

FERNANDO CUNHA TRALLI

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO PROCESSO DE HIDROCONFORMAÇÃO
DE TUBOS DE AÇO INOXIDÁVEL AISI 316L

São Paulo
2010

FERNANDO CUNHA TRALLI

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO PROCESSO DE HIDROCONFORMAÇÃO
DE TUBOS DE AÇO INOXIDÁVEL AISI 316L

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo
para obtenção do título de Graduação em
Engenharia Mecânica.

Área de concentração:
Engenharia Mecânica.

Orientador:
Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha

São Paulo
2010

FICHA CATALOGRÁFICA

Tralli, Fernando Cunha

Simulação numérica do processo de hidroconformação de tubos de aço inoxidável AISI 316L / F.C. Tralli. – São Paulo, 2010.

71 p.

Trabalho de Formatura - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Conformação mecânica 2. Método dos elementos finitos (Simulação numérica) 3. Aço inoxidável austenítico 4. Ensaios dos materiais I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecânica II. t.

AGRADECIMENTOS

Ao professor Dr. Gilmar Ferreira Batalha, pela orientação, apoio e estímulo indispensáveis fornecidos durante todo o trabalho.

Ao engenheiro Dr. Jorge Paiva Abrantes, pela imprescindível ajuda nos ensaios e nas simulações.

Aos amigos que direta ou indiretamente colaboraram na execução deste trabalho.

RESUMO

A hidroconformação ou conformação hidrostática de tubos é um processo de conformação mecânica que utiliza um meio fluido para a aplicação de alta pressão no interior da peça, mais comumente chapas ou tubos.

Peças hidroconformadas apresentam varias vantagens, entre elas: continuidade estrutural (aumento da rigidez), redução de soldas (redução de peso), melhora da repetibilidade dimensional em relação a outros processos. O seu maior campo de aplicação se encontra na indústria automotiva.

Assim sendo, o presente trabalho consiste no estudo dos processos de conformação hidrostática de tubos de aço inoxidável AISI 316L submetido a tempera de solubilização, caracterizando o seu material através de ensaios de expansão livre (*bulge test*) e simulando seu comportamento com a utilização de software de elementos finitos.

O comportamento de expansão do tubo com as propriedades obtidas no ensaio de expansão livre foi simulado e comparado com o comportamento obtido experimentalmente presente na literatura. Também foram realizadas simulações com propriedades obtidas através de ensaios de tração de amostras retiradas de chapas, de tubos inteiros e do RHTT (Ring Hoop Tension Test – Ensaio de tração de amostras circunferenciais), presentes na literatura.

Palavras-chave: Hidroconformação. Expansão livre (*Bulge test*). Simulação numérica. Elementos finitos. AISI 316L.

ABSTRACT

Tube hydroforming is a forming process that uses a fluid medium to apply high pressure inside a piece, most commonly plates or tubes. Hydroformed parts have a lot of advantages, including: structural continuity (increase of stiffness), less welding (weight reduction), improved dimensional repeatability compared to other processes.

Thus, the aim of this present work is to study the hydroforming process of tubes of annealed and quenched AISI 316L stainless steel, obtaining the material properties by free expansion tests, so called bulge tests, and simulating their behavior with the use of finite element software.

The expansion behavior of the tube with the properties obtained in the free expansion test was simulated and compared with the behavior obtained experimentally in the literature. Simulations with properties obtained from tensile tests of samples taken from plates, tubes samples and RHTT (Ring Hoop Tension Test) present in the literature.

Keywords: Hydroforming. Free expansion test (bulge test). Numerical simulation. Finite elements. AISI 316L.

SUMÁRIO

1	RESUMO DO PROJETO	1
1.1	CONTEXTO ATUAL DA HIDROCONFORMAÇÃO	1
1.2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
1.3	OBJETIVO DO TRABALHO	12
2	MODELAGEM ANALÍTICA DA HIDROCONFORMAÇÃO DE TUBOS	15
2.1	MODELAGEM ANALÍTICA DA FLAMBAGEM EM TUBOS	15
2.2	MODELAGEM ANALÍTICA DO INÍCIO DO ESCOAMENTO	18
2.3	MODELAGEM ANALÍTICA DAS CURVAS DE CARREGAMENTO	24
2.4	CRITÉRIO PARA DETERMINAÇÃO DE FALHA DO TUBO	25
3	CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL ATRAVÉS DE ENSAIOS DE EXPANSÃO LIVRE (<i>BULGE TEST</i>)	28
3.1	EQUIPAMENTO PARA O ENSAIO DE EXPANSÃO LIVRE	29
3.2	TENSÃO E DEFORMAÇÃO NO ENSAIO DE EXPANSÃO LIVRE	31
4	EQUIPAMENTO EXPERIMENTAL	33
5	SIMULAÇÃO NUMÉRICA	37
5.1	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS (MEF)	38
5.2	LS-DYNA	41
	5.2.1 BREVE HISTÓRICO DO LS-DYNA	42
	5.2.2 APLICAÇÕES	42
	5.2.3 ESTRUTURAÇÃO DO ARQUIVO DE ENTRADA DE DADOS	44
6	RESULTADOS E ANÁLISES	46
6.1	EXPERIMENTAL	46

6.2	NUMÉRICO	50
6.2.1	SIMULAÇÃO COM PROPRIEDADES DO ENSAIO DE EXPANSÃO LIVRE	52
6.2.2	SIMULAÇÃO COM PROPRIEDADES DE ENSAIOS DE TRAÇÃO EM TUBOS	56
6.2.3	SIMULAÇÃO COM PROPRIEDADES OBTIDAS PELO RHTT.....	58
6.2.4	SIMULAÇÃO COM PROPRIEDADES OBTIDAS ATRAVÉS DE CHAPAS	59
6.3	COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS	61
7	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	68
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	70

1) RESUMO DO PROJETO

1.1) CONTEXTO ATUAL DA HIDROCONFORMAÇÃO

Em razão do crescente custo da energia e matérias-primas, assim como a demanda por um melhor controle ambiental, obriga as indústrias a aperfeiçoarem seus processos de produção (SCHMOECKEL et al, 1999). Uma das principais alternativas aos tradicionais processos de produção é a conformação através de meio flexível (hidroconformação ou conformação hidrostática) de chapas e tubos.

Diferentemente de processos como a estampagem convencional, ainda falta uma base sólida de conhecimento que pode ser utilizada para o projeto do processo de hidroconformação (AHMETOGLU et al, 2000). Entretanto, bastante esforço no sentido de identificar os principais parâmetros e suas influências nos processos de hidroconformação vem sendo realizado.

Com a hidroconformação, consegue-se conformar formas complexas e reduzir passos na cadeia produtiva, obtendo peças mais leves se comparada com os processos tradicionais (ASNAFI; SKOGSGÅRDH, 2000). As peças produzidas pela hidroconformação apresentam um menor peso final e uma melhor utilização do material (SCHMOECKEL et al, 1999). Sistemas que utilizam peças conformadas por pressão hidrostática podem apresentar reduções de até 30% no peso quando comparados a sistemas de funções idênticas que utilizam peças estampadas comuns e unidas mediante junções por solda (LUCKE et al, 2001), ou seja, é possível a eliminação da solda ou, ao menos, a sua redução no processo de fabricação, resultando em ganhos significativos em logística (LUCKE et al, 2001). Outra vantagem das peças hidroconformadas é que apresentam resistência mecânica superior e homogênea do componente (SCHMOECKEL et al, 1999), devido à produção de uma peça contínua, sem junções de solda, eliminando-se tanto pontos de heterogeneidade metalúrgica na estrutura do material nas regiões soldadas, como pontos com concentrações de tensões e redução de regiões com tensões residuais de tração. Também apresentam rigidez superior e excelente desempenho em testes de impacto (SCHMOECKEL et al, 1999) e em colisões no caso de peças automobilísticas, permitindo maior eficiência das peças às solicitações mecânicas de campo. Apresenta maior precisão geométrica quanto à forma e dimensões devido a uma pequena resiliência e bom desempenho quanto à corrosão devido à continuidade estrutural da peça, ou seja, redução do número de partes reunidas em junções soldadas, etc. (SCHMOECKEL et al, 1999). Por final, entre as vantagens também se tem a possibilidade de integrar a ferramenta de conformação hidrostática com outras operações tal como o punção (SCHMOECKEL et al, 1999) e um menor custo de ferramental, se devidamente projetado (DOHRMANN; HARTL, 1996).

Dentre as desvantagens pode-se citar a tecnologia e equipamentos caros e pouco conhecimento consolidado de domínio público e poucos profissionais com conhecimento e domínio da conformação hidrostática de tubos (CHT) (SCHMOECKEL et al, 1999).

O processo de hidroconformação normalmente está inserido em uma cadeia de processos que resultam no produto final. Na Figura 1.1.1 é

apresentado um exemplo de cadeia onde o tubo é dobrado, depois pré-conformado através de um meio sólido e finalmente hidroconformado.

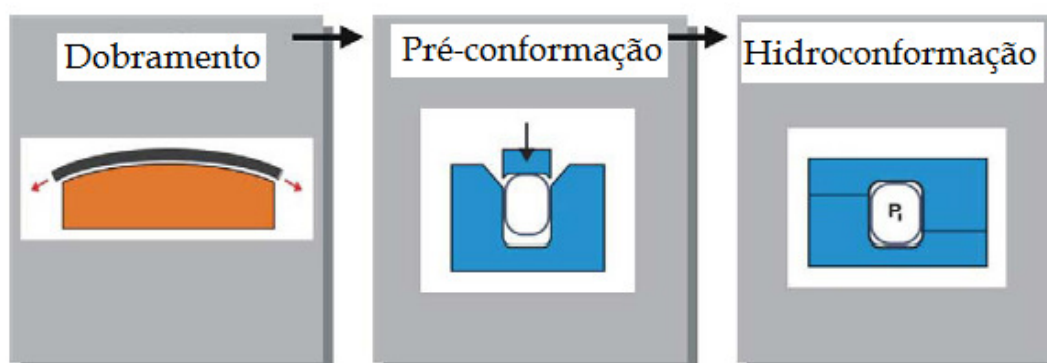


Figura 1.1.1. Típicos processos de conformação para a manufatura de componentes hidroconformados (DOHMANN; HARTL, 2004)

Na Figura 1.1.2 é apresentada uma cadeia de processos mais completa que ilustra a produção de componentes hidroconformados. Processos como corte, controle da qualidade, tratamento térmico, estampagem, lubrificação, entre outros são apresentados como integrantes dessa cadeia. Percebe-se a partir da referida cadeia que não é somente importante estudar o processo de hidroconformação, mas também a sua integração na cadeia de processos. Tal visão deve nortear o projeto das ferramentas de hidroconformação de tal forma que seja possível a sua integração na produção.

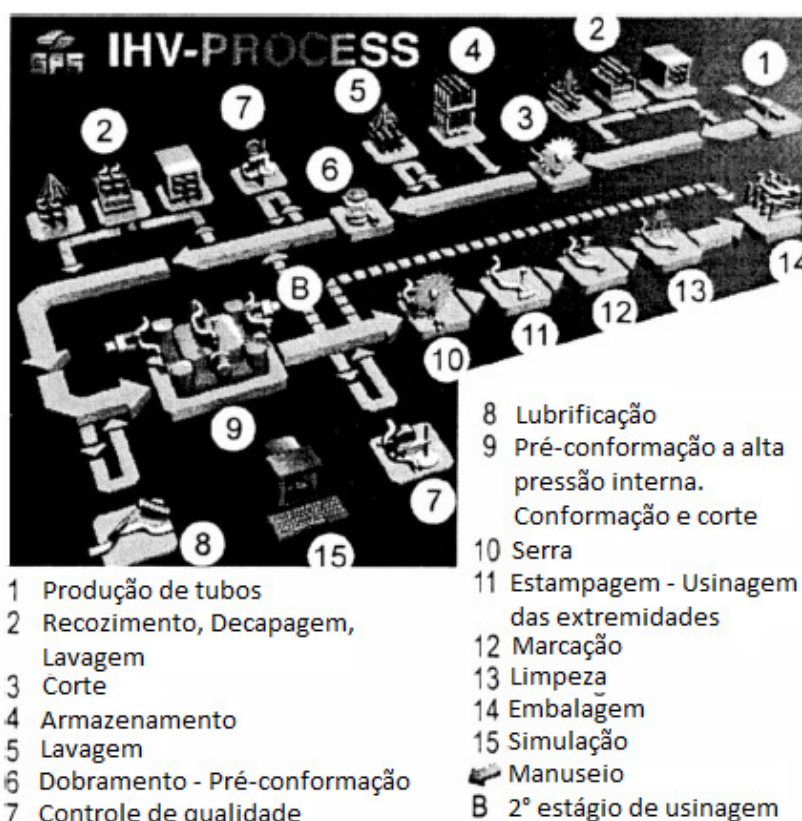


Figura 1.1.2. Possíveis processos para a produção de componentes hidroconformados (SCHMOECKEL et al, 1999)

Para o projeto adequado da ferramenta, ou seja, para que ocorra a expansão hidrostática da peça sem ocorrência de falhas, tem-se utilizado intensivamente o recurso da simulação numérica baseada no método dos elementos finitos. As simulações são utilizadas para garantir que a ferramenta projetada será capaz de produzir as peças antes da sua construção, diminuindo o retrabalho e a utilização do método de “tentativa e erro”. Para a simulação do processo é importante que a sua modelagem seja correta e os parâmetros utilizados confiáveis. A Figura 1.1.3 ilustra as variáveis a serem utilizadas e os resultados obtidos. Assim, torna-se extremamente importante um estudo sobre as reais condições de realização do processo para que a simulação se aproxime do comportamento que acontece de fato no material do tubo. Um dos principais parâmetros, e que é tratado no presente trabalho, é o referente ao material. No início da hidroconformação as propriedades utilizadas eram as obtidas a partir de chapas do mesmo material, produzindo erros consideráveis (ABRANTES, 2008) (ABRANTES, 2009). Assim, ensaios para caracterização do material na forma tubular foram desenvolvidos, entre eles o *bulge test* (ensaio de expansão livre) que é abordado mais adiante.

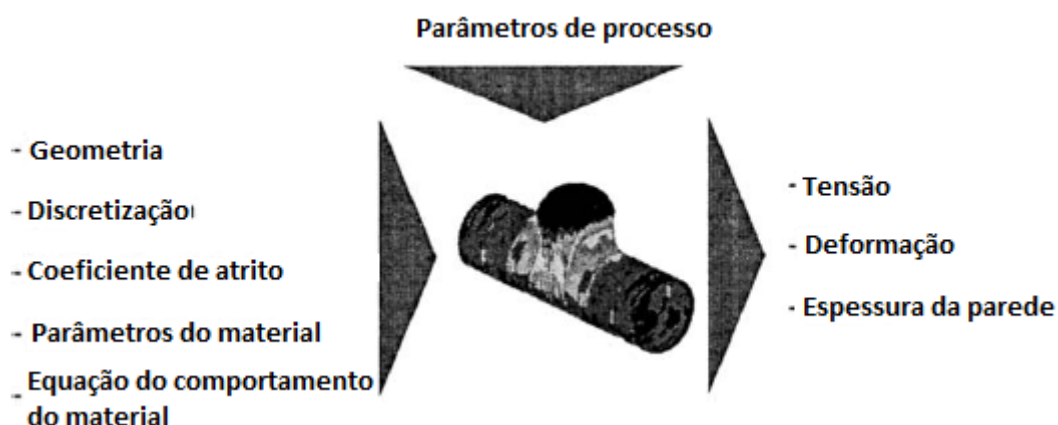


Figura 1.1.3. Parâmetros de entrada e saída importantes na simulação por elementos finitos (SCHMOECKEL et al, 1999)

São vários os exemplos de peças hidroconformadas, entre elas: peças automotivas (longarinas, colunas de carroceria, subestrutura para suporte do motor, eixo de comando de válvulas, eixos do sistema de transmissão, carcaça, eixo da transmissão traseira, tubulação de escape do motor, etc.), juntas tubulares (T's, cotovelos, reduções, etc.). Alguns deles são apresentados na Figura 1.1.4. Como citado anteriormente, todas elas passaram por vários processos de conformação, entre eles, a hidroconformação.

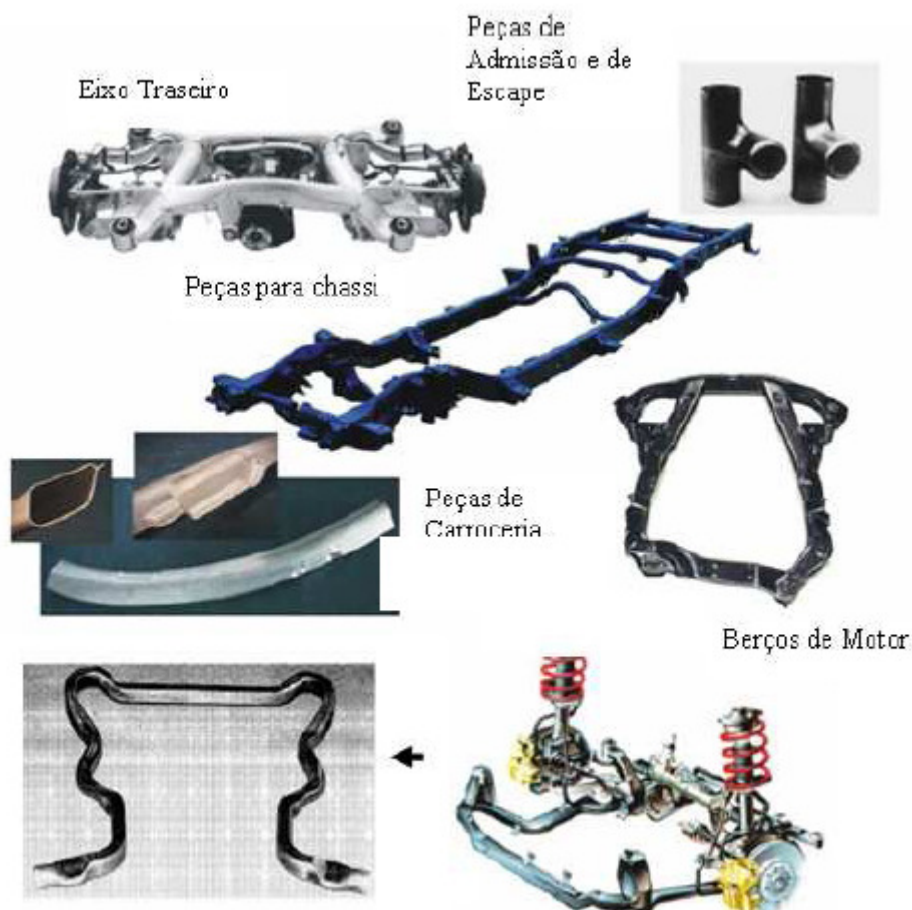


Figura 1.1.4. Exemplo de peças hidroconformadas (DOHRMANN; HARTL, 1997)(DOHRMANN; HARTL, 2004).

1.2) REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O processo de hidroconformação a ser tratado é o referente às expansões de tubos em matrizes tanto abertas como fechadas, embora o objeto de estudo deste trabalho seja a expansão em matriz aberta, ou seja, inexistência da fase de calibração da peça.

O princípio da expansão em matriz fechada é apresentado na Figura 1.2.1. Após o posicionamento do tubo no interior da matriz, ela é fechada e os punções laterais selam as extremidades do tubo e pressão e carga axial são aplicadas. Ao final, obtém-se a peça calibrada pelo contato do tubo com as paredes da matriz. O fluido utilizado na expansão normalmente é água com adição de algum anti-corrosivo (etilenoglicol, por exemplo).

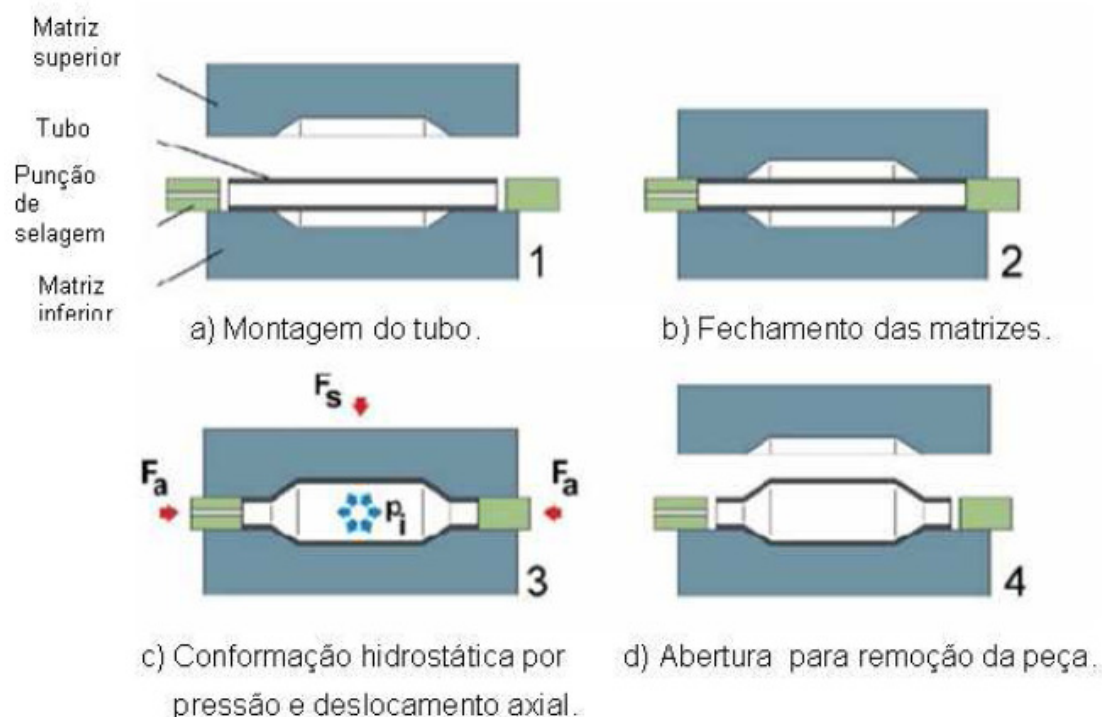


Figura 1.2.1. Conformação hidrostática de tubos em matriz fechada (DOHRMANN; HARTL, 2004).

As variantes do processo de conformação são classificadas de acordo com as deformações e tensões presentes na região de deformação. Na Figura 1.2.2 é apresentada essa classificação de acordo com a VDI 3146 (1999), onde os esquemas representativos dos processos apresentam na metade da esquerda o estado do tubo antes do processo e na direita ao final do processo. Para processos complexos pode-se ter a combinação de variantes de processo. As variantes mais comumente utilizadas são: a expansão e recalque a alta pressão interna em matriz fechada; expansão a alta pressão interna; e calibração a alta pressão interna (VDI 3146, 1999).

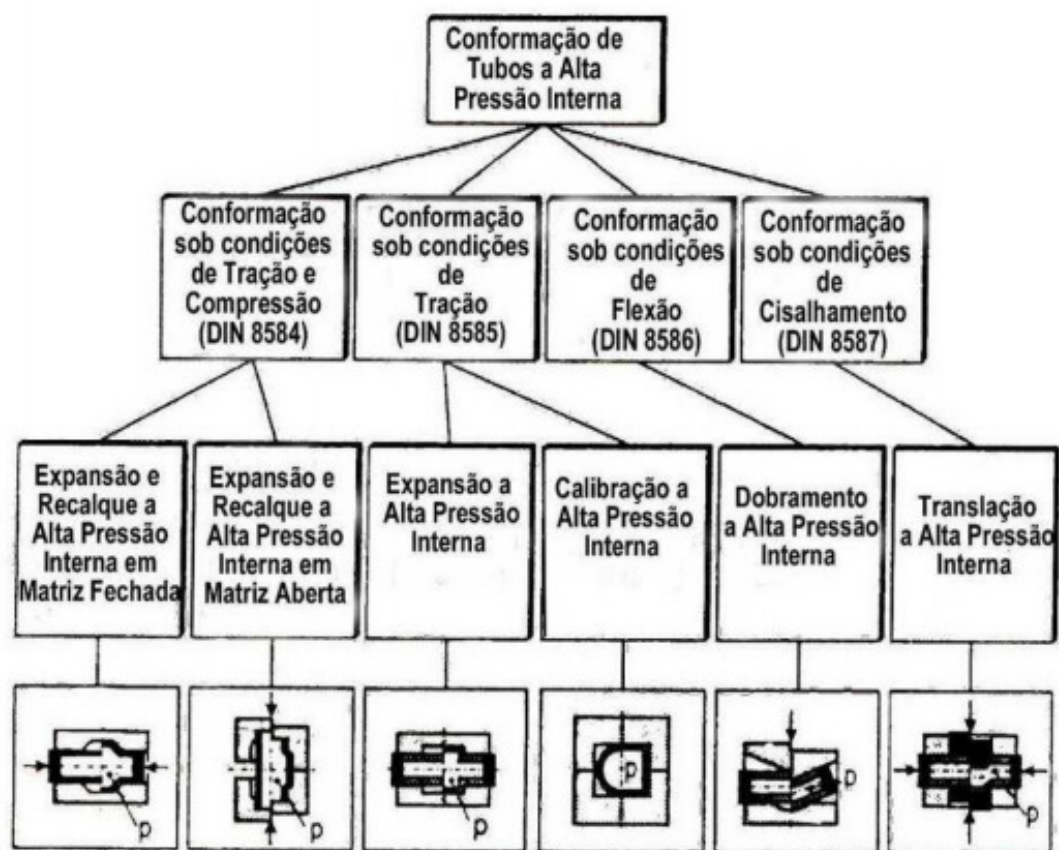


Figura 1.2.2. Variantes do processo de conformação a alta pressão interna (VDI 3146, 1999).

Os processos de interesse desse trabalho são os que utilizam matriz aberta com alta pressão interna e recalque (carregamento axial) ou somente alta pressão interna, também em matriz aberta. Tais processos também são conhecidos como: conformação com expansão livre (*Free Bulge Forming* - FBF) e conformação com expansão submetida a carregamento axial (*Bulge Forming with Axial Loading* - BFAL). Um exemplo de equipamento para testar a capacidade de conformação de tubos é apresentado na Figura 1.2.3. Têm-se duas principais questões para o projeto adequado desse tipo de ferramenta: garantir a vedação frente à alta pressão interna aplicada e garantir que a relação entre a força axial e a pressão interna é adequada. Uma relação inadequada pode resultar em flambagem (relação acima do ideal) ou ruptura (relação abaixo do ideal).

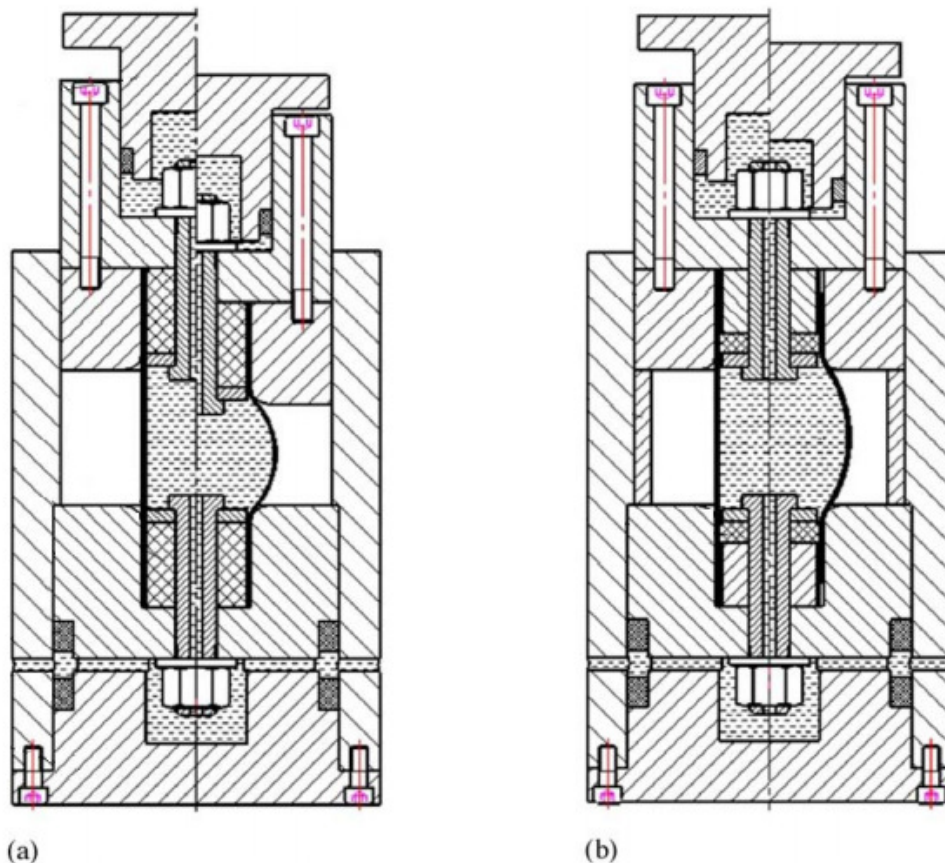


Figura 1.2.3. Exemplo de ferramenta para teste de capacidade de conformação de tubos: (a) BFAL e (b) FBF. Adaptado de (LIANFA; CHENG, 2006)

A principal diferença entre as duas partes (a) e (b) é a presença de um anel de suporte para absorver a força axial e não transmiti-la ao tubo em expansão. O sistema de vedação também é diferente em cada caso. Para a figura em (a), o sistema de vedação não permite a alimentação de material do tubo para a região de expansão, porém em (b), a alimentação é permitida.

Os sistemas de vedação são apresentados na Figura 1.2.4. Na parte (a) é apresentado o sistema de vedação que não permite alimentação de material para a região de expansão. A alimentação é impedida pela alta pressão interna que expande o plugue de uretano e pressiona o tubo contra a parede da matriz. Como a área de contato é relativamente grande, a força de compressão exercida sobre o tubo impede a alimentação de material a partir da extremidade. Na parte (b), ao invés de plugue, tem-se um anel de uretano com uma área de contato menor, atendendo apenas a questão da vedação e permitindo a alimentação de material para a região de expansão.

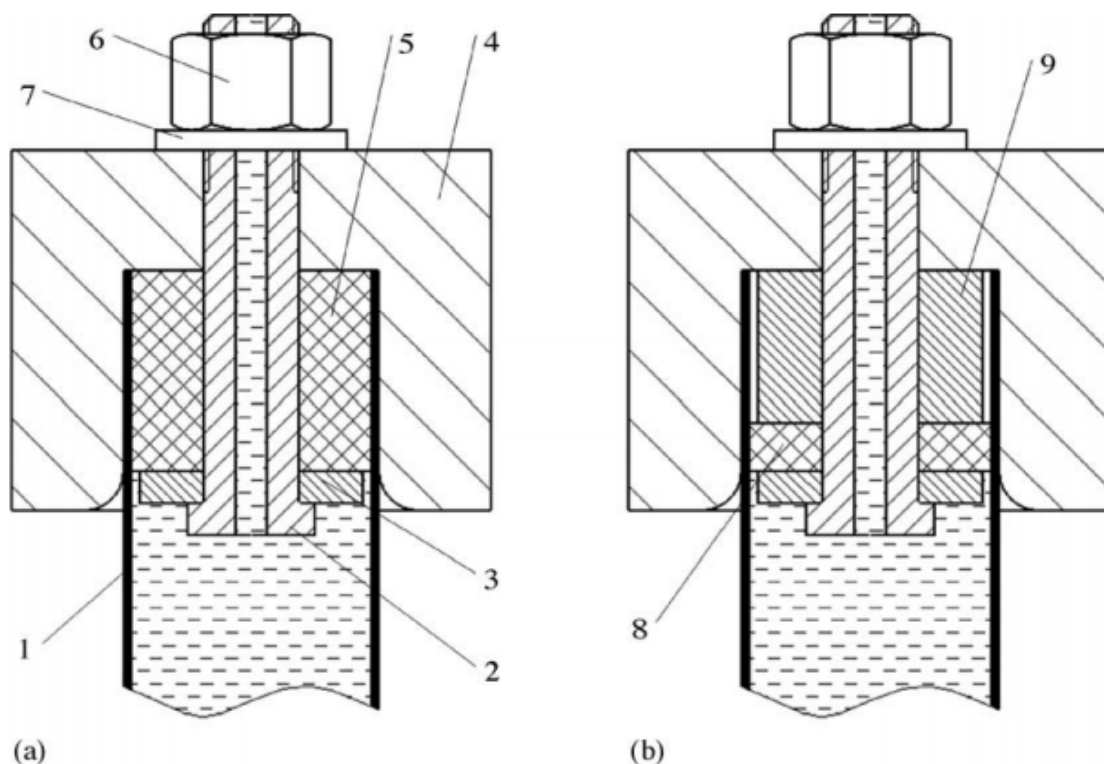


Figura 1.2.4. Sistemas de vedação: (a) Extremidade fixa – (1) Tubo; (2) Parafuso perfurado, (3) “Packing gasket”, (4) Matriz, (5) Plugue de expansão de uretano, (6) Porca de travamento, (7) Arruela; (b) Extremidade livre – (8) Anel de expansão de uretano, (9) Arruela “Pillar” (LIANFA; CHENG, 2006).

Assim, como há dois tipos de carregamento (FBF e BFAL) e dois tipos de sistema de fixação das extremidades (com ou sem alimentação), os processos de hidroconformação podem ser subdivididos em 4 grupos para estudo:

- FBF com extremidades livres: O tubo expande apenas devido à alta pressão interna e o carregamento axial é suportado pelo anel de suporte. Alguns pesquisadores consideram o melhor processo para se obter as propriedades mecânicas do material tubular (LIANFA; CHENG, 2006);

- FBF com extremidades fixas: A única diferença em relação ao processo anterior é o sistema de fixação das extremidades. Ao invés de utilizar o sistema da Figura 1.2.3 (a) utiliza-se o da Figura 1.2.4 (b). Assim, o tubo é expandido, mas não ocorre a alimentação de material a partir das extremidades para a região de expansão;

- BFAL com extremidades fixas: O tubo é sujeito a alta pressão interna e ao carregamento axial simultaneamente. É a configuração apresentada na Figura 1.2.3 (a). Não ocorre alimentação de material;

- BFAL com extremidades livres: Assim como no processo anterior, o tubo é sofre a ação simultânea da alta pressão interna e do carregamento axial, porém a alimentação de material para a região de expansão é permitida pela mudança do sistema de fixação das extremidades do tubo.

Mais informações sobre o projeto e dimensionamento de um equipamento para hidroconformação podem ser encontradas em (LIANFA; CHENG, 2006) e (ABRANTES, 2009)

Para se ter um processo de hidroconformação bem sucedido, 2 critérios são utilizados (DOHMANN, 1996): conseguir o maior contato possível entre a parede do tubo expandido e a superfície interna da ferramenta ao fim do processo; e uma distribuição da espessura da parede do tubo adequada.

Assim, deve-se escolher um caminho de carregamento adequado ao produto desejado que, ao final do processo, atenda esses critérios. Para garantir o produto final, deve-se ter um eficiente controle do processo. Vários são os parâmetros que influenciam o seu controle (Figura 1.2.5).



Figura 1.2.5. Parâmetros que influenciam o controle do processo (DOHMANN; HARTL, 1996)

A tecnologia da hidroconformação consiste na combinação adequada dos parâmetros apresentados na Figura 1.2.5 visando garantir um processo bem sucedido, ou seja, livre de falhas e atendendo os critérios de contato e distribuição de espessura do tubo. As falhas mencionadas que o tubo está sujeito são o enrugamento (flambagem local), flambagem global e ruptura, representados na Figura 1.2.6. A ocorrência de flambagem se deve a cargas axiais muito elevadas. Para evitá-las pode-se aumentar a pressão interna aplicada, dentro de certos limites, ou simplesmente diminuindo a carga axial. Por sua vez, a ruptura pode ser evitada reduzindo a pressão interna aplicada ou aumentando a carga axial de tal forma que mais material seja alimentado para a região de expansão.



Figura 1.2.6. Modos de falha para tubos durante o processo de hidroconformação (ABRANTES, 2009).

Assim, a partir do estudo do controle do processo, obtém-se o Diagrama de hidroconformação da peça e a sua região de trabalho (Figura 1.2.7). Tal diagrama fornece a relação adequada entre a força axial e pressão interna para o sucesso da expansão. Apesar de apresentar a força axial no diagrama, ele também pode ser utilizado para estudar a expansão somente a alta pressão interna (FBF), pois apesar de não ter força axial aplicada no tubo, é necessário aplicar determinada força axial que a vedação seja garantida durante o processo. Assim, no diagrama a FBF está alocada sobre a linha da força de selagem. Realizar a expansão dentro da região de trabalho garante uma peça livre de falhas.

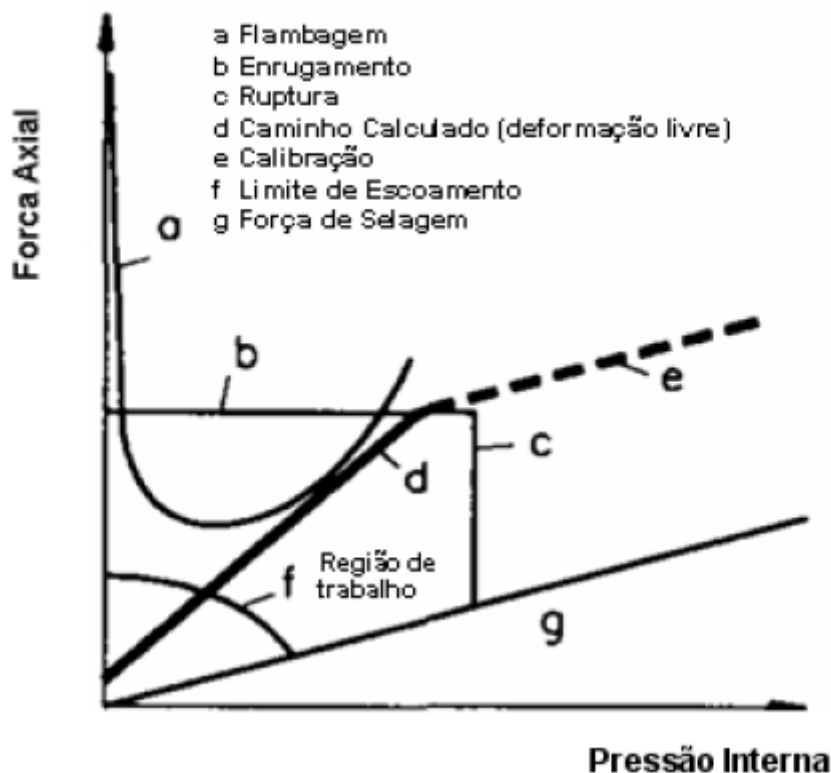


Figura 1.2.7. Diagrama da hidroconformação em matriz fechada (DOHRMANN; HARTL, 1996).

A seguir são listadas e comentadas as curvas presentes no diagrama de hidroconformação presentes na Figura 1.2.7:

- Linha a: Representa o limite de flambagem global do tubo. Não deve ser ultrapassada. Uma vez nessa região, a peça estará comprometida e não poderá mais ser utilizada (ABRANTES, 2009);
- Linha b: Representa o limite de flambagem local ou enrugamento;
- Linha c: Representa o limite de ruptura da peça, ou seja, é a pressão máxima que o material suporta antes de iniciar a sua estricção. Não pode ser ultrapassada antes de se iniciar a calibração. Se for um processo em matriz aberta, a curva de carregamento deve ser determinada de tal forma que não haja intersecção entre ela e a linha c;
- Linha d: Representa a curva de carregamento ideal durante a deformação livre. Se o processo seguir por essa curva, ele estará na região de trabalho e, portanto, ocorrerá sem falhas;
- Linha e: Representa a linha de calibração, ou seja, após um período de expansão livre o tubo entra em contato com a parede da matriz e adquire seu formato;
- Linha f: Representa o limite da deformação elástica, ou seja, acima dessa curva há presença de deformação composta por uma parcela elástica e outra plástica;
- Linha g: Representa o limite de vedação, ou seja, é a relação mínima entre força axial aplicada e pressão interna que garante a vedação do tubo e matriz.

De acordo com o produto final desejado existem diferentes classificações para o processo, ou seja, a necessidade de altas taxas de expansão, áreas de expansão localizadas, sistema de bombeamento, entre outros fatores para a produção de peça, faz com que os processos sejam agrupados em categorias. Recentes publicações classificam os processos de hidroconformação em 4 categorias a partir do controle do processo (GAO et al, 2002)(ABRANTES, 2009):

- Processos com a pressão como parâmetro de controle:
São processos que não necessitam de deslocamento axial (alimentação) incluindo as peças com reduzida relação de expansão (menor que 25%) (ABRANTES, 2009). Relações mais elevadas necessitariam de alimentação para não terem a espessura excessivamente reduzida.
- Processos com a pressão como parâmetro dominante:
Taxas de expansão maiores que a categoria anterior (maior que 25%), portanto mais alimentação/deslocamento axial é necessária. Aumenta o risco de enrugamento, flambagem e ruptura (devido à alta deformação);
- Processos com o deslocamento axial como parâmetro de controle:
A pressão interna é obtida pelo deslocamento axial e a consequente redução de volume no interior do tubo. Como a água possui baixa compressibilidade (módulo volumétrico igual a 2,2 GPa), ela produzirá a pressão necessária para a expansão do tubo. Elimina a necessidade de sistema de bombeamento;
- Processos com o deslocamento axial como parâmetro dominante:
Presenças de pequenas áreas de expansão localizadas e pouca ocorrência de auto-alimentação, entretanto, a alimentação é necessária para o processo. Exemplos típicos são as peças de junção tubular como T, X e Y.

1.3) OBJETIVO DO TRABALHO

Em seu trabalho, Abrantes (2009) projetou uma ferramenta para a hidroconformação de tubos de aço AISI 316L submetido a tempera de solubilização (Figura 1.3.1) e confrontou os resultados experimentais com os obtidos pela simulação para validar o seu modelo. Entretanto, apesar de ambas as curvas de carregamento, tanto a experimental como a simulada, resultarem no mesmo ponto final (tensão e deformação), apresentaram caminhos de deformação diferentes. O autor apresenta como possível causa dessa divergência as propriedades do material utilizadas. Para obter as propriedades foi utilizado o teste de tração em amostras circunferenciais (*Ring Hoop Tension Tests* – RHTT) (ABRANTES, 2009) (TRALLI, 2009). Entretanto foi obtida uma dispersão elevada entre os dados em relação à precisão necessária para a simulação. Assim, o principal objetivo desse trabalho é a obtenção das propriedades do material através de outro ensaio, o ensaio de expansão livre (*bulge test*). Com as novas propriedades obtidas e inseridas no modelo, será feita a sua simulação e comparação com os resultados experimentais relatados

em seu trabalho. Assim, procura-se obter um modelo confiável do processo de hidroconformação de peças tubulares, ou conformação hidrostática de tubos, sujeitos a pressão interna e com ou sem força axial.

Para a obtenção das propriedades serão realizados ensaios em peças tubulares de aço inoxidável AISI 316L submetido a tempera de solubilização ($\varnothing 28 \times 1,5 \text{ mm}$).

São extremamente escassas publicações que apresentem esses valores e curvas para o aço AISI 316L. Como o seu estudo envolve elevados custos, as pesquisas dessa área se concentram especialmente na indústria, ou seja, desenvolvimento que não é publicado.

Entretanto, em seu trabalho de doutorado, (ABRANTES, 2009) propôs e desenvolveu um dispositivo barato e simples (Figura 1.3.1 e 1.3.2), possibilitando a realização dos experimentos a um baixo custo. O equipamento consiste em uma matriz onde são inseridos os blanks tubulares e a pressão interna é fornecida por um punção acionado por uma prensa. Algumas alterações terão que ser feitas para a realização do *bulge test*, como usinagem para colocação dos transdutores de deslocamento e o sensor de pressão.

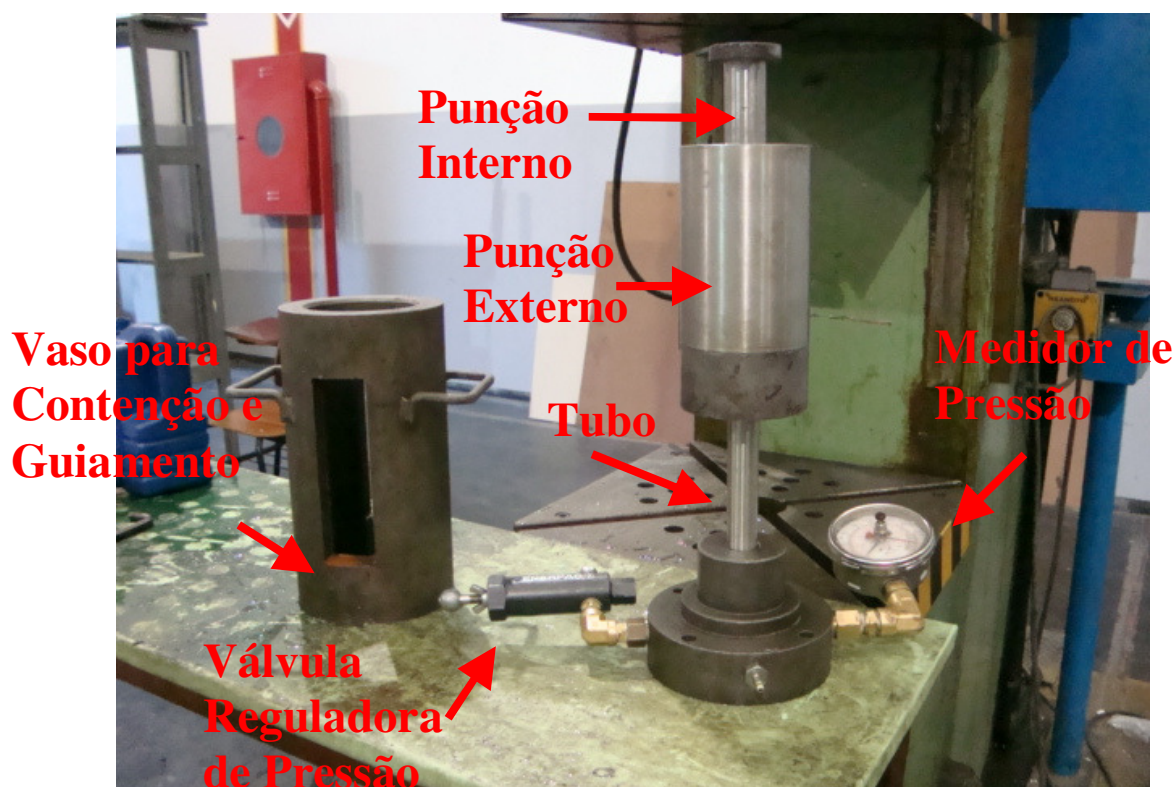


Figura 1.3.1. Foto do dispositivo a ser utilizado nos ensaios (ABRANTES, 2009).

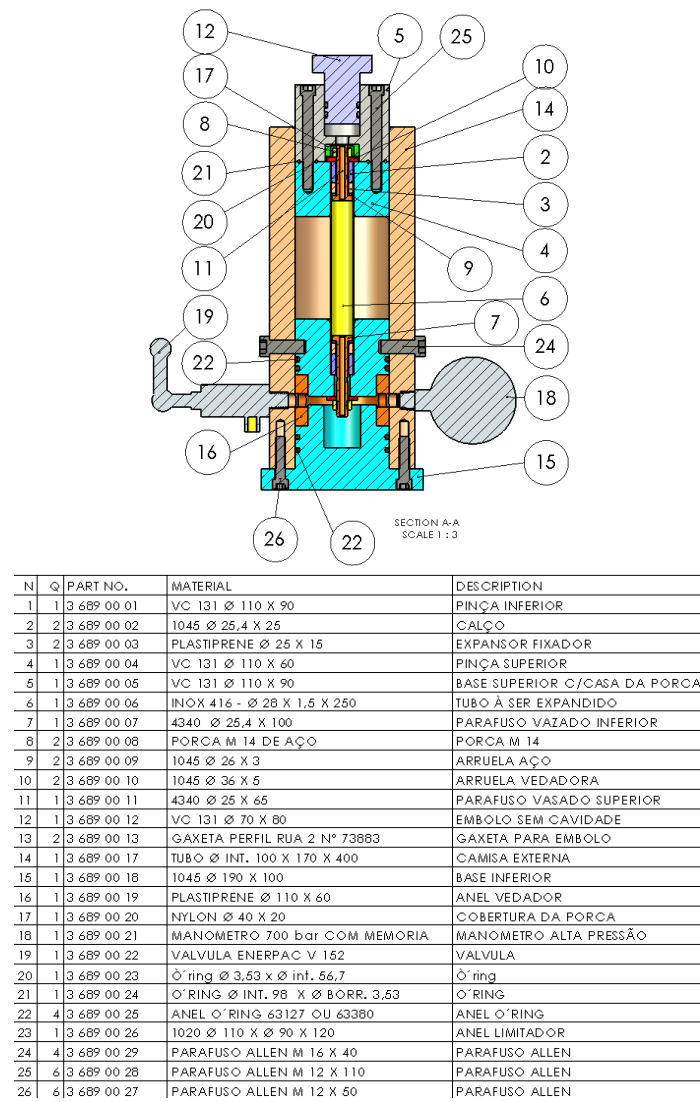


Figura 1.3.2. Desenho do dispositivo a ser utilizado nos ensaios (ABRANTES, 2009).

2) MODELAGEM ANALÍTICA DA HIDROCONFORMAÇÃO DE TUBOS

A seguir é tratada a modelagem analítica da hidroconformação de tubos para um melhor entendimento do seu comportamento e os parâmetros associados. Tal modelagem foi utilizada para o projeto do dispositivo utilizado nos experimentos desse trabalho. Mais informações a respeito podem ser encontradas no trabalho de Abrantes (2009).

2.1) MODELAGEM ANALÍTICA DA FLAMBAGEM EM TUBOS

Quando o tubo é sujeito a cargas compressivas excessivas, pode ocorrer flambagem global ou enrugamento (flambagem local). Na Figura 2.1.1 são apresentados ambos os tipos de flambagem. A ocorrência da flambagem indica que uma carga axial elevada foi aplicada no estágio em que ocorreu. A flambagem é dependente da geometria do tubo (comprimento, diâmetro, espessura), material (módulo de elasticidade, encruamento, constante de resistência plástica) e da ferramenta (condições de fixação das extremidades do tubo).

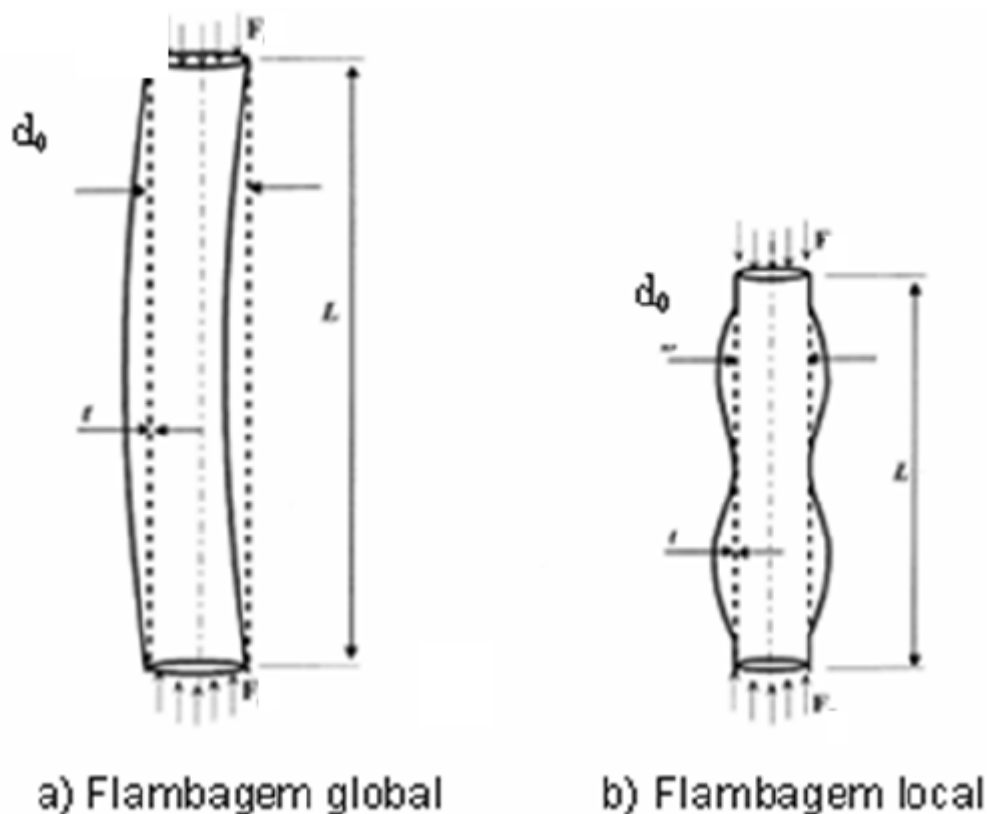
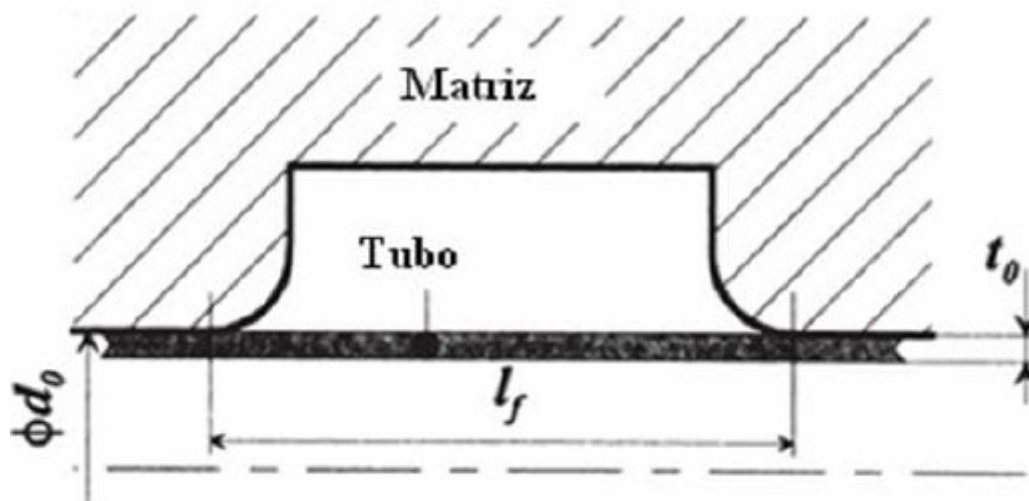


Figura 2.1.1. Representação da flambagem: a) global e b) local ou enrugamento (KOÇ; ALTAN, 2002).

Em seu trabalho, (ASNAFI, 1999) propõe um método para definir o comprimento livre do tubo de modo a prevenir a ocorrência da flambagem global em função da razão entre o diâmetro e a espessura iniciais (Figura 2.1.2).



Como evitar a flambagem ?

Se $20 \leq d_0/t_0 \leq 45$, $\rightarrow l_f \leq 2 \cdot d_0$

Se $d_0/t_0 > 45$, $\rightarrow l_f \ll 2 \cdot d_0$

Se $d_0/t_0 < 20$, $\rightarrow l_f > 2 \cdot d_0$

Figura 2.1.2. Verificação da flambagem em tubos (ASNAFI, 1999).

A carga crítica, que define a força mínima na qual a instabilidade devido à flambagem global de uma coluna ocorrerá, é representada pela equação da carga de Euler (equação 2.1.1). As hipóteses adotadas nessa equação são as seguintes:

- Comportamento elástico linear;
- Seção transversal constante;
- Carga não excêntrica e uniforme.

$$F_{cr} = C \cdot \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{L^2} \quad (2.1.1)$$

Onde,

C : Constante definida pelas condições de fixação das extremidades do tubo.

$C=4$ para ambas extremidades fixas;

E : Módulo de elasticidade;

I : Momento de inércia ($I = \pi \cdot r^3 \cdot t$);

L : Comprimento do tubo;

r : Raio externo do tubo;

t : Espessura do tubo.

Assim, utilizando a equação 2.1.1 pode-se obter a tensão crítica de flambagem (equação 2.1.2).

$$\sigma_{cr} = \frac{F_{cr}}{A} = C \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{\left(\frac{L}{r_g}\right)^2} \quad (2.1.2)$$

Onde,

A : Área da seção transversal do tubo $A = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot t$;

r_g : Raio de giração $\left(r_g = \frac{r}{\sqrt{2}}\right)$.

Rearranjando as equações 2.1.1 e 2.1.2 chega-se às equações 2.1.3 e 2.1.4.

$$F_{cr} = C \cdot \pi^3 \cdot E \cdot \left(\frac{r^3 \cdot t}{L^2}\right) \quad (2.1.3)$$

$$\sigma_{cr} = C \cdot \frac{\pi^2}{2} \cdot E \cdot \left(\frac{r}{L}\right)^2 \quad (2.1.4)$$

Entretanto, como o objetivo da análise é o comportamento plástico e não o elástico do tubo, o módulo de elasticidade deve ser substituído pelo módulo tangente E_t . O módulo tangente representa a inclinação da curva da tensão em função da deformação real na região plástica. Supondo que o material se comporta plasticamente segundo a equação de Hollomon (equação 2.1.5), o módulo tangente pode ser obtido com a equação 2.1.6.

$$\sigma = K \cdot \varepsilon^n \quad (2.1.5)$$

$$E_t = \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = n \cdot K \cdot \varepsilon^{n-1} \quad (2.1.6)$$

Onde,

σ : Tensão real;

K : Constante de resistência plástica;

ε : Deformação plástica real;

n : Coeficiente de encruamento.

Assim, substituindo o módulo de elasticidade pelo módulo tangente nas equações 2.1.3 e 2.1.4, obtêm-se as equações 2.1.7 e 2.1.8, que definem a força e a tensão críticas de flambagem global, respectivamente.

$$F_{cr} = C \cdot \pi^3 \cdot E_t \cdot \left(\frac{r^3 \cdot t}{L^2}\right) \quad (2.1.7)$$

$$\sigma_{cr} = C \cdot \frac{\pi^2}{2} \cdot E_t \cdot \left(\frac{r}{L} \right)^2 \quad (2.1.8)$$

A flambagem localizada apresenta rugas simétricas como apresentado na Figura 2.1.1.b. A tensão crítica para a ocorrência da flambagem localizada em um tubo é apresentada na equação 2.1.9 (KOÇ; ALTAN, 2002) e as suas hipóteses são apresentadas a seguir:

- Material isotrópico e homogêneo;
- Carregamento não excêntrico e uniforme;
- Superfície lisa, sem ondulações, e extremidades livres de rebarbas.

$$\sigma_{cr} = \frac{1}{\sqrt{3 \cdot (1 - \nu^2)}} \cdot E \cdot \left(\frac{t}{r} \right) \quad (2.1.9)$$

Para simplificar a equação 2.1.9, o coeficiente de Poisson pode ser substituído pelo valor padrão para os aços ($\nu = 0,3$).

$$\sigma_{cr} = \frac{3}{5} \cdot E \cdot \left(\frac{t}{r} \right) \quad (2.1.10)$$

Assim como aplicado na flambagem global, as equações para flambagem localizada (equação 2.1.10) devem ter o módulo de elasticidade substituído pelo módulo tangente (equação 2.1.11).

$$\sigma_{cr} = \frac{3}{5} \cdot E_t \cdot \left(\frac{t}{r} \right) \quad (2.1.11)$$

2.2) MODELAGEM ANALÍTICA DO INÍCIO DO ESCOAMENTO

A curva de carregamento será obtida utilizando a teoria das membranas e verificada utilizando o método dos elementos finitos. O elemento para análise pela teoria das membranas é apresentado na Figura 2.2.1

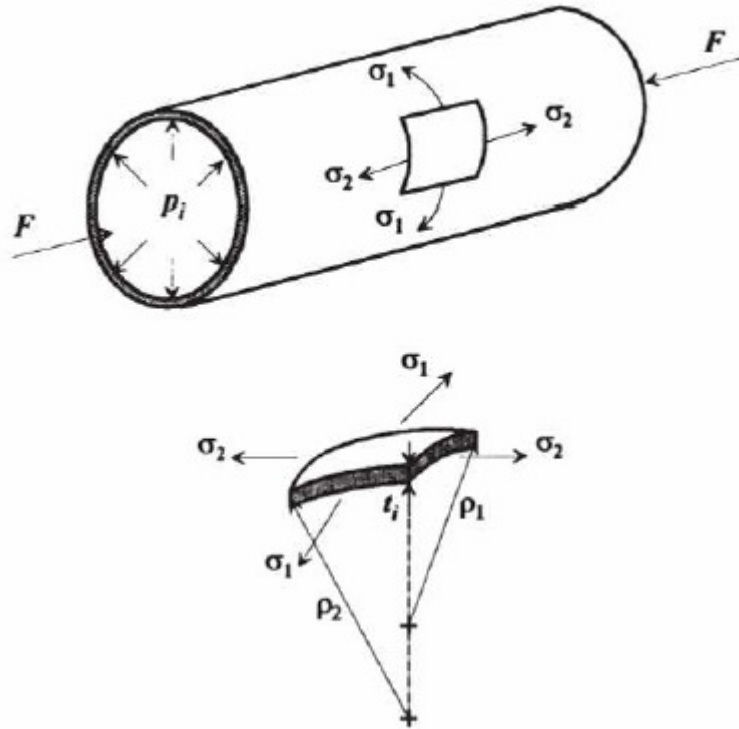


Figura 2.2.1. Elemento utilizado na teoria das membranas (ASNAFI, 1999).

Considerando um tubo sujeito à uma força axial de compressão F e pressão interna p_i , as seguintes equações podem ser escritas (WOO; HAWKES, 1968):

$$\frac{\sigma_1}{\rho_1} + \frac{\sigma_2}{\rho_2} = \frac{p_i}{t_i} \quad (2.2.1)$$

$$\sigma_2 = \frac{p_i \cdot \rho_1}{2} - \frac{F}{2 \cdot \pi \cdot \rho_1 \cdot t_i} \quad (2.2.2)$$

A tensão e deformação equivalente conforme o critério de Von Mises para o estado plano de tensões são apresentadas nas equações 2.2.3 e 2.2.4 (ASNAFI, 1999), respectivamente.

$$\bar{\sigma} = (1 - \alpha + \alpha^2)^{0.5} \cdot \sigma_1 \quad (2.2.3)$$

$$\bar{\varepsilon} = \left[\frac{4}{3} \cdot (1 + \beta + \beta^2) \right]^{0.5} \cdot \varepsilon_1 \quad (2.2.4)$$

Onde,

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \text{ e } \beta = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1}.$$

As razões α e β podem ser relacionadas pela lei de escoamento de Levy-Mises com a hipótese de volume constante (equações 2.2.5 e 2.2.6).

$$\alpha = \frac{2 \cdot \beta + 1}{\beta + 2} \quad (2.2.5)$$

$$\beta = \frac{2 \cdot \alpha - 1}{2 - \alpha} \quad (2.2.6)$$

Assim, aplicando a equação 2.2.3 e a definição de α nas equações 2.2.1 e 2.2.2, obtêm-se as equações 2.2.7 e 2.2.8, respectivamente.

$$p_i = \frac{1}{(1 - \alpha + \alpha^2)^{0,5}} \cdot \bar{\sigma} \cdot \left(\frac{1}{\rho_1} + \frac{\alpha}{\rho_2} \right) \cdot t_i \quad (2.2.7)$$

$$F = p_i \cdot \pi \cdot \rho_1^2 \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \alpha}{1 + \alpha \cdot \rho_1 \cdot \rho_2} \right) \quad (2.2.8)$$

Entretanto, a força calculada na equação 2.2.8 é a força axial de compressão e não representa a força aplicada pelo punção F_p . Para tal fim, devem ser consideradas as forças de selagem e de atrito que também compõem as forças que agem no tubo. Assim, o balanço de forças no tubo é dado pela equação 2.2.9.

$$F = F_p - F_{selagem} - F_{atrito} \quad (2.2.9)$$

De acordo com a Figura 2.2.2, a força de selagem é representada pela equação 2.2.10.

$$F_{selagem} = \frac{\pi}{4} \cdot p_i \cdot (d_0 - t_0)^2 \quad (2.2.10)$$

A força de atrito pode ser representada pela equação 2.2.11, sendo μ o coeficiente de atrito entre o tubo e a ferramenta.

$$F_{atrito} \cong \pi \cdot \mu \cdot p_i \cdot d_0 \cdot (l_0 - s) \quad (2.2.11)$$

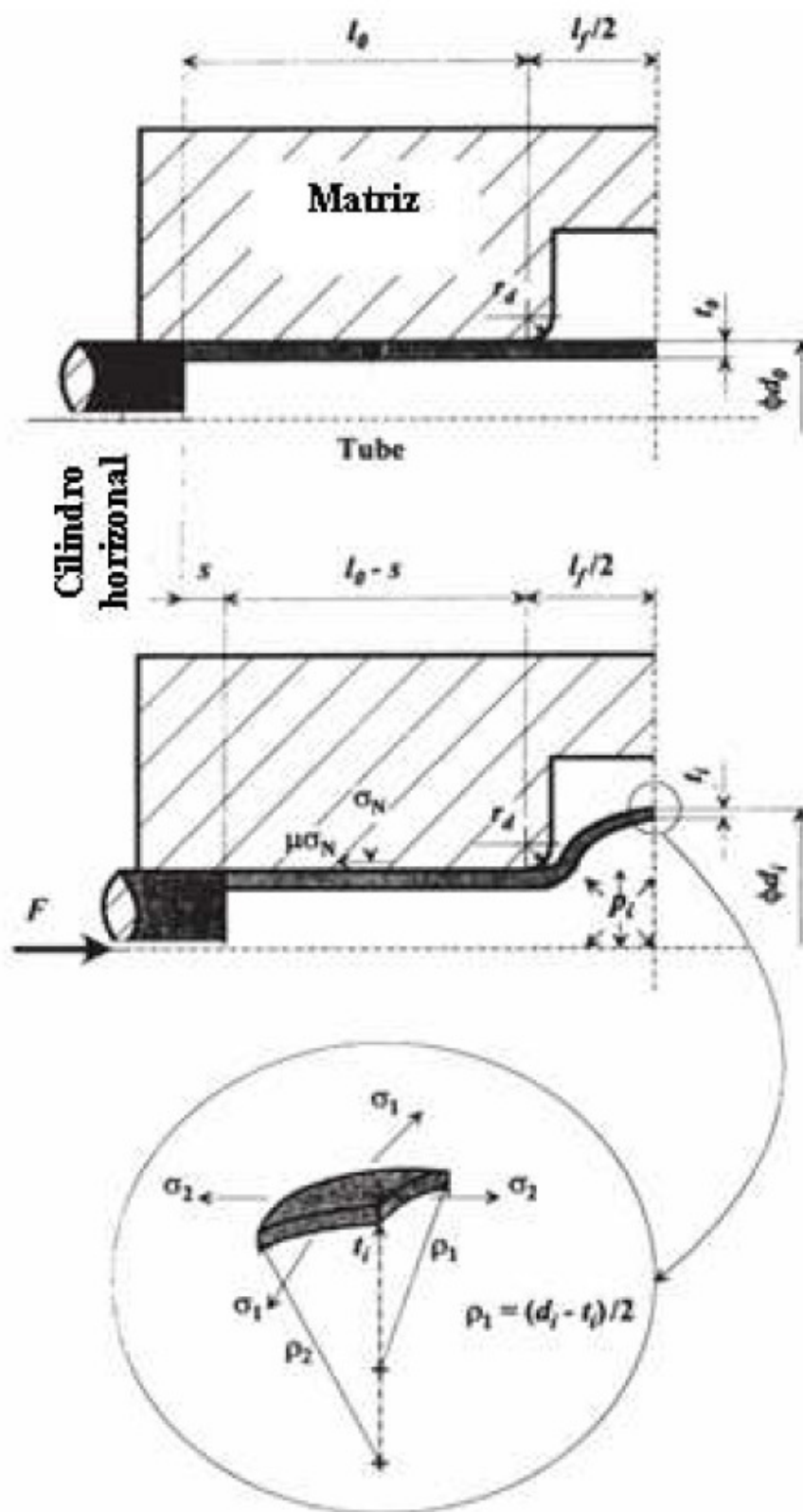


Figura 2.2.2. Representação dos parâmetros utilizados no equacionamento (ASNAFI, 1999).

Assim, substituindo as equações 2.2.8, 2.2.10 e 2.2.11 na equação 2.2.9, obtém a equação 2.2.12, que relaciona a força aplicada pelo punção com a pressão interna.

$$F_P = \pi \cdot p_i \rho_1^2 \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \alpha}{1 + \alpha \cdot \rho_1 \cdot \rho_2} \right) + \pi \cdot \mu \cdot p_i \cdot d_0 \cdot (l_0 - s) + \frac{\pi}{4} \cdot p_i \cdot (d_0 - 2 \cdot t_0)^2 \quad (2.2.12)$$

Na transição entre o regime plástico e elástico as seguintes condições devem ser utilizadas (ABRANTES, 2009):

- $\rho_1 = \frac{d_0 - t_0}{2}$;
- $\rho_2 \rightarrow \infty$;
- $t_i = t_0$;
- $\bar{\sigma} = \sigma_{esc}$.

Assim, a força necessária e a pressão interna para o início do escoamento do tubo podem ser obtidas aplicando as condições apresentadas na equação 2.2.12 e 2.2.7 para se obterem as equações 2.2.13 e 2.2.14, respectivamente.

$$F_P = \pi \cdot p_i \left[\mu \cdot d_0 \cdot (l_0 - s_{esc}) + \frac{1}{2} \cdot (d_0 - 2 \cdot t_0)^2 \right] \quad (2.2.13)$$

$$p_i = \frac{2}{(1 - \alpha + \alpha^2)^{0.5}} \cdot \sigma_{esc} \cdot \frac{t_i}{d_0 - t_0} \quad (2.2.14)$$

Para determinar s_{esc} pode-se utilizar a equação 2.2.15.

$$s_{esc} = \frac{\Delta L_{esc}}{2} = \frac{L_0 - L_{esc}}{2} \quad (2.2.15)$$

A deformação real no sentido longitudinal no limite do escoamento é dada pela equação 2.2.16.

$$\epsilon_2^{esc} = \ln \left(\frac{L_{esc}}{L_0} \right) \quad (2.2.16)$$

Aplicando a equação 2.2.16 na 2.2.15, chega-se à equação 2.2.17.

$$s_{esc} = \frac{L_0 - L_{esc}}{2} = \frac{L_0 - L_0 \cdot \exp(\epsilon_2^{esc})}{2} = \frac{L_0}{2} \cdot [1 - \exp(\epsilon_2^{esc})] \quad (2.2.17)$$

A deformação real no limite do escoamento ε_2^{esc} pode ser calculada de três modos diferentes.

A partir da Lei de Hooke para estado plano de tensões têm-se as seguintes equações:

$$\varepsilon_1 = \frac{(\sigma_1 - \nu \cdot \sigma_2)}{E} \quad \varepsilon_2 = \frac{(\sigma_2 - \nu \cdot \sigma_1)}{E} \quad \varepsilon_3 = -\frac{\nu \cdot (\sigma_1 + \sigma_2)}{E} \quad (2.2.18)$$

Combinando as equações 2.2.18, 2.2.2 e 2.2.3, obtém-se a equação 2.2.19.

$$\text{Modo 1: } \varepsilon_2^{esc} = \frac{\beta \cdot (1 - \nu^2)}{\nu \cdot \beta + 1} \cdot \frac{2 - \beta}{\sqrt{3 \cdot (1 + \beta + \beta^2)}} \cdot \frac{\sigma_{esc}}{E} \quad (2.2.19)$$

Também pela Lei de Hooke para o estado plano de tensões, têm-se as seguintes equações:

$$\sigma_1 = E \cdot \frac{(\varepsilon_1 + \nu \cdot \varepsilon_2)}{1 - \nu^2} \quad \sigma_2 = E \cdot \frac{(\varepsilon_2 + \nu \cdot \varepsilon_1)}{1 - \nu^2} \quad \sigma_3 = 0 \quad (2.2.20)$$

Combinando as equações 2.2.20, 2.2.2 e 2.2.3, obtém-se a equação 2.2.21.

$$\text{Modo 2: } \varepsilon_2^{esc} = -\frac{(\nu - \alpha)}{(1 - \alpha + \alpha^2)^{0,5}} \cdot \frac{\sigma_{esc}}{E} \quad (2.2.21)$$

Considerando que o tubo se encontra no estado uniaxial de tensão em tração ($\sigma_2 = 0 \Rightarrow \alpha = 0$) é obtida a equação 2.2.22 a partir da 2.2.21.

$$\text{Modo 3: } \varepsilon_2^{esc} = -\nu \cdot \frac{\sigma_{esc}}{E} \quad (2.2.22)$$

Assim, aplicando as equações 2.2.19, 2.2.21 e 2.2.22 na equação 2.2.17, obtém-se os três modelos diferentes para calcular s_{esc} :

$$\text{Modelo 1: } s_{esc} = \frac{L_0}{2} \cdot \left\{ 1 - \exp \left[\frac{\beta \cdot (1 - \nu^2) \cdot (2 - \beta)}{(\nu \cdot \beta + 1) \cdot \sqrt{3 \cdot (1 + \beta + \beta^2)}} \cdot \frac{\sigma_{esc}}{E} \right] \right\}$$

$$\text{Modelo 2: } s_{esc} = \frac{L_0}{2} \cdot \left\{ 1 - \exp \left[-\frac{(\nu - \alpha)}{(1 - \alpha + \alpha^2)^{0,5}} \cdot \frac{\sigma_{esc}}{E} \right] \right\}$$

$$\text{Modelo 3: } s_{esc} = L_0 \cdot \left[1 - \exp \left(-\frac{\nu \cdot \sigma_{esc}}{E} \right) \right]$$

O modelo 3 é o que oferece os valores mais corretos (ASNAFI, 1999). Entretanto, o mesmo autor propõe um tipo de modelo para cada faixa de β :

- Modelo 2 para $-0,5 \leq \beta \leq 0$;
- Modelo 3 para $-1,0 \leq \beta \leq -0,5$.

2.3) MODELAGEM ANALÍTICA DAS CURVAS DE CARREGAMENTO

Como o processo a ser simulado é em matriz aberta, pode-se assumir a hipótese de que o tubo é expandido de acordo com o apresentado na Figura 2.3.1

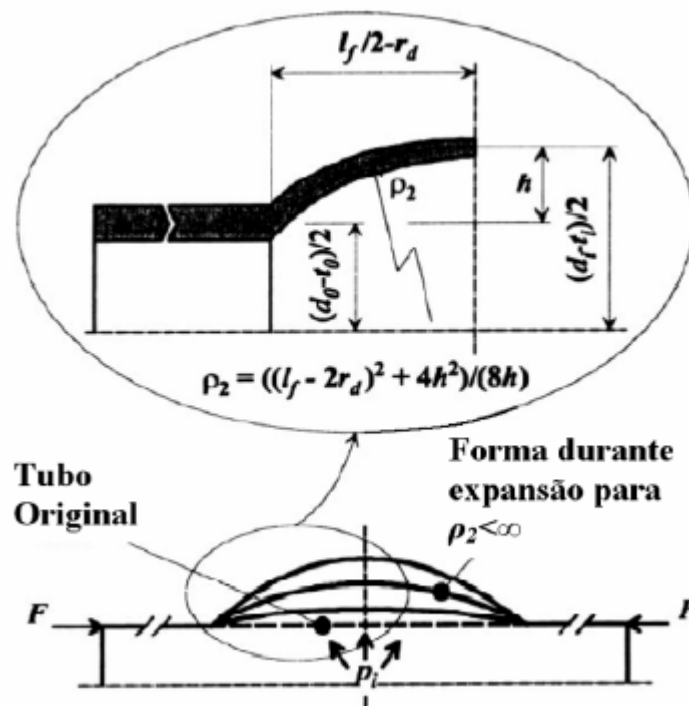


Figura 2.3.1. Representação dos parâmetros utilizados no equacionamento da deformação livre (ASNAFI, 1999).

Combinando as equações 2.1.5, 2.2.4, 2.3.1 e 2.3.2 com a equação 2.2.7 obtêm-se a equação 2.3.3 (ABRANTES, 2009). O índice 'i' representa o parâmetro instantâneo.

$$\rho_i = \frac{d_i - t_i}{2} \quad (2.3.1)$$

$$\varepsilon_i = \ln\left(\frac{\rho_i}{\rho_0}\right) = \ln\left(\frac{d_i - t_i}{d_0 - t_0}\right) \quad (2.3.2)$$

$$p_i = \left(\frac{2}{2-\alpha} \right)^n \cdot (1-\alpha+\alpha^2)^{\frac{n-1}{2}} \cdot K \cdot t_i \cdot \left[\ln \left(\frac{d_i - t_i}{d_0 - t_0} \right) \right]^n \cdot \left(\frac{2}{d_i - t_i} + \frac{\alpha}{\rho_2} \right) \quad (2.3.3)$$

A partir da Figura 2.3.1 tem-se as equações 2.3.4 e 2.3.5 que servem para se obter o valor de ρ_2 a ser utilizado na equação 2.3.3.

$$\rho_2 = \frac{(l_f - 2 \cdot r_d)^2 + 4 \cdot h^2}{8 \cdot h} \quad (2.3.4)$$

$$h = \frac{(d_i - t_i) - (d_0 - t_0)}{2} \quad (2.3.5)$$

Aplicando as equações 2.3.4 e 2.3.5 na equação 2.3.3, tem-se a equação 2.3.6.

$$F = p_i \cdot \pi \cdot \left[\left(1 - \frac{2 \cdot \alpha \cdot \rho_2}{2 \cdot \rho_2 + \alpha \cdot (d_i - t_i)} \right) \cdot \frac{(d_i - t_i)}{2} - t_0 \cdot \frac{(2 \cdot d_0 - 3 \cdot t_0)}{4} + \mu \cdot d_0 \cdot (l_0 - s) \right] \quad (2.3.6)$$

Portanto, as equações 2.3.3 e 2.3.4 podem ser utilizadas para determinar a curva de carregamento para o estágio de deformação livre. Se for desejado controlar a pressão e força aplicadas no tubo, devem ser utilizadas as equações 2.3.3 e 2.3.6.

2.4) CRITÉRIO PARA DETERMINAÇÃO DE FALHA DO TUBO

Para a definição da região de trabalho é necessário definir o limite de ruptura do tubo (linha 'c' da Figura 2.2). Vários critérios podem ser utilizados para estimar o início da falha no tubo, entre eles, o início da estricção do material do tubo. Neste trabalho será utilizado o critério da deformação efetiva no ponto de estricção seguida da ruptura (KOÇ, 2002).

Para um tubo sujeito a pressão interna e carga axial compressiva simultaneamente, é preciso definir os estados de tensões e deformações para obter a expansão necessária para o início da estricção. A estricção se iniciará quando a tangente da curva força tangencial (F_1) em função do deslocamento é zero indicando o fim da deformação uniforme do material na direção circunferencial (ABRANTES, 2009). Assim, tem-se a equação 2.4.1.

$$\frac{dF_1}{dt} = \frac{d(\sigma_1 \cdot t)}{dt} = 0 \quad (2.4.1)$$

Aplicando a regra da cadeia na equação 2.4.1 e rearranjando os termos, tem-se a equação 2.4.2 e é acrescentada a equação 2.4.3.

$$\frac{dt}{t} = -\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} \quad (2.4.2)$$

$$\int_{t_0}^t \frac{dt}{t} = \ln\left(\frac{t}{t_0}\right) = \varepsilon_t \Rightarrow d\varepsilon_t = \frac{dt}{t} = -\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} \quad (2.4.3)$$

A partir das fórmulas da plasticidade, a deformação na espessura pode ser escrita conforme a equação 2.4.4 (ABRANTES, 2009).

$$d\varepsilon_t = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \left[-\frac{1}{2} \cdot (\sigma_2 - \sigma_1) \right] = -\frac{d\bar{\varepsilon}}{2 \cdot \bar{\sigma}} \cdot (1 + \alpha) \cdot \sigma_1 \quad (2.4.4)$$

Aplicando a equação 2.2.3 na equação 2.4.4, tem-se a equação 2.4.5.

$$d\varepsilon_t = -\frac{(1 + \alpha)}{2 \cdot \sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}} \cdot d\bar{\varepsilon} \quad (2.4.5)$$

Aplicando a equação 2.4.5 na 2.4.3, obtém-se a equação 2.4.6.

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = \frac{(1 + \alpha)}{2 \cdot \sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}} \cdot d\bar{\varepsilon} \quad (2.4.6)$$

Utilizando a tensão circunferencial como apresentada na equação 2.2.3 e fazendo uso de algumas outras relações conhecidas (ABRANTES, 2009), obtém-se a equação 2.4.7.

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = \frac{(1 + \alpha)}{2 \cdot \sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}} \cdot d\bar{\sigma} \quad (2.4.7)$$

Agora, derivando a lei de Ludwik-Hollomon (equação 2.1.5) ou a sua variante (equação 2.4.8), chega-se à equação 2.4.9.

$$\bar{\sigma} = K \cdot (\varepsilon_o + \bar{\varepsilon})^n \quad (2.4.8)$$

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = n \cdot K \cdot \bar{\varepsilon}^{n-1} \quad (2.4.9)$$

Assim, a tensão efetiva no início da estricção, na instabilidade do material, pode ser definida pela equação 2.4.10 se aplicada a lei de Ludwik-Hollomon e pela equação 2.4.11 se utilizada a sua variante.

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2 \cdot n \cdot \sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}}{1 + \alpha} \quad (2.4.10)$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2 \cdot n \cdot \sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}}{1 + \alpha} - \varepsilon_o \quad (2.4.11)$$

Portanto, pode-se determinar a deformação efetiva máxima como função do coeficiente de encruamento do material. Para as curvas de carregamento possíveis tem-se (ABRANTES, 2009) :

- Estado plano de deformação: $\alpha = 0,5; \bar{\varepsilon} = 1,1547 \cdot n - \varepsilon_o$;
- Estado uniaxial de tensão: $\alpha = 0; \bar{\varepsilon} = 2 \cdot n - \varepsilon_o$;
- Estado de cisalhamento puro: $\alpha = -1; \bar{\varepsilon} \rightarrow \infty$.

Assim, pode-se concluir que a deformação efetiva que uma peça tubular pode suportar antes do início da estricção (instabilidade do material) é dependente da pré-deformação existente do material (ε_o) , do coeficiente de encruamento do material (n) e da razão de tensões (α) .

Se tivermos um material com pré-deformação nula, utilizando o processo de recristalização, por exemplo, grandes deformações efetivas são possíveis sem ocorrência de estricção.

3) CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL ATRAVÉS DE ENSAIOS DE EXPANSÃO LIVRE (*BULGE TEST*)

O estudo do material do tubo é imprescindível para que se possa caracterizar corretamente o seu comportamento mecânico, em especial na região plástica. Assim, é possível escolher a curva de carregamento apropriada e realizar simulações computacionais confiáveis.

O aço inoxidável AISI 316L caracteriza-se por possuir como elementos de liga básicos o cromo e o níquel, baixo teor de carbono e microestrutura austenítica. A composição química desse aço é apresentada na Tabela 3.1. Entretanto, é importante a realização de testes metalográficos no material a ser estudado para se certificar sobre sua composição e microestrutura.

Tabela 3.1. Composição química do aço inoxidável AISI 316L

%C	%Cr	%Mn	%Si	%P	%S	%Ni	%Mo
0,03 máx.	16,0-18,5	2,0 máx.	1,0 máx.	0,045 máx.	0,03 máx.	10,0-14,0	2,0-3,0

Outra característica importante do aço AISI 316L é a transformação de sua microestrutura austenítica para martensítica induzida pela deformação, ou seja, a sua resistência mecânica depende de seu estado de deformação. Entretanto, como os tubos estudados nesse trabalho são extrudados, toda a transformação martensítica que poderia ocorrer já aconteceu durante a fabricação do tubo (ABRANTES, 2009). Assim, pode-se desconsiderar o mencionado efeito.

Normalmente, utilizam-se as propriedades mecânicas obtidas de chapas do mesmo material do tubo para representar o seu comportamento mecânico. Entretanto, tais propriedades não conseguem representar o comportamento de um material que foi transformado em tubo, seja com costura ou extrudado, devido à indução de um histórico de deformação que resulta em mudanças das suas propriedades (ABRANTES, 2008). Assim, torna-se necessário que ensaios mecânicos sejam realizados no material já em sua forma tubular, como por exemplo, o Ensaio de Expansão Livre (*Bulge Test*) (FUCHIZAWA; NARAZAKI, 1993). O ensaio de expansão livre permite a obtenção das características da tensão-deformação considerando a anisotropia de materiais tubulares no estado biaxial de tensões.

O equipamento utilizado por FUCHIZAWA e NARAZAKI (1993) é apresentado na Figura 3.1.

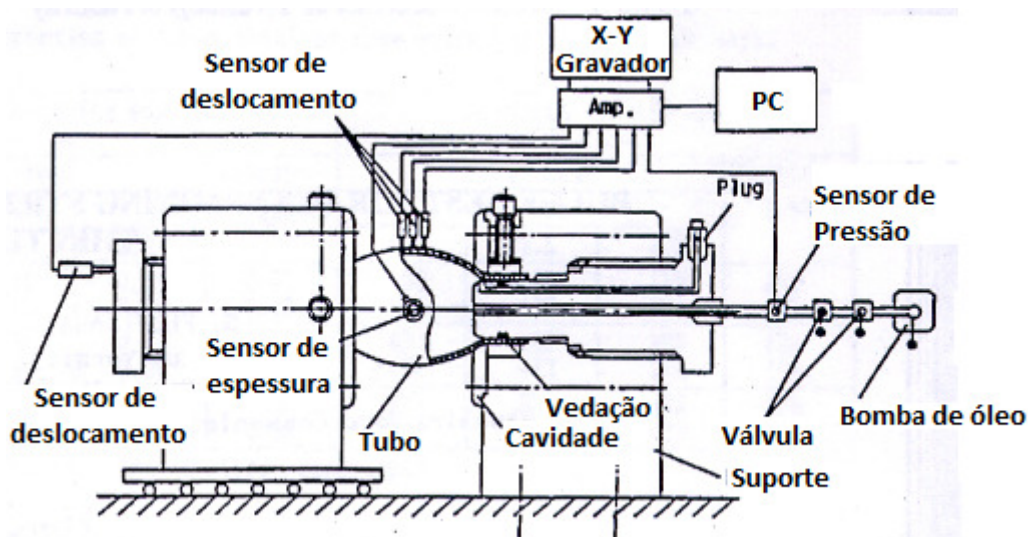


Figura 3.1. Exemplo de equipamento utilizado para o ensaio de expansão livre (FUCHIZAWA; NARAZAKI, 1993).

A partir dos ensaios podem ser obtidas as curvas da pressão interna aplicada em função da expansão radial e da tensão real em função da deformação real, por exemplo. Outros parâmetros também podem ser obtidos como tensão de escoamento e ruptura, anisotropia circunferencial e longitudinal e o coeficiente de encruamento.

3.1) EQUIPAMENTO PARA O ENSAIO DE EXPANSÃO LIVRE

No equipamento utilizado para os ensaios de expansão livre, ambos os suportes de fixação do tubo são fixos. Os transdutores de deslocamento são utilizados para mensurar o raio de curvatura principal no sentido longitudinal $\rho_{\phi 0}$ e no sentido circunferencial $\rho_{\theta 0}$ no topo da expansão (Figura 3.1.1). A pressão interna é obtida pelo sensor de pressão alocado na base da ferramenta de expansão.

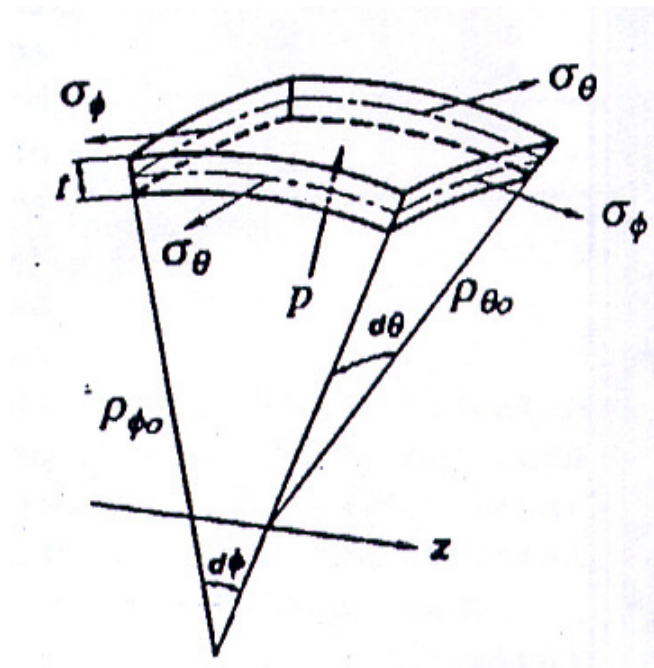


Figura 3.1.1. Estado de tensões no tubo (FUCHIZAWA; NARAZAKI, 1993).

A curvatura $\rho_{\theta 0}$ pode ser obtida utilizando somente um transdutor de deslocamento na região de maior expansão. Entretanto, para se obter a curvatura $\rho_{\phi 0}$ é necessário utilizar três transdutores como apresentado na Figura 3.1.2. O parâmetro 'a' é a distância entre os transdutores, sendo o transdutor central posicionado no centro longitudinal do tubo (região de maior expansão), 'h' a diferença de altura entre o transdutor central e os demais e 'b' o raio da ponta do transdutor.

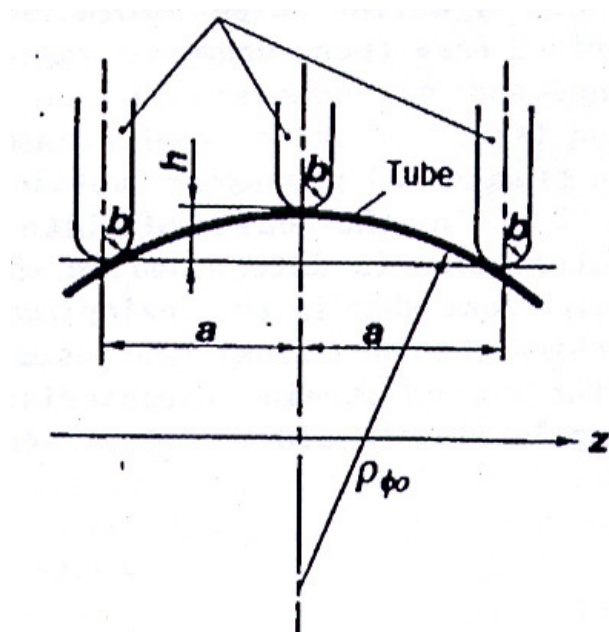


Figura 3.1.2. Disposição dos transdutores no plano longitudinal (FUCHIZAWA; NARAZAKI, 1993).

As equações 3.1.1 e 3.1.2 são utilizadas para calcular as curvaturas circunferencial e longitudinal.

$$\rho_{\phi 0} = \frac{a^2 - 2 \cdot b \cdot h + h^2}{2 \cdot h} \quad (3.1.1)$$

$$\rho_{\theta 0} = R_0 + \Delta_{r_0} = r_0 \quad (3.1.2)$$

Onde R_0 é o raio inicial, Δ_{r_0} deslocamento do transdutor central, r_0 raio instantâneo.

3.2) TENSÃO E DEFORMAÇÃO NO ENSAIO DE EXPANSÃO LIVRE

Na modelagem analítica é assumido que a espessura do tubo é fina o suficiente para que desconsidere a tensão na direção da espessura e o momento de flexão (FUCHIZAWA; NARAZAKI, 1993). Outra consideração a ser feita é que o material se comporta de acordo com a equação de Hollomon (*Power Law*) e a teoria de anisotropia de Hill é aplicada.

A partir do equilíbrio de forças da Figura 3.1.2, as tensões longitudinal e circunferencial são obtidas e apresentadas nas equações 3.2.1 e 3.2.2, respectivamente.

$$\sigma_{\phi} = \frac{p \cdot (\rho_{\theta 0} - t)^2}{2 \cdot t \cdot \left(\rho_{\theta 0} - \frac{t}{2} \right)} \quad (3.2.1)$$

$$\sigma_{\theta} = \frac{p \cdot \left(\rho_{\theta 0} - \frac{t}{2} \right)}{t} \cdot \left[\left\{ 1 - \frac{t}{2 \cdot \left(\rho_{\theta 0} - \frac{t}{2} \right)} \right\} \cdot \left\{ 1 - \frac{t}{2 \cdot \left(\rho_{\theta 0} - \frac{t}{2} \right)} \right\} - \frac{(\rho_{\theta 0} - t)^2}{2 \cdot \left(\rho_{\theta 0} - \frac{t}{2} \right) \cdot \left(\rho_{\theta 0} - \frac{t}{2} \right)} \right] \quad (3.2.2)$$

A tensão equivalente é apresentada na equação 3.2.3.

$$\sigma_{eq} = \left[\frac{3}{2} \cdot \frac{\left(1 + \frac{1}{r_{\phi}} \right) \cdot \sigma_{\phi}^2 - 2 \cdot \sigma_{\phi} \cdot \sigma_{\theta} + \left(1 + \frac{1}{r_{\theta}} \right) \cdot \sigma_{\theta}^2}{1 + \frac{1}{r_{\phi}} + \frac{1}{r_{\theta}}} \right]^{0,5} \quad (3.2.3)$$

Onde r_{ϕ} e r_{θ} são as anisotropias no sentido longitudinal e circunferencial, respectivamente, que devem ser obtidas a partir de ensaios com corpos de prova.

As deformações circunferencial e na direção da espessura no centro do tubo (região de maior expansão) são apresentadas nas equações 3.2.4 e 3.2.5.

$$\varepsilon_{\theta} = \ln \frac{r}{R} = \ln \left(\frac{\rho_{\theta 0} - \frac{t}{2}}{R_0 - \frac{T}{2}} \right) \quad (3.2.4)$$

$$\varepsilon_t = \ln \frac{t}{T} \quad (3.2.5)$$

Onde T é a espessura inicial.

A deformação longitudinal é obtida a partir da condição de volume constante e apresentada na equação 3.2.6.

$$\varepsilon_{\phi} + \varepsilon_{\theta} + \varepsilon_t = 0 \Rightarrow \varepsilon_{\phi} = -\varepsilon_{\theta} - \varepsilon_t \quad (3.2.6)$$

O incremento da deformação equivalente é dado pela equação 3.2.7.

$$\Delta \varepsilon_{eq} = \left[F \cdot \left\{ \left(\frac{1}{r_{\phi}} + \frac{1}{r_{\theta}} \right) \cdot \Delta \varepsilon_{\theta}^2 + \frac{2 \cdot \Delta \varepsilon_{\theta} \cdot \Delta \varepsilon_{\phi}}{r_{\theta}} + \left(1 + \frac{1}{r_{\theta}} \right) \cdot \Delta \varepsilon_t^2 \right\} \right]^{0.5} \quad (3.2.7)$$

Onde $F = \frac{2}{3} \cdot \frac{1 + \frac{1}{r_{\phi}} + \frac{1}{r_{\theta}}}{\frac{1}{r_{\phi}} + \frac{1}{r_{\theta}} + \frac{1}{r_{\phi} \cdot r_{\theta}}}$, $\Delta \varepsilon_{\theta}$ e $\Delta \varepsilon_t$ são os incrementos das deformações

circunferencial e na direção da espessura, respectivamente.

Assim, a tensão equivalente é dada pela equação 3.2.8.

$$\varepsilon_{eq} = \sum \Delta \varepsilon_{eq} \quad (3.2.8)$$

A equação de Hollomon relaciona a tensão e a deformação equivalente (equação 2.2.9). Assim, com os pares tensão-deformação obtidos é possível aproximá-los por uma função logarítmica e descobrir K e n .

$$\sigma_{eq} = K \cdot \varepsilon_{eq}^n \quad (3.2.9)$$

4) EQUIPAMENTO EXPERIMENTAL

Os ensaios foram realizados utilizando o equipamento apresentado na Figura 4.1. Tal equipamento consiste em uma matriz inferior, onde são alocados o regulador de pressão da marca Enerpac e um manômetro da Enerpac modelo n° GP-18S. Uma prensa hidráulica aplica força no punção interno, que desliza por dentro da matriz superior, e pressuriza o fluido no interior do dispositivo. A força axial resultante desse aumento de pressão é suportada pelo cilindro de apoio, possibilitando apenas a aplicação da pressão interna ao tubo. Caso fosse desejável aplicar também força axial, bastaria remover esse cilindro.



Figura 4.1. Foto do dispositivo utilizado nos ensaios.

A matriz inferior com o tubo posicionado é apresentada na Figura 4.2. Após posicionar o tubo, água é inserida no interior do tubo e da matriz inferior. Assim, coloca-se o cilindro ao redor do tubo sobre a matriz inferior para suportar a carga axial. Depois é colocada a matriz superior, completa-se o nível de água e posiciona o punção no furo existente no topo da matriz superior.



Figura 4.2. Matriz inferior e um dos tubos utilizados nos ensaios.

Para medição da espessura e comprimentos utilizou-se paquímetro com precisão de 0.05 mm. Devido ao reduzido diâmetro dos tubos, o uso de micrômetro para a medição da espessura não foi possível.

Para a medição da curvatura, ao invés de se utilizar sensores de deslocamento, as medições foram realizadas utilizando um relógio comparador da marca Digimess posicionando o tubo em um torno previamente calibrado.

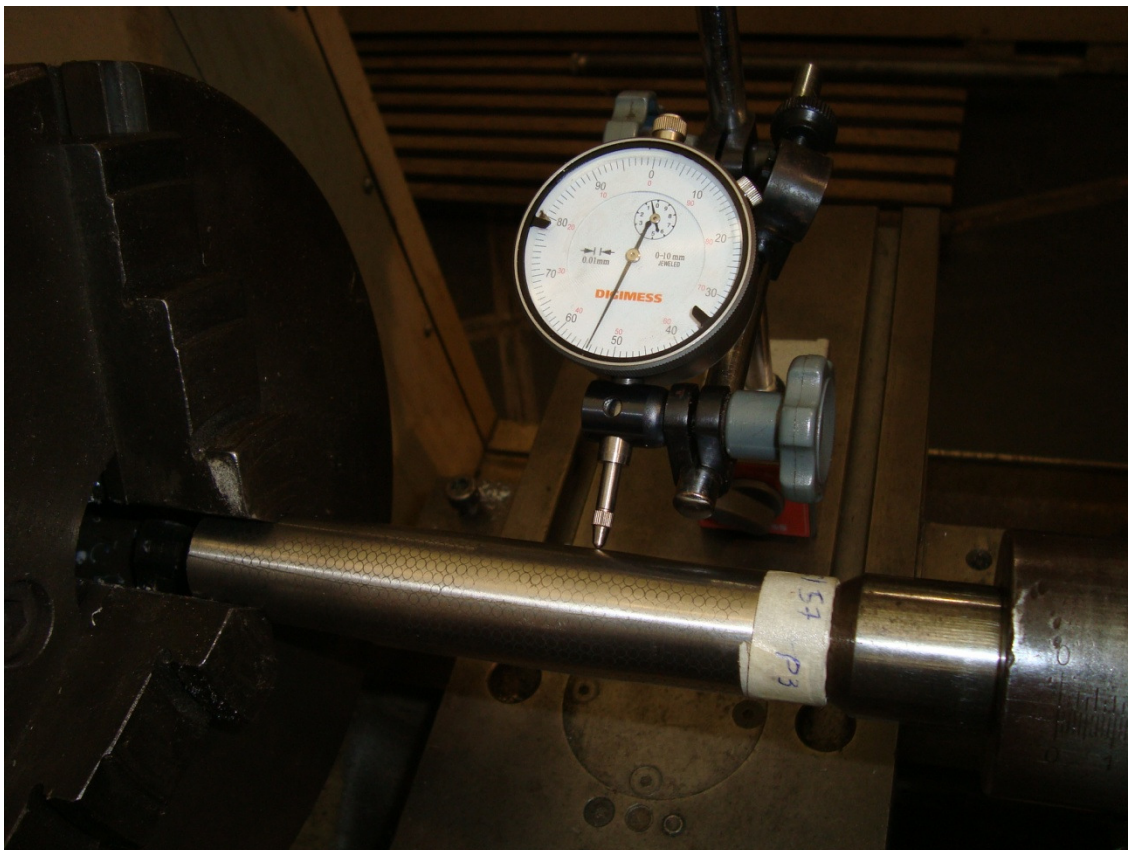


Figura 4.2. Relógio comparador utilizado para as medições das curvaturas dos tubos.

A prensa hidráulica do fabricante Máquinas Piratininga utilizada para os ensaios está localizada na Oficina de Fabricação Mecânica da Escola Politécnica e tem capacidade de 30 toneladas (Figura 4.3).



Figura 4.3. Prensa hidráulica de 300kN (30 ton.) da Oficina de Fabricação Mecânica da EPUSP.

5) SIMULAÇÃO NUMÉRICA

Normalmente, a cadeia de processos para peças produzidas utilizando hidroconformação se inicia com uma operação de dobramento do tubo, depois se executa uma pré-conformação e finalmente a hidroconformação, como apresentado na Figura 5.1. A rigor, toda a cadeia de processos deveria ser simulada com auxílio de softwares de elementos finitos a fim de otimizar o projeto das ferramentas e parâmetros envolvidos nos processos. Na Figura 5.2 pode-se visualizar um exemplo de simulação dos três processos apresentados na Figura 5.1. Assim, detectam-se facilmente problemas futuros que podem ocorrer na peça, sendo possível evitá-los antes da construção das ferramentas, economizando tempo e recursos, eliminando o método da tentativa e erro no projeto de ferramentas. O presente trabalho irá tratar da simulação apenas do processo de hidroconformação. Vários artigos tratam da simulação de todos os processos de cadeia (HAAS et al, 2001)(BAUER et al, 2004).

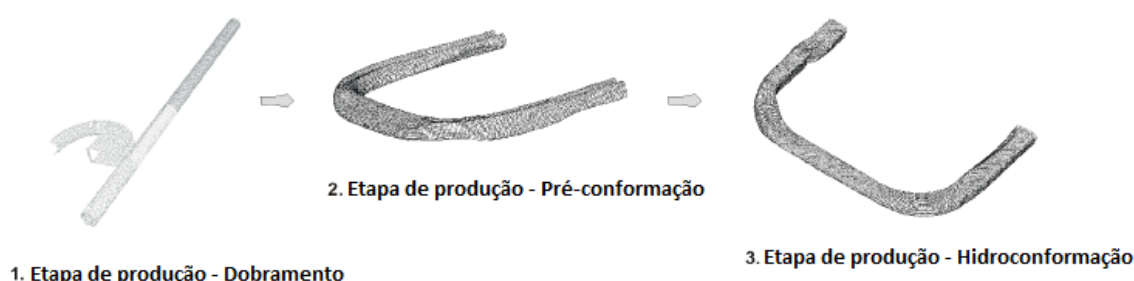


Figura 5.1. Cadeia de processos contendo dobramento, pré-conformação e hidroconformação (BAUER et al, 2004)

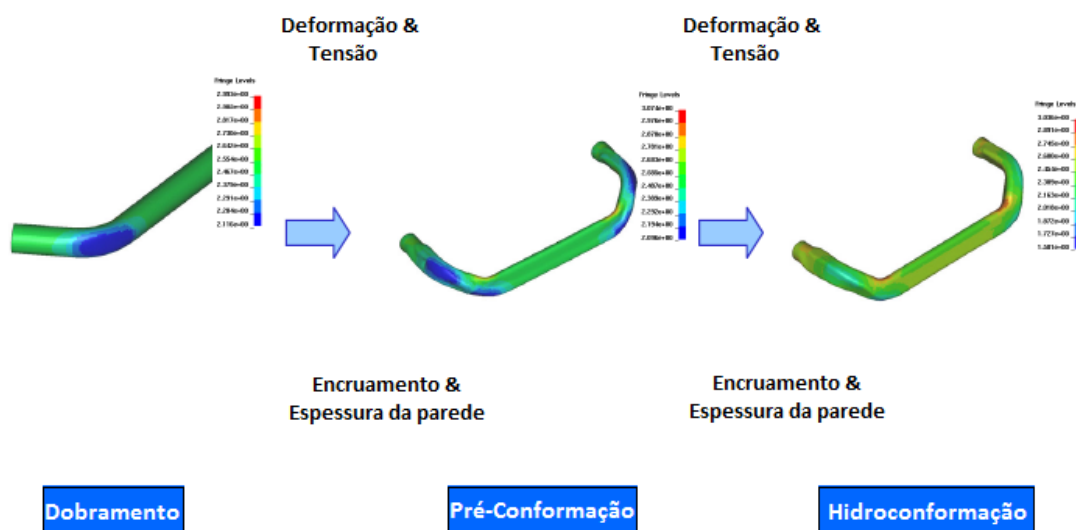


Figura 5.2. Simulação da cadeia de processos contendo dobramento, pré-conformação e hidroconformação (BAUER et al, 2004)

5.1) MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS (MEF)

O método dos elementos finitos (MEF) consiste basicamente na solução de um conjunto de equações algébricas, dispostas na forma matricial, que regem determinados fenômenos ou processos.

Para ser possível modelar determinado processo, algumas hipóteses devem ser assumidas para o seu equacionamento. A partir das equações o MEF soluciona o modelo matemático através de técnicas de cálculo numérico, sendo imprescindível a utilização de um critério de convergência para que o resultado seja válido. Um fator muito importante na análise via MEF é a construção de um bom modelo, levando em conta a precisão necessária e o tempo gasto pelo programa de MEF na solução das equações.

O modelo geométrico deve ser discretizado em pequenos elementos, no limite deveriam ser elementos de tamanho infinitesimal, para a solução do problema. Geralmente, quanto mais discretizado for o modelo, maior a confiabilidade do modelo, porém maior será o tempo gasto na solução numérica.

Uma representação para auxiliar um melhor entendimento do processo de análise via MEF é apresentada em forma de fluxograma na Figura 5.1.1. Tal fluxograma mostra que a análise via MEF pode ser utilizada tanto para alteração no projeto como otimização.

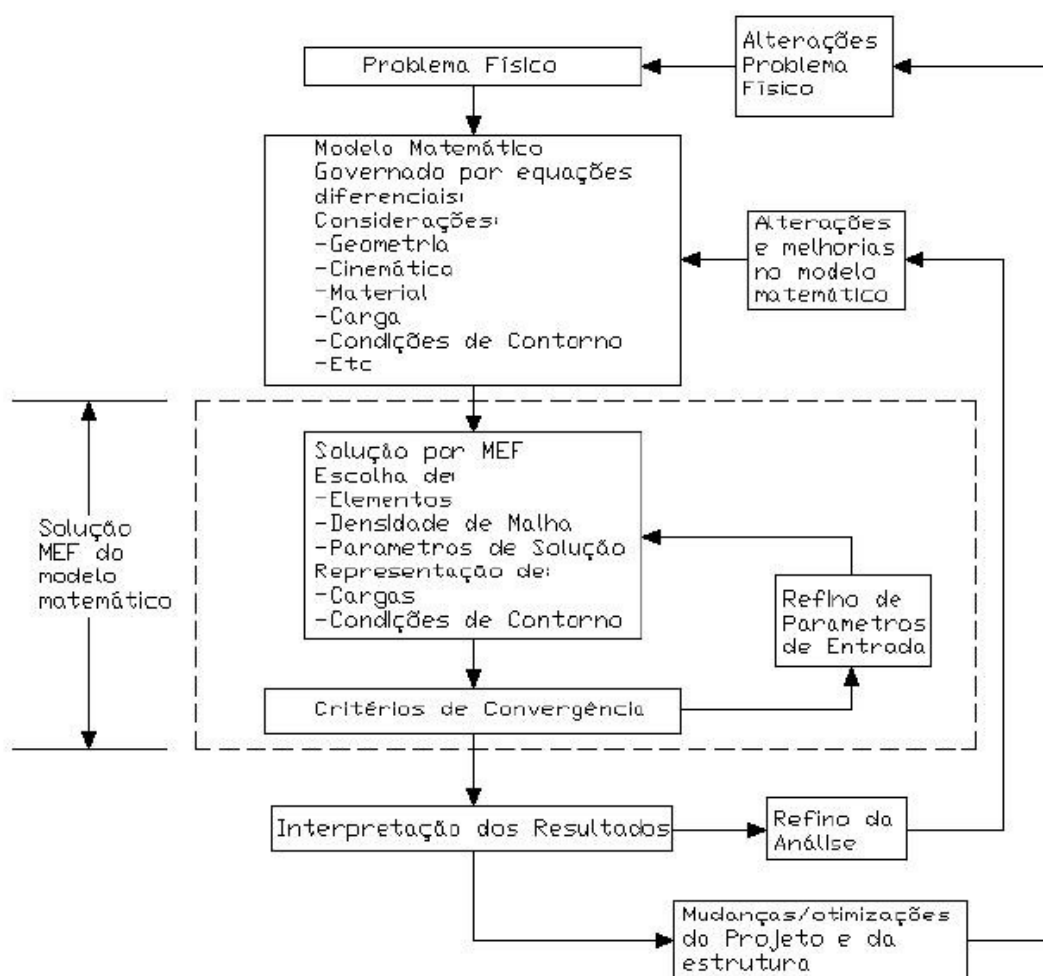


Figura 5.1.1. Fluxograma de análise via MEF (BATHE, 1996).

A análise via MEF para estruturas mecânicas pode ser tanto linear como não linear. Para análises lineares os deslocamentos dos elementos podem ser considerados infinitesimais e o material apresenta linearidade elástica. Assim, a equação de equilíbrio do elemento é dada pela equação 5.1.1

$$F = K \cdot U \quad (5.1.1)$$

Onde,

F : Vetor de cargas externas aplicadas no elemento;

K : Matriz de rigidez do elemento;

U : Vetor de deslocamentos do elemento.

Entretanto a análise linear não pode ser utilizada em estudos de conformação, uma vez que se trata de grandes deformações, fazendo com que o material trabalhe na região não-linear. Assim, é necessário utilizar uma equação dinâmica para análise não-linear (equação 5.1.2).

$$M \cdot \ddot{U} + C \cdot \dot{U} + K \cdot U = F \quad (5.1.2)$$

Onde,

M : Massa do elemento;

C : Matriz de amortecimento do elemento;

$\ddot{U}$: Vetor de acelerações do elemento;

$\dot{U}$: Vetor de velocidades do elemento.

O MEF utiliza três diferentes tipos de formulações (Lagrangeana, Euleriana e Lagrangeana-Euleriana). Para processos de hidroconformação o tipo mais apropriado é a formulação Lagrangeana, pois as deformações na espessura dos tubos ou chapas são pequenas (BORTOLUSSI, 2001).

Na formulação Lagrangeana, o volume de controle (Figura 5.1.2), no caso a malha, move-se junto com a estrutura, assim as deformações impostas na estruturas são representadas na malha.

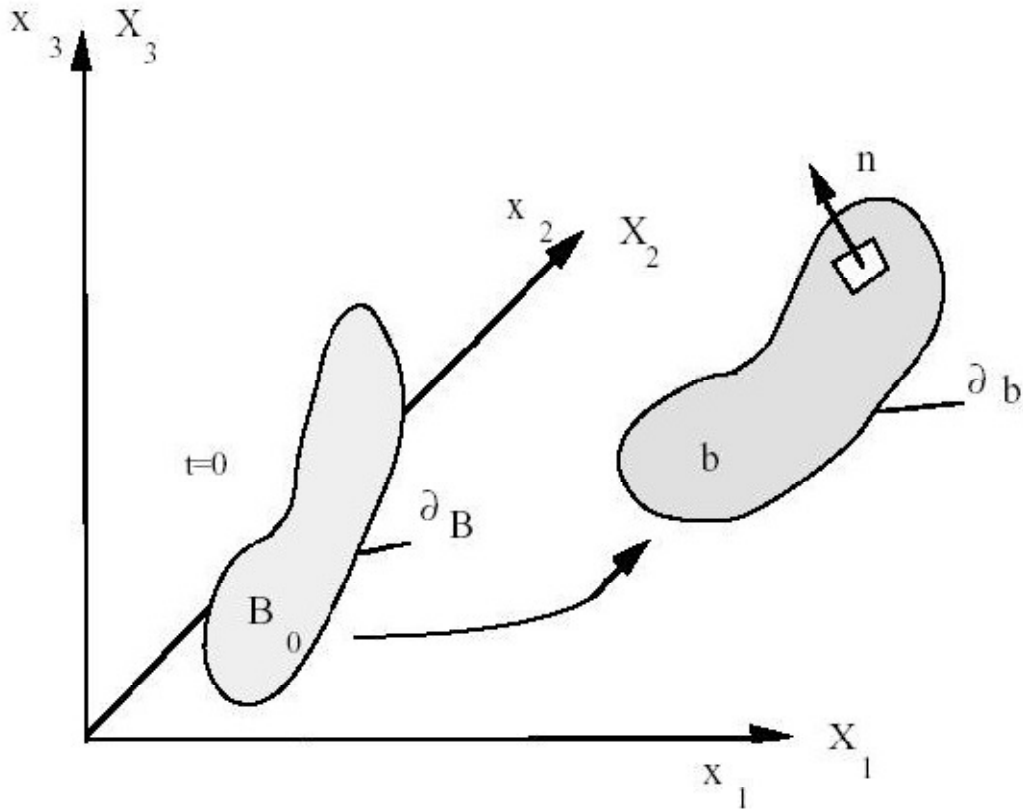


Figura 5.1.2. Representação do volume de controle da formulação Lagrangeana (HALLQUIST, 1998).

As equações da formulação Lagrangeana (BATHE, 1996) são representadas pelas equações de Conservação de Massa (equação 5.1.3), equações de Movimento (5.1.4), Princípio dos Deslocamentos Virtuais (equação 5.1.5) e a formulação Lagrangeana Total (equação 5.1.6).

$$m = \int_{V_0} \rho d^0V = \int_{V_t} \rho d^tV \Rightarrow \frac{\rho}{\rho_0} = \det({}^t_x) \quad (5.1.3)$$

$$\frac{\partial}{\partial {}^tx_j} ({}^t\tau_{ij}) + {}^t\tilde{f}_i^B = 0; {}^t\tilde{f}_i^B = \tilde{f}_i^B - {}^t\rho'_{ij} \quad (5.1.4)$$

$$\int_{V_t} {}^t\tau_{ij} \delta e_{ij} d^tV = \int_{V_t} {}^t\tilde{f}_i^B \delta u_i d^tV + \int_{V_t} {}^t f_i^S \delta u_i d^tS \quad (5.1.5)$$

$$\int_{V_0} {}^tS_{ij} \delta_0^t e_{ij} d^0V = {}^t\mathfrak{R} \quad (5.1.6)$$

Uma vez equacionado o problema, é necessário resolver o conjunto de equações resultantes. Para um problema linear, como apresentado pela equação 5.1.1, os deslocamentos dos nós podem ser calculados por técnicas de decomposição da matriz de rigidez, também conhecido como Método

Implícito. Se o problema for não-linear, o mesmo método pode ser aplicado, porém de forma iterativa, decompondo a matriz de rigidez na equação 5.1.2. Assim, os deslocamentos nodais são calculados, entretanto, a cada iteração, é necessário recalculá-la matriz de rigidez, tornando a solução muito lenta.

A partir da equação 5.1.2, as equações de aceleração e velocidade do elemento podem ser descritas de acordo com as equações 5.1.7 e 5.1.8, respectivamente (LIMA, 2006).

$$\ddot{u}_{n+1} = \frac{4}{\Delta t^2} \cdot (u_{n+1} - u_n) - \frac{4}{\Delta t} \cdot \dot{u}_n - \ddot{u}_n \quad (5.1.7)$$

$$\dot{u}_{n+1} = \dot{u}_n + \frac{\Delta t}{2} \cdot \ddot{u}_n + \frac{\Delta t}{2} \cdot \ddot{u}_{n+1} \quad (5.1.8)$$

Assim, a partir da aceleração e velocidade, consegue-se calcular o deslocamento do elemento com a equação 5.1.9.

$$\left(\frac{4}{\Delta t^2} \cdot M + \frac{2}{\Delta t} \cdot C + K \right) \cdot u_{n+1} = R + M \cdot \left(\frac{4}{\Delta t^2} \cdot u_n + \frac{4}{\Delta t} \cdot \dot{u}_n + \ddot{u}_n \right) + C \cdot \left(\frac{2}{\Delta t} \cdot u_n + \dot{u}_n \right) \quad (5.1.9)$$

Outra forma de resolver o conjunto de equações é utilizando o Método Explícito, baseado na mudança linear dos deslocamentos e a solução é obtida por integração direta através de métodos não iterativos. Para esse método, as equações que descrevem a aceleração e velocidade do elemento são dadas pelas equações 5.1.10 e 5.1.11, respectivamente.

$$\ddot{u}_n = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot u_{n+1} - 2 \cdot u_n + u_{n-1} \quad (5.1.10)$$

$$\dot{u}_n = \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot (u_{n+1} - u_{n-1}) \quad (5.1.11)$$

Assim, os deslocamentos no tempo t_{n+1} é obtidos com a equação 5.1.12.

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot M + \frac{2}{\Delta t} \cdot C \right) \cdot u_{n+1} = R - \left(K - \frac{2}{\Delta t^2} \cdot M \right) \cdot u_n + \left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot M + \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot C \right) \cdot u_{n-1} \quad (5.1.12)$$

Como o Método Explícito é o mais adequado, o algoritmo do programa de elementos finitos utilizará a equação 5.1.12 para a determinação dos deslocamentos nos instantes seguintes.

5.2) LS-DYNA

O software de elementos finitos que será utilizado na simulação do processo de hidroconformação é o LS-DYNA, desenvolvido pela Livermore Software Technology Corporation. O LS-DYNA é um programa de elementos finitos voltado para a simulação de dinâmica de estruturas e aplicações que

envolvem grandes deformações (comportamento plástico), sendo assim adequado ao processo de hidroconformação. Seu principal método de solução é baseado no método explícito de integração.

5.2.1) BREVE HISTÓRICO DO LS-DYNA

O LS-DYNA foi concebido a partir de um software de domínio público DYNA 3D, desenvolvido pelo Lawrence Livermore National Laboratory em meados da década de 70 que foi lançado ao mercado a sua primeira versão em 1976. Entretanto, na época, apresentava várias limitações como, por exemplo, os tipos de elementos existentes e controle de *hourglass*, que evita a “energia zero” nos modos de deformação, gerando cálculos inconsistentes fisicamente, embora corretos numericamente (LIMA, 2006).

Com o passar do tempo, o programa foi sendo aperfeiçoado, agregando novos implementos ao código, como por exemplo: novo algoritmo de contato de superfícies garantindo um melhor controle de *hourglass*; novos algoritmos de interação reduziram o tempo de cálculo; inclusão de novos modelos de materiais e elementos; possibilidade de aplicações de cargas com velocidade e aceleração angular; modelos de atrito; entre outras melhorias.

Assim, o LS-DYNA teve a sua primeira versão apresentada em 1989 pela Livermore Software Technology Corporation, sendo desenvolvida por Hallquist.

5.2.2) APLICAÇÕES

O LS-DYNA tem um vasto campo de aplicação no desenvolvimento de projetos, em estruturas e em análises dinâmicas. A seguir são comentadas algumas aplicações do LS-DYNA na indústria (LIMA, 2006).

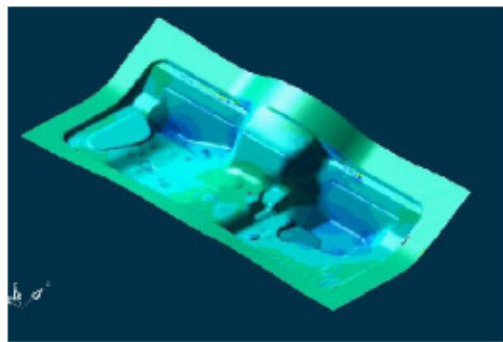
Na indústria automobilística, o software pode ser utilizado em análises de colisões e deformações em veículos, também conhecidas por “*crash test*” e “*crush test*”, e também na avaliação da segurança do veículo utilizando bonecos computacionais (*dummies*).

Na indústria militar tem sua aplicação na capacidade de simular explosivos e penetração de projéteis.

Na indústria aeronáutica é aplicado na simulação da contaminação das lâminas de motores a jato, falhas estruturais e até em colisões com pássaros.

Na área de processos de fabricação, tem especial aplicação no estudo da conformação de materiais como: estampagens, hidroconformação, forjamento, embutimento, entre outros.

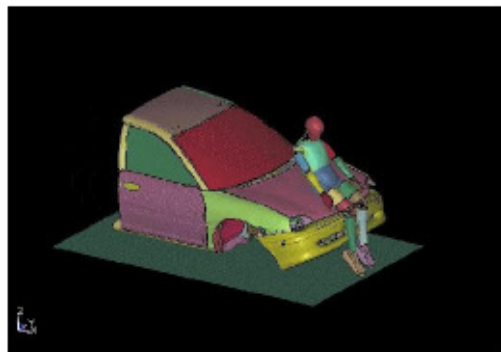
Na Figura 5.2.2.1 são apresentados algumas exemplos de simulações realizadas no LS-DYNA.



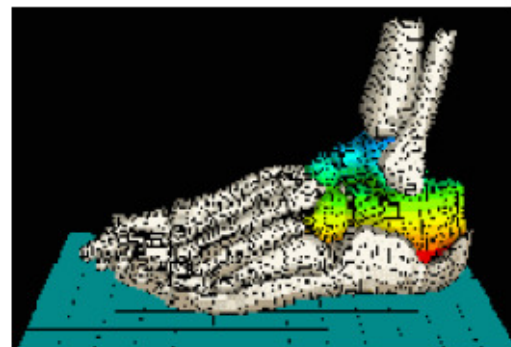
a) conformação de chapas



b) turbulência



d) colisão veicular



e) bioengenharia

Figura 5.2.2.1. Exemplos de aplicação do LS-DYNA (LIMA, 2006)

Abrantes (2003) apresenta a utilização do LS-DYNA para a hidroconformação de chapas metálicas. Um exemplo para a hidroconformação de chapas pode ser visualizado na Figura 5.2.2.2. Já em Abrantes (2009) é apresentada a aplicação do LS-DYNA para a simulação da hidroconformação em tubos. Um exemplo para hidroconformação de tubos é apresentado na Figura 5.2.2.3

Diversos artigos sobre a utilização do mencionado software encontram-se disponíveis no site do seu desenvolvedor, inclusive sobre hidroconformação de tubos.

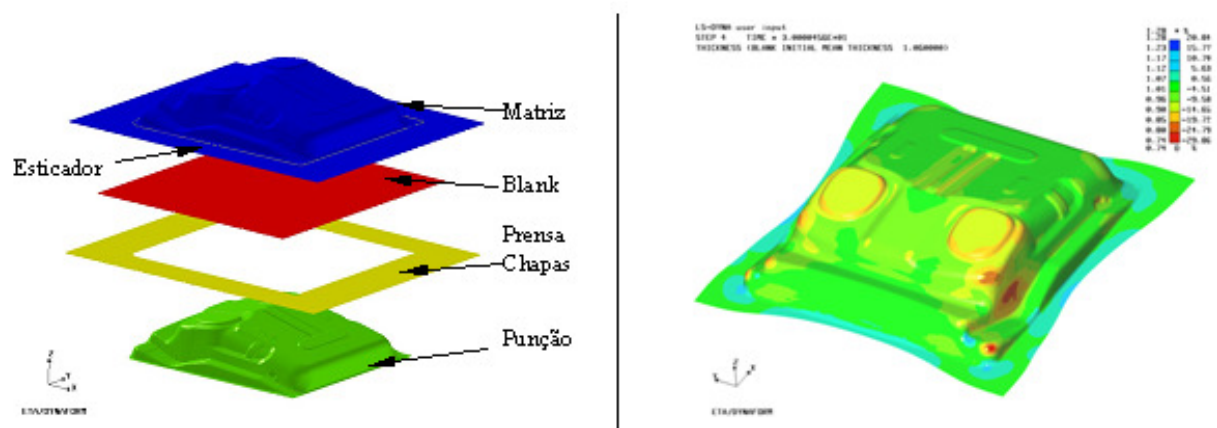


Figura 5.2.2.2. Exemplo de simulação da hidroconformação de chapas utilizando o LS-DYNA (ABRANTES, 2003)

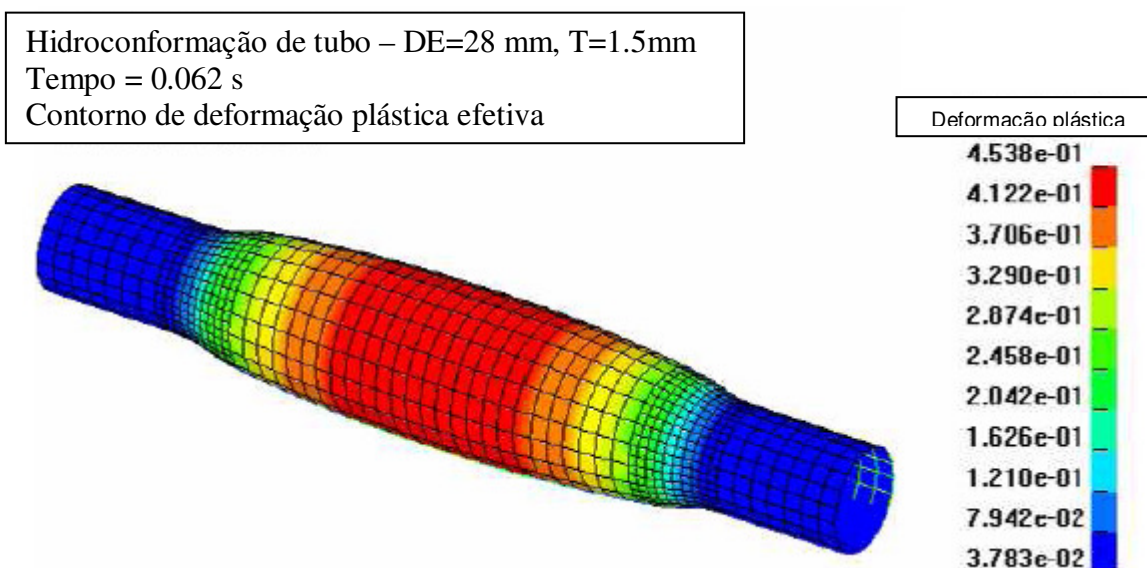


Figura 5.2.2.3. Exemplo de simulação da hidroconformação de tubos utilizando o LS-DYNA (ABRANTES, 2009)

5.2.3) ESTRUTURAÇÃO DO ARQUIVO DE ENTRADA DE DADOS

Para o programa resolver o problema proposto, é necessário escrever um arquivo de entrada de dados (arquivo de *input*), onde as informações estão estruturadas de tal forma que o programa de cálculo consiga entender o que deve calcular e como.

A malha, ou seja, o conjunto de nós que consistem na discretização da geometria estudada, é gerada a partir de um modelo 3D resultando em um arquivo de texto no padrão ASCII.

Uma vez determinada a malha, resta determinar os comandos para o cálculo que são estruturados em um arquivo chamado carta no formato “txt”. Uma carta segue a seguinte estrutura:

- *KEYWORD (campo obrigatório indicando que a carta está estruturada no formato texto)
- *TITLE (título)
- *CONTROL (comandos de controle)
- *DATABASE (comandos para a criação de banco de dados)
- *PART (definição das peças)
- *MAT (definição dos materiais)
- *SECTION (definição dos tipos de elementos)
- *NODE (definição dos nós)
- *ELEMENT (definição dos elementos)
- *END (obrigatório, indicando o fim do código).

Os comandos de controle (*CONTROL) são opcionais. Caso não sejam utilizados o programa aplica as configurações padrão (“default”). Algumas funções importantes podem ser acionadas através desse comando, como

“*adaptive meshing*”, “*mass scaling*”, passo da integração (“*timestep*”), elementos e método de cálculo (explícito ou implícito).

Antes de iniciar qualquer simulação computacional é preciso modelar o corpo a ser simulado e os outros corpos que fazem fronteira ou interferem de algum modo em seu comportamento. A utilização de ferramentas de CAD ajuda na confecção do modelo, algumas até auxiliam na transformação automática do corpo contínuo em discreto (formação da malha).

O comando de banco de dados (*DATABASE) também é opcional, entretanto é necessário para que se obtenha algum resultado. Utilizando esse comando é possível definir qual o tipo de resultado desejado e a frequência de gravação.

O comando de definição das peças (*PART) define o conjunto de elementos que compõem determinada peça.

O comando de materiais (*MAT) possibilita associar um modelo de material diferente para cada peça definida no comando *PART dentre os modelos disponível no software, como por exemplo: materiais isotrópicos, ortotrópicos, viscoelásticos, inelásticos, borrachas, tecidos, polímeros, elasto-plásticos, plásticos não-lineares, entre outros.

O comando de definição dos tipos de elementos (*SECTION) define os tipos de elementos utilizados, regras de integração, espessuras e outras características dos elementos. Esse item é obrigatório e necessita de um sólido conhecimento da teoria de elementos finitos para que seja configurado corretamente (LIMA, 2006).

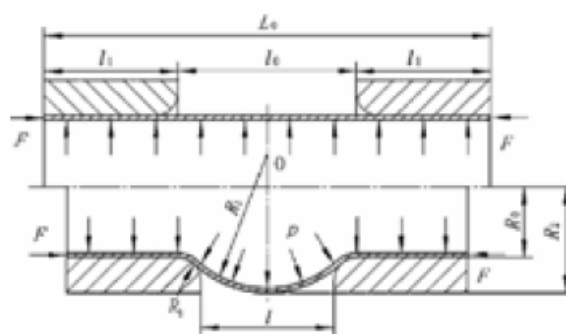
Tantos o comando de definição dos nós (*NODE) como o de elementos (*ELEMENT) são gerados automaticamente pelo software gerador da malha. Tais comandos consistem nas coordenadas de cada nó e sua identificação (*NODE) e a identificação dos nós pertencentes a cada elemento (*ELEMENT).

6) RESULTADOS E ANÁLISES

6.1) EXPERIMENTAL

Diferentemente do ensaio proposto por Fuschizawa e Narazaki (1993), não foi realizada aquisição de dados dos deslocamentos radiais realizados pelo tubo e nem a variação da sua espessura, pois não foi possível dispor desses equipamentos em tempo hábil para a realização dos ensaios. Assim, o experimento foi realizado conduzindo diferentes amostras até níveis de pressões diferentes e as suas deformações foram medidas. Portanto, em vez de se ter uma medida contínua, obteve-se um conjunto de pontos para obter a curva tensão-deformação.

As dimensões do equipamento e dos tubos utilizados nos ensaios e nas simulações são apresentadas na Figura 6.1.1.



Parâmetro	Definição	Valor [mm]
d_0	Diâmetro externo do tubo	28,0
R_0	Raio externo do tubo	12,5
R_3	Raio de canto da matriz	5,0
T	Espessura da parede do tubo	1,5
L_0	Comprimento do Tubo	160,0
l_0	Comprimento livre do tubo	90,0
l_1	Comprimento de contato do tubo com cada matriz	35,0

Figura 6.1.1. Dimensões dos tubos ensaiados.

O conjunto de tubos ensaiado é apresentado nas Figuras 6.1.2 e 6.1.3. Na Figura 6.1.4 é apresentado uma das amostras que foi conduzida até o nível de pressão de ruptura. Os dados obtidos são apresentados na Tabela 6.1.1. Nessa tabela são apresentados os valores da pressão atingida, diâmetro e espessura finais.



Figura 6.1.2. Tubos ensaiados.



Figura 6.1.3. Tubos ensaiados.



Figura 6.1.4. Tubo levado até o nível de pressão de ruptura (63 MPa).

Tabela 6.1.1. Dados obtidos dos tubos ensaiados.

Grupo	Peça	Pressão (MPa)	Média	Dext (mm)	Média	Espessura (mm)	Média
B1	P1	54	55,3	29,3	29,6	1,41	1,41
	P2	55		29,7		1,41	
	P3	57		29,7		1,42	
B2	P1	58,5	59,2	30,6	30,4	1,38	1,38
	P2	59		30,5		1,38	
	P3	60		30,1		1,37	
B3	P1	61	60,7	30,5	30,5	1,35	1,36
	P2	60,5		29,9		1,35	
	P3	60,5		31		1,37	
B4	P1	63	62,8	32,1	31,7	1,34	1,33
	P2	62,5		31,7		1,32	
	P3	62,5		31,5		1,32	
	P4	63		31,4		1,33	

Com os valores apresentados na Tabelas 6.1 foi construído o Gráfico 6.1 onde são apresentadas a tensão e a deformação equivalente de acordo com a teoria apresentada no item 3.2 e considerando a anisotropia no sentido longitudinal (r_ϕ) igual a 0,735 e a anisotropia circunferencial (r_θ) igual a 0,652 (TRALLI, 2009). A Tabela 6.1.2 apresenta as propriedades obtidas para o aço inoxidável AISI 316L através do ensaio de expansão livre.

Gráfico 6.1.1. Curva da tensão equivalente em função da deformação equivalente.

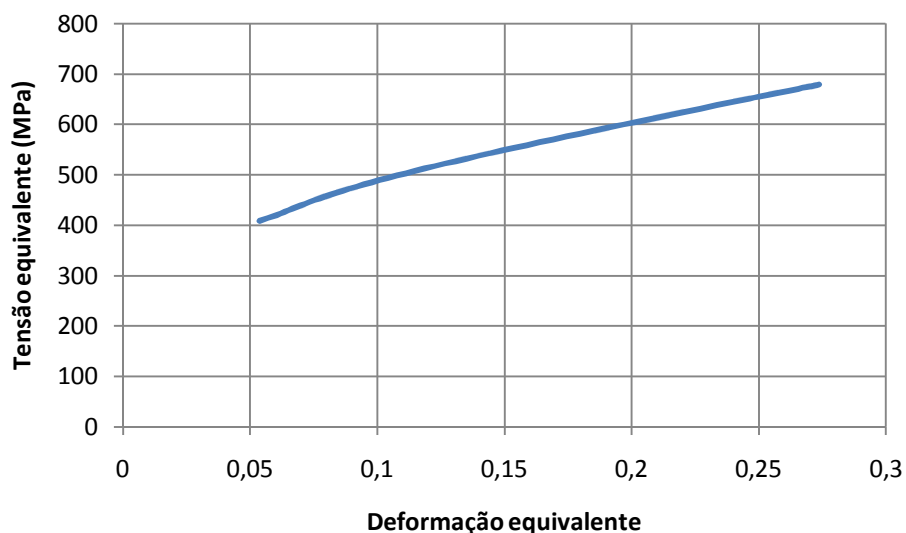


Tabela 6.1.2. Propriedades obtidas para o aço inoxidável AISI 316L a partir do ensaio de expansão livre.

Tensão de escoamento (MPa)	Coefficiente de encruamento	Constante de Rigidez Plástica (MPa)	Módulo de Elasticidade (GPa)
365	1,125	1524	155

Os dados experimentais a serem utilizados para comparar os dados simulados são apresentados na Tabela 6.1.3.

Tabela 6.1.3. Dados experimentais (ABRANTES, 2009).

Pressão [MPa]	CP (1)	Lo _f Comprimento [mm]	L ₁ Superior [mm]	L ₁ Inferior [mm]	L _f Final [mm]	D _{2f} (2) Diâmetro [mm]	t _f Espessura [mm]
50	P3	158,2	38,2	32,0	88,0	29,4	1,45
	PA3	153,5	37,9	35,8	79,8	31,0	1,35
57	P4	156,1	39,6	29,7	86,8	30,9	1,40
	PA4	154,1	38,6	35,9	79,6	34,0	1,35
60	P5	153,4	38,4	28,0	87,0	32,5	1,35
	PA5	149,6	40,2	36,0	73,4	36,1	1,35
P _{ruptura}	P1	154,0	37,4	33,9	82,7	37,4 (3)	1,30 (3)
	PA1	141,3	39,8	38,0	62,5	42,8 (3)	1,35 (3)
	P2	149,4	36,0	30,0	83,4	38,6 (3)	1,20 (3)
	PA2	141,6	39,3	37,0	65,3	42,7 (3)	1,25 (3)

(1) P: CP submetido à Pressão – PA: CP submetido à Pressão e Carga axial; (2) Medido na metade de L_f final; (3) Medido a 90° do ponto de falha.

6.2) NUMÉRICO

O modelo geométrico utilizado nas simulações é apresentado na Figura 6.2.1. A matriz inferior está apresentada em verde, a matriz superior em azul e o tubo em vermelho.

Como condições de contorno foram restringidos todos os movimentos da matriz inferior. A matriz superior somente pode se deslocar no sentido do eixo do tubo.

O contato entre o tubo e as matrizes é do tipo “*frictional*” e foi simulado utilizando o comando “**Contact_Automatic_Surface_to_Surface*” com valor de coeficiente de atrito dinâmico e estático de 0,05 (ABRANTES, 2009).

Todo o modelo geométrico foi construído como elemento do tipo “*shell*”, onde a sua geometria é definida com as dimensões médias e a suas espessuras definidas. Tal elemento é bastante adequado quando se estuda a variação da espessura do modelo. As dimensões estão apresentadas na Figura 6.1.1.

O modelo de material utilizado para o tubo é o “**Mat_Piecewise_Linear_Plasticity*”, que consiste em um modelo elasto-plástico onde se pode definir um curva arbitrária de tensão em função da deformação, no caso a obtida pelo ensaio de expansão livre. Também pode ser definida uma deformação máxima de ruptura a ser atingida para interromper a simulação que foi utilizada como sendo 50% de deformação plástica. O modelo de material utilizado para as matrizes é do tipo “**Mat_Rigid*” uma vez que estão

sujeitas apenas a deformação elástica. A importância de definir as propriedades do material das matrizes, principalmente o módulo de elasticidade, é que são utilizadas para a iteração do contato entre tubo e matriz.

A força axial foi aplicada na matriz superior utilizando o comando “*Load”.

A pressão interna ao tubo foi aplicada utilizando o comando “*Airbag” que considera a inserção de massa de fluido no interior do tubo provocando o aumento da pressão interna. Pode-se fornecer a vazão de massa a ser inserida no volume de controle, no caso, o tubo, ou fornecer a curva de variação de pressão e o programa calcula a vazão necessária para atender essa pressão. A vantagem desse comando é que, como o tubo está se deformando, a direção normal da superfície é atualizada a cada iteração do cálculo, corrigindo o sentido de aplicação da força devido à pressão interna.

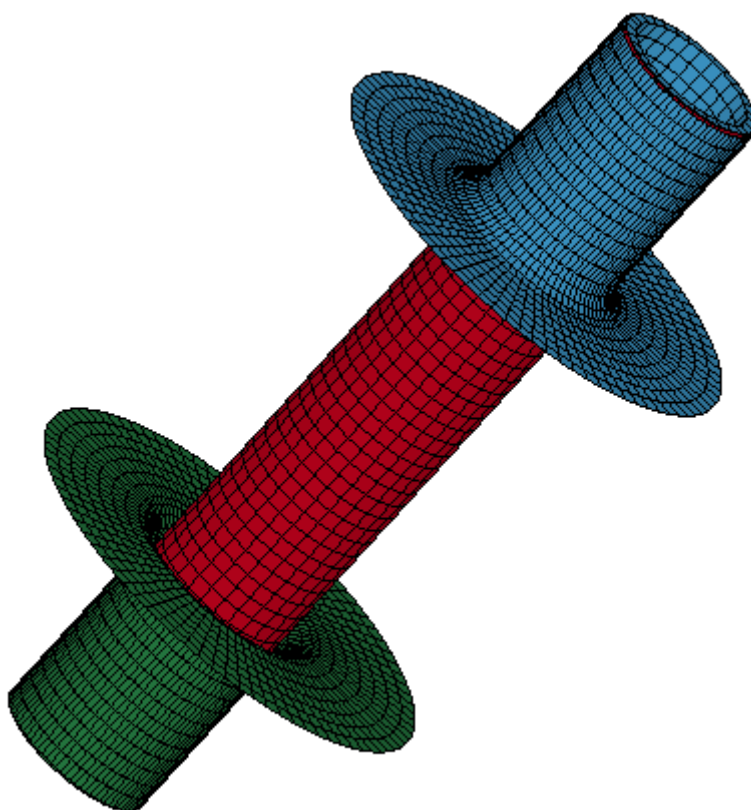


Figura 6.2.1. Modelo utilizado para a simulação.

As curvas de aplicação da força axial e da pressão interna são apresentadas nos Gráficos 6.2.1 e 6.2.2, respectivamente. O valor da força axial (F), devido ao projeto da ferramenta de expansão dos tubos, é dependente da pressão interna (p) aplicada, do diâmetro externo do punção (d_c) e do diâmetro interno do tubo (d_o), respeitando a relação apresentada na equação 6.2.1 (ABRANTES, 2009).

$$\frac{F}{p} = \frac{\pi \cdot (d_c^2 - d_o^2)}{4} = 346,4 \frac{N}{MPa} \quad (6.2.1)$$

Gráfico 6.2.1. Curva de aplicação da força axial em função do tempo.

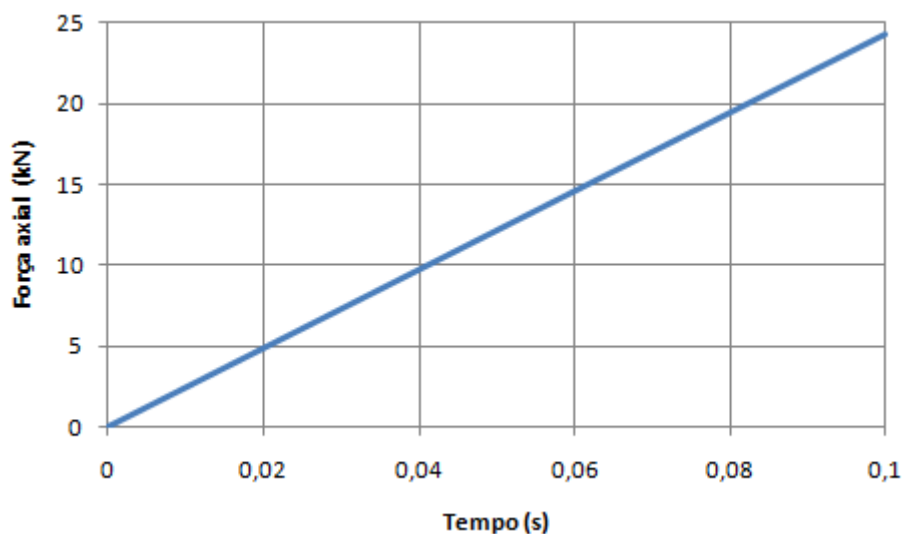
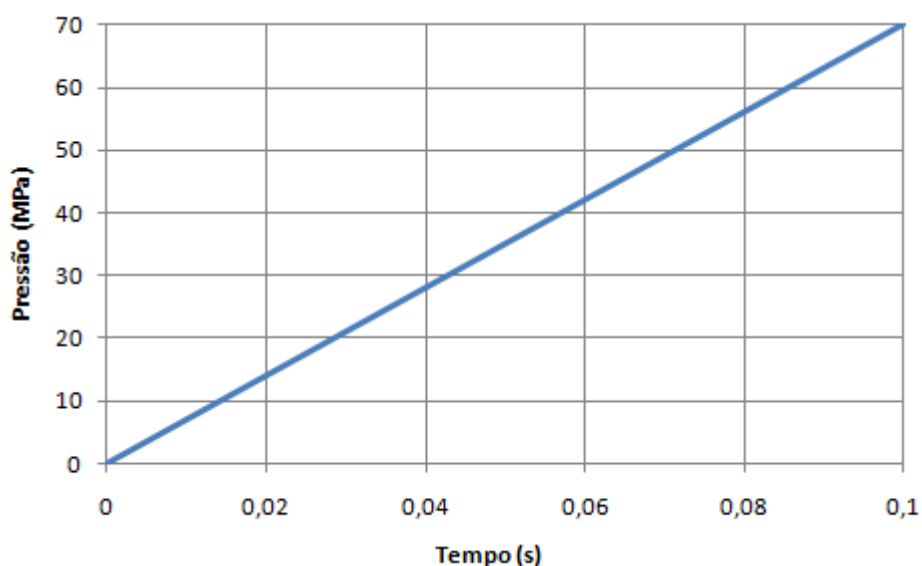


Gráfico 6.2.2. Curva de aplicação da pressão interna em função do tempo.



6.2.1) SIMULAÇÃO COM PROPRIEDADES DO ENSAIO DE EXPANSÃO LIVRE

Foram simulados dois casos de hidroconformação de tubos para comparar os resultados obtidos: tubo sujeito somente a pressão interna; tubo sujeito simultaneamente a pressão interna e força axial de compressão.

As propriedades finais utilizadas para a simulação são apresentadas na Tabela 6.1.2.

Na Figura 6.2.1.1 é apresentado o resultado para o caso de aplicação de força axial e pressão interna. A Tabela 6.2.1.1 apresenta os valores encontrados na simulação para diferentes níveis de pressão. Foi considerado a pressão de 63 MPa como sendo a pressão de ruptura

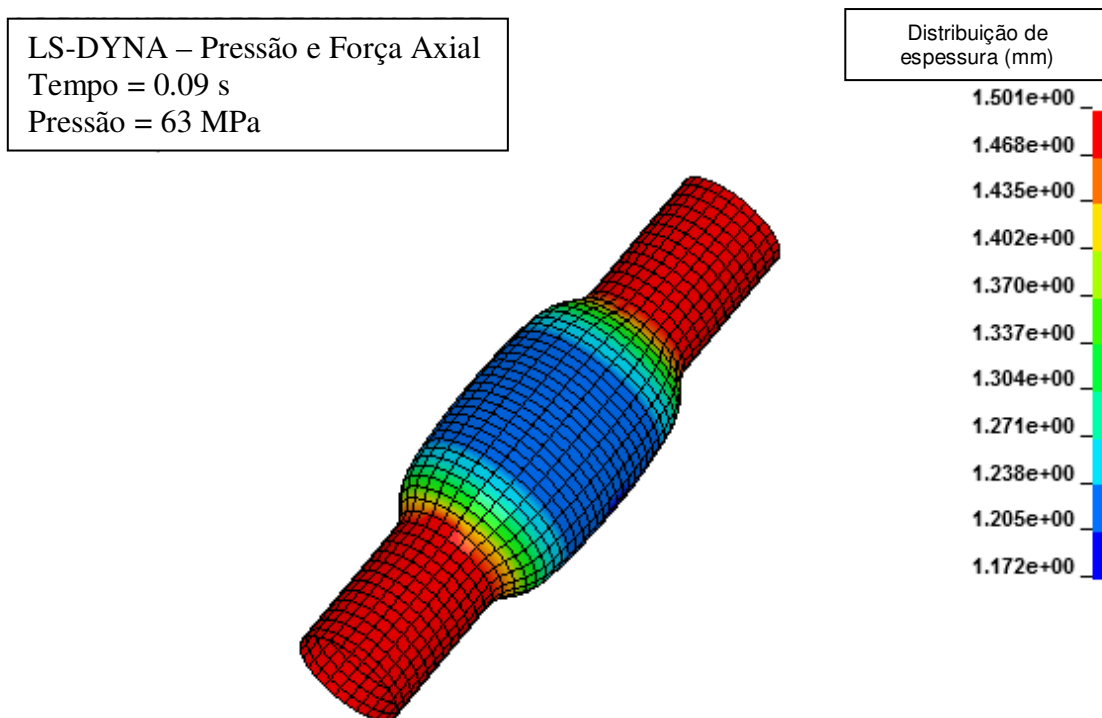


Figura 6.2.1.1. Distribuição de espessura para a pressão de 63 MPa para o caso de aplicação de força axial e pressão interna com propriedades do ensaio de expansão livre.

Tabela 6.2.1.1. Resultados das simulações para o caso de aplicação de força axial e pressão interna com propriedades do ensaio de expansão livre.

Pressão (MPa)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)
50	150,1	33,86	1,389
57	145,6	36,96	1,311
60	143,2	39,74	1,251
Ruptura	140,6	43,33	1,172

Na Figura 6.2.1.2 é apresentado o resultado para o caso de aplicação de somente pressão interna. A Tabela 6.2.1.2 apresenta os valores encontrados na simulação para diferentes níveis de pressão.

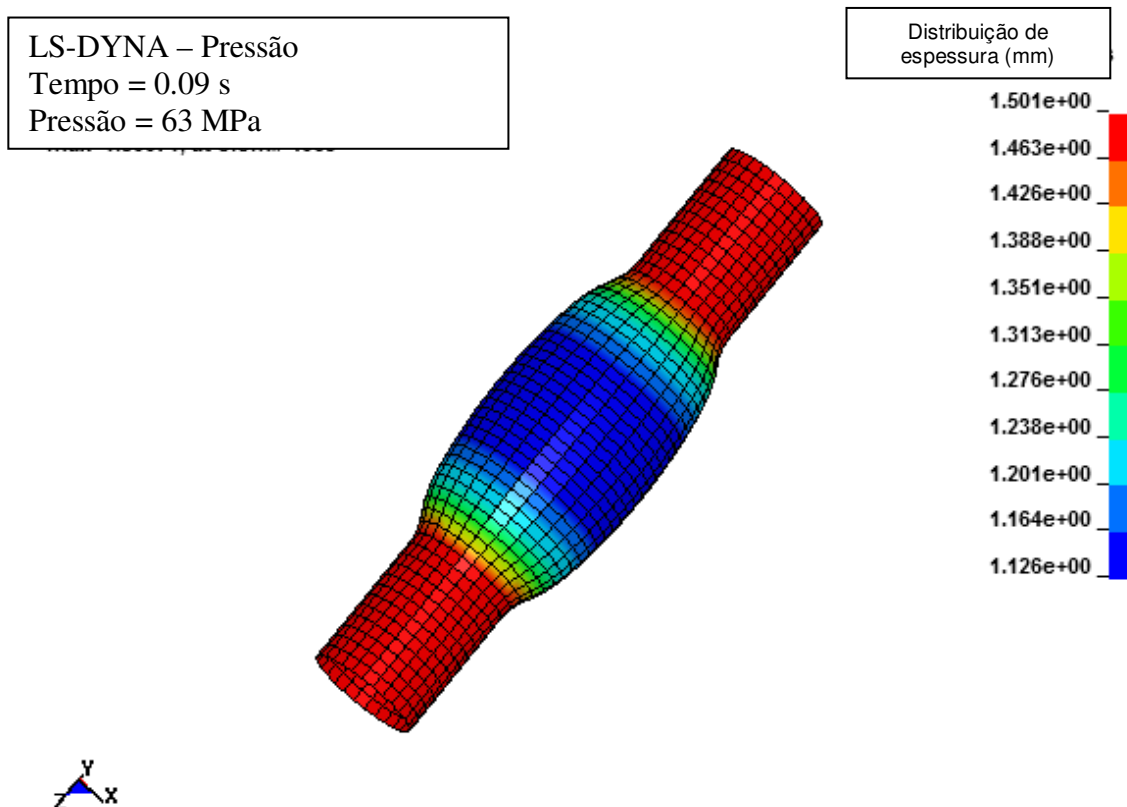


Figura 6.2.1.2. Distribuição de espessura para a pressão de 63 MPa para o caso de aplicação de pressão interna com propriedades do ensaio de expansão livre.

Tabela 6.2.1.2. Resultados das simulações para o caso de aplicação de pressão interna com propriedades do ensaio de expansão livre.

Pressão (MPa)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)
50	156,0	30,24	1,406
57	152,4	32,82	1,304
60	150,1	35,01	1,224
Ruptura	147,6	37,95	1,126

A Figura 6.2.1.3 apresenta a evolução da expansão do tubo carregado simultaneamente por força axial e pressão interna e na Figura 6.2.1.4 para o caso de aplicação de somente pressão interna.

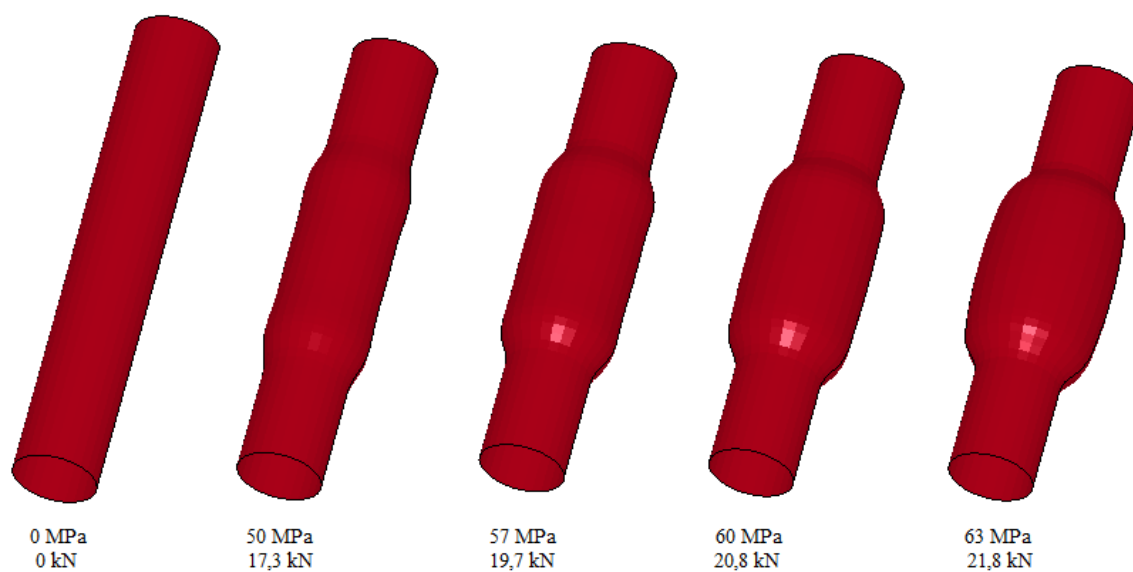


Figura 6.2.1.3. Evolução da expansão do tubo submetido à pressão interna e força axial.

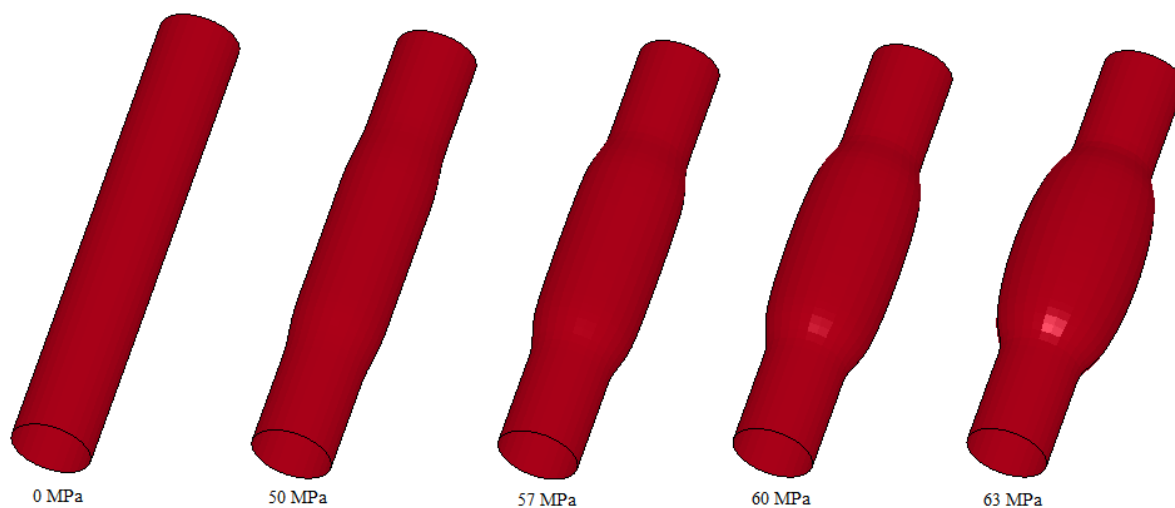


Figura 6.2.1.4. Evolução da expansão do tubo submetido à pressão interna.

Para comparar os resultados alcançados com as propriedades obtidas pelo ensaio de expansão livre foram simulados outros três casos com propriedades diferentes:

- Provenientes de ensaios de tração em tubos;
- Provenientes do RHTT (*Ring Hoop Tension Test* – Ensaio de tração de amostra circular);
- Provenientes de chapas.

Mais informações a respeito do RHTT podem ser encontradas nos trabalhos de ABRANTES (2009) e TRALLI (2009).

6.2.2) SIMULAÇÃO COM PROPRIEDADES DE ENSAIOS DE TRAÇÃO EM TUBOS

Na Tabela 6.2.2.1 são apresentadas as propriedades obtidas a partir de ensaios de tração do tubo inteiro. Na Figura 6.2.2.1 é apresentado o resultado da distribuição de espessura para o caso de aplicação de força axial e pressão interna para as propriedades obtidas dos ensaios de tração. A Tabela 6.2.2.2 apresenta os valores encontrados na simulação para diferentes níveis de pressão e as propriedades utilizadas.

Tabela 6.2.2.1. Propriedades obtidas de ensaios de tração de tubos de aço inoxidável AISI 316L utilizadas na simulação (ABRANTES, 2008).

Tensão de escoamento (MPa)	Coefficiente de encruamento	Constante de Rigidez Plástica (MPa)	Módulo de Elasticidade (GPa)
341	0,819	1424	179

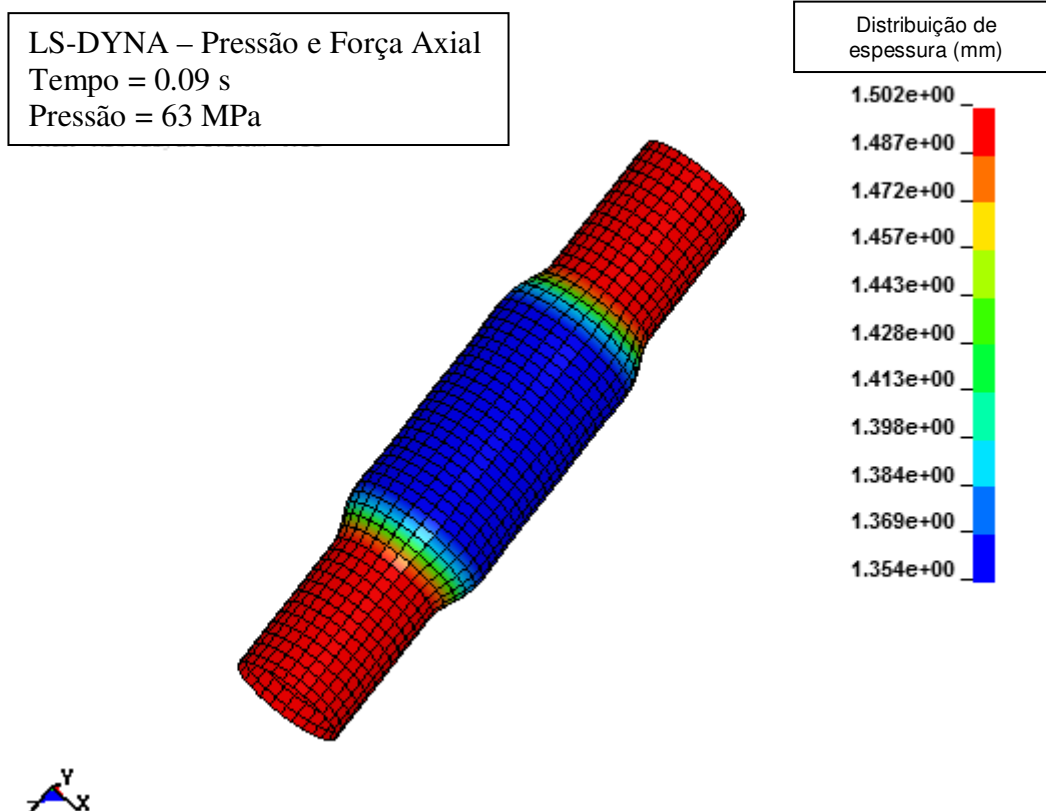


Figura 6.2.2.1. Distribuição de espessura para a pressão de 63 MPa para o caso de aplicação de força axial e pressão interna com propriedades do ensaio de tração do tubo.

Tabela 6.2.2.2. Resultados das simulações para o caso de aplicação de força axial e pressão interna com propriedades do ensaio de tração do tubo.

Pressão (MPa)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)
50	154,0	31,04	1,445
57	150,7	33,32	1,401
60	148,9	34,57	1,375
Ruptura	147,3	35,58	1,354

Na Figura 6.2.2.2 é apresentado o resultado para o caso de aplicação de somente pressão interna. A Tabela 6.2.2.3 apresenta os valores encontrados na simulação para diferentes níveis de pressão.

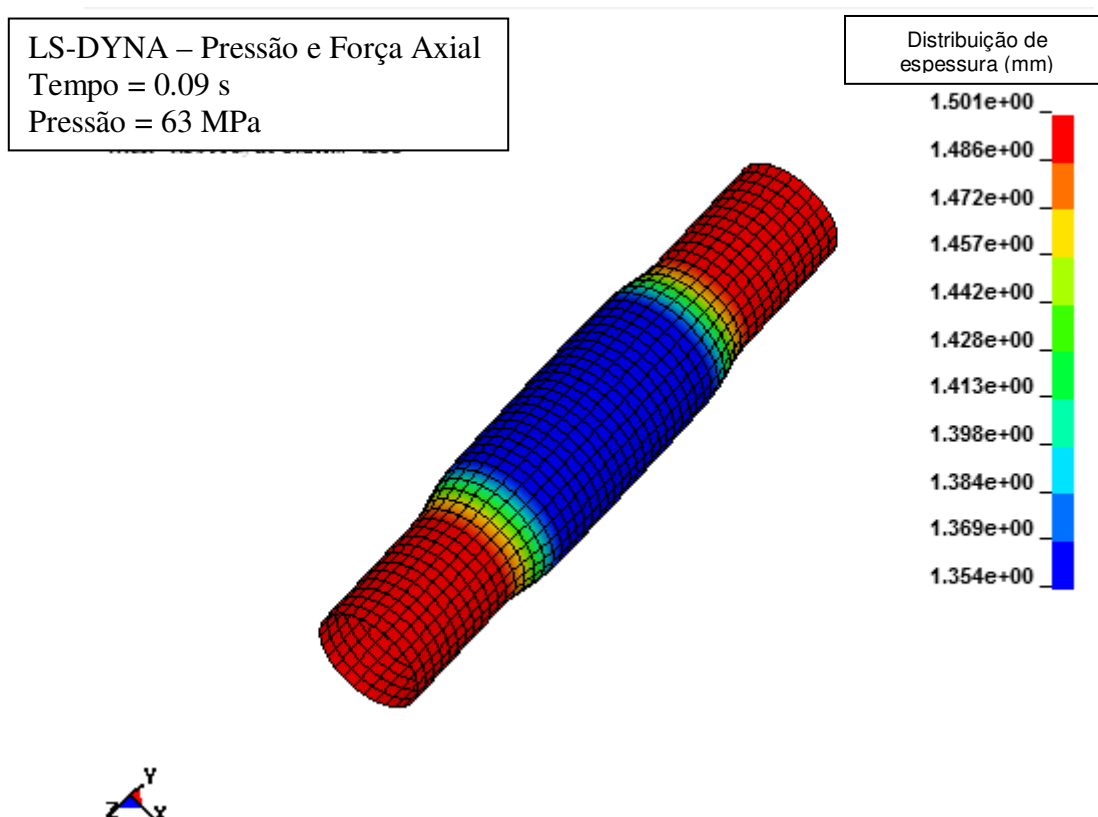


Figura 6.2.2.2. Distribuição de espessura para a pressão de 63 MPa para o caso de aplicação de pressão interna com propriedades do ensaio de tração do tubo.

Tabela 6.2.2.3. Resultados das simulações para o caso de aplicação de pressão interna com propriedades do ensaio de tração do tubo.

Pressão (MPa)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)
50	158,1	29,46	1,459
57	156,2	30,98	1,416
60	155,0	32,10	1,385
Ruptura	153,9	33,27	1,354

6.2.3) SIMULAÇÃO COM PROPRIEDADES OBTIDAS PELO RHTT

Na Tabela 6.2.3.1 são apresentadas as propriedades obtidas a partir do RHTT. Na Figura 6.2.3.1 é apresentado o resultado para o caso de aplicação de pressão interna. A Tabela 6.2.3.2 apresenta os valores encontrados na simulação para diferentes níveis de pressão.

Tabela 6.2.3.1. Propriedades obtidas a partir do RHTT (ABRANTES, 2009).

Tensão de escoamento (MPa)	Coefficiente de encruamento	Constante de Rigidez Plástica (MPa)	Módulo de Elasticidade (GPa)
317	0,5487	1013	154,8

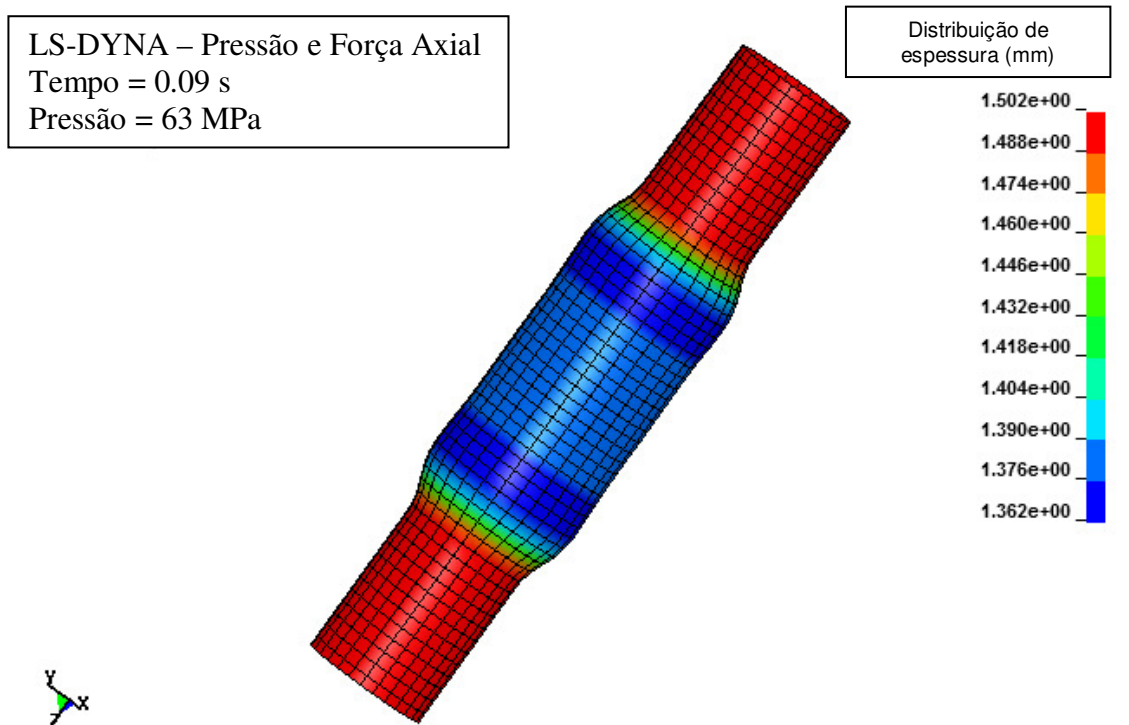


Figura 6.2.3.1. Distribuição de espessura para a pressão de 63 MPa para o caso de aplicação de pressão interna e força axial com propriedades obtidas pelo RHTT.

Tabela 6.2.3.2. Resultados das simulações para o caso de aplicação de pressão interna e força axial com propriedades obtidas pelo RHTT.

Pressão (MPa)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)
50	155,4	30,13	1,462
57	152,4	32,14	1,424
60	150,2	33,68	1,393
Ruptura	148,1	35,16	1,362

Na Figura 6.2.3.2 é apresentado o resultado para o caso de aplicação de somente pressão interna. A Tabela 6.2.3.3 apresenta os valores encontrados na simulação para diferentes níveis de pressão.

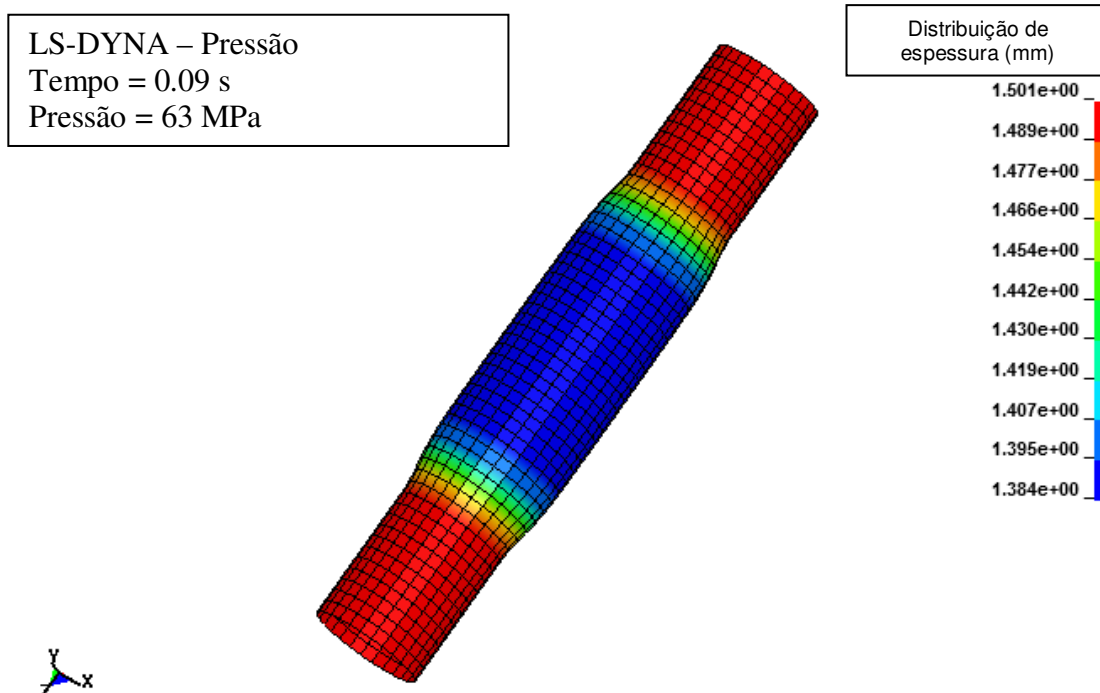


Figura 6.2.3.2. Distribuição de espessura para a pressão de 63 MPa para o caso de aplicação de somente pressão interna com propriedades obtidas pelo RHTT.

Tabela 6.2.3.3. Resultados das simulações para o caso de aplicação de somente pressão interna com propriedades obtidas pelo RHTT.

Pressão (MPa)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)
50	158,9	28,84	1,476
57	157,4	30,03	1,443
60	156,5	30,75	1,423
Ruptura	155,4	31,81	1,384

6.2.4) SIMULAÇÃO COM PROPRIEDADES OBTIDAS ATRAVÉS DE CHAPAS

Na Tabela 6.2.4.1 são apresentadas as propriedades obtidas a partir de ensaios de tração em amostras de chapas. Na Figura 6.2.4.1 é apresentado o resultado para o caso de aplicação de pressão interna. A Tabela 6.2.4.2 apresenta os valores encontrados na simulação para diferentes níveis de pressão.

Tabela 6.2.4.1. Propriedades obtidas através de chapas (ABRANTES, 2009).

Tensão de escoamento (MPa)	Coefficiente de encruamento	Constante de Rigidez Plástica (MPa)	Módulo de Elasticidade (GPa)
258	0,746	1294	178

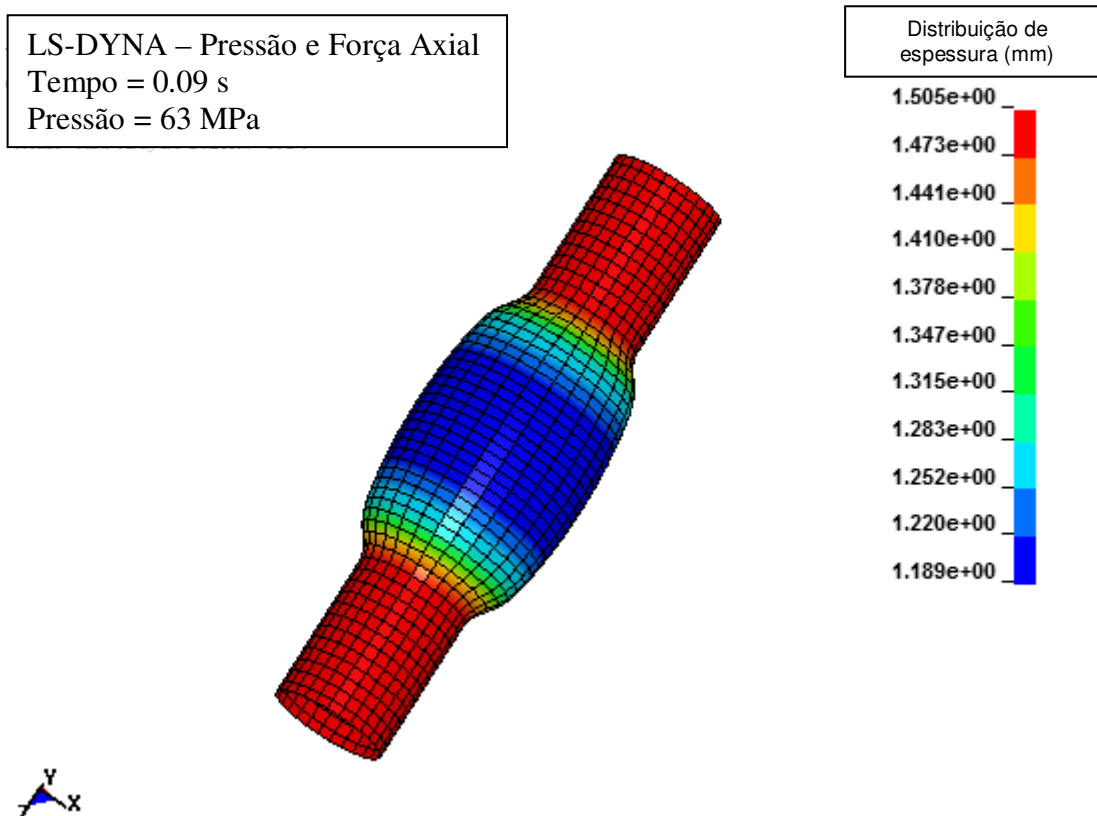


Figura 6.2.4.1. Distribuição de espessura para a pressão de 63 MPa para o caso de aplicação de pressão interna e força axial com propriedades obtidas através de chapas.

Tabela 6.2.4.2. Resultados das simulações para o caso de aplicação de pressão interna e força axial com propriedades através de chapas.

Pressão (MPa)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)
50	151,1	32,94	1,409
57	147,4	35,43	1,357
60	144,7	38,09	1,305
Ruptura	140,5	44,16	1,189

Na Figura 6.2.4.2 é apresentado o resultado para o caso de aplicação de somente pressão interna. A Tabela 6.2.4.3 apresenta os valores encontrados na simulação para diferentes níveis de pressão.

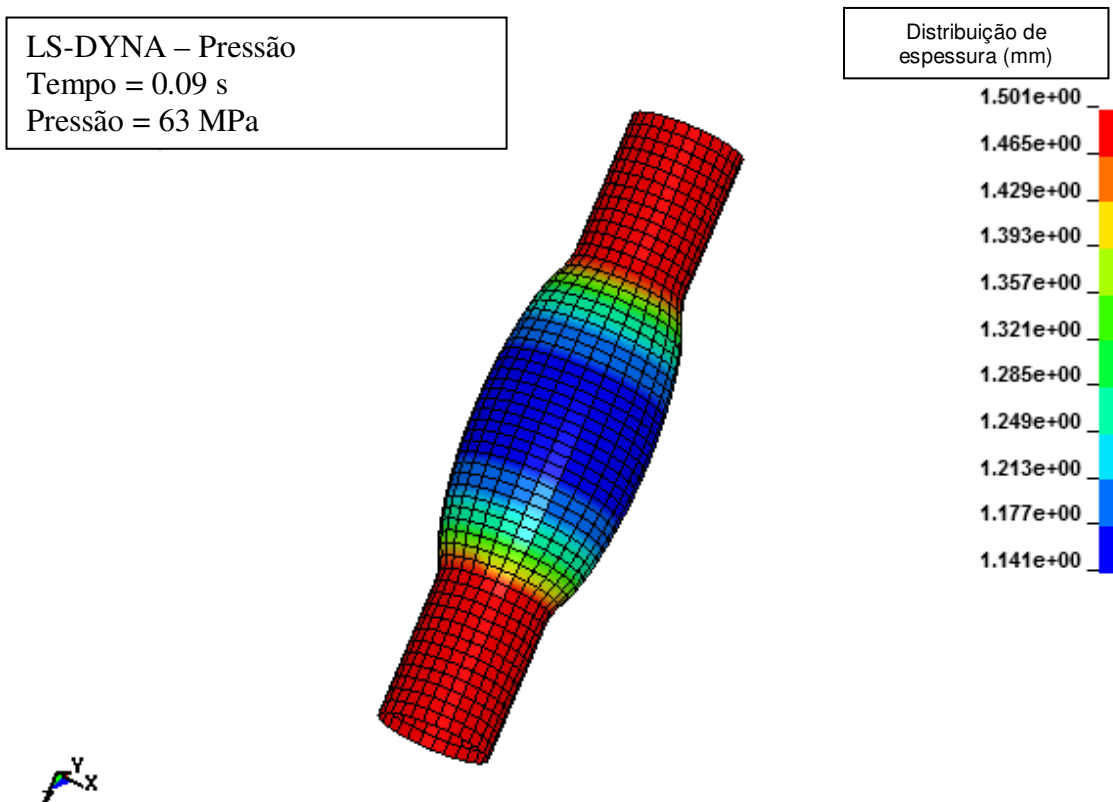


Figura 6.2.4.2. Distribuição de espessura para a pressão de 63 MPa para o caso de aplicação de pressão interna com propriedades obtidas através de chapas.

Tabela 6.2.4.3. Resultados das simulações para o caso de aplicação de somente pressão interna com propriedades obtidas através de chapas.

Pressão (MPa)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)
50	156,3	30,90	1,418
57	153,7	32,16	1,351
60	151,8	35,96	1,285
Ruptura	148,3	42,19	1,141

6.3) COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS

Para possibilitar a comparação dos dados obtidos pelas diferentes propriedades foram construídos os Gráficos 6.3.1 ao 6.3.6, que contêm o diâmetro, o comprimento e a espessura em função da pressão para as diferentes simulações.

Gráfico 6.3.1. Comprimento do tubo em função da pressão para o caso de força axial e pressão interna aplicados.

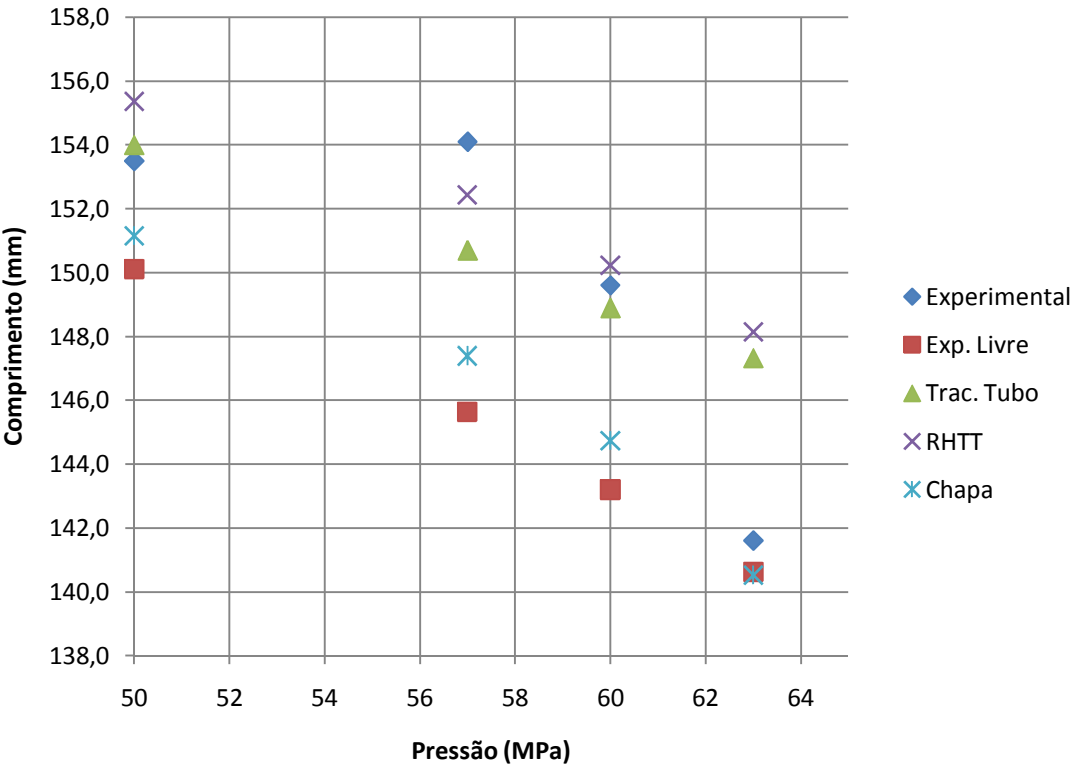


Gráfico 6.3.2. Diâmetro do tubo em função da pressão para o caso de força axial e pressão interna aplicados.

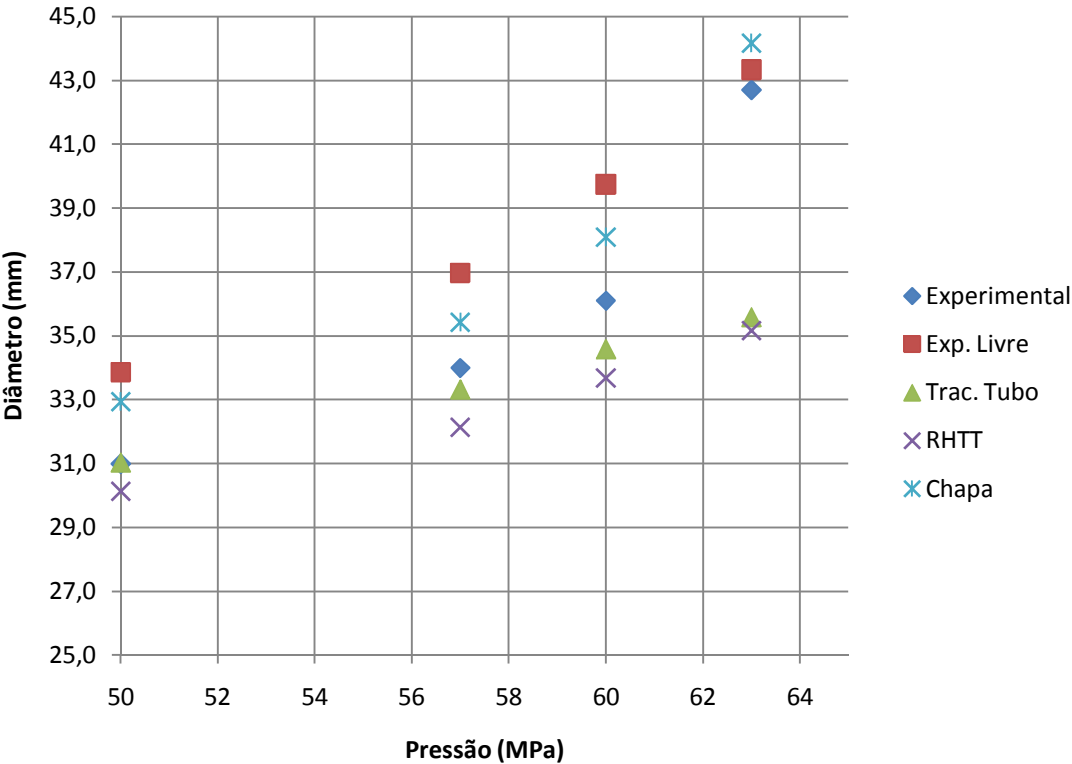


Gráfico 6.3.3. Espessura do tubo em função da pressão para o caso de força axial e pressão interna aplicados.

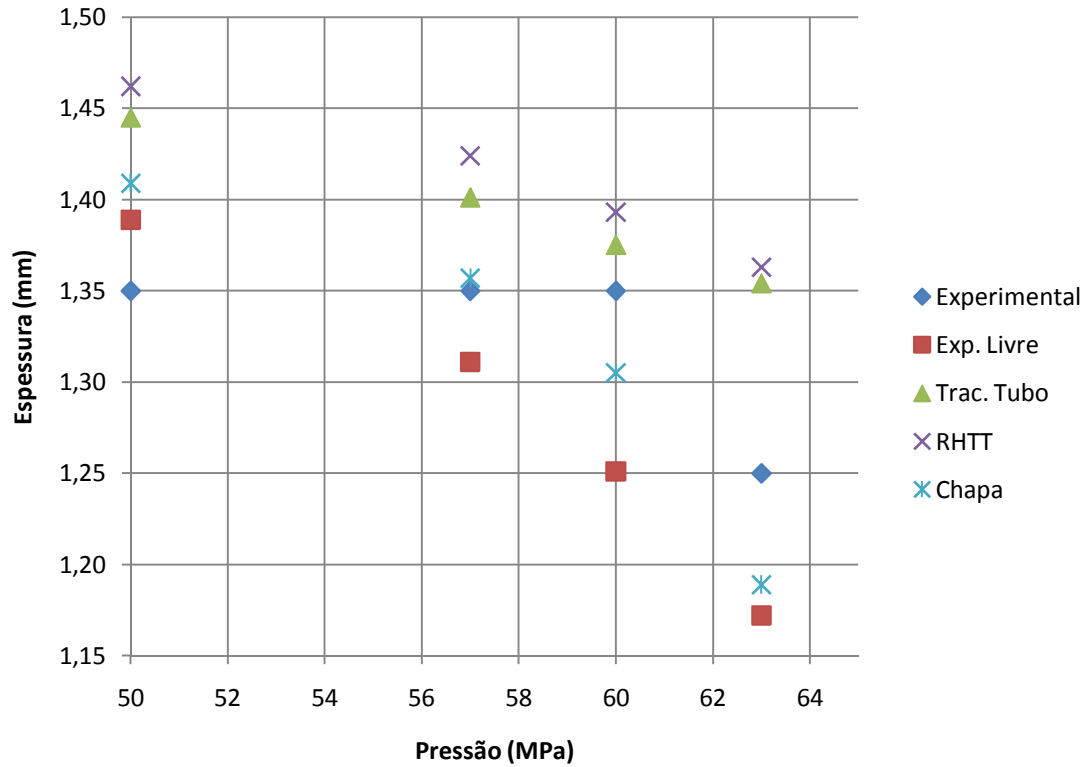


Gráfico 6.3.4. Comprimento do tubo em função da pressão para o caso de somente pressão interna aplicada.

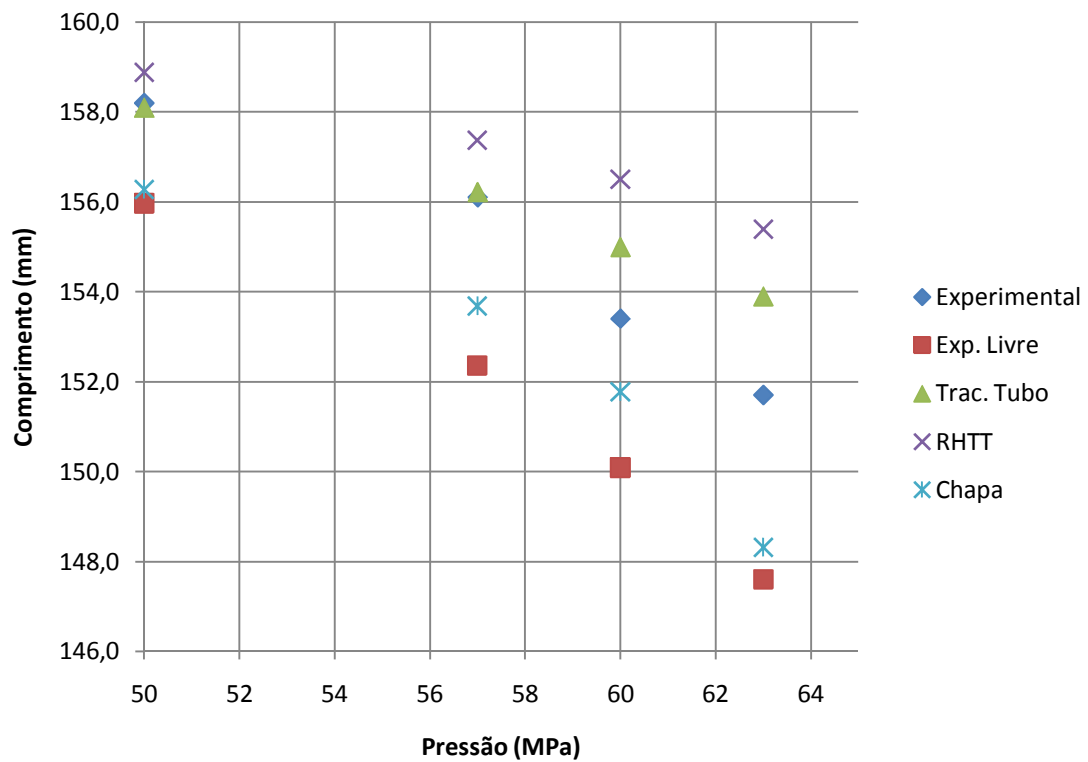


Gráfico 6.3.5. Diâmetro do tubo em função da pressão para o caso de somente pressão interna aplicada.

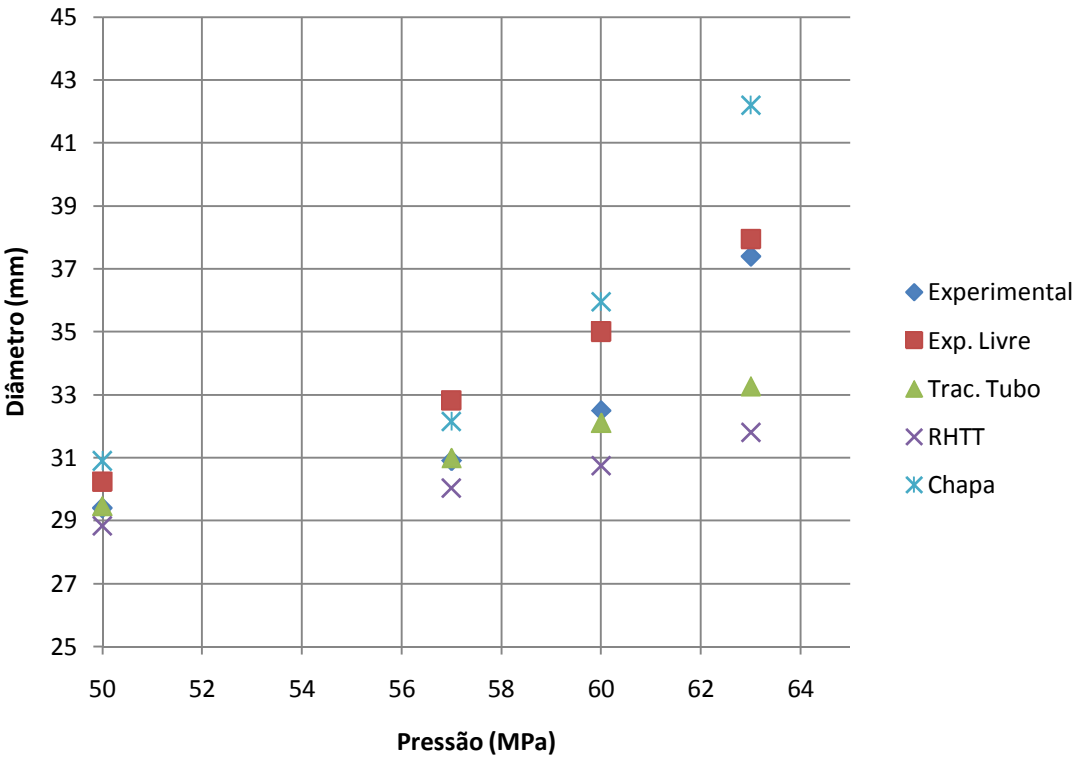
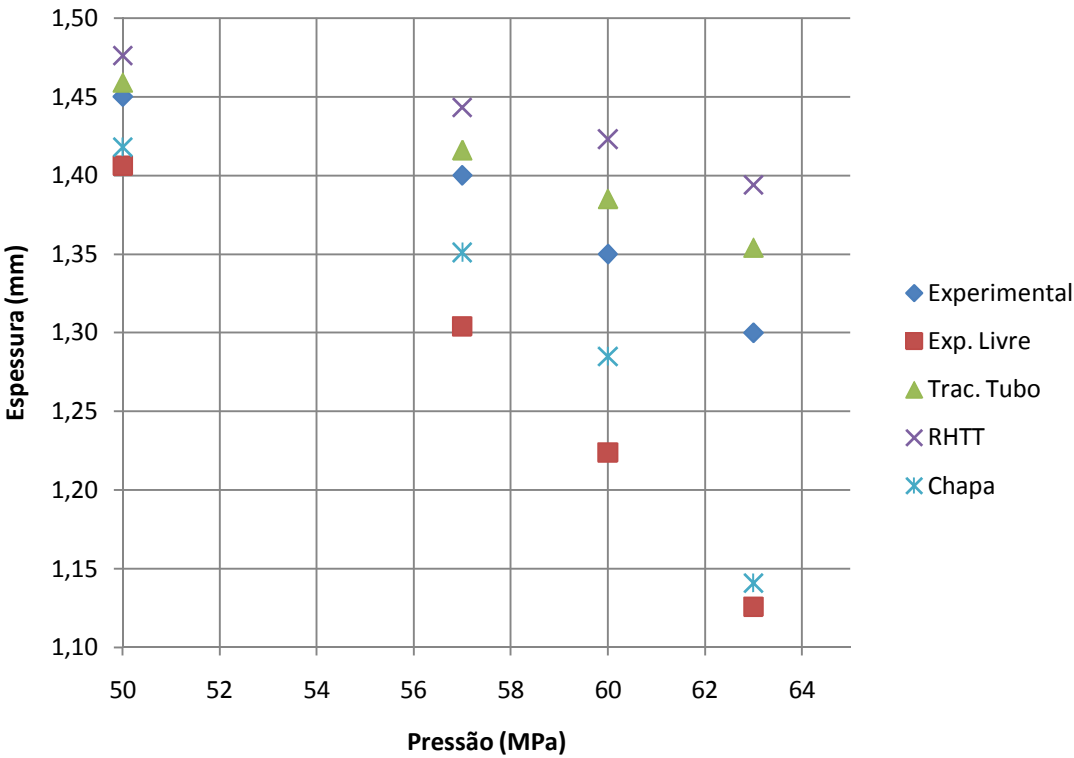


Gráfico 6.3.6. Espessura do tubo em função da pressão para o caso de somente pressão interna aplicada.



Os desvios encontrados entre as medidas obtidas experimentalmente e os resultados da simulação para a pressão de 60 MPa são apresentados nos Gráficos 6.3.7 ao 6.3.12.

Gráfico 6.3.7. Desvio do comprimento do tubo para o caso de força axial e pressão interna aplicados para a pressão de 60 MPa.

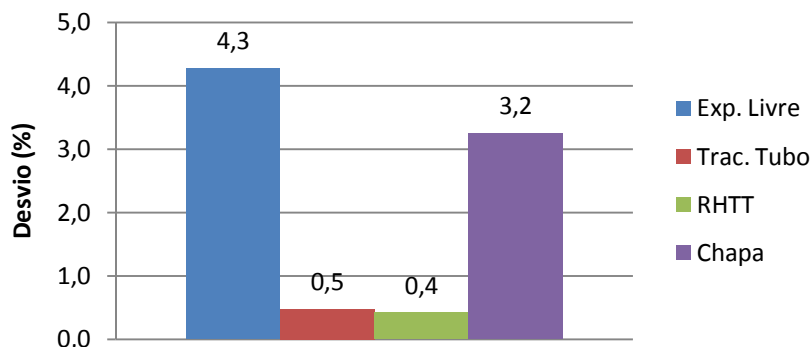


Gráfico 6.3.8. Desvio do diâmetro do tubo para o caso de força axial e pressão interna aplicados para a pressão de 60 MPa.

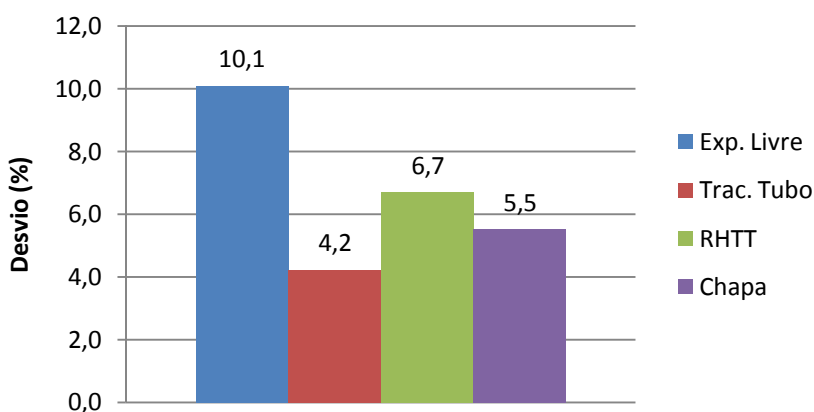


Gráfico 6.3.9. Desvio da espessura do tubo para o caso de força axial e pressão interna aplicados para a pressão de 60 MPa.

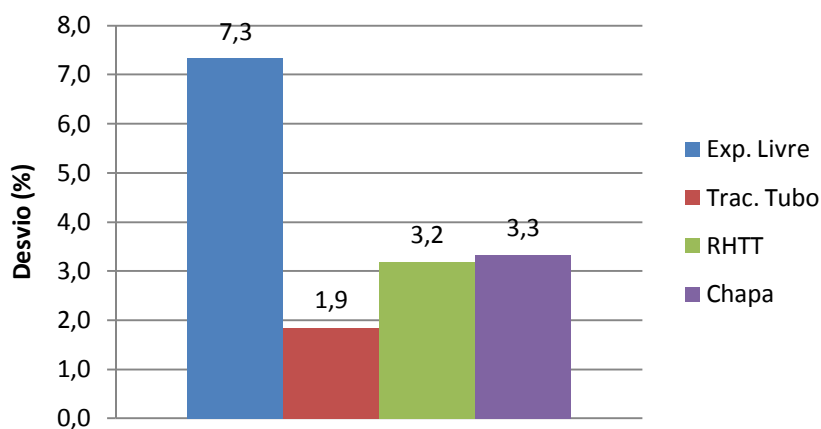


Gráfico 6.3.10. Desvio do comprimento do tubo para o caso de somente pressão interna aplicada para a pressão de 60 MPa.

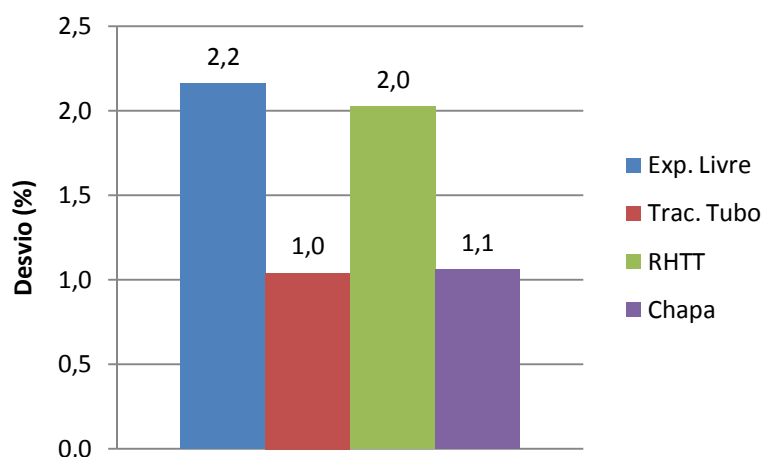


Gráfico 6.3.11. Desvio do diâmetro do tubo para o caso de somente pressão interna aplicada para a pressão de 60 MPa.

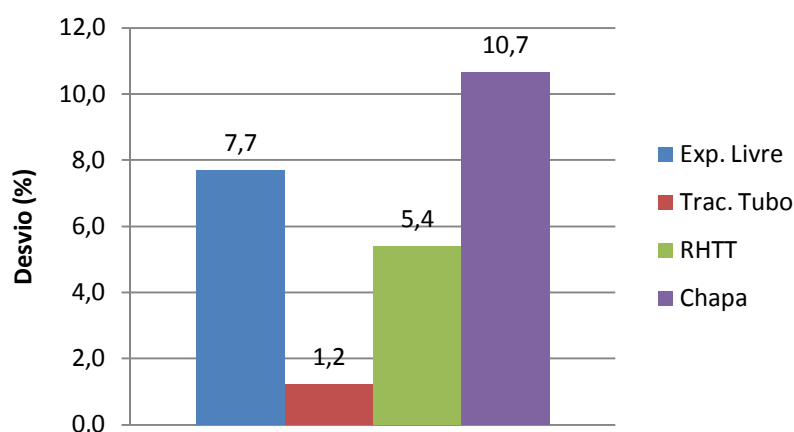
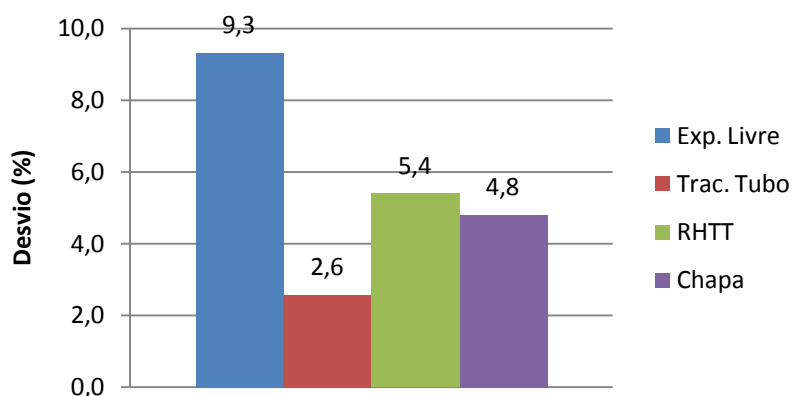


Gráfico 6.3.12. Desvio da espessura do tubo para o caso de somente pressão interna aplicada para a pressão de 60 MPa.



A partir dos gráficos referentes ao caso de aplicação simultânea de força axial e pressão (Gráficos 6.3.1 ao 6.3.3 e Gráficos 6.3.7 ao 6.3.9) é possível afirmar que os resultados mais próximos do real são os obtidos a partir das propriedades conseguidas tracionando um tubo inteiro. Os resultados

conseguidos com as propriedades obtidas pelo RHTT se apresentam como a segunda melhor opção, seguidas pelas obtidas pelas chapas.

Analisando os gráficos referentes ao caso de aplicação de somente pressão interna (Gráficos 6.3.4 ao 6.3.6 e Gráficos 6.3.10 ao 6.3.12) é possível manter as afirmações feitas ao outro caso de carregamento, ou seja, as propriedades obtidas pelo ensaio de tração do tubo obtiveram os melhores resultados, seguido pelas propriedades obtidas pelo RHTT e pela chapa, nessa ordem.

As propriedades obtidas pelo ensaio de expansão livre mostraram a maior diferença entre o resultado obtido experimentalmente e o simulado para o caso de aplicação simultânea de força axial e pressão interna. Para o caso de aplicação de somente pressão interna, os resultados se aproximam aos obtidos com as propriedades da chapa.

7) CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

O ensaio de expansão livre foi realizado em tubos de aço inoxidável AISI 316L ($\varnothing 28 \times 1,5$) e suas propriedades foram obtidas de acordo com a teoria proposta por FUCHIZAWA e NARAZAKI (1993). Com as propriedades obtidas foram conduzidas simulações numéricas utilizando o software LS-Dyna. Além dos valores experimentais para comparação dos resultados, foram realizadas simulações com propriedades obtidas de formas diferentes para o mesmo material: obtidas através do ensaio chamado RHTT; obtidas através do ensaio de tração de um tubo inteiro; obtidas através de uma chapa.

Os resultados simulados mais próximos do experimental foram obtidos com as propriedades do tubo tracionado, apresentando um máximo de desvio em torno de 4%.

As propriedades obtidas pelo ensaio de expansão livre não possibilitou diminuir a diferença entre os resultados simulados e experimentais, apresentando um desvio máximo em torno de 10%. Assim, como o principal objetivo desse trabalho era verificar se essa nova abordagem possibilitaria uma melhor aproximação dos resultados experimentais, pode-se afirmar que para tubos de aço inoxidável AISI 316L, com as dimensões utilizadas, o ensaio de expansão livre não é uma alternativa viável. Apresenta-se como a melhor alternativa as propriedades obtidas pelo ensaio de tração de um tubo inteiro.

Alguns dos possíveis fatores que podem ter influenciado negativamente na determinação das propriedades pelo ensaio de expansão livre, causando essa diferença de 10%, são listados abaixo:

- Em algumas amostras não houve alinhamento correto entre as matrizes inferior e superior, acarretando na perda da linha de centro axial do tubo e um prejuízo na precisão da determinação da curvatura dos tubos;
- O sensor de pressão (manômetro) não apresentou a repetitividade esperada para cada abertura determinada do regulador de pressão, ou seja, há uma falta de precisão relacionada ao manômetro que pode ser evitada com utilização de um sensor de pressão mais confiável;
- Cada amostra foi ensaiada com uma taxa de aplicação de pressão e força axial diferente, uma vez que a prensa utilizada nos ensaios não permite a regulagem da sua velocidade de descida.

Assim, com esses fatores apresentados, algumas propostas de trabalhos futuros são sugeridas:

- Conduzir ensaio de expansão livre com a utilização de sensores eletrônicos para aquisição de dados do ensaio e de prensa com regulagem de velocidade;
- Realizar experimentos e simulações com ferramentas de hidroconformação que tenha um estágio de calibração, ou seja, ocorrência de contato entre o tubo e matrizes fechadas com o formato final que o tubo deve ter;

- Avaliar a utilização de outros modelos de material para as simulações de hidroconformação no software LS-Dyna.
- Avaliar a utilização de outros modelos de atrito entre tubo e matriz para as simulações de hidroconformação no software LS-Dyna.

8) REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABRANTES, J.P. (2003) “Simulação Numérica via Elementos Finitos da Conformação de Chapas Metálicas por pressão hidráulica (Bulge test)”. Tese de mestrado, Escola Politécnica da USP.

ABRANTES, J. P. (2008) “Relatório de Estágio PDEE na Ecole Centrale de Lille – Convênio Capes-Cofecub. – Fevereiro de 2008 - Processo: BEX0215/07-4.

ABRANTES, J.P. (2009) “Uma Contribuição à Modelagem Experimental e Teórica do Processo de Conformação Hidrostática de Tubos de Aço Inoxidável AISI 316 L”. Tese de Doutorado, Escola Politécnica da USP.

AHMETOGLU, M., SUTTER, K., LI, X. J., ALTAN, T. (2000) “Tube Hydroforming: current research, applications and need for training”. Journal of Materials Processing Technology, 98, pp. 224-231.

ASNAFI, N., SKOGSGÅRDH A., (2000) “Theoretical and experimental analysis of stroke-controlled tube”. Journal of Materials Science and Engineering A279, p. 95–110.

BATHE, K.J. (1996), “Finite Element Procedures”. Prentice Hall. New Jersey.

BAUER, H., De SILVA, A. K. M., GANTNER, P., HARRISON, D. K. (2004) “FEA – Simulation of Bending Processes with LS-DYNA”. 8th International LS-DYNA Conference, Detroit 2004. Disponível em:
<http://www.dynalook.com/international-conf-2004/02-5.pdf>.

BORTOLUSSI, R. (2001) “Análise Numérica e Experimental da Hidroconformação de Produtos Tubulares”. Tese de Doutorado, Unicamp.

DOHRMANN, F., HARTL, C., (1996) “Hydroforming – a method to manufacture light-weight parts”, Journal of Materials Processing Technology, 60, pp. 669-676.

DOHRMANN, F., HARTL, C., (1997) “Tube Hydroforming – research and practical application”, Journal of Materials Processing Technology, 71, pp. 174-186.

DOHRMANN, F., HARTL, C., (2004) “Hydroforming-applications of coherent FE-simulations to the development of products and process”, Journal of Materials Processing Technology., 150, pp. 18-24.

FUCHIZAWA, S., NARAZAKI, M. (1993) “Bulge test for determining stress-strain characteristics of thin tubes”, Advanced Technology of Plasticity 1993, pp.488-493.

GAO, L., MOTSCH, S., STRANO, M. (2002) “Classification and analysis of tube hydroforming processes with respect to adaptive FEM simulations”, Journal of Materials Processing Technology, 129, pp 261-267.

HAAS, A., BAUER, H., LERCH, I., MIHSEIN, M., HALL, R., BÖHM, A. (2001) "State-of-art in the use of (LS-DYNA) forming simulation in hydroforming and preceding processes", 3rd European LS-DYNA Conference, Paris 2001. Disponível em: <http://www.dynalook.com/european-conf-2001/54.pdf>.

HALLQUIST, J. O. (1998), "LS-DYNA Theoretical Manual". Livermore Software Technology Corporation. EUA.

LIANFA, Y., CHENG, G (2006) "A simple experimental tooling with internal pressure source used for evaluation of material formability in tube hydroforming". Journal of Materials Processing Technology, 180, pp. 310-317.

LIMA, C. E. C., (2006), "SIMULAÇÃO NUMÉRICA VIA MEF DO PROCESSO DE HIDROCONFORMAÇÃO DE TUBOS DE ALUMÍNIO", Tese de graduação, Escola Politécnica da USP.

LÜCKE, H. U., HARTL, C., ABBEY, T., (2001) "Hydroforming", Journal of Materials Processing Technology, 115, pp. 87-91.

SCHMOECKEL, D., HIELSCHER, C., HUBER, R., (1999) "Metal Forming of Tubes and Sheets with Liquid and Other Flexible Media"., Annals of CIRP, v. 48/2/1999 – pp.497-513.

TRALLI, F. C. (2009) "Caracterização de materiais tubulares através de ensaios de tração", Relatório de iniciação científica. Publicado no SIICUSP 2009 e SENAFOR 2009;

VDI 3146 – VEREIN DEUTHCHER INGENIRURE (1999) "Innenhochdruck-Umformen Grundlagen", Blatt 1 .