18,79	7000	19,18
2,1955	3200	3244,283	50	70	3341,51	141,505	3500	3430	0,5	7000	19,18	6860	18,79
2,2394	3200	3244,283	51	70	3343,45	143,450	3570	3360	0,5	7140	19,56	6720	18,41

Previsão de crescimento dos abaulamentos com base nas medições de campo, utilizando a equação 5.7

λ	r	r0	i	c	rn	bn	n	m		d	a	q	s
2,2833	3200	3244,283	52	70	3345,39	145,394	3640	3290	0,5	7280	19,95	6580	18,03
2,3272	3200	3244,283	53	70	3347,34	147,339	3710	3220	0,5	7420	20,33	6440	17,64
2,3711	3200	3244,283	54	70	3349,28	149,283	3780	3150	0,5	7560	20,71	6300	17,26
2,4150	3200	3244,283	55	70	3351,23	151,227	3850	3080	0,5	7700	21,10	6160	16,88
2,4589	3200	3244,283	56	70	3353,17	153,172	3920	3010	0,5	7840	21,48	6020	16,49
2,5028	3200	3244,283	57	70	3355,12	155,116	3990	2940	0,5	7980	21,86	5880	16,11
2,5468	3200	3244,283	58	70	3357,06	157,061	4060	2870	0,5	8120	22,25	5740	15,73
2,5907	3200	3244,283	59	70	3359,01	159,005	4130	2800	0,5	8260	22,63	5600	15,34
2,6346	3200	3244,283	60	70	3360,95	160,950	4200	2730	0,5	8400	23,01	5460	14,96
2,6785	3200	3244,283	61	70	3362,89	162,894	4270	2660	0,5	8540	23,40	5320	14,58
2,7224	3200	3244,283	62	70	3364,84	164,839	4340	2590	0,5	8680	23,78	5180	14,19
2,7663	3200	3244,283	63	70	3366,78	166,783	4410	2520	0,5	8820	24,16	5040	13,81
2,8102	3200	3244,283	64	70	3368,73	168,727	4480	2450	0,5	8960	24,55	4900	13,42
2,8541	3200	3244,283	65	70	3370,67	170,672	4550	2380	0,5	9100	24,93	4760	13,04
2,8980	3200	3244,283	66	70	3372,62	172,616	4620	2310	0,5	9240	25,32	4620	12,66
2,9419	3200	3244,283	67	70	3374,56	174,561	4690	2240	0,5	9380	25,70	4480	12,27
2,9858	3200	3244,283	68	70	3376,51	176,505	4760	2170	0,5	9520	26,08	4340	11,89
3,0298	3200	3244,283	69	70	3378,45	178,450	4830	2100	0,5	9660	26,47	4200	11,51
3,0737	3200	3244,283	70	70	3380,39	180,394	4900	2030	0,5	9800	26,85	4060	11,12
3,1176	3200	3244,283	71	70	3382,34	182,339	4970	1960	0,5	9940	27,23	3920	10,74
3,1615	3200	3244,283	72	70	3384,28	184,283	5040	1890	0,5	10080	27,62	3780	10,36
3,2054	3200	3244,283	73	70	3386,23	186,227	5110	1820	0,5	10220	28,00	3640	9,97
3,2493	3200	3244,283	74	70	3388,17	188,172	5180	1750	0,5	10360	28,38	3500	9,59
3,2932	3200	3244,283	75	70	3390,12	190,116	5250	1680	0,5	10500	28,77	3360	9,21
3,3371	3200	3244,283	76	70	3392,06	192,061	5320	1610	0,5	10640	29,15	3220	8,82
3,3810	3200	3244,283	77	70	3394,01	194,005	5390	1540	0,5	10780	29,53	3080	8,44
3,4249	3200	3244,283	78	70	3395,95	195,950	5460	1470	0,5	10920	29,92	2940	8,05
3,4689	3200	3244,283	79	70	3397,89	197,894	5530	1400	0,5	11060	30,30	2800	7,67
3,5128	3200	3244,283	80	70	3399,84	199,839	5600	1330	0,5	11200	30,68	2660	7,29
3,5567	3200	3244,283	81	70	3401,78	201,783	5670	1260	0,5	11340	31,07	2520	6,90
3,6006	3200	3244,283	82	70	3403,73	203,727	5740	1190	0,5	11480	31,45	2380	6,52
3,6445	3200	3244,283	83	70	3405,67	205,672	5810	1120	0,5	11620	31,84	2240	6,14
3,6884	3200	3244,283	84	70	3407,62	207,616	5880	1050	0,5	11760	32,22	2100	5,75
3,7323	3200	3244,283	85	70	3409,56	209,561	5950	980	0,5	11900	32,60	1960	5,37
3,7762	3200	3244,283	86	70	3411,51	211,505	6020	910	0,5	12040	32,99	1820	4,99
3,8201	3200	3244,283	87	70	3413,45	213,450	6090	840	0,5	12180	33,37	1680	4,60
3,8640	3200	3244,283	88	70	3415,39	215,394	6160	770	0,5	12320	33,75	1540	4,22
3,9079	3200	3244,283	89	70	3417,34	217,339	6230	700	0,5	12460	34,14	1400	3,84
3,9519	3200	3244,283	90	70	3419,28	219,283	6300	630	0,5	12600	34,52	1260	3,45
3,9958	3200	3244,283	91	70	3421,23	221,227	6370	560	0,5	12740	34,90	1120	3,07
4,0397	3200	3244,283	92	70	3423,17	223,172	6440	490	0,5	12880	35,29	980	2,68
4,0836	3200	3244,283	93	70	3425,12	225,116	6510	420	0,5	13020	35,67	840	2,30
4,1275	3200	3244,283	94	70	3427,06	227,061	6580	350	0,5	13160	36,05	700	1,92
4,1714	3200	3244,283	95	70	3429,01	229,005	6650	280	0,5	13300	36,44	560	1,53
4,2153	3200	3244,283	96	70	3430,95	230,950	6720	210	0,5	13440	36,82	420	1,15
4,2592	3200	3244,283	97	70	3432,89	232,894	6790	140	0,5	13580	37,21	280	0,77
4,3031	3200	3244,283	98	70	3434,84	234,839	6860	70	0,5	13720	37,59	140	0,38
4,3470	3200	3244,283	99	70	3436,78	236,783	6930	0	0,5	13860	37,97	0	0,00

Sendo:

λ : conforme equação 5.7;

rn: raio no pico do abaulamento no ciclo especificado;

bn: valor da altura do abaulamento no ciclo especificado;

n: número de ciclos decorridos;

m: número de ciclos até que o maior valor da tabela seja atingido;

d: número de dias decorridos, o reator opera em ciclos de 24 horas;

a: número de anos decorridos;

q: número de dias até que o maior valor da tabela seja atingido;

s: número de anos até que o maior valor da tabela seja atingido.

Anexo 9

Rotinas ANSYS

GLOBAL

N=99 ! Nº TOTAL DE MODELOS (máx. 100)

*DIM, NOME, CHAR, 100, 1, 1 ! DIMENSIONAMENTO

NOME (1)=' MODEL1'
NOME (2)=' MODEL2'
NOME (3)=' MODEL3'
NOME (4)=' MODEL4'
NOME (5)=' MODEL5'
NOME (6)=' MODEL6'
NOME (7)=' MODEL7'
NOME (8)=' MODEL8'
NOME (9)=' MODEL9'
NOME (10)=' MODEL10'
NOME (11)=' MODEL11'
NOME (12)=' MODEL12'
NOME (13)=' MODEL13'
NOME (14)=' MODEL14'
NOME (15)=' MODEL15'
NOME (16)=' MODEL16'
NOME (17)=' MODEL17'
NOME (18)=' MODEL18'
NOME (19)=' MODEL19'
NOME (20)=' MODEL20'
NOME (21)=' MODEL21'
NOME (22)=' MODEL22'
NOME (23)=' MODEL23'
NOME (24)=' MODEL24'
NOME (25)=' MODEL25'
NOME (26)=' MODEL26'
NOME (27)=' MODEL27'
NOME (28)=' MODEL28'
NOME (29)=' MODEL29'
NOME (30)=' MODEL30'
NOME (31)=' MODEL31'
NOME (32)=' MODEL32'
NOME (33)=' MODEL33'
NOME (34)=' MODEL34'
NOME (35)=' MODEL35'
NOME (36)=' MODEL36'
NOME (37)=' MODEL37'
NOME (38)=' MODEL38'
NOME (39)=' MODEL39'
NOME (40)=' MODEL40'
NOME (41)=' MODEL41'
NOME (42)=' MODEL42'
NOME (43)=' MODEL43'

GLOBAL

NOME (44) = ' MODEL44'
NOME (45) = ' MODEL45'
NOME (46) = ' MODEL46'
NOME (47) = ' MODEL47'
NOME (48) = ' MODEL48'
NOME (49) = ' MODEL49'
NOME (50) = ' MODEL50'
NOME (51) = ' MODEL51'
NOME (52) = ' MODEL52'
NOME (53) = ' MODEL53'
NOME (54) = ' MODEL54'
NOME (55) = ' MODEL55'
NOME (56) = ' MODEL56'
NOME (57) = ' MODEL57'
NOME (58) = ' MODEL58'
NOME (59) = ' MODEL59'
NOME (60) = ' MODEL60'
NOME (61) = ' MODEL61'
NOME (62) = ' MODEL62'
NOME (63) = ' MODEL63'
NOME (64) = ' MODEL64'
NOME (65) = ' MODEL65'
NOME (66) = ' MODEL66'
NOME (67) = ' MODEL67'
NOME (68) = ' MODEL68'
NOME (69) = ' MODEL69'
NOME (70) = ' MODEL70'
NOME (71) = ' MODEL71'
NOME (72) = ' MODEL72'
NOME (73) = ' MODEL73'
NOME (74) = ' MODEL74'
NOME (75) = ' MODEL75'
NOME (76) = ' MODEL76'
NOME (77) = ' MODEL77'
NOME (78) = ' MODEL78'
NOME (79) = ' MODEL79'
NOME (80) = ' MODEL80'
NOME (81) = ' MODEL81'
NOME (82) = ' MODEL82'
NOME (83) = ' MODEL83'
NOME (84) = ' MODEL84'
NOME (85) = ' MODEL85'
NOME (86) = ' MODEL86'
NOME (87) = ' MODEL87'
NOME (88) = ' MODEL88'
NOME (89) = ' MODEL89'
NOME (90) = ' MODEL90'

GLOBAL

NOME (91)=' MODEL91'
NOME (92)=' MODEL92'
NOME (93)=' MODEL93'
NOME (94)=' MODEL94'
NOME (95)=' MODEL95'
NOME (96)=' MODEL96'
NOME (97)=' MODEL97'
NOME (98)=' MODEL98'
NOME (99)=' MODEL99'

*DO, I, 94, 94,

LABEL=NOME(I)

/FILNAME, LABEL, 0 ! ALTERA O JOBNAME

! *** ESPAÇO PARA CONSTRUÇÃO DO MODELO *****!
/NERR, 0, 0

/INPUT, CASCO, TXT

! *****!
! REGISTRA OS RESULTADOS A CADA 10 SUBSTEP E APAGA O RESTANTE

OUTRES, ERASE
OUTRES, NSOL, -10
OUTRES, RSOL, -10
OUTRES, ESOL, -10
OUTRES, NLOA, -10
OUTRES, STRS, -10
OUTRES, EPEL, -10
OUTRES, EPTH, -10
OUTRES, EPPL, -10

SAVE ! SALVA

/SOLU
SOLVE ! RESOLVE

PARSAV, ALL, VARIÁVEIS, VAR, ! SALVA AS VARIÁVEIS
PARSAV, , LABEL, VAR
FINI ! FINALIZA A SEÇÃO
/CLEAR ! LIMPA O DATABASE
PARRES, CHANGE, VARIÁVEIS, VAR, ! RECUPERA AS VAR.

*ENDDO
/EOF

GLOBAL

CASCO

```

/PREP7
!*
ET, 1, SHELL181
KEYOPT, 1, 3, 2
!*****
!* DEFINIÇÃO DE PARÂMETROS
SOLDA=50
DI AMETRO=6400
RAI O=DI AMETRO/2
ESP1=12.5
ESP2=16
ESP3=19
ESP4=25
ESP5=50
!*****

```

!* GERAÇÃO DO CASCO

```

!*****
!*****
K, , RAI 0, 10000, , !* LINHA DE TANGENTE INFERIOR NA ELEVAÇÃO DE 10000 MM
K, , RAI 0, 50-sol da/2+10000, , !* SOLDA COSTADO TAMPO INFERIOR
K, , RAI 0, 50+sol da/2+10000, ,
K, , RAI 0, 2395-sol da/2+10000, , !* PRIMEIRO ANEL
K, , RAI 0, 2395+sol da/2+10000, , !* SOLDA PRIMEIRO X SEGUNDO ANEL
K, , RAI 0, 4740-sol da/2+10000, , !* SEGUNDO ANEL
K, , RAI 0, 4740+sol da/2+10000, , !* SOLDA SEGUNDO X TERCEIRO ANEL
K, , RAI 0, 7110-sol da/2+10000, , !* TERCEIRO ANEL
K, , RAI 0, 7110+sol da/2+10000, , !* SOLDA TERCEIRO X QUARTO ANEL
K, , RAI 0, 9480-sol da/2+10000, , !* QUARTO ANEL ANEL
K, , RAI 0, 9480+sol da/2+10000, , !* SOLDA QUARTO X QUINTO ANEL
K, , RAI 0, 11850-sol da/2+10000, , !* QUINTO ANEL
K, , RAI 0, 11850+sol da/2+10000, , !* SOLDA QUINTO X SEXTO ANEL
K, , RAI 0, 14220-sol da/2+10000, , !* SEXTO ANEL
K, , RAI 0, 14220+sol da/2+10000, , !* SOLDA SEXTO X SÉTIMO ANEL
K, , RAI 0, 16590-sol da/2+10000, , !* SÉTIMO ANEL ANEL
K, , RAI 0, 16590+sol da/2+10000, , !* SOLDA SÉTIMO X OITAVO ANEL
K, , RAI 0, 18960-sol da/2+10000, , !* OITAVO ANEL ANEL
K, , RAI 0, 18960+sol da/2+10000, , !* SOLDA OITAVO X NONO ANEL
K, , RAI 0, 18960+3590-sol da/2+10000, , !* NONO ANEL
K, , RAI 0, 18960+3590+sol da/2+10000, , !* SOLDA COSTADO X CONE INFERIOR
K, , RAI 0, 22600+10000, , !* LINHA DE TANGENTE SUPERIOR NA ELEVAÇÃO DE 32600 MM

```

```

L, 1, 2
L, 2, 3
L, 3, 4
L, 4, 5

```


CASCO

L, 5, 6
L, 6, 7
L, 7, 8
L, 8, 9
L, 9, 10
L, 10, 11
L, 11, 12
L, 12, 13
L, 13, 14
L, 14, 15
L, 15, 16
L, 16, 17
L, 17, 18
L, 18, 19
L, 19, 20
L, 20, 21
L, 21, 22

! *****

! * GERAÇÃO DO CONE - TORO COM RAI O IGUAL A 915 MM
K, 100, RAI O-915, 10000 ! * KPOINT EXTRA PARA CRIAR SISTEMA DE COORDENADA
K, 101, RAI O-915, 11000 ! * KPOINT EXTRA PARA CRIAR SISTEMA DE COORDENADA
CSKP, 11, 1, 100, 1, 101, 1, 1, ! * SISTEMA DE COORDENADA PARA GERAÇÃO DO TORO
K, , 915, -30 ! * KPOINT FINAL DO TORO
L, 1, 23

! *****

! * GERAÇÃO DO CONE - BOCAL DE SAÍDA E TRONCO
CSYS
K, 200, KX(23)-1000, KY(23) ! * KPOINT EXTRA PARA CRIAR SISTEMA DE COORDENADA
K, 201, KX(23), KY(23)-1000 ! * KPOINT EXTRA PARA CRIAR SISTEMA DE COORDENADA
CSKP, 12, 1, 23, 200, 201, 1, 1, ! * SISTEMA DE COORDENADA PARA GERAÇÃO DO TRONCO
K, 300, 5000, 60 ! * KPOINT FINAL DA RETA DO TRONCO
CSYS
L, 23, 300
K, , 912, 4497 ! * DIÂMETRO DO BOCAL DE SAÍDA IGUAL A 912 MM E COMP TRONCO IGUAL A 4497
K, 400, 912, KY(24)+5000 ! * DIÂMETRO DO BOCAL DE SAÍDA IGUAL A 912 MM
L, 24, 400
BOPTN, KEEP, 1
LSBL, 23, 24
LSBL, 24, 23
LDEL, 23, 24, , 1
LDEL, 26, 28, 2, 1
NUMM, ALL
LFI LLT, 27, 25, 368

! *****

CASCO

```
! * GERAÇÃO DO TAMPO SUPERIOR ELÍPTICO
K, 500, , 10000+22600, ,
K, 501, , 11000+22600, ,
CSKP, 13, 1, 500, 22, 501, . 5, 1,
KGEN, 2, 22, , , , 90, , , 0
L, 22, 28
```

```
! *****GERAÇÃO DA TAMPA INFERIOR RETA
CSYS
K, , , KY(24)
L, 24, 29
```

```
! *****
! * GERAÇÃO DA SAI A
K, , KX(1)-19, KY(1)
K, 600, KX(30), KY(1)-2000      ! * ALTURA DA SAI A IGUAL A 2300 MM
L, 30, 600
LSBL, 22, 28
LSBL, 28, 22
LDEL, 22, 28, 6, 1
LDEL, 31, , , 1
NUMM, ALL
NUMC, ALL
```

```
! *****
! ** INTRODUÇÃO DE DEFEITOS
```

```
/INPUT, DEFORMADA, TXT
```

```
! *****
```

```
! * GERAÇÃO DAS ÁREAS
```

```
/INPUT, AREAS, TXT
```

```
! * MESHING
```

```
/INPUT, MESH, TXT
```

```
/INPUT, PROP, TXT
```

```
! *****
! * CARGAS E CONDIÇÕES DE CONTORNO
```

```
/INPUT, CARGA, TXT
```

CASCO

ALLS

CSYS

! *****

/INPUT, CALCULAR, TXT

/VIEW, , 1, , 1

/PBC, ALL

EPLO

AREAS

```
LSEL, U, LINE, , 29  
AROTAT, ALL, , , , , 28, 29 , 90, 1,  
ALLS  
AROTAT, 29, , , , , 28, 29 , 90, 1,  
NUMM, ALL
```

CARGA

CONVERT=0.0980665
ASEL, S, LOC, Y, KY(18), KY(28)
ESLA
SF, ALL, PRESS, CONVERT*4.2
ASEL, S, LOC, Y, KY(14), KY(18)
ESLA
SF, ALL, PRESS, CONVERT*4.5
ASEL, S, LOC, Y, KY(10), KY(14)
ESLA
SF, ALL, PRESS, CONVERT*4.8
ASEL, S, LOC, Y, KY(6), KY(10)
ESLA
SF, ALL, PRESS, CONVERT*5.1
ASEL, S, LOC, Y, KY(1), KY(6)
ESLA
SF, ALL, PRESS, CONVERT*5.4
ASEL, S, LOC, Y, KY(24), KY(1)
ASEL, S, LOC, Y, KY(24), KY(1)
ASEL, U, AREA, , 30, 31
ESLA
SF, ALL, PRESS, CONVERT*5.6
ASEL, S, AREA, , 30
ESLA
SF, ALL, PRESS, -CONVERT*5.6
ALLS
NSEL, S, LOC, X, 0
DSYMM, SYMM, X
NSEL, S, LOC, Z, 0
DSYM, SYMM, Z
K, 1600, 0, KY(68), 0
CSKP, 11, 1, 1600, 37, 68, 1, 1,
NSEL, S, LOC, Z, KZ(68)
NROT, ALL
D, ALL, , , , , UX, UZ
ALLS
ASEL, U, AREA, , 31
ESLA
NSLE
BF, ALL, TEMP, 483
ALLS
ACEL, , 9.80665
TREF, 25

DEFORMADA

LDEL, 11

CRESCE=11/396

FATOR=70

LAMB=(I)*CRESCE*FATOR/44. 283

K	2002	(LAMB+1)*3200.5003	-3200*LAMB	19520
K	2003	(LAMB+1)*3201.8125	-3200*LAMB	19540
K	2004	(LAMB+1)*3203.4492	-3200*LAMB	19560
K	2005	(LAMB+1)*3205.3911	-3200*LAMB	19580
K	2006	(LAMB+1)*3207.6117	-3200*LAMB	19600
K	2007	(LAMB+1)*3210.078	-3200*LAMB	19620
K	2008	(LAMB+1)*3212.751	-3200*LAMB	19640
K	2009	(LAMB+1)*3215.589	-3200*LAMB	19660
K	2010	(LAMB+1)*3218.543	-3200*LAMB	19680
K	2011	(LAMB+1)*3221.563	-3200*LAMB	19700
K	2012	(LAMB+1)*3224.597	-3200*LAMB	19720
K	2013	(LAMB+1)*3227.591	-3200*LAMB	19740
K	2014	(LAMB+1)*3230.491	-3200*LAMB	19760
K	2015	(LAMB+1)*3233.242	-3200*LAMB	19780
K	2016	(LAMB+1)*3235.793	-3200*LAMB	19800
K	2017	(LAMB+1)*3238.092	-3200*LAMB	19820
K	2018	(LAMB+1)*3240.091	-3200*LAMB	19840
K	2019	(LAMB+1)*3241.746	-3200*LAMB	19860
K	2020	(LAMB+1)*3243.018	-3200*LAMB	19880
K	2021	(LAMB+1)*3243.873	-3200*LAMB	19900
K	2022	(LAMB+1)*3244.283	-3200*LAMB	19920
K	2023	(LAMB+1)*3244.228	-3200*LAMB	19940
K	2024	(LAMB+1)*3243.694	-3200*LAMB	19960
K	2025	(LAMB+1)*3242.678	-3200*LAMB	19980
K	2026	(LAMB+1)*3241.185	-3200*LAMB	20000
K	2027	(LAMB+1)*3239.233	-3200*LAMB	20020
K	2028	(LAMB+1)*3236.849	-3200*LAMB	20040
K	2029	(LAMB+1)*3234.073	-3200*LAMB	20060
K	2030	(LAMB+1)*3230.958	-3200*LAMB	20080
K	2031	(LAMB+1)*3227.571	-3200*LAMB	20100
K	2032	(LAMB+1)*3223.995	-3200*LAMB	20120
K	2033	(LAMB+1)*3220.326	-3200*LAMB	20140
K	2034	(LAMB+1)*3216.678	-3200*LAMB	20160
K	2035	(LAMB+1)*3213.184	-3200*LAMB	20180
K	2036	(LAMB+1)*3209.9915	-3200*LAMB	20200
K	2037	(LAMB+1)*3207.2699	-3200*LAMB	20220
K	2038	(LAMB+1)*3205.2075	-3200*LAMB	20240
K	2039	(LAMB+1)*3204.0134	-3200*LAMB	20260
K	2040	(LAMB+1)*3202	-3200*LAMB	20280

K	2041	3200	DEFORMADA				20300
BSPLI	11	2002	2003	2004	2005	2006	
BSPLI	2006	2007	2008	2009	2010	2011	
BSPLI	2011	2012	2013	2014	2015	2016	
BSPLI	2016	2017	2018	2019	2020	2021	
BSPLI	2021	2022	2023	2024	2025	2026	
BSPLI	2026	2027	2028	2029	2030	2031	
BSPLI	2031	2032	2033	2034	2035	2036	
BSPLI	2036	2037	2038	2039	2040	2041	

L, 2041, 12
 LSEL, S, LINE, , 11
 LSEL, A, LINE, , 30, 32
 LCOMB, ALL
 LSEL, S, LINE, , 33, 36
 LCOMB, ALL
 KSEL, U, KP, , 2021
 KDEL, 2002, 2040
 ALLS

PROP

R, 1, ESP1
R, 2, ESP2
R, 3, ESP3
R, 4, ESP4
R, 5, ESP5

! *****
! * PROPRI EDADES LI NEARES

! * MODULO DE ELASTI CI DADE

MPTEMP, , 260, 316, 371, 427, 482, 510 ! * TEMPERATURAS
MPDATA, EX, 1, , 189606, 185469, 181332, 175816, 170990, 164785 ! * MATERI AL BASE
MPDATA, EX, 2, , 189606, 185469, 181332, 175816, 170990, 164785 ! * MATERI AL DEFORMADO
MPDATA, EX, 3, , 189606, 185469, 181332, 175816, 170990, 164785 ! * SOLDA

! * POI SSSON

MP, PRXY, 1, . 28
MP, PRXY, 2, . 28
MP, PRXY, 3, . 28

! * DENSI DADE

MP, DENS, 1, 7800E-9
MP, DENS, 2, 7800E-9
MP, DENS, 3, 7800E-9

! *COEFI CI EMTE DE EXPANSÃO TÉRMI CA
MP, ALPX, 1, 12E-6
MP, ALPX, 2, 12E-6
MP, ALPX, 3, 12E-6

! *****
! * PROPRI EDADES, NÃO LI NEARES

/I NPUT, ESCOAMENTO, TXT

! *****
! * DEFI NI ÇÃO DE ESPESSURAS

NSEL, S, LOC, Y, 0, 14740+SOLDA/2 !*** ESPEURA DA SAI A E PRIMEIRO E SEGUNDO ANEIS
ESLN, S, 1
EMODI F, ALL, REAL, 4,
NSEL, S, LOC, Y, 14740, 19480+SOLDA/2 !*** ESPESSURA DOS SEGUNDO E TERCEIRO ANEIS

PROP

ESLN, S, 1
EMODI F, ALL, REAL, 3,
NSEL, S, LOC, Y, 19480, 28960+SOLDA/2 !*** ESPESSURA DOS QUARTO, QUINTO, SEXTO E SÉTIMO ANEIS
ESLN, S, 1
EMODI F, ALL, REAL, 2,
NSEL, S, LOC, Y, KY(29) !*** ESPESSURA DO TAMPO INFERIOR
ESLN, S, 1
EMODI F, ALL, REAL, 5
ALLS

!*** OBS TAMPO SUPERIOR, OITAVO E NONO ANEIS ESPESSURA JÁ DEFINIDA PELA REAL1

! NSEL, S, LOC, Y, KY(KK11), KY(KK12)
! NSEL, A, LOC, Y, KY(KK21), KY(KK22)
! NSEL, A, LOC, Y, KY(KK31), KY(KK32)
! NSEL, A, LOC, Y, KY(KK41), KY(KK42)
NSEL, S, LOC, Y, KY(11), KY(2041)
! NSEL, A, LOC, Y, KY(KK61), KY(KK62)
! NSEL, A, LOC, Y, KY(KK71), KY(KK72)
! NSEL, A, LOC, Y, KY(KK81), KY(KK82)
! NSEL, A, LOC, Y, KY(KK91), KY(KK92)
ESLN, S, 1
EMODI F, ALL, MAT, 2
NSEL, S, LOC, Y, KY(2), KY(3)
NSEL, A, LOC, Y, KY(4), KY(5)
NSEL, A, LOC, Y, KY(6), KY(7)
NSEL, A, LOC, Y, KY(8), KY(9)
NSEL, A, LOC, Y, KY(10), KY(11)
NSEL, A, LOC, Y, KY(12), KY(13)
NSEL, A, LOC, Y, KY(14), KY(15)
NSEL, A, LOC, Y, KY(16), KY(17)
NSEL, A, LOC, Y, KY(18), KY(19)
NSEL, A, LOC, Y, KY(20), KY(21)
ESLN, S, 1
EMODI F, ALL, MAT, 3
ALLS

ESCOAMENTO

! * ESCOAMENTO

TB, BI SO, 1, 6, 3 , , ! MATERI AL BASE

! *

TBMODI F, 1, 1, 260

TBMODI F, 1, 2, 316

TBMODI F, 1, 3, 371

TBMODI F, 1, 4, 427

TBMODI F, 1, 5, 482

TBMODI F, 1, 6, 510

TBMODI F, 2, 1, 266

TBMODI F, 2, 2, 266

TBMODI F, 2, 3, 266

TBMODI F, 2, 4, 266

TBMODI F, 2, 5, 258

TBMODI F, 2, 6, 168

TBMODI F, 3, 1, 1000

TBMODI F, 3, 2, 1000

TBMODI F, 3, 3, 1000

TBMODI F, 3, 4, 1000

TBMODI F, 3, 5, 1000

TBMODI F, 3, 6, 1000

TB, BI SO, 2, 6, , , ! MATERI AL DEFORMADO

! *

TBMODI F, 1, 1, 260

TBMODI F, 1, 2, 316

TBMODI F, 1, 3, 371

TBMODI F, 1, 4, 427

TBMODI F, 1, 5, 482

TBMODI F, 1, 6, 510

TBMODI F, 2, 1, 266

TBMODI F, 2, 2, 266

TBMODI F, 2, 3, 266

TBMODI F, 2, 4, 266

TBMODI F, 2, 5, 258

TBMODI F, 2, 6, 168

TBMODI F, 3, 1, 1000

TBMODI F, 3, 2, 1000

TBMODI F, 3, 3, 1000

TBMODI F, 3, 4, 1000

TBMODI F, 3, 5, 1000

TBMODI F, 3, 6, 1000

TB, BI SO, 3, 6, 3 , , ! SOLDA

! *

TBMODI F, 1, 1, 260

ESCOAMENTO

TBMODI F, 1, 2, 316
TBMODI F, 1, 3, 371
TBMODI F, 1, 4, 427
TBMODI F, 1, 5, 482
TBMODI F, 1, 6, 510
TBMODI F, 2, 1, 332
TBMODI F, 2, 2, 332
TBMODI F, 2, 3, 332
TBMODI F, 2, 4, 332
TBMODI F, 2, 5, 323
TBMODI F, 2, 6, 210
TBMODI F, 3, 1, 1000
TBMODI F, 3, 2, 1000
TBMODI F, 3, 3, 1000
TBMODI F, 3, 4, 1000
TBMODI F, 3, 5, 1000
TBMODI F, 3, 6, 1000

MESH

LESI ZE, 72, , , 70, , , , ,
LESI ZE, 73, , , 70, , , , ,
LESI ZE, 74, , , 70, , , , ,
LESI ZE, 75, , , 70, , , , ,
LESI ZE, 76, , , 70, , , , ,
LESI ZE, 44, 20, , , , , , ,
LESI ZE, 45, 20, , , , , , ,
LESI ZE, 33, 20, , , , , , ,
LESI ZE, 11, 20, , , , , , ,
LESI ZE, 46, , , 1
LESI ZE, 37, , , 10, 10
LESI ZE, 43, , , 10, 10
LESI ZE, 9, , , 10, 1/10
LESI ZE, 47, , , 10, 1/10
LESI ZE, 72, , , 10
LESI ZE, 77, , , 10
MSHKEY, 1
AMESH, 12, 15
ASEL, U, AREA, , 12, 15
ESI ZE, 1200
MSHKEY, 1
AMESH, ALL

CALCULAR

FINISH
/SOLU
NLGEOM, ON
NROPT, FULL, ,
OUTRES, ALL, ALL,
TIME, 1
AUTOTS, 1
DELTIM, 1/10000, 0, 1/10, 0
PRED, ON