



CAPACIDADE REMANESCENTE DE ESTRUTURAS TUBULARES
PERFURADAS DE AÇO SOB CARREGAMENTOS DE COMPRESSÃO E FLEXÃO

Irving David Hernández Fontes

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Oceânica, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de Doutor em Engenharia Oceânica.

Orientador: Murilo Augusto Vaz

Rio de Janeiro
Setembro de 2019

CAPACIDADE REMANESCENTE DE ESTRUTURAS TUBULARES
PERFURADAS DE AÇO SOB CARREGAMENTOS DE COMPRESSÃO E FLEXÃO

Irving David Hernández Fontes

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

Examinada por:

Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.

Prof. Julio Cesar Ramalho Cyrino, D.Sc.

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

Prof. Lavinia Maria Sanabio Alves Borges, D.Sc.

Prof. Heraldo Silva da Costa Mattos, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

SETEMBRO DE 2019

Fontes, Irving David Hernández

Capacidade remanescente de estruturas tubulares perfuradas de aço sob carregamentos de compressão e flexão/
Irving David Hernández Fontes. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2019.

XVII, 105 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Murilo Augusto Vaz

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Oceânica, 2019.

Referências Bibliográficas: p. 79-85.

1. Tubos com dano. 2. Capacidade remanescente. 3. Equação de projeto. I. Vaz, Murilo Augusto. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

Agradecimentos

À minha esposa, aos meus pais e irmãos, assim como a todos que fizeram possível este importante momento da minha formação profissional.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.).

CAPACIDADE REMANESCENTE DE ESTRUTURAS TUBULARES
PERFURADAS DE AÇO SOB CARREGAMENTOS DE COMPRESSÃO E FLEXÃO

Irving David Hernández Fontes

Setembro/2019

Orientador: Murilo Augusto Vaz

Programa: Engenharia Oceânica

Nesta tese, são apresentados dois estudos numérico-experimentais para avaliação da capacidade remanescente de compressão e flexão, em membros tubulares de aço de unidades *offshore*. Considera-se um dano por perfuração na metade do comprimento decorrente da exposição prolongada da estrutura a um ambiente corrosivo. Cargas de origem térmica, hidrodinâmica ou de pressão são desconsideradas. Um procedimento de reconstrução tridimensional, utilizando-se conjuntos de imagens, foi desenvolvido e implementado para consideração dos defeitos iniciais, de amostras reais, nos modelos numéricos. Parâmetros como as razões de esbeltez transversal e longitudinal, e a magnitude de perfuração foram usados para propor equações de projeto para cada cenário de carga. Com base na análise de variância dos resultados, as predições dos modelos numéricos e das equações de projeto apresentaram baixo desvio em relação às medições experimentais para cada tipo de carga.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

REMAINING CAPACITY OF STEEL PERFORATED TUBULAR MEMBERS
UNDER COMPRESSION AND BENDING LOAD SCENARIOS

Irving David Hernández Fontes

September/2019

Advisor: Murilo Augusto Vaz

Department: Ocean Engineering

In this thesis, two numerical-experimental studies are presented to evaluate the remaining compressive and flexural capacity of steel tubular members from offshore units. Perforation damage at half the length is considered as a result from prolonged exposure of the structure to a corrosive environment. Thermal, hydrodynamic or pressure loads are disregarded in this work. A three-dimensional reconstruction procedure, using image sets, has been developed and implemented to consider the initial defects of real samples in numerical models. Parameters such as ratios of transversal and longitudinal slenderness and the perforation magnitude were used to propose design equations for each load scenario. Based on the analysis of variance of the results, the predictions of numerical models and design equations presented a low deviation from the experimental measurements for each type of load.

Sumário

Lista de Figuras	x
Lista de Tabelas	xiv
Lista de Símbolos	xvi
1 Introdução	1
1.1 Motivação	2
1.2 Objetivos.....	2
1.3 Justificativa.....	2
1.4 Revisão bibliográfica.....	3
1.5 Estrutura do trabalho	6
2 Capacidade compressiva remanescente	7
2.1 Definição das amostras para ensaios experimentais.....	8
2.2 Caracterização das amostras	11
2.2.1 Corte e codificação das amostras.....	11
2.2.2 Características das amostras confeccionadas	11
2.3 Propriedades do material	12
2.4 Ensaios experimentais	16
2.4.1 Equipamento e Materiais	17
2.5 Medição de imperfeições.....	20
2.6 Prototipagem de geometrias	22
2.6.1 Captura de imagens	23
2.6.2 Estrutura de movimento SfM	24
2.6.3 Geração de nuvem de pontos densa.....	26
2.6.4 Malhado da nuvem densa de pontos.....	27
2.6.5 Reconstrução da superfície da amostra	28
2.7 Modelagem numérica	29
2.7.1 Propriedades da malha e do material	30
2.7.2 Variação de espessuras	31
2.7.3 Condições de contorno	32
2.8 Resultados e discussões	32

2.8.1 Resultados da reconstrução tridimensional	32
2.8.2 Comportamento global – Resultados de força e encurtamento	34
2.8.3 Modo de falha.....	37
2.8.4 Comportamento local	39
2.9 Equação de projeto: Compressão	41
2.9.1 Descrição geral	42
2.9.2 Descrição do problema	43
2.9.3 Modelos Numéricos.....	44
2.9.4 Dimensões geométricas das amostras - DoE.....	44
2.9.5 Regressão simbólica por algoritmos evolutivos	46
2.9.6 Resultados e verificação dos modelos	48
3 Capacidade remanescente de flexão	55
3.1 Análise experimental	56
3.1.1 Definição das amostras	56
3.1.2 Aquisição de dados	57
3.2 Descrição do meta-modelo numérico	57
3.2.1 Dimensões geométricas do modelo	57
3.2.2 Propriedades do material	59
3.2.3 Configurações da malha	59
3.3 Resultados e verificações da campanha numérico-experimental	61
3.3.1 Resultados do comportamento global.....	61
3.3.2 Modo de falha.....	62
3.3.3 Resultados do comportamento local.....	64
3.4 Equação de projeto para a capacidade remanescente de flexão	65
3.4.1 Modelo baseado na superfície de resposta	65
3.4.2 Expressão analítica da capacidade remanescente de flexão	66
3.4.3 Resultados e verificação da equação de projeto	68
3.4.4 Avaliação da equação de projeto em amostras de dimensões reais.....	71
4 Conclusões gerais e trabalhos futuros	73
Referências bibliográficas.....	79
ANEXO A – Dimensões do quadro MTS 311.14	86
ANEXO B – Normas aplicáveis e descrição dos ensaios de tração	87

ANEXO C – Características dos strain-gauges.	90
APÊNDICE A – Curvas tensão vs deformação das amostras.....	91
APÊNDICE B – Imperfeições Geométricas	103

Lista de Figuras

Figura 1: Desenho esquemático de um membro tubular perfurado centralmente: (a) variáveis de posição cilíndrica, (b) variáveis da seção transversal em $L/2$	8
Figura 2: Corte e codificação dos tubos.	11
Figura 3: Testes de tração para obtenção das propriedades do material das amostras experimentais.	13
Figura 4: Esquema das propriedades médias do material.	16
Figura 5: Arranjo experimental e condições de contorno dos experimentos.	17
Figura 6: Esquema das bases de fixação para as amostras de membro tubular do tipo <i>flare</i>	18
Figura 7: Detalhe das bases de rotação: (a) base de apoio/verso da rótula, e (b) rótula de fixação da amostra com trava de segurança para evitar deslocamento lateral.	18
Figura 8: Distribuição de sensores de deformação usados em amostras a) intactas, e b) com dano.	19
Figura 9: Distribuição dos sensores de deslocamento.	20
Figura 10: Esquema geral da medição de espessuras nas amostras.	22
Figura 11: Medição de imperfeições das amostras experimentais por varredura laser.	23
Figura 12: Esquema geral de captura de imagens para reconstrução tridimensional das amostras experimentais.	24
Figura 13: Sequência da reconstrução 3D por SfM e MVS.	25
Figura 14: Esquema geral da estrutura de movimento SfM.	25
Figura 15: Amostra C30 – descritores encontrados entre as imagens 9 (esq.) e 10 (dir.) a partir das imagens de entrada para reconstrução.	25
Figura 16: Amostra C30 – Correspondências fundamentais entre as imagens 9 e 10 do conjunto de imagens.	26

Figura 17: Reconstrução incremental das imagens capturadas.....	26
Figura 18: Amostra B45 – Comparação entre uma nuvem de pontos (a) dispersa, e (b) densa.	27
Figura 19: Amostra B45 – estágios da geração de malha: a) limpeza manual das regiões de interesse, b) nuvem densa de pontos apenas com região de interesse, c) nuvem de pontos filtrada pelo algoritmo de disco de Poisson, e d) geração de malha triangular no MeshLab.....	29
Figura 20: Amostra C30 – simplificação da malha triangular base: a) malha triangular base b) malha triangular alisada, c) geometria seccionada, d) geometria filtrada, e) malha após aplicação de topologia virtual.....	30
Figura 21: Regiões de refinamento de malha: a) região das extremidades, b) região entorno da perfuração, e c) região de transição.....	30
Figura 22: Detalhe da distribuição dos elementos S4R desestruturados em torno da perfuração.....	31
Figura 23: (a) Mapa de distribuição de espessuras na amostra C45; (b) interpolação bilinear da espessura para cada elemento da malha.	32
Figura 24: Condições de contorno e de carregamento dos modelos numéricos. ...	33
Figura 25: Mapas de imperfeições da amostra C45: a) variação da espessura, b) imperfeições espaciais.....	33
Figura 26: Excentricidade dos eixos principais a partir do mapa de imperfeição global da amostra C45.....	34
Figura 27: Resultados numérico-experimentais dos membros tubulares do tipo principal (Classe A).....	35
Figura 28: Resultados numérico-experimentais dos membros tubulares do tipo transversal (Classe B).....	36
Figura 29: Resultados numérico-experimentais dos membros tubulares do tipo contraventamento (Classe C).	37
Figura 30: Cargas compressivas máximas registradas para os membros tubulares do tipo: a) Principal, b) Transversal, e c) Contraventamento.	38

Figura 31: Estado de tensões de von Mises da amostra C45 na região com dano: P1) antes, P2) durante, e P3) depois de atingir a capacidade máxima de compressão.	39
Figura 32: Comparação dos modos de falha entre as abordagens experimental (esq.) e numérica (dir.) para as amostras: (a) A15, (b) B30, e (c) C45.	40
Figura 33: Ovalização da perfuração e estágios do encurtamento axial para a amostra C45.	40
Figura 34: Curvas de deformação-força axial para os resultados numéricos [N] e experimentais [E] da amostra C45.	40
Figura 35: Operações de programação genética na regressão simbólica: a) mutação, e b) cruzamento.	49
Figura 36: Força compressiva máxima dos resultados da campanha DoE-FEM..	50
Figura 37: Comparação entre os modelos LM considerando: (a) todos os fatores e interações, (b) apenas os fatores e interações significativos.	51
Figura 38: Verificação das predições do modelo de regressão simbólica.	52
Figura 39: Comparação dos modelos empíricos: (a) modelo linear, (b) modelo da regressão simbólica.	53
Figura 40: Comparação das predições do modelo da regressão simbólica e resultados experimentais.	54
Figura 41: Configuração do ensaio de flexão e condições de contorno.....	55
Figura 42: Exemplo da execução do ensaio de flexão por quatro pontos, Amostra S00.....	56
Figura 43: Esquema da instrumentação das amostras S15, S30 e S45.	57
Figura 44: Modelagem das bases de apoio/carregamento na análise numérica....	58
Figura 45: Arranjo completo do modelo numérico suas interações.....	59
Figura 46: Curva do material usada no modelo numérico para o carregamento de flexão.....	59
Figura 47: Exemplos de malha obtidos para as partes do modelo da amostra S60.	60

Figura 48: Curva de convergência da malha.....	61
Figura 49: Exemplos da densidade de malha obtida nos modelos.....	61
Figura 50: Comparação do momento de flexão em relação do deslocamento axial, para os dados medidos experimentalmente e suas previsões numéricas.	62
Figura 51: Estado de tensões da seção transversal na metade do comprimento para a amostra S15.	63
Figura 52: Comparação dos modos de falha entre as abordagens experimental (direita) e numérica (esquerda) para as amostras: (a) S30, (b) S45, e (c) S60.....	64
Figura 53: Resultados de deformação para as amostras S15 (a, b, c), S30 (d, e, f), e S45 (g, h, i).....	65
Figura 54: Comparação entre os modelos de superfície de resposta considerando: a) todos os fatores e suas interações, e b) apenas os fatores significativos.	70
Figura 55: Comparação das previsões de capacidade dos modelos analítico, e RSM em relação dos resultados experimentais.	70
Figura 56: Comparação adimensional das previsões analítica e empírica em relação à previsão numérica para amostras de dimensões reais.	72
Figura 57: Esquema da extração dos corpos de prova.	88
Figura 58: Dimensões dos corpos de prova.	88
Figura 59: Corpos de prova em elementos tubulares segundo a espessura.....	89

Lista de Tabelas

Tabela 1: Parâmetros dos elementos representativos da estrutura de um <i>flare</i>	9
Tabela 2: Dimensões dos tubos comerciais para confecção das amostras de estrutura tipo <i>flare</i>	10
Tabela 3: Matriz de ensaios experimentais com medidas nominais.	10
Tabela 4: Dimensões geométricas medidas nas amostras experimentais.	12
Tabela 5: Divisão dos corpos de prova para obtenção de propriedades do material.	13
Tabela 6: Relação de propriedades mecânicas.....	15
Tabela 7: Propriedades mecânicas médias.....	16
Tabela 8: Capacidade compressiva máxima dos modelos numéricos e amostras experimentais.	38
Tabela 9: Dimensões finais das amostras avaliadas na campanha DoE-FEM.....	45
Tabela 10: Resultados da capacidade compressiva máxima da campanha DoE-FEM	50
Tabela 11: Resultados ANOVA para respostas de capacidade de campanha do DoE-FEM.....	51
Tabela 12: Capacidade compressiva experimental e do modelo SR normalizadas.	53
Tabela 13: Relação das capacidades máximas de flexão nas amostras experimentais e numéricas.....	62
Tabela 14: Características geométricas dos modelos DoE-RSM.....	67
Tabela 15: Resultados da ANOVA considerando um modelo quadrático completo.	69
Tabela 16: Resultados da ANOVA considerando apenas os fatores significativos.	69
Tabela 17: Comparação das previsões entre os modelos e as medições experimentais.	70

Tabela 18: Características e resultados das simulações com dimensões de amostras reais.	71
Tabela 19: Tolerâncias para o diâmetro dos elementos tubulares.....	87
Tabela 20: Tolerâncias do diâmetro nas extremidades.	87
Tabela 21: Tolerâncias para a espessura das amostras.....	87
Tabela 22: Requerimentos dos corpos de prova para elementos tubulares esbeltos.	89

Lista de Símbolos

$2D$	-	Bidimensional
$3D$	-	Tridimensional
A_o	-	Área da seção transversal intacta
D	-	Diâmetro
D/t	-	Razão de esbeltez transversal
dA	-	Diferencial de área
DoE	-	Desenho de experimentos
D_p	-	Diâmetro da perfuração
$d\theta$	-	Diferencial de posição angular
E	-	Módulo de elasticidade
El_u	-	Limite de alongamento
FEM	-	Método de Elementos Finitos
FOV	-	Campo de visão
GP	-	Programação genética
I.C.	-	Índice de confiança
L	-	Comprimento
L/D	-	Razão de esbeltez longitudinal
LM	-	Modelo linear
LSM	-	Método dos mínimos quadrados
M	-	Momento
MAE	-	Erro absoluto médio
M_{FEM}	-	Momento máximo numérico
$M_{p,d}$	-	Momento plástico membro com dano
$M_{p,o}$	-	Momento plástico membro intacto
M_{RSM}	-	Momento máximo do modelo empírico
MVS	-	Visão estéreo múltipla
O_f	-	Valor de aptidão do modelo
$O_v\%$	-	Percentual de ovalização
P_{EXP}	-	Capacidade experimental
P_{LM}	-	Capacidade do modelo linear
P_{SR}	-	Capacidade do modelo de regressão simbólica
P_y	-	Força de escoamento
R^2	-	Coefficiente de determinação
ROI	-	Região de interesse
RP	-	Ponto de referência
RSM	-	Método da superfície de resposta
R_x	-	Condição de contorno de rotação em x
R_y	-	Condição de contorno de rotação em y
R_z	-	Condição de contorno de rotação em z

SfM	-	Estrutura por movimento
SG	-	Sensor de deformação
SR	-	Regressão simbólica
<i>stdErr</i>	-	Erro padrão
<i>t</i>	-	Espessura
U_x	-	Condição de contorno de deslocamento em x
U_y	-	Condição de contorno de deslocamento em y
U_z	-	Condição de contorno de deslocamento em z
α	-	Nível de significância
δ_y	-	Deslocamento axial
ε_e	-	Deformação de engenharia
ε_h	-	Deformação transversal
ε_p	-	Deformação plástica verdadeira
ε_t	-	Deformação verdadeira
ε_t^e	-	Deformação verdadeira regime elástico
ν	-	Coefficiente de Poisson
σ_t	-	Tensão verdadeira
σ_u	-	Tensão última
σ_y	-	Tensão de escoamento
Φ	-	Ângulo de perfuração

1 Introdução

A indústria offshore ao redor do mundo encara grandes desafios para manter a operação de seus ativos. Com o incremento na demanda de energia, e o eventual envelhecimento das unidades de exploração e produção, investigações ligadas à extensão de vida útil tornou-se importante linha de pesquisa. Danos advindos da corrosão de estruturas metálicas, por exemplo, podem onerar um valor de aproximadamente 1% a 3% do produto interno bruto de cada país. Em se tratando da indústria offshore, a situação ganha maior relevância dada à existência de inúmeras estruturas alocadas em alto-mar. O processo de corrosão que leva à perda cronológica de material gera o risco de comprometer a integridade das estruturas, causar acidentes ou mesmo o colapso da estrutura/unidade. Além dos efeitos diretos advindos da corrosão nas estruturas de aço, as unidades offshore que operam perto do limite de vida de projeto também apresentam deteriorações estruturais associadas aos vários tipos de danos tais quais: membros encurvados, amassados, com moissas, rachaduras, perda de material e perfurações. Cada um destes danos afeta a resistência da estrutura de modo diferente, fazendo necessária uma análise e/ou pesquisa particular.

A avaliação da integridade estrutural das unidades offshore é necessária para garantir a operação contínua, em vista das condições associadas ao ambiente marítimo (ex. danos por fadiga, cargas extremas). Os elementos estruturais encontram-se constantemente expostos a níveis elevados de corrosão e ao risco de sofrer impactos de embarcações, ou sofrer impactos pelas quedas de equipamento, por exemplo. Isto decorre na necessidade de adaptar a unidade para atender as novas condições operacionais.

O processo de avaliação de integridade estrutural requer resultados experimentais, que considerem os membros tubulares danificados, para determinação da resistência remanescente. Estes experimentos têm custo elevado, porém, a obtenção de dados objetivos, a partir de simulações numéricas, pode incrementar a qualidade das decisões e melhorar as estratégias de manutenção/reparo. Isto é plausível, desde que os resultados numéricos sejam verificados e validados com medições experimentais, ainda que em escala reduzida, e assim determinar a confiabilidade dos modelos numéricos.

1.1 Motivação

Elementos tubulares são amplamente usados na indústria offshore devido à versatilidade de uso e alta resistência estrutural. Dentro das unidades operacionais existe um número considerável de elementos tubulares em constante exposição a meio corrosivo que, somada à proteção ineficaz, gera degradações localizadas ou estendidas, diminuindo a capacidade de carga. Em princípio, estes membros tubulares não são projetados para suportar um nível avançado de degradação, nas paredes externas, nem qualquer tipo de perfuração que vir a ocorrer.

O crescente interesse de setores da indústria, como a do petróleo, de estender a vida útil de seus ativos, bem como definir critérios de avaliação que ajudem na tomada de decisões nas etapas de inspeção, reprojeção e/ou reparo, motivaram esta pesquisa.

1.2 Objetivos

O presente trabalho está focado na determinação do nível de capacidade perdido em elementos tubulares com diferentes razões de esbeltez longitudinal e transversal. Deseja-se obter critérios para a avaliação da integridade deste tipo de elementos nos cenários de carregamento de compressão e de flexão. Para isto, se estabeleceram os seguintes objetivos:

1. Desenvolver séries de ensaios experimentais para amostras de membros tubulares com perfurações idealizadas em escala reduzida, considerando os cenários de carregamento de compressão e de flexão.
2. Desenvolver modelos numéricos que simulem os ensaios experimentais e suas condições de execução, e cujas predições se afirmam aos resultados experimentais.
3. Desenvolver critérios de avaliação da capacidade remanescente de carga e/ou equações de projeto para cada cenário de carregamento.

1.3 Justificativa

O desenvolvimento de um maior número de estudos que abordem o tema de estruturas com dano é fundamental. A extensão da vida útil de unidades offshore

envelhecidas, que pode representar uma forte minimização de investimentos, depende do desenvolvimento destas pesquisas.

Embora os procedimentos atuais de projeto e inspeção, das unidades offshore e suas estruturas, tenham sido estabelecidos com base na confiabilidade de informações genéricas disponíveis no estágio de projeto, é importante que as informações obtidas durante a operação das estruturas individuais sejam ponderadas na hora da tomada de decisão de reparar, substituir ou descartar elementos estruturais envelhecidos. Visando com isto a integridade, segurança e operacionalidade da unidade, tanto do ponto de vista de segurança dos operários, como de preservação do meio ambiente.

Os procedimentos existentes de avaliação de estruturas tubulares com dano, bem como normas de projeto ou práticas recomendadas, consideram cenários de aplicação específicos, e/ou uma quantidade reduzida de tipos de dano, como são: mochas ou indentações por impactos de embarcações ou quedas de material. Neste sentido, os efeitos de corrosão, ou mesmo perfurações que foram atingidas ao longo da vida operacional são consideradas usando fatores de segurança conservadores. O anterior gera, na maioria dos casos, substituições e/ou reparos desnecessários em elementos estruturais que poderiam operar ainda mais tempo do que estimado.

Pelo exposto, justifica-se a procura de critérios para realizar, de maneira contínua, uma avaliação da capacidade remanescente de estruturas tubulares perfuradas, permitindo a otimização do tempo e dos recursos dos ativos, bem como dos programas de inspeção, reprojeto e/ou reparo dos elementos com dano por perfuração.

1.4 Revisão bibliográfica

Diversos trabalhos relacionados à avaliação da integridade estrutural de elementos danificados encontram-se na literatura (ABDEL-NASSER *et al.*, 2006, KHEDMATI *et al.*, 2012, LUTES *et al.*, 2001, NAZARI *et al.*, 2014), mas a produção científica com estudos experimentais e seus resultados é baixa, não conseguindo com isto a verificação modelos numéricos e analíticos (OSTAPENKO *et al.*, 1986).

Como descrito por NAZARI *et al.* (2014), o amplo uso de membros tubulares nas unidades offshore, deve-se à facilidade de manuseio e alta capacidade de resistência estrutural. Assim, várias pesquisas propondo fórmulas de projeto da resistência à

flambagem de membros tubulares de aço, intactos e de parede fina, foram realizadas (HAN *et al.*, 2006, HILBURGER *et al.*, 2001, JULLIEN *et al.*, 1998, NISHIMURA *et al.*, 1996, TAFRESHI, 2002, YEH *et al.*, 1999).

Estudos relacionados a cascas danificadas e/ou membros tubulares podem classificar-se com base à natureza do dano: i) danos físicos ou ii) físico-químicos, associados respectivamente à perda de material e alteração nas propriedades do material. Perfurações em estruturas de aço são geradas principalmente por presença prolongada de áreas corroídas acidentalmente induzidas ou por proteção ineficaz. Neste sentido, alguns modelos avaliam a resistência à compressão de membros corroídos (HERBOR & RICLES, 2004, HERNÁNDEZ, 2014, LEE *et al.*, 2000, YAMANE *et al.*, 2006). LUTES *et al.* (2001) estudaram efeitos da corrosão externa em membros tubulares de aço considerando compressão concêntrica e reduções de espessura externa propondo uma formulação simplificada. HERBOR & RICLES (2004) desenvolveram uma série de análises numérico-experimentais que mais tarde foram estendidas por KHEDMATI & NAZARI (2012) sobre a resistência final de membros tubulares em compressão e localmente corroídas. Em ambos trabalhos, uma abordagem paramétrica foi adotada, e após validação dos modelos numéricos, uma fórmula empírica foi determinada em função das dimensões da corrosão. CAI *et al.* (2018) desenvolveram uma investigação numérica sobre dutos metálicos sem costura, em flexão e danificados por perda de material, verificando as predições numéricas com resultados experimentais.

O nível dos efeitos de uma perfuração na capacidade estrutural relaciona-se diretamente à extensão do dano. Um pequeno furo resulta em dano local reparável na estrutura e geralmente não interrompe a operação. No entanto, se houver perfurações significativas em vários elementos tubulares, a integridade da estrutura geral pode ser comprometida e exigirá paralisações operacionais antes que o dano seja reparado. Devido ao número reduzido de pesquisas dos efeitos de danos por perfurações em elementos tubulares de aço, é provável que as mesmas não tenham evoluído para normas de projeto ou procedimentos normalizados de reparo para recuperação da capacidade estrutural. Códigos de projeto, como ANSI/AISC a360-16 (AISC COMMITTEE, 2016) e API RP 2A (API, 2014) fornecem equações da capacidade para membros tubulares intactos de aço. A falta de consideração de danos, bem como o conservadorismo de códigos de projeto levou ao desenvolvimento de investigações teóricas e experimentais com tubos

não danificados sob diferentes condições de carga, da mesma forma que as referências (BAI & JIN, 2016, BATTERMAN, 1965, RASHED, 1980).

O mecanismo de colapso de tubos com parede fina foi estudado por ELCHALAKANI *et al.*, (2002) para determinar momento plástico de colapso. JIAO & ZHAO (2004) realizaram ensaios experimentais e propuseram limites para a esbeltez da seção para tubos de aço de alta resistência. RASHED (1980) propôs o método da unidade estrutural idealizada, que simula com precisão o comportamento dos membros tubulares, incluindo fenômenos de flambagem geral e plastificação. Dos poucos estudos experimentais encontrados na literatura para membros tubulares com dano, muitos estão focados em mochas devidas a impactos (CERIK *et al.*, 2016, KHEDMATI & NAZARI, 2012, QU *et al.*, 2017, YU & AMDAHL, 2018, ZEINODDINI *et al.*, 2014), e as formulações/modelos que propõem não se aplicam para estimar a capacidade de membros tubulares corroídos/perfurados. Isto por se limitarem a experimentos/análises numéricas de poucos casos, resultando em relações empíricas. Estas relações consideram apenas a mudança geométrica na região e desconsideram a perda de material. Além disso, não há diretrizes e/ou recomendações nas normas/códigos de projeto, atualmente disponíveis, para preencher essa lacuna de pesquisa. Assim, também há menos estudos sobre o comportamento de estruturas cilíndricas perfuradas (HAN *et al.*, 2006, HILBURGER *et al.*, 2001, JULLIEN & LIMAM, 1998, NISHIMURA *et al.*, 1996, TAFRESHI, 2002, YEH *et al.*, 1999).

As perfurações em estruturas tubulares, de unidades offshore, são geradas pela presença crônica de áreas corroídas, induzidas acidentalmente e/ou por uma proteção ineficaz. Neste sentido, alguns modelos avaliam a resistência remanescente para membros corroídos (HERBOR & RICLES, 2004, HERNÁNDEZ, 2014, LEE & KIM, 2000, YAMANE *et al.*, 2006), mas são poucos os trabalhos que abordam o comportamento de membros perfurados. NISHIMURA *et al.* (1996) e MURAKAMI *et al.* (1998) desenvolveram trabalhos numérico-experimentais para estruturas tubulares perfuradas, considerando apenas aspectos básicos relacionados aos efeitos de tamanho e local da perfuração. Outra pesquisa importante sobre membros perfurados foi realizada por OKADA *et al.* (2004), considerando a deterioração de membros tubulares, submetidos a carregamentos combinados de compressão e flexão. Usando uma modificação do método Perry-Robertson (FENG, 2015) verificaram que as formulações analíticas apresentam

uma boa correspondência com simulações numéricas por elementos finitos. HAN *et al.* (2006) realizaram análises com foco nos efeitos de perfurações na diminuição da capacidade compressiva de carga, e de flambagem, em tubos de alumínio. A investigação examinou a influência do tamanho da perfuração, bem como a sua localização e relação de aspecto, e propôs formulações simplificadas a partir de resultados numérico-experimentais.

1.5 Estrutura do trabalho

O presente trabalho aborda o estudo de estruturas tubulares de aço com perfurações devidas a uma corrosão avançada e concentrada. Cargas de pressão, de origem hidrostática ou térmica foram desconsideradas durante o desenvolvimento da pesquisa. Apenas, os carregamentos de compressão axial centralizado, e o de flexão pura por quatro pontos foram levados em conta. O trabalho foi dividido em quatro capítulos, dos quais o Capítulo 1 abrange a motivação, objetivos e justificativa da presente pesquisa, bem como a revisão do estado da arte e pesquisas relacionadas a estruturas tubulares com dano. O Capítulo 2 trata o estudo, numérico e experimental, da capacidade compressiva remanescente de estruturas tubulares perfuradas. O Capítulo 3 apresenta uma análise numérico-experimental simplificada para avaliação da capacidade remanescente de flexão, e o Capítulo 4 apresenta as conclusões gerais da pesquisa, e potenciais trabalhos futuros na mesma linha de investigação.

2 Capacidade compressiva remanescente

As estruturas offshore concentram uma quantidade considerável de membros tubulares, como são as jaquetas, os membros transversais e membros do tipo contraventamento, todos submetidos a vários tipos de carregamentos. Dependendo da localização destes elementos na estrutura, o acesso aos mesmos é limitado, fazendo com que rotinas de inspeção, manutenção preventiva e/ou proteção se tornem um desafio. Somando isto à constante exposição ao ambiente marinho, a degradação nas paredes destes elementos irá gerar perfurações de diversas magnitudes. Consequentemente, as perfurações diminuirão a resistência das estruturas até estas falharem ou serem substituídas.

Pesquisas como a desenvolvida por OKADA *et al.* (2004) destacam a importância de danos por perfurações, em regiões específicas de estruturas tubulares. Este tipo de dano, quando a estrutura tubular é esbelta e submetida a carga compressiva axial e centralizada, favorecerá a falha da estrutura por instabilidade. Analogamente, dependendo da localização do dano e sua magnitude, embora a estrutura não seja esbelta, irá falhar por instabilidade geométrica, ou pela combinação de esmagamento inicial, seguido de instabilidade elastoplástica. O anterior deve-se a que as perfurações produzem mudanças mecânicas que deterioram a capacidade de carga devido à concentração de tensões nas proximidades da perfuração (MURAKAMI *et al.*, 1998).

O presente capítulo tem como objetivo: apresentar o desenvolvimento de um estudo numérico e experimental para determinar a capacidade remanescente de membros tubulares de aço submetidos à carga axial compressiva, considerando dano por perfuração. O estudo para se atingir este objetivo baseia-se em elementos tubulares de diâmetro D com perfuração idealizada na metade do comprimento $L/2$. Esta perfuração define-se geometricamente como a intersecção da amostra com outro corpo cilíndrico de diâmetro D_p (vide Figura 1a). Assim, a perfuração também pode ser definida pelo ângulo geratriz Φ , como mostrado na Figura 1b.

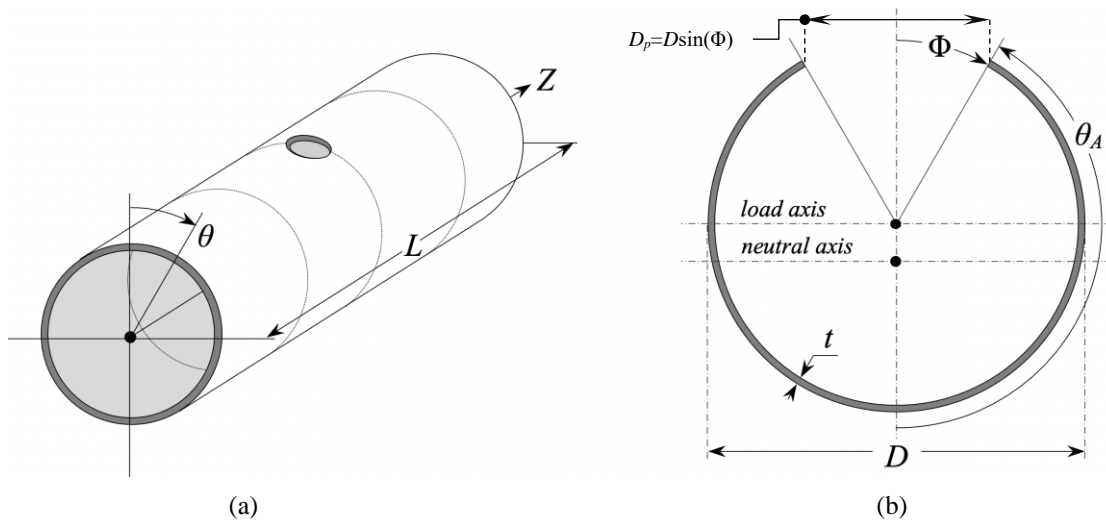


Figura 1: Desenho esquemático de um membro tubular perfurado centralmente:
 (a) variáveis de posição cilíndrica, (b) variáveis da seção transversal em $L/2$.

Os elementos tubulares dentro da faixa de interesse desta pesquisa, são elementos curtos ou intermediários (esbeltez longitudinal), com uma variação da espessura da parede de grossa à fina (esbeltez transversal). Isto gera a necessidade de avaliar o comportamento dos elementos tubulares, considerando a maior quantidade de variáveis possíveis, incluindo as variações de configurações da perfuração. A metodologia adotada para se atingir o objetivo do projeto é calibrar um modelo numérico através de testes experimentais realizados em escala reduzida. Este procedimento é realizado para alguns elementos tubulares representativos das faixas de interesse dos parâmetros diâmetro-sobre-espessura D/t e comprimento-sobre-diâmetro L/D .

Definida a acurácia do modelo numérico, o comportamento de tubos com qualquer outra configuração de L/D e D/t , incluindo tubos em escala real, poderá ser previsto com a precisão determinada.

2.1 Definição das amostras para ensaios experimentais

A definição dos ensaios experimentais baseou-se em requerimentos de projeto de membros tubulares típicos dos utilizados em torres de *flare* de plataformas offshore, assim foi especificado o aço API 5L grau B como material para confecção das amostras. Este material tem como propriedades nominais limite de escoamento $\sigma_y = 245$ MPa, módulo de elasticidade $E = 210$ GPa, resistência última $\sigma_u = 415$ MPa, limite de alongação $El_u = 0,24$ e coeficiente de Poisson $\nu = 0,3$. Três tipos de elementos representativos desta

estrutura, que se caracterizam basicamente pela razão L/D , foram identificados como membros principais, transversais e contraventamentos. A partir de uma lista de uma torre de *flare* real, contendo as características geométricas de vários elementos, escolheram-se os que apresentavam as dimensões mais representativas de cada tipo de membros tubular (vide Tabela 1).

Tabela 1: Parâmetros dos elementos representativos da estrutura de um *flare*.

Parâmetro	Tipo de Membro Tubular		
	Principal	Transversal	Contraventamento
Diâmetro externo (mm)	508,00	273,00	219,00
Espessura (mm)	17,00	16,00	19,00
Comprimento (mm)	3970,0	5126,0	8145,0
D/t	~30	~20	~10
L/D	~8	~20	~40

Especificou-se assim as relações $D/t \approx 35$ para os membros principais e $D/t \approx 25$ para os membros transversais e contraventamentos, que deveriam ser mantidas para os modelos em escala reduzida. Para a relação L/D , as faixas estabelecidas foram de 7 a 14 para membros principais, de 19 a 25 para membros transversais, e de 35 a 48 para contraventamentos. Devido a estes requerimentos e ao espaço disponível na máquina de ensaios do Núcleo de Estruturas Oceânicas (NEO) da COPPE/UFRJ, foi necessário projetar as dimensões das amostras experimentais em escala reduzida. Assim, o fator de escala de cada tipo de elemento foi determinado fixando-se o comprimento dos tubos a serem ensaiados na faixa de 2000 mm a 2500 mm. Desta forma, o fator de escala médio ficaria na faixa de 1:1,6 a 1:4,0 com relação aos tubos reais. Posteriormente, procuraram-se dimensões tentando manter as razões D/t e L/D , tanto quanto possível, dentro dos limites das faixas solicitadas e comercialmente disponíveis. A Tabela 2 mostra as características geométricas dos tubos escolhidos, com dimensões comerciais nominais, para representar em escala cada um dos tipos dos elementos de *flare*.

Com as dimensões da Tabela 2, ambos os membros tubulares do tipo transversal e de contraventamento não atendem as relações $D/t \sim 25$ típica destas estruturas. Como alternativa para mitigação deste inconveniente, optou-se pela usinagem dos tubos de membros transversais, reduzindo o diâmetro externo para 111 mm, e por consequência, a espessura para 4,4 mm. Com isto as razões L/D e D/t apresentaram valores de ~19 e ~25 respectivamente. Esta solução não foi aplicada aos tubos representativos dos elementos de contraventamento devido à espessura já ser bastante reduzida, e por serem mais

flexíveis, poderia induzir empenamento excessivo durante processo de usinagem. Assim, os elementos do tipo contraventamento foram confeccionados considerando as dimensões nominais comerciais.

Tabela 2: Dimensões dos tubos comerciais para confecção das amostras de estrutura tipo *flare*.

Parâmetro	Tipo de Membro Tubular		
	Principal	Transversal	Contraventamento
Diâmetro externo (mm)	273,0	114,3	60,00
Espessura (mm)	7,80	6,02	3,91
Comprimento (mm)	2000	2100	2400
D/t	35	~19	~15,4
L/D	~7,3	~18,4	40,0

Na Tabela 3 as características das 15 amostras de tubos de aço API 5L-B com diferentes relações D/t e L/D e perfuração circular na metade do comprimento $L/2$ foram consideradas para a campanha experimental. A posição da perfuração foi definida com base nos resultados de pesquisas como as desenvolvidas por MURAKAMI *et al.* (1998) e NISHIMURA *et al.* (1996), que a determinaram como a de maior criticidade.

Tabela 3: Matriz de ensaios experimentais com medidas nominais.

Tipo de Membro	Amostra	Diâmetro nominal*	Espessura*	Comprimento*	Ângulo de Perfuração
Principal (A)	1A	273,00	7,80	2000	Intacto
	2A				15°
	3A				30°
	4A				45°
	5A				60°
Transversal (B)	1B	111,14	4,44	2100	Intacto
	2B				15°
	3B				30°
	4B				45°
	5B				60°
Contraventamento (C)	1C	60,00	3,91	2400	Intacto
	2C				30°
	3C				45°
	4C				60°
	5C				90°

* Unidades em milímetros.

2.2 Caracterização das amostras

2.2.1 Corte e codificação das amostras

Oito tubos foram adquiridos (Figura 2) e subdivididos para preparação das amostras e confecção de cinco corpos de prova para ensaios de tração, sendo três para caracterização das propriedades do material e dois sobressalentes.

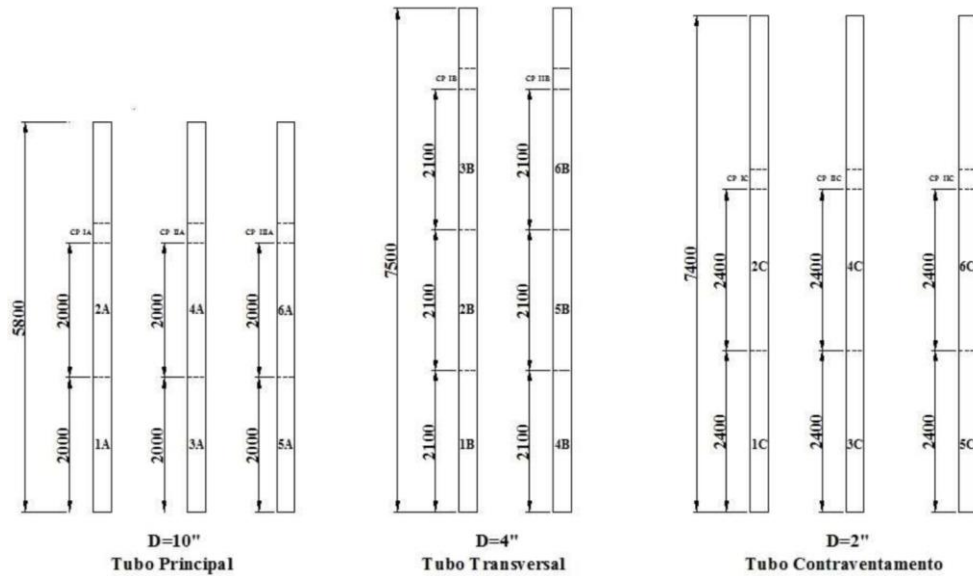


Figura 2: Corte e codificação dos tubos.

A codificação das amostras de *flare* adotou a nomenclatura da Tabela 3 na coluna “Amostra”. Para os corpos de prova de tração, confeccionados do remanescente de cada tubo, a codificação foi: número do tubo em algarismo romano, seguido pelo identificador A, B e C, para elementos do tipo principal, transversal e de contraventamento, respectivamente.

2.2.2 Características das amostras confeccionadas

O dano nas amostras experimentais resulta de uma perfuração circular com diâmetro $D_p = D \sin(\Phi)$, onde Φ expressa o ângulo geratriz da perfuração. A idealização desta perfuração para a seção transversal na metade do comprimento é ilustrada na Figura 1b. A Tabela 4 descreve as magnitudes do parâmetro Φ para as amostras e suas dimensões geométricas, onde L é o comprimento efetivo, D o diâmetro externo médio, e t a espessura média.

Tabela 4: Dimensões geométricas medidas nas amostras experimentais.

Amostra	L (mm)	D (mm)	t (mm)	Φ (graus)	D _p (mm)
1A	2000,8	273,8	7,8	Intacto	--
2A	2005,4	273,5	8,1	15	70,80
3A	2003,8	274,3	8,2	30	137,15
4A	2002,0	274,4	7,8	45	194,00
5A	2103,9	273,8	7,6	60	273,10
1B	2098,9	111,3	4,8	Intacto	--
2B	2101,6	111,4	4,3	15	28,80
3B	2101,1	111,3	4,8	30	55,65
4B	2098,2	111,1	5,2	45	78,60
5B	2100,0	111,0	4,9	60	96,10
1C	2400,6	60,0	3,5	Intacto	--
2C	2400,2	60,5	4,4	30	30,25
3C	2401,9	60,4	4,4	45	42,70
4C	2402,0	60,4	4,0	60	52,30
5C	2400,5	60,5	4,0	90	60,00

Todas as amostras experimentais foram usinadas nas extremidades. Isto para garantir o paralelismo na montagem, e descartar efeitos de desalinhamento e/ou imperfeições iniciais diferentes da perfuração. Depois do corte e usinagem das amostras, foram medidas as características principais de todos os membros tubulares, com a finalidade de se obter as informações mais realistas possíveis para entrada nos modelos numéricos. A Tabela 4 apresenta as medidas após a sua confecção.

2.3 Propriedades do material

Como especificado inicialmente, o material dos tubos das amostras foi o aço API 5L grau B (vide ANEXO B). De cada remanescente de tubo foram extraídos três corpos de prova, e ensaiados em tração atendendo à norma ASTM E8/E8M-16A (2016). Considerou-se que as propriedades mecânicas das amostras testadas têm as mesmas propriedades mecânicas do tubo original de onde foram confeccionadas. A Tabela 5 apresenta, por coluna a partir da esquerda: i) a divisão dos corpos de prova confeccionados, ii) as amostras que representam, e iii) a quantidade e tamanho da vara de tubo comercial.

Os ensaios de tração (Figura 3) foram realizados nas dependências do Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS) da COPPE/UFRJ, utilizando uma máquina de ensaios INSTRON 8800 e um medidor de deslocamento do tipo *clip gage* (CG) com abertura

inicial de 25 mm e amplitude de medição na faixa de +12,5 mm a -2,5 mm. Adicionalmente, um sistema de aquisição de dados da *National Instruments* (NI) para os *strain-gauges* (SGs) foi usado. A velocidade de afastamento entre as garras em todos os ensaios foi de 0,0336 mm/min.

Tabela 5: Divisão dos corpos de prova para obtenção de propriedades do material.

Vara de tubo	Amostra representada	Quantidade de tubos	Comprimento do tubo (mm)
IA	1A, 2A		
IIA	3A, 4A	3	6000
IIIA	5A		
IB	1B, 2B, 3B	2	7500
IIB	4B, 5B		
IC	1C, 2C		
IIC	3C, 4C	3	7400
IIIC	5C		



Figura 3: Testes de tração para obtenção das propriedades do material das amostras experimentais.

Os resultados obtidos, em cada ensaio, foram os valores da força aplicada em intervalos de tempo conhecidos, no caso a cada segundo, e o correspondente deslocamento medido através do CG, as deformações também medidas pelos SGs colados na direção longitudinal e, em algumas amostras, também na direção transversal para determinação do coeficiente de Poisson (ν).

Calculando-se a área da seção transversal usando as medidas de suas dimensões (largura e espessura) feitas em cada uma das amostras (antes da aplicação da carga), pode-se determinar a tensão nominal σ em cada instante dividindo-se a força medida pela área. Do mesmo modo, dividindo-se o deslocamento medido correspondente pelo comprimento inicial do CG (25 mm), calcula-se a deformação específica ϵ . Estas

deformações calculadas quando comparadas com as medidas diretamente pelos SGs mostraram diferenças até o início da plastificação, e após esta fase inicial $\pm 3\%$ apresentaram coincidência até o limite dos SGs ($\sim 5\%$ de deformação). Assim, em todos os casos foram consideradas as deformações medidas pelos SGs até seu limite nominal, e as obtidas com os dados do CG até a ruptura.

Os dados dos ensaios de tração foram exportados como tensão e deformação verdadeiras para a determinação dos parâmetros elastoplásticos na modelagem numérica. Para a determinação da curva tensão-deformação verdadeira supõe-se que o volume do corpo de prova durante a aplicação das cargas permanece constante no regime elastoplástico, isto se pode escrever como (1).

$$V_0 = A_0 \cdot L_0 = A \cdot L \quad (1)$$

onde, A_0 é a área da seção transversal inicial, L_0 é o comprimento inicial, A é a área correspondente a uma carga F e L é o comprimento correspondente.

Considerando δ como o acréscimo total do comprimento para uma força F , então:

$$L = L_0 + \delta \quad (2)$$

Usando a equação (2) em (1), pode ser escrito:

$$A = \frac{A_0 L_0}{L_0 + \delta} \quad (3)$$

A tensão verdadeira σ_t é dada por (4).

$$\sigma_t = \frac{F}{A} \quad (4)$$

Substituindo (4) em (3), obtém-se:

$$\sigma_t = \frac{F}{A_0} \cdot \frac{L_0 + \delta}{L_0} \quad (5)$$

Como $\sigma = F/A_0$ é a tensão de engenharia e $\varepsilon = \delta/L_0$ é a deformação específica de engenharia, de (5) pode escrever-se:

$$\sigma_t = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) \quad (6)$$

Se em vez de se usar o alongamento total δ e o comprimento original L_0 , os valores sucessivos de L e o incremento no comprimento ΔL forem usados, pode considerar-se que o incremento na deformação específica é descrito por (7).

$$\Delta \varepsilon = \frac{\Delta L}{L} \quad (7)$$

Neste sentido, a deformação específica verdadeira pode definir-se como o somatório dos valores de $\Delta \varepsilon$:

$$\varepsilon_t = \sum \Delta \varepsilon = \sum \frac{\Delta L}{L} \quad (8)$$

Substituindo o somatório por integração, tem-se:

$$\varepsilon_t = \int \Delta \varepsilon = \int \frac{\Delta L}{L} \quad (9)$$

Usando (2) em (9), tem-se:

$$\varepsilon_t = \ln \left(\frac{L_0 + \delta}{L_0} \right) = \ln(1 + \varepsilon) \quad (10)$$

As relações entre as tensões reais e nominais, assim como outros parâmetros obtidos nos testes de tração monotônica, são apresentados na Tabela 6, onde σ_e , ε_e e ε_h são valores nominais (de engenharia) da tensão de tração, deformação axial, e deformação transversal respectivamente; σ_t e ε_t são os valores para a tensão de tração e deformação verdadeiros, respectivamente. E , ν e ε_t^e são respectivamente o módulo de Young, o coeficiente nominal de Poisson, e a deformação axial real no regime elástico, e ε_p é a deformação plástica real. O módulo de Young, e o coeficiente de Poisson foram determinados usando uma regressão linear na faixa de deformações de 0,05% a 0,25% (ASTM E111-04, 2010).

Tabela 6: Relação de propriedades mecânicas.

Parâmetro	Formulação
Tensão real	$\sigma_t = \sigma_e / (1 - \nu \varepsilon_e)^2$
Deformação real	$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_e)$
Coefficiente de Poisson	$\nu = -\varepsilon_h / \varepsilon_t$
Módulo de Young	$E = \sigma_t / \varepsilon_t^e$
Deformação plástica real	$\varepsilon_p = \varepsilon_t - \ln(1 + \sigma_t / E)$

A Tabela 7 apresenta as propriedades mecânicas médias para cada classe de tubo, onde σ_y é a tensão de escoamento do material (considerando um offset de 0,02%), σ_u é a

tensão de tração última, e ϵ_u é o máximo alongamento uniforme EL_u em deformação (%). A Tabela 7 apresenta um esquema das propriedades descritas.

Tabela 7: Propriedades mecânicas médias.

Classe	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ_u	E (GPa)	ν
A	322	562	0,21	205	0,3
B	345	583	0,19	200	0,3
C	390	623	0,17	210	0,3

2.4 Ensaios experimentais

Os ensaios experimentais de compressão em amostras de escala reduzida de *flare* foram desenvolvidos nas dependências do laboratório NEO – Núcleo de Estruturas Oceânicas do Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia (COPPE) na Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ).

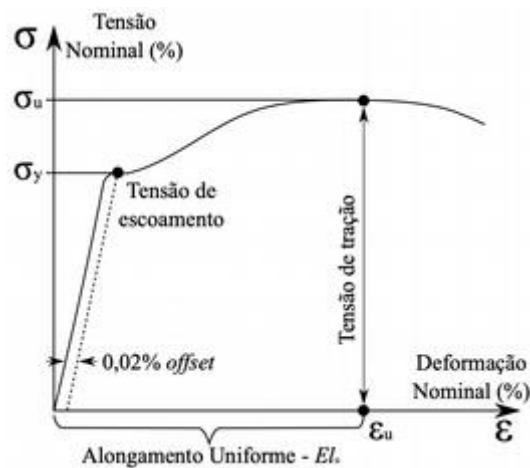


Figura 4: Esquema das propriedades médias do material.

Para execução dos ensaios foi usada uma máquina universal de testes, doravante quadro de testes, modelo MTS 311.41 com capacidade nominal de compressão/tração de 2,5 MN (vide ANEXO A). Assim também, foram usados: a) o sensor de deslocamento da máquina de testes que opera na faixa de ± 150 mm, e b) uma célula de carga secundária com faixas operacionais de 20 tf e 40 tf para compressão e tração. O arranjo geral dos ensaios experimentais é mostrado no esquema da Figura 5. Este arranjo foi adotado para representar as condições de contorno referentes a uma viga-coluna simplesmente apoiada nos experimentos.

2.4.1 Equipamento e Materiais

Os equipamentos e materiais empregados na campanha experimental podem ser divididos segundo seu campo de aplicação como: (i) de içamento e montagem, (ii) de controle e operação, e (iii) de instrumentação e aquisição de dados.

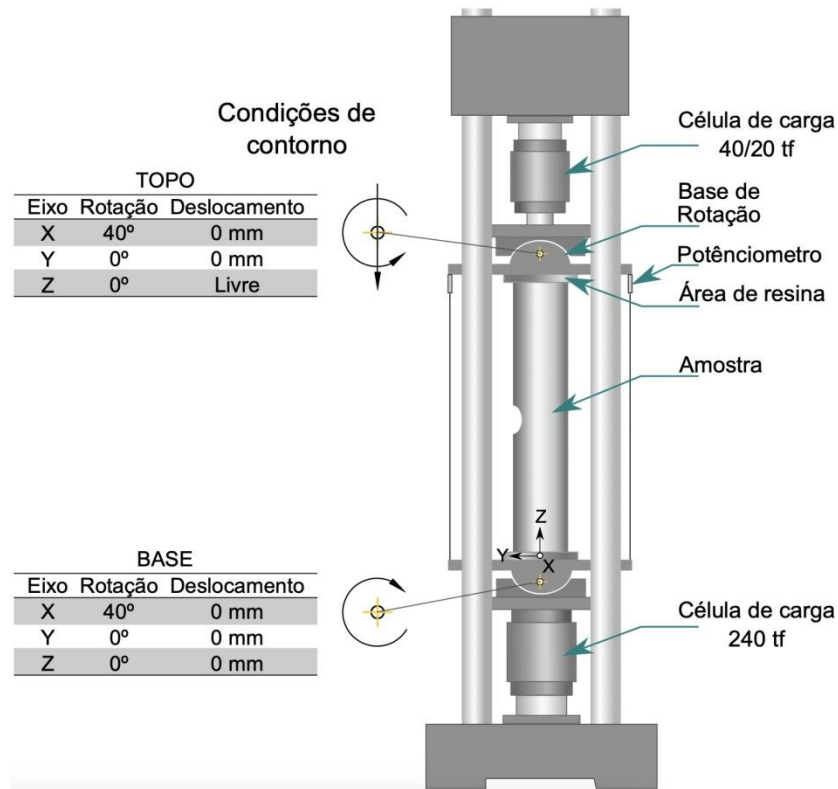


Figura 5: Arranjo experimental e condições de contorno dos experimentos.

(i) Içamento e Montagem

Os equipamentos para içamento das amostras experimentais foram basicamente cintas e anilhas com pelo menos 20 kN de capacidade. Um sistema de quatro colunas para fixação e movimentação das amostras, adicional às bases de fixação, foi usado para facilitar a centralização das amostras no estágio da resinagem. As bases de fixação, contaram com três barreiras circulares de diferentes diâmetros e 50 mm de altura. A implementação das barreiras circunferenciais visou delimitar a centralização de cada tipo de amostra, assim como evitar escorregamentos durante os ensaios. O espaço compreendido entre a parte interna da barreira, e a parede externa das amostras se preencheu com resina de cimentação base epóxi (Figura 6).

Ambas as estruturas de fixação são colocadas em uma base bipartida desenhada para permitir a livre rotação. Estas bases estão conformadas por um verso (Figura 7a) que recebe uma rótula onde as bases de fixação são parafusadas (Figura 7b). Com a finalidade de evitar qualquer deslocamento lateral da amostra, ou qualquer outra rotação a base bipartida é segurada com travas nas extremidades.

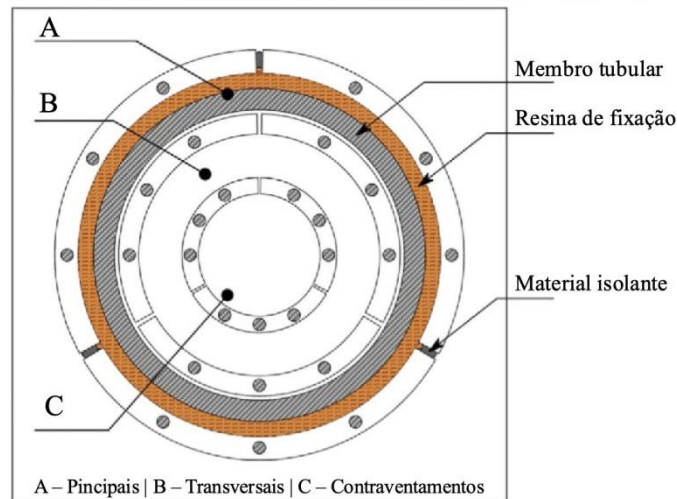


Figura 6: Esquema das bases de fixação para as amostras de membro tubular do tipo *flare*.

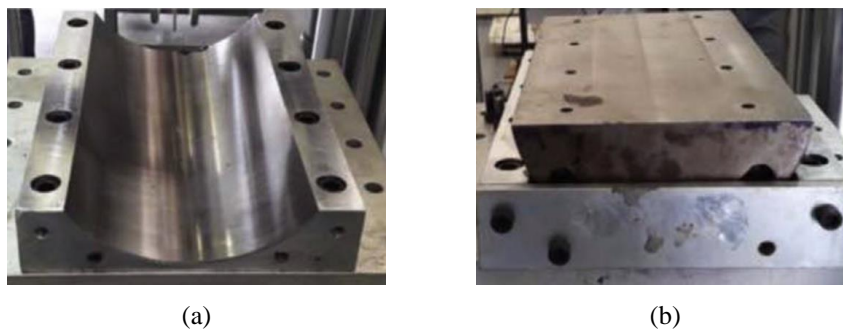


Figura 7: Detalhe das bases de rotação: (a) base de apoio/verso da rótula, e (b) rótula de fixação da amostra com trava de segurança para evitar deslocamento lateral.

(ii) Controle e operação do quadro de testes

Para o controle dos testes experimentais, pode ser usado tanto o controle de carga como o controle de deslocamento. Em todos os ensaios executados foi usado o controle de deslocamento, medindo-se a resposta de carga compressiva com uma célula de carga localizada na parte inferior do equipamento. Devido às baixas cargas que foram previstas analiticamente, em alguns dos casos (tubos dos tipos contraventamento e transversais) foi preciso dimensionar uma nova célula de carga de 40 tf, para evitar ruído excessivo no

sinal de aquisição. A nova célula de carga foi colocada na parte superior do quadro de testes, sendo fixada diretamente na haste conforme o esquema da Figura 5.

(iii) *Instrumentação e aquisição de dados*

A instrumentação das amostras contemplou o uso de sensores de deformação do fabricante KYOWA modelos KFG-10-120-D16-11 (biaxial) e KFG-20-120-C1-11 (uniaxial), ambos com deformação máxima de 5% (vide ANEXO C). Estes sensores foram distribuídos conforme apresentado nos esquemas da Figura 8a, para as amostras intactas, e Figura 8b para amostras com dano. Apenas nas amostras com dano foram usados SGs biaxiais na região perto da borda, para permitir a observação do comportamento do dano na menor seção transversal durante os ensaios. Todas as amostras foram instrumentadas em três seções transversais identificadas com os números romanos I, II e III; onde a seção I localiza-se em $L/2$, e as seções II e II a $L/8$ e $L/4$ a partir da seção I. De um modo parecido, os SGs de cada seção foram numerados em sentido horário com números arábicos, considerando a sua proximidade com algum dos eixos de referência, sendo a origem da numeração a posição da perfuração (vide Figura 8).

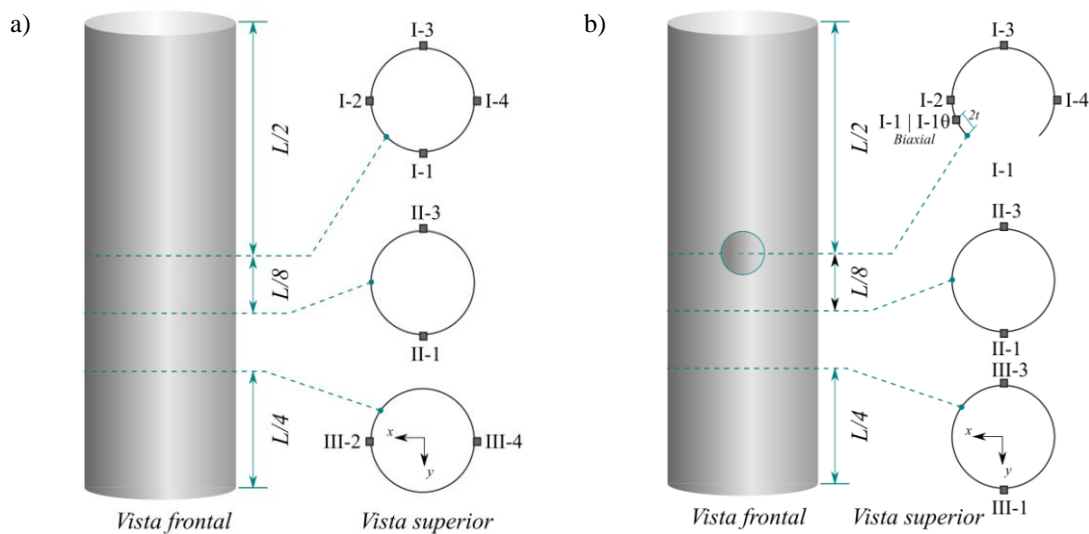


Figura 8: Distribuição de sensores de deformação usados em amostras a) intactas, e b) com dano.

Além dos sensores de deformação, se usaram quatro sensores de deslocamento (potenciômetros) com faixa operacional de 0 a 50 mm. Estes sensores foram colocados nos extremos das bases de fixação da amostra para verificar possíveis rotações, bem como o encurtamento efetivo da amostra durante a compressão (vide Figura 9). Esta medida foi implementada com base nos resultados reportados por HAN et al. (2006), onde variações

entre as curvas força contra deslocamento das predições numéricas e as medidas experimentais, foram associadas a folgas não medidas durante a montagem das amostras. Dos quatro potenciômetros usados (Figura 9c), dois foram da marca GEFRAN modelo PY-2F-050-S01M (GF-02 e GF-04), e mais dois da marca NOVOTECHNIK (NT-01 e NT-03), ambos com resolução de 0,01 mm.

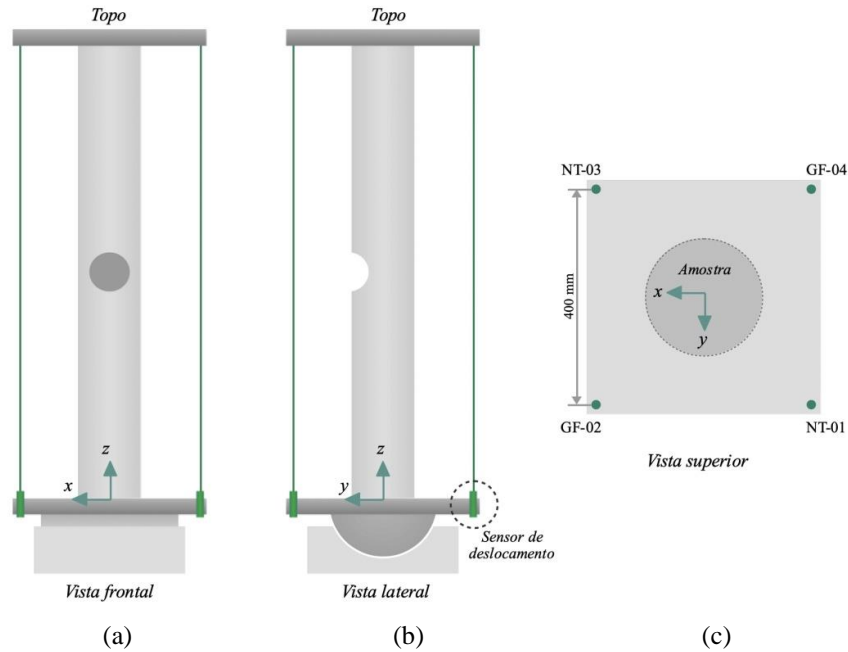


Figura 9: Distribuição dos sensores de deslocamento.

A aquisição de sinais de todos os sensores foi realizada num sistema cDAQ-9188 da *National Instruments*®, com frequência de aquisição de dados na faixa de 5 a 10 Hz. O armazenamento destes dados foi feito em arquivos do formato *.txt separado por tabulações, considerando-se três decimais na mantissa (ponto flutuante) para leituras de força e deslocamento, e doze decimais para as leituras dos SGs. Os sinais de força e deslocamento, advindos dos controladores da máquina de testes, foram também incluídos.

2.5 Medição de imperfeições

Devido aos processos de fabricação, manuseio e transporte as amostras não são perfeitamente cilíndricas e a espessura da parede pode apresentar variações. Durante a investigação desta tese, não se encontraram pesquisas relacionadas que incorporassem este tipo de informações em modelos numéricos para verificação da influência destes fatores. Com isto, a incorporação de imperfeições geométricas na Análise de Elementos Finitos (FEA) visou verificar a sua contribuição na redução da capacidade de carga nas

estruturas tubulares. Portanto, medições de (i) espessura foram feitas, assim como (ii) mapeamento espacial da parede externa.

Para a medição de espessuras (i), se empregou um dispositivo de ultrassom modelo PANTEC PAN200 com precisão de $\pm 5 \mu\text{m}$. Para o mapeamento espacial um sistema de varredura a laser 3D FARO ScanArm V3 (precisão $\pm 35 \mu\text{m}$) foi utilizado, assim como também um sistema de mapeamento por imagens foi desenvolvido. Com os dados da varredura laser, e o sistema de imagens, foi necessária a utilização de engenharia reversa para a prototipagem final dos modelos digitais, e para estimar os níveis de imperfeições de cada amostra. Uma descrição detalhada relacionada às técnicas de reconstrução e prototipagem pode ser encontrada nas referências (DAI *et al.*, 2013, DI GIRONIMO *et al.*, 2009, FISCHER *et al.*, 1999, SOKOVIC & KOPAC, 2006, WANG *et al.*, 2003, WANG *et al.*, 2005, YAO, 2005).

As distribuições iniciais de imperfeições, associadas aos diferentes processos de fabricação, foram estudadas em elementos de casca em ÁRBOCZ & BABCOCK (1969) e ÁRBOCZ *et al.* (1971). Com base nestas pesquisas em escala laboratorial, a consideração de imperfeições nos modelos numéricos foi abordada usando uma prototipagem 3D da parede externa das amostras, que em combinação com medidas da variação da espessura com ultrassom, visaram gerar previsões mais precisas e acuradas das simulações numéricas para com os resultados experimentais. A Figura 10 apresenta esquema geral adotado para determinação da variação de espessura nas amostras experimentais.

Um total de 21 seções transversais igualmente espaçadas em $L/20$ foi considerado, como apresentado na Figura 10a. Adicionalmente, se definiram oito subseções perto da perfuração, espaçadas em $\pm D_p/4$ a partir de $L/2$, como mostrado na Figura 10b. O número de pontos e os locais onde a espessura foi medida em cada seção foram determinados como oito e doze, respectivamente, para seções longe da perfuração (S00 a S08 e S12 a S20) e na região perto da perfuração (vide Figura 10c).

As amostras da classe A tinham diâmetros de perfuração fora da região definida entre as seções S09 e S11. Nestes casos, as seções na região $\pm D_p$ adotaram a configuração de doze pontos definida na Figura 10c.

Para a determinação do nível de imperfeições espaciais, o raio externo foi medido em relação ao eixo neutro da amostra como coordenada global de referência, a partir das geometrias da face externa reconstruídas em 3D. O sistema de referência situa-se no centroide da seção da base (Seção S00 na Figura 10a). O mapeamento 3D por laser e por imagens tenta reconstruir a forma exata das amostras, e junto com as medições de espessura, reproduzem protótipos computacionais que consideram as imperfeições iniciais reais dentro da modelagem numérica.

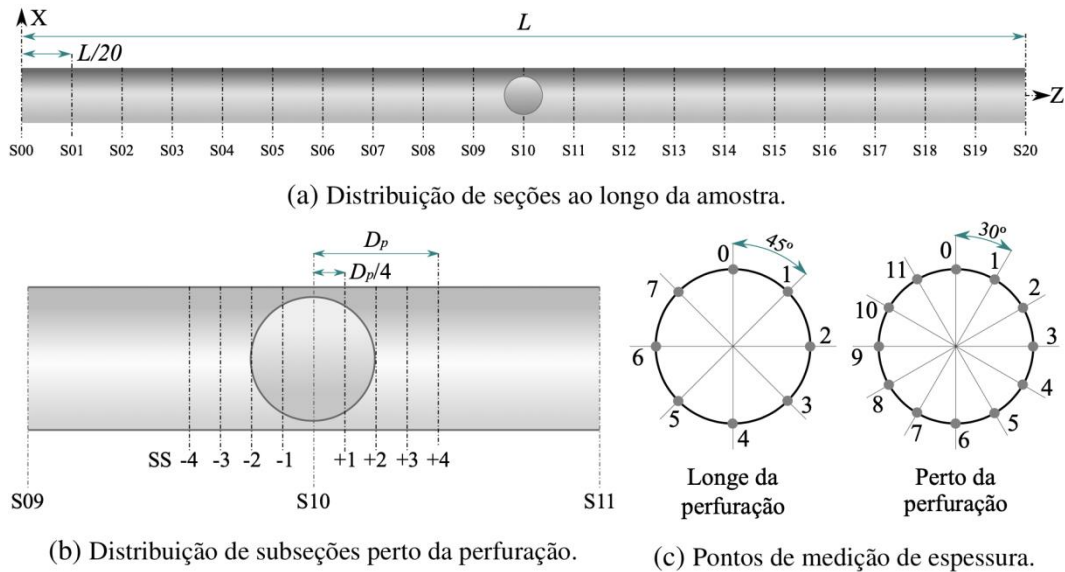


Figura 10: Esquema geral da medição de espessuras nas amostras.

2.6 Prototipagem de geometrias

Membros tubulares em compressão podem sofrer efeitos importantes das imperfeições geométricas. Assim, estas imperfeições devem ser consideradas com a maior precisão nos modelos numéricos, principalmente nos casos onde se busca a validação dos mesmos por aferimento com resultados experimentais. Imperfeições geométricas, como empenamento longitudinal e ovalização das seções transversais, podem ser definidas a partir do mapeamento 3D da superfície externa das amostras. Para a obtenção da superfície externa dos tubos foram usados dois procedimentos: (i) processo tradicional de mapeamento 3D por varredura laser, e (ii) sistema baseado em imagens e algoritmos de *structure-from-motion* SfM, de *multi-view stereo* MVS.

O sistema laser determina uma nuvem de pontos da superfície das amostras empregando-se um sistema binocular e um laser de feixe linear. Com este sistema se

consegue registrar em torno de 19200 pontos por segundo com uma precisão de $\pm 35 \mu\text{m}$ (Figura 11). Grandes desvantagens deste sistema são o custo do equipamento, e a necessidade de se realizar mais de dois mapeamentos isolados por amostra, devido às dimensões das amostras, pois os sistemas tradicionais consideram mapeamentos até 1500 mm.



Figura 11: Medição de imperfeições das amostras experimentais por varredura laser.

As nuvens de pontos geradas pelo sistema laser foram concatenadas usando o software de código aberto MeshLab (CIGNONI *et al.*, 2008), e exportadas no formato *.ply para tratamentos posteriores. O sistema baseado em imagens foi desenvolvido no decorrer da pesquisa e descreve uma abordagem para obtenção de geometrias tridimensionais de amostras imperfeitas, a partir de um conjunto de fotos, combinando o uso de etapas algorítmicas de técnicas de SfM e MVS (DEBEVEC *et al.*, 1996, HABBECKE & KOBELT, 2007, SNAVELY *et al.*, 2008).

2.6.1 Captura de imagens

O sistema de reconstrução por imagens SRI requer um conjunto de fotos das amostras como entradas. As fotos do conjunto precisam cobrir o máximo possível da região e permitir a sobreposição entre as capturas, já que a reconstrução da geometria só é viável se o corpo for visível a partir de, pelo menos, duas câmeras. Assim, considerou-se 60% de sobreposição lateral como requisito mínimo para a captura de fotos. O dispositivo de aquisição foi uma câmera digital Canon modelo SX510-HS com resolução de 4000x3000 píxeis. Um total de oitenta imagens, por amostra, foi capturado seguindo o esquema apresentado na Figura 12.

O procedimento adotado para a captura de fotos empregou quatro níveis verticais com campo de visão (FOV) mínimo de 620 mm (Figura 12a). Um total de vinte imagens por nível foi capturado considerando 18 graus de espaço angular ao redor do corpo a uma distância de 1200 mm, como mostrado na Figura 12b. A principal ideia por trás desse procedimento foi cobrir todo o corpo das amostras usando um número mínimo de imagens controlando a localização espacial da câmera.

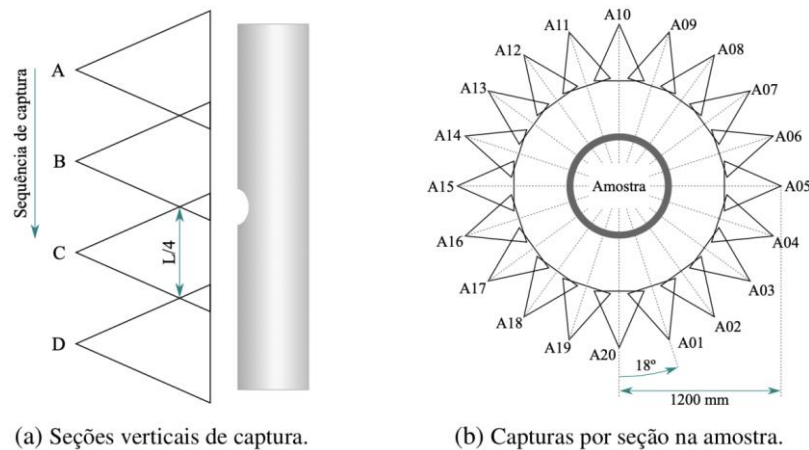


Figura 12: Esquema geral de captura de imagens para reconstrução tridimensional das amostras experimentais.

2.6.2 Estrutura de movimento SfM

A partir das capturas realizadas, adotou-se a seqüência ilustrada na Figura 13 para reconstrução das geometrias (SZELISKI, 2011). O primeiro estágio usa os algoritmos SfM para garantir a correspondência de pontos em pares geometricamente consistentes (vide Figura 14). Assim, as combinações putativas são calculadas pela detecção de características e construção de seus descritores específicos em cada cena (LOWE, 2004). A Figura 15 apresenta um exemplo da identificação dos descritores para a amostra C30.

Neste sentido, os descritores são combinados entre eles pelo vizinho mais próximo. Então, estimam-se as matrizes fundamentais e de homografia durante a filtragem de correspondências geométricas (HUANG *et al.*, 2015). Dada a existência de um ponto 3D em duas ou mais vistas, este pode ser reconstruído por triangulação. Um pré-requisito importante é a calibração e determinação da pose da câmera, que pode ser expressa por uma matriz de projeção. A teoria geométrica do SfM permite que matrizes de projeção e pontos 3D sejam computados simultaneamente usando apenas pontos correspondentes em cada captura (para detalhes do procedimento, ver MOULON *et al.*, 2013). No presente

trabalho, a detecção de características foi realizada através da análise de características invariantes de escala ou SIFT pela nomenclatura em inglês (LOWE, 2004) no software Regard3D (REGARD3D, 2018). O uso de SIFT foi adequado pelo uso de conjuntos de imagens onde a repetitividade e invariância de certas transformações geométricas e fotométricas estão presentes.

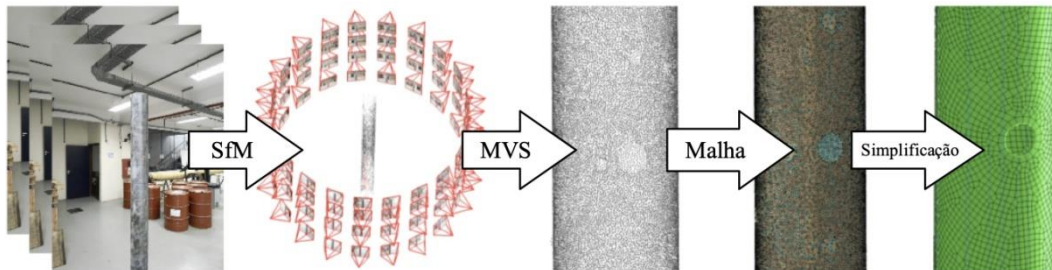


Figura 13: Sequência da reconstrução 3D por SfM e MVS.

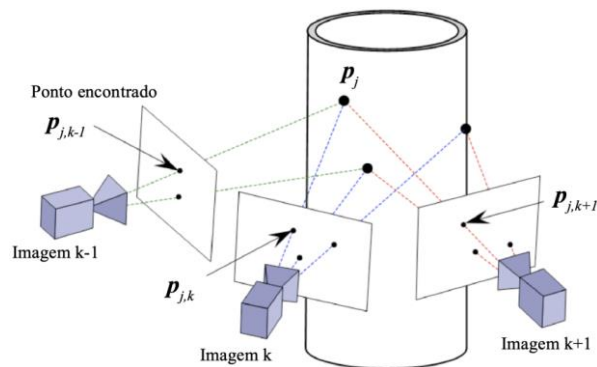


Figura 14: Esquema geral da estrutura de movimento SfM.

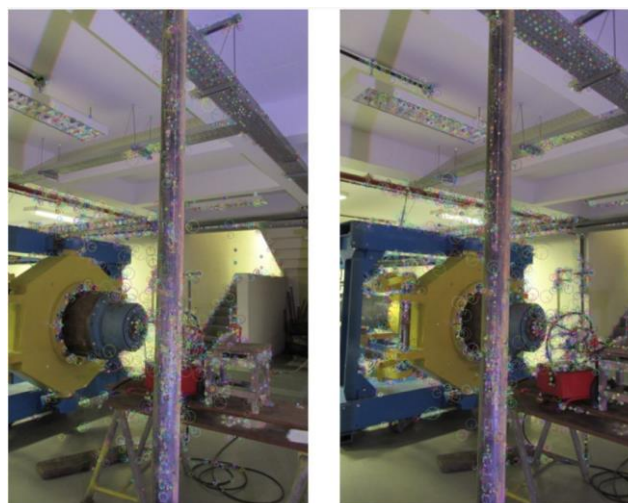


Figura 15: Amostra C30 – descritores encontrados entre as imagens 9 (esq.) e 10 (dir.) a partir das imagens de entrada para reconstrução.

A implementação da SfM coleta correspondências dispersas em todos os possíveis pares de capturas (Figura 16). Este processo considera que pontos correspondentes em duas imagens estão sujeitos a restrições epipolares em um modelo de câmera em perspectiva, como descrito por LUONG & FAUGERAS (1996) e STROPPIA & CRISTALLI (2017). Portanto, a imposição dessas restrições melhora a exclusão de falsas correspondências. A Figura 17 apresenta um exemplo da reconstrução incremental, como resultado uma nuvem de pontos dispersa/esparsa é gerada.

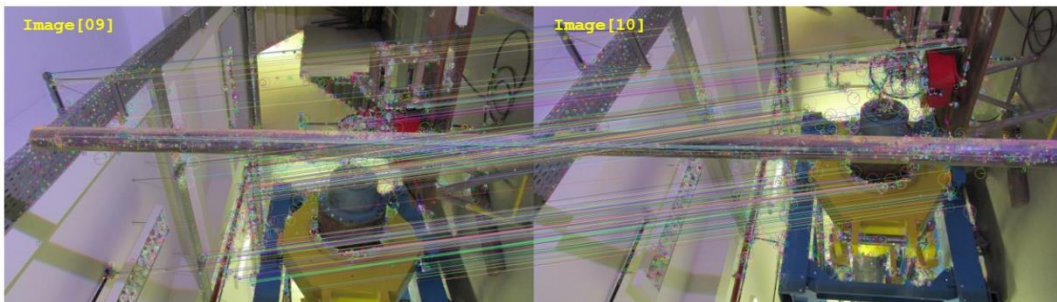


Figura 16: Amostra C30 – Correspondências fundamentais entre as imagens 9 e 10 do conjunto de imagens.

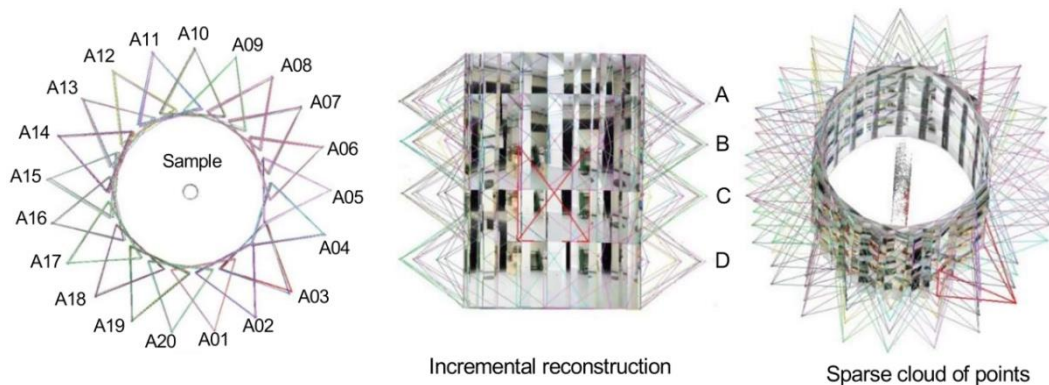


Figura 17: Reconstrução incremental das imagens capturadas.

2.6.3 Geração de nuvem de pontos densa

Como os parâmetros da câmera são determinados a partir do SfM, e da nuvem de pontos dispersa, a reconstrução da geometria requer um aumento na densidade dos descritores encontrados e isto é realizado usando algoritmos de MVS (GOESELE *et al.*, 2007). O principal objetivo desta tarefa é gerar uma nuvem de pontos como um segundo estágio no pipeline de reconstrução (Figura 13). Esse procedimento recria os mapas densos de profundidade para cada foto, procurando novas correspondências e filtrando elementos de fundo indesejados. Em geral, as abordagens de mapeamento de

profundidade produzem vários tipos de redundâncias devido à sobreposição de visualizações e semelhanças na cena. Portanto, apenas um pequeno conjunto de visualizações vizinhas é necessário para a reconstrução. Em contraste, uma vantagem notável dos algoritmos MVS é que a geometria é parametrizada em seu domínio natural, e as informações por visualização estão disponíveis diretamente das imagens (FUHRMANN *et al.*, 2014). Essa abordagem provou ser capaz de produzir geometria altamente detalhada e superar o ruído em mapas de profundidade individuais. Para o presente estudo de caso, a geração das nuvens densas de pontos foi abordada no ambiente Regard3D usando os algoritmos para MVS (FUHRMANN *et al.*, 2015). A Figura 18 mostra os pontos para (a) as correspondências dispersas do SfM e (b) as correspondências dos mapas de profundidade do MVS.

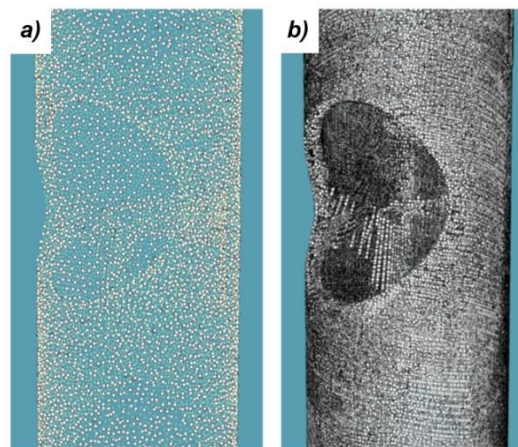


Figura 18: Amostra B45 – Comparação entre uma nuvem de pontos (a) dispersa, e (b) densa.

2.6.4 Malhado da nuvem densa de pontos

A reconstrução inicial das geometrias emprega uma malha triangular fina para unir as nuvens densas de pontos. Apesar disso, algoritmos especializados são necessários para executar as tarefas de geração de malha. Assim, o software GPL de código aberto MeshLab (CIGNONI *et al.*, 2008), e o software LGPL/GPL Cloud-Compare (SOFTWARE GPL, 2016) foram usados para tarefas de malha neste trabalho. Ambos os softwares fornecem algoritmos e recursos robustos para lidar com nuvens densas de pontos. Assim, a malha da amostra foi gerada após quatro fases principais:

1. **Nuvem de pontos - segmentação grossa:** Esta fase permite que as entidades desejadas sejam segmentadas definindo um polígono 2D diretamente na interface de operação. O processo pode ser repetido,

alterando a orientação das entidades para uma correta segmentação das entidades em 3D. O usuário pode decidir manter os pontos dentro ou fora da borda do polígono. A Figura 19a apresenta um exemplo da segmentação manual na amostra C45, onde podem ser diferenciados o ruído, e o objeto de interesse na nuvem.

2. **Nuvem de pontos - segmentação fina (sub-amostragem):** Em geral, o processo de mapeamento de dados 3D empregado produzirá conjuntos de pontos de densidade enorme. Com isto, os algoritmos de reconstrução de superfície não serão capazes de lidar com a redundância inerente desses conjuntos ou produzirão malhas superficiais altamente densas. Para facilitar o processamento inicial da malha, essas nuvens de pontos requerem algoritmos de simplificação (sub-amostragem) que exigem menos memória e tempo na reconstrução da superfície. Para todas as amostras, as tarefas de sub-amostragem foram realizadas no software MeshLab com o algoritmo de amostragem de pontos de Poisson (DEBEVEC *et al.*, 1996), assumindo uma razão heurística de 1% (vide Figura 19b, c).
3. **Ajuste de malha:** Ao simplificar a primeira nuvem de pontos, uma malha de superfície, a partir do conjunto de pontos simplificado, é gerada. A reconstrução da superfície é significativamente acelerada e o passo de simplificação da malha é contornado. Para as aplicações desta pesquisa, reconstruções de malha triangular foram realizadas para as amostras através da implementação do algoritmo *Alpha-Shape* (HABBECKE & KOBBELT, 2007), vide Figura 19d.
4. As nuvens densas de pontos recuperados tinham dimensões padronizadas. Em seguida, malhas densas geradas foram dimensionadas para dimensões reais usando o software CloudCompare e a posição conhecida de alvos não codificados no ambiente.

2.6.5 Reconstrução da superfície da amostra

A malha triangular resultante (Figura 19d) está em conformidade com sistemas para visualização 3D ou impressão 3D. No entanto, a malha tem regiões com elementos muito pequenos e/ou definição de borda imprecisa. Esses problemas podem causar problemas

de compatibilidade em sistemas de elementos finitos ou impossibilitar o uso de geometria reconstruída. Assim, as malhas foram otimizadas aplicando uma simplificação dos elementos com um desvio padrão maior que 0,05 mm de sua orientação/curvatura normal no software CloudCompare (Figura 20a,b) para evitar esses problemas. Finalmente, as malhas foram suavizadas seccionando-se a geometria em várias superfícies interpoladas (Figura 20b,c); pontos fora das regiões da face interpolada (Figura 20c,d) foram excluídos. Então, as geometrias finais podem ser importadas para um software de elementos finitos e uma malha final pode ser estabelecida. Em ambas as amostras reconstruídas, uma suposição de topologia virtual é necessária para evitar interferência durante os procedimentos de malha. Uma abordagem mais profunda, da metodologia e aplicabilidade da técnica reconstrução implementada, pode ser encontrada no trabalho desenvolvido por HERNÁNDEZ *et al.* (2019).

2.7 Modelagem numérica

A análise numérica das amostras foi realizada usando o software de elementos finitos não lineares ABAQUS (2010). As geometrias usadas nas simulações foram geradas através do processo de reconstrução tridimensional (vide Secção 2.6), adicionando uma distribuição de espessuras a partir dos pontos medidos, por cada amostra, com o sistema de ultrassom (vide Secção 2.5), para que imperfeições reais das amostras fossem consideradas nos modelos numéricos. O comportamento constitutivo do material real para cada amostra também foi levado em conta nos modelos, assim como todas as condições de contorno observadas nos experimentos, por exemplo: a carga axial de compressão imposta por controle de deslocamento.

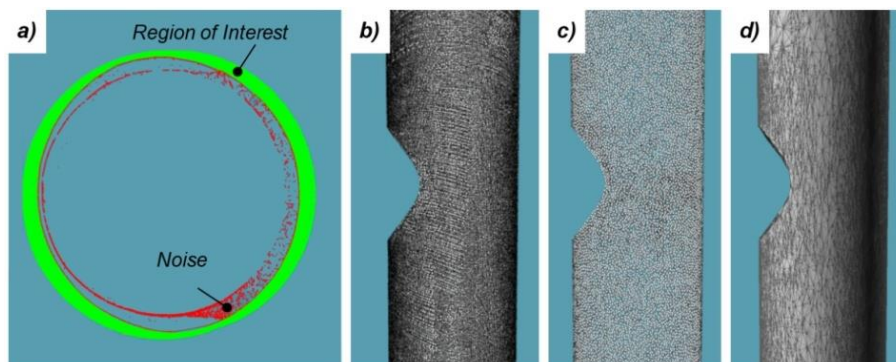


Figura 19: Amostra B45 – estágios da geração de malha: a) limpeza manual das regiões de interesse, b) nuvem densa de pontos apenas com região de interesse, c) nuvem de pontos filtrada pelo algoritmo de disco de Poisson, e d) geração de malha triangular no MeshLab.

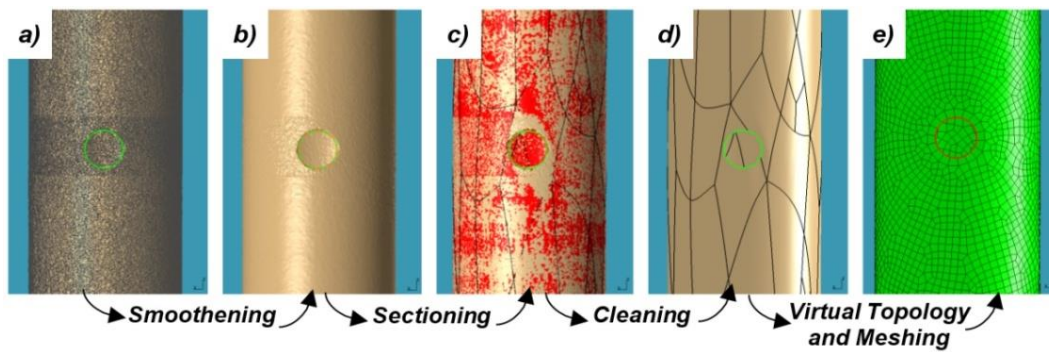


Figura 20: Amostra C30 – simplificação da malha triangular base: a) malha triangular base b) malha triangular alisada, c) geometria seccionada, d) geometria filtrada, e) malha após aplicação de topologia virtual.

2.7.1 Propriedades da malha e do material

Os modelos numéricos consideraram elementos de quatro nós do tipo casca, classe S4R, para o malhado das geometrias reconstruídas. Este tipo de elemento convencional oferece uma integração reduzida permitindo simulações mais aceleradas com menor custo computacional. A malha das geometrias foi dividida em três regiões: (i) região de extremidades: abarca um comprimento de $0,5(L-4D)$ a partir das extremidades do membro tubular (Figura 21a); (ii) região no entorno da perfuração: extensão de magnitude $\pm D_p$ a partir do centro da perfuração ou $L/2$ (Figura 21b); (iii) região de transição: toda superfície compreendida entre as duas regiões anteriores (Figura 21c).

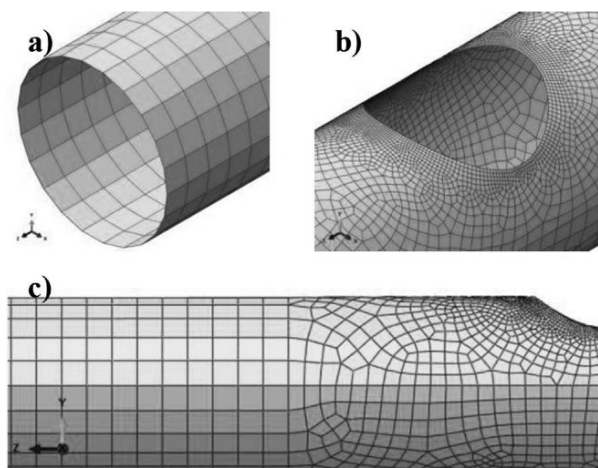


Figura 21: Regiões de refinamento de malha: a) região das extremidades, b) região entorno da perfuração, e c) região de transição.

O tamanho dos elementos em cada região foi: região (i), o tamanho máximo do elemento foi de $2t$ e adotou uma configuração estruturada; região (ii), o tamanho esteve na faixa de $0,01t$ a $2t$ e adotou uma configuração desestruturada, isto para favorecer à

transição entre as regiões intacta e com dano no modelo; região (iii), o tamanho máximo do elemento foi de $0,01t$ e adotou uma configuração desestruturada considerando um desvio de 0,5% para se adaptar à curvatura da perfuração (Figura 22).

As propriedades mecânicas do material usado na modelagem numérica foram determinadas nos ensaios de tração (vide Seção 2.3), e as curvas reais tensão-deformação foram usadas. Todas as curvas de tensão versus deformação obtidas nos ensaios de tração podem ser observadas no APÊNDICE A. No caso dos modelos numéricos, apenas as curvas médias correspondentes foram usadas.

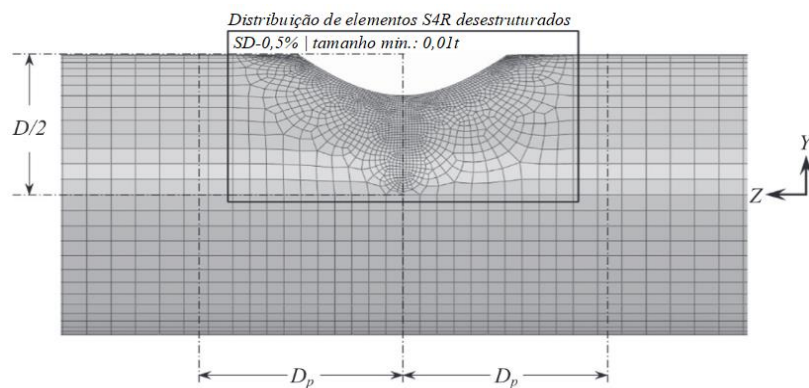


Figura 22: Detalhe da distribuição dos elementos S4R desestruturados em torno da perfuração.

2.7.2 Variação de espessuras

A partir dos dados coletados no mapeamento por ultrassom de espessuras nas amostras experimentais (vide Seção 2.5), foi possível fazer uso de uma distribuição analítica de espessuras nas simulações numéricas. Este tipo de distribuição permitiu definir valores das variáveis de espessura para cada elemento da malha nos modelos numéricos. Com isto, os modelos numéricos incorporaram variações de espessura reais.

A Figura 23a apresenta um exemplo da distribuição de espessuras ao longo da geometria do modelo. Embora a medição das espessuras nas amostras experimentais tenha um número determinado de valores, o uso de uma interpolação bilinear permitiu definir um valor de espessura para cada elemento na malha. A Figura 23b ilustra o processo de interpolação bilinear.

2.7.3 Condições de contorno

O objetivo de desenvolver uma campanha numérica foi o de representar as condições experimentais com a maior paridade possível. Para isto, as simulações numéricas se realizaram considerando uma imposição de deslocamento compressivo δ_z no topo das amostras. Um nó de enlace rígido (*rigid link reference node*) foi usado como referência na definição desta e das demais restrições nos modelos (Figura 24a). Um nó de enlace rígido é a definição de um único nó como o governante do movimento de um grupo de nós, elementos e/ou superfícies. Assim, as condições de contorno (BCs) se definiram de tal modo que a livre rotação, em relação a um eixo, das extremidades das amostras, fosse possível. A Figura 24b apresenta um esquema das condições de contorno consideradas, onde U e R indicam respectivamente deslocamento e rotação no sistema de coordenadas global, x , y ou z . Estas condições de contorno, podem ser comparadas com as condições experimentais mostradas na Figura 5.

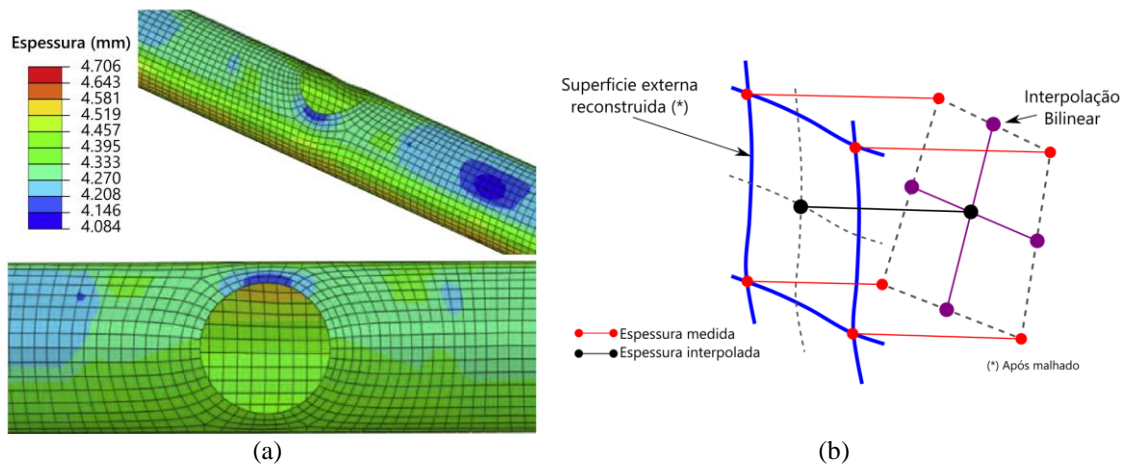


Figura 23: (a) Mapa de distribuição de espessuras na amostra C45; (b) interpolação bilinear da espessura para cada elemento da malha.

2.8 Resultados e discussões

2.8.1 Resultados da reconstrução tridimensional

Um cuidado especial é necessário para se estabelecer um modelo de elementos finitos que consiga descrever com precisão adequada (significância ~5%), o colapso de membros tubulares perfurados. Nesse sentido, geometrias de casca imperfeitas foram modeladas valendo-se de técnicas de engenharia reversa para prototipagem e/ou reconstrução tridimensional (3D). Para isto, as geometrias geradas do mapeamento

tridimensional, junto com uma interpolação bilinear das espessuras medidas em cada amostra, permitiram a modelagem das imperfeições iniciais das mesmas dentro das simulações numéricas. Um exemplo do mapa geral de imperfeições, em relação à espessura média, apresenta-se na Figura 25a. Assim, também, a Figura 25b apresenta o mapa de imperfeições espaciais, com relação ao raio médio. Nos mapas de imperfeições da Figura 25 (da amostra C45), os erros absolutos médios para variações de espessura e raio foram $\pm 5,9\%$ e $\pm 1,0\%$, respectivamente. Os resultados da amostra C45 foram selecionados, para este exemplo, uma vez que representam as maiores variações dentre todas as amostras mapeadas. O APÊNDICE B apresenta os mapas de imperfeições para outras amostras experimentais.

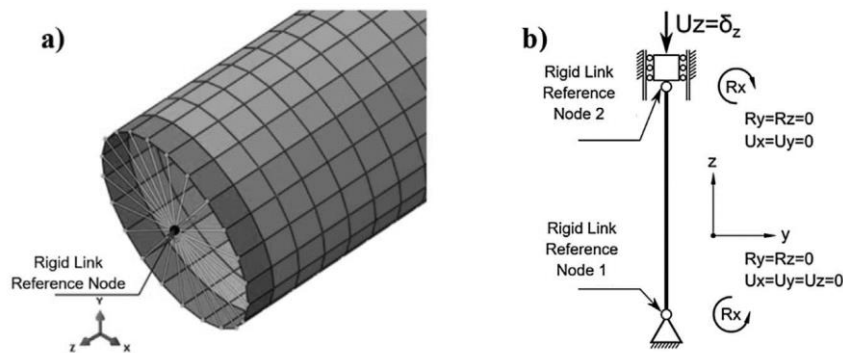


Figura 24: Condições de contorno e de carregamento dos modelos numéricos.

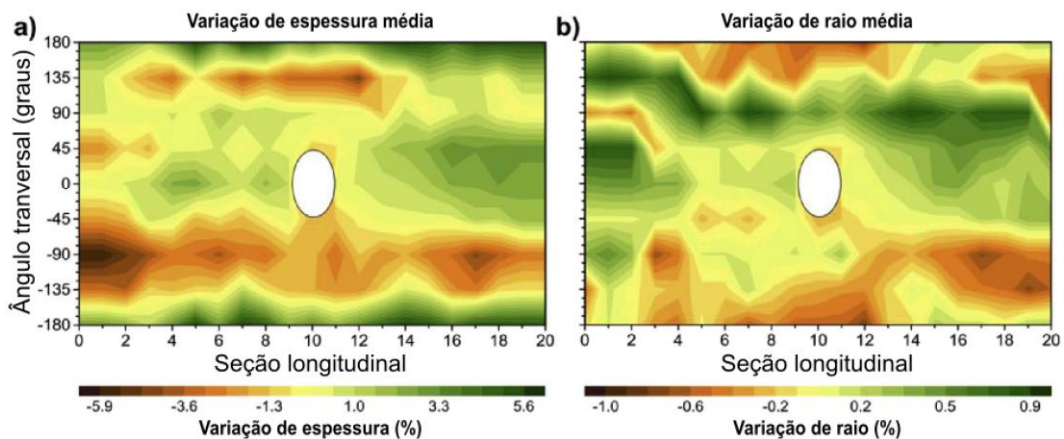


Figura 25: Mapas de imperfeições da amostra C45: a) variação da espessura, b) imperfeições espaciais.

Com os resultados das imperfeições globais foi possível calcular a excentricidade das amostras ao longo dos eixos principais. Um exemplo deste cálculo é mostrado na Figura 26 que apresenta as curvas de excentricidade para a amostra C45. A importância na medição deste parâmetro baseia-se na sua contribuição para a diminuição da

capacidade compressiva das amostras. Isto ocorre ao se gerar um momento de flexão adicional pelo deslocamento do centroide em relação ao eixo neutro inicial na região com seção transversal afetada pela perfuração.

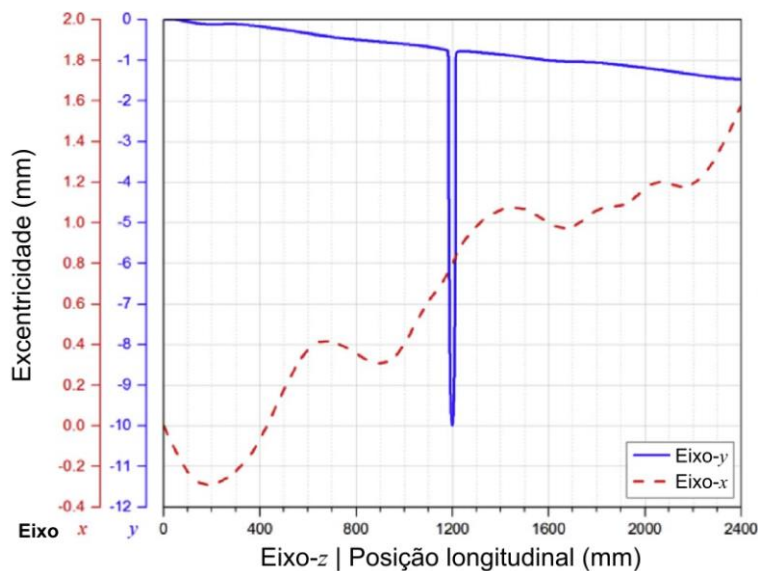


Figura 26: Excentricidade dos eixos principais a partir do mapa de imperfeição global da amostra C45

Os resultados da medição de imperfeições para as quinze amostras mostraram variações semelhantes às obtidas para a amostra C45 (vide Figura 25). As imperfeições máximas medidas variaram na faixa de $\pm 5,9\%$ a $\pm 1,0\%$, respectivamente, em relação à espessura e ao raio externo médios. A contribuição das imperfeições medidas na perda de capacidade compressiva torna-se menos preeminente com o incremento da magnitude do dano (perfuração).

2.8.2 Comportamento global – Resultados de força e encurtamento

O estudo do comportamento global das amostras baseou-se na comparação do encurtamento gradual destas no sentido axial, e a resposta correspondente (força compressiva) registrada tanto numérica como experimentalmente para cada incremento. Todos os resultados da relação força-encurtamento, numéricos e experimentais, são apresentados nos gráficos das Figura 27, Figura 28 e Figura 29, consecutivamente para as classes A, B e C. Em geral, todos os resultados dos modelos numéricos (linhas tracejadas) e medidas experimentais (linhas contínuas) são muito próximos, exceto pela inclinação entre as curvas das amostras intactas. Tensões residuais decorrentes do processo de fabricação não foram incorporadas nos modelos numéricos. O efeito da

perfuração é evidente na redução da capacidade de carga dos membros tubulares para todas as classes, sendo preponderante perante qualquer outra imperfeição geométrica considerada nos modelos numéricos.

As amostras de membros tubulares da Classe A, membros do tipo principal, cujos resultados se apresentam na Figura 27, foram caracterizadas por razões $L/D \approx 7$ e $D/t \approx 35$. Estes membros apresentaram falha devido ao escoamento significativo de material nas amostras A00 e A15 e os deslocamentos laterais nestes membros não foram visualmente evidentes. As amostras A30, A45 e A60 apresentaram modos de falha semelhantes, mas pequenos deslocamentos laterais foram observados, especialmente após a carga máxima, devido à contribuição de um momento de flexão secundário gerado pela excentricidade das seções transversais na região com dano.

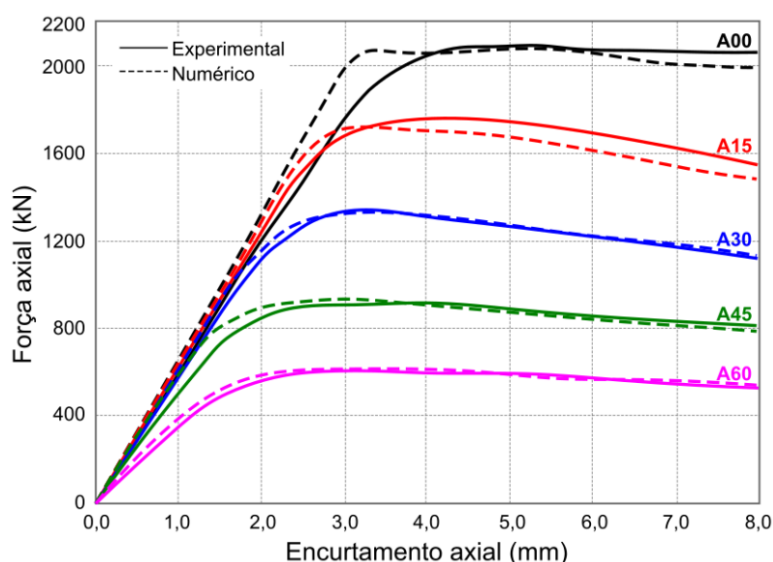


Figura 27: Resultados numérico-experimentais dos membros tubulares do tipo principal (Classe A).

As amostras de membros tubulares transversais (classe B), caracterizadas pelas razões $L/D \approx 19$ e $D/t \approx 25$, apresentaram um comportamento de estabilidade plástica para a amostra intacta (sem perfuração), e uma falha por instabilidade no restante das amostras. Esta instabilidade foi originada pelos esforços de flexão adicionais, gerados pela excentricidade na região com dano, que enfraqueceram o material próximo à perfuração. Deslocamentos laterais ligeiramente maiores, no centro das amostras, em comparação com as amostras do tipo principal foram observados. A Figura 28 apresenta os resultados numérico-experimentais da relação força-encurtamento para todas as amostras de membros tubulares do tipo transversal.

Nas amostras do tipo contraventamento (classe C), com razões de características $L/D \approx 40$ e $D/t \approx 15$, se observou uma instabilidade elástica na amostra intacta (sem perfuração - C00), e um comportamento elastoplástico de falha nas demais amostras. Como as amostras desta classe são esbeltas, os deslocamentos laterais no centro das amostras foram maiores do que os observados nas outras classes de membros tubulares testados.

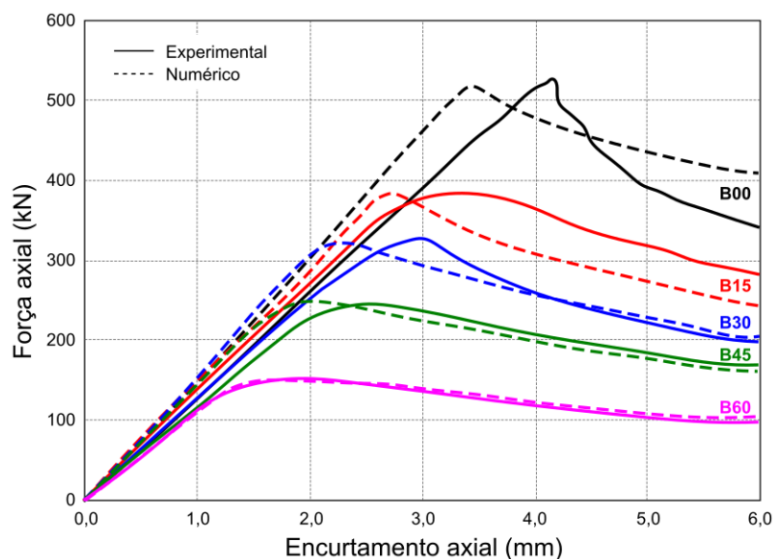


Figura 28: Resultados numérico-experimentais dos membros tubulares do tipo transversal (Classe B).

Os resultados experimentais para a carga compressiva máxima apresentaram uma grande correlação das previsões numéricas para com as medições experimentais, encontrando-se uma diferença na faixa de $\pm 2,5\%$ para todas as amostras. Adicionalmente, durante a faixa de comportamento elástico houve pequena perda de rigidez, nas medições experimentais, em relação às previsões numéricas, principalmente para as amostras com ângulos de perfuração menores. Este comportamento foi relatado em outras pesquisas para membros tubulares disponíveis na literatura, como a realizada por HAN *et al.* (2006). A Tabela 8 e a Figura 30 apresentam a relação de resultados numérico-experimentais para a carga compressiva máxima de todas as amostras ensaiadas/simuladas. A partir das curvas apresentadas nos gráficos da Figura 30, é possível observar que ambos os resultados experimentais e numéricos estão em excelente concordância.

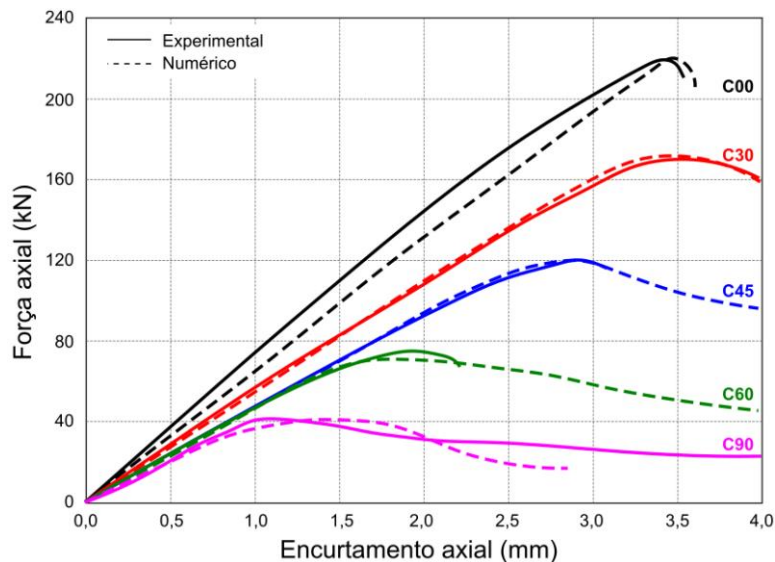


Figura 29: Resultados numérico-experimentais dos membros tubulares do tipo contraventamento (Classe C).

2.8.3 Modo de falha

Para avaliação do modo de falha, das amostras testadas, o estado de tensões na seção transversal da metade do comprimento foi observado numericamente, isto por se tratar da seção com maior perda de material (mais frágil). A Figura 31 apresenta o estado de tensões de von Mises para os três estágios sinalizados na Figura 29 para a amostra C45. Aqui, os resultados são calculados no nível do elemento, mas os contornos mostrados são contínuos e resultam da média, em cada nó, dos resultados extrapolados dos elementos correspondentes. Destes cortes transversais observa-se que em P1 o nível de tensão de von Mises excede a tensão de escoamento do material apenas na vizinhança da perfuração, e a concentração de tensões na descontinuidade geométrica dos lados da perfuração é evidente. Em P2 e P3, a seção transversal central excedeu a tensão do escoamento na maioria das regiões, e o membro tubular não pode resistir a mais carga adicional. Deve-se notar que a distribuição de tensões na vizinhança da perfuração é na ordem (ou igual) à tensão de escoamento para os estágios P1, P2 e P3.

Uma comparação dos modos de falha atingidos, nas amostras experimentais e a sua predição numérica, é mostrada nas imagens da Figura 32 para as amostras a) A15, b) B30 e c) C45 no estado de pós-flambagem. Pode observar-se que em todos os casos, foi semelhante o modo de falha exibido, mostrando-se uma dobra quase simétrica nos lados da perfuração e um aumento na sua ovalização.

Tabela 8: Capacidade compressiva máxima dos modelos numéricos e amostras experimentais.

Φ (graus)	Classe A			Classe B			Classe C		
	Experimental (kN)	Numérico (kN)	% Erro(A)	Experimental (kN)	Numérico (kN)	% Erro(B)	Experimental (kN)	Numérico (kN)	% Erro(C)
0°	2090	2073	-0,81	530	525	-0,94	220	222	0,91
15°	1763	1723	-2,27	387	390	0,78	–	–	–
30°	1341	1338	-0,22	325	325	0,00	170	174	2,35
45°	930	934	0,43	246	248	0,81	120	117	-2,50
60°	622	620	-0,32	152	150	-1,32	74,0	73,9	-0,14
90°	–	–	–	–	–	–	40,5	41,3	1,98

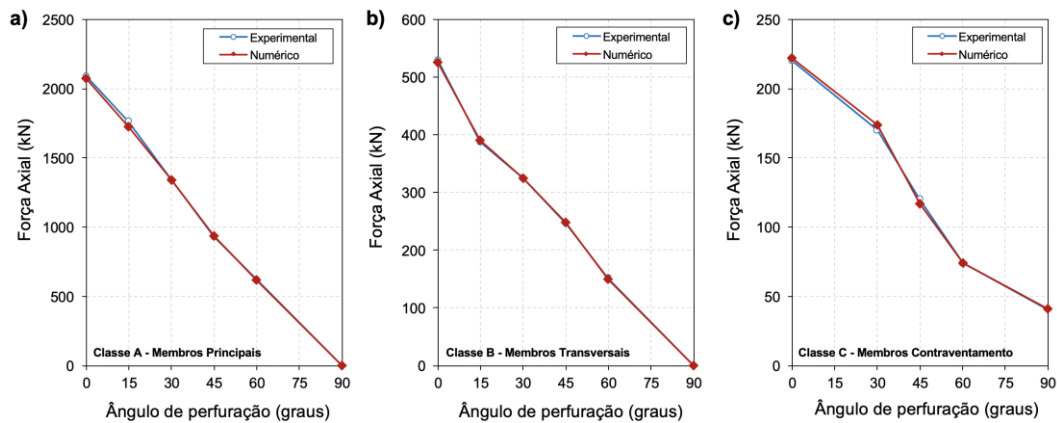


Figura 30: Cargas compressivas máximas registradas para os membros tubulares do tipo: a) Principal, b) Transversal, e c) Contra-ventamento.

A Figura 33 apresenta o encurtamento final da amostra C45, e o nível de ovalização ($O_v\%$) na perfuração, em função da carga axial. O incremento do encurtamento axial gera um aumento direto na força axial, e no nível de ovalização, até que a amostra começa a falhar no ponto P1. Além disso, os três estágios no processo de teste, antes, durante e depois da carga máxima, respectivamente em P1, P2 e P3 são identificados no mesmo gráfico. A falha nas amostras foi caracterizada pelo rápido aumento nos níveis de ovalização e encurtamento axial da perfuração, assim como uma maior concentração de tensões ao redor da seção transversal central do membro danificado. Neste trabalho, a ovalização é definida como a razão da diferença entre os diâmetros horizontal (circunferencial) e vertical (longitudinal) da perfuração, e o diâmetro inicial da perfuração intacta.

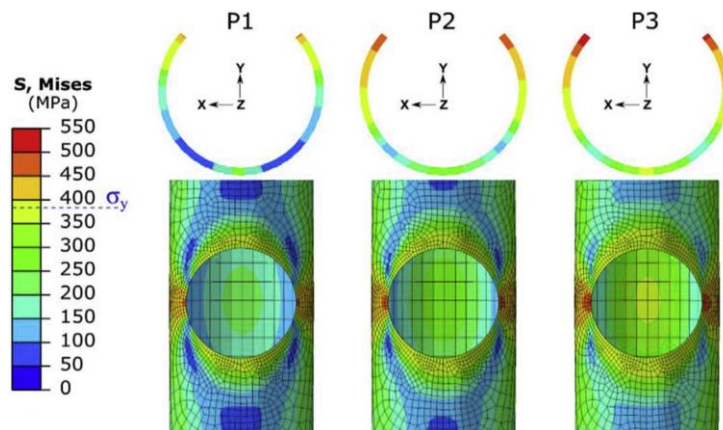


Figura 31: Estado de tensões de von Mises da amostra C45 na região com dano: P1) antes, P2) durante, e P3) depois de atingir a capacidade máxima de compressão.

2.8.4 Comportamento local

A avaliação do comportamento local das amostras foi realizada comparando as deformações verdadeiras das previsões numéricas e as medidas experimentais, em relação à força axial no mesmo instante de tempo. Em geral, até o colapso das amostras, as previsões numéricas são quase idênticas com as medições experimentais de todos os sensores, para todas as amostras. Após o colapso destas, a concordância numérica e experimental é satisfatória, e as discrepâncias são creditadas a imperfeições muito localizadas devido a um possível mapeamento insuficiente da superfície e da espessura.

Os resultados para as deformações da amostra C45 são apresentados, como exemplo, na Figura 34. Os SGs e nós da malha, dos modelos numéricos, foram colocados nas seções descritas na Figura 10. Como esperado, as deformações são sempre maiores nas proximidades da perfuração (Figura 8b - Seção I, SGs I-1 e I-10) devido à concentração de tensões, à redução da área de seção transversal, e à diminuição do momento de inércia em comparação a outros SGs. Além disso, o efeito de deformações compressivas levemente mais altas na Seção II, em comparação com a Seção III, é evidente na Figura 34b como aproximações de carga de colapso e aumentos de curvatura (as curvaturas são sempre maiores na Seção II). À medida que a carga de colapso se aproxima, para todas as amostras, os sinais de SG na Seção I aumentaram substancialmente devido ao enrugamento local que se inicia na seção transversal central. As seções II e III alcançam deformações consideravelmente menores em todas as amostras, pois as seções transversais estão intactas. Neste sentido, não existem fatores de concentração de tensões locais, portanto as tensões axiais são menores. Além disso,

também é observado na Figura 34 que as componentes da deformação axial começam a diminuir após o colapso, devido à redução da carga axial.

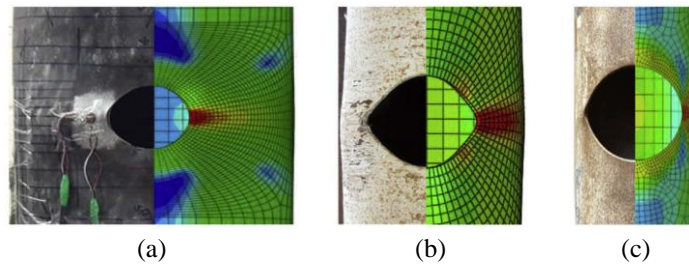


Figura 32: Comparação dos modos de falha entre as abordagens experimental (esq.) e numérica (dir.) para as amostras: (a) A15, (b) B30, e (c) C45.

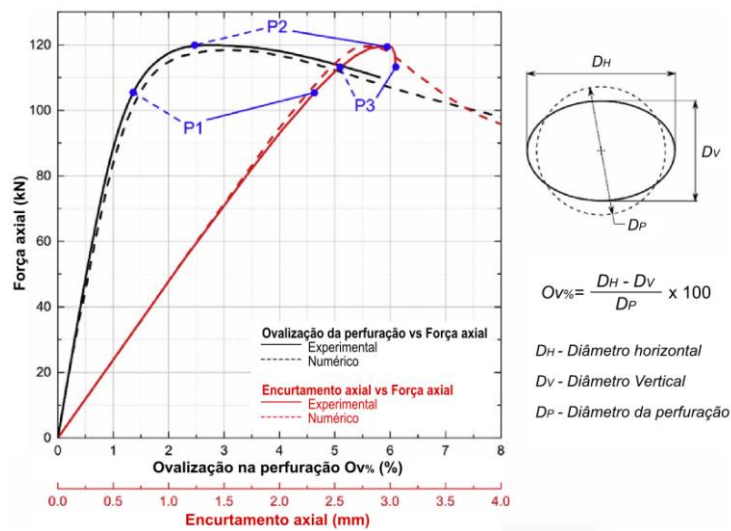


Figura 33: Ovalização da perfuração e estágios do encurtamento axial para a amostra C45.

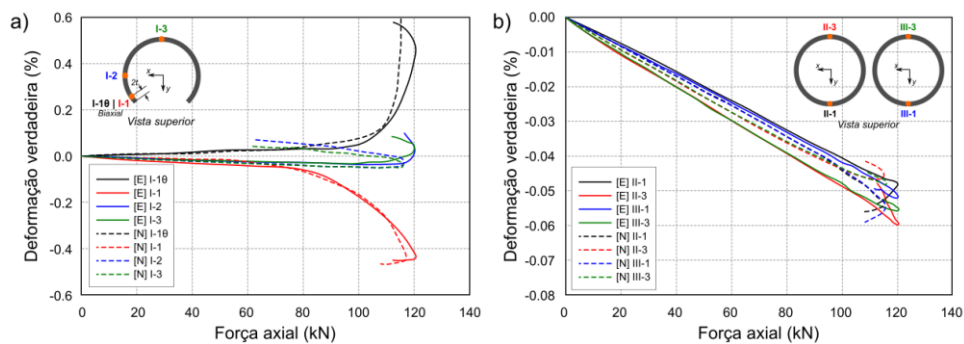


Figura 34: Curvas de deformação-força axial para os resultados numéricos [N] e experimentais [E] da amostra C45.

2.9 Equação de projeto: Compressão

Atualmente, a maior parte dos estudos científicos, para estruturas de aço, adotam a análise de elementos finitos pela capacidade de reproduzir/simular com precisão fenômenos e comportamentos complexos. Este tipo de análise oferece um curto tempo de execução, assim como um baixo custo, se comparados aos tempos e custos associados aos ensaios experimentais. Em ambos os casos, simulações numéricas ou experimentos, a análise de dados é uma ferramenta importante para inspecionar e tratar as informações geradas, com o intuito de compreender o papel das variáveis envolvidas e seu efeito nas respostas da amostra. Assim, técnicas estatísticas têm sido aplicadas de diferentes maneiras para obtenção de resultados confiáveis, e considerando-se a redução na quantidade de ensaios necessários sem afetar a caracterização das variáveis governantes e/ou as respostas da amostra.

Em particular, a técnica de planejamento de experimentos (DoE) é um conjunto de procedimentos simples para: (i) estruturar a organização de uma série de experimentos, (ii) identificar os fatores significativos em um fenômeno, (iii) determinar os efeitos dos fatores na(s) resposta(s) da amostra, (iv) minimizar a quantidade necessária de experimentos, e (v) considerar efeitos aleatórios do protocolo experimental que podem ser ignorados na prática (REKAB & SHAIKH, 2005).

Na literatura, estudos que tem como base a análise estrutural (DEL COZ DÍAZ *et al.*, 2012a, 2013b, HSU *et al.*, 2005, PARK & DANG, 2011), têm usado o DoE para gerar campanhas de simulações numéricas por elementos finitos FEM, e não para ensaios experimentais. Isto, pela complexidade dos modelos a serem simulados, alto custo do aluguel/compra de clusters, e ou número de variáveis envolvidas. Durante o planejamento das simulações, se realiza uma análise exploratória dos dados, que permite avaliar se as considerações da análise serão apropriadas para os dados fornecidos (MENEZES & ROTH, 2015).

O DoE permite o desenvolvimento de expressões empíricas a partir da definição de quais são os dados, a quantidade e condições nos quais estes devem ser coletados durante um determinado experimento, buscando, a maior precisão estatística possível na resposta e o menor custo/tempo. As expressões empíricas do DoE se limitam à confecção de modelos lineares, pelo método dos mínimos quadrados (LSM), se considerando, ou não,

respostas modificadas ou do tipo Box-Cox (LAWSON, 2015). Embora os modelos lineares fornecidos diretamente dos resultados do DoE sejam fáceis de gerar e implementar, possuem uma estrutura predefinida envolvendo combinações lineares das variáveis de entrada, permitindo apenas a estimação dos parâmetros no modelo. Em contraste, as técnicas de programação genética (GP), especificamente a de regressão simbólica (SR), permitem o uso de estruturas irrestritas tanto nos modelos, como nos parâmetros a serem determinados (WAGNER *et al.*, 2014).

Após a execução dos ensaios experimentais, bem como a verificação das predições numéricas, equações de projeto foram desenvolvidas em decorrência da boa correlação obtida entre os modelos numéricos e os ensaios experimentais. Para a obtenção da equação de projeto foi usada a SR, com algoritmos evolutivos de GP, como base para descrever a capacidade compressiva remanescente de membros tubulares de aço perfurados.

2.9.1 Descrição geral

O DoE das simulações considerou um arranjo do tipo fatorial completo (MONTGOMERY, 2017), para determinação das características geométricas dos modelos numéricos. Os valores da capacidade máxima compressiva, obtidos de todos os modelos, bem como os valores das variáveis consideradas, foram usados como as observações necessárias para determinar as equações de projeto.

Para obtenção das equações de projeto, empregaram-se as técnicas de regressão por mínimos quadrados, e de regressão simbólica por algoritmos evolutivos. O ângulo de perfuração Φ , assim como as razões comprimento por diâmetro L/D , e diâmetro por espessura D/t , foram considerados como as variáveis (parâmetros) que definiram as características geométricas dos modelos a serem simulados por FEM.

Todas as simulações, geradas na campanha DoE-FEM, foram geradas por um meta-modelo do modelo numérico desenvolvido para verificação da campanha experimental (vide Seção 2.7). Este meta-modelo foi criado na linguagem de programação Python (VAN ROSSUM & DRAKE, 1995) para conversar diretamente com o software ABAQUS (2010) onde foram executadas todas as simulações.

É claro que uma análise paramétrica, substituindo apenas as combinações entre os níveis das variáveis no modelo numérico, poderia fornecer um menor custo computacional do que a implementação de um meta-modelo. No entanto, um meta-modelo vai além de simplesmente atualizar os valores das variáveis num modelo numérico. Com o meta-modelo é possível definir por exemplo: (i) um refinamento iterativo da malha até a resposta do modelo se estabilizar em um percentual predefinido de variação; (ii) atualizar uma propriedade de contato ou imperfeição nas geometrias envolvidas; (iii) declarar uma série de eventos durante a execução das simulações, bem como as ações a serem tomadas em cada caso, seja pelo monitoramento contínuo de alguma variável ou do comportamento geral da simulação.

O presente capítulo apresenta a implementação do planejamento de experimentos, para planejar simulações numéricas por FEM, e obter: (i) informações otimizadas da resposta destas simulações, bem como (ii) a relevância de cada variável (e suas interações) na diminuição da capacidade compressiva remanescente. Assim, também, apresenta-se a aplicação da programação genética, particularmente dos algoritmos evolutivos, para obtenção de uma expressão (por SR) que consiga ser mais precisa, nas predições da capacidade remanescente, do que a gerada por mínimos quadrados no DoE.

2.9.2 Descrição do problema

Para definição das variáveis (fatores) a serem usadas no DoE, foi considerado um membro tubular típico como apresentado da Figura 1a, cujas coordenadas cilíndricas Z e θ podem ser usadas para descrever qualquer ponto em sua superfície. Estas coordenadas são consideradas adequadas para descrever a localização de qualquer elemento da malha no modelo, uma vez que a espessura da parede (t) é pequena em relação ao diâmetro do membro D , o tubo é considerado uniforme, não sendo consideradas imperfeições iniciais nos modelos com dano, além da perfuração. O comprimento efetivo do membro é considerado como L para que a coordenada Z varie na faixa de zero até L , enquanto θ varia de $-\pi$ até π .

Considera-se que a variação da espessura na parede não é tão significativa quanto o dano pela perfuração, como mostrado nos resultados experimentais apresentados no Capítulo 2. Assim, a resistência de um membro perfurado pode ser satisfatoriamente representada em função da espessura média. Supõe-se também que o membro tubular

tenha uma perfuração de forma circular na metade do comprimento $L/2$ de diâmetro $D_p = D \sin(\Phi)$, onde Φ define o ângulo de perfuração como ilustrado na Figura 1b.

Devido aos processos de manufatura e manuseio, os elementos estruturais tubulares reais não são de fato perfeitamente cilíndricos, mas a perfuração de fato representa a maior “imperfeição geométrica”, especialmente quando a perfuração é considerável. Neste sentido, os membros tubulares com dano foram modelados sem a consideração de qualquer outra imperfeição. No entanto, os membros tubulares intactos foram modelados com pequenas imperfeições geométricas incorporadas diretamente na malha de elementos finitos. Estas imperfeições foram, em todos os casos, uma combinação linear dos três primeiros modos de flambagem obtidos com amplitudes (em relação à espessura) de 0,1%, 0,05% e 0,02% respectivamente.

2.9.3 Modelos Numéricos

Os modelos numéricos consideraram as mesmas condições de contorno descritas no Capítulo 2 (vide Figura 24), assim como as características da malha, como tipo de elementos e regiões de refinamento (vide Figura 21). Para assegurar a convergência de cada modelo numérico, um algoritmo de seleção de caso foi definido no meta-modelo. Este algoritmo, no cenário de não convergência (i) realiza uma análise de estabilidade e determina os três primeiros modos de flambagem do modelo, (ii) impõe uma imperfeição inicial usando uma combinação linear dos modos de flambagem, e (iii) finalmente simula o cenário de carregamento requerido (RIKS, 1997).

O material considerado em todas as amostras simuladas foi o aço API 5L grau B com tensão de escoamento $\sigma_y = 345$ MPa, tensão de tração última de $\sigma_u = 610$ MPa, módulo de Young $E = 202$ GPa, coeficiente de Poisson $\nu = 0,3$ e alongamento uniforme máximo $\epsilon_u = 0,20$. Estas características foram definidas de acordo com a faixa de resistência considerada para estruturas offshore por normas, ou práticas recomendadas de projeto como DNV-OS-C101 (2011), API RP 2A (2014), ou NORSOK (2004) e relatórios técnicos como o publicado por BILLINGHAM *et al.* (2003).

2.9.4 Dimensões geométricas das amostras - DoE

Os dados para a construção de modelos empíricos na regressão simbólica foram coletados a partir do DoE. Foi usado um arranjo, do tipo fatorial completo, considerado três fatores e diferentes níveis para cada um. Este tipo de arranjo fatorial é usado

comumente em projetos com múltiplos fatores, e referido como a enumeração completa de todas as combinações entre os níveis dos fatores (MONTGOMERY, 2017). Neste sentido, conforme o número de fatores aumenta o número total de observações (neste caso simulações) cresce rapidamente.

Os níveis dos fatores neste estudo foram $D/t = \{15, 25, 35\}$, $L/D = \{10, 20, 30, 40, 50\}$, e $\Phi = \{0^\circ, 22,5^\circ, 45^\circ, 67,5^\circ, 90^\circ\}$. Estes níveis abrangem relações adimensionais típicas de membros tubulares usados em unidades offshore. As dimensões finais das amostras avaliadas são apresentadas na Tabela 9. Foram usados apenas fatores adimensionais para incrementar a aplicabilidade da expressão final da SR. Neste sentido, a capacidade compressiva máxima de cada modelo, na campanha DoE-FEM, de dividiu pela força de escoamento correspondente $P_y = \sigma_y A_o$, onde $A_o = \pi D t$ representa a área da seção transversal intacta.

Tabela 9: Dimensões finais das amostras avaliadas na campanha DoE-FEM.

L/D	D/t	L (mm)	D (mm)	t (mm)
10	15	1500	150	10,00
20	15	1500	75	5,00
30	15	1500	50	3,33
40	15	1500	38	2,50
50	15	1500	30	2,00
10	25	2000	200	8,00
20	25	2000	100	4,00
30	25	2000	67	2,67
40	25	2000	50	2,00
50	25	2000	40	1,60
10	35	2400	240	6,86
20	35	2400	120	3,43
30	35	2400	80	2,29
40	35	2400	60	1,71
50	35	2400	48	1,37

Adicionalmente, uma análise de variância (ANOVA) das respostas numéricas foi aplicada para verificar os efeitos reais de cada fator, e suas interações na redução da capacidade compressiva nos modelos. A ANOVA gera uma expressão paramétrica, baseada em um modelo linear (LM), na qual os elementos representam os efeitos dos fatores e suas interações até um grau desejado. Assim, foi considerado um LM com interações entre os fatores até um segundo grau. Este modelo se expressa como:

$$\mathbf{Y}_{(n \times m)} = \mathbf{X}_{(n \times (r+1))} \mathbf{B}_{((r+1) \times m)} + \mathbf{E}_{(n \times m)} \quad (11)$$

onde \mathbf{Y} contém as n observações das m -variáveis das respostas dimensionais (com pelo menos $m=1$), \mathbf{X} é a matriz do modelo que apenas depende dos valores das observações das variáveis preditoras e a estrutura do modelo, \mathbf{B} é a matriz de coeficientes para a

estrutura tanto do modelo como das informações (com r graus de liberdade - d.o.f.), e \mathbf{E} contém os termos correspondentes ao erro.

Na estrutura de \mathbf{X} e \mathbf{B} da Equação (11) todos os preditores são variáveis numéricas. Então, considerando um modelo de regressão com apenas uma resposta e três fatores de regressão, incluindo-se as interações destes fatores até uma segunda ordem, a formulação da equação de regressão pode ser definida na forma matricial como:

$$\begin{pmatrix} Y_1 \\ \vdots \\ Y_n \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & X_{11} & X_{21} & X_{31} & X_{11}^2 & X_{21}^2 & X_{31}^2 & X_{11}X_{21} & X_{11}X_{31} & X_{21}X_{31} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & X_{1n} & X_{2n} & X_{3n} & X_{1n}^2 & X_{2n}^2 & X_{3n}^2 & X_{1n}X_{2n} & X_{1n}X_{3n} & X_{2n}X_{3n} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \beta_0 \\ \vdots \\ \beta_9 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \vdots \\ \varepsilon_n \end{pmatrix} \quad (12)$$

onde Y é a resposta (capacidade remanescente P_{LM}) para a i -ésima observação, $X_{1i} = \Phi$, $X_{2i} = D/t$, e $X_{3i} = L/D$ com $\{1 \leq i \leq n\}$. Com isto, a formulação final da expressão de regressão escreve-se como:

$$P_{LM} \left(\Phi, \frac{D}{t}, \frac{L}{D} \right) = \beta_0 + \beta_1 \Phi + \beta_2 \left(\frac{D}{t} \right) + \beta_3 \left(\frac{L}{D} \right) + \beta_4 \Phi^2 + \beta_5 \left(\frac{D}{t} \right)^2 + \beta_6 \left(\frac{L}{D} \right)^2 + \dots \quad (13)$$

$$\dots + \beta_7 \Phi \left(\frac{D}{t} \right) + \beta_8 \Phi \left(\frac{L}{D} \right) + \beta_9 \left(\frac{D}{t} \right) \left(\frac{L}{D} \right) + \varepsilon$$

onde os valores β são constantes a serem obtidas pela regressão por mínimos quadrados (LSM), e ε é o erro em uma observação específica.

2.9.5 Regressão simbólica por algoritmos evolutivos

A regressão simbólica, é um método dentro da programação genética que se fundamenta em algoritmos evolutivos. Esta técnica é usada de maneira ampla na sintetização de expressões simbólicas, a partir de distribuições de dados arbitrários, procurando o ajuste mais acurado e preciso dos dados com uma formulação simbólica. Num contexto geral, parâmetros como o coeficiente de determinação (R^2), o erro absoluto médio (MAE), ou o erro quadrático médio (MSE) são usados para determinar o nível individual de aptidão – *fitness* (HAERI *et al.*, 2017, JACOB, 2001, SCHMIDT & LIPSON, 2013, STEPHENS, 2017, SULEMAN, 1997).

Para implementação da SR por algoritmos evolutivos, todas as soluções dos candidatos são representadas por expressões regulares, cuja estrutura é determinada por blocos de construção (*building-blocks*) definidos por um conjunto de variáveis de entrada, constantes, e símbolos de função. Neste estudo, foi considerado um conjunto de símbolos de função contendo apenas operações de soma, subtração, multiplicação, divisão,

potência, exponencial, e logaritmo natural (respectivamente “+”, “-”, “*”, “/”, “^”, exp(), ln()).

A função de aptidão, que associa um valor numérico de aptidão para cada solução e define o problema a ser resolvido/otimizado durante os processos de evolução, foi o MAE da capacidade compressiva remanescente adimensional estimada (P_{SR}), em relação à resposta numérica adimensional (P_{FEM}) da campanha DoE-FEM. Esta função é descrita pela média das diferenças absolutas das m observações do j -ésimo modelo durante cada avaliação, como mostrado pela equação (14).

$$O_f[j] = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \|P_{FEM}[i] - P_{SR}[i, j]\| \quad \text{para} \quad 1 \leq j \leq n \quad (14)$$

onde n é o total de modelos avaliados antes de cada evolução, e $O_f[j]$ é o valor de aptidão do j -ésimo modelo de SR gerado.

O método de Monte Carlo foi usado para a geração das funções candidatas. Expressões aleatórias foram geradas a partir do conjunto de operações, variáveis e constantes fornecidos. Assim, a avaliação da função de aptidão de cada candidato foi realizada nos softwares Wolfram Mathematica (JACOB, 2001, SULEMAN, 1997) e Eureka (SCHMIDT & LIPSON, 2013). Foi realizada uma triagem considerando os melhores mil candidatos (com o menor valor do MAE - maior aptidão) a cada torneio, alocando-os num novo conjunto de dados e descartando o restante dos modelos. Logo, o novo conjunto de dados é preenchido novamente com uma população de modelos, a partir da evolução dos melhores candidatos por operações de (i) reprodução, (ii) mutação, e/ou (iii) cruzamento. A duração total da regressão simbólica foi de três horas, com períodos de evolução em média de cinco minutos, cobrindo $1,1 \times 10^{11}$ modelos avaliados nas $1,58 \times 10^6$ evoluções geradas. Considerando-se a complexidade da função, o número de operações necessárias nos candidatos foi limitado, filtrando os candidatos pela sua adequação ($O_f \leq 5\%$), e seu número de operações. Com isso, não há apenas uma solução melhor, mas uma família de soluções possíveis, a partir da qual é selecionada a que melhor se adapta às respostas da simulação.

É importante ressaltar que no início do processo de regressão simbólica, a primeira geração não sabe que existe alguma função de destino que precisa ser otimizada. Os programas, inicialmente abrangem uma mistura totalmente aleatória de funções e variáveis disponíveis, geradas a partir da população inicial, onde uma profundidade

máxima (número de operações) é escolhida, aleatoriamente, para cada indivíduo, dando passo ao primeiro processo de evolução. Consequentemente, ao gerar uma população de candidatos, a decisão sobre a seleção dos candidatos permite evoluir para a próxima geração através de torneios (*tournaments*) onde apenas os indivíduos mais aptos, nos subconjuntos do torneio, são levados para a próxima geração após operações de programação genética realizadas sobre eles.

As operações de programação genética, como mutação e cruzamento (“*crossing-over*”), foram amplamente exploradas no processo de otimização. No primeiro, material genético dos melhores candidatos a cada torneio é removido para ser substituído por uma combinação aleatória de operações permitidas (Figura 35a). O último, leva dois indivíduos pais e escolhe um ponto de intercambio no primeiro e um ponto no segundo aleatoriamente. Em seguida, ele troca as duas subárvores nos pontos de intercambio (Figura 35b).

2.9.6 Resultados e verificação dos modelos

Um total de setenta e cinco simulações numéricas de membros tubulares foram realizadas. Deste total, quinze amostras foram membros tubulares intactos, e sessenta foram membros tubulares com níveis de perfuração $\Phi(\text{rad.}) = \{\pi/8, \pi/4, 3\pi/8, \pi/2\}$. Os resultados, da capacidade compressiva máxima de cada modelo, encontram-se descritos na Tabela 10 junto com as dimensões e valores de cada parâmetro usados em cada modelo.

Observaram-se dois comportamentos diferentes em relação à redução da capacidade compressiva e a razão L/D . O primeiro, para $L/D = \{10, 20\}$, observa-se um comportamento constante na redução de carga para todos os níveis de dano, resposta esperada para amostras tubulares curtas. O segundo, para $L/D = \{30, 40, 50\}$, observa-se uma queda considerável na capacidade de carga da amostra intacta ($\Phi = 0 \text{ rad.}$) relativa à amostra com o primeiro nível de dano ($\Phi = 8/\pi \text{ rad.}$), devido à instabilidade gerada pela esbeltez das amostras.

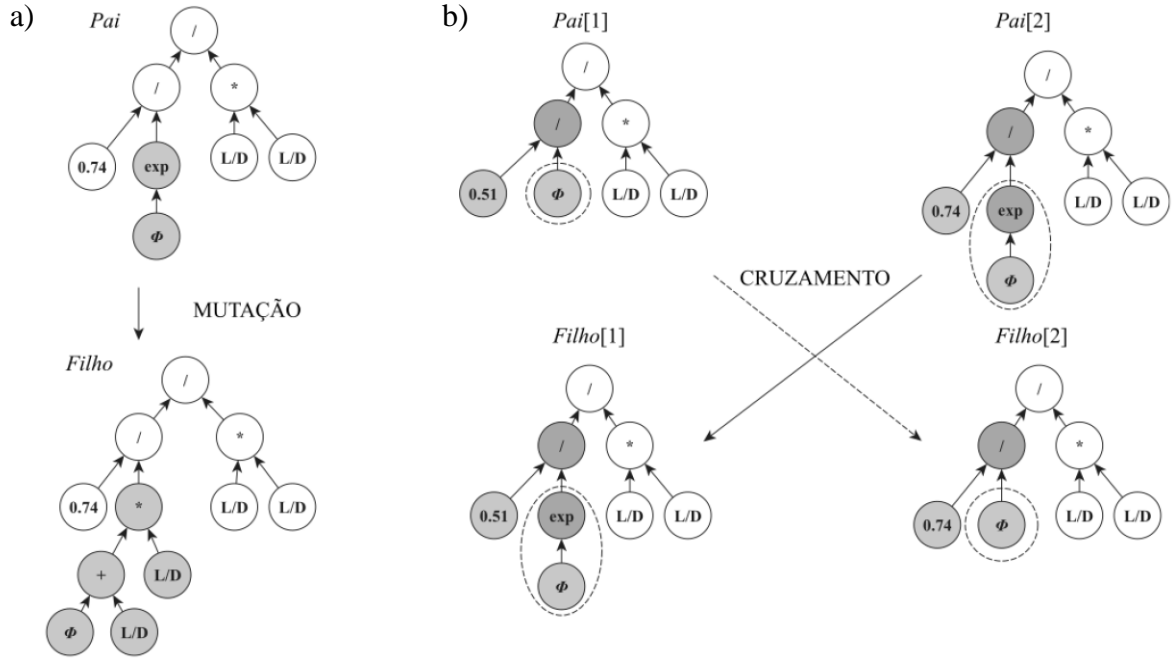


Figura 35: Operações de programação genética na regressão simbólica: a) mutação, e b) cruzamento.

A Figura 36 mostra a representação gráfica da capacidade compressiva máxima das amostras na campanha DoE-FEM em relação à razão L/D . A partir desta representação é possível discernir a baixa contribuição da razão D/t na redução da capacidade compressiva. A redução da capacidade compressiva é mais sensível ao ângulo de perfuração, à razão L/D , e às interações entre estas variáveis. Com a finalidade de evitar falsas hipóteses em relação à baixa contribuição da razão D/t , foi conduzida uma ANOVA, da resposta de capacidade adimensional P_{FEM}/P_y . Para a análise se considerou um índice de confiança de I.C. = 99% ($p < 0.01$) para todos os intervalos, assumindo um tipo de intervalo de banda dupla para, posteriormente, realizar um teste de soma de quadrados. Os resultados da ANOVA são descritos na Tabela 11.

Na Tabela 11, os parâmetros sublinhados não apresentaram efeitos evidentes sobre a resposta de capacidade. Isso é descrito por valores- F baixos e valores- p maiores do que o nível de significância $\alpha = 1\%$ usado para a análise. Considerando apenas as variáveis estatisticamente significantes da ANOVA, o modelo linear da expressão (13) é reduzido na expressão (15).

$$P_{LM} \left(\Phi, \frac{L}{D} \right) = \left[1250 - 1287\Phi - 6,98 \left(\frac{L}{D} \right) + 420\Phi^2 + 2,15\Phi \left(\frac{L}{D} \right) \right] \times 10^{-3} \quad (15)$$

A Figura 37 apresenta uma comparação gráfica entre os modelos lineares: (a) considerando todos os fatores, e (b) considerando apenas os fatores com significância (Eq. 15) a partir da ANOVA. A partir desta comparação é possível observar a similaridade na tendência dos dados, se evidenciando o baixo nível de contribuição das variáveis identificadas na diminuição da capacidade.

Tabela 10: Resultados da capacidade compressiva máxima da campanha DoE-FEM

L/D	D/t	L (mm)	D (mm)	t (mm)	Força Axial (kN)				
					Φ (rad) = 0π	$\pi/8$	$\pi/4$	$3\pi/8$	$\pi/2$
10	15	1500	150	10,00	1929	1380	876,3	519,7	345,8
20	15	1500	75	5,00	446,3	287,6	179,6	108,4	70,82
30	15	1500	50	3,33	180,4	104,9	62,56	39,87	28,55
40	15	1500	38	2,50	99,8	50,55	28,04	18,03	14,12
50	15	1500	30	2,00	68,33	28,82	12,44	9,33	7,86
10	25	2000	200	8,00	1946	1395	882,5	513,4	329,1
20	25	2000	100	4,00	450,2	296,9	189,1	108,8	68,28
30	25	2000	67	2,67	190,2	108,1	68,37	39,51	27,15
40	25	2000	50	2,00	100,5	52,47	28,75	18,63	13,29
50	25	2000	40	1,60	69,99	31,13	14,12	9,71	7,32
10	35	2400	240	6,86	1977	1413	849,7	487,7	315,7
20	35	2400	120	3,43	460,8	303,3	184,2	103,3	63,96
30	35	2400	80	2,29	200,4	112,3	64,44	39,09	25,31
40	35	2400	60	1,71	102,1	55,07	30,27	17,55	12,25
50	35	2400	48	1,37	70,9	29,83	14,14	9,51	6,99

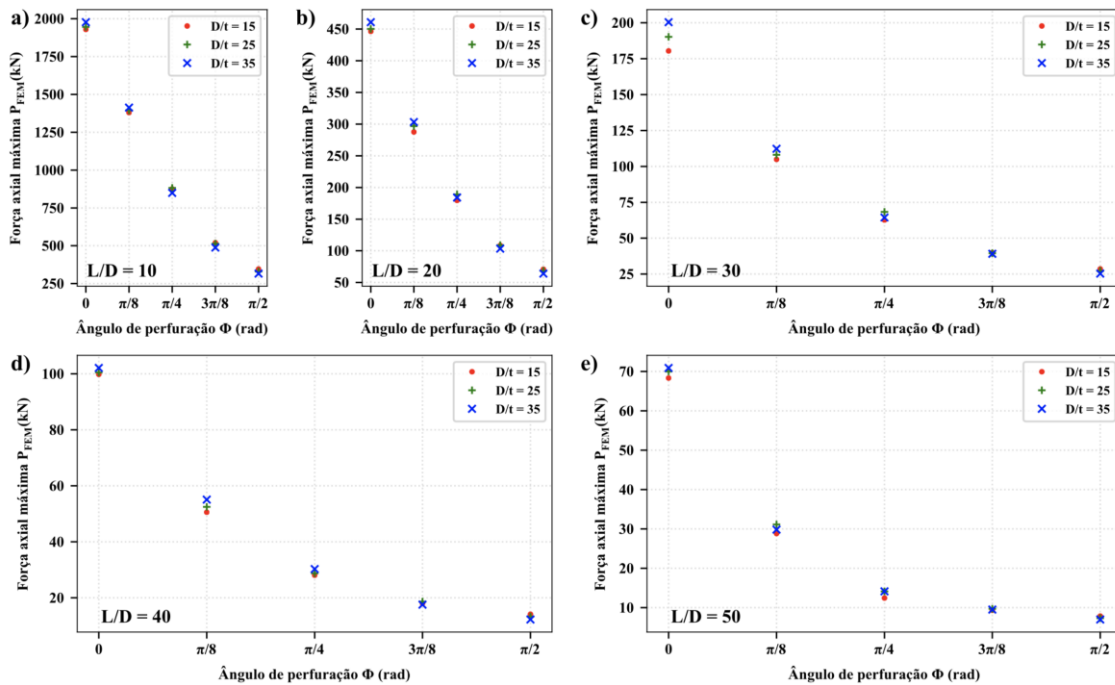


Figura 36: Força compressiva máxima dos resultados da campanha DoE-FEM.

Tabela 11: Resultados ANOVA para respostas de capacidade de campanha do DoE-FEM.

Parâmetro	d.o.f.	Soma dos quadrados	Média da Soma dos Quadrados	Valor-F	Valor-p
Modelo	9	8,66426	0,96270	443,73	<0,001
Φ	1	7,31949	7,31949	3373,7	<0,001
D/t	1	0,01336	0,01336	6,16	0,016
L/D	1	0,42060	0,42060	193,87	<0,001
Φ^2	1	0,88198	0,88198	406,53	<0,001
$(D/t)^2$	1	0,00043	0,00043	0,20	0,659
$(L/D)^2$	1	0,00444	0,00444	2,05	0,157
$\Phi:(D/t)$	1	0,00090	0,00090	0,41	0,522
$\Phi:(L/D)$	1	0,02127	0,02127	9,80	0,003
$(L/D):(D/t)$	1	0,00180	0,00180	0,83	0,365
Erro	65	0,14102	0,00217		
Total	74	8,80528			

A partir dos resultados da ANOVA, a razão D/t foi descartada na regressão simbólica, e apenas a razão L/D , e o ângulo de perfuração Φ foram considerados. No presente estudo, todas as simulações FEM foram realizadas considerando a razão L/D ao invés da esbelteza efetiva, isto pode restringir o uso da expressão final em membros tubulares com material diferente do considerado. Apesar disso, a metodologia apresentada para regressões simbólicas pode ser usada para obter expressões simplificadas assumindo outros materiais.

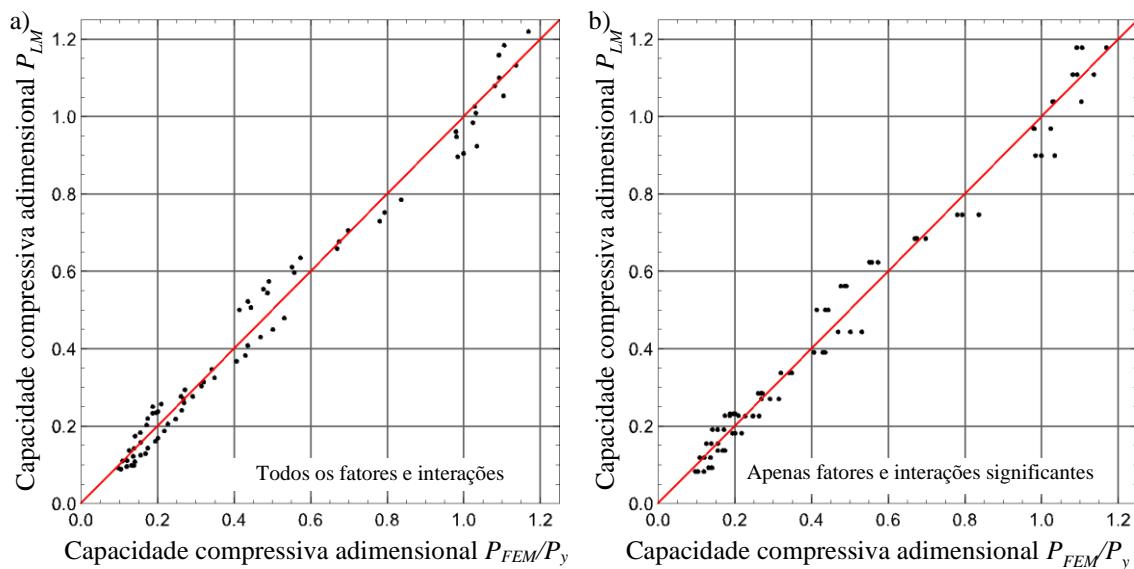


Figura 37: Comparação entre os modelos LM considerando: (a) todos os fatores e interações, (b) apenas os fatores e interações significativos.

A formulação candidato selecionada como a melhor dentro da família de soluções possíveis, foi a expressão (16).

$$P_{SR} \left(\Phi, \frac{L}{D} \right) = \frac{16}{14 + (0,06 + \Phi)(L/D) + 18\Phi^{5/2}} \quad (16)$$

A expressão (16) usa valores do ângulo de perfuração em radianos, e proporciona predições da capacidade compressiva adimensional próximos dos resultados obtidos na campanha DoE-FEM (Tabela 11). Isto pode ser observado no gráfico da Figura 38, que mostra uma dispersão entre as predições do modelo SR e os resultados das simulações ainda menor do que a obtida com qualquer um dos modelos lineares, seja com todos os parâmetros (Figura 37a) ou apenas com os parâmetros significativos (Figura 37b). Adicionalmente, o modelo de regressão simbólica apresentou um valor de erro absoluto médio (MAE) menor do que o modelo linear (15), sendo estes valores $MAE_{SR}=0,022$ e $MAE_{LM}=0,037$, respectivamente.

Uma comparação global entre as superfícies de resposta dos modelos, obtidos pelas regressões linear e simbólica, é mostrada nos gráficos tridimensionais da Figura 39. Nestes gráficos, é possível observar a tendência da superfície de resposta do modelo LM de cobrir toda a região descrita pelos pontos dos resultados DoE-FEM. No entanto, algumas das predições são um pouco maiores e/ou menores do que a resposta esperada. Em contraste, a superfície de resposta gerada pelo modelo SR intersecta com maior precisão a maioria dos pontos das respostas DoE-FEM. Neste sentido, o modelo SR apresenta um melhor ajuste às respostas esperadas da capacidade compressiva adimensional.

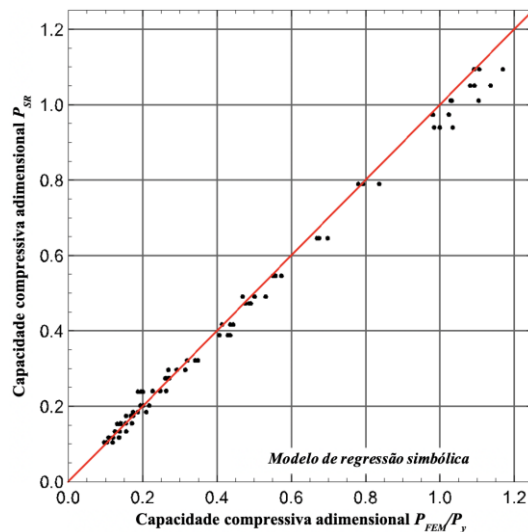


Figura 38: Verificação das predições do modelo de regressão simbólica.

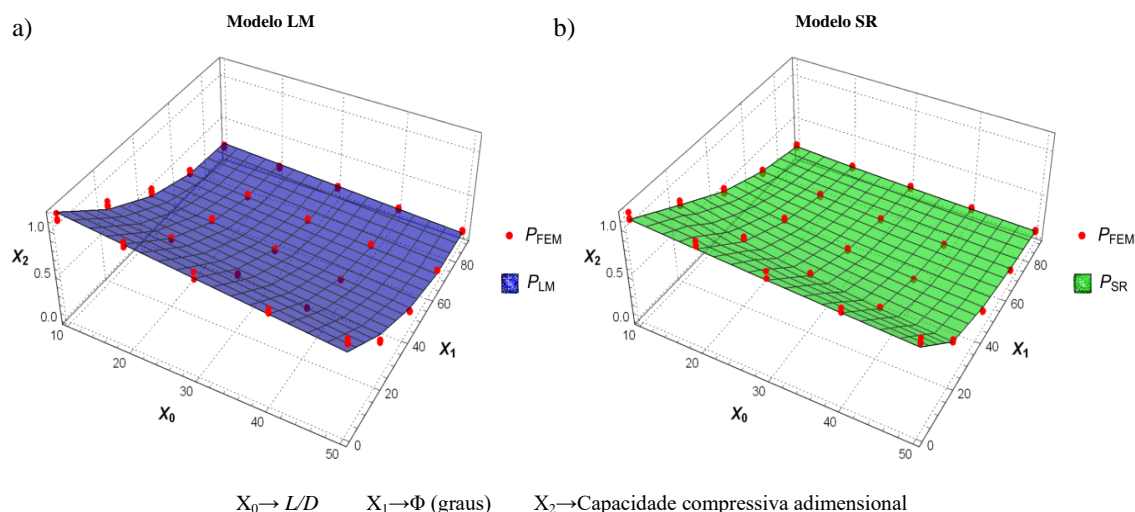


Figura 39: Comparação dos modelos empíricos: (a) modelo linear, (b) modelo da regressão simbólica.

A verificação final do modelo obtido pela aplicação da SR confronta as previsões da capacidade remanescente com os resultados obtidos experimentalmente. Para isto, as respostas experimentais da capacidade compressiva (Tabela 8) foram normalizadas dividindo-as pela força de escoamento $P_{EXP} = P_{exp}/P_y$ da amostra correspondente. Assim, os resultados obtidos são apresentados tanto na Tabela 12, como no gráfico da Figura 40. Neste gráfico, é possível observar que as previsões do modelo SR mantém uma tendência aproximada dos resultados experimentais. No geral, as previsões do modelo SR apresentaram um MAE = 0,07 e um erro padrão stdErr = 0.05 em relação aos resultados experimentais. Assim, pode-se dizer que o modelo da SR tem um índice de confiança I.C.=95% na predição da capacidade compressiva quando comparado com resultados experimentais.

Tabela 12: Capacidade compressiva experimental e do modelo SR normalizadas.

Amostra	L/D	Φ (graus)	P_{EXP} (kN)	P_{SR} (kN)
A00	7,3	0	1,081	1,108
A15	7,3	15	0,912	0,941
A30	7,3	30	0,694	0,732
A45	7,3	45	0,487	0,533
A60	7,4	60	0,326	0,36
B00	18,9	0	1,041	1,057
B15	18,9	15	0,760	0,772
B30	18,9	30	0,563	0,559
B45	18,9	45	0,426	0,399
B60	18,9	60	0,292	0,290
C00	40,0	0	0,920	0,976
C30	40,0	30	0,511	0,391
C45	40,0	45	0,372	0,277
C60	40,0	60	0,230	0,204
C90	40,0	90	0,125	0,121

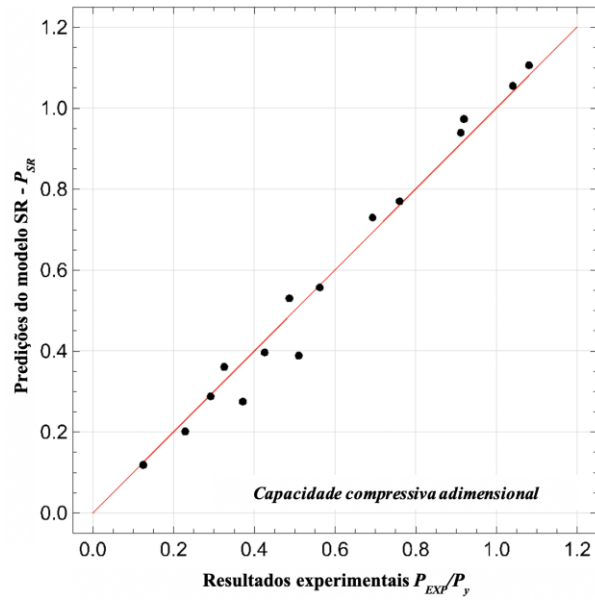


Figura 40: Comparação das predições do modelo da regressão simbólica e resultados experimentais.

3 Capacidade remanescente de flexão

O presente capítulo descreve um estudo numérico e experimental da capacidade remanescente de flexão de elementos tubulares de aço com dano por perfuração. Ambos os modelos, numérico e experimental, se basearam na imposição do carregamento de flexão por quatro pontos, considerando as condições de contorno da Figura 41. A localização da perfuração em todas as amostras foi na metade do comprimento (vide Figura 41), com a flexão induzindo deformações compressivas na região do furo, simulando-se situação mais crítica e de menor capacidade do tubo.

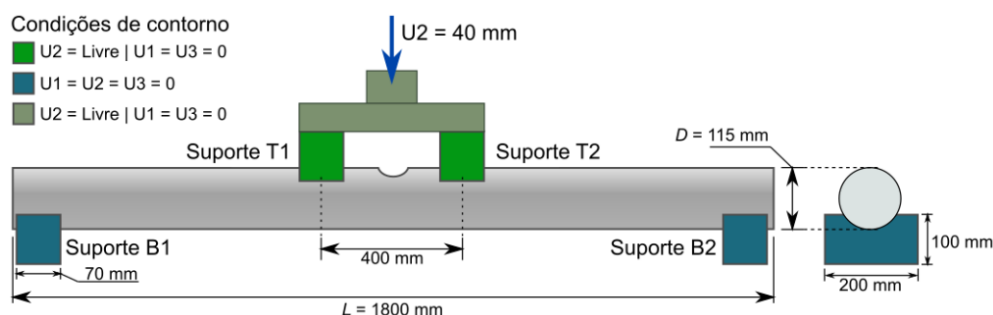


Figura 41: Configuração do ensaio de flexão e condições de contorno.

Os trabalhos de investigação que abordam o cenário de flexão em membros tubulares com dano, assim como o cenário de compressão axial apresentado no Capítulo 2, são escassos e a sua abordagem em normas de projeto (API, 2014, ISO, 2008, NORSOK, 2004) considera apenas fatores de segurança conservadores para membros intactos, ou alguns tipos de dano como moissas ou impactos (DNV, 2011). Na revisão do estado da arte, não se encontraram pesquisas que abordaram o cenário de flexão pura em membros tubulares com perfurações, mesmo considerando outros tipos de material. Assim, foi motivada a extensão de estudo da capacidade remanescente em membros tubulares perfurados para o cenário de flexão pura. Foi considerada uma configuração de flexão por quatro pontos, para avaliar o real efeito da flexão na região perto da perfuração, e evitar fragilizar a região com maior dano com a configuração por três pontos. Assim também, este arranjo ofereceu uma configuração de ensaio simples e de fácil controle.

3.1 Análise experimental

3.1.1 Definição das amostras

Para os ensaios experimentais foram usadas um total de cinco amostras de tubo, de aço tipo API-5LB, com comprimento $L = 1800 \pm 0,1$ mm, diâmetro $D = 115 \pm 0,2$ mm, e espessura $t = 6 \pm 0,2$ mm. Destas amostras, apenas uma foi considerada para ser ensaiada em estado intacto (sem perfuração), e as quatro restantes tiveram perfurações por usinagem de $\Phi = \{15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ\}$ conforme o esquema da Figura 1b. Estas amostras foram classificadas pelo seu ângulo de perfuração como S00, S15, S30, S45 e S60. O número reduzido de ensaios deveu-se à necessidade apenas de gerar pontos de verificação/validação das predições numéricas, para realizar com confiança uma campanha de simulações para ajuste de uma equação de projeto. A Figura 42 apresenta um exemplo da execução dos ensaios, implementando-se o esquema da Figura 41, para a amostra S00. Nota-se a ausência de sensores de deformação, uma vez que a medição dos deslocamentos das bases superiores, bem como da linha central das amostras, foi realizada por sistema ótico de captura de imagens, evitando-se assim incorporar erros de medições oriundos de eventuais folgas do sistema.



Figura 42: Exemplo da execução do ensaio de flexão por quatro pontos, Amostra S00.

A confecção das bases foi feita em madeira, do tipo maçaranduba, para evitar amassamentos na região de apoio durante a execução dos ensaios. Todos os ensaios foram monitorados com uma célula de carga de 20/40 tonf colocada diretamente na haste, parte superior do quadro de ensaios.

3.1.2 Aquisição de dados

Das cinco amostras experimentais, apenas S15, S30 e S45 foram instrumentadas com *strain-gauges* (SGs), para verificação do comportamento local na região localizada perto da perfuração. O esquema da instrumentação destas amostras é apresentado na Figura 43. As amostras S00 e S60 apenas contaram com os sinais de deslocamento e de carga registrados na máquina de ensaios. A aquisição dos sinais foi realizada através de um equipamento cDAQ-9188 da *National Instruments*®, fornecido pelo laboratório NEO. A frequência de aquisição, em todos os ensaios, foi de 5 Hz. Os resultados foram exportados em arquivos do formato *.txt, considerando-se uma precisão de três decimais na mantissa (ponto flutuante) para leituras de força e deslocamento, e doze decimais para as leituras dos SGs.

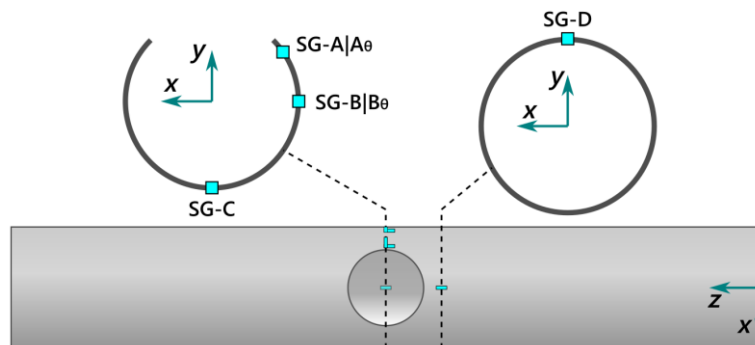


Figura 43: Esquema da instrumentação das amostras S15, S30 e S45.

3.2 Descrição do meta-modelo numérico

A análise numérica contemplou o desenvolvimento de um meta-modelo que, assim como no cenário de carregamento compressivo, considerou o problema de flexão como uma classe predefinida de simulação. Neste sentido, foi preciso construir regras, restrições, e/ou condições de modelagem, otimização da malha, e definições para a automação da simulação/solução dos modelos.

3.2.1 Dimensões geométricas do modelo

O modelo numérico foi composto por dois itens principais: (i) o membro tubular intacto/perfurado, e (ii) os suportes de apoio e imposição de carga. O primeiro considerou um cilindro originado pela extrusão, com magnitude L , de um círculo com origem $(0, 0, 0)$ e diâmetro D , para representação do membro tubular; a perfuração, nos modelos com

dano, foi representada pela diferença entre a representação do membro tubular, e a região de interseção de um cilindro perpendicular, gerado pela extrusão de um círculo de diâmetro $D_p = D \sin(\Phi)$, e origem $(0, 0, L/2)$. O segundo item considerou a projeção de bases, de carregamento e/ou suporte, capazes de distribuir as tensões na seção transversal, evitando assim impor um dano adicional. A Figura 44 apresenta o projeto das bases usadas tanto para o carregamento/suporte das amostras nas simulações. Neste projeto, as bases consideraram um desenho paramétrico, com base no diâmetro externo da amostra, para eventuais mudanças nas razões de esbeltez.

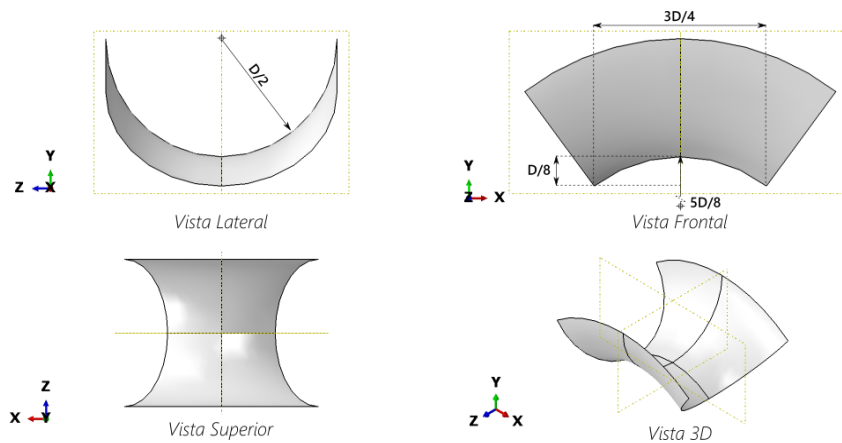


Figura 44: Modelagem das bases de apoio/carregamento na análise numérica.

As condições de contato definidas entre as bases e o corpo da amostra foram de interação tangencial sem atrito. Neste cenário, se assumiu um comportamento rígido como domínio independente (*master surface*) para as bases, e um comportamento dependente (*slave surface*) para o corpo da amostra. O arranjo geral do meta-modelo para montagem de todas as partes é mostrado na Figura 45. Neste arranjo, os pontos de referência (RP) foram usados como enlaces rígidos às geometrias das bases. Estes enlaces assumiram dois tipos de configurações: (i) **configuração de suporte**: os enlaces inferiores RP-1 e RP-2 restringiram tanto as rotações (R) como os deslocamentos (U) em todos os eixos (X:1, Y:2, Z:3); e (ii) **configuração de carregamento**: os enlaces superiores RP-3 e RP-4 restringiram as rotações em todos os eixos e os deslocamentos nos eixos X:1 e Z:3, permitindo a imposição de um deslocamento δ_y no eixo Y:1.

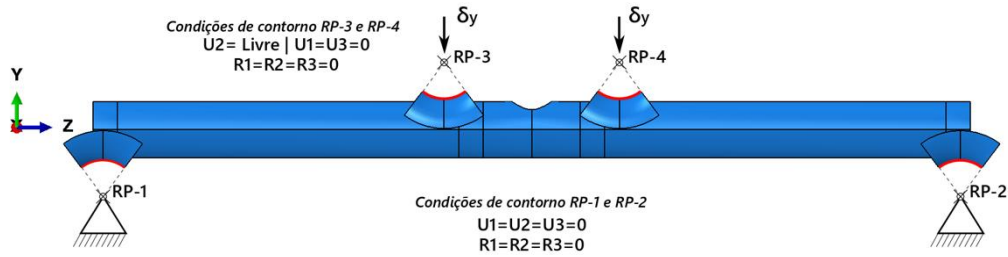


Figura 45: Arranjo completo do modelo numérico suas interações.

3.2.2 Propriedades do material

As propriedades do material usadas na modelagem numérica foram descritas pela média dos valores obtidos para os tubos da classe B no Capítulo 2. O uso do valor médio foi considerado por se tratar do mesmo tipo de tubos usados como amostras nos experimentos de flexão. Assim, foram determinados: tensão de escoamento $\sigma_y = 328$ MPa, módulo de Young $E = 201$ GPa, coeficiente de Poisson $\nu = 0,3$, tensão última $\sigma_u = 584$ MPa, e alongamento uniforme máximo $El_{max} = 18,7\%$. Estas características são ilustradas no gráfico da Figura 46 para a curva tensão-deformação verdadeiras.

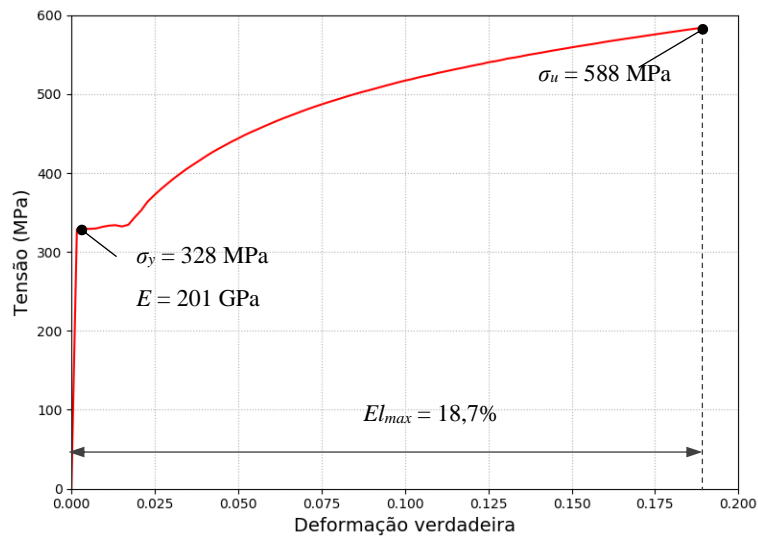


Figura 46: Curva do material usada no modelo numérico para o carregamento de flexão.

3.2.3 Configurações da malha

A implementação da malha, em todos os modelos, foi realizada usando elementos do tipo casca, sendo elementos R3D4 para as bases, e elementos S4R para o corpo da amostra. Em relação à distribuição dos elementos na malha, as bases/suportes seguiram uma distribuição estruturada, enquanto para o corpo da amostra foi utilizado um arranjo

desestruturado ou livre. No arranjo desestruturado, se considerou uma diminuição da transição da malha através do algoritmo *medial-axis* fornecido pelo software de elementos finitos. Um exemplo do resultado obtido no processo de malhado é apresentado na Figura 47 para a amostra S60.

A geração de malha nos modelos foi realizada de modo iterativo considerando o modelo com o maior nível de dano (S60: $\Phi = 60^\circ$). Assim, sete diferentes densidades de malha foram configuradas, sendo o modelo de referência o de maior densidade de elementos. Para a avaliação da convergência foram comparados a densidade da malha e o máximo momento de flexão registrado.

Os resultados do processo de malhado, para diferentes densidades de elementos, são apresentados na Figura 48, cuja tabela apresenta o modelo, o número efetivo de elementos no modelo, bem como o nível de erro em relação do modelo com a maior densidade de elementos. Alguns dos modelos desta verificação podem ser observados na sequência de imagens da Figura 49, que representa o estado de tensões ao atingir o momento fletor máximo. A partir dos resultados, foi possível definir como densidade mínima requerida para a malha 17000 elementos. Isto, considerando-se o mesmo esquema de refinamento, na região perto da perfuração, adotado na modelagem do carregamento de compressão, conforme ilustrado na Figura 22.

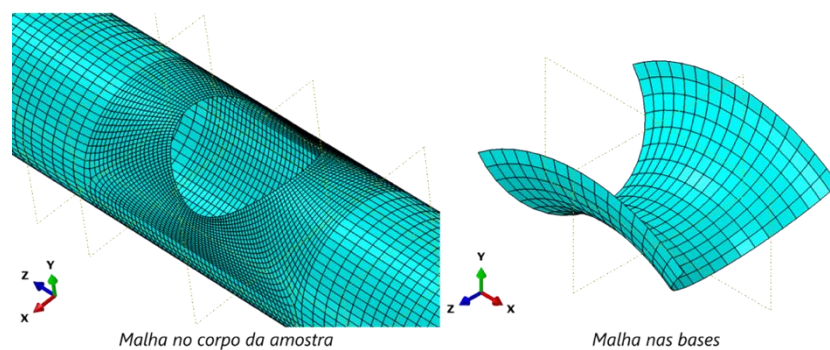


Figura 47: Exemplos de malha obtidos para as partes do modelo da amostra S60.

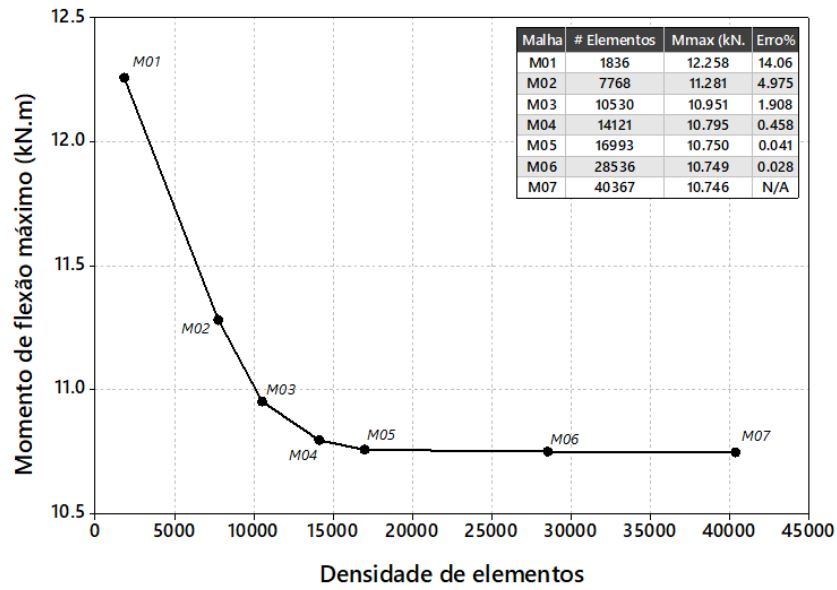


Figura 48: Curva de convergência da malha.

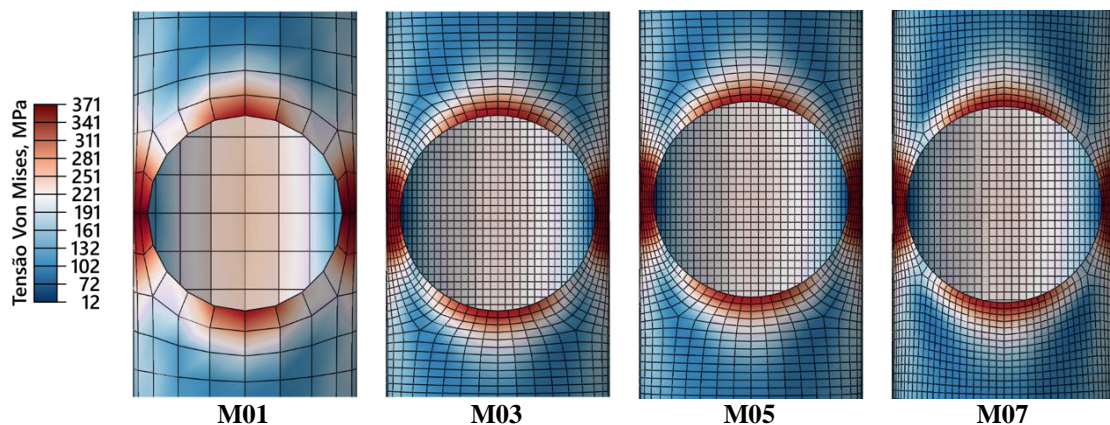


Figura 49: Exemplos da densidade de malha obtida nos modelos.

3.3 Resultados e verificações da campanha numérico-experimental

3.3.1 Resultados do comportamento global

O comportamento global descrito pelos resultados das simulações do meta-modelo numérico, em relação aos ensaios experimentais, foi congruente como mostrado pelo gráfico da Figura 50, onde foi plotado o momento de flexão das amostras em relação ao deslocamento axial dos suportes superiores. Neste gráfico, é mostrada também a capacidade de flexão descrita na norma ISO 19902 (2008), cuja magnitude ($M = 21,88$ kN.m) permitiria que amostras com perfurações menores do que $\Phi = 15$ graus possam

continuar a operar. Assim, também a Tabela 13 apresenta o percentual de erro do modelo numérico de cada amostra.

Da Tabela 13, pode observar-se que o meta-modelo numérico forneceu previsões com um nível de erro na faixa de $\{-2,22\% \leq \varepsilon \leq 1,90\%$. Este erro também pode se expressar por um erro médio absoluto $MAE = 0,24 \text{ kN.m}$, em qualquer cenário, o meta-modelo numérico determinou a capacidade remanescente de flexão com precisão de no mínimo 97%. Com isto, não foi necessário qualquer outro ajuste no meta-modelo para proceder com a geração da equação de projeto.

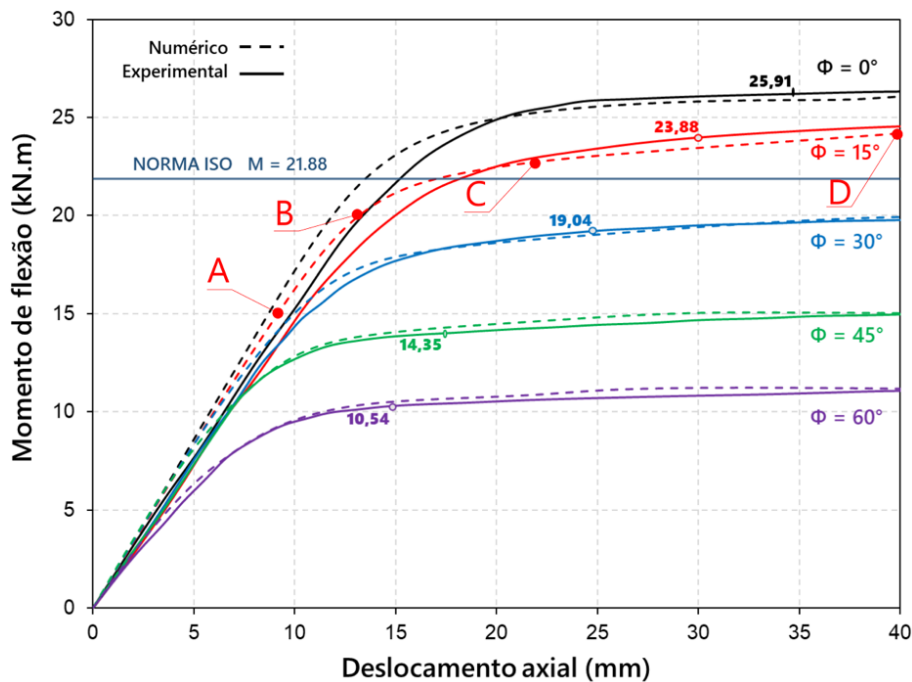


Figura 50: Comparação do momento de flexão em relação do deslocamento axial, para os dados medidos experimentalmente e suas previsões numéricas.

Tabela 13: Relação das capacidades máximas de flexão nas amostras experimentais e numéricas.

Amostra	M_{max} (kN.m) Experimental	M_{max} (kN.m) Numérico	Erro (%) $100 \times (M_{FEM} - M_{exp}) / M_{exp}$
S00	25,91	25,83	-0,31%
S15	23,88	23,35	-2,22%
S30	19,04	18,81	-1,21%
S45	14,35	14,53	1,25%
S60	10,54	10,74	1,90%

3.3.2 Modo de falha

Como no cenário de compressão, na avaliação do modo de falha verificou-se numericamente o estado de tensões na seção transversal na metade do comprimento. A

Figura 51 apresenta o estado de tensões de von Mises para os quatro estágios sinalizados no gráfico da Figura 50, para a amostra S15. Um esquema de cores variando do azul para o vermelho foi implementado para facilitar a identificação dos estados de tensão até o limite de escoamento do material $\sigma_y = 328$ MPa. Valores acima desta magnitude adotam automaticamente a cor verde, indicando a plastificação do elemento.

Dos cortes transversais da Figura 51 observa-se que, durante o estágio A, ocorre a plastificação dos elementos apenas na vizinhança da perfuração, sendo este evento localizado apenas nas seções transversais perto da metade do comprimento. Adicionalmente, é possível identificar uma concentração de tensões menor ao limite de escoamento na parte posterior do membro tubular. Durante o estágio B, esta concentração evolui em uma plastificação total das partes frontal e posterior do tubo, restando apenas pequenas regiões laterais sem plastificar. Observa-se que, as vizinhanças de elementos longitudinais, acima e embaixo da perfuração, começam o processo de plastificação. Ainda neste estágio, a seção transversal não apresenta uma mudança geométrica evidente. Esta mudança, se torna clara durante os estágios C e D, onde a plastificação dos elementos ultrapassa a região perfurada, se estendendo em uma magnitude superior ao diâmetro do tubo.

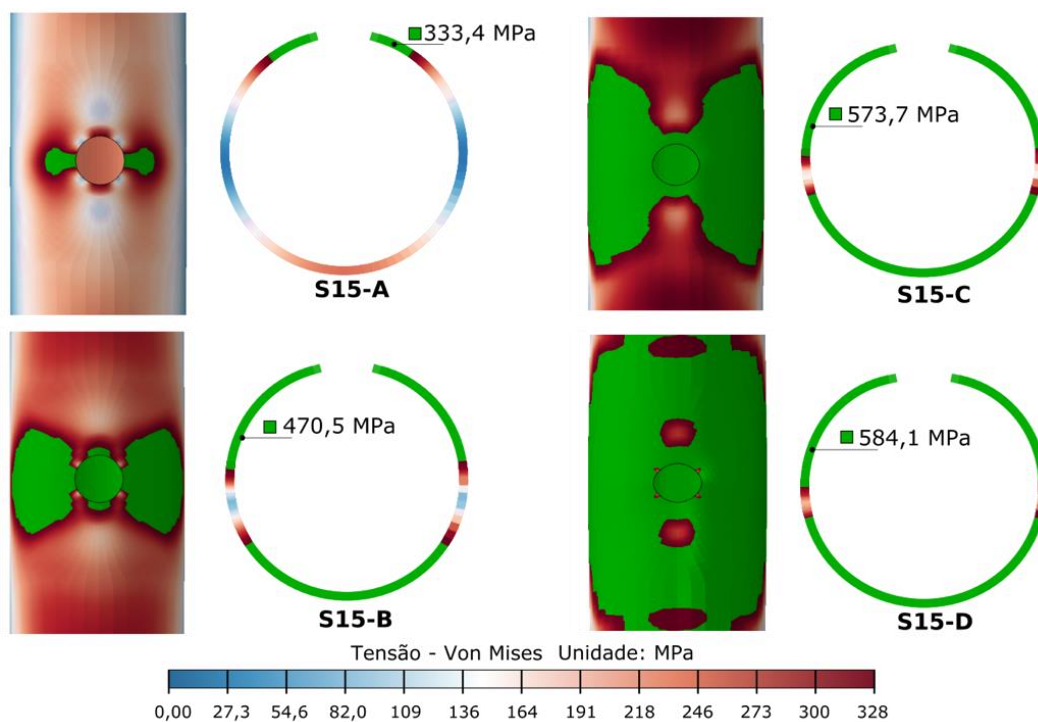


Figura 51: Estado de tensões da seção transversal na metade do comprimento para a amostra S15.

Uma comparação dos modos de falha atingidos, nas amostras experimentais e a sua predição numérica, é mostrada nas imagens da Figura 52 para as amostras a) S30, b) S45, e c) S60 no estado de pós-flambagem. Pode observar-se que em todos os casos, o modo de falha exibido foi similar ao apresentado no cenário de compressão, mostrando-se uma dobra quase simétrica nos lados da perfuração e um aumento na sua ovalização.

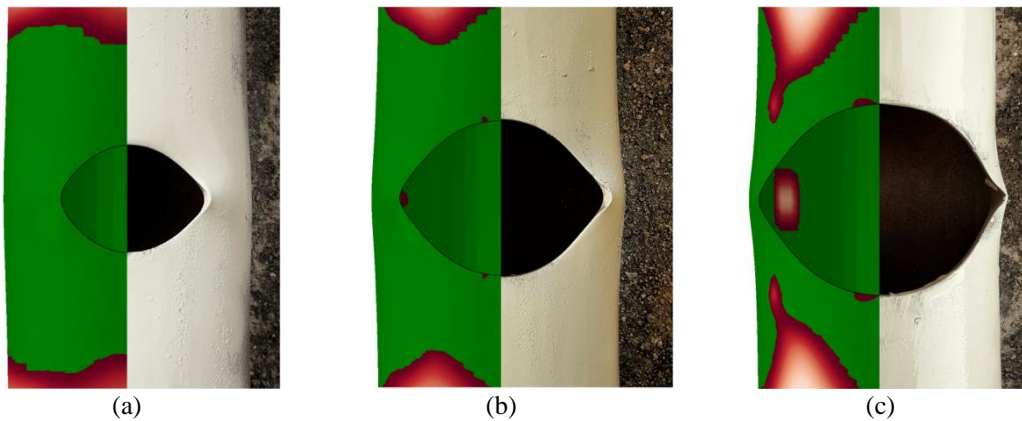


Figura 52: Comparação dos modos de falha entre as abordagens experimental (direita) e numérica (esquerda) para as amostras: (a) S30, (b) S45, e (c) S60.

3.3.3 Resultados do comportamento local

A avaliação do comportamento local das amostras foi realizada comparando-se, entre os resultados experimentais e as predições numéricas, as medidas de deformação em relação ao momento de flexão na amostra. Em geral, até a falha das amostras, as previsões numéricas são similares às medições experimentais de todos os sensores (vide Figura 43), em todas as amostras.

Os resultados das deformações obtidas nas amostras experimentais, e modelos numéricos, são apresentados na Figura 53 nos itens (a, b, c), (d, e, f) e (g, h, i) respectivamente para as amostras S15, S30 e S45. Como esperado, as deformações são sempre muito maiores nas proximidades da perfuração (Sensores SG-A, SG-A_θ) devido à concentração de tensões e à redução de área da seção transversal. À medida que se aproxima da carga de colapso, para todas as amostras, os sinais dos sensores SG-A, SG-A_θ aumentam substancialmente devido ao enrugamento local que se inicia na seção transversal central. Assim, também, os sensores SG-C apresentam um considerável incremento na deformação pelo dobramento global da amostra nos três casos.

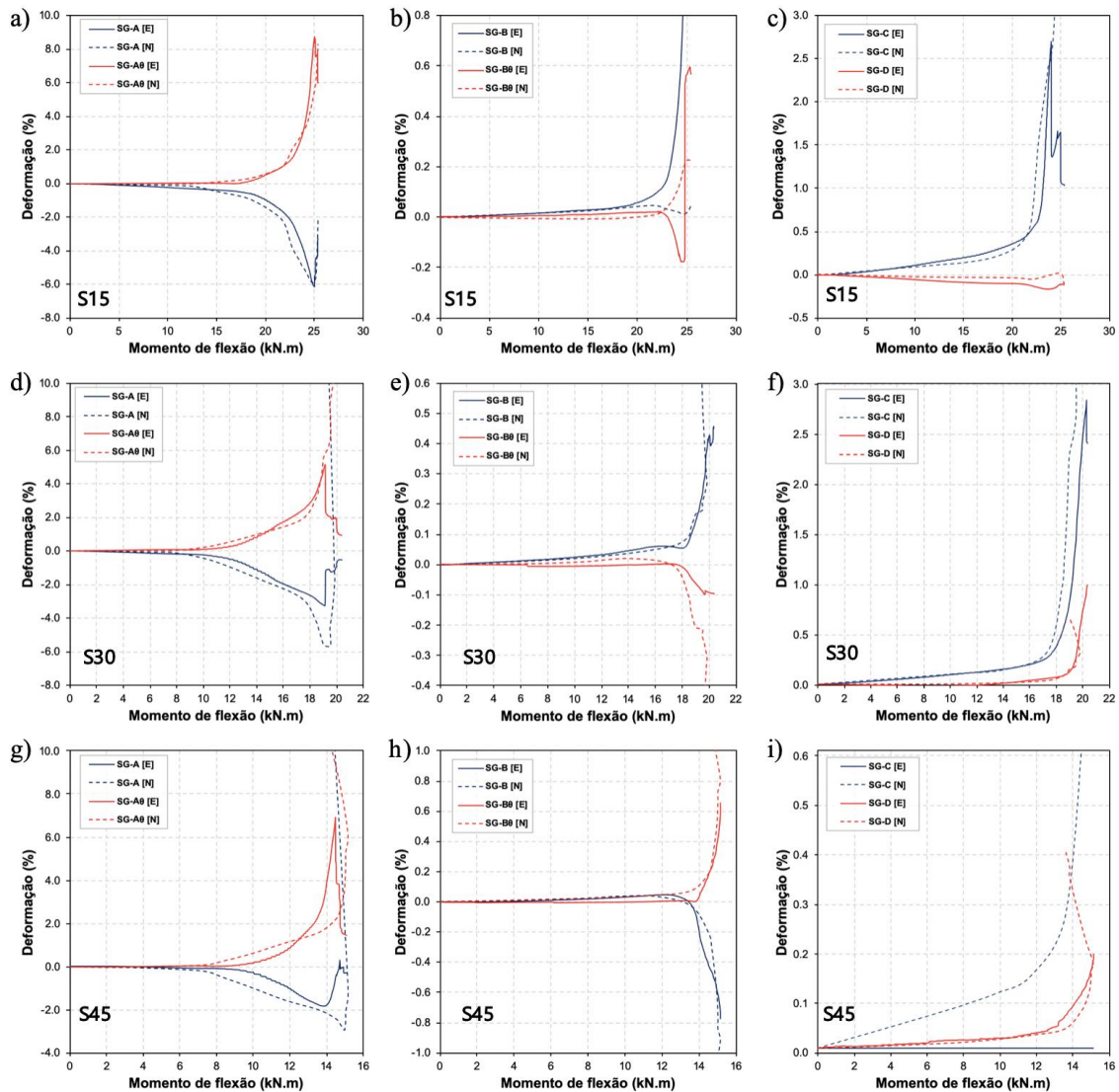


Figura 53: Resultados de deformação para as amostras S15 (a, b, c), S30 (d, e, f), e S45 (g, h, i).

3.4 Equação de projeto para a capacidade remanescente de flexão

3.4.1 Modelo baseado na superfície de resposta

A equação de projeto, para o carregamento de flexão, foi gerada com base num planejamento de experimentos (DoE) para análise da superfície de resposta do meta-modelo numérico. A implementação deste DoE permite, com um método sistemático, determinar a relação entre fatores/variáveis que afetam um processo e sua resposta. Com isto, é possível avaliar estatisticamente a relevância dos diferentes fatores na predição de uma resposta. Assim também, a modelagem de projetos de experimentos requer, dependendo da estrutura selecionada, a definição de fronteiras nos fatores que delimitam o problema. Isto, para caracterizar um intervalo que permita, com o mínimo de

simulações, avaliar a resposta de um modelo. O método da superfície de resposta (*Response Surface Method – RSM*) permite o uso desta delimitação para obtenção de modelos empíricos simples e precisos. Assim, o arranjo de DoE-RSM foi definido com base em dois fatores: (i) a razão de esbeltez transversal D/t , e (ii) o ângulo de perfuração Φ . Os intervalos de atuação de cada fator foram $\{10 \leq D/t \leq 35\}$ e $\{0 \leq \Phi \leq \pi/3 \text{ rad}\}$.

A geração das observações necessárias implementou o algoritmo *coordinate-exchange* (MEYER & NACHTSHEIM, 1995), para otimização do arranjo dentro das fronteiras designadas. Um total de vinte e dois casos foram gerados, cujas características se apresentam na Tabela 14. Estas características, representam uma escala ~1:4 com relação as magnitudes reais deste tipo de estruturas (vide Tabela 1). Embora a campanha DoE-RSM considere as características em escala, uma avaliação posterior, de um número reduzido de simulações, assumindo magnitudes reais é contemplada.

Para avaliar o impacto de cada fator sobre a capacidade de flexão das amostras, a partir dos casos gerados no DoE-RSM, uma análise de variância (ANOVA) entre os fatores é necessária. Para isto, um modelo linear, considerando interações entre fatores até uma segunda ordem (modelo quadrático), foi gerado a partir da equação (11). O modelo final, para avaliação dos fatores, é representado pela expressão (17).

$$M_{FEM}[j] \left(\frac{D}{t}, \Phi\right)^{1/2} = c_0 + c_1 \left(\frac{D}{t}\right) + c_2 \Phi + c_3 \left(\frac{D}{t}\right) \Phi + c_4 \left(\frac{D}{t}\right)^2 + c_5 \Phi^2 + \varepsilon \quad (17)$$

onde $M_{FEM}[j]$ representa a resposta, momento de flexão máximo, da j -ésima observação do DoE-FEM; e as literais c_i , para $0 \leq i \leq 5$, representam valores constantes a serem determinados através do método dos mínimos quadrados. Para permitir que os dados obtidos estejam adequados a uma distribuição normal, foi usada uma transformação Box-Cox (LAWSON, 2015) da resposta como $(M_{FEM})^{1/2}$.

3.4.2 Expressão analítica da capacidade remanescente de flexão

Analiticamente, o problema da diminuição de capacidade de flexão pode ser abordado assumindo-se: i) um material elástico perfeitamente plástico, e ii) a mudança na seção transversal pelo dano por perfuração. Inicialmente se calcula o momento plástico, considerando uma seção transversal intacta (sem perfuração) descrevendo, por simplicidade, o diferencial de área como $dA = Dt \, d\theta$ no intervalo $0 \leq \theta \leq \pi$, e a localização

da última fibra da seção como $y = (D/2) \cos \theta$. Assim, o momento plástico da seção intacta $M_{p,o}$ é descrito pela expressão (18).

$$M_{p,o} = \sigma_y \int y dA = 2\sigma_y \int_0^{\pi/2} \left(\frac{D}{2} \cos \theta\right) D t d\theta = \sigma_y D^2 t \quad (18)$$

onde $D^2 t$ expressa o módulo plástico da seção transversal.

Tabela 14: Características geométricas dos modelos DoE-RSM.

Model	L (mm)	D (mm)	t (mm)	Φ (rad)	L/D	D/t
M01	4980	271	7,83	0,518	18,37	34,65
M02	5000	300	10,00	1,047	16,67	30,00
M03	1800	202	5,78	0,843	8,93	34,87
M04	3460	152	7,10	1,047	22,73	21,48
M05	1800	105	3,00	1,047	17,14	35,00
M06	5000	94	3,81	0,288	53,42	24,54
M07	2090	78	5,22	0,546	26,65	15,00
M08	2100	300	8,57	0,995	7,00	35,00
M09	1800	192	6,10	0,000	9,38	31,50
M10	2710	248	10,00	0,482	10,92	24,84
M11	1800	132	8,80	0,469	13,64	15,00
M12	4890	148	9,85	0,744	33,08	15,00
M13	3980	179	5,11	0,565	22,22	35,00
M14	1800	150	10,00	1,047	12,00	15,00
M15	3560	65	3,00	0,686	54,99	21,58
M16	5000	91	3,25	1,047	55,00	28,02
M17	2090	78	5,22	0,546	26,65	15,00
M18	5000	168	7,24	0,084	29,76	23,22
M19	5000	168	7,24	0,084	29,76	23,22
M20	3980	179	5,11	0,565	22,22	35,00
M21	4020	300	8,71	0,000	13,41	34,46
M22	2710	248	10,00	0,482	10,92	24,84

Com a expressão (18), a diminuição do momento plástico pode expressar-se em função da área remanescente da seção transversal com dano. Assumindo que a área remanescente se compreenda no intervalo $0 \leq \theta \leq (\pi - \Phi)$, o momento plástico de uma seção transversal com dano $M_{p,d}$ é descrito pela expressão (19).

$$M_{p,d} = \sigma_y \int y dA = \sigma_y D^2 t \left[\int_0^{(\pi-\Phi)/2} \cos \theta d\theta - \int_{(\pi-\Phi)/2}^{\pi-\Phi} \cos \theta d\theta \right] = M_{p,o} \left[\cos\left(\frac{\Phi}{2}\right) - \frac{\text{sen}(\Phi)}{2} \right] \quad (19)$$

A expressão (19) considera que as áreas de tração e compressão, na seção, são iguais na plastificação total. Esta simplificação foi previamente apresentada por OKADA *et al.* (2004) para esforços combinados. Assim também, para um cálculo mais detalhado de uma expressão exata, o trabalho desenvolvido por KNUPP *et al.* (2019) pode ser revisado.

3.4.3 Resultados e verificação da equação de projeto

Com a verificação das predições numéricas em relação às medições experimentais, se executou a campanha DoE-RSM (vide Tabela 14). Com as respostas desta campanha, foi verificada a significância de cada fator, ou interação, na diminuição da capacidade de flexão. Para isto, a ANOVA do modelo quadrático completo, descrito na expressão (17), forneceu os resultados apresentados na Tabela 15.

A partir da Tabela 15, e assumindo-se o valor de significância $\alpha = 0,01$, é possível determinar quais fatores, e/ou interações têm um real efeito sobre a resposta (capacidade de flexão) considerando um índice de confiança de 99%. Assim, todas as origens com um valor - $p \leq \alpha$ podem ser consideradas como significativas. Neste caso, apenas os fatores D/t , Φ , e Φ^2 podem ser considerados significativos para o índice de confiança estabelecido. Adicionalmente, é possível observar que o modelo quadrático é significativo, já que existe uma probabilidade menor que 1% destes resultados serem devidos a ruídos advindos das observações/entradas do modelo.

Com o anterior, uma segunda ANOVA foi realizada considerando apenas os fatores significativos. Vale ressaltar que, a partir dos resultados do modelo quadrático, as interações entre os fatores não têm significância considerável na perda de capacidade, pelo menos até um índice de confiança de I.C. = 99%. Os resultados, da segunda ANOVA, se apresentam na Tabela 16.

Pode observar-se que todos os fatores da Tabela 16 são significativos, apresentam um valor p muito menor que o valor α . Assim, uma comparação gráfica é apresentada na Figura 54 para ambos os modelos: (a) quadrático completo, e (b) com apenas os fatores significativos. Ambos gráficos, mostram a capacidade de flexão da campanha DoE-RSM, denotada por M_{FEM} , no eixo- x ; e a predição da capacidade pelo modelo empírico, denotada por M_{RSM} , no eixo- y .

Embora o modelo da Figura 54a apresente um melhor coeficiente de determinação (R^2), do que o modelo da Figura 54b, este último considera apenas três fatores ao invés dos cinco considerados pelo primeiro. Neste sentido, o modelo empírico selecionado foi o que considerou apenas os fatores significativos, e se descreve pela expressão (20).

$$M_{RSM} = \sigma_y D^2 t \left[1,07 - 0,003 \left(\frac{D}{t} \right) - 0,24\Phi - 0,1\Phi^2 \right]^2 \quad (20)$$

Tabela 15: Resultados da ANOVA considerando um modelo quadrático completo.

Origem	gl	Soma dos Quadrados	Contribuição	Média dos Quadrados	Valor - F	Valor - p	$\alpha = 0,01$
Modelo	5	0,324380	99,79 %	0,064876	1503,80	<0,001	Significativo
<i>D/t</i>	1	0,013108	4,03 %	0,000339	7,86	0,010	Significativo
Φ	1	0,308619	94,94 %	0,003212	74,45	<0,001	Significativo
<i>D/t : Φ</i>	1	0,000187	0,06 %	0,000003	0,08	0,786	
$(D/t)^2$	1	0,000545	0,17 %	0,000081	1,87	0,190	
Φ^2	1	0,001922	0,59 %	0,001922	44,55	<0,001	Significativo
Erro	16	0,000690	0,21 %	0,000043			
<i>Falta de ajuste</i>	12	0,000657	0,20 %	0,000055	6,55	0,042	
<i>Erro puro</i>	4	0,000033	0,01 %	0,000008			
Total	21	0,325071	100,00 %				

Tabela 16: Resultados da ANOVA considerando apenas os fatores significativos.

Origem	gl	Soma dos Quadrados	Contribuição	Média dos Quadrados	Valor - F	Valor - p	$\alpha = 0,01$
Modelo	3	0,324300	99,76 %	0,108100	2523,94	<0,001	Significativo
<i>D/t</i>	1	0,013108	4,03 %	0,009675	225,89	<0,001	Significativo
Φ	1	0,308619	94,94 %	0,011520	268,97	<0,001	Significativo
Φ^2	1	0,002573	0,79 %	0,002573	60,06	<0,001	Significativo
Erro	18	0,000771	0,24 %	0,000043			
<i>Falta de ajuste</i>	14	0,000738	0,23 %	0,000053	6,31	0,044	
<i>Erro puro</i>	4	0,000033	0,01 %	0,000008			
Total	21	0,325071	100,00 %				

Para verificação da equação de projeto, se usaram os dados das amostras testadas experimentalmente para estimar, mediante as equações analítica (19) e empírica (20), a capacidade de flexão remanescente. O resultado destas estimativas se apresenta na Figura 55, onde o resultado experimental, denotado por M_{exp} , se apresenta no eixo-x, e a capacidade estimada no eixo-y.

Os resultados da verificação da Figura 55 são também descritos na Tabela 17 que também apresenta o erro médio absoluto de cada um dos modelos. Este erro pode expressar-se em percentual, considerando o valor de capacidade experimental da amostra S60, assim temos um percentual de erro médio %MAE de 2,3%, 4,4%, 6,8%, respectivamente para os modelos numérico, empírico (RSM) e analítico.

Embora os resultados apresentados pelo modelo analítico sejam similares aos do modelo empírico, o primeiro modelo considera efeitos gerados apenas pelo ângulo de perfuração, enquanto o último considera efeitos derivados das características geométricas da seção transversal, como são o diâmetro e a espessura, além da parcela com os efeitos advindos do ângulo de perfuração. Assim, a formulação proposta pode ser aplicada a tubos de diferente esbeltez transversal, desde que se considerem as restrições estabelecidas no planejamento do modelo.

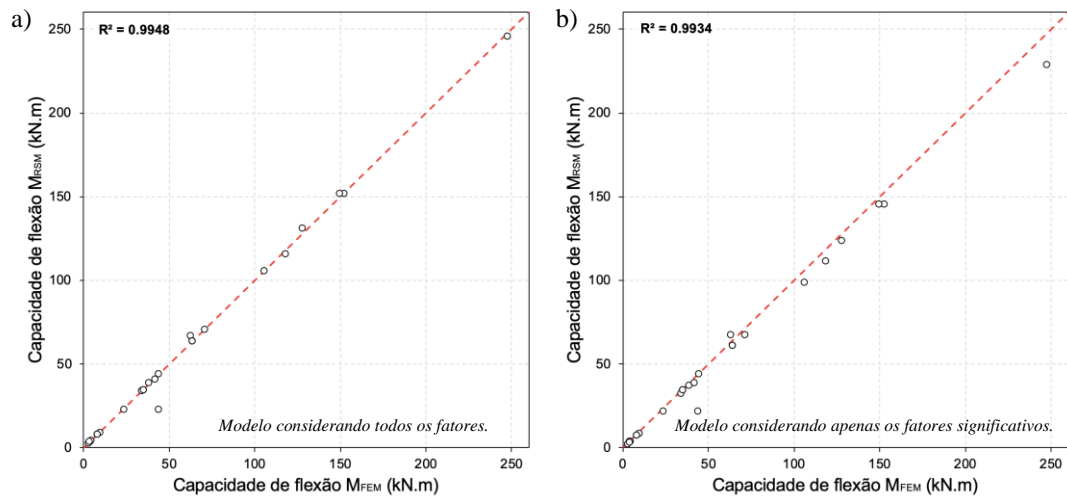


Figura 54: Comparação entre os modelos de superfície de resposta considerando: a) todos os fatores e suas interações, e b) apenas os fatores significativos.

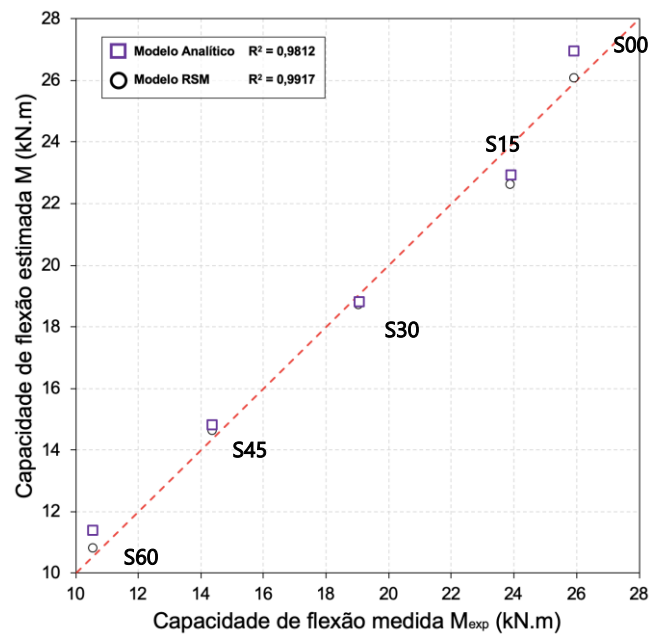


Figura 55: Comparação das previsões de capacidade dos modelos analítico, e RSM em relação dos resultados experimentais.

Tabela 17: Comparação das previsões entre os modelos e as medições experimentais.

Amostra	Modelo Experimental M_{exp} (kN.m)	Modelo Numérico M_{FEM} (kN.m)	Modelo Analítico $M_{p,m}$ (kN.m)	Modelo Empírico M_{RSM} (kN.m)
S00	25,91	25,83	26,98	26,07
S15	23,88	23,35	22,96	22,63
S30	19,04	18,81	18,82	18,72
S45	14,35	14,53	14,84	14,64
S60	10,54	10,74	11,42	10,83

3.4.4 Avaliação da equação de projeto em amostras de dimensões reais

Uma verificação adicional referente à aplicabilidade da equação de projeto, em amostras de dimensões reais, contemplou a simulação numérica de modelos de tubos tipo *flare* com as características descritas na Tabela 1, considerando três diferentes níveis de perfuração em cada tipo de tubo. Assim, um total de nove modelos foram gerados, seguindo o procedimento do meta-modelo numérico, onde condições de contorno de simetria foram implementadas. Estas condições permitiram, com um quarto da geometria do membro tubular, obter os mesmos resultados que com a modelagem do corpo inteiro do membro tubular, mas com uma fração do tempo de resolução. Os resultados desta verificação, bem como as características de cada modelo em escala real, se apresentam na Tabela 18, onde as últimas duas colunas mostram o percentual de erro de cada equação de projeto, em relação da predição do modelo numérico.

Tabela 18: Características e resultados das simulações com dimensões de amostras reais.

Modelo	<i>L</i> (m)	<i>D</i> (mm)	<i>t</i> (mm)	Φ (rad)	<i>L/D</i>	<i>D/t</i>	$M_{p,d}$ (kN.m)*	M_{RSM} (kN.m)	M_{FEM} (kN.m)	%erro Analítico	%erro RSM**
M115	3,97	508	17	0,2618	7,8	30	1240	1193	1232	0,66	-3,16
M215	5,12	273	16	0,2618	18	17	337,1	352,3	352,4	-4,33	-0,02
M315	8,14	219	19	0,2618	37	12	257,6	278,7	279,6	-7,85	-0,31
M130	3,97	508	17	0,5236	7,8	30	1030	984,8	996,6	3,37	-1,18
M230	5,12	273	16	0,5236	18	17	280,1	293,2	288,3	-2,86	1,69
M330	8,14	219	19	0,5236	37	12	213,9	232,7	241,2	-11,29	-3,52
M145	3,97	508	17	0,7854	7,8	30	820,6	767,2	772,8	6,19	-0,73
M245	5,12	273	16	0,7854	18	17	223,1	231,1	230,9	-3,40	0,07
M345	8,14	219	19	0,7854	37	12	170,4	184,3	187,2	-8,92	-1,53

* Modelo analítico | ** RSM refere ao modelo empírico

Da Tabela 18, também é possível observar que, o percentual de erro máximo da expressão analítica foi de -11,29%, enquanto o da expressão empírica foi de -3,16%; obtendo-se também um desvio padrão de 5,78% e 1,63% respectivamente. Isto, se considerando o percentual de erro descrito pela função $\%e = 100 \times (M - M_{FEM}) / M_{FEM}$, onde a variável *M* é a predição da capacidade de flexão do modelo analítico $M_{p,d}$, ou do modelo empírico (M_{RSM}).

A Figura 56 apresenta uma comparação adimensional entre as predições obtidas com as equações de projeto, analítica e empírica, e o resultado numérico. Os resultados de capacidade, apresentados no gráfico, foram divididos pelo respectivo momento plástico, de uma seção transversal intacta, denotado pela expressão (18).

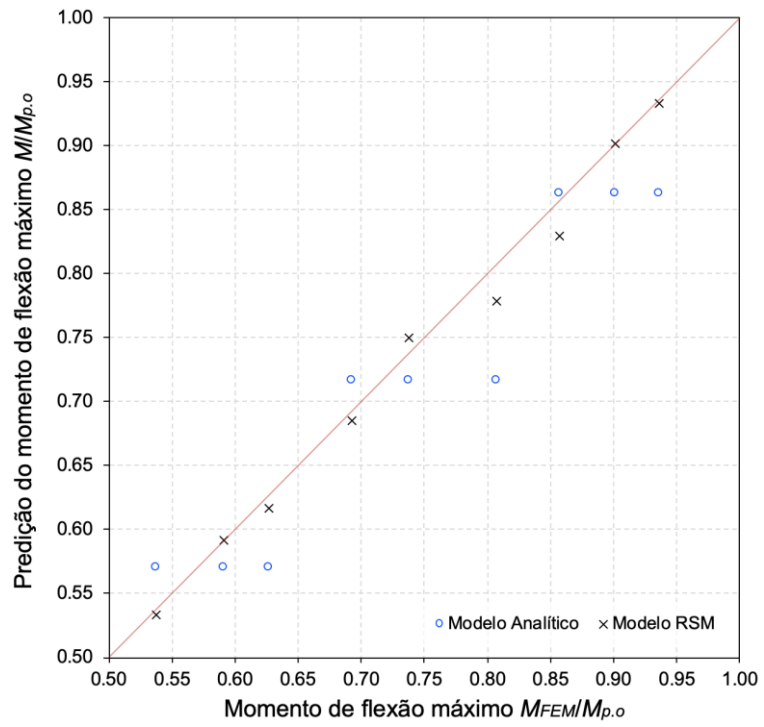


Figura 56: Comparação adimensional das predições analítica e empírica em relação à predição numérica para amostras de dimensões reais.

4 Conclusões gerais e trabalhos futuros

A deterioração cronológica das estruturas offshore pela corrosão, como no caso das estruturas tipo *flare*, resulta em perfurações que aumentam a suscetibilidade de flambagem local da estrutura, e uma necessidade de reparo. Dado o crescente número de plataformas que permanece em serviço após a vida útil de projeto, e que precisam ser reavaliadas ou requalificadas, é importante conhecer os efeitos da perfuração sobre a capacidade dos membros tubulares.

Neste sentido, a capacidade compressiva e de flexão, de membros tubulares de aço com uma perfuração localizada na metade do comprimento, como resultado de uma deterioração estendida por corrosão, foi investigada através de duas campanhas numérico-experimentais.

Uma equação de projeto, para cada cenário de carga, foi obtida mediante implementação de uma combinação de técnicas estatísticas e numéricas. No cenário de compressão axial centrada, as amostras se agruparam de acordo com suas características geométricas como: elementos principais (Classe A), transversais (Classe B) e de contraventamento (Classe C). Estas amostras representaram modelos reduzidos (escala 1:4) de estruturas típicas de *flare* utilizadas em plataformas de produção de petróleo e gás. No cenário de carga por flexão, um arranjo de carregamento por quatro pontos foi considerado. Neste arranjo, foram testadas cinco amostras do mesmo tipo com diferentes níveis de perfuração. Assim os resultados destes ensaios serviram como pontos de verificação/validação do meta-modelo numérico desenvolvido, onde todas as condições dos ensaios foram simuladas.

Para a campanha experimental de testes compressivos, processos de usinagem foram usados para garantir paralelismo entre as seções transversais das amostras, bem como para assegurar a centralização, ao longo das amostras, da perfuração planejada. Em ambas as campanhas, foi também necessário desenvolver e fabricar bases de fixação para impor as condições de contorno de projeto.

Todos os modelos de elementos finitos foram gerados com a implementação de meta-modelos de programação, que representaram em primeira instância as amostras

ensaiadas experimentalmente, e posteriormente, as características de simulação de um planejamento experimental - DoE.

A diferença entre as geometrias usadas no primeiro estágio (apenas para o cenário de compressão), e as usadas na campanha DoE-FEM, foi a consideração de geometrias advindas de uma reconstrução tridimensional da parede externa das amostras. Estas geometrias foram importadas nos modelos como malhas de elementos tipo casca, onde a espessura dos elementos foi designada por uma interpolação binomial de medições de espessura nas amostras reais. Este procedimento permitiu a consideração de imperfeições iniciais tanto globais (ex. empenamento, paralelismo) como locais (ex. desvio de espessura) nas simulações numéricas, desconsideradas em outras pesquisas similares, aumentando-se assim a precisão na predição da capacidade remanescente das amostras.

No cenário de flexão, os ensaios experimentais serviram como pontos de verificação das predições numéricas, bem como das equações de projeto analítica ou empírica. Esta última foi obtida com um arranjo de DoE para análise da superfície de resposta, permitindo comprovar que, assim como nas campanhas experimentais, é apenas necessário um número reduzido de simulações para predizer com acurácia e precisão, do ponto de vista de engenharia, a resposta experimental de capacidade remanescente à flexão.

É importante salientar que em nenhum dos meta-modelos foram implementadas condições de contorno simétricas, seja de compressão ou de flexão, devido à complexidade da programação das classes em Python, no entanto, a implementação deste tipo de condições em um trabalho futuro, que considere uma maior quantidade de simulações ou maiores refinamentos de malha pode ser considerado. No entanto, condições simétricas de simulação foram impostas nos modelos numéricos em escala real (vide Tabela 18). Estas condições foram colocadas manualmente em cada um dos modelos considerados. Nestes modelos, com condições de contornos simétricas, o tempo de simulação foi reduzido drasticamente de 2,5 horas, tempo médio de uma simulação, a um máximo de 45 min por simulação. Isto se considerando, para ambos os casos, uma malha já otimizada e incrementos de passo automatizados.

Diferentemente do cenário de compressão, que considerou setenta e cinco simulações numéricas para caracterizar a capacidade compressiva remanescente, o

cenário de flexão considerou apenas um terço das simulações e foi capaz de propor uma equação de projeto com menos de 5% de erro absoluto. Em contraste, a implementação da regressão simbólica no cenário de compressão permitiu a geração de uma expressão inteiramente adimensional capaz de prever a capacidade remanescente com o mesmo nível de precisão. Outras conclusões derivadas das campanhas numérico-experimentais são:

- Amostras intactas falham devido à instabilidade (elástica ou plástica), enquanto em amostras perfuradas o momento de flexão secundário, induzido pela excentricidade na região com dano, reduz a capacidade de carga facilitando a falha.
- A redução assimétrica da área efetiva nas seções transversais na perfuração cria uma excentricidade do eixo neutro, e aumenta as tensões axiais e de flexão, uma vez que a área efetiva da seção transversal e o momento de inércia são reduzidos. Adicionalmente, em torno da perfuração, especialmente na seção transversal central, descontinuidades geométricas produzem fatores de concentração de tensão que: (i) amplificam localmente as tensões, e (ii) antecipam o escoamento do material antes que em outras regiões, favorecendo consideravelmente a perda de resistência estrutural.
- Análises globais e locais do comportamento da amostra foram realizadas e relataram boas correlações entre previsões numéricas e medições experimentais. Os meta-modelos numéricos obtiveram um comportamento global semelhante ao das amostras reais, com pequenas diferenças, em torno de $\pm 2,5\%$, e $\pm 5\%$ para as capacidades máximas de compressão e de flexão respectivamente. Uma tendência semelhante foi observada entre as previsões numéricas e experimentais na análise das deformações locais. Já as equações empíricas propostas, apresentaram um erro absoluto máximo de 7% e 4,4% na predição da capacidade remanescente em relação dos resultados experimentais de compressão e de flexão, respectivamente.
- Como esperado, no cenário de compressão, observou-se que quanto menor a razão de esbeltez longitudinal, representada aqui pela relação L/D , maior a capacidade compressiva remanescente. Portanto, os membros tubulares da

classe A falham em cargas mais altas que as amostras das classes B e C. Para todas as classes, a perfuração é o fator com maior contribuição à redução de capacidade. Entretanto, deve-se enfatizar que a perda de capacidade é menor, proporcionalmente, para as amostras de classe C.

- No cenário de flexão, demonstrou-se que as interações entre fatores são desprezíveis na redução da capacidade, e que a mesma depende basicamente de uma combinação não linear dos fatores característicos da seção transversal com maior dano, como são o diâmetro, a espessura e o nível de perfuração (fator dominante). Assim, também foi mostrado que embora a equação analítica ofereça um maior erro do que a equação empírica proposta, este erro é baixo e com o uso de fatores de segurança pode fornecer uma capacidade remanescente de flexão adequada e segura.

Adicional às campanhas numérico-experimentais, as formulações empíricas introduziram procedimentos simples para avaliação dos efeitos dos fatores principais envolvidos na resposta medida ou estimada. Métodos como o planejamento de experimentos, a análise de variância, ou a regressão por algoritmos evolutivos de programação genética, que podem ser amplamente usados na verificação de modelos numéricos e/ou experimentais. A partir dos resultados e verificação das equações de projeto, as seguintes conclusões são estabelecidas:

- Membros tubulares com razões D/t na faixa de $15 \leq D/t \leq 35$ não apresentaram uma variação significativa da capacidade compressiva nas amostras. Esta observação é válida para razões L/D na faixa de $10 \leq L/D \leq 50$, uma vez que a ANOVA demonstrou valores de probabilidade mais altos que o nível de significância $\alpha = 0,01$ para o fator D/t e suas interações.
- Membros tubulares apresentam efeitos significativos, na capacidade de flexão, do nível de perfuração e as propriedades da seção transversal como são o diâmetro e a espessura da amostra. No entanto, esta última, representa apenas ~4% de efeito na resposta final, para uma faixa de esbeltez transversal $15 \leq D/t \leq 35$. Adicionalmente, foi verificado que as interações entre os fatores, neste intervalo, não apresentam efeitos significativos na capacidade final.

- O modelo gerado pela regressão simbólica dos dados da campanha DoE-FEM (cenário de compressão) apresentou uma menor dispersão e desvio do que o modelo obtido pelo método tradicional dos mínimos quadrados. Assim, também mostrou um índice de confiança de I.C.=95%, com uma simples relação dos fatores L/D e Φ , das previsões de capacidade compressiva em relação aos resultados experimentais. Este índice de confiança é o mesmo encontrado para o modelo proposto para o cenário de flexão, que considerou apenas uma regressão de segunda ordem com transformação de resposta.

As contribuições geradas no desenvolvimento deste trabalho não se resumem apenas aos critérios de determinação da capacidade remanescente, mas aos métodos implementados e procedimentos propostos para uma série de questões que levaram a estes resultados. Assim, futuros trabalhos podem considerar uma avaliação crítica e profunda dos mesmos, bem como uma extensão na sua aplicação para outros tipos de experimentos e simulações. Alguns exemplos de potenciais trabalhos futuros:

- Detalhamento do procedimento de reconstrução tridimensional, e ou desenvolvimento de técnicas de verificação de imperfeições internas nas amostras.
- Análise dos efeitos de imperfeições iniciais em amostras de parede fina com base em modelos de reconstrução por engenharia reversa.
- Estudo da incerteza de equações de projeto geradas com diferentes densidades de observações no planejamento DoE, e as geradas por regressão simbólica e modelos de programação genética.
- Implementação de modelos de redes neurais, ou aprendizado de máquina, para otimização multiobjetivo de modelos de previsão de falha, fazendo uso de meta-modelo numéricos e/ou dos critérios propostos neste trabalho.
- Extensão numérica e/ou experimental para outros cenários de carga como torsão, tração ou combinações de cargas.
- Avaliação dos efeitos da localização angular do furo no cenário de flexão.

- Análise dos efeitos/contribuição da mudança das propriedades do material nos meta-modelos, assim como o impacto na resposta.
- Análise da incerteza dos modelos empíricos em relação dos ensaios experimentais.
- Avaliação do efeito de diferentes geometrias de corrosão real na capacidade remanescente.
- Estudo de técnicas de reparo para recuperação da capacidade de carga perdida.

No presente trabalho, foram determinadas equações de projeto como critérios de avaliação da capacidade remanescente, com base em experiências e simulações numéricas de um conjunto finito de casos. Estes critérios cumprem com o objetivo da pesquisa, no entanto, outros casos de carga devem ser avaliados para descartar efeitos significativos de outras variáveis que não tenham sido consideradas durante a pesquisa.

Referências bibliográficas

- ABAQUS. **Abaqus Scripting Reference Guide v6.10**. Providence, RI, USA.: Dassault Systèmes, 2010.
- ABDEL-NASSER, Y. A.; MASAOKA, K.; OKADA, H. Ultimate strength of perforated tubular structures subjected to compression and bending. **Alexandria Engineering Journal**, v. 45, n. 1, 2006.
- AISC COMMITTEE. Specification for Structural Steel Buildings (ANSI/AISC 360-16). **American Institute of Steel Construction, Chicago-Illinois**, 2016.
- API. Recommended Practice 2A-WSD: Planning, designing and constructing fixed offshore platforms – Working Stress Design. v. 22, 2014.
- ÁRBOCZ, J.; BABCOCK, C. D. The Effect of General Imperfections on the Buckling of Cylindrical Shells. **Journal of Applied Mechanics**, v. 36, n. 1, p. 28, 1969.
- ÁRBOCZ, J.; BABCOCK, C. D.; SINGER, J. Buckling of imperfect stiffened cylindrical shells under axial compression. **AIAA Journal**, v. 9, n. 1, p. 68–75, jan. 1971.
- ASTM E8/E8M-16A. **Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials**. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2016. Disponível em: <www.astm.org>.
- ASTM E111-04. **Standard Test Method for Young's Modulus, Tangent Modulus, and Chord Modulus**. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2010. Disponível em: <www.astm.org>.
- BAI, Y.; JIN, W.-L. Buckling and Local Buckling of Tubular Members. In: **Marine Structural Design**. [s.l.] Elsevier, 2016. p. 293–338.
- BATTERMAN, S. C. Plastic buckling of axially compressed cylindrical shells. **AIAA Journal**, v. 3, n. 2, p. 316–325, fev. 1965.
- BILLINGHAM, J. et al. **Research Report 105 - Review of the performance of high strength steels used offshore**. Cranfield: Health and Safety Executive (HSE), 2003.
- CERIK, B. C.; SHIN, H. K.; CHO, S.-R. A comparative study on damage assessment of tubular members subjected to mass impact. **Marine Structures**, v. 46, p. 1–29, mar. 2016.

- CIGNONI, P. et al. **MeshLab: an Open-Source Mesh Processing Tool**. (V. Scarano, R. D. Chiara, U. Erra, Eds.)Eurographics Italian Chapter Conference. **Anais...**The Eurographics Association, 2008
- CIGNONI, P.; CORSINI, M.; RANZUGLIA, G. Meshlab: an open-source 3d mesh processing system. **Ercim news**, v. 73, n. 45–46, p. 6, 2008.
- DAI, B. Q. et al. **Point Cloud Process of Laser Scanning with a Mathematical Noise Model**. Applied Mechanics and Materials I. **Anais...: Applied Mechanics and Materials**.Trans Tech Publications, 2013
- DEBEVEC, P. E.; TAYLOR, C. J.; MALIK, J. **Modeling and rendering architecture from photographs: a hybrid geometry- and image-based approach**. SIGGRAPH. **Anais...**1996
- DEL COZ DÍAZ, J. J. et al. Effect of the vent hole geometry and welding on the static strength of galvanized RHS K-joints by FEM and DOE. **Engineering Structures**, v. 41, p. 218–233, ago. 2012.
- DEL COZ DÍAZ, J. J. et al. Non-linear numerical analysis of plywood board timber connections by DOE-FEM and full-scale experimental validation. **Engineering Structures**, v. 49, p. 76–90, abr. 2013.
- DI GIRONIMO, G.; FRANCIOSA, P.; GERBINO, S. A RE-CAE methodology for re-designing free shape objects interactively. **International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM)**, v. 3, n. 4, p. 273–283, nov. 2009.
- DNV. **Offshore Standard DNV-OS-C101: Design of offshore steel structures, general (LRFD method)**. [s.l.] Det Norske Veritas, 2011.
- ELCHALAKANI, M.; GRZEBIETA, R.; ZHAO, X.-L. Plastic Collapse Analysis of Slender Circular Tubes Subjected to Large Deformation Pure Bending. **Advances in Structural Engineering**, v. 5, n. 4, p. 241–257, out. 2002.
- FENG, F. **Advanced modelling techniques in structural design**. Southern Gate, Chichester, West Sussex, UK: Wiley Blackwell, 2015.
- FISCHER, A.; MANOR, A.; BARHAK, Y. **Adaptive parameterization for reconstruction of 3D freeform objects from laser-scanned data**. Proceedings. Seventh Pacific Conference on Computer Graphics and Applications (Cat.

No.PR00293). **Anais...IEEE Comput. Soc**, 1999Disponível em:
<<http://ieeexplore.ieee.org/document/803362/>>

FUHRMANN, S. et al. MVE—An image-based reconstruction environment. **Computers & Graphics**, v. 53, p. 44–53, dez. 2015.

FUHRMANN, S.; LANGGUTH, F.; GOESELE, M. **MVE: A Multi-view Reconstruction Environment**. Proceedings of the Eurographics Workshop on Graphics and Cultural Heritage. **Anais...: GCH '14**.Aire-la-Ville, Switzerland, Switzerland: Eurographics Association, 2014Disponível em:
<<http://dx.doi.org/10.2312/gch.20141299>>

GOESELE, M. et al. **Multi-View Stereo for Community Photo Collections**. 2007 IEEE 11th International Conference on Computer Vision. **Anais...IEEE**, 2007

HABBECKE, M.; KOBELT, L. **A surface-growing approach to multi-view stereo reconstruction**. Computer Vision and Pattern Recognition - CVPR. **Anais...2007**

HAERI, M. A.; EBADZADEH, M. M.; FOLINO, G. Statistical genetic programming for symbolic regression. **Applied Soft Computing**, v. 60, p. 447–469, 2017.

HAN, H. et al. Numerical and experimental investigations of the response of aluminum cylinders with a cutout subject to axial compression. **Thin-Walled Structures**, v. 44, n. 2, p. 254–270, fev. 2006.

HERBOR, M. F.; RICLES, J. M. Local buckling strength of pitch corrosion damaged steel tubular bracing. **Journal of Steel Structures**, p. 59–70, 2004.

HERNÁNDEZ, I. **Capacidade compressiva remanescente de elementos tubulares esbeltos com corrosão externa**. PhD Thesis—[s.l.] Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2014.

HERNÁNDEZ, I. D. et al. Three-dimensional image-based approach for imperfect structures surface modeling. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 41, n. 9, set. 2019.

HILBURGER, M. W.; BRITT, V. O.; NEMETH, M. P. Buckling behavior of compression-loaded quasi-isotropic curved panels with a circular cutout. **International Journal of Solids and Structures**, v. 38, n. 9, p. 1495–1522, fev. 2001.

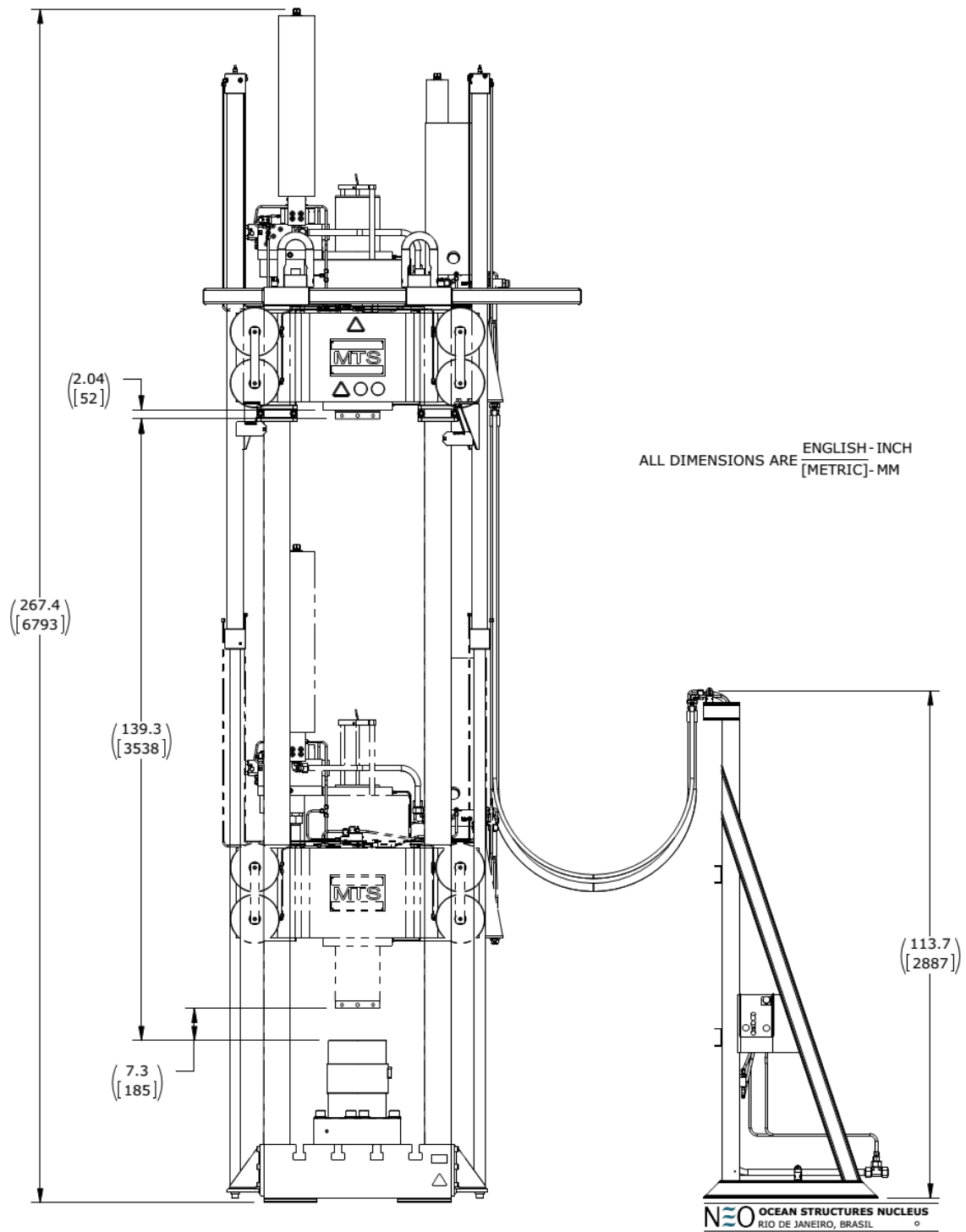
- HSU, J.; KONDO, H.; AWANO, M. **Robust Design of Side Impact Simulation Using FEM Based on VCM Concept**. . In: SAE 2005 WORLD CONGRESS & EXHIBITION. 11 abr. 2005Disponível em: <<https://www.sae.org/content/2005-01-0818/>>. Acesso em: 30 jun. 2019
- HUANG, S. et al. Scanning Photogrammetry for Measuring Large Targets in Close Range. **Remote Sensing**, v. 7, n. 8, p. 10042–10077, ago. 2015.
- ISO. **ISO 19902: 2008-07: Petroleum and natural gas industries-Fixed steel offshore structures**. [s.l: s.n.].
- JACOB, C. **Illustrating evolutionary computation with Mathematica**. [s.l.] Morgan Kaufmann, 2001.
- JIAO, H.; ZHAO, X.-L. Section slenderness limits of very high strength circular steel tubes in bending. **Thin-Walled Structures**, v. 42, n. 9, p. 1257–1271, set. 2004.
- JULLIEN, J. F.; LIMAM, A. Effects of openings of the buckling of cylindrical shells subjected to axial compression. **Thin-Walled Structures**, v. 31, n. 1–3, p. 187–202, maio 1998.
- KHEDMATI, M. R.; NAZARI, M. A numerical investigation into strength and deformation characteristics of preloaded tubular members under lateral impact loads. **Marine Structures**, v. 25, n. 1, p. 33–57, jan. 2012.
- KNUPP, A. B.; VAZ, M. A.; CYRINO, J. C. R. Ultimate bending capacity of perforated pipe cross sections. **Marine Systems & Ocean Technology**, v. 14, n. 1, p. 34–41, mar. 2019.
- LAWSON, J. **Design and analysis of experiments with R**. Boca Raton: CRC Press, Taylor & Francis Group, 2015.
- LEE, O.; KIM, H. Effect of Corrosion in Pipeline on Failure Prediction. **International Journal of Korean Society of Precision Engineering**, v. 1, p. 48–54, 2000.
- LOWE, D. G. Distinctive Image Features from Scale-Invariant Keypoints. **International Journal of Computer Vision**, v. 60, n. 2, p. 91–110, nov. 2004.
- LUONG, Q.-T.; FAUGERAS, O. D. The fundamental matrix: Theory, algorithms, and stability analysis. **International Journal of Computer Vision**, v. 17, n. 1, p. 43–75, jan. 1996.

- LUTES, L. D. et al. Assessing the compressive strength of corroded tubular members. **Applied Ocean Research**, v. 23, n. 5, p. 263–268, out. 2001.
- MENEZES, T.; ROTH, C. Symbolic regression of generative network models. **Scientific Reports**, v. 4, n. 1, maio 2015.
- MEYER, R. K.; NACHTSHEIM, C. J. The Coordinate-Exchange Algorithm for Constructing Exact Optimal Experimental Designs. **Technometrics**, v. 37, n. 1, p. 60–69, 1995.
- MONTGOMERY, D. C. **Design and analysis of experiments**. [s.l.] John Wiley & Sons, 2017.
- MOULON, P.; MONASSE, P.; MARLET, R. Adaptive Structure from Motion with a Contrario Model Estimation. In: [s.l.: s.n.]. p. 257–270.
- MURAKAMI, S. et al. Ultimate Strength of Cylindrical Tubular Columns with Circular Perforation. In: SHANMUGAM, N.; LIEW, J.; THEVENDRAN, V. (Eds.). . **Thin-Walled Structures: Research and Development - Volume 2**. 1. ed. Amsterdam: Elsevier, 1998. p. 587–596.
- NAZARI, M.; KHEDMATI, M. R.; KHALAJ, A. F. A numerical investigation into ultimate strength and buckling behavior of locally corroded steel tubular members. **Latin American Journal of Solids and Structures**, v. 11, n. 6, p. 1063–1076, nov. 2014.
- NISHIMURA, N. et al. Experimental Study on Buckling Strength of the Perforated Cylindrical Steel Tubular Members. **JSSC**, v. 3, n. 10, p. 29–38, 1996.
- OKADA, H. et al. **A study on deterioration of strength and reliability of aged jacket structures**. Oceans '04 MTS/IEEE Techno-Ocean '04 (IEEE Cat. No.04CH37600). **Anais...IEEE**, 2004Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/1402915/>>
- OSTAPENKO, A.; PADULA, J. **Residual Strength of Offshore Structures After Damage**. Bethlehem, PA, USA: Fritz Engineering Laboratory - Report No. 508.4, 1986. Disponível em: <http://digital.lib.lehigh.edu/fritz/pdf/508_4.pdf>.
- PARK, H. S.; DANG, X. P. Development of a fiber-reinforced plastic armrest frame for weight-reduced automobiles. **International Journal of Automotive Technology**, v. 12, n. 1, p. 83–92, fev. 2011.

- QU, H. et al. Experimental study on impact behaviour of steel plane tubular frames. **Thin-Walled Structures**, v. 111, p. 210–223, fev. 2017.
- RASHED, S. M. H. Behaviour to Ultimate Strength of Tubular Offshore Structures by the Idealized Structural Unit Method. **Report SK**, v. 51, 1980.
- REGARD3D. **3D reconstruction framework v0.9.5**. [s.l.: s.n.].
- REKAB, K.; SHAIKH, M. **Statistical design of experiments with engineering applications**. [s.l.] CRC Press, 2005.
- RIKS, E. Buckling Analysis of Elastic Structures: A Computational Approach. In: GIESSEN, E. VAN DER; WU, T. Y. (Eds.). . *Advances in Applied Mechanics*. [s.l.] Elsevier, 1997. v. 34p. 1–76.
- SCHMIDT, M.; LIPSON, H. Eureka (version 0.98 beta)[software]. **Nutonian, Somerville, Mass, USA**, 2013.
- SNAVELY, N.; SEITZ, S. M.; SZELISKI, R. Modeling the World from Internet Photo Collections. **International Journal of Computer Vision**, v. 80, n. 2, p. 189–210, 2008.
- SOFTWARE GPL. **CloudCompare (v2.7.0)**. [s.l.: s.n.].
- SOKOVIC, M.; KOPAC, J. RE (reverse engineering) as necessary phase by rapid product development. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 175, n. 1–3, p. 398–403, jun. 2006.
- STANDARD, N. N-004 Design of Steel Structures. **Annex C**, 2004.
- STEPHENS, T. **Genetic Programming in Python, GPlern Doc.**, 2017. Disponível em: <<http://gplearn.readthedocs.io/en/>>. Acesso em: 18 jul. 2019
- STROPPA, L.; CRISTALLI, C. Stereo Vision System for Accurate 3D Measurements of Connector Pins' Positions in Production Lines. **Experimental Techniques**, v. 41, n. 1, p. 69–78, jan. 2017.
- SULEMAN, H. **Genetic programming in mathematica**. PhD Thesis—South Africa: University of Durban-Westville, 1997.
- SZELISKI, R. **Computer Vision - Algorithms and Applications**. London: Springer London, 2011.

- TAFRESHI, A. Buckling and post-buckling analysis of composite cylindrical shells with cutouts subjected to internal pressure and axial compression loads. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 79, n. 5, p. 351–359, maio 2002.
- VAN ROSSUM, G.; DRAKE JR, F. L. **Python reference manual**. [s.l.] Centrum voor Wiskunde en Informatica Amsterdam, 1995.
- WAGNER, S. et al. Architecture and Design of the HeuristicLab Optimization Environment. In: KLEMPOUS, R. et al. (Eds.). . **Advanced Methods and Applications in Computational Intelligence**. Heidelberg: Springer International Publishing, 2014. v. 6p. 197–261.
- WANG, C. C. L.; CHANG, T. K. K.; YUEN, M. M. F. From laser-scanned data to feature human model: a system based on fuzzy logic concept. **Computer-Aided Design**, v. 35, n. 3, p. 241–253, mar. 2003.
- WANG, X. Q.; LI, B.; JIANG, Z. D. Surface reconstruction based on point cloud from laser scanning system. **Journal of Physics: Conference Series**, v. 13, p. 293–296, jan. 2005.
- YAMANE, M. et al. **Residual strength evaluation of corroded steel members in marine environment**. California, USA: International Offshore and Polar Engineering Conference, 2006
- YAO, A. W. L. Applications of 3D scanning and reverse engineering techniques for quality control of quick response products. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 26, n. 11–12, p. 1284–1288, nov. 2005.
- YEH, M.-K.; LIN, M.-C.; WU, W.-T. Bending buckling of an elastoplastic cylindrical shell with a cutout. **Engineering Structures**, v. 21, n. 11, p. 996–1005, nov. 1999.
- YU, Z.; AMDAHL, J. A review of structural responses and design of offshore tubular structures subjected to ship impacts. **Ocean Engineering**, v. 154, p. 177–203, abr. 2018.
- ZEINODDINI, M.; EZZATI, M.; FAKHERI, J. Uniaxial strain ratcheting behavior of dented steel tubular: An experimental study. **Engineering Failure Analysis**, v. 44, p. 202–216, set. 2014.

ANEXO A – Dimensões do quadro MTS 311.14



ANEXO B – Normas aplicáveis e descrição dos ensaios de tração

As tolerâncias para os diâmetros das amostras mostram-se na e

Tabela 19: Tolerâncias para o diâmetro dos elementos tubulares.

Size	Tolerance ^a (with respect to specified outside diameter)
$< 2\frac{3}{8}$	+ 0.016 in., - 0.031 in. (+ 0.41 mm, - 0.8 mm)
$\geq 2\frac{3}{8}$ and $\leq 4\frac{1}{2}$, continuous welded	$\pm 1.00\%$
$\geq 2\frac{3}{8}$ and < 20	$\pm 0.75\%$
≥ 20 , seamless	$\pm 1.00\%$
≥ 20 and ≤ 36 , welded	+ 0.75%, - 0.25%
> 36 , welded	+ $\frac{1}{4}$ in., - $\frac{1}{8}$ in. (+ 6.4 mm, - 3.2 mm)

^aIn the case of pipe hydrostatically tested to pressures in excess of standard test pressures, other tolerances may be agreed upon between the manufacturer and the purchaser.

Tabela 20: Tolerâncias do diâmetro nas extremidades.

Size	Minus Tolerance	Plus Tolerance	End-to-End Tolerance	Out-of-Roundness	
				Diameter, Axis Tolerance (Percent of Specified OD) ^a	Maximum Differential Between Minimum and Maximum Diameters (Applies only to Pipe with $D/t \leq 75$)
$\leq 10\frac{3}{4}$	$\frac{1}{64}$ (0.4 mm)	$\frac{1}{16}$ (1.6 mm)	—	—	—
$> 10\frac{3}{4}$ and ≤ 20	$\frac{1}{32}$ (0.8 mm)	$\frac{3}{32}$ (2.4 mm)	—	—	—
> 20 and ≤ 42	$\frac{1}{32}$ (0.8 mm)	$\frac{3}{32}$ (2.4 mm)	b	$\pm 1\%$	≤ 0.500 in. (12.7 mm)
> 42	$\frac{1}{32}$ (0.8 mm)	$\frac{3}{32}$ (2.4 mm)	b	$\pm 1\%$	≤ 0.625 in. (15.9 mm)

^aOut-of-roundness tolerances apply to maximum and minimum diameters as measured with a bar gage, caliper, or device measuring actual maximum and minimum diameters.

^bThe average diameter (as measured with a diameter tape) of one end of pipe shall not differ by more than $\frac{3}{32}$ in. (2.4 mm) from that of the other end.

As tolerâncias para a espessura das amostras estão indicadas na Tabela 21.

Tabela 21: Tolerâncias para a espessura das amostras.

Size	Type of Pipe	Tolerance ^a (Percent of Specified Wall Thickness)	
		Grade B or Lower	Grade X42 or Higher
$\leq 2\frac{1}{8}$	All	+ 20.0, - 12.5	+ 15.0, - 12.5
$> 2\frac{1}{8}$ and < 20	All	+ 15.0, - 12.5	+ 15.0, - 12.5
≥ 20	Welded	+ 17.5, - 12.5	+ 19.5, - 8.0
≥ 20	Seamless	+ 15.0, - 12.5	+ 17.5, - 10.0

^aWhere negative tolerances smaller than those listed are specified by the purchaser, the positive tolerance shall be increased to the applicable total tolerance range in percent less the wall thickness negative tolerance.

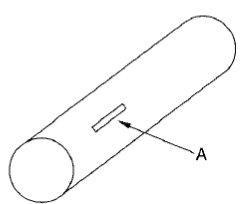
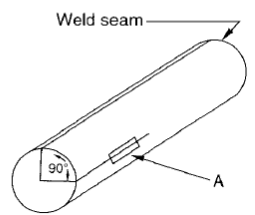
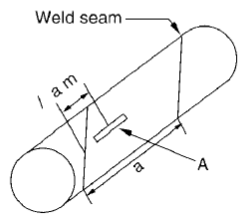
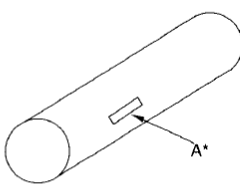
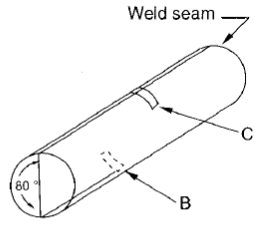
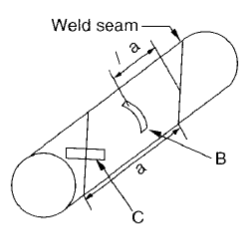
Ensaio de tração

Os ensaios de tração dos corpos de prova das amostras atenderam os requerimentos das normas API5L GR B e ASTM E8 que serão descritas a continuação.

NORMA API 5L GRAU B.

Espécimes de ensaio de tração (Seção 9.3.1.1)

A orientação será em direção longitudinal para todos os tamanhos de tubos sem costura e tubos com costura menor a 8 5/8 polegadas como mostrado na Figura 57.

SIZE	SEAMLESS PIPE	WELDED PIPE	
		Longitudinal Seam	eli al Seam
< 8 ⁵ / ₈			
≥ 8 ⁵ / ₈			

Notes:

A = Longitudinal specimen (any circumferential location for seamless).

B = Transverse specimen. For double seam pipe, the specimen shall be taken from a location midway between the welds.

C = Transverse weld specimen.

* For cold expanded seamless pipe size 8⁵/₈ and larger, all tensile tests shall be in the transverse direction.

Figura 57: Esquema da extração dos corpos de prova.

Os corpos de prova a serem testados para obter as curvas do material atenderão a geometria da Figura 58.

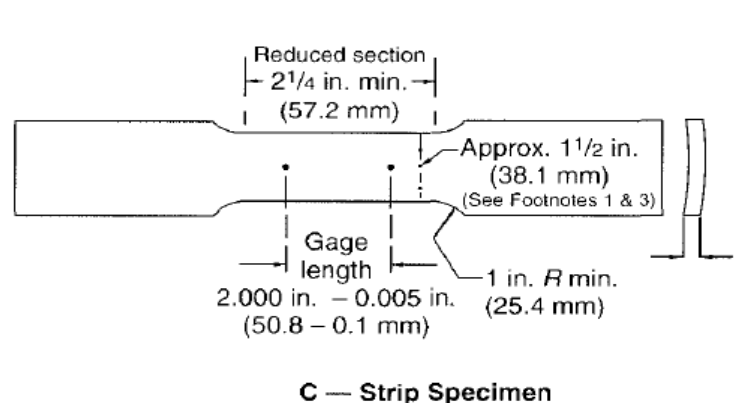


Figura 58: Dimensões dos corpos de prova.

Norma ASTM E8 para metodologia de ensaios

Os corpos de prova para elementos tubulares seguem padrões de extração como os mostrados na Figura 59. Particularmente focados nos elementos tubulares que são descritos na Tabela 22.

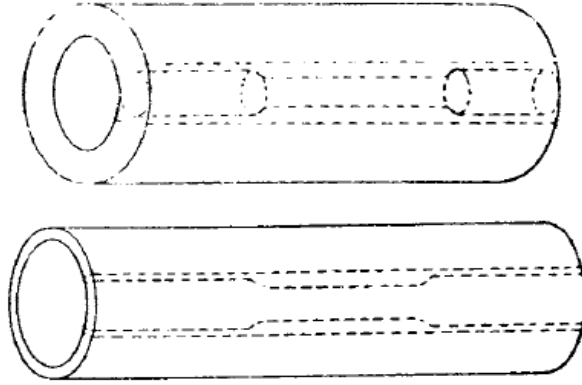
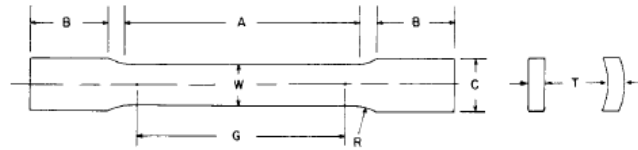


Figura 59: Corpos de prova em elementos tubulares segundo a espessura.

Tabela 22: Requerimentos dos corpos de prova para elementos tubulares esbeltos.



	Dimensions						
	Specimen 1	Specimen 2	Specimen 3	Specimen 4	Specimen 5	Specimen 6	Specimen 7
	mm [in.]	mm [in.]	mm [in.]	mm [in.]	mm [in.]	mm [in.]	mm [in.]
G—Gage length	50.0 ± 0.1 [2.000 ± 0.005]	50.0 ± 0.1 [2.000 ± 0.005]	200.0 ± 0.2 [8.00 ± 0.01]	50.0 ± 0.1 [2.000 ± 0.005]	100.0 ± 0.1 [4.000 ± 0.005]	50.0 ± 0.1 [2.000 ± 0.005]	100.0 ± 0.1 [4.000 ± 0.005]
W—Width (Note 1)	12.5 ± 0.2 [0.500 ± 0.010]	40.0 ± 2.0 [1.5 ± 0.125-0.25]	40.0 ± 0.2 [1.5 ± 0.125-0.25]	20.0 ± 0.7 [0.750 ± 0.031]	20.0 ± 0.7 [0.750 ± 0.031]	25.0 ± 1.5 [1.000 ± 0.062]	25.0 ± 1.5 [1.000 ± 0.062]
T—Thickness	measured thickness of specimen						
R—Radius of fillet, min	12.5 [0.5]	25 [1]	25 [1]	25 [1]	25 [1]	25 [1]	25 [1]
A—Length of reduced section, min	60 [2.25]	60 [2.25]	230 [9]	60 [2.25]	120 [4.5]	60 [2.25]	120 [4.5]
B—Length of grip section, min (Note 2)	75 [3]	75 [3]	75 [3]	75 [3]	75 [3]	75 [3]	75 [3]
C—Width of grip section, approximate (Note 3)	20 [0.75]	50 [2]	50 [2]	25 [1]	25 [1]	40 [1.5]	40 [1.5]

NOTE 1—The ends of the reduced section shall differ from each other in width by not more than 0.5 %. There may be a gradual taper in width from the ends to the center, but the width at each end shall be not more than 1 % greater than the width at the center.

NOTE 2—It is desirable, if possible, to make the length of the grip section great enough to allow the specimen to extend into the grips a distance equal to two thirds or more of the length of the grips.

NOTE 3—The ends of the specimen shall be symmetrical with the center line of the reduced section within 1 mm [0.05 in.] for specimens 1, 4, and 5, and 2.5 mm [0.10 in.] for specimens 2, 3, 6, and 7.

NOTE 4—For each specimen type, the radii of all fillets shall be equal to each other within a tolerance of 1.25 mm [0.05 in.], and the centers of curvature of the two fillets at a particular end shall be located across from each other (on a line perpendicular to the centerline) within a tolerance of 2.5 mm [0.10 in.].

NOTE 5—For circular segments, the cross-sectional area may be calculated by multiplying W and T . If the ratio of the dimension W to the diameter of the tubular section is larger than about $\frac{1}{4}$, the error in using this method to calculate the cross-sectional area may be appreciable. In this case, the exact equation (see 7.2.3) must be used to determine the area.

NOTE 6—Specimens with G/W less than 4 should not be used for determination of elongation.

NOTE 7—Specimens with sides parallel throughout their length are permitted, except for referee testing, provided: (a) the above tolerances are used; (b) an adequate number of marks are provided for determination of elongation; and (c) when yield strength is determined, a suitable extensometer is used. If the fracture occurs at a distance of less than $2W$ from the edge of the gripping device, the tensile properties determined may not be representative of the material. If the properties meet the minimum requirements specified, no further testing is required, but if they are less than the minimum requirements, discard the test and retest.

ANEXO C – Características dos strain-gauges.

Os *strain-gauges* selecionados são KYOWA – KFG de uso geral, com as seguintes características¹:

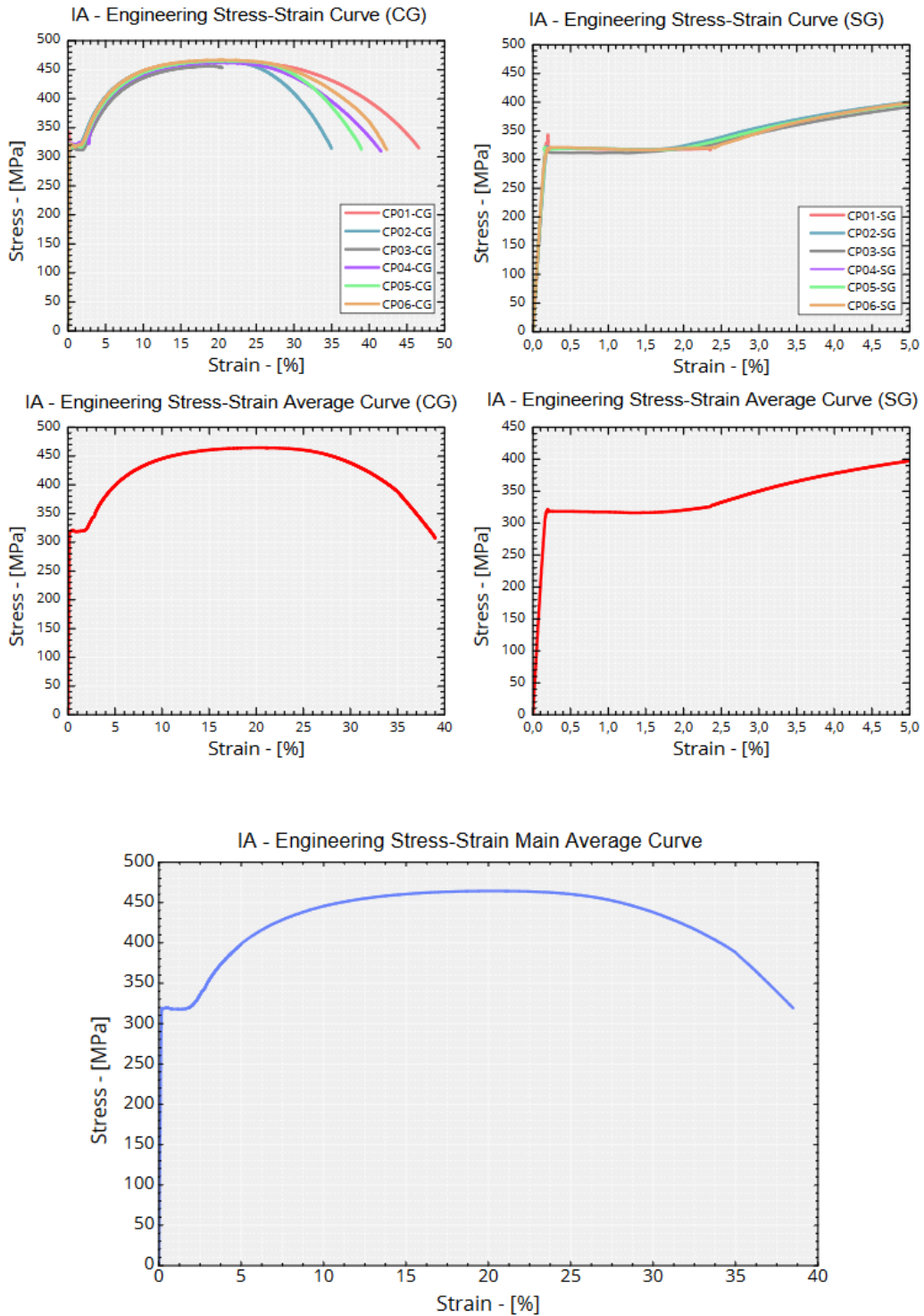
Materials Resistivity element	CuNi alloy foil
Materials Base	Poly-amide
Operating temperature ranges in combination with major adhesives after curing (°C)	CC-33A : -196 to 120°C CC-36 : -30 to 100°C EP-34B : -55 to 150°C EP-340 : -55 to 150°C PC-600 : -196 to 150°C
Operating temperature ranges in combination with major lead wire cables (°C)	Polyester-coated copper cable : -196 to 150°C Vinyl-coated flat cable (L-6, L-7) : -10 to 80°C middle-temperature cable (L-11, L-12) : -100 to 150°C
Self temperature-compensation range (°C)	10 to 100°C
Applicable linear expansion coefficient ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	5, 11, 16, 23, 27
Strain limit at room temp. (approx. %)	5.0
Fatigue life at room temp., approx. (times)	1.2×10^7 ($\pm 1500 \mu\text{m}/\text{m}$)

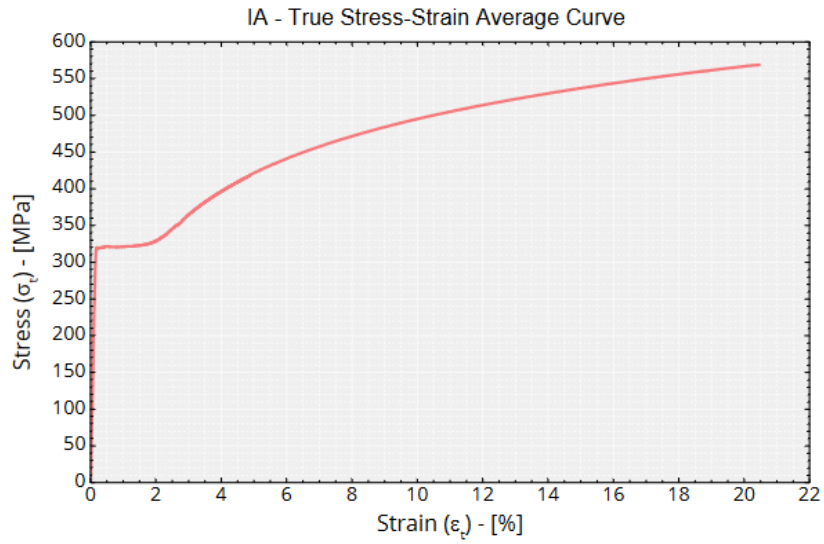
Os modelos específicos são: para bidirecionais KFG-10-120-D17-11 e para unidirecionais KFG-20-120-C1-11, ambos para propósitos gerais focados em aço.

¹ Fonte: <<http://www.kyowa-ei.com/eng/product/category/strain_gages/kfg/index.html>>

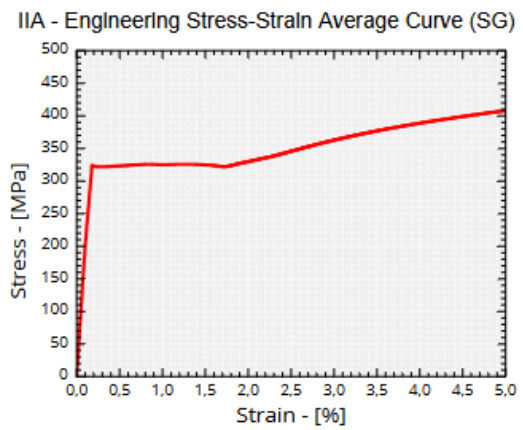
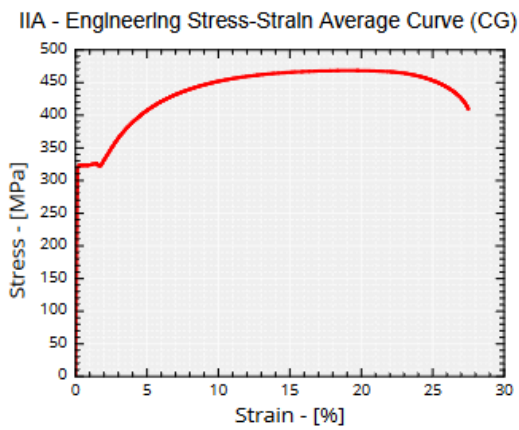
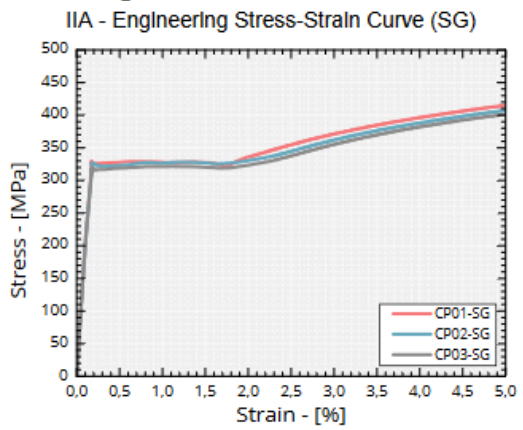
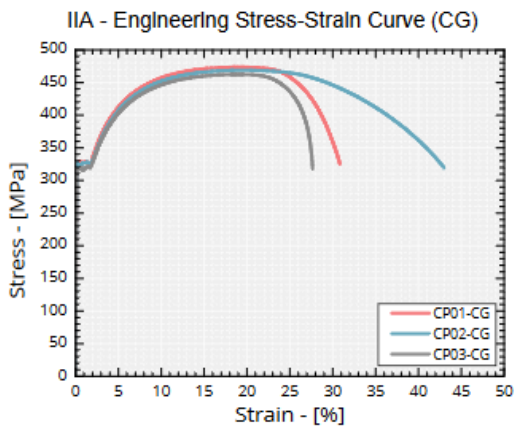
APÊNDICE A – Curvas tensão vs deformação das amostras

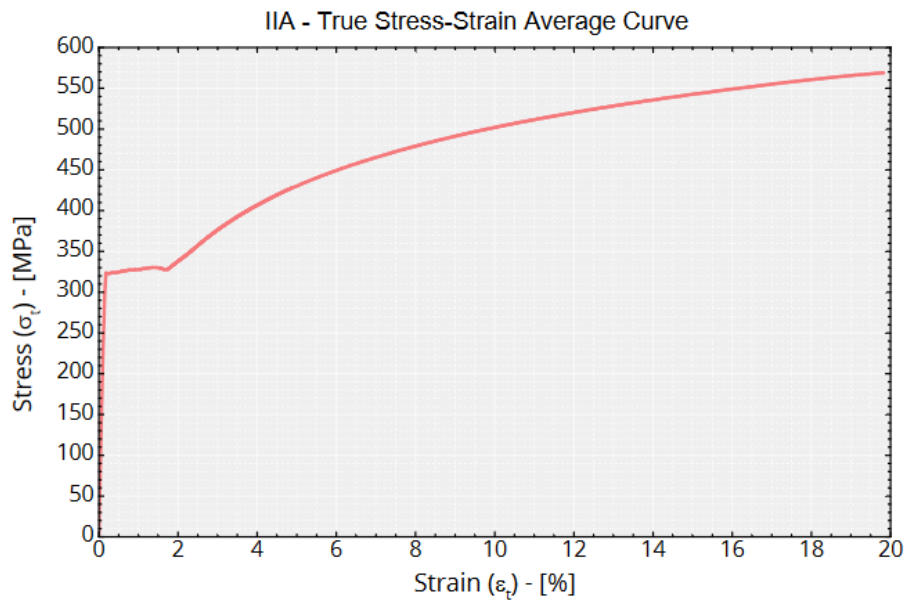
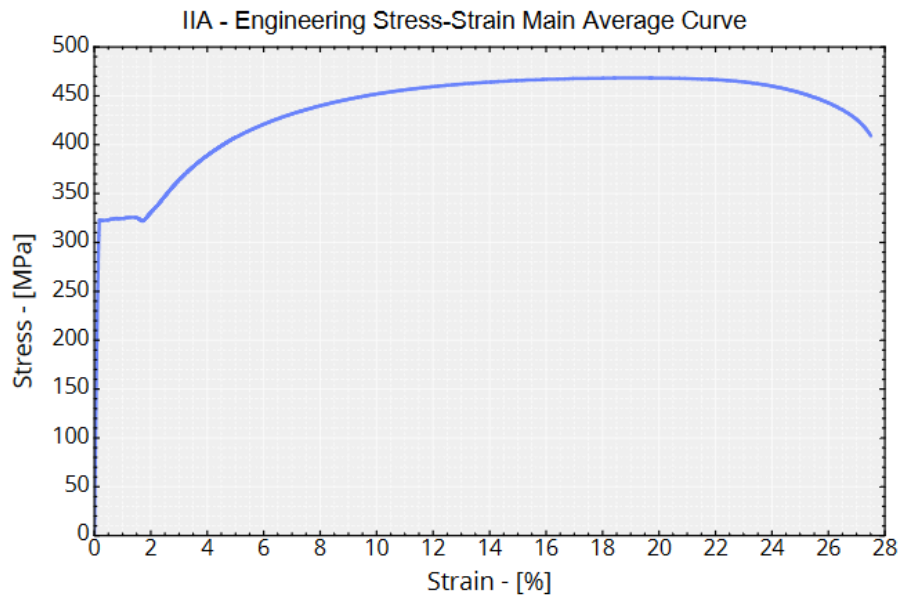
Membro Tubular Principal IA



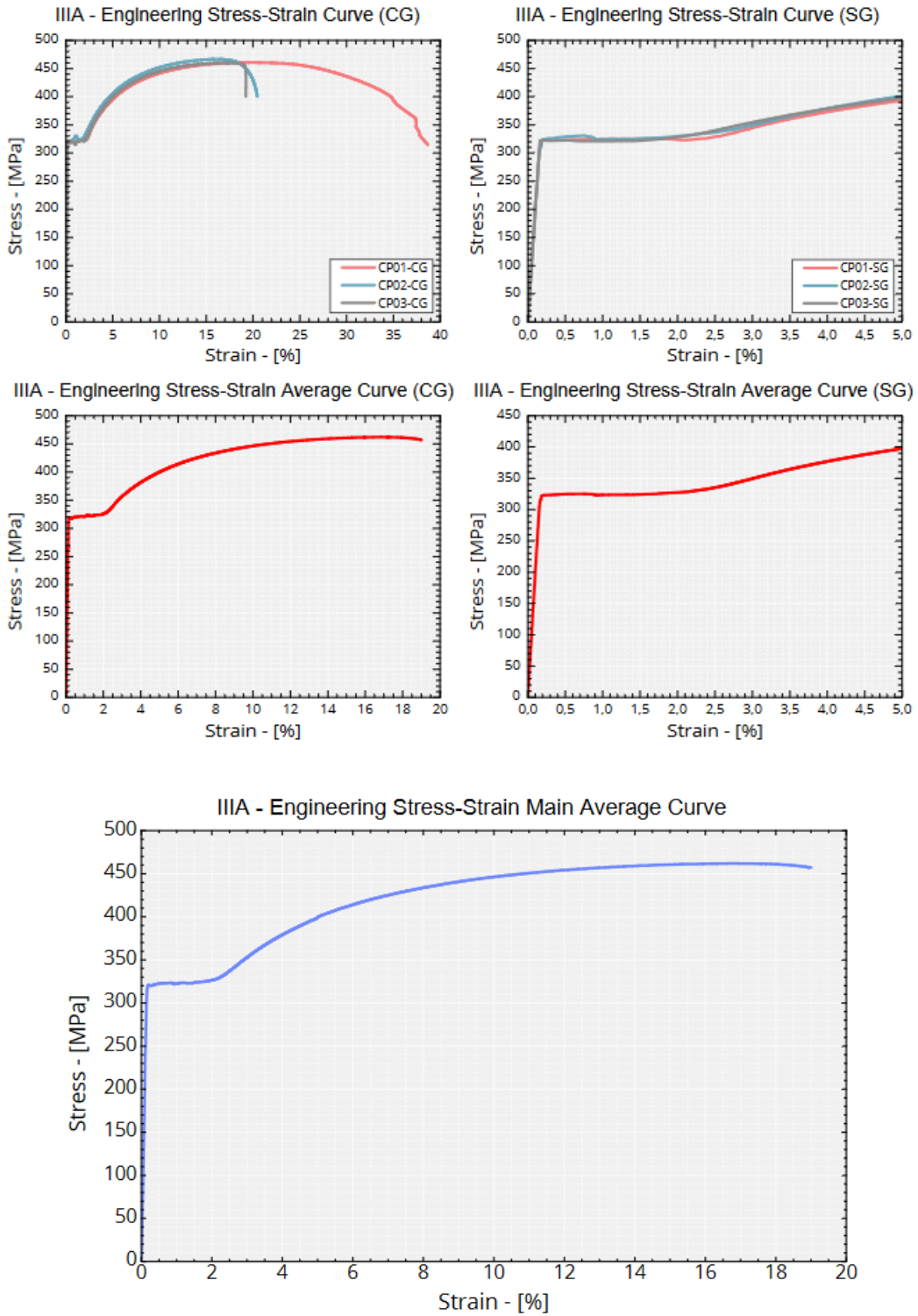


Membro Tubular Principal IIA

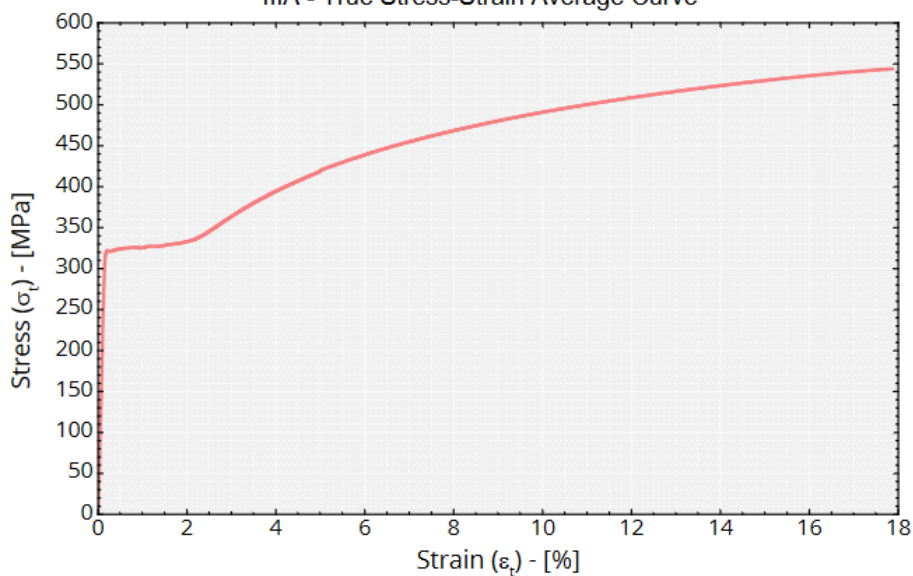




Membro Tubular Principal IIIA

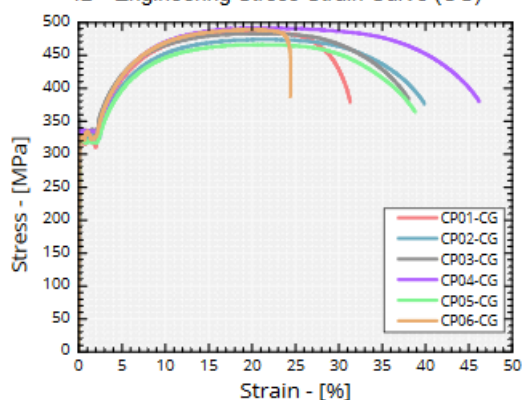


IIIA - True Stress-Strain Average Curve

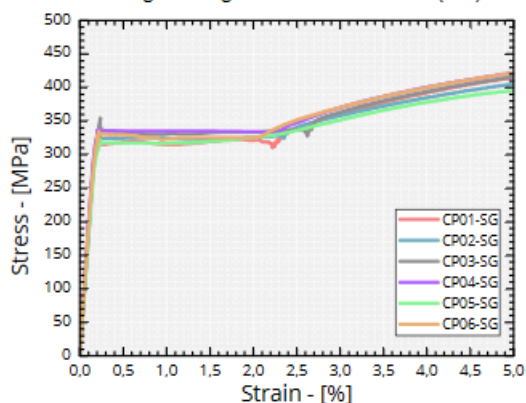


Membro Tubular Transversal IB

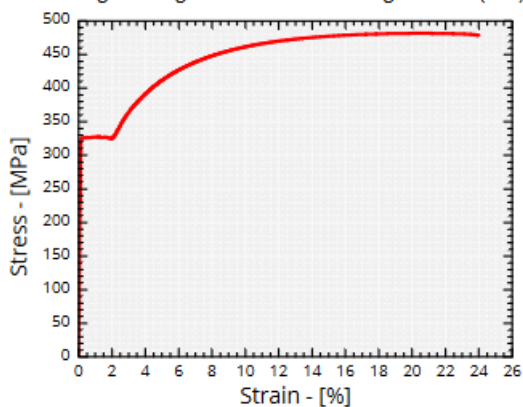
IB - Engineering Stress-Strain Curve (CG)



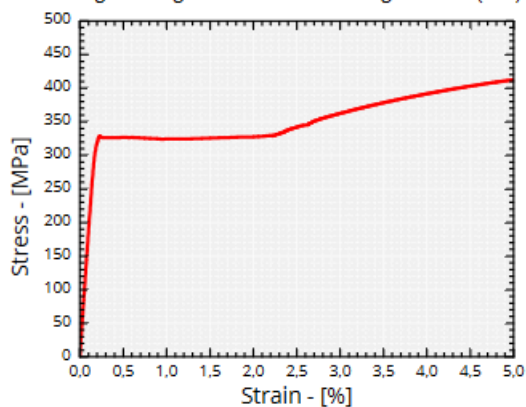
IB - Engineering Stress-Strain Curve (SG)

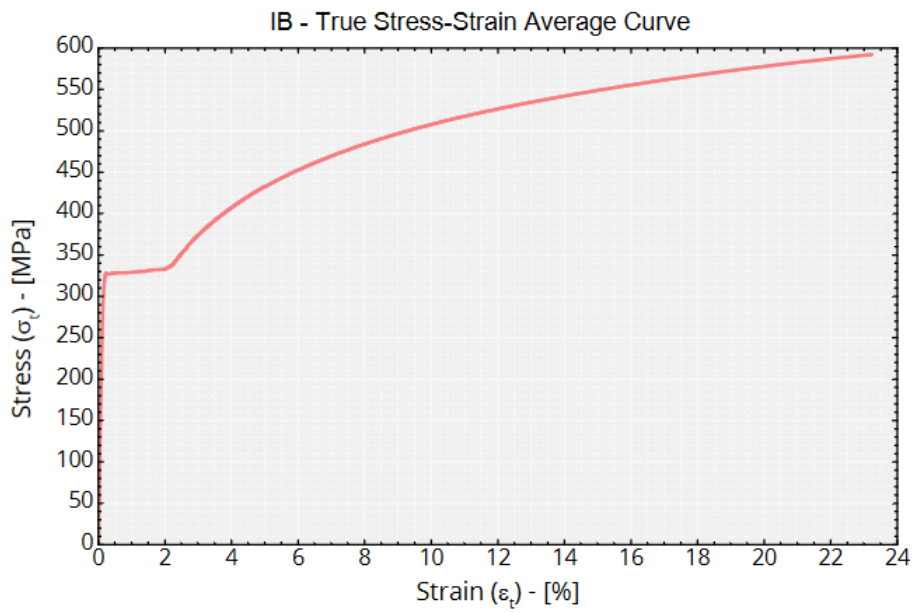
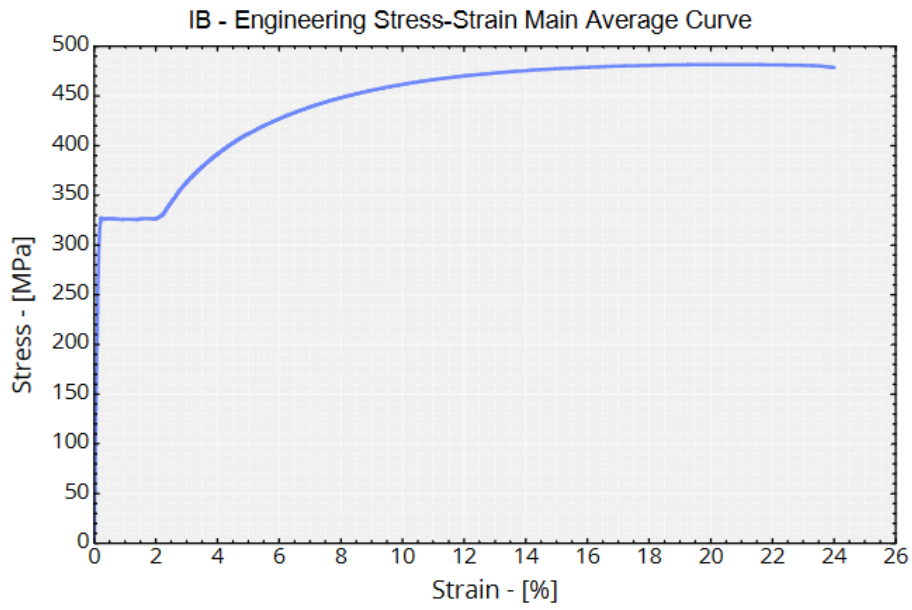


IB - Engineering Stress-Strain Average Curve (CG)

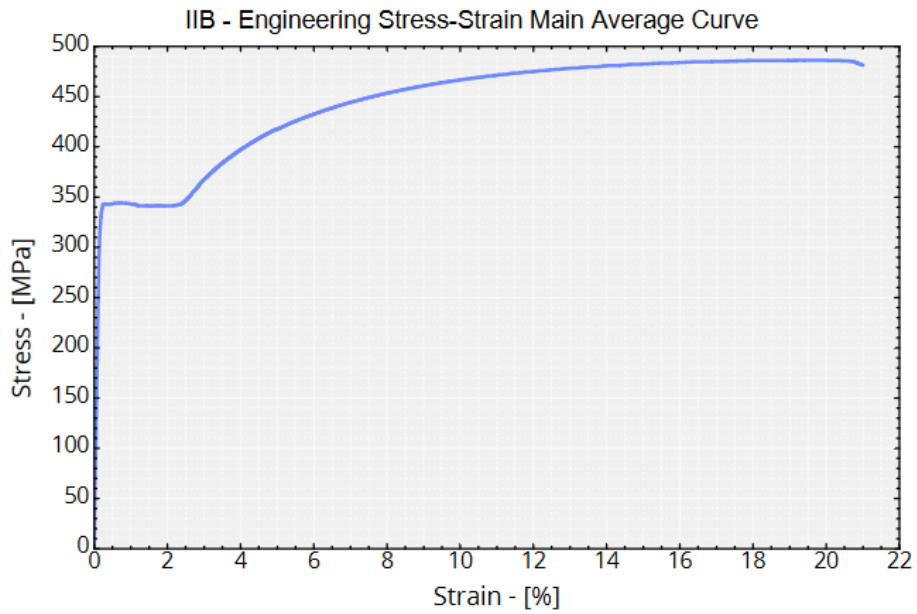
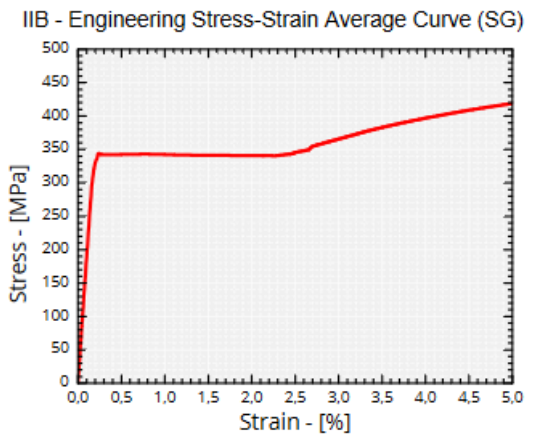
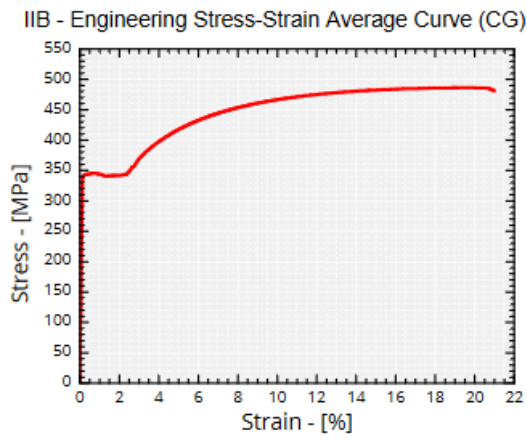
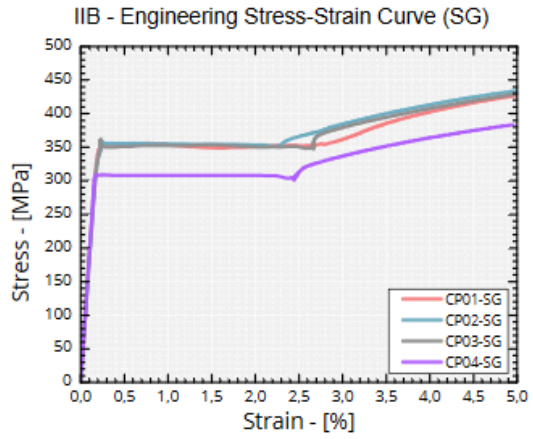
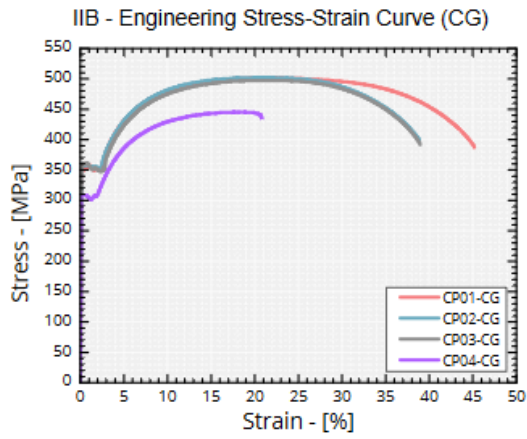


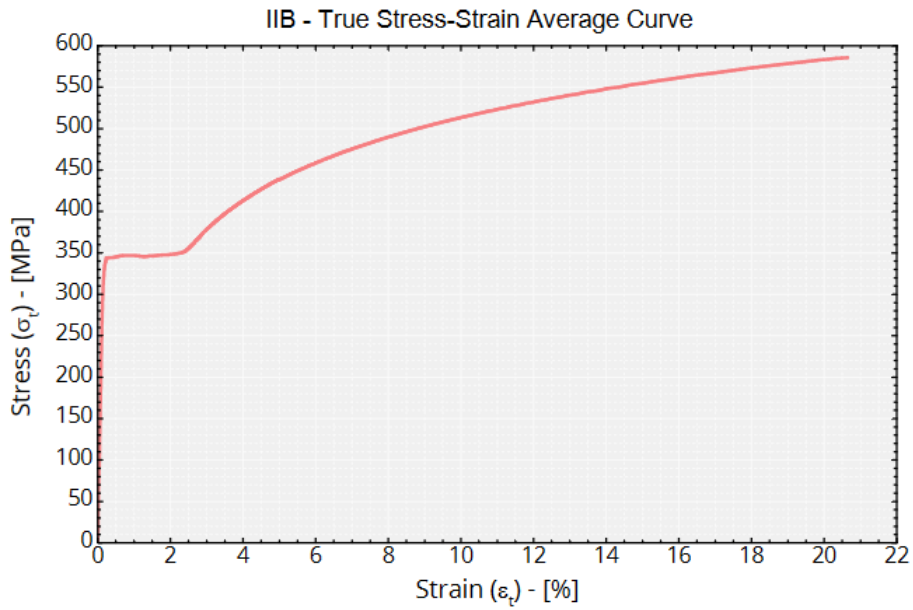
IB - Engineering Stress-Strain Average Curve (SG)



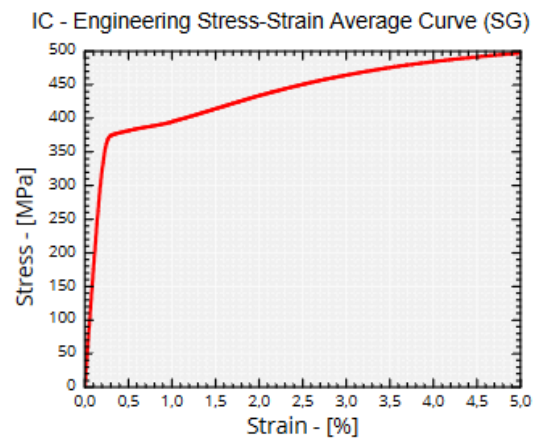
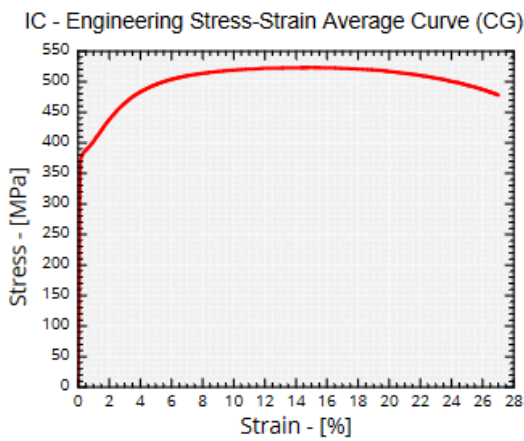
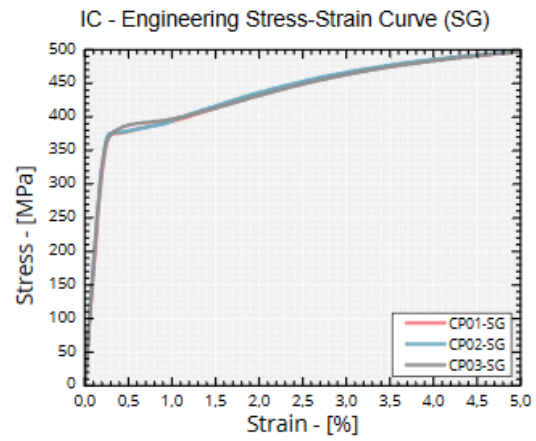
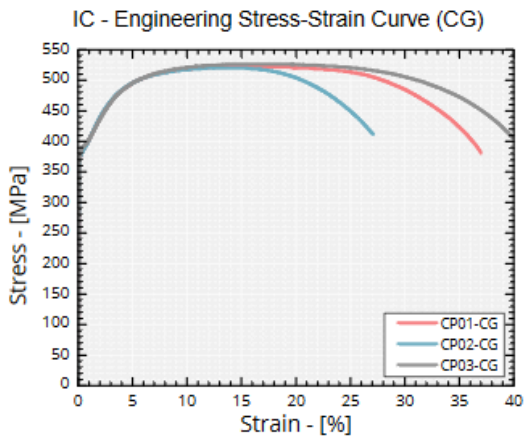


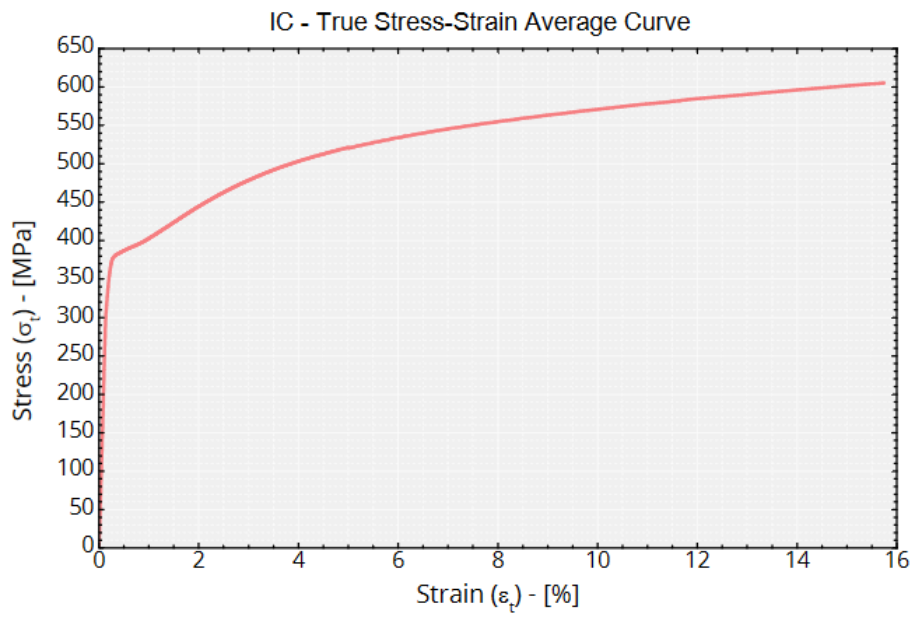
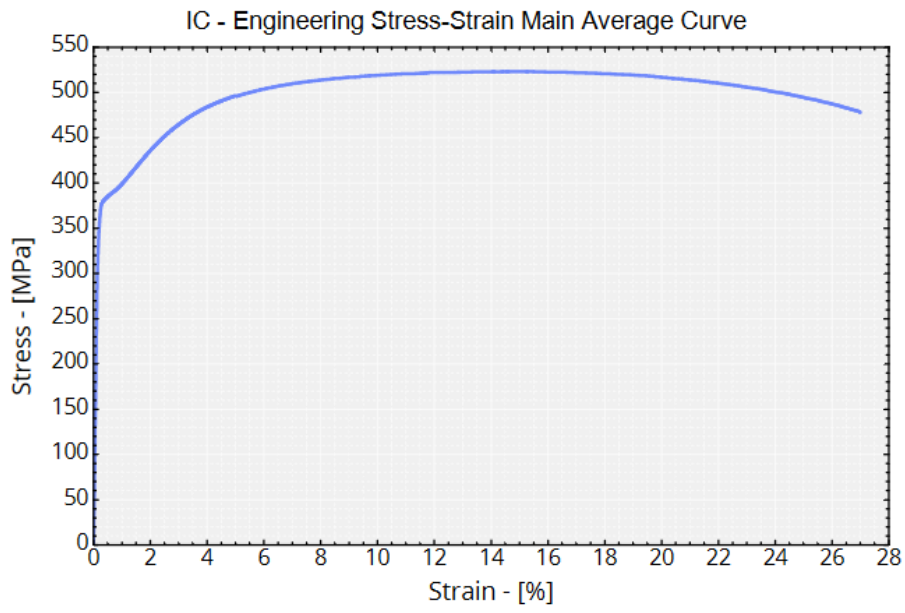
Membro Tubular Transversal IIB



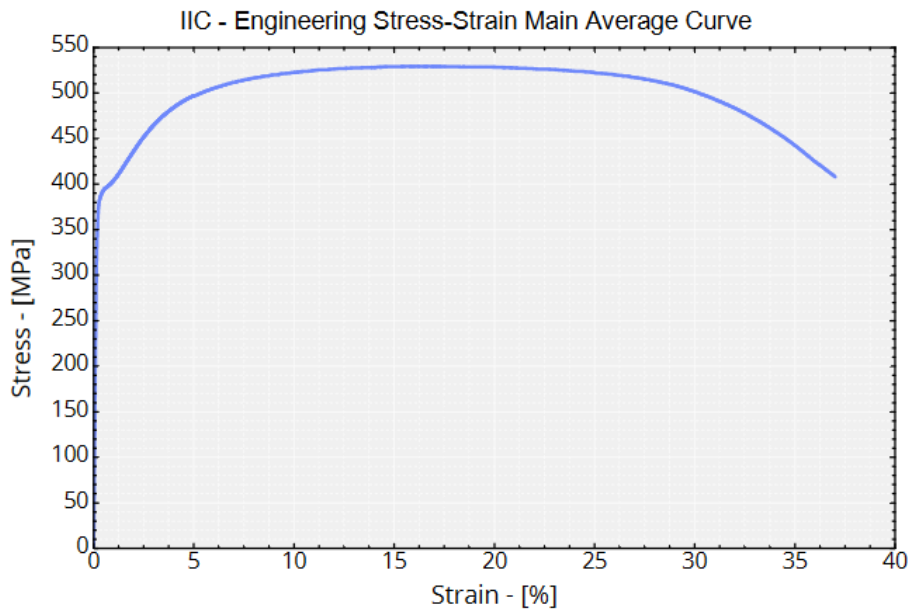
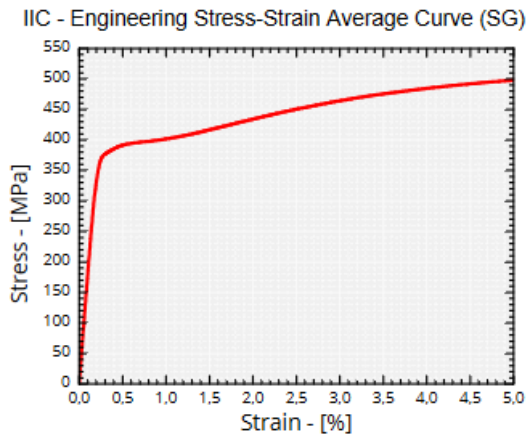
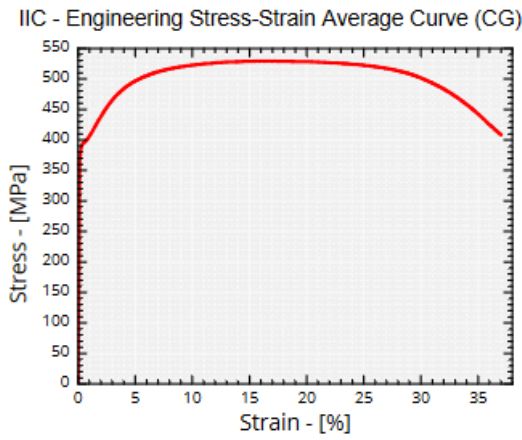
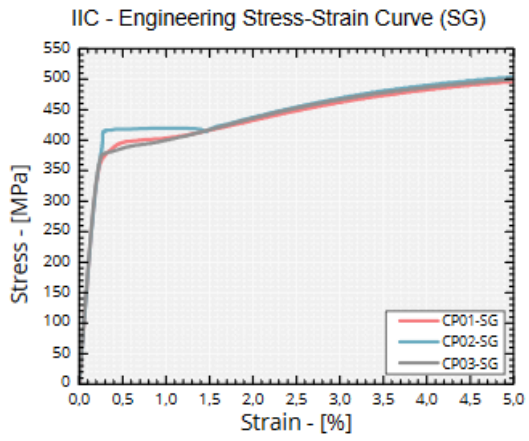
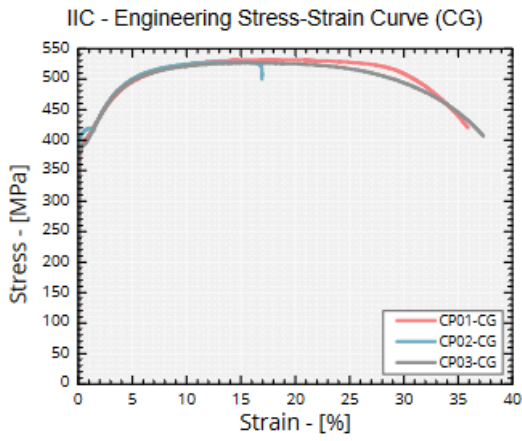


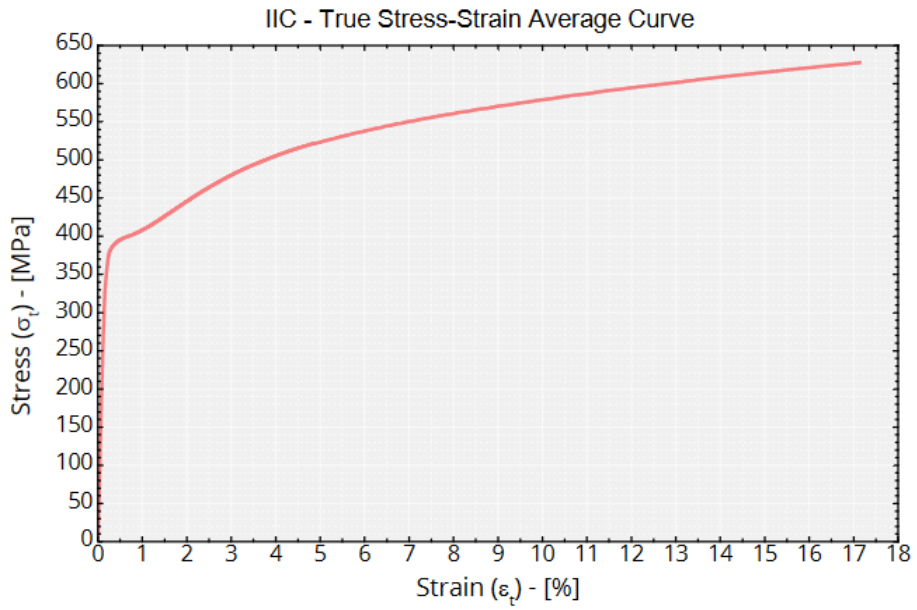
Membro Tubular Contraventamento IC



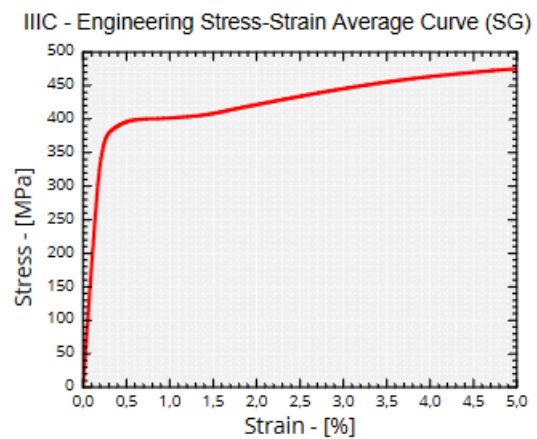
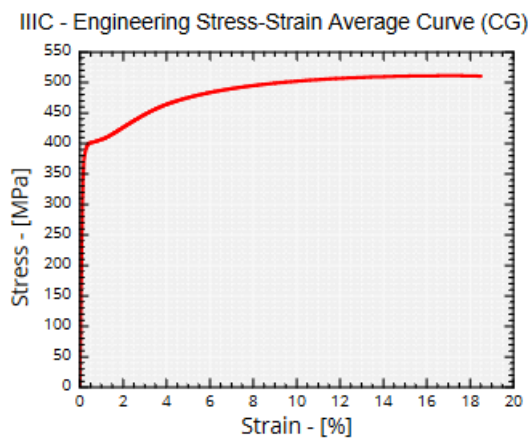
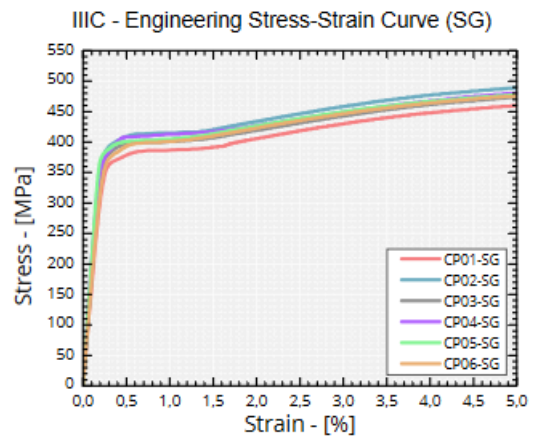
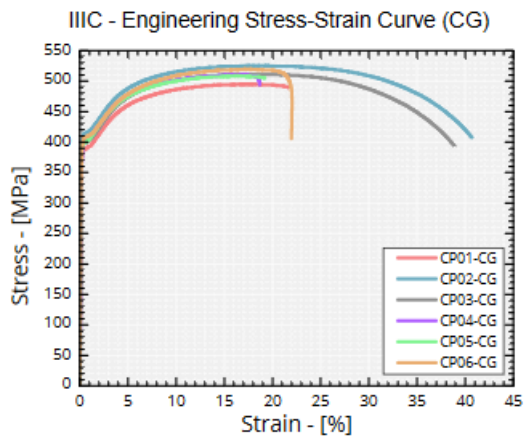


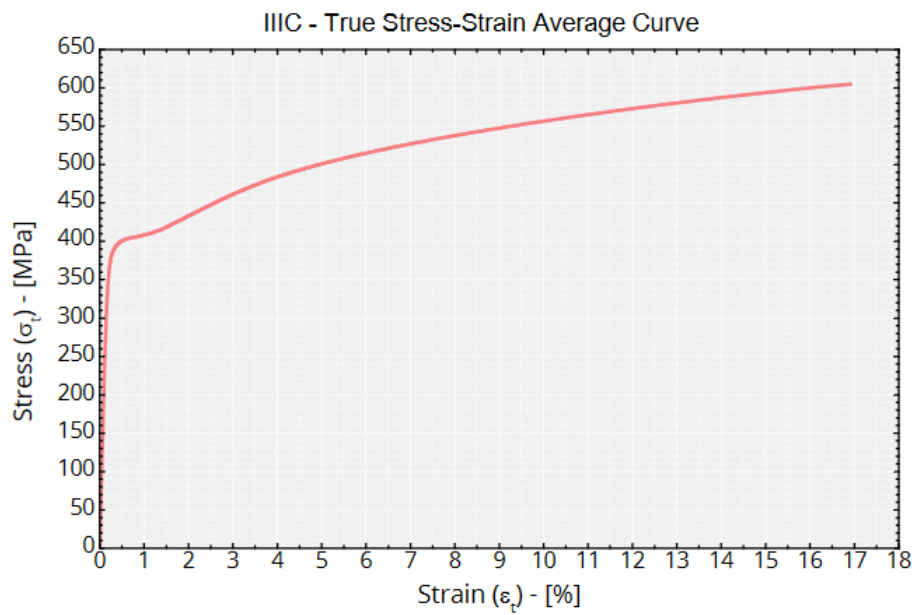
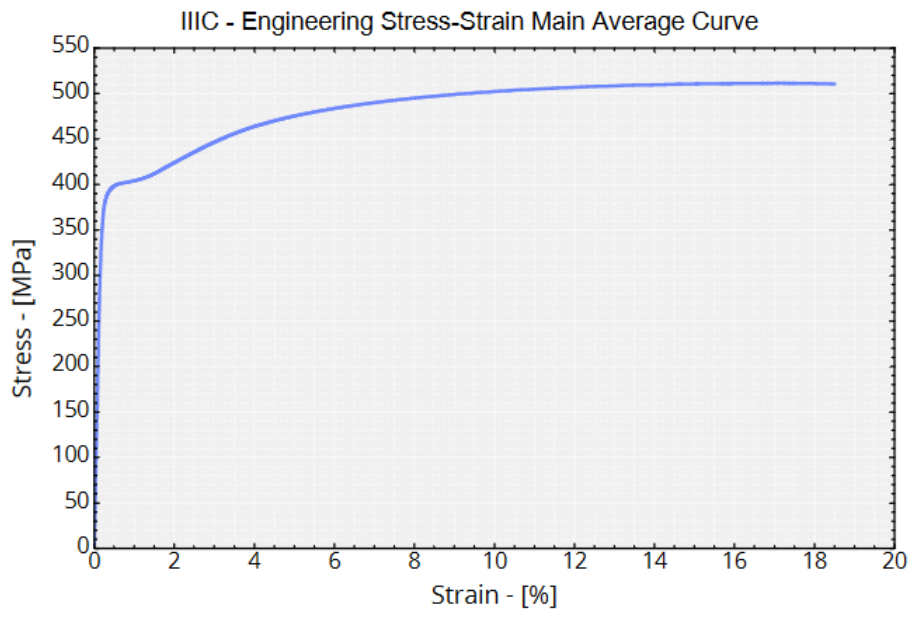
Membro Tubular Contraentamento IIC



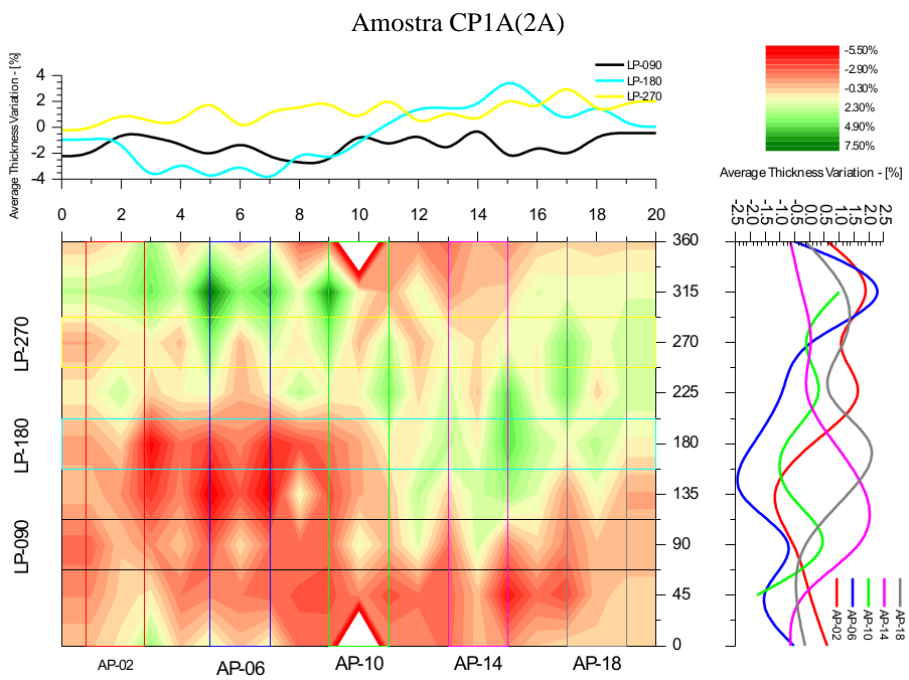
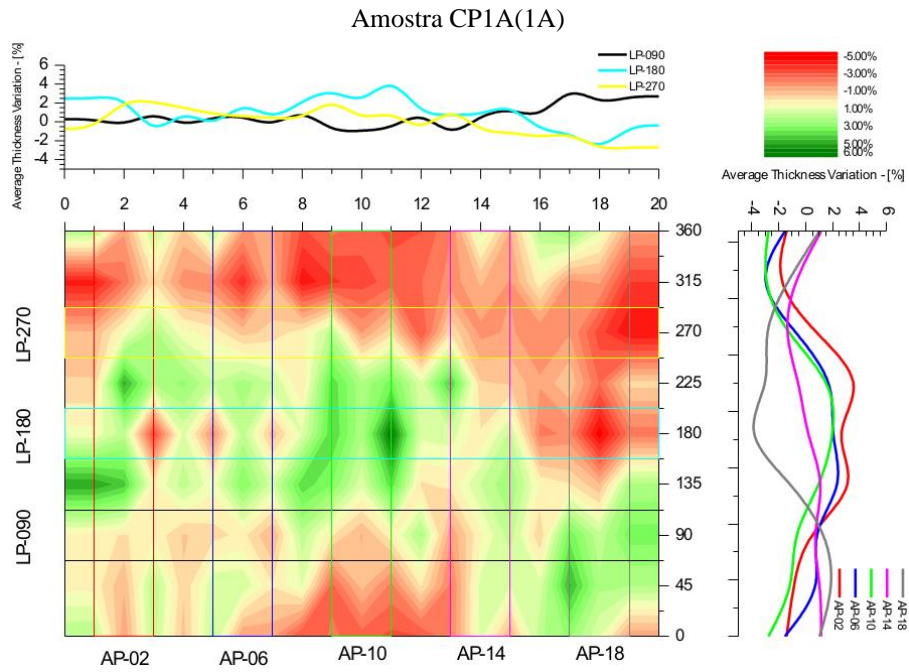


Membró Tubular Contraentamento IIIC

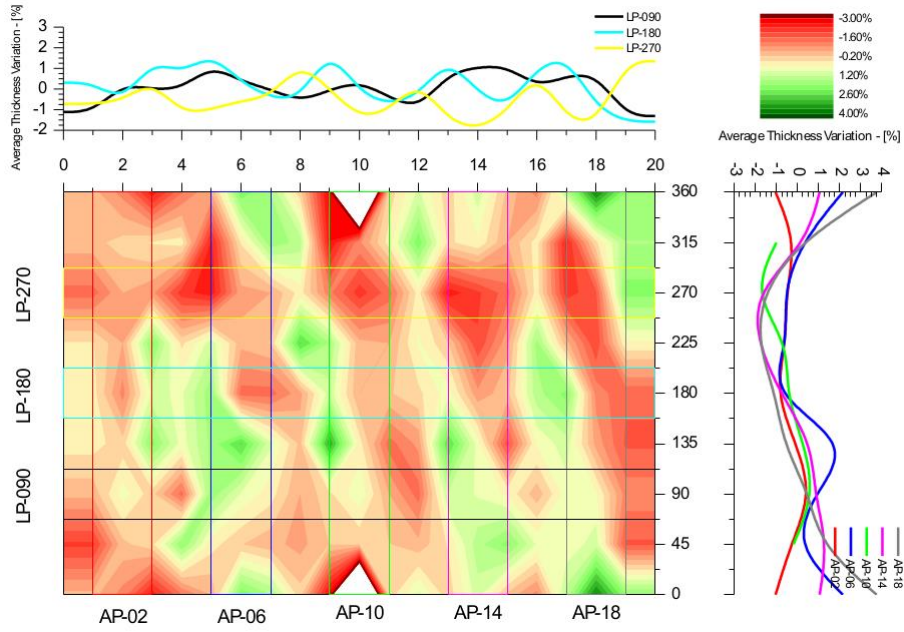




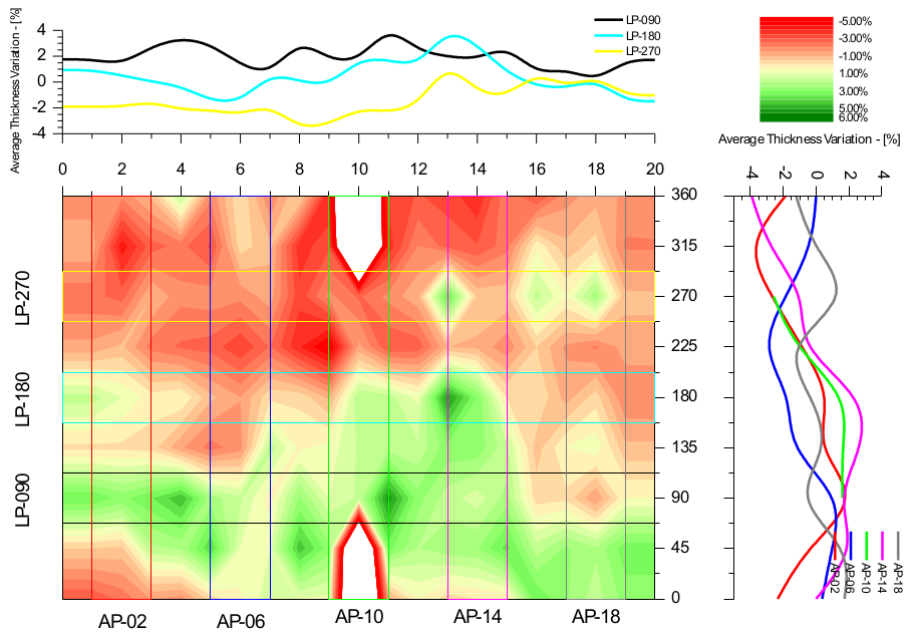
APÊNDICE B – Imperfeições Geométricas



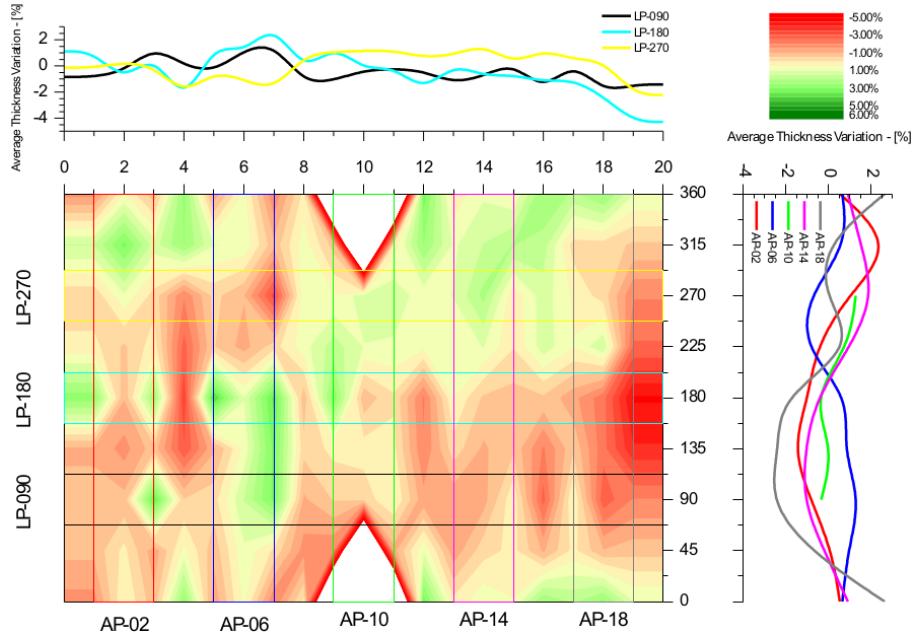
Amostra CP2A(3A)



Amostra CP2A(4A)



Amostra CP3A(5A)



Transversais Amostra CP1B(1B)

