



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

José Manoel de Sousa

**Análise da Integridade Estrutural em Dutos de Condução de Petróleo e Gás com Incidência de
Mossas**

RECIFE

2017

José Manoel de Sousa

Análise da Integridade Estrutural em Dutos de Condução de Petróleo e Gás com Incidência de Mossas

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da UFPE para obtenção do título de Doutor.

Área de concentração: Energia

Orientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa

RECIFE

2017

Catálogo na fonte
Bibliotecária Maria Luiza de Moura Ferreira, CRB-4 / 1469

S729a Sousa, José Manoel de.
 Análise da integridade estrutural em dutos de condução de petróleo e gás com incidência
de mossa / José Manoel de Sousa. - 2017.
 124 folhas, il., gráfs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa.
Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-
Graduação em Energia Mecânica, 2017.
Inclui Referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Mossa. 3. Dutos. 4. Elementos finitos. 5. Integridade
estrutural. I. Barbosa, José Maria Andrade (Orientador). II. Título.

UFPE

621 CDD (22. ed.)

BCTG/2017-203

24 de fevereiro de 2017.

“ANÁLISE DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL EM DUTOS DE CONDUÇÃO DE
PETRÓLEO E GÁS COM INCIDÊNCIA DE MOSSAS”

JOSÉ MANOEL DE SOUSA

ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE DOUTOR
EM ENGENHARIA MECÂNICA

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: ENERGIA

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA/CTG/EEP/UFPE

Prof. Dr. JOSÉ MARIA ANDRADE BARBOSA
ORIENTADOR/PRESIDENTE

Prof. Dr. CEZAR HENRIQUE GONZALEZ
COORDENADOR DO PROGRAMA

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. JOSÉ MARIA ANDRADE BARBOSA (UFPE)

Prof. Dr. RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA (UFPE)

Prof. Dr. JORGE ANTONIO PALMA CARRASCO (UFPE)

Prof. Dr. RAMIRO BRITO WILLMERSDORF (UFPE)

Prof. Dr. PABLO BATISTA GUIMARÃES (UFPE)

À minha família, e em especial aos meus pais, esposa e filhos, dedico este trabalho, pois sem a colaboração e o sacrifício deles este, sem a ajuda de Deus, não teria se concretizado.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, senhor do universo, pois sem o comando dele nada se realiza, em segundo a contribuição valiosa da empresa General Electric Company, ao meu orientador e amigos que direta ou indiretamente contribuíram para realização deste trabalho.

“Pouco conhecimento faz com que as pessoas se sintam orgulhosas. Muito conhecimento, que se sintam humildes. É assim que as espigas sem grãos erguem desdenhosamente a cabeça para o Céu, enquanto que as cheias as baixam para a terra, sua mãe.”

Leonardo da Vinci

RESUMO

Este estudo desenvolve-se no eixo de integridade estrutural de dutos por onde escoam petróleo e derivados. Tem-se como vetor a normatização internacional vigente. Quanto aos critérios de aceitação de dutos indentados (mossas). Uma parcela das normas vigentes toma como critério de rejeição, a profundidade da mocha, ou uma relação desta com o diâmetro externo da tubulação. Embora existam relatos de acidentes que ocorreram em dutos, cujos critérios estavam dentro dos parâmetros destas normas, razão pela qual tenta-se através deste trabalho, alternativas de pesquisa que forneçam outros meios, quando possível, além dos estabelecidos nestes regramentos internacionais. Este estudo compreende parte experimental, onde elabora-se corpo de prova devidamente normatizado, após esta etapa executa-se o processo de indentação, que consiste de criação de mocha. Em seguida, de posse do corpo de prova indentado (mocha), utilizou-se o laboratório da *General Electric*, onde procedeu-se a criação da geometria deformada real em 3D. Para tanto foi utilizado o único tomógrafo industrial existente na América Latina. Após esta etapa, passa-se ao trabalho de refinamento do modelo através de software específicos, pois o modelo inicial oriundo da GE contém 1.399.466 faces, e 699.724 vértices. Para definir as propriedades do aço API 5L X80 foram realizados três ensaios de tração com corpos de provas normatizados, conforme ASTM E8/E8M-09 (2010), recomendação da API 5L. Foi realizada a simulação de teste de pressão no espécime sendo submetido este corpo a uma pressão de 50 MPa, conforme API 5L, obteve-se uma tensão de Mises de 370 MPa. Outra simulação realizada foi com um duto de 24 Polegadas e meia de espessura de parede, foram executados seis casos com mossas de profundidade diferentes, após cada teste de indentação foi utilizado o APDL do ANSYS® para recuperar a geometria deformada e iniciar nova simulação de pressurização de cada caso, as pressões impostas foram regidas conforme dois casos: O primeiro foi submetida a pressão conforme a norma CFR 192, que versa sobre a MAOP, o segundo caso de pressão foi baseado conforme a norma API 5L que define que para este espécime de 24" e material X80, a pressão máxima de teste é de 20,7 MPa. Tendo apenas a mocha do caso 6 não sido aprovada.

Palavras-chave: Mocha. Dutos. Elementos finitos. Integridade estrutural.

ABSTRACT

This study is developed in the axis of structural integrity of pipelines through which oil and derivatives flow. The current international standardization is a vector. Concerning the acceptance criteria for indented pipelines (dents). A part of the current norms take as criterion of rejection, the depth of the ditch, or a relation of this with the external diameter of the pipe. Although there are reports of accidents that occurred in pipelines, whose criteria were within the parameters of these norms, which is why we try through this work research alternatives that provide other means, when possible, in addition to those established in these international regulations. This study comprises an experimental part, where a properly normalized proof body is elaborated, after this stage the indentation process is carried out, which consists of creation of the dent. Then, with the indented specimen (dent), the General Electric laboratory was used, where the real deformed geometry was created in 3D. For this purpose, the only industrial tomographer in Latin America was used. After this step, we proceed to the work of model refinement through specific software, since the initial model from GE contains 1,399,466 faces, and 699,724 vertex. In order to define the properties of API 5L X80 steel three tensile tests were carried out with normalized test bodies, according to ASTM E8 / E8M-09 (2010), API 5L recommendation. The pressure test simulation was performed on the specimen and the body was subjected to a pressure of 50 MPa, according to API 5L, a Mises tension of 370 MPa was obtained. Another simulation was performed with a duct of 24 Inches and a half of wall thickness, six cases with different depth dips were executed, after each indentation test the ANSYS APDL was used to recover the deformed geometry and to initiate new simulation of pressurizing of In each case, the imposed pressures were governed according to two cases: The first one was subjected to pressure according to CFR 192, which deals with MAOP, the second pressure case was based on the API 5L standard that defines that for this specimen of 24 "And X80 material, the maximum test pressure is 20.7 MPa. Having just the dent of case 6 not been approved.

Keywords: Dent. Pipeline. Finite elements. Structural integrity.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figure 1. Vista externa de moessa.....	24
Figura 2. Classificação de moessas.	25
Figura 3. Corpo de Prova 1 rompido em teste de pressão.	27
Figura 4. Corpo de prova 2 rompido em teste de pressão.....	28
Figura 5. Corpo de prova 3 rompido em teste de pressão.....	29
Figura 6. Corpo de prova 4 rompido em teste de pressão.....	30
Figura 7. Registro de resultado de teste hidrostático corpos de prova TA1/TA2.	31
Figura 8. Geometria de moessa.....	33
Figura 9. Tensões Residuais.....	35
Figura 10. Fluxograma do procedimento de Avaliação de Moessas.....	36
Figura 11. Fluxograma do procedimento de Avaliação de Moessas.....	37
Figura 12. Critérios de Escoamento Von Mises e Tresca.....	38
Figura 13. Geometria de uma moessa.....	42
Figura 14. Seção danificada.....	44
Figura 15. Sistematização de Gestão da Integridade Estrutural.	45
Figura 16. Fluxograma do Plano de Gestão da Integridade.	46
Figura 17. Tensões Residuais geradas por dobramento.	49
Figura 18. Diagrama de tensão.....	51
Figura 19. Representação da obtenção de imagens bidimensionais.	54
Figura 20. Processo de montagem de superfície 3D.....	55
Figura 21. Comparação entre raio-x 2D e tomografia 3D.	56
Figura 22. Fluxograma da metodologia a ser empregada na pesquisa.....	57
Figura 23. Aço API 5L X80 cedido pela Tenaris Confab.	59
Figura 24. Corpo de prova tubular utilizado.	59
Figura 25. Ensaio de Compressão.....	60
Figura 26. Detalhe do indentador em formato cilíndrico.	61
Figura 27. Corpo de Prova com Moessa.....	61

Figura 28. Geometria duto e indentador reduzido a um quarto.	64
Figura 29. Malha estruturada.	65
Figura 30. Condição de contorno Deslocamento.	66
Figura 31. Controle de deslocamento do Indentador	67
Figura 32. Condições de contorno e carregamento.	68
Figura 33. Fluxograma de realização de simulação e avaliação de duto API 5L X80.	70
Figura 34. Modelo do duto e indentador.	71
Figura 35. Condições de contorno.	72
Figura 36. Malha estabelecida.	72
Figura 37. Malha refinada final.	74
Figura 38. Condições de contorno duto GE.	75
Figura 39. Corpo de prova cilíndrico aço API 5L X80.	76
Figura 40. Tensão equivalente interna Duto sem indentação.	81
Figura 41. Tomógrafo GE.	83
Figura 42. Espessura de parede.	84
Figura 43. Vistas em cortes Corpo de prova.	85
Figura 44. Medição de Raio externo e interno da região não deformada.	86
Figura 45. Geometria 3D Original Gerada no Tomógrafo.	87
Figura 46. Geometria 3D Com faces reduzidas.	88
Figura 47. Malha pobre.	89
Figura 48. Erro estrutural com Malha grosseira.	90
Figura 49. Erro apresentado malha refinada.	91
Figura 50. Deformação total assumida como a profundidade da moosa.	93
Figura 51. Tensão equivalente de Von Mises.	93
Figura 52. Tensão equivalente de Mises Duto GE deformado à pressão interna de 50 MPa.	94
Figura 53. Tensão equivalente de Von Mises duto 24" íntegro à pressão=1 Mpa.	95
Figura 54. Pressão crítica duto intacto 24".	96
Figura 55. Resultado da indentação caso 1.	97
Figura 56. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 1.	97

Figura 57. Tensão de Mises caso 1 submetido à pressão de 16,5 MPa.	98
Figura 58. Tensão de Mises caso 1 submetido à pressão de 20,7 MPa (API 5L).	99
Figura 59. Resultado da indentação caso 2.	100
Figura 60. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 2.	100
Figura 61. Tensão de Mises caso 2 submetido à pressão de 16,5 Mpa.	101
Figura 62. Tensão de Mises caso 2 submetido à pressão de 20,7 MPa API 5L.	102
Figura 63. Resultado da indentação caso 3.	103
Figura 64. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 3.	103
Figura 65. Tensão de Mises caso 3 submetido à pressão de 16,5 MPa CFR 192.	104
Figura 66. Tensão de Mises caso 3 submetido à pressão de 20,7 MPa API 5L.	105
Figura 67. Resultado da indentação caso 4.	106
Figura 68. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 4.	106
Figura 69. Tensão de Mises caso 4 submetido à pressão de 16,5 MPA CFR 192.	107
Figura 70. Tensão de Mises caso 4 submetido à pressão de 20,7 MPa API 5L.	108
Figura 71. Resultado da indentação caso 5.	109
Figura 72. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 5.	109
Figura 73. Tensão de Mises caso 5 submetido à pressão de 16,5 MPA CFR 192.	110
Figura 74. Tensão de Mises caso 5 submetido à pressão de 20,7 MPa API 5L.	111
Figura 75. Resultado da indentação caso 6.	112
Figura 76. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 6.	112
Figura 77. Tensão de Mises caso 6 submetido à pressão de 16,5 MPA CFR 192.	114
Figura 78. Tensão de Mises caso 6 submetido à pressão de 20,7 MPa API 5L.	115
Figura 79. Tensão de Mises suportado pelo duto com mossa=108 mm.	116
Figura 80. Pressão crítica de ruptura mossa=108 mm.	116

LISTA DE GRÁFICOS

Gráfico 1. Curva de plasticidade real aço API 5L X80, Implementada no ANSYS (2016).	62
Gráfico 2. Ensaio de tração corpo de prova 1 AÇO API 5L X80 realizado na máquina EMIC-CTG.	77
Gráfico 3. Ensaio de tração corpo de prova 2 AÇO API 5L X80 realizado na máquina EMIC-CTG.	78
Gráfico 4. Ensaio de tração corpo de prova 3 AÇO API 5L X80 realizado na máquina EMIC-CTG.	79
Gráfico 5. Força de compressão verso deformação.	80
Gráfico 6. Erro relativo versus elementos de malha.	92

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Geometria de corpo de prova.....	30
Tabela 2. Geometria e pressão de ruptura dos corpos de provas.	31
Tabela 3. Comparação de critérios de avaliação de mossas CFR 192 e CFR 195.	32
Tabela 4. Coeficientes de interpolação Petrobrás	34
Tabela 5. Fator de projeto.	47
Tabela 6. Fator de temperatura	47
Tabela 7. Composição química do aço API 5L X80.	58
Tabela 8. Geometria do corpo de prova.....	58
Tabela 9. Geometria da Mossa produzida na Emic-CTG.	60
Tabela 10. Geometria do duto e indentador.....	63
Tabela 11. Relação das geometrias de profundidade e deformação de mossas simuladas.....	69
Tabela 12. Propriedades mecânicas Aço API 5L X80.	73
Tabela 13. Média dos ensaios de tração aço API 5L X80.....	80
Tabela 14. Convergência da malha.....	91
Tabela 15. Cálculo de tensões analítico e numérico.	95

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

a	Raio Maior
APDL	<i>Ansys Parametric Design Language</i>
API	<i>American Petroleum Institute</i>
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
b	Raio Menor
BS	<i>British Standard</i>
CFR	<i>Code of Federal Regulations</i>
d	Profundidade da moosa
DO	Diâmetro externo
D_e	Diâmetro Externo
D_i	Diâmetro Interno
D_m	Diâmetro Médio
DM	<i>Design Modeler</i>
E	Módulo de Young
F	Fator de projeto
GE	<i>General Electric</i>
ID	Diâmetro Interno
ILI	<i>In-Line inspection</i>
k	Fator de concentração de tensão
L	Comprimento da moosa
MAOP	<i>Maximum Allowable Operating Pressure</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos

mm	Milímetro
mJ	mili Joule
MPa	Mega Pascal
NPS	<i>Nominal Pipe Size</i>
NR	Normas Regulamentadoras
OD	Diâmetro externo
P	Pressão Interna
PIG	<i>Pipeline Geometry Inspection</i>
p_i	Pressão interna
P_L	Pressão de Linha
r	Raio de Curvatura
r_e	Raio Externo
Re	Raio Externo
r_i	Raio interno
Ri	Raio Interno
R_m	Raio Médio
S	Tensão Admissível para o Material
t	Espessura do duto
T	Fator temperatura de operação
W	Largura da moosa
Y	Tensão Equivalente de Mises
σ	Tensão Normal
σ₁	Tensão Circunferencial
σ₂	Tensão Longitudinal

σ_3	Tensão Radial
σ_a	Tensão axial
σ_c	Tensão Circunferencial
σ_e	Tensão Equivalente de Mises
σ_i	Intensidade de Tensões Principais
σ_L	Tensão Longitudinal
σ_r	Tensão Radial
σ_x	Tensão Longitudinal
σ_y	Tensão de Escoamento
σ_θ	Tensão Circunferencial
τ	Tensão de cisalhamento

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	20
1.1	Objetivo Geral	21
1.1.1	Objetivos Específicos	22
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
2.1	Tubos API 5L X80	23
2.2	Classificação de mossas	23
2.3	Artigos alinhados com estudo	26
3	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	36
3.1	American Society of Mechanical Engineers (ASME B31.8, 2003)	36
3.2	American Society of Mechanical Engineers (ASME B31.4, 2002)	37
3.3	Tensão equivalente de Von Mises	38
3.4	Critério de avaliação e colapso de Dutos com incidência de mossas	39
3.5	Fator de concentração de tensão	40
3.6	ASME (American Society of Mechanical Engineers)	40
3.6.1	Detalhamento Norma American Society of Mechanical Engineers B31.4	41
3.6.2	Tensão máxima admissível	42
3.6.3	Detalhamento Norma American Society of Mechanical Engineers B31.8	43
3.7	Máxima pressão operacional permitida	46
3.8	Teste Hidrostático	47
3.9	Estudo das tensões	48
3.9.1	Tensões Residuais	48
3.10	Dutos de paredes grossas	50

3.11	Tensões em dutos de parede fina submetidos a pressão interna.....	51
3.12	Análise de erros em simulação computacional.....	52
3.13	Tomografia Computadorizada	53
3.13.1	Operacionalização	53
3.13.2	Aquisição de Imagens	54
3.13.3	Reconstrução de Volume	55
4	MATERIAIS E MÉTODOS.....	57
4.1	Metodologia	57
4.2	Procedimento experimental	58
5	SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL	62
5.1	Simulação de indentação duto comercial de bitola 24"	63
5.2	Simulação do duto com moosa submetido a pressão	67
5.3	Simulação da pressão crítica do duto.....	68
5.4	Simulações executadas com duto de 24 polegadas.	69
5.5	Simulação da indentação do duto GE.....	70
5.6	Simulação de teste de pressão duto GE com moosa	73
6	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	76
6.1	Ensaio de tração aço API 5L X80.....	76
6.2	Teste de indentação	80
6.3	Cálculo do fator de concentração de tensão	81
6.4	Resultados obtidos da Tomografia realizada na GE (<i>General Electric</i>)	82
6.4.1	Tratamento de Geometria 3D Obtida do Tomógrafo.....	86
6.5	Resultados obtidos nas simulações.....	88
6.5.1	Comparação de erro utilizando malhas diferentes duto GE	88

6.5.2	Teste de convergência de malha	91
6.5.3	Resultado simulação da indentação do duto GE.....	92
6.5.4	Resultado da simulação de pressão com o duto GE deformado.....	94
6.5.5	Confronto valores simulados com obtidos analiticamente do duto íntegro 24”	94
6.5.6	Teste de pressão de ruptura duto íntegro bitola 24”	95
6.5.7	Resultado da simulação indentação caso 1.	96
6.5.8	Resultado do teste de pressão caso 1	98
6.5.9	Resultado da simulação indentação caso 2	99
6.5.10	Resultado do teste de pressão caso 2	101
6.5.11	Resultado da simulação indentação caso 3	102
6.5.12	Resultado do teste de pressão caso 3	104
6.5.13	Resultado da simulação indentação caso 4	105
6.5.14	Resultado do teste de pressão caso 4	107
6.5.15	Resultado da simulação indentação caso 5	108
6.5.16	Resultado do teste de pressão caso 5	110
6.5.17	Resultado da simulação indentação caso 6	111
6.5.18	Resultado do teste de pressão caso 6	113
6.5.19	Análise da pressão de ruptura do duto com mocha de 108 mm	115
7	CONCLUSÃO	117
8	CONTRIBUIÇÃO PARA TRABALHOS FUTUROS	119
	REFERÊNCIAS	120

1 INTRODUÇÃO

Acidentes, em indústrias petrolíferas, são danosos, tanto do ponto de vista financeiro como ambiental, podendo chegar, dependendo dos danos ambientais, a insolvência da empresa, haja vista acidente ocorrido no Golfo do México com a empresa BP (*British Petroleum*), que levou a companhia a um acordo com o governo americano de ressarcimento por danos ambientais, da ordem de vinte e um bilhões de dólares. Por estas razões cada vez mais se faz necessário um rigor quanto à inspeção de linhas de dutos que transportam petróleo e seus derivados. Neste estudo, tenta-se demonstrar que mostras simples que são provocadas por ações diversas tais como impacto dos tubos no pátio do fabricante, acidentes com máquinas de escavação em dutos aterrados entre outros, e que a partir somente da variável profundidade desta mocha, pode-se determinar se esta tubulação possa operar ou não a partir de um determinado limite. Seria determinante poder afirmar com uma boa margem de segurança que este duto possa operar ou não sem a necessidade de reparos ou substituição. Mais de 40% das causas de falha em linhas de transporte de hidrocarbonetos decorre de ações de terceiros, o chamado dano de terceira parte, que acarretam a criação de mocha. Os principais códigos e normas de construção e montagem internacionais consideram mochas lisas deletérias se estas excedem 6% do diâmetro nominal do duto (FREITAS, 2009). Em linhas gerais a questão da avaliação da severidade de uma mocha reside no parâmetro da profundidade da mesma em relação ao diâmetro externo da tubulação, segundo fontes como *American Society of Mechanical Engineers B31.4 (2002)* e *American Society of Mechanical Engineers B31.8 (2003)*. No entanto em função da evolução dos materiais metálicos denominados como aços de Alta Resistência e Baixa Liga (ARBL), aparentemente não houve adequação destes critérios a estes novos materiais, provocando possivelmente uma lacuna, visto que conforme um acidente de particular relevância reportado por Race (2008), a falha ocorrida em janeiro de 2000 como resultado de uma trinca que se originou de uma mocha não contida. Esta mocha apresentou uma profundidade de 1,67% do diâmetro externo, embora tenha sido detectada através de *In-Line inspection (ILI)*, não houve escavação do duto para reparo, pois estava abaixo do critério para intervenção. A *Marathon Pipeline*[®] teve esta linha rompida, após três anos da descoberta da mesma, causando um vazamento de 489.000 galões de petróleo e um prejuízo estimado de US\$ 12,6 milhões. Com base no exposto acima existe indícios que somente

o parâmetro da profundidade da mocha em relação ao diâmetro externo não sustenta o embasamento para operação de uma dutovia com indentação (mocha), sendo necessárias pesquisas mais aprofundadas em função de variáveis que afetariam a integridade da rede de dutos com mochas. Há de se levar em consideração que uma parcela das dutovias mundiais se encontram com idade entre 30 e 40 anos, isto dificulta mais ainda a análise da estrutura, pois seu comportamento, em função de corrosão diminuição de espessura de parede e outros, já não é o esperado, então os procedimentos e intervenções devem merecer muita atenção da parte de gerenciamento de risco. O trabalho que foi desenvolvido foi calcado visando facilitar, ou se colocar como uma segunda opção, e foi desenvolvido com simulação feita em seis casos, envolvendo um duto comercial NPS de 24 polegadas com meia de espessura de parede, onde foram simuladas seis indentações de profundidades diferentes e, após isto utilizando o APDL , recuperando a geometria deformada e submetendo-a a teste de pressão conforme duas normas API 5L e CFR 192 que estabelece a MAOP que se pode operar em função do material do duto e sua bitola. Na parte conclusiva é feita uma análise de tudo que foi desenvolvido ao longo deste trabalho, emitindo assim juízo de valor sobre que pressão operacional um duto indentado pode ser submetido.

1.1 Objetivo Geral

Analisar o impacto que mochas simples podem produzir em dutos que transportam petróleo e seus derivados, quanto a sua integridade estrutural, concernente a operacionalidade de pressão interna. Utilizando software ANSYS® 17.2, realizar simulações de dois espécimes, primeiro um duto fabricado durante este estudo na geometria estabelecida pela API 5L, e após realizar indentação em laboratório, reproduzir a geometria real utilizando um tomógrafo industrial, e a partir desta geometria fazer a simulação deste duto sob pressão. O segundo trabalho de simulação consiste em escolher um duto comercial com NPS de 24 polegadas e espessura de parede de meia, e desenvolver seis casos de indentações diferentes e a partir delas estudar profundidade de mocha e capacidade de suportar pressão interna.

1.1.1 Objetivos Específicos

- Fabricar corpo de prova em aço API 5L X80;
- Promover teste de indentação (Mossa)
- Realizar tomografia de espécime indentado;
- Executar Ensaio de tração afim de conferir Propriedades do aço API 5L X80;
- Calcular o fator de concentração de tensão;
- Simular computacionalmente indentação de duto usando ANSYS® 17.2;
- Simular computacionalmente pressurização de duto com mosca usando ANSYS® 17.2;
- Simular pressão crítica de rompimento de dutos com deformação usando ANSYS®17.2;
- Construir curva de convergência de erro x qualidade de malha.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Tubos API 5L X80

O aço API 5L X80 é utilizado na fabricação de tubulação de transporte de hidrocarbonetos e seus derivados, apresenta uma boa relação custo benefício em relação aos outros aços. A API 5L (*American Petroleum Institute*) especifica a fabricação de tubos para dutovias. No caso do aço em estudo o limite de escoamento é especificado pelos dois algarismos após a letra X, no caso em questão, X80, sendo a tensão de escoamento 80 ksi (552 MPa) (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2004).

Os tubos API 5L são fabricados em aço carbono, com ou sem costura e projetados para o transporte de petróleo e seus derivados (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2004). A especificação API 5L classifica os tubos pelo limite de escoamento, precedido das letras A, B, X, sendo que quando precedido pela letra X, em maiúsculo, o aço utilizado é de alta resistência e baixa liga. Os tubos podem ser fornecidos em dois níveis de especificação do produto, a saber: PSL 1 e PSL 2. O diferencial nestes níveis consiste no maior rigor quanto aos requisitos técnicos, por exemplo, carbono equivalente (CE), tenacidade, limite de escoamento e resistência máxima no nível de especificação PSL 2 (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2004).

2.2 Classificação de mossas

O conceito de mossa, Figura 1, pode ser entendido como uma mudança de geometria, podendo ser suave ou não provocando alteração no diâmetro do tubo, podendo ainda haver variação da espessura da parede da referida tubulação.

Mossas são indentações nos tubos ou distorções na seção circular transversal destes, causadas por forças externas (AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS, 2002; AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS, 2003).

Figure 1. Vista externa de moosa.



Fonte: EASERVICES (2010).

Os danos que incidem nas dutovias que escoam hidrocarbonetos e derivados podem ser classificados, conforme Cosham e Hopkins (2003), da seguinte forma:

- Anomalias – são defeitos provocados por corrosão e/ou por contato com equipamentos;
- Operação inadequada;
- Erro na operação de equipamentos de controle de pressão;
- Outros – acessórios e flanges.

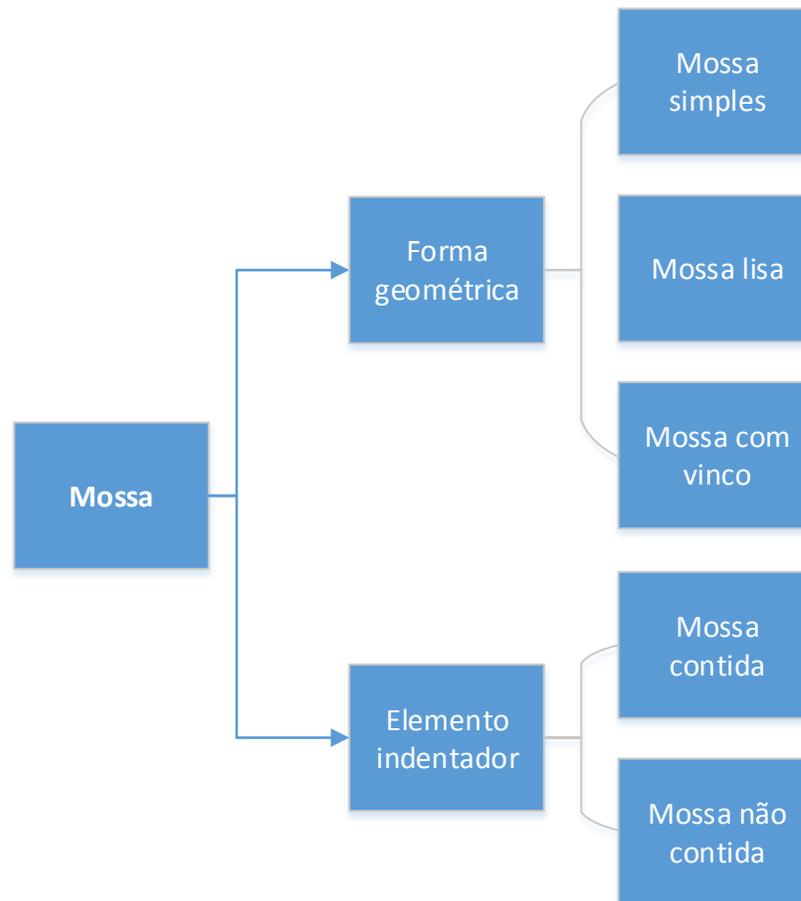
Pode-se ainda ordenar os danos anomalias, nas categorias a seguir:

- Dano mecânico: originados por contato com equipamentos diversos;
- Corrosão: diminuição da espessura da parede do duto, provocada por corrosão sob tensão, pites, etc;
- Trincas nas soldas: originadas a partir dos defeitos no processo de soldagem;
- Dobramentos: Originam-se na condução da montagem da dutovia;
- Danos Externos: tem sua origem nas forças externas da natureza como, por exemplo, deslizamento de encostas, colapso do solo, erosão etc.

Segundo Cosham e Hopkins (2003), pode-se afirmar o seguinte: “Mossa é uma mudança de forma na secção transversal de um segmento de tubulação provocada pela deformação permanente do material (deformação plástica), tal deformação originada por um vetor externo.”

Conforme ASME B31.4 (2002), quanto sua geometria e tipo de elemento indentador, as mossa podem ter as seguintes classificações (Figura 2):

Figura 2. Classificação de mossa.



Fonte: AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS B31.4 (2002).

- Mossa simples – É uma alteração leve na curvatura da parede do segmento de duto, sem redução significativa da espessura e sem estar associada a uma junta soldada ou a quaisquer defeitos ou imperfeições.

- Mossa lisa – Mossa caracterizada por uma variação suave na curvatura de parede do segmento de duto, mas que está associada a outros defeitos ou descontinuidade tais como: sulcos, ranhuras, trincas e soldas.
- Mossa com vinco – Define-se como mudança abrupta na seção transversal de um segmento de duto que na região mais afiada possui um vinco com raio de curvatura menor ou igual a até cinco vezes a espessura de parede.
- Mossa contida – Mossa que, por permanecer em contato contínuo com o indentador não se encontra livre para permitir um retorno elástico ou para se readaptar geometricamente por força da variação da pressão interna.
- Mossa não contida – Mossa na qual o indentador que a promoveu se afasta do segmento de duto afetado, permitindo que este recupere a fração elástica da profundidade máxima. A região recuperada encontra-se livre para se adaptar a uma nova geometria por força da variação da pressão interna.

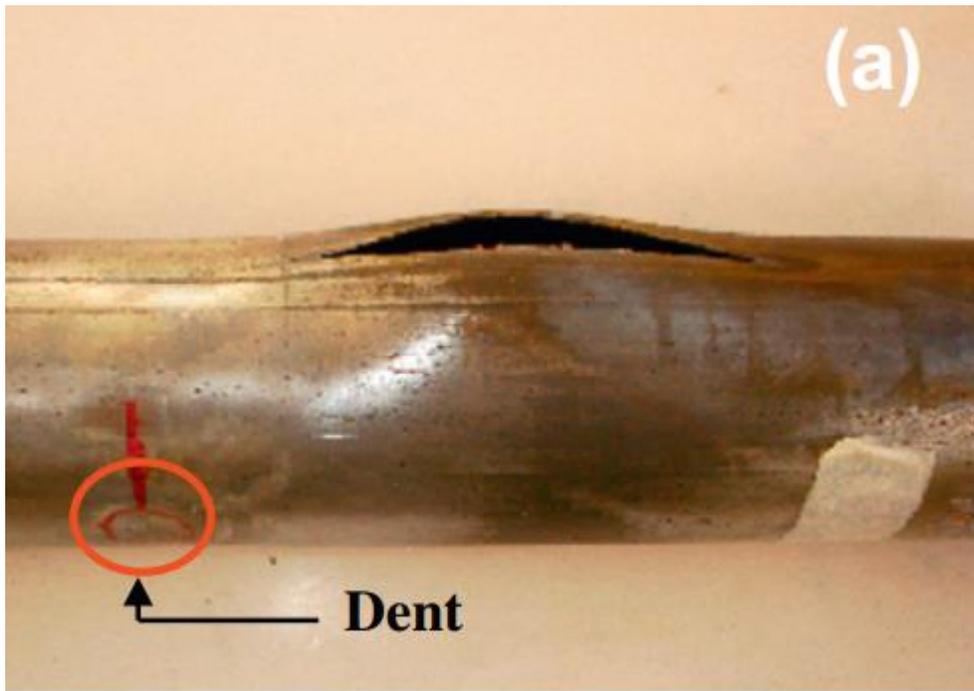
2.3 Artigos alinhados com estudo

Conforme Allouti *et al* (2012), ao analisar este artigo, do ponto de vista experimental, os corpos de provas 1, 2 e 4 romperam quando submetidos a pressão interna, na região mais ou menos a noventa graus da região anular onde foi feita a indentação (mossa), os três corpos de prova do artigo em discussão falharam no teste hidrostático, com a pressão implementada neste teste em torno de 30 MPa. Observa-se que nenhum corpo de prova fragilizou na região ocupada pela mossa, segundo artigo mencionado acima, o efeito de endurecimento na zona deformada, provocada pelo novo alinhamento dos grãos tornam a resistência final desta área cerca de 30% maior que em outras regiões que não foram alteradas pelo encruamento na região da mossa. Destaca-se que neste artigo foi utilizado nos corpos de prova o aço A37 com tensão de escoamento de 355 MPa, e tensão última de 431 MPa, cujas propriedades mecânicas são inferiores ao aço API 5L X80, que faz parte deste estudo. Neste artigo o indentador utilizado foi de formato esférico com diâmetro de 40 mm.

Analisando o teste experimental deste artigo pode concluir que: O corpo de prova (a) foi elaborado em aço A37, com comprimento de 600 mm, e espessura de 3,2 mm, possuindo

diâmetro externo de 88,9 mm, e moosa de 25 mm de profundidade equivalente a $[d/D_e - 28\% D_e]$ (diâmetro externo)]. Rompeu, a uma pressão de 31,3 MPa, na região situada a noventa graus tomando a região central da moosa como referência a Figura 3.

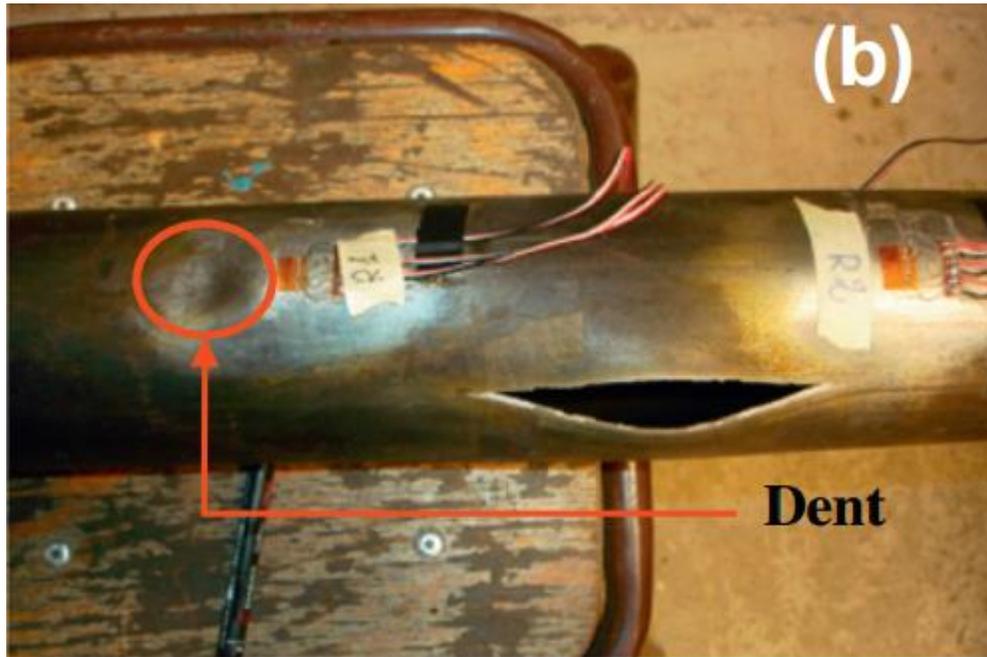
Figura 3. Corpo de Prova 1 rompido em teste de pressão.



Fonte: ALLOUTI *et al* (2012).

O corpo de prova (b) foi elaborado em aço A37, com comprimento de 600 mm, e espessura de 3,2 mm, possuindo diâmetro externo de 88,9 mm, e moosa de 14 mm de profundidade (d) equivalente a $[d/D_e - 16\% D_e]$ (diâmetro externo)]. Rompeu a uma pressão de 31 MPa, na região situada a noventa graus tomando a região central da moosa como referência a Figura 4.

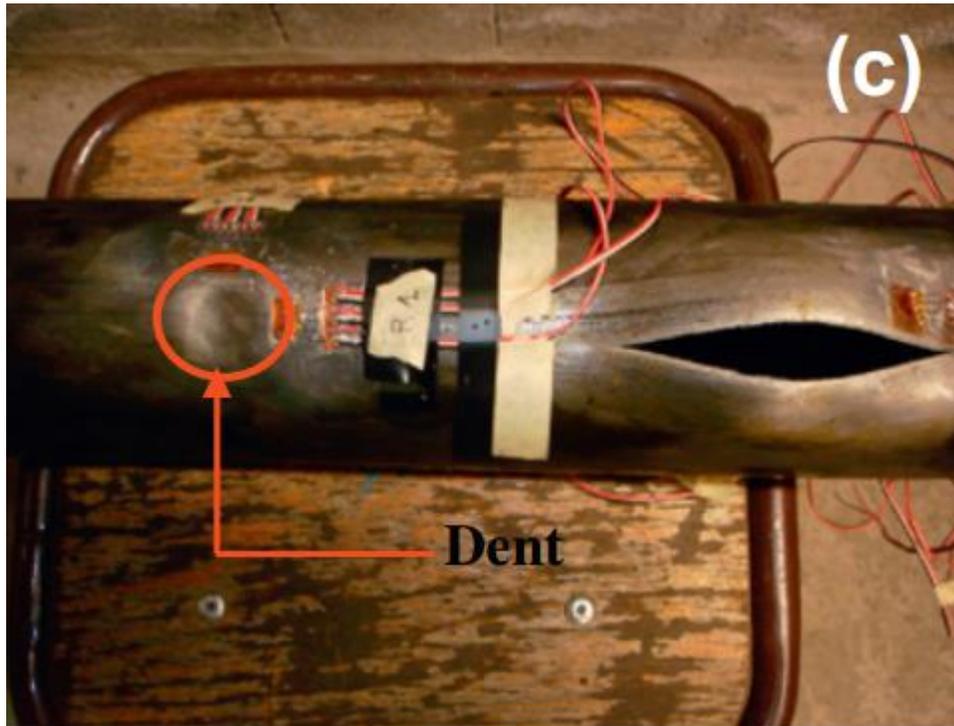
Figura 4. Corpo de prova 2 rompido em teste de pressão.



Fonte: ALLOUTI *et al* (2012).

O corpo de prova (C) foi elaborado em aço A37, com comprimento de 600 mm, e espessura de 3,2 mm, possuindo diâmetro externo de 88,9 mm, e moosa de 11,8 mm de profundidade (d) equivalente a $[d/D_e - 13\% D_e(\text{diâmetro externo})]$. Rompeu a uma pressão de 31,6 MPa próxima a moosa, Figura 5.

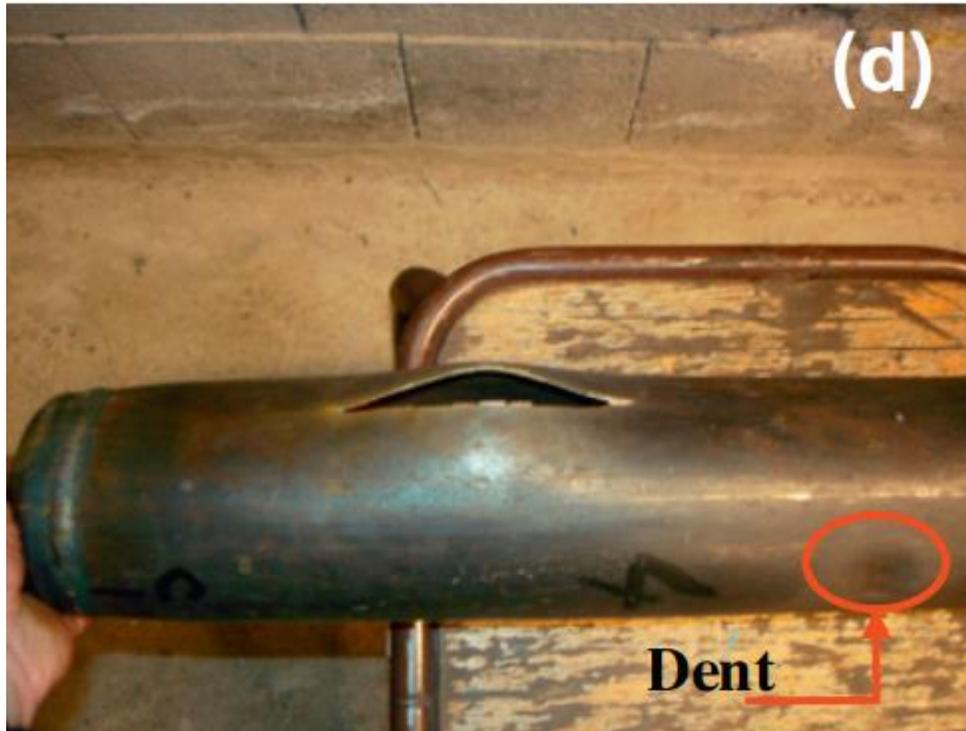
Figura 5. Corpo de prova 3 rompido em teste de pressão.



Fonte: ALLOUTI *et al* (2012).

O corpo de prova (d) foi elaborado em aço A37, com comprimento de 600 mm, e espessura de 3,2 mm, possuindo diâmetro externo de 88,9 mm, e mocha de 8,9 mm de profundidade (d) equivalente a $[d/D_e - 10\% D_e]$ (diâmetro externo)]. Rompeu a uma pressão de 30,8 MPa, na região situada a noventa graus tomando a região central da mocha como referência a Figura 6 abaixo

Figura 6. Corpo de prova 4 rompido em teste de pressão.



Fonte: ALLOUTI *et al.* (2012).

Outro trabalho cujos resultados alinham-se com este estudo, é o trabalho realizado por (Ávila, 2007), neste trabalho foi realizado teste hidrostático experimental, tendo sido utilizado corpo de provas do material API 5L grau A de limite de escoamento de 207 MPa e limite de ruptura de 310 MPa. A geometria do corpo de prova está descrita na Tabela 1.

Tabela 1. Geometria de corpo de prova

Diâmetro externo	76 mm
Espessura	2 mm
Comprimento	600 mm

Fonte: ÁVILA (2007).

Conforme o elemento indetador, foram produzidos dois corpos de prova, cujas geometrias e pressão de falha são listadas na Tabela 2:

Tabela 2. Geometria e pressão de ruptura dos corpos de provas.

Corpo de prova	Direção da moosa	Profundidade(d)	Pressão de ruptura[MPa]
TA1	Transversal	11,26 mm	21,88
TA2	Transversal	11,40 mm	21,95

Fonte: ÁVILA (2007).

Pode-se deduzir do exposto até aqui que os corpos de provas falharam a uma pressão em torno de 22 MPa e que o material é muito menos resistente que o material API 5L X80 utilizado neste trabalho, e que as duas falhas se localizaram em regiões afastadas da moosa, a uma direção transversal, próxima a 90 graus tomando como referência a região central da moosa conforme Figura 7. Observa-se que nenhum dos espécimes falharam sobre a região da moosa.

Figura 7. Registro de resultado de teste hidrostático corpos de prova TA1/TA2.



Fonte: ÁVILA (2007).

Conforme artigo de Race *et al.* (2010) moosas são danos provocados por outros impactos ou por dano de terceira parte ou ainda por danos durante construções. Danos de terceira parte ou interferência externa, geralmente ocorrem na parte superior do duto no arco compreendido entre as posições de oito horas e dezesseis horas, e historicamente contribui para o maior número de falhas. Estes defeitos requerem uma imediata investigação e possíveis reparos. Mossas originadas durante construção, geralmente ocorre na metade inferior do duto e tendem a ser mossas tipo contidas pelo indentador que as provocou, tipo rochas, e geralmente não são

consideradas significativas. Todas as mossas têm o potencial de causar aumento na tensão do duto, e conseqüentemente aumentar a sensibilidade do duto a danos por fadiga causada por ciclagem da pressão. Muitos dutos em operação estão agora com 30 a 40 anos de idade, e falhas por fadiga em mossas localizadas, estão começando a serem relatadas.

Ainda de acordo com mesmo artigo (RACE *et al.*, 2010), nos Estados Unidos há duas normas nas quais rezam os seguintes critérios de aceitação ou rejeição de mossas, resumidos na Tabela 3.

Tabela 3. Comparação de critérios de avaliação de mossas CFR 192 e CFR 195.

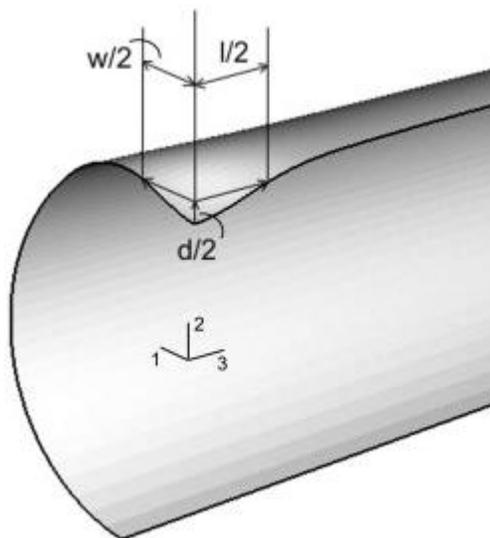
Anomalia	49 CFR 192			49 CFR 195		
Mossa com perda de material ou trinca	Reparar imediatamente			Defeito localizado 2/3 superior-Reparo imediato	Defeito localizado 1/3 inferior-Reparo em até 60 dias	
Mossa com profundidade maior que 6%OD	Defeito localizado superior-Reparar até um ano.	Defeito localizado 2/3	Defeito localizado 1/3 inferior-Monitorar	Defeito localizado superior-Reparo imediato	Defeito localizado 1/3 inferior-Reparo em até 180 dias	Defeito localizado 2/3 superior-Reparo imediato
Mossa com profundidade maior que 3%OD na parte superior 2/3 do tubo.	Não definido			Reparar em até 60 dias		
Mossa com profundidade maior que 2%OD na parte superior 2/3 do tubo.	Não definido			Reparar em até 180 dias		
Mossa com profundidade maior que 2%OD e efeitos de curvatura ou solda.	Reparar em até um ano.			Reparar em até 180 dias		

Fonte: RACE *et al.* (2010).

Conforme Ramezani e Neitzert (2013), mossas causam concentração de tensão localizada e a redução do diâmetro do tubo. A profundidade da mocha tem sido estudada como o fator mais importante que afeta a redução de carregamentos de pressão por conta na queda de resistência do duto, no local afetado, por conta de fadiga. Este artigo também relata que a distribuição da tensão e da deformação na região indentada depende também da largura e comprimento da mocha. Entretanto poucos estudos foram desenvolvidos atacando os efeitos da profundidade da mocha e pressão interna durante a indentação na distribuição da deformação de dutos pressurizados.

Conforme Cunha *et al.* (2014), um tubo com deformações mecânicas não deve falhar imediatamente, porém a ciclagem da pressão interna, usualmente submetido durante operação, combinada com a distorção geométrica (mocha), pode, geralmente, nuclear trincas por processo de fadiga e com o crescimento da mesma, eventualmente pode levar a falha do duto. PETROBRÁS e COPPE/UFRJ desenvolveram estudo para avaliar a vida a fadiga de espécimes tubulares indentados, levando este estudo a fator de concentração de tensão, onde leva-se em consideração, não apenas a profundidade da mocha, mais toda sua geometria, como largura e comprimento da mesma, conforme Figura 8.

Figura 8. Geometria de mocha



Fonte: CUNHA *et al.* (2014).

A equação do fator de concentração de tensão pelo método Petrobrás é a seguinte:

$$K = A + B \left(\frac{d}{D}\right) \left(\frac{D}{t}\right)^{1,14} \quad (1)$$

Onde A, B, são coeficientes que dependem da geometria da mocha como mostra a Tabela 4.

Tabela 4. Coeficientes de interpolação Petrobrás

Tipo de mocha	Geometria	A	B
Esférica	$0.9 < L/W < 2$	2,40	0,737
Transversal	$L/W \leq 0,9$	2,11	0,853
Longitudinal	$L/W \geq 2, L/d \geq 3(D/t)^{0,37}$	1,38	2,398
Longitudinal curta	$L/W \geq 2, L/d < 3(D/t)^{0,37}$	6,50	0,825

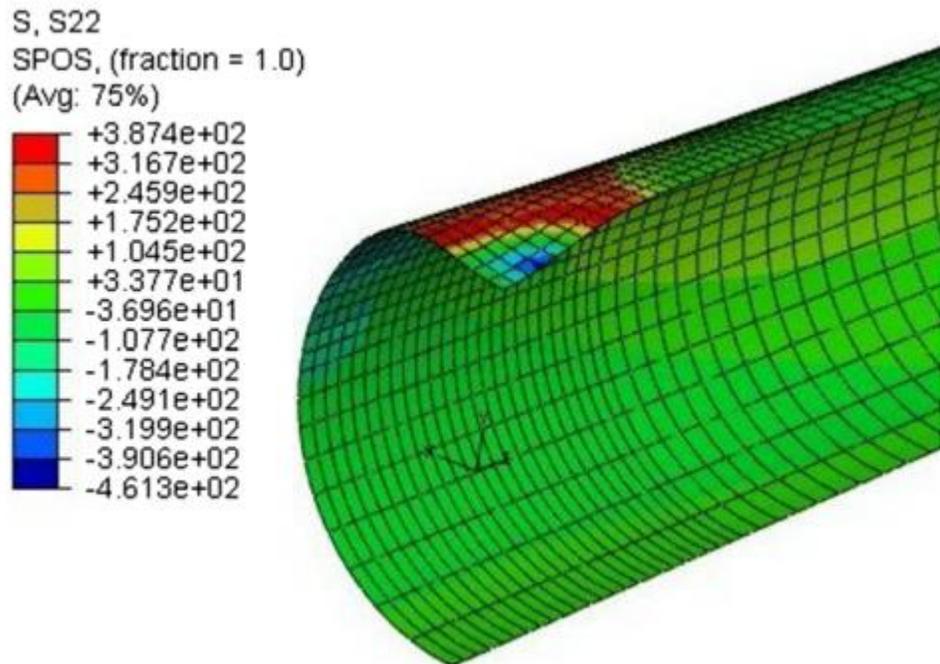
Fonte: CUNHA *et al.* (2014).

Outro estudo a ser mencionado (JARO, 2013), estuda o comportamento de dutos indentados submetidos a pressão interna, que é o que normalmente ocorre. Neste estudo foram aplicados carregamentos monotônico de pressão interna, após a remoção do indentador. A pressão interna foi incrementada até um limite de noventa por cento da pressão que iniciaria o escoamento do aço, para determinar os efeitos que diferentes mochas têm na região deformada. O teste hidrostático foi desenvolvido com pressões máximas de até 20,7 Mpa (3.000 psi). O aço utilizado para confeccionar os espécimes tubulares possui módulo de elasticidade de 200 MPa, tensão de escoamento de 410 MPa e tensão última de 498 MPa. Neste estudo foram utilizados três diferentes indentadores com geometrias retangulares, em formato de domo, e o ultimo em formato esférico com diâmetro de 50 mm, que é o que se alinha com este estudo. A geometria de cada duto foi de 1.100 mm de comprimento com raio externo de 137 mm e raio interno de 129 mm.

Outro trabalho citado (PINHEIRO e PASQUALINO, 2009) que relata a possibilidade de modos de falha em dutos de óleo e gás em função dos ciclos de fadiga atuando nos concentradores de tensões da região da mocha. Os espécimes construídos foram de aço AISI 1020, com módulo de elasticidade de 202 MPa, coeficiente de Poisson de 0,30, tensão de escoamento de 272 MPa, e

geometria de 510 mm de comprimento, diâmetro externo de 73,03 mm e espessura de parede de 3,05 mm. O indentador utilizado foi em formato esférico. Ainda com relação a alguns resultados obtidos neste estudo destaca-se o modelo numérico desenvolvido para analisar entre outros, as tensões residuais provocadas pelo processo de indentação, como mostra-se na Figura 9.

Figura 9. Tensões Residuais [MPa]



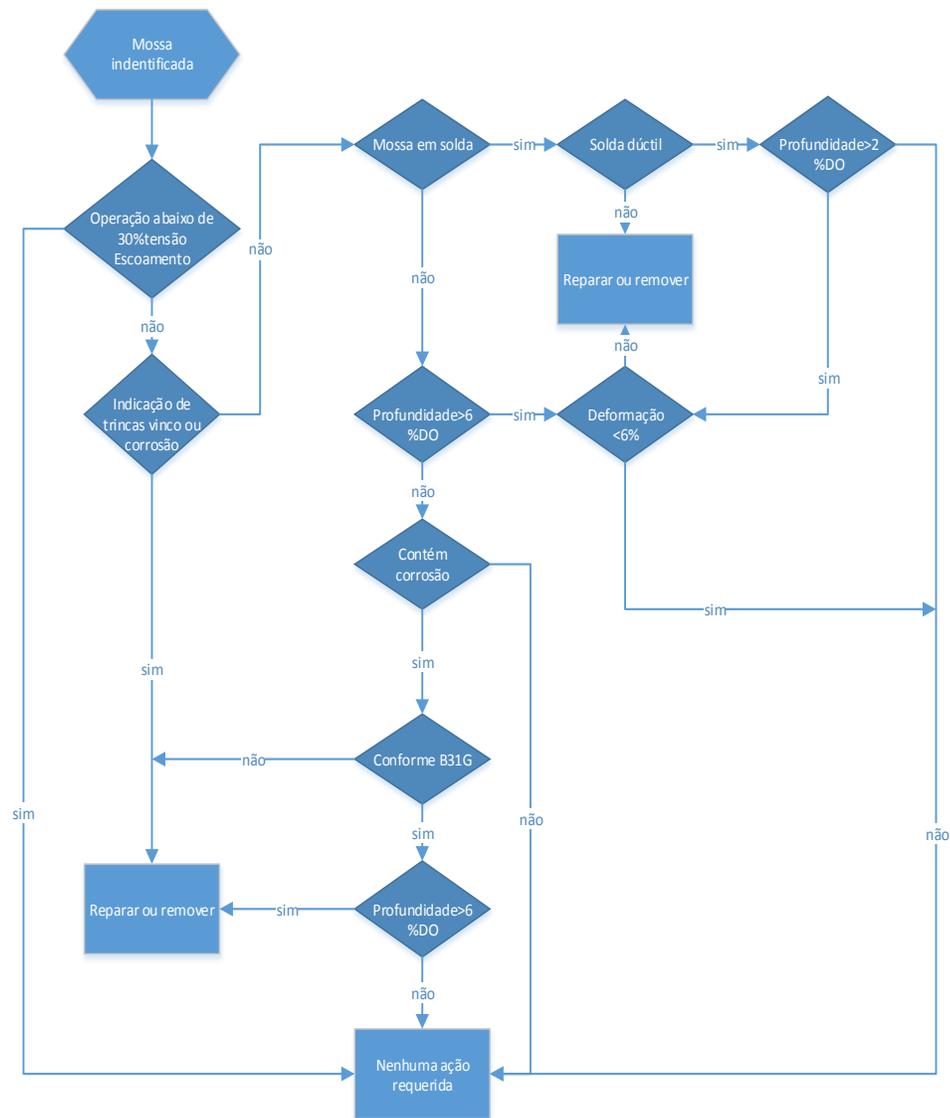
Fonte: PINHEIRO e PASQUALINO (2009).

3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

3.1 American Society of Mechanical Engineers (ASME B31.8, 2003)

Esta norma trata dos sistemas de transporte de gases e também estabelece o critério para reparo de duto com moossa, pode-se analisar fluxograma, Figura 10, de critério avaliativo da referida norma, Se a profundidade da moossa em relação ao diâmetro externo for maior que seis (6% DO) este duto deve ser reparado

Figura 10. Fluxograma do procedimento de Avaliação de Mossas.

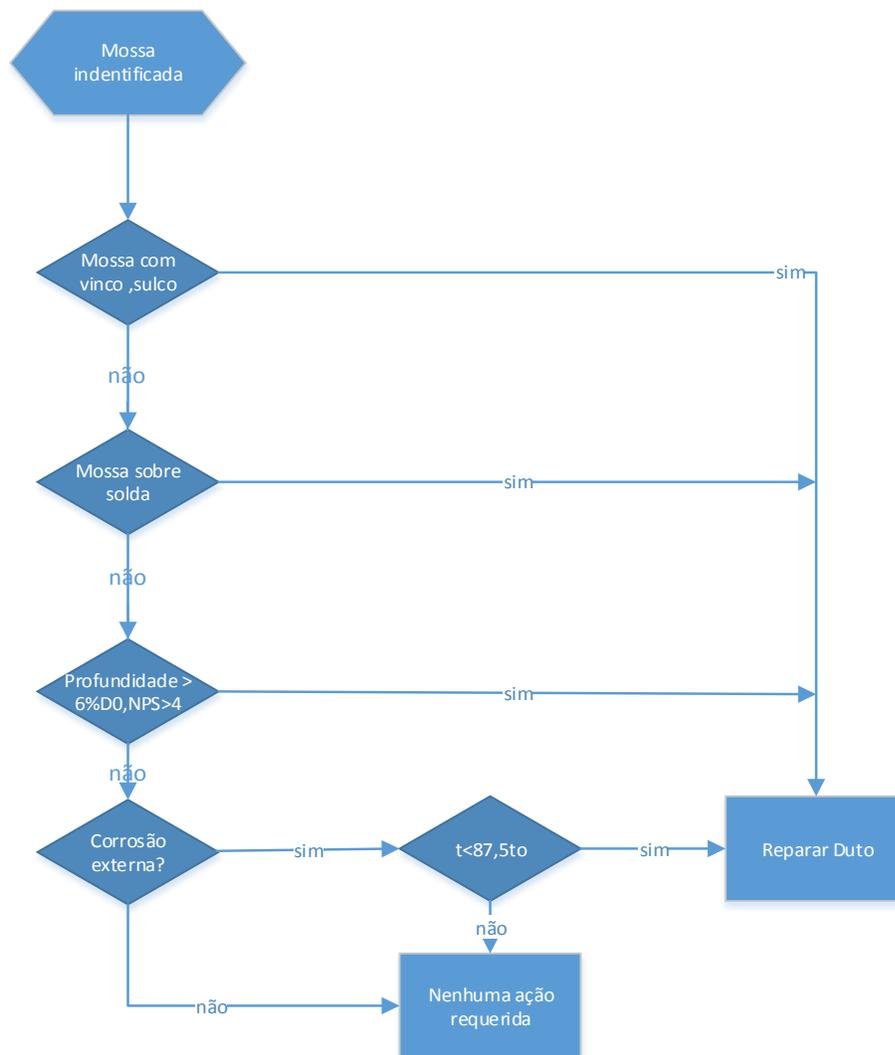


Fonte: AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS (ASME B31.8, 2002).

3.2 American Society of Mechanical Engineers (ASME B31.4, 2002)

Esta norma reporta o sistema de transporte de óleo e derivados, assim a mesma também descreve critérios para reparos em dutos com indentações que são os seguintes: Mossas excedendo profundidade maior que seis milímetros ($1/4''$) para dutos com NPS (diâmetro) menor que quatro polegadas ou seis por cento do diâmetro externo para NPS maior que quatro polegadas, devem ser reparados ou substituídos. Figura 11.

Figura 11. Fluxograma do procedimento de Avaliação de Mossas.



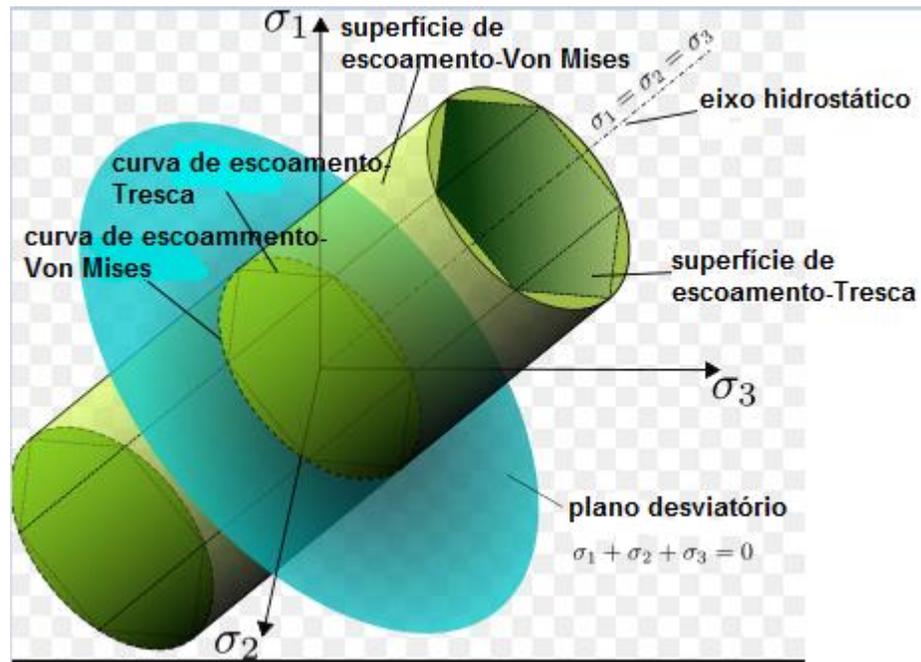
Fonte: AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS (ASME 31.4, 2002).

3.3 Tensão equivalente de Von Mises

O critério de Tresca para materiais isotrópicos é definido pela tensão cisalhante máxima, conforme ilustrado Figura 12.

$$\sigma_T = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (2)$$

Figura 12. Critérios de Escoamento Von Mises e Tresca.



Fonte: MODIFICADA PELO AUTOR (2016).

Von Mises para materiais isotrópicos é representado pela igualdade:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 6K^2 \quad (3)$$

$$(\sigma_{XX} - \sigma_{YY})^2 + (\sigma_{YY} - \sigma_{ZZ})^2 + (\sigma_{ZZ} - \sigma_{XX})^2 + 6(\tau_{XY}^2 + \tau_{YZ}^2 + \tau_{ZX}^2) = 6K^2 \quad (4)$$

Onde:

$\sigma \rightarrow$ Tensões normais

$\tau \rightarrow$ Tensões cisalhantes

Ilustra-se a seguir, para tensão efetiva.

Critério de Von Mises, de ensaio de tração, fazendo as seguintes substituições:

$$\sigma_{XX} = \sigma_1 = Y \text{ e } \sigma_2 = \sigma_3 = 0$$

Substituindo na Equação (4), tem-se:

$$2Y^2 = 6K^2 \rightarrow Y = K\sqrt{3} \rightarrow K = \frac{Y}{\sqrt{3}} \quad (5)$$

$$Y = \sqrt{\frac{1}{2}\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}} \quad (6)$$

$\sigma \rightarrow$ Tensões normais

$\tau \rightarrow$ Tensões cisalhantes

3.4 Critério de avaliação e colapso de Dutos com incidência de mossas

São dois os mecanismos de falhas esperado: Colapso estático e fadiga. O primeiro ocorre quando o carregamento for monotônico e o segundo quando o carregamento for variável com o tempo e a mossa estiver livre para flutuar, ou seja, o indentador que a promoveu não está mais em contato com a parede do duto, permitindo que a mossa possa recuperar a deformação elástica, promovida inicialmente, devida a pressão interna imposta. Assim a ruptura pode ocorrer em todos os tipos de mossas, enquanto que a falha por fadiga seja mais provável em mossas não contidas (ÁVILA, 2007).

Crítérios de projeto fundamentados na profundidade da mossa visam evitar falhas por ruptura estática. O conservadorismo implícito na aceitação ou rejeição destes defeitos faz com que a probabilidade de falha por fadiga também seja reduzida. Porém, mossas que foram qualificadas pela aplicação de códigos de projeto apresentaram falhas durante a operação e outras que

foram desqualificadas apresentaram bom comportamento em serviço. Entende-se por ruptura estática a falha localizada de um segmento de tubulação, que solicitado por carregamento monotônico de pressão interna, apresenta colapso quando as tensões operacionais superam o limite de tração ou resistência estática do material de fabricação do duto, as mossas simples afetam levemente a resistência estática, ao passo que as mossas com vincos e/ou sulcos podem apresentar redução significativa da pressão de ruptura, tal redução é justificada pelo maior fator de concentração de tensão em defeitos afiados (ÁVILA, 2007).

3.5 Fator de concentração de tensão

O módulo de uma concentração de tensão é geralmente expresso pela razão da tensão máxima em relação à tensão nominal, geralmente expressa pela letra K. Por causa de possibilidades de falhas por fadiga, as concentrações de tensão são especialmente importantes quando o membro é submetido a carregamento cíclicos. Outros tipos de cargas dinâmicas, como cargas de impacto, também exigem que os efeitos de concentração de tensão sejam levados em conta. Membros submetidos a baixas temperaturas também são altamente susceptíveis a falhas em concentração de tensão. A relevância das concentrações de tensão quando um membro é submetido a carregamentos estáticos depende do tipo de material. Com materiais dúcteis, como aço estrutural, e outros aços, uma concentração de tensão promovida por diversas razões como tratamentos térmicos, forjamento a frio, mudanças de geometria entre outras, pode ser ignorada. A razão é que o material, no ponto de máxima tensão, escoará plasticamente, reduzindo o valor da concentração de tensão produzindo uma distribuição de tensão mais uniforme. Pode-se generalizar e afirmar que, com cargas estáticas e material dúctil, o efeito da concentração de tensão não deve ser muito importante (GERE e GOODNO, 2010).

3.6 ASME (American Society of Mechanical Engineers)

Os critérios de avaliações da severidade de um duto com indentações são descritos em várias normas e manuais, porém pode-se resumir que estes critérios são baseados em dois pontos, a saber:

- Critério baseado na deformação (AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS B31.8, 2003);
- Critérios baseados na profundidade da moosa (AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS B31.4, 2002).

3.6.1 Detalhamento Norma American Society of Mechanical Engineers B31.4

A Norma *American Society of Mechanical Engineers* (ASME) B31.4 que trata do Sistema de Transporte em dutos para hidrocarbonetos e outros líquidos esta norma teve sua origem no projeto B31-Dutos pressurizados de março de 1926 da antiga *American Standard Association* (ASA), da necessidade de regular e criar regras para operações de dutos, que consistia de um número de seções publicadas individualmente, no qual foi introduzida a seção B31.4. No ano de 1959, a ASA B31.4-1959 foi o primeiro documento para Transporte de óleo em dutos pressurizados. A norma desaprova projetos e práticas que não sejam seguras e contém alertas sobre perigos, mas a operação com segurança total não é garantida na mesma.

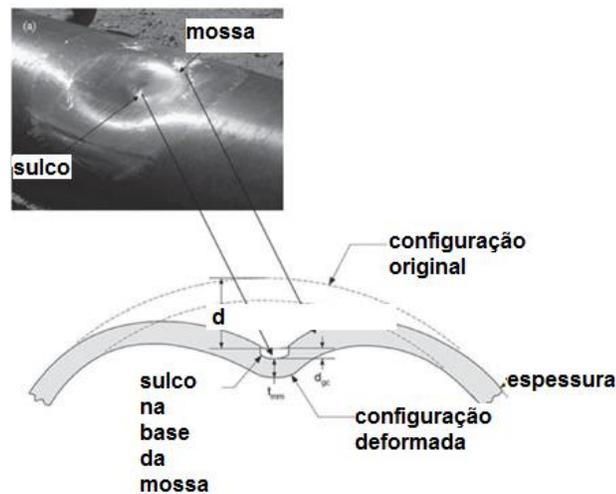
A norma ASME B31.4 possui as seguintes seções:

- a) Padrões de aceitação de especificação de materiais e componentes incluindo critérios dimensionais e classificação quanto a níveis de pressão e temperatura;
- b) Orientação para projetos de componentes e conjuntos, incluindo suporte de tubulações;
- c) Orientação e dados para evolução e limitação de tensões, reações, e movimentos associados com a pressão, mudanças de temperatura e outras forças;
- d) Orientação e limitações na seleção e aplicação de materiais e componentes e métodos de ligação;
- e) Orientação para fabricação, montagem e instalação de tubulações;
- f) Orientação para exame, inspeção e teste de dutos;
- g) Procedimentos para operação e manutenção que são essenciais para segurança pública;
- h) Orientação para proteção de dutos contra corrosão interna e externa.

Com relação à proposta deste trabalho, na página 40 da ASME-B31.4, merece aqui destacar o item 6 da referida norma que diz o seguinte:

“Todas as moças que excedam a profundidade “d” (Figura 13) máxima de ¼ de polegada (6 mm) em tubos de NPS (*Nominal Pipe Size*) menor ou igual a 4 polegadas, ou 6% do diâmetro nominal do tubo para NPS maiores que 4 polegadas, estes tubos com essas indentações não serão permitidos em dutos em operação cuja pressão circunferencial seja maior que 20% da mínima resistência ao escoamento do referido tubo.”

Figura 13. Geometria de uma moça.



Fonte: SCIELO (2016).

3.6.2 Tensão máxima admissível

Na seção 402.3 que trata da tensão máxima admissível, da norma ASME 31.4 (2002), esta deve ser calculada da seguinte forma:

$$S = 0,72E\sigma_Y \quad (7)$$

0,72 - Fator de Projeto

S - Tensão Admissível [MPa]

E - Fator de junta soldada.

σ_Y - Tensão de Escoamento do material[MPa]

Na página 58, seção 451.6.2, da ASME 31.4 (2002) que trata de disposição de defeitos estabelece o seguinte: Mossas encontradas que se enquadre em quaisquer das situações seguintes devem ser removidas ou reparadas:

1-mossas que afetam a curvatura do tubo sobre a costura do tubo ou qualquer área soldada;

2-mossas que contenha arranhão, ranhura, sulco;

3-mossas que excedam profundidade de 1/4 de polegadas (6 mm) em tubos com NPS menor ou igual a 4 polegadas, ou 6% do diâmetro nominal do tubo com NPS maior que 4 polegadas.

3.6.3 Detalhamento Norma American Society of Mechanical Engineers B31.8

A norma **ASME B31.8** que versa sobre **Transmissão e Distribuição de Gás em Dutovias**. Esta norma teve sua origem no projeto B31-Dutos pressurizados de março de 1926 da antiga ASA, em 1951 foi criado um grupo de trabalho afim de fazer o desmembramento e sua primeira edição foi publicada em 1952. A norma desaprova projetos e práticas que não sejam seguras e contêm alertas sobre perigos, mas a operação com segurança total não é garantida na mesma.

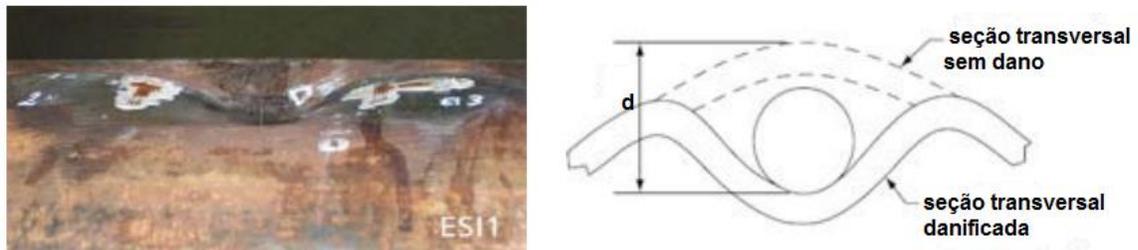
A norma ASME B31.8 possui as seguintes seções:

- a) Critério de aceitação de especificação de materiais e componentes incluindo critérios dimensionais e mecânicos e propriedades requeridas.
- b) Orientação para projetos de componentes e conjuntos.
- c) Orientação e dados para evolução e limitação de tensões, reações, e movimentos associados com a pressão, mudanças de temperatura e outras forças.
- d) Orientação e limitações na seleção e aplicação de materiais e componentes e métodos de ligação.
- e) Orientação para fabricação, montagem e instalação de tubulações.
- f) Orientação para exame, inspeção e teste de dutos.
- g) Procedimentos para operação e manutenção que são essenciais para segurança pública.
- h) Orientação para proteção de dutos contra corrosão interna e externa.

Com relação à fundamentação teórica deste trabalho, na página 67 da ASME-B31.8, seção 851.41 merece aqui destacar o seguinte:

- a) Mossas são indentações do tubo ou distorções da seção transversal do mesmo causadas por forças externas.
- b) Mossas simples são aquelas com geometria suave, não contendo vincos, sulcos, ou dobras ou não estão próximas a soldas.
- c) Danos mecânicos são danos que atingem a superfície do tubo, causadas por forças externas. Nestes tipos de danos incluem características tais como vinco na parede do tubo, sulcos, ranhuras, marcas ou perda de metal. Trincas podem ou não estar associadas com este tipo de dano.
- d) Mossas simples são definidas como prejudiciais se a profundidade (Figura 14) das mesmas excederem 6% do diâmetro nominal do tubo. Mossas simples de quaisquer profundidades são aceitáveis desde que a deformação associada não exceda 6%

Figura 14. Seção danificada.

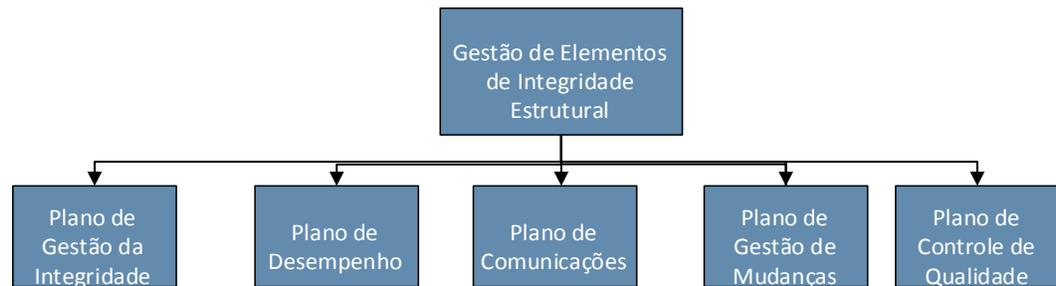


Fonte: THE EUROPEAN GAS RESEARCH GROUP (2013).

- e) Todo dano mecânico externo com ou sem identificação visível do efeito, é considerado prejudicial.
- f) Mossas com corrosão são consideradas prejudiciais, se houver perda de material excessiva.
- g) Mossas que contêm trincas originadas por corrosão são prejudiciais. Mossas que afetam a ductilidade ou cordão de solda são consideradas prejudiciais se elas excederem uma profundidade de 2% do diâmetro nominal do tubo, ou se não excederem 4% de deformação associada.

- h) Mossas de quaisquer profundidades que afetem a ductilidade de solda ou cordão de solda deve ser considerada prejudicial. A seguir organograma da *American Society Mechanical Engineers* (ASME, 2004), do modelo de gestão, com as etapas a serem desenvolvidas no processo da Administração de Integridade de Sistemas de Dutos de Transporte de Gás. Figura 15.

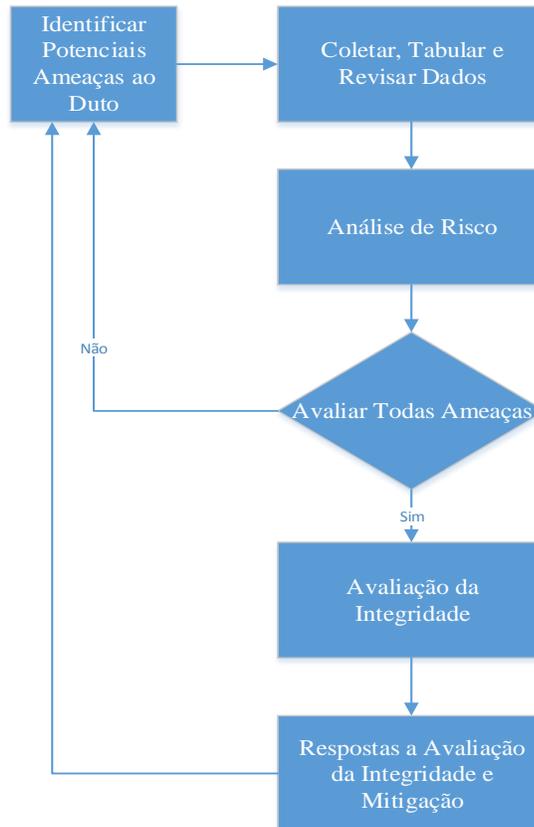
Figura 15. Sistematização de Gestão da Integridade Estrutural.



Fonte: AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS (ASME, 2004).

Abaixo fluxograma de gestão da integridade estrutural conforme ASME (2004), Figura 16.

Figura 16. Fluxograma do Plano de Gestão da Integridade.



Fonte: AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS (2004).

Com base no exposto acima, a fundamentação teórica desta pesquisa se baseia nas premissas de que mochas que estão dentro ou fora do limite de tolerância, segundo as normas ASME 31.4 e ASME 31.8, podem vir a provocar acidentes por ruptura dúctil, como foi o caso relatado no trabalho de Race (2008) (mocha com profundidade em torno 1,67% do diâmetro nominal). Logo a intenção é investigar o que ocorre nestes intervalos (mochas com profundidade abaixo de 6% do diâmetro nominal, ou acima da tolerância), sobre a ótica da mecânica estrutural.

3.7 Máxima pressão operacional permitida

Conforme norma americana CFR192 inciso 192.105, a máxima pressão de trabalho admitida é calculada pela fórmula a seguir:

$$p = \left(\frac{2\sigma_y t}{D_e} \right) \cdot \text{F.E.T} \quad (8)$$

Onde a simbologia está descrita no início deste trabalho, porém requer alguns comentários sobre a equação acima, os coeficientes levam em consideração fatores de projeto, que pode assumir valores conforme localização do duto, tais como áreas próximas a habitação, ferrovia, pontes, conforme tabela 5 abaixo. O coeficiente “E” normalmente assume o valor 1, quando a tensão de escoamento do material é conhecida.

Tabela 5. Fator de projeto.

Classe de locação	Fator de projeto(F)
1	0,72
2	0,60
3	0,50
4	0,40

Fonte: CFR 192 (2017).

O outro fator (E), diz respeito a classe do tubo, ou seja, se sua fabricação é extrudado ou fabricado com costura, e possui cordão de solda longitudinal. Por último o fator de temperatura que vem a ser função da sua condição de operação, conforme tabela 6.

Tabela 6. Fator de temperatura

Temperatura do fluido (°C)	Fator de temperatura (T)
121 ou menor	1
149	0,967
177	0,933
204	0,900
232	0,867

Fonte: CFR 192 (2017).

3.8 Teste Hidrostático

Conforme norma API 5L (2004) a máxima pressão que se deve utilizar para ensaios em dutos fabricados em aço grau X42 a X80, que são utilizados para escoamento de hidrocarbonetos é 7.260 psi (50 MPa), é limitado no teste padrão a uma pressão de até 20.700 kPa, porém há uma

abertura para teste alternativo em dutos de diâmetros de até 16 polegadas, esta pressão pode atingir até 50.000 kPa, se o diâmetro do duto for maior que 16 polegadas esta pressão só pode atingir até 25.000 kPa, considerando o aço X42 até X80. Especificamente no caso de um duto em aço X80 de 24 polegadas de diâmetro externo e espessura de parede de meia polegada conforme Tabela 6c, contida na página 62, da referida norma, esta pressão é de 20,7 MPa.

3.9 Estudo das tensões

Conforme Rosa (2002), as tensões seguem a classificação, recomendada pela ASME-seçãoVIII-(2010), regras para construção de vasos e reservatórios de pressão, a seguir: Tensões primárias são aquelas que são oriundas dos carregamentos de superfície impostos a estrutura. A característica básica é que não são autolimitantes, ou seja, se uma tensão primária excede o escoamento sobre toda uma seção, a capacidade de carga do componente passa a depender exclusivamente da capacidade de encruamento do material. Tensões secundárias são aquelas desenvolvidas pela autovinculação da estrutura, devem satisfazer a um campo de deformação imposto, e não ficar em equilíbrio com cargas externas. A característica básica de uma tensão secundária é que ela é autolimitante, ou seja, um escoamento local e pequenas distorções na peça podem satisfazer as condições de descontinuidade ou expansões térmicas que provocam o surgimento das tensões secundárias. Tensão de pico é aquela a ser adicionada a soma das primárias e secundárias de modo a fornecer a máxima tensão na seção em estudo. A tensão de pico em materiais dúcteis não é relevante para falha estática, porém, é importante para peças submetidas a fadiga.

3.9.1 Tensões Residuais

Há dois métodos mais utilizados para se determinar tensões residuais que são: Difração de raios X e o método do furo cego. De uma maneira simples, entende-se por tensões residuais como tensões que permanecem agindo no material mesmo quando todas as forças externas são removidas. Essas tensões podem ser benéficas ou não às estruturas e equipamentos, dependendo de sua magnitude, sinal e distribuição. As tensões residuais se dividem em três categorias a saber: Macroscópicas, Microscópicas e Submicroscópicas. A primeira tensão citada,

também chamada de tensão residual do tipo I, é homogênea no volume de vários grãos e causa deformações praticamente uniformes em muitos grãos. Pode ser encontrada em materiais que sofrem deformações plásticas não homogêneas, tais como dobramento, processos de laminação e gradientes térmicos. As tensões tipo II, são as que possuem distribuição homogênea ao longo de apenas um grão. Podem ocorrer em interfaces entre fase e partículas precipitadas e a matriz. Origina-se durante a deformação elastoplástica de um material policristalino. Por fim as do tipo III, chamada por alguns autores de microtensões. Essas tensões ocorrem nos materiais metálicos sujeitos a processos que produzam descontinuidades na rede cristalina como lacunas, impurezas, defeito de empilhamento, entre outros. Um processo importante na fabricação de tubos e que gera tensão residual é a conformação mecânica como laminação, dobramentos e extrusão. Durante esses processos, ao ser aliviada a carga, as partes centrais do metal, que escoaram menos, tendem a voltar para o seu comprimento inicial, forçando as partes externas a se encurtarem, pois houve maior escoamento nessa região. Assim são geradas tensões residuais (Figura 17 (CEGLIAS, 2012)).

Figura 17. Tensões Residuais geradas por dobramento.



Fonte: CEGLIAS (2012).

3.10 Dutos de paredes grossas

Segundo ASME31.4 (2002), um duto pode ser classificado como sendo de paredes grossas se a relação entre o raio interno do mesmo, e a sua espessura for menor ou igual a 10. Neste caso de estudo tem-se raio interno do duto de 10,7 mm e espessura de 3,2 mm, portanto a relação raio interno, espessura do duto é menor que 10, e deve ser tratada pela solução de Lamé.

Conforme Boresi (1974) a solução de Lamé é dada pelas seguintes equações:

$$\sigma_{\theta} = p_i \frac{b^2}{a^2 - b^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) - p_0 \frac{a^2}{a^2 - b^2} \left(1 + \frac{b^2}{r^2} \right) \quad (9)$$

$$\sigma_r = p_i \frac{b^2}{a^2 - b^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) - p_0 \frac{a^2}{a^2 - b^2} \left(1 - \frac{b^2}{r^2} \right) \quad (10)$$

$$\sigma_a = \frac{P_i}{\left(\frac{a}{b}\right)^2 - 1} \quad (11)$$

Onde

σ_a - tensão axial

p_i - pressão interna

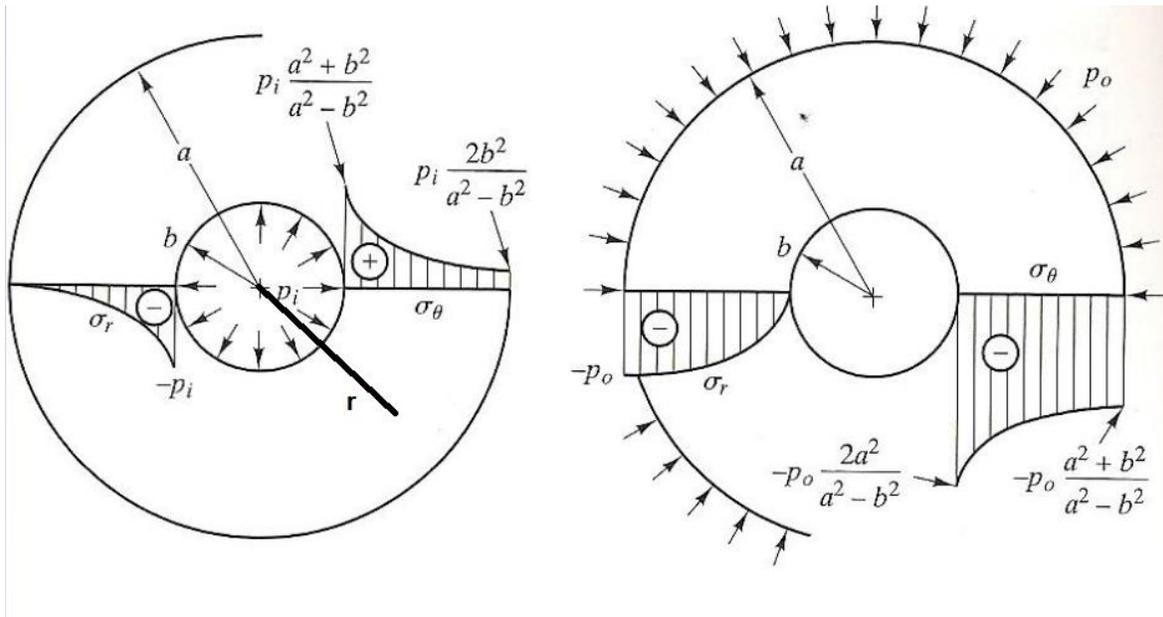
p_0 - pressão externa

σ_{θ} - tensão tangencial

σ_r - tensão radial

a, b, r - são respectivamente, raio maior, raio menor e r variável. Figura 18.

Figura 18. Diagrama de tensão.



Fonte: BORESI (1974).

3.11 Tensões em dutos de parede fina submetidos a pressão interna

Conforme Donatello (2007) um duto pode ser classificado como sendo de paredes finas se a relação entre o raio interno do mesmo, e a sua espessura for maior que 10, e para tanto o tratamento para cálculo das tensões atuantes seguem as equações abaixo:

$$\sigma_\theta = \frac{PR_i}{t} \quad (12)$$

$$\sigma_a = \frac{PR_i}{2t} \quad (13)$$

No caso de duto fechado aparece esta última componente que seria a tensão longitudinal ou axial, a componente radial seria definida utilizando a Equação (9) calculando a tensão considerando o raio interno, o que tornaria esta tensão constante e igual em módulo a pressão interna. É importante destacar que um duto pode ser assumido como um vaso de pressão, e, portanto, quando este encontra-se fechado surge a tensão axial, e para tentar reproduzir esta condição, quando da simulação, é importante introduzir o conceito de pressão de linha, a nível de condições de contorno, esta seria a força resultante no tampo do vaso de pressão na direção

axial dividida pelo perímetro médio da seção transversal do duto. A força resultante na direção axial é calculada multiplicando a área interna da seção transversal do duto pela pressão interna atuante na linha. Então a pressão de linha terá a seguinte fórmula:

$$P_L = \frac{P\pi(R_i)^2}{2\pi R_m} = \frac{P(R_i)^2}{2R_m} \quad (14)$$

3.12 Análise de erros em simulação computacional

Conforme Maliska *et al.* (2009) na sua essência, engenharia é a ciência da aproximação. É a arte de fazer aproximadamente certo, ao invés de muito errado. A ciência, por sua vez, nasce da observação. A constância na ocorrência dos fenômenos e sua observação nos induz a criar leis, equações e fórmulas. E então constrói-se modelos matemáticos na tentativa de que eles representem os fatos observados e forneçam as mesmas respostas que seriam obtidas por meios experimentais. Alguns desses modelos, contudo, são bastantes complexos para serem resolvidos analiticamente, ainda mais se acrescentar-se a complexidade das geometrias onde deve-se resolver o modelo matemático, que são componentes e estruturas que fazem parte do cotidiano de cálculo. Dessa necessidade nasceram as ferramentas de simulação numérica. Assim é preciso ficar claro, que não é possível evitar as aproximações, que são de duas fontes: a primeira diz respeito a fidelidade do modelo matemático com a natureza, que quase nunca é perfeita; a segunda, aos erros de aproximação inerentes aos métodos numéricos. O que é possível fazer é trabalhar na identificação das fontes de erro, a fim de quantificá-lo e reduzi-lo a intervalos aceitáveis. No uso indevido do modelo matemático pode-se incluir os seguintes erros: uso incorreto dos softwares CAD/CAE, pelos correspondentes analistas; hipóteses incorretas na definição de condições de contorno; erro na aproximação metodológica do problema. Nos erros inerentes de aproximação aos métodos numéricos pode-se incluir: erro devido a discretização do domínio, em outras palavras, a malha. Em termos de análise estrutural, caso em questão, campo de tensão e deslocamento, quanto mais grosseira a discretização do domínio (malha), maior a rigidez do componente ou sistema analisado. Numa análise modal, a tendência é um aumento nas frequências que correspondem aos modos de vibração da estrutura. Se a malha é grosseira nas regiões de maior gradiente de tensão, então certamente haverá grandes imprecisões

numéricas. No caso de problemas envolvendo plasticidade tem-se as mesmas dificuldades que se tem quando se aborda questões de fluidos, pois tem-se movimento de matéria, com deformações permanentes. A maneira mais adequada de verificar se a malha está cumprindo seu propósito é realizar a análise entre duas malhas de refinamento diferente e comparar os resultados obtidos para cada uma delas. Se o resultado não varia, de acordo com um critério especificado pelo usuário, tem-se a chamada “independência de malha”. Caso o resultado seja diferente deve-se construir nova malha, mais refinada e comparar novamente os resultados com o anterior.

3.13 Tomografia Computadorizada

A tomografia computadorizada de alta resolução é um método usado para diversas aplicações na indústria e em áreas de pesquisa. Na última década, a tomografia computadorizada (*Computed Tomography* - CT) evoluiu para melhores resoluções e reconstruções mais velozes de volumes tridimensionais, permitindo navegação tridimensional por dentro de uma amostra com resolução nanométrica.

A criação de imagens tridimensionais de objetos é feita a partir de exposições radiográficas, permitindo a realização de cortes não destrutivos em qualquer direção para análise detalhada da amostra. Com o auxílio de software, efetua-se: análise quantitativas de vazios, poros, canais, trincas e análise dimensional; medidas de precisão em superfícies internas inacessíveis, entre outras possibilidades que a técnica permite (BRITTO, 2014).

3.13.1 Operacionalização

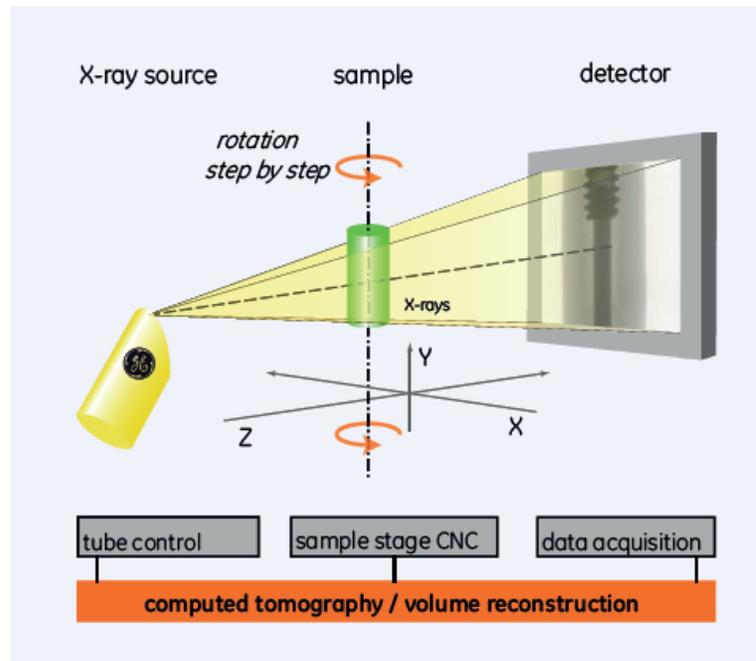
Por muitos anos, a única forma de determinar a estrutura interior de uma amostra era cortar e seccionar a amostra, processo demorado e que acaba por destruir a amostra. Porém com o avanço na tecnologia de raio X e detectores (*flat panel*) este método não é mais necessário. A tomografia computadorizada, utilizando fontes de raio X com micro ou nanofoco permite ao pesquisador explorar as estruturas da amostra na faixa de microns ou até nanômetros. A tomografia computadorizada é feita com exposições radiográficas sequenciais usando fonte de raio X, com o detector posicionado atrás do objeto, que é girado a cada exposição até que toda a área de interesse tenha sido radiografada. Após a coleta de todas as imagens, é feita uma

reconstrução volumétrica tridimensional da amostra que permite a realização de cortes virtuais não destrutivos em qualquer direção. A seguir serão apresentadas estas etapas para realizar a tomografia completa de uma amostra (BRITTO, 2014).

3.13.2 Aquisição de Imagens

O primeiro passo para reconstruções 3D de uma amostra é obter uma série de imagens de toda a amostra. Este processo é feito com exposições radiográficas sequenciais usando fonte de raio X e um detector retangular posicionado atrás do objeto, enquanto a amostra é rotacionada até completar uma volta, em passos de menos de um grau (Figura 19). Quanto mais imagens adquiridas ou menor o passo, melhor a qualidade da tomografia pois contornos e bordas serão melhor resolvidos na reconstrução (BRITTO, 2014).

Figura 19. Representação da obtenção de imagens bidimensionais.



Fonte: GENERAL ELECTRIC COMPANY (2014).

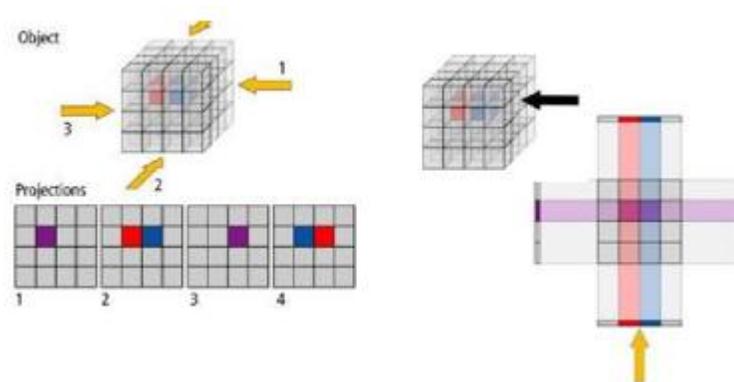
Para obter uma reconstrução acurada dos dados, toda a profundidade e diâmetro da amostra através da rotação em 360° precisa permanecer no campo de visão do cone de radiação, de forma que todo o diâmetro da amostra seja completamente exibido em cada imagem capturada durante a aquisição. Além disso, toda a geometria da amostra, considerando cada ângulo de aquisição,

precisa ser completamente penetrada com o nível de energia em que a amostra está sendo escaneada. Visando obter uma melhor resolução, é possível realizar aquisições em apenas uma região de interesse, desde que observados os mesmos cuidados descritos acima (BRITTO, 2014).

3.13.3 Reconstrução de Volume

Cada imagem obtida contém informações sobre a posição e diferentes características de densidades e absorção da amostra. O conjunto destes dados (níveis de cinza) contidos em cada projeção será usado para reconstrução numérica do volume através de algoritmos aplicados nos dados de cada imagem. Na Figura 20 é apresentado um exemplo de 4 projeções de 4x4 pixels, feitas para reconstrução de um modelo simplificado. A reconstrução é feita em camadas ou fatias, que vão sendo consolidadas e empilhadas para gerar a representação tridimensional do objeto. Para reconstruir este exemplo são usadas 4 fatias. Na Figura 20 também é mostrada a reconstrução de uma das fatias (fatia 2), em que é feita uma projeção (*back-projection*) de cada reconstrução desta fatia, em que se pode distinguir as informações de posição e densidade do modelo, apesar de exibir alguns artefatos. Com um maior número de imagens, estes artefatos são eliminados pelo algoritmo de reconstrução. Esta mesma operação seria então repetida para todas as fatias do objeto. A reconstrução das demais camadas vai gerar uma representação 3D do objeto completo de 4x4x4 *voxels*, sendo o *voxel* o menor elemento mensurável na representação tridimensional, equivalente ao pixel na imagem 2D (BRITTO, 2014).

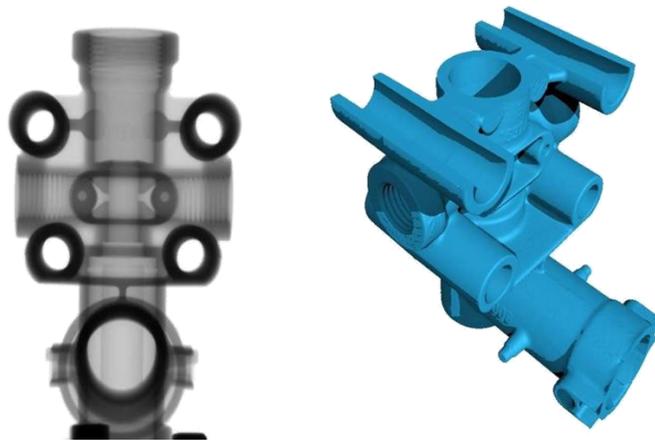
Figura 20. Processo de montagem de superfície 3D



Fonte: BRITTO (2014).

Após realizar a reconstrução da amostra, o volume pode ser visualizado, cortado, girado e estudado de acordo com o objetivo. Podem ser atribuídas cores a diferentes superfícies ou densidades, também podem ser feitos cortes virtuais para evidenciar uma região de interesse, efetuar medidas, análises de falhas, entre outras opções que serão apresentadas e detalhadas nos exemplos. A Figura 21 mostra um comparativo em uma imagem 2D de raio-x e uma imagem 3D tomografada da mesma peça (BRITTO,2014).

Figura 21. Comparação entre raio-x 2D e tomografia 3D.



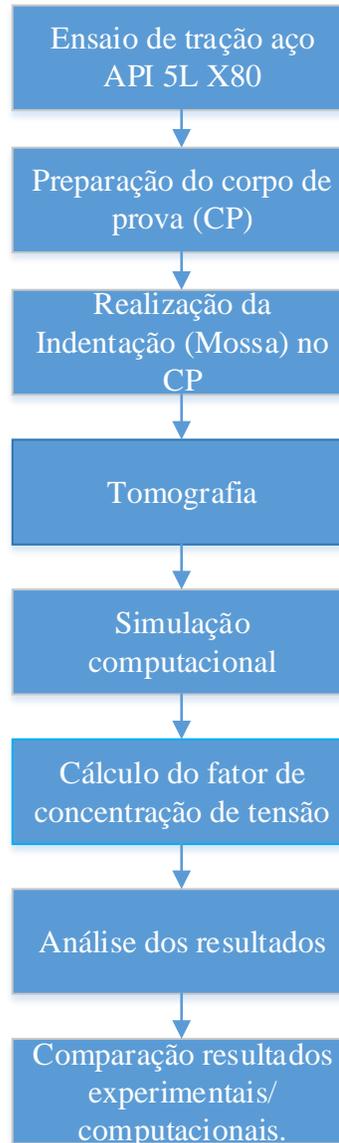
Fonte: BRITTO (2014).

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Metodologia

A metodologia a ser empregada para execução desta pesquisa é mostrada na Figura 22:

Figura 22. Fluxograma da metodologia a ser empregada na pesquisa.



Fonte: O AUTOR (2014).

4.2 Procedimento experimental

O trabalho experimental aqui proposto foi desenvolver corpo de prova em material com a composição a seguir (Tabela 7).

Tabela 7. Composição química do aço API 5L X80.

C	S	N	Al	Si	P	Ti	V
0,03	0,003	0,0054	0,027	0,21	0,013	0,017	0,023
Cr	Mn	Ni	Cu	Nb	Mo	B	Ca
0,158	1,78	0,013	0,008	0,071	0,183	0,0001	0,0032

Fonte: ANTONINO (2014).

Após usinagem do corpo de prova e acabamento, este ficou com as seguintes medidas (Tabela 8).

Tabela 8. Geometria do corpo de prova.

Comprimento	135,00 mm
Diâmetro externo	17,10 mm
Diâmetro interno	10,70 mm
Espessura de Parede	3,20 mm

Fonte: O AUTOR (2016).

Procedeu-se então ao desenvolvimento de corpo de prova tubular a partir de amostras de aço X80, oriundas da Tenaris Confab (ANTONINO, 2014), Figura 23, que foram cedidas ao CTG/UFPE. Este corpo de prova foi desenvolvido conforme especificações da norma API 5L.

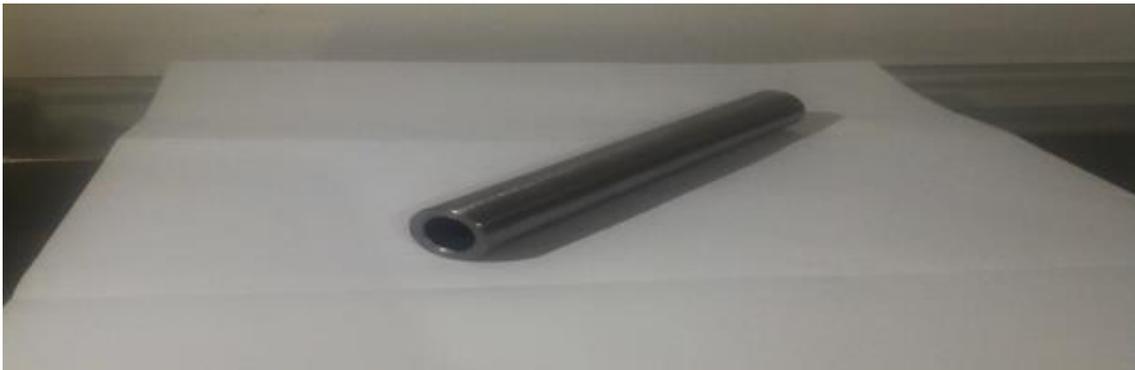
Figura 23. Aço API 5L X80 cedido pela Tenaris Confab.



Fonte: ANTONINO (2014).

O primeiro passo foi desenvolver tarugos de diâmetro em torno de 20 mm de diâmetro. O segundo passo foi usinar estes tarugos para deixar com as especificações e formas finais destacadas conforme a norma API 5L, após esta etapa procede-se a fase de acabamento final do corpo de prova conforme Figura 24.

Figura 24. Corpo de prova tubular utilizado.



Fonte: O AUTOR (2016).

O corpo de prova após ser usinado e montado, devidamente instrumentado foi submetido ao processo de indentação (formação de massa) na máquina de tração/compressão marca Emic-

equipamentos e sistemas de ensaios Ltda, modelo DL 10.000, Nº 10731, NS 408, capacidade de carga de 100 kN (Figura 25) do laboratório do departamento de engenharia mecânica do Centro de Tecnologia e Geociência (CTG) da UFPE. Este processo de indentação consiste em promover massa em processo controlado, o qual foi estabelecido com o seguinte parâmetro: Velocidade de avanço de deformação de 0,50 mm/min, de forma que foi obtido corpo de prova com massa com as seguintes características conforme Tabela 9.

Figura 25. Ensaio de Compressão.



Fonte: O AUTOR.

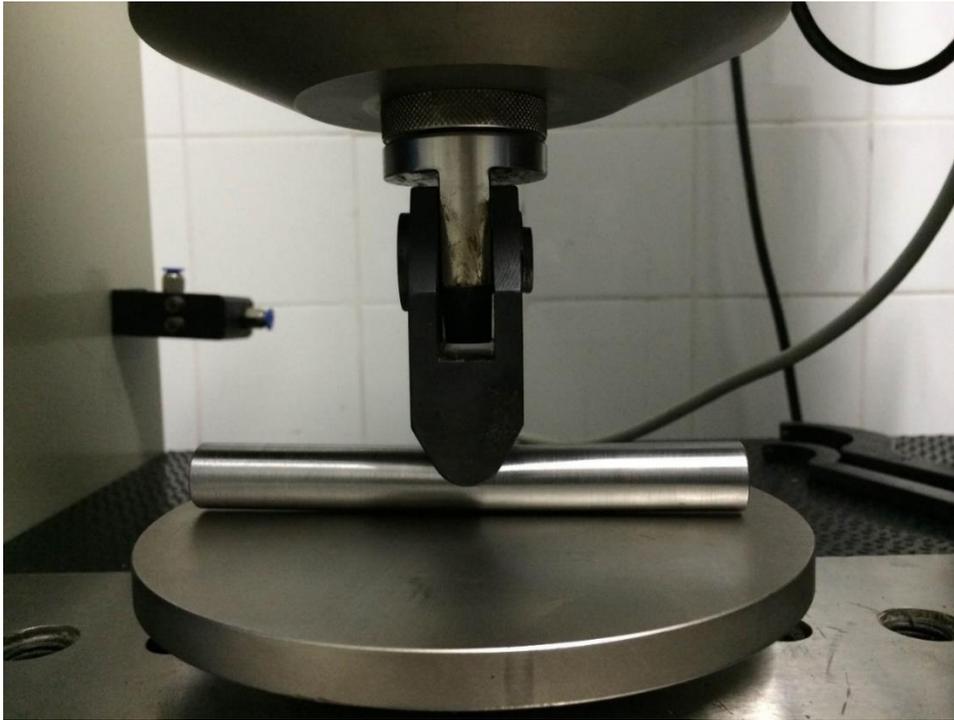
Tabela 9. Geometria da Mossa produzida na Emic-CTG.

Profundidade	3,59mm
Comprimento	10,86mm
Largura	11,99mm
Relao profundidade/diâmetro externo	21%

Fonte: O AUTOR.

Após a finalização do corpo de prova com respectiva indentação Figuras 26 e 27, procedeu-se a tomografia e ensaios mecânicos não destrutivos:

Figura 26. Detalhe do indentador em formato cilíndrico.



Fonte: O AUTOR (2016).

Figura 27. Corpo de Prova com Mossa.

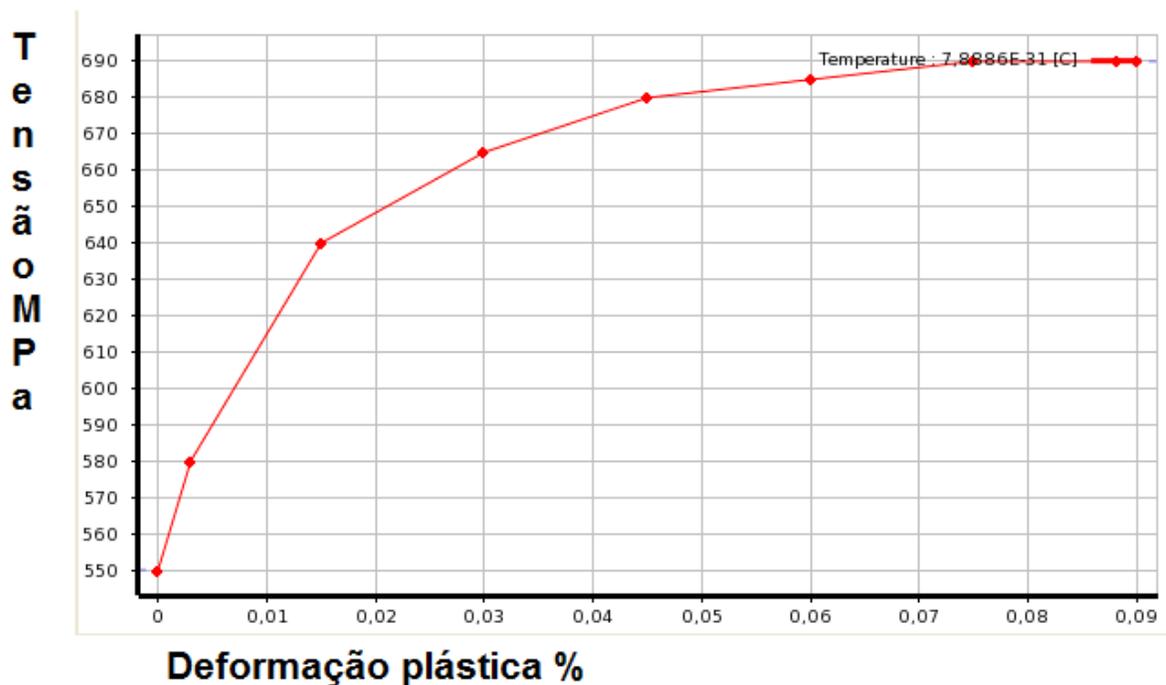


Fonte: O AUTOR (2016).

5 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL

Muitos fenômenos em engenharia e outros campos da ciência podem ser descritos em termos de (EDP-equação diferencial parcial). Em geral, essas soluções nem sempre são possíveis no campo analítico. O método dos elementos finitos (MEF), é uma solução numérica com boa aproximação para resolver EDP. Com base no MEF e com apoio de aplicativo como ANSYS® (2016) foi simulado os efeitos de moedas em dutos, e confrontados, um destes resultados, com o obtido no campo experimental, no tocante ao processo de indentação. Nesta fase foi construído toda a estrutura de dados que foram utilizados, tais como material de construção do duto, que foi o aço API 5L X80, cujos ensaios de tração realizados e apresentados no capítulo resultados, foram utilizados para definir a curva de plasticidade real do material e implementado no *software* ANSYS® (2016), cujo gráfico gerado é mostrado a seguir, Gráfico 1, em seguida é introduzida a física do problema, condições de contorno, tipos de carregamento a serem levado em consideração, qual tipo de elemento mais indicado para geometrias utilizadas.

Gráfico 1. Curva de plasticidade real aço API 5L X80, Implementada no ANSYS (2016).



Fonte: ANSYS (2016).

5.1 Simulação de indentação duto comercial de bitola 24"

No ANSYS® (2016) foi escolhido a opção mecânica estrutural, para realizar a fase de criação da indentação (mossa) no duto, e nesta ênfase tem uma sequência a ser seguida, a primeira é o material do espécime que está trabalhando, no caso em questão o aço API 5L X80, onde nesta etapa se preenche as propriedades do material em questão, bem como curva de plasticidade real a ser implementada, como abordada anteriormente. A seguir, na segunda etapa, onde é criada a geometria a ser trabalhada, neste caso em questão trata-se de uma montagem de um seguimento de comprimento de 1,5 metros de um duto de bitola comercial e um elemento indentador esférico, cujas medidas são mostradas na Tabela 10.

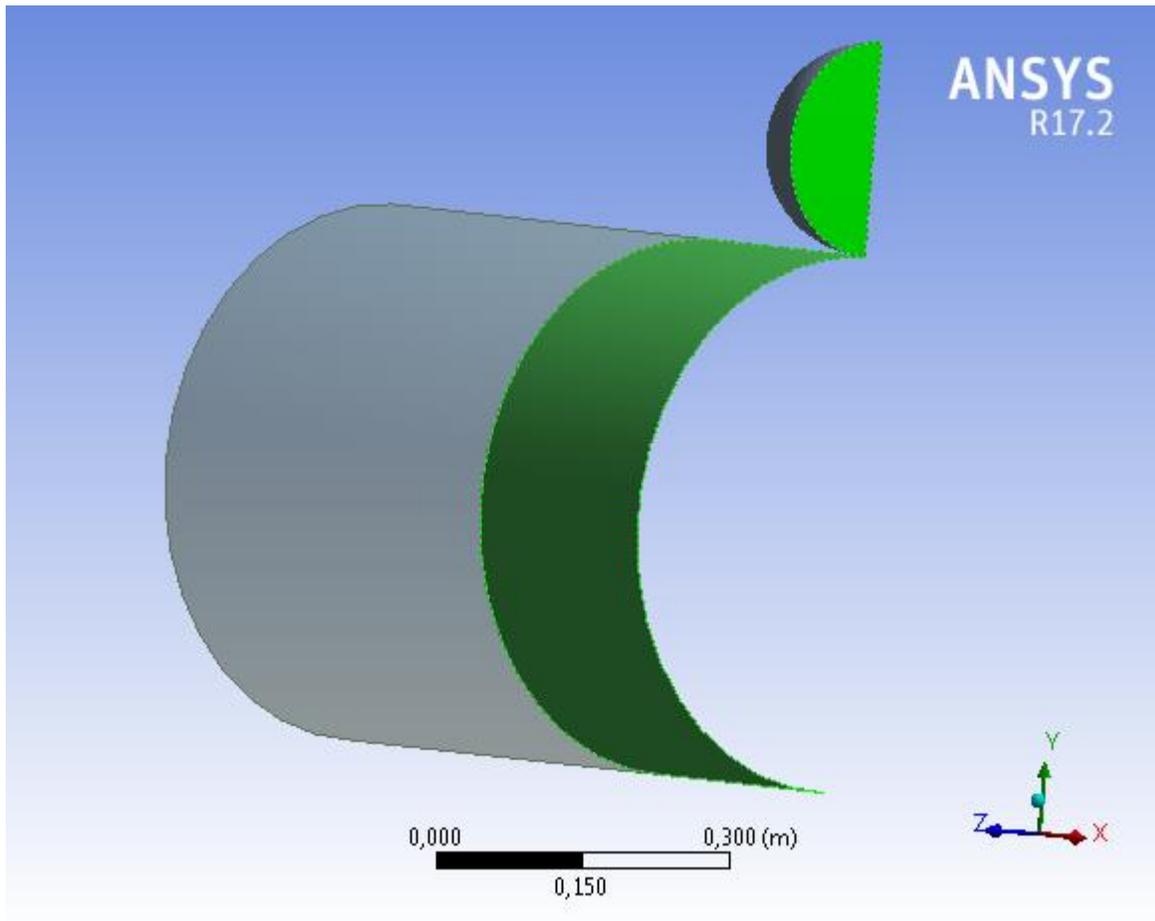
Tabela 10. Geometria do duto e indentador.

Peça	Diâmetro externo	Diâmetro interno	Espessura
Duto	24" (609,6 mm)	23" (584,2 mm)	1/2" (12,7 mm)
Indentador	244 mm		

Fonte: O AUTOR (2017).

Foi utilizado o próprio *Ansys Design Modeler* para executar esta etapa da criação da geometria, foi desenhado tanto o duto como o elemento indentador completo e utilizando recursos de simetria foi reduzido para um quarto o indentador e duto, dando sequência foi transformado o modelo sólido do duto em superfície, e ainda foi dividido duto em duas superfícies, estas etapas foram realizadas utilizando recurso do próprio DM do ANSYS, para efeito de melhor refinamento da malha na região de contato, conforme Figura 28. Na etapa seguinte de modelamento do contato foi atribuído ao indentador a característica de sólido rígido enquanto ao duto a característica flexível com o comportamento da curva de plasticidade real do material AÇO API 5L X80. Após esta etapa foi definido o modelo de contato escolhido que foi sem atrito entre a superfície do duto (flexível) e o indentador (sólido).

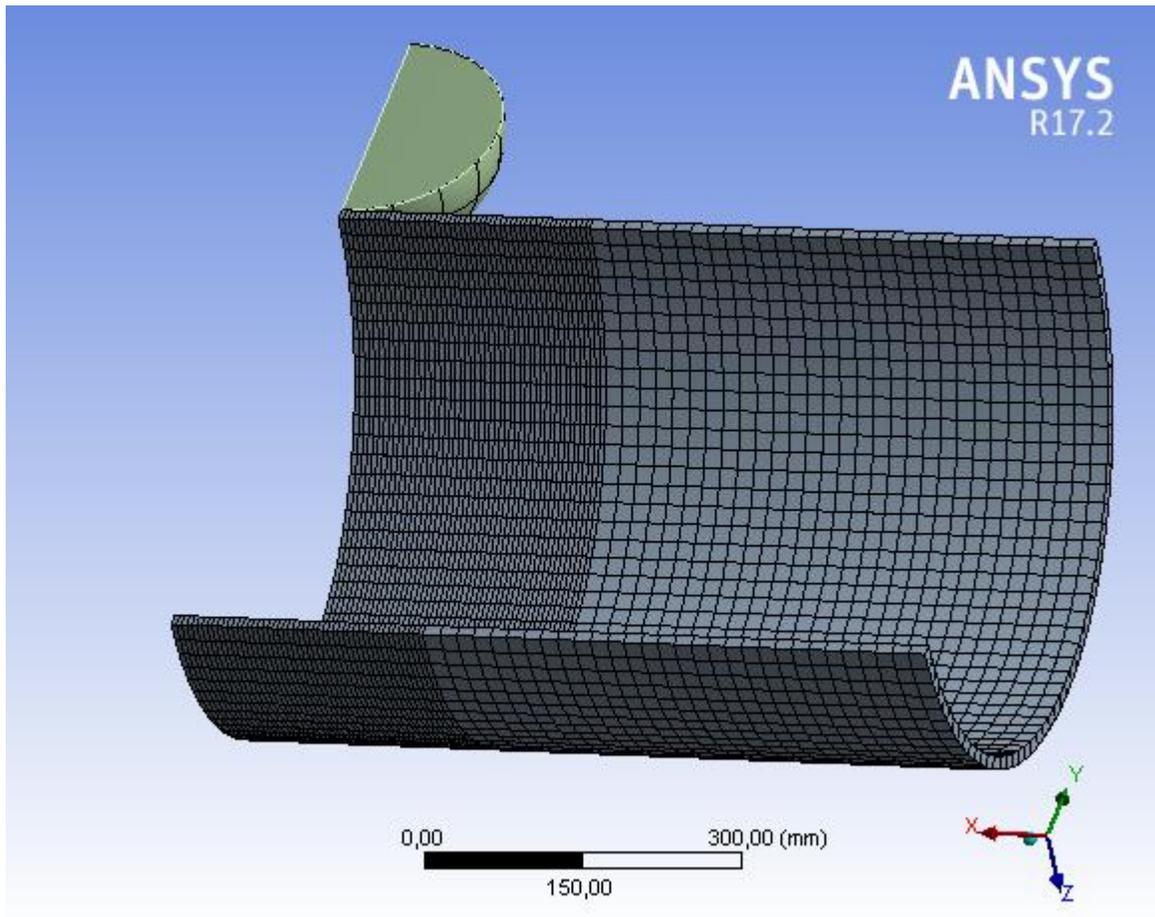
Figura 28. Geometria duto e indentador reduzido a um quarto.



Fonte: ANSYS DESIGN MODELER (2016).

A próxima etapa foi a elaboração da malha que é composta de 4.025 elementos casca de formato quadrilateral e totalizando 4.221 nós, sendo que na região onde se promoveu o contato ela foi refinada como pode-se observar na Figura 29.

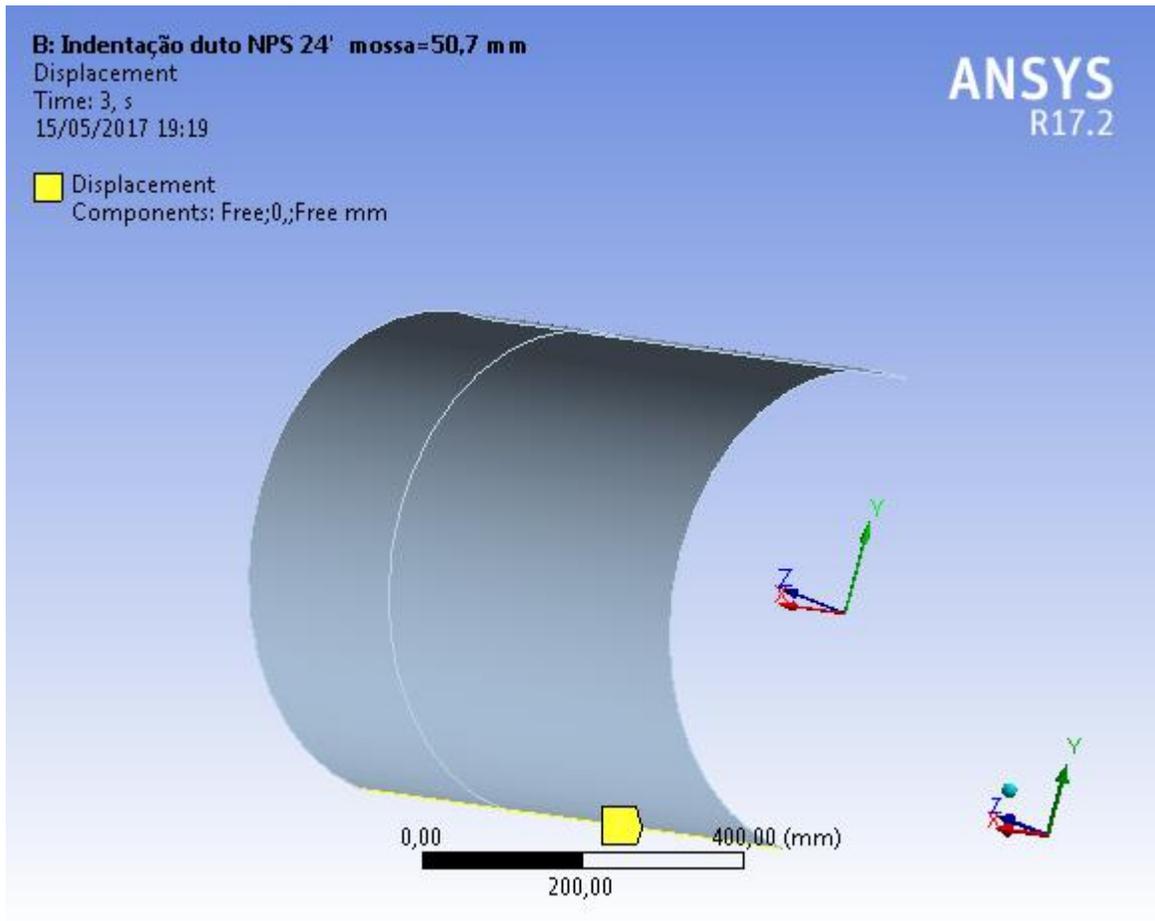
Figura 29. Malha estruturada.



Fonte: ANSYS (2016).

Após a malha devidamente estruturada e refinada, passa-se para etapa seguinte que será a fase onde irá se definir as condições de contorno para executar o teste de indentação, foi implementado um deslocamento da aresta inferior restrito ao eixo de referência Y, livre nas outras duas coordenadas conforme Figura 30.

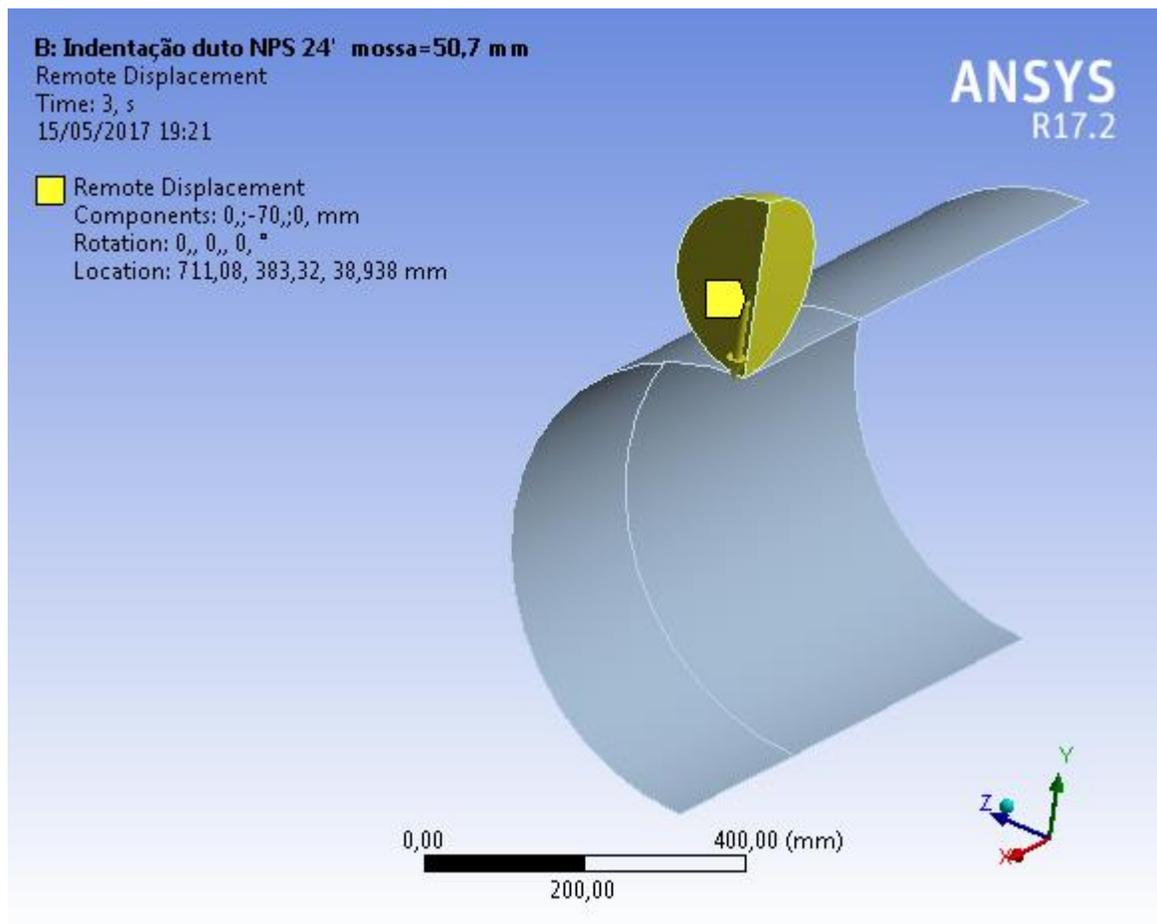
Figura 30. Condição de contorno Deslocamento.



Fonte: ANSYS (2016).

Logo em seguida adota-se uma condição de contorno chamada de deslocamento remoto, que é implementada ao elemento indetador sólido, que consiste que este penetrador possa apenas transladar na coordenada Y, pois o avanço do indetador neste sentido irá gerar a massa, sendo as demais direções impostas restrições, observe-se que todos os movimentos de rotação foram restritos nos três eixos coordenados isto pode ser visualizado na Figura 31. Por último através da análise de configurações definiu-se que o indetador irá executar dois avanços e dois recuos, sendo o número de passos quatro, e o passo final no tempo estabelecido em três segundos.

Figura 31. Controle de deslocamento do Indentador



Fonte: ANSYS (2016).

Ainda nesta etapa foi implementado comandos no APDL, com fins de recuperar a geometria deformada final desta etapa de indentação, para utiliza-la na próxima simulação que será o teste de pressão. Após estas etapas foi acionado o comando *solve* do ANSYS para solução, cujos resultados serão abordados no capítulo próprio.

5.2 Simulação do duto com massa submetido a pressão

Finalizada a simulação de criação da massa no duto a etapa seguinte foi submeter esta geometria deformada a pressão interna e demais condições de contorno necessárias, que serão descritas nesta etapa. Para tanto precisa-se recuperar a geometria final do duto deformado (massa) originada na fase anterior, então devido aos comandos devidamente implantados no APDL,

consegue-se recuperar arquivos de rodadas anteriores e iniciar esta fase de simulação de pressão. O procedimento inicial é escolher no ANSYS a opção “*external model*” trazer para área de trabalho e editar, buscando arquivos com extensão “.CDB” do APDL, onde são armazenadas as geometrias deformadas, ou seja o duto com respectiva indentação. A partir desta fase inicia-se o teste de pressurização deste modelo deformado, devidamente recuperado. Fica evidente que se tem de implantar novas condições de contorno, para tal deve-se proceder a simulação do duto fechado durante uma operação por uma válvula qualquer, esta operação de fechamento induz a tensão axial no duto, o que não ocorre durante o fluxo de fluido normal. Para simular esta situação de duto fechado introduz-se a condição de contorno de pressão de linha, já devidamente tratada na fase de formulação teórica, novas condições de carregamento e condições de contornos são necessárias para a fidelização do que ocorre em operação, e são visualizadas na Figura 32.

Figura 32. Condições de contorno e carregamento.

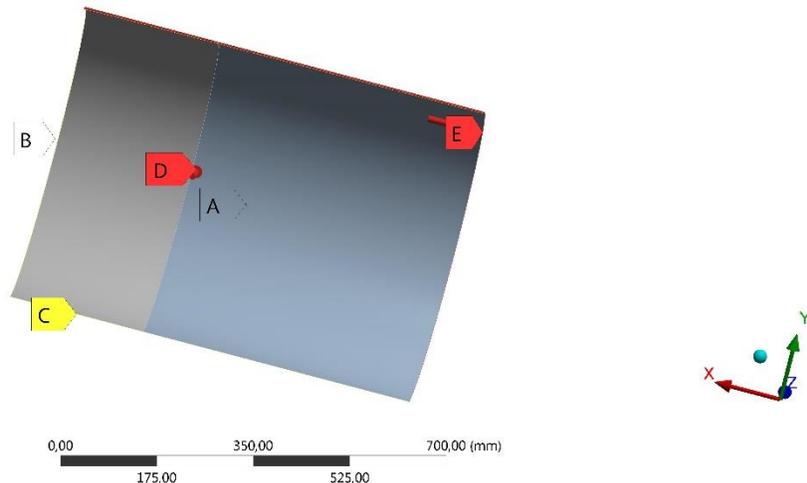
H: Máxima Pressurização API 5L- 20,7 MPa

Static Structural

Time: 8, s

16/05/2017 09:32

- A** Remote Displacement
- B** Remote Displacement 2
- C** Displacement
- D** Pressure: -20,7 MPa
- E** Line Pressure: 2958,9 N/mm



Fonte: ANSYS (2016).

Feito isto foi acionado o comando *solve* do ANSYS® para solução e coleta de resultados que serão discutidos posteriormente no devido capítulo.

5.3 Simulação da pressão crítica do duto.

Apesar do embasamento teórico feita na fundamentação, na qual a norma CFR 192 permite a MAOP seja de 16,5 MPa, calculada para a bitola de 24 polegadas e espessura de parede de meia

polegada, conforme a referida norma, e ainda conforme a API 5L que dispõe sobre teste hidrostático máximo para este material e diâmetro seja no máximo de 20,7 MPa, foi ainda simulado a qual pressão máxima o duto suportaria, tanto íntegro como deformado. Isto foi conduzido utilizando um ramal do teste de pressão e recuperando através do APDL a geometria deformada, no caso do duto com moosa, e no caso do duto sem danos foi executado com a geometria original. Para tanto manteve-se as mesmas condições de contorno adotadas no teste de pressão e corrigindo apenas valores da pressão de linha a cada passo de pressão interna imposta. A pressão crítica foi declarada aquela que consegue se aproximar a tensão máxima do material, pois a partir desta, o sistema não mais converge, pois, o duto se torna descontínuo.

5.4 Simulações executadas com duto de 24 polegadas.

Para efeito deste estudo foram simulados seis casos com variação da profundidade da moosa e conseqüentemente a relação entre esta profundidade e o diâmetro externo do duto, para tanto foi elaborada a Tabela 11 para efeito de abordagem caso a caso do estudo do impacto de cada caso na resistência final do duto. Estes resultados serão abordados no capítulo específico com o devido detalhamento.

Tabela 11. Relação das geometrias de profundidade e deformação de moosas simuladas.

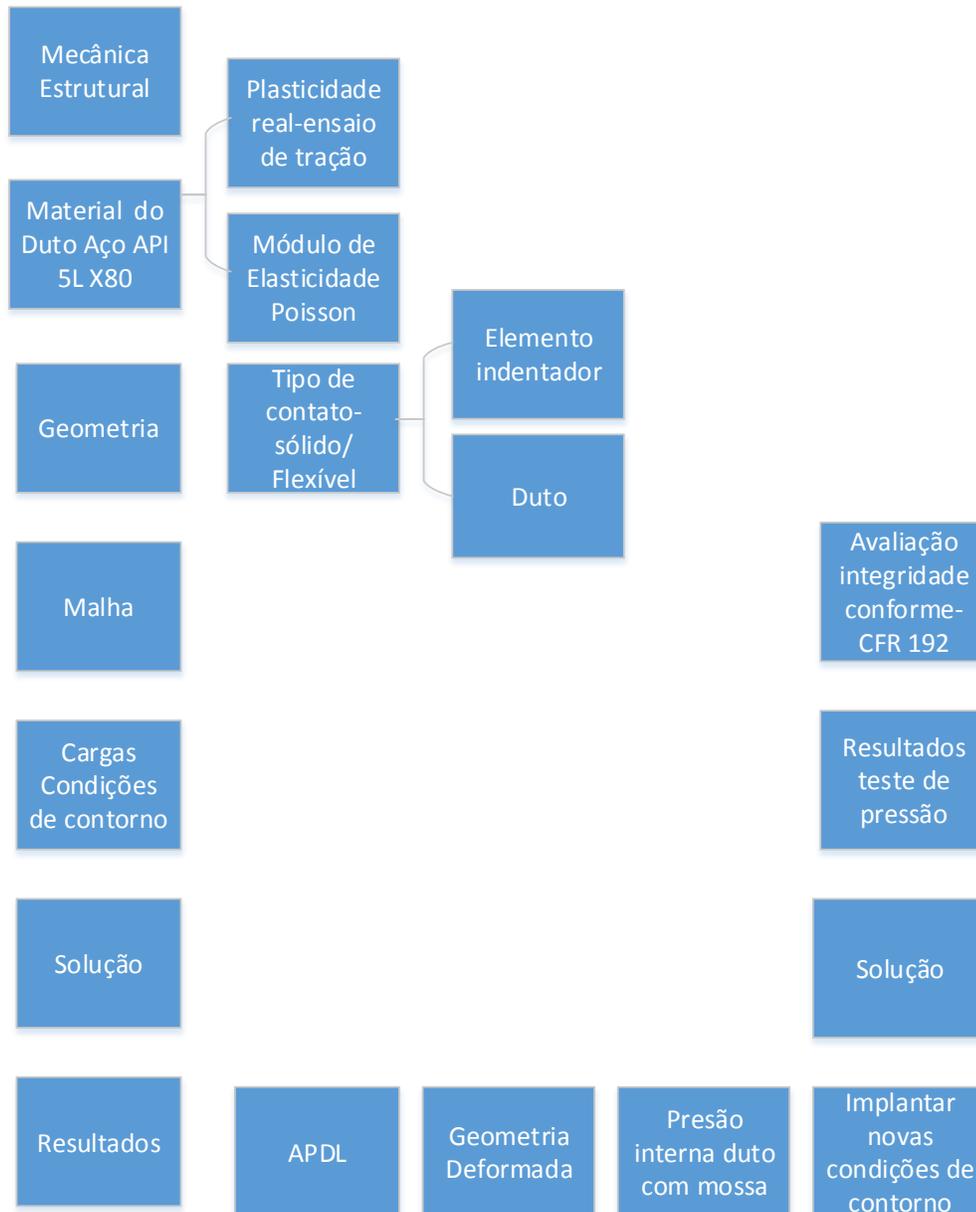
Simulação	moosa (d=mm)	Relação d/D_E (%)
Caso 1	10,7	1,75
Caso 2	20,8	3,41
Caso 3	40,6	6,66
Caso 4	50,7	8,32
Caso 5	78,6	12,9
Caso 6	108,1	17,73

Fonte: O AUTOR (2017).

De forma a tornar mais fácil o entendimento construiu-se um fluxograma da simulação, conforme a Figura 33, a seguir onde é resumido todos os passos seguidos na implementação destas fases

da simulação desde a criação das mossas até a fase de pressurização e análise de comportamento dos dutos sob pressão.

Figura 33. Fluxograma de realização de simulação e avaliação de duto API 5L X80.



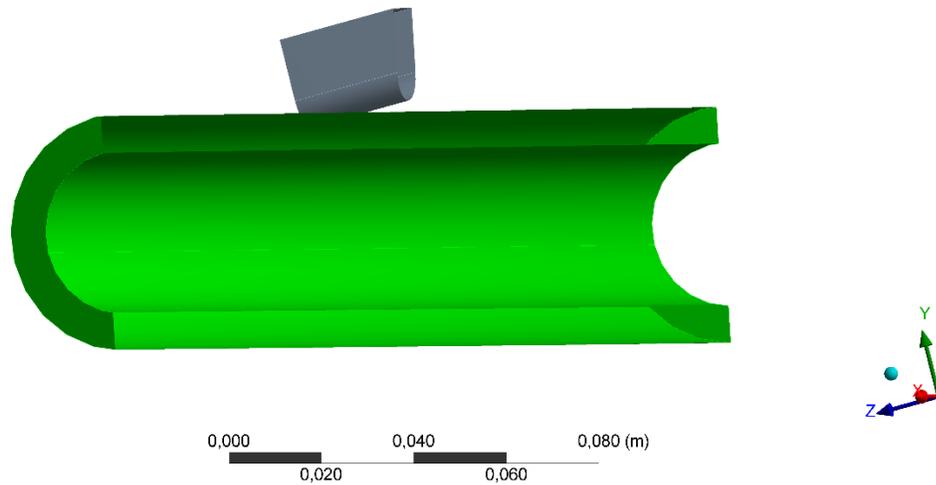
Fonte: O AUTOR (2017).

5.5 Simulação da indentação do duto GE

Nesta etapa procedeu-se ao desenvolvimento do modelo que foi desenvolvido do Solidworks® (2016), e realizado o desenho em duas partes: parte uma formada pelo duto propriamente dito,

elemento desta pesquisa experimental, conforme a Figura 34, e parte dois formada pelo indentador, presente na mesma imagem, após isto foi feita a montagem do conjunto, e escolhida a física mais apropriada que no caso foi a dinâmica explícita do ANSYS® (2016).

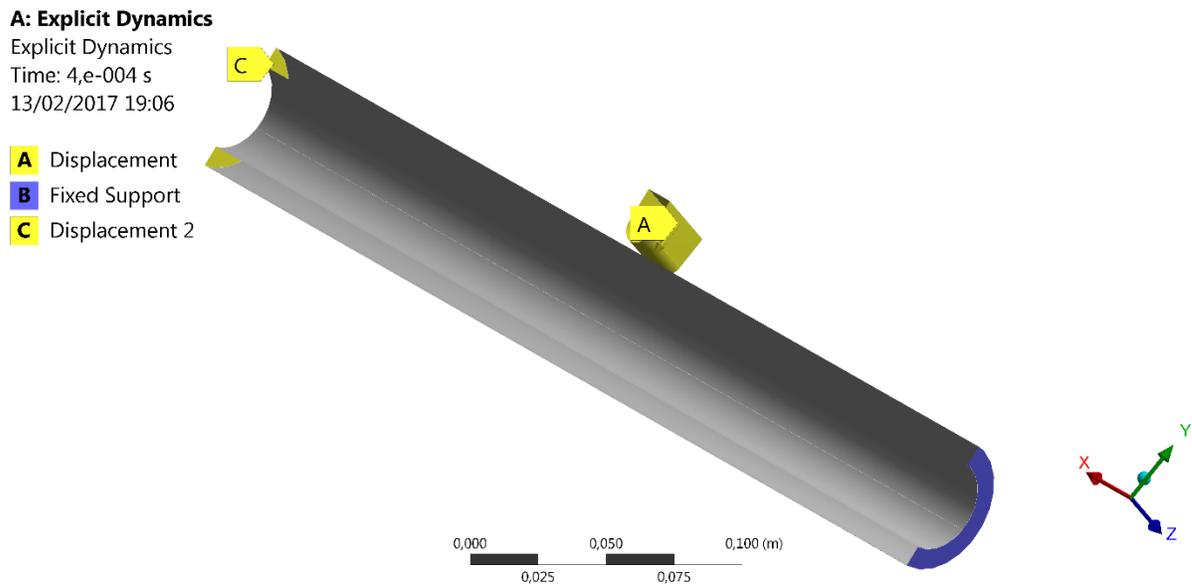
Figura 34. Modelo do duto e indentador.



Fonte: ANSYS (2016).

Após esta etapa foi definido as condições iniciais como deslocamento e restrições impostas a montagem (Figura 35 e 36). Foi selecionado opção deslocamento para o corpo dois, deixando apenas a coordenada y livre as demais com deslocamento zero, e para o corpo um, foram adicionadas duas condições as suas extremidades, um suporte fixo e na outra um deslocamento apenas em uma direção escolhida deixando as outras direções com restrição de movimento.

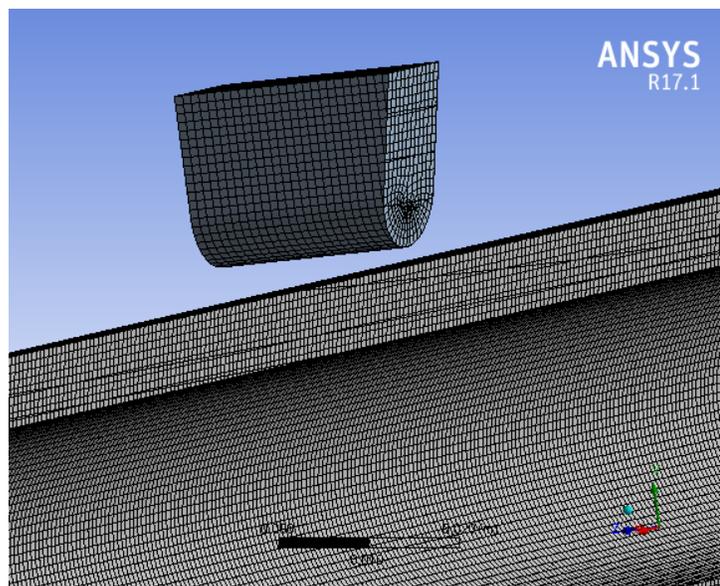
Figura 35. Condições de contorno.



Fonte: ANSYS (2016)

Logo em seguida estabelecida a malha sendo a estatística da seguinte forma: corpo 1 (duto) com 584.000 elementos e 635.595 nós, e corpo 2 (indentador) com 11.760 elementos e 13.284 nós (Figura 36). Após foi acionado o comando *solve* do ANSYS. Resultados no capítulo específico.

Figura 36. Malha estabelecida



Fonte: ANSYS (2016)

5.6 Simulação de teste de pressão duto GE com moessa

O Processo de simulação computacional desenvolve-se com a geometria do duto indentado originada na GE e submetido a cargas operacionais no seu cotidiano, e para tanto precisa-se do material de fabricação do espécime que é o aço API 5L X80, com respectivas propriedades mecânicas listadas na Tabela 12.

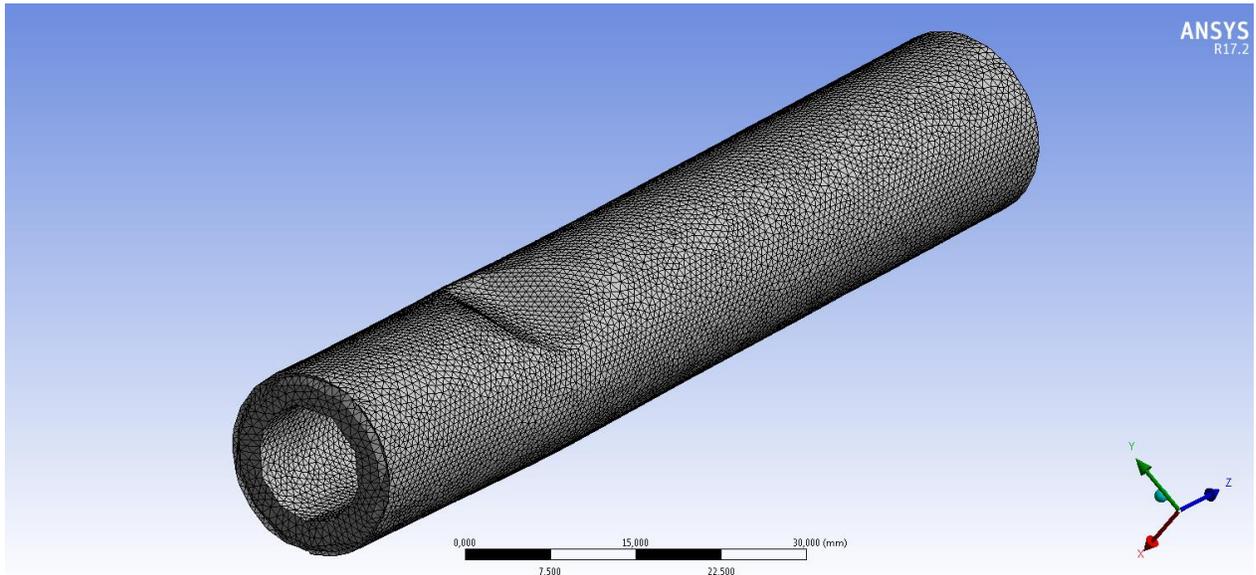
Tabela 12. Propriedades mecânicas Aço API 5L X80.

Propriedades Mecânicas			
	Tensão escoamento[MPa]	Tensão de máxima[MPa]	Módulo de Young[GPa]
Valor Mínimo	589	700	206
Valor Máximo	609	716	206

Fonte: SILVA (2004).

Para este duto fabricado em medidas padrão conforme a API 5L, já devidamente informada sua geometria ao longo deste texto, foi importada a geometria e refinada usando o MASHLAB (2016), após isto, foi seguida a sequência do *ANSYS STATIC STRUCTURAL*, foi implementado a curva de plasticidade real do material já mencionado anteriormente, foi importada a geometria após tratamento, e em seguida implementada a malha refinada final (Figura 37), no capítulo resultado é mostrado uma curva de convergência de malha até este último caso, que foi aceito como uma situação melhorada.

Figura 37. Malha refinada final



Fonte: ANSYS (2016).

Após esta etapa foram estabelecidas as condições de contorno e carregamento, que são mostradas na Figura 38, a seguir, que foram estabelecidas tentando aproximar ao máximo a condição real de operação, nesta simulação levou em consideração o duto como se nesse momento este operasse fechado, em função disto foi estabelecido a condição de pressão em uma face para simular a tensão axial que surge neste caso, como explanado na formulação teórica. Outra condição de carregamento foi de acordo coma bitola deste duto, podendo a pressão interna de teste atingir 50 MPa, conforme API 5L. Por último a condição de suporte fixo na outra seção transversal.

Figura 38. Condições de contorno duto GE.

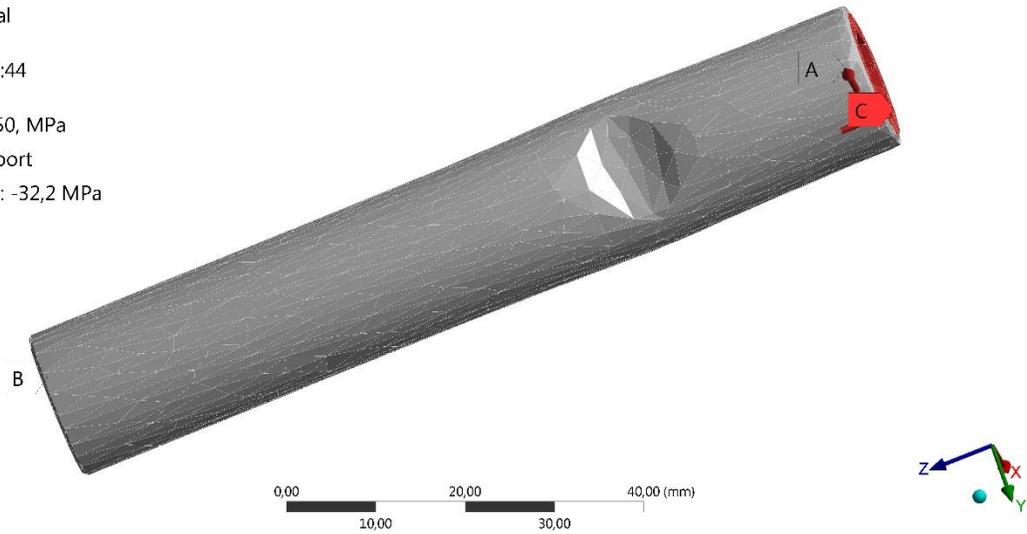
A: Duto GE com massa

Static Structural

Time: 1, s

16/05/2017 15:44

- A** Pressure: 50, MPa
- B** Fixed Support
- C** Pressure 2: -32,2 MPa



Fonte: ANSYS (2016).

Após estas etapas aciona-se o comando *solve* do ANSYS® e obtém os resultados que serão apresentados no capítulo próprio.

6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1 Ensaio de tração aço API 5L X80.

Para conferir dados de resultados do material obtidos de outros estudos, foi usado corpos de provas cilíndricos, em aço API 5L X80, conforme norma ASTM E 8, Figura 39, totalizando três ensaios de tração cujos Gráficos 2 a 4 são mostrados a seguir.

Figura 39. Corpo de prova cilíndrico aço API 5L X80.



Fonte: O AUTOR (2016).

Tabela 13. Média dos ensaios de tração aço API 5L X80.

Propriedade	Valor médio	Valor assumido	Fonte
Tensão escoamento	583,82 [MPa]	550 [MPa]	US steel tubular
Tensão máxima	696,67 [MPa]	690 [MPa]	US steel tubular
Módulo de Young	199,20 [GPa]	206 [GPa]	SILVA (2004)
Deformação máxima	22,83%	23%	API 5L (2004)

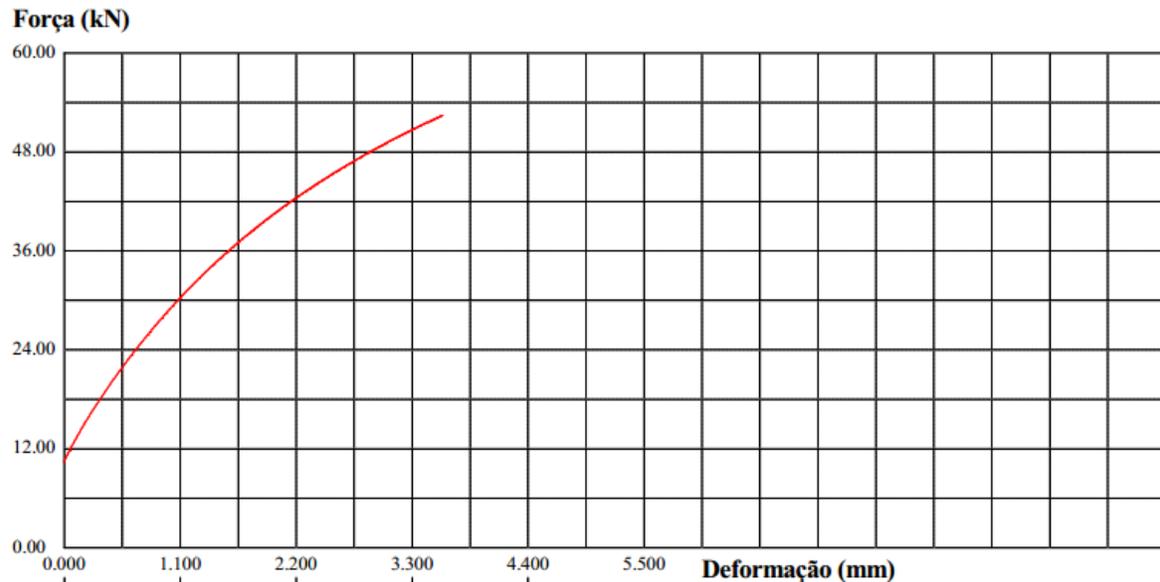
Fonte: O AUTOR (2017).

6.2 Teste de indentação

Conforme mencionado na metodologia durante o processo de criação de massa, no duto fabricado, usando o indentador cilíndrico obteve-se a força de compressão necessária versus a deformação, em milímetros, e foi plotado o Gráfico 5 mostrado a seguir.

Gráfico 5. Força de compressão verso deformação.

Prova	@Força Max. (N)	@Força Max. (MPa)	(MPa)	@Força Max. (mm)
CP 1	52469.92	1943.33	71322.66	3.59

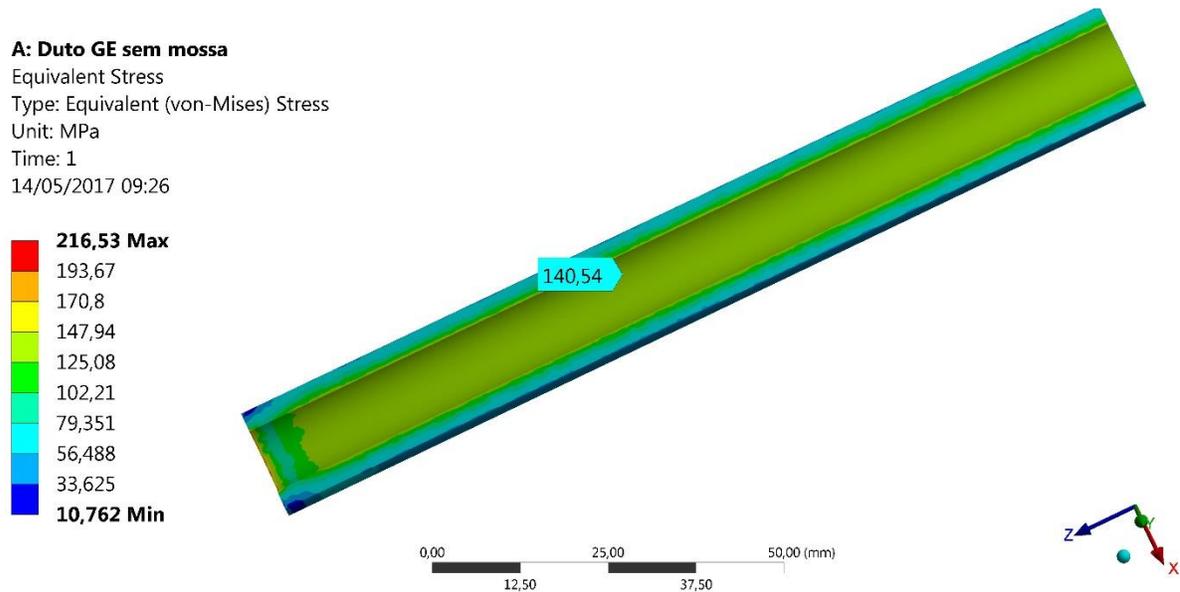


Fonte: MÁQUINA DE COMPRESSÃO EMIC (2016).

6.3 Cálculo do fator de concentração de tensão

Sabe-se que um corpo sólido com deformação permanente, gerada entre outros por uma conformação plástica, é afetado por tensões residuais, é intuitivo que tomando por base o corpo sólido antes da deformação e logo após deformado, pode-se calcular os fatores de concentração de tensão, bastando para tanto, efetuar-se uma simulação computacional com o sólido indeformado, e confrontar com a simulação feita no sólido com a deformação. Isto colocado, manteve-se o mesmo carregamento de pressão, e demais condições inalteradas. Obteve-se nesta etapa os resultados mostrados na Figura 40.

Figura 40. Tensão equivalente interna Duto sem indentação.



Fonte: O AUTOR.

Por definição o fator de concentração é a relação entre a tensão máxima e a tensão nominal, com o duto sem indentação obteve-se uma tensão média nominal próxima a 142 MPa, e com o duto indentado o valor máximo atingido ficou em torno de 370 MPa, portanto o fator de concentração de tensão será:

$$K_T = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} = \frac{370}{142} = 2,60 \quad (10)$$

σ_{max} → Tensão máxima duto indentado [370 MPa]

σ_{nom} → Tensão nominal duto sem indentação [142 MPa]

K_T → Fator de concentração de tensão adimensional.

De acordo com Pinheiro (2006), foi desenvolvida empiricamente uma fórmula para cálculo do fator de concentração de tensão levando em consideração a geometria de uma moosa simples, que é dada por:

$$K_T = 1 + 1,3275 \left(\frac{D}{t}\right)^{0,86} \left(\frac{d}{D}\right)^{0,68} \left(\frac{l}{w}\right)^{1,36} \left(\frac{t}{w}\right)^{0,26} \quad (11)$$

Onde:

D- Diâmetro externo

d- Profundidade da moosa

t- Espessura do duto.

l – Comprimento da moosa

w- Largura da moosa

Calculando por esse critério com a geometria da moosa deste estudo tem-se:

$$K_T = 1 + 1,3275 \left(\frac{17,1}{3,2}\right)^{0,86} \left(\frac{3,59}{17,1}\right)^{0,68} \left(\frac{10,86}{11,99}\right)^{1,36} \left(\frac{3,2}{11,99}\right)^{0,26} = 2,18 \quad (12)$$

Comparando o resultado obtido neste estudo, com o da equação empírica acima mostra uma diferença em torno de 19 %, o que pode ser considerado satisfatório.

6.4 Resultados obtidos da Tomografia realizada na GE (*General Eletrictic*)

Nos resultados obtidos neste estudo foi utilizado o equipamento de tomografia industrial GE Figura 41 Foram utilizados tubos de raio X com microfoco (ponto focal de 2 μm) 300 kV e detectabilidade da ordem de 1 μm e tubo de nanofoco (ponto focal abaixo de 1 μm) 180 kV, detectabilidade da ordem de 200 nm (0.2 μm) e tamanho de *voxel* podendo chegar até 500 nm,

dependendo da amostra. Dependendo do tamanho do ponto focal do tubo de raio X, convencionou-se chamar de microfoco com ponto focal entre 1 e 10 μm e nanofoco com ponto focal abaixo de 1 μm (BRITTO, 2014).

Figura 41. Tomógrafo GE.



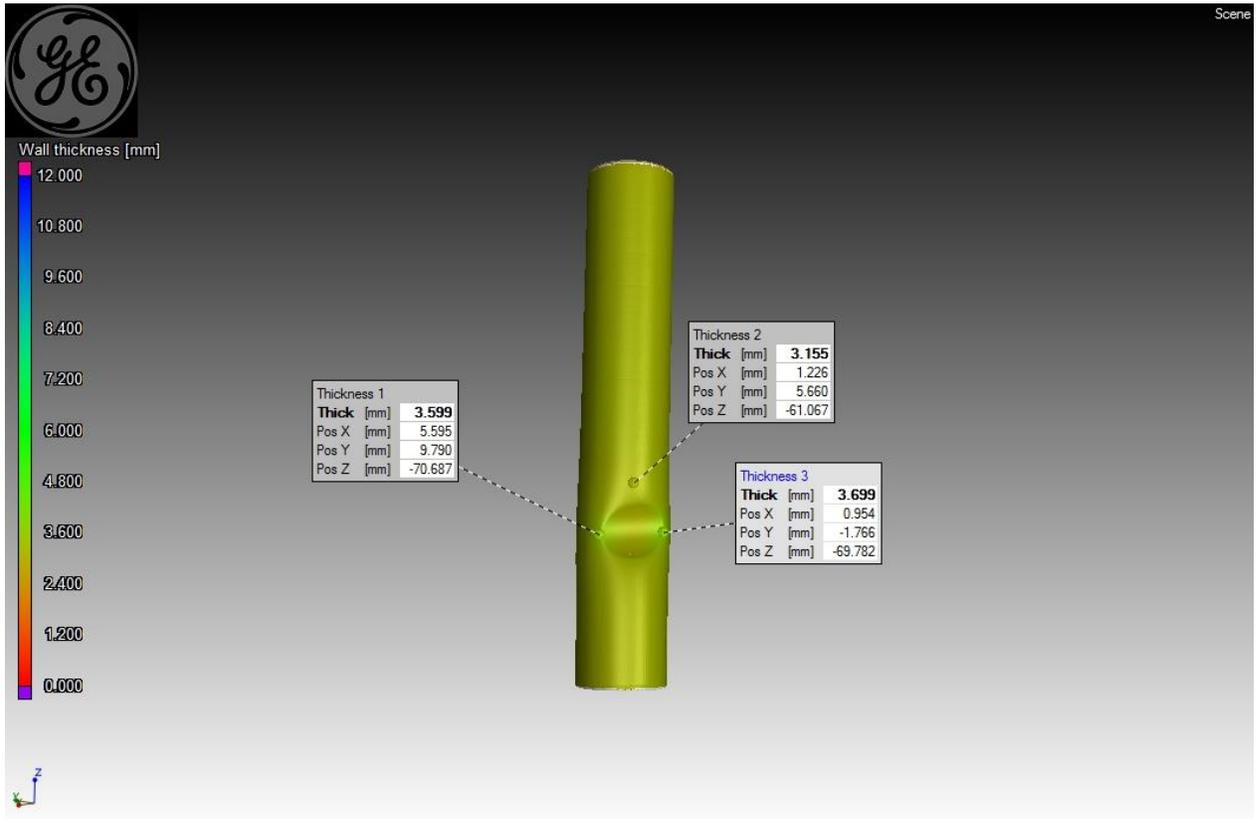
AUTOR: GENERAL ELECTRIC (2014).

Resultados obtidos da Tomografia realizada no CP Indentado.

Foram realizados exames radiográficos afim de detectar possíveis falhas tipo vazios, porosidade, micro trincas, na região deformada, porém não foram constatados nenhum defeito no teste em questão. Foi ainda realizado medição da geometria e de mudança de espessura da região em estudo (deformada) cujo resultado podemos conferir na Figuras 42, 43 e 44.

Com relação ao mostrado na Figura 42, foram escolhidos três pontos localizados ao longo da deformação e foi executada a medição de parede do duto, cada ponto está com respectiva coordenadas espaciais (x,y,z) , que é seu localizador, com o uso do tomógrafo industrial pode-se localizar quaisquer pontos e suas respectivas medidas de espessura de parede, pois torna-se vital para integridade do duto quando há redução desta dimensão, com conseqüente perda de material.

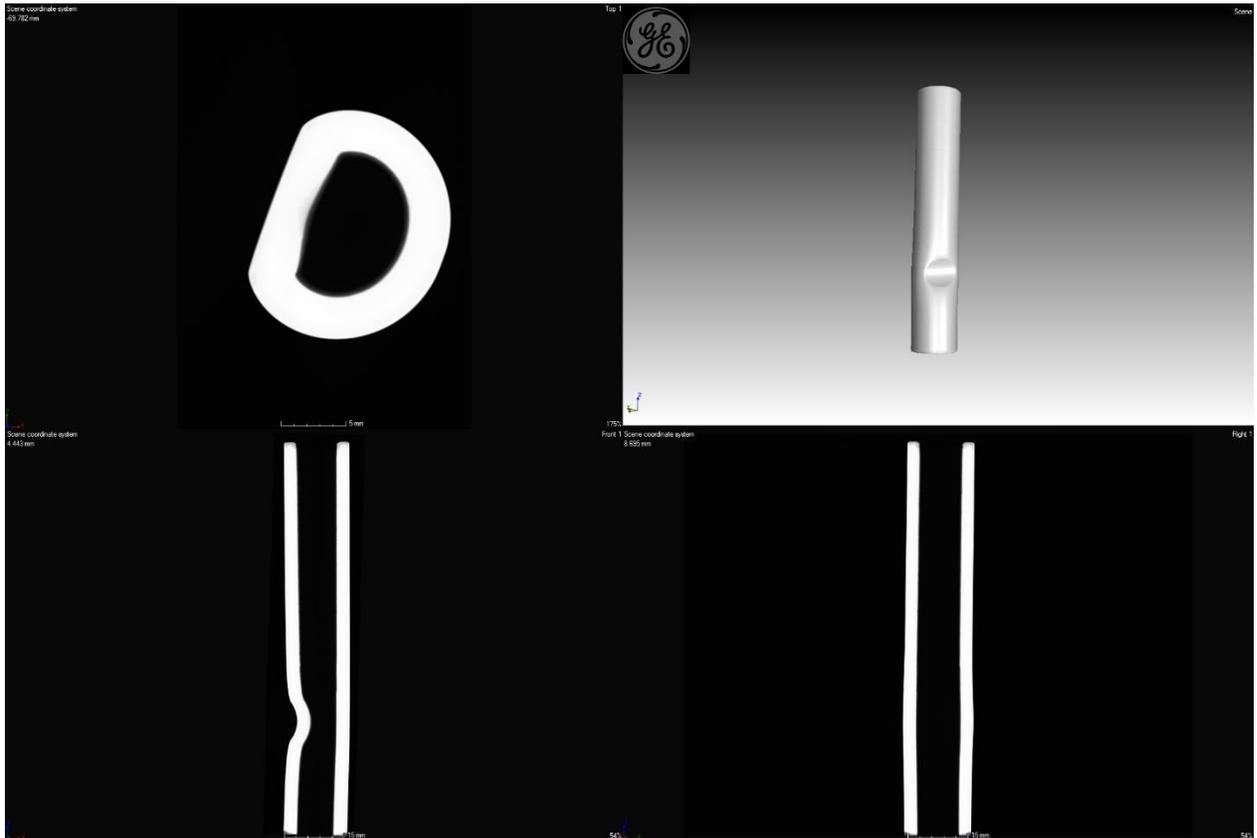
Figura 42. Espessura de parede



Fonte: O AUTOR (2016).

Com relação a Figura 43 foi executada radiografia para analisar defeitos internos na região afetada e também foram feitas várias radiografias de topo perfil e costado.

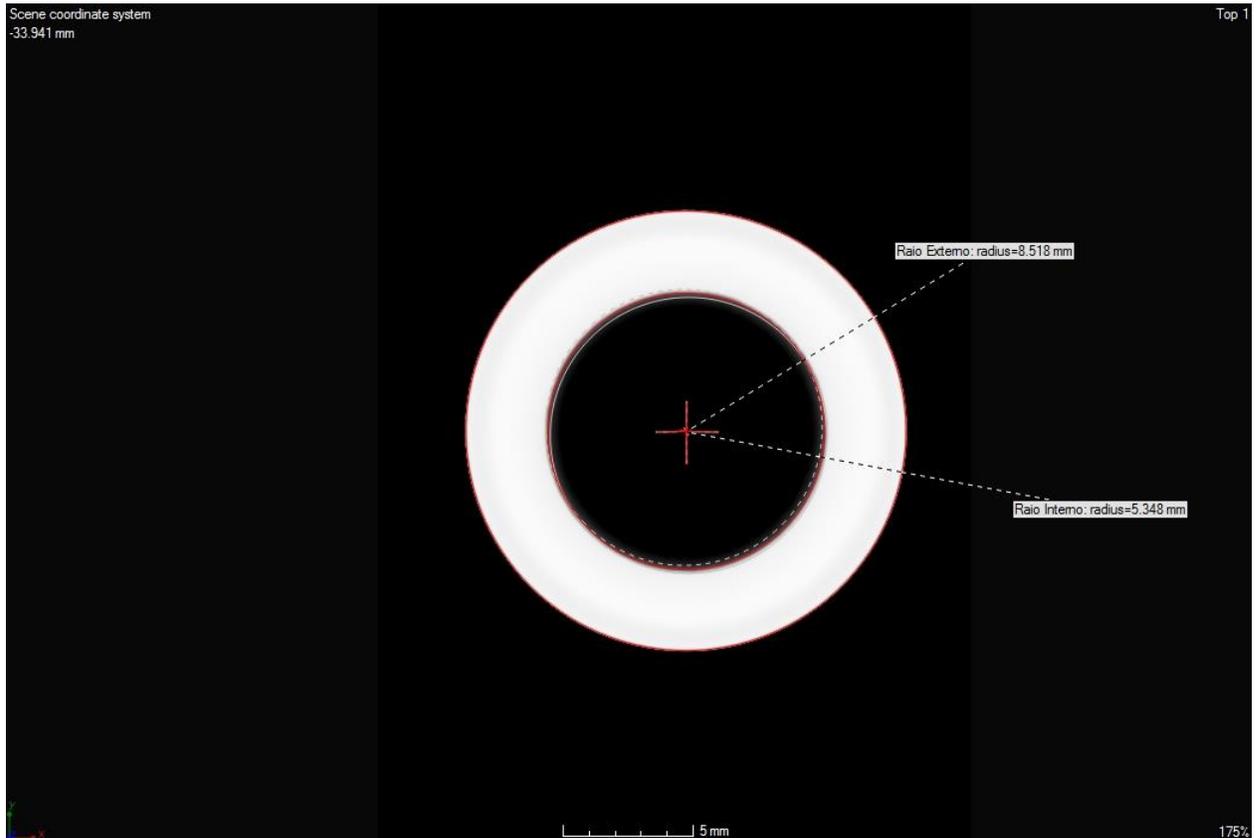
Figura 43. Vistas em cortes Corpo de prova



Fonte: O AUTOR (2016).

Foi realizado medição da ovalização do duto através de medição do raio interno e externo da região não deformada afim de conferir geometria originada na usinagem do duto, o que pode ser conferido na Figura 44.

Figura 44. Medição de Raio externo e interno da região não deformada.

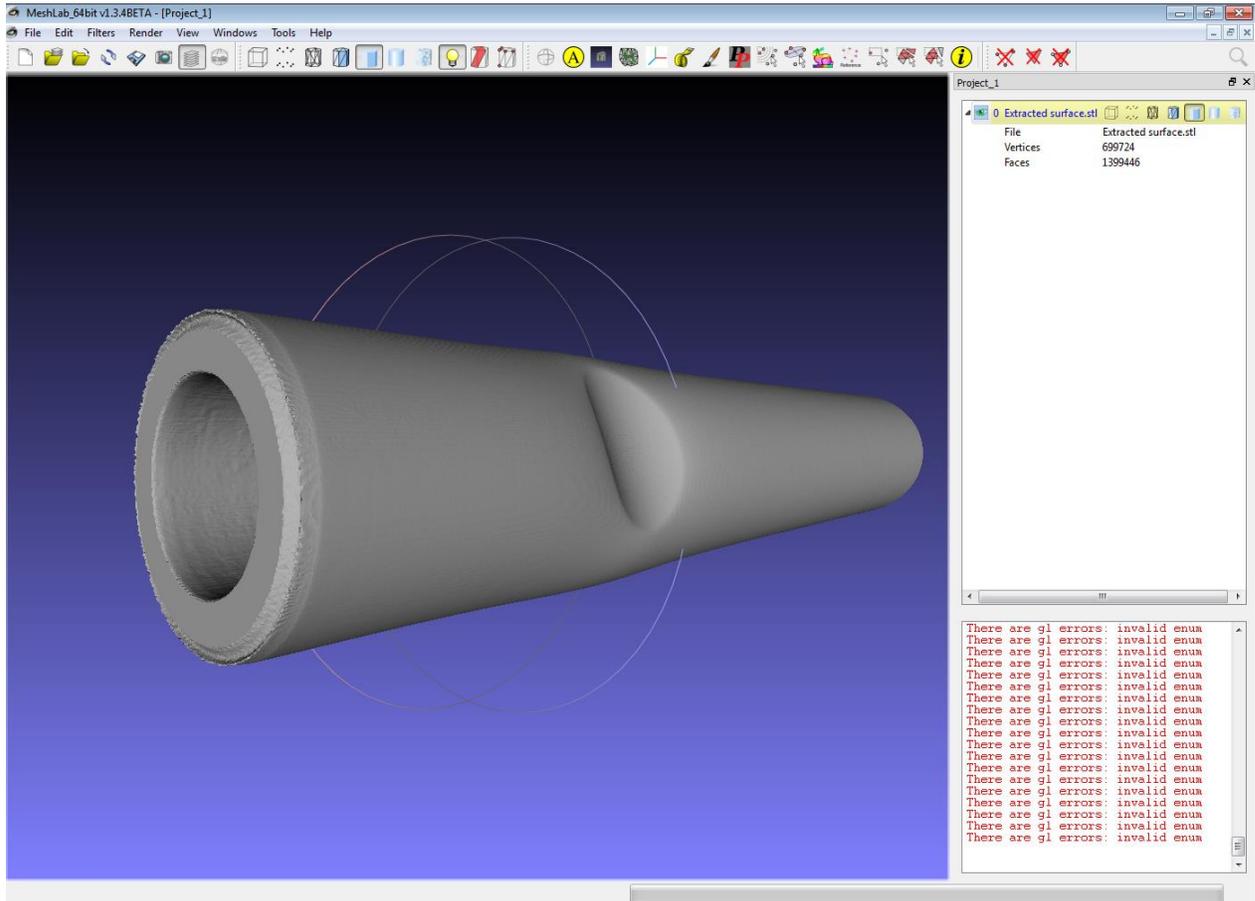


Fonte: O AUTOR (2016).

6.4.1 Tratamento de Geometria 3D Obtida do Tomógrafo.

O trabalho realizado pela GE (*General Electric Company*) na reconstrução real da geometria 3D, gerou um sólido que não foi possível processar nos computadores que se tinha disponível, o grau de refinamento realizado na reconstrução do duto indentado pela GE, gerou um sólido com 1.399.466 faces e 699.724 vértices, o qual não foi possível importação para área de trabalho do ANSYS®, razão pela qual se fez necessário realizar um tratamento na superfície original Figura 45, utilizando o *software* livre *MeshLab* 2016.

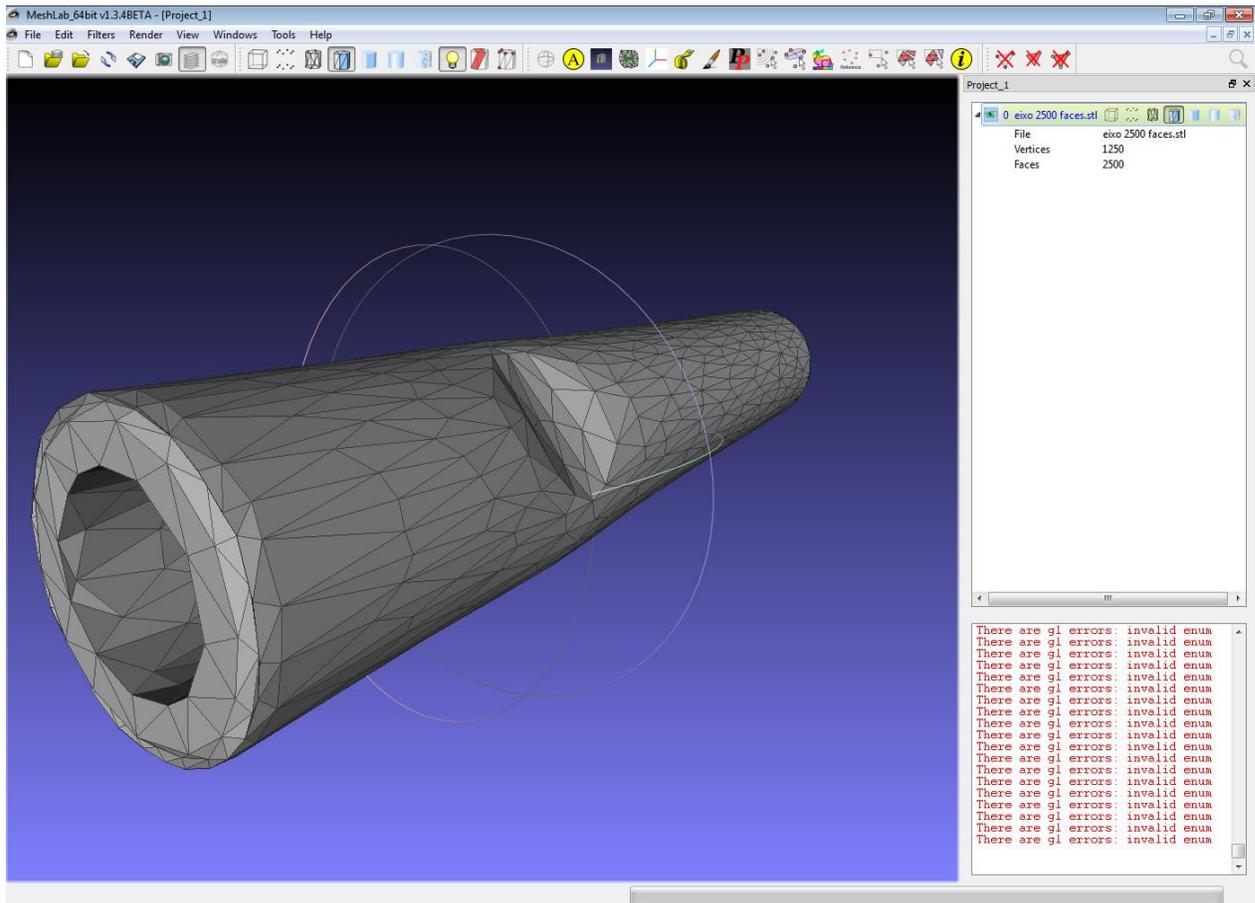
Figura 45. Geometria 3D Original Gerada no Tomógrafo.



Fonte: O AUTOR (2016).

Com esse volume de dados, torna-se impraticável processar esta capacidade de informações em computadores, razão pela qual, utilizamos o *MashLab* (2016), para diminuir o número de faces para 2.500 e vértices par 1250, conforme Figuras 46 e 47. Pode-se afirmar que reduzindo o número de arestas e faces da geometria 3D de estudo, não foi detectada nenhuma anomalia, com relação a configuração e a geometria torna-se mais leve para processamento e procedimentos operacionais.

Figura 46. Geometria 3D Com faces reduzidas.



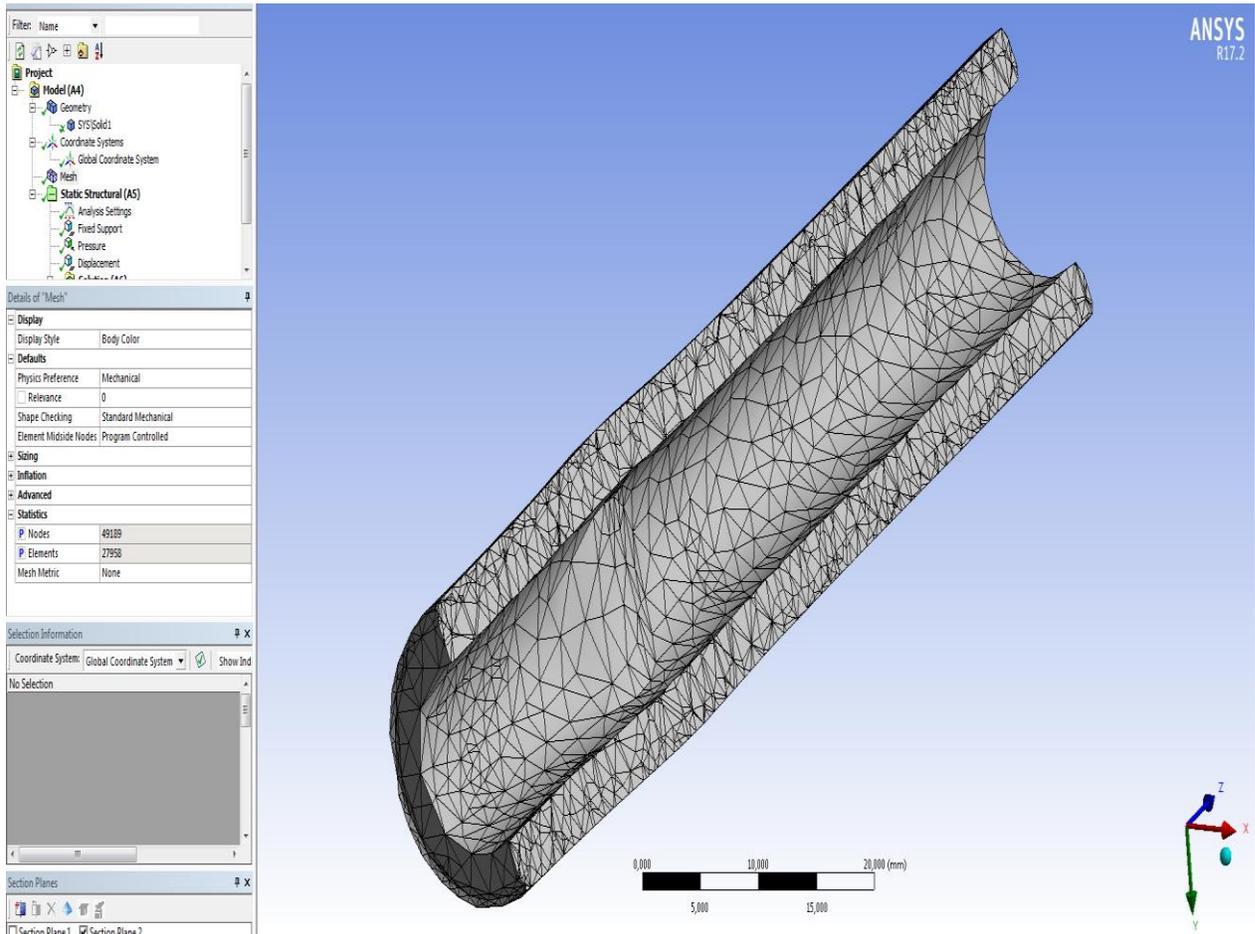
Fonte: O AUTOR (2016).

6.5 Resultados obtidos nas simulações

6.5.1 Comparação de erro utilizando malhas diferentes duto GE

Com o propósito de demonstrar o quanto pode ser distorcido um resultado, em virtude de empobrecimento de malha, apresentaremos a primeira simulação que se conseguiu êxito, no tocante a não aparecer erros de compatibilidade durante o processamento, iniciaremos por mostrar a malha com 27.958 elementos e 49.189 nós, Figura 47, todos os outros parâmetros foram mantidos, tipo material, física do problema, suportes, carregamento e outros.

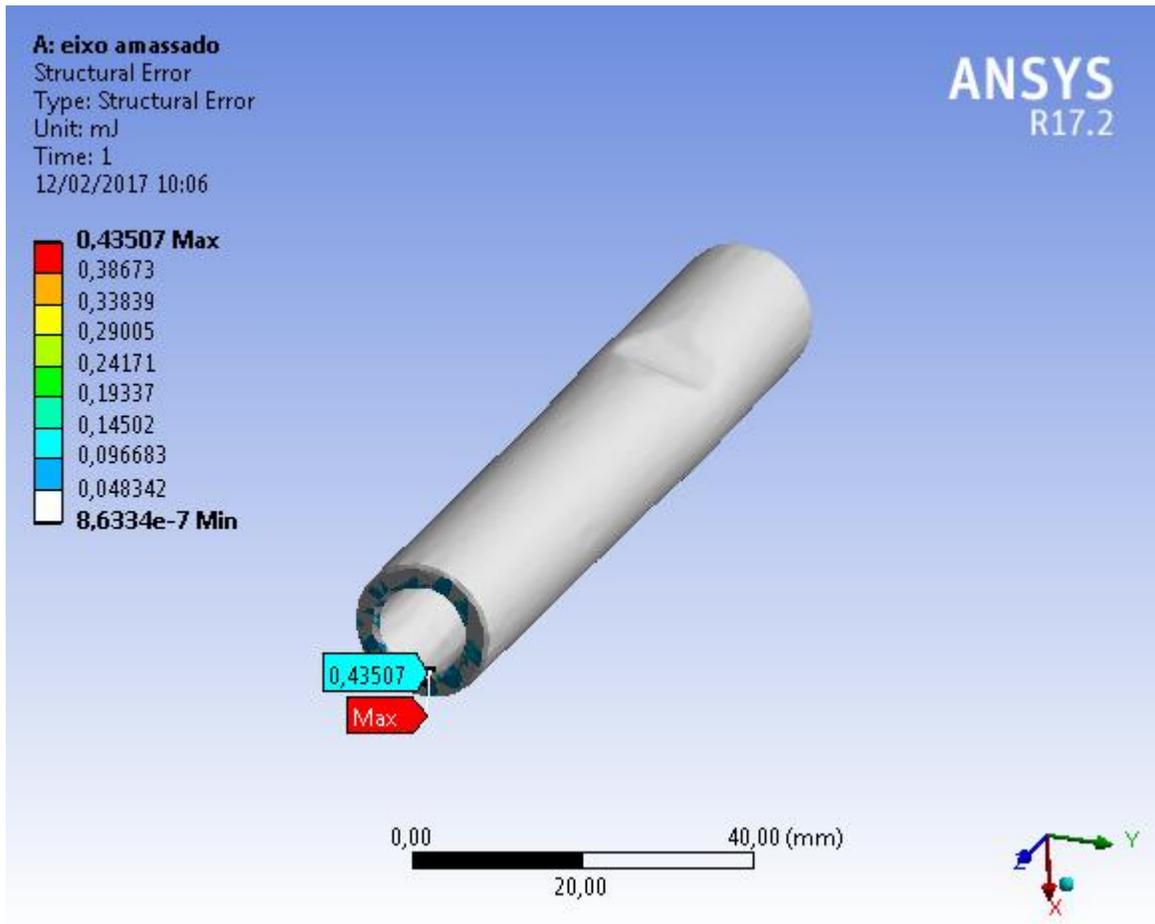
Figura 47. Malha pobre.



Fonte: O AUTOR.

Finalmente mostra-se o erro cometido nesta simulação, calculado pelo sistema, que vem a demonstrar a necessidade de melhoramento contínuo da malha até o erro mostrar valor compatível segundo (MALISKA, 2009) abaixo de dez por cento (Figura 48).

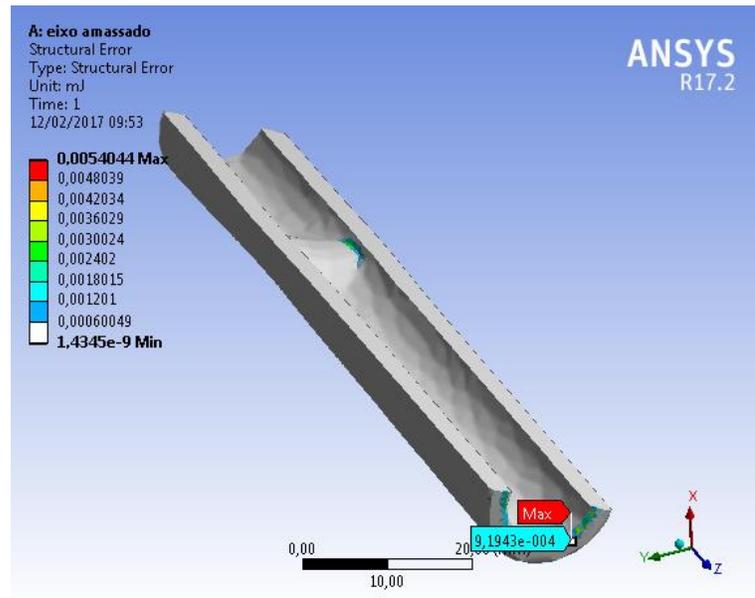
Figura 48. Erro estrutural com Malha grosseira.



Fonte: ANSYS (2016).

Com a malha refinada contendo 369.677 elementos, e cerca de 532.000 nós que se utilizou, observa-se que houve significativa melhora no erro apresentado em torno de 0,001 mJ, conforme Figura 49.

Figura 49. Erro apresentado malha refinada.



Fonte: ANSYS (2016).

6.5.2 Teste de convergência de malha

Os resultados confrontados no item anterior apenas mostraram dois casos simulados, que foram o inicial e o último, porém neste intervalo, foram processados vários outros cuja Tabela 14 mostra a seguir:

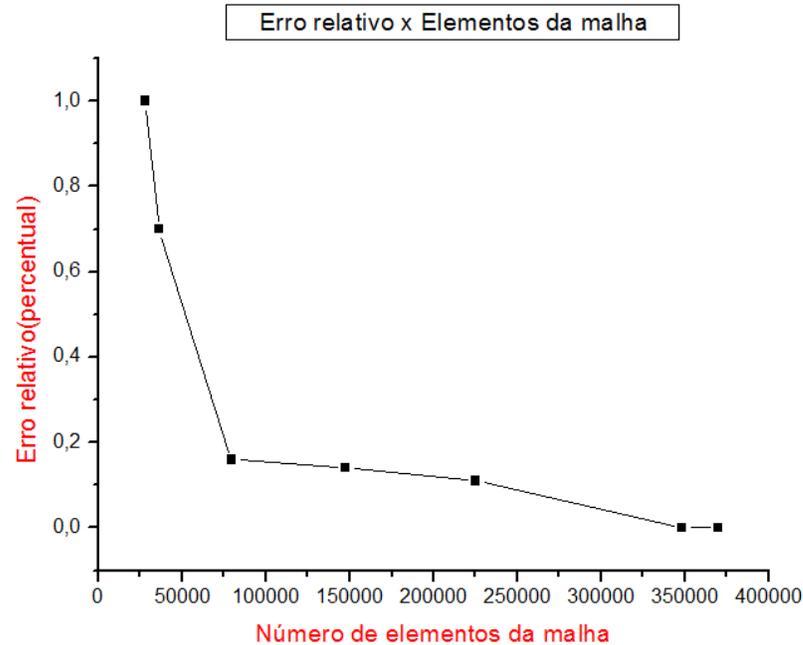
Tabela 14. Convergência da malha.

Nº elementos	Erro relativo
27.958	1
36.190	0,70
79.369	0,16
147.503	0,14
225.085	0,11
348.227	8×10^{-9}
369.677	3×10^{-9}

Fonte: O AUTOR (2017).

A seguir mostra-se o Gráfico 6, de como comportou-se o erro relativo após cada simulação.

Gráfico 6. Erro relativo versus elementos de malha.

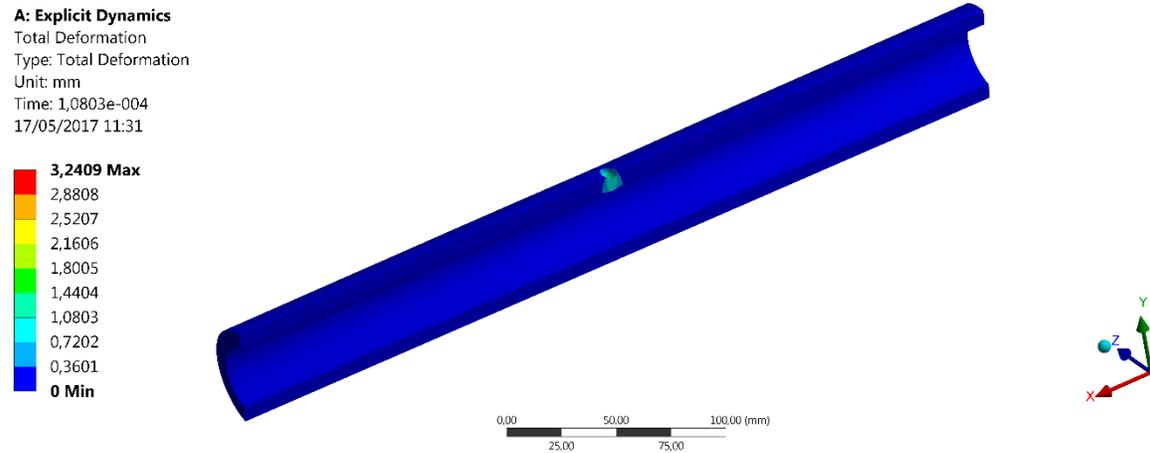


Fonte: O AUTOR (2017).

6.5.3 Resultado simulação da indentação do duto GE

Após executada a simulação da indentação duto GE, afim de comparar os resultados obtidos nesta simulação, com o conseguido na fase experimental, utilizando a máquina de compressão, cujo resultados já foram apresentados neste capítulo. Será apresentado primeiro a profundidade da moosa conseguido nesta simulação que foi de 3,24 mm, Figura 50, bastante próximo do resultado alcançado durante ensaio de indentação, que foi de 3,59 mm.

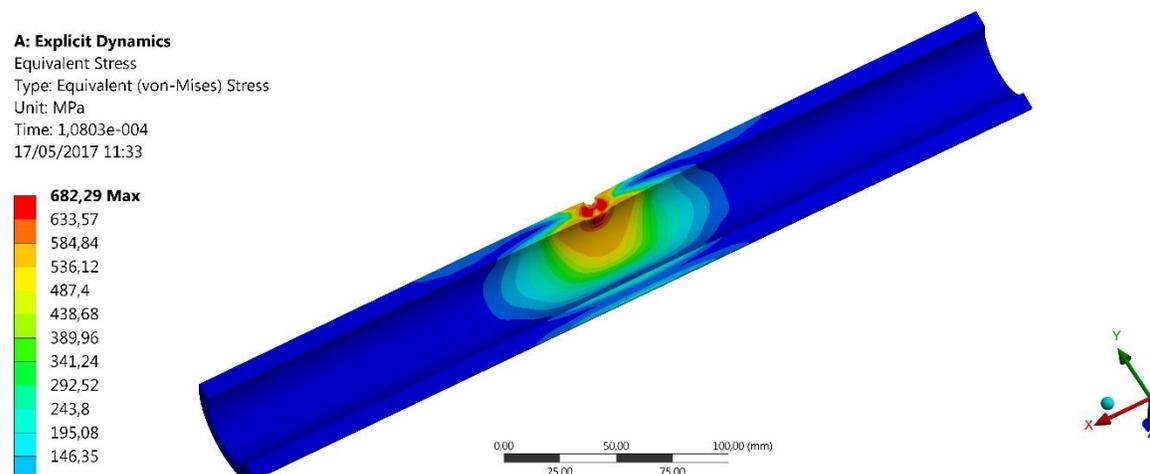
Figura 50. Deformação total assumida como a profundidade da moesa



Fonte: ANSYS (2016).

Outro resultado conseguido foi a tensão equivalente de Mises, durante o processo de indentação, pode-se comentar que o valor máximo alcançado foi 682 MPa, conforme Figura 51 bem próximo ao valor máximo de tensão alcançado pelo aço X80, que está na casa de 690 MPa, sendo que o valor máximo de tensão conseguido nesta simulação ficou concentrado na região de maior deformação como esperado, vale destacar que a faixa laranja de tensão por volta de 550 MPa que seria a tensão de escoamento do material em questão se concentrou na lateral do duto, uma região bastante solicitada.

Figura 51. Tensão equivalente de Von Mises.

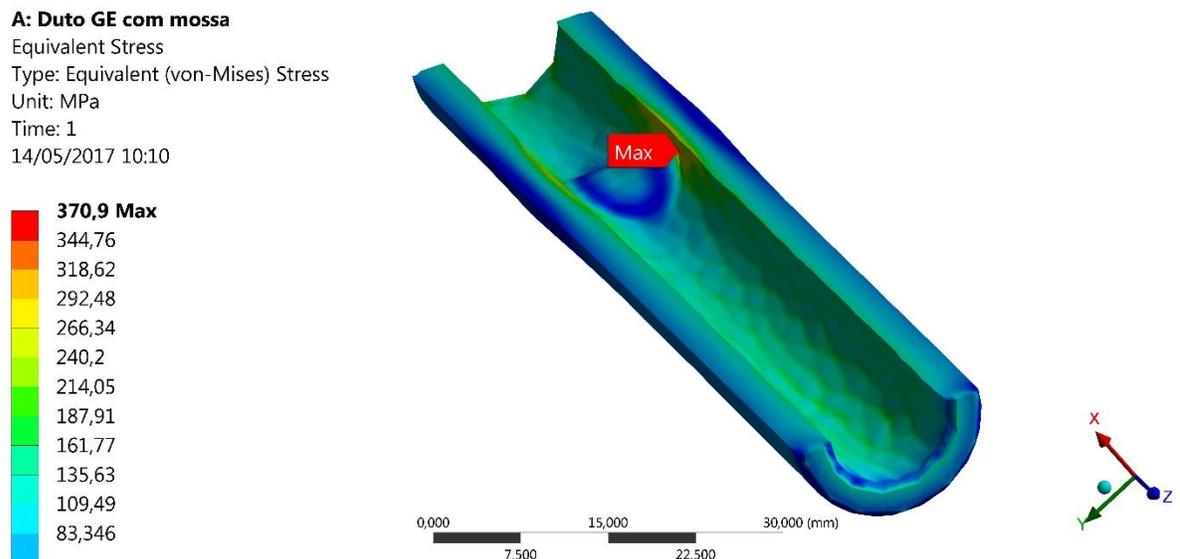


Fonte: ANSYS (2016).

6.5.4 Resultado da simulação de pressão com o duto GE deformado

Como recomenda a norma API 5L no tocante a teste de pressão a serem implementadas em dutos, para geometria e material deste duto, que é X80, a máxima pressão que deve ser alcançada será de 50 MPa, e portanto foi implementado o carregamento desta magnitude bem como ajustes na pressão axial, como foi discorrido na fundamentação teórica, então a tensão equivalente de Von Mises é mostrada na Figura 52, vale ressaltar que a tensão máxima atuante de cerca de 370 MPa está concentrada na região lateral da moessa, e que ficou bem abaixo da tensão de escoamento do material de 550 MPa. E que baseado no aqui mostrado este duto mesmo com essa moessa, seria operacional.

Figura 52. Tensão equivalente de Mises Duto GE deformado à pressão interna de 50 MPa



Fonte: ANSYS (2016).

6.5.5 Confronto valores simulados com obtidos analiticamente do duto íntegro 24"

A princípio a geometria do espécime simulado já foi amplamente descrita, em capítulos anteriores, porém decidiu-se confrontar o resultado colhido no duto submetido a 1 MPa, tanto o

resultado analítico quanto o resultado numérico, obtido nesta simulação, vale destacar que o duto se encontra sem defeito conforme Tabela 15.

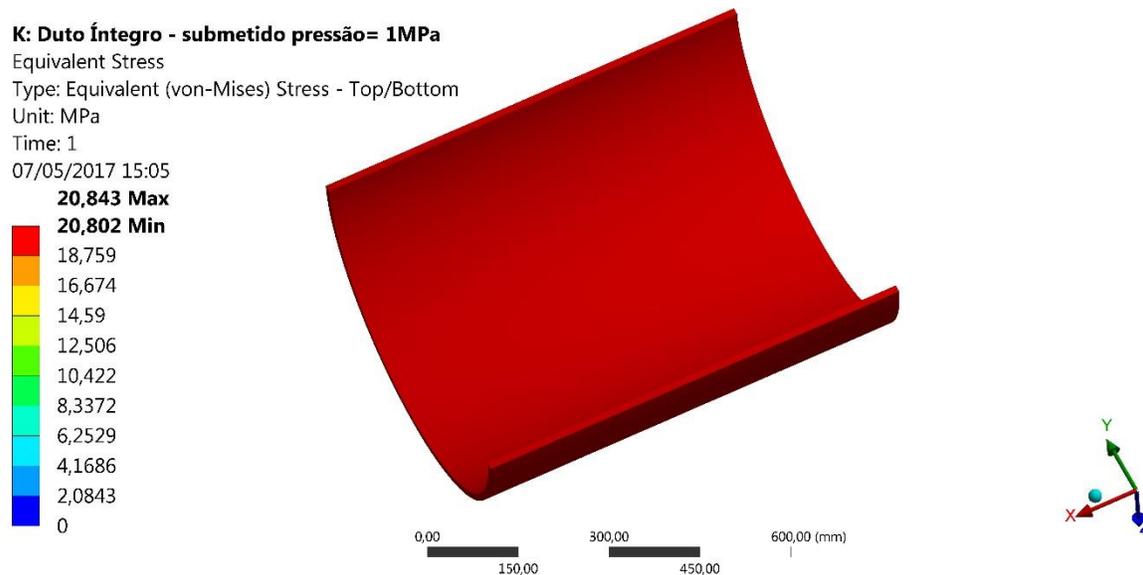
Tabela 15. Cálculo de tensões analítico e numérico.

Valor calculado	Tensão tangencial-MPa	Tensão axial-MPa	Tensão radial-MPa	Tensão de Mises3 MPa
Analítico	23	11,5	-1	20,79
Numérico				20,80 a 20,84

Fonte: O AUTOR (2017).

Conforme a Figura 53, percebe-se que praticamente não houve discrepância entre valores calculados e valores simulados.

Figura 53. Tensão equivalente de Von Mises duto 24" íntegro à pressão=1 Mpa.



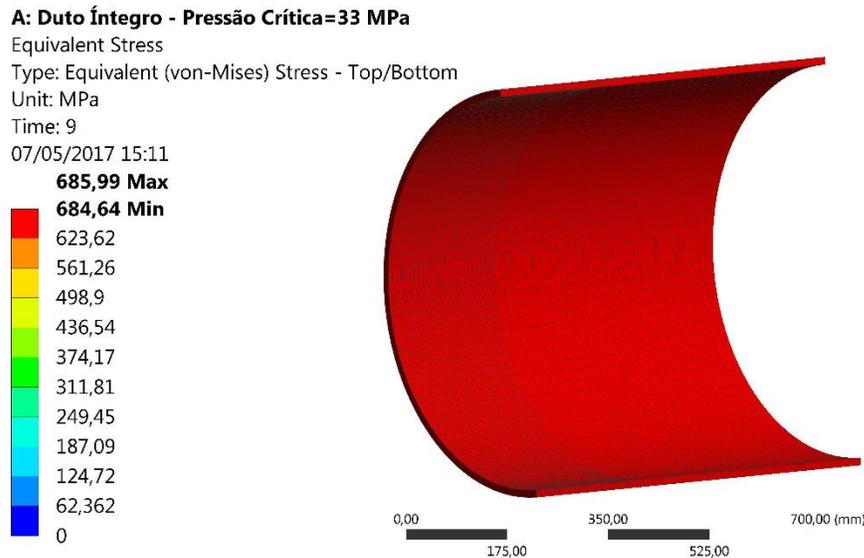
Fonte: ANSYS (2016).

6.5.6 Teste de pressão de ruptura duto íntegro bitola 24"

O duto comercial de NPS 24 polegadas e espessura de 1/2, será agora submetido a uma carga de pressão variada, começando da pressão próxima ao que se atinja a tensão de escoamento (550 MPa) até aquela que chegue próxima a tensão última do aço API 5L X80 (690 MPa). Para tanto foi

feito incrementos de 0,5 MPa a cada passo, até que não houvesse convergência, e assumisse que a pressão de ruptura foi a atingida no passo imediatamente anterior ao passo onde não convergiu. Analiticamente chegamos a valores de pressão crítica próximo a 33,17 MPa, para atingir 690 MPa. Pode-se observar na Figura 54 os valores atingidos.

Figura 54. Pressão crítica duto intacto 24” .



Fonte: ANSYS (2016).

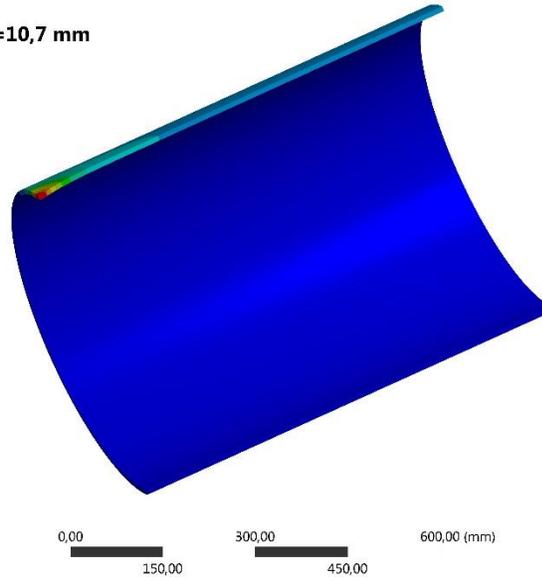
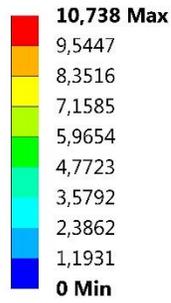
6.5.7 Resultado da simulação indentação caso 1.

A simulação do caso 1 constou de uma indentação que gerou uma moosa de profundidade de 10,7 mm, e deformação de 1,75 %, portanto dentro dos parâmetros de aprovação da ASME, e bem próxima da moosa que foi mencionada por Race (2008) no início deste trabalho, em torno de 1,70 % de deformação, que originou um acidente como lá descrito, então será interessante investigar este comportamento. Inicialmente pode verificar o resultado da deformação total, assumida como a profundidade da moosa, Figura 55. Na sequência pode-se visualizar as tensões equivalentes atingidas durante o processo de conformação da moosa, Figura 56, que atingiram valor máximo na casa de 673 MPa, situada no entorno da região de contato. Pode-se observar que o duto como um todo, exceto a região de contato, manteve um nível de tensão baixo.

Figura 55. Resultado da indentação caso 1.

F: Indentação duto NPS 24" mossa=10,7 mm

Total Deformation
 Type: Total Deformation
 Unit: mm
 Time: 4
 07/05/2017 14:36

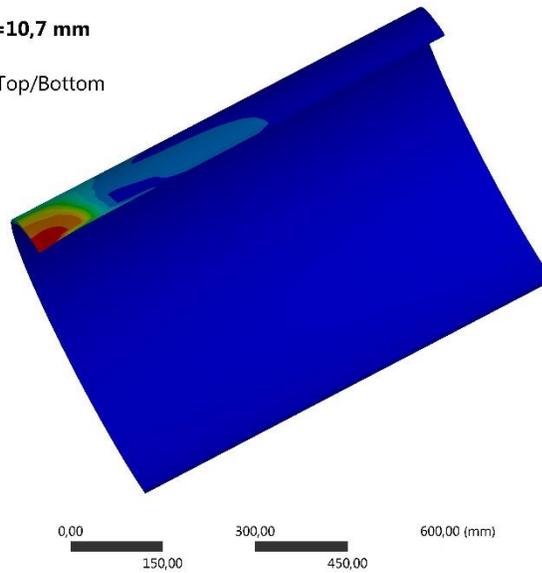
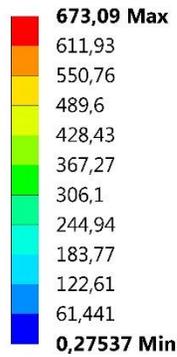


Fonte: ANSYS (2016).

Figura 56. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 1.

F: Indentação duto NPS 24" mossa=10,7 mm

Equivalent Stress
 Type: Equivalent (von-Mises) Stress - Top/Bottom
 Unit: MPa
 Time: 4
 07/05/2017 14:37

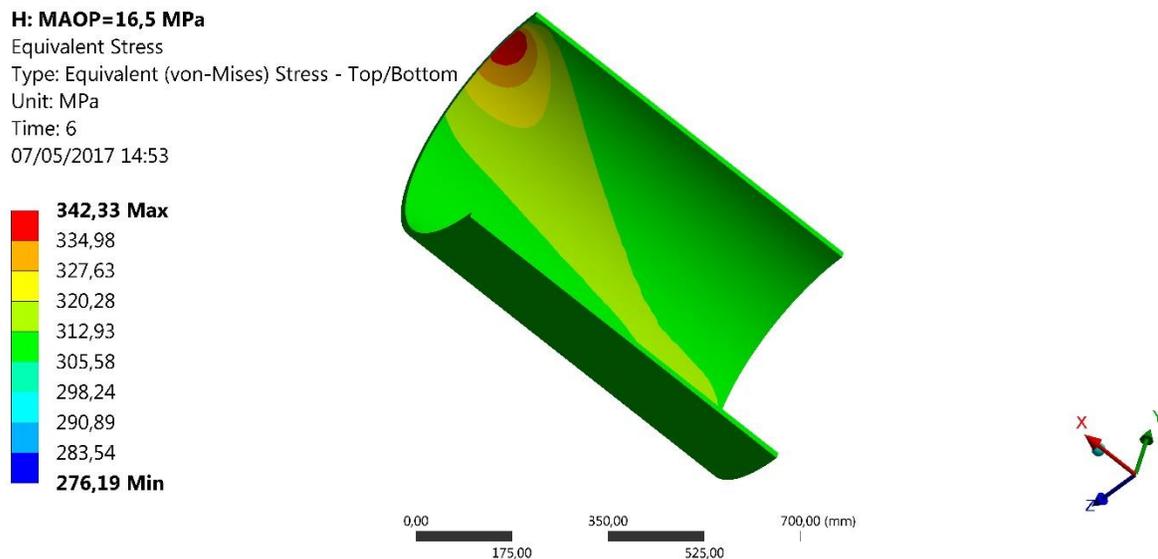


Fonte: ANSYS (2016).

6.5.8 Resultado do teste de pressão caso 1

Após promover a indentação no caso 1, o processo seguinte foi submeter este duto deformado a um processo de pressurização, neste estudo foi seguido dois passos, durante esta etapa, a primeira constou, do que consta na norma CFR 192, amplamente discutida na formulação teórica, que estabelece a MAOP, para cada bitola de duto, e tipo de material e temperatura de operação do mesmo, no caso em questão, estabeleceu-se que a temperatura é menor que 121 °C, e o nível de locação o mais perigoso possível atribuindo o maior fator para este caso (0,72). Utilizando a equação 8, e fazendo o cálculo da MAOP, chega-se a um valor de 16,5 MPa. A segunda etapa, ainda com respeito a pressão, está estabelecida na norma API 5L, no capítulo sobre teste hidrostático, conforme tabela da referida norma, para o aço API 5L X80, e bitola de 24", e espessura de 1/2". Fica estabelecida uma pressão máxima de teste de 20,7 MPa. A Figura 57 mostra a tensão atingida, sob pressão interna de 16,5 MPa, que foi máxima de 342 Mpa, o que torna o duto operacional.

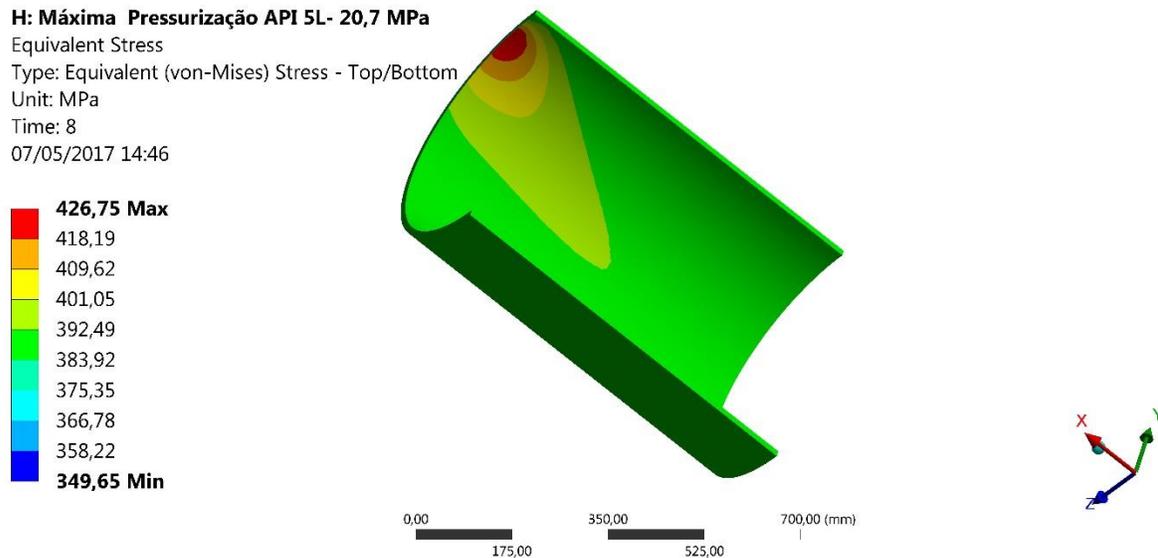
Figura 57. Tensão de Mises caso 1 submetido à pressão de 16,5 MPa.



Fonte: ANSYS (2016).

O passo seguinte é mostrado na Figura 58, onde o duto deformado é submetido ao teste de pressão conforme norma API 5L, que é de 20,7 MPa, o que resulta em uma tensão equivalente máxima da ordem de 427 MPa, portanto ainda mantendo o duto aprovado para operação conforme mais este critério.

Figura 58. Tensão de Mises caso 1 submetido à pressão de 20,7 MPa (API 5L).



Fonte: ANSYS (2016).

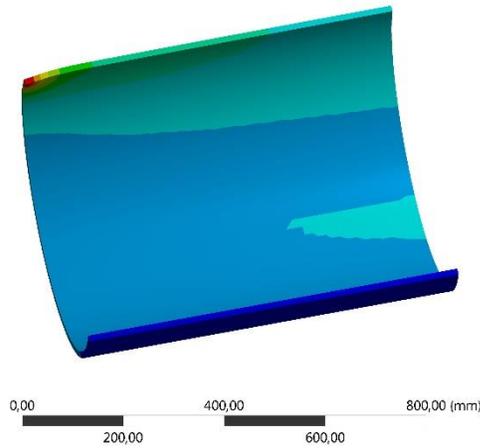
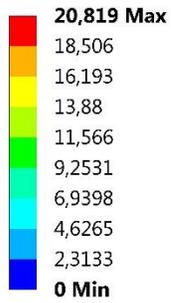
6.5.9 Resultado da simulação indentação caso 2

A simulação do caso 2 constou de uma indentação que gerou uma moosa de profundidade de 20,8 mm, e deformação de 3,41 %, portanto dentro dos parâmetros de aprovação da ASME. Inicialmente pode verificar o resultado da deformação total, assumida como a profundidade da moosa, Figura 59. Na sequência pode-se visualizar as tensões equivalentes atingidas durante o processo de conformação da moosa, Figura 60, que atingiram valor máximo na casa de 690 MPa, situada no entorno da região de contato. Pode-se observar que o duto manteve algumas regiões submetidas a diferentes faixas de tensões.

Figura 59. Resultado da indentação caso 2.

B: Indentação duto NPS 24" massa= 20 mm

Total Deformation
 Type: Total Deformation
 Unit: mm
 Time: 4
 11/05/2017 13:22

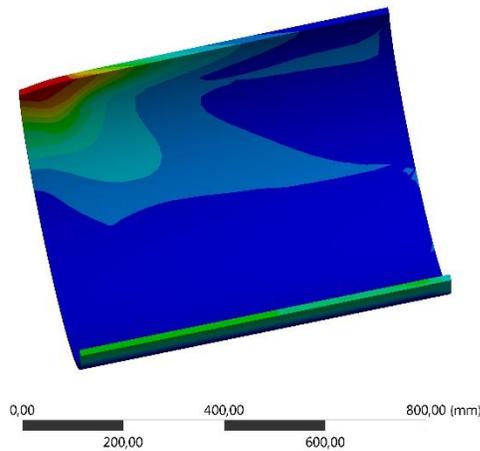
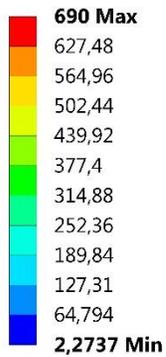


Fonte: ANSYS (2016).

Figura 60. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 2.

B: Indentação duto NPS 24" massa= 20 mm

Equivalent Stress
 Type: Equivalent (von-Mises) Stress - Top/Bottom
 Unit: MPa
 Time: 4
 11/05/2017 13:21



Fonte: ANSYS (2016).

6.5.10 Resultado do teste de pressão caso 2

Após promover a indentação no caso 2, o processo seguinte foi submeter este duto deformado a um processo de pressurização, neste estudo foi seguido dois passos, durante esta etapa, a primeira constou, do que consta na norma CFR 192, amplamente discutida na formulação teórica, que estabelece a MAOP, para cada bitola de duto, e tipo de material e temperatura de operação do mesmo, no caso em questão, estabeleceu-se que a temperatura é menor que 121 °C, e o nível de locação o mais perigoso possível atribuindo o maior fator para este caso (0,72). Utilizando a equação 8, e fazendo o cálculo da MAOP, chega-se a um valor de 16,5 MPa. A segunda etapa, ainda com respeito a pressão, está estabelecida na norma API 5L, no capítulo sobre teste hidrostático, conforme tabela da referida norma, para o aço API 5L X80, e bitola de 24", e espessura de 1/2". Fica estabelecida uma pressão máxima de teste de 20,7 MPa. Figura 61 mostra a tensão atingida, sob pressão interna de 16,5 MPa, que foi máxima de 457 Mpa, o que torna o duto operacional, visto pela robustez do material, ainda, apesar desta tensão, o material ainda se encontra na zona elástica.

Figura 61. Tensão de Mises caso 2 submetido à pressão de 16,5 Mpa.

D: Mossa= 20 mm- à MAOP=16,5 MPa- CFR 192

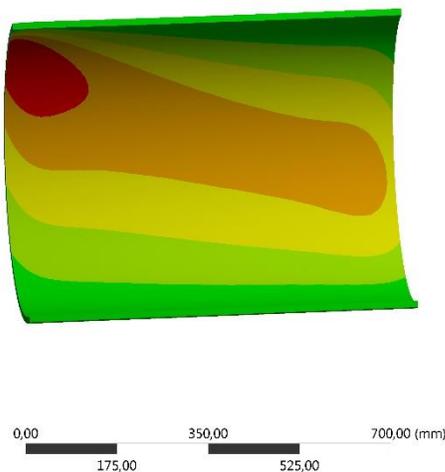
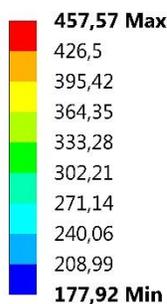
Equivalent Stress

Type: Equivalent (von-Mises) Stress - Top/Bottom

Unit: MPa

Time: 6

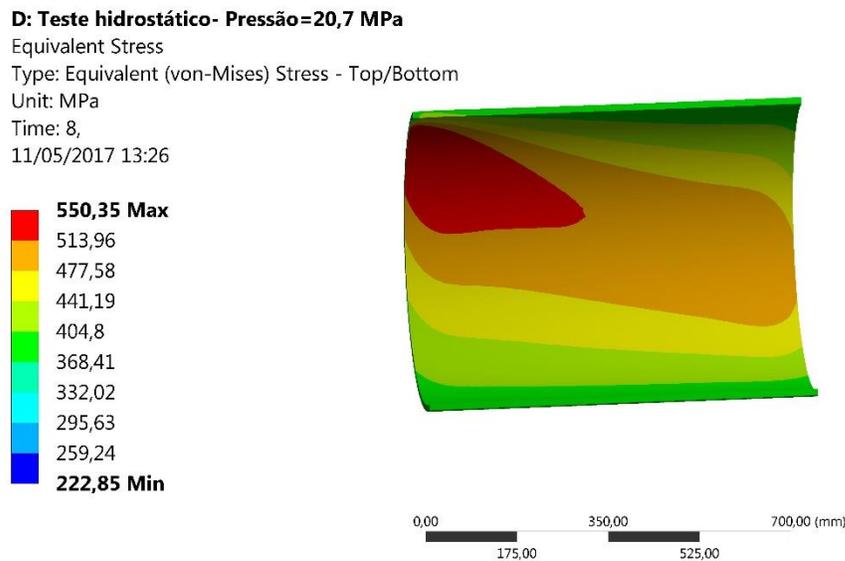
11/05/2017 13:42



Fonte: ANSYS (2016).

O passo seguinte é mostrado na Figura 62, onde o duto deformado é submetido ao teste de pressão conforme norma API 5L, que é de 20,7 MPa, o que resulta em uma tensão equivalente máxima da ordem de 550 MPa, apesar de estar no início da zona de escoamento, como trata-se de teste hidrostático, pelo resultado abaixo exposto, o duto seria aprovado para operação conforme mais este critério. Vale destacar que a propagação de zonas de tensão ao longo da lateral do duto já é bastante intensa, como se pode observar.

Figura 62. Tensão de Mises caso 2 submetido à pressão de 20,7 MPa API 5L.



Fonte: ANSYS (2016).

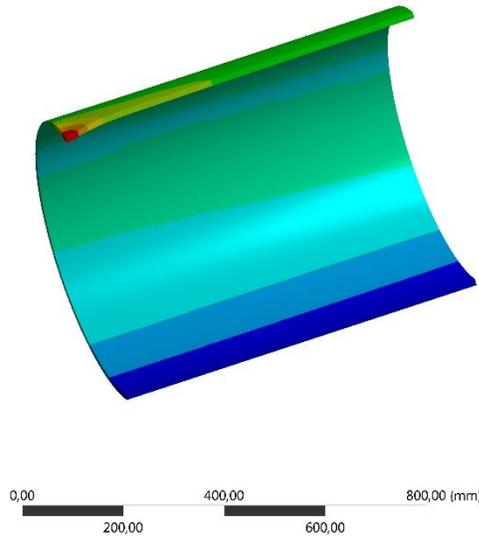
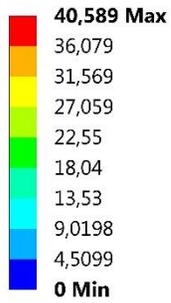
6.5.11 Resultado da simulação indentação caso 3

A simulação do caso 3 constou de uma indentação que gerou uma moosa de profundidade de 40,6 mm, e deformação de 6,66 %, vale salientar que esta moosa está fora dos parâmetros de aprovação da norma ASME. Inicialmente pode verificar o resultado da deformação total, assumida como a profundidade da moosa, Figura 63. Na sequência pode-se visualizar as tensões equivalentes atingidas durante o processo de conformação da moosa, Figura 64, que atingiram valor máximo na casa de 690 MPa, situada no entorno da região de contato. Pode-se observar que o duto manteve algumas regiões submetidas a diferentes faixas de tensões.

Figura 63. Resultado da indentação caso 3.

B: Indentação duto NPS 24" massa= 40 mm

Total Deformation
 Type: Total Deformation
 Unit: mm
 Time: 4
 11/05/2017 15:05

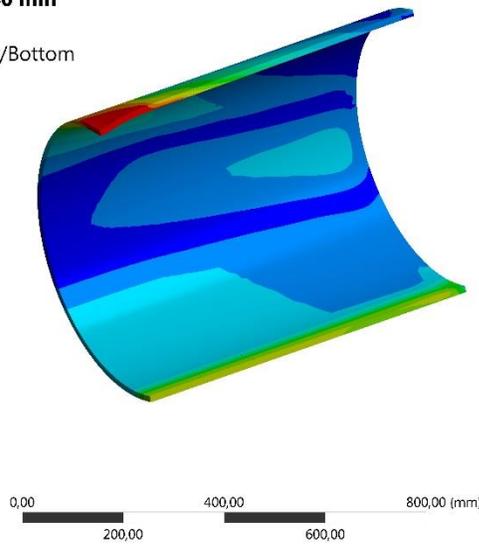
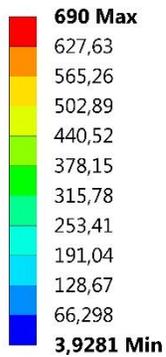


Fonte: ANSYS (2016).

Figura 64. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 3.

B: Indentação duto NPS 24" massa= 40 mm

Equivalent Stress
 Type: Equivalent (von-Mises) Stress - Top/Bottom
 Unit: MPa
 Time: 4
 11/05/2017 15:06

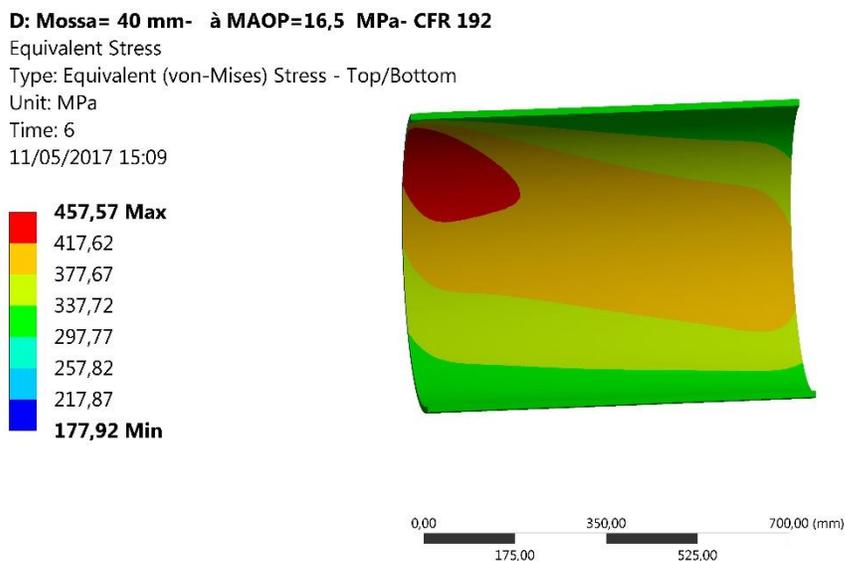


Fonte: ANSYS (2016).

6.5.12 Resultado do teste de pressão caso 3

Após promover a indentação no caso 3, o processo seguinte foi submeter este duto deformado a um processo de pressurização, neste estudo foi seguido dois passos, durante esta etapa, a primeira constou, do que consta na norma CFR 192, amplamente discutida na formulação teórica, que estabelece a MAOP, para cada bitola de duto, e tipo de material e temperatura de operação do mesmo, no caso em questão, estabeleceu-se que a temperatura é menor que 121 °C, e o nível de locação o mais perigoso possível atribuindo o maior fator para este caso (0,72). Utilizando a Equação 8, e fazendo o cálculo da MAOP, chega-se a um valor de 16,5 MPa. A segunda etapa, ainda com respeito a pressão, está estabelecida na norma API 5L, no capítulo sobre teste hidrostático, conforme tabela da referida norma, para o aço API 5L X80, e bitola de 24", e espessura de 1/2". Fica estabelecida uma pressão máxima de teste de 20,7 MPa. Figura 65 mostra a tensão atingida, sob pressão interna de 16,5 MPa, que foi máxima de 458 Mpa, o que torna o duto operacional, visto pela robustez do material, apesar desta tensão, o material ainda se encontra na zona elástica. Vale destacar, que apesar de operacional é visível a larga faixa de tensão ao longo da lateral do duto com valores em torno de até 417 MPa.

Figura 65. Tensão de Mises caso 3 submetido à pressão de 16,5 MPa CFR 192.



Fonte: ANSYS (2016).

O passo seguinte é mostrado na Figura 66, onde o duto deformado é submetido ao teste de pressão conforme norma API 5L, que é de 20,7 MPa, o que resulta em uma tensão equivalente máxima da ordem de 550 MPa, apesar de estar no início da zona de escoamento, como trata-se de teste hidrostático, pelo resultado abaixo exposto, o duto seria aprovado para operação conforme mais este critério. Vale destacar que a propagação de zonas de tensão ao longo da lateral do duto já é bastante intensa, e aumenta a faixa vermelha máxima, como se pode observar.

Figura 66. Tensão de Mises caso 3 submetido à pressão de 20,7 MPa API 5L.

D: Mossa= 40 mm- Teste Máxima pressão= 20,7 MPa -API 5L

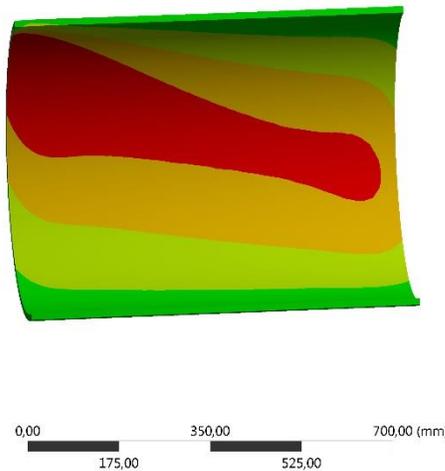
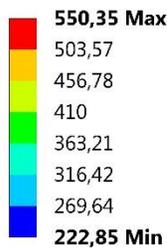
Equivalent Stress

Type: Equivalent (von-Mises) Stress - Top/Bottom

Unit: MPa

Time: 8,

11/05/2017 15:12



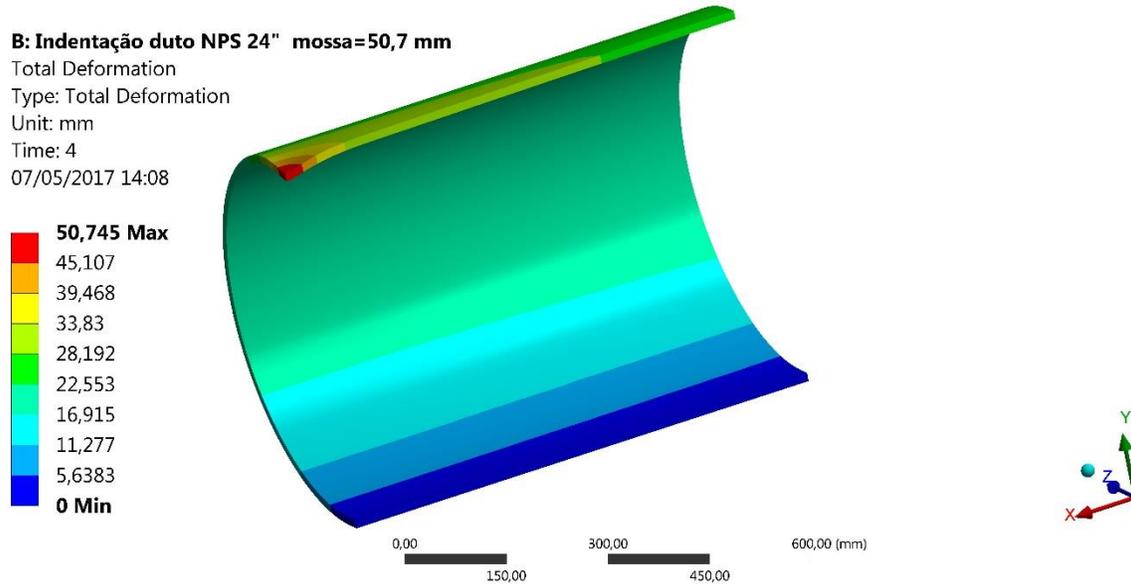
Fonte: ANSYS (2016).

6.5.13 Resultado da simulação indentação caso 4

A simulação do caso 4 constou de uma indentação que gerou uma mocha de profundidade de 50,7 mm, e deformação de 8,32 %, destaca-se que neste nível de profundidade e relação de deformação, esta mocha estaria fora dos padrões de aprovação da norma ASME. Inicialmente pode verificar o resultado da deformação total, assumida como a profundidade da mocha, Figura 67. Na sequência pode-se visualizar as tensões equivalentes atingidas durante o processo de conformação da mocha, Figura 68, que atingiram valor máximo na casa de 690 MPa, situada no

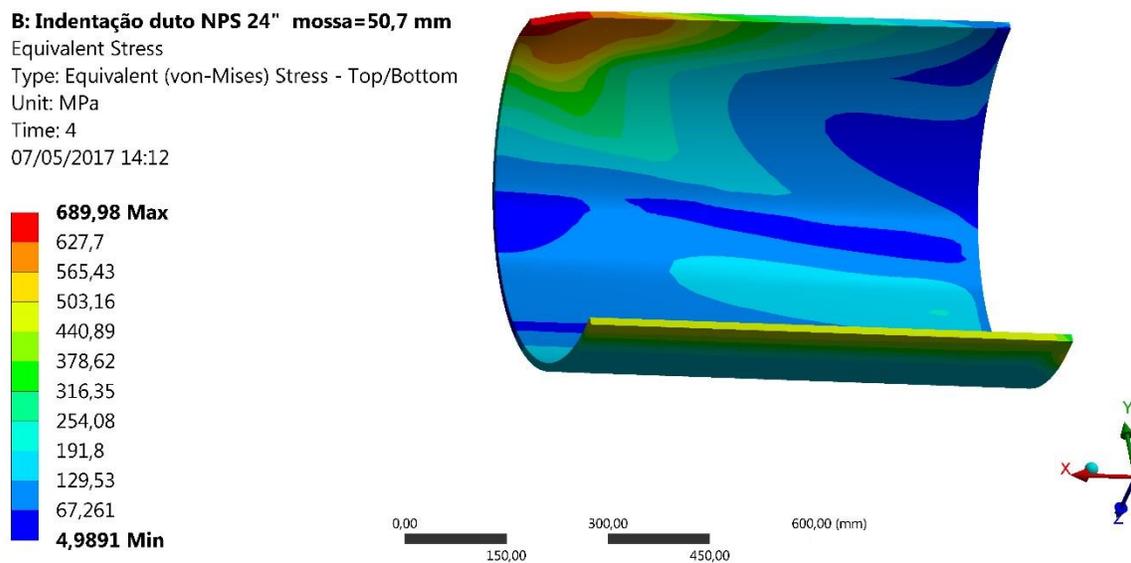
entorno da região de contato. Pode-se observar que o duto manteve algumas regiões submetidas a diferentes faixas de tensões.

Figura 67. Resultado da indentação caso 4.



Fonte: ANSYS (2016).

Figura 68. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 4.

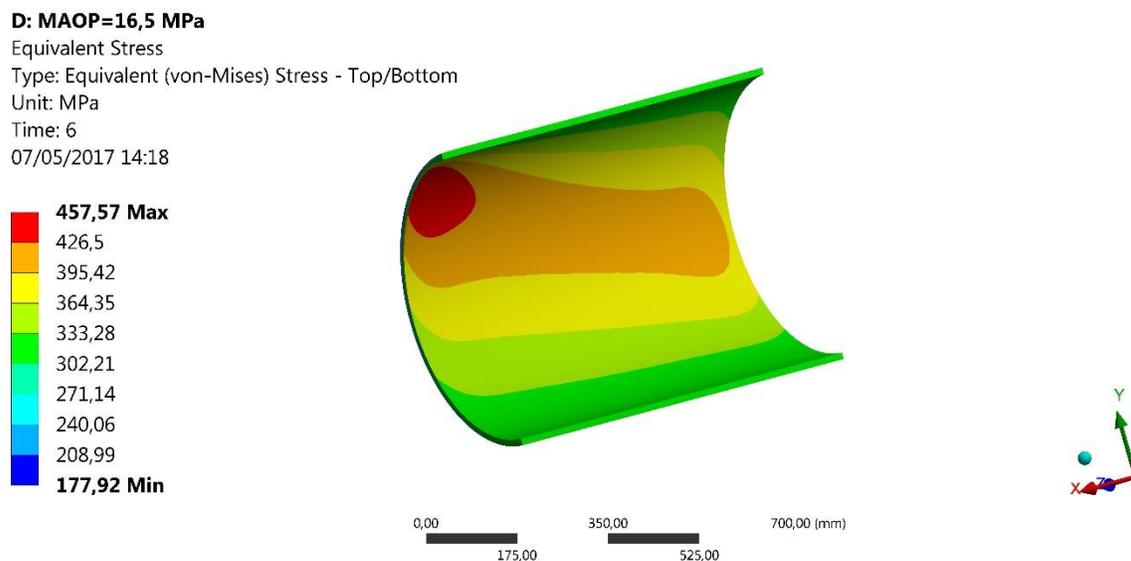


Fonte: ANSYS (2016).

6.5.14 Resultado do teste de pressão caso 4

Após promover a indentação no caso 4, o processo seguinte foi submeter este duto deformado a um processo de pressurização, neste estudo foi seguido dois passos, durante esta etapa, a primeira constou, do que consta na norma CFR 192, amplamente discutida na formulação teórica, que estabelece a MAOP, para cada bitola de duto, e tipo de material e temperatura de operação do mesmo, no caso em questão, estabeleceu-se que a temperatura é menor que 121 °C, e o nível de locação o mais perigoso possível atribuindo o maior fator para este caso (0,72). Utilizando a equação 8, e fazendo o cálculo da MAOP, chega-se a um valor de 16,5 MPa. A segunda etapa, ainda com respeito a pressão, está estabelecida na norma API 5L, no capítulo sobre teste hidrostático, conforme tabela da referida norma, para o aço API 5L X80, e bitola de 24", e espessura de 1/2". Fica estabelecida uma pressão máxima de teste de 20,7 MPa. Figura 69 mostra a tensão atingida, sob pressão interna de 16,5 MPa, que foi máxima de 458 Mpa, o que torna o duto operacional, visto pela robustez do material, apesar desta tensão, o material ainda se encontra na zona elástica. Vale destacar, que apesar de operacional é visível a larga faixa de tensão ao longo da lateral do duto com valores em torno de até 426 MPa.

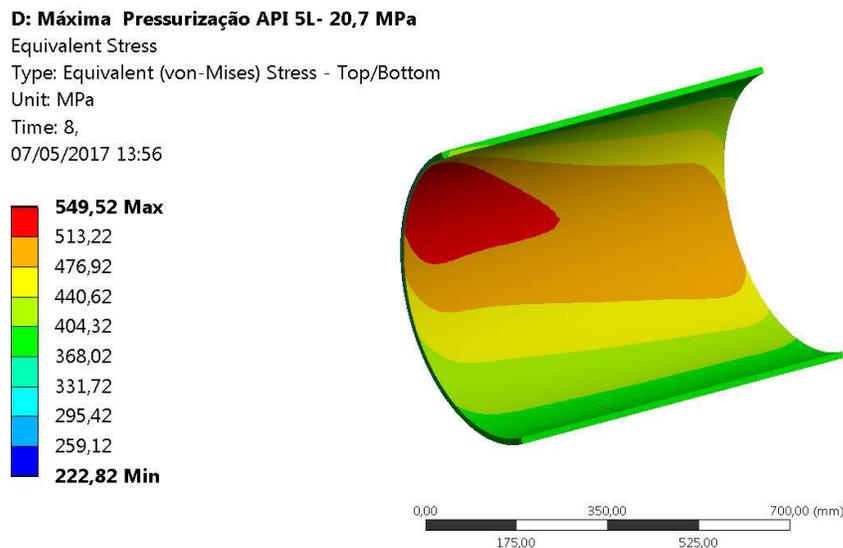
Figura 69. Tensão de Mises caso 4 submetido à pressão de 16,5 MPA CFR 192.



Fonte: ANSYS (2016).

O passo seguinte é mostrado na Figura 70, onde o duto deformado é submetido ao teste de pressão conforme norma API 5L, que é de 20,7 MPa, o que resulta em uma tensão equivalente máxima da ordem de 550 MPa, apesar de estar no início da zona de escoamento, como trata-se de teste hidrostático, pelo resultado abaixo exposto, o duto seria aprovado para operação conforme mais este critério. Vale destacar que a propagação de zonas de tensão ao longo da lateral do duto já é bastante intensa, e aumenta a faixa vermelha máxima, como se pode observar, assim como a área laranja com pressão de até 513 MPa.

Figura 70. Tensão de Mises caso 4 submetido à pressão de 20,7 MPa API 5L.



Fonte: ANSYS (2016).

6.5.15 Resultado da simulação indentação caso 5

A simulação do caso 5 constou de uma indentação que gerou uma moosa de profundidade de 78,6 mm, e deformação de 12,9 %, vale ressaltar que o nível de deformação e profundidade desta moosa, faz com que a mesma fique reprovada de acordo com a normativa da ASME. Inicialmente pode verificar o resultado da deformação total, assumida como a profundidade da moosa, Figura 71. Na sequência pode-se visualizar as tensões equivalentes atingidas durante o processo de conformação da moosa, Figura 72, que atingiram valor máximo na casa de 690 MPa, situada no

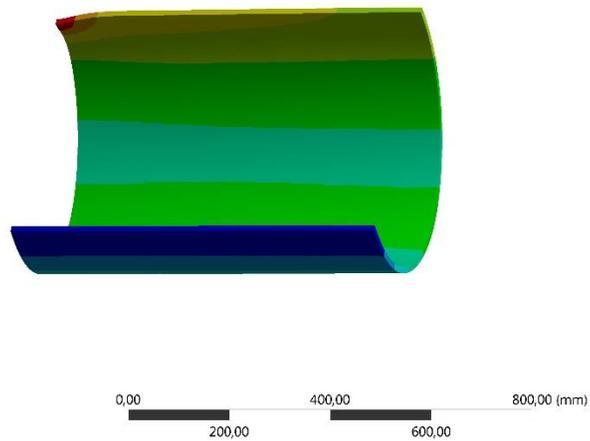
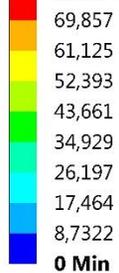
entorno da região de contato. Pode-se observar que o duto manteve algumas regiões submetidas a diferentes faixas de tensões. Ficando mais intensa a região de tensão máxima próxima a moesa.

Figura 71. Resultado da indentação caso 5.

B: Indentação duto NPS 24" moesa= 78 mm

Total Deformation
Type: Total Deformation
Unit: mm
Time: 4
11/05/2017 17:33

78,59 Max



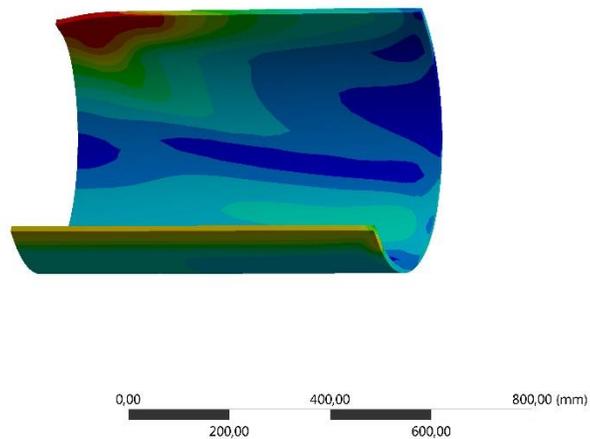
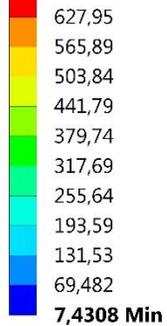
Fonte: ANSYS (2016).

Figura 72. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 5.

B: Indentação duto NPS 24" moesa= 78 mm

Equivalent Stress
Type: Equivalent (von-Mises) Stress - Top/Bottom
Unit: MPa
Time: 4
11/05/2017 17:34

690 Max

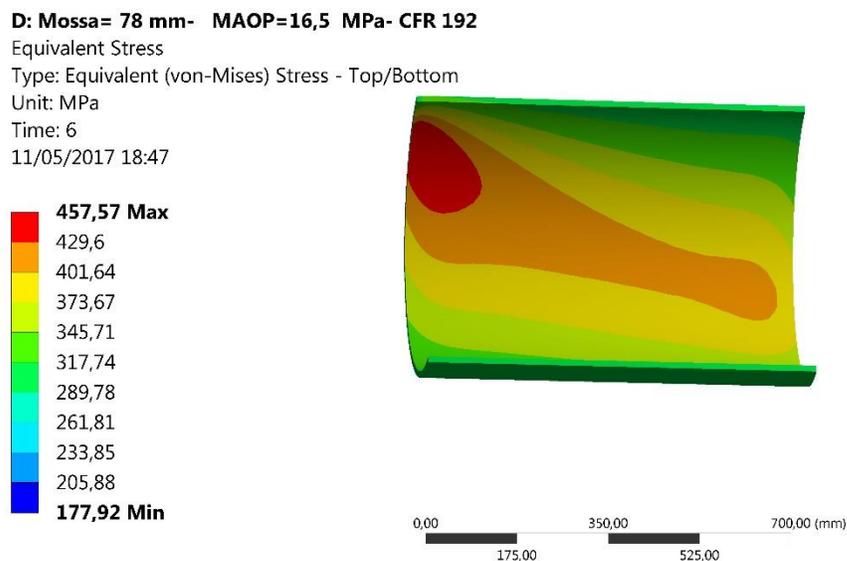


Fonte: ANSYS (2016).

6.5.16 Resultado do teste de pressão caso 5

Após promover a indentação no caso 5, o processo seguinte foi submeter este duto deformado a um processo de pressurização, neste estudo foi seguido dois passos, durante esta etapa, a primeira constou, do que consta na norma CFR 192, amplamente discutida na formulação teórica, que estabelece a MAOP, para cada bitola de duto, e tipo de material e temperatura de operação do mesmo, no caso em questão, estabeleceu-se que a temperatura é menor que 121 °C, e o nível de locação o mais perigoso possível atribuindo o maior fator para este caso (0,72). Utilizando a equação 8, e fazendo o cálculo da MAOP, chega-se a um valor de 16,5 MPa. A segunda etapa, ainda com respeito a pressão, está estabelecida na norma API 5L, no capítulo sobre teste hidrostático, conforme tabela da referida norma, para o aço API 5L X80, e bitola de 24", e espessura de 1/2". Fica estabelecida uma pressão máxima de teste de 20,7 MPa. Figura 73 mostra a tensão atingida, sob pressão interna de 16,5 MPa, que foi máxima de 458 Mpa, o que torna o duto operacional, visto pela robustez do material, apesar desta tensão, o material ainda se encontra na zona elástica. Vale destacar, que apesar de operacional é visível a larga faixa de tensão ao longo da lateral do duto com valores em torno de até 430 MPa.

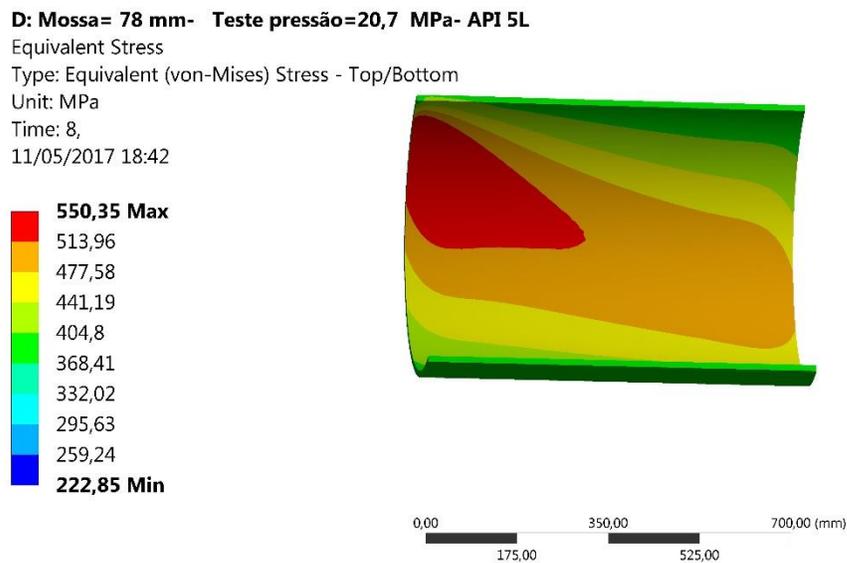
Figura 73. Tensão de Mises caso 5 submetido à pressão de 16,5 MPa CFR 192.



Fonte: ANSYS (2016).

O passo seguinte é mostrado na Figura 74, onde o duto deformado é submetido ao teste de pressão conforme norma API 5L, que é de 20,7 MPa, o que resulta em uma tensão equivalente máxima da ordem de 550 MPa, apesar de estar no início da zona de escoamento, como trata-se de teste hidrostático, pelo resultado abaixo exposto, o duto seria aprovado para operação conforme mais este critério. Vale destacar que a propagação de zonas de tensão ao longo da lateral do duto já é bastante intensa, e aumenta a faixa vermelha máxima, como se pode observar, assim como a área laranja com pressão de até 514 MPa.

Figura 74. Tensão de Mises caso 5 submetido à pressão de 20,7 MPa API 5L.



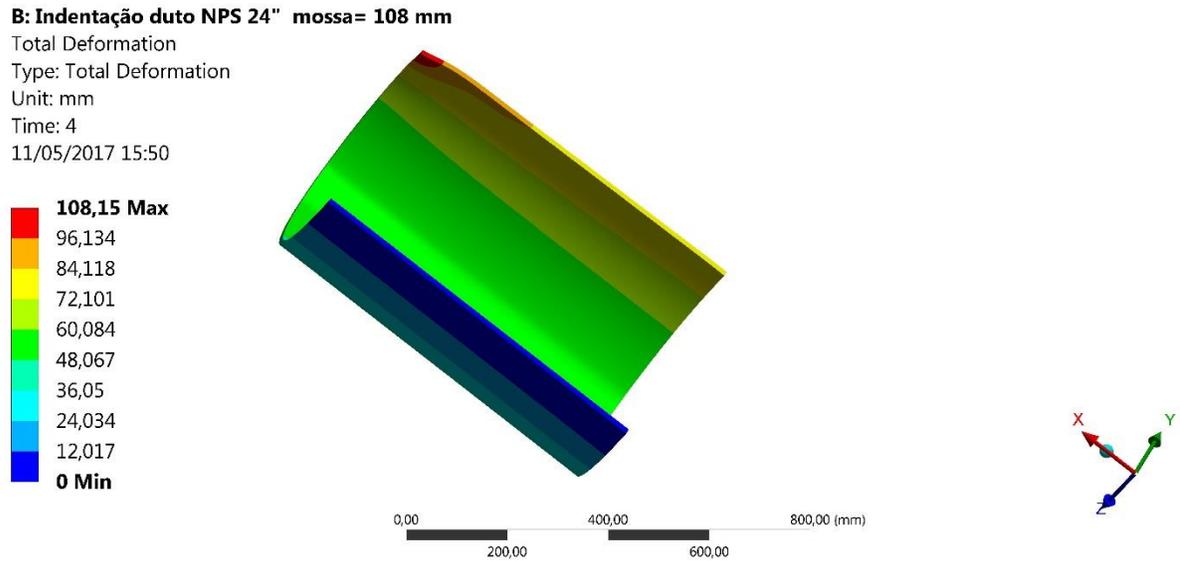
Fonte: ANSYS (2016).

6.5.17 Resultado da simulação indentação caso 6

A simulação do caso 6 constou de uma indentação que gerou uma moosa de profundidade de 108,1 mm, e deformação de 17,73 %, ressalta-se aqui que este nível de deformação e profundidade desta moosa, faz com que esta seja reprovada de acordo com a norma ASME. Inicialmente pode verificar o resultado da deformação total, assumida como a profundidade da moosa, Figura 75. Na sequência pode-se visualizar as tensões equivalentes atingidas durante o processo de conformação da moosa, Figura 76, que atingiram valor máximo na casa de 690 MPa,

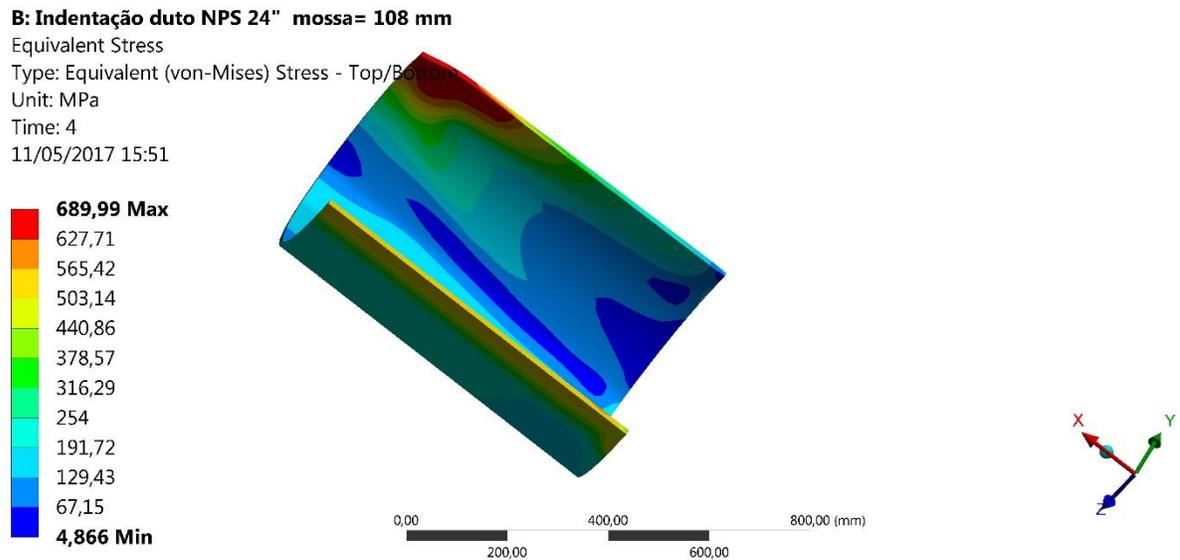
situada no entorno da região de contato. Pode-se observar que o duto manteve algumas regiões submetidas a diferentes faixas de tensões.

Figura 75. Resultado da indentação caso 6.



Fonte: ANSYS (2016).

Figura 76. Tensão equivalente desenvolvidas durante indentação caso 6.



Fonte: ANSYS (2016).

6.5.18 Resultado do teste de pressão caso 6

Após promover a indentação no caso 6, o processo seguinte foi submeter este duto deformado a um processo de pressurização, neste estudo foi seguido dois passos, durante esta etapa, a primeira constou, do que consta na norma CFR 192, amplamente discutida na formulação teórica, que estabelece a MAOP, para cada bitola de duto, e tipo de material e temperatura de operação do mesmo, no caso em questão, estabeleceu-se que a temperatura é menor que 121 °C, e o nível de locação o mais perigoso possível atribuindo o maior fator para este caso (0,72). Utilizando a equação 8, e fazendo o cálculo da MAOP, chega-se a um valor de 16,5 MPa. A segunda etapa, ainda com respeito a pressão, está estabelecida na norma API 5L, no capítulo sobre teste hidrostático, conforme tabela da referida norma, para o aço API 5L X80, e bitola de 24", e espessura de 1/2". Fica estabelecida uma pressão máxima de teste de 20,7 MPa. Figura 77 mostra a tensão atingida, sob pressão interna de 16,5 MPa, que foi máxima de 458 Mpa, o que torna o duto operacional, visto pela robustez do material, apesar desta tensão, o material ainda se encontra na zona elástica. Vale destacar, que apesar de operacional, do ponto de vista da tensão operacional, é visível a larga faixa de tensão ao longo da lateral do duto com valores em torno de até 426,5 MPa, e que por ser bastante severo o grau desta moosa, ocupando mais de um terço do raio do duto, bloquearia a passagem de ferramentas como ILI e PIG para inspeção e acompanhamento de rotinas de limpeza e manutenção da dutovia. Portanto o bom senso recomendaria fazer uma intervenção programada para reparar ou substituir o tubo afetado.

Figura 77. Tensão de Mises caso 6 submetido à pressão de 16,5 MPA CFR 192.

D: Mossa= 108 mm- à MAOP=16,5 MPa- CFR 192

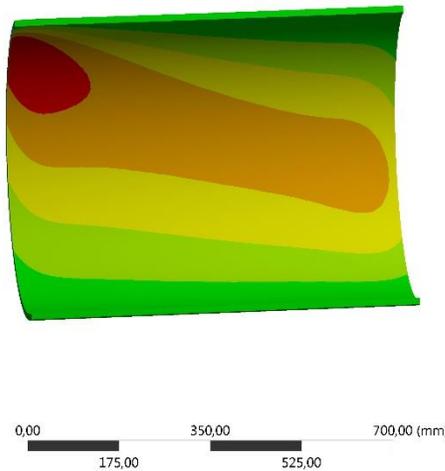
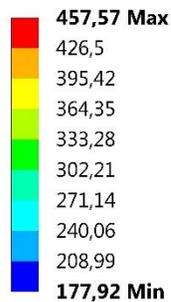
Equivalent Stress

Type: Equivalent (von-Mises) Stress - Top/Bottom

Unit: MPa

Time: 6

11/05/2017 15:58



Fonte: ANSYS (2016).

O passo seguinte é mostrado na Figura 78, onde o duto deformado é submetido ao teste de pressão conforme norma API 5L, que é de 20,7 MPa, o que resulta em uma tensão equivalente máxima da ordem de 550 MPa, apesar de estar no início da zona de escoamento, como trata-se de teste hidrostático, pelo resultado abaixo exposto, o duto seria aprovado para operação conforme mais este critério. Vale destacar que a propagação de zonas de tensão ao longo da lateral do duto já é bastante intensa, e aumenta considerável faixa vermelha máxima, com tensões de 550 MPa, como se pode observar, assim como aumenta a área laranja com pressão de até 503 MPa, dando ideia da severidade do dano. Apesar de suportar a carga operacional do teste de pressão, por questões de obstrução de passagem de ferramentas de inspeção, seria bom senso uma intervenção programada neste duto por conta do comentado no item anterior.

Figura 78. Tensão de Mises caso 6 submetido à pressão de 20,7 MPa API 5L.

D: Mossa= 108 mm- Teste pressão=20,7 MPa- API 5L

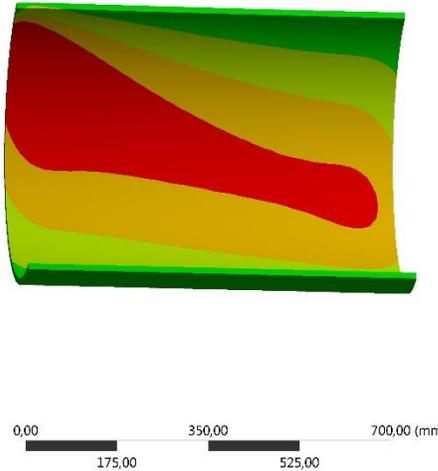
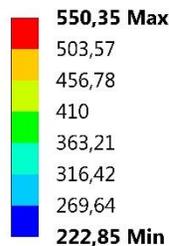
Equivalent Stress

Type: Equivalent (von-Mises) Stress - Top/Bottom

Unit: MPa

Time: 8,

11/05/2017 16:07



Fonte: ANSYS (2016).

6.5.19 Análise da pressão de ruptura do duto com mossa de 108 mm

Afim de avaliar a contribuição do dano na escala de pressão que este suportaria, tomamos como base este caso para relatar porém foram realizadas outras simulações com outras profundidades de mossa aqui estudada, e ficou mostrado que houve redução da pressão de ruptura, se comparada a pressão de ruptura do duto sem mossa (33,17 MPa), mostrada em item anterior, o procedimento aqui foi bastante parecido com o adotado para avaliar o duto sem indentação, porém a mudança foi que estabelecemos um escalonamento diferente, tomando como base a pressão de 33 MPa, foi adotado uma escala entre 31 e 33 MPa, estabelecendo um incremento de 0,1 MPa, quando esta se aproxima de 32 MPa. Foram feitos os ajustes na pressão de linha, foi mais uma vez recuperado a geometria deformada através do APDL, e a partir disto com todas as cargas e condições de contorno imposta foi acionado o solve e simulado esta situação. As Figuras 79 e 80, mostram que a pressão de falha foi em torno de 32,026, e tensão de 651 MPa pois a partir deste valor não mais convergiu, como pode ser observado pelo resultado zerado no último passo.

Figura 79. Tensão de Mises suportado pelo duto com massa=108 mm.

E: Pressão crítica=32 MPa - duto com massa=108 mm

Equivalent Stress

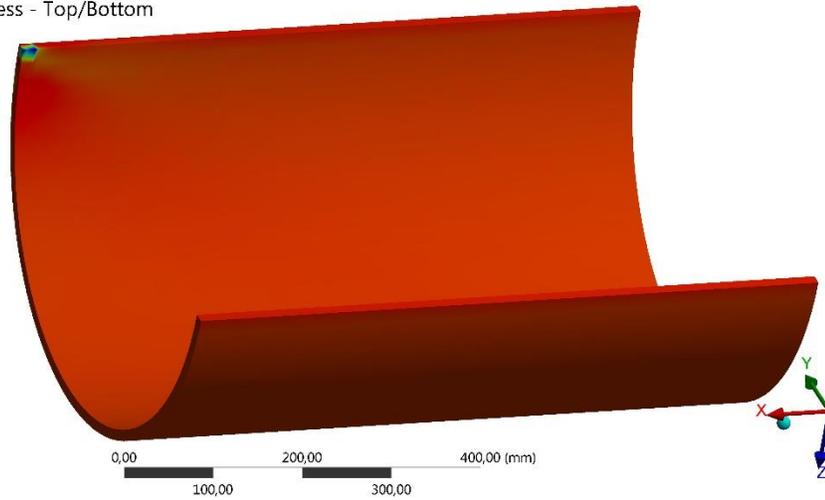
Type: Equivalent (von-Mises) Stress - Top/Bottom

Unit: MPa

Time: 7,65

19/05/2017 10:01

651,14 Max
641,52
631,9
622,28
612,67 Min



Fonte: ANSYS (2016).

Figura 80. Pressão crítica de ruptura massa=108 mm.

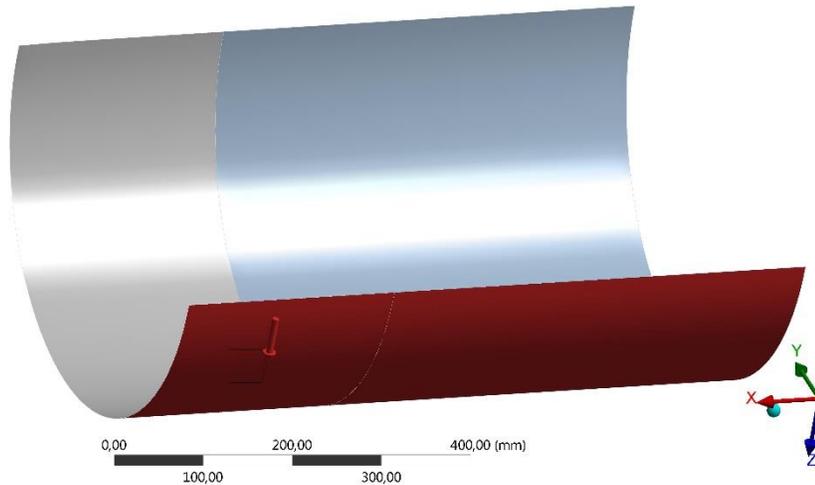
E: Pressão crítica=32 MPa - duto com massa=108 mm

Pressure

Time: 7,6507 s

19/05/2017 10:02

Pressure: -32,026 MPa



Fonte: ANSYS (2016).

7 CONCLUSÃO

- Diante do exposto nesta Pesquisa pode-se deduzir que em função da evolução dos materiais de fabricação tais como os aços API X80, X100, entre outros, a severidade de uma moosa simples, no tocante a pressão operacional de um duto que escoo hidrocarboneto, parece não ser tão preocupante como imaginava-se no início deste estudo. Não que este trabalho queira atacar ou criticar o regramento estabelecido nas normas internacionais, mas, apenas colocar-se como alternativa para tornar mais seguro as operações envolvendo escoamento de derivados através de dutos. Essa argumentação se lastreia nos fatos mostrados na simulação do duto de bitola de 24 polegadas e espessura de meia, pois quando do resultado da pressão crítica de fragilização do duto com moosa de 108 mm, que foi em torno de 32,02 MPa, confrontando-se este resultado com o da pressão crítica do duto íntegro que foi de 33,17 MPa, chega-se a uma redução em torno de 3,5% de capacidade de suportar o carregamento de pressão.
- Ao longo deste trabalho, restou esclarecido que normas mencionadas tais como ASME (AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS 31.4/31.8); API (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE 579); BS (BRITISH STANDARD 7910); PDAM(PIPELINE DEFECT ASSESSMENT MANUAL); EPRG (EUROPEAN PETROLEUM RESEARCH GROUP); CFR (CODE OF FEDERAL REGULATIONS 192/195), entre outros se mostram bastante conservadoras quanto a operacionalização de dutos indentados(mossa simples).Entende-se e respeita-se tais organismos, pois sabe-se que, no caso da ASME e API, estas estão atendendo a legislação federal americana que são muito rigorosa com relação a acidentes que promovam prejuízo de mais de 50.000 dólares e/ou a perda de uma vida humana.
- Aparentemente pelos resultados demonstrados neste estudo, pode-se deduzir que um duto fabricado em aço API 5L X80 teria capacidade de operar na pressão operacional plena, de acordo com sua classe, a qual seria ainda menor que a pressão implementada na simulação do teste hidrostático (50 MPa), no caso do duto GE realizado neste trabalho, a qual resultou em tensão equivalente máxima na ordem de 370 MPa, bem abaixo do limite mínimo de escoamento de 550 Mpa.

- No caso da simulação do duto de 24 polegadas, foram criados seis casos com uma variada gama de profundidade de moessa e deformação em relação ao diâmetro externo, todos os resultados apresentados destes casos levaram a concluir que todos podem operar conforme a MAOP estabelecida na CFR 192, apenas o caso 6, apesar de suportar os testes de pressão, seria recomendado uma intervenção, no sentido de reparar ou substituir o tubo, em virtude da ovalização não permitir a passagem de ILI e PIG, prejudicando assim, a manutenção e acompanhamento da linha. Então com base no aqui exposto, pode-se recomendar que para os aços ARBL (aços resistentes de baixa liga, X80, X100, X120) não necessitaria de reparos ou substituição do tubo afetado, pelo parâmetro da capacidade de suportar carga de pressão. Torna-se lógico que neste estudo eventuais linhas que operam com processos de cargas de pressão variando com o tempo, ou seja, fadiga, que não foi o foco deste estudo, pois teria que ser levado em consideração pelo responsável do estudo, quando deparado com esse tipo de situação no campo. Sabe-se muito bem, que operar com engenharia de equipamentos em organizações petrolíferas pode ser muito representativo o custo de lucro cessante por manter uma linha de escoamento de óleo parada por poucas horas que sejam, para uma intervenção de recuperação da mesma.
- O trabalho experimental de Allouit *et al* (2012), apresentou pressão de ruptura do duto com moessa, em torno de 32 MPa, enquanto a pressão de ruptura para aquele espécime íntegro seria em torno de 35 MPa, o que apresentou uma redução de 8,5 % da pressão de teste. Comparando os materiais utilizados nesta pesquisa (X80), com o aço A 37, concluiu-se que o resultado apresentado na simulação do duto de 24", neste estudo, que apresentou redução de 3,5%, mostrou coerência comparado ao estudo acima referenciado.

8 CONTRIBUIÇÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

- Validar modelo experimental, devidamente instrumentado, a partir de ensaio de teste hidrostático até a ruptura do espécime, para obter-se campo de tensão e escoamento real, bem como região de onde o corpo de prova falha.
- Deve-se aqui alertar quanto aos critérios de segurança adotados, com relação ao teste hidrostático por envolver pressões altíssimas até a falha do material.
- Seria de valiosa contribuição se em trabalhos futuros conseguisse acoplar-se campo de tensão residual, colhidos através de técnicas como furo cego ou difração de raio X, com o campo gerado pela pressão interna.
- Estudar o efeito de cargas variando com o tempo (fadiga), no tocante a severidade de dutos com indentação (mossa).
- Desenvolver pesquisas mudando o formato dos indentores, pois as mossas que surgem na realidade são de topologia mais complexa.

REFERÊNCIAS

ANTONINO, T.S. **Estudo numérico-experimental para avaliação do campo de temperatura de uma junta soldada do aço API 5L X80**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Pernambuco.CTG.115p.2014.

ALLOUTI, M; SCHIMITT,C.; PLUVINAGE,G.; GILBERT,J.; HARIRI,S. **Study of the influence of dent depth on the critical pressure of pipeline**. Engineering failure analysis:journal homeoage:www.elsevier.com/locate/engfailanal.11p.2012.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME B31.8S**. 2004.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 5L, Specification for Line Pipe**. Forty Second Edition. 2000.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE.API 579. Fitness for service. first edition.2000.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API Publication 1156**. Effects of Smooth and Rock Dents on Liquid Petroleum Pipelines (Phase I e Phase II). 1999.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **Specification for Line Pipe**, 43° Edição, Washington. 2004.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 5CT Specification for Casing and Tubing**, 9th Edition, June 2011.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME B31.4**. Pipeline Transportation System for liquid Hydrocarbons and Others Liquids. ASME Code for Pressure Piping. 2002.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS.Seção VIII.Regras para construção de vasos de pressão.ASME Boiler and Pressure Vessel Code.2010.

ANNARATONE, D. Pressure Vessel Design. 441p. Springer Berlim Heidelberg, New York,2007.

ANSYS. **Workbench 17.2**. 2016.

ASTM-American Society for Testing Materials. **ASTM E8/E8M-09-Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials**. In Annual Book of ASTM Standards,2010.

ÁVILA, M.A.V. **Análise da Integridade Estrutural de Dutos com Mossas Simples**. Dissertação . 196p. PUC. Rio de Janeiro. 2007.

BORESI, A.P; LYNN, P.P. Elasticidade em engenharia mecânica. Prentice-Hall,Inc.Englewood Cliffs, New Jersey. United States of America.1974.

BRITTO, I. **Caracterização de Falhas em Materiais Compósitos Utilizando Tomografia**. XXXII Congresso Nacional de Ensaio não Destrutivos e Inspeção. 14p.2014.

BRITISH STANDARD.BS 7910. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. 2005.

CEGLIAS, R.B. Análise de tensão residual em tubo de aço API 5L X70. Dissertação de mestrado. Ministério da defesa. Exército Brasileiro. Departamento de Ciência e Tecnologia. Instituto militar de engenharia Rio de Janeiro 111p.2012.

COSHAM, A. E HOPKINS P. Penspen Limited. **NR00018/4238.1.10/R1.01 Pipeline Defect Assessment Manual (PDAM)**. 2003.

COSHAM, A. E HOPKINS, P. **The Pipeline Defect Assessment Manual**: Penspen Integrity Virtual Library p. 17, 2003.

COSHAM, A. E HOPKINS, P. The Effect of Dents in Pipeline-Guidance in the Pipeline Defect Assessment Manual. **International Journal of Pressure Vessel and Piping**. Vol. 81. p. 127-39. 2004.

CUNHA, S.B; PASQUALINO, I.P; PINHEIRO, B.C. Pipeline plain dente fatigue- a comparison of assessment methodologies. International pipeline conference IPC2014, 10p, Calgary, Alberta, Canada, 2014.

EASERVICE. **Composite wrap**. Disponível em: <http://www.easervices.com/composite-wrap.htm>. Acessado em: 13 Jul 2014. 2010.

ELECTRONIC CODE OF FEDERAL REGULATIONS. **e-CFR**. Disponível em: http://www.ecfr.gov/cgi-bin/text-idx?tpl=/ecfrbrowse/Title49/49cfr195_main_02.tpl. Acesso em: 14 Nov 2015. 2015.

EUROPEAN RESEARCH GROUP. <http://www.icsc.org/europe/committees/european-research-group>. Acesso em: 17/01/2017.

FREITAS, J.C. **Análise da Integridade de Dutos Com Mossas de Topologia Complexa com Base em Deformação Equivalente**. Dissertação 158p, UFSC, Florianópolis. 2009.

GE ENERGY. **Pipeline Integrity Services**. Disponível em: http://www.geenergy.com/products_and_services/services/pipeline_integrity_services/integrity_engineering. Acessado em: 12 Dez 2014. 2014.

GERE, J.M; GOODNO, B.J. **Mecânica dos Materiais**. Cengage Learning 7ª edição. São Paulo. 2010

JAO, J.O. Dent behavior of steel pipes under pressure load. Thesis submitted to faculty of graduate studies through the department of civil and environmental engineering in partial fulfillment of requirements for the degree of master of applied science at the University of Windsor, 103p, Ontário, Canadá, 2013.

MALISKA, C.R; TEIXEIRA, G.M; KESSLER, M.P. Fontes de erro: Identificar, quantificar e reduzir a intervalos aceitáveis. www.esse.com.br/blog/wp-content/uploads/2009/09/esss-artigo-tecnico.21. Acesso em: 15/01/2017. 2009

MeshLab 2016.12 release notes. *Official github repository*.

NATIONAL TRANSPORT SAFETY BOARD. **Report PAB-01/02**. Pipeline Accident Brief DCA-00-MP-004 Regarding Pipeline Failure and Leak of Marathon Ashland Pipe Line LLC Crude Oil Pipeline at Winchester, Kentucky. 2004.

NATIONAL TRANSPORTATION SAFETY BOARD. PB96-917002, NTSB/SIR-96/02. **Pipeline Special Investigation Report, Evaluation of Accident Data and Federal Oversight of Petroleum Product Pipelines**. Washington, DC 20594. 1996.

PADAM.PIPELINE ASSESSMENT DEFECT MANUAL. <http://www.penspen.com/wp-content/uploads/2014/09/pdam.pdf>. acesso dia 17/01/2017.

PINHEIRO, B.C. Avaliação da fadiga de dutos de transporte de hidrocarbonetos submetidos a danos mecânicos. Dissertação de mestrado. Engenharia oceânica. 133p. COPPE/UFRJ-Rio de Janeiro,2006.

PINHEIRO, B.C; PASQUALINO, I.L. Fatigue analysis of damaged steel pipelines under cyclic internal pressure. International journal of fatigue.Elsevier.12p. 2009

RACE, J.M. **Integrity Assessment of Plain Dents Subject to Fatigue Loading**. Newcastle University. School of Marine Science and Technology, p. 40. Newcastle. 2008.

RACE, J.M; HASWELL, J.V; OWEN.R; DALUS.B. Ukopa dente assessment algorithms: A strategy for prioritising pipeline dents. International pipeline conference, 11p, Calgary, Alberta, Canada, 2010.

RAMEZANI, M; NEITZERT, T. Strain based evaluation of dents in pressurized pipes. World academy of science, engineering and technology. International journal of mechanical, aerospace, industrial, mechatronic and manufacturing engineering vol:7, 6p,2013.

ROSA, E. Análise de Resistência Mecânica de Peças e Componentes Estruturais (Mecânica da Fratura e Fadiga).Grante.Grupo de Análise e Projeto Mecânico. Departamento de Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina.2002.

SCIELO. **Scientific Electronic Library Online**. Disponível em: <http://www.scielo.br/scielo.php>. Acessado em: 13 Out 2014. 2011.

SILVA, M.C. Caracterização das Propriedades Mecânicas e Metalúrgicas do aço API 5L X80 e Determinação Experimentais das Curvas J-R para avaliação da Tenacidade a Fratura. Dissertação de Mestrado Escola Politécnica USP-São Paulo 96p.2004.

SOLIDWORKS. **Dassaut Systemes Corporation**. 2016.

US STEEL MATERIAL STANDARD. <https://usstubular.com/standard-and-line-steel-pipe/seamless-standard-and-line-steel-pipe-products>.acesso 04/05/2017.