

MÁRIO BATISTA DA ANA

ANÁLISE PROBABILÍSTICA DE FADIGA POR CADEIA DE MARKOV

Tese apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo para obtenção do
Título de Doutor em Engenharia

**CONSULTA
FT-2008**

São Paulo
2004

or

MÁRIO BATISTA DA ANA



ANÁLISE PROBABILÍSTICA DE FADIGA POR CADEIA DE MARKOV

8008-77

Tese apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo para obtenção do
Título de Doutor em Engenharia.

Área de concentração:
Engenharia Naval e Oceânica

Orientador:
Profº. Livre-Docente
Carlos Alberto Nunes Dias

São Paulo
2004

93/11
282/14

Ao apoio que todas
as pessoas em meu
meio me deram.

AGRADECIMENTOS

Ao amigo e orientador Prof. Dr. Carlos Alberto Nunes Dias pelas diretrizes seguras e pelo rigor e critério que só fizeram melhorar a qualidade dos resultados obtidos.

À MASA Implementos Rodoviários Ltda., pelo fornecimento de recursos e equipamentos.

À transportadora Trans-Shibata Ltda., pelo fornecimento do cavalo mecânico para tração do semi-reboque tanque.

À Sistema Transportes S/A, pelo fornecimento do semi-reboque tanque inox a ser estudado.

À LYNX TECNOLOGIA ELETRÔNICA Ltda., pelo fornecimento de equipamentos para a execução dos testes estático e dinâmico do semi-reboque tanque.

Ao Prof. Msc. Alexius Masiukewycz pelo trabalho de colagem dos extensômetros no semi-reboque tanque.

Ao amigo Eng. Augusto B. Hougaz pela participação na elaboração do programa GERTAP em elementos finitos.

À FAPESP pelo financiamento da parte experimental deste trabalho através do Programa de Inovação Tecnológica – PIPE, tendo como coordenador o orientador desta tese e como pesquisador o próprio doutorando.

Ao Prof. Dr. José R. Seabra F. do Departamento de Letras Clássicas da Universidade de São Paulo, pelo auxílio na revisão de texto deste trabalho.

RESUMO

O transporte de cargas líquidas perigosas tem, no Brasil, um alto fator de risco ocasionado pelo estado ruim de nossas estradas e vias urbanas que, ao menos no curto ou médio prazos, não se resolverá. É fato comum que caminhões tanque, mesmo após alguns poucos meses de uso, apresentem trincas estruturais comprometedoras que, por ação fiscalizatória dos órgãos reguladores de proteção ao meio ambiente, implicam na remoção do veículo para reparos, com enormes perdas diretas para as transportadoras e indiretas para os fabricantes.

A origem do problema, corroborada pelo mau estado das vias trafegáveis, pode ser relacionada ao próprio procedimento de projeto, uma vez que o dimensionamento estrutural é obtido pela aplicação de normas brasileiras que, no cerne, são quase uma tradução literal de normas estrangeiras. Estas, evidentemente, foram criadas tomando como premissa as condições bem menos críticas das vias trafegáveis do primeiro mundo. Neste âmbito, como um demonstrativo do que se quer dizer, podemos citar o fato conhecido de que mesmo bons caminhões, fabricados no exterior ou fabricados no Brasil com tecnologia importada, tendem a reproduzir o histórico de surgimento de trincas, muito antes de se atingir a vida operacional prevista para o equipamento.

Particularmente para as pequenas e médias montadoras, de capital nacional, e que basicamente dominam o mercado de caminhões tanque, essa questão tem se consubstanciado num grande problema, problema este que está exigindo enfoque nacional na busca de uma solução mais aceitável, no sentido de viabilizar mudanças nos processos de projeto, fabricação e testes. Espera-se que disso resulte alguma garantia quanto à previsão mais realista da vida operacional do equipamento, para as reais condições das estradas brasileiras, dispondo-se de um procedimento que possa vir a contribuir mais adequadamente na estimativa da vida em fadiga da estrutura.

Tal procedimento, pelo que se sabe da prática de projeto de estruturas veiculares, não pode prescindir de testes experimentais uma vez que avaliações puramente teóricas (mesmo que com o uso de ferramentas numéricas modernas, como o Método dos Elementos Finitos), por inúmeras razões, estão longe de serem auto-suficientes. É

prática comum nas grandes montadoras que, para cada novo projeto, um protótipo seja submetido à experimentação real, em pistas de testes, antes de se iniciar a produção seriada. As pistas, quase que um segredo de estado, são montadas seguindo requisitos próprios de cada montadora e servem, por um processo de tentativa e erro, para identificação e correção de problemas estruturais. Os testes são destrutivos, repetitivos e de longa duração, pois é necessário chegar ao limite do surgimento de trincas, demandando uso contínuo de instrumentos e técnicos especializados. Portanto, em função de seus altos custos, tais testes dificilmente podem ser bancados como prática regular por pequenas montadoras, que nem ao menos têm a alternativa da diluição dos custos numa produção em série.

No contexto do que foi exposto, o propósito essencial desta tese é o de estabelecer um procedimento teórico-experimental que, compatível com os recursos de uma pequena montadora, seja capaz de lograr resultados confiáveis no que tange à previsão de vida operacional de cada novo equipamento projetado. Para tanto, o embasamento teórico tem a função de reduzir o número de experimentos necessários, formando-se um método de avaliação em que os testes não sejam destrutivos e não sejam em grande número, permitindo que se use o próprio equipamento, a ser passado ao cliente, como o objeto dos ensaios.

O tratamento numérico por modelo de elementos finitos não tem a função precípua, dentro do método proposto, de servir a simulações dinâmicas em computador, embora isso, dentro de determinadas restrições, também pudesse ser feito. Tem tido, na essência, a função de amparar os resultados experimentais, ampliando o significado das medições efetuadas, de modo que testes feitos em algumas poucas pistas urbanas, consideradas típicas, prestem-se à extrapolação para uma situação de longo prazo, algo mais geral.

Em outras palavras, resultados numéricos de elementos finitos e resultados experimentais são tratados concomitantemente num contexto de análise probabilística cuja função é oferecer uma estimativa de engenharia para a vida em fadiga. Isso deve permitir que se tomem decisões sobre a adequabilidade de um determinado dimensionamento estrutural para as condições reais, mais representativas, das vias

trafegáveis brasileiras, sem demandar o emprego de recursos financeiros incompatíveis com as possibilidades de pequenas e médias montadoras. Exige-se, em contrapartida, um aprofundamento teórico maior do que aquele até hoje cotidianamente adotado, mesmo nas grandes montadoras. Disso, então, surge a necessidade de conceitos mais avançados relacionados à análise probabilística de tensões, nos quais se inserem os termos: Matriz de Rainflow, Cadeia de Markov, processos chaveados etc., como aqui são vistos.

ABSTRACT

The transportation of dangerous liquid cargo has, in Brazil, a high risk factor caused mainly by the bad conditions of the highways and urban roads which, at least in short and medium terms, will not be solved. It is common fact that trucks, even after a few months of use, show compromising structural fractures which by inspection action of the environment protection regulation offices, implicate in the removal of, the vehicle for repair with enormous direct losses to the transportation company and also indirectly to the manufacturers.

The origin of the problem, strengthened by the bad conditions of the traffic roads, can be related to the own project procedure, since the structural dimensioning is obtained by application of Brazilian rules, which, in essence, are almost a literal translation of foreign rules. Those obviously were made taking as premises the much less critical conditions of the traffic roads in the developed countries. In this bounds, as an example, we can quote the well know fact that even good quality trucks, manufactured abroad or in Brazil with imported technology, have a trend to reproduce the historical of the appearance of fractures quite before the expected operational lifetime of the equipment is achieved.

In particular, for the small and medium size manufacturers of national capital, and which basically control the market of tank trucks, this question has become a large problem, which is demanding the national attention for a more acceptable solution in order to make feasible changes in the project processes, manufacturing and tests. It is expected that this action results in some guarantee concerning a more realistic forecast for the equipments operational lifetime, to the real conditions of the Brazilian roads, making available a procedure which will contribute more effectively in the estimate of the lifetime in fatigue for the structure.

Such procedure, to the current knowledge from the project practice of vehicular structures, can not be done without experimental tests since the pure theoretical assessments (even applying modern numerical tools, such as the Finite Elements Method), for a number of reasons, are far away of being self-sufficient. It is a common practice in the large manufacturers that, for each new project, a prototype be submitted

to a real experimentation, in test tracks, before starting the serial production. The tracks, almost a secret-of-state, are built following the own requirements of each manufacturer and serve by a process of attempt and error, the identifications and correction of the structural problems. The tests are destructive, repetitive and of long duration, since it is necessary to reach the limit of the appearance of the fractures demanding the continuous use of instruments and skilled technicians. Therefore, considering its high costs such tests not easily can be financed as regular practice by small manufacturers, which at least have the alternative of cost dilution in a serial production.

In the context of the above exposed, the main purpose of this thesis is to establish a theoretical – experimental procedure which, compatible with the resources of a small manufacturers, should be able to achieve reliable results concerning the forecast of the operational lifetime of each new projected equipment. For this, theoretical basis has the purpose of reducing the number of necessary experiments, forming a method of evaluation in which the tests are non-destructive and not performed is a large number, allowing the use of the own equipment to be delivered to the client for the tests.

The numerical approach by the Finite Elements Method has not the main purpose in the proposed method, to serve for computer dynamical simulations, although within certain restricted conditions this also could be done. It has, in essence, the purpose to support the experimental results, extending the meaning of the carried out measurements, in such way that the performed tests in a few typical urban tracks be useful to the extrapolation fox a long term or more general situation.

In other words, numerical results of finite elements and experimental results are treated simultaneously in the context of a probabilistic analysis with the purpose to offer an engineering estimate for the lifetime in fatigue. This procedure should allow one to make decisions about the adequacy of a certain structural dimensioning to the real and more representative conditions of the Brazilian traffic ways, without demanding the use of incompatible financial resources to the possibilities of small and medium size manufacturers. It is required, on the other hand, to go deeper into the theoretical approach used today, even by the large manufacturers. So, from this situation appear the need of more advanced concepts related to the probabilistic analysis of stresses, in

which the following term, including: Rain-Flow Matrix, Markov Chain, Switching Processes etc, as shown here.

SUMÁRIO

LISTA DE TABELAS.....	xviii
LISTA DE FIGURAS.....	xv
RESUMO.....	iv
ABSTRACT.....	vii
CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO.....	1
1.1 – Considerações iniciais.....	1
1.2 – Objetivo do trabalho.....	4
1.3 – Divisão em capítulos.....	5
CAPÍTULO II – PROJETO ESTRUTURAL	7
2.1 – Considerações iniciais.....	7
2.2 – Solicitações estáticas.....	10
2.2.1 – Cargas verticais.....	10
2.2.2 – Cargas horizontais.....	15
2.2.3 – Diagramas de esforços solicitantes para as cargas estáticas do semi-reboque tanque (figura 2.5).....	19
2.3 – Dimensionamento estrutural do semi-reboque tanque	25
2.3.1 – Considerações iniciais.....	25
2.3.2 – Integridade estrutural do semi-reboque tanque	25
2.3.2.1 – Primeiro procedimento.....	26
2.3.2.1.1–Máxima tensão.....	26
2.3.2.1.1.1-Tensão circunferencial de tração	26
2.3.2.1.1.2-Tensão longitudinal de tração	27
2.3.2.1.1.3- Apresentação de resultados, considerando um semi-reboque tanque de 18.000 litros para transporte de soda cáustica.....	27

CAPÍTULO IV - ANÁLISE EXPERIMENTAL	72
4.1 – Introdução.....	72
4.2 – Coleta de dados dos ensaios.....	72
4.3 – Regressão dos dados experimentais estáticos.....	73
4.3.1 – Formato das curvas experimentais.....	73
4.3.2 – Simetria x imperfeições de forma.....	79
4.3.3 – Carga x descarga	84
4.4 – Análise dos dados experimentais dinâmicos.....	84
4.4.1 – Filtragem dos sinais.....	84
4.4.2 – Estado triplo de tensões.....	85
4.5- Conclusão.....	87
CAPÍTULO V-ANÁLISE PROBABILÍSTICA POR CADEIA DE MARKOV..	93
5.1 – Introdução	93
5.1.1 – Objetivos.....	93
5.1.2 – Matriz Markov.....	95
5.1.3 – Matriz de Vales e Picos.....	96
5.1.4 – Cálculo da vida em fadiga a partir da matriz Rainflow.....	98
5.1.5 – Visão geral do procedimento.....	99
5.2 – Determinação da matriz Rainflow Esperada.....	101
5.2.1 – Expressão para o cálculo da matriz Rainflow Esperada.....	101
5.2.2 – Hipóteses para calcular apenas com G e P	102
5.2.3 – Modelo para matriz Min-Max Esperada (G).....	102
5.2.4 – Parâmetros da matriz Markov de Chaveamento.....	105
5.2.5 - Matriz Rainflow Esperada.....	105
5.3 – Aplicação prática.....	107
5.3.1 – Sinais escolhidos.....	107
5.3.2 – Aspectos práticos.....	109
5.3.3 – Resultados dos casos analisados.....	112
5.4 – Simulação Virtual dos Experimentos.....	117

5.4.1 – Mudando a Matriz de Chaveamento.....	117
5.4.2 – Chaveamento entre os estados de todos os trechos.....	118
5.5 – Conclusões.....	120
CAPÍTULO VI – CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	122
6.1 – Conclusões.....	122
6.2 – Recomendações para Trabalhos Futuros.....	125
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	127
ANEXOS.....	130
ANEXO A – Gráficos do Ensaio Estático do Semi-Reboque Tanque.....	131
ANEXO B – Ensaio Dinâmico do Semi-Rreboque Tanque.....	140
ANEXO C – Apresentação da ilustração das matrizes Rainflow medidas.....	184
ANEXO D – Apresentação da ilustração das matrizes Rainflow medidas normalizadas para soma igual a um e das respectivas matrizes Rainflow esperadas	189
ANEXO E – Apresentação das matrizes Markov de chaveamento definidas aleatoriamente para a combinação dos oito estados determinados no capítulo V.....	198
ANEXO F – Apresentação das matrizes Rainflow esperadas e das matrizes de Dano de Rainflow para a combinação dos oito estados determinados no capítulo V, usando-se as matrizes Markov de chaveamento apresentadas no Anexo E.....	204

APÊNDICE A – Programação do Matlab para Cálculo do Dano à Fadiga.....	215
--	------------

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Esquema do semi-reboque tanque fornecido pela Masa.....	3
Figura 1.2 – Esquema do semi-reboque tanque tracionado.....	3
Figura 1.3 – Representação esquemática do encaminhamento lógico das etapas do procedimento proposto neste estudo.....	6
Figura 2.1 – Cavalo mecânico trator.....	8
Figura 2.2 – Tanque cilíndrico horizontal.....	8
Figura 2.3 – Chassi base para semi-reboque tanque autoportante.....	9
Figura 2.4 – Distribuição de cargas no semi-reboque tanque tracionado.....	11
Figura 2.5 – Distribuição de cargas no semi-reboque tanque autoportante.....	12
Figura 2.6 – Plator de acoplamento.....	12
Figura 2.7 - Limite de carga na América do Sul	16
Figura 2.8 – Suspensão tripla mecânica para semi-reboque.....	18
Figura 2.9 – Montagem do tanque.....	20
Figura 2.10- Montagem das rodas e pneus no eixo central da suspensão tripla mecânica	21
Figura 2.11- Montagem dos acessórios no tanque.....	22
Figura 2.12- Esforços estáticos atuantes sobre o semi-reboque tanque autoportante.....	23
Figura 2.13- Diagrama de momento fletor atuante sobre o semi-reboque tanque autoportante devido à ação de esforços estáticos.....	24
Figura 2.14- Numeração dos pontos de tensões estudadas.....	47
Figura 2.15-Representação paramétrica das tensões mecânicas e tensões de viga	51
Figura 2.16-Trinca com origem na solda do berço com o anel	52
Figura 3.1 – Tela inicial do programa GERTAP de geração paramétrica de malha de Elementos Finitos.....	55
Figura 3.2 – Modelagem da suspensão.....	57

Figura 3.3 – Refinamento da malha do semi-reboque tanque	58
Figura 3.4 – Variação do diâmetro em função do comprimento do tanque.....	60
Figura 3.5 – Dados do anel de reforço do semi-reboque tanque.....	61
Figura 3.6 – Dados do perfil longitudinal do semi-reboque tanque	61
Figura 3.7 - Dados para opção de projeto do semi-reboque tanque.....	62
Figura 3.8 - Malha tamanho 2, com transição e simetria: 48.803 equações.....	64
Figura 3.9 - Malha tamanho 4, com transição e simetria: 63.917 equações.....	64
Figura 3.10 - Malha tamanho 2, sem transição e simetria: 97.606 equações.....	64
Figura 3.11 - Malha tamanho 4, sem transição e simetria:155.398 equações.....	64
Figura 3.12 - Malha tamanho 8, com transição e simetria:106.175 equações.....	65
Figura 3.13 - Malha tamanho 12, com transição e simetria:241.079 equações.....	65
Figura 3.14 - Malha tamanho 8, sem transição e simetria: 342.694 equações.....	65
Figura 3.15 - Malha tamanho 12, sem transição e simetria: 801.826 equações.....	65
Figura 3.16 - Resultado da análise: vista lateral esquerda deformada do semi-reboque tanque.....	66
Figura 3.17 - Resultado da análise das tensões de Von Mises na vista lateral direita.....	66
Figura 3.18 - Tensões críticas nos pontos 1 e 2 dos anéis: malha com tamanho 8..	67
Figura 3.19- Teste de convergência para tamanho de malha variando de 2 a 16 e para os pontos 1 e 2 vistos na figura 3.18.....	68
Figura 3.20 - Geometria paramétrica da calota	70
Figura 3.21 - Tipos de malha das calotas	70
Figura 4.1 - Ensaio estático: resultados para o extensômetro 3E1.....	75
Figura 4.2 – Localização do extensômetro 3E1.....	76
Figura 4.3 – Exemplo de composição de tensões para uma viga simples.....	77
Figura 4.4 – Modelo de MEF (GERTAP) e locais de instrumentação.....	78
Figura 4.5 – Localização dos pontos críticos no tanque.....	80
Figura 4.6 – Localização dos pontos críticos nos anéis.....	81
Figura 4.7- Exemplo de resultado com boa simetria	82
Figura 4.8 – Exemplo de resultado sem simetria	83

Figura 4.9 - Filtragem de ruído elétrico (MATLAB).....	89
Figura 4.10 - Exemplo de fator de correção do estado de tensões.....	90
Figura 4.11 - Exemplo de histograma de flutuações de tensões (Matlab/Rainflow).	90
Figura 4.12-Diagrama S-N e equacionamento do cálculo de fadiga.....	91
Figura 5.1 - Exemplo prático simples de alternância entre estados.....	95
Figura 5.2 – Exemplo das matrizes de vales e picos.....	98
Figura 5.3 - Estrutura do procedimento de regressão não linear para ajuste entre matrizes de Rainflow Medida e Esperada.....	100
Figura 5.4 a - Exemplo de modelo para $X_1 = -0,2$, $X_2 = 0,2$, $s = 0,2$, $\lambda = 1$	103
Figura 5.4 b- Exemplo de modelo para $X_1 = 0,2$, $X_2 = 0,4$, $s = 0,2$, $\lambda = 0,5$	104
Figura 5.4 c- Exemplo de modelo para $X_1 = -0,2$, $X_2 = -0,2$, $s = 0,15$, $\lambda = 2$	104
Figura 5.5 – Exemplo de matriz Rainflow medida com médias distintas.....	108
Figura 5.6 - Exemplo de matriz Rainflow medida com médias próximas.....	109
Figura 5.7 - Matriz Dano a partir da matriz Rainflow medida, para Gage 4D3 e SRTDC03.....	114
Figura 5.8 - Matriz Dano a partir da matriz Rainflow esperada, para Gage 4D3 e SRTDC03.....	115
Figura 5.9 - Matriz Dano a partir da matriz Rainflow medida, para Gage 4D3 e SRTDC02	116
Figura 5.10 -Matriz Dano a partir da matriz Rainflow esperada, para Gage 4D3 e SRTDC02.....	117

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1–Dimensões paramétricas de um semi-reboque tanque de 18.000 litros.	28
Tabela 2.2-Tensão circunferencial paramétrica de tração devida à pressão interna com juntas longitudinais (S_y) em função da variação do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	29
Tabela 2.3- Tensão longitudinal paramétrica de tração devida à pressão interna com juntas soldadas circunferenciais (S_x) em função da variação do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	30
Tabela 2.4-Tensão paramétrica de tração ou compressão (S_{x6}), em função da variação do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	32
Tabela 2.5-Tensão paramétrica de cisalhamento vertical (S_S) em função da variação do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	33
Tabela 2.6-Tensão paramétrica de membrana (S_M) em função da variação do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	34
Tabela 2.7-Tensão paramétrica de flexão (S_F) em função da variação do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	35
Tabela 2.8-Tensões paramétricas efetivas de tração (S_{et}) e compressão (S_{ec}) em função da variação do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	36
Tabela 2.9-Tensões paramétricas efetivas de tração (S_{et}) e compressão (S_{ec}) para pressão de 0,25 Mpa, em função da variação do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	37
Tabela 2.10-Tensão circunferencial (S_{y3}) e longitudinal (S_{x3}) paramétrica de tração, devido a P.M.T.A, em função do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	40
Tabela 2.11-Momento fletor (M_F) atuante, em função da variação do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	48

Tabela 2.12-Módulo de resistência (W_T) em função da variação do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	49
Tabela 2.13-Tensão de flexão (σ_F), em função da variação do comprimento do corpo do tanque (L_c) para um semi-reboque tanque de 18.000 litros.....	50
Tabela 4.1-Resultados experimentais da análise de vida em fadiga.....	92
Tabela 5.1- Exemplo da matriz Markov.....	96
Tabela 5.2 – Número de variáveis em função do número de estados.....	107
Tabela 5.3 – Descrição dos parâmetros utilizados.....	110
Tabela 5.4 – Resumo dos resultados obtidos com as otimizações.....	112
Tabela 5.5 – Resumo dos resultados das vidas em fadiga obtidos no capítulo IV.....	112
Tabela 5.6 – Resumo dos resultados das vidas em fadiga a partir das matrizes Rainflow medidas.....	113
Tabela 5.7 – Resumo dos resultados das vidas em fadiga a partir das matrizes Rainflow esperadas.....	113
Tabela 5.8 – Variação dos parâmetros da matriz de Chaveamento em torno do valor ótimo	118
Tabela 5.9 – Variação da matriz Markov de Chaveamento combinando os oito estados determinados anteriormente	119

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABAQUS	Programa para Elementos Finitos
ANSI	American National Standard Institute
ALGOR	Programa para Elementos Finitos
ANSYS	Programa para Elementos Finitos
ASME	The American Society of Mechanical Engineers
BT	Balanço Traseiro
CCM	Carga total no cavalo mecânico
CED	Carga no eixo dianteiro do cavalo mecânico
CET	Carga no eixo traseiro do cavalo mecânico
CG1	Centro de gravidade da massa suspensa
CG2	Centro de gravidade da carga
CSR	Carga total no semi-reboque tanque
CST	Carga na suspensão traseira
CUT	Carga útil a ser transportada
CUM	Carga útil no cavalo trator
DOT	Department of Transportation
EE	Distância entre eixos do cavalo mecânico
ED	Eixo dianteiro
E_f	Eficiência da junta soldada, tabela UW – 12 [6]
ET	Eixo traseiro
EV	Evento
FAPESP	Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo
GERTAP	Geração de Malha no Tanque Auto Portante
INMETRO	Instituto Nacional de Metrologia
KFG	Extensômetros Kyowa
KSB	Marca de Bomba Centrífuga
MEF	Método dos elementos finitos

NASTRAN	Programa de elementos finitos
NaOH	Hidróxido de Sódio
PBT	Peso bruto total
PED	Peso total no eixo dianteiro do cavalo mecânico
PET	Peso total no eixo traseiro do cavalo mecânico
PIPE	Programa de Incentivo a Pequenas Empresas
PMTA	Pressão Máxima de Trabalho Admissível
PST	Peso total na suspensão traseira
RTQ	Nomenclatura das normas ABNT
SRT	Semi-Reboque Tanque
SRTAP	Semi-Reboque Tanque Autoportante
SRTDC	Nome de arquivo para leitura dos trechos no ensaio dinâmico
ST	Suspensão traseira nos três eixos traseiros
TED	Tara no eixo dianteiro do cavalo mecânico
TET	Tara no eixo traseiro do cavalo mecânico
TC	Tara do chassi
TFT	Terminal da Kyowa
TIG	Tungsten Inert Gas
TS	Tara na suspensão traseira
TSR	Tara do semi reboque tanque
TT	Tara do tanque

LISTA DE SÍMBOLOS

X	Posição do plator no cavalo mecânico
T	Peso da massa suspensa
L	Distância entre o pino-rei e o centro da suspensão
K	Distância entre o pino-rei e o início do corpo cilíndrico
L_c	Comprimento do corpo cilíndrico
y	Distância entre o CG2 e o centro da suspensão traseira
a	Distância entre o pino-rei e o CG2.
γ	Peso específico da carga líquida a ser transportada
ϕ	Diâmetro interno do tanque
Z	Distância entre a extremidade do corpo do tanque e o pára-choque
b	Distância entre a calota e o pára-choque traseiro
f_r	Coefficiente de atrito de rolamento
p	Carga distribuída
q	Comprimento total do tanque
A	Distância entre a extremidade dianteira do tanque e o centro do pino-rei
n	Distância entre o centro da suspensão traseira e a calota traseira
S_y	Tensão circunferencial de tração, devida à pressão interna para juntas longitudinais
S_x	Tensão longitudinal de tração, devida à pressão interna para juntas Circunferenciais
S_t	Tensão máxima admissível
L_T	Comprimento total do semi-reboque tanque
S_e	Tensão efetiva estrutural
S_{et}	Tensão paramétrica efetiva de tração
S_{ec}	Tensão paramétrica efetiva de compressão
S_M	Tensão paramétrica de membrana
S_F	Tensão paramétrica de flexão

S_{x1}	Tensão de tração ou compressão
S_{x6}	Tensão de tração, tabela 2.4
S_s	Tensão paramétrica de cisalhamento vertical
g	Peso do produto
S_{y3}	Tensão circunferencial
S_{x3}	Tensão longitudinal
e_c	Espessura de costado
d	Distância entre soldas
e_t	Espessura do tanque
f	Flecha das calotas
H	Altura manométrica
H_z	Hertz
P_B	Peso Bruto
P_c	Peso da carga
P_e	Pressão estática
P_i	Pressão interna
P_p	Pressão de percurso
P_t	Pressão de trabalho
P_{tq}	Peso do tanque
R_{at}	Resistência devido ao atrito de rolamento
R_B	Raio de rebordeamento
R_i	Raio interno do corpo cilíndrico
R_T	Raio de abaulamento
R_0	Raio externo da calota
V_c	Volume do corpo cilíndrico
V_f	Volume das calotas torisféricas ASME 10%
V_G	Volume geométrico do tanque
V_R	Volume real de carga a ser transportada
W	Peso da carga
ϕ_e	Diâmetro externo do tanque

L_e	Espaçamentos dos anéis
σ_F	Tensão de flexão
W_T	Módulo de resistência
$P(x_o, y_o, z_o)$	Pressão hidrostática equivalente
x_o, y_o, z_o	Coordenadas do ponto no tanque
p_o	Pressão de gás
γ_c	Peso específico do produto
a_x	Aceleração de frenagem
a_y	Aceleração lateral
a_z	Aceleração devida ao movimento subida e descida da suspensão
h	Distância da superfície livre
θ	Ângulo de abaulamento da calota
A	Ponto de engastamento da viga
h	Varição do comprimento da viga
p	Pressão hidrostática sobre a viga
σ_G	Tensão normal
k	Fator função da razão de aspecto de uma placa
γ	Peso específico da água
σ_A	Tensão total
σ_L	Tensão local
t	Espessura da viga
D^{rfc}	Matriz Dano calculada a partir da Matriz Rainflow
F^{rfc}	Matriz Rainflow medida
G^{rfc}	Matriz Rainflow esperada
Q^i	Matriz Markov de um estado i
G^i	Matriz Min-Max esperada
i	Estado na matriz
P	Matriz Markov de chaveamento
Q	Matriz Markov

G	Matriz Min-Máx esperada
γ_{tc}	Peso específico do tanque mais carga
λ	Desvio padrão

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1 - Considerações iniciais

A evolução dos sistemas de transportes utilizados pela sociedade advém da necessidade de o homem transportar mercadorias de um local para outro, quer seja para efeito de comércio ou de sua própria sobrevivência.

Ao final do século XIX, como consequência das grandes descobertas tecnológicas propiciadas pela revolução industrial, bem como da constante busca por parte do homem de um meio de locomoção simples e rápido, surgiram os primeiros veículos sobre rodas, movidos por motores de combustão interna e destinados ao transporte de passageiros, embora ainda utilizados mais para o lazer e esporte, [1]. Para o transporte de mercadorias por via terrestre ainda havia o grande domínio das ferrovias.

Porém, foi somente ao final da Segunda Guerra Mundial que os transportes rodoviários se consolidaram como um meio de movimentação de mercadorias, dada à iniciativa norte-americana em recuperar as rodovias em seu próprio território bem como no continente europeu, dada à maior facilidade com que os veículos de transporte rodoviários podem transpor áreas de terreno mais acidentado em comparação com os veículos ferroviários.

Esta iniciativa norte-americana influenciou significativamente as autoridades governamentais brasileiras, sendo que, desde a década de 50, o transporte rodoviário de cargas vem sendo priorizado.

Como resposta a esta opção pelo transporte rodoviário, as empresas montadoras de implementos rodoviários Masa, Randon, e outras, oferecem uma grande variedade de semi-reboque tanques destinados ao transporte de cargas líquidas perigosas, desde a categoria leve, com peso bruto total de 15 toneladas até a categoria de extra pesados, com peso bruto total de 45 toneladas, [2].

O modelo típico de semi-reboque tanque fabricado pelas montadoras é apresentado na figura 1.1, ou seja, é um semi-reboque tanque de três eixos, sendo

que neles, individualmente, estão montadas quatro rodas, duas em cada uma das extremidades.

Segundo a Lei da Balança Brasileira [3], que é o regulamento que normaliza o peso máximo que pode ser aplicado em cada um dos eixos de uma dada configuração de semi-reboque, a distribuição dos pesos admitida para o semi-reboque apresentado na figura 1.2 é 58800N no eixo dianteiro (ED) isolado do cavalo mecânico, 98000N para o eixo de tração (ET) do cavalo mecânico isolado, e 249900N nos três eixos traseiros (ST) do semi-reboque tanque, utilizando pneus com diâmetro maior que 830 mm. Devido à constante preocupação dos proprietários de empresas transportadoras em reduzir o peso da estrutura do veículo a fim de aumentar a capacidade de transporte de carga útil e, ainda, devido ao alto risco ocasionado pelo estado ruim de nossas estradas e vias urbanas que, ao menos no curto ou médio prazos, não se resolverá, os fabricantes desenvolveram uma geometria que, visando à redução de peso, passou a ser constituída por um tanque cilíndrico horizontal, reforçado externamente com anéis e empalmes, e chassis tipo autoportante com suspensão, eixos, rodas e pneus instalados somente na traseira do tanque. Embora este tipo de estrutura venha sendo submetida a testes hidrostáticos, dinâmicos e de frenagem, a fim de ser obtida sua certificação, é fato comum que, mesmo após alguns poucos meses de uso, apresentem trincas estruturais comprometedoras que, por ação fiscalizatória dos órgãos reguladores de proteção ao meio ambiente, implicam na remoção do veículo para reparos, com enormes perdas diretas para as transportadoras e indiretas para os fabricantes.



Fig. 1.1 – Esquema do semi-reboque tanque fornecido pela Masa [2].



Fig. 1.2 – Esquema do semi-reboque tanque tracionado.

1.2 - Objetivo do trabalho

O objetivo principal desta tese é o de avaliar o processo de fadiga do semi-reboque tanque, procurando-se definir uma estimativa de vida operacional para o mesmo. Como as tensões estáticas e dinâmicas atuantes regem o fenômeno da fadiga, foi estabelecido um procedimento teórico-experimental de avaliação de tensões que, compatível com os recursos de uma pequena montadora, seja capaz de lograr resultados confiáveis no que tange à previsão de vida operacional de cada novo equipamento projetado. Para tanto, o embasamento teórico tem a função de reduzir o número de experimentos necessários, formando-se um método de avaliação em que os testes não sejam destrutivos e nem em grande número, permitindo que se use o próprio equipamento, a ser passado ao cliente, como o objeto dos ensaios.

Com esse objetivo, feito o projeto pelas normas RTQ-034 [4] e ASME [5], desenvolveu-se análise teórica pelo método de elementos finitos, com o uso de um programa de parametrização GERTAP [6] e uso do programa de MEF ALGOR [7] para determinação das tensões. Ressalte-se que o programa GERTAP, destinado à geração automatizada de malha de elementos finitos, parametriza toda uma família de semi-reboques autoportantes da montadora MASA [2], tendo sido desenvolvido como parte integrante do procedimento estabelecido nesta tese.

Através da extensometria elétrica a análise experimental realiza-se estaticamente, por enchimento gradativo do tanque, e dinamicamente para o semi-reboque transitando em diversas estradas e vias urbanas, com pisos de diferentes níveis de irregularidades.

Os resultados teóricos e experimentais são tratados concomitantemente num contexto de análise probabilística, cuja função é a de fornecer uma estimativa consistente de engenharia para a vida em fadiga. Diante disso, são aplicados conceitos de Matriz de Rainflow e Cadeia de Markov [22], relacionados à análise probabilística de tensões. Na figura 1.3, apresenta-se, de forma esquemática, a seqüência das diversas etapas desenvolvidas neste estudo.

1.3 – Divisão em capítulos

O capítulo 2 é dedicado ao projeto clássico da estrutura do semi-reboque, relacionando-se os principais aspectos inerentes à aplicação das regras e normas. Culmina-se com um estudo do modo pelo qual as dimensões do tanque influenciam na magnitude das tensões, de sorte a corroborar a constatação prática de que o aumento do comprimento tende a provocar situação mais propícia ao surgimento de trincas.

No capítulo 3 todos os aspectos teóricos e práticos do desenvolvimento do modelo de elementos finitos são tratados. Realiza-se, por fim, teste de convergência da malha para o caso do semi-reboque autoportante de 18000 litros, obtendo-se os resultados teóricos necessários à comparação com os resultados experimentais. Neste contexto, é importante destacar a importância da análise por elementos finitos também como um meio de definir os pontos da estrutura que, prioritariamente, merecem instrumentação por extensômetro elétrico.

Tomando por base, o material técnico produzido pelo projeto PIPE financiado pela FAPESP, ao capítulo 4 destina-se a função de descrever todo o procedimento experimental, da preparação da instrumentação à análise de resultados. Especial destaque é dado ao modo pelo qual os ensaios estáticos devem ser interpretados na realização do processo de calibração do modelo de elementos finitos. Termina-se por apresentar uma tabela que, ainda pela abordagem clássica determinística, ilustra como os resultados dos ensaios dinâmicos são traduzidos em termos de valores de vida em fadiga para cada tipo de piso experimentado.

No capítulo 5 introduzem-se os conceitos de análise probabilística por cadeia de Markov, necessários ao estabelecimento de avaliação da vida em fadiga, no contexto de longo prazo resultante de combinações estatísticas do que se define como estados de pista. Com isto, pôde-se ampliar o significado dos resultados experimentais dinâmicos no sentido de que alguns poucos testes podem servir de base para simulações mais complexas das combinações e chaveamentos entre os estados observados.

Finalmente, ao capítulo 6 dedica-se exposição das principais conclusões assim como recomendações para trabalhos futuros.

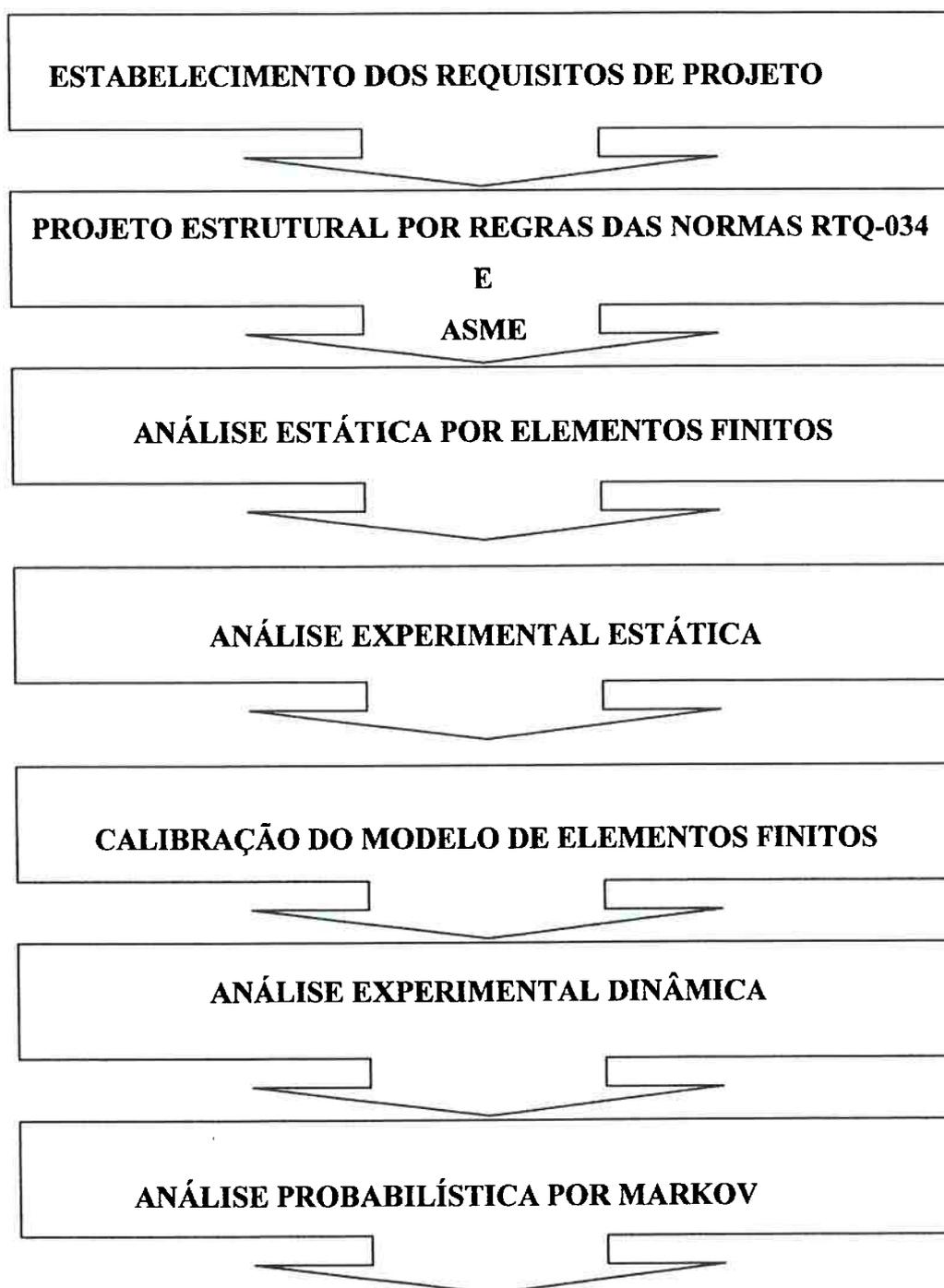


Fig. 1.3 – Representação esquemática do encaminhamento lógico das etapas do procedimento proposto neste estudo.

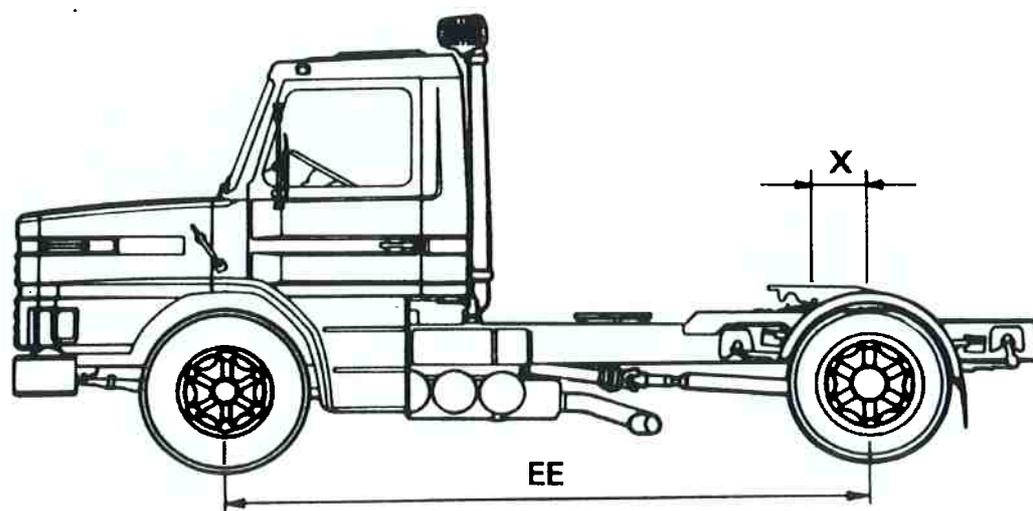
CAPÍTULO II

PROJETO ESTRUTURAL

2.1 - Considerações iniciais

Um semi-reboque tanque tracionado (figura 1.2), é dito autoportante, porque o tanque é apoiado sobre berços distanciados transversais e pode ser subdividido em subsistemas básicos, como cavalo mecânico trator (figura 2.1), tanque (figura 2.2) e chassis base (figura 2.3).

Partindo da divisão do semi-reboque tanque autoportante nestes subsistemas, é possível afirmar que o problema da avaliação da resposta dinâmica de um semi-reboque tanque é basicamente caracterizado pelo estudo da resposta dinâmica de um sistema composto por diversos corpos, com massas diferenciadas, interligadas entre si. As cargas dinâmicas atuantes sobre o tanque são, basicamente, transmitidas pelo conjunto da suspensão ao chassi base e este ao tanque e pelo cavalo mecânico trator, pela ação da aceleração, frenagem e mudança de direção ou pela ação de rebocar ou ser rebocado. Existe, adicionalmente, uma grande variedade de cargas estáticas atuando sobre o tanque e sobre o chassi base, tais como peso do produto a transportar, peso da estrutura ou mesmo eventuais tensões residuais introduzidas pelos processos empregados na sua fabricação.



$$X = \frac{EE \times (\text{carga legal no eixo dianteiro} - \text{tara eixo dianteiro})}{(\text{PBT legal do cavalo} - \text{tara do cavalo})}$$

Fig. 2.1 – Cavalo mecânico trator [8].

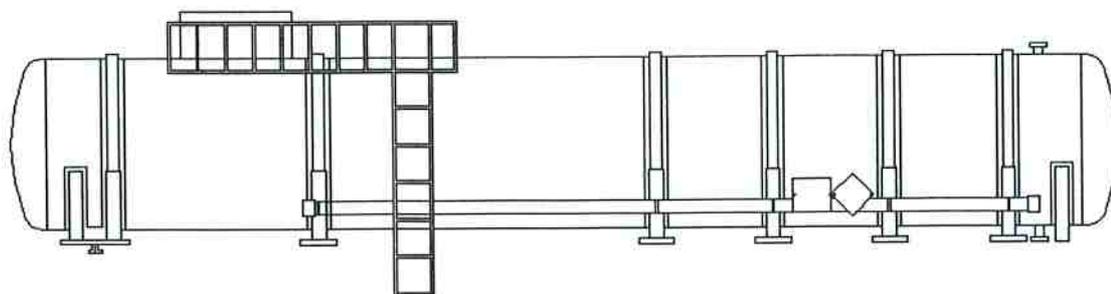
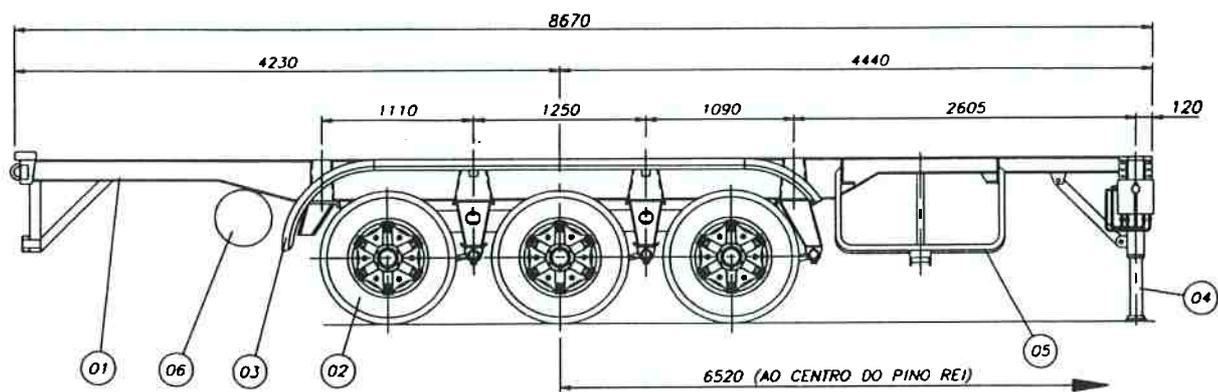


Fig. 2.2 – Tanque cilíndrico horizontal [9].



- | | |
|----|------------------------|
| 01 | Longarina do chassi |
| 02 | Pneu |
| 03 | Paralama |
| 04 | Pé de apoio hidráulico |
| 05 | Porta step |
| 06 | Corote |

Fig. 2.3 – Chassi base para semi-reboque tanque autoportante [9].

Neste capítulo são apresentados os esforços estáticos e dinâmicos atuantes sobre o semi-reboque tanque, sendo justificada a origem e os principais fatores que influenciam a magnitude dos mesmos.

2.2– Solicitações estáticas

2.2.1– Cargas verticais

Considerando as características de montagem do semi-reboque tanque e do tracionamento do cavalo mecânico trator, é possível definir as principais cargas estáticas verticais atuantes nesta estrutura, tendo em vista a distribuição de cargas no tanque, a qual é esquematicamente indicada nas figuras 2.4, 2.1 e 2.5.

O carregamento vertical atuante no semi-reboque tanque tracionado (figura 2.4) depende basicamente das seguintes variáveis:

- i)** Peso (T) e localização do centro de gravidade da massa suspensa (CG1), sendo que estes dados dependem do tipo de semi-reboque tanque tracionado. Considera-se como compondo a denominada massa suspensa o cavalo mecânico trator [8] e o semi-reboque tanque [9], ou seja, é a condição do conjunto pronto para rodar, porém sem estar carregado com o material a ser transportado;
- ii)** Peso e localização do centro de gravidade (CG2) da carga útil a ser transportada (CUT), (figura 2.5).
- iii)** Distância (EE) entre o eixo dianteiro e o eixo de transmissão do cavalo mecânico trator, (figura 2.1).
- iv)** Distância (X) posição do plator de acoplamento, (figura 2.1).
- v)** Distância (L) entre o centro do pino-rei [10] e o centro da suspensão traseira [11], (figura 2.5).
- vi)** Distância (K) entre o pino-rei [10] e o início do corpo cilíndrico do tanque (figura 2.5).
- vii)** Comprimento total (L_c) do corpo cilíndrico do tanque, (figura 2.5).
- viii)** Tara (TS) da suspensão traseira [11].

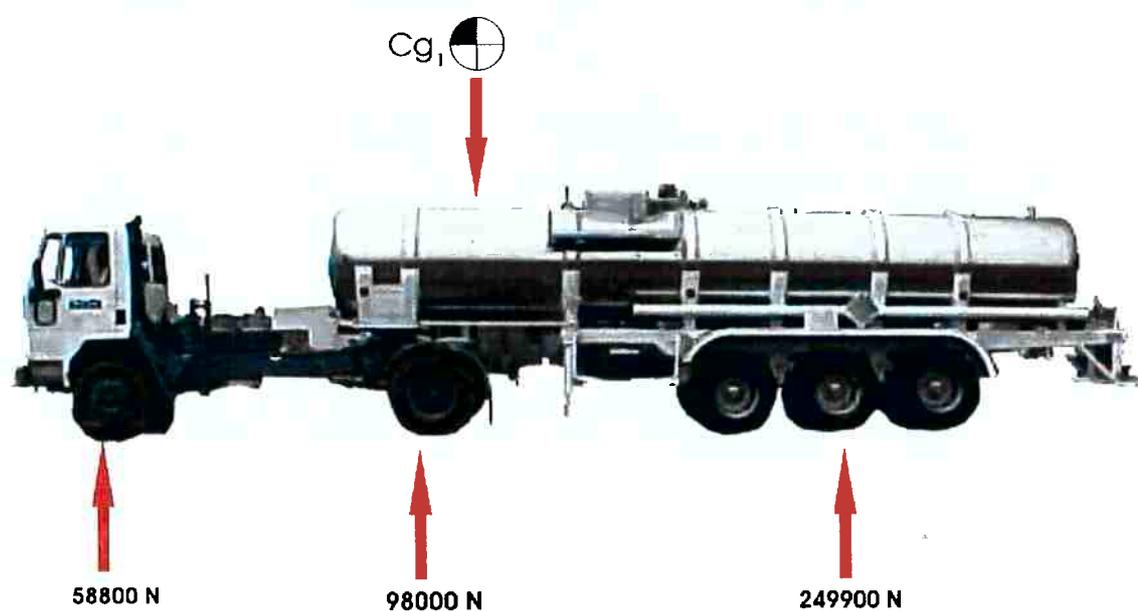


Fig. 2.4 – Distribuição de cargas do semi-reboque tanque autoportante tracionado [2].

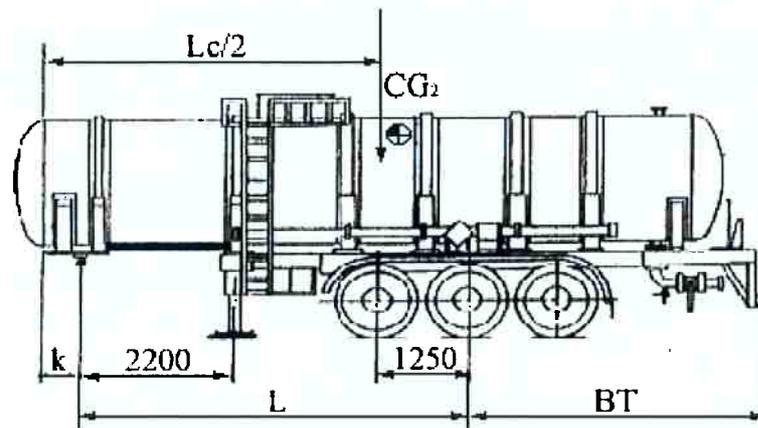


Fig. 2.5 – Distribuição de cargas no semi-reboque tanque autoportante [9].

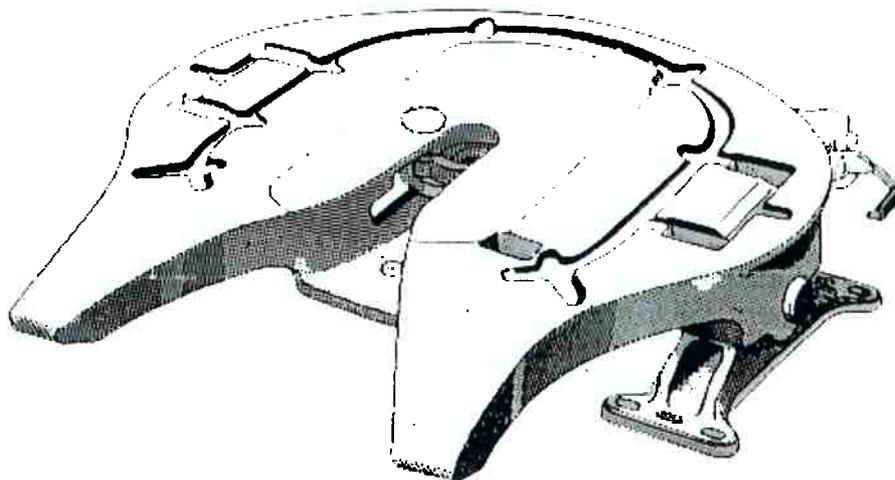


Fig. 2.6 – Plator de acoplamento [12].

Considerando as equações de equilíbrio estático no cavalo mecânico trator (figura 2.1), obtidas através do equilíbrio dos momentos gerados pelas forças verticais (figura 2.7), em relação ao centro do eixo dianteiro e centro do eixo traseiro e pelo equilíbrio de forças agindo na direção vertical, define-se a posição (X) do plator de acoplamento [12], conforme (figura 2.1):

$$CED = PED - TED \quad (2.1)$$

$$CET = PET - TET \quad (2.2)$$

$$CCM = CED + CET \quad (2.3)$$

$$X = CED \cdot EE / CCM \quad (2.4)$$

Onde:

- CED ...carga no eixo dianteiro do cavalo mecânico
- PED ...peso total no eixo dianteiro do cavalo mecânico
- TED ...peso do cavalo mecânico no eixo dianteiro
- CET ...carga no eixo traseiro do cavalo mecânico
- PET ...peso total no eixo traseiro do cavalo mecânico
- TET ...peso do cavalo mecânico no eixo traseiro
- CCM ...carga total no cavalo mecânico
- EE ...dimensão entre eixos do cavalo mecânico

Deve-se ressaltar que no momento do cálculo do carregamento atuante nos eixos do cavalo mecânico, considera-se que a magnitude máxima da carga vertical no eixo dianteiro e traseiro está em conformidade com os requisitos da Lei de Balança no Brasil, como indicado na figura 2.7.

Considerando as equações de equilíbrio estático no semi-reboque tanque (figura 2.5), obtidas através do equilíbrio dos momentos gerados pelas forças verticais (figura 2.7), em relação ao eixo central da suspensão e centro do pino-rei, [10], (figura 2.3) e pelo equilíbrio das forças agindo na direção vertical, define-se o CG1 e o CG2, conforme figuras 2.4 e 2.5:

$$CST = PST - TS \quad (2.5)$$

$$CSR = CST + CCM \quad (2.6)$$

$$L = \text{CSR} \cdot a / \text{CST} \quad (2.7)$$

$$y = L - a \quad (2.8)$$

$$L_c = 2(a + K) \quad (2.9)$$

$$\text{CUT} = \text{CSR} - \text{TT} - \text{TC} \quad (2.10)$$

$$V_R = \text{CUT} / \gamma \quad (2.11)$$

$$V_G = 1,02 V_R \quad (2.12)$$

$$0,78 L_c \phi^2 + 0,2 \phi^3 = 1,02 V_R \quad (2.13)$$

$$f = 0,194 \phi \quad (2.14)$$

$$Z = f + b \quad (2.15)$$

Onde:

CST	...carga na suspensão traseira
PST	...peso total na suspensão traseira
TS	...peso da suspensão traseira
CSR	...carga total no semi-reboque
a	...distância entre o pino-rei e o CG2
CUT	...carga útil a ser transportada
TT	...peso do tanque
TC	...peso do chassi
V _R	...volume real de carga a ser transportada
γ	...peso específico da carga líquida a ser transportada
V _G	...volume geométrico do tanque
φ	...diâmetro interno do tanque
Z	...distância entre o final do corpo do tanque e o parachoque
f	...flecha das calotas
b	...distância entre a calota e o pára-choque traseiro
y	...distância entre o CG2 e o centro da suspensão traseira

Deve-se ressaltar que no momento do cálculo do carregamento, considera-se que a magnitude máxima da carga vertical no pino-rei e na suspensão traseira está em conformidade com os requisitos da Lei de Balança no Brasil, como indicado na Figura 2.7.

2.2.2– Cargas horizontais

Uma das maiores fontes de resistência ao avanço de qualquer veículo é a resistência provocada pelo contato pneu/via trafegável, quando do rolamento do pneu sobre a via, denominada resistência por atrito.

Enquanto outros tipos de resistência ao avanço atuam apenas em algumas condições de movimento, a resistência por atrito está presente a partir do momento em que o veículo iniciar o movimento de avanço.

Considerando o veículo como um corpo sólido apoiado sobre as rodas, a resistência por atrito é calculada pela relação:

$$R_{at} = f_r (PED + PET + PST) \quad (2.16)$$

Onde: R_{at} ...resistência devido ao atrito de rolamento
 f_r ...coeficiente de atrito de rolamento

A equação 2.16 indica a utilização do peso estático do semi-reboque tanque tracionado (figura 2.4) para cálculo da resistência do rolamento. Teoricamente, para cálculo deste valor, dever-se-ia empregar o peso dinâmico do veículo, o qual incluiria efeitos de acelerações e a componente vertical da força de resistência ao avanço, imposta pelo ar. Entretanto, conforme citado por Gillespie [13], a inclusão destes fatores no cálculo da resistência por atrito de rolamento não modifica, sob o ponto de vista da precisão de cálculos de engenharia, os resultados obtidos com a simples utilização do peso estático.



Fig. 2.7 – Limites de carga na América do Sul [3].

O coeficiente de atrito de rolamento, f_r , é um fator adimensional que indica a resistência ao rolamento do pneu quando em contato com o solo e é influenciado por uma série de propriedades físicas do solo e do próprio pneu, tais como [13], [25], [26]:

- i) temperatura do pneu;
- ii) pressão interna no pneu;
- iii) velocidade de avanço do veículo;
- iv) composição de materiais e estrutura do pneu;
- v) tipo de material da via trafegável.

Dentre os fatores supracitados, os itens i, iv e v exercem significativa influência sobre o coeficiente de atrito de rolamento.

Conforme informações obtidas com o departamento de engenharia do produto da Goodyear [14], para um semi-reboque tanque com peso bruto total e trafegando numa estrada brasileira, considera-se o coeficiente de atrito de rolamento igual a 0,40. Este valor é superior ao comumente utilizado pela literatura norte-americana, o qual varia entre 0,06 e 0,25, porém as condições de pavimento consideradas nestes estudos diferem das usualmente encontradas nas rodovias e ruas do Brasil, o que justifica o emprego de um coeficiente de atrito de maior magnitude.

A resistência por atrito de rolamento calculada com o emprego da equação 2.16 fornece a força de atrito total, que pode ser entendida como a somatória das forças de atrito atuantes em cada pneu do veículo, sendo função do tipo de pneu e da carga atuante sobre o eixo onde o pneu está montado.

Considerando que em um semi-reboque tanque tracionado utilizam-se pneus do mesmo tipo, ou no jargão automotivo típico, de mesma banda de rodagem, pode-se supor que em cada pneu estará atuando uma força de atrito proporcional ao valor da carga que este suporta, enquanto o coeficiente de atrito de rolamento pode ser considerado único para todos os pneus.

No semi-reboque tanque tracionado, são instalados dezoito pneus, sendo dois no eixo dianteiro e quatro no eixo traseiro do cavalo mecânico [8] e doze no semi-reboque tanque [9] num total de quatro eixos de quatro pneus e um eixo de dois pneus. Supondo

que a carga atuante sobre cada eixo do semi-reboque tanque está igualmente dividida nos pontos de fixação da suspensão, pode-se supor que cada pneu estará carregado com uma força igual a $\frac{1}{4}$ do total atuante sobre cada eixo, estando submetidos, portanto, a uma força de atrito proporcional a esta carga, sendo a magnitude da mesma igual em todos os pneus do semi-reboque tanque.

Esta força de atrito atuante no pneu passa a ser um carregamento atuante na ponteira de cada eixo do semi-reboque tanque tracionado (figura 2.4), atuando perpendicularmente ao plano de ação da carga devido ao peso total do veículo, portanto agindo no plano horizontal de cada eixo. Esta carga é equilibrada pela ação do braço tensor da suspensão do semi-reboque tanque (figura 2.8) e pela ação dos jumelos dos feixes de mola do cavalo mecânico (figura 2.1) que impedem o movimento horizontal dos eixos.

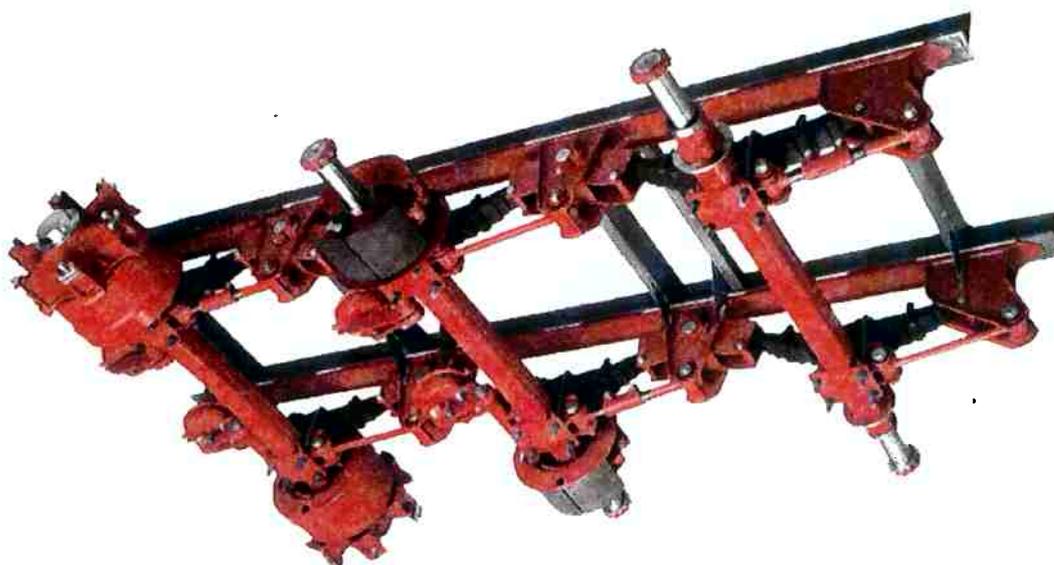


Fig. 2.8 – Suspensão tripla mecânica para semi-reboque [11].

2.2.3-Diagramas de esforços solicitantes para as cargas estáticas do semi-reboque tanque (figura 2.5) [4].

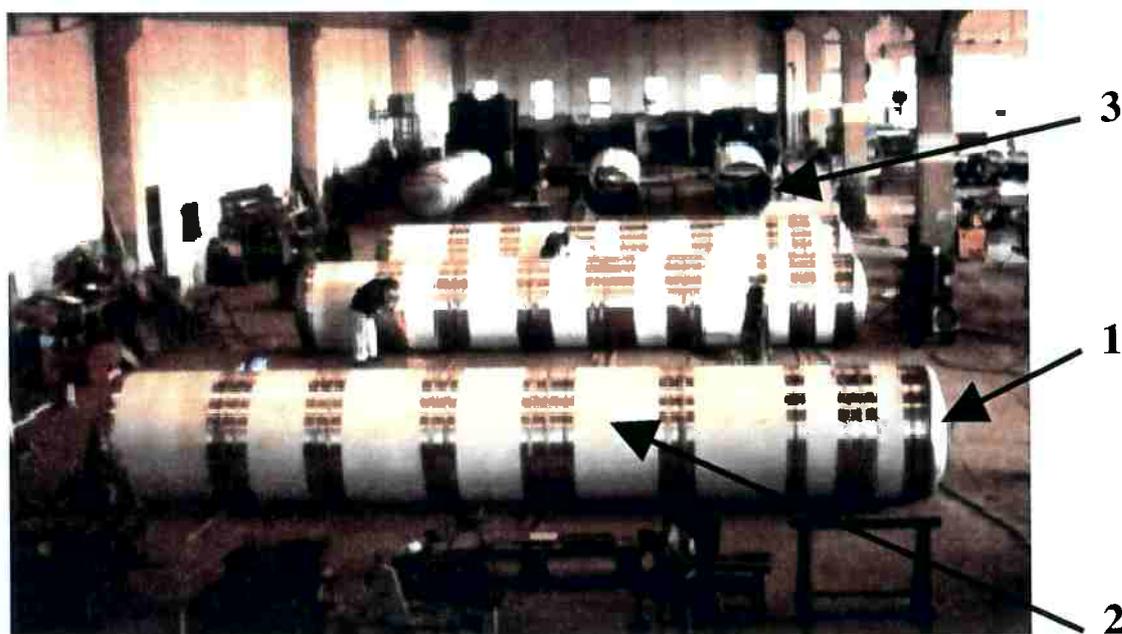
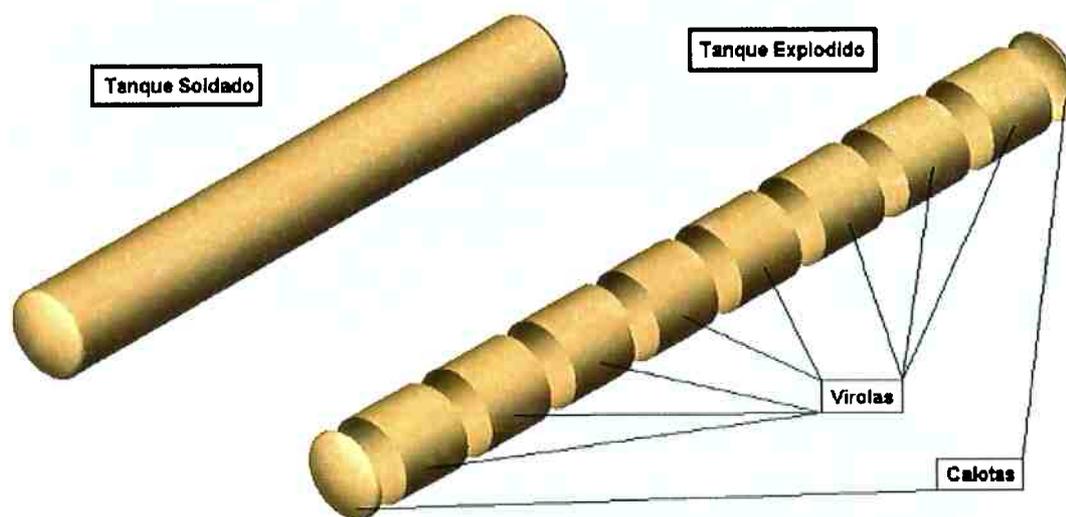
Sabe-se que o tanque (figura 2.9), deve ser fixado ao chassi base (figura 2.3), de acordo com as recomendações do fabricante do mesmo, ou seja, de forma a garantir a fixação vertical, longitudinal e transversal, impossibilitando a movimentação do tanque em relação ao chassi, o que poderá afetar a integridade do tanque devido à aceleração, movimentação e frenagem do veículo, inclusive em curvas.

De acordo com [15], todo o semi-reboque tanque autoportante deve ser dimensionado sem levar em consideração o peso do chassi base, isto é, as forças, cargas e tensões devem levar em consideração o peso máximo da carga, o peso do tanque e das estruturas e acessórios por ele suportados, mas não o das estruturas que o suportam em condições normais.

Considerando que os eixos montados conforme figura 2.10 são rigidamente fixados à suspensão traseira (figura 2.8), pode-se supor que o eixo intermediário funciona como um único apoio para a suspensão (figura 2.4).

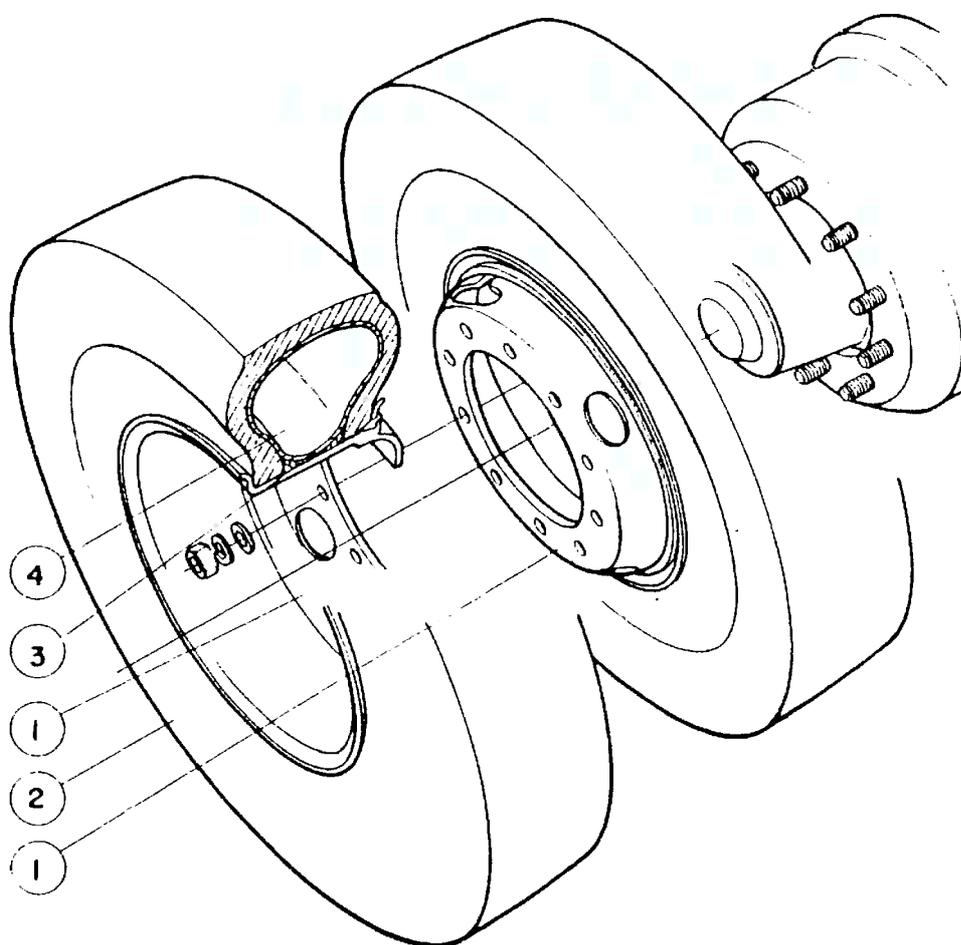
A carga útil líquida a ser transportada e a massa do tanque são equivalentes a um carregamento uniformemente distribuído ao longo de todo comprimento do tanque (figura 2.11), os diagramas de momento fletor e força cortante vertical são determinados conforme figura 2.13 e figura 2.12, considerando a teoria simples de viga.

Devido à ação dos esforços verticais estáticos (figura 2.12), verifica-se que o máximo momento fletor irá ocorrer na posição M da figura 2.13 que equivale à posição do quinto anel de reforço contando de trás para frente conforme figura 2.11.



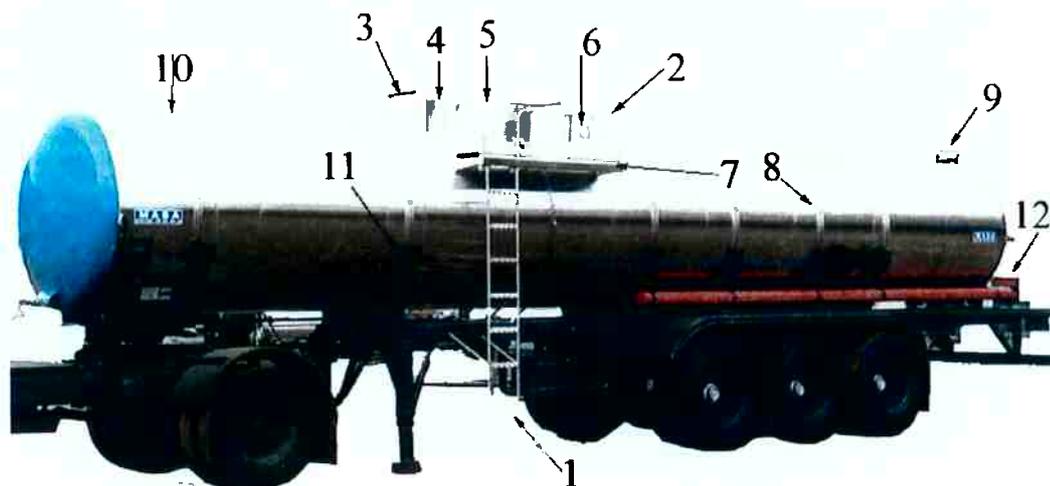
- 1 – calota torisférica ASME 10% [5]
- 2 – corpo cilíndrico do tanque
- 3 – virola cilíndrica

Fig. 2.9 – Montagem do tanque.



- | | |
|---|------------------|
| 1 | Conjunto de roda |
| 2 | Pneu |
| 3 | Protetor |
| 4 | Câmera |

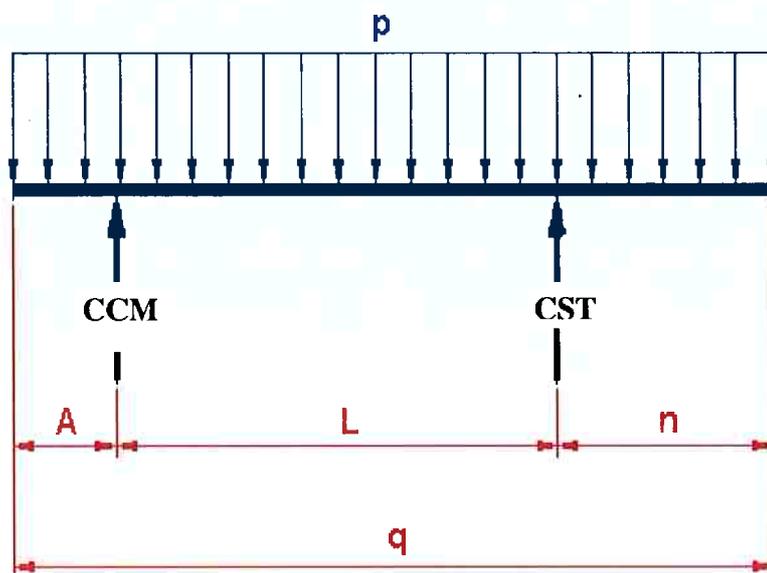
Fig. 2.10 – Montagem das rodas e pneus no eixo central da suspensão tripla mecânica



- | | | | |
|----|----------------------------------|-----|--------------------------|
| 1- | Escada de acesso tipo marinheiro | 7- | Passarela antiderrapante |
| 2- | Corrimão de proteção | 8- | Empalmes |
| 3- | Proteção contra tombamento | 9- | Suporte para lanterna |
| 4- | Caixa de escoamento | 10- | Anéis de reforço |
| 5- | Boca de visita | 11- | Berços de apoio |
| 6- | Mancal de içamento | 12- | Porta mangote |

Fig. 2.11 – Montagem dos acessórios no tanque.

Esforços Verticais

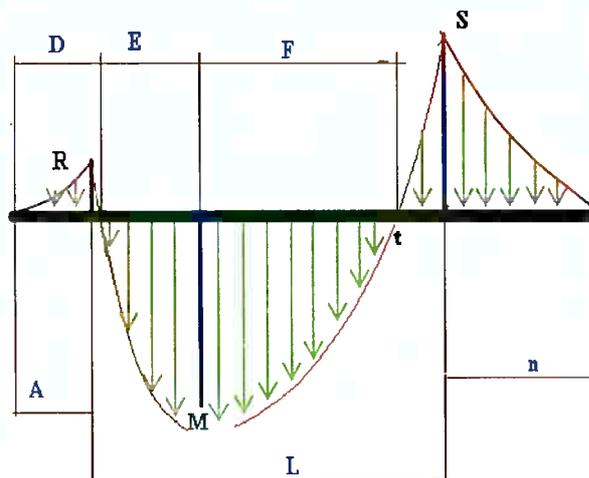


$$p = \text{CSR} / q$$

- Onde
- p.....carga distribuída (N / mm)
 - CSR.....carga total no semi-reboque tanque
 - q.....comprimento total do tanque
 - A.....distância entre a extremidade dianteira do tanque e o centro do pino-rei
 - L.....distância entre o pino-rei e o centro da suspensão
 - n.....distância entre o centro da suspensão traseira e a calota traseira
 - CCM.....carga útil no cavalo mecânico
 - CST.....carga na suspensão traseira

Fig. 2.12 – Esforços estáticos atuantes sobre o semi-reboque tanque autoportante

Diagrama de momento fletor



- Onde
- D.....posição do primeiro momento nulo
 - E.....posição do momento máximo M
 - F.....posição do momento nulo t
 - R.....momento no pino-rei
 - M.....momento máximo
 - t.....momento nulo
 - S.....momento na suspensão traseira

Fig. 2.13 – Diagrama de momento fletor atuante sobre o semi-reboque tanque autoportante devido à ação de esforços estáticos.

2.3 – Dimensionamento estrutural do semi-reboque tanque [9]

2.3.1 - Considerações iniciais

Devido à complexidade da geometria do semi-reboque tanque, principalmente na região da ligação dos berços com anéis, anéis com empalmes e empalmes com o corpo do tanque tal como indicado na figura 2.11, a análise do comportamento da estrutura, sob ação de carregamento estático, requer cuidados especiais de cálculo, invalidando a utilização de formulações analíticas ou semi-empíricas usualmente empregadas no dimensionamento de pontos de elevada concentração de tensões em cilindros, tais como transição entre diâmetros diferenciados, cilindros de parede fina com comprimentos diferenciados, regiões de simples juntas soldadas estáticas e outras.

Para determinação das tensões e deformações nos elementos estruturais do tanque que compõem o semi-reboque tanque, vamos empregar o Método da Integridade Estrutural de acordo com a norma RTQ-034 [4].

Com a utilização deste método é possível avaliar as tensões a que estão submetidos os semi-reboque tanque, quando os mesmos são submetidos a um carregamento caracterizado pela ação de uma força oriunda de uma carga líquida, aplicada no centro do tanque conforme figura 2.4, permitindo a determinação do valor da tensão mecânica paramétrica, calculado no corpo do tanque, sendo que esta tensão será empregada na avaliação do fenômeno de fadiga do semi-reboque tanque, que é o objetivo principal deste trabalho.

2.3.2– Integridade estrutural do semi-reboque tanque [9]

O procedimento do cálculo estrutural do semi-reboque tanque [9] é baseado na norma RTQ-034 [4], item 6.

É avaliado o valor máximo da tensão mecânica, calculada no corpo do tanque num plano normal ao eixo longitudinal médio. Esta avaliação é feita em três procedimentos distintos, sendo levado em consideração o maior valor da tensão encontrado nos três procedimentos.

2.3.2.1– Primeiro procedimento

O valor máximo da tensão mecânica calculada no corpo do tanque num plano normal ao eixo longitudinal médio não deve exceder à máxima tensão mecânica indicada à Seção VIII – Div. I do Código ASME [5], ou a 25% da tensão mínima de ruptura especificada para o material, em qualquer ponto do tanque. As forças, cargas e tensões levam em consideração o peso máximo da carga, o peso do tanque e das estruturas e acessórios por ele suportados, mas não o peso das estruturas que o suportam em condições normais.

Pela tabela UCS – 23 do Código ASME [5] a tensão máxima considerada para o material aço AISI 316L é igual a 137 Mpa, considerando uma variação de temperatura de –30°C a 325°C, e conforme norma ASTM [30], 25% da tensão máxima de ruptura para o aço AISI 316L é igual a 145 Mpa.

2.3.2.1.1-Máxima tensão

Determinação do valor máximo da tensão mecânica, UG – 27 [5]. Desde que a distância máxima entre anéis de reforço externo não seja superior a 1524 mm e a pressão interna de projeto seja menor ou igual a 0,69Mpa, conforme previsto no parágrafo 178.345-3 do DOT, [15].

2.3.2.1.1.1-Tensão circunferencial de tração

Determinação da tensão circunferencial de tração devida à pressão interna para juntas longitudinais (S_y).

$$S_y = (P_i R_i + 0,6 P_i e_t) / E_f \cdot e_t \quad (2.17)$$

Onde:

- S_ytensão circunferencial de tração em [Mpa]
- P_ipressão interna de projeto em [Mpa]
- R_iraio interno do corpo cilíndrico em [mm]
- e_tEspessura do tanque em [mm]
- E_fEficiência da solda

Deve-se ressaltar que de acordo com as normas RTQ – 034 [4] e DOT [15], a pressão interna de projeto e a eficiência da solda variam conforme o produto a ser transportado.

As montadoras de semi-reboque tanques [16] recomendam a utilização do raio interno variando com o comprimento do corpo do tanque de 9.000 a 12.000 mm em escala paramétrica de 200 mm, conforme tabela 2.1.

2.3.2.1.1.2-Tensão longitudinal de tração

Determinação da tensão longitudinal de tração, devida à pressão interna para juntas circunferenciais (S_x).

$$S_x = (P_i R_i - 0,4P_i \cdot e_t) / 2 \cdot E_f \cdot e_t \quad (2.18)$$

Onde S_xtensão longitudinal de tração

Deve-se ressaltar que de acordo com o código ASME, [27], UG-27, a tensão longitudinal de tração somente é determinada quando a pressão interna de projeto não exceder o valor de $1,25 \cdot S_t \cdot E_f$ e a espessura do tanque (e_t) não exceder a metade do raio interno.

Onde S_tValor da tensão máxima admissível em Mpa,[5], UG-24 e UW-12

As montadoras dos semi-reboque tanques [16] recomendam a utilização do raio interno variando com o comprimento do corpo do tanque de 9.000 a 12.000 mm em escala paramétrica de 200 mm, conforme tabela 2.1.

2.3.2.1.1.3-Apresentação de resultados, considerando um semi-reboque tanque de 18.000 litros para transporte de soda cáustica (NaOH).

Na tabelas 2.2 e 2.3 são apresentados os valores das tensões S_y e S_x em função da variação do comprimento do corpo do tanque de 9.000 a 12.000 mm de 200 em 200 mm, para $P_i=0,6$ Mpa, $E_f=0,7$ e $e_t=4$ mm, (adotado conforme vida útil).

Deve-se ressaltar que para o transporte de soda cáustica líquida a granel dentro do território brasileiro e de acordo com a portaria do Inmetro [10], os tanques rodoviários terão um formato compatível com o tipo de descarga do produto, quer seja

por pressão interna, por gravidade ou por bomba. Dentro desses requisitos e de acordo com a UG-27[27] e parágrafo 178.345-3 do DOT [15], o fabricante [2] adotou empiricamente a pressão interna de projeto ($P_i = 0,6$ Mpa) [15], eficiência da solda ($E_f=0,7$) para soldas sem radiografia com juntas de topo obtidas pela soldagem dos dois lados e espessura do tanque ($e_t = 4$ mm), para espessura mínima de 2mm adicionada por 2mm de sobre-espessura de corrosão da soda cáustica sobre o aço AISI 316L num período de dez anos de vida útil.

Tabela 2.1 – Dimensões Paramétricas de um Semi-Reboque Tanque de 18.000 litros

L_c $\times 10^3$ mm	f mm	L_r $\times 10^3$ mm	ϕ $\times 10^3$ mm
9,0	305	9,61	1,57
9,2	301	9,802	1,552
9,4	298	9,996	1,535
9,6	295	10,19	1,52
9,8	292	10,384	1,506
10	289	10,578	1,492
10,2	286	10,772	1,477
10,4	284	10,968	1,464
10,6	281	11,162	1,450
10,8	277	11,354	1,438
11	276	11,552	1,425
11,2	274	11,748	1,413
11,4	272	11,944	1,40
11,6	269	12,138	1,389
11,8	267	12,334	1,377
12	265	12,530	1,366

Onde: L_c comprimento do corpo cilíndrico
 f flecha das calotas
 L_T comprimento total do semi-reboque tanque
 ϕ diâmetro interno do tanque

Tabela 2.2 -Tensão Circunferencial Paramétrica de Tração Devida à Pressão Interna com Juntas Longitudinais (S_y), em Função da Variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c), para um Semi – Reboque Tanque de 18.000 litros

L_c	S_y
$x 10^3 \text{ mm}$	MPa
9,0	169
9,2	167
9,4	165
9,6	163
9,8	162
10	160
10,2	159
10,4	157
10,6	156
10,8	154
11	153
11,2	152
11,4	150
11,6	149
11,8	148
12	147

Tabela 2.3 - Tensão Longitudinal Paramétrica de Tração Devida à Pressão Interna com Juntas Soldadas Circunferenciais (S_x), em Função da Variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c), para um Semi – Reboque Tanque de 18.000 litros.

L_c $\times 10^3$ mm	S_x MPa
9,0	84
9,2	83
9,4	82
9,6	81
9,8	80
10	79
10,2	79
10,4	78
10,6	77
10,8	76
11	76
11,2	75
11,4	75
11,6	74
11,8	73
12	72

2.3.2.1.2- Conclusão

De acordo com as tensões determinadas neste procedimento, adotou-se para um semi-reboque tanque de 18.000 litros o valor máximo da tensão mecânica, calculada no corpo do tanque num plano normal ao eixo longitudinal médio como sendo $S_y = 169$ Mpa.

2.3.2.2-Segundo procedimento

A análise da integridade estrutural do semi-reboque tanque [9], obedecerá às condições especificadas no primeiro procedimento, porém as tensões envolvidas não são uniformes em todo o comprimento do tanque.

2.3.2.2.1-Máxima tensão

O cálculo das tensões para cada ponto em estudo e para a pior combinação de esforços que possa ocorrer ao mesmo tempo deve ser feito de acordo com a seguinte equação:

$$S_e = S_M \pm S_F \quad (2.19)$$

$$S_{et} = S_M + S_F \quad (2.20)$$

$$S_{ec} = S_M - S_F \quad (2.21)$$

Onde:

$$S_M = 0,5 (S_y + S_{x1}) \quad (2.22)$$

$$S_F = [0,25 (S_y - S_{x1})^2 + S_s^2]^{0,5} \quad (2.23)$$

Onde:

S_eTensão efetiva estrutural em Mpa.

S_{et}Tensão efetiva estrutural de tração em Mpa, conforme Tabela 2.8

S_{ec}Tensão efetiva estrutural de compressão em Mpa, conforme Tabela 2.8

S_MTensão de membrana em Mpa, conforme Tabela 2.6

S_FTensão de flexão em Mpa, conforme Tabela 2.7

S_yTensão circunferencial de tração devida à pressão interna para juntas longitudinais em Mpa, conforme Tabela 2.2

S_{x1}Tensão de tração ou compressão em Mpa que será a maior entre S_x ou S_{x6}

S_xTensão longitudinal de tração devida à pressão interna para juntas circunferenciais em Mpa, conforme Tabela 2.3.

S_{x6}Tensão de tração ou compressão causada pelo momento devido à força vertical igual a 1,7 vezes o peso próprio do tanque, seus dispositivos e acessórios e o

peso do produto de maior massa específica a ser transportado em Mpa, conforme Tabela 2.4.

S_sTensão de cisalhamento vertical devido a uma força vertical igual a 1,7 vezes o peso próprio do tanque, seus dispositivos e acessórios e o peso do produto de maior massa específica a ser transportado em Mpa, conforme Tabela 2.5.

Tabela 2.4 - Tensão Paramétrica de Tração ou Compressão, (S_{x6}), em Função da Variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c), para um Semi – Reboque Tanque de 18.000 litros.

L_c	S_{x6}
$x 10^3$ mm	Mpa
9,0	37
9,2	39
9,4	41
9,6	43
9,8	45
10	47
10,2	48.
10,4	50
10,6	52
10,8	54
11	55
11,2	57
11,4	59
11,6	60
11,8	63
12	65

Tabela 2.5 – Tensão Paramétrica de Cisalhamento Vertical (S_s) em Função da Variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c) para um Semi – Reboque Tanque de 18.000 litros.

L_c $\times 10^3$ mm	S_s Mpa
9,0	26
9,2	26
9,4	26
9,6	27
9,8	27
10	27
10,2	27
10,4	28
10,6	28
10,8	29
11	29
11,2	29
11,4	30
11,6	30
11,8	30
12	30

Tabela 2.6 - Tensão Paramétrica de Membrana (S_M) em Função da Variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c), para um Semi - Reboque Tanque de 18.000 litros.

L_c $\times 10^3$ mm	S_M Mpa
9,0	126
9,2	125
9,4	123
9,6	122
9,8	121
10	120
10,2	119
10,4	117
10,6	116
10,8	115
11	114
11,2	113
11,4	112
11,6	111
11,8	110
12	109

Tabela 2.7 – Tensão Paramétrica de Flexão (S_F) em Função da Variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c), para um Semi – Reboque Tanque de 18.000 litros.

L_c $\times 10^3$ mm	S_F Mpa
9,0	50
9,2	50
9,4	49
9,6	49
9,8	49
10	49
10,2	49
10,4	48
10,6	48
10,8	48
11	48
11,2	48
11,4	48
11,6	48
11,8	47
12	47

Tabela 2.8 – Tensões Paramétricas Efetivas de Tração (S_{et}) e Compressão (S_{ec}) em Função da Variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c), para um Semi – Reboque Tanque de 18.000 litros.

L_c	10^3 mm	S_{ec}	MPa	S_{et}	MPa
	9,0		76,75		176
	9,2		75,50		174
	9,4		74,24		172
	9,6		72,93		171
	9,8		72,09		169
	10		70,75		168
	10,2		70,37		167
	10,4		69,00		166
	10,6		68,14		165
	10,8		66,78		163
	11		66,40		162
	11,2		65,49		161
	11,4		64,60		161
	11,6		63,69		159
	11,8		62,82		158
	12		61,83		157

Tabela 2.9 - Tensões Paramétricas Efetivas de Tração (S_{et}) e Compressão (S_{ec}) para Pressão de 0,25 Mpa, em Função da Variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c), para um Semi – Reboque Tanque de 18.000 litros.

L_c	S_{ec}	S_{et}
10^3 mm	MPa	MPa
9,0	20,80	83
9,2	20,05	83
9,4	19,34	83
9,6	18,69	82
9,8	18,09	82
10	17,48	82
10,2	16,81	81
10,4	16,22	81
10,6	15,59	81
10,8	15,05	80
11	14,44	80
11,2	14,04	80
11,4	13,25	80
11,6	12,74	80
11,8	12,15	79
12	11,55	79

2.3.2.2.1.1-Apresentação dos resultados, considerando um semi-reboque tanque de 18.000 litros para transporte de soda cáustica (NaOH).

Nas tabela 2.8 e 2.9 são apresentados os valores das tensões S_{ec} e S_{et} em função da variação do comprimento do corpo do tanque de 9.000 a 12.000 mm de 200 em 200 mm, para $P_i=0,6$ Mpa , pressão de trabalho($P_t= 0,25$ Mpa,), $E_t= 0,7$ e $e_t=4$ mm , conforme item 2.3.2.1.1.3.

2.3.2.2.2- Conclusão

De acordo com a tabela 2.8, adota-se para um semi-reboque tanque de 18.000 litros o valor máximo da tensão mecânica, calculada no corpo do tanque num plano normal ao eixo longitudinal médio como sendo $S_{et} = 176,25$ Mpa.

2.3.2.3 - Terceiro procedimento

Para determinar o valor máximo da tensão mecânica, calculada no corpo do tanque num plano normal ao eixo longitudinal médio, os cálculos para o corpo do tanque devem incluir os esforços resultantes da Pressão Máxima de Trabalho Admissível (P.M.T.A.), em combinação com a pressão dinâmica resultante da desaceleração longitudinal de $2g$, onde g é peso do produto. Para esta carga, o valor da tensão admissível não deve exceder ao menor valor entre o limite de escoamento do material de construção e 75% (setenta e cinco por cento) da tensão de ruptura.

2.3.2.3.1- Máxima tensão

Segundo norma ASME [5], Divisão I, Vol. I UG-98 e UG-22, P.M.T.A. é definida através de cargas que correspondem ao peso do tanque (P_{iq}) mais peso da carga (P_c), que é igual à pressão da altura da coluna do líquido (P_e) mais a pressão indicada no transporte do produto corrosivo (P_p).

2.3.2.3.1.1- Pressão Máxima de Trabalho Admissível (P.M.T.A.)

A P.M.T.A. de acordo com norma ASME [5] é determinada por:

$$P.M.T.A. = (P_e + P_p) = P_L \quad (2.24)$$

$$P_e = \gamma_{lc} \cdot H \quad (2.25)$$

$$\gamma_{lc} = P_B / V_t \quad (2.26)$$

$$H = 0,947 \cdot \theta \quad (2.27)$$

$$P_B = P_{iq} + P_c \quad (2.28)$$

$$S_{y3} = P_L \cdot (R_i + 2,4) / 2,8 \quad (2.29)$$

$$S_{x3} = P_L \cdot (R_i - 1,6) / 5,6 \quad (2.30)$$

Onde:

P.M.T.A. = P_L = Pressão Máxima da Trabalho Admissível em Mpa conforme Tabela 2.10

P_ePressão estática em Mpa

P_pPressão de percurso = 0,05 Mpa

γ_{tc}Peso específico do tanque mais carga em Kg/m³

P_BPeso bruto em Kg

R_iRaio interno do tanque em metros

V_tVolume do tanque em m³

H.....Altura manométrica em metros

θ Diâmetro interno do tanque em metros

P_{tq}Peso do tanque em Kg

P_cPeso da carga em Kg

S_{y3}Tensão circunferencial de tração devida à P.M.T.A. para juntas longitudinais em Mpa para $e_t = 4\text{mm}$, $E_f = 0,7$, conforme Tabela 2.10.

S_{x3}Tensão longitudinal de tração devida à P.M.T.A. Para juntas circunferenciais em Mpa, para $e_t = 4\text{mm}$, $E_f = 0,7$, conforme Tabela 2.10 e item 2.3.2.1.1.3.

Tabela 2.10 – Tensão Circunferencial (S_{y3}) e Longitudinal (S_{x3}) Paramétrica de Tração, Devida à P.M.T.A., em função da variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c), para uma Semi-Reboque Tanque de 18.000 litros.

L_c $\times 10^3$ mm	$P_L = P.M.T.A.$ Mpa	S_{y3} Mpa	S_{x3} Mpa
9,0	0.0750	21.09	10.49
9,2	0.0749	20.82	10.35
9,4	0.0746	20.54	10.20
9,6	0.0744	20.25	10.07
9,8	0.0741	19.90	9.94
10	0.0739	19.75	9.82
10,2	0.0737	19.50	9.70
10,4	0.0735	19.29	9.59
10,6	0.0733	19.04	9.47
10,8	0.0731	18.83	9.36
11	0.0729	18.61	9.25
11,2	0.0727	18.40	9.15
11,4	0.0725	18.18	9.04
11,6	0.0723	18.00	8.94
11,8	0.0722	17.80	8.85
12	0.0720	17.62	8.76

2.3.2.3.1.2-Apresentação dos Resultados

Na tabela 2.10, são apresentados os valores das tensões S_{y3} e S_{x3} em função da variação do comprimento do corpo do tanque de 9.000 a 12.000 mm de 200 em 200 mm, para $E_f = 0,7$ e $e_t = 4$ mm. Segundo a norma [4] a maior S_{y3} é menor que a resistência ao escoamento do material do corpo do tanque (aço inox 316L) que é de 325

Mpa e menor que 75% da tensão de ruptura que é de 579Mpa. A P.M.T.A. é definida no Código ASME Seção VIII- Div. I. [5].

2.3.2.4- Outras Recomendações para Projeto

i) De acordo com a tabela 2.10, adotou-se como valor da tensão mecânica, calculada no corpo do tanque num plano normal ao eixo longitudinal médio como sendo $S_{y3}=21,09$ Mpa.

ii) Para determinação da Integridade Estrutural do semi-Reboque Tanque, [9], deverá ser adotado o maior valor da tensão encontrada nos cálculos dos três procedimentos anteriormente apresentados.

iii) O projeto, a construção e a instalação de qualquer acessório ao costado ou à calota do tanque, devem procurar minimizar a possibilidade de que danos ou quebra de acessórios venham a afetar a capacidade do tanque de reter o produto.

iv) Membros estruturais, subestruturas da suspensão, proteções contra acidentes e anéis de reforços externos devem ser usados como pontos de fixação de acessórios e outros elementos ao tanque, quando aplicável.

v) Elementos de fixação para acessórios leves, tais como grampos de fixação, conduites, luz de freio, caixas para montagem de lanternas, suportes para placas de risco, devem ser construídos de material menos resistente que o material do tanque e não devem ter espessura maior que 72% da espessura do costado (ou das calotas) ao qual estão fixados. Estes elementos de fixação podem estar diretamente fixados ao tanque se o acessório for projetado e instalado de tal forma que, em caso de quebra, não prejudique a capacidade de retenção do produto contido no tanque.

O elemento de fixação deve ser preso ao tanque por solda contínua, ou de tal maneira que evite a formação de bolsões que possam se tornar pontos de princípios de corrosão.

vi) Qualquer proteção contra danos na parte inferior do tanque deve ser capaz de fletir para fora do tanque uma força de 686 KN (baseada na tensão de ruptura do material) que venha da frente, lateral ou traseira do tanque uniformemente distribuída no dispositivo de proteção em uma área que não exceda a $0,6 \text{ m}^2$ e tenha largura que

não exceda a 1,8 metros. O dispositivo deve estender-se por uma distância adequada, de tal forma que a tubulação ou outro componente protegido não seja danificado e em nenhum caso esteja a menos 150 mm do componente que possa conter o produto.

vii) A soldagem de qualquer aparato ao costado ou calotas deve ser precedida de um empalme de tal forma que a capacidade de retenção do produto do tanque não seja afetada, caso qualquer força menor que 686 KN seja aplicada.

A espessura de um empalme não deve ser menor que a espessura do costado ou calota ao qual estiver soldado, nem maior que 1,5 vezes.

Entretanto, um empalme não menor que 4,8 mm pode ser utilizado quando o costado ou calota tiver espessura maior que 4,8 mm (3/16"). Se o empalme contiver furos de alívio, estes devem estar executados no ponto mais baixo e antes que o mesmo seja soldado ao tanque.

Cada empalme deve:

-Ser 50 mm maior em qualquer direção do que o aparato a ele fixado.

-Ter cantos arredondados e serem construídos de forma a minimizar a concentração de tensões no costado ou calotas.

-Ser fixado por solda contínua em todo o seu contorno, exceto em pequenas extensões para drenagem, nos pontos baixos.

viii) O corpo, as calotas e as tampas não devem ter espessuras inferiores a 3,18 mm (1/8") quando construídas em aço inox, desde que seu diâmetro não exceda a 1800 mm. Quando o diâmetro exceder a 1800 mm a espessura mínima deve ser 4mm, quando fabricados em aço inox.

ix) Todas as juntas soldadas entre o costado, calotas e anéis externos, devem ser soldadas de acordo com os procedimentos do Código ASME, Seção IX, [5], [28].

x) Os elementos de apoio e fixação, para tanques que não tenham estruturas postantes solidárias, devem impedir a movimentação relativa entre os mesmos. Tais travamentos devem ser facilmente acessíveis para inspeção, exceto quando encobertos por isolamento térmico.

Tanques construídos parcialmente ou totalmente como parte integrante da estrutura devem ser fixados de tal forma que as tensões resultantes não excedam àquelas especificadas no item 2.3.2.1.

O projeto dos elementos deve incluir as tensões especificadas no item 2.3.2.2.

xi) Para tanques construídos de chapas com espessura inferior a 9,5 mm (3/8”), devem ser previstos anéis de reforço que podem ser combinados com calotas ou qualquer combinação, em acréscimo ao reforço apresentado pelas próprias calotas.

A posição dos reforços circunferenciais deve permitir que as tensões geradas no material do costado, estruturas e seus reforços, garantam integridade estrutural pelo menos igual à exigida no item 2.3.2.1 e 2.3.2.2. O espaçamento não deve exceder a 1500 mm.

Quando houver variação descontínua da área de seção transversal no sentido longitudinal de forma a provocar inclinação superior a 10 polegadas deve ser colocado um reforço no máximo a 25 mm desta descontinuidade, em todo o seu perímetro, a menos que outros tipos de reforços sejam previstos, de tal forma a manter as tensões dentro dos limites estabelecidos no item 2.3.2.1, exceto, para as chapas sobrepostas e empalmes, nenhum reforço pode recobrir as soldas circunferenciais.

Os anéis de reforço, quando usados como elemento estrutural, devem ser contínuos por todo o perímetro do tanque e devem ter módulo de resistência da seção transversal em relação ao eixo principal paralelo ao costado, igual a pelo menos o determinado pela fórmula $W(\text{min}) = 0,0006858 \phi L_e$, para aço inox, onde:

W =módulo de resistência de seção transversal em cm^3

ϕ_e =diâmetro externo do tanque em cm (centímetros)

L_e =espaçamento dos anéis em cm (centímetros), isto é, a maior distância entre o ponto médio do trecho não reforçado do costado, de um lado do anel até o ponto médio do trecho não reforçado do outro lado do anel.

Se o anel de reforço for soldado ao tanque, uma parte do corpo pode ser considerada como parte da seção transversal do anel de reforço, para cálculo do momento de inércia. Isto é permitido desde que pelo menos 50% (cinquenta por cento)

do perímetro total do tanque seja soldado ao anel e o comprimento de qualquer trecho não soldado não exceda a 40 (quarenta) vezes a espessura do corpo. A porção máxima do corpo, a ser usada com este propósito, deve ser determinada como segue:

Número soldas circunferenciais do anel de reforço do tanque	Distância entre as soldas circunferenciais do Anel ao tanque	Seção do costado
1	xxxxxxx	20ec
2	Menos que 20 ec	20 ec + d
3	20 ec ou Mais	40 ec

onde:

ec= espessura do costado

d=distância entre as soldas de anel de reforço ao costado.

Se a configuração dos anéis de reforço formar bolsões de ar, este espaço de ar deve ser provido de furos para ventilação e drenagem.

Os anéis de reforço não devem impedir a inspeção visual da solda circunferencial do tanque. Os anéis fechados devem ter abertura mínima de 6mm de diâmetro, na parte inferior do mesmo para dreno.

xii) Qualquer fechamento de abertura, incluindo, mas não se limitando à boca de visita, enchimento ou abertura para inspeção e qualquer válvula, acessório, dispositivo para alívio de pressão, sistema de recuperação de vapor ou outro acessório, localizado nos 2/3 superiores do perímetro do tanque, deve ser protegido de forma a estar enclausurado dentro do tanque ou de um dispositivo de proteção contra tombamento ou sendo 1,25 vezes mecanicamente mais resistente quanto outro método de proteção requerido.

Dispositivos de proteção contra tombamento devem ser projetados e instalados, de forma a suportarem uma carga normal (perpendicular à superfície do tanque) e tangencial ao corpo do tanque de qualquer direção (perpendicular à carga normal), igual a pelo menos 02 vezes o peso do veículo carregado, baseado na tensão de ruptura do material utilizado. Estas cargas de projeto podem ser consideradas independentemente. Se mais de um dispositivo de proteção contra tombamento for utilizado deve ser capaz de suportar sua parcela proporcional de esforço, provocada pelas cargas requeridas e em cada caso pelo menos $\frac{1}{4}$ da carga tangencial total requerida. O projeto deve mostrar-se capaz de suportar as cargas requeridas através de cálculos, ensaios ou combinação de ensaios e cálculos. Deformações dos dispositivos de proteção são aceitáveis desde que os elementos a serem protegidos não sejam danificados.

Se o dispositivo de proteção contra tombamento permitir a acumulação de líquido no topo do tanque, este deve ser provido de drenagem que conduz o líquido a um ponto seguro e afastado de qualquer elemento estrutural do tanque ou do veículo.

2.3.3– Dimensionamento estático paramétrico pela teoria simples de viga de um semi-reboque tanque de 18.000 litros [9].

2.3.3.1 – Considerações iniciais

Este procedimento de cálculo estrutural do semi-reboque tanque é baseado no cálculo de viga biapoiada com carregamento de carga líquida distribuída uniformemente em todo o comprimento do tanque.

2.3.3.2 - Procedimento de cálculo

Neste item são avaliadas as tensões normais de flexão, calculadas pela teoria simples de viga, considerando o tanque como uma viga biapoiada com carregamento distribuído, submetida à ação de momento fletor aplicado na secção transversal localizada a 1,75 metros para a frente do eixo central do semi-reboque tanque

correspondente à posição do ponto 23 da figura 2.14. As tensões são calculadas pela seguinte formulação:

$$\sigma_F = M_F / W_T \quad (2.31)$$

onde

σ_F tensão de flexão, conforme tabela 2.13.

M_F momento fletor atuante, conforme tabela 2.11.

W_T módulo de resistência da secção transversal do tanque, conforme tabela 2.12.

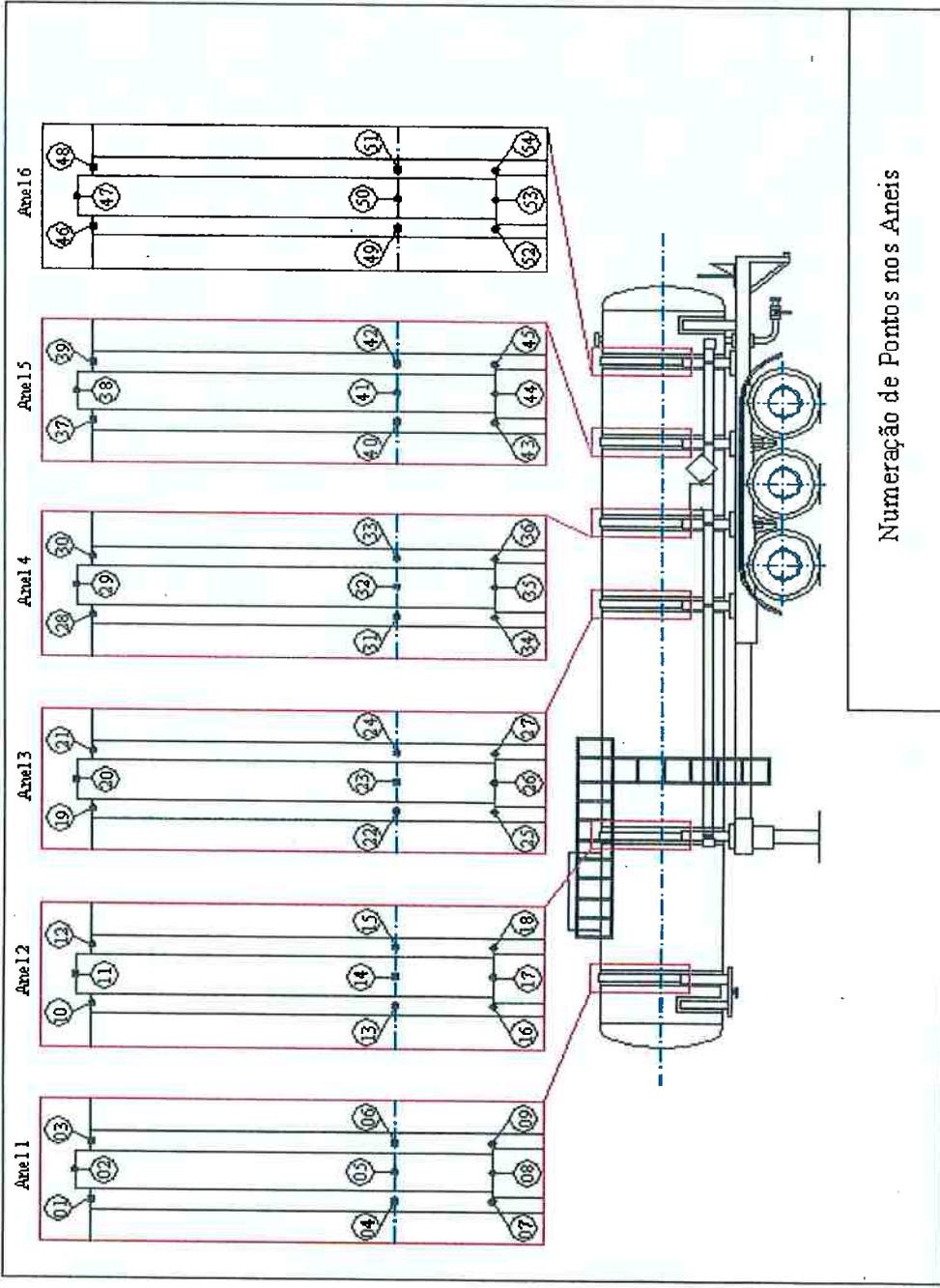


Fig. 2.14 – Numeração dos pontos de tensões estudadas.

Tabela 2.11 – Momento fletor (M_F) atuante, em função da variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c) para um Semi-Reboque Tanque de 18.000 litros.

metros	L_c	M_F $\times 10^4$ (N.m)
	9,00	1,25
	9,20	1,41
	9,40	1,61
	9,60	2,63
	9,80	2,82
	10,00	3,00
	10,20	3,17
	10,40	3,40
	10,60	3,60
	10,80	3,80
	11,00	4,00
	11,20	4,21
	11,40	4,43
	11,60	4,65
	11,80	4,88
	12,00	5,13

Tabela 2.12 – Módulo de Resistência (W_T), em função da variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c) para um Semi-Reboque Tanque de 18.000 litros.

L_c metros	W_T $\times 10^{-3}$ (m ³)
9,00	7,76
9,20	7,58
9,40	7,42
9,60	7,28
9,80	7,14
10,00	7,01
10,20	6,87
10,40	6,75
10,60	6,62
10,80	6,51
11,00	6,40
11,20	6,29
11,40	6,17
11,60	6,08
11,80	5,97
12,00	5,88

Tabela 2.13 – Tensão de flexão (σ_F), em função da variação do Comprimento do Corpo do Tanque (L_c) para um Semi-Reboque Tanque de 18.000.

L_c metros	σ_F (Mpa)
9,00	1,60
9,20	1,90
9,40	2,17
9,60	3,62
9,80	3,96
10,00	4,28
10,20	4,61
10,40	5,02
10,60	5,43
10,80	5,82
11,00	6,36
11,20	6,70
11,40	7,17
11,60	7,65
11,80	8,17
12,00	8,73

2.3.3.3 - Conclusão final

Na Figura 2.15 é representada graficamente a variação do valor máximo da tensão mecânica determinada pela norma RTQ-034 [4] e a variação da tensão de viga para uma carga útil de 28 toneladas, em função da oscilação do comprimento do corpo do tanque de 200 em 200 mm, de 9,0 até 12,0 metros.

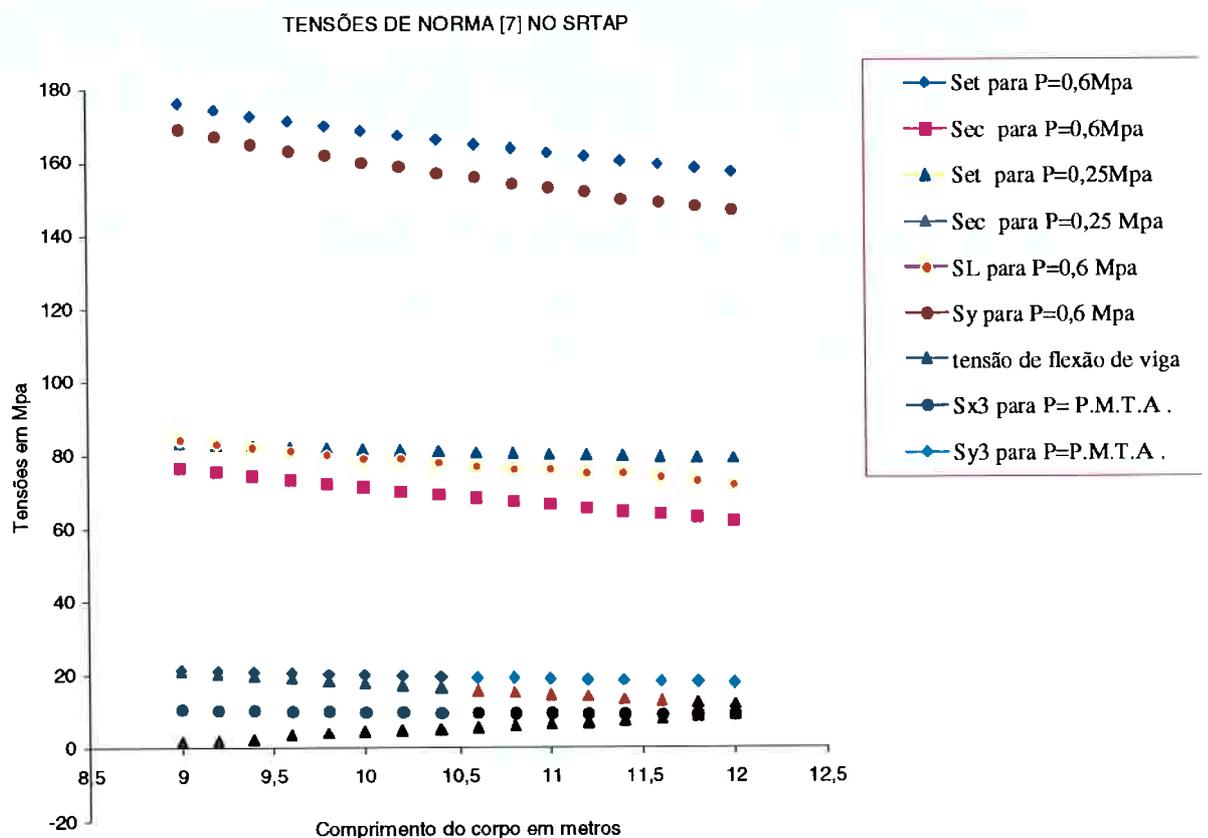


Fig. 2.15 - Representação paramétrica das tensões mecânicas e tensões de viga.

Observando os resultados da figura 2.15, podemos notar que as tensões de norma diminuem em função do aumento do comprimento do tanque isto se deve ao fato que o diâmetro interno diminui e, quando aplicado nas equações (2.17), (2.18), (2.29) e (2.30), diminuem as tensões no tanque. Todavia as tensões determinadas pelo método da teoria simples de viga aumentam com o aumento do comprimento e peso do tanque,

conseqüentemente diminuindo o diâmetro e o módulo de resistência do mesmo. Com a diminuição do módulo de resistência (W_T) aplicado na equação (2.31). Com o aumento dessas tensões, poderá haver o surgimento de trincas como indicado na figura 2.16, oriundas das tensões acumuladas na soldagem dos berços aos anéis e conseqüentemente a propagação das mesmas para os empalmes e corpo do tanque, provocando o vazamento da carga líquida a ser transportada.

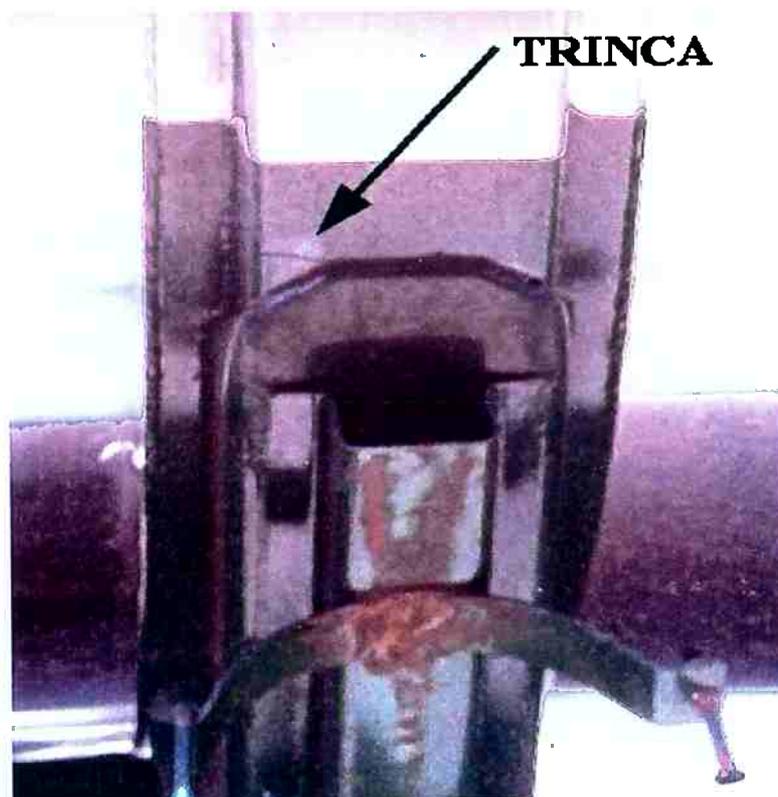


Fig. 2.16 – Trinca com origem na solda do berço com o anel, [29].

CAPÍTULO III

ANÁLISE POR MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

3.1 – Introdução

Considerando a grande dificuldade do processo de geração de malha de uma estrutura complexa, como a do semi-reboque tanque, para a realização de análises estruturais aplicando-se o Método de Elementos Finitos (MEF), implementou-se um programa de computador, batizado de GERTAP, capaz de gerar, autônoma e parametricamente, o modelo completo (incluindo malha, condições de contorno e carregamento) de uma família de semi-reboque tanque. A modelagem em MEF do semi-reboque tanque tem por objetivo avaliar numericamente as tensões a que estão submetidos o corpo do tanque, os anéis e os empalmes, principalmente, próximo das regiões de solda de ligação entre corpo cilíndrico e empalmes, empalmes e anéis, e anéis e berços, sendo que estas tensões serão empregadas na avaliação do fenômeno de fadiga.

O principal objetivo deste capítulo é descrever as características do programa GERTAP e da modelagem adotada em MEF para análise linear estática, uma vez que os resultados das análises dos modelos criados por este programa foram usados nos capítulos posteriores para a avaliação da vida em fadiga do veículo estudado.

3.2 – Cargas de pressão equivalentes

Para a análise estática, em adição ao peso de carga e estrutura, a pressão hidrostática, causada pelas acelerações do veículo carregado, deve ser convertida em cargas equivalentes aplicadas nos nós do modelo. Neste procedimento três diferentes acelerações definem a pressão hidrostática equivalente agindo no tanque, sendo elas: a aceleração vertical devida ao trabalho da suspensão, a aceleração longitudinal devida à frenagem do veículo e a aceleração lateral devida à realização de curvas. Assim finalmente, a pressão hidrostática equivalente atuante num ponto interno do tanque é dada por:

$$P(x_0, y_0, z_0) = p_0 + \gamma_c [x_0 \cdot a_x + y_0 \cdot a_y + z_0 \cdot a_z - h \cdot (a_x^2 + a_y^2 + a_z^2)^{1/2}] \quad (3.1)$$

Onde:

(x_0, y_0, z_0) = coordenadas do ponto a ser considerado no interior do tanque.

p_0 = pressão de gás, atuante sobre a pequena superfície livre do líquido no interior do tanque, necessária como medida contra a contaminação da carga transportada.

γ_c = peso específico do produto a ser transportado.

a_x = aceleração de frenagem, equivalente a um fator da aceleração da gravidade.

a_y = aceleração lateral, equivalente a um fator de aceleração de gravidade.

a_z = aceleração devida ao movimento de subida e descida da suspensão, equivalente a um fator de aceleração de gravidade.

h = distância da superfície livre do tanque à origem do sistema de coordenadas.

Evidentemente, a aplicação de pressão hidrostática tridimensional pode ser feita diretamente por alguns programas de MEF, como por exemplo, o ANSYS. Entretanto, a fim de conferir maior abrangência ao programa GERTAP (figura 3.1), decidiu-se dar a êle a função de aplicar a carga nodal equivalente, visto que outros programas, como o ALGOR, não possuem o recurso de aplicação de pressão hidrostática tridimensional. Assim, tendo em vista uma desejável praticidade para o programa GERTAP, julgou-se melhor desenvolvê-lo criando interface de dados compatível com vários programas de MEF, dentre os mais conhecidos (ANSYS, ALGOR, ABAQUS e NASTRAN).

Deve-se ter claro que estão sendo considerados somente casos onde o tanque está completamente, ou quase, cheio de líquido, o que significa que não irá ocorrer o efeito de impacto severo oriundo do movimento brusco do líquido dentro do tanque. Para alguns tipos de produtos, é necessário que se forneça uma pressão de gás interna adicional (como o nitrogênio, acima de 0,25 bar) para que se evite a contaminação pela atmosfera exterior. De qualquer forma, durante o transporte, aproximadamente 2% do volume interno é mantido cheio de gás tal que reste uma pequena superfície livre de líquido. Esta situação traz alguma complexidade para os cálculos do parâmetro h da equação (3.1), que não serão reproduzidos aqui.



Fig. 3.1 – Tela inicial do programa GERTAP de geração paramétrica de malha de Elementos Finitos.

3.3 - Chassi, suspensão e restrições

Um dos aspectos mais importantes na modelagem de um semi-reboque tanque por MEF recai na exatidão do modelo de suspensão, pois é ela que permitirá a avaliação correta das forças de reação aplicadas aos pneus e, portanto, das forças transmitidas ao chassi, aos berços, aos anéis, aos empalmes e ao tanque. Sendo a estrutura do chassi interna e externamente hiperestática, a aplicação de simples restrições diretamente no mesmo não resultaria em uma modelagem confiável para análise por MEF. A flexibilidade dos feixes de molas, eixos e outros componentes de suspensão, assim como pneus, têm de ser levada em conta para que se obtenha uma correta distribuição das reações. Neste âmbito o mecanismo de movimento dos balancins da suspensão é crucial e deve ser representado no modelo, caso contrário todo o campo de forças aplicado na estrutura não trará resultados confiáveis.

Na modelagem da suspensão conforme figura 3.2, foram usados elementos de casca para eixos e rodas e elementos sólidos para feixes de molas, pneus, balancins e suportes. Todos os coeficientes dos materiais foram ajustados até que a flexibilidade global da suspensão alcançasse um valor similar ao que é observado na prática (algo em torno de 135 mm/ 8 ton em cada posição do eixo). Os balancins, em particular, foram representados no modelo utilizando-se uma geometria em forma de cunha, a fim de garantir apenas uma linha de contato entre eles e as molas. Como tais componentes são modelados por elementos sólidos, e como entre nós destes elementos não há transmissão de momentos, fica respeitada a possibilidade de rotação dos balancins em relação às molas.

No caso especial da transferência de carga no ponto de tração do cavalo mecânico, restrições elásticas foram adotadas para simular apropriadamente a função da suspensão do mesmo. Isto é relevante já que a flexibilidade da suspensão do cavalo também tem influência sobre a distribuição das reações nos pneus, apesar de sua distância dos eixos traseiros do semi-reboque tanque. Ambas as suspensões, de cavalo mecânico e de semi-reboque, trabalham juntas e este efeito deve ser reproduzido no modelo.

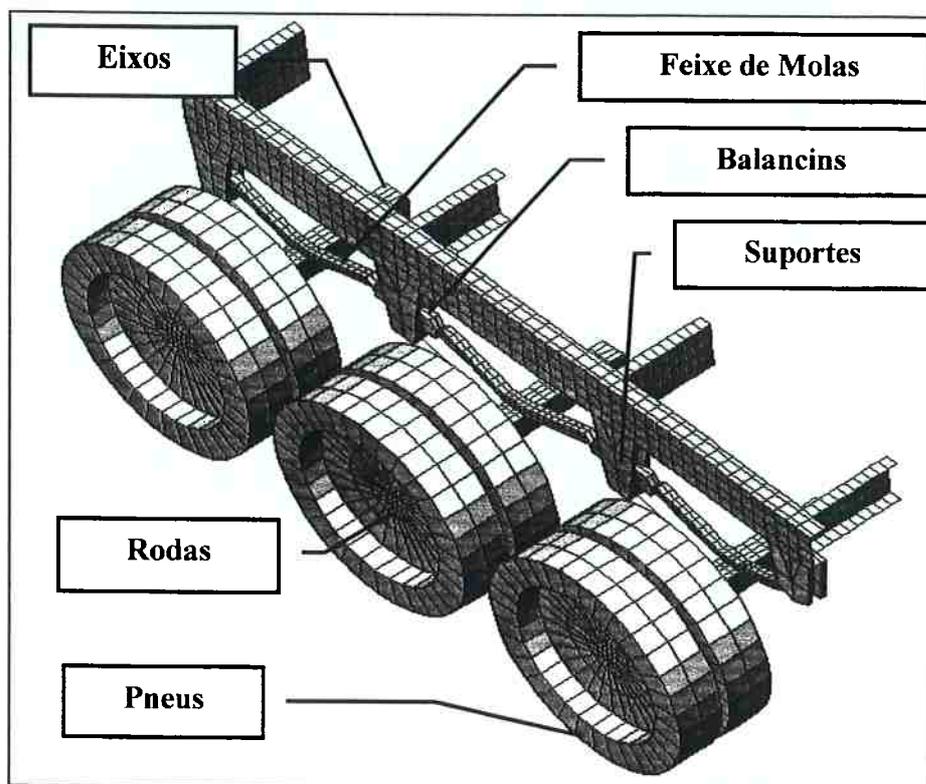


Fig. 3.2 – Modelagem da suspensão

3.4 -Características principais da malha para o tanque.

O modelo em MEF do semi-reboque tanque (veja exemplo da figura 3.3) foi elaborado com o objetivo de permitir o levantamento de tensões em todo o tanque, com ênfase especial nas regiões dos anéis de reforço e dos berços, empregado-se elementos de casca na discretização da estrutura. Na região da solda de ligação dos anéis aos empalmes, e dos empalmes ao corpo cilíndrico, onde as tensões de flexão são mais acentuadas, há necessidade especial de uma modelagem com malha mais refinada. Por outro lado como a tensão de flexão diminui na zona central entre os anéis, o refinamento da malha pode ser menor na região mais distante das soldas, permitindo-se, eventualmente, uma malha de transição, conforme poder ser observado nas figuras 3.9, 3.12 e 3.13 ,com significativa economia de tempo de processamento.

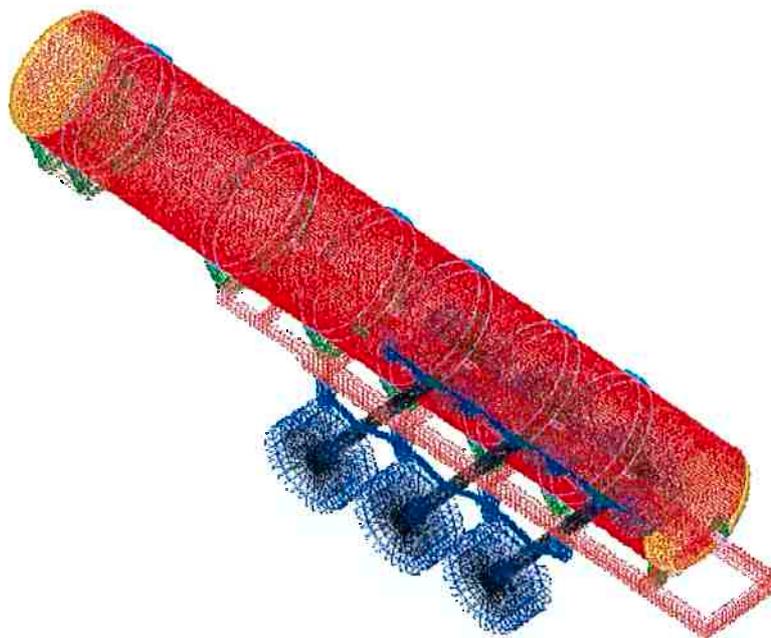


Fig. 3.3 – Refinamento da malha do semi-reboque tanque, [9].

Visando redução do tempo de processamento, no caso de análise onde existem somente cargas verticais e longitudinais, isto é, em não existindo cargas laterais, o tamanho do modelo pode ser reduzido, considerando-se a simetria no plano central vertical. Assim, o programa GERTAP permite ao usuário, como opção, escolher tanto a adoção de malha de transição quanto, quando aplicável, a simplificação do modelo por simetria.

Por outro lado, parametrizando apenas o tanque, propriamente dito (corpo cilíndrico, calotas torisféricas, empalmes, anéis e berços), uma vez que a família de semi-reboque sempre usa o mesmo conjunto chassi/suspensão, o programa GERTAP permite explorar uma gama de carga variando de 15.000 a 35.000 litros, sendo o volume do tanque ajustado de acordo com o peso específico do material a ser transportado. Quanto maior for o peso específico da carga, menor será o volume do tanque, mantendo-se, assim, inalterada a carga útil total a transportar, em obediência à lei de balança, já anteriormente discutida.

Exemplificando com o transporte de soda cáustica (NaOH), com o peso específico de $1,555 \text{ ton/m}^3$, o volume do tanque será de 18.000 litros para carga útil transportada de 28 toneladas. A figura 3.4 ilustra a relação entre diâmetro e comprimento do tanque de sorte que a lei de balança seja respeitada.

As figuras 3.5, 3.6 e 3.7 demonstram a seqüência de entrada de dados necessários para completar a caracterização do modelo no programa GERTAP [6]. A figura 3.5 apresenta os dados de entrada das dimensões dos berços, dos anéis e dos empalmes, enquanto a figura 3.6 apresenta as dimensões do tanque. Na figura 3.7, estão apresentadas as opções de projeto que relacionam peso total e peso específico da carga, comprimento e diâmetro do tanque de acordo com as equações a seguir:

$$W = \text{CUT} = \text{CUM} + \text{PST} - \text{TSR}, \text{ Peso da carga} \quad (3.2)$$

$$V_R = \text{CUT} / \gamma_{tc} = 2V_f + V_c, \text{ Volume real de carga} \quad (3.3)$$

$$V_c = (\pi \cdot \phi^2 / 4) \cdot L_c, \text{ Volume do corpo cilíndrico} \quad (3.4)$$

$$V_f = \pi \cdot f [(3 \phi^2 / 4) + f^2] / 6, \text{ Volume da calota 10\% ASME} \quad (3.5)$$

Onde

CUM= Carga útil na cavalo trator

PST= Peso total na suspensão traseira

TSR=Tara do semi-reboque tanque

A equação (3.5) determina o volume geométrico interno da calota torisférica para o raio de rebordeamento igual a dez por cento do diâmetro interno do tanque. Fórmulas para a definição mais geral da geometria de qualquer calota torisférica estão definidas no item 3.6.

Isto posto, através de interfaces visuais, o usuário pode avaliar diversas combinações de geometria do semi-reboque tanque tendo, então, condições de avaliar a estrutura que está sendo projetada. Para estruturas padrão, que são freqüentemente construídas e estão catalogadas [9], há um banco de dados com informações de dimensões previamente definidas e verificadas no que concerne à obediência à lei de balança.

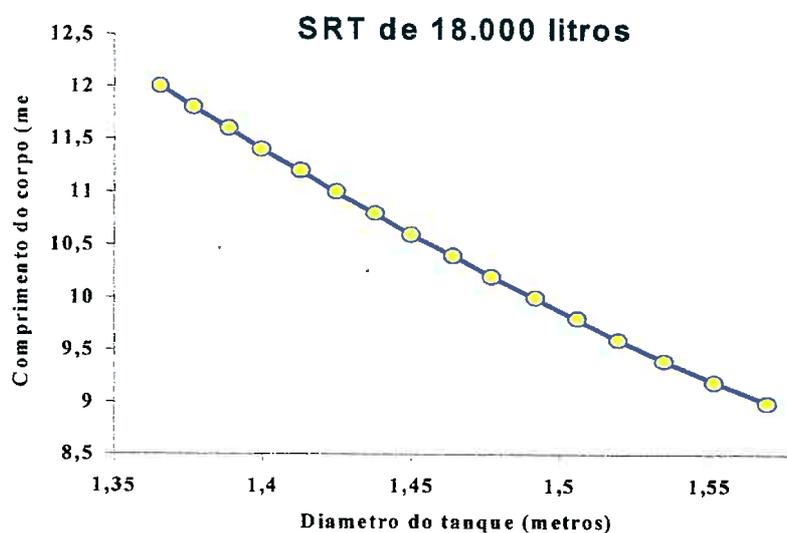


Fig. 3.4 – Variação do diâmetro em função do comprimento do corpo do tanque.

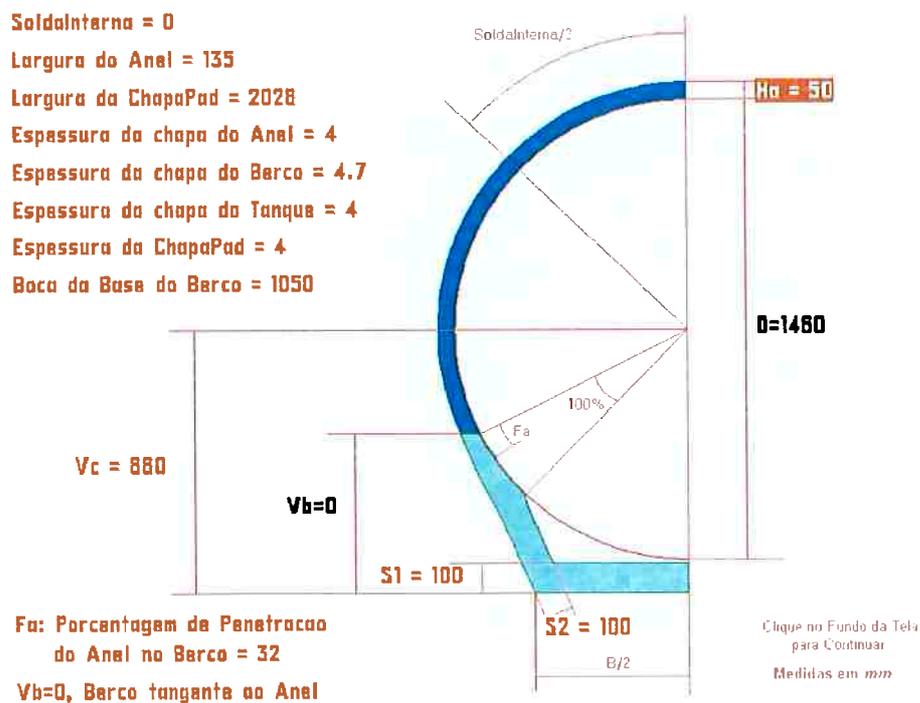


Fig. 3.5 – Dados do anel de reforço do semi-reboque tanque.

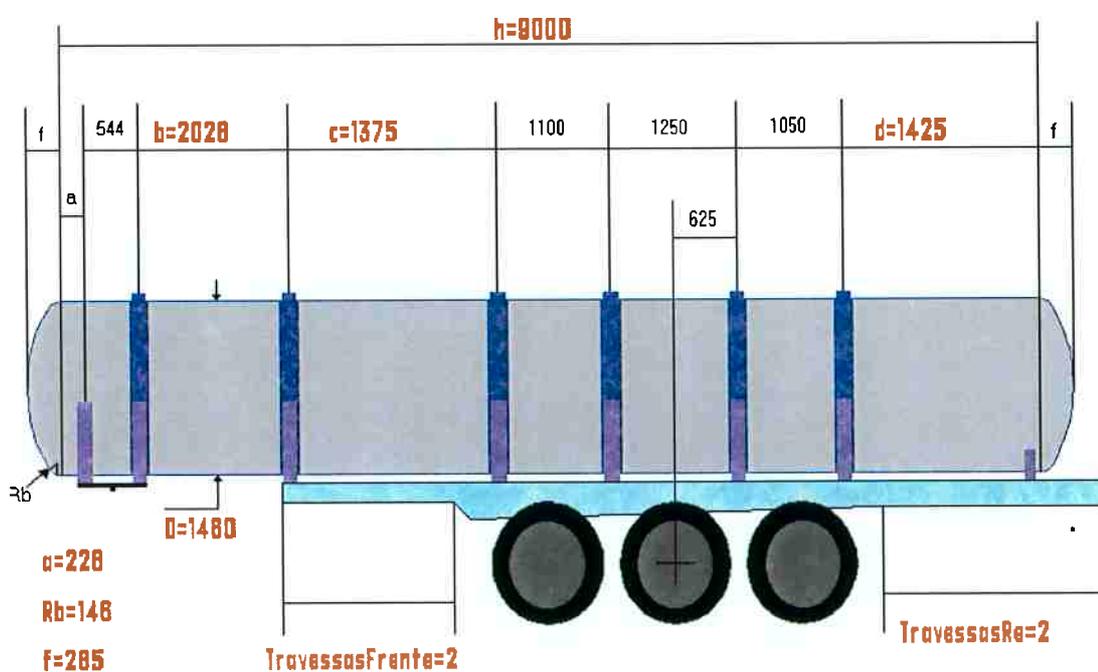


Fig. 3.6 – Dados do perfil longitudinal do semi-reboque tanque.

MASA/USP

GERTAP - ALGOR

Opção de Projeto**VERSÃO 1.0
MARÇO 2001**

Opção	Peso da Carga		Medidas Internas do Cilindro	
	Total	Específico	Comprimento	Diâmetro
	W [ton]	G [H ₂ O]	h [mm]	D [mm]
A	S	S	S	*
B	S	S	*	S
C	S	*	S	S
D	*	S	S	S

Observações:

- O peso específico é dado como fator do peso específico da água pura;
- * = Valor a ser calculado pelo programa;
- S = Valor a ser fornecido pelo usuário.

Entre com a opção de projeto desejada = D

Clique no Fundo da Tela para Continuar

GERADOR PARAMÉTRICO DE MALHA DE M.E.F. PARA SEMI-REBOQUE TANQUE AUTO-PORTANTE

Fig. 3.7 – Dados para opção de projeto do semi-reboque tanque.

3.5 - Exemplos de malhas e testes de convergência.

Qualquer bom analista de MEF sabe que é recomendável verificar a precisão do modelo através de teste de convergência que consiste em mudar o refinamento da malha em sucessivas análises, [17]. Todavia, devido ao alto custo de preparação do modelo, nem sempre, este trabalho pode ser feito. Por outro lado, o teste de convergência pode ser realizado facilmente com o programa GERTAP [6], uma vez que este realiza todo o árduo e demorado trabalho de preparação de um novo modelo, de forma rápida e autônoma.

As figuras 3.8, 3.9, 3.10, 3.11, 3.12, 3.13, 3.14 e 3.15, ilustram diferentes malhas, com e sem transição, usadas no teste de convergência de um tanque de 15000 litros. As figuras 3.16, 3.17 e 3.18 resumem alguns importantes resultados obtidos para esse tanque de 15.000 litros, com uso do programa de MEF ALGOR [7] rodado em um microcomputador Intel/Pentium II (Dual-Processor & 512Mb de RAM, 500 MHz e Windows 2000/OS). Nas figuras pode-se observar a forma deformada da estrutura, com particular destaque para o modo de trabalhar da suspensão, e as tensões de Von Mises, na situação típica que considera o peso do veículo, o peso da carga útil e a pressão de gás de 0,25 MPa. Por fim, a figura 3.19 apresenta curvas do teste de convergência a partir das quais é possível afirmar que há boa precisão de resultados já para a malha de tamanho 8 (figura 3.14), tomando-se como foco os pontos 1 e 2 (figura 3.18) das regiões de provável surgimento de trincas.

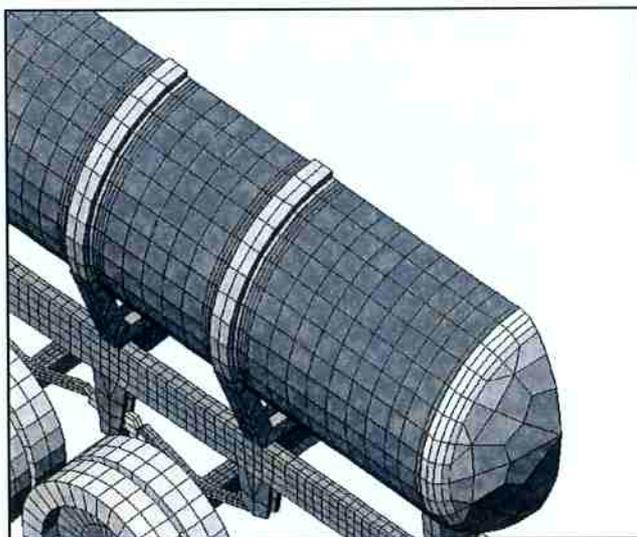


Figura 3.8 – Malha tamanho 2, com transição e simetria: 48.803 equações.

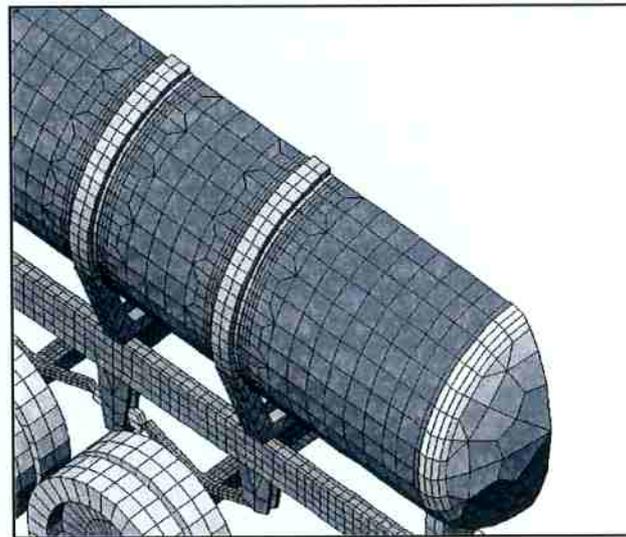


Figura 3.9 – Malha tamanho 4, com transição e simetria : 63.917 equações.

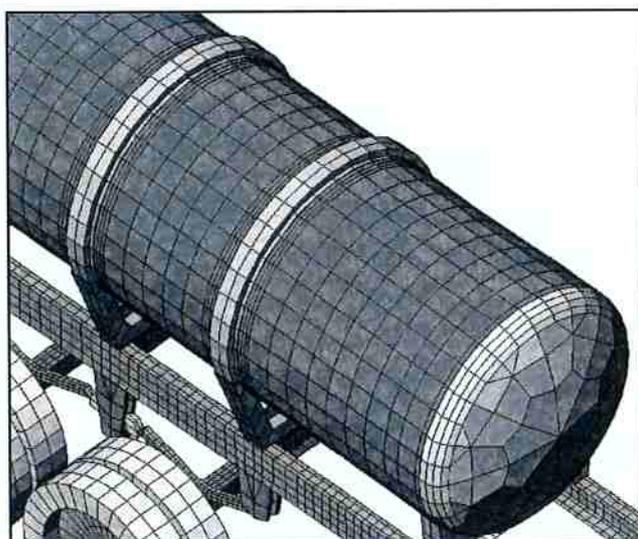


Figura 3.10 – Malha tamanho 2, sem transição e simetria : 97.606 equações.

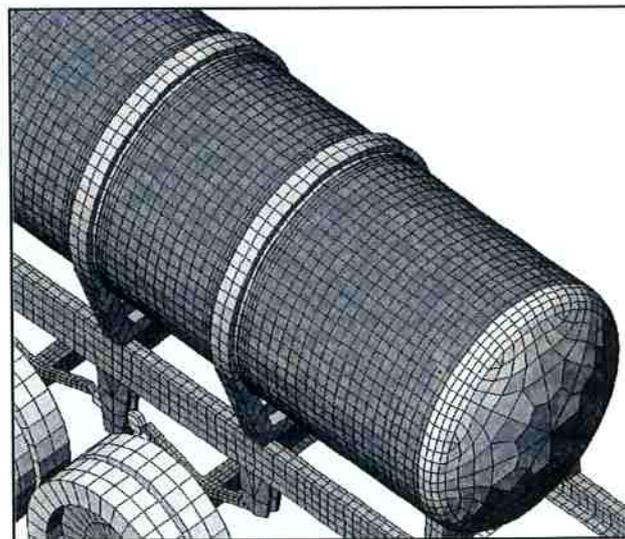


Figura 3.11 – Malha tamanho 4, sem transição e simetria : 155.398 equações.

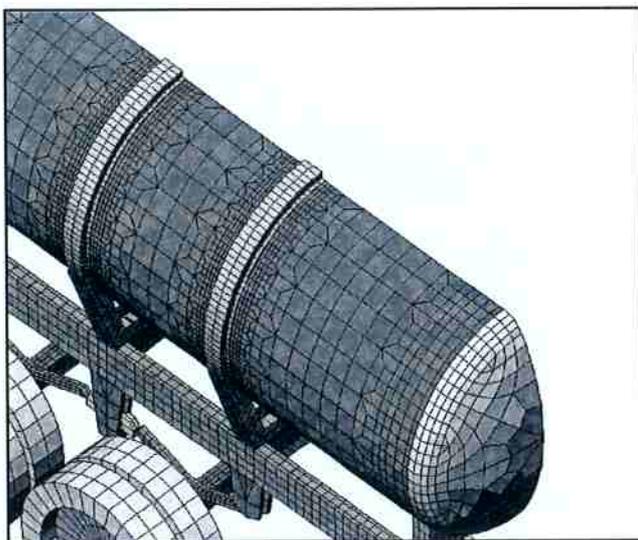


Figura 3.12– Malha tamanho 8, com transição e simetria : 106.175 equações.

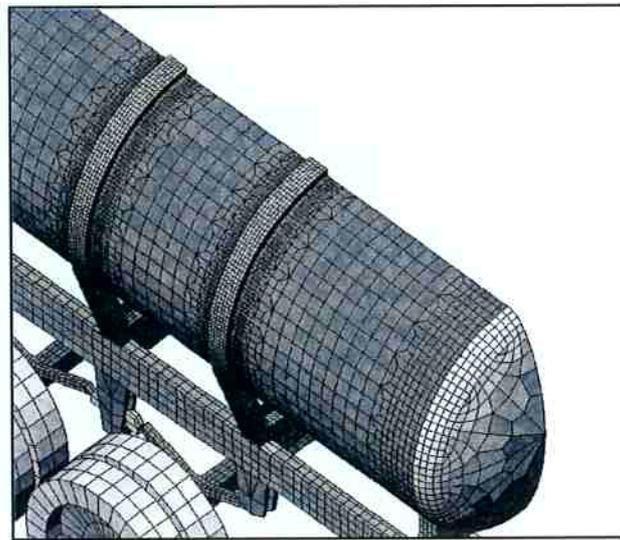


Figura 3.13 – Malha tamanho 12, com transição e simetria: 241.079 equações.

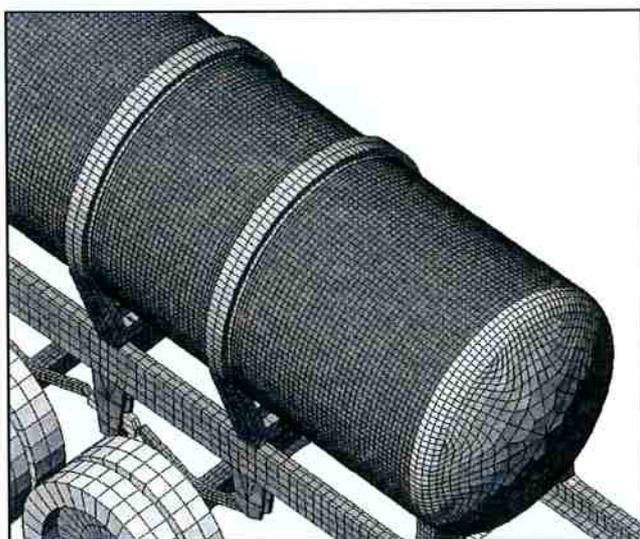


Figura 3.14 – Malha tamanho 8, sem transição e simetria : 342.694 equações.

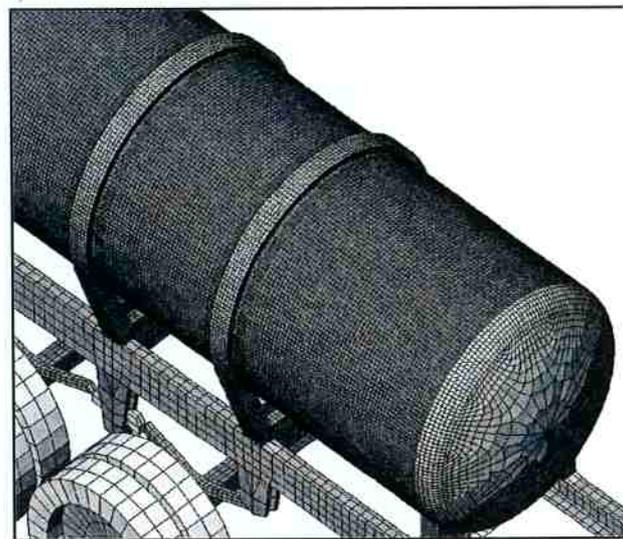


Figura 3.15 – Malha tamanho 12, sem transição e simetria: 801.826 equações.

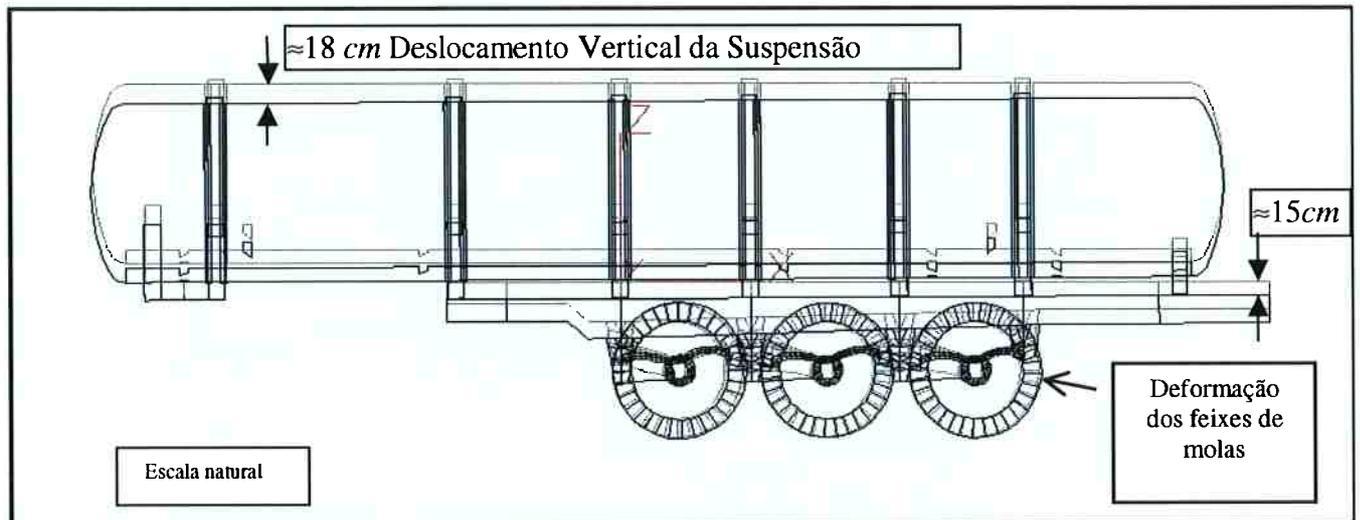


Fig. 3.16 Resultado da Análise: Vista Lateral Esquerda Deformada do SRT

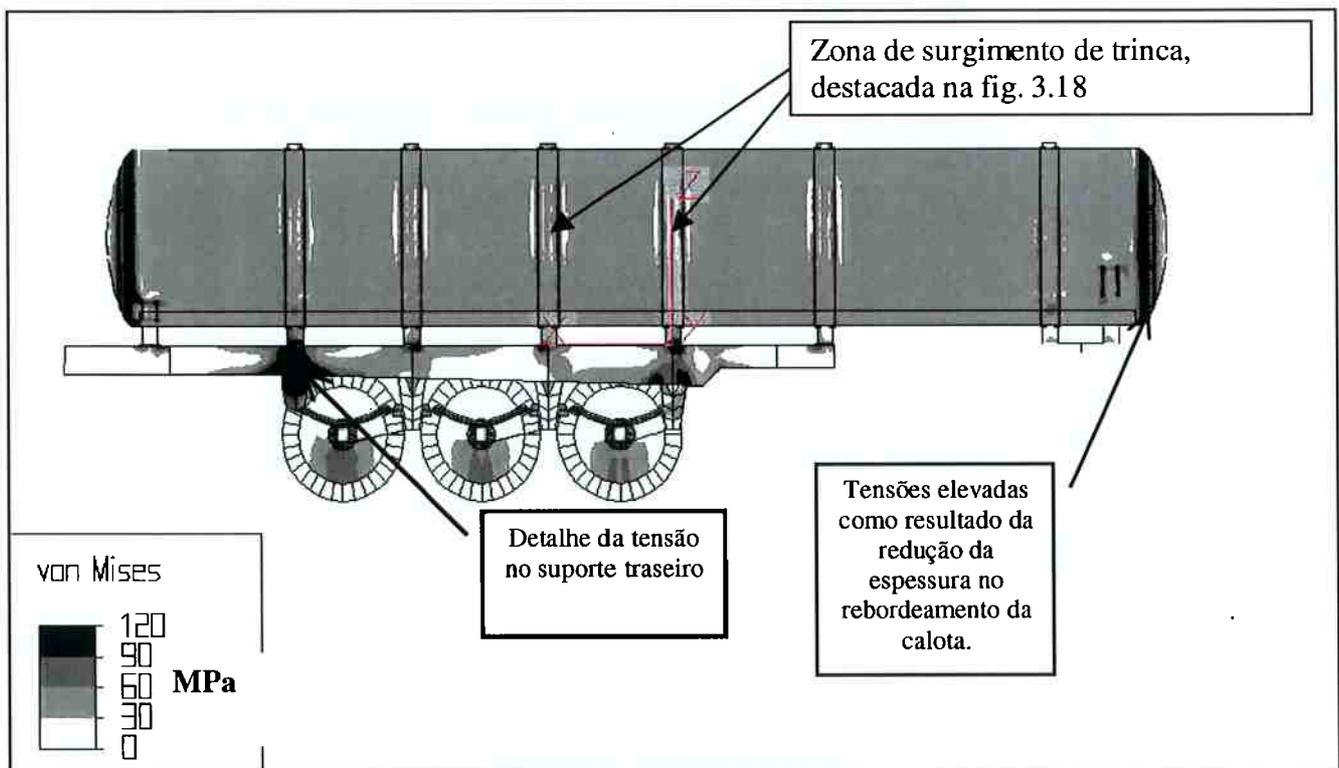


Fig. 3.17 Resultado da Análise: Tensões de Von Mises na Vista Lateral Direita

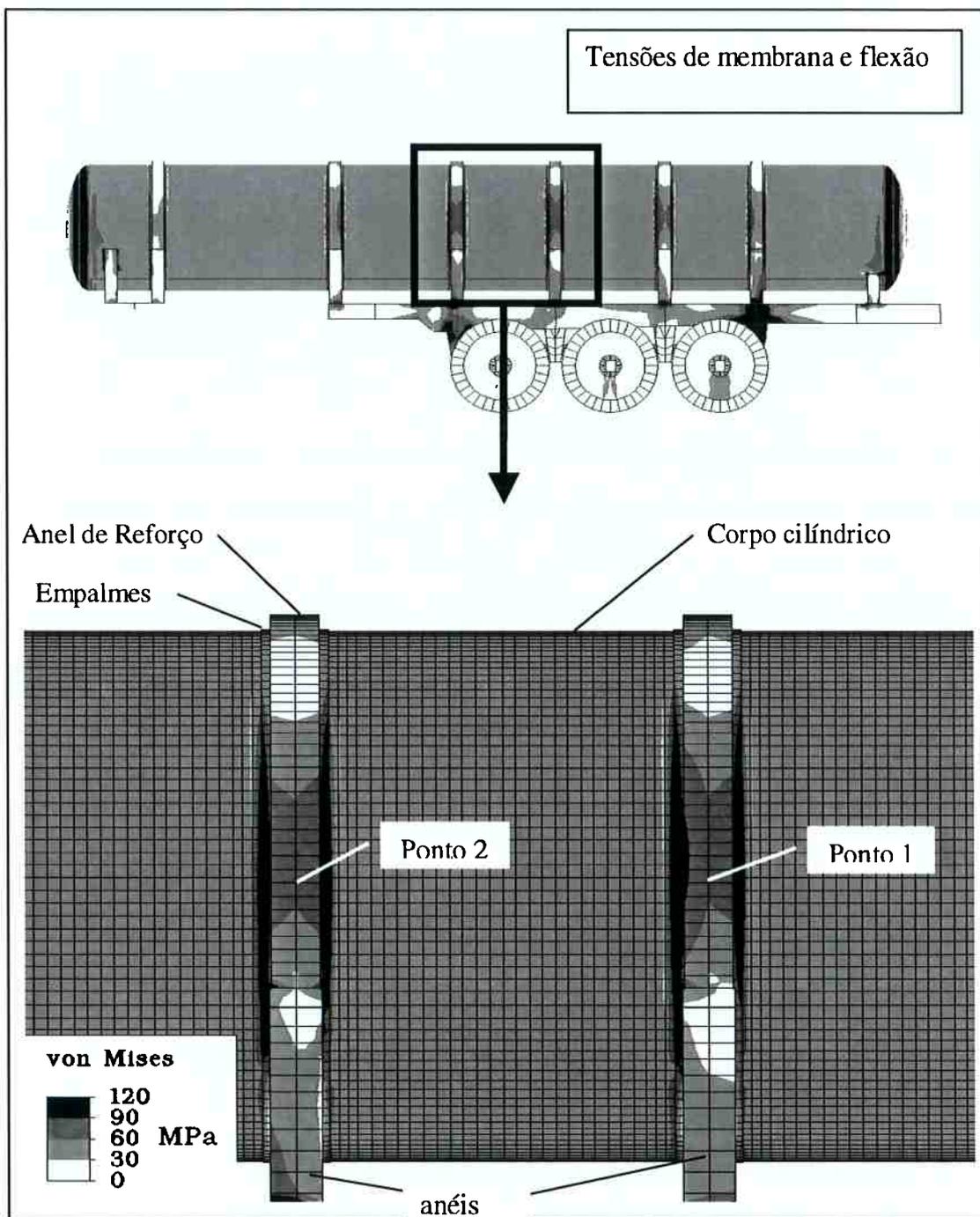


Fig. 3.18. Tensões Críticas nos pontos 1 e 2 dos anéis: Malha com tamanho 8
(Como regra, o número de elementos no perímetro do tanque é igual ao tamanho da malha vezes 16)

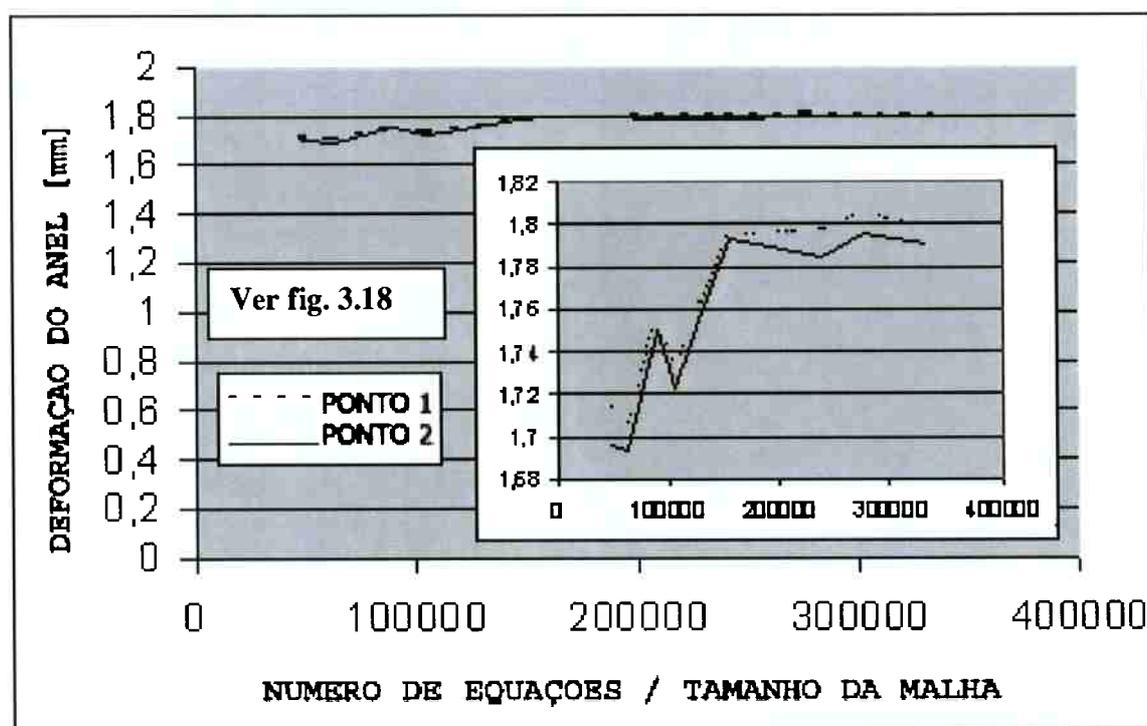
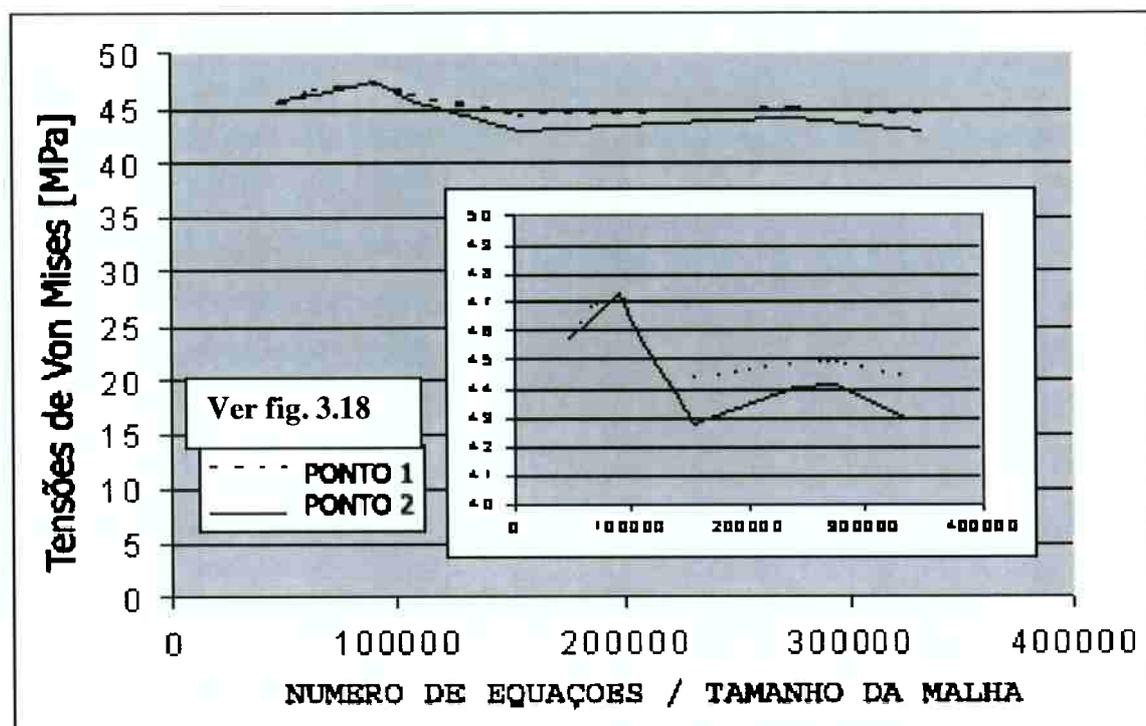


Fig. 3.19: Teste de convergência para Tamanho de Malha variando de 2 a 16 e para os pontos 1 e 2 vistos na figura 3.18.

3.6 – Dimensionamento paramétrico das calotas torisféricas

Para, de modo geral, definir o volume interno da calota torisférica, com os parâmetros apresentados na figura 3.20, usa-se o seguinte equacionamento exato:

$$\begin{aligned}
 V_f = & \pi R_B^3 [(2/3) \cos \theta + (R_0/R_B - 1)(\pi/2 - \theta)] \\
 & + \pi R_T^3 [(1 - \cos \theta) - (1/3)(1 - \cos^2 \theta)] \\
 & + (\pi/3) [R^2 \cdot R_T \cos \theta - (R_0 - R_B)^2 (R_T - f)]
 \end{aligned} \tag{3.6}$$

onde

$$R_0 = \phi / 2 \tag{3.7}$$

$$R_T = [f^2 + R_0(R_0 - 2R_B)] / [2(f - R_B)] \tag{3.8}$$

$$R = R_T(R_0 - R_B) / (R_T - R_B) \tag{3.9}$$

$$\theta = \arctan(R/R_T) \tag{3.10}$$

$$f > R_B \tag{3.11}$$

Tais equações foram inseridas no programa GERTAP de tal forma que diferentes graus de refinamento de malha podem ser obtidos, como se ilustra na Figura 3.21. Especialmente para as calotas torisféricas, devido à concentração de tensão no abaulamento e rebordeamento perto da junta soldada, que une a calota ao corpo do tanque, o tamanho dos elementos pode ser aumentado da borda para o centro, diminuindo-se, assim, o número de elementos onde só existe tensão de membrana. Para malhas mais grosseiras pode haver ocorrência de elementos muito distorcidos na região esférica central da calota e, por isso, mensagens podem ser emitidas pelos programas de MEF. Para malhas mais refinadas, a distorção máxima dos elementos tende a ser menor, pois os nós estão mais próximos, desaparecendo o problema.

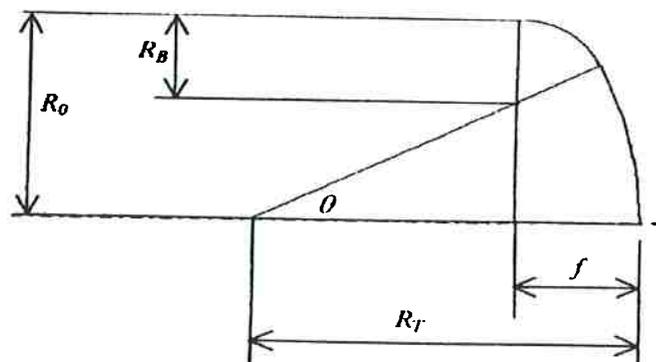


Fig. 3.20 – Geometria paramétrica da calota

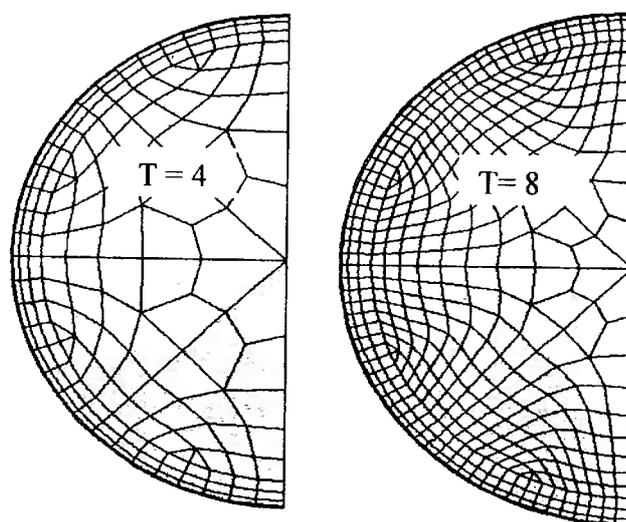


Fig. 3.21 – Tipos de malha das calotas

3.7 – Conclusão

Neste trabalho, o tratamento numérico por modelo de elementos finitos não tem a função precípua, dentro do método proposto, de servir a simulação dinâmica em computador, embora isso, dentro de determinadas restrições, também pudesse ser feito. Tem sim, na essência, a função de amparar os resultados experimentais do capítulo 4, ampliando o significado das medições efetuadas de modo que, testes feitos em algumas pistas urbanas, consideradas típicas, prestem-se à extrapolação para uma situação de longo prazo, algo mais geral.

Em outras palavras, resultados numéricos de elementos finitos e resultados experimentais são tratados concomitantemente num contexto de análise probabilística cuja função é oferecer uma estimativa de engenharia para a vida em fadiga. Isso deve permitir que se tomem decisões sobre a adequabilidade de um determinado dimensionamento estrutural para as condições reais, mais representativas, das vias trafegáveis brasileiras, sem demandar o emprego de recursos financeiros incompatíveis com as possibilidades de pequenas e médias montadoras. Exige-se, em contrapartida, um aprofundamento teórico maior do que aquele até hoje cotidianamente adotado, mesmo nas grandes montadoras. Disso, então, surge a necessidade de conceitos mais avançados relacionados à análise probabilística de tensões, nos moldes do que tratamos no capítulo 5.

CAPÍTULO IV

ANÁLISE EXPERIMENTAL

4.1 – Introdução

Os ensaios experimentais ocorreram em duas etapas. Numa primeira etapa, a estrutura do semi-reboque tanque foi instrumentada por trinta extensômetros e estacionada na oficina, atrelada ao cavalo mecânico, onde foi submetida a carregamento de natureza estática decorrente de água bombeada lentamente para o interior do tanque. O nível de água, aumentando aos poucos, a intervalos regulares foi mantido constante para que as leituras de deformações fossem registradas. Com isso, obtiveram-se curvas relacionando medidas de tensão com o aumento de carregamento estático, para níveis de água variando de zero à capacidade máxima de 18000 litros.

Numa segunda etapa, o semi-reboque tanque, completamente cheio de água, foi conduzido por trechos de via trafegável, fora da empresa e previamente selecionados, para que fossem feitos registros de tensões dinâmicas em situações que se pode considerar típicas das estradas brasileiras.

Em resumo, os ensaios tiveram duas etapas: uma estática na oficina, com o veículo parado, e outra com o veículo em movimento. Ressalte-se que a etapa estática teve uma primeira fase de carregamento, aumentando-se o nível de água no interior do tanque e uma segunda fase, correspondente ao esvaziamento do tanque. Esta segunda fase foi realizada após a etapa dinâmica e isso teve conseqüências sobre o modo em que, na análise dos resultados estáticos, carregamento e descarregamento se inter-relacionam.

4.2 – Coleta de dados dos ensaios

Como se poderá ver na descrição dos ensaios, os registros das medidas em cada extensômetro foram aquisitados de maneira contínua no tempo e armazenados em microcomputador. Cada um desses registros necessitou, logo de início, de tratamento matemático no sentido de serem eliminados os ruídos introduzidos por interferências eletromagnéticas,[19]. Assim, para tanto, recorreremos ao uso de filtro

de software passa baixa, diminuindo, em princípio, os efeitos indesejáveis dos mencionados ruídos. Ressalte-se, contudo, que os ruídos observados foram relativamente altos e que melhor teria sido utilizar um microcomputador, tipo notebook, que funcionasse com bateria de corrente contínua. O transformador usado para converter a energia da bateria do cavalo mecânico em energia de corrente alternada 110 Volts (para viabilizar o uso de um micro comum) em princípio parece ter sido o responsável pelo aparecimento do problema.

4.3 - Regressão dos dados experimentais estáticos

4.3.1 - Formato das curvas experimentais

É prática comum, e recomendável, que, em qualquer ensaio experimental, aferições prévias da instrumentação sejam realizadas no sentido de verificar se sensores e instrumentos estão em funcionamento adequado. Assim, sendo esse o primeiro objetivo do ensaio estático, pode-se acrescentar a ele o objetivo adicional de fornecer dados para uma comparação teórico-experimental com carregamento de mais fácil modelagem. No caso do semi-reboque, como em qualquer outro veículo que circule pelas vias brasileiras, a própria determinação do carregamento imposto à estrutura pela via trafegável constitui-se num problema à parte.

A idéia inicial do ensaio estático, com os objetivos retrocitados, é a de levar à obtenção de curvas, em forma linear, que relacionem causa com efeito. Sobre os dados experimentais aplicam-se regressões lineares para que, então, os resultados assim tratados sejam comparados com os teóricos. No caso de uma estrutura mais simples, onde de fato o carregamento possa ser modificado apenas pela variação de sua magnitude, fica relativamente prático trabalhar nessas bases. Para o semi-reboque, contudo, sendo a variação do carregamento determinada pela variação do nível de água, acontece de esse carregamento variar não somente em magnitude mas também em forma, fato este que, como adiante demonstramos, impede que se obtenham relações lineares entre causa e efeito. Isso não apenas complica a regressão de dados experimentais, pois essa regressão não pode ser mais feita na forma linear, como também dificulta a identificação de resultados experimentais espúrios, que em tese precisam ser descartados.

A título de exemplo, nas figuras 4.1 e 4.2 apresentamos um resultado bastante significativo, para o extensômetro 3E1 colocado no anel à vante da suspensão traseira, que vem a ilustrar o que foi dito. Nota-se que a curva apresenta características que fogem àquilo que, desavisadamente talvez, se poderia esperar: não é uma reta e ainda passa por zero para uma carga diferente de zero.

Através de um exemplo simples pode-se demonstrar, ao menos qualitativamente, como o fato de o carregamento variar em magnitude e forma pode conduzir a tais características. Tomemos o caso da viga em balanço da figura 4.3, submetida a uma carga, do tipo pressão hidrostática, que pode variar de nível (h) na direção do comprimento da viga (L). A viga é em forma de caixão com paredes finas, de tal modo que a pressão hidrostática causa dois efeitos cumulativos: flexão local da parede que está diretamente sob pressão e flexão global da viga como um todo. Se imaginarmos um extensômetro fixado no ponto A do engaste, com o aumento do nível de água esses dois efeitos ocorrem e se somam do seguinte modo:

- i) A tensão local de compressão, por flexão da parede, aumenta de magnitude sempre no sentido de aumentar a compressão.
- ii) A flexão global da viga causa tensão que aumenta sempre no sentido de aumentar a tração.
- iii) Como ambas as tensões partem do zero - para nível de água $h=0$ - existe um valor de nível para o qual as duas, sendo iguais em magnitude e com sinais contrários, se cancelam mutuamente.
- iv) A resultante das tensões não tem comportamento linear com a variação do nível de água.

Para o caso do semi-reboque fica impraticável tentar uma demonstração analítica, como a desenvolvida para a viga simples. Contudo, do uso de modelo de elementos finitos criado pelo pré-processador GERTAP [6] é possível chegar a conclusões semelhantes. Vê-se na figura 4.4 o modelo de MEF usado na avaliação proposta, tendo sido o modelo analisado para diferentes níveis de água no interior do tanque. Tais resultados numéricos, para o extensômetro 3E1 usado como exemplo, estão na figura 4.1 e comprovam o que temos dito. Neste caso, de análise de regressões não lineares feitas com uso de EXCEL, concluímos que um ajuste polinomial de ordem quatro conduz a coeficientes de correlação da ordem de pelo

menos 0.99, para todos os resultados numéricos de MEF, nos pontos correspondentes à colocação dos extensômetros. Assim, corroborados pelos resultados numéricos, todos os registros experimentais para todos os extensômetros foram submetidos a regressões polinomiais de ordem quatro, estabelecendo-se um limite confiável e verossímil para essa ordem. Neste contexto, é importante ressaltar que, do ponto de vista meramente matemático, ao aumento da ordem de regressão sempre corresponde um aumento do coeficiente de correlação, isso, contudo, não significa dizer que os resultados experimentais estão sendo mais bem representados. Evidentemente, a limitação da ordem da regressão deve decorrer do conhecimento físico que se tem do problema pois, caso contrário, a tendência seria usar uma ordem igual ao número de pontos que se tem, menos um, o que conduziria a correlações iguais a 100%, porém sem respaldo físico.

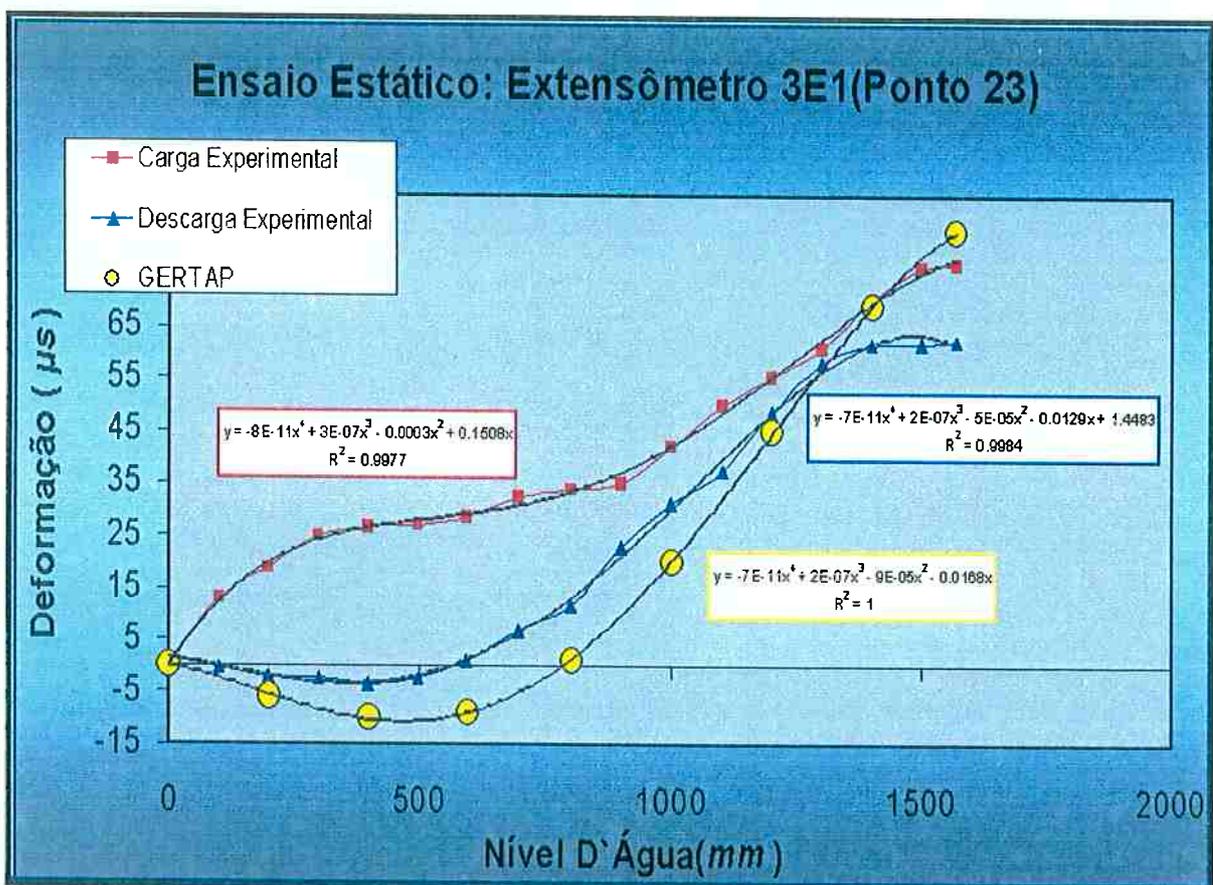


Fig. 4.1 - Ensaio Estático: Resultados para o Extensômetro 3E1

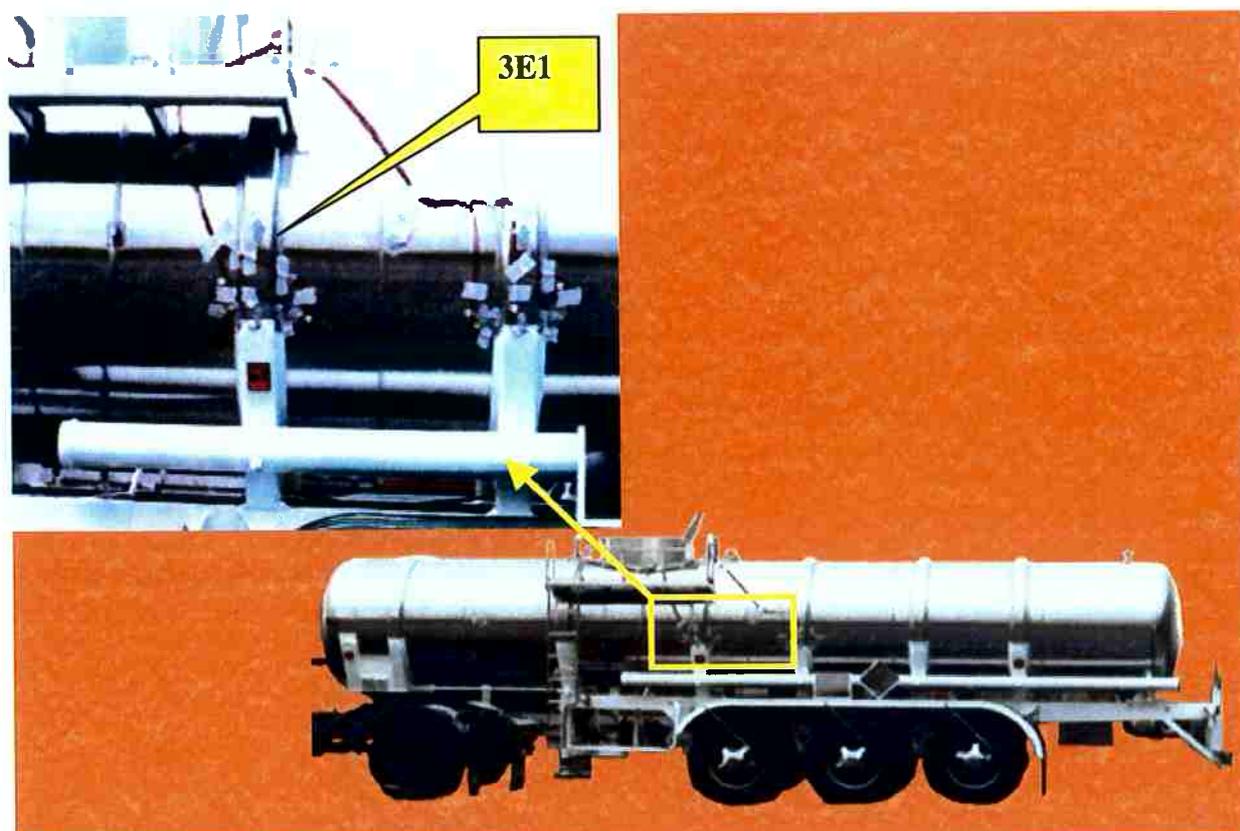


Fig. 4.2 – Localização do extensômetro 3E1

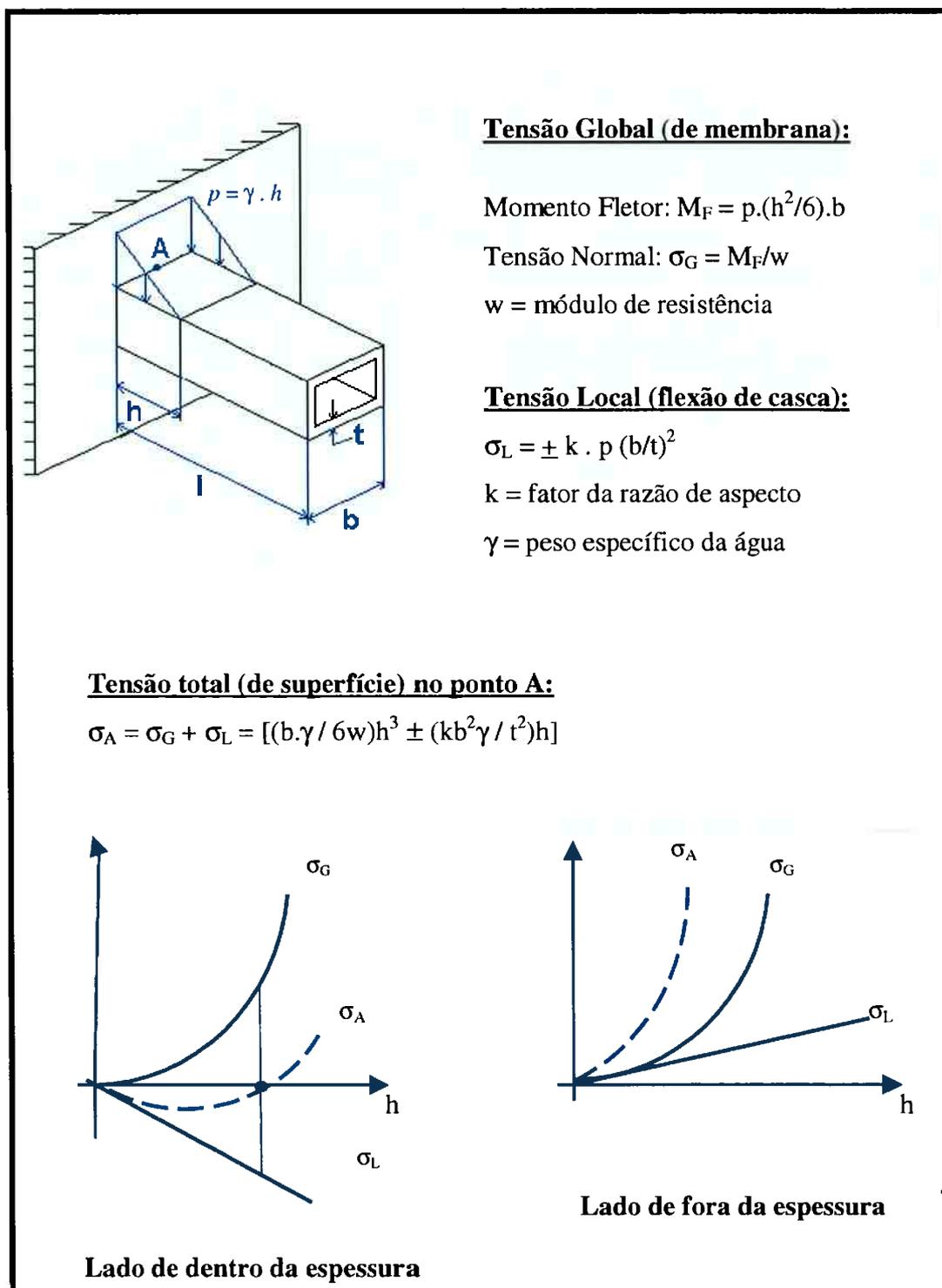


Fig. 4.3: Exemplo de composição de tensões para uma viga simples

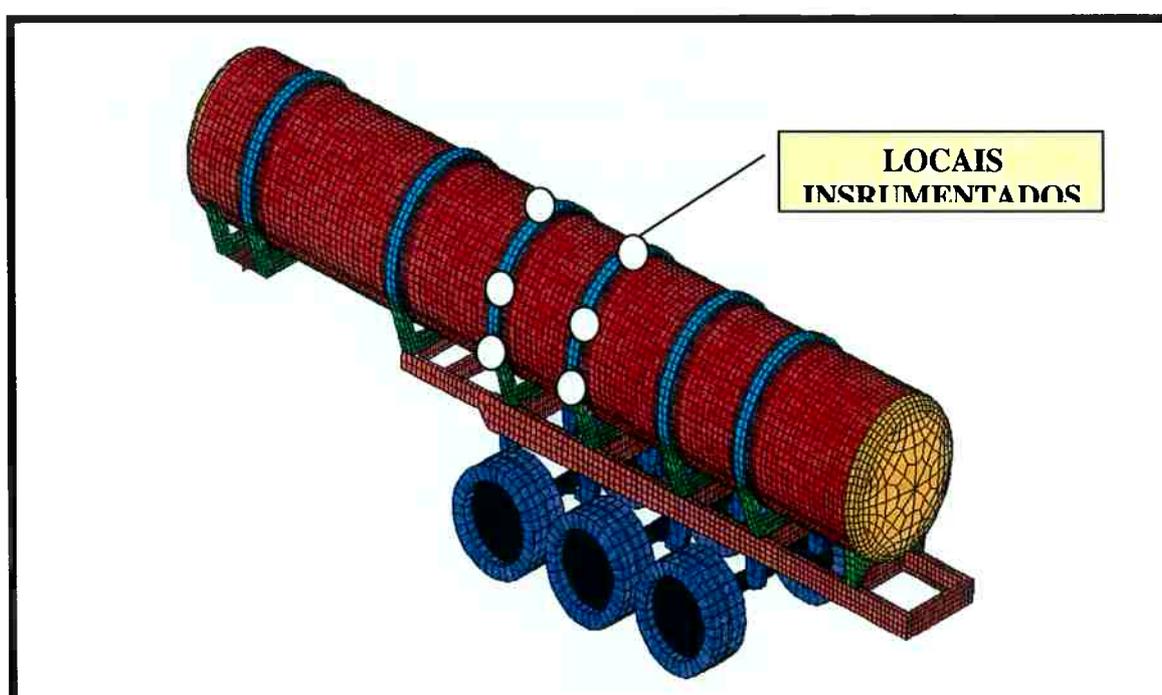


Fig. 4.4 – Modelo de MEF (GERTAP) e locais de instrumentação

4.3.2 – Simetria x imperfeições de forma

A estrutura do semi-reboque, por razões lógicas, apresenta simetria geométrica em relação ao plano central longitudinal. Contudo, como decorrência de pequenas imperfeições de fabricação, o campo de tensões, mesmo para um carregamento simétrico, pode resultar não simétrico.

Assim, com o intuito de verificar, e demonstrar, como as imperfeições de fabricação têm influência nas medições, decidimos colar extensômetros em posições simétricas. (Por exemplo, ao extensômetro 3E1 colado à esquerda corresponde o extensômetro 3D1 colado à direita. O mapa completo dos extensômetros pode ser visto nas figuras 4.5 e 4.6.).

Se considerarmos, agora, o caso do ensaio estático, com o veículo no plano horizontal e o carregamento de água no tanque, seria de esperar que extensômetros simétricos, a menos de algumas variações, apresentassem comportamento simétrico, com curvas semelhantes à esquerda e à direita. No exemplo da figura 4.7 mostra-se um caso em que isso de fato acontece com boa aceitabilidade; porém, para o exemplo da figura 4.8 fica claro que a pretendida simetria não existe, de tal modo que somente através da presença de imperfeições geométricas pode-se justificar o ocorrido.

Como conclusão, fica a corroboração de que para cada extensômetro é necessário colar seu par no outro lado da espessura da chapa para que, através da contabilização das tensões em suas componentes de membrana e de flexão, seja possível isolar os efeitos das imperfeições. No presente estágio do projeto isso não foi feito porque tivemos de usar, por razões econômicas, uma estrutura já pronta, tornando-se inviável o acesso a ambos os lados das espessuras das chapas.

Numa estrutura que viesse a ser fabricada com o objetivo precípuo de servir a avaliações experimentais criteriosas, não somente cuidados especiais de fabricação seriam tomados, mas também os extensômetros poderiam ser colados durante a montagem, eliminando-se a maioria das restrições com relação às suas posições.

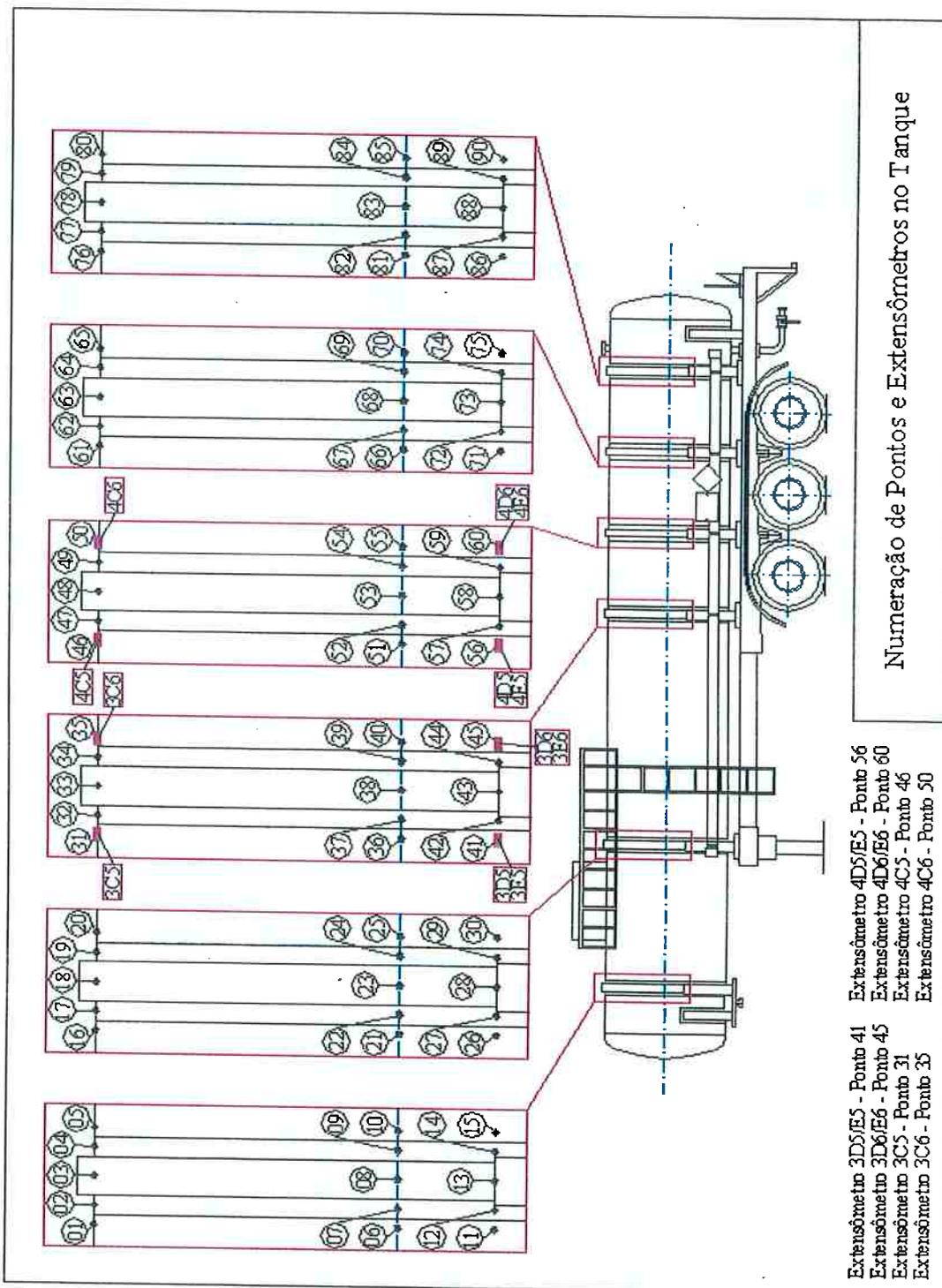


Fig. 4.5 – Localização dos pontos críticos no tanque

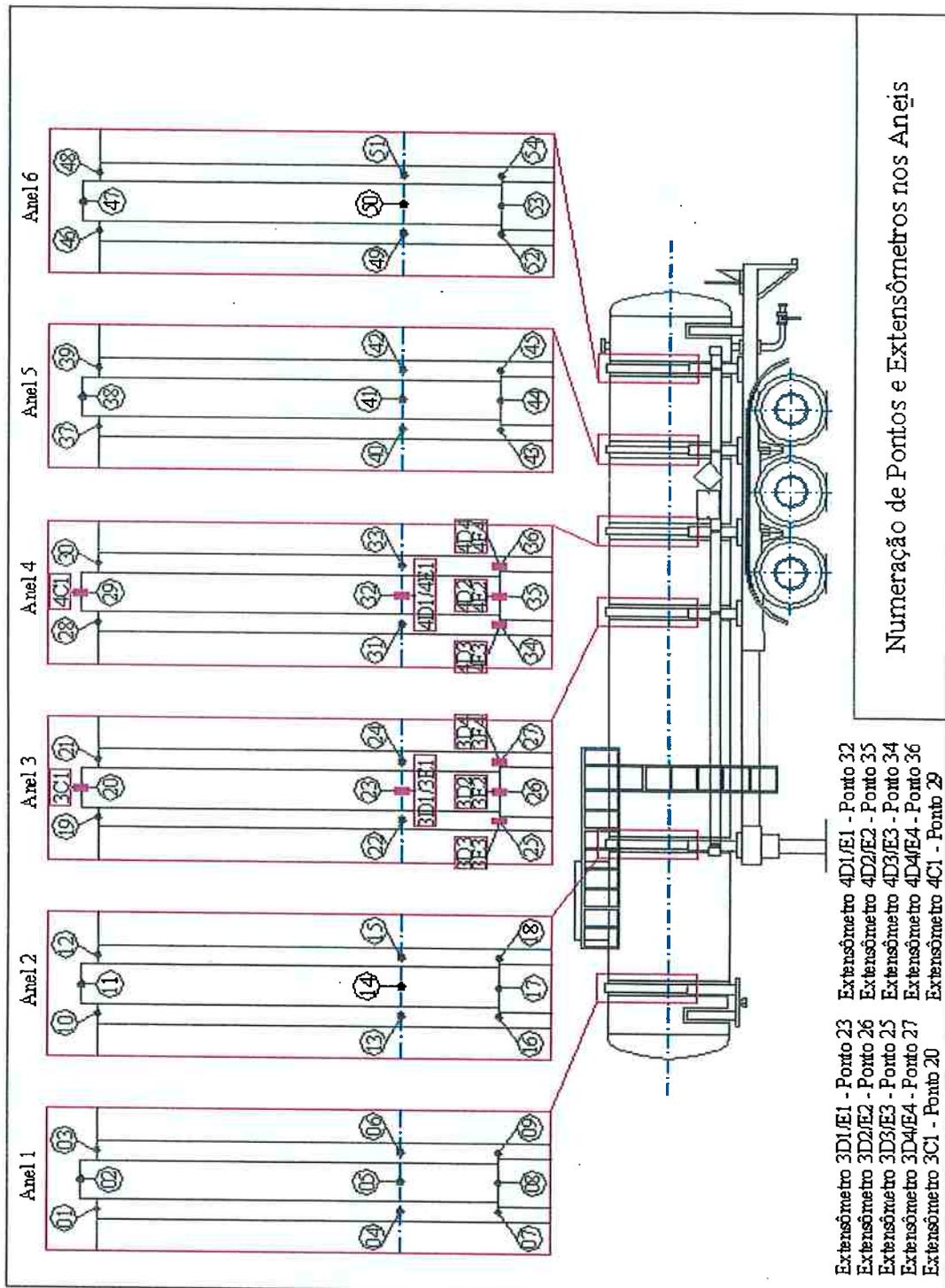


Fig. 4.6 – Localização dos pontos críticos nos anéis

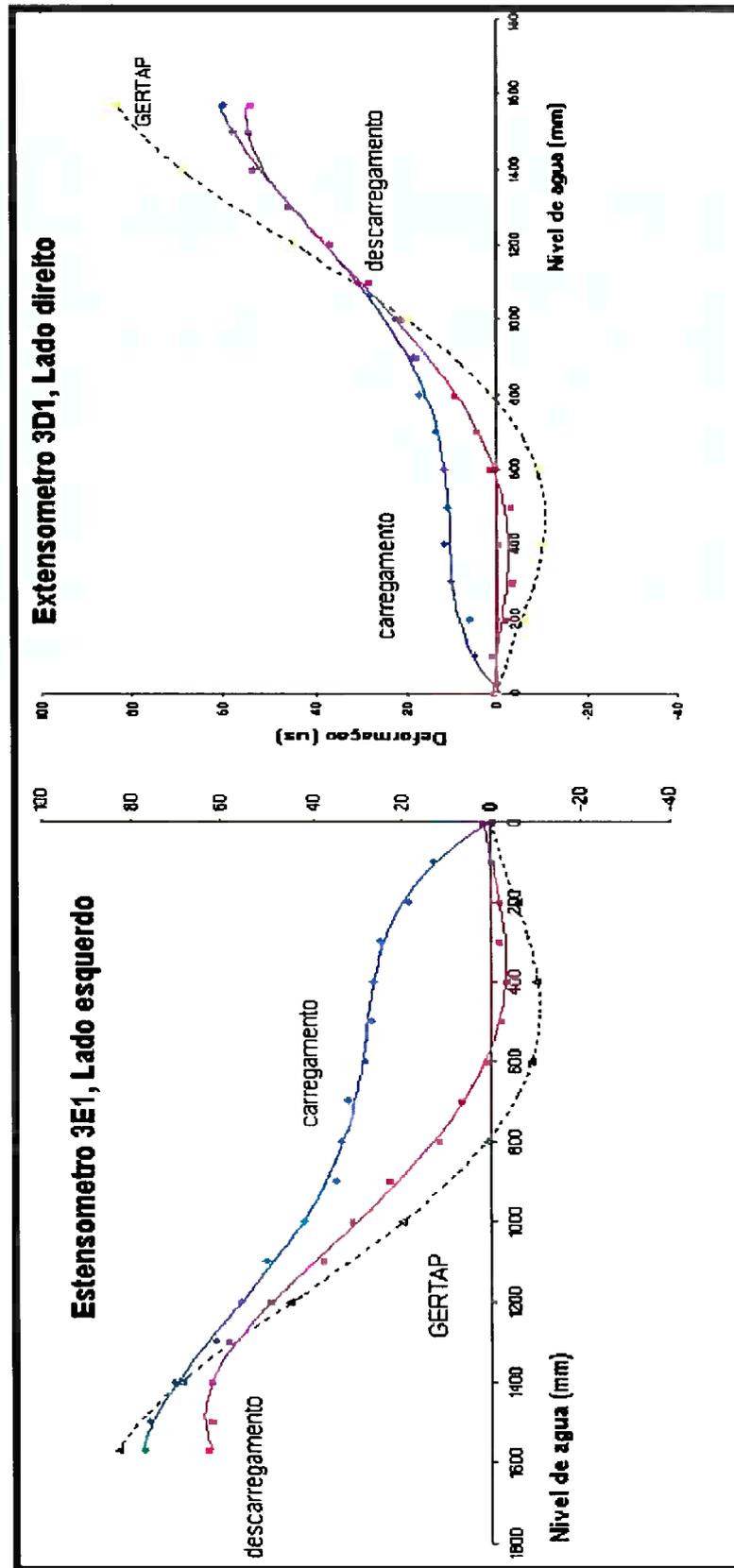


Fig. 4.7 - Exemplo de resultado com boa simetria

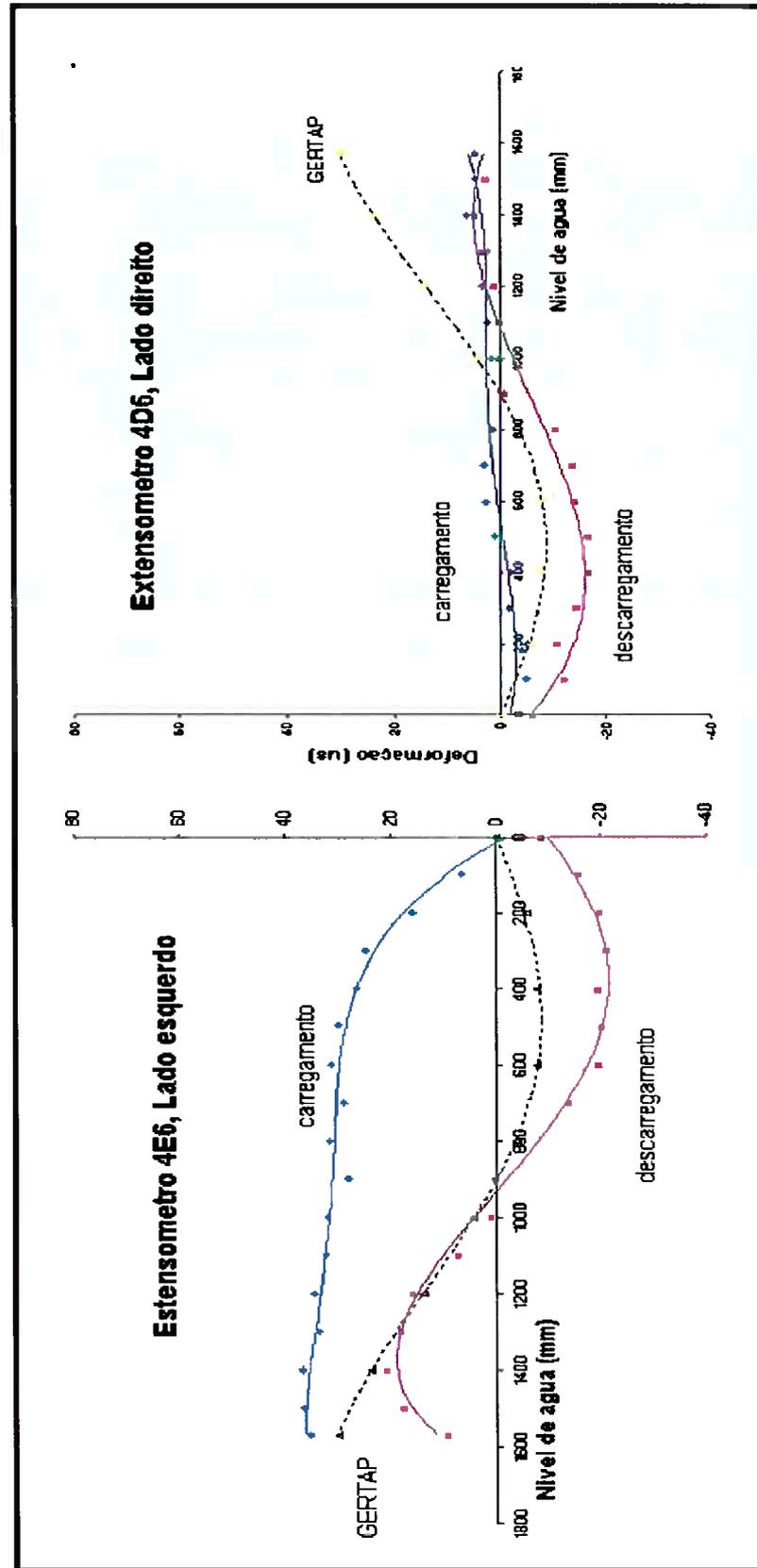


Fig. 4.8 - Exemplo de resultado sem simetria

4.3.3 – Carga x descarga

Pensando unicamente no caso do ensaio estático, e descontados os efeitos de histerese do material, é bastante razoável crer que as curvas de tensão em função do nível de água, para carga e descarga, apresentassem trajetórias bem próximas. Como se vê nas figuras desta análise, isso raramente acontece. Quase sempre a curva de descarregamento acontece por baixo da de carregamento e ajusta-se melhor aos resultados numéricos de MEF (GERTAP). A única razão plausível para justificar isso reside no fato de que, entre carregamento e descarregamento, foi realizado o ensaio dinâmico no qual o veículo transitou e sacolejou, dando oportunidade para que estrutura e suspensão sofressem ajustes e reassentamentos.

Como conclusão, resta a recomendação de que ensaios estáticos completos, com carga e descarga subsequente, sejam realizados antes e depois dos ensaios dinâmicos, no maior número possível de baterias para ampliar ao máximo a massa de dados disponíveis. Consideradas as limitações de recursos econômicos desta análise de tensões, não se pôde aplicar essa recomendação, reservando-a para futuros trabalhos.

4.4 – Análise de dados experimentais dinâmicos

Os ensaios experimentais dinâmicos correspondem à movimentação do veículo por trechos urbanos e de rodovias, arbitrariamente selecionados como significativos da real utilização para as condições brasileiras. A descrição detalhada de cada um desses trechos pode ser vista no anexo B, delegando-se a este capítulo a apresentação dos aspectos mais relevantes da análise experimental.

Em última instância, o que se pretende obter dos ensaios experimentais dinâmicos é uma avaliação do dano à fadiga causado por cada um dos trechos de via trafegável, escolhidos como típicos das condições brasileiras. Tal avaliação tem caráter meramente especulativo, pois corresponde, apenas, a uma constatação de curto prazo que será extrapolada para longo prazo.

4.4.1 – Filtragem dos sinais

Como se trata, portanto, de cálculo de vida em fadiga, alguns aspectos peculiares fazem a interpretação de dados dinâmicos diferir essencialmente do que

foi feito para o caso estático. Contudo, o primeiro passo da análise reside, igualmente, na filtragem dos sinais por um filtro passa baixa, nos mesmos moldes do caso estático. No exemplo da figura 4.9 observa-se claramente a influência dos ruídos eletromagnéticos, notando-se o modo pelo qual o sinal limpo difere do originalmente medido. Observe-se que no espectro do sinal original apresenta-se um pico na frequência de 60Hz, caracterizando, cabalmente, o fato de que é o conversor de corrente, de contínua para alternada, o responsável pelo ruído.

4.4.2 – Estado triplo de tensões

As tensões num ponto da estrutura existem em diferentes planos ou, em outras palavras, são dadas por suas componentes definidas num sistema ortogonal de eixos cartesianos. Assim, de modo geral, para se conhecer o Estado de Tensão num ponto da superfície da estrutura é necessário medir, ou calcular, pelo menos três componentes, dentre as seis possíveis definidas.

Nesse contexto, acrescente-se que para os propósitos dos ensaios estáticos, o conhecimento do estado de tensão não é imprescindível, já que todas as comparações puderam ser feitas tomando-se apenas a componente de tensão que, em cada ponto, é registrada pelo respectivo extensômetro. Contudo, para a análise de fadiga que se pretende extrair dos ensaios dinâmicos, o mesmo já não pode ser dito, tornando-se imprescindível conhecer o estado de tensão em cada ponto.

Traduzindo essa questão, portanto, para a situação da análise experimental dinâmica, o uso de extensômetros do tipo Roseta (com três direções de medição), numa avaliação mais imediatista, seria a primeira solução a adotar. O uso de Rosetas, contudo, traz o sério inconveniente de, obviamente, triplicar o número de canais de medição, exacerbando proibitivamente os custos e dificuldades da instrumentação.

Assim, feitas tais considerações, o procedimento adotado na presente análise experimental pode ser delineado como a seguir:

- i) Apenas um extensômetro simples é colocado em cada ponto, preferencialmente na direção, paralela a um dos eixos cartesianos, em que se espera surgir a maior componente de tensão normal.
- ii) Do modelo de elementos finitos (MEF), para cada ponto instrumentado, levantar a relação entre a componente de tensão, que está sendo medida, com a

tensão equivalente de Von Mises que caracteriza o estado de tensão. A componente medida de tensão é, portanto, transformada em tensão equivalente, que caracteriza o estado de tensão, simplesmente pela multiplicação por fator extraído do modelo de MEF.

iii) Para a análise de fadiga, dos registros de tensões experimentais extraem-se amplitudes de tensões alternadas e valores médios de tensões que devem ser afetados pelos mencionados fatores. Para extração de amplitudes e valores médios usa-se o clássico método de contagem conhecido por RAINFLOW [18].

iv) Esses mesmos fatores de correção do estado de tensão também devem computar o fato de que os ensaios foram feitos com o tanque carregado com água, mais leve do que a carga real a ser transporta. Assim, devem ser corrigidos por um fator adicional corresponde à relação entre a densidade da carga a transportar e a da água.

Na figura 4.10 podem-se observar exemplos de resultados obtidos para fatores de correção do estado de tensão, avaliados como função do nível de água no tanque. Para os propósitos da presente análise de fadiga, devem-se tomar resultados do fim das curvas, correspondente à situação em que o tanque está completamente cheio. Convém salientar que é requisito de projeto o tráfego do semi-reboque sempre para a situação completamente carregada, até porque, caso contrário, o movimento do líquido no interior do tanque pode comprometer seriamente a estabilidade do equilíbrio dinâmico do veículo.

O procedimento de contagem de picos e vales foi implementado com uso do programa MATLAB [24], empregando-se o método RAINFLOW através de sub-rotinas disponíveis no próprio software. Na figura 4.11 pode-se observar um exemplo de resultado obtido para a contagem em termos de um histograma para as amplitudes das tensões alternadas.

Obtidas as tensões médias e alternadas, já corrigidas para o estado de tensão e para a densidade da carga a transportar, o cálculo da vida em fadiga efetua-se por procedimento tradicional a partir do diagrama S-N do material [21], como delineado na figura 4.12.

Isto posto, apresentamos na tabela 4.1 os principais resultados obtidos para a análise de fadiga conforme programa do Apêndice A, destacando-se que se confirma,

plenamente, o fato observado na prática de que os anéis 3 e 4, na região de união com o berço, têm alta possibilidade de vir a apresentar trincas em curto espaço de tempo. A representatividade desta conclusão fica limitada, contudo, pelos seguintes fatores:

iv.1) A prática tem mostrado que trincas aparecem nas soldas, onde não é viável colar extensômetros. Neste contexto, algum procedimento precisa ser estudado e implementado no sentido de possibilitar a extrapolação dos resultados obtidos fora das soldas para resultados nas soldas.

iv.2) A análise, estabelecida num contexto de curto prazo (apenas alguns minutos de medição em cada trecho), foi extrapolada para longo prazo de modo que, no próximo capítulo, poderemos justificar a relevância de estabelecer um tratamento probabilístico no qual picos e vales são tratados como Cadeia de Markov [22].

iv.3) O fato de não termos usado um protótipo novo, recém-construído, leva a crer que eventuais microtrincas, já iniciadas nas regiões críticas, podem ter tido influência relevante sobre os resultados medidos, mascarando nossas conclusões.

iv.4) A presença de alguns pontos espúrios nos sinais medidos mereceu aqui a aplicação de uma estratégia simples de identificação e remoção. Aquele ponto que, claramente, estivesse fora do padrão visual do registro do sinal foi, manualmente, removido. Pontos espúrios mais sutis, não identificáveis por tal estratégia, devem existir, fato que pode ter reduzido, inapropriadamente, o valor da vida em fadiga em alguns dos resultados obtidos.

4.5 – Conclusão

Os resultados da tabela 4.1 devem ser interpretados à luz das limitações tanto de procedimento experimental como do tratamento não probabilístico da análise de fadiga neste capítulo aplicados. Os valores absolutos de vida em fadiga, aqui obtidos, não têm, e não poderiam ter, significado prático no sentido de determinar a durabilidade da estrutura para as condições reais de utilização do veículo. Têm, contudo, importante significado relativo no sentido de determinar os locais da estrutura onde, muito provavelmente, surgirão problemas de iniciação de trincas.

Neste contexto, observam-se na tabela 4.1 valores extremamente baixos de vida em fadiga como indicativo de que, nos correspondentes locais em que isso

ocorre, pode-se esperar o aparecimento de trincas num curto prazo de utilização do veículo embora, com toda a certeza, não o seja para os prazos exatos ali prescritos. Por outro lado, e sob o mesmo caráter interpretativo, valores altos de vida em fadiga, vistos na tabela, indicariam, para os correspondentes pontos, a ausência de trincas.

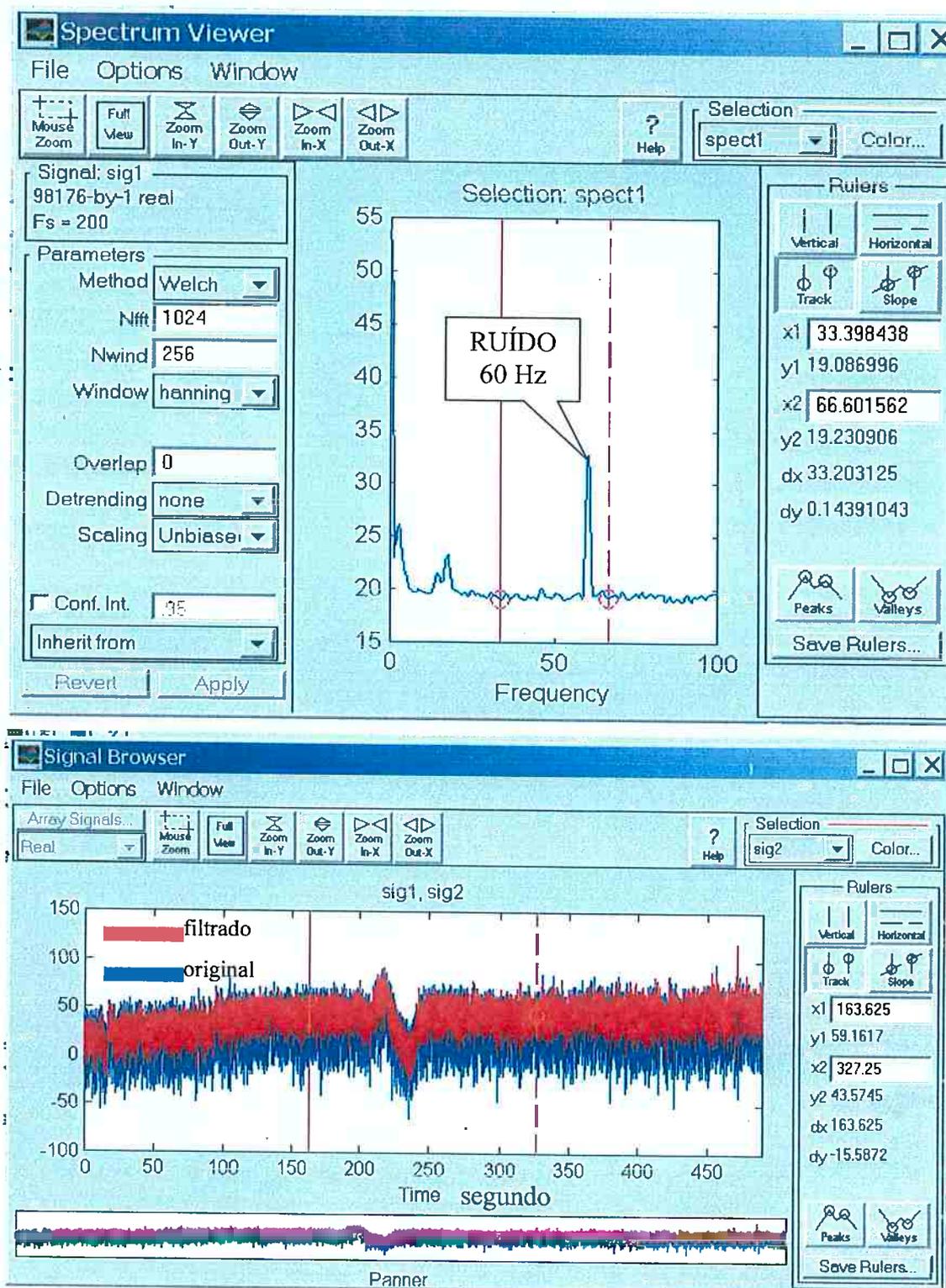


Fig. 4.9 - Filtragem de ruído elétrico (MATLAB)

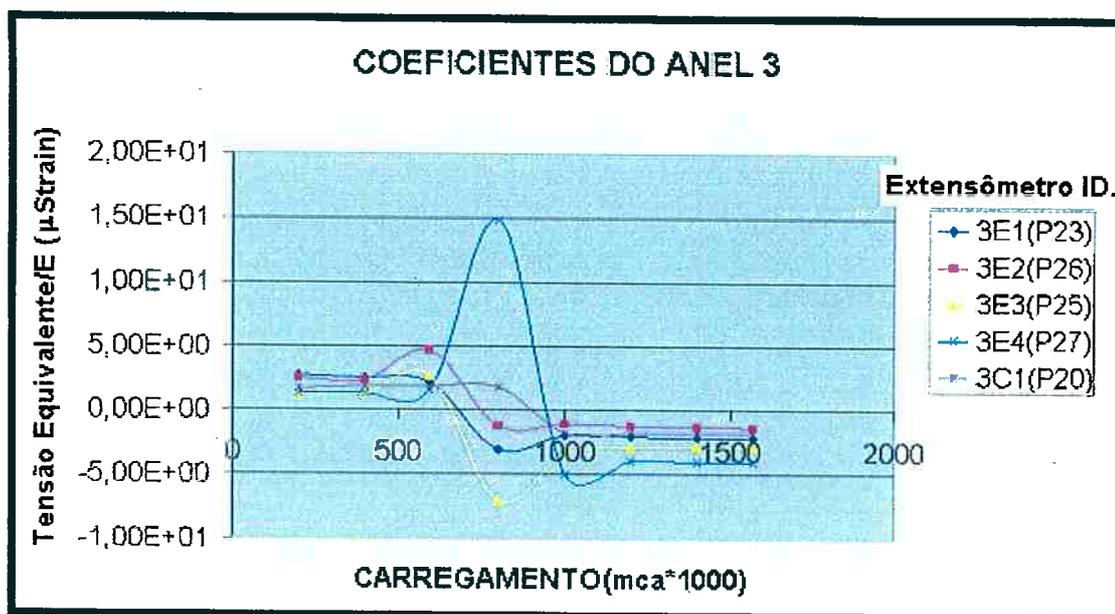


Fig. 4.10 - Exemplo de fator de correção do estado de tensões.

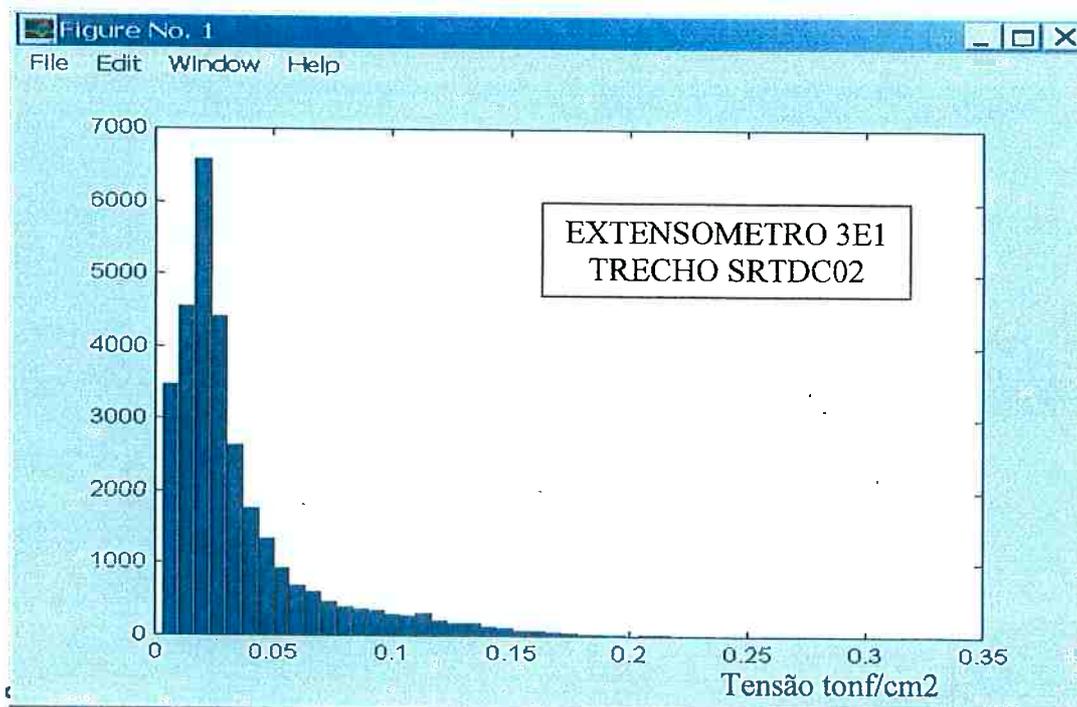


Fig. 4.11 - Exemplo de histograma de flutuações de tensões (MATLAB/RAINFLOW).

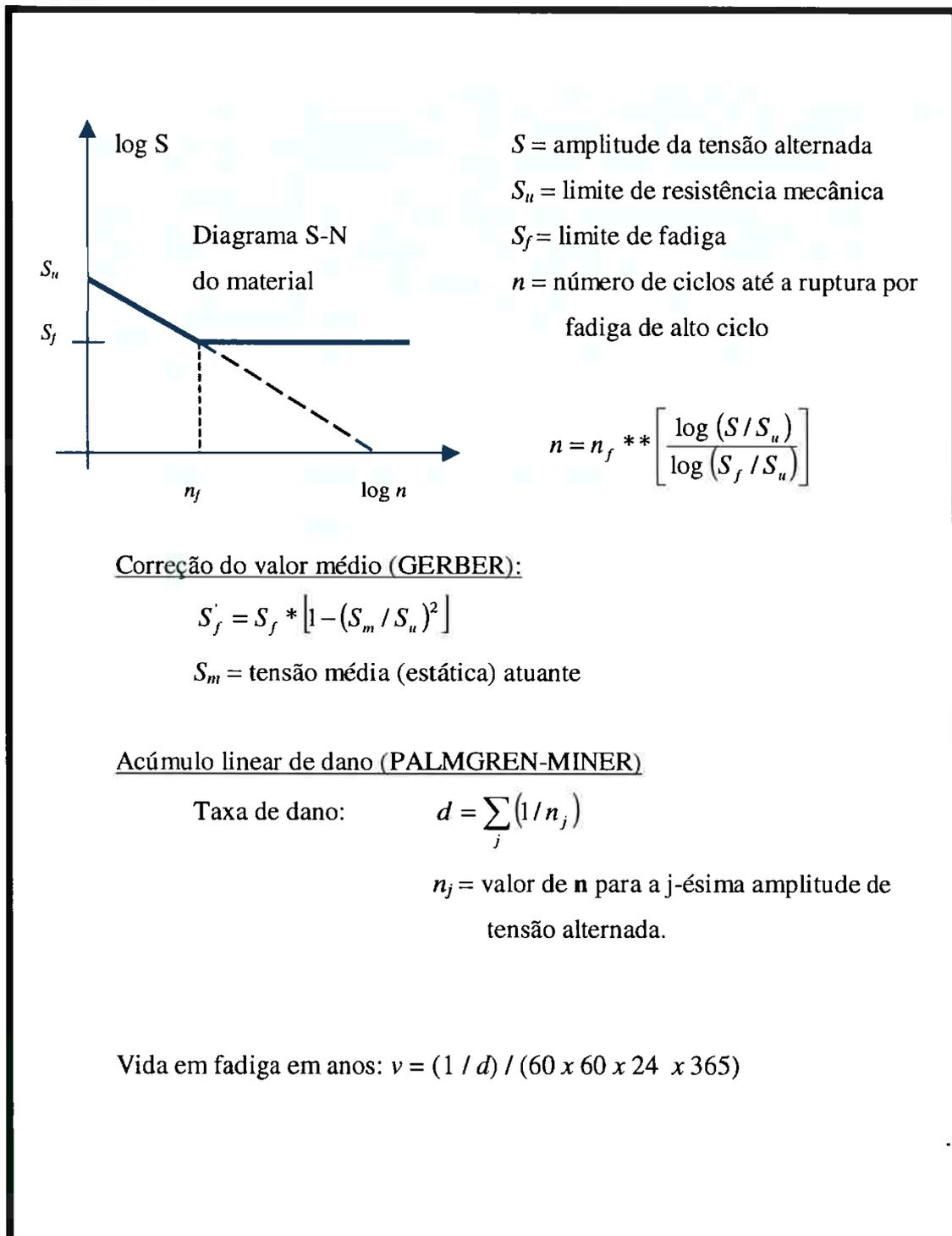


Fig.4.12: Diagrama S-N e equacionamento do cálculo de fadiga

Tabela 4.1 – Resultados Experimentais da Análise de Vida em Fadiga (em Anos)

		TRECHOS DE VIA TRAFEGÁVEL (1)							
		SRTDC02		SRTDC03		SRTDC04		SRTDC06	
Fator Carga (3) >>		2,0	3,0	2,0	3,0	2,0	3,0	2,0	3,0
Extensômetro ID. (2)	Fator Tensão (4)								
VIDA EM ANOS									
3E1	2,14	2,1E+08	5,0E+05	4,0E+09	9,4E+06	1,8E+08	4,2E+05	4,2E+07	94201
3E2	1,37	73186	175	1,7E+07	41697	1747	4,16	76817	187
3E3	2,85	4,3E+08	9,1E+05	4,8E+08	9,8E+05	2,1E+07	38051	3,8E+06	8408
3E4	4,06	4,5E+05	1044	3,9E+07	83566	3,4E+05	799	6214	16,1
4E1	2,16	10408	17,4	1,3E+10	1,9E+07	8,4E+08	1,9E+06	8,5E+08	1,9E+06
4E2	1,7	1,5E+06	3,4E+03	8,3E+06	20356	1175	2,65	4360	10,4
4E3	2,7	3,2E+09	7,6E+06	2,3E+10	5,3E+07	5,7E+05	1226	6,4E+05	1156
4E4	6,67	165	0,0116	429	0,0053	0,392	2,1E-05	0,153	9,9E-06
3D1	2,14	7,2E+08	1,7E+06	2,0E+10	4,9E+07	1,4E+09	3,5E+06	1,4E+08	3,2E+05
3D2	1,37	7,2E+06	17740,0	1,6E+09	3,8E+06	13796	33	1,4E+06	3385
3D3	2,85	1,1E+08	2,5E+05	6,9E+08	1,6E+06	5,6E+07	1,2E+05	5,5E+06	12126
3D4	4,06	1,6E+05	346	2,2E+06	5236	6,3E+05	1496	1,9E+05	503
4D1	2,16	3,6E+13	8,2E+07	7,5E+09	1,7E+07	2,3E+09	5,4E+06	7,6E+08	1,6E+06
4D2	1,7	5,7E+05	1257	7,2E+06	14055	360	0,726	3200	7,14
4D3	2,7	2,8E+09	5,8E+06	3,1E+10	6,4E+07	1,4E+06	2838	6,9E+05	1488
4D4	6,67	0,2028	3,2E-04	110	0,110	0,870	9,1E-03	0,0681	1,5E-04

OBS:

- (1) Os trechos SRTDC02, SRTDC03, SRTDC04, SRTDC06, estão identificados no Anexo B deste trabalho.
- (2) Para identificação da posição dos extensômetros, ver figuras 4.5 e 4.6.
- (3) O Fator de Carga computa o fato de o veículo, em operação real, carregar, de fato, carga líquida com densidade maior do que a da água, usada nos ensaios. O fator igual a dois já engloba uma majoração a favor da segurança, para cobrir incertezas de cálculo. Para fator igual a três os resultados foram calculados com o intuito de se poder vislumbrar a sensibilidade de Vida em Fadiga à variação de carga.
- (4) O Fator de Tensão corrige a tensão medida, numa única direção, para estado multiaxial de tensão, tomando relações obtidas do modelo numérico de Elementos Finitos.

CAPÍTULO V

ANÁLISE PROBABILÍSTICA POR CADEIA DE MARKOV

5.1 – Introdução

Para melhor entendimento do procedimento apresentado neste capítulo, é imprescindível que seus objetivos estejam claros e que as etapas e os aspectos teóricos, necessários para a adequada aplicação do procedimento em questão, sejam apresentados.

5.1.1 – Objetivos

O procedimento de cálculo da vida em fadiga usando Matriz Markov é mais complexo que o procedimento mais usual descrito no capítulo anterior, contudo tal aumento de complexidade é justificado pelo intuito de levar em conta aspectos importantes que não são computados pelo procedimento usual. Tais aspectos estão descritos a seguir:

i) Na aquisição de dados de uma análise experimental, o sinal representa uma amostra limitada do universo de valores de tensão atuantes na estrutura. Neste contexto, é possível que um ciclo de tensão de baixa probabilidade de ocorrência, medido ocasionalmente em uma amostra, tenha seu peso no dano acumulado irrealisticamente aumentado pois, ao se usar um único sinal para determinação da vida em fadiga, tal sinal é repetido inúmeras vezes. Sendo assim, a abordagem a ser apresentada visa determinar valores que representem o fenômeno (o universo de valores de tensão possíveis), ao invés de simplesmente partir de um único sinal ou amostra, calculando-se de forma mais representativa a vida em fadiga do semi-reboque tanque instrumentado. Doravante, a diferenciação, entre a amostra e o universo, será feita pela adoção das adjetivações: medido e esperado, respectivamente;

ii) Se forem feitas duas medições de tensões no mesmo veículo submetido ao mesmo trecho de pista, as medições não serão iguais, contudo terão as mesmas propriedades estatísticas. E são justamente tais propriedades estatísticas que representam o fenômeno, enquanto cada medição representa apenas uma amostra. Desta forma, a determinação de tais propriedades estatísticas permite representar o fenômeno e, portanto, tornar a abordagem mais adequada do que, simplesmente, partir de uma amostra para calcular a vida em fadiga;

iii) Por outro lado, o fenômeno que causa o aparecimento das tensões na estrutura depende de diversos estados possíveis, como por exemplo, condições de pista, frenagem ou realização de curvas, entre outros. Tais estados possuem diferentes propriedades de carregamento atuante e, portanto, a alternância de um estado para outro provoca o aparecimento de ciclos relevantes para a determinação da vida em fadiga. A figura 5.1 ilustra o caso de alternância dos estados descarregado e carregado de um semi-reboque tanque. A adoção de uma Matriz de Markov de chaveamento entre os diferentes estados presentes no fenômeno tem por objetivo contabilizar a alternância entre os estados, chamada, de agora em diante, também de efeito cruzado. Usualmente, este efeito não é considerado, mas é importante e permite uma reprodução probabilisticamente mais representativa do fenômeno.

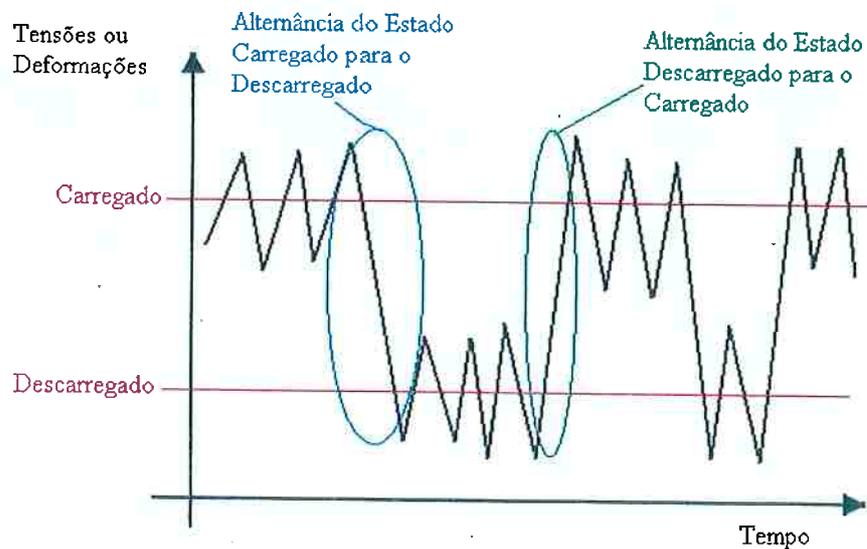


Fig.5.1 – Exemplo prático simples de alternância entre estados

iv) Finalmente, conhecendo-se os estados presentes no fenômeno, pode-se variar a Matriz de Markov de chaveamento a fim de avaliar como a variação entre a alternância dos estados influi na vida em fadiga da estrutura. A título ilustrativo, por exemplo, em um ensaio idealizado para medição do sinal das tensões na estrutura, o caminhão rodou 50% do tempo carregado e 50% descarregado, alternando cinco vezes de um estado para o outro. Porém, na prática tal alternância pode ser menor do que a simulada e, então, mudando-se a matriz Markov de chaveamento é possível representar a alternância dos estados conforme a previsão de trabalho real do veículo.

5.1.2 - Matriz Markov

De início, é imprescindível definir que um fenômeno é dito Markoviano quando o estado futuro depende apenas do seu estado atual. Um bom exemplo de fenômeno Markoviano é a condição meteorológica, isto porque a condição do dia seguinte está mais relacionada com a condição do dia atual do que com a condição de ontem ou por quanto tempo a condição se tem mantido a mesma. Assim, a Matriz Markov ou Matriz de transição possui informações sobre a probabilidade de, estando no estado atual,

mudar ou não de estado. Doravante, será considerado que as linhas da matriz Markov indicam os estados atuais e as colunas os estados futuros. Por exemplo, considerando-se que existem três estados possíveis, pensando no caso das condições meteorológicas, eles podem ser: ensolarado, nublado e chuvoso. A tabela 5.1 ilustra uma matriz Markov aplicável para esse exemplo.

Tabela 5.1 – Exemplo de matriz Markov

		Estado Futuro		
		Ensolarado	Nublado	Chuvoso
Estado Atual	Ensolarado	$p_{11} = 0,7$	$p_{12} = 0,2$	$p_{13} = 0,1$
	Nublado	$p_{21} = 0,2$	$p_{22} = 0,5$	$p_{23} = 0,3$
	Chuvoso	$p_{31} = 0,1$	$p_{32} = 0,4$	$p_{33} = 0,5$

O termo p_{21} representa a probabilidade de o tempo estar ensolarado amanhã com ele estando nublado hoje. Analogamente, o termo p_{33} representa a probabilidade de o tempo permanecer chuvoso amanhã com ele estando chuvoso hoje. Os demais termos podem ser interpretados de forma semelhante. Observa-se que ontem não é relevante na interpretação da matriz Markov, porém isso já era esperado, uma vez que um fenômeno é dito Markoviano quando independe dos estados passados, dependendo apenas do estado atual. Uma característica importante da matriz Markov é que a soma da linha é 1 (quando a linha indica o estado atual, como é o caso). Isto se justifica pois se assume apenas a existência dos estados representados pela matriz e, conseqüentemente, o conjunto desses estados representa o universo possível, que tem probabilidade 1 de ocorrência. Assim, a probabilidade total de mudar de um estado para qualquer outro do universo possível ou manter-se no mesmo estado deve ser um.

5.1.3-Matriz de Vales e Picos

No intuito de computar amplitudes dos ciclos de tensões medidas do sinal e, nisto, levando-se em conta tanto os vales quanto picos, adota-se uma representação

matricial relacionando um pico e um vale. Tal representação pode ser de três formas distintas:

- i) Min-Max: associa um vale ao pico seguinte (F);
- ii) Max-Min: associa um pico ao vale seguinte (\hat{F});
- iii) Rainflow: associa um vale a um pico seguindo os critérios de ciclos de Rainflow (F^{rfc}); [18], [23].

Os valores medidos são discretizados em k níveis (u_1, u_2, \dots, u_k), ou seja, cada vale ou pico possui necessariamente um valor (u_1, u_2, \dots, u_k). Tal procedimento equivale a digitalizar o sinal em k níveis (u_1, u_2, \dots, u_k). Em seguida, conta-se o número de pares (u_i, u_j) a fim de preencher a posição i, j da matriz a ser determinada. Caso seja a Matriz Min-Max, u_i é o valor do vale e u_j o valor do pico. Caso seja a Matriz Max-Min, u_i é o valor do pico e u_j o valor do vale. Já para a Matriz Rainflow, u_i é o valor do vale de rainflow e u_j o valor do pico de rainflow. A figura 5.2 ilustra a construção das matrizes referidas acima para um exemplo simples.

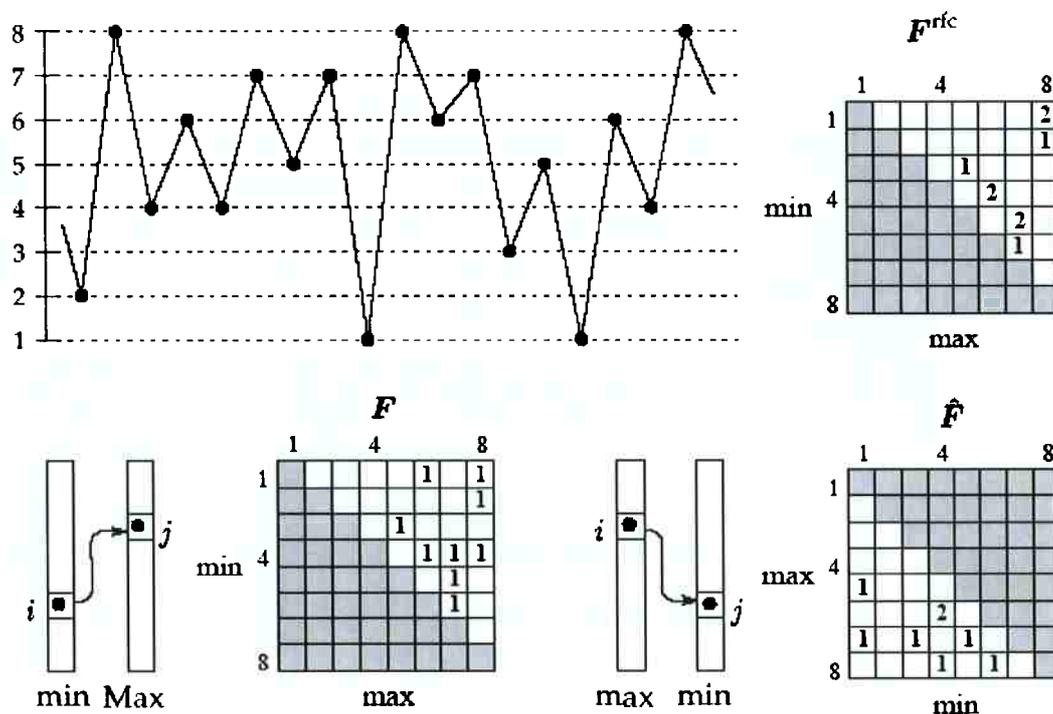


Fig.5.2 – Exemplo das matrizes de vales e picos.

As matrizes Min-Max e Rainflow possuem valores somente nas posições onde $u_i < u_j$, enquanto a matriz Max-Min possui valores nas posições onde $u_i > u_j$. Isto porque, fora desses casos (regiões cinzas na figura 5.2), a amplitude do ciclo será ou nula ou menor que zero, porém a amplitude de um ciclo deve ser estritamente superior a zero, por definição.

5.1.4 - Cálculo da Vida em Fadiga a partir da Matriz Rainflow

A matriz dano de Rainflow (D^{rfc}) possui em cada termo i, j o dano causado por uma amplitude cíclica equivalente ao vale de Rainflow u_i e ao pico de Rainflow u_j multiplicado pelo número de ocorrências de tal par na matriz Rainflow. Ressalte-se que para o cálculo do dano, aplica-se a expressão da curva S-N clássica corrigida pelo valor médio do sinal através da expressão de Gerber [18] [21]. Todo o procedimento para a obtenção da tensão de Von Mises equivalente é repetido conforme feito para a Tabela

4.1. O dano total na estrutura para o período fundamental de excitação, equivalente ao tempo de medição do sinal, é obtido pela aplicação da regra de Palmgren-Miner. Neste caso, somam-se todos os termos da matriz de dano de Rainflow D^{rfc} . Em seguida, a determinação da vida em fadiga em anos é feita de acordo com o procedimento trivialmente adotado.

5.1.5 - Visão geral do procedimento

O procedimento, a ser descrito mais detalhadamente adiante, consiste basicamente em comparar a matriz Rainflow Medida (F^{rfc}) com a matriz Rainflow Esperada (G^{rfc}). Esta última depende de parâmetros estatísticos que são alterados (otimizados) de sorte a tornar a matriz Rainflow Esperada G^{rfc} o mais próxima possível da matriz Rainflow Medida F^{rfc} . Ressalte-se que a matriz Rainflow Esperada G^{rfc} representa o fenômeno medido pela amostra limitada de dados contidos na matriz Rainflow Medida F^{rfc} . Ademais, a matriz Rainflow Esperada G^{rfc} é obtida a partir de um modelo da matriz Min-Max esperada (G^i) para cada estado i presente no fenômeno e a partir da matriz Markov de Chaveamento (P), que informa a probabilidade de alternância entre os i estados presentes no fenômeno, adotando-se que o processo é markoviano. O modelo para a matriz G^i proposto em [22] será adotado e descrito no item 5.2.3 com detalhes. Por fim, os parâmetros da matriz Rainflow Esperada G^{rfc} serão otimizados de forma a maximizar a correlação entre as matrizes G^{rfc} e F^{rfc} e, portanto, de forma a se identificar o fenômeno usando apenas a amostra limitada do sinal medido. Para maior clareza, a figura 5.3 ilustra o procedimento descrito.

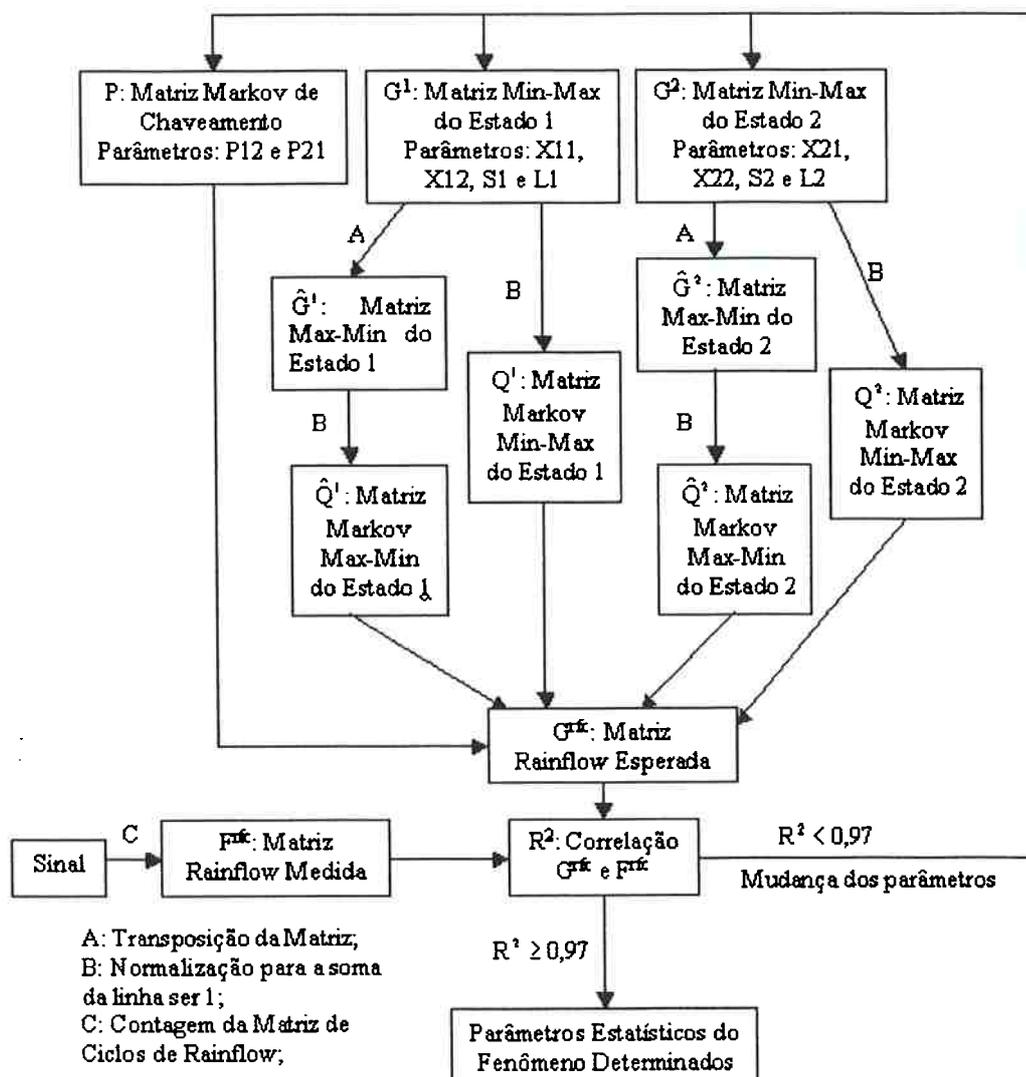


Fig.5.3 – Estrutura do procedimento de regressão não linear para ajuste entre matrizes de Rainflow Medida e Esperada

5.2 - Determinação da Matriz Rainflow Esperada (G^{rfc})

5.2.1 - Expressão para o Cálculo da Matriz Rainflow Esperada (G^{rfc})

A expressão para cálculo da Matriz Rainflow Esperada (G^{rfc}) está disponível em detalhes na referência [22]; ademais tal referência disponibiliza o algoritmo em MATLAB capaz de realizar o cálculo desta expressão para r estados.

$$g_{ij}^{rfc} = \mu_{i+1,j-1}^{rfc} - \mu_{i,j-1}^{rfc} - \mu_{i-1,j}^{rfc} + \mu_{i,j}^{rfc} \quad (5.1)$$

$$\text{com } \mu_{ij}^{rfc} = \pi \left(d + C \hat{A} (I - A \hat{A})^{-1} e \right) \quad (5.2)$$

Sabendo que estão definidas as submatrizes Q e \hat{Q} da seguinte forma:

$$Q = (Q_{ij})_{i,j=1}^r \text{ com } Q_{ij} = \text{diag}(q_{ij}^{(1)}, q_{ij}^{(2)}, K, q_{ij}^{(r)}) \cdot P \quad (5.3)$$

$$\hat{Q} = (\hat{Q}_{ij})_{i,j=1}^r \text{ com } \hat{Q}_{ij} = \text{diag}(\hat{q}_{ij}^{(1)}, \hat{q}_{ij}^{(2)}, K, \hat{q}_{ij}^{(r)}) \cdot P \quad (5.4)$$

Os termos $q_{ij}^{(r)}$, do estado r , saem da matriz Min-Max conforme apresentado no item 5.2.2, analogamente obtêm-se os termos $\hat{q}_{ij}^{(r)}$ e, finalmente, tem-se:

$$A = (Q_{ml}), \quad i \leq m \leq j-1, \quad i+1 \leq l \leq j, \quad (5.5)$$

$$\hat{A} = (\hat{Q}_{ml}), \quad i+1 \leq m \leq j, \quad i \leq l \leq j-1, \quad (5.6)$$

$$C = (Q_{ml}), \quad 1 \leq m \leq i-1, \quad i+1 \leq l \leq j. \quad (5.7)$$

$$d = (q_1 \quad q_2 \quad K \quad q_{i-1})^T \quad (5.8)$$

$$e = (q_i \quad q_{i+1} \quad K \quad q_{j-1})^T \quad (5.9)$$

$$\text{com } q_m = (q_{m1} \quad q_{m2} \quad K \quad q_{mr})^T \quad (5.10)$$

Por fim, π é o vetor estacionário da matriz de transição ou Markov $\tilde{Q} = Q\hat{Q}$, lembrando-se que um vetor é dito estacionário quando: $\pi = \pi\tilde{Q}$ e $\sum_i \pi_i = 1$.

5.2.2 - Hipóteses para calcular apenas com G e P

A expressão (5.1) pode ser calculada, apenas a partir das matrizes Min-Max dos i estados e da matriz Rainflow de chaveamento, somente se as seguintes hipóteses forem consideradas verdadeiras:

- i) A matriz Markov Q de uma matriz qualquer G é obtida através da normalização da soma de cada linha. Ou seja, obrigando-se que a soma de todas as linhas da matriz Q seja um mas mantendo-se os valores relativos dos elementos de uma mesma linha;
- ii) Adota-se que o fenômeno é reversível no tempo e, então, conforme demonstrado em [22] a matriz Max-Min é igual à transposta da matriz Min-Max. Desta forma, ao definir-se um modelo com parâmetros estatísticos da matriz Min-Max é possível calcular facilmente a matriz Max-Min, ambas necessárias para a obtenção da matriz Rainflow Esperada (G^{rfc}).

5.2.3 - Modelo para Matriz Min-Max Esperada (G)

A referência [22] sugere o uso do modelo apresentado abaixo para a representação da matriz Min-Max, assumindo que tal matriz tem um contorno em forma de elipse e possui uma distribuição normal. Ressalte-se que se pretende determinar parâmetros estatísticos e, por isso, adota-se uma distribuição normal para a matriz Min-Max, do estado z , tal que:

$$g_{ij} = \begin{cases} K \cdot \exp\left(-\frac{1}{2}(x - x_{0z}) \cdot S_z^{-1} \cdot (x - x_{0z})^T\right) & \text{se } i < j \\ 0 & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (5.11)$$

com

$$S_z = \frac{s_z}{2} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_z^2 + 1 & \lambda_z^2 - 1 \\ \lambda_z^2 - 1 & \lambda_z^2 + 1 \end{bmatrix}, \mathbf{x} = (u_i \quad u_j), \mathbf{x}_{0z} = (x_{1z} \quad x_{2z}), \quad (5.12)$$

sendo u_i e u_j os níveis de discretização para a obtenção da matriz Min-Max, x_{1z} a média dos mínimos, x_{2z} a média dos máximos, s_z o desvio padrão e λ_z a largura de banda da distribuição. O índice z indica que os parâmetros estatísticos acima se referem ao estado z e, conseqüentemente, cada estado terá a ele associado 4 parâmetros estatísticos distintos. Para $\lambda_z < 1$ diz-se que a distribuição é de banda estreita e para $\lambda_z > 1$ de banda larga. A figura 5.4 ilustra a distribuição para 32 níveis entre -1 e 1 de 3 combinações distintas dos 4 parâmetros. Neste contexto, K pode ser qualquer, pois é uma constante que, quando da transformação da matriz G em matriz Markov Q , não terá efeito nos valores relativos dos termos de uma mesma linha. Para os exemplos abaixo adota-se $K=1$.

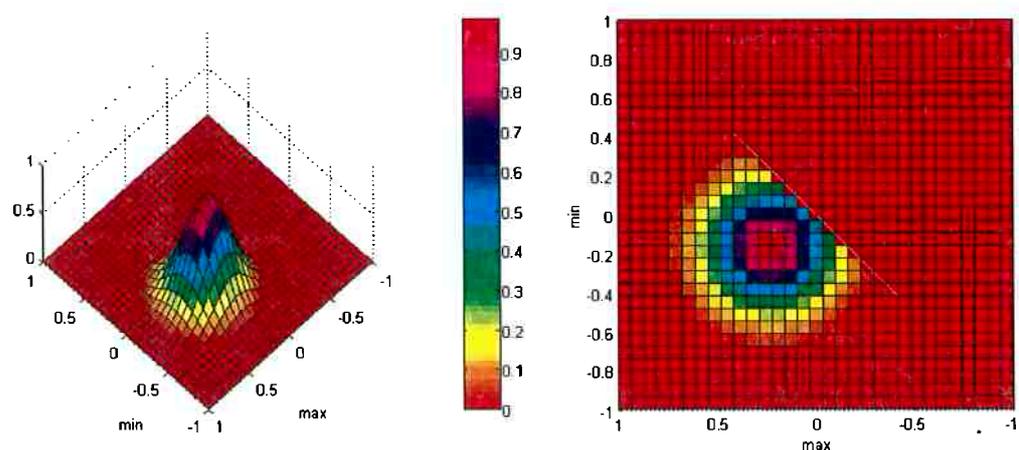


Fig. 5.4.a – Exemplo de modelo para $X_1=-0,2$; $X_2=0,2$; $s=0,2$ e $\lambda=1$

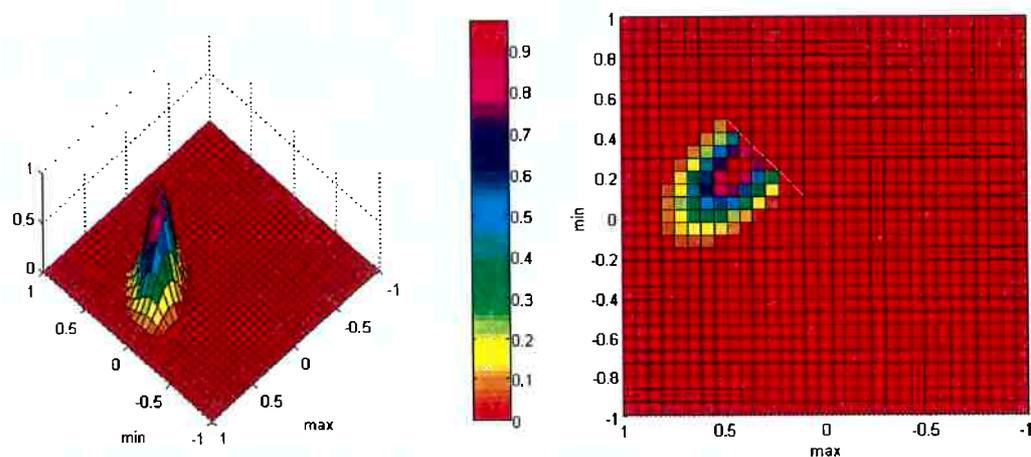


Fig. 5.4.b – Exemplo de modelo para $X_1=0,2$; $X_2=0,4$; $s=0,2$ e $\lambda=0,5$

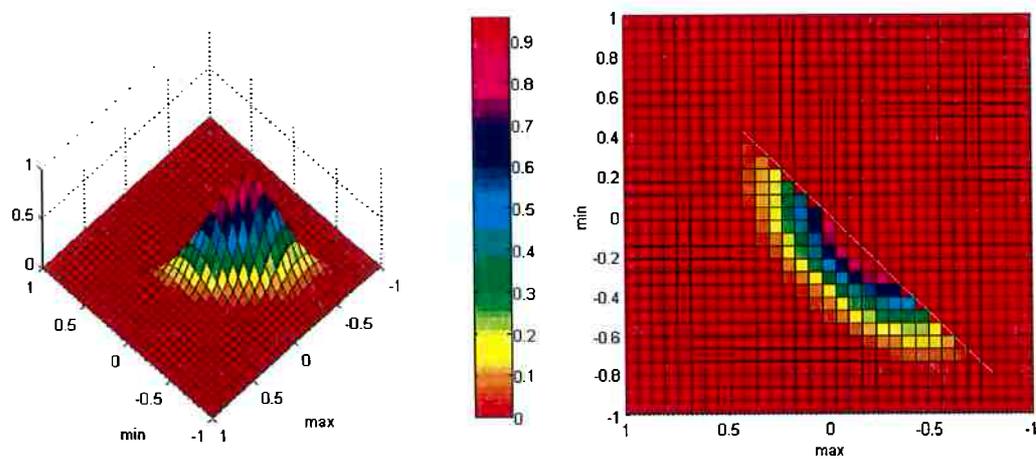


Fig. 5.4.c – Exemplo de modelo para $X_1=-0,2$; $X_2=-0,2$; $s=0,15$ e $\lambda=2$

5.2.4 - Parâmetros da Matriz Markov de Chaveamento

Conforme visto no item 5.1.2, a matriz Markov tem a soma dos termos de cada linha igual a 1. Sendo assim, um dos termos de uma dada linha está definido a partir dos demais termos da mesma linha. Com o intuito de facilitar a definição e a programação, a matriz Markov de chaveamento terá, como parâmetros variáveis, os termos fora da diagonal. Pela definição da Matriz Markov de Chaveamento (P), os termos da diagonal ($i=j$) da mesma serão definidos da seguinte forma:

$$p_{ii} = 1 - \sum_{j=1, j \neq i}^n p_{ij}$$

(5.13)

sendo n o número de termos da matriz Markov. O número total de parâmetros será, portanto, $n-1$ termos em cada uma das n linhas, perfazendo-se um total de $n(n-1)$.

No caso de um problema com dois estados, a matriz Markov de Chaveamento é 2×2 e tem apenas 2 parâmetros: p_{12} e p_{21} .

$$P_{2 \times 2} = \begin{bmatrix} p_{11} & p_{12} \\ p_{21} & p_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 - p_{12} & p_{12} \\ p_{21} & 1 - p_{21} \end{bmatrix}$$

(5.14)

5.2.5 - Matriz Rainflow Esperada

Definidos os parâmetros para a matriz Markov (P) de Chaveamento e das matrizes Min-Max (G^1, G^2, K, G^n) é possível seguir o roteiro apresentado na figura 5.3 para o cálculo da matriz Rainflow Esperada, conforme descrito a seguir:

- i) Cálculo das matrizes Max-Min ($\hat{G}^1, \hat{G}^2, K, \hat{G}^n$) aplicando-se a hipótese de reversibilidade no tempo (item 5.2.2);

- ii) Cálculo das matrizes Markov de Min-Max (Q^1, Q^2, K, Q^n) e de Max-Min $(\hat{Q}^1, \hat{Q}^2, K, \hat{Q}^n)$ (item 5.2.2);
- iii) Usando-se a expressão apresentada no item 5.2.1 a partir de $P, (Q^1, Q^2, K, Q^n)$ e $(\hat{Q}^1, \hat{Q}^2, K, \hat{Q}^n)$, calcula-se a matriz Rainflow Esperada;
- iv) Realizando-se o procedimento de contagem de ciclos de Rainflow do sinal, determina-se a matriz Rainflow Medida;
- v) Por fim, otimizam-se os parâmetros tanto da Matriz Markov de Chaveamento quanto das matrizes Min-Max de sorte a maximizar a correlação entre a Matrizes Rainflow Medida e Esperada.

No contexto geral deste trabalho, este procedimento é o que, em termos conceituais, pode caracterizar a maior contribuição da tese no que se refere à análise probabilística de tensões obtidas por medições em campo. Em outras palavras, é essa reunião entre os dois tratamentos matemáticos, de um lado a análise probabilística por Markov e de outro os métodos de otimização (ou de busca de mínimo de função de várias variáveis), que formam, no todo, um instrumento capaz de “extrair” todo sumo dos resultados experimentais, estabelecendo-se abrangência bem mais ampla do que a obtida por técnicas mais tradicionais. Aqui, a determinação dos estados presentes nos sinais, assim como as diversas possibilidades de chaveamento entre eles, amplia enormemente o alcance dos ensaios em campo.

De qualquer forma, é importante constatar que ao assumir um número elevado n de estados presentes no fenômeno, tal otimização torna-se difícil e até mesmo inviável, pois o número de variáveis do problema cresce rapidamente. O total de variáveis (V_t) do problema é dado pelo número de variáveis da matriz Rainflow de Chaveamento (como visto acima $n(n-1)$) somado ao número de estados definidos por quatro variáveis, ou seja:

$$V_t = n(n-1) + 4n \quad (5.15)$$

À título de ilustração dessa crescente dificuldade matemática, a tabela 5.2 apresenta a evolução do número de variáveis em função do número de estados presentes no problema.

Tabela 5.2 – Número de variáveis em função do número de estados.

Estados	2	3	4	5	n
Total de Variáveis	10	18	28	40	$n(n-1)+4n$
Variáveis de P	2	6	12	20	$n(n-1)$
Variáveis das Matrizes Mín-Max	8	12	16	20	$4n$

5.3 - Aplicação Prática

5.3.1 - Sinais escolhidos

Devido ao trabalhoso processo de otimização dos parâmetros da Matriz Rainflow Esperada G^{fc} , apenas dois extensômetros foram escolhidos para serem submetidos à análise probabilística neste capítulo descrita; são eles: o extensômetro 4D3* e o 4D4*. Para ambos os extensômetros, os sinais dos quatro trechos (SRTDC02, SRTDC03, SRTDC04, SRTDC06) com dados de medição disponíveis foram avaliados. Da análise dos gráficos das matrizes Rainflow Medidas dos oito sinais analisados (2 extensômetros em 4 trechos), apresentados no Anexo C, é possível afirmar que o uso de apenas dois estados é aceitável. A figura 5.5 apresenta um caso onde as médias dos dois estados são nitidamente distintas e a figura 5.6 ilustra uma situação extrema onde as médias são bastante próximas. O fato de dois estados parecerem suficientes para a representação dos oito sinais estudados é vantajoso pois permite o uso de um número de parâmetros não muito elevado (dez no total) viabilizando a otimização e, conseqüentemente, o processo de determinação dos estados e da Matriz Markov de Chaveamento.

* Os pontos de medição, relativos a tais extensômetros, correspondem a distintos resultados de vida em fadiga obtida pelo método do capítulo IV onde para um ocorreu de resultar vida relativamente pequena (4D4) enquanto para o outro relativamente grande (4D3).

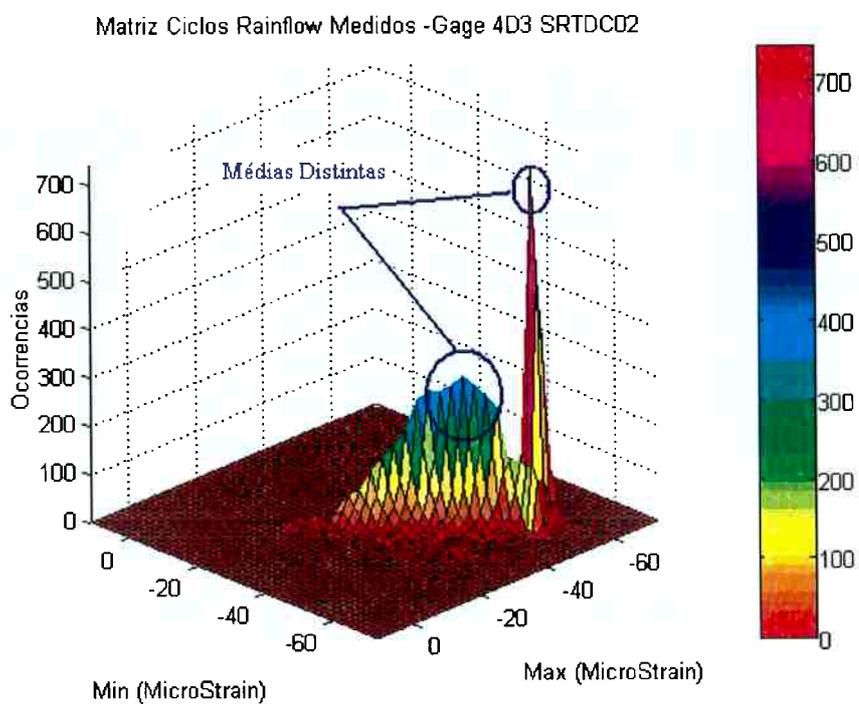


Fig. 5.5 – Exemplo de matriz Rainflow medida com médias distintas

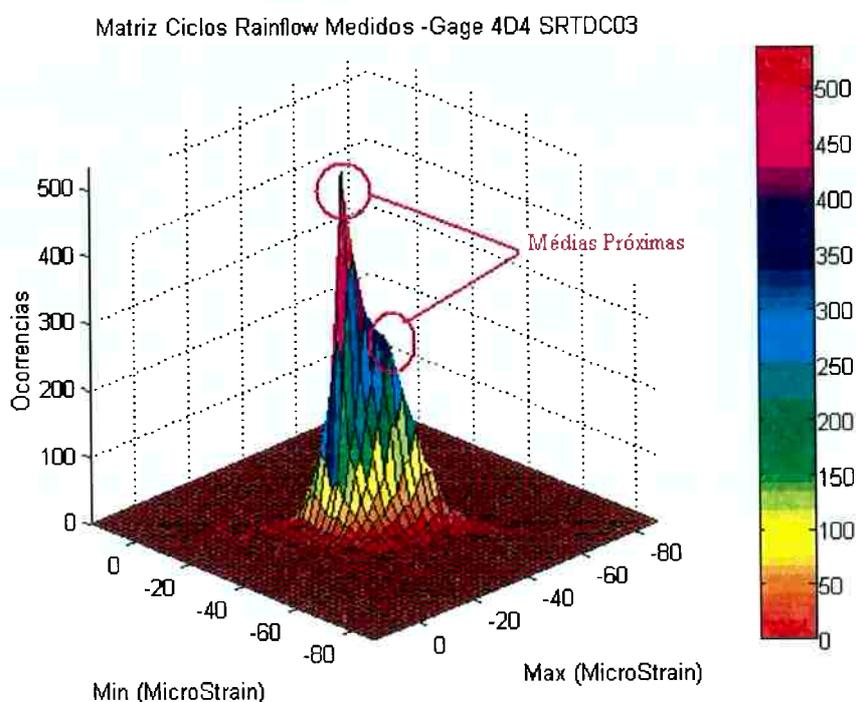


Fig. 5.6 – Exemplo de matriz Rainflow medida com médias próximas

5.3.2 - Aspectos Práticos

Conforme dito anteriormente, optou-se por representar os fenômenos medidos com o uso de dois estados. Desta forma, tem-se um total de dez variáveis, sendo: quatro referentes aos parâmetros do Estado 1, quatro referentes aos parâmetros do Estado 2 e duas referentes aos parâmetros da Matriz Markov de Chaveamento. Mantendo uma nomenclatura semelhante à usada nos itens 5.2.3 e 5.2.4, a tabela 5.3 nomeia e descreve as variáveis utilizadas no cálculo da Matriz Rainflow Esperada G^{rfc} .

Tabela 5.3 – Descrição dos dez parâmetros utilizados.

Parâmetro	Descrição
X11	Média dos Mínimos do Estado 1
X12	Média dos Máximos do Estado 1
S1	Desvio Padrão do Estado 1
L1	Largura de Banda do Estado 1
X21	Média dos Mínimos do Estado 2
X22	Média dos Máximos do Estado 2
S2	Desvio Padrão do Estado 2
L2	Largura de Banda do Estado 2
P12	Probabilidade de Mudança do Estado 1 para Estado 2
P21	Probabilidade de Mudança do Estado 2 para Estado 1

No que se refere à otimização dos parâmetros para a maximização da correlação entre a Matriz Rainflow Medida F^{rfc} e Matriz Rainflow Esperada G^{rfc} , é importante que o projetista tenha claro que sua interferência é imprescindível para o sucesso do processo de otimização. As principais funções que ele deve exercer neste processo consistem em:

- i) Realizar uma boa estimativa do ponto de partida de todas as variáveis. Contudo, com a experiência adquirida ao longo deste trabalho, pode-se afirmar que no caso de dois estados é primordial uma boa estimativa, nesta ordem, das médias dos estados e das probabilidades de alternância entre eles, de sorte que a relação entre os picos da Matriz Rainflow Esperada G fique próxima à relação entre os picos da Matriz Rainflow Medida F .
- ii) Não utilizar, de saída, a otimização de todas as variáveis, mas otimizar inicialmente conjuntos com apenas algumas variáveis, administrando quais os parâmetros que serão utilizados a cada etapa;
- iii) Sistemáticamente, optar por testar diversos, porém limitados, pontos de partida para melhorar a busca pelo conjunto ótimo de variáveis, mitigando-se o risco de não obter um mínimo global.

No caso específico das otimizações realizadas, houve uma seqüência de etapas que, na maioria dos casos, se mostrou eficiente, a saber:

- i) Realizar uma boa estimativa do ponto de partida das médias dos estados e das probabilidades de alternância entre eles de sorte que a relação entre os picos da Matriz Rainflow Esperada G fique próximo à relação entre os picos da Matriz Rainflow Medida F;
- ii) Maximizar a correlação (R^2) usando como variáveis de otimização apenas L1, S1, L2 e S2;
- iii) Maximizar a correlação (R^2) usando como variáveis de otimização apenas P12 e P21;
- iv) Maximizar a correlação (R^2) usando como variáveis de otimização apenas X11, X12, S1 e L1;
- v) Maximizar a correlação (R^2) usando como variáveis de otimização apenas X21, X22, S2 e L2;
- vi) Maximizar a correlação (R^2) usando como variáveis de otimização apenas L1, S1, L2 e S2;
- vii) Maximizar a correlação (R^2) usando como variáveis de otimização apenas P12 e P21;
- viii) Finalmente, maximizar a correlação (R^2) usando todos os dez parâmetros como variáveis de otimização.

O processo de otimização torna-se mais difícil quando as médias do Estado 1 e do Estado 2 são muito parecidas e, conseqüentemente, exige maior esforço do analista. Ressalte-se que o critério adotado para o fim do processo de otimização baseou-se na escolha de um valor mínimo de correlação (R^2) aceitável, que foi arbitrariamente estabelecido em 0,97.

5.3.3 - Resultados dos Casos Analisados

A tabela 5.4 resume os valores obtidos para os parâmetros da Matriz Rainflow Esperada G^{rfc} , após a otimização, para todos os sinais analisados. Tal tabela também apresenta o valor da correlação (R^2) entre a Matriz Rainflow Medida F^{rfc} e a Matriz Rainflow Esperada G^{rfc} para cada sinal. No Anexo D estão apresentadas as Matrizes Rainflow Medidas F^{rfc} normalizadas para soma total igual a 1 e as respectivas Matrizes Rainflow Esperadas G^{rfc} , para comparação visual entre elas.

Tabela 5.4 – Resumo dos resultados obtidos com as otimizações

Trecho	Extensômetro	PARAMETROS										R^2
		P12	P21	X11	X12	S1	L1	X21	X22	S2	L2	
SRTDC02	4D3	0,005	0,019	-44,336	-39,587	2,630	3,649	-56,753	-52,802	1,150	1,544	0,972
	4D4	0,040	0,039	-20,870	-14,028	1,807	3,068	-31,464	-33,738	11,354	1,743	0,974
SRTDC03	4D3	0,035	0,007	-47,611	-43,824	0,911	2,064	-45,682	-41,829	5,199	1,464	0,980
	4D4	0,051	0,069	-34,269	-28,197	2,285	2,042	-44,826	-38,065	3,035	2,057	0,985
SRTDC04	4D3	0,456	0,090	-55,158	-51,576	1,519	0,857	-39,815	-32,073	2,448	6,635	0,980
	4D4	0,315	0,078	-37,275	-30,678	2,110	1,370	-45,661	-36,671	3,941	7,171	0,980
SRTDC06	4D3	0,139	0,159	-45,504	-31,980	4,806	1,600	-55,434	-49,574	1,710	8,684	0,982
	4D4	0,232	0,286	-15,025	-0,068	9,031	1,401	-66,326	-53,230	3,872	5,130	0,978

Identificadas as matrizes Rainflow Medida e Esperada, e aplicando-se o procedimento de cálculo da vida descrito no item 5.1.4, tornou-se possível comparar a vida em fadiga calculada para cada uma delas. As tabelas 5.5, 5.6 e 5.7 resumem os resultados obtidos.

Tabela 5.5 – Resumo dos resultados das vidas em fadiga obtidos no capítulo IV (valores em anos).

Vida	Trecho				
	Extensômetro	SRTDC02	SRTDC03	SRTDC04	SRTDC06
4D3		2,761E+09	3,093E+10	1,449E+06	6,874E+05
4D4		0,203	109,505	0,870	6,810E-02

Tabela 5.6 – Resumo dos resultados das vidas em fadiga a partir das matrizes Rainflow medidas (valores em anos)

Vida "Medida"	Trecho			
	SRTDC02	SRTDC03	SRTDC04	SRTDC06
Extensômetro				
4D3	2,374E+09	2,233E+10	1,215E+06	4,017E+05
4D4	0,182	92,551	0,773	3,133E-03

A comparação entre as Tabelas 5.5 e 5.6 permite afirmar que há boa proximidade entre os valores de vida em fadiga obtidos pelo método usual (capítulo anterior) e pela aplicação da matriz Markov Medida F^{ffc} . As diferenças se justificam pela discretização em níveis dos valores de deformação para a montagem da matriz Markov Medida F^{ffc} , fato que não ocorre no procedimento usual.

Tabela 5.7 – Resumo dos resultados das vidas em fadiga a partir das matrizes Rainflow esperadas (valores em anos)

Vida Esperada	Trecho			
	SRTDC02	SRTDC03	SRTDC04	SRTDC06
Extensômetro				
4D3	2,142E+10	3,529E+11	1,968E+09	1,339E+10
4D4	8,138	2,454E+06	2,711	4,946

No contexto do melhoramento conceitual introduzido pela análise probabilística implementada neste capítulo, dois efeitos concomitantes alteram o valor da vida em fadiga calculado pela Matriz Rainflow Esperada com relação à calculada pela Matriz Rainflow Medida. Um primeiro efeito diminui a vida em fadiga e consiste em computar de forma mais efetiva o efeito cruzado, decorrente do chaveamento entre estados, conforme apresentado no comparativo das figuras 5.7 e 5.8

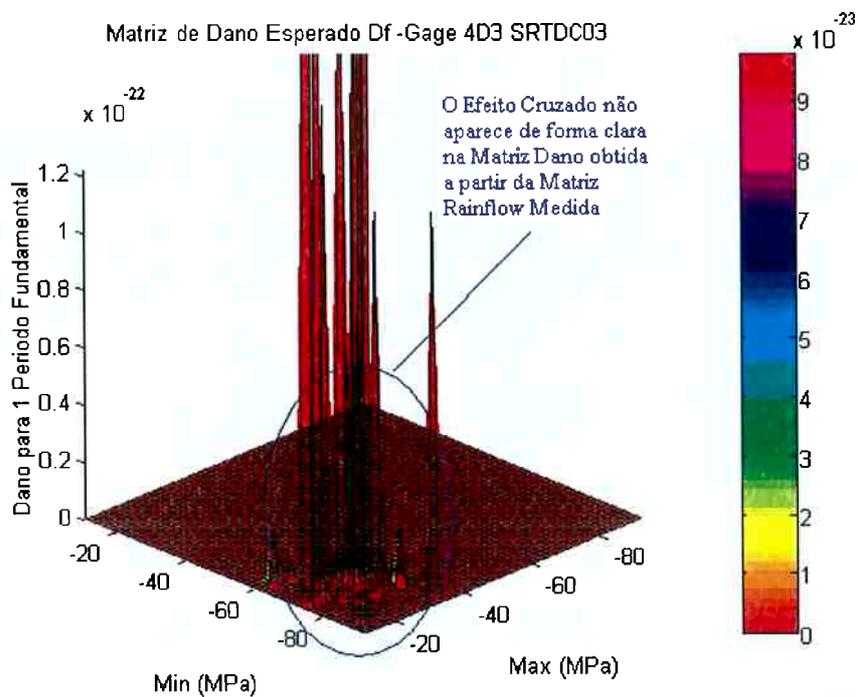


Fig. 5.7 – Matriz Dano a partir da matriz Rainflow medida, para Gage 4D3 e SRTDC03

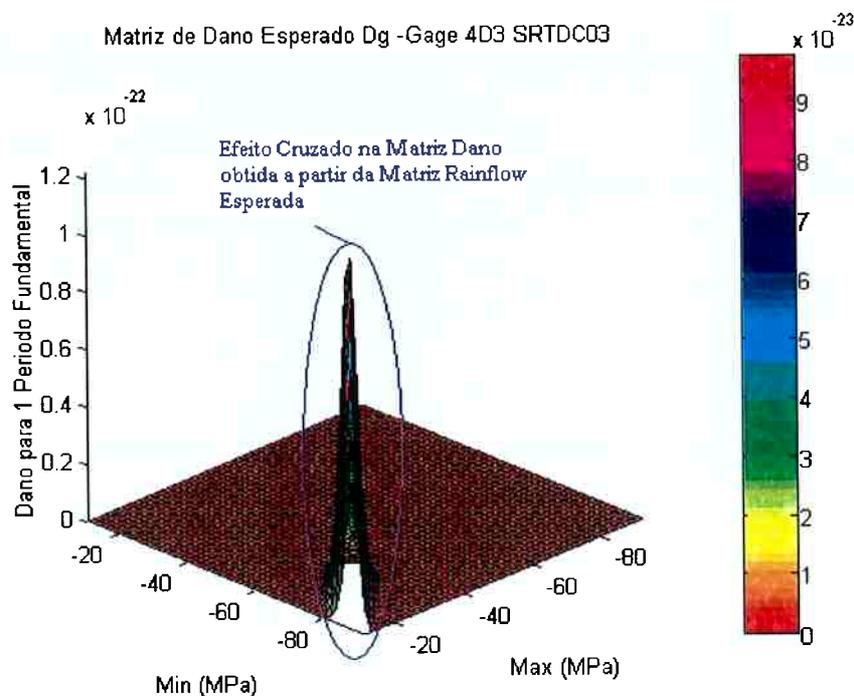


Fig. 5.8 – Matriz Dano a partir da matriz Rainflow esperada, para Gage 4D3 e SRTDC03

A região identificada na figura 5.7 mostra poucos pontos com grande valor de contribuição de dano; por outro lado, a figura 5.8 apresenta uma representação mais adequada do efeito cruzado com o aparecimento de contribuição no dano de um número muito maior de pontos, que, embora possuam baixa probabilidade de ocorrência, como pode ser constatado no Anexo D, estão em uma região de alta amplitude de carregamento.

O segundo efeito, que também altera o cálculo da vida em fadiga aumentando-a, é o alisamento de pontos de alta amplitude de carregamento que, embora possam fazer parte do fenômeno, aparecendo ocasionalmente, provocariam grande contribuição no dano acumulado. Ressalte-se que este efeito é mais forte que o anterior e, por isso, a

vida em fadiga calculada pela matriz Rainflow Esperada, de modo geral, aumenta. As figuras 5.9 e 5.10 exemplificam tal ocorrência.

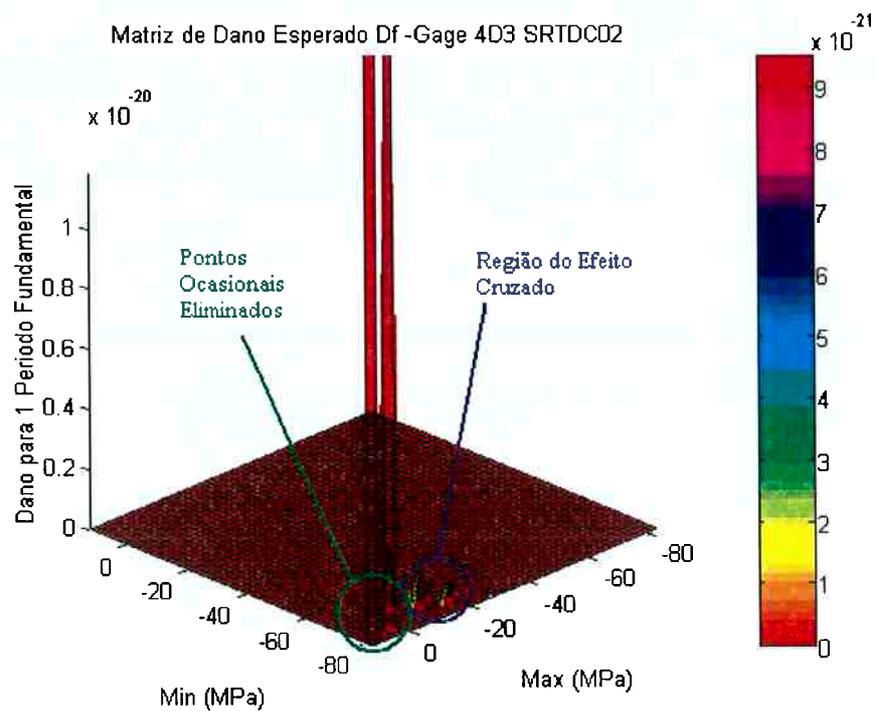


Fig. 5.9 – Matriz Dano a partir da matriz Rainflow medida, para Gage 4D3 e SRTDC02

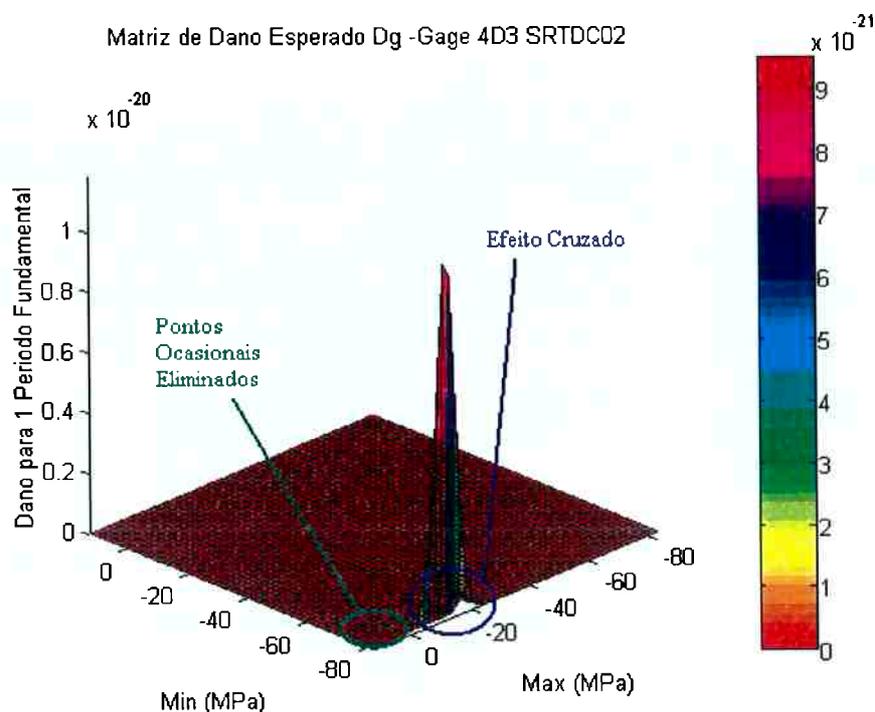


Fig. 5.10 – Matriz Dano a partir da matriz Rainflow esperada, para Gage 4D3 e SRTDC02

5.4 – Simulação Virtual dos Experimentos

5.4.1 – Mudando a Matriz de Chaveamento

Como já dito, a partir dos estados de cada um dos sinais, uma grande contribuição, no sentido de ampliar o significado dos resultados experimentais, consiste em fazer simulações de “novos” sinais, como se os ensaios fossem repetidos novamente. Para tanto, basta arbitrar coeficientes para a matriz Markov de chaveamento.

Com tal intuito, para o extensômetro 4D4 no trecho SRTDC04, variaram-se os parâmetros da matriz de chaveamento de forma que fosse possível avaliar como é alterada a vida em fadiga.

A tabela 5.8 resume os resultados assim obtidos, podendo-se notar razoável variação das previsões (entre um mínimo de 0,64 anos e um máximo de 57,32 anos) apenas como consequência de diferentes chaveamentos, fato que se pode esperar, ou crer, estar presente em diferentes sinais diretamente medidos.

Tab. 5.8 – Variação dos parâmetros da matriz de Chaveamento em torno do valor ótimo, com recálculo da vida e fadiga em anos. (Extensômetro 4D4, trecho SRTDC04)

4D4 SRTDC04		P12								
		0,06	0,12	0,18	0,24	0,3	0,36	0,42	0,48	0,54
P21	0,02	0,87	0,76	0,72	0,69	0,68	0,67	0,66	0,65	0,64
	0,04	1,75	1,38	1,25	1,18	1,13	1,09	1,06	1,03	1,01
	0,06	3,26	2,40	2,10	1,93	1,82	1,74	1,67	1,61	1,57
	0,08	5,74	4,01	3,40	3,07	2,85	2,69	2,57	2,46	2,37
	0,1	9,66	6,48	5,36	4,76	4,37	4,09	3,87	3,68	3,52
	0,12	15,69	10,18	8,26	7,23	6,57	6,09	5,72	5,41	5,15
	0,14	24,73	15,62	12,45	10,78	9,70	8,92	8,32	7,83	7,42
	0,16	38,05	23,49	18,45	15,80	14,10	12,89	11,95	11,20	10,56
	0,18	57,32	34,72	26,92	22,83	20,22	18,37	16,95	15,81	14,85

5.4.2 - Chaveamento entre os estados de todos os trechos

Este item tem por objetivo exemplificar a vigorosa abrangência que pode tomar a análise probabilística de vida em fadiga por cadeia de Markov. Como dito anteriormente, a otimização dos parâmetros da matriz Rainflow esperada G^{rfc} torna-se difícil à medida em que se aumenta o número de estados presentes no fenômeno. Por outro lado, uma vez identificados dois estados mais representativos para cada trecho testado, é possível combinar todos simultaneamente como se os quatro trechos fossem um único sinal representado por oito estados.

Neste contexto, os oito estados, determinados no item 5.3.3, para cada extensômetro foram combinados adotando cinco diferentes matrizes Markov de

chaveamento 8x8, apresentadas no Anexo E. Cada termo das matrizes Markov de chaveamento foi sorteado entre 0 e 1 com probabilidade uniforme de ocorrência e, em seguida, a soma das linhas foi normalizada de sorte a somarem 1, representando assim adequadamente uma matriz Markoviana. Procura-se, assim, ilustrar um procedimento de combinação dos estados identificados onde a geração aleatória da matriz Markov de chaveamento está relacionada com a dificuldade em definir, com exatidão, todos os termos desta matriz (no presente caso, 64 termos).

O Anexo F ilustra as matrizes Rainflow esperadas, assim obtidas, e suas respectivas matrizes de dano, constatando-se que há significativa mudança da forma dessas matrizes quando se muda a matriz de chaveamento. A tabela 5.9 apresenta os resultados finais de vidas em fadiga calculados para cada extensômetro, usando-se as cinco matrizes Markov de chaveamento distintas, aleatoriamente definidas (Anexo E).

Tabela 5.9 – Variação da matriz Markov de Chaveamento combinando os Oito Estados determinados anteriormente (vida em anos)

	Matriz Markov de Chaveamento P				
	1	2	3	4	5
4D3	5,06E+09	1,08E+10	4,73E+09	8,91E+09	6,22E+09
4D4	1,299	1,422	1,302	2,095	1,485

Como se observa na tabela 5.9, uma substancial variação da vida em fadiga de fato ocorre com a mudança da matriz Markov de chaveamento, entretanto, pelo que aqui vimos, é possível simular aleatoriamente diversas matrizes diferentes, escolhendo-se, como referência de projeto, e a favor da segurança, o menor valor de vida em fadiga obtido. Assim, considerados apenas os dois pontos de medição relativos aos extensômetros 4D3 e 4D4, é possível concluir que a estrutura terá durabilidade máxima de aproximadamente 1,3 anos.

5.5 – Conclusões

A aplicação prática do procedimento de cálculo probabilístico de vida em fadiga por cadeia de Markov, pela identificação dos estados presentes no fenômeno, foi realizada com sucesso. Tal aplicação prática permitiu a verificação, de forma clara e estruturada, do procedimento proposto, ilustrando-se os aspectos importantes do mesmo. Mantendo-se em mente os objetivos de tal procedimento (descritos em detalhes no item 5.1.1, a saber: representação de todo o fenômeno a partir de poucas amostras; contabilização probabilística da alternância entre os estados, dando condições ao analista de simular diversas possibilidades de alternância entre os estados identificados), as principais observações e conclusões que podem ser elaboradas são:

- i) A adequada identificação dos estados presentes no fenômeno torna-se mais difícil, e até impraticável, à medida em que se adota a presença de muitos estados. Ademais, este processo de identificação é de difícil automatização e, conseqüentemente, por demais dependente da atuação do analista;
- ii) A decisão sobre o número de estados a serem adotados depende da análise criteriosa das matrizes Rainflow medidas, condicionado ao limite viável do número de variáveis de otimização.
- iii) O procedimento provoca o aparecimento, mais pronunciado, do efeito cruzado dos estados, o que reduz o valor vida em fadiga.
- iv) O procedimento implica na diminuição da influência das tensões alternadas que, sendo esporádicas, tem baixa probabilidade de ocorrência. Tais tensões, que podem ter significativa presença num único sinal medido, são apropriadamente mitigadas na matriz de Rainflow representativa de todo o fenômeno, aumentando-se o valor da vida em fadiga.
- v) Os dois efeitos anteriormente descritos atuam concomitantemente no procedimento apresentado, no entanto é o segundo que tem maior influência e, por isso, a vida calculada através da matriz esperada é, via de regra, aumentada;

vi) Uma vez determinados os estados presentes no fenômeno estudado, o projetista pode simular diversas combinações de alternância entre eles e, assim, ou adequar a matriz de chaveamento às condições de uso do equipamento, ou avaliar como tal alternância influi na vida em fadiga;

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

6.1 – Conclusões

Em conformidade com os objetivos deste trabalho, desenvolveu-se uma metodologia de análise da vida operacional de um semi-reboque tanque, considerando, como fator limitante para a operação da estrutura, a ocorrência de falha por fadiga.

A análise probabilística de fadiga apresentada neste estudo considera as várias possibilidades de excitação dinâmica sobre o semi-reboque tanque, relacionando-as ao contato pneu/solo como função da qualidade da superfície da via trafegável. Tal metodologia já representa um avanço em relação a uma abordagem puramente determinística, na qual se toma apenas uma única situação de carregamento dinâmico, usualmente com baixa probabilidade de ocorrência, e daí estima-se a vida operacional do veículo. O principal inconveniente desta última abordagem reside na extrapolação que se faz de uma excitação de curto prazo para o contexto de longo prazo, inerente à determinação da vida em fadiga. Não parece razoável admitir que um mesmo e único estado de solitação repetir-se-á por toda a vida operacional.

A partir da metodologia proposta neste trabalho, pode-se definir a vida operacional nominal, esperada para o semi-reboque tanque, em função da rota a ser percorrida, o que pode fornecer parâmetros para as transportadoras definirem periodicidade de inspeções do veículo, verificando-se a presença e a possível propagação de trincas.

O modelo de elementos finitos teve a função, neste trabalho, de estender a abrangência dos resultados experimentais em, pelo menos, dois aspectos relevantes.

Como decorrência das limitações da instrumentação, não é possível medir deformações em virtualmente todos os pontos da estrutura, quer seja por que é limitado o número de canais de medição disponíveis, quer seja por que a colagem de extensômetros não pode ser feita em qualquer superfície, sendo inviável, por exemplo, executá-la muito próxima ou sobre os cordões de solda. Assim o modelo de MEF, uma

vez calibrado pelos resultados experimentais, estende a abrangência destes por que, a partir daí, fornece valores confiáveis de tensões para virtualmente qualquer ponto da estrutura.

Em segundo lugar o modelo de MEF teve a função de, em computando tensões multiaxiais, ampliar o significado das deformações medidas por extensômetros simples uniaxiais. Assim, para cada ponto de medição, a partir das relações entre as componentes de tensões extraídas do modelo, pôde-se estabelecer procedimento teórico-experimental capaz de, efetivamente, determinar os estados de tensões, sem a necessidade de se recorrer ao uso de extensômetros especiais (como os de tipo “roseta” que consomem três canais cada).

Ressalte-se que o desenvolvimento de um programa de pré-processamento de malha de elementos finitos, especialmente voltado à estrutura de uma família de semi-reboque tanque, permitiu que se vencesse com relativa facilidade a tarefa de verificação do grau de aceitabilidade da malha através de testes de convergência. Por outro lado, no que se refere a futuras investigações experimentais sobre outros veículos, de diferentes portes, da mesma família, todo o processo de execução do modelo de MEF, por estar automatizado pelo programa, é praticamente livre de falhas.

Em resumo, podemos considerar que o modo pelo qual o modelo de elementos finitos foi implantado e teve seus resultados calibrados e utilizados, no contexto de uma análise experimental, caracteriza, de per si, uma primeira contribuição desta tese de doutorado.

Por outro lado, como contribuição principal da tese, consubstancia-se o uso do conceito de cadeias de Markov, caracterizado na determinação de matrizes de Rainflow e de chaveamento entre estados de solicitação, como um meio apropriado, ou mais apropriado, de, em realizando ensaios experimentais de curto prazo, permitir que avaliações de longo prazo sejam realizadas com rigor e abrangência mais significativos.

Ainda assim, os valores assim obtidos para a vida em fadiga devem ser interpretados mais pelo lado qualitativo, relativo, do que quantitativo. Não se pode crer que um determinado valor calculado represente, exatamente, o quanto toda estrutura construída irá “durar” até o surgimento da primeira trinca. Pode-se acreditar, contudo,

que um valor “grande” represente boa durabilidade, enquanto um “pequeno”, ou até excessivamente pequeno, indique o surgimento de trincas em espaço muito curto de tempo, de poucos meses ou dias.

Acrescente-se, também, como contribuição adicional, o tratamento dado à identificação dos estados presentes nos sinais medidos. Neste particular aspecto, recorreu-se à utilização de Programação Não Linear para minimizar os erros entre matrizes de Rainflow esperadas e medidas. Disto, em última instância, decorre a possibilidade de se realizar em computador simulações dos resultados experimentais, reproduzindo-se, de forma virtual, os ensaios de campo. Este fato amplia, significativamente, o caráter probabilístico da avaliação experimental uma vez que “novas medições”, ou novas amostras, são obtidas em computador, sem que se recorra a novas e custosas experimentações em campo.

Em resumo, por tudo o que foi visto neste trabalho, para a análise probabilística teórico-experimental por cadeia de Markov, pode-se concluir:

- i) A vida em fadiga pode ser avaliada através da adoção da matriz de Markov e da identificação dos estados de solicitação.
- ii) Há possibilidade de representar todo um fenômeno (vários sinais) a partir de poucos sinais medidos em campo.
- iii) Há possibilidade de obter uma contabilização probabilística da alternância entre os estados do fenômeno e dar condições ao projetista de simular diversas combinações de sinais diferentes.
- iv) O procedimento de cálculo da vida em fadiga, através da adoção da matriz de Markov, implica na diminuição da influência dos ciclos de baixa probabilidade de ocorrência (que podem ter eventual e significativa presença no sinal medido); como tais ciclos contribuem bastante para o dano acumulado, a vida em fadiga calculada a partir do sinal esperado pode ser maior do que a vida em fadiga calculada a partir do sinal medido.
- v) Por levar em conta a alternância entre estados do fenômeno de forma estocástica, pode-se concluir que a vida em fadiga determinada com uso da matriz de

Markov de chaveamento é mais significativa, tendo o chaveamento o efeito de diminuí-la.

6.2 - Recomendações para trabalhos futuros

Os ensaios dinâmicos do semi-reboque em vias trafegáveis comuns, selecionadas intuitivamente como representativas das condições brasileiras, tiveram resultados que demonstraram claramente que o problema, existente na estrutura com o surgimento de trincas após um curto espaço de tempo, tem origem no fenômeno de fadiga do material. Acreditamos que, por ser caracterizado por concentração de tensões numa pequena região muito bem delimitada, o problema pode vir a ser resolvido com a aplicação de um reforço no local e/ou com alguma mudança no processo de fabricação. Um estudo nessa linha deve ser objeto para futuros trabalhos.

Do ponto de vista de novos ensaios experimentais para futuros trabalhos, algumas alternativas, não mutuamente exclusivas, podem ser delineadas:

***Ensaio em Laboratório**

- modelo em escala reduzida (~1:4),
- controle total da excitação imposta às rodas, com uso de atuadores,
- controle preciso da fabricação,
- correlação perfeitamente identificável entre causa e efeito,
- aferição precisa do modelo numérico de Elementos Finitos.

***Ensaio em Campo em Pista Pré-fabricada**

- protótipo novo em escala real, com controle de fabricação.
- medição e controle da excitação numa pista especialmente montada, com obstáculos e irregularidades criados à semelhança de uma pista real, e com conhecimento completo de sua topografia.

***Ensaio em Campo em Pistas Viárias já Existentes**

Repetição do que foi feito neste trabalho porém com os seguintes melhoramentos:

- protótipo novo em escala real, com controle de fabricação,
- medição da topografia das pistas utilizadas,
- medição da excitação nas rodas.

***Ensaio em Campo em Uso Permanente**

- Sugerimos aos fabricantes que, após a construção e liberação para uso dos semi-reboques, seja feita a instrumentação e a aquisição de sinais pelo sistema via satélite, durante um período de seis meses ou mais, em várias unidades, comparando os resultados obtidos com os resultados deste trabalho.

No que se refere à análise teórica da vida em fadiga, algumas melhorias podem ser recomendadas. Particularmente no que tange à especificação das propriedades do material é importante ressaltar que a adoção de valores determinísticos, tal como ainda neste trabalho utilizada, justifica-se, tão somente, por decorrência da facilidade de cálculo que disso resulta. Em essência, tensão de ruptura estática e limite de fadiga são propriedades do material que merecem tratamento estatístico apropriado, uma vez que a sensibilidade da vida em fadiga, a tais propriedades, é muito significativa. Em termos quantitativos, é enorme a mudança da vida em fadiga apenas com uma leve mudança da inclinação da reta do diagrama S-N.

Nesse mesmo contexto, uma melhor investigação sobre os meios teóricos para contabilização da influência da tensão média estática merece destaque, assim como especial atenção ainda precisa ser dedicada ao aspecto de como tensões multiaxiais devem ser tratadas para a caracterização de amplitudes de tensões alternadas equivalentes.

Finalizando, sugerimos o desenvolvimento de um programa do tipo “Sistema Especialista”, para ser executado em microcomputador, com o objetivo de melhor automatizar toda a metodologia apresentada neste estudo, impondo-se que o usuário também especifique, como parte relevante de todo o conjunto de dados, o perfil de operação do veículo, caracterizado pela rota, ou rotas, que irá percorrer durante sua vida útil.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] SENÇO, W. **Pequena história dos transportes**. Revista pesquisa e tecnologia FEI, n.17, p. 15-21, 1998.
- [2] MASA IMPLEMENTOS RODOVIÁRIOS. **Manual de instruções para montagem de semi-reboque tanque**. 14^a. ed. Guarulhos, 2002.
- [3] ASSOCIAÇÃO NACIONAL DE TRANSPORTE RODOVIÁRIO DE CARGA (NTC). **Lei da balança no Brasil e no Mundo**. Estudos técnicos do TRC, São Paulo, 1997.
- [4] RTQ-034. **Equipamento para transporte de produtos perigosos a granel**. Construção, aprovado pela portaria n. 276 de 16/12/93.
- [5] AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **Código ASME para caldeiras e vasos de pressão**. Sessão VIII, São Paulo, Instituto Brasileiro de Petróleo, 1980.
- [6] GERTAP. **Modelagem paramétrica de veículos semi-reboque tanque**. São Paulo, 2001.
- [7] ALGOR 12. **Software para análise estrutural**. São Paulo, 2000.
- [8] SCANIA DO BRASIL LTDA. **Caminhão modelo R 142 HS 4X2**. São Bernardo do Campo.
- [9] MASA IMPLEMENTOS RODOVIÁRIOS. **Catálogo geral de produtos**. 1^a. ed., Guarulhos, 2001.
- [10] INSTITUTO NACIONAL DE METROLOGIA, NORMALIZAÇÃO E QUALIDADE INDUSTRIAL. **Portaria n. 172 de 29 de julho de 1991**. Rio de Janeiro, 1991.
- [11] METALÚRGICA SILPA. **Catálogo geral de peças Silpa**. 1^a. ed. Caxias do Sul, 1990.
- [12] VOLVO DO BRASIL VEICULOS LTDA. **Informação de serviço de caminhões, Quinta roda, P/N 6886122**. 7^a. ed., Curitiba, 1995.
- [13] GILLESPIE, T.D. **Fundamentals of vehicle dynamics**. 1a. ed., New York, Society of Automotive Engineers (SAE), INC, 1992.

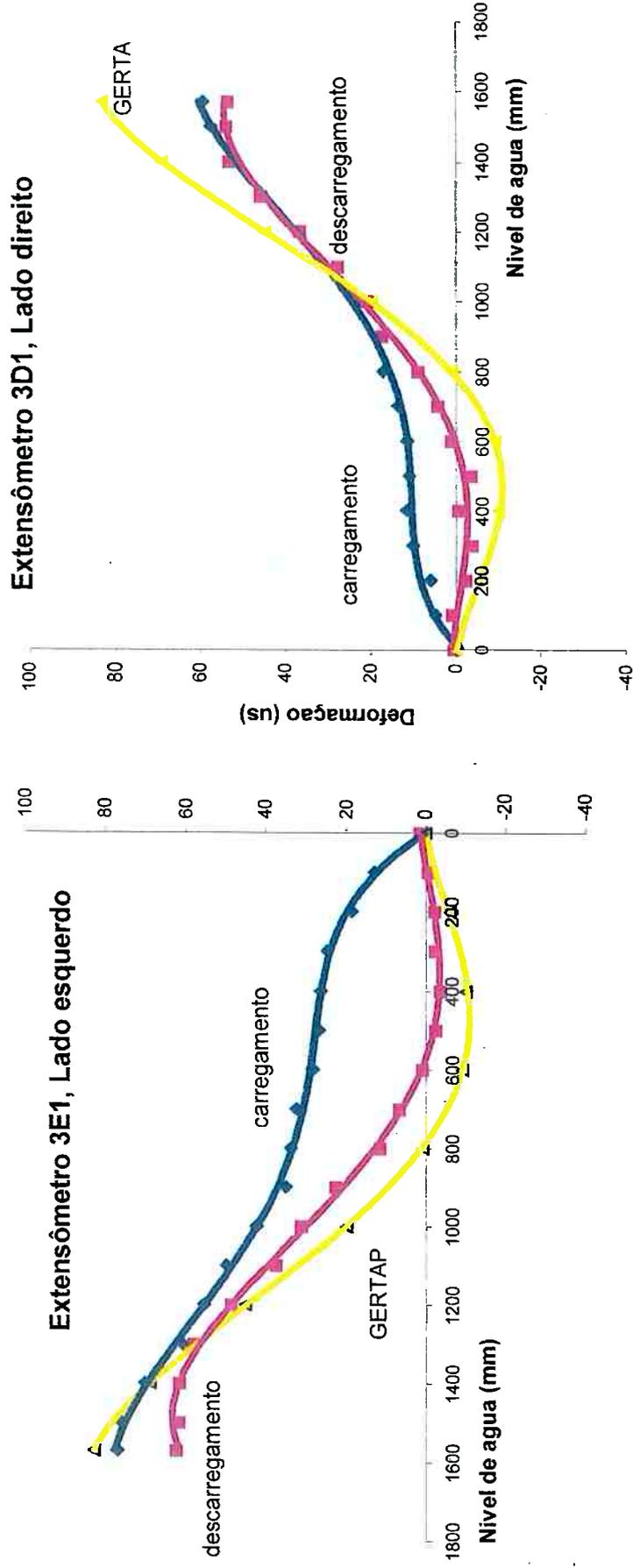
- [14] **Conversa privada mantida entre o Eng. Fábio Fosz**, da empresa Goodyear do Brasil e o Eng. Mário Batista da Ana, registrada em fax datado de outubro de 1997.
- [15] CODE OF FEDERAL REGULATIONS. **Article 178.340-7 (d), article 178-340-8 (a), (1), (2), (3), (4), and (5). Section B and C**, Department of transportation (C.F.R.-DOT), Superintendent of Documents, Washington, D.C.
- [16] MASA IMPLEMENTOS RODOVIÁRIOS. **Catálogo geral de peças MASA**. 2ª. ed. Guarulhos, 2000.
- [17] BATHE, K.J. **Numerical Procedures in Finite Element Method**, Prentice-Hall, 1996.
- [18] FUCHS, H. , STEPHENS, R.I. **Metal fatigue in engineering**. New York, John Wiley & Sons, 1980.
- [19] SOUZA, G.F.M. ,SANTANA, F.A. , NUNES DIAS,C.A. **Mechanical Resistance Evaluation of a Truck Aluminum Wheel**. International Symposium on Automotive Technology & Automation, Viena, Austria, 1999.
- [20] Transhibata, Transportadora . **Data Book Semi-Reboque Tanque serie M 051/00** de 2001.
- [21] Dias, C.A.N. , “**Métodos para Prevenção de Vibrações da Estrutura do Navio**”. Tese de Doutorado, 1984. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
- [22] Johannensson, P. “ **Rain Flow Analysis of Switching Markov Loads**”. Doctoral Thesis in Mathematical Science, 1999. Lund Institute of Technology, Lund University, Sweden.
- [23] Osgood, C.C. , 1982, “**Fatigue Design** “,2^{ed} Edition, Pergamon, Oxford, 606P.
- [24] MATLAB DSP AND COMMUNICATIONS. **Software para análise estrutural**. São Paulo, Multiplus Software para Micros, 1977.
- [25] FITCH, J.W. **Motor truck engineering handbook**. 4a. ed., New York, Society of Automotive Engineers (SAE), INC, 1994.
- [26] GOODYEAR DO BRASIL PRODUTOS DE BORRACHA LTDA. **Catálogo de pneus Goodyear**. 5ª. ed., São Paulo, 2001.

- [27] AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **Asme boiler and pressure vessel code. Seção VIII, Divisão I, volume I, UG-27**, São Paulo, Instituto Brasileiro de Petróleo, 1986.
- [28] AMERICAN WELDING SOCIETY AWS D 1.1 **Structural welding code steel. 12ª**. Ed, AWS, Miami, 1990.
- [29] THE COMMITTEE ON FATIGUE AND FRACTURE RELIABILITY OF COMMITTEE ON STRUCTURAL AND RELIABILITY OF THE STRUCTURAL DIVISION. **Fatigue reliability: Variable amplitude de loading**. Journal of the Structural Division of the American Society of Civil Engineers (ASCE), V.108, 1982, pp. 47-69.
- [30] AMERICAN SOCIETY OF TESTING MATERIALS, ASTM A240/A240M 99B. **Standard Specification for structural steel**. Anual books of ASTM Standard, vol. 01-04, ASTM, Phuladelphia, 1991.

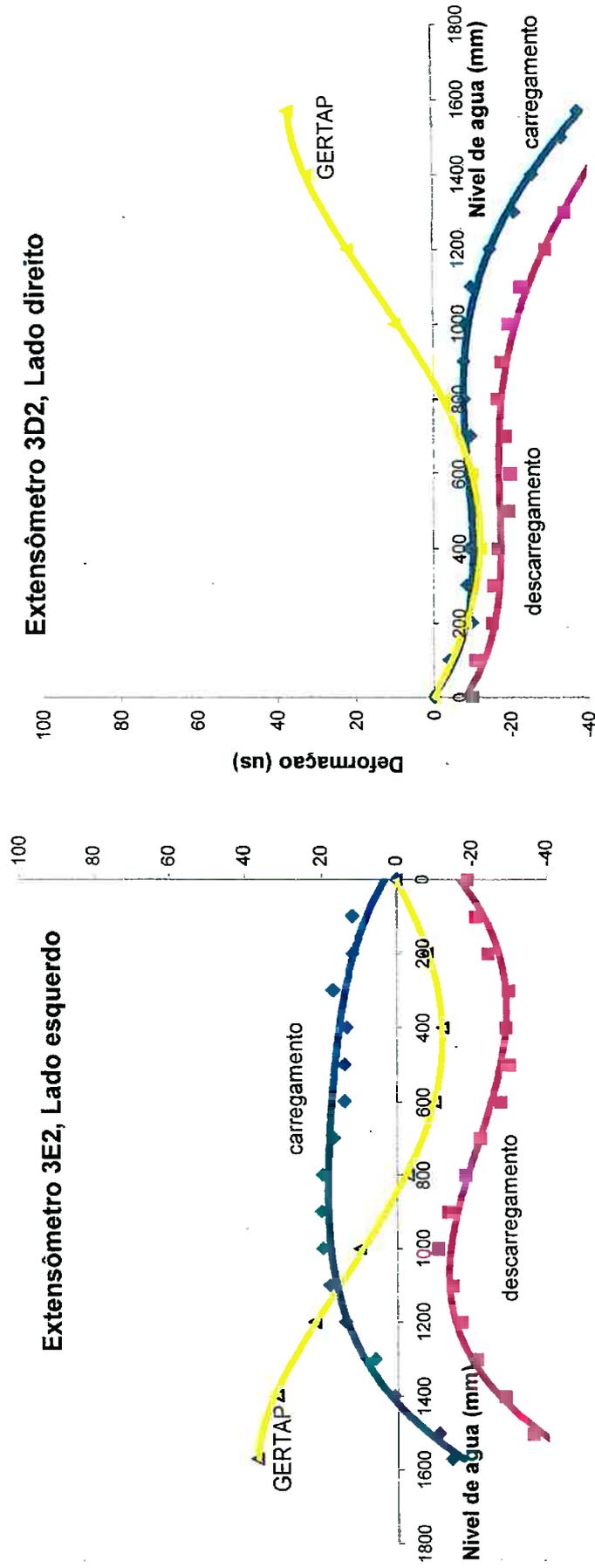
ANEXOS

**ANEXO A – GRÁFICOS DO ENSAIO ESTÁTICO DO SEMI-REBOQUE
TANQUE**

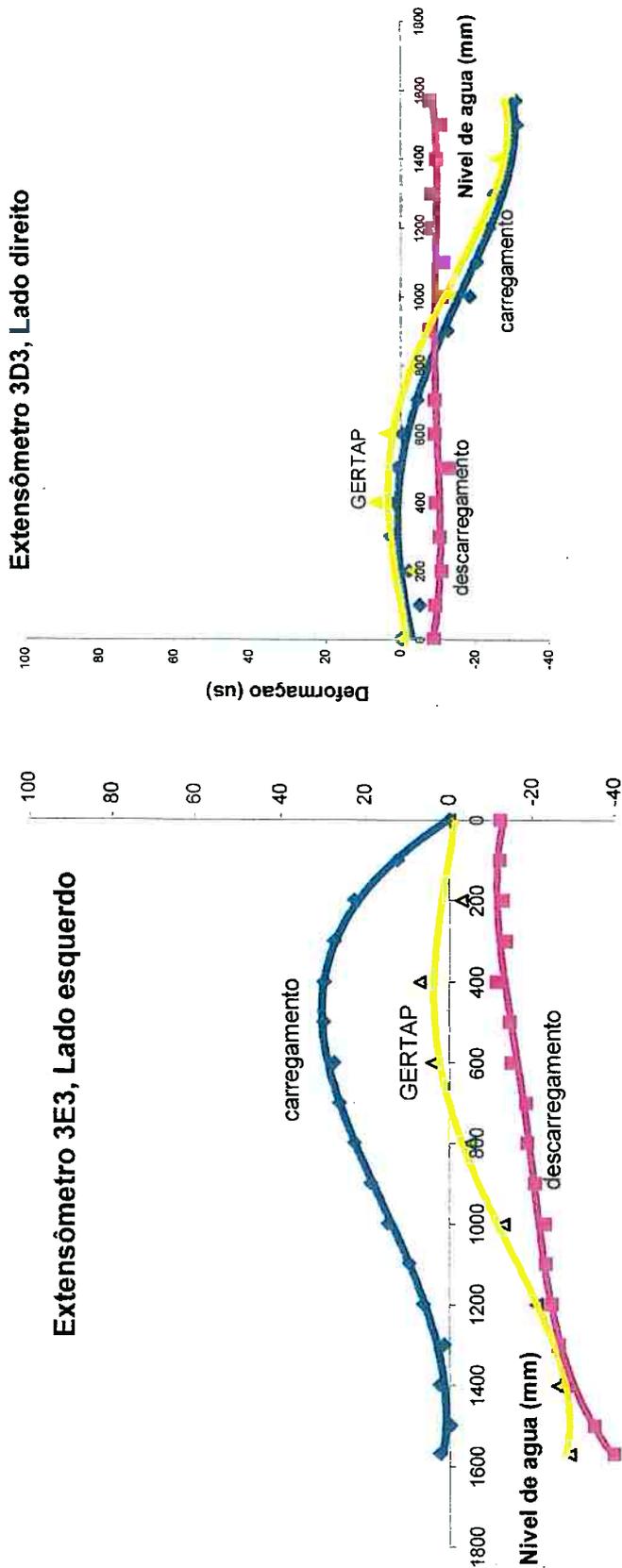
COMPARAÇÃO ENTRE OS EXTENSÔMETROS 3E1 E 3D1



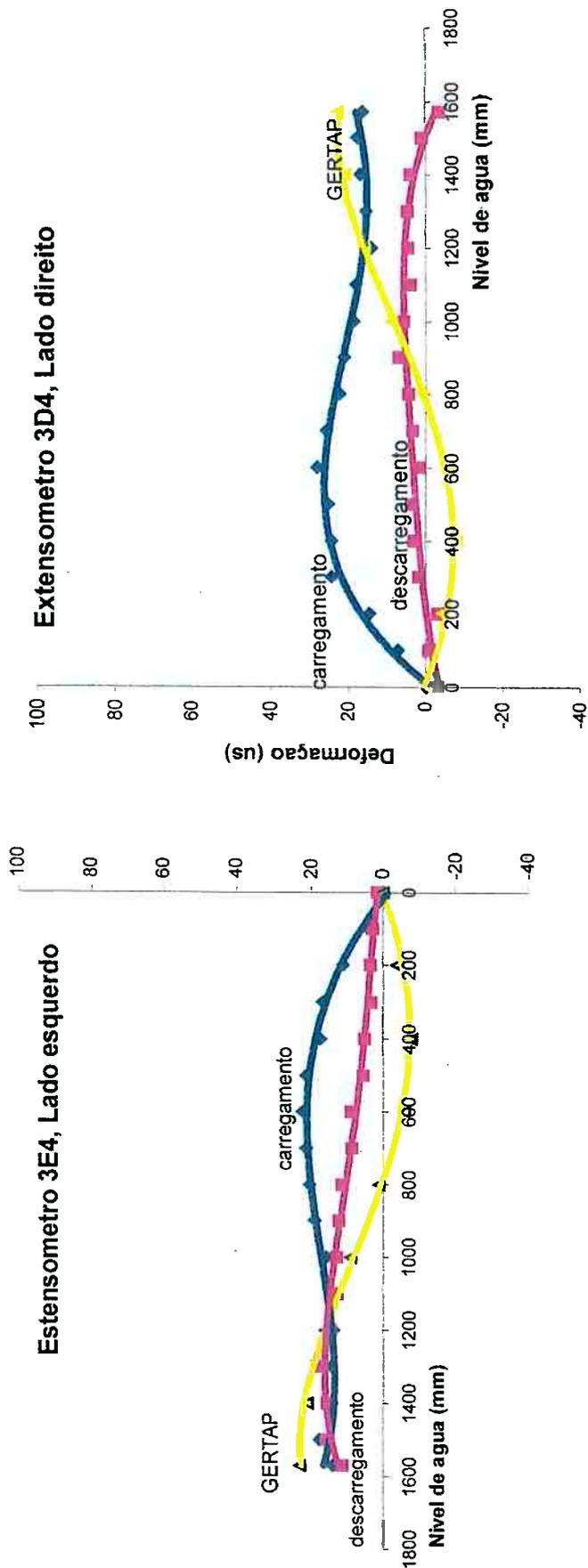
COMPARAÇÃO ENTRE OS EXTENSÔMETROS 3E2 E 3D2



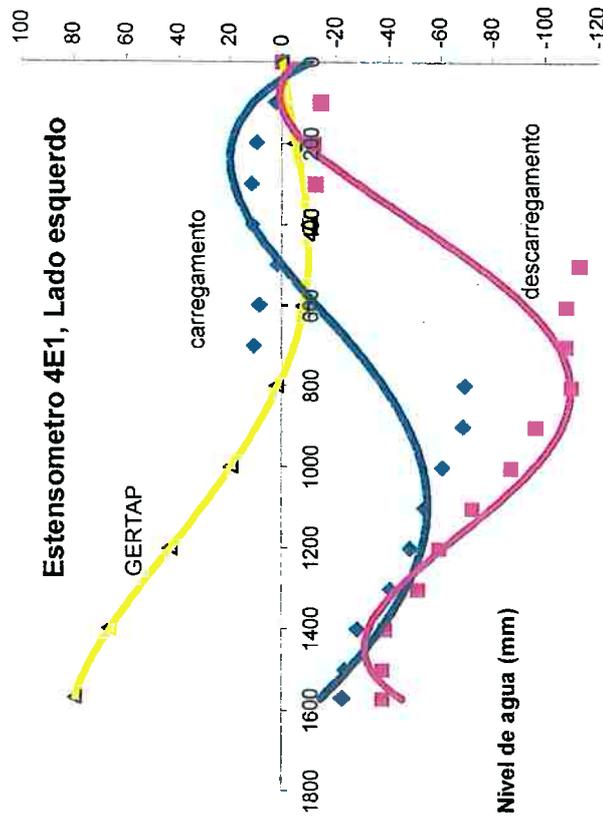
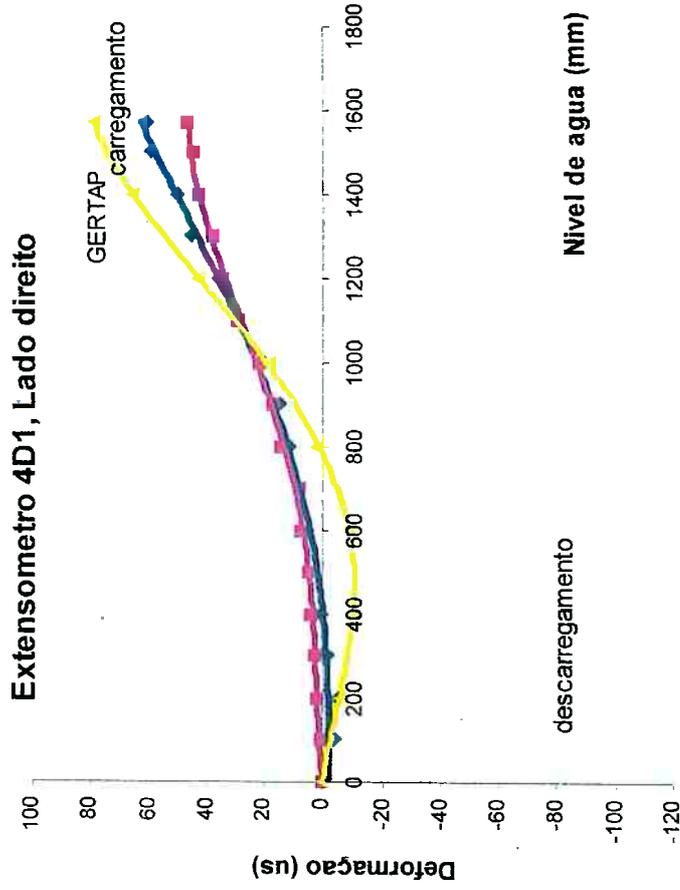
COMPARAÇÃO ENTRE OS EXTENSÔMETROS 3E3 E 3D3



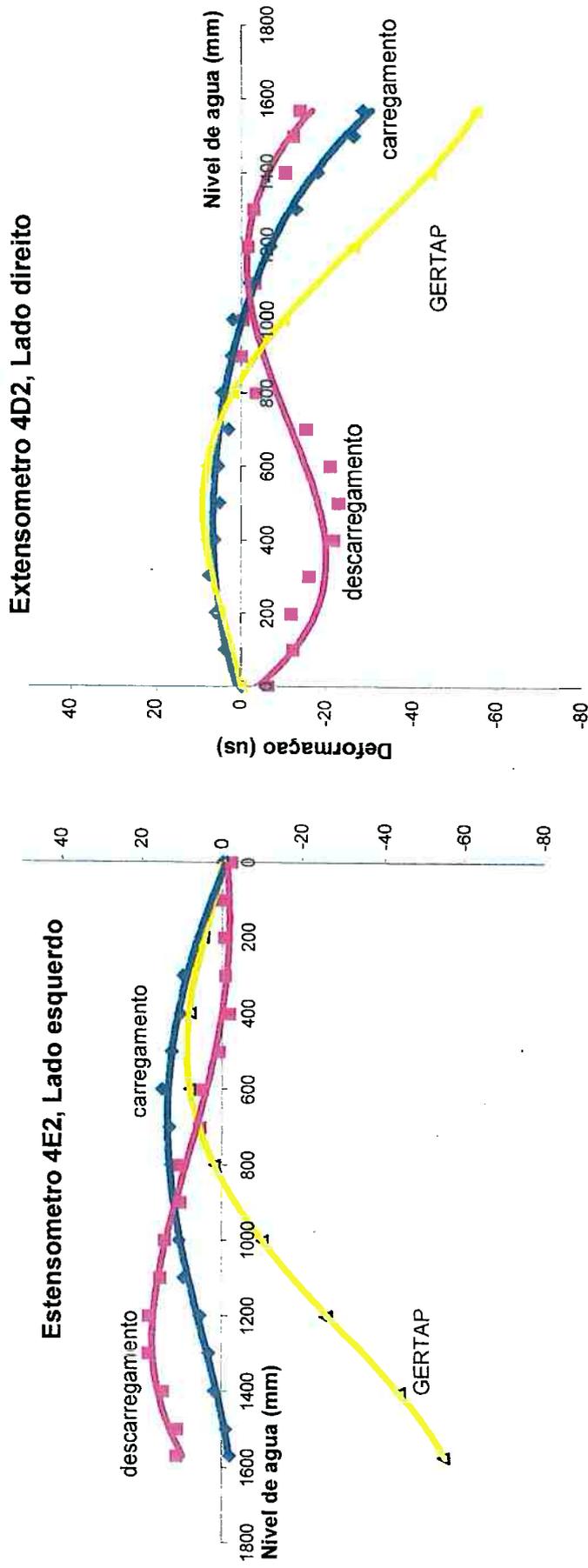
COMPARAÇÃO ENTRE OS EXTENSÔMETROS 3E4 E 3D4



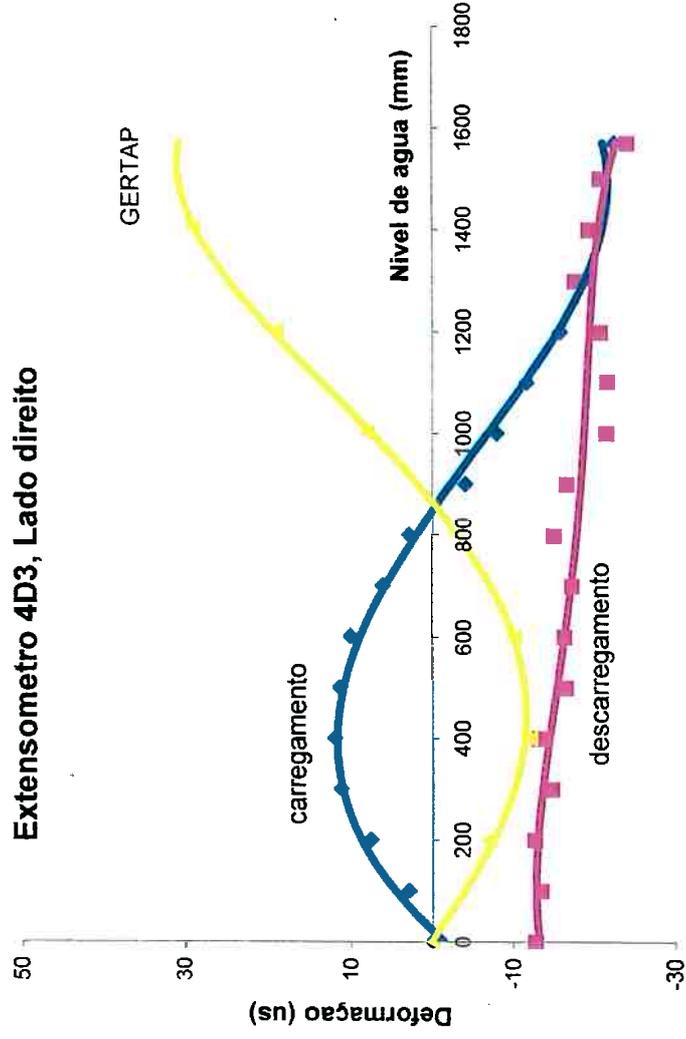
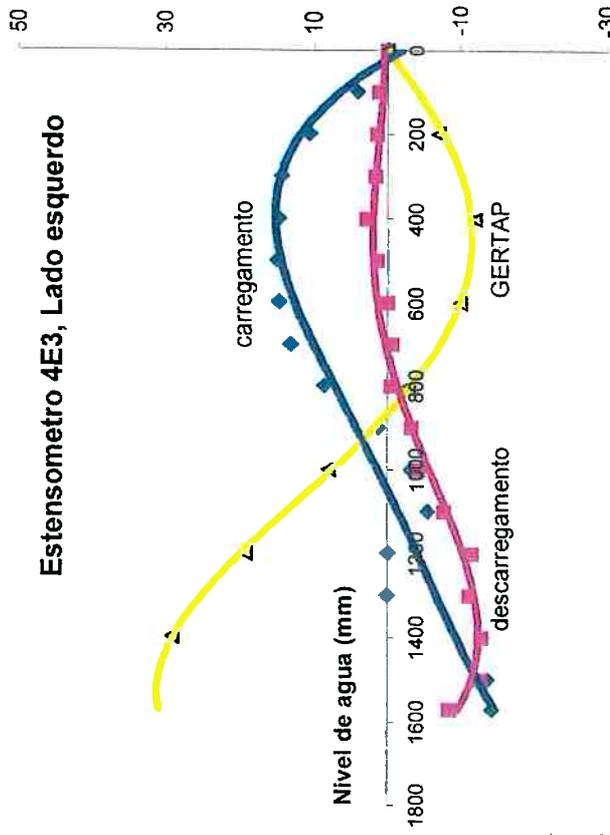
COMPARAÇÃO ENTRE OS EXTENSÔMETROS 4E1 E 4D1



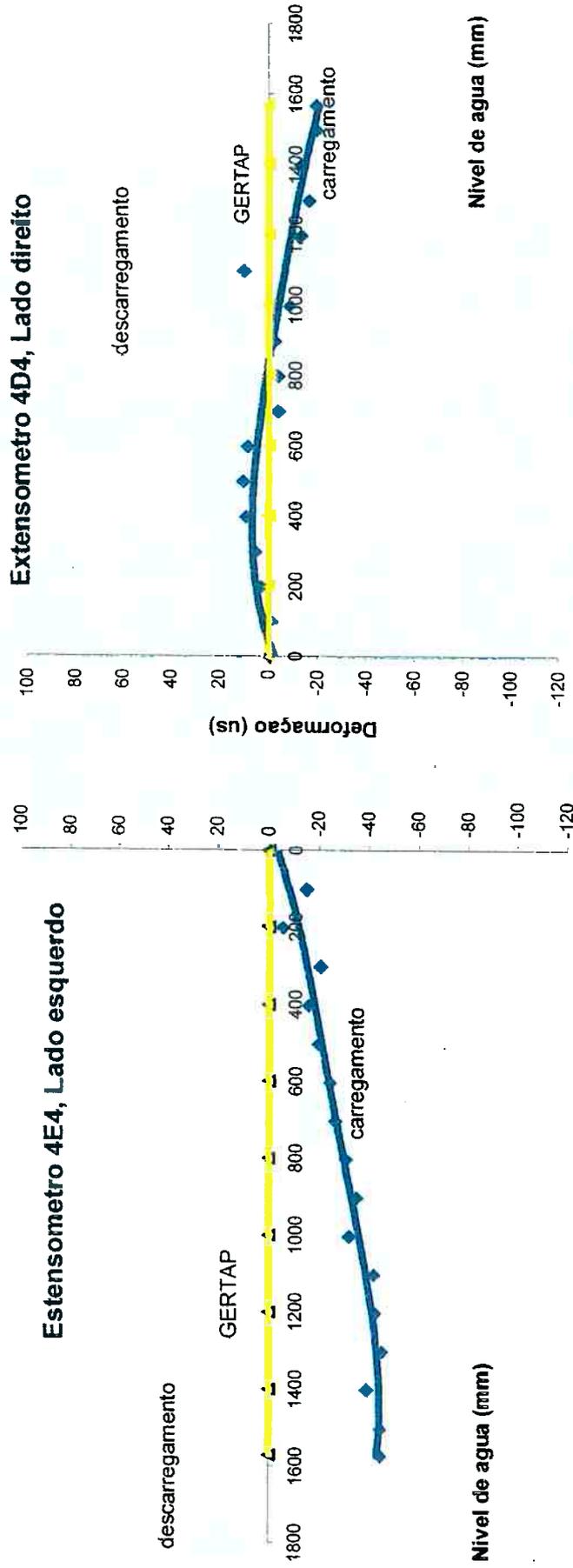
COMPARAÇÃO ENTRE OS EXTENSÔMETROS 4E2 E 4D2



COMPARAÇÃO ENTRE OS EXTENSÔMETROS 4E3 E 4D3



COMPARAÇÃO ENTRE OS EXTENSÔMETROS 4E4 E 4D4



ANEXO B - ENSAIO DINÂMICO DO SEMI-REBOQUE TANQUE

Este ensaio foi realizado em trajetos pré-definidos, que apresentam determinadas características de vias trafegáveis, simulando trechos urbanos e trechos de rodovia que um conjunto cavalo mais carreta,[20],figura 7.2, instrumentado, figuras 7.3 e 7.4, poderia encontrar ao longo da sua vida operacional. Nestes trechos o conjunto se movimentava com uma velocidade compatível para um veículo carregado, respeitando as restrições de velocidade em regiões urbanas e em áreas de rodovia.

O trajeto de 32.700 metros executado pelo equipamento teve uma duração de 184 minutos, tempo considerado suficiente para definir as características da excitação dinâmica gerada por determinado tipo de via trafegável. No ensaio dinâmico, o conjunto percorreu 04 trajetos pré-definidos, na região de Guarulhos-SP, segundo as seguintes rotas:

- i) Trecho 1 ARQUIVO - SRTDC-02
Percurso : Av. Santa Elizabeth e Av. José Miguel Ackel
Início : 23 horas e 40 minutos
Término : 23 horas e 48 minutos

Simula trecho urbano, com avenidas e faróis. Iniciou no pátio da Masa, figura 7.1, com piso tipo pedra com ondulações até a portaria. No EV-1 andou 150 metros em 120 segundos. Saindo do portão da Masa à esquerda descendo a calçada com uma depressão até o asfalto liso na rua Santa Elizabeth, formando o EV-2, andando 150 metros em 120 segundos. Entrou à esquerda na Av. Jose Miguel Ackel, onde passou na 1ª valeta EV-3, passou na 2ª valeta EV-4 com 400 metros e 60 segundos, continuando na mesma avenida iniciou um aclave com piso irregular EV-5 onde andou 300 metros em 120 segundos, continuando com curva à direita com declive EV-6, seguido de lombada e aclave EV-7, num trecho de 500 metros em 60 segundos e término do arquivo.

ii) Trecho 2 ARQUIVO - SRTDC-03

Percurso: Av. Jose Miguel Ackel, Estrada Juscelino Kubitschek de Oliveira, rua Caracol, rua Maracatu e Rodovia Ayrton Senna.

Início: 23 horas e 57 minutos

Término: 01 hora e 41 minutos

Início do arquivo SRTDC-03, com aclave na Av. Jose Miguel Ackel, com piso irregular com asfalto em EV-1, próximo ao nº 1004 num tempo de 540 segundos, continuando com aclave com lombadas e depressões no evento EV-2, onde andou 1400 metros em 60 segundos, seguido de lombada e depressão no evento EV-3 em 120 segundos, seguido com piso em asfalto no evento EV-4 em 60 segundos, continuando com duas lombadas, virando à direita em aclave em piso de asfalto no evento EV- 5 em 60 segundos. Seguido de lombada e aclave em EV-6 em 30 segundos, continuando em aclave virando à esquerda com parada no farol com piso em asfalto no EV-7 em 30 segundos. Após a parada no farol iniciou-se o percurso na estrada Juscelino Kubitschek de Oliveira onde os freios travaram e o nobreak desligou. Após a liberação andou 1500 metros na mesma estrada e entrou à direita na rua Caracol EV-13 em 5700 segundos, em seguida continuando na rua Caracol em piso de asfalto virou à direita em 60 segundos no EV-14, entrou na rua Maracatu à esquerda no EV-15, continuando com lombada e subida no EV-16 em 100 metros e 60 segundos. Continuando na mesma rua com curva à esquerda em declive e à direita sobre o viaduto Ayrton Senna em 120 segundos, onde virou à esquerda em declive entrando na rodovia Ayrton Senna - Km 25 - no EV-17 com 1100 metros e 180 segundos. Em seguida na mesma Rodovia com piso ótimo houve uma parada no EV-18 com 700 metros e 60 segundos.

iii) Trecho 3 ARQUIVO - SRTDC - 04

Percurso: Rodovia Ayrton Senna, Avenida António Bardella, Av. Orlanda Bergamo, Estrada Santo António, retorno portão Petrobrás, Estrada Santo António, Rua Abrahão Lincon, rua Concretex, Av. Santos Dumont, Rua Boa Vista, Rua Nova Cumbica e rodovia Presidente Dutra.

Início 01 hora e 43 minutos

Término: 02 horas e 06 minutos

Parada no acostamento da Rodovia Ayrton Senna no Km 25 com piso bom no Evento EV-1, iniciou o movimento no mesmo acostamento, entrou na pista com piso ótimo no Km 24 continuando até o Km 23 com 1300 metros em 60 segundos EV-2. Saiu à direita, entrou na Av. António Bardella com piso razoável EV-3 com 2100 metros em 120 segundos, continuando com piso urbano e lombada no EV-4 em 500 metros e 60 segundos. Entrou à direita com piso ruim no EV-5 em 300 metros e 30 segundos, entrando à esquerda e pegou a Av. Orlanda Bergamo com piso em asfalto ruim e lombadas EV-6 em 200 metros em 30 segundos. Continuando teve lombada em 500 metros e 60 segundos no EV-7, continuando com lombada EV-8 em 100 metros e 30 segundos, continuando com lombada EV-9 em 200 metros e 30 segundos, continuando com lombada EV-10 em 100 metros e 30 segundos, continuando com lombada EV-11 em 100 metros e 30 segundos. Entrou à direita na estrada Santo Antonio com duas lombadas seguidas EV-12. Andou 500 metros em 60 segundos, retornou no portão da Petrobrás EV-13 em 100 metros e 30 segundos, voltando à estrada Santo António com duas lombadas seguidas EV-14 em 600 metros e 120 segundos, entrou na Rua Abrahão Lincon com curva à esquerda seguida de lombada e curva à direita no EV-15 em 400 metros e 60 segundos. Seguindo com piso irregular urbano mais lombada no EV-16 em 100 metros e 60 segundos, continuando com lombada e piso irregular no EV-17 em 700 metros e 60 segundos, continuando com duas lombadas seguidas EV-18 em 100 metros e 30 segundos. Entrou na rua Concretex com piso regular urbano com lombada EV-19 em 300 metros e 60 segundos, continuando com curva à direita EV-20 em 200 metros e 60 segundos, entrou na Av. Santos Dumont à esquerda com piso bom, passou sobre lombada EV-21 em 500 metros e 60 segundos, novamente sobre lombada no EV-22 em

300 metros e 30 segundos, continuando sobre o viaduto de Cumbica, rua Boa Vista e Av. Nova Cumbica no EV-23 em 900 metros e 120 segundos, com retorno para a rodovia Presidente Dutra no EV-24 com piso bom em 700 metros e 60 segundos, continuando em 300 metros e 60 segundos no EV-25, com parada a 100 metros em 30 segundos no EV-26.

iv) Trecho 4 ARQUIVO - SRTDC - 06

Percurso: Rod. Presidente Dutra, Posto Sakamoto, Rua Pau Torto, Estrada Juscelino Kubitschek de Oliveira, Av. José Miguel Ackel, Rua Santa Elizabeth, Pátio da Masa .

Início: 02 horas e 13 minutos

Término: 02 horas e 44 minutos

Parada na Rod. Presidente Dutra Km 218 em 420 segundos no evento EV-1, início do movimento na mesma rodovia até o Km 216 com 1300 metros em 120 segundos no EV-2, continuando até o Km 212 em 3500 metros em 120 segundos no EV-3, saindo da Dutra entrou no posto Sakamoto em 1500 metros durante 120 segundos no EV-4, no pátio do posto com piso irregular de paralelepípedos com ondulações em 400 metros e 60 segundos no EV-5 e EV-6 saindo do posto Sakamoto entrou na rua Pau Torto em declive acentuado, com piso regular em 1200 metros e 60 segundos no EV-7, onde parou no farol no EV-8 durante 30 segundos. Entrou à direita na Estrada Juscelino Kubitschek com piso regular e lombada a 1100 metros e 180 segundos no EV-9, continuando com lombada a 300 metros e 30 segundos no EV-10, parando no farol durante 30 segundos no EV-11, continuando em aclive durante 500 metros e 60 segundos no EV-12, continuando em 600 metros e 60 segundos sobre uma lombada no EV-13, novamente lombada a 100 metros e 60 segundos no EV-14, continuando a 200 metros e 60 segundos sobre lombada no EV-15, continuando a 100 metros e 30 segundos sobre lombada no EV-16, continuando a 600 metros e 60 segundos sobre duas lombadas seguidas no EV-17, continuando a 500 metros e 60 segundos no EV-18, com parada no farol, entrou à direita na avenida José Miguel Ackel a 200 metros e 60 segundos no EV-19, na mesma avenida já em declive com piso regular urbano e

lombada a 200 metros em 60 segundos no EV-20, iniciando o aclave a 100 metros em 30 segundos sobre duas lombadas seguidas no EV-21, continuando na mesma avenida a 800 metros e 120 segundos sobre lombada no EV-22, continuando a 400 metros e 60 segundos sobre lombada no EV-23, iniciando um aclave com 500 metros durante 60 segundos no EV-24, continuando entrou na rua Santa Elizabeth com piso regular urbano a 1100 metros durante 60 segundos sobre uma valeta no EV-25, continuando a 600 metros e 60 segundos sobre outra valeta no EV-26, entrando à direita com parada no portão da Masa durante 60 segundos no EV-27. Em seguida entrou no pátio da Masa com piso de cascalho irregular em 150 metros durante 60 segundos no EV-28, entrou no galpão da Masa e estacionou em 120 segundos no EV-29. Término do percurso.

Ao longo dos ensaios, as deformações indicadas pelos extensômetros foram registradas a uma taxa de aquisição de 200Hz, com auxílio de equipamento de aquisição de dados instalado na cabine do cavalo mecânico. As figuras abaixo ilustram as medições realizadas.



Fig. 7.1 – Dependências da Instituição



Fig. 7.2 – Semi-Reboque Tanque Tracionado com Cavallo Mecânico



Fig. 7.3 – Semi-Reboque Tanque Instrumentado



Fig. 7.4 – Detalhe da Instrumentação nos Anéis e no Corpo

ENSAIO DINÂMICO

SEMI-REBOQUE TANQUE

SÉRIE TEMPORAL / ESTATÍSTICA

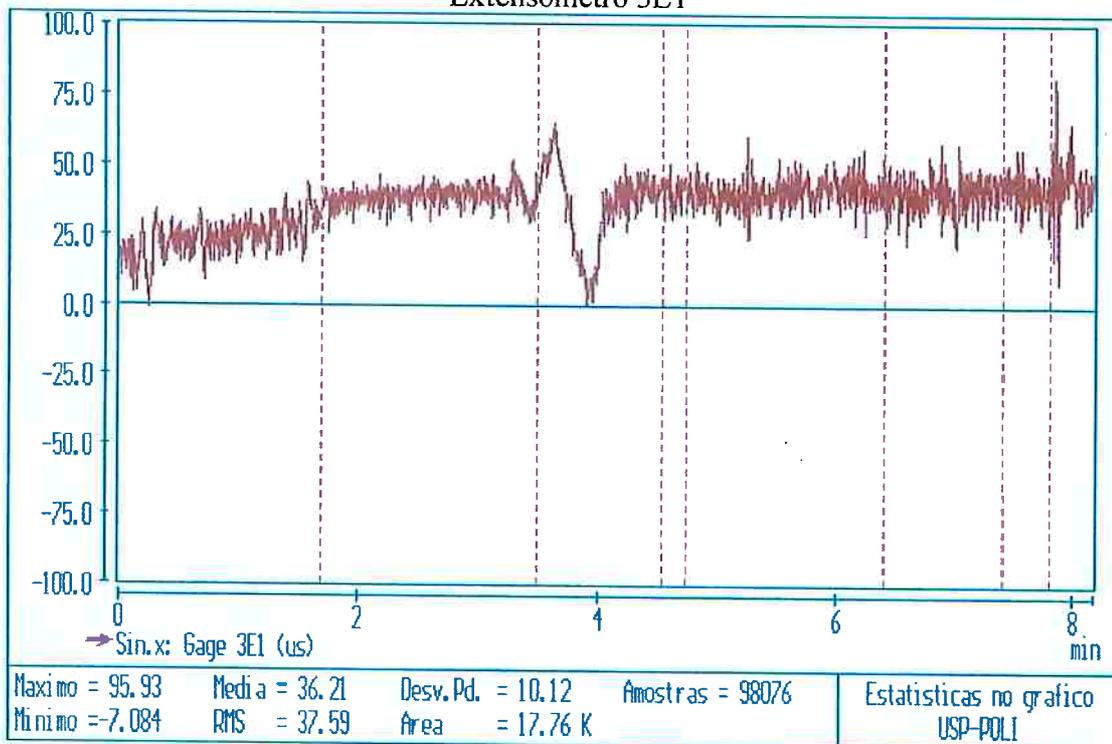
Trecho do arquivo nº 2

Diretório: C:SRTDN

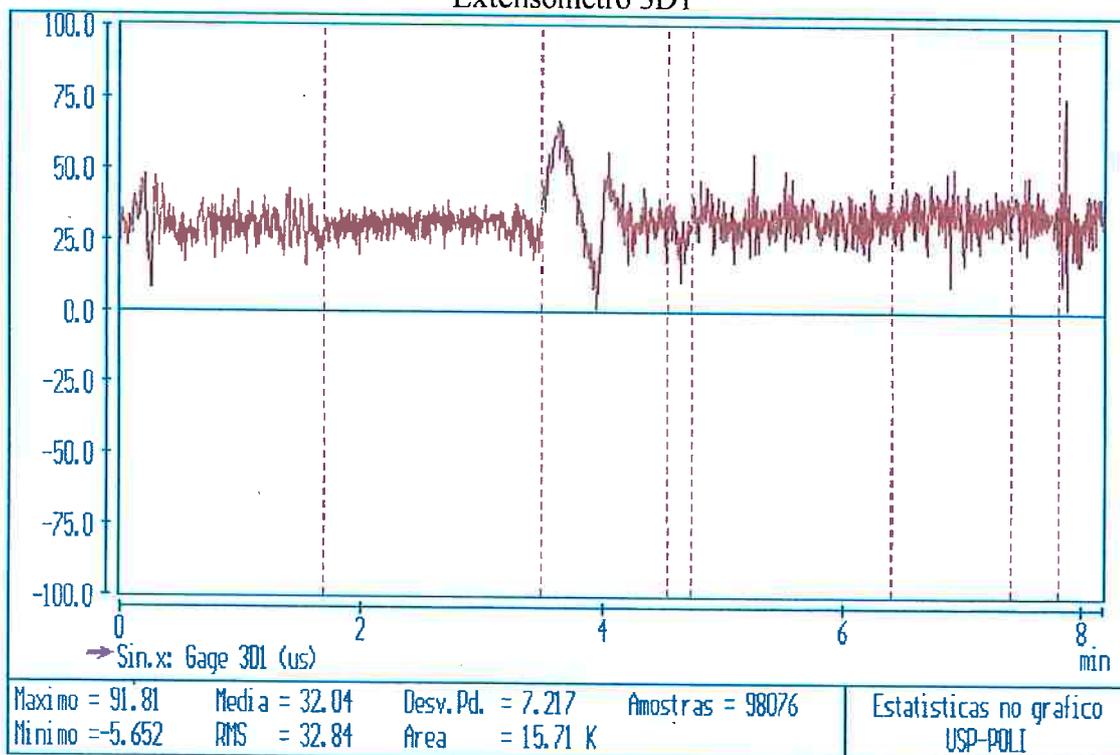
Arquivo (WORD): Relatório_2T.doc

Nº de amostras por canal: 98.076

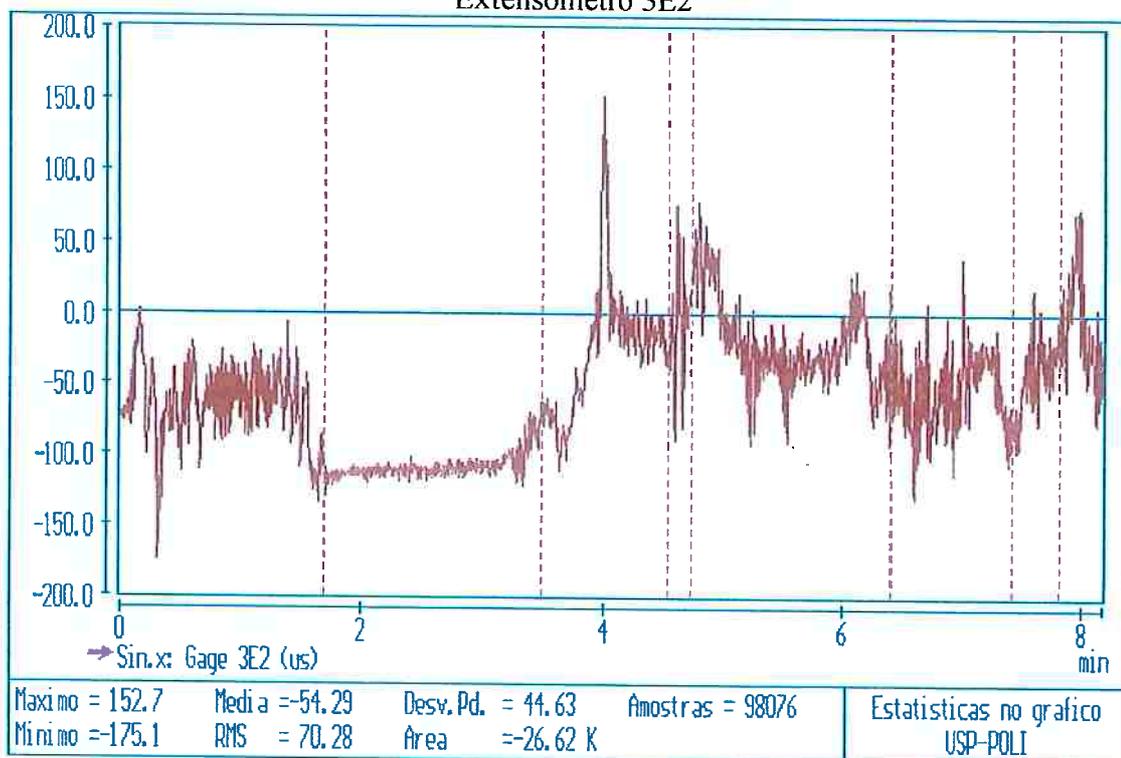
Extensômetro 3E1



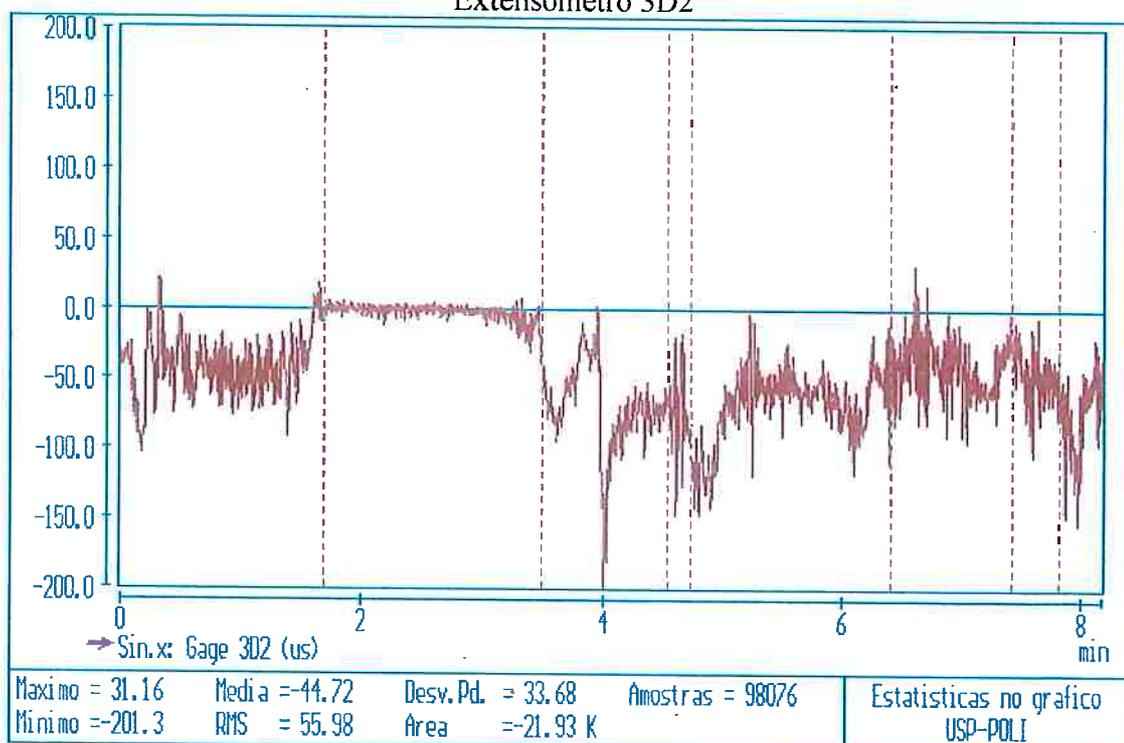
Extensômetro 3D1



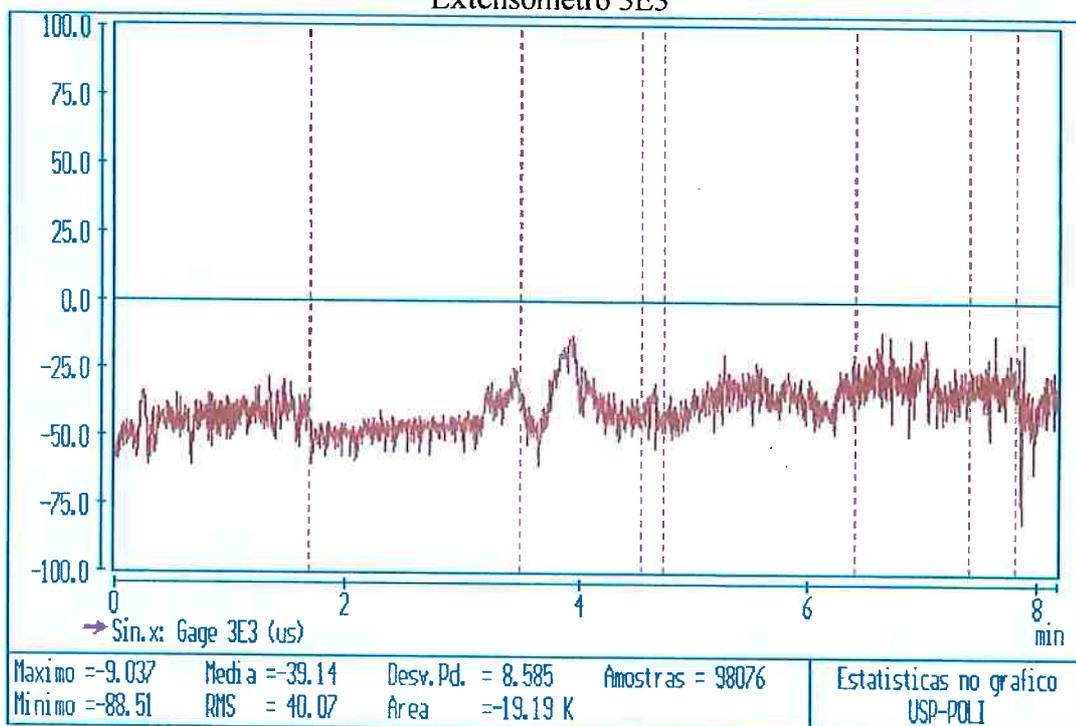
Extensômetro 3E2



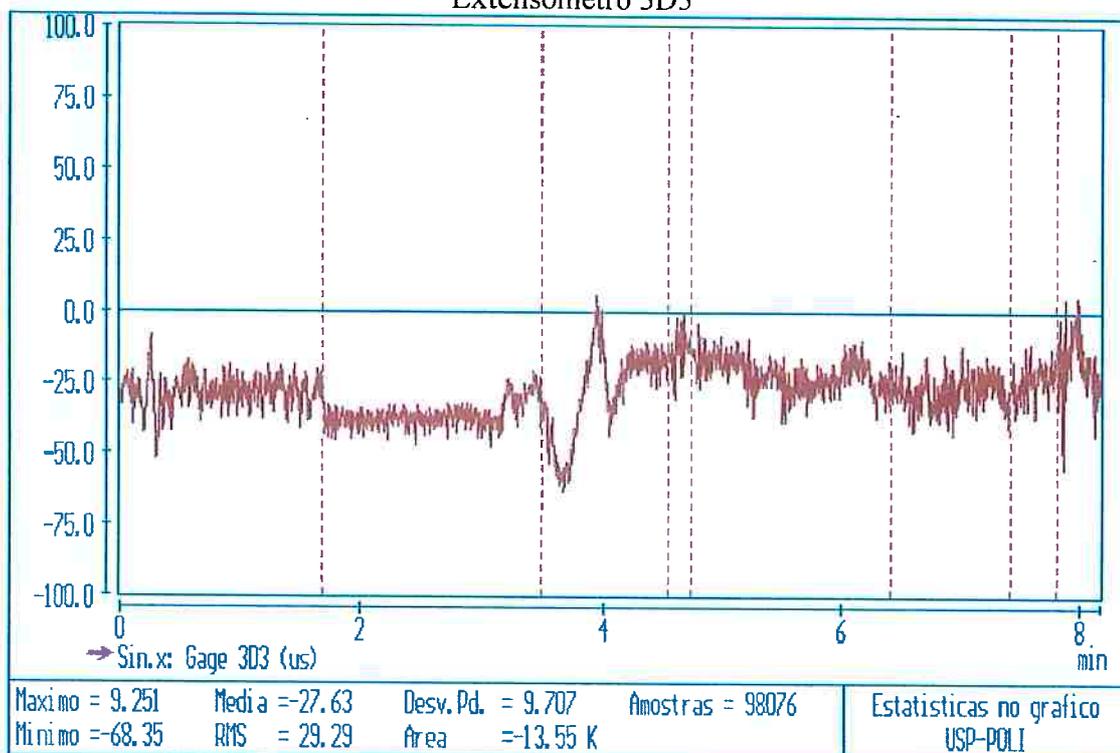
Extensômetro 3D2



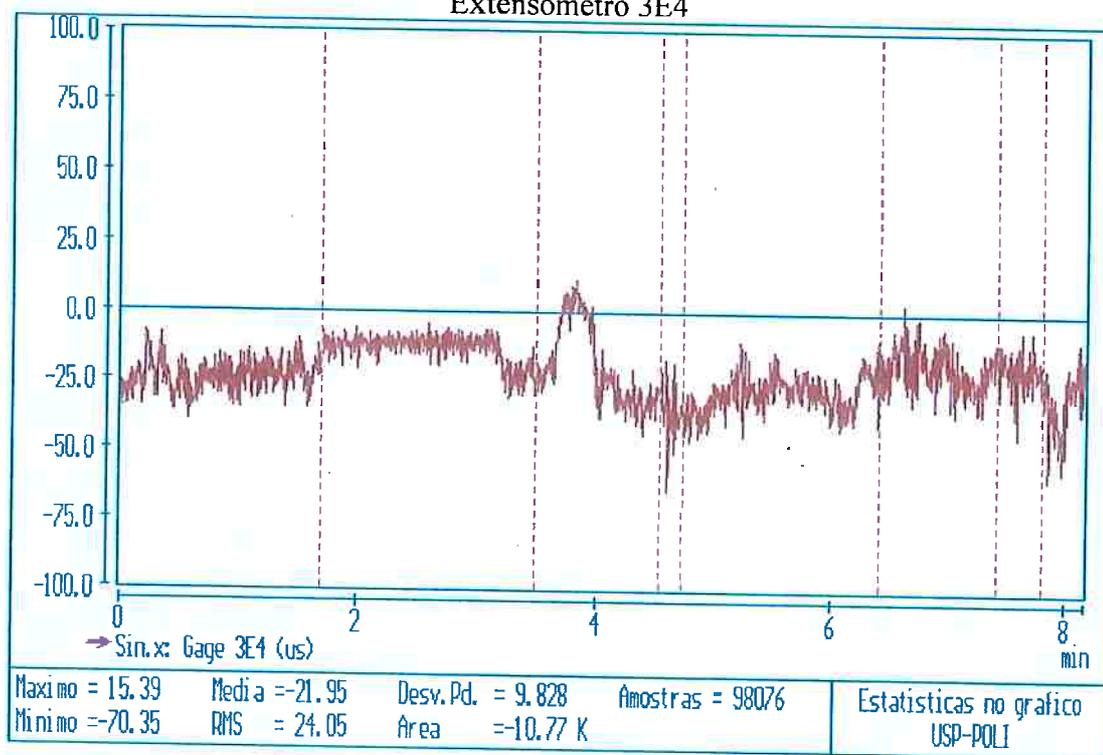
Extensômetro 3E3



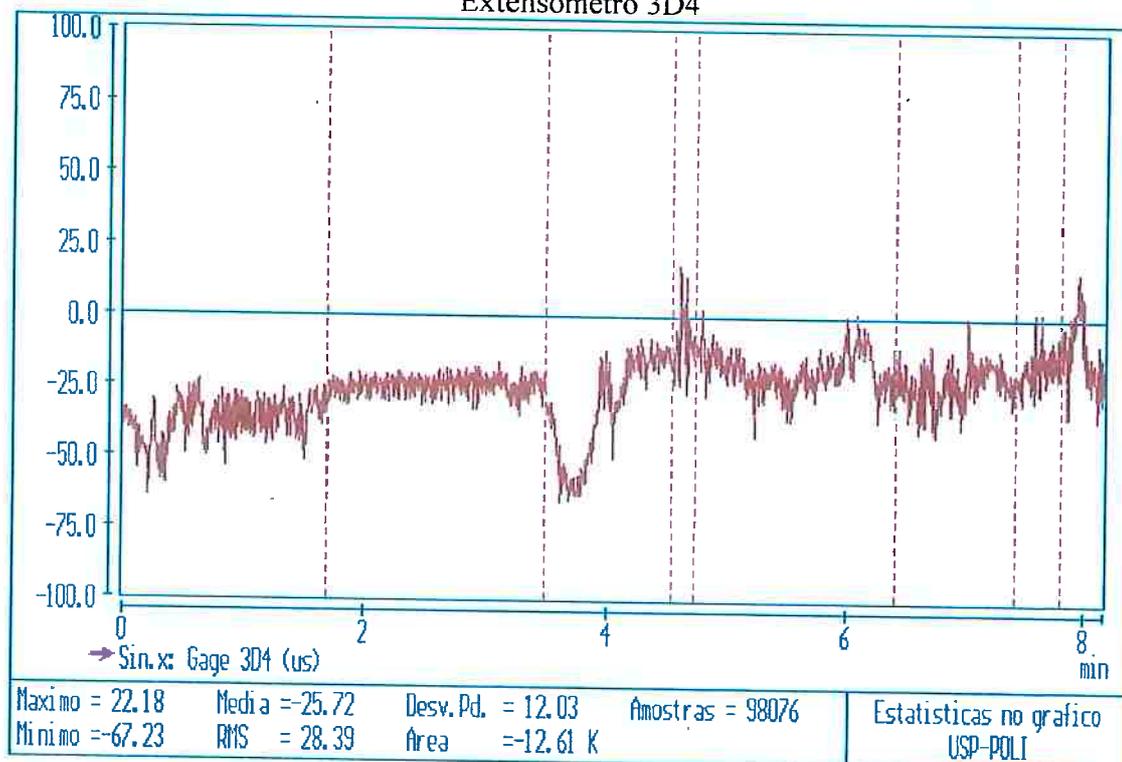
Extensômetro 3D3



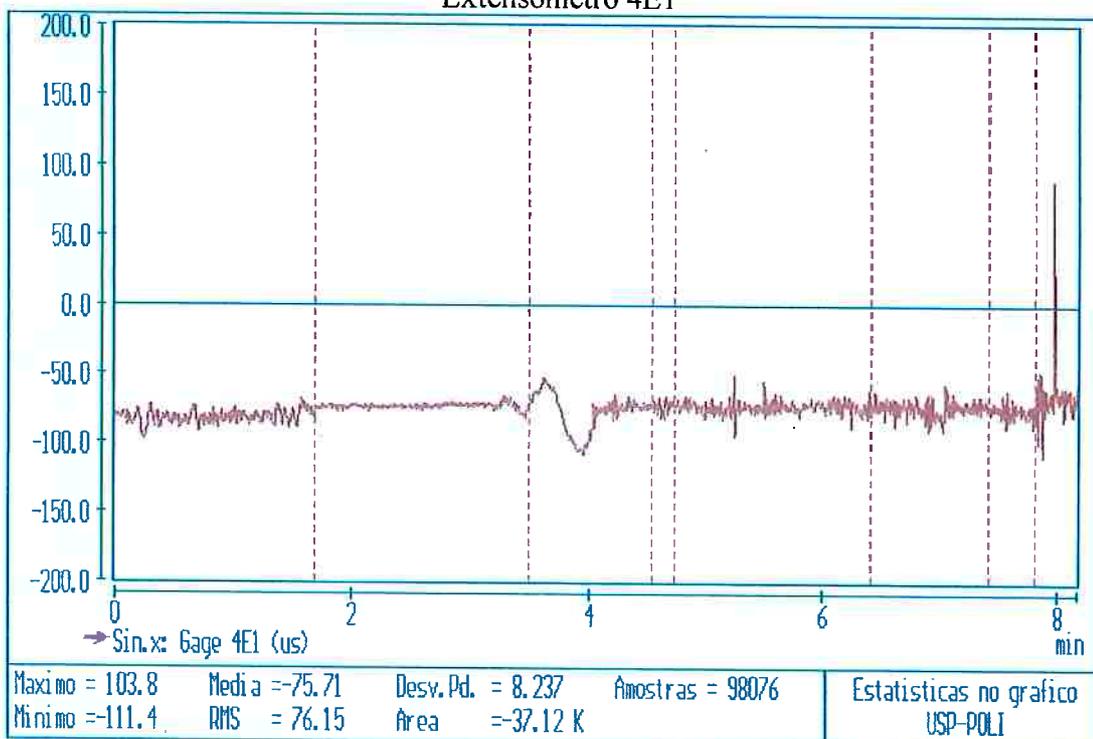
Extensômetro 3E4



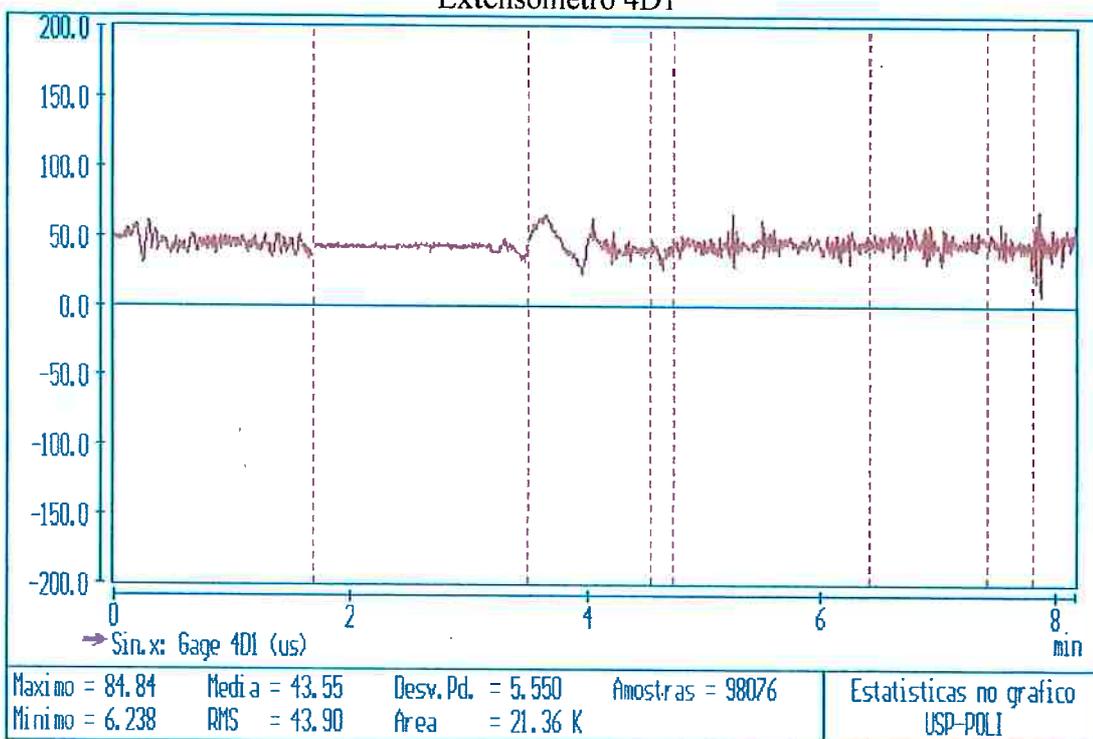
Extensômetro 3D4



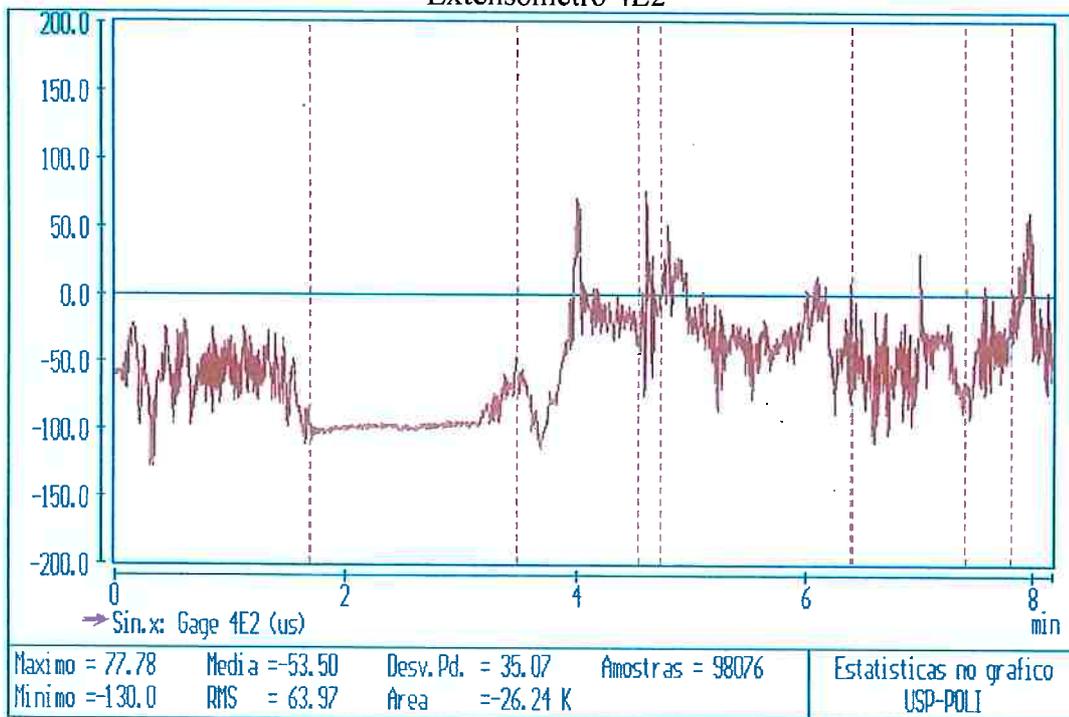
Extensômetro 4E1



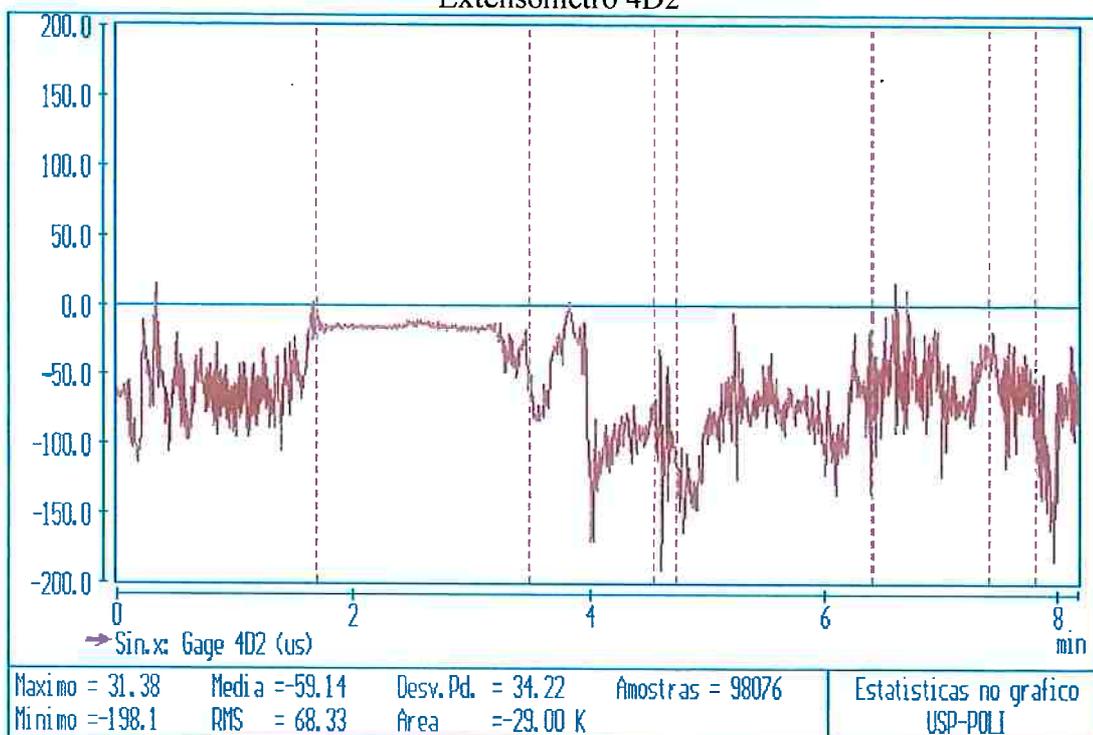
Extensômetro 4D1



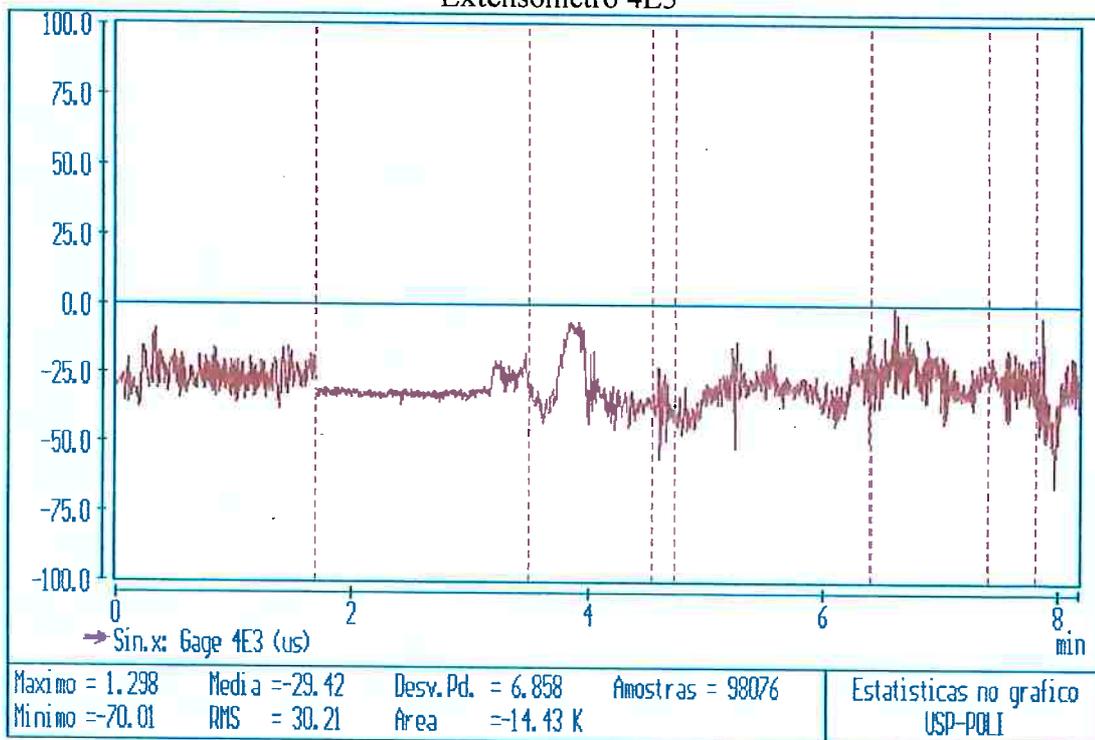
Extensômetro 4E2



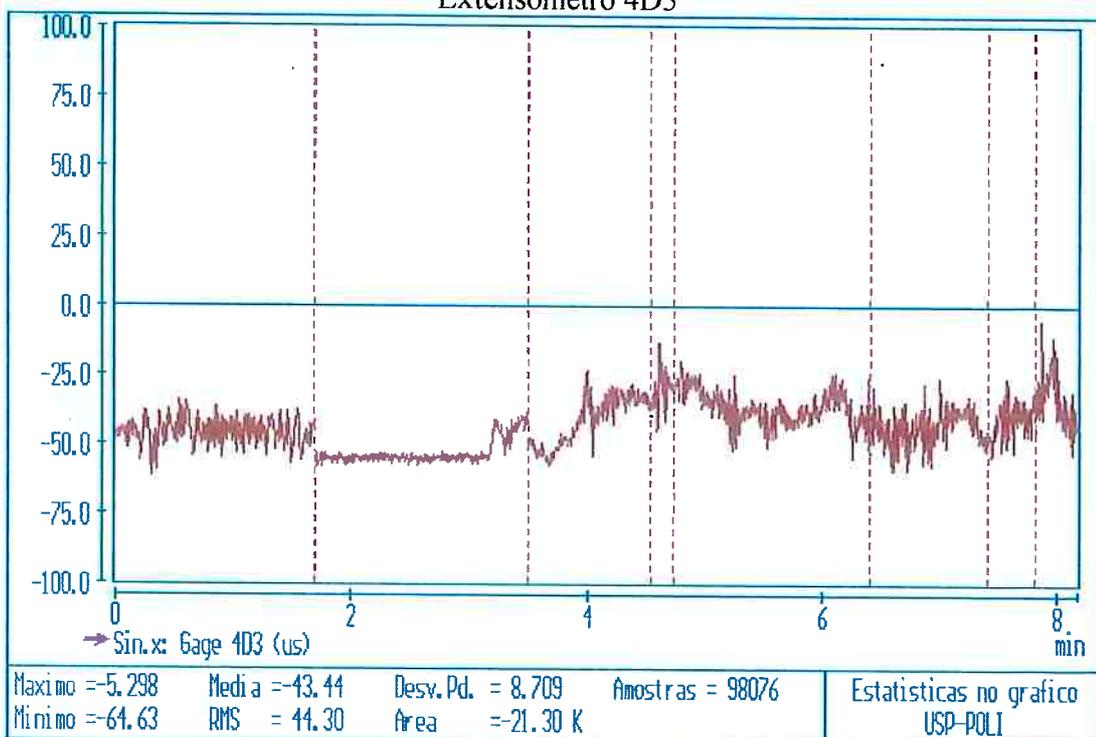
Extensômetro 4D2



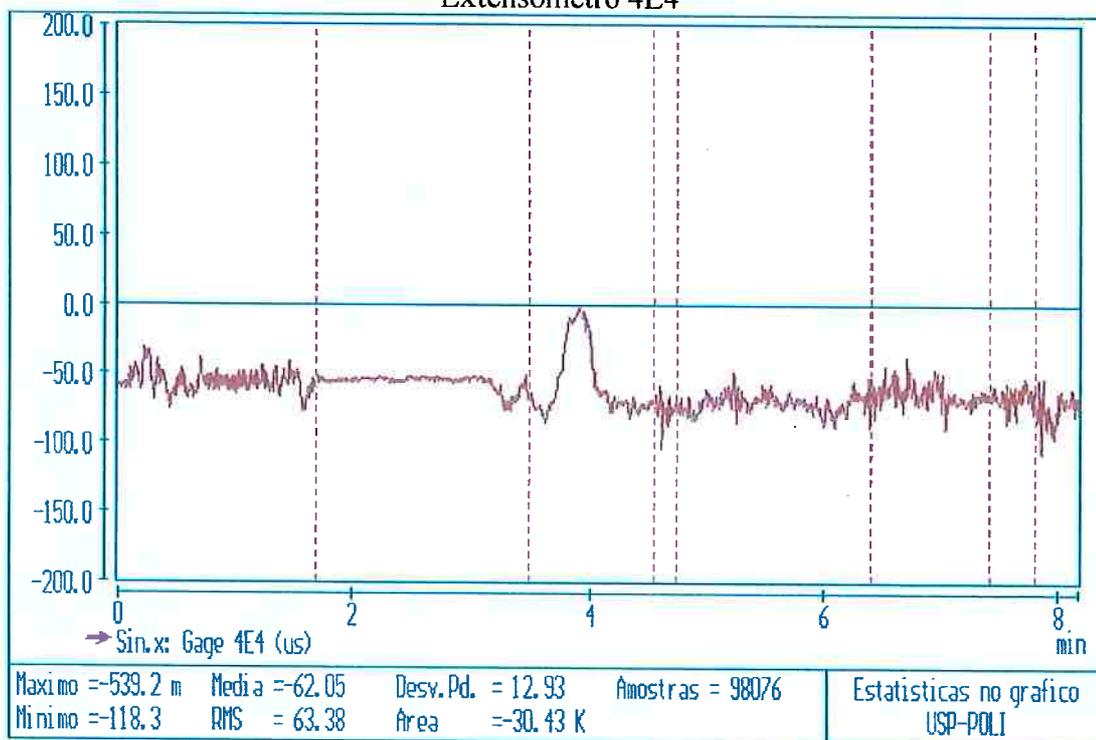
Extensômetro 4E3



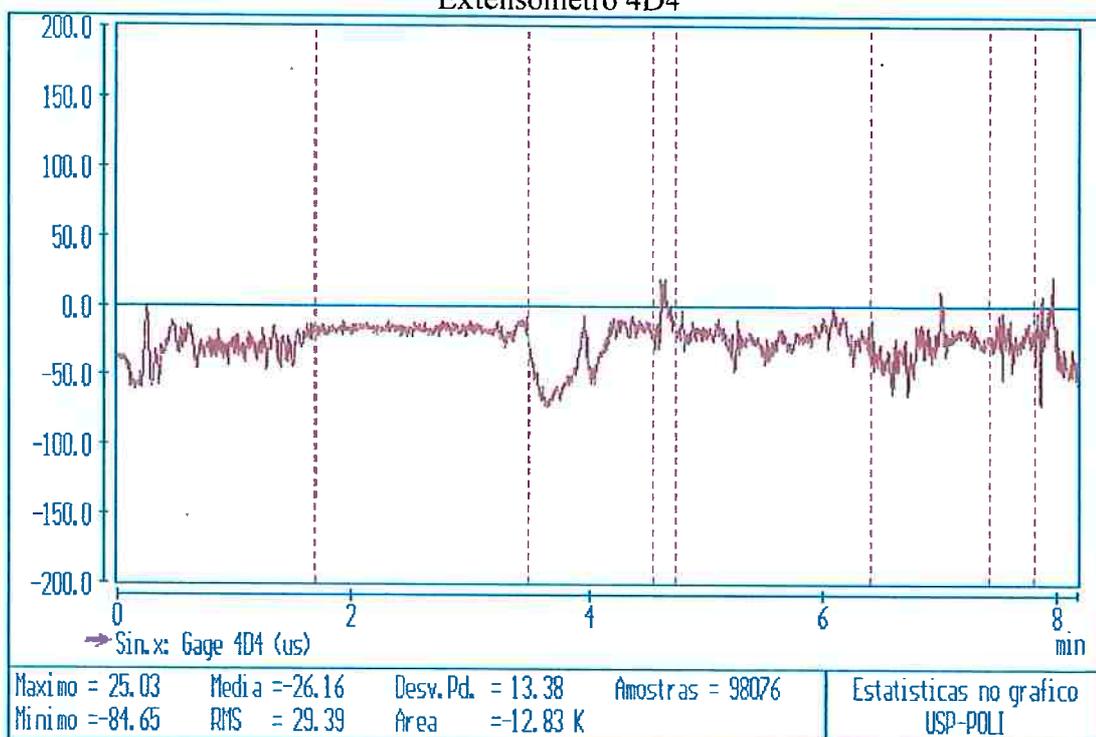
Extensômetro 4D3



Extensômetro 4E4



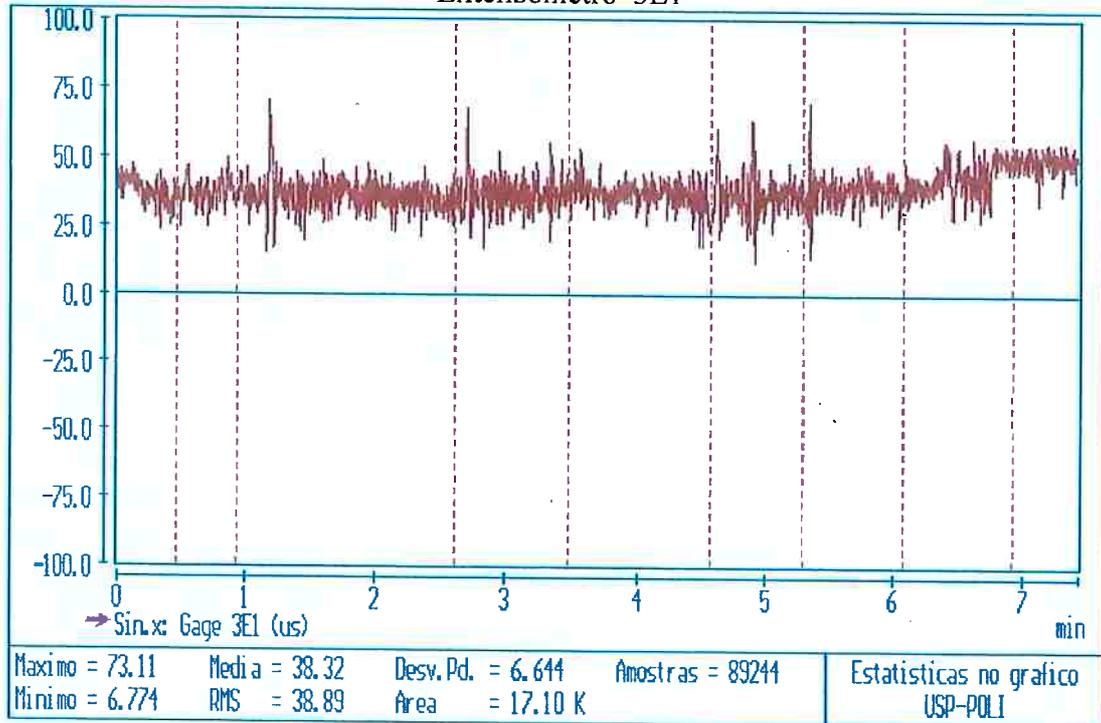
Extensômetro 4D4



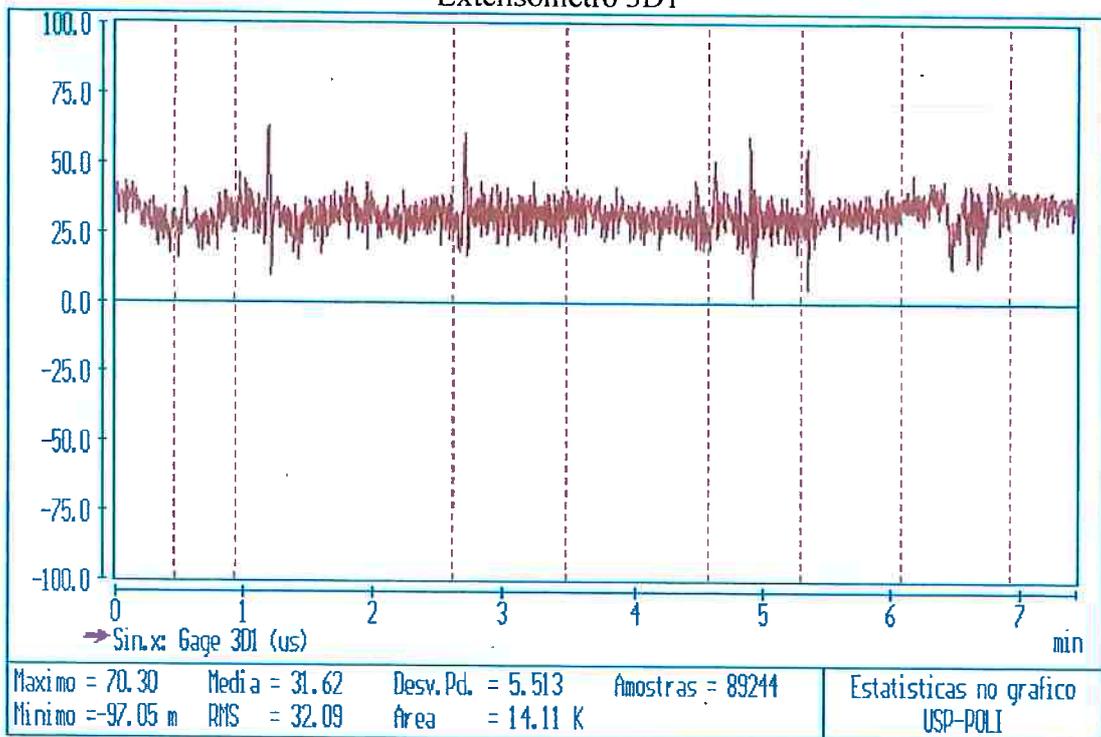
ENSAIO DINÂMICO
SEMI-REBOQUE TANQUE
SÉRIE TEMPORAL / ESTATÍSTICA

Trecho do arquivo nº 3
Diretório: C:SRTDN
Arquivo (WORD): Relatório_3T.doc
Nº de amostras por canal: 89.244

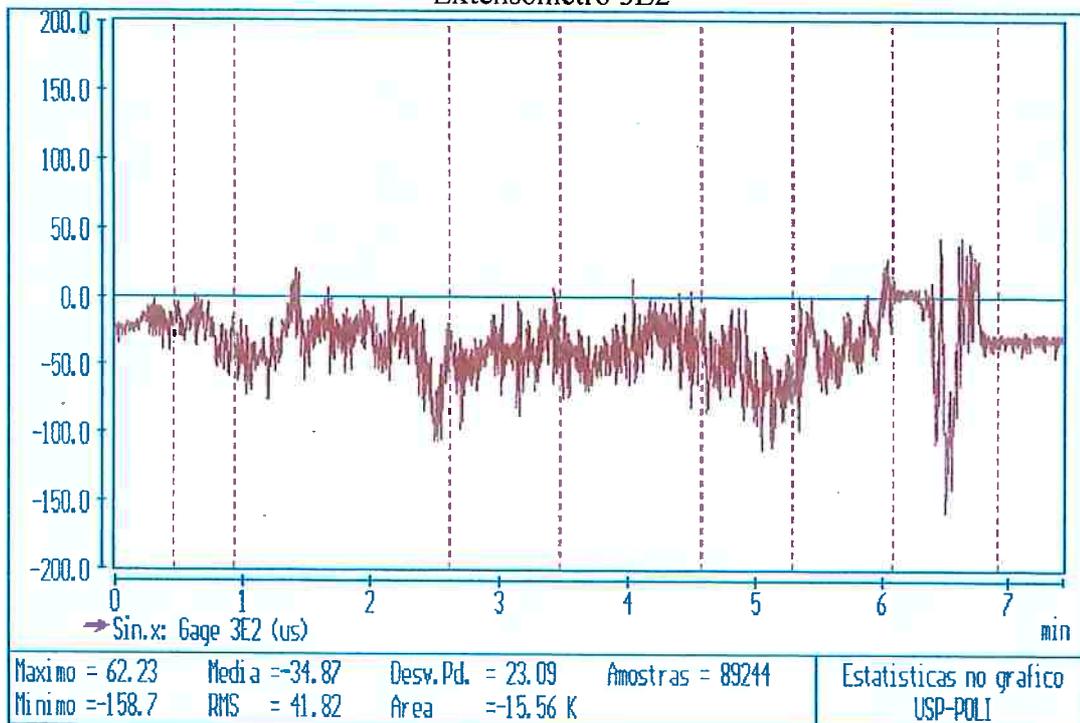
Extensômetro 3E1



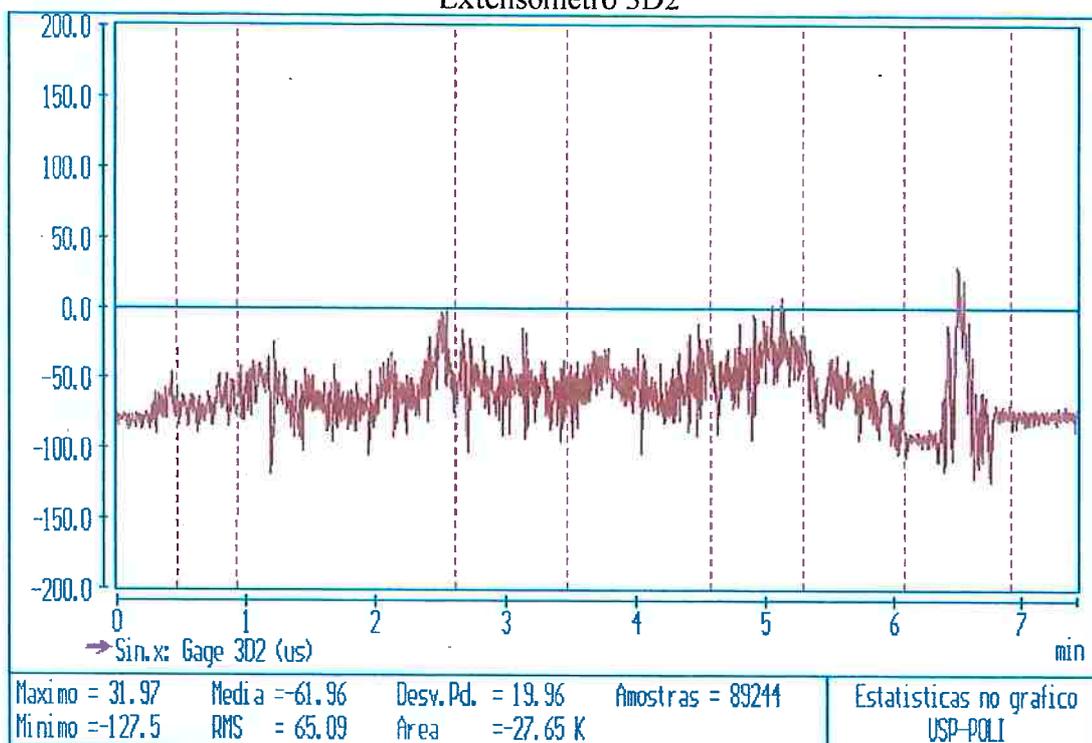
Extensômetro 3D1



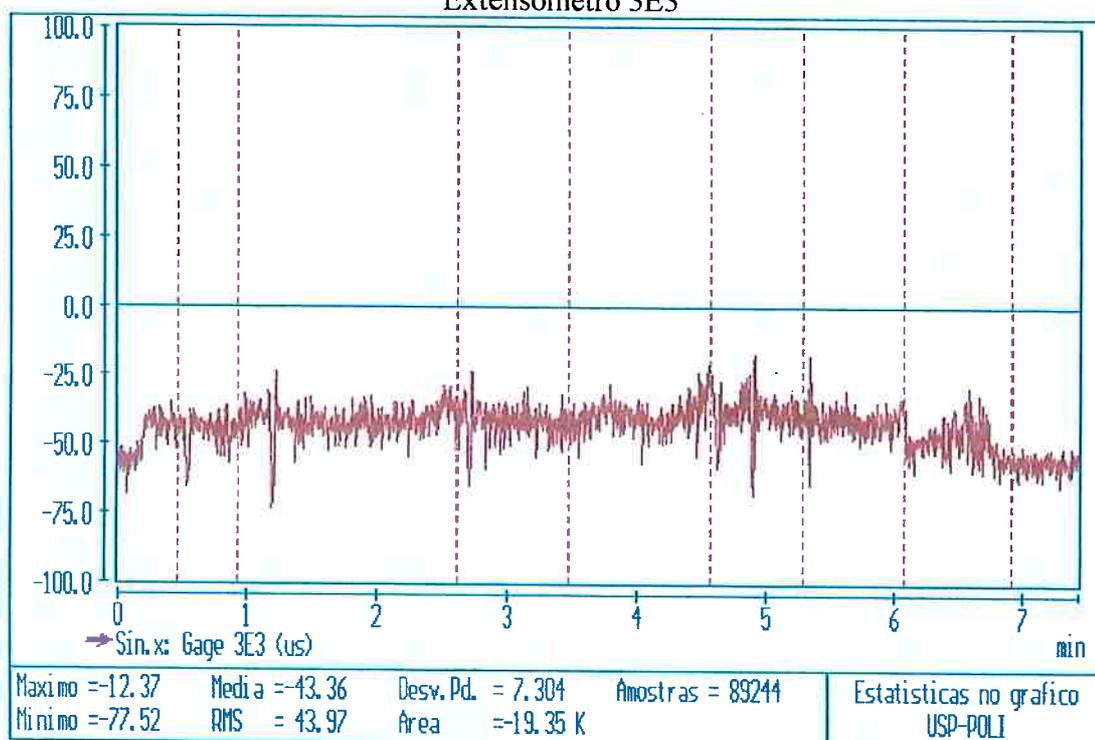
Extensômetro 3E2



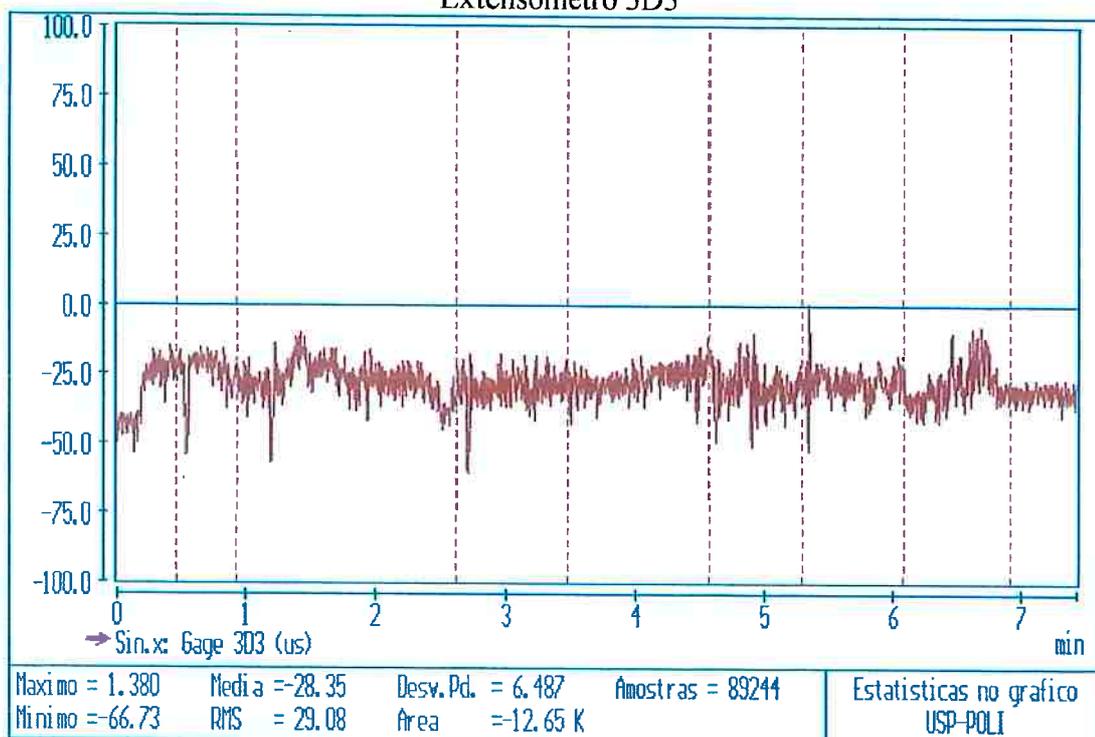
Extensômetro 3D2



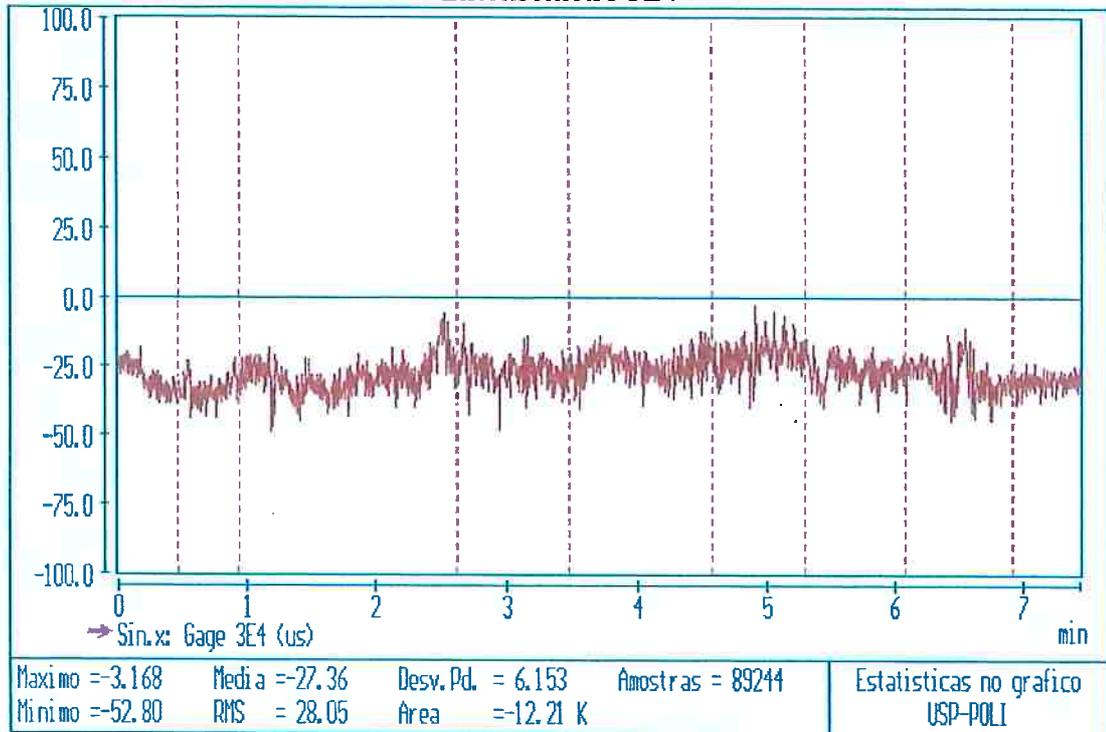
Extensômetro 3E3



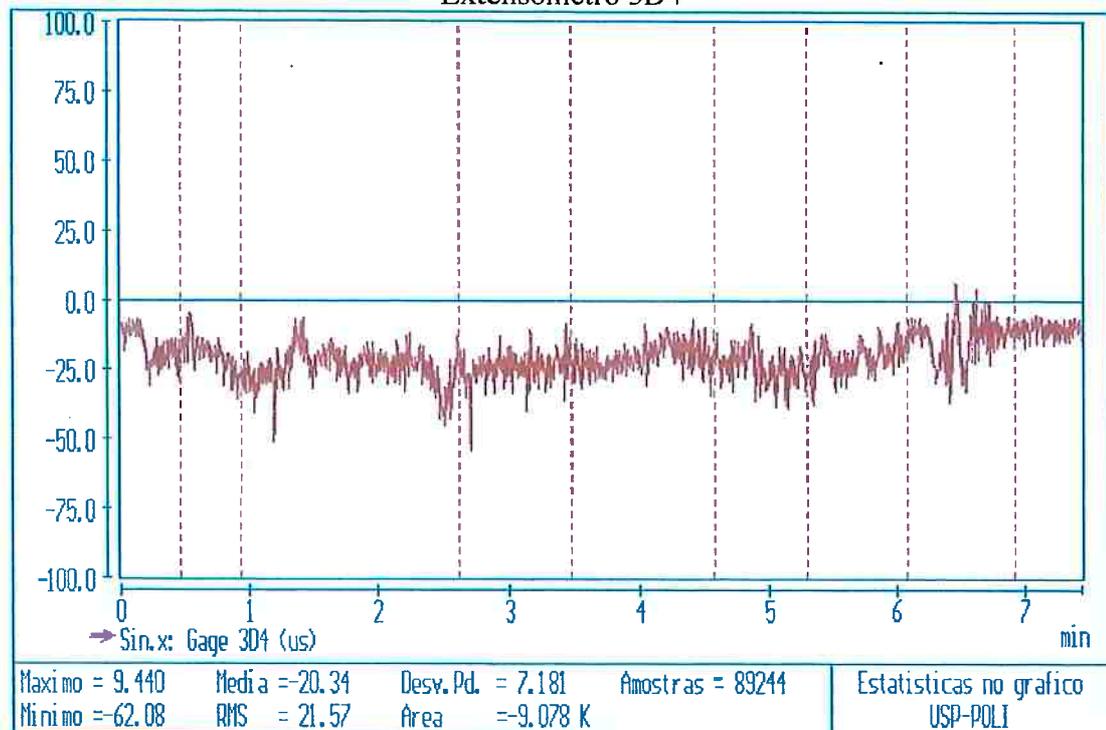
Extensômetro 3D3



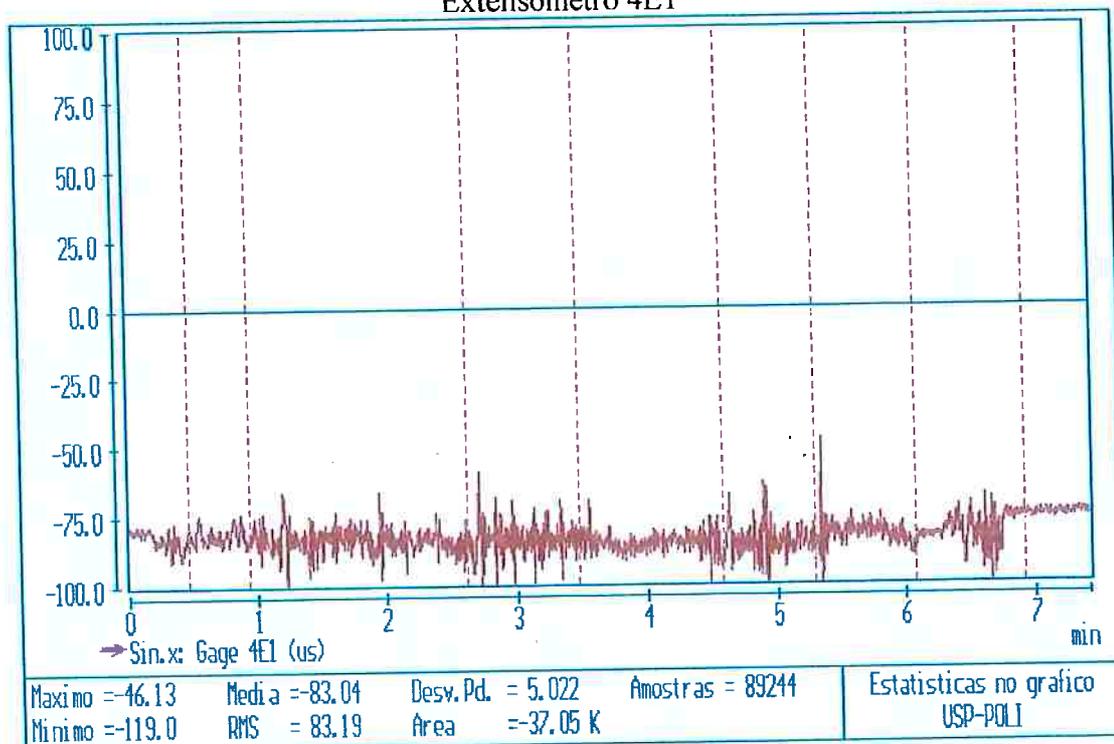
Extensômetro 3E4



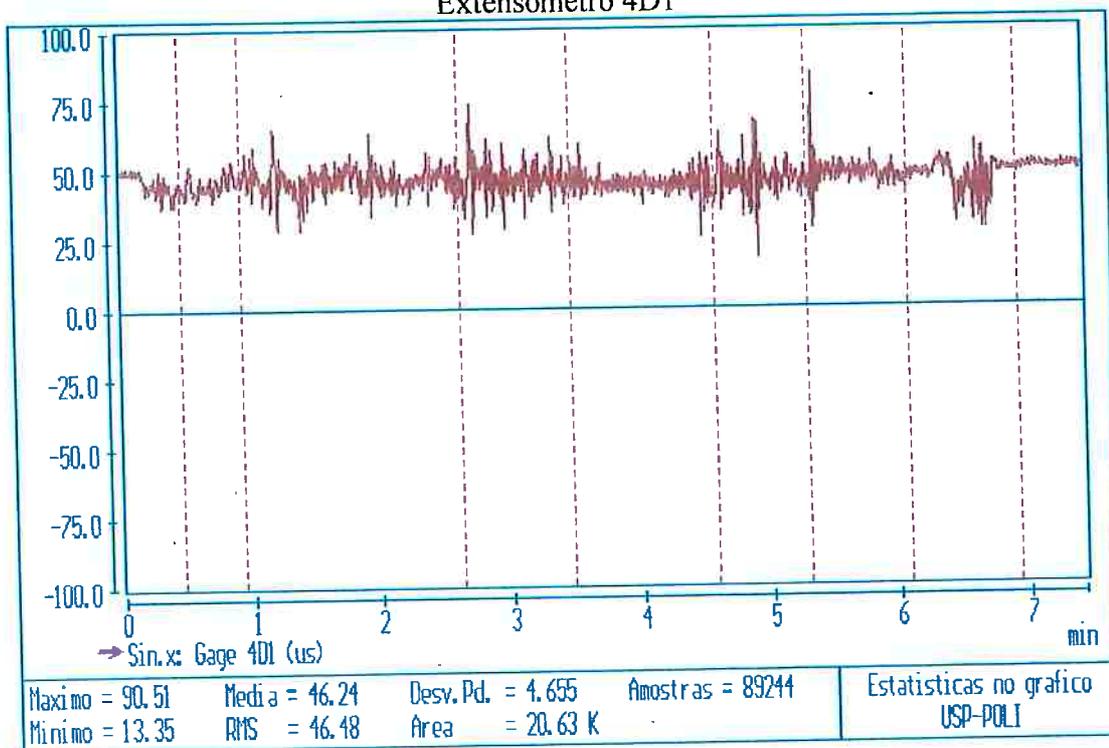
Extensômetro 3D4



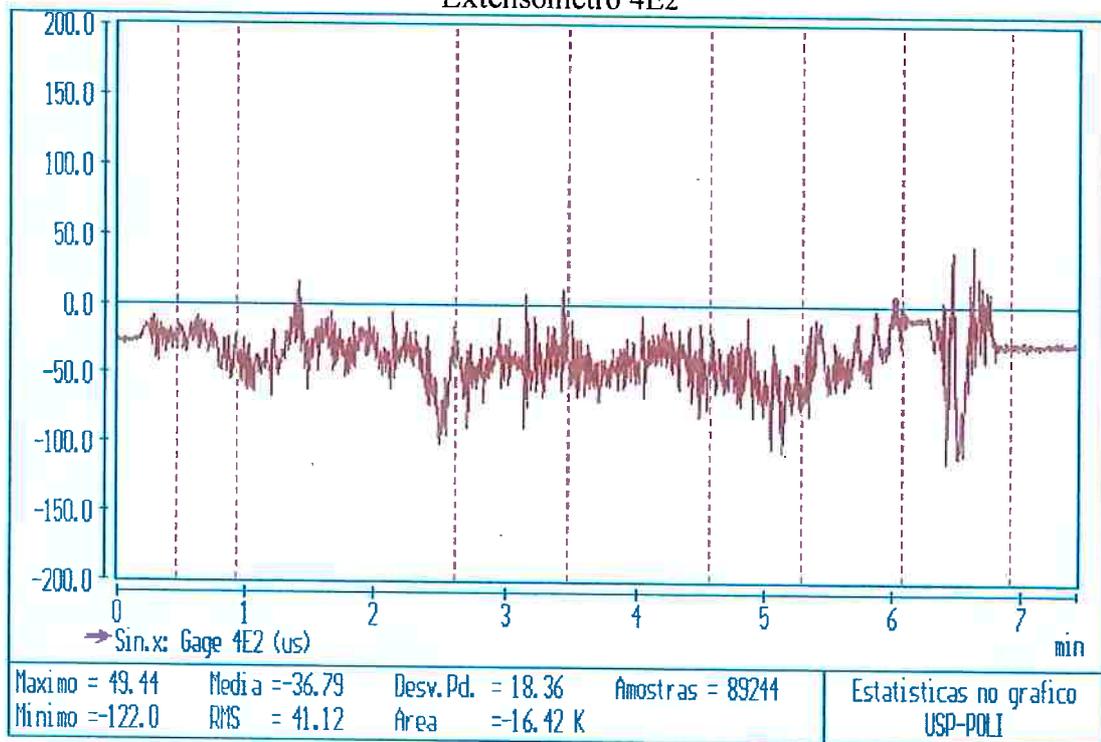
Extensômetro 4E1



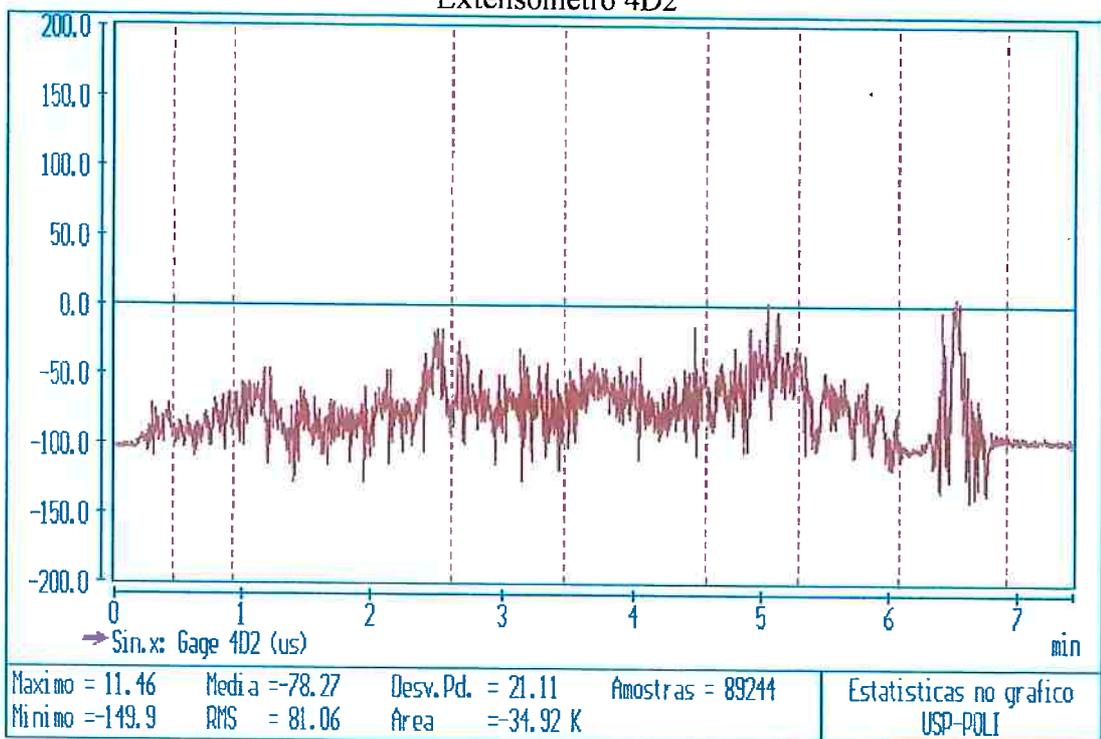
Extensômetro 4D1



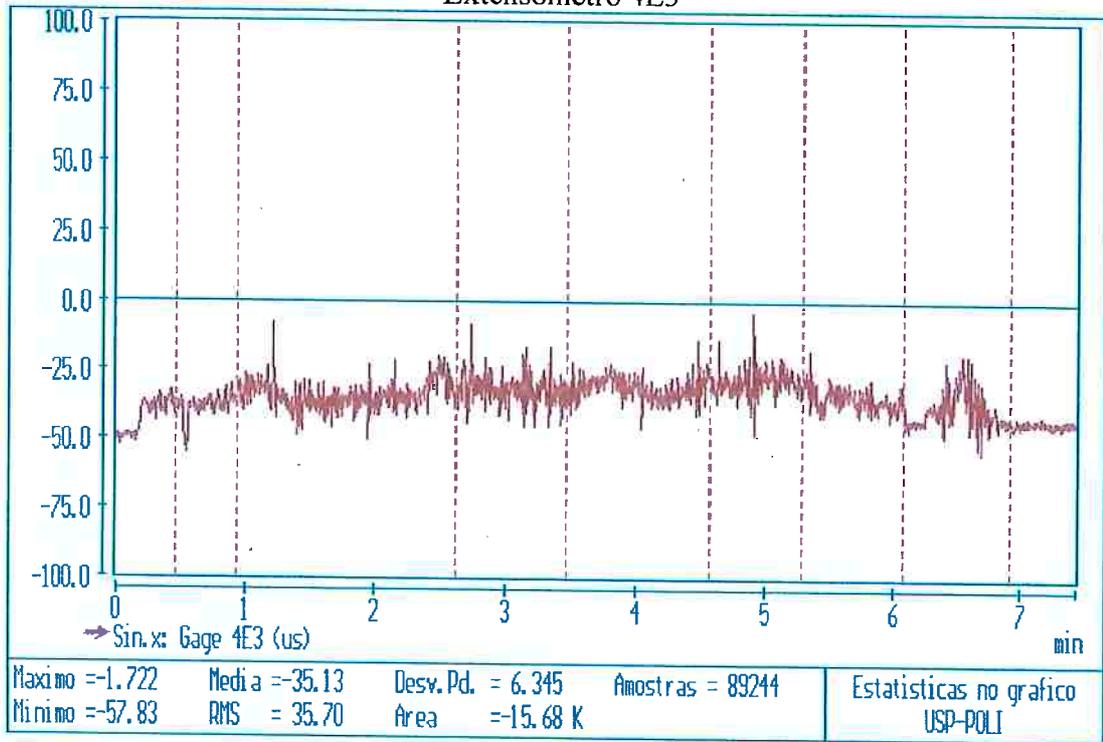
Extensômetro 4E2



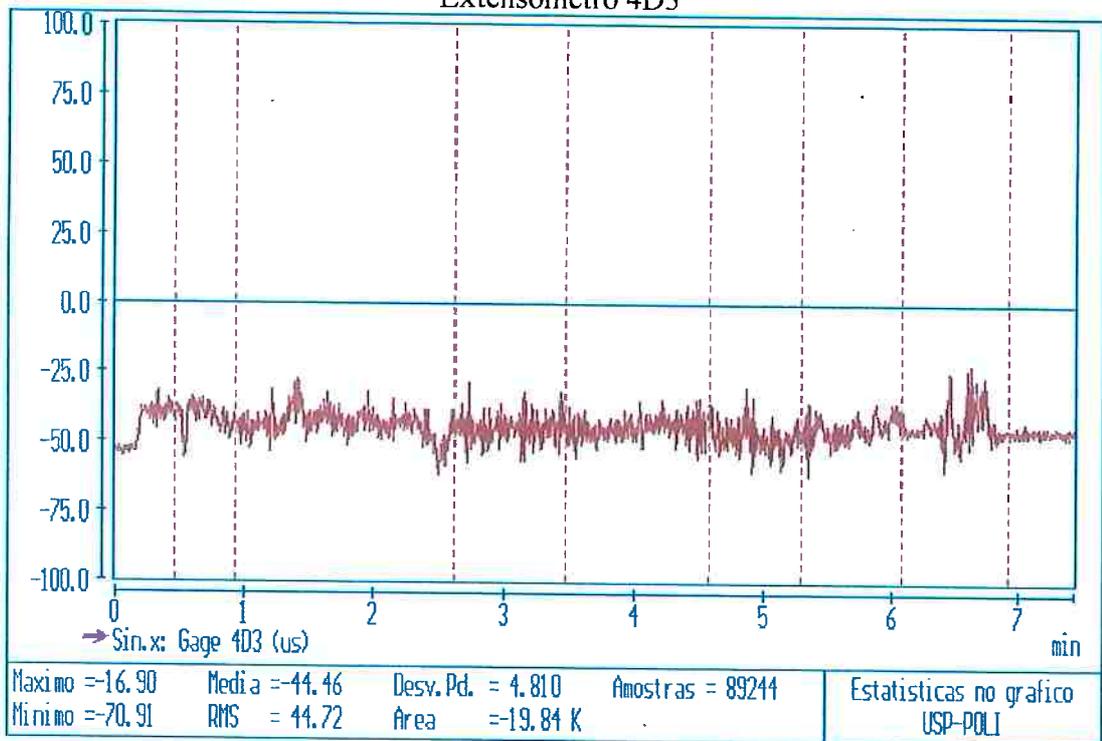
Extensômetro 4D2



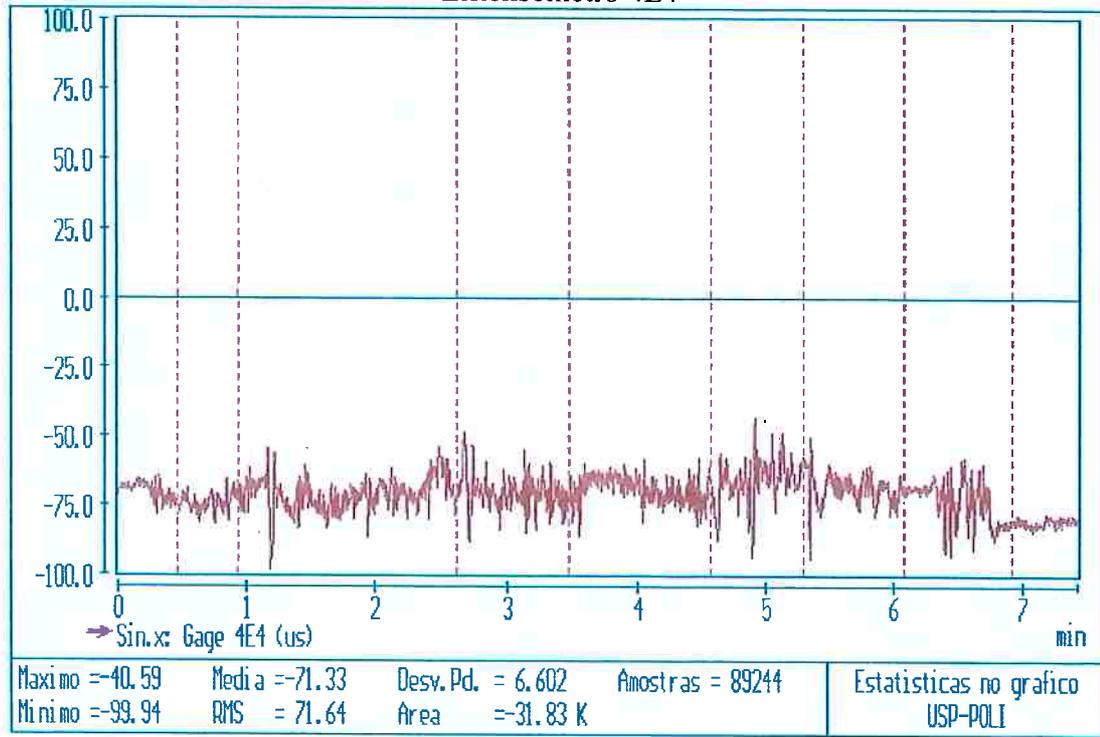
Extensômetro 4E3



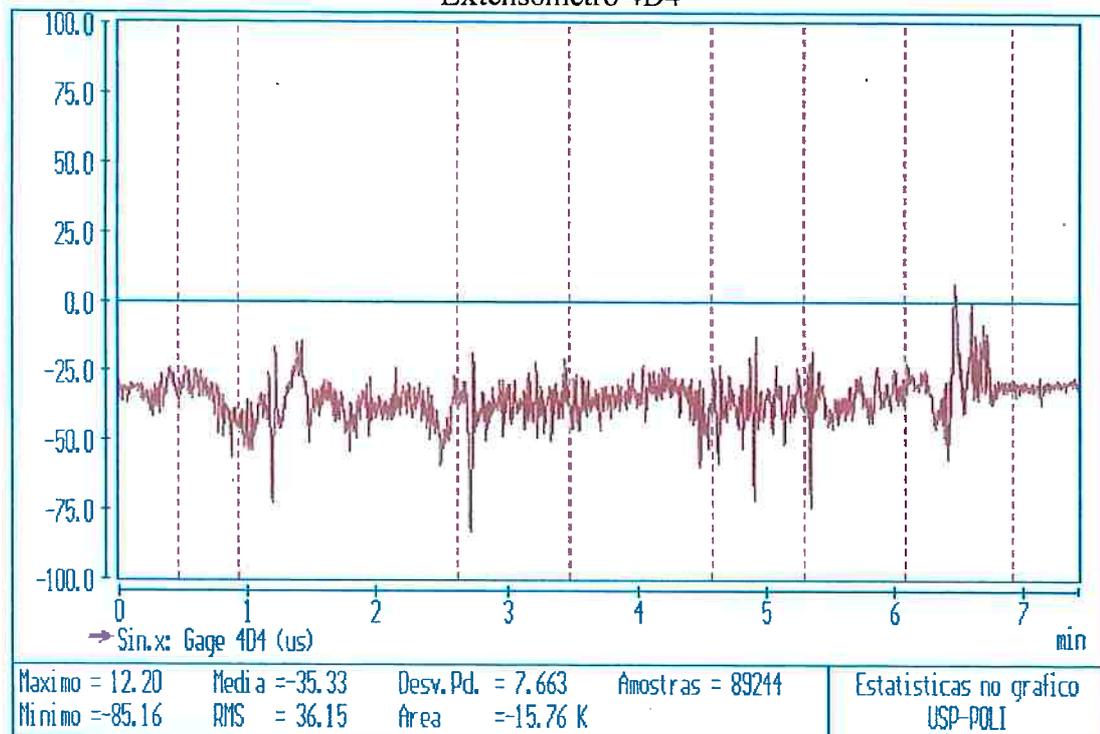
Extensômetro 4D3



Extensômetro 4E4



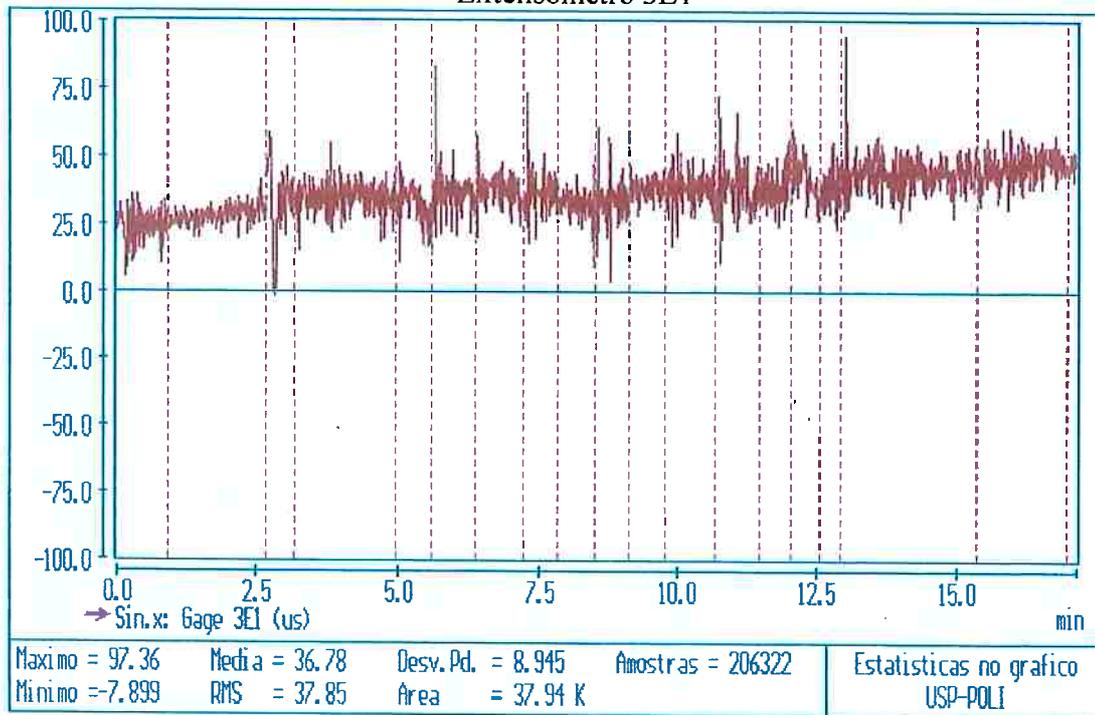
Extensômetro 4D4



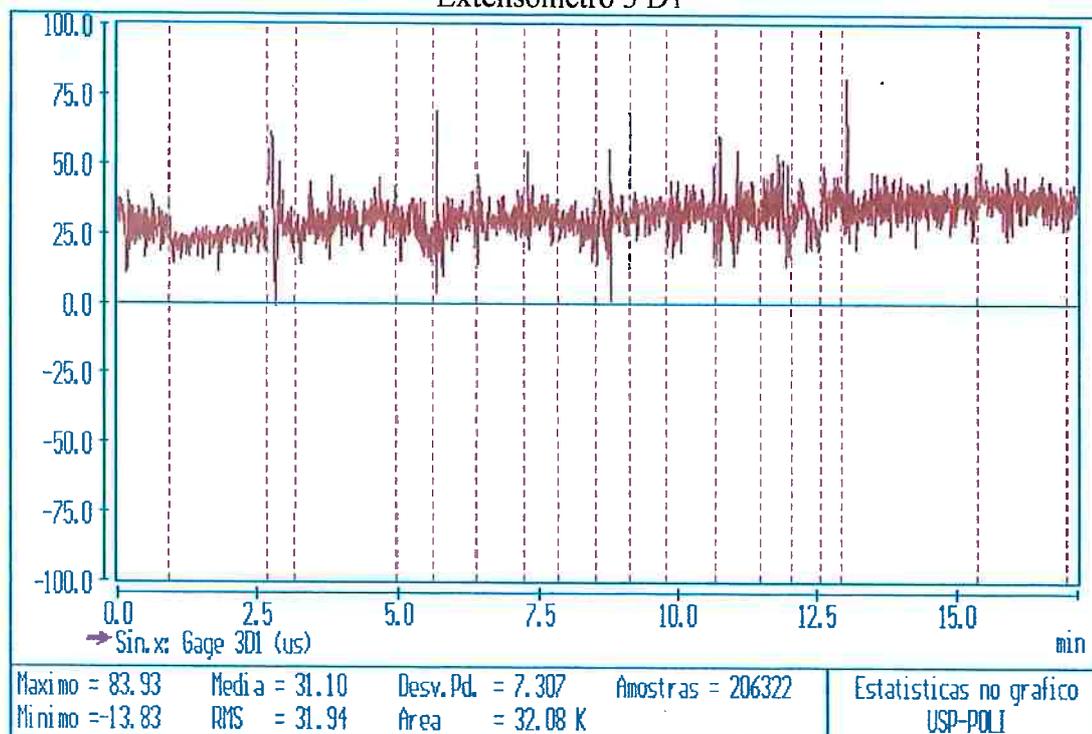
ENSAIO DINÂMICO
SEMI-REBOQUE TANQUE
SÉRIE TEMPORAL / ESTATÍSTICA

Trecho do arquivo nº 4
Diretório: C:SRTDN
Arquivo (WORD): Relatório_4T.doc
Nº de amostras por canal: 206.322

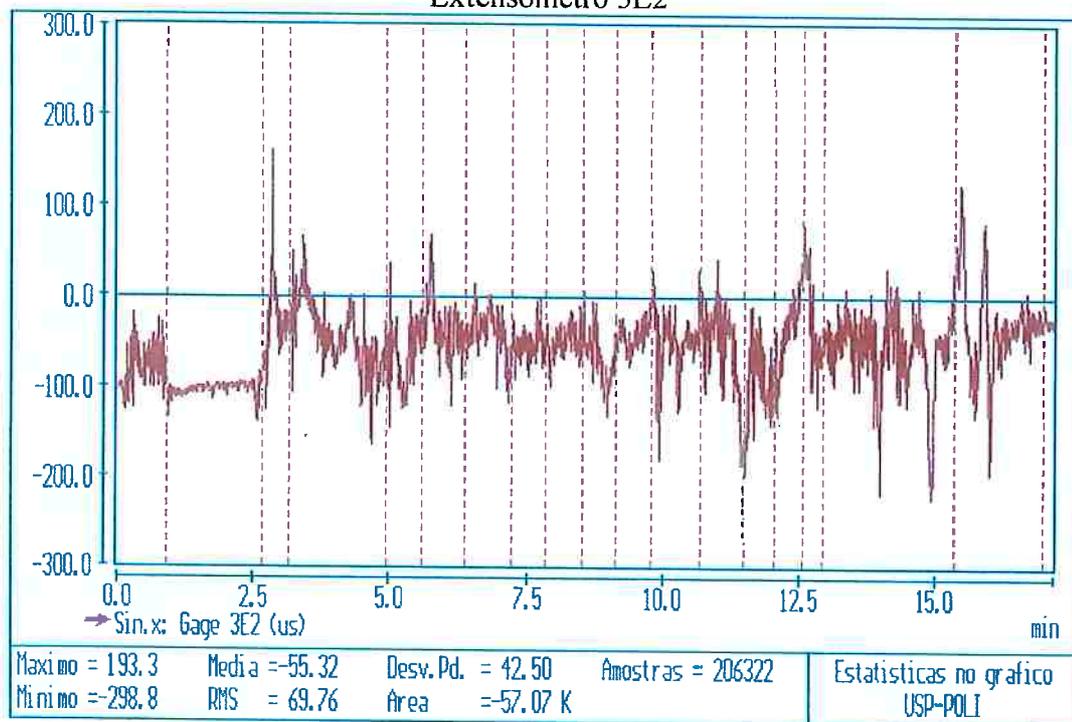
Extensômetro 3E1



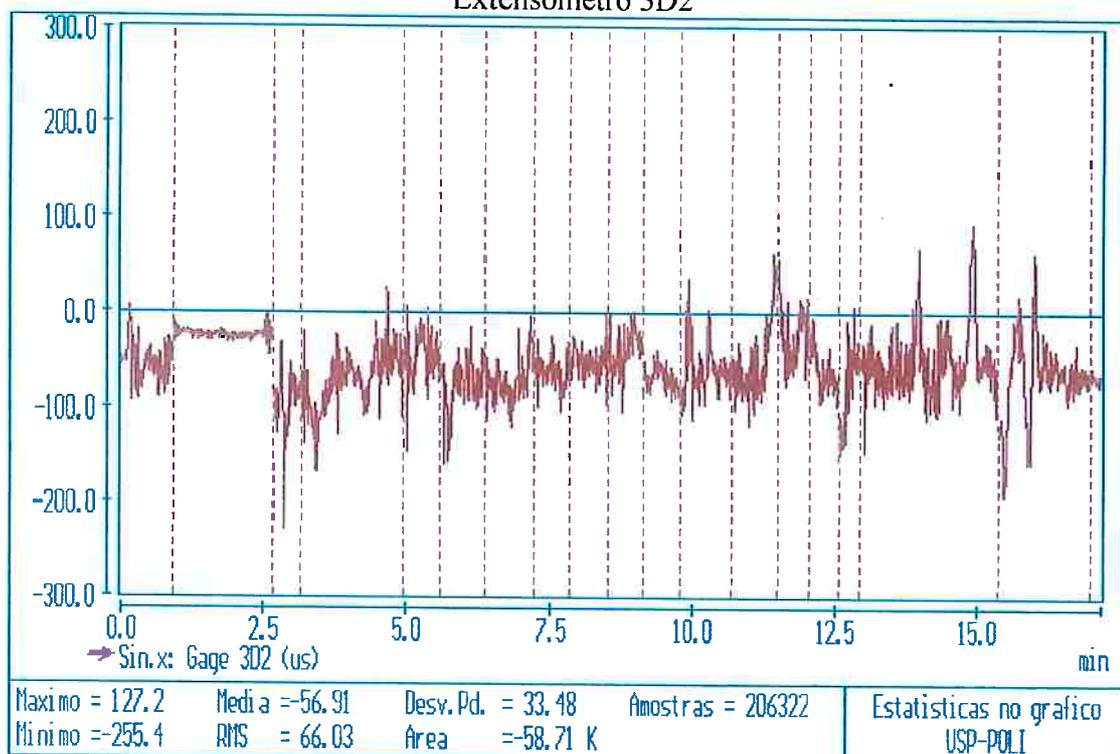
Extensômetro 3 D1



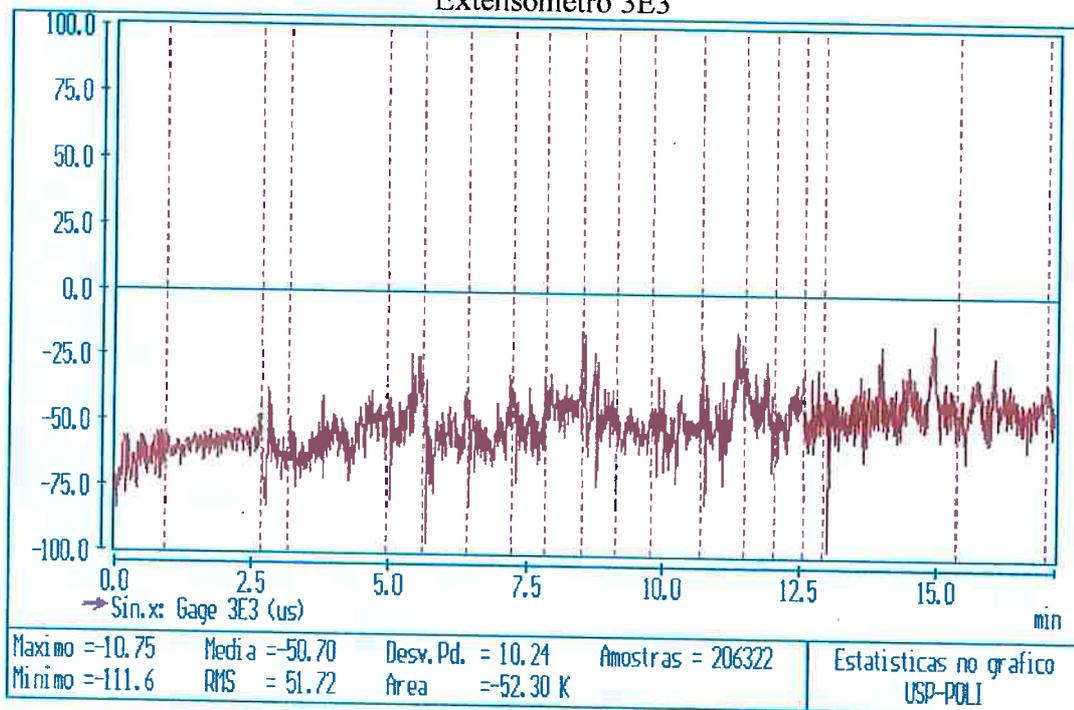
Extensômetro 3E2



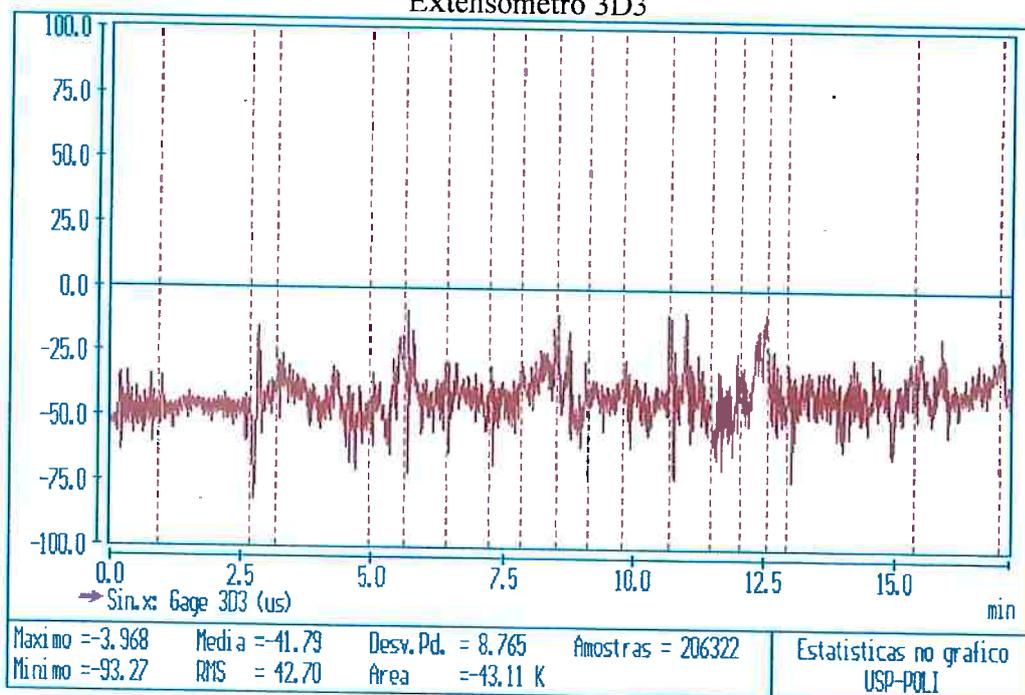
Extensômetro 3D2



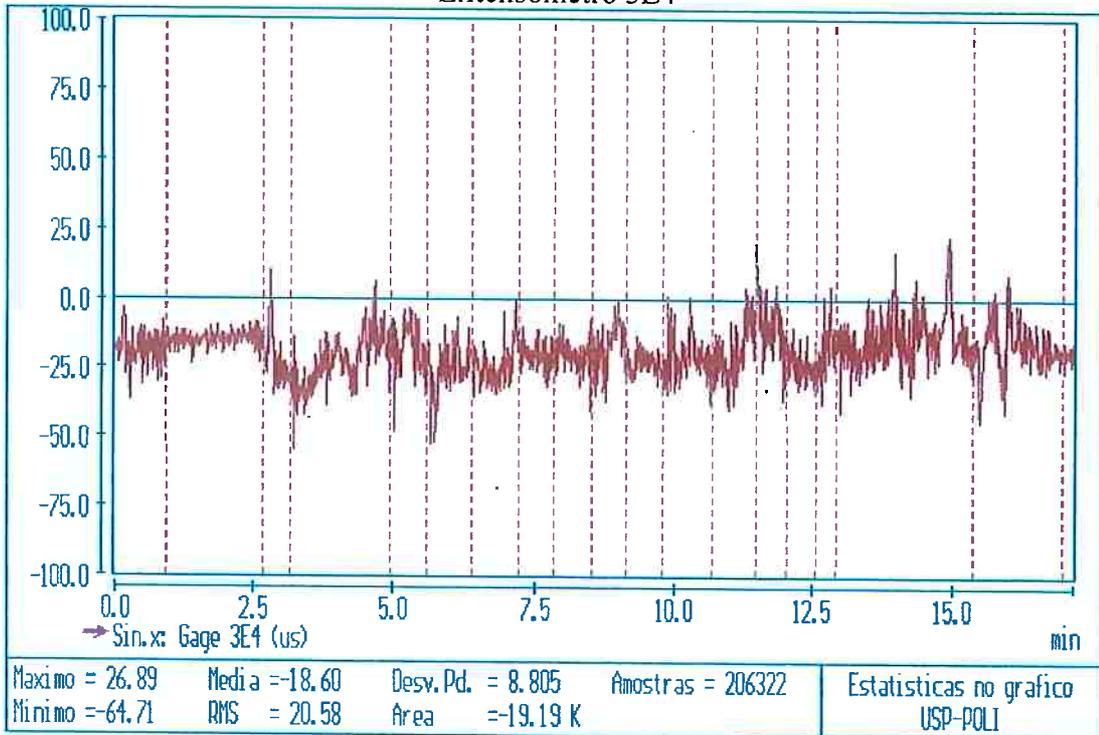
Extensômetro 3E3



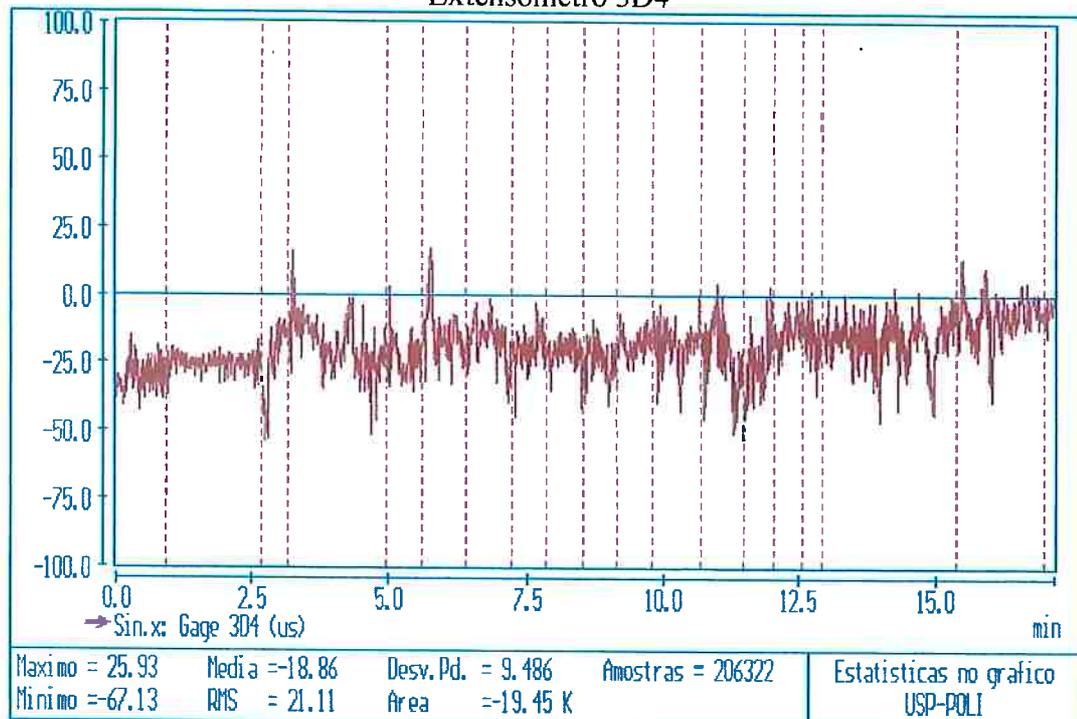
Extensômetro 3D3



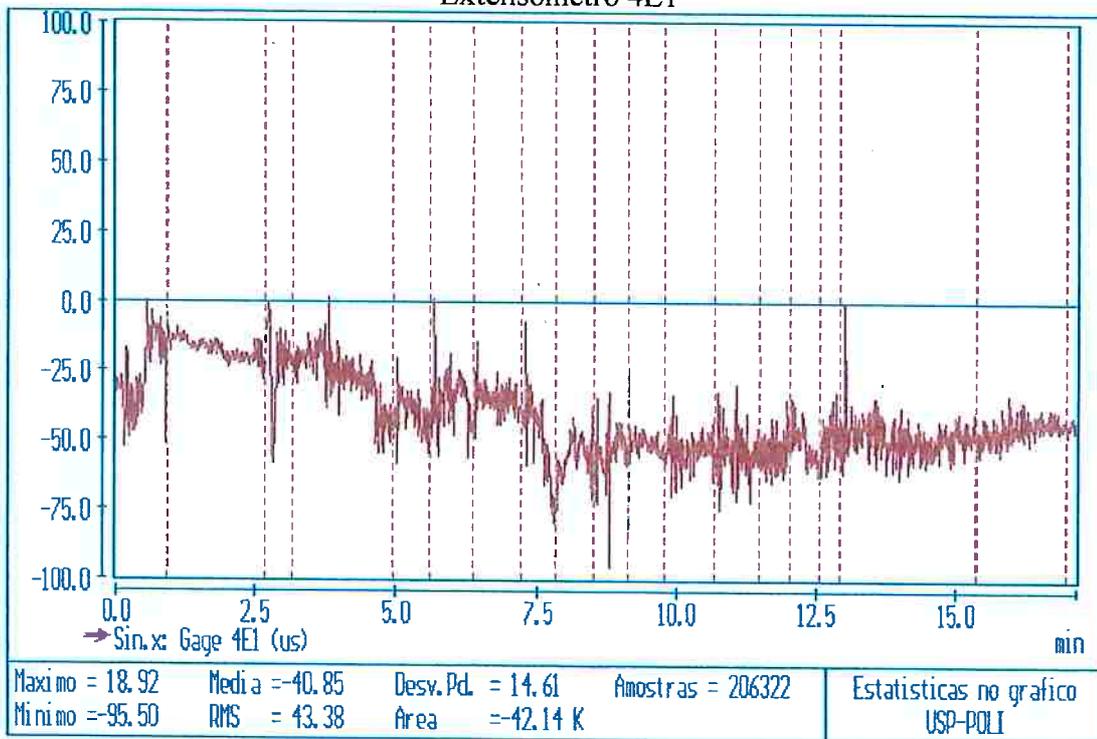
Extensômetro 3E4



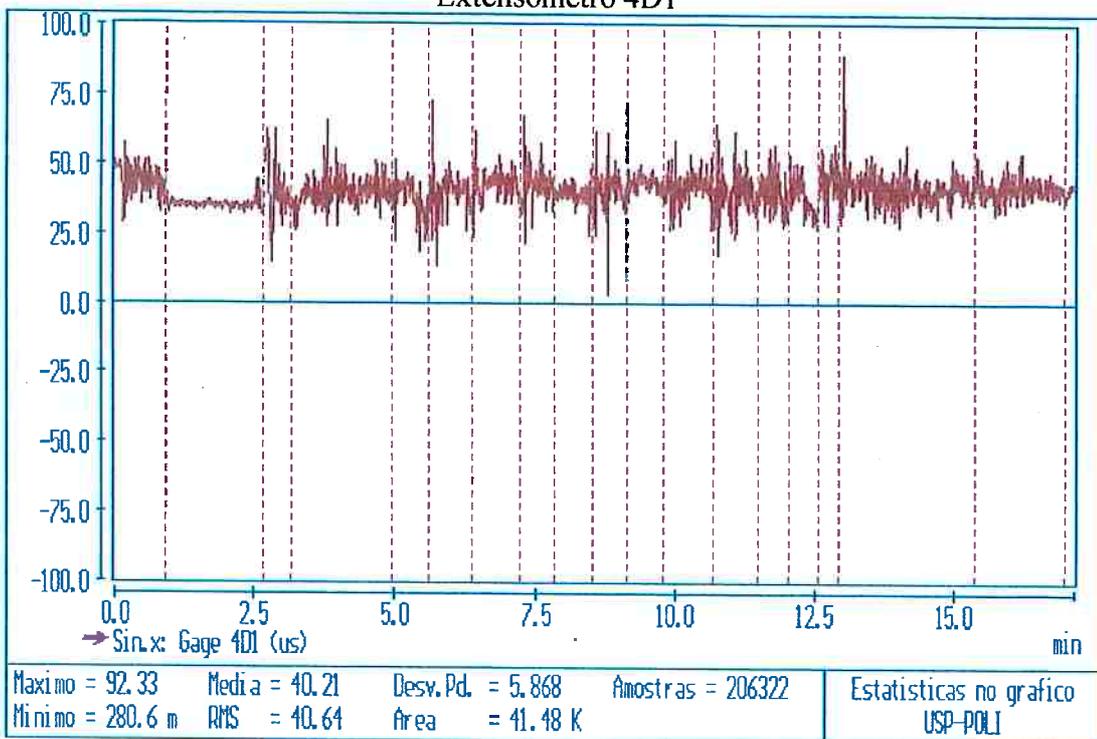
Extensômetro 3D4



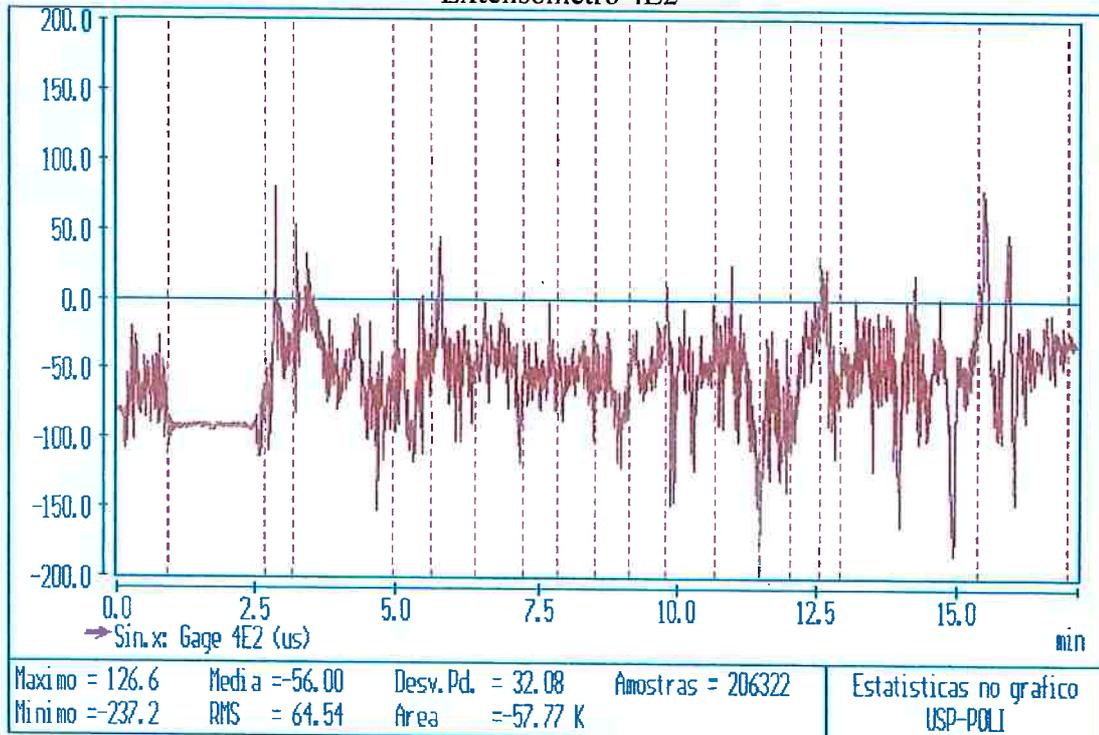
Extensômetro 4E1



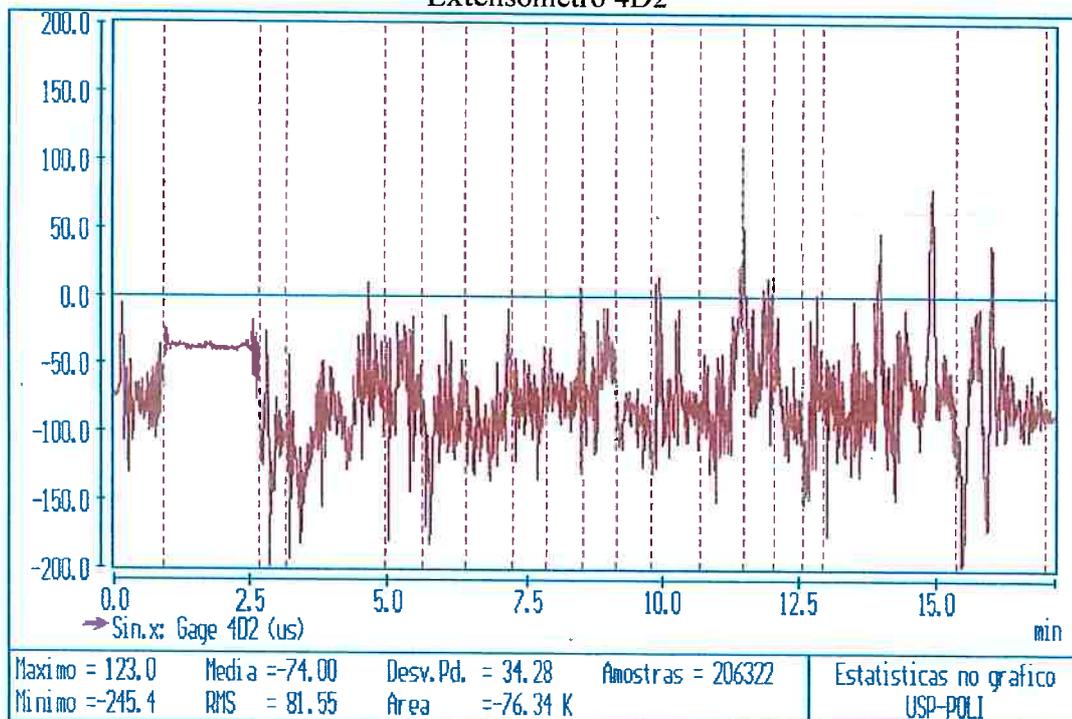
Extensômetro 4D1



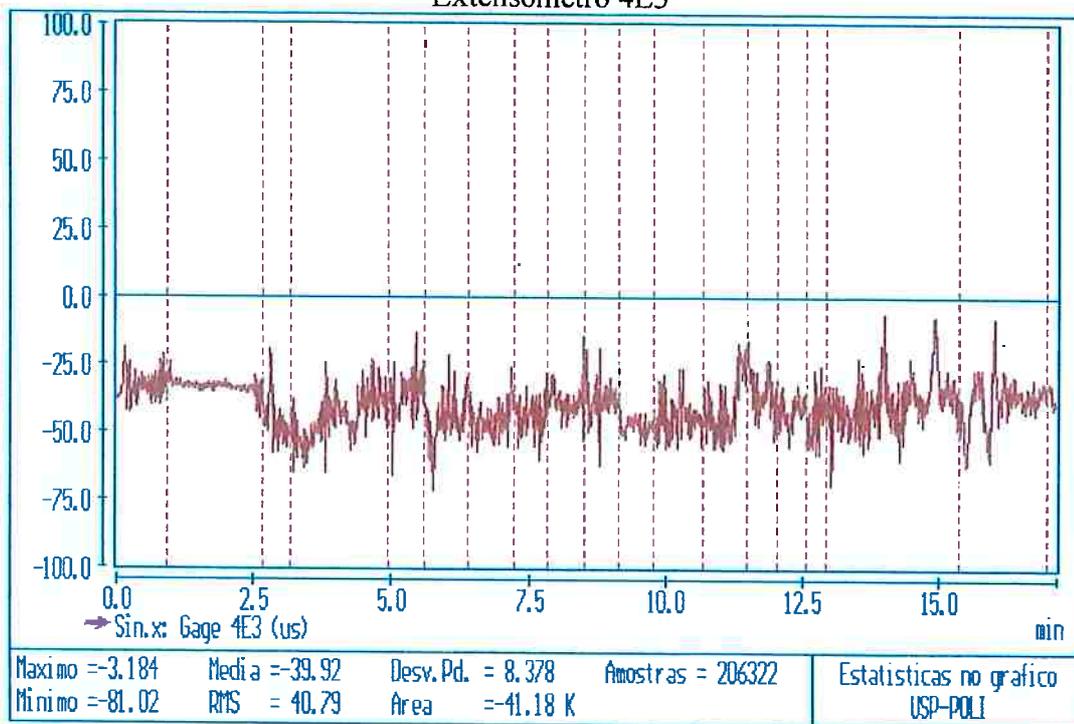
Extensômetro 4E2



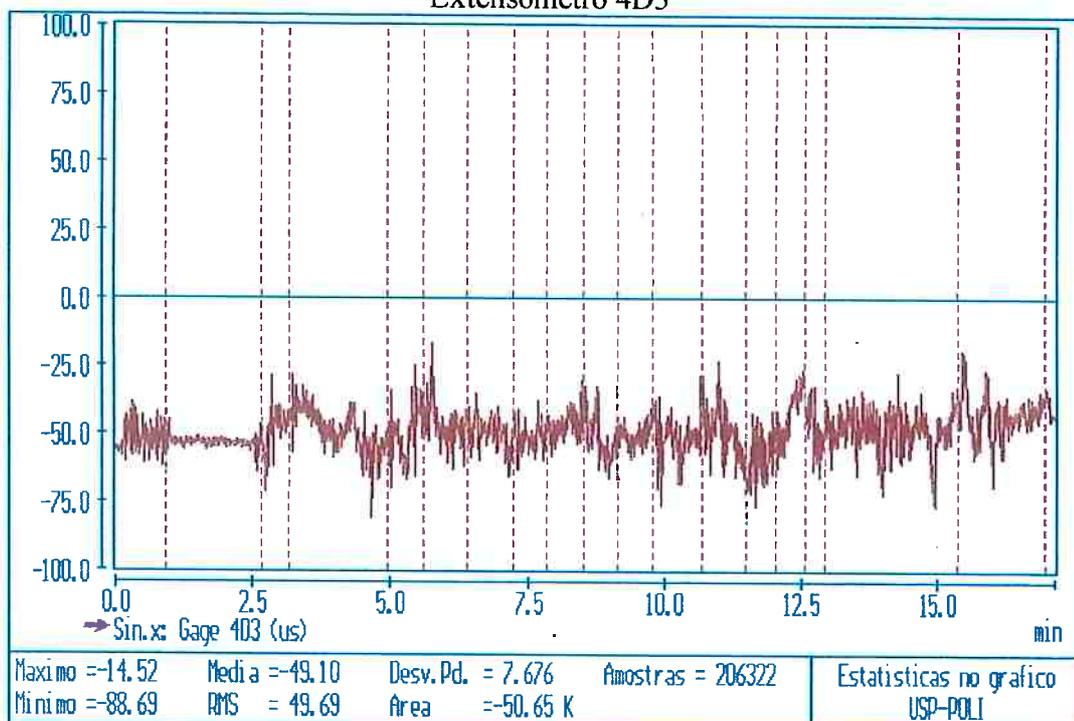
Extensômetro 4D2



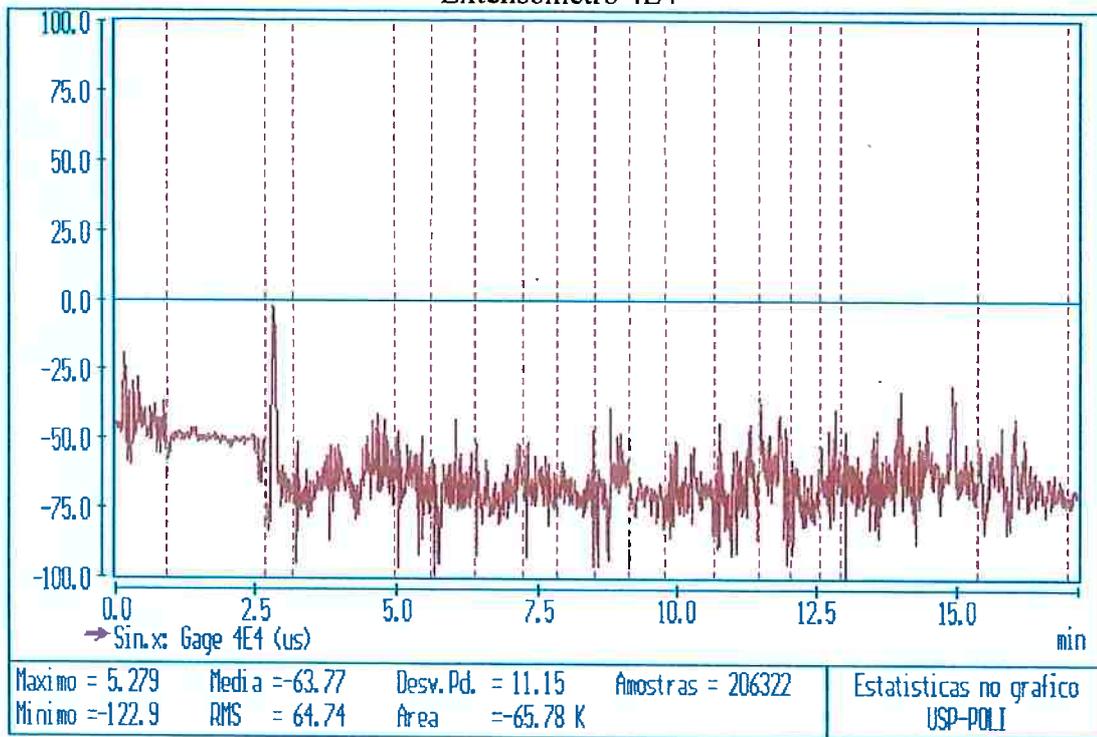
Extensômetro 4E3



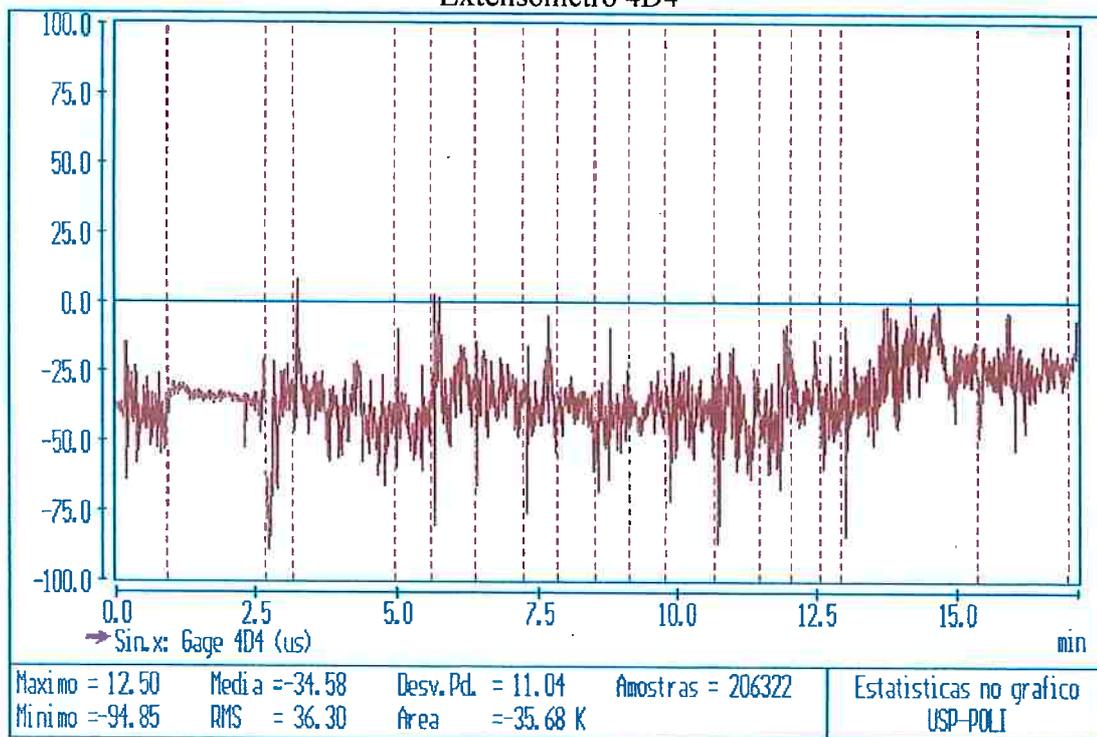
Extensômetro 4D3



Extensômetro 4E4



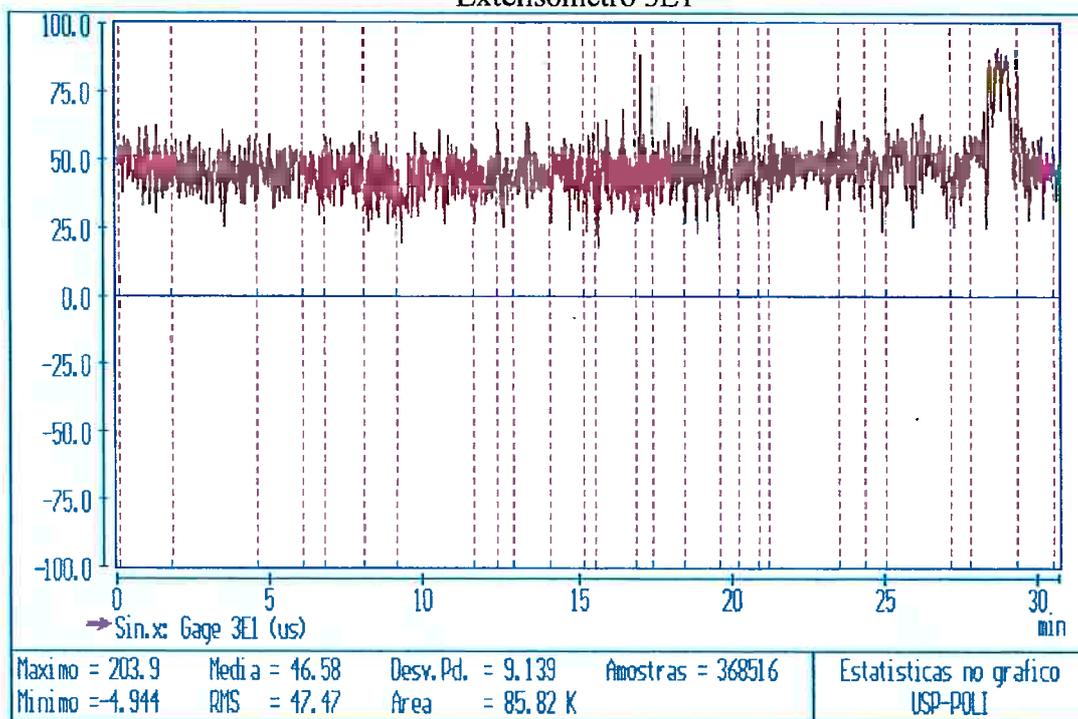
Extensômetro 4D4



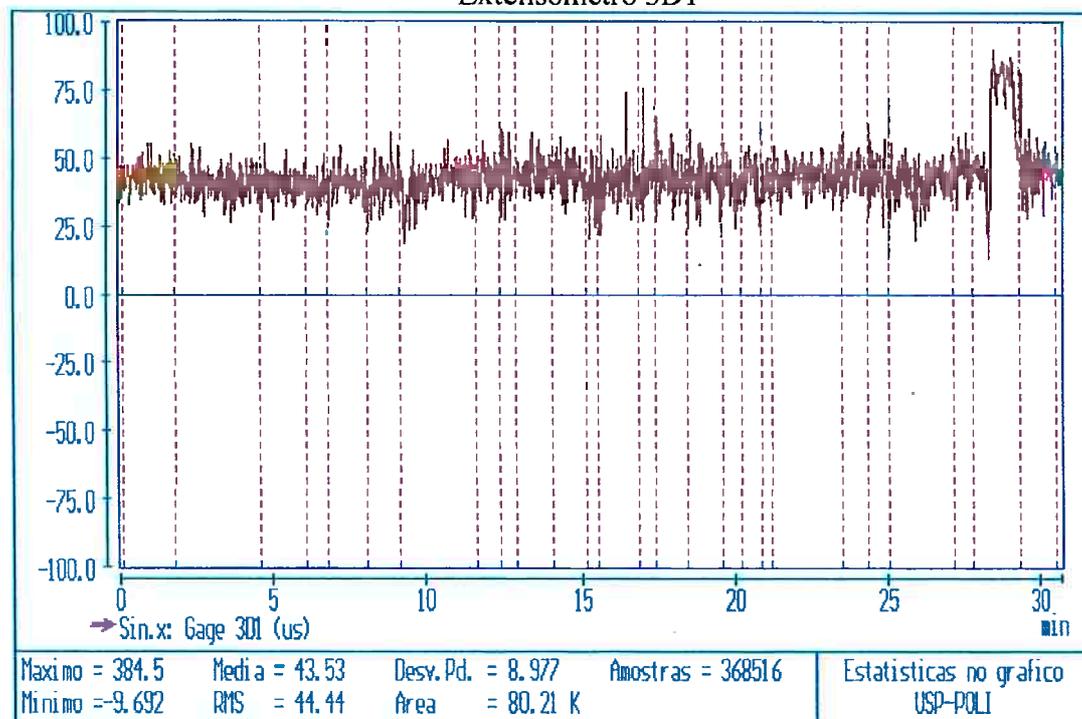
ENSAIO DINÂMICO
SEMI-REBOQUE TANQUE
SÉRIE TEMPORAL / ESTATÍSTICA

Trecho do arquivo nº 6
Diretório: C:SRTDN
Arquivo (WORD): Relatório_6T.doc
Nº de amostras por canal: 368.516

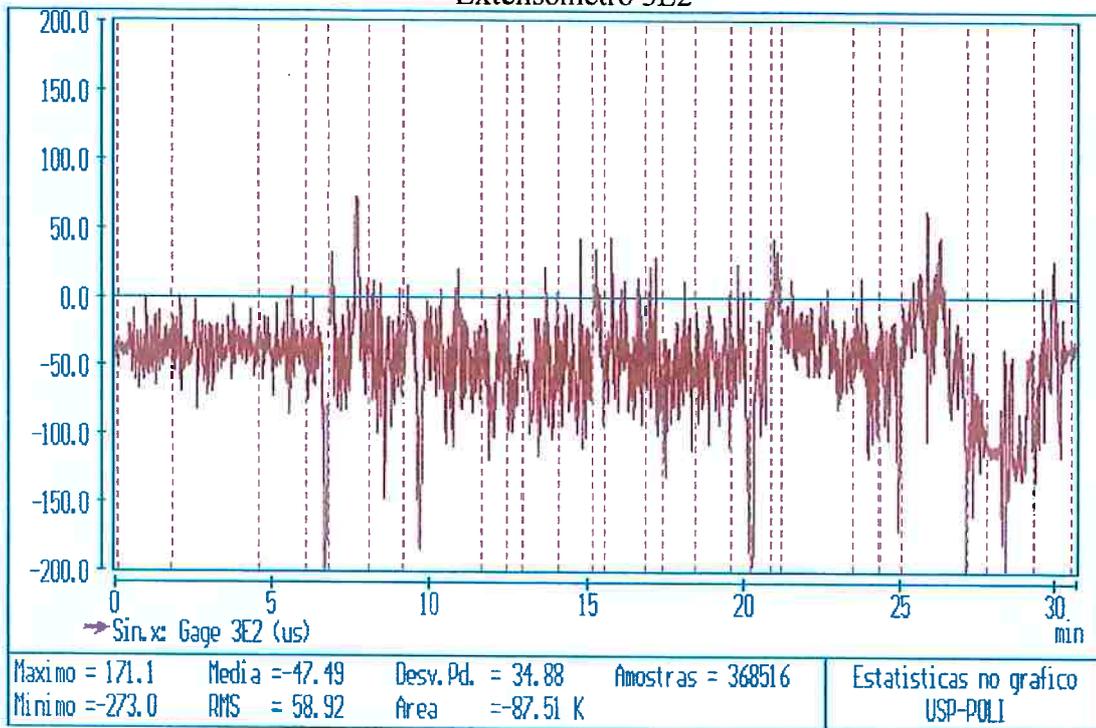
Extensômetro 3E1



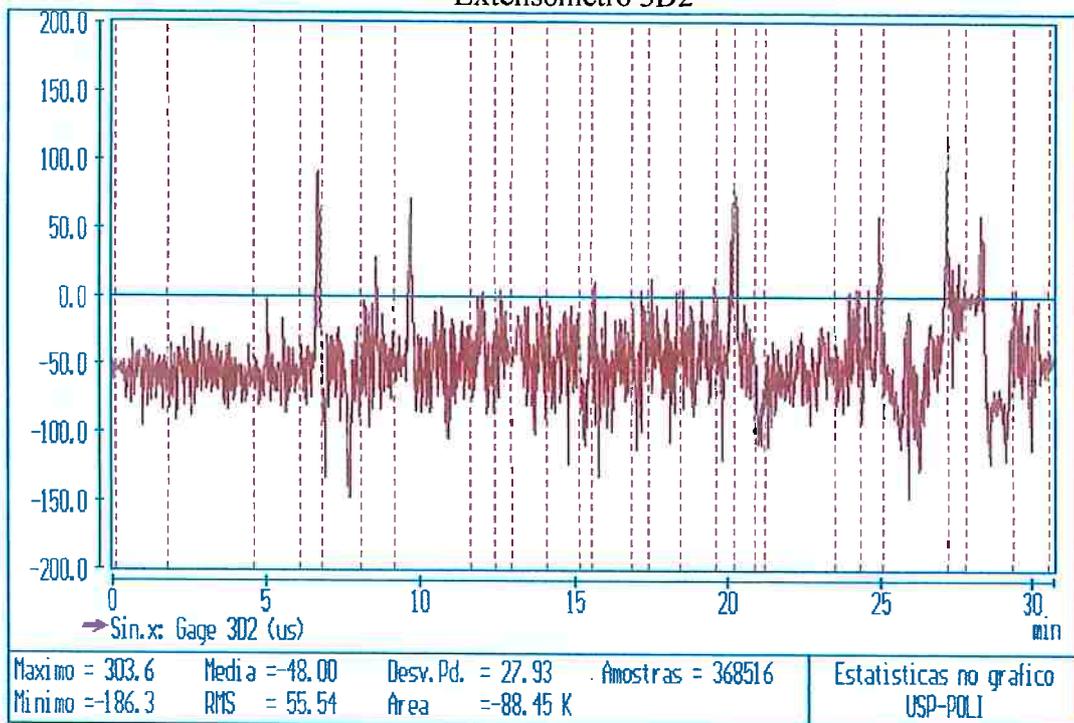
Extensômetro 3D1



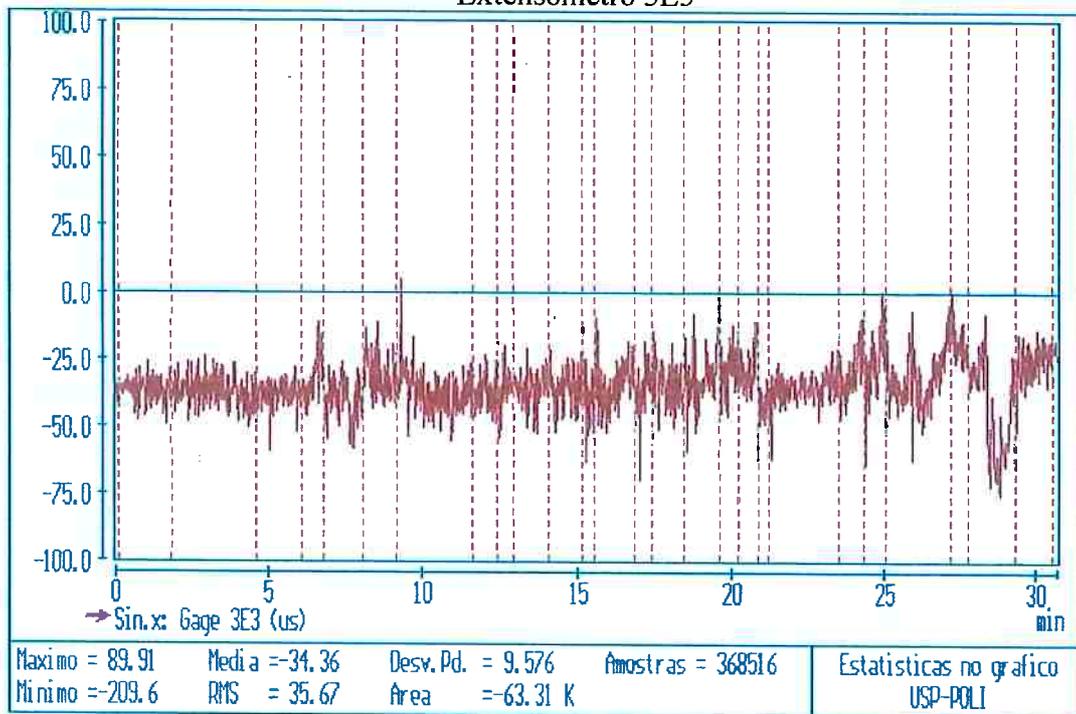
Extensômetro 3E2



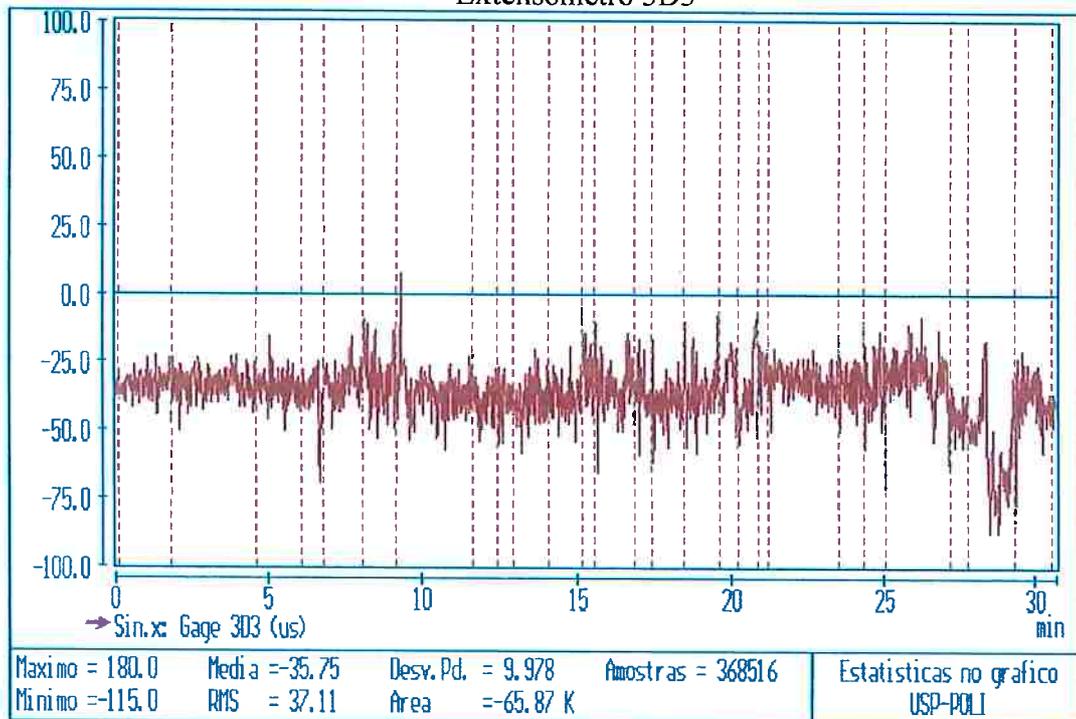
Extensômetro 3D2



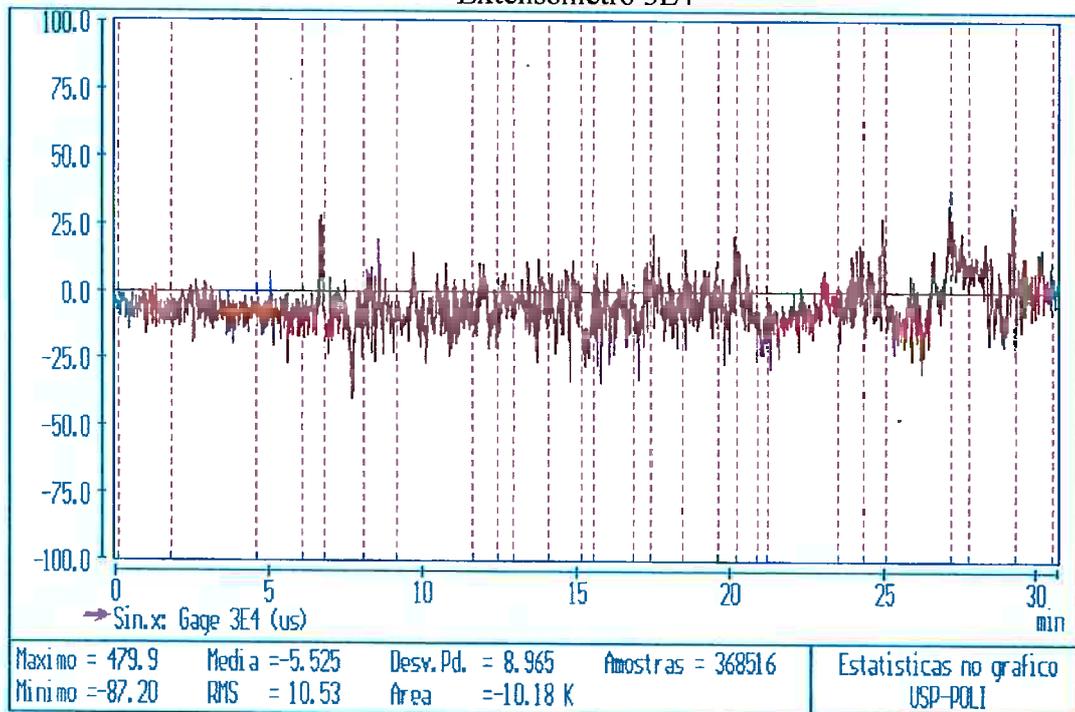
Extensômetro 3E3



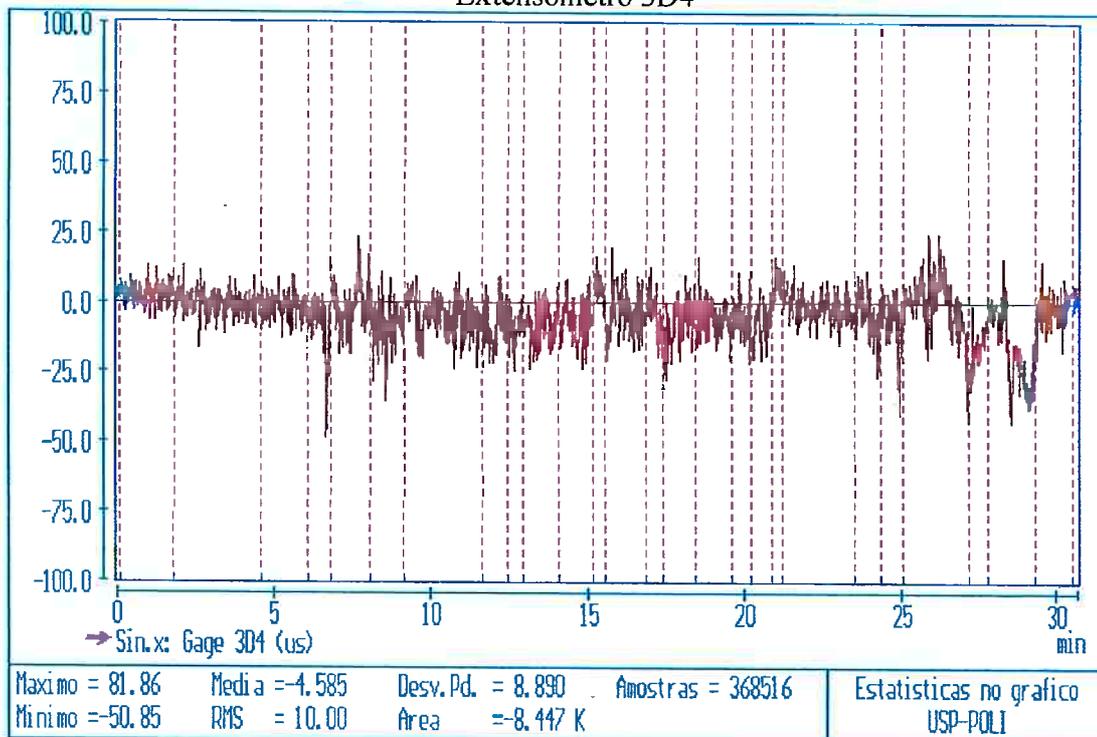
Extensômetro 3D3



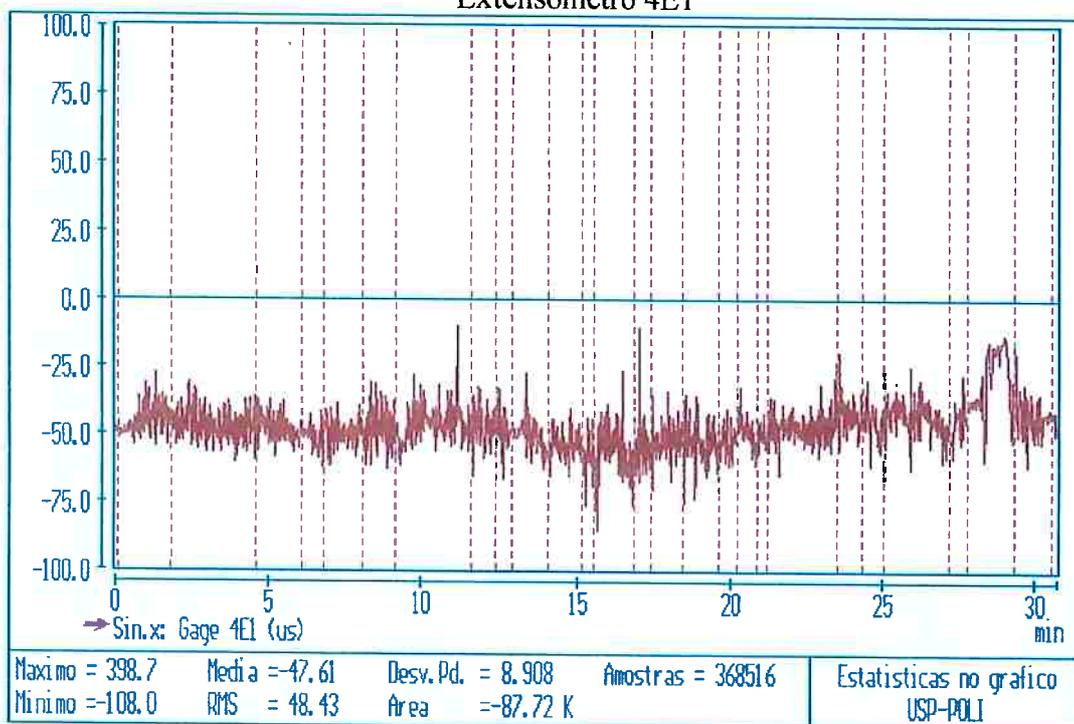
Extensômetro 3E4



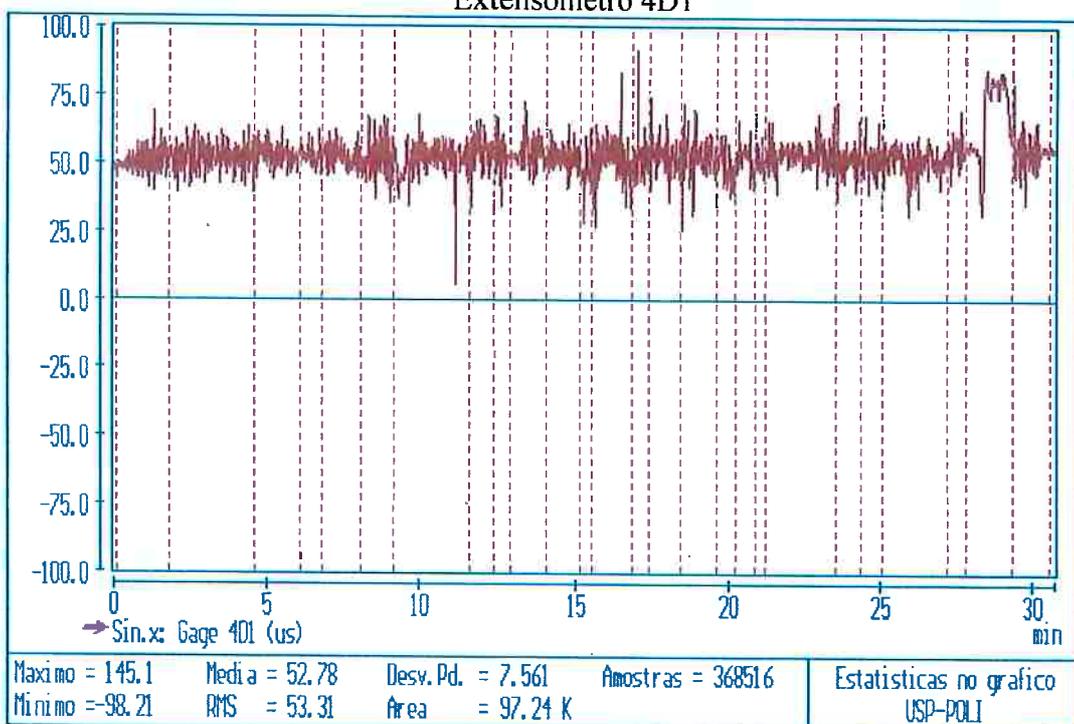
Extensômetro 3D4



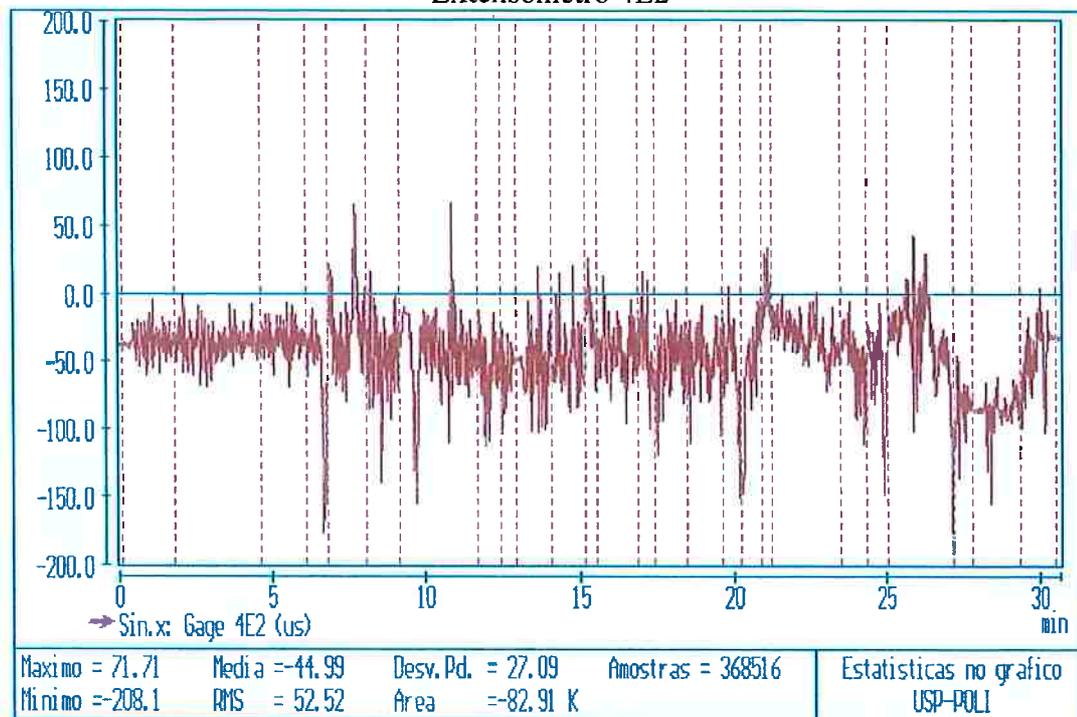
Extensômetro 4E1



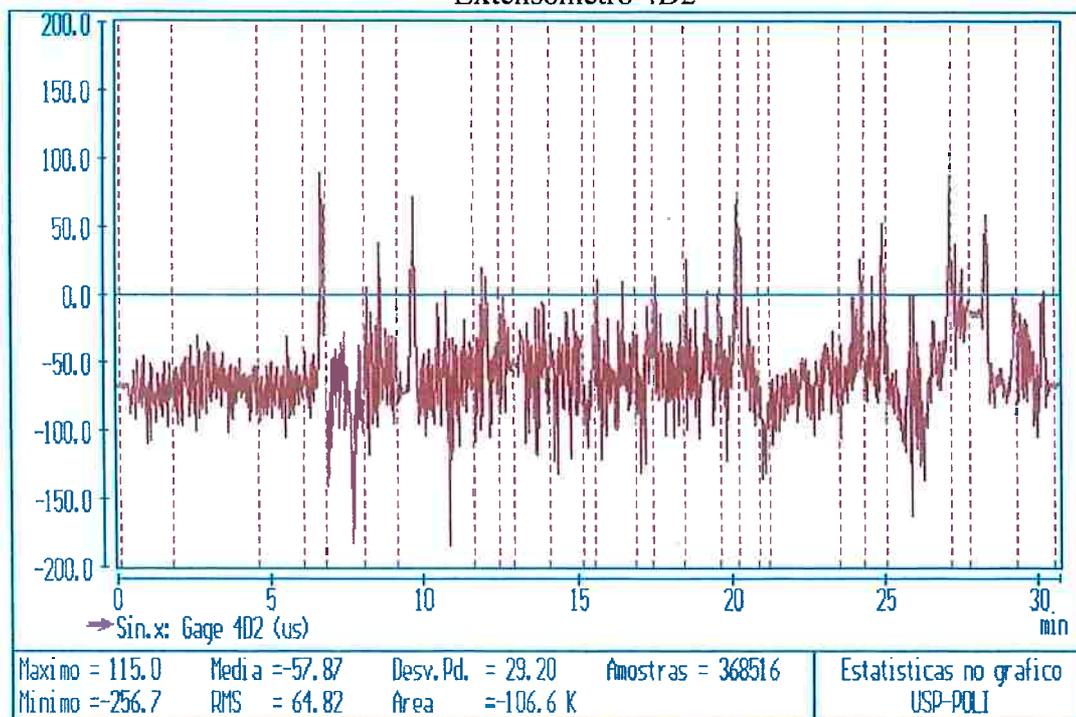
Extensômetro 4D1



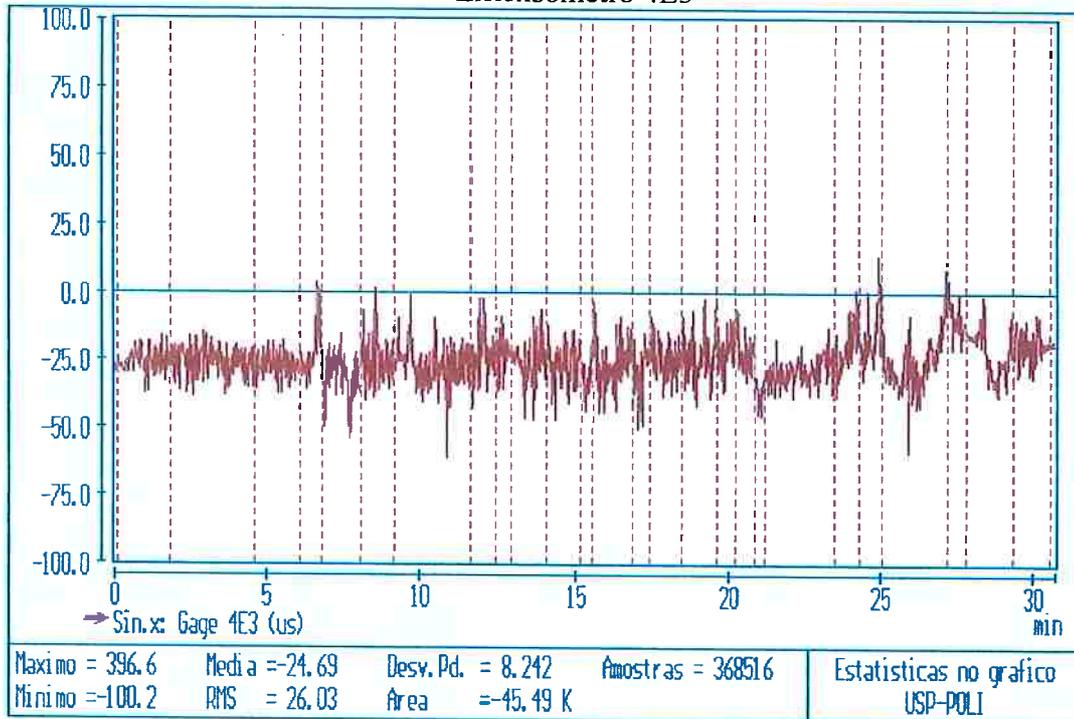
Extensômetro 4E2



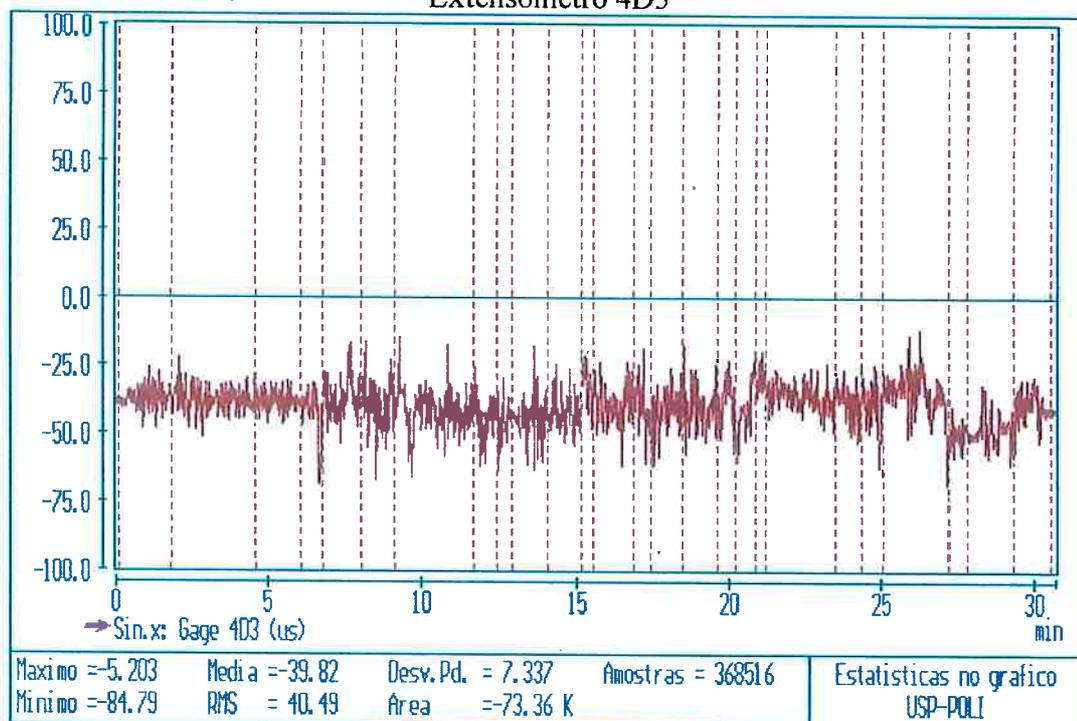
Extensômetro 4D2



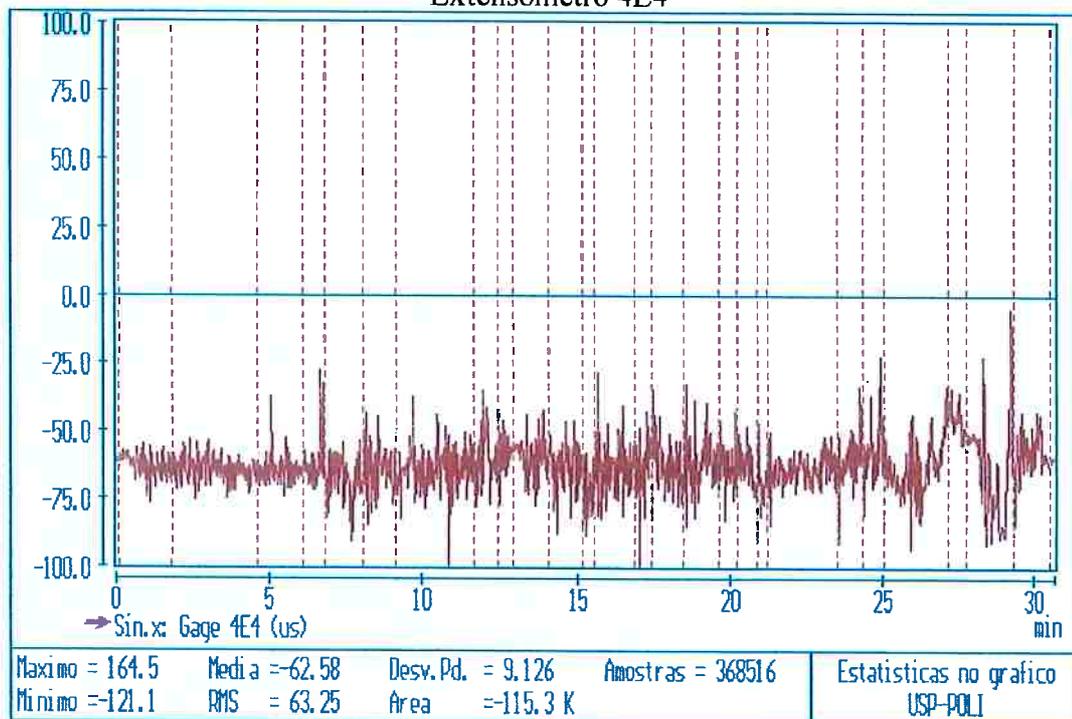
Extensômetro 4E3



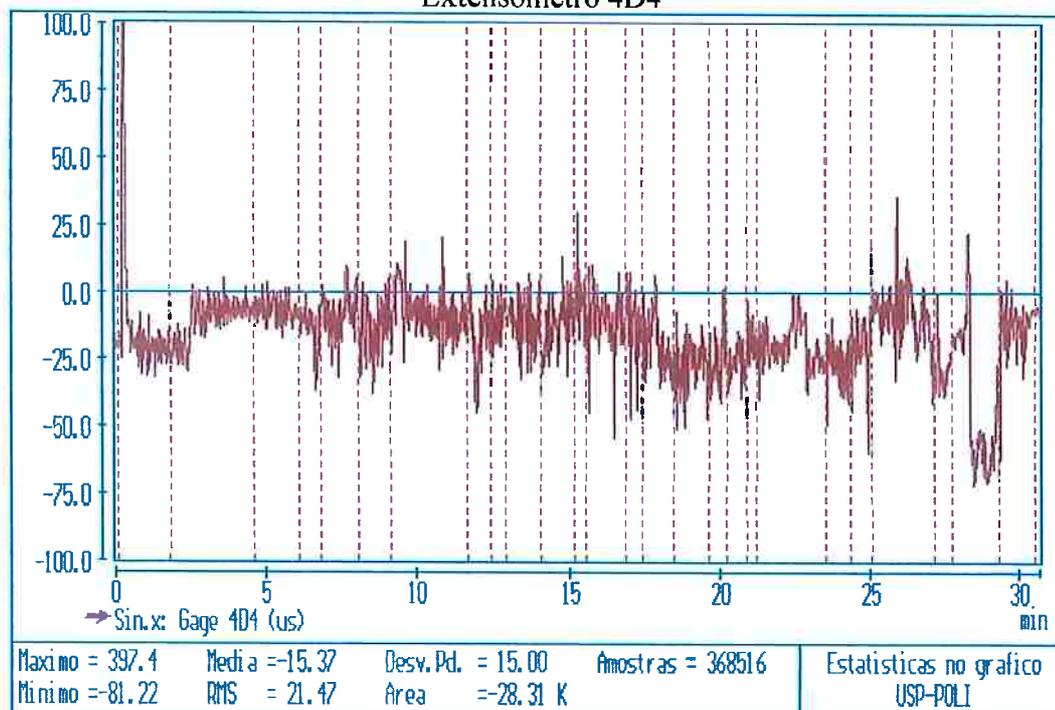
Extensômetro 4D3



Extensômetro 4E4

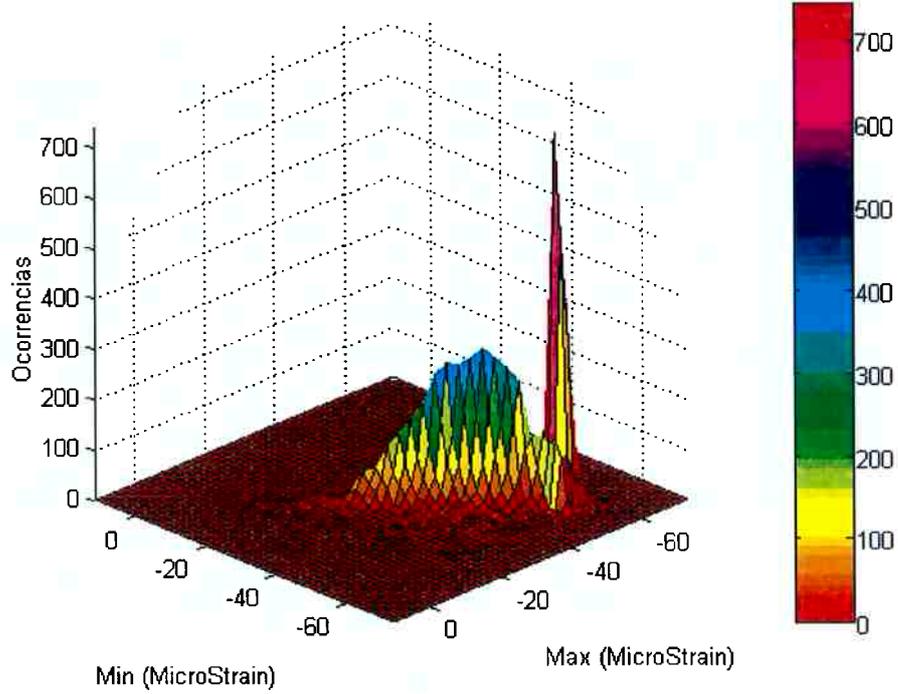


Extensômetro 4D4

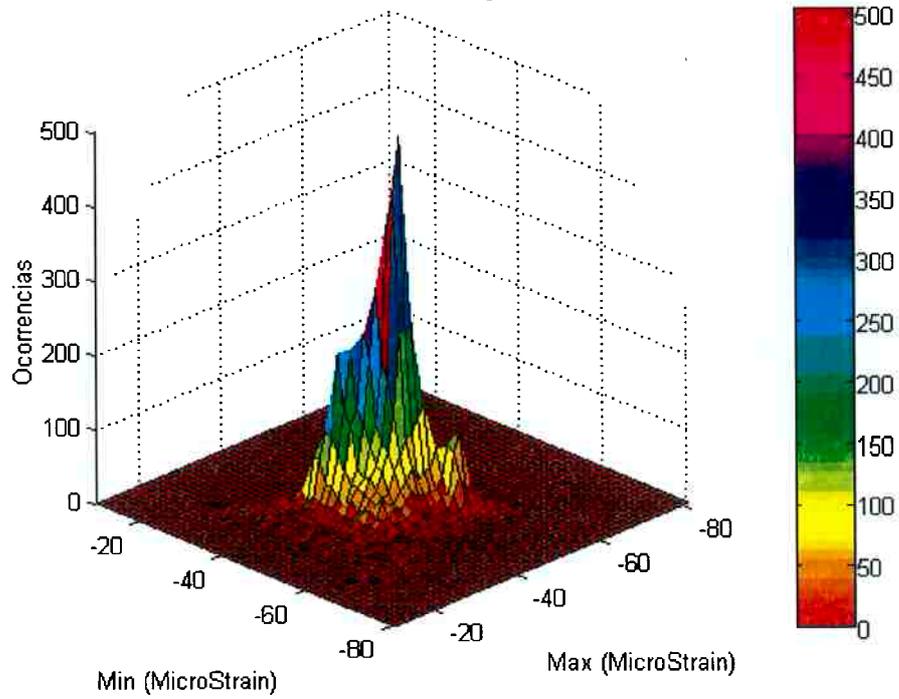


**ANEXO C – APRESENTAÇÃO DA ILUSTRAÇÃO DAS MATRIZES
RAINFLOW MEDIDAS**

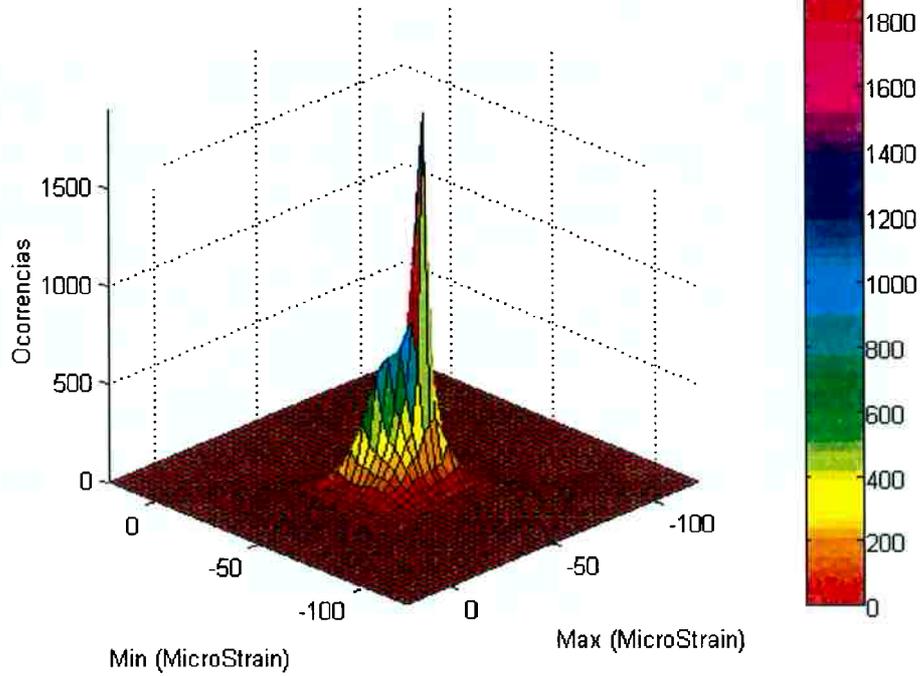
Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D3 SRTDC02



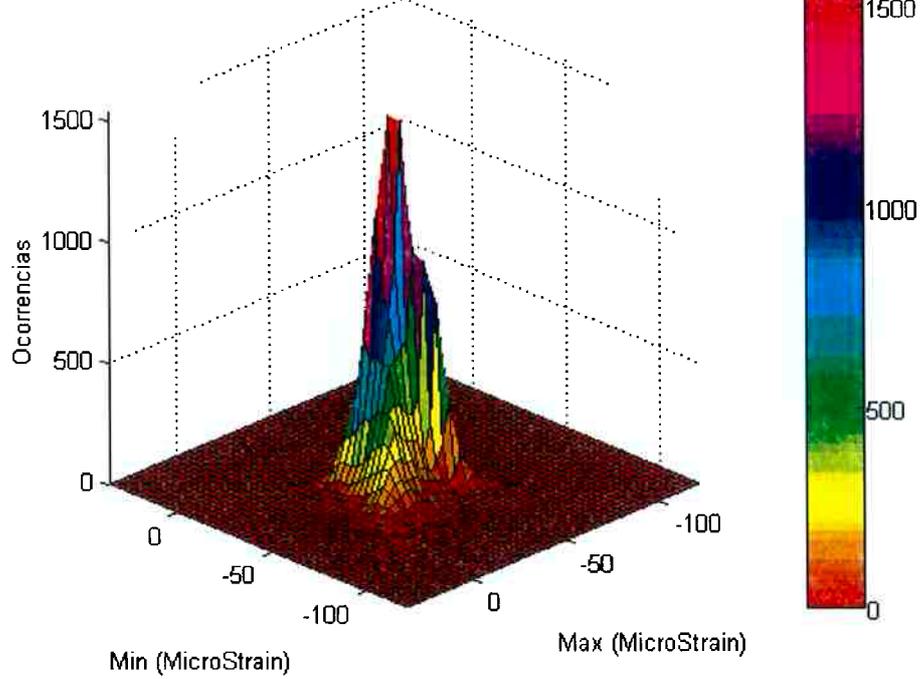
Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D3 SRTDC03



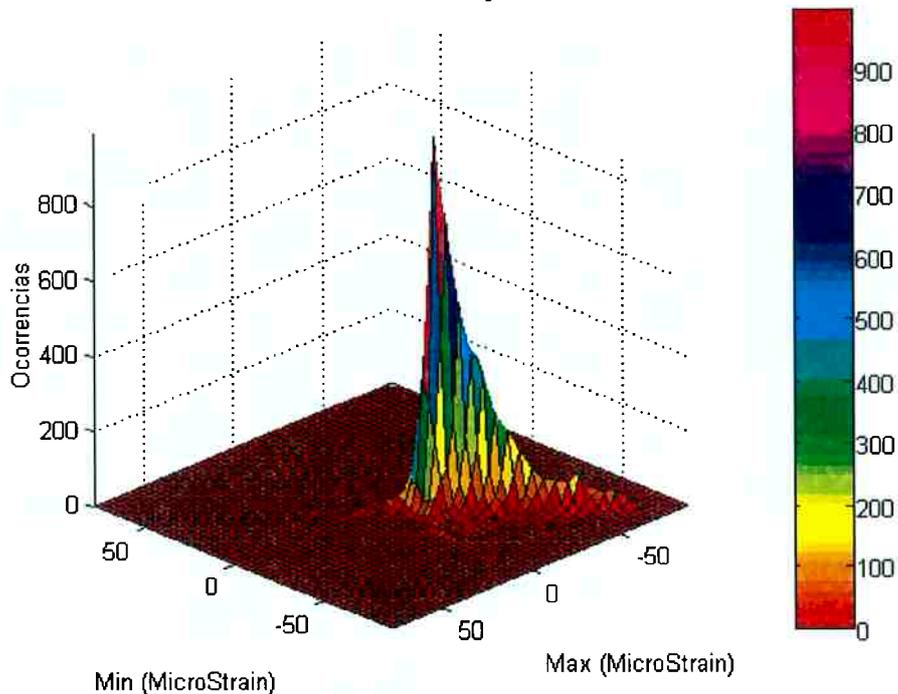
Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D3 SRTDC04



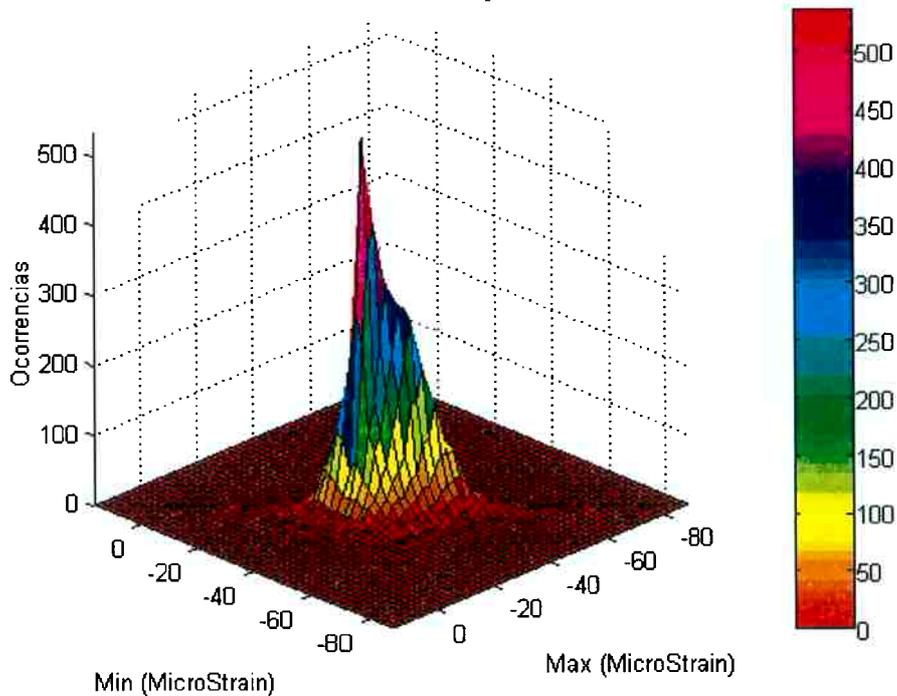
Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D3 SRTDC06



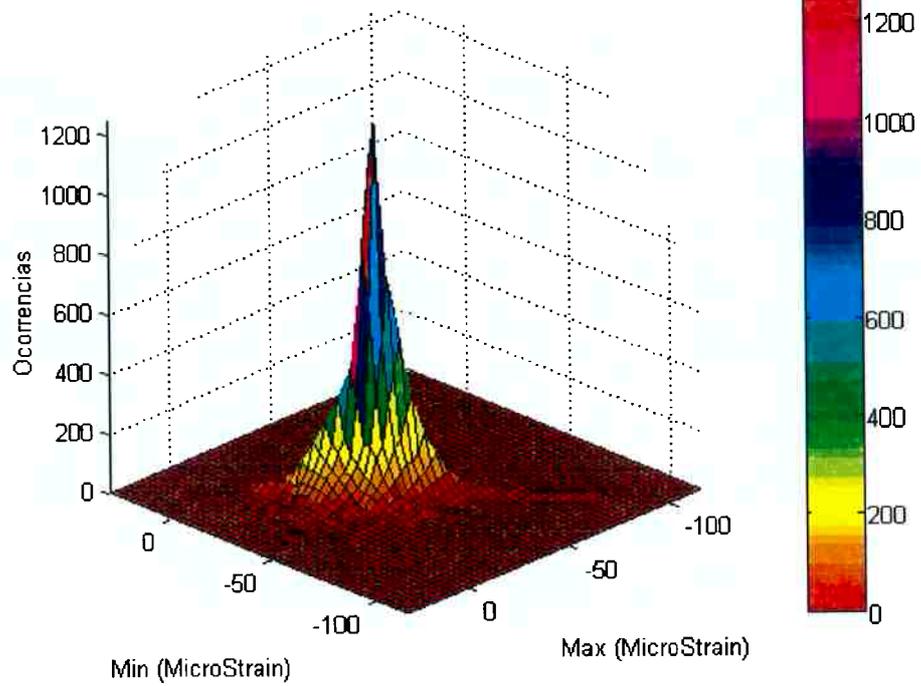
Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D4 SRTDC02



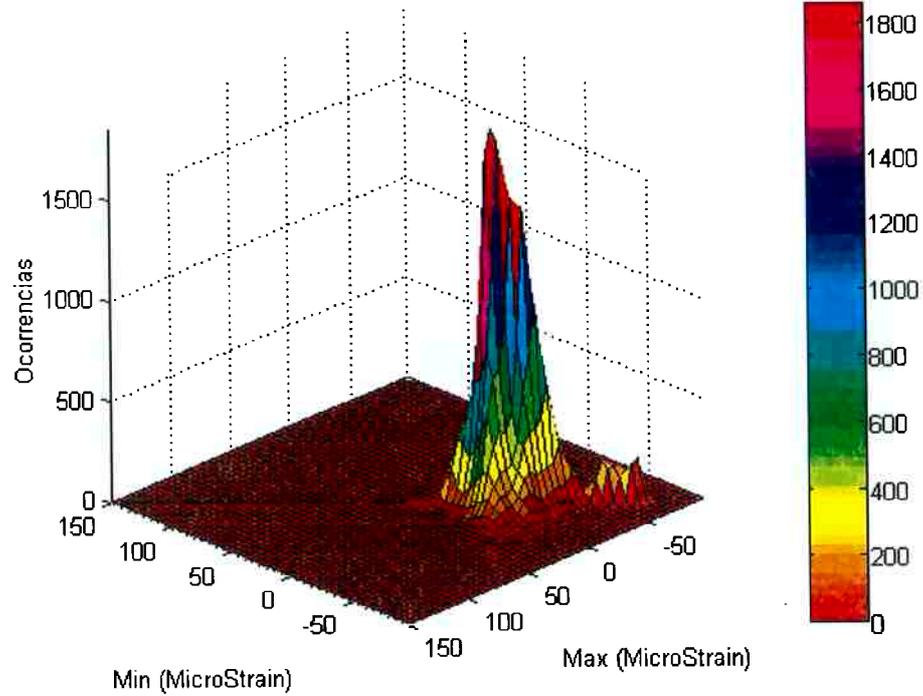
Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D4 SRTDC03



Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D4 SRTDC04

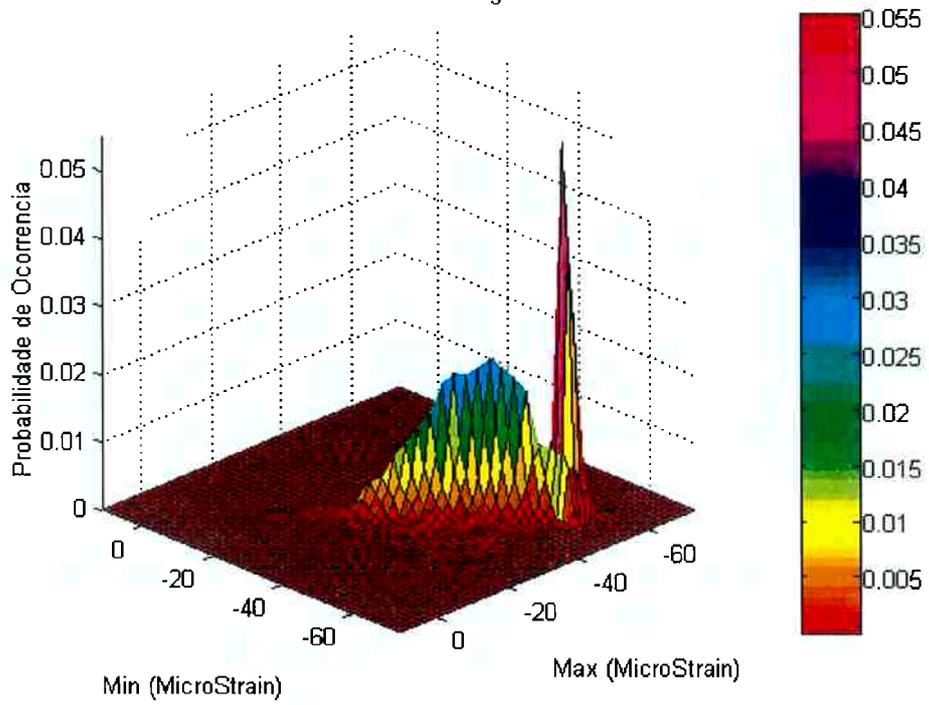


Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D4 SRTDC06

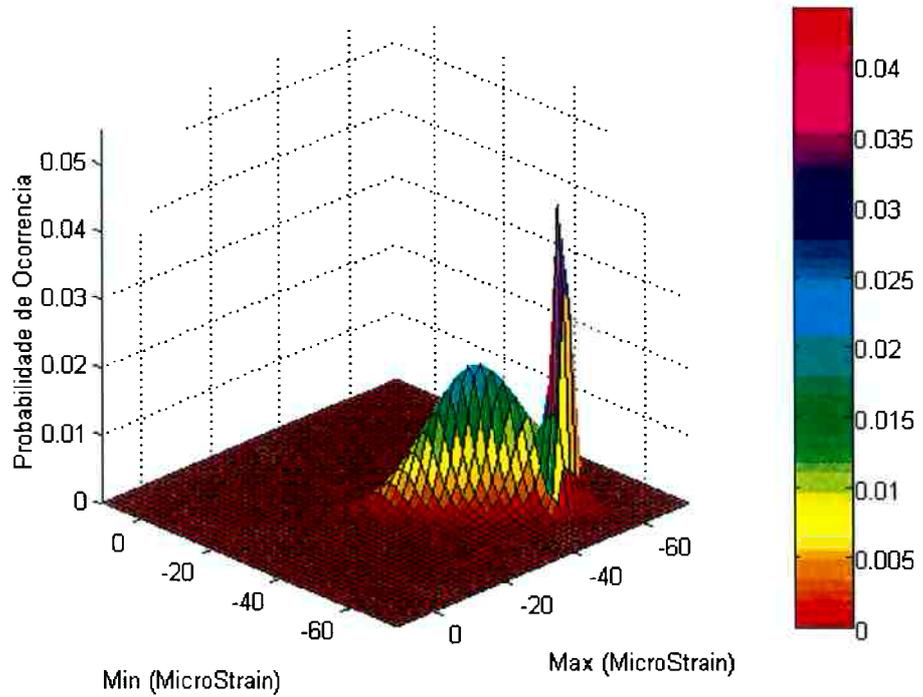


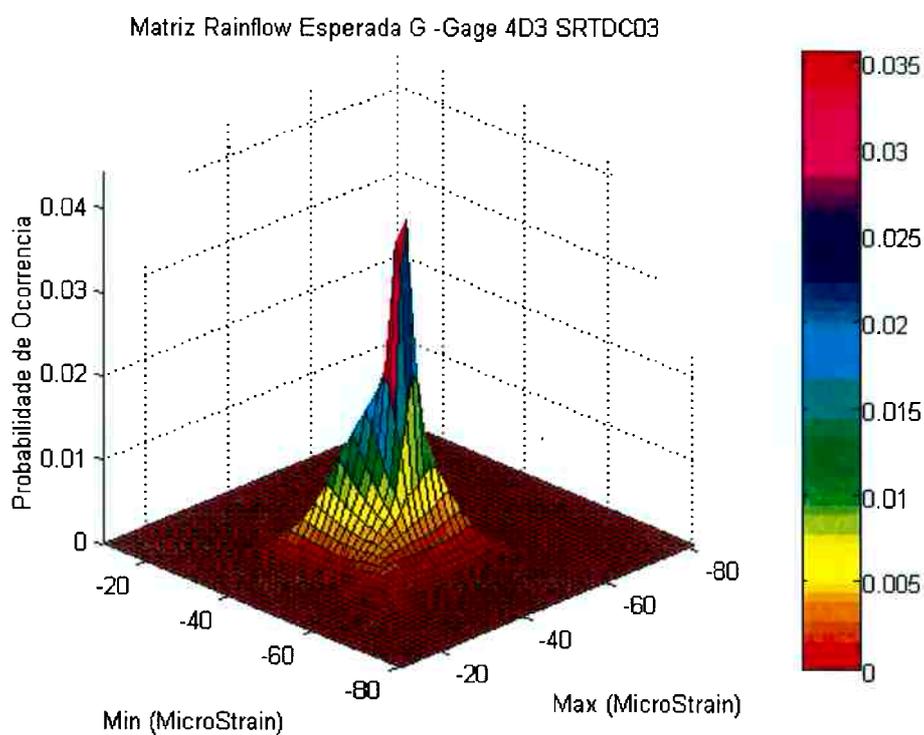
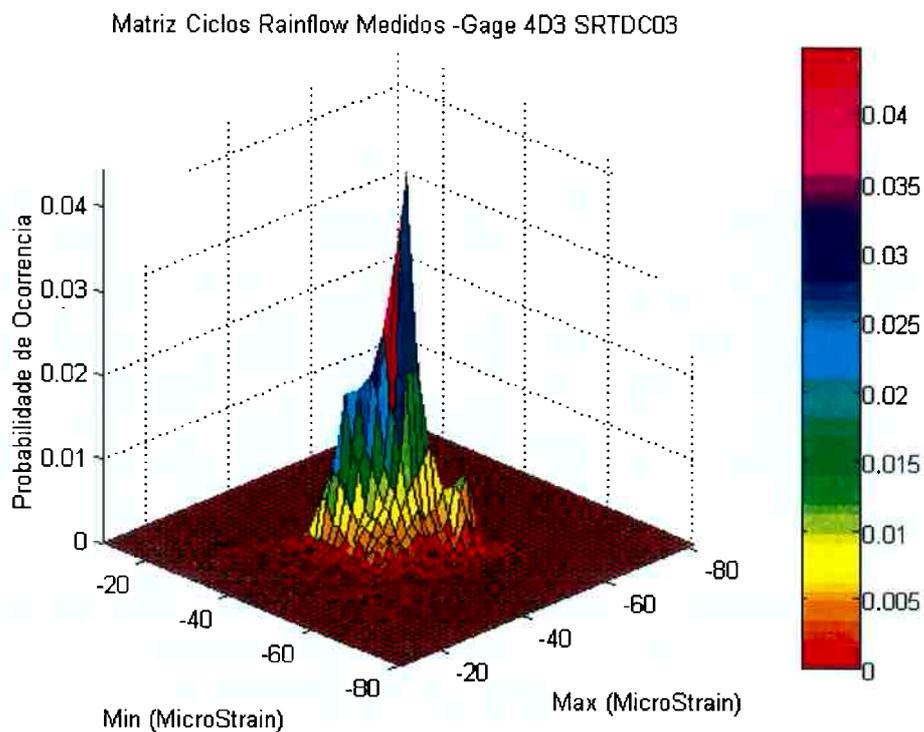
**ANEXO D – APRESENTAÇÃO DA ILUSTRAÇÃO DAS MATRIZES
RAINFLOW MEDIDAS NORMALIZADAS PARA SOMA IGUAL A UM E DAS
RESPECTIVAS MATRIZES RAINFLOW ESPERADAS**

Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D3 SRTDC02

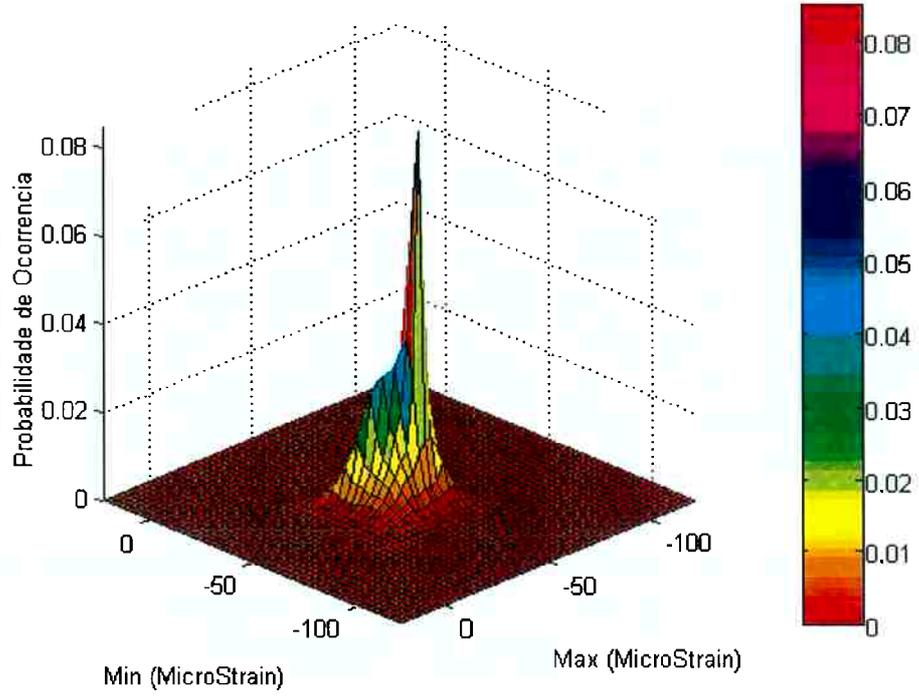


Matriz Rainflow Esperada G -Gage 4D3 SRTDC02

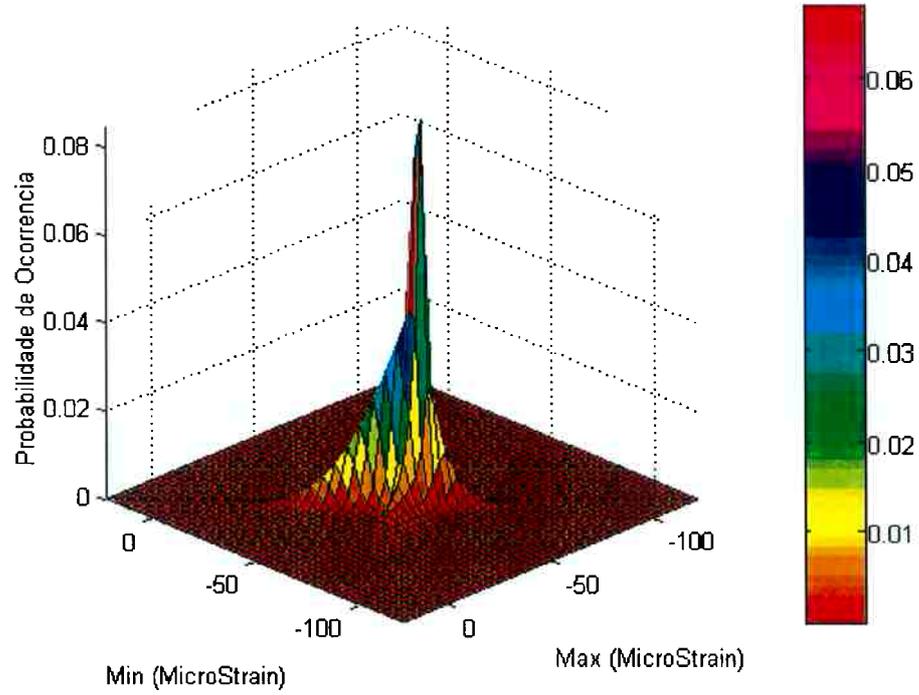


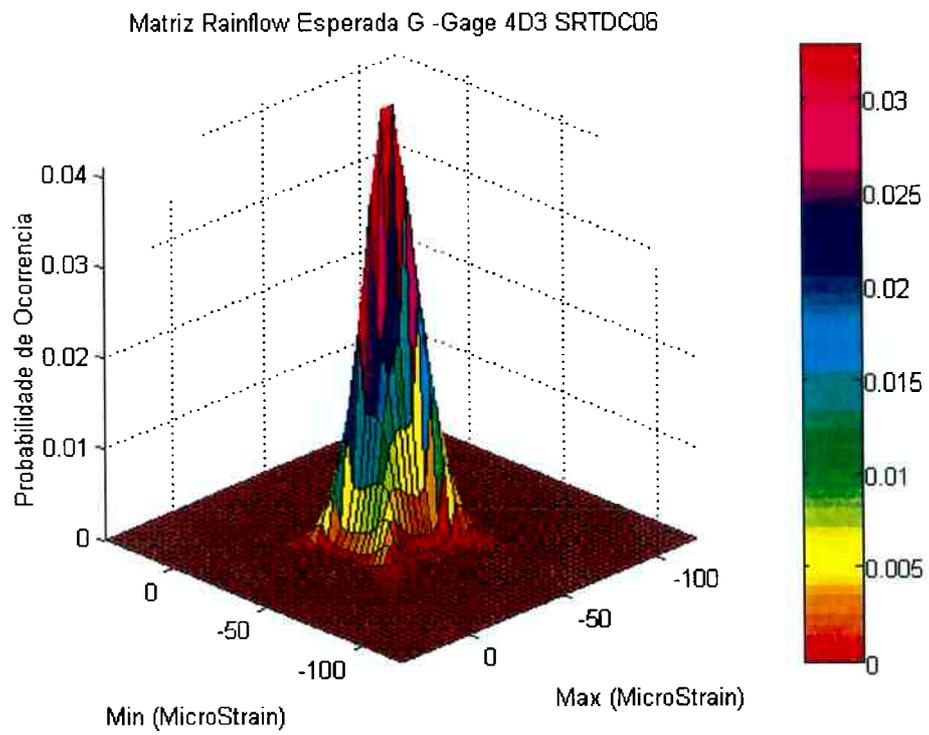
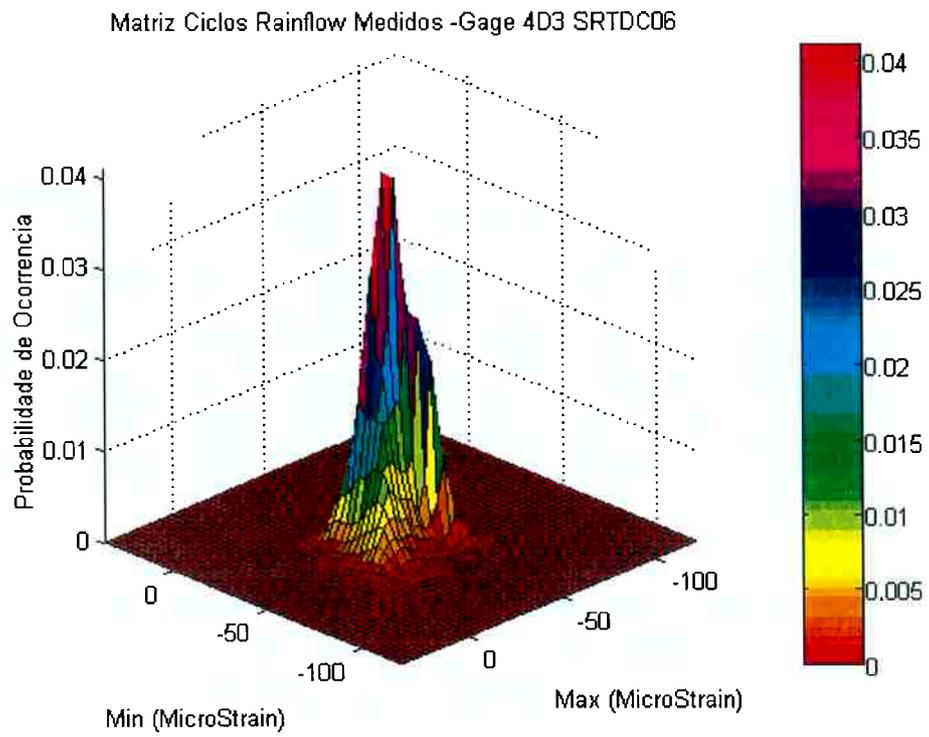


Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D3 SRTDC04

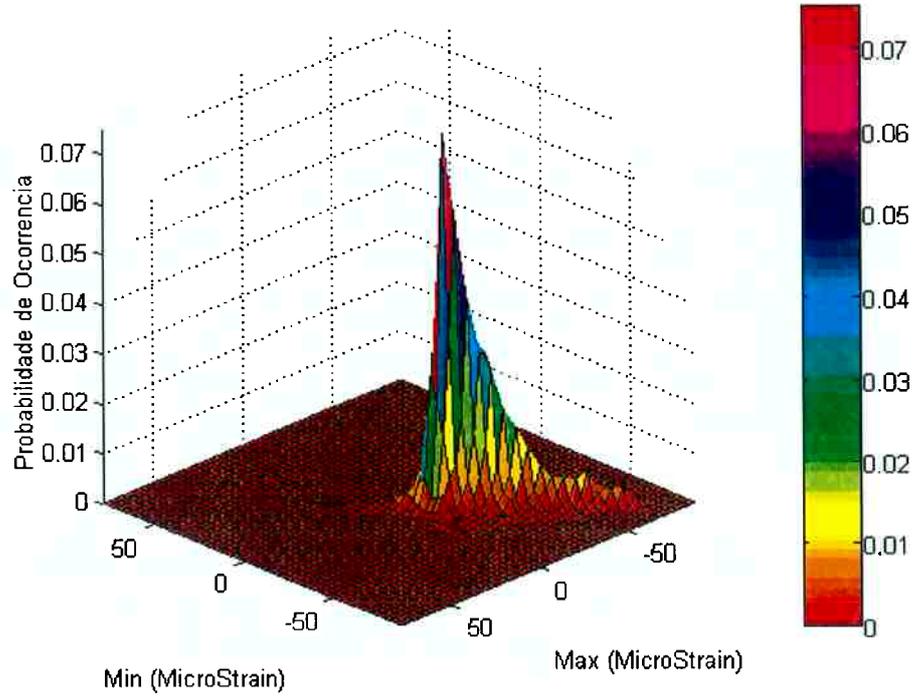


Matriz Rainflow Esperada G -Gage 4D3 SRTDC04

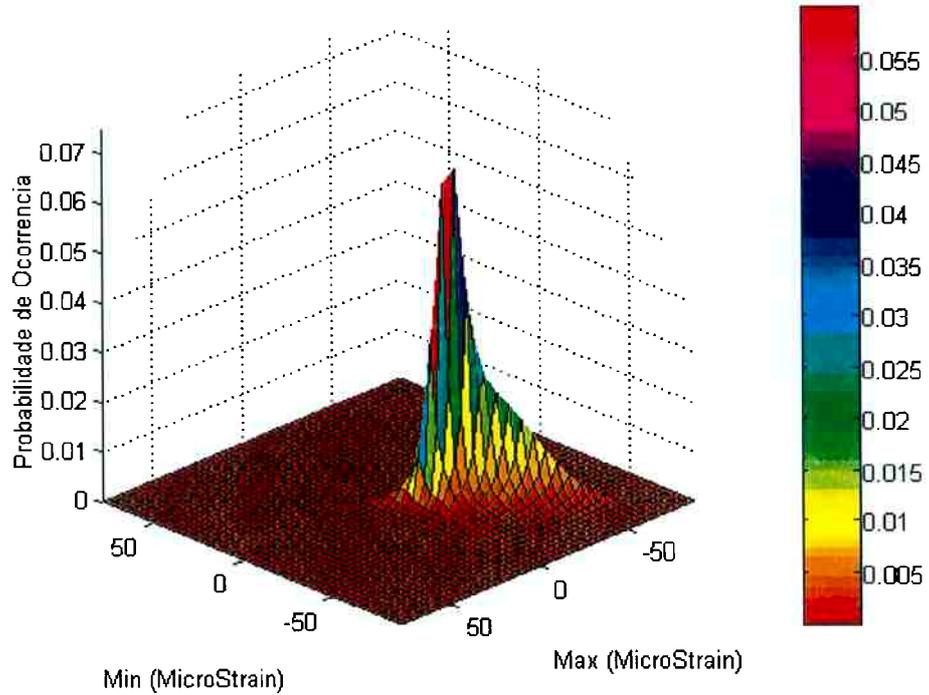




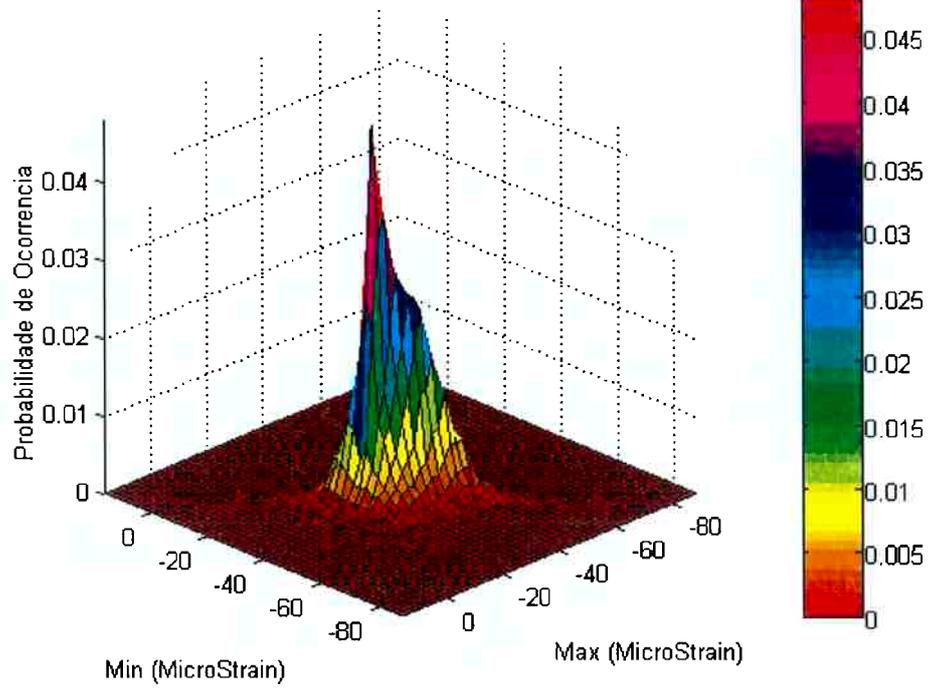
Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D4 SRTDC02



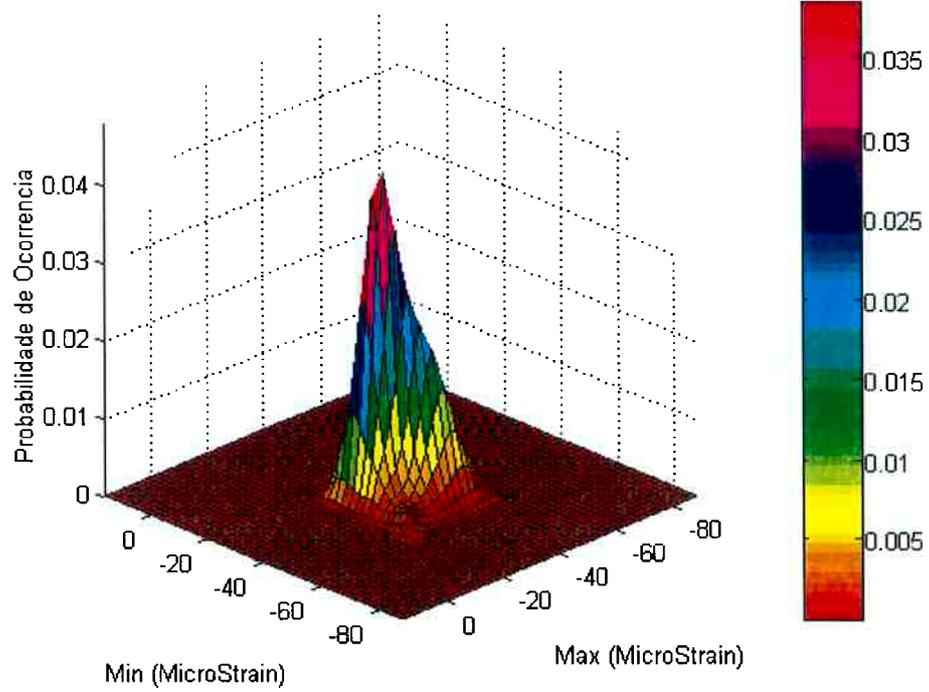
Matriz Rainflow Esperada G -Gage 4D4 SRTDC02



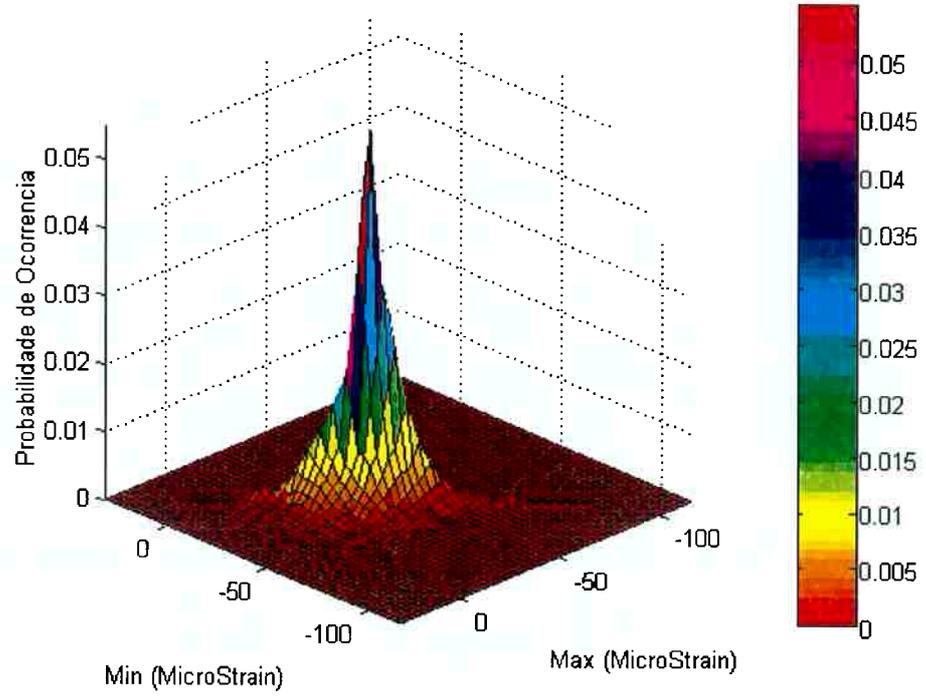
Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D4 SRTDC03



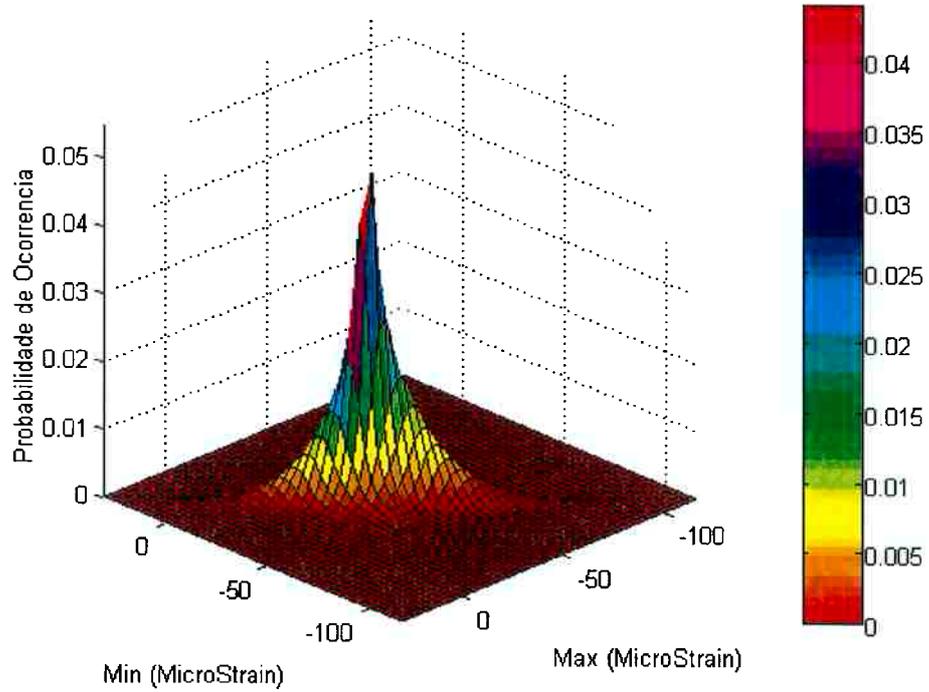
Matriz Rainflow Esperada G -Gage 4D4 SRTDC03



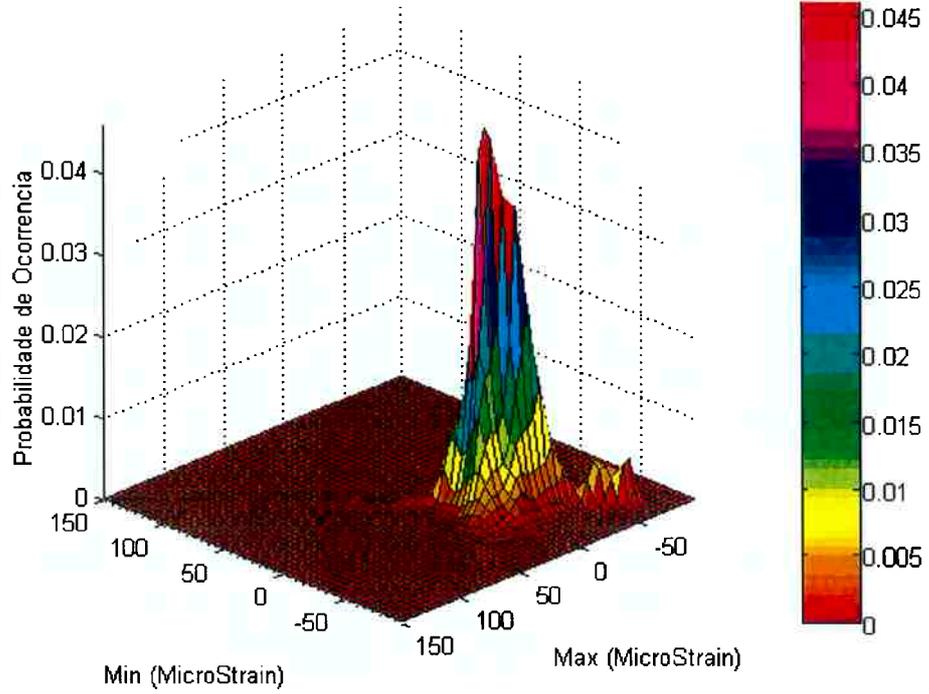
Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D4 SRTDC04



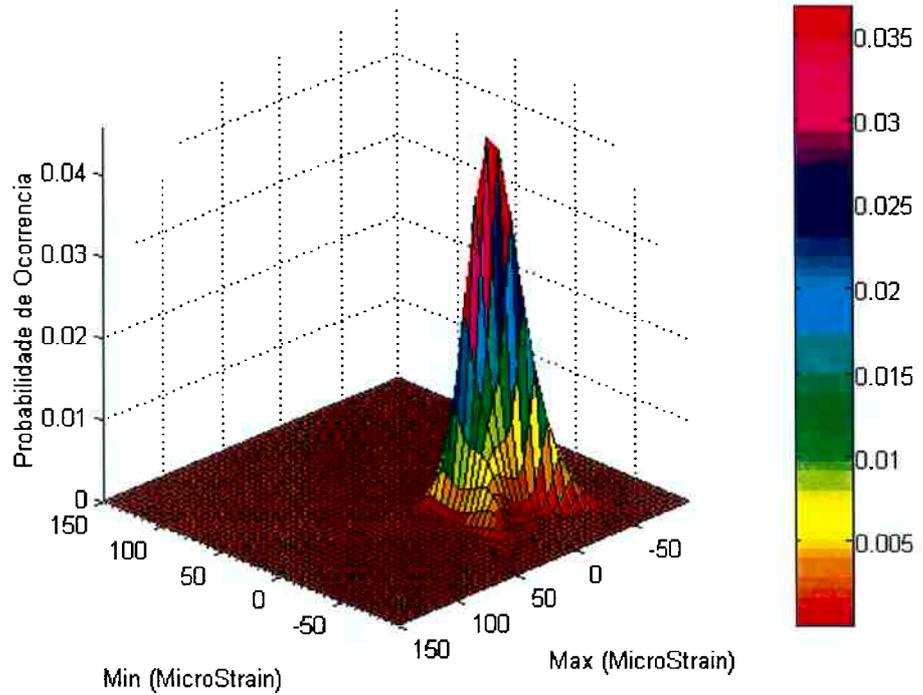
Matriz Rainflow Esperada G -Gage 4D4 SRTDC04



Matriz Ciclos Rainflow Medidos -Gage 4D4 SRTDC06



Matriz Rainflow Esperada G -Gage 4D4 SRTDC06



**ANEXO E – APRESENTAÇÃO DAS MATRIZES MARKOV DE
CHAVEAMENTO DEFINIDAS ALEATORIAMENTE PARA A
COMBINAÇÃO DOS OITO ESTADOS DETERMINADOS NO CAPÍTULO V.**

Tabela E.1 – Matriz Markov de Chaveamento para Condição 1

P - 1			Futuro							
			Trecho SRTDC02		Trecho SRTDC03		Trecho SRTDC04		Trecho SRTDC06	
			Estado 1	Estado 2						
Atual	Trecho SRTDC02	Estado 1	0,214	0,005	0,118	0,070	0,128	0,099	0,195	0,171
		Estado 2	0,164	0,087	0,071	0,122	0,080	0,232	0,059	0,186
	Trecho SRTDC03	Estado 1	0,206	0,194	0,007	0,088	0,128	0,121	0,209	0,046
		Estado 2	0,131	0,094	0,156	0,195	0,060	0,102	0,066	0,195
	Trecho SRTDC04	Estado 1	0,204	0,048	0,186	0,139	0,012	0,102	0,091	0,218
		Estado 2	0,119	0,082	0,016	0,153	0,226	0,057	0,094	0,253
	Trecho SRTDC06	Estado 1	0,226	0,145	0,169	0,106	0,028	0,064	0,189	0,074
		Estado 2	0,115	0,201	0,059	0,153	0,161	0,069	0,136	0,106

Tabela E.2 – Matriz Markov de Chaveamento para Condição 2

P - 2			Futuro							
			Trecho SRTDC02		Trecho SRTDC03		Trecho SRTDC04		Trecho SRTDC06	
			Estado 1	Estado 2						
Atual	Trecho SRTDC02	Estado 1	0,210	0,209	0,092	0,069	0,079	0,159	0,110	0,072
		Estado 2	0,107	0,082	0,050	0,337	0,041	0,068	0,034	0,281
	Trecho SRTDC03	Estado 1	0,073	0,225	0,260	3,15E-04	0,123	0,034	0,031	0,255
		Estado 2	0,154	0,127	0,050	0,136	0,137	0,175	0,040	0,183
	Trecho SRTDC04	Estado 1	0,030	0,151	0,258	0,068	0,078	0,088	0,124	0,203
		Estado 2	0,051	0,060	0,145	0,188	0,175	0,084	0,045	0,251
	Trecho SRTDC06	Estado 1	0,170	0,208	0,236	0,261	0,019	0,024	0,042	0,040
		Estado 2	0,037	0,216	0,134	0,039	0,171	0,058	0,150	0,194

Tabela E.3 – Matriz Markov de Chaveamento para Condição 3

P - 3			Futuro							
			Trecho SRTDC02		Trecho SRTDC03		Trecho SRTDC04		Trecho SRTDC06	
			Estado 1	Estado 2						
Atual	Trecho SRTDC02	Estado 1	0,199	0,011	0,196	0,284	0,008	0,025	0,148	0,129
		Estado 2	0,090	0,076	0,125	0,204	0,036	0,107	0,074	0,288
	Trecho SRTDC03	Estado 1	0,057	0,076	0,282	0,060	0,161	0,255	0,069	0,039
		Estado 2	0,046	0,120	0,125	0,183	0,071	0,071	0,192	0,193
	Trecho SRTDC04	Estado 1	0,090	0,092	0,122	0,134	0,092	0,204	0,208	0,058
		Estado 2	0,318	0,200	1,07E-04	0,129	0,093	0,097	0,014	0,148
	Trecho SRTDC06	Estado 1	0,207	0,012	0,040	0,227	0,165	0,096	0,080	0,172
		Estado 2	0,118	0,257	0,087	0,058	0,061	0,198	0,165	0,055

Tabela E.4 – Matriz Markov de Chaveamento para Condição 4

P - 4			Futuro							
			Trecho SRTDC02		Trecho SRTDC03		Trecho SRTDC04		Trecho SRTDC06	
			Estado 1	Estado 2						
Atual	Trecho SRTDC02	Estado 1	0,101	0,111	0,113	0,165	0,212	0,059	0,045	0,194
		Estado 2	0,233	0,003	0,136	0,059	0,036	0,156	0,153	0,225
	Trecho SRTDC03	Estado 1	0,130	0,176	0,098	0,043	0,184	0,101	0,193	0,075
		Estado 2	0,143	0,057	0,051	0,208	0,199	0,137	0,055	0,151
	Trecho SRTDC04	Estado 1	0,195	0,132	0,145	0,221	0,186	0,078	0,041	0,002
		Estado 2	0,214	0,032	0,089	0,154	0,087	0,134	0,107	0,184
	Trecho SRTDC06	Estado 1	0,092	0,028	0,209	0,152	0,192	0,182	0,109	0,036
		Estado 2	0,181	0,117	0,115	0,068	0,207	0,029	0,100	0,184

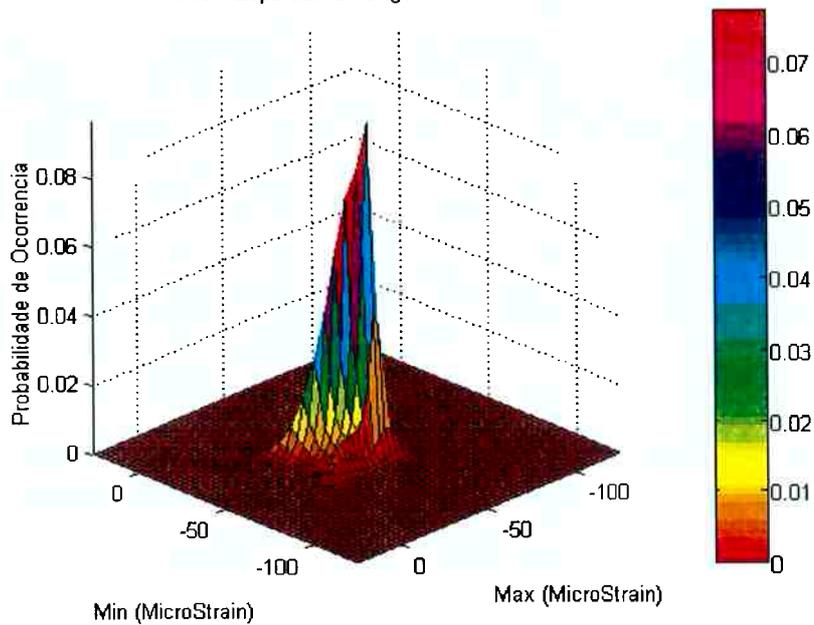
Tabela E.5 – Matriz Markov de Chaveamento para Condição 5

P - 5			Futuro							
			Trecho SRTDC02		Trecho SRTDC03		Trecho SRTDC04		Trecho SRTDC06	
			Estado 1	Estado 2						
Atual	Trecho SRTDC02	Estado 1	0,184	0,092	0,027	0,096	0,102	0,152	0,180	0,168
		Estado 2	0,184	0,080	0,128	0,065	0,104	0,159	0,143	0,138
	Trecho SRTDC03	Estado 1	0,051	0,054	0,236	0,059	0,241	0,098	0,053	0,207
		Estado 2	0,211	0,033	0,212	0,188	0,080	0,114	0,066	0,096
	Trecho SRTDC04	Estado 1	0,157	0,174	0,099	0,063	0,012	0,182	0,142	0,170
		Estado 2	0,075	0,181	0,112	0,123	0,029	0,112	0,165	0,204
	Trecho SRTDC06	Estado 1	0,132	0,134	0,177	0,165	0,107	0,010	0,155	0,120
		Estado 2	0,104	0,187	0,162	0,051	0,169	0,148	0,103	0,076

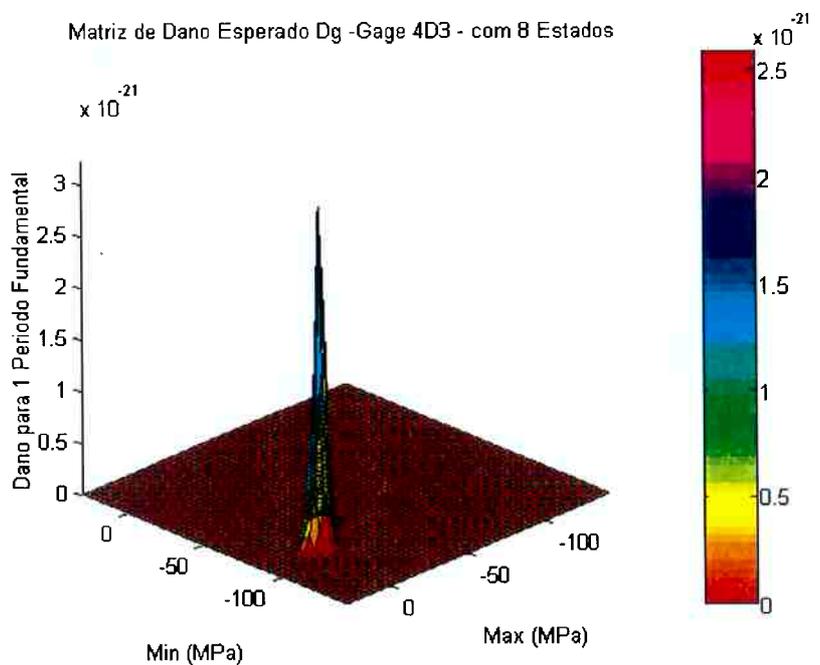
ANEXO F – APRESENTAÇÃO DAS MATRIZES RAINFLOW ESPERADAS E DAS MATRIZES DE DANO DE RAINFLOW PARA A COMBINAÇÃO DOS OITO ESTADOS DETERMINADOS NO CAPÍTULO V USANDO-SE AS MATRIZES MARKOV DE CHAVEAMENTO APRESENTADAS NO ANEXO E.

Usando-se a matriz Markov de chaveamento da condição 1

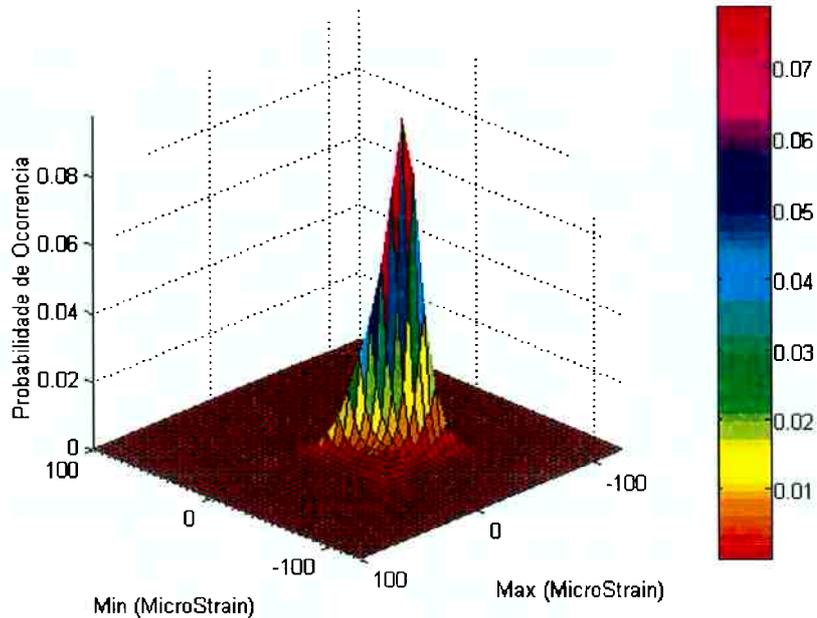
Matriz Rainflow Esperada G -Gage 4D3 - com 8 Estados



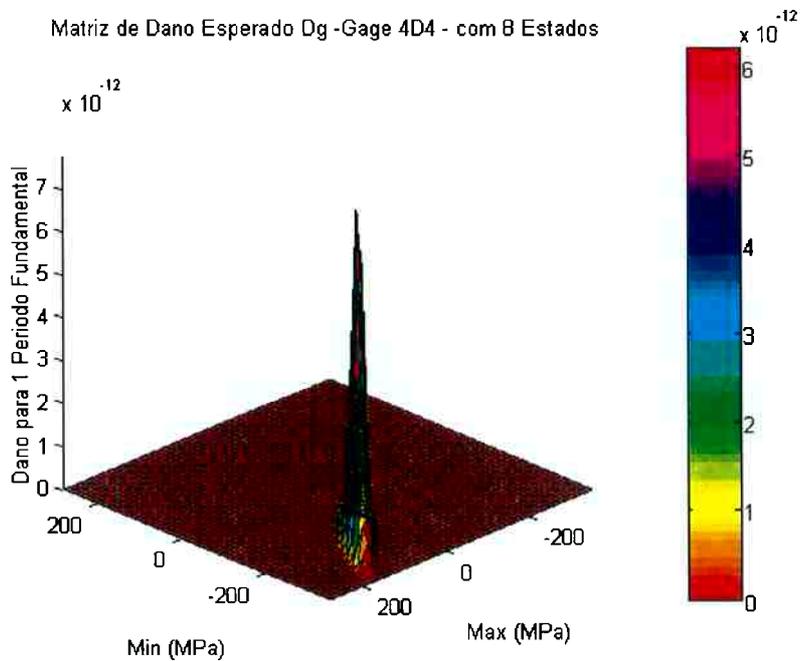
Matriz de Dano Esperado Dg -Gage 4D3 - com 8 Estados



Matriz Rainflow Esperada G -Gage 4D4 - com 8 Estados

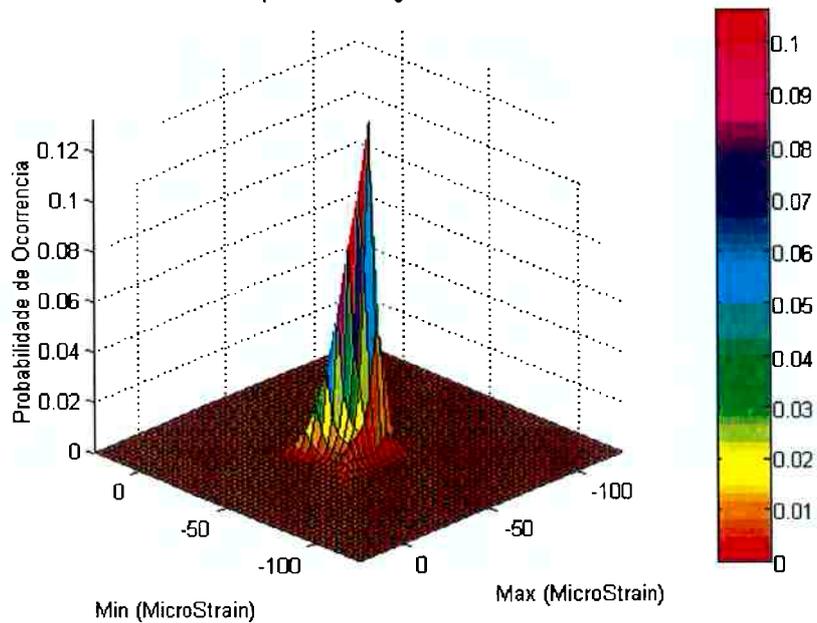


Matriz de Dano Esperado Dg -Gage 4D4 - com 8 Estados

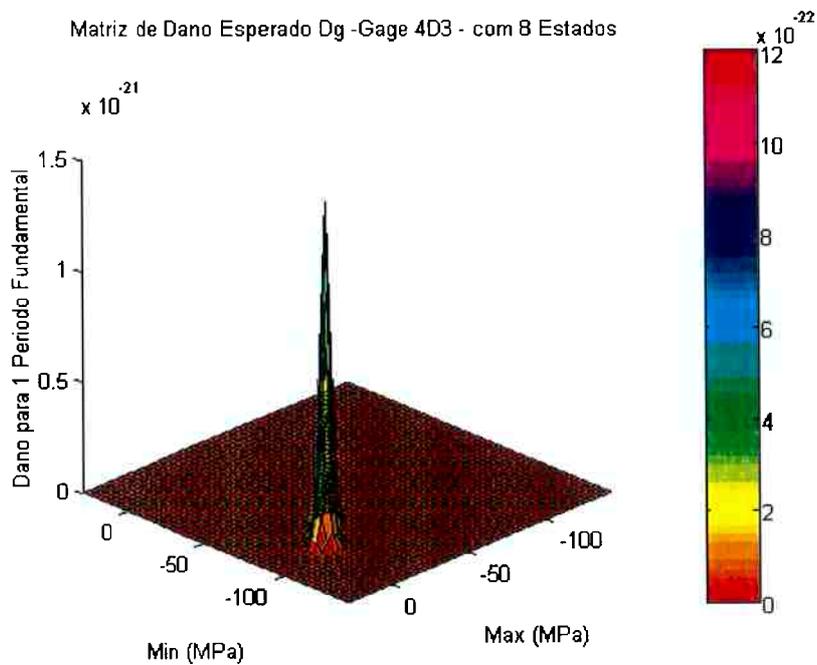


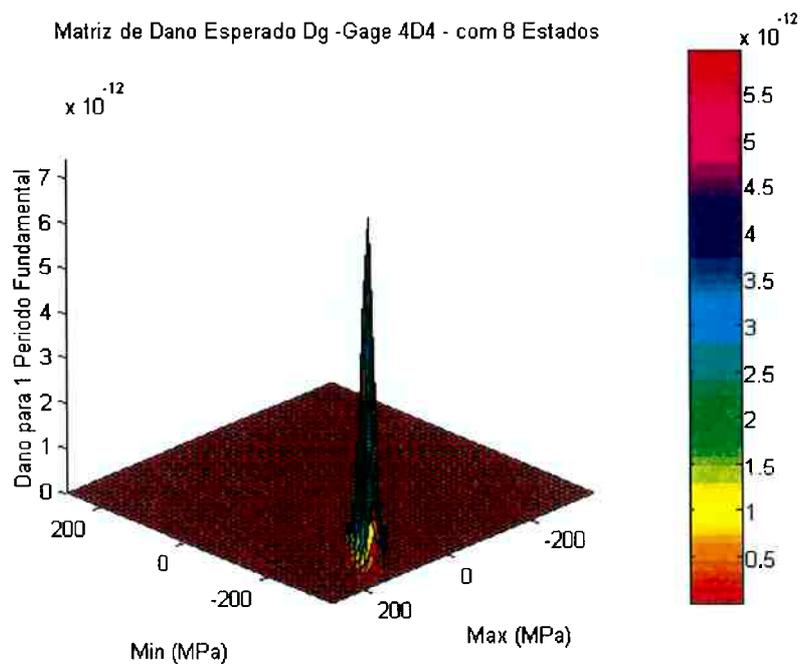
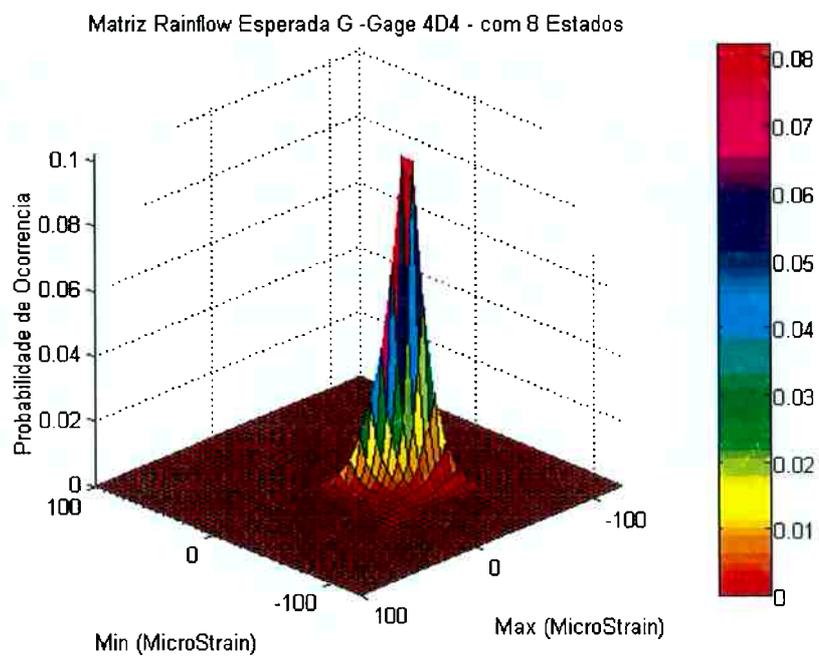
Usando-se a matriz Markov de chaveamento da condição 2

Matriz Rainflow Esperada G -Gage 4D3 - com 8 Estados

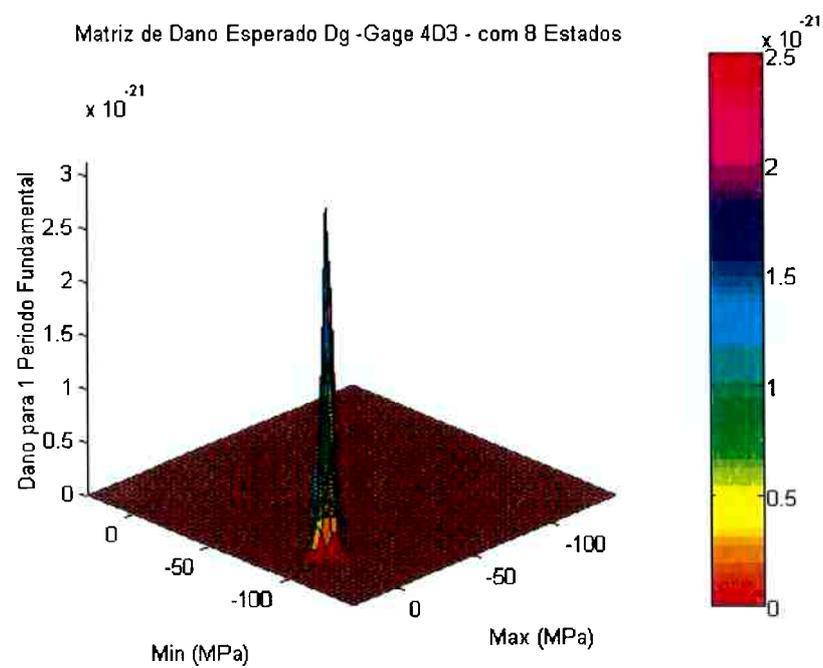
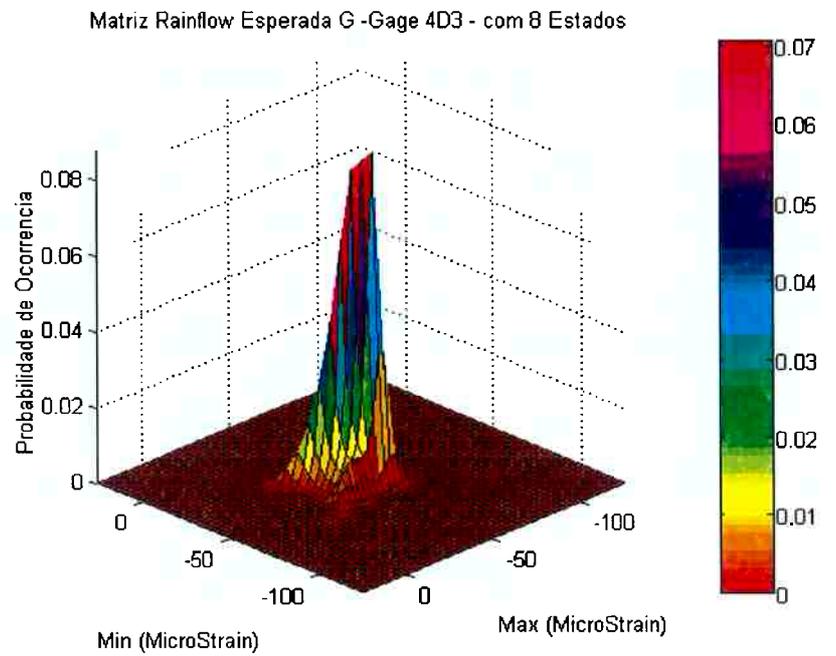


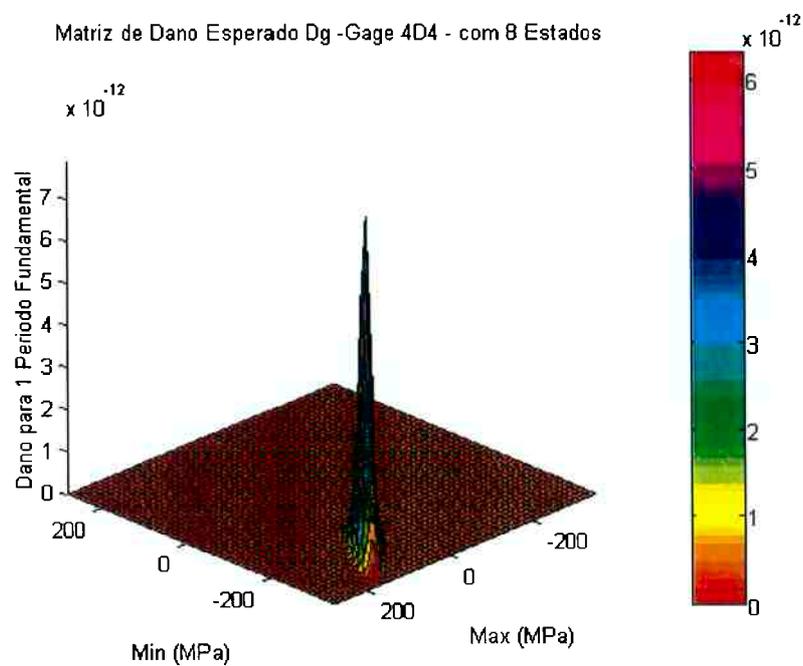
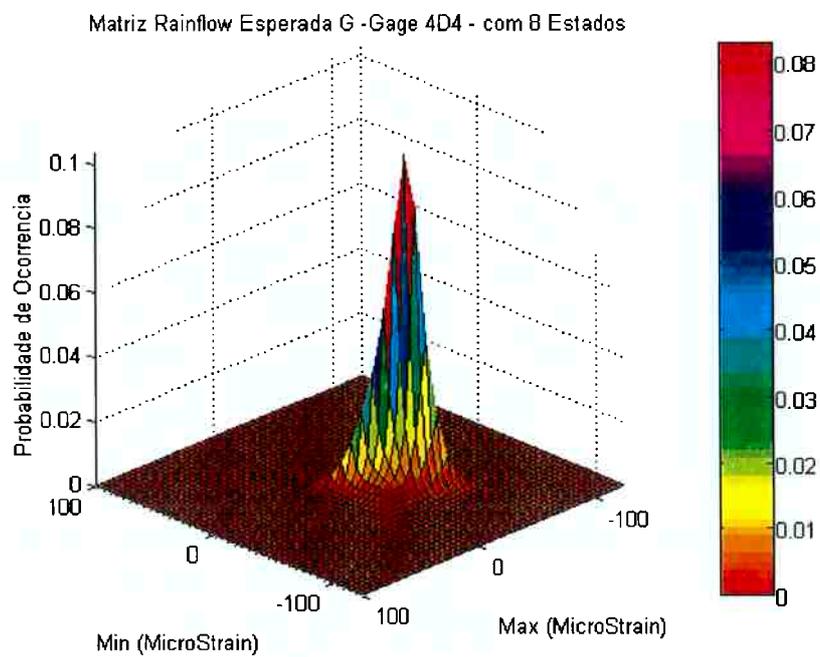
Matriz de Dano Esperado Dg -Gage 4D3 - com 8 Estados





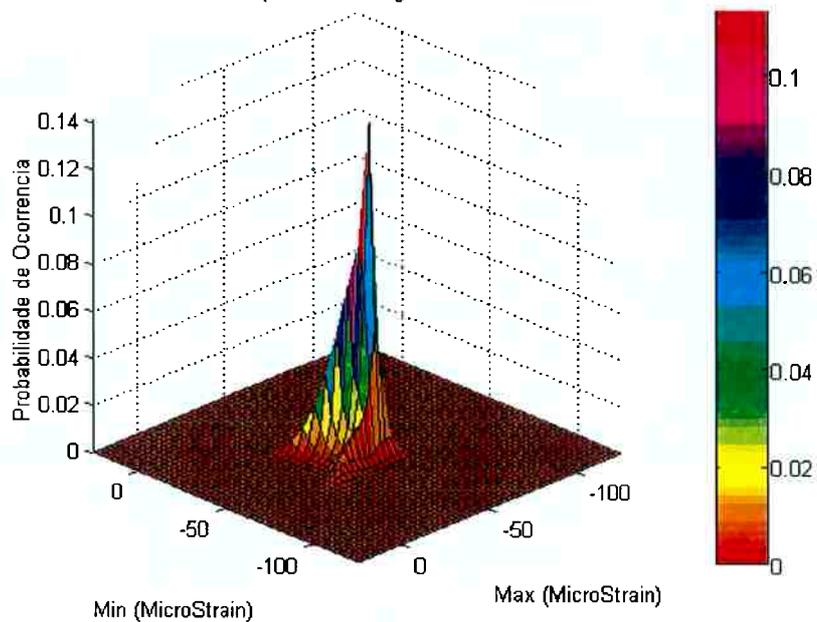
Usando-se a matriz Markov de chaveamento da condição 3



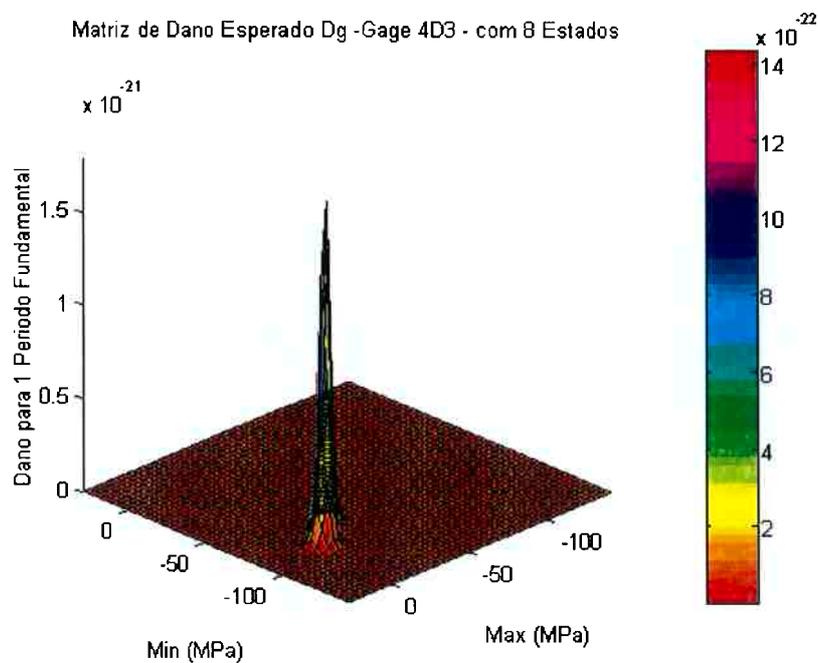


Usando-se a matriz Markov de chaveamento da condição 4

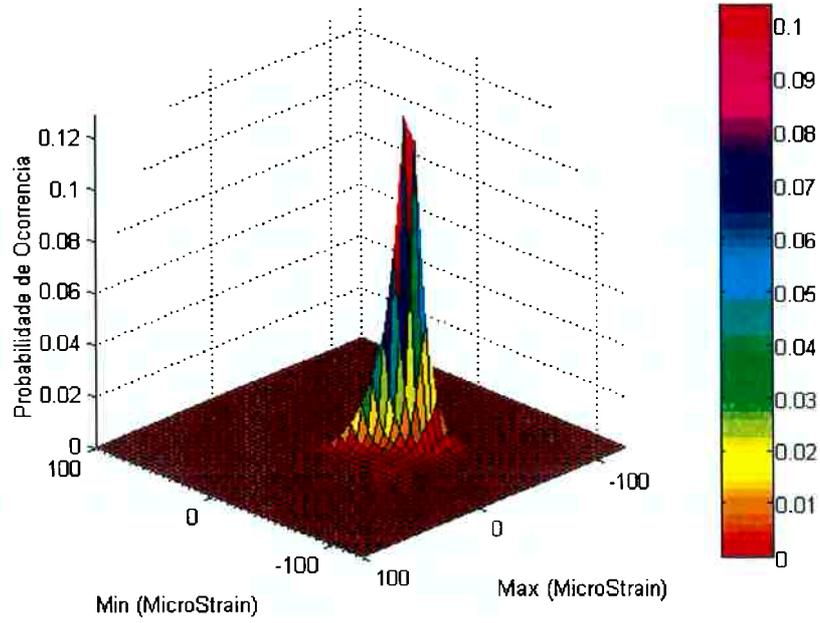
Matriz Rainflow Esperada G -Gage 4D3 - com 8 Estados



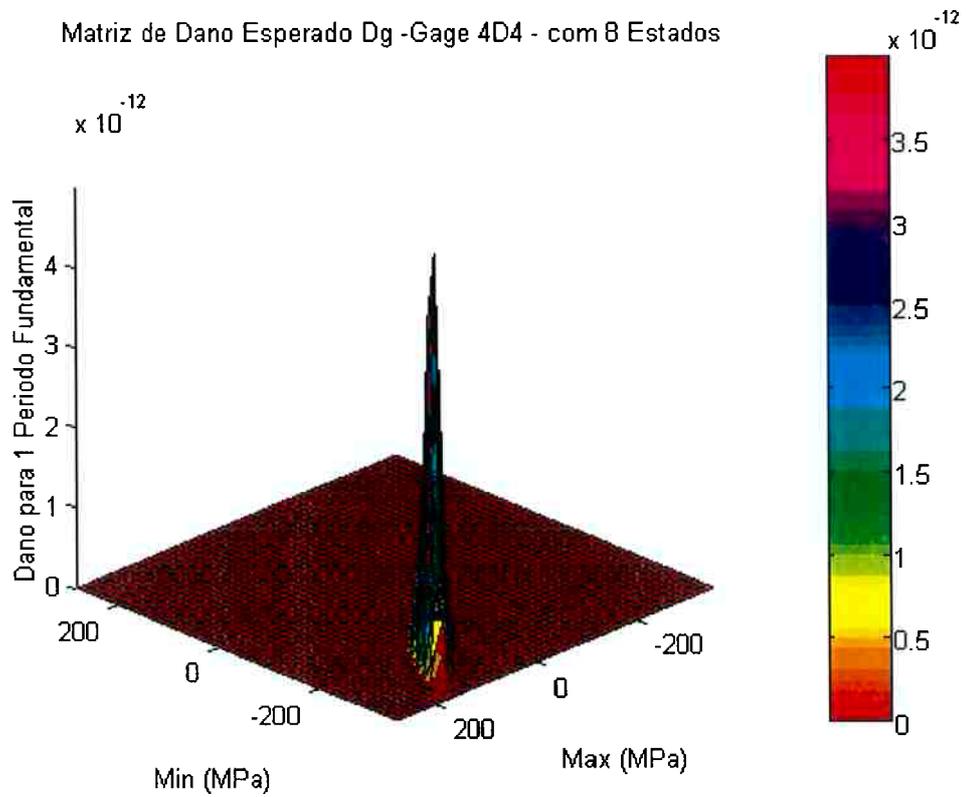
Matriz de Dano Esperado Dg -Gage 4D3 - com 8 Estados



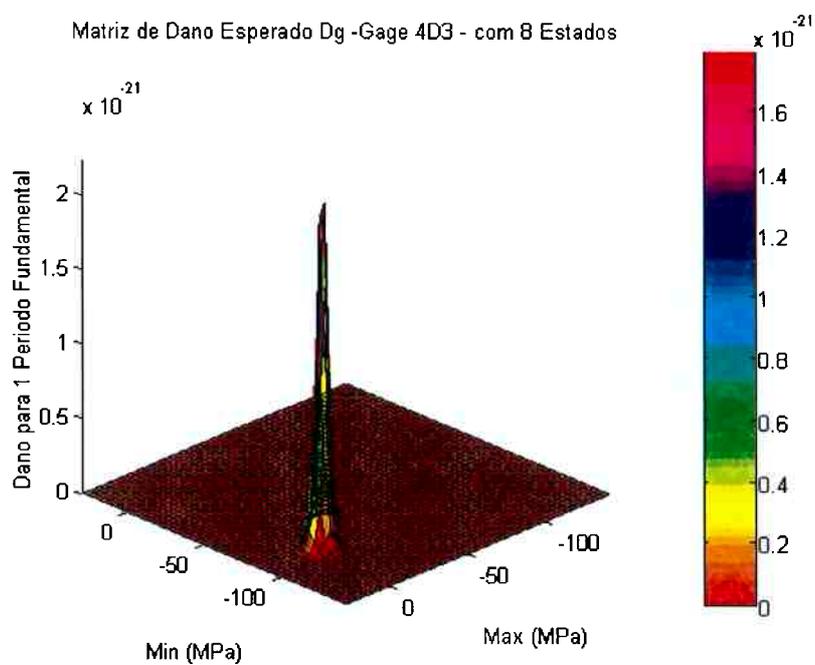
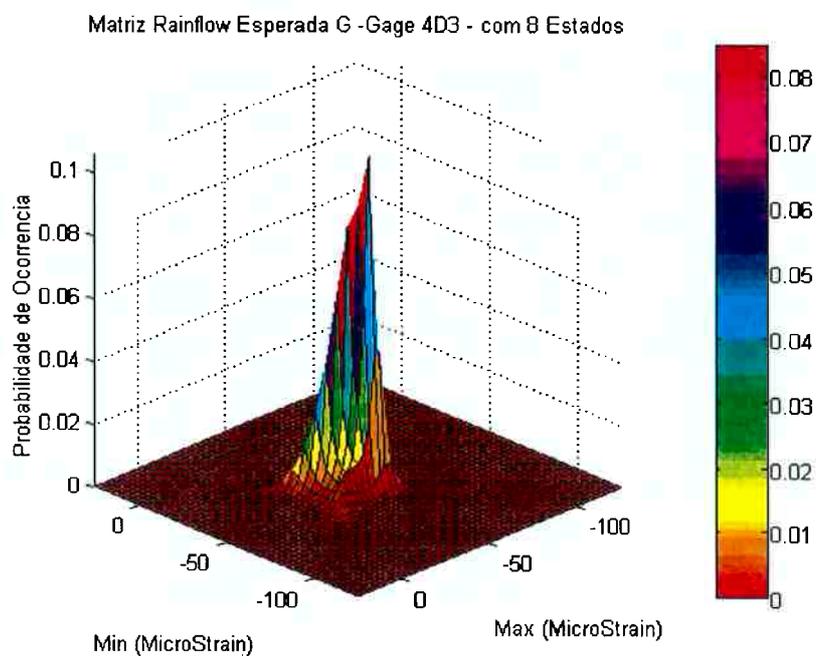
Matriz Rainflow Esperada G -Gage 4D4 - com 8 Estados

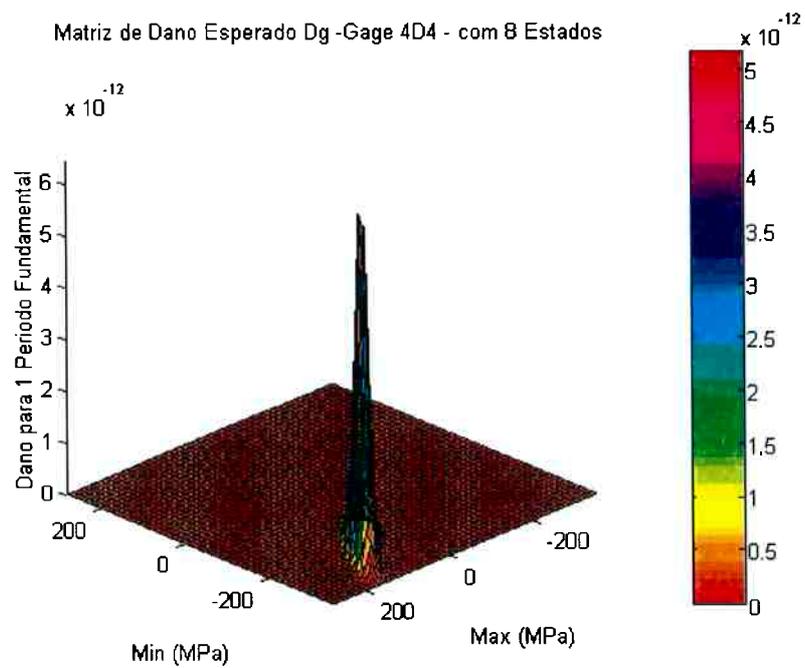
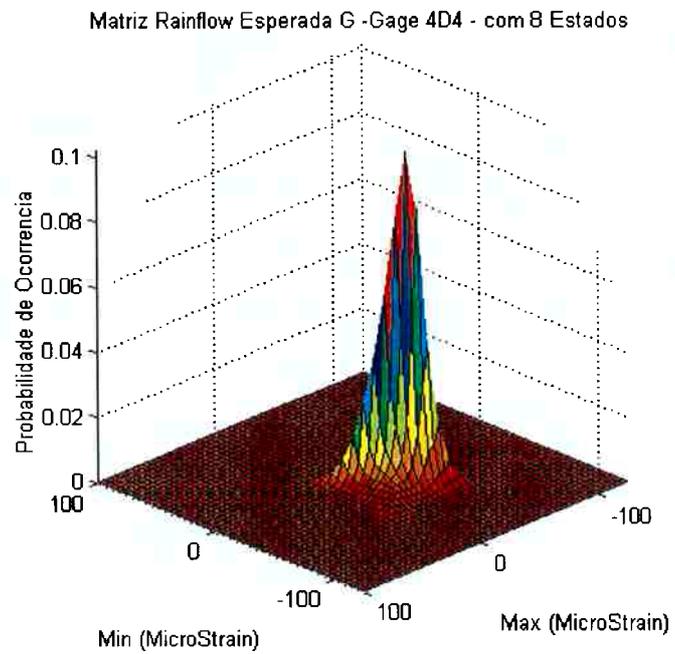


Matriz de Dano Esperado Dg -Gage 4D4 - com 8 Estados



Usando-se a matriz Markov de chaveamento da condição 5





Apêndice A – Programação do Matlab [24] para Cálculo de Dano à Fadiga.

```

% Entre com o Nome do Gage
nm=' 3E1'; % ATENÇÃO: Comece com um branco
% Entre com a Correção do Estado de Tensão
cf=2.14;
%
% Abre e lê arquivo de dados temporais de um gage
fid=fopen( strcat( 'Gage',nm(ig,:),nc(ic,:),'.txt' ),'r')
frewind(fid);aa = fscanf ( fid, '%14e');
tt=[0:0.005:(size(aa)-1)*0.005];
t=tt';
% t=tempos a=valores de deformações em microstrain
x=[t a];
%
%
% Computa Picos e Vales
tp=dat2tp(x);
%
% Computa Ciclos por RainFlow
rfc=tp2rfc(tp,1);
%
% Calcula Amplitudes das Flutuações
alt=mm2amp(rfc);
amp=sort( abs(alt) )/2;
%
% Dados do Material e da Carga
e=2100; % Módulo de Elasticidade
su=4.5; % Tensão de Ruptura
sf=1.5; % Tensão Limite de Fadiga

```

```

nf=1e7; % Número de Ciclos em sf
%
%
% Cálculo de Tensões e de Danos
%
% amp=deformações em microstrains
ss=ga(is)*cf(ig)*amp*e/1000000; % Amplitudes das Flutuações de Tensões
sm=ga(is)*cf(ig)*mean(a)*e/1000000;% Tensão Média
sfl=sf*(1-(sm/su)^2); % Correção pelo Valor Médio (GERBER)
nn=nf.^( log(ss/su)/log(sfl/su) ); % Número de Ciclos Limite
dn=nn.^(-1); % Danos Causados por cada Amplitude de Flutuação
dano=sum(dn) % Acumulação Linear de Danos (PALMGREEN-
MINER)
taxdan=dano/max(t) % Taxa de Dano causado pelo sinal inteiro
vida(ig,ic,is)=(1/taxdan)/60/60/24/365 % Duração da estrutura(vida em anos) se só
esse sinal existisse
end
end
end
fiw=fopen('d:\MASA\vidas.txt','w');
for ig=1:1:nug,
for ic=1:1:nuc,
for is=1:1:nus,
vgg(is,ic)=vida(ig,ic,is);
end
end
fprintf(fiw,'%12.4e %12.4e %12.4e %12.4e %12.4e %12.4e %12.4e %12.4e\n',vgg);
end
st=fclose(fiw);
function tp = dat2tp(x,h);

```

```

% DAT2TP Finds the sequence of turning points and optionally removes
%     small oscillations from the two column data x by rainflow filtering.
%
% CALL: tp = dat2tp(x);
% CALL: tp = dat2tp(x,h);
%
%     x = two column data matrix with sampled times and values.
%     tp = a two column matrix with time and turning points.
%     h = a threshold;
%         if h<0, then tp=x;
%         if h=0, then tp is a sequence of turning points (default);
%         if h>0, then all rainflow cycles with amplitude smaller than
%             h are removed.
%
% See also: rfcfilt, tp2rfc.
if nargin<2
    h=0;
end
if h<0
    tp=x;
    return
end
if exist('load.dat'), delete load.dat, end
save load.dat x -ascii
if exist('amp.in'), delete amp.in, end
fprintf('amp.in','%8.5e \n',h);
disp([' Starting Fortran executable.'])
dos([wavepath 'gettp.exe']);
if h==0
    load tp.dat

```

```
return
end
dos(['wavepath 'rfc_filt.exe']);
disp([' Loading data'])
load out.dat
[Y I]=sort(out(:,1));
tp=out(I,1:2);
function amp=mm2amp(mM)
% MM2AMP Calculates the min2Max cycle amplitudes.
%
% CALL: amp = mm2amp(mM);
%
% amp = the amplitudes of the min2Max cycles.
% mM = a two column matrix with the min2Max cycles.
n=length(mM);
amp=mM(:,2)-mM(:,1);
```