

Estudo do processo de hidroformagem em peças de secção tubular

Study of the tubular hydroforming process



Universidade do Porto
Faculdade de Engenharia
FEUP

André Pequenino Roque

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto com vista à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, e realizada sob a orientação do Professor Renato Manuel Natal Jorge

Dissertation presented to the Faculty of Engineering, University of Porto, as a requirement to obtain the MSc Degree in Mechanical Engineering, and carried out under the supervision of Professor Renato Manuel Natal Jorge

Novembro de 2005

Agradecimentos

Os meus profundos agradecimentos ao Prof. Doutor Renato Manuel Natal Jorge, meu orientador e a pessoa responsável por todo este trabalho. O seu apoio e disponibilidade permitiram uma grande qualidade de trabalho.

Ao colega distante e amigo Robertt Valente quero agradecer do fundo do coração todo o trabalho que teve para o aumento da qualidade deste trabalho e ajuda que me deu desde o início.

Ao colega e amigo Marco Parente pela ajuda que me prestou e pela paciência que teve de todas as vezes que recorri ao seu auxílio.

Aos professores Lúcia Dinis, Pedro Camanho, Pedro Ribeiro, Rogério Martins, Marcelo Moura, Dias Rodrigues, César de Sá, Viriato Antunes e José Esteves que leccionaram as cadeiras de mestrado contribuído para o sucesso e qualidade do ensino na FEUP. Um agradecimento especial para o Prof. Jorge Seabra, director do mestrado em engenharia mecânica e para o Prof. António Augusto Fernandes, director do IDMEC.

Quero agradecer também aos magníficos colegas que durante este tempo partilharam comigo as instalações na FEUP David Perez, Pedro Bandeira, Pedro Portela, Pedro Martins, Cassilda Tavares, Carla Roque, Jorge Almeida, Jorge Belinha e Fátima que proporcionaram um espectacular ambiente também importante para o trabalho desenvolvido.

Aos meus pais e irmã que são as pessoas a quem eu devo todo o apoio e dedicação que tiveram. Por sempre acreditarem em mim e pelo modelo que sempre foram e que são a minha inspiração.

Finalmente, quero agradecer à Vera todo o apoio que me deu, especialmente nos momentos mais difíceis, que puxou por mim e me fez acreditar.

Resumo

A tecnologia de hidroformagem tubular apresenta-se actualmente como alternativa aos métodos tradicionais de conformação. A hidroformagem tubular oferece melhorias em termos de optimização de estruturas visto que é possível reduzir a quantidade de material mantendo a eficiência estrutural.

Nas *tailor welded blanks* incluem-se vários tipos de processos de soldadura mas o que apresenta maior potencial é a soldadura laser. As *tailor welded* têm como principais vantagens a redução dos custos, melhoria das qualidades estruturais, redução de peso e a flexibilidade para produção em massa.

A fusão das tecnologias supracitadas pode representar um avanço para a indústria, já que a união das vantagens individuais de cada um dos dois processos permite novos desenvolvimentos e o surgimento de novas aplicações bem sucedidas. A indústria automóvel é sem margem para dúvida aquela que mais beneficia com os novos desenvolvimentos que surgem nestes campos.

O trabalho desenvolvido e que é apresentado nesta tese apresenta um estudo sobre a simulação do processo de hidroformagem juntamente com *tailor welded blanks* aplicados a peças tubulares. Os modelos considerados consistem em tubos com uma soldadura topo a topo que serão hidroformados para apresentarem na sua configuração final uma protuberância axissimétrica. São feitas considerações ao nível do cordão de soldadura e também são considerados diferentes tipos de elementos finitos na simulação do processo. Destacam-se os elementos HCi12 que consistem em elementos com uma formulação que considera um campo de extensões acrescentadas e cujo comportamento noutras aplicações tem demonstrado a sua aplicação, tanto em problemas com retenção volumétrica, como em situações de retenção ao corte.

Abstract

The tubular hydroforming technology stands today as an alternative to the conventional forming methods. Tubular hydroforming offers benefits in the field of structural optimization since it is possible to reduce material amount maintaining structural efficiency.

The range of tailor welded blanks includes several types of welding processes, but the one that presents greater potential is the laser welding. The main advantages of tailor welding are the cost reduction, better structural behavior, weight reduction and the flexibility in mass production.

The fusion of the technologies mentioned before represents a breakthrough to the industry since the sum of the individual advantages of both technologies will allow new developments and the rise of new well succeeded applications. The automotive industry is the one that will benefit the most with the new developments in these fields.

The work developed and available in this thesis presents a study of the simulation of the hydroforming technology together with tailor welded blanks in tubular applications. The considered models consist in cylindrical tubes with a butt weld which are hydroformed to produce an axisymmetric bulge. There will be made some considerations regarding the weld chord mechanical properties and geometry and also different types of finite elements are considered for the simulation of the process. The HCi12 element is highlighted which consists of an element with a formulation containing an enhanced strain field with a behavior in other applications showing its efficiency, both in problems involving volumetric locking and situations with shear locking.

Índice

1	Introdução	1
2	Estado da Arte	3
2.1	Hidroformagem	3
2.1.1	Descrição do processo.....	6
2.1.2	Parâmetros do processo de hidroformagem tubular.....	7
2.2	Tailor Welded Blanks.....	8
2.2.1	Aplicações.....	9
2.2.2	Equipamento	17
2.2.3	Formabilidade das TWB.....	22
2.3	Simulação numérica	24
2.4	Referências	25
3	Análise baseada em elementos de casca	28
3.1	Apresentação do problema	28
3.2	Estudo de casos com espessura única.....	33
3.3	Estudo de casos com espessuras dissimilares	37
3.3.1	Caso A.....	37
3.3.2	Caso B.....	40
3.3.3	Caso C.....	42
3.3.4	Caso D.....	45
3.3.5	Caso E.....	48
3.4	Movimento axial do cordão de soldadura	51
3.5	Análise e discussão dos resultados.....	54
3.6	Referências	58
4	Análise com elementos 3D baseados no Método das Deformações Acrescentadas.....	60
4.1	Introdução.....	60
4.2	Elementos finitos isoparamétricos.....	61
4.3	Elemento sólido formulado com o método das deformações acrescentadas	66
4.3.1	Cinemática do elemento.....	66
4.3.2	Formulação variacional para o método das deformações acrescentadas	68
4.3.3	Implementação dos elementos finitos incluindo não-linearidades	69

4.4	Exemplos do processo de hidroformagem	73
4.4.1	Análise numérica	73
4.4.2	Distribuição de elementos na zona de soldadura	75
4.4.3	Casos de estudo.....	78
4.4.4	Movimento axial do cordão de soldadura.....	90
4.5	Análise e discussão dos resultados.....	92
4.6	Referências	95
5	Conclusões e desenvolvimentos futuros	99

1 Introdução

Este trabalho é subordinado à hidroformagem tubular complementada com as denominadas *tailor-welded blanks*. A hidroformagem caracteriza-se por ser um processo de conformação no qual a força é exercida por um fluido. A hidroformagem tubular é constituída por peças de secção fechada em que o fluido é introduzido no seu interior e exerce pressão de modo a provocar uma expansão contra a superfície de um molde, adquirindo a peça a forma desejada. Este processo de expansão regra geral é auxiliado pela imposição de deslocamento nas extremidades da peça.

As *tailor-welded blanks* (TWB) são processos de união em que o produto desta fase é posteriormente sujeito a um processo de conformação. Os processos de união mais comuns nesta tecnologia são a soldadura *laser* e a soldadura *mash seam* (esmagamento da junta). Na última década, estes processos apresentaram crescimentos bastante grandes na sua utilização, nomeadamente na indústria automóvel. Actualmente continuam a sofrer avanços consideráveis, encontrando-se em permanente evolução. A união destas duas tecnologias potencia a utilização em aplicações existentes e promove o aparecimento de novas aplicações.

Neste trabalho pretende-se fazer um estudo do processo de hidroformagem tubular de tubos com espessuras dissimilares. Para tal, são consideradas diferentes espessuras e diferentes rácios entre duas espessuras a utilizar. São consideradas também diferentes posições para o cordão de soldadura que une os tubos de espessuras distintas. O produto final consiste num tubo com uma protuberância axissimétrica.

O capítulo 2 apresenta o estado da arte da tecnologia de hidroformagem e da tecnologia de *tailor-welded-blanks*. A hidroformagem é descrita em termos do seu funcionamento, aplicações e características. A tecnologia de TWB é também apresentada e caracterizada, sendo apresentadas as suas aplicações, os diferentes tipos existentes, o equipamento e as características do processo.

No capítulo 3 apresentam-se os primeiros resultados da simulação numérica do processo de hidroformagem tubular em conjunto com TWB. A utilização de modelos bastante simples recorrendo a elementos de casca sem considerações particulares na caracterização do cordão de soldadura permitiu retirar algumas conclusões e afinar o processo para a realização de modelos mais complexos.

A utilização de elementos sólidos tridimensionais é feita no capítulo 4. Neste capítulo é feita uma descrição da formulação dos elementos utilizados, nomeadamente o HCi12. Este elemento consiste num elemento sólido tridimensional desenvolvido pelo grupo de investigação em métodos numéricos da Unidade de Concepção e Validação Experimental do IDMEC. Este elemento tem como particularidade a inclusão de um campo de extensões acrescentadas. Assim, é feito um estudo semelhante ao executado no capítulo 3 mas com a utilização de elementos sólidos HCi12. Neste capítulo, os modelos considerados apresentam uma caracterização do cordão de soldadura incluindo a geometria e a consideração de propriedades mecânicas distintas. Para finalizar, é feita uma análise dos resultados obtidos neste capítulo.

O capítulo 5 apresenta algumas conclusões globais do trabalho desenvolvido e apresenta algumas ideias para trabalhos futuros a desenvolver. Tratando-se de uma tecnologia bastante inovadora, o seu conhecimento ainda se encontra muito aquém do desejado, pelo que muitos outros estudos são absolutamente necessários. Os resultados obtidos nesta tese, sendo todos produzidos por simulação numérica, carecem de validação experimental, que será uma fase a realizar futuramente.

2 Estado da Arte

2.1 Hidroformagem

A implementação dos mais modernos conceitos de construção de estruturas leves tem por base uma especificação onde se realçam aspectos de uniformização do processo de conformação de peças em grande escala bem como pormenores de geometria complexa. Por outro lado, a importância da utilização de estruturas de secção fechada na indústria automóvel deve-se à superior relação entre a rigidez e o peso, para esforços de flexão e de torção, passíveis de serem obtidas, quando comparados a estruturas de secção aberta [1,2].

Nos últimos anos, e com o objectivo de se obterem formas tubulares cada vez mais complexas e funcionais, tem-se assistido a uma crescente implantação de técnicas de conformação por hidroformagem numa variedade de indústrias mecânicas. A utilização de produtos hidroformados na indústria automóvel, por exemplo, tem crescido em associação com aplicações cada vez mais diversas, que oferecem vantagens, comparativamente a produtos obtidos por técnicas convencionais de estampagem e união. As principais vantagens do processo de hidroformagem incluem a consolidação da peça final, o aumento da resistência e rigidez estrutural, a diminuição do peso final e do número de operações secundárias, a melhoria do acabamento superficial e o uso mais eficiente do material com a redução da percentagem de sobras [3-12].

No entanto, a hidroformagem tubular (*tubular hydroforming* – THF), sendo um processo relativamente novo, possui também algumas desvantagens em relação aos processos de conformação mais convencionais. De entre estas, podem ser citados o maior tempo de operação de máquina por peça produzida, alguma falta de conhecimento de base para o projecto de ferramentas e o (ainda) alto investimento requerido para a produção em massa [5]. Esses factores justificam claramente, e em face do leque alargado de vantagens do processo, um maior investimento no estudo, análise e simulação numérica do processo e das peças finais a serem obtidas.

A partir da década de 1990 o processo de hidroformagem recebeu uma maior aceitação industrial, muito embora as primeiras utilizações remontem à década de quarenta do século passado, aquando da obtenção de protuberâncias sem molde em peças tubulares em cobre sem costura [13]. Investigadores no Japão foram os pioneiros na aplicação de THF na indústria automóvel na década de 60. Desde então, diversas tentativas foram feitas na investigação de vários aspectos do processo de hidroformagem tubular.

Nos últimos anos os processos e técnicas sofreram modificações, resultando numa eficiência superior de processo para aplicações industriais mais adequadas [4]. Até à data, as principais aplicações de THF podem ser encontradas na indústria automóvel, aeronáutica e sanitária. Algumas aplicações na indústria automóvel bem conhecidas incluem [13]:

- Componentes do sistema de escape produzidas na sua maioria em aço inoxidável: colectores, tubos de escape, conversores catalíticos, tubos pressurizados, manilhas e outras tubagens (Figura 2.1).
- Componentes do chassis usualmente em aços de baixa e média liga e alumínio: berço do motor (Figura 2.2), armações e vigas do pára-choques.
- Componentes da transmissão e do motor: membros da suspensão, veios de excêntricos ocos, veios de transmissão, veios da caixa de velocidades e colunas de direcção.
- Componentes da carroçaria: barras do painel de instrumentos (Figuras 2.3 e 2.4), molduras do radiador (Figura 2.5), armação do banco e algumas barras nas portas e tejadilho. As aplicações mais conhecidas são o eixo traseiro da série 500 da BMW, Colectores de escape da Mercedes-Benz, barras do tejadilho e berço do motor do Buick Park Avenue e as barras inferiores, arco do tejadilho e barra do painel de instrumentos da Corvette [4].



Figura 2.1 – Componentes do sistema de escape.



Figura 2.2 – Montagem do berço do motor (Ford).



Figura 2.3 – Viga do painel de instrumentos (Daimler-Chrysler).

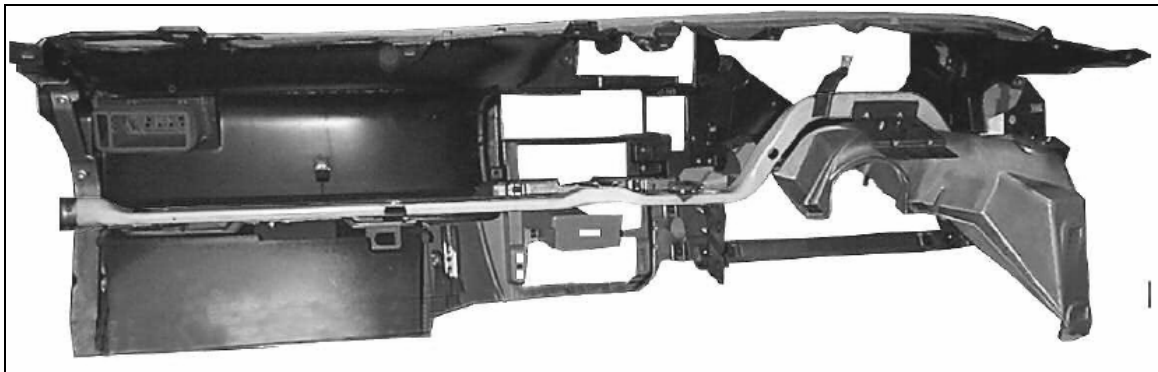


Figura 2.4 – Reforço do painel de instrumentos (Ford).

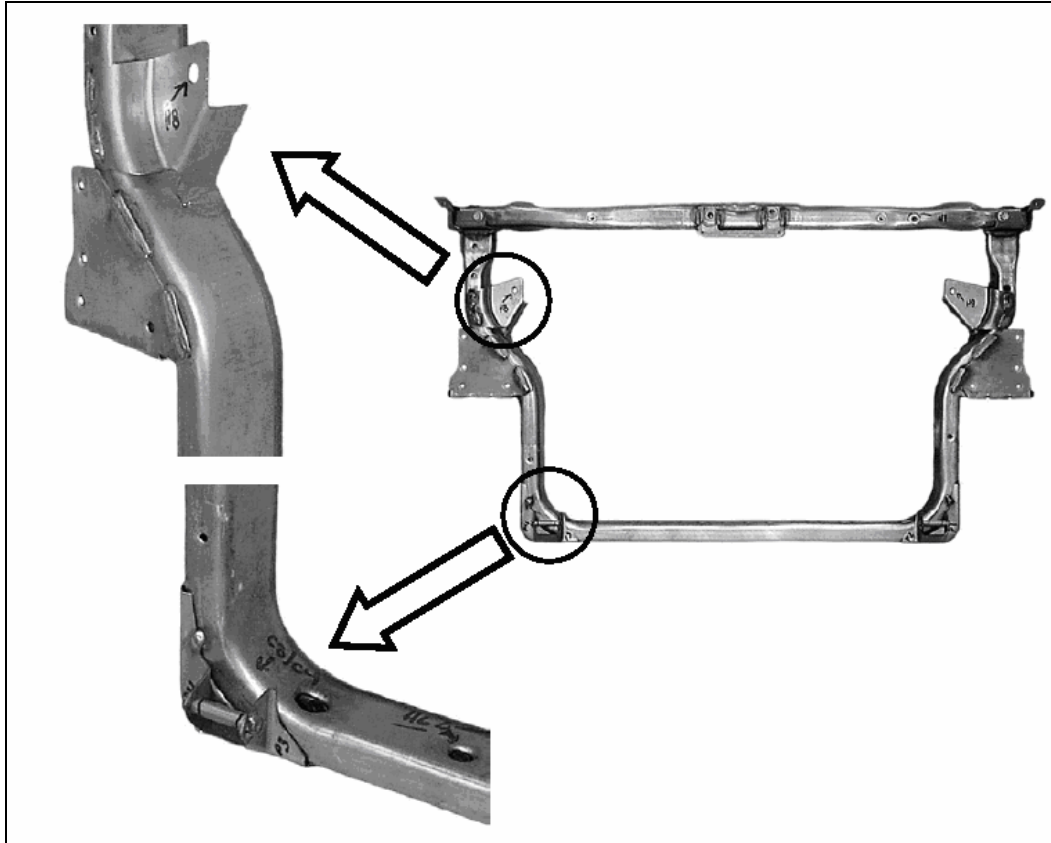


Figura 2.5 – Moldura do radiador.

2.1.1 Descrição do processo

A hidroformagem tubular pode ser descrita como um processo onde um tubo, que pode ser direito ou curvo, neste caso poderia ter sido previamente submetido a pré-dobragem, é colocado no interior de um molde. No interior do tubo procede-se então à introdução de um fluido adequado, o qual é pressurizado após o fecho do molde, de forma a expandir o material contra a superfície interior da cavidade. O líquido utilizado pode ser qualquer idealmente incompressível tal como água, óleo, etc. Durante o processo também pode ser aplicado (regra geral é) deslocamento axial nas extremidades do tubo, com a finalidade de ajudar o material a deslizar no interior da cavidade de moldação e assim facilitar o processo de conformação da peça. Na maioria dos casos, o deslocamento axial imposto também permite compensar o aumento da pressão interna de modo a evitar fugas de fluido. A sequência típica do processo de hidroformagem encontra-se representada na Figura 2.6.

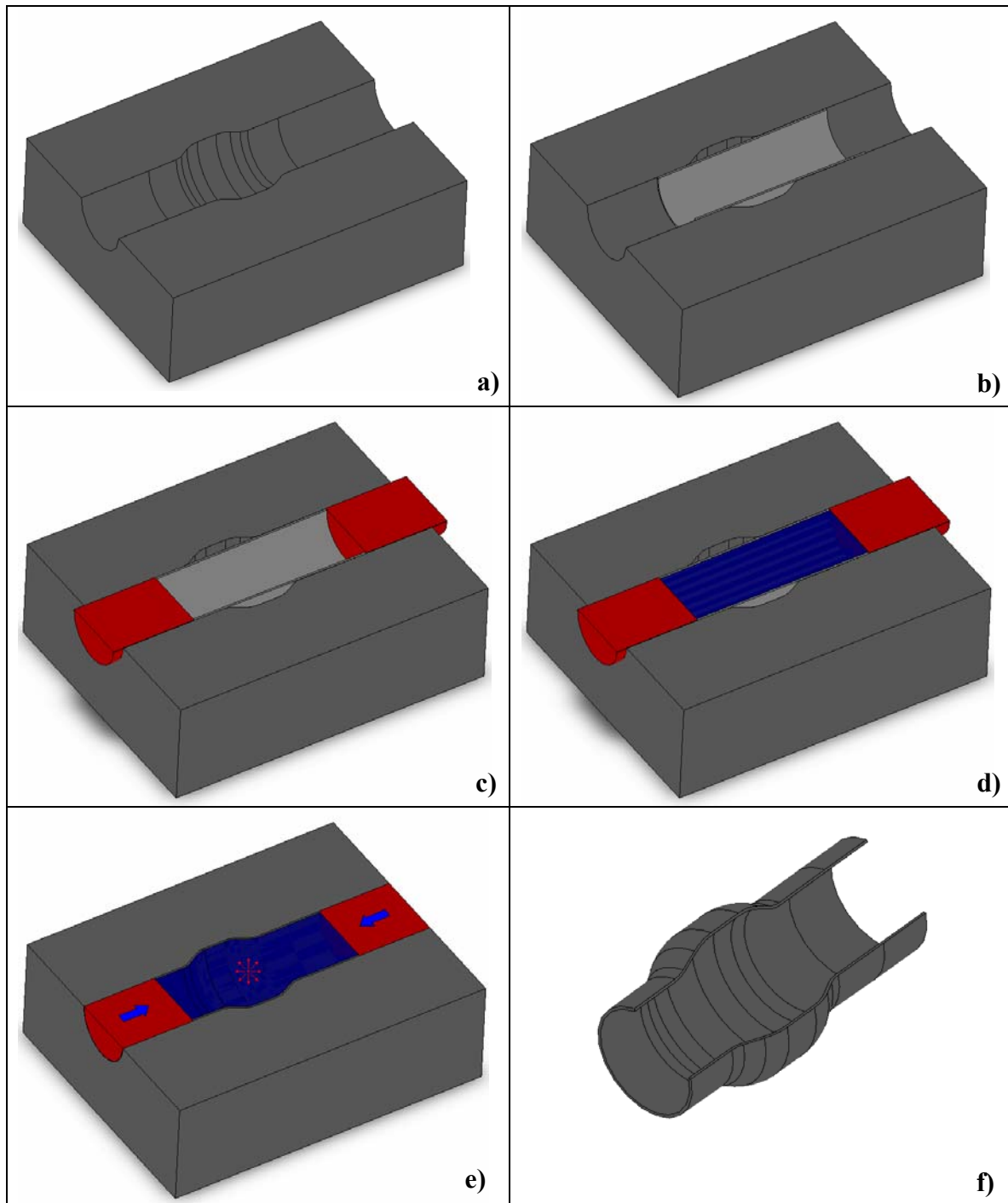


Figura 2.6 – Vista em corte das várias etapas do processo de hidroformagem (alíneas a. a e.) e o produto final obtido (alínea f.).

2.1.2 Parâmetros do processo de hidroformagem tubular

Existem vários factores a considerar para uma produção bem sucedida de um produto com qualidade. Entre estes, encontram-se as propriedades do material, formabilidade, atrito, condições de lubrificação e o projecto ou especificação de pré-formas. Por outro lado, o custo e a disponibilidade do material têm um papel preponderante no projecto. No entanto,

em situações reais, algumas características como, o custo, peso, e formabilidade, dentre outras, possam ser sacrificadas para atingir os parâmetros de projecto desejados.

Certas propriedades do material tais como resistência, alongamento, anisotropia, composição química do material e tensão de cedência têm um papel preponderante numa operação de hidroformagem bem sucedida. Em suma, as características dos materiais usados em processos de estampagem ou extrusão são também adequados para hidroformagem. Por outras palavras o material escolhido para o processo de THF tem de ter: baixa anisotropia, bom acabamento superficial, alto alongamento, alto encruamento exponencial e baixa dispersão de propriedades mecânicas e superficiais entre o material de base e o material na zona afectada pelo calor [8,9,10,11].

As condições de lubrificação e o atrito também são de grande importância no processo de hidroformagem, especialmente na fase final do processo onde já não existe deslocamento das extremidades e apenas é exercida pressão interna ao fluido.

No entanto, boas condições de lubrificação são também exigidas durante as etapas onde é imposto deslocamento às extremidades do tubo a ser conformado, de modo a permitir o fluir do material no interior da cavidade de moldação. Os principais motivos pelos quais é utilizada lubrificação, consistem em prevenir a escoriação, colagem da peça ao molde, encurvadura do tubo sob acção dos deslocamentos das extremidades e, adicionalmente, para prevenir o desgaste da ferramenta e reduzir dessa forma as forças axiais. Assim, as características fundamentais para o lubrificante usado no processo de hidroformagem podem ser enumeradas nas seguintes: lubricidade, durabilidade sob altas pressões, abrasividade mínima, compatibilidade com o meio pressurizante, requisitos ambientais, facilidade de aplicação e remoção e, finalmente, o custo [15].

2.2 Tailor Welded Blanks

O presente item tem como objectivo apresentar um estado da arte no que concerne à tecnologia de *tailor welded blanks* (TWB), apresentando os últimos avanços em termos de aplicações e tecnologias de produção.

Uma TWB consiste num conjunto de chapas soldadas, que será posteriormente utilizado num processo de conformação. A designação TWB é muitas vezes usada num sentido mais abrangente para incluir as TWB convencionais, as *tailor welded tubes* (TWT) e ainda as TWB do tipo remendo (*patch*) [19]. Inicialmente as TWB foram desenvolvidas para o aproveitamento de sobras de chapa [20]. Os processos convencionais de fabrico incluem

laser CO₂ e Nd:YAG, e resistência por esmagamento da junta (*mash seam welding*). Outros métodos de união são também utilizados como a resistência por pontos no caso das TWB do tipo remendo.

A maioria dos sistemas de soldadura e das aplicações investigadas estão actualmente em produção. Todos os sistemas estão em constante evolução à medida que aumenta a experiência e as aplicações evoluem em complexidade. A tecnologia de soldadura dominante tende a confluir para a utilização de soldadura laser com especial interesse no laser YAG devido à sua robustez operacional e à sua flexibilidade para a realização de soldaduras com geometrias não-lineares. As aplicações têm tendência para se tornarem mais complexas com a utilização de linhas mais longas, materiais mais difíceis de soldar e cordões não-lineares.

2.2.1 Aplicações

As aplicações impõem o desenvolvimento e pesquisa no campo das TWB. Tal não acontece em relação ao nível dos sistemas de soldadura onde os recursos técnicos não motivam o desenvolvimento. Os painéis interiores das portas de automóveis, na maioria com um cordão de soldadura transversal, são a aplicação dominante e normalmente um ou mais dos seguintes factores é preponderante [6,8-12,21]:

- Redução de custos;
- Melhoramentos estruturais;
- Redução de peso.

O objectivo de uma aplicação específica afecta o seu desenvolvimento. Na Europa encontram-se as aplicações mais complexas onde os objectivos estruturais são mais comuns e os volumes são inferiores aos produzidos na América do Norte. Outras aplicações comuns na Europa são as grelhas e os pilares, que permitem um melhor comportamento em colisão, bem como a redução do peso. Uma aplicação comum na América do Norte, consiste nos painéis laterais interiores de automóveis, normalmente com várias soldaduras lineares, com o objectivo primário de reduzir o peso. As aplicações mais longas encontram-se na América do Norte, uma vez mais nos painéis laterais interiores. Em 2001 a aplicação mais longa consistia numa TWB com 2.2 m num painel lateral interior na América do Norte [19].

Todas as aplicações presentes e futuras podem ser inseridas numa das seguintes categorias de acordo com o aspecto (tipo) de cordão de soldadura utilizado:

- Única linha recta;
- Múltiplas linhas com ângulos;
- Linhas curvas – circulares e/ou indefinidas;
- Remendo;
- TWB tubular.

A distribuição de mercado no que respeita à aplicação de TWB encontra-se na Figura 3.7.

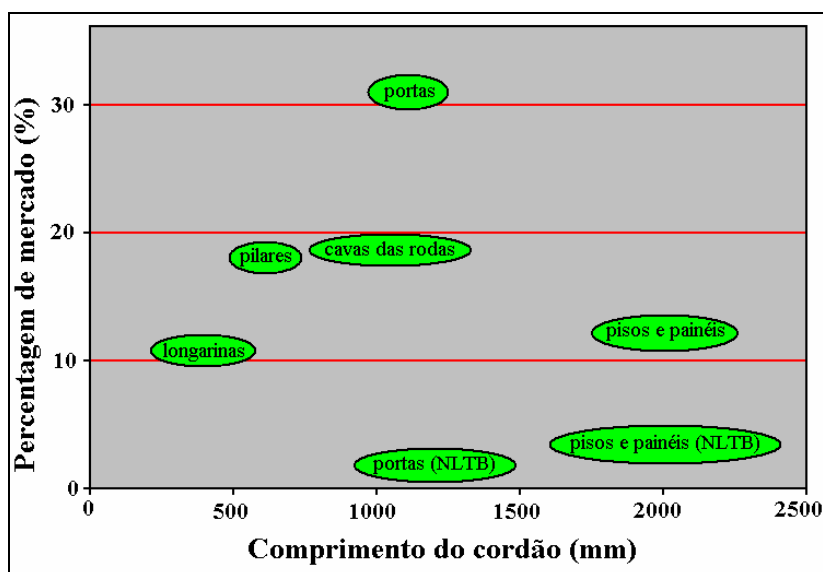


Figura 2.7 - Utilização global de TWB.

As aplicações mais comuns de TWB consistem numa única linha recta. Estas aplicações são simples de soldar e o comprimento de soldadura é reduzido, não excedendo 1.3 m, e utilizando chapas com espessuras distintas. As aplicações para este tipo são:

- Interiores das portas dianteiras;
- Interiores das portas traseiras com cordões mais reduzidos que nas dianteiras;
- *Rails* longitudinais;
- Pilares, sendo o pilar B o mais comum (Figura 2.8);
- Reforços;
- Outras aplicações como o piso, suportes do *tablier*, compartimento do pneu suplente e estribos;

Os objectivos que levam à adopção destas aplicações incluem a redução de peso, redução do custo e melhoramentos estruturais. Na Figura 2.8 apresenta-se um exemplo que

consiste num pilar B (numa aplicação nipónica), onde o objectivo principal foi a redução de peso.

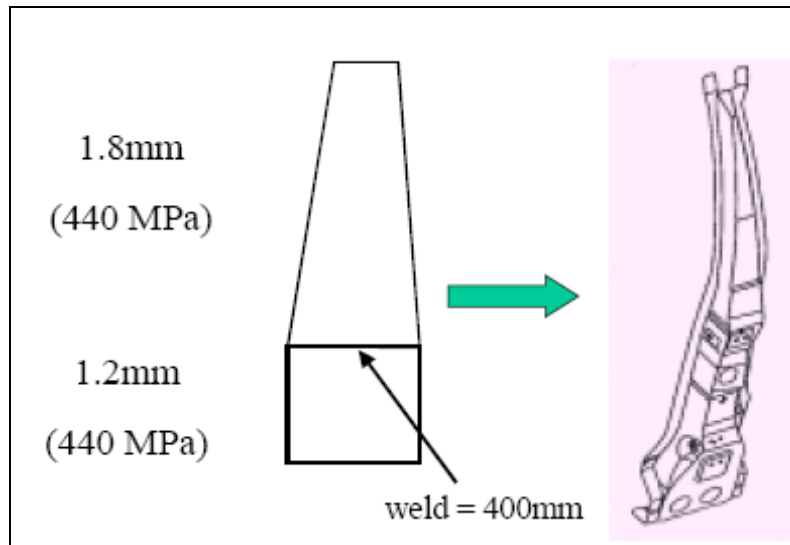


Figura 2.8 – Pilar B com TWB.

Algumas aplicações de múltiplas linhas rectas têm duas a três soldaduras no mesmo eixo, outras têm linhas paralelas ou em diferentes eixos, perpendiculares, ou com outros ângulos com o primeiro cordão (Figuras 2.9 e 2.10). A procura de aplicações com múltiplas linhas rectas tem vindo a aumentar, não apenas nos painéis laterais mas também nos suportes do motor. Os objectivos que levam à utilização destas aplicações são a redução de custo e de peso, enquanto que os suportes do motor têm objectivos estruturais incluindo o comportamento em colisão [19].

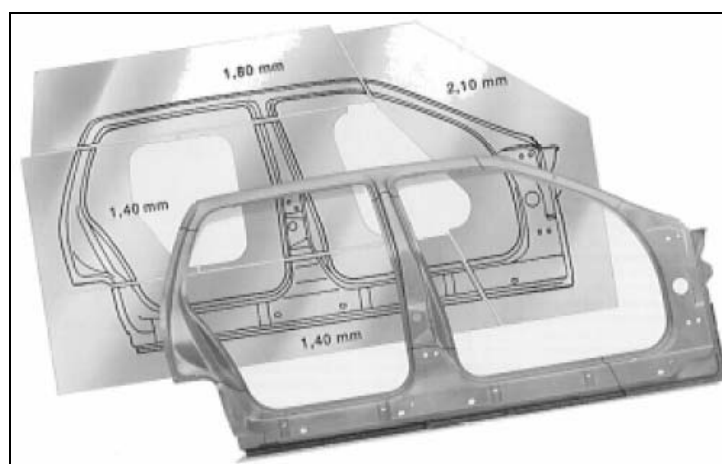


Figura 2.9 – Painel lateral de um Jeep Grand Cherokee.

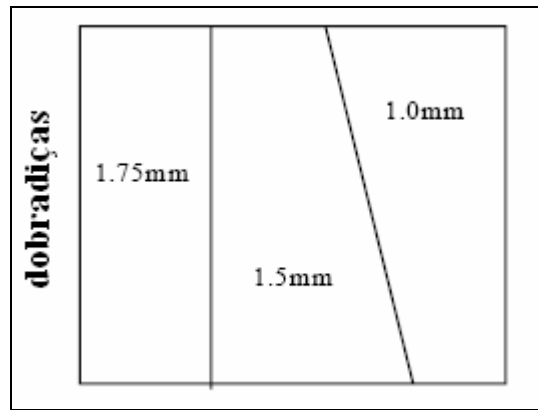


Figura 2.10 – Painel interior da porta (VW Golf).

As linhas rectas angulares oferecem um compromisso entre os benefícios de soldaduras não-lineares sem a complexidade inerente ao processo de soldadura destas. A preparação das juntas a soldar é bastante mais simples que na soldadura curvilínea mantendo os benefícios em termos estruturais. Os sistemas que permitem a obtenção de cordões de soldadura com ângulos produzem frequentemente defeitos no vértice (*blow-hole*) que normalmente é eliminado no processo de estampagem. Na Figura 2.11 encontra-se uma aplicação para o painel interior de uma porta com uma soldadura angular.

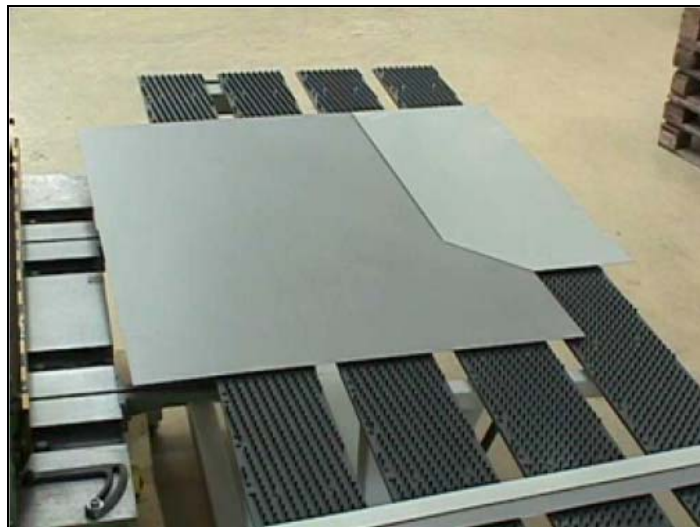
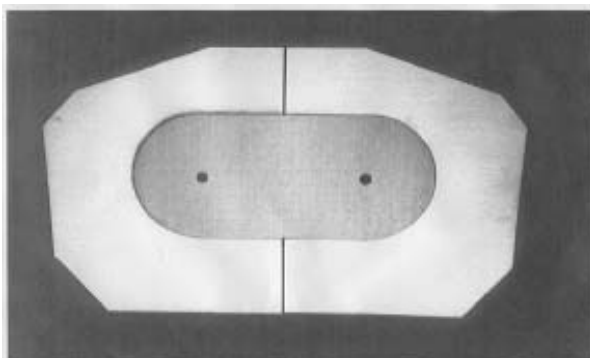


Figura 2.11 – Linhas rectas angulares para um painel de uma porta¹.

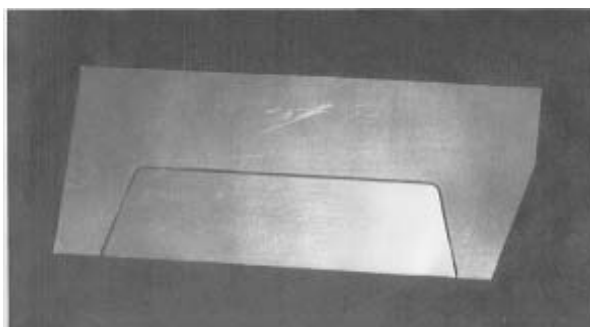
O mercado das TWB curvilíneas é bastante reduzido comparativamente ao mercado das TWB convencionais visto que as vantagens marginais não rentabilizam os custos adicionais.

¹ Tailor Welded Blank Project Team, “Tailor welded blank applications and manufacturing – A state-of-the-art-survey”, The Auto/Steel Partnership, 2001.

Existem casos onde a utilização de soldaduras curvilíneas é necessária devido a requisitos estruturais ou de formabilidade do material. A Figura 2.12 revela protótipos neste sentido.



Protótipo de TWB curvilínea com
aço de alta resistência no centro
(compartimento da roda)



Protótipo de TWB curvilínea
(painel de porta)

Figura 2.12 – Protótipos de TWB curvilíneas (Fraunhofer)¹.

Algumas aplicações de TWB não-lineares ou curvilíneas têm sido concebidas, mas apenas um reduzido número chegou à fase de produção. Uma grande vantagem das TWB curvilíneas é a ausência do defeito indicado anteriormente, que acontece no vértice das soldaduras angulares. Existem limitações físicas no que concerne ao raio de soldadura, dependendo do sistema utilizado [19].

Aplicações de TWB circulares encontram-se em ilhargas. A complexidade das TWB circulares é inferior comparada com as TWB de curvas não definidas. A preparação da aresta a soldar é bastante mais simples em TWB circulares, já que existem ferramentas que permitem a obtenção de um furo circular com boa precisão e acabamento.

Na Figura 2.13 apresenta-se uma análise de diferentes configurações para um componente. As diferentes configurações apresentadas utilizam os diferentes tipos de TWB apresentadas anteriormente e é indicado o benefício em termos de peso de cada uma das configurações.

¹ Tailor Welded Blank Project Team, “Tailor welded blank applications and manufacturing – A state-of-the-art-survey”, The Auto/Steel Partnership, 2001.

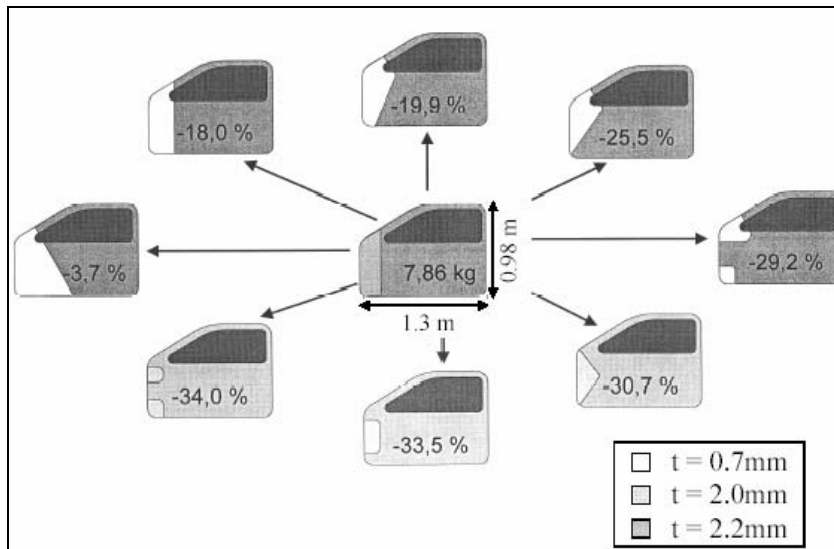


Figura 2.13 – Análise de diferentes configurações de uma porta (Thyssen Krupp Stahl)¹.

O conceito de TWB do tipo remendo não é recente, existindo algumas aplicações em produção. Um remendo sobrepõe uma chapa sobre outra de modo a obter rigidez onde esta é necessária. As duas chapas são unidas por soldadura por resistência de pontos antes do processo de conformação. Algumas exigências, nomeadamente na preparação das juntas a serem soldadas topo a topo e no projecto das chapas para TWB lineares, são eliminadas. Por este motivo a TWB do tipo remendo tem uma grande flexibilidade e na generalidade um custo mais baixo comparando com as TWB convencionais. Alguns aspectos são necessários ter em conta, tais como o seu rendimento estrutural, fadiga e a formabilidade. Uma grande vantagem na utilização dos remendos, em comparação com outros tipos de montagens com múltiplas peças, reside no facto de que o encaixe é praticamente perfeito entre as peças. As várias peças são moldadas em simultâneo no mesmo molde, logo, o contacto entre as superfícies das peças é praticamente perfeito, permitindo o reforço através de novos pontos de soldadura conferindo maior rendimento estrutural.

Existem dois pontos importantes no projecto de TWB do tipo remendo, e que se encontram ilustrados na Figura 2.14. Os reforços nos dois casos exemplificados não se estendem até aos bordos da peça principal, situando-se deste modo, fora da área de acção dos cerra-chapas. Esta consideração permite um desenho simplificado dos cerra-chapas e diminui a complexidade do processo de conformação. Outra observação, é a utilização de um número reduzido de pontos de soldadura e o posicionamento destes numa zona plana da

¹ Tailor Welded Blank Project Team, “Tailor welded blank applications and manufacturing – A state-of-the-art-survey”, The Auto/Steel Partnership, 2001.

peça final. A diminuição dos pontos de soldadura permite um melhor escoamento do material nas zonas curvas. Se necessário, poderão ser adicionados alguns pontos de soldadura após a moldação.



TWB do tipo remendo, com dois reforços, e cada um com dois pontos de soldadura. Apresenta-se a configuração antes e após conformação



TWB do tipo remendo com um reforço. O remendo contém três pontos de soldadura. Após conformação são efectuados mais pontos de soldadura

Figura 2.14 – Dois exemplos de TWB do tipo remendo¹

Existem alguns factores que contribuem para um crescente interesse em *tailor welded tubes* (TWT). Na generalidade, as aplicações tubulares existentes na carroçaria são obtidas por hidroformagem. Actualmente, os tubos apresentam algumas limitações no que concerne à sua relação entre o diâmetro e a espessura e também à formabilidade reduzida devido aos processos convencionais de fabrico dos tubos, e consequentemente na qualidade da soldadura. Os tubos apresentam-se numa variedade de formas, e podem ser soldados por “*mash*” ou “*laser*”. A Figura 2.15 apresenta quatro opções para tubos:

- Tubos cilíndricos
- Tubos de espessuras dissimilares
- Tubos ovais
- Tubos cónicos

¹ Tailor Welded Blank Project Team, “*Tailor welded blank applications and manufacturing – A state-of-the-art-survey*”, The Auto/Steel Partnership, 2001.

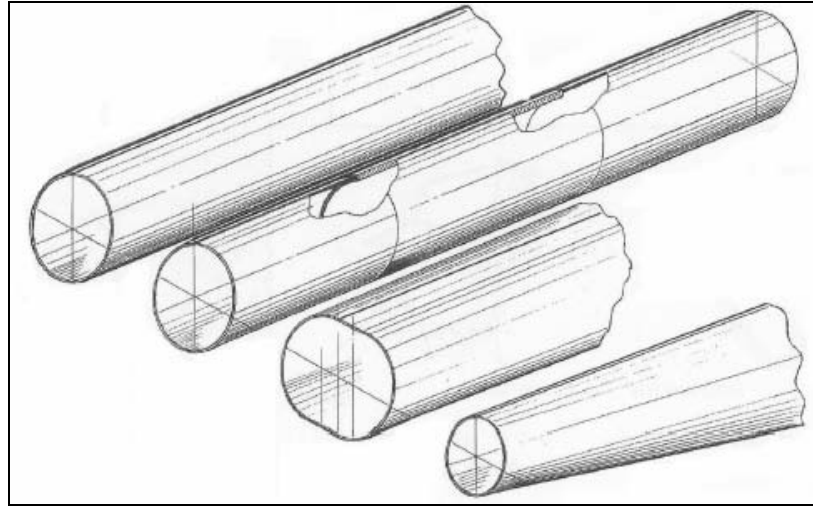


Figura 2.15 – Quatro formas de tubos: cilíndrico, espessuras dissimilares, ovais e cónicos¹.

Outro tipo de TWT consiste na utilização de uma manga na área onde o reforço é necessário. Esta aplicação é análoga às TWB do tipo remendo onde a soldadura topo a topo de duas peças separadas é evitada e neste caso o reforço é simplesmente sobreposto e unido.

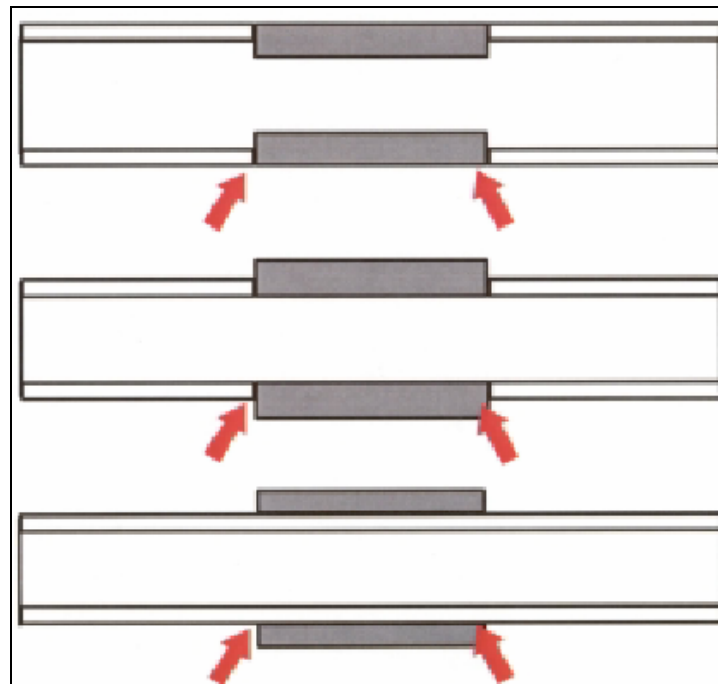


Figura 2.10 – Tailor welded tubes: diâmetro exterior constante, diâmetro interior constante e “manga”¹.

¹ Tailor Welded Blank Project Team, “Tailor welded blank applications and manufacturing – A state-of-the-art-survey”, The Auto/Steel Partnership, 2001.

O grande interesse nos tubos soldados reside nos tubos cilíndricos e cónicos, com maior destaque para os tubos cónicos com menores rácios entre o diâmetro e a espessura. . Os grandes desafios nesta área estarão relacionados com as capacidades de conformação e de união.

Existe um grande interesse na utilização de aço de alta resistência (HSS) em aplicações de TWB para assim atingir objectivos de redução de peso e aumentar a resistência mecânica. Dois aspectos limitam bastante a utilização de aços com elevada tensão de cedência como são a conformação, incluindo o cordão de soldadura e outros materiais, bem como a própria soldabilidade dos aços de alta resistência. Aplicações típicas incluem o pilar B (Volvo S80 usa um DP600) e as longarinas (Ford Focus usa um aço de 340 MPa de tensão de cedência). Material de adição poderá ser utilizado com o objectivo de melhorar a formabilidade da soldadura quando é utilizado equipamento laser. Admite-se que a utilização de “*Mash welding*” poderá melhorar a qualidade dos componentes obtidos de HSS já que o comportamento à fadiga é melhorado quando se utiliza juntas de sobreposição [19].

2.2.2 Equipamento

O desenvolvimento das várias tecnologias de soldadura progride rapidamente e as vantagens e desvantagens relativas de cada processo mudam constantemente. As características de conformação entre *mash* e *laser* não permitem concluir sobre a superioridade de um processo relativamente ao outro. A soldadura *mash* apresenta uma micro-dureza inferior mas sobre uma área (zona afectada pelo calor) superior. Existem estudos que apontam para um maior alongamento à tensão paralelo à soldadura no caso de *laser* comparativamente a *mash*. Em contrapartida, a soldadura laser cede nas proximidades do cordão de soldadura para cargas de flexão em fadiga [19].

A performance destas tecnologias é também dependente do sistema de automação incorporado. A seguinte tabela apresenta, ainda que de um modo bastante, vago as limitações e vantagens relativas a cada processo. Embora no passado houvesse aplicações de TWB recorrendo a soldadura por feixe de electrões, actualmente esta não se encontra em produção.

	Feixe de electrões	Indução	<i>Mash seam</i>	CO ₂ -Laser	YAG-Laser
Retrabalhar soldadura	Não	Necessário	Laminagem a frio	Não	Não
Revestimento: com/sem	Possível	Possível	Em produção	Em produção	Em produção
Soldaduras curvas	Possível	Não	Não	Em produção	Altamente favorável
Alto/baixo limite elástico	Possível	Difícil	Possível	Em produção	Altamente favorável
Diferentes espessuras	Possível	Não	Não	Em produção	Altamente favorável
Linhas em T	Possível	Não	Não	Em produção	Altamente favorável
Integração industrial	Difícil	Boa	Boa	Boa	Possível
Comportamento em conformação	Muito bom	Difícil	Bom	Bom	Muito bom
Preparação da junta	Precisa	Fácil	Médio	Alta precisão	Precisa

Tabela 3.1 – Características dos diferentes processos de soldadura e suas aplicações.

Algumas áreas dos sistemas e tecnologias de soldadura encontram-se actualmente em desenvolvimento tecnológico, nomeadamente:

- Capacidade de soldadura não-linear, múltiplas soldaduras lineares e soldaduras curvilíneas;
- Possibilitar a realização de juntas de soldadura com menor precisão;
- Controlo de qualidade feito em consonância com a linha de produção de modo a impedir que produtos defeituosos possam chegar ao cliente. Sistemas de inspecção a 100% estão a revelar-se mais eficazes na identificação de produtos suspeitos;
- A generalidade dos melhoramentos dos processos, incluindo a minimização do tempo necessário a introduzir e a retirar a peça do sistema, o aumento da velocidade de avanço da soldadura, a redução da taxa de desperdício, o melhoramento da parte de transporte do material, etc.

2.2.2.1 *Laser*: CO₂ e Nd:YAG

A tecnologia dominante é a de laser CO₂. Algumas estimativas apontam para uma utilização de *laser* CO₂ na ordem dos 75% na América do Norte sendo os restantes 25% preenchidos por *laser* Nd:YAG e *mash seam*.

Existe uma grande variedade de sistemas de produção de TWBs, mas uma grande maioria utiliza fontes de energia *Laser* CO₂ ou Yag. O *laser* CO₂ tem uma focagem mais precisa que o feixe YAG, o que pode ser uma vantagem no caso das condições da junta oferecerem tolerâncias muito apertadas. Quanto mais focado for o feixe maior será a velocidade de soldadura, visto que o feixe encontra-se concentrado na junta. Quando a qualidade da junta é mais grosseira, o feixe YAG mais disperso pode ter vantagens. Existe o interesse nos fornecedores dos sistemas de soldadura de considerarem a adoção do feixe YAG sobre o feixe CO₂ para aplicações de maior complexidade, visto os requisitos de preparação da junta serem menos exigentes.

Outra razão para a adoção do sistema YAG em contraponto com o sistema CO₂ é os custos. Nos últimos anos em ambas as tecnologias observou-se uma redução dos custos por quilowatt de potência. No entanto o sistema Nd:YAG no entanto teve um decréscimo mais acentuado que o sistema CO₂, observando-se ainda um aumento da potência disponível. O grande revés ainda existente nos sistemas YAG é o seu custo de operação elevado, nomeadamente o custo das lâmpadas.

Existem vários sistemas de soldadura *mash seam*, mas esta tecnologia tem sofrido uma redução de aplicações com a substituição por sistemas *laser* nos quais não é aparente um benefício em termos de custos. As desvantagens relacionam-se com a geometria do cordão de soldadura (nomeadamente em termos da espessura do cordão), existindo ainda a preocupação sobre a corrosão ao longo do cordão de soldadura. Algumas companhias apresentam ainda algumas aplicações onde o sistema *mash seam* apresenta vantagens económicas em relação a sistemas laser, sendo um facto que os sistemas *mash seam* estão a reduzir, mas não é provável que desapareçam. A utilização de *mash seam* na soldadura de aços galvanizados é um grande desafio e ainda requer uma grande preocupação. Alguns revestimentos galvânicos como o *galvanneal* são soldados em grande volume e sem grande dificuldade [19].

2.2.2.2 Feixe de electrões

Um reduzido número de companhias ainda utiliza soldadura por indução de feixe de electrões, mas as suas vantagens comparativas em relação aos sistemas laser não são totalmente conhecidas. As dificuldades ao nível da geometria da soldadura impossibilitam uma maior difusão deste sistema.

O feixe de electrões sem vácuo tem potencial para a produção de TWB. Existem alguns ensaios laboratoriais neste campo com a utilização tanto de aço como de alumínio. Possivelmente no futuro será uma tecnologia a ter em conta.

2.2.2.3 *Mash welding*

A tecnologia existente nos sistemas *mash* é mais familiar à indústria automóvel que a existente nos sistemas laser. A tecnologia de soldadura de resistência por esmagamento é um método de soldadura de contacto que utiliza rolos e corrente eléctrica efectuando a soldadura de juntas de chapa sobrepostas. Esta tecnologia não é tão recente como a soldadura topo a topo e tem sido aplicada em diversas situações incluindo latas para a indústria alimentar e depósitos de combustível em aço para a indústria automóvel. Uma das vantagens mais reconhecidas da tecnologia de esmagamento da junta é apontada ao facto de que a soldadura por resistência ser dominante na indústria automóvel e as infra-estruturas para operar e efectuar a manutenção deste equipamento já se encontrarem implementadas. Outra vertente apontada como argumento, que embora o custo inicial de implementação de sistemas laser seja mais elevado, o benefício a longo prazo da utilização de sistemas laser é que este apresenta menor número de partes móveis e requer menor manutenção em produção [19].

As vantagens e desvantagens da utilização de sistemas laser e *mash* têm sido alvo de discussão em especial no início dos anos 90 quando ainda não era claro qual a tecnologia mais favorável. A maioria das desvantagens apontadas aos sistemas laser foi resolvida nos últimos anos. Algumas destas desvantagens eram a elevada complexidade de operação, elevados custos de investimento, baixa potência de soldadura, baixa velocidade de soldadura, complexidade de preparação da junta e problemas de formabilidade devido à diferença das propriedades mecânicas na zona do cordão de soldadura. As desvantagens da soldadura *mash* eram o elevado número de partes móveis que necessitavam de manutenção, soldadura de materiais com revestimentos, possibilidade do aparecimento de corrosão devido à eliminação do revestimento durante o processo de soldadura, zona afectada pelo calor mais larga e o aumento da espessura da soldadura devido à sobreposição das juntas [19]. Com as últimas evoluções, a maioria destes problemas relativos a cada sistema foram resolvidos. Uma grande diferença ainda subsiste nestes dois sistemas, e relacionam-se com a formabilidade e a presença de um cordão de soldadura com elevada resistência e largura reduzida, constitui uma grande vantagem para os sistemas laser. A soldadura *mash* não requer uma preparação da junta tão rigorosa o que constitui uma grande vantagem em

determinadas situações. A relação entre o custo e a potência destes dois equipamentos encontra-se bastante equiparada. Com a evolução das TWB no sentido de existirem cada vez mais aplicações não-lineares e com múltiplos cordões, a flexibilidade dos equipamentos laser constitui uma grande vantagem. Em conclusão, as vantagens da soldadura a laser, em média, superam as vantagens de soldadura *mash* e a soldadura laser tornou-se a tecnologia dominante. Ainda existem aplicações onde o sistema de soldadura *mash* é vantajoso e com certeza existirá no futuro aplicações para estas duas tecnologias.

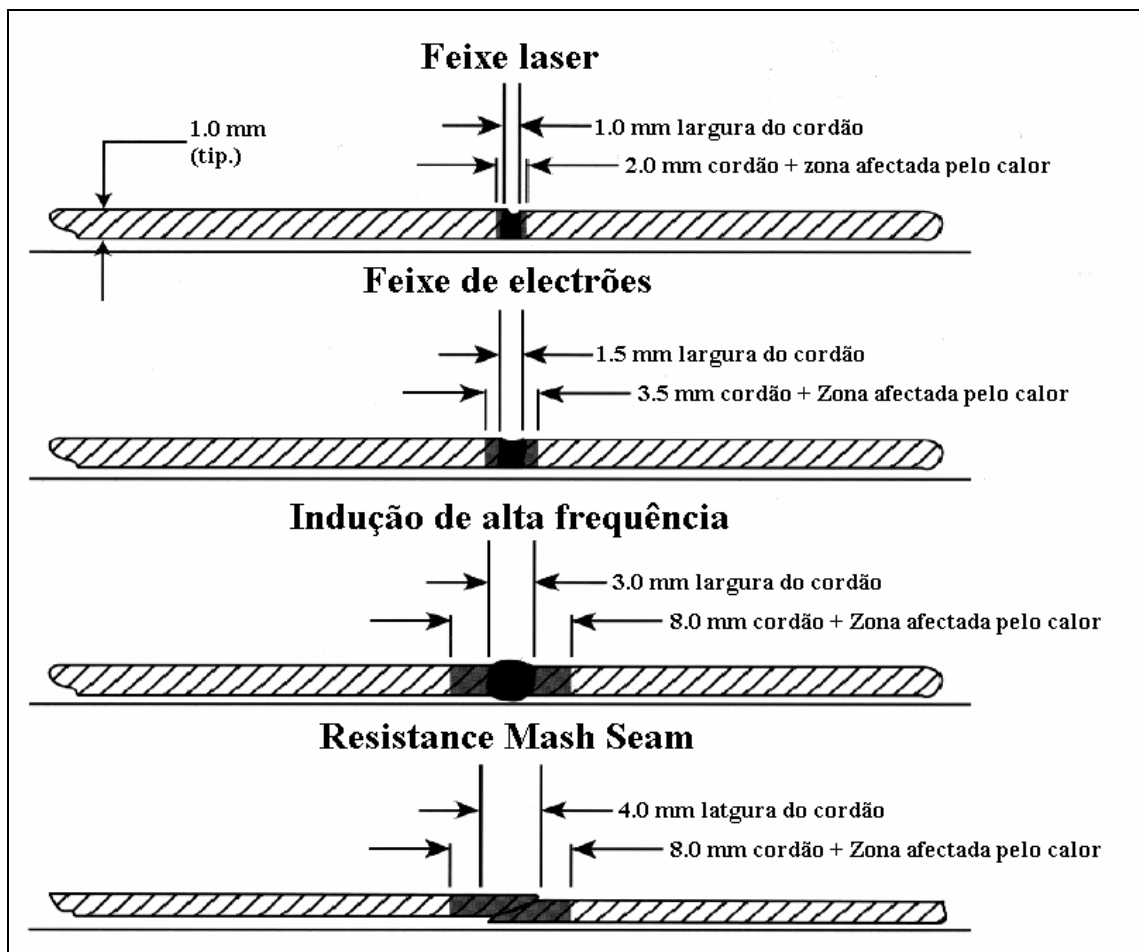


Figura 2.16 – Geometria do cordão de soldadura de acordo com o processo: a) Laser; b) Feixe de electrões; c) Indução e d) Resistance mash seam¹.

¹ Tailor Welded Blank Project Team, “Tailor welded blank applications and manufacturing – A state-of-the-art-survey”, The Auto/Steel Partnership, 2001.

2.2.3 Formabilidade das TWB

2.2.3.1 Introdução

A formabilidade das TWB está relacionada com a ductilidade e a resistência do material no cordão de soldadura. A curva de deformação tem um forte impacto na formabilidade geral, e esta está ligada à selecção do material, posicionamento e orientação do cordão de soldadura e as forças aplicadas. Tanto os sistemas *laser* como os sistemas *mash* reduzem a ductilidade dos aços entre 50% e 70% para extensões paralelas.

Em termos de resistência, as soldaduras TWB têm propriedades iguais ou superiores ao material de base quando efectuadas com padrões aceitáveis. Na generalidade, observa-se que o cordão de soldadura laser tem resistência superior e o cordão de soldadura *mash* tem resistência igual ao mais resistente dos dois materiais a unir. Existem duas razões para a importância da formabilidade do cordão de soldadura [19]:

- Ruptura durante a conformação;
- Movimentos transversos do cordão de soldadura afectam a geometria do molde e provocam desgaste neste afectando também a geometria da peça.

O projectista tem que ter em conta estes factores ao projectar uma TWB em conjunto com os requisitos de comportamento para a peça. O movimento do cordão de soldadura pode ser controlado através da aplicação de forças diferenciadas nos cerra-chapas ou através da utilização de punções no cordão de soldadura. A utilização de forças diferenciadas nos cerra-chapas não é comum devido ao custo acrescentado no molde e devido à complexidade de conformação. A reduzida formabilidade da junta soldada em comparação com a do material de base pode ser controlada das seguintes formas:

- Colocação da junta: quantidade de deformação e a orientação em relação à extensão máxima;
- Selecção do processo de conformação;
- Perfil da soldadura: pico de dureza em relação à largura da soldadura, controlável durante o processo de soldadura;
- Selecção do material, afectando a soldabilidade e o perfil da soldadura.

Os diferentes processos de conformação afectam a formabilidade das TWB. O estiramento produz menores formabilidades quando o cordão de soldadura se encontra paralelo às extensões máximas devido à ductilidade reduzida da junta soldada. Quando a extensão máxima se encontra perpendicular ao cordão de soldadura, o material com menor resistência será o factor limitativo.

2.2.3.2 Testes de formabilidade: extensões paralelas e perpendiculares

Os testes de formabilidade das placas soldadas com TWB são reconhecidos como métodos bastante eficazes de prever a formabilidade do material. Os métodos de teste mais comuns são testes de tracção, alguns testes LDH com punções de diferentes geometrias, “*Olsen Cup*” e testes de formabilidade OSU. Estes testes demonstraram alguma sensibilidade à forma do punção e da amostra. Através de análises através do Método dos Elementos Finitos também se obtêm resultados significativos [19].

Os resultados experimentais mostram que numa soldadura laser a zona de ruptura depende da orientação do cordão relativamente à direcção das maiores extensões e da resistência relativa dos dois materiais. Quando a extensão principal máxima ocorre na direcção perpendicular ao cordão de soldadura a fractura ocorre paralelamente ao cordão no material menos resistente. A dimensão da amostra afecta a distância entre a fractura e o cordão de soldadura. Para amostras de dimensão superior a fractura ocorre mais próximo da junta [19].

A fractura da amostra ocorre através da junta nos casos onde a extensão principal máxima era na direcção paralela à junta soldada, Figura 2.17. Para melhorar o desempenho a junta soldada deve encontrar-se paralelamente ao eixo de extensões máximas para prevenir a ruptura do material de menor resistência.

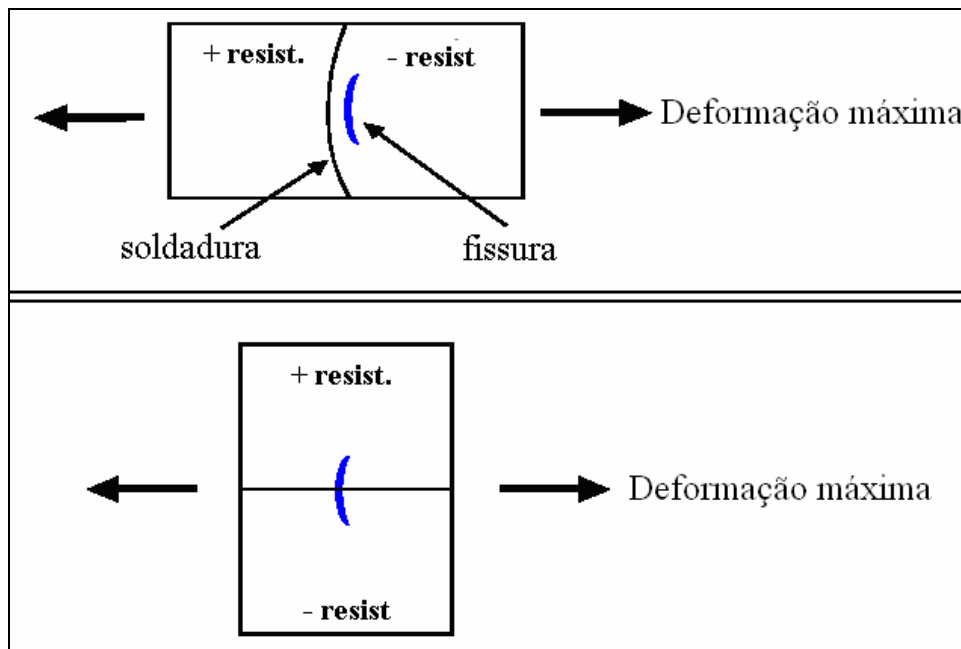


Figura 2.17 – Ocorrência de fissuras de acordo com o tipo de sollicitação.

2.2.3.3 Perfil do cordão

Existem diferentes opiniões em relação à importância da dureza máxima do cordão de soldadura e da largura do cordão de soldadura [19]. O aumento da dureza implica uma redução da ductilidade e por conseguinte uma redução da formabilidade da junta. O aumento da velocidade de soldadura requer uma intensidade de energia superior na junta, verificando-se também um aumento do pico de dureza. No caso de juntas soldadas a laser, impõe-se ao mesmo tempo um aumento da qualidade da junta de modo a que o feixe de energia incida numa zona mais estreita na junta a soldar. Juntas soldadas a laser com maior intensidade, normalmente produzem cordões de soldadura mais estreitos; embora alguns estudos apontem para que a área da secção da junta onde ocorreu aumento de dureza é mais importante que o pico de dureza [19]. A formabilidade aparenta estar relacionada com uma relação entre a dureza da soldadura dividida pela área da Zona Afectada pelo Calor (H/ZAC). A formabilidade geral é então criticamente dependente de dois factores de relevo:

- Redução da área da secção do cordão de soldadura, e
- Redução do pico de dureza na soldadura.

Geralmente acontece que soldaduras por esmagamento da junta (*mash seam welding*) são mais dúcteis que as soldaduras laser devido ao seu menor pico de dureza. Se for necessário que a junta soldada por esmagamento sofra posteriormente uma operação de laminagem a frio com a finalidade de reduzir a espessura da junta, então a dureza final pode sofrer aumentos para valores iguais ou superiores aos obtidos soldando a laser. A laminagem a quente tem um efeito mínimo na ductilidade da junta soldada por esmagamento.

O material de base tem uma influência bastante acentuada na ductilidade da soldadura. Os aços de baixa liga, aços macios e os aços IF (*Interstitial-Free*) podem normalmente ser soldados a velocidades elevadas, produzir juntas mais estreitas e obter formabilidades superiores que outros aços. Os aços de alto limite elástico têm tendência a produzir juntas com maior dureza que podem necessitar de velocidades de soldadura mais baixas de modo a manter uma formabilidade suficiente.

2.3 Simulação numérica

As simulações numéricas dos processos de conformação têm sofrido aumentos significativos na sua utilização no meio industrial. Tal se deve à crescente necessidade de investigar a influência dos parâmetros e da sequência do processo de conformação,

umentar o conhecimento ao nível da distribuição das tensões e das deformações durante a conformação, e também para efeitos de optimização [8,9,12,13].

A realização de ensaios em materiais ditos mais macios não é possível para a maioria dos processos de hidroformagem pelo motivo de serem utilizadas pressões bastante elevadas para conformar os materiais. Factores económicos também restringem fortemente abordagens baseadas numa metodologia puramente do tipo “tentativa e erro”, afirmando-se a simulação como uma alternativa válida. A realização de modelos numéricos permite também testar diferentes configurações ao nível da geometria e das propriedades materiais e atestar a sua viabilidade num processo real.

Existem diferentes códigos comerciais de simulação numérica disponíveis no mercado, nomeadamente baseados no método dos elementos finitos tais como *LS-DYNA*, *PAM-STAMP*, *ABAQUS*, *INDEED*, *MSC-MARC*, etc., para além de outros não comerciais (*DD3IMP*¹, *CEREBRO*², *PLAST*³). Esses códigos possuem, em maior ou menor medida, capacidade para simular o processo de hidroformagem de peças complexas, tendo sido demonstrado que os resultados obtidos são na sua maioria bastante satisfatórios [8,9,12,13].

2.4 Referências

- [1] R.A. Fontes Valente, R.M. Natal Jorge, R.P.R. Cardoso, J.M.A. César de Sá, J.J. Grácio, “*Enhanced Strain Shell Elements for Simulation of Hydroforming Processes*”, Proceedings of COMPLAS 2003, Barcelona, 2003.
- [2] R.A. Fontes Valente, R.J. Alves de Sousa, M. Parente, R.M. Natal Jorge, J.M.A. César de Sá, J.J. Grácio, “*Enhanced Assumed Strain Shell and Solid-Shell Elements: Application in Sheet Metal Forming Processes*”, Proceedings of the 8th International Conference on Numerical Methods in Industrial forming Processes, Numiform 2004, Ohio State University, Ohio, EUA, 2004.
- [3] H.-U. Lücke, Ch. Hartl, T. Abbey, “*Hydroforming*”, Journal of Materials Processing Technology, 115, 87-91, 2001.
- [4] M. Ahmetoglu, T. Altan, “*Tube hidroforming: state-of-the-art and future trends*”, Journal of Materials Processing Technology, 98, 25-33, 2000.

¹ Software desenvolvido na Universidade de Coimbra.

² Software desenvolvido na Universidade de Aveiro.

³ Software desenvolvido no Instituto Superior Técnico

- [5] M. Ahmetoglu, K. Sutter, X.J. Li, T. Altan, “*Tube hydroforming: current research, applications and need for training*”, Journal of Materials Processing Technology, 98, 224-231, 2000.
- [6] R.M. Natal Jorge, A.P. Roque, M.L.P. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*Simulation of tubular hydroforming*”, IV Engineering Computational Technology, Lisboa, 2004.
- [7] S. Novotny, P. Hein, “*Hydroforming of sheet metal pairs from aluminium alloys*”, Journal of Materials Processing Technology, 115:65-69, 2001.
- [8] A. P. Roque, R.M. Natal Jorge, M.P.L. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*Hydroforming of Tailor-Welded Tubular Blanks*”, Proceedings of The 8th ESAFORM Conference on Material Forming, Cluj-Napoca, Roménia, 2005.
- [9] A. P. Roque, R.M. Natal Jorge, M.P.L. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*Hydroforming of Tailor-Welded Tubular Blanks*”, Proceedings of Congreso de Métodos Numéricos en Ingeniería, Granada, Espanha, 2005.
- [10] A. P. Roque, R.M. Natal Jorge, M.P.L. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*Numerical Study Of Hydroforming With Tailor-Welded Tubular Blanks*”, Proceedings of 6th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes, Detroit, EUA, 2005.
- [11] A. P. Roque, R.M. Natal Jorge, M.P.L. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*The Influence of Heat Affected Zone on Hydroforming with Tailor-Welded Tubular Blanks*”, Proceedings of VIII International Conference on Computational Plasticity Fundamentals and Applications (Complas 2005), 2005, Barcelona, Espanha.
- [12] R.M. Natal Jorge, A. P. Roque, R.A.F. Valente, M.P.L. Parente, A.A. Fernandes, “*Study of Hydroformed Tailor-Welded Tubular Parts with Dissimilar Thickness*”, submetido para publicação no Journal of Materials Processing Technology.
- [13] N. Asnafi, A. Skogsgardh, “*Theoretical and experiemental analysis of stroke-controlled tube hydroforming*”, Journal of Materials Science & Engineering A, 279, 95-110, 2000.
- [14] M. Imaninejad, G. Subhash, A.R. Loukus, “*Experimental and numerical investigation of free-bulge formation during hydroforming of aluminium extrusions*”, Journal of Materials Processing Technology, 147, 247-254, 2004.
- [15] M. Koç, T. Altan, “*An overall review of the tube hydrofoming (THF) technology*”, Journal of Materials Processing Technology, 108, 384-393, 2001.

- [16] M. Koç, T. Altan, “*Prediction of forming limits in the tube hydroforming process*”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 42, 123-138, 2002.
- [17] W. Rimkus, H. Bauer, M.J.A. Mihsein, “*Design of load-curves for hydroforming applications*”, Journal of Materials Processing Technology, 108, 97-105, 2000.
- [18] M. Koç, Y. Aue-u-lan, T. Altan, “*On the characteristics of tubular materials for hydroforming – experimentation and analysis*”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 41, 761-772, 2001.
- [19] Tailor Welded Blank Project Team, “*Tailor welded blank applications and manufacturing – A state-of-the-art-survey*”, The Auto/Steel Partnership, 2001.
- [20] K. M. Zhao, B. K. Chun, J. K. Lee, “*Finite element analysis of tailor-welded blanks*”, Finite Elements in Analysis and Design, 37, 117-130, 2001.
- [21] A. Reis, P. Teixeira, J. Ferreira Duarte, A. Santos, A. Barata da Rocha, A.A. Fernandes, “*Tailored welded blanks – an experimental and numerical study in sheet metal forming on the effect of welding*”, Computers and Structures, 82, 1435-1442, 2004.
- [22] J. Rodrigues, P. Martins, “*Tecnologia Mecânica – Tecnologia da Deformação Plástica – Vol. II Aplicações industriais*”, Escolar Editora, Lisboa, 2005.
- [23] A.J. Baptista, M.C. Oliveira, J.L. Alves, D.M. Rodrigues, L.F. Menezes, “*Sobre a simulação numérica do processo de estampagem de tailor welded blanks*”, apresentado no VII Congresso de Mecânica Aplicada e Computacional, Universidade de Évora, 945-954, 2003.

3 Análise baseada em elementos de casca

Neste capítulo são apresentados alguns exemplos de aplicação do processo de hidroformagem tubular [1-8] em conjunto com a utilização das designadas *taylor-welded blanks* [10-15]. Os exemplos foram estudados recorrendo à simulação numérica, através do Método dos Elementos Finitos, com o recurso a programas comerciais, nomeadamente o *software* de cálculo ABAQUS/Standard e o *software* de pré e pós processamento FEMAP. As simulações foram efectuadas seguindo uma metodologia do tipo estático e integração temporal de forma implícita, incluindo não linearidades geométricas e de material, bem como a formulação do contacto mecânico.

3.1 Apresentação do problema

Os exemplos apresentados neste capítulo assentam num caso de estudo originalmente apresentado por Ahmetoglu *et al.* [8], representado esquematicamente na Figura 3.1. Conforme descrito na figura, pretende-se obter, pelo processo de hidroformagem, uma peça tubular com uma protuberância axissimétrica partindo de uma peça tubular cilíndrica. Com base neste exemplo foram introduzidas algumas alterações no problema original, com a finalidade de analisar a influência das denominadas *taylor-welded blanks* no processo de hidroformagem e na obtenção do componente final.

Dessa forma, foi considerado um tubo constituído por duas peças soldadas topo a topo com espessuras distintas a partir do qual é obtido o componente final. Foram consideradas algumas variantes aos modelos iniciais (antes da conformação plástica), nomeadamente (i) a utilização de diferentes espessuras para os tubos e (ii) a consideração de diferentes posições para a união dos dois tubos. O objectivo das simulações numéricas reside, então, na análise da influência desses dois parâmetros na conformação por hidroformagem do tubo inicial, tendo em conta a geometria e as propriedades do cordão de soldadura no tubo inicial.

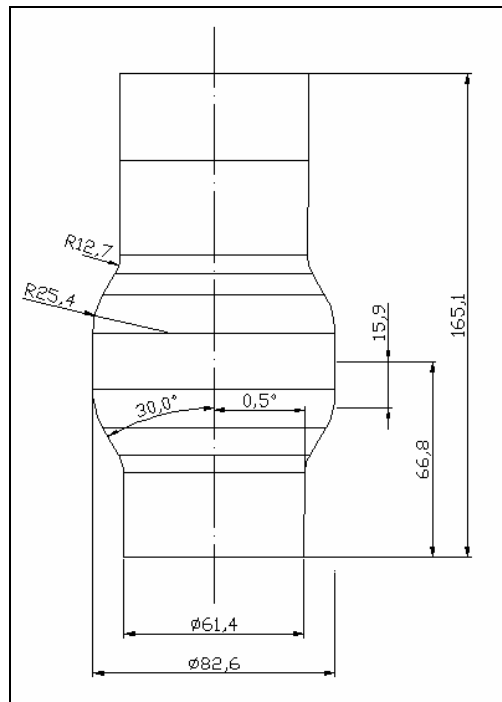


Figura 3.1 – Geometria da peça.

Para o caso particular da peça representada na figura 3.1, o processo de hidroformagem inicia-se com a introdução do componente tubular inicial no interior de um molde. A cavidade no interior do componente é então totalmente preenchida com um fluido. O processo de hidroformagem propriamente dito consiste na aplicação de pressão interna através da presença do fluido na cavidade, complementado com a imposição de deslocamentos axiais prescritos no componente tubular a ser conformado.

Os modelos utilizados na simulação do processo podem ser divididos em três partes distintas, compreendendo o fluido, o tubo e o molde. Cada uma dessas partes foi discretizada por elementos finitos, de maneira a contabilizar directamente a sua influência na conformação plástica. No modelo respeitante ao fluido foram considerados elementos finitos específicos para estas utilizações, nomeadamente os presentes nas bibliotecas do programa comercial *ABAQUS*, denominados por *F3D3* e *F3D4*. Os primeiros são elementos de fluido triangulares com 3 nós enquanto que os últimos são elementos de fluido trapezoidais de 4 nós. Esses elementos são responsáveis por reproduzir as condições de incompressibilidade dentro do tubo inicial, de maneira a transmitir a pressão de serviço aos elementos finitos do tubo e, adicionalmente, compactar os deslocamentos axiais impostos com variações de pressão interna. Na modelação do componente tubular foram considerados elementos de casca de 4 nós, também presentes nas bibliotecas do programa *ABAQUS*, e denominados por *S4R*. Estes elementos finitos caracterizam-se por terem um bom

comportamento na simulação de cascas finas, contendo 3 pontos de integração ao longo da espessura. Por último, o molde para a peça final é constituído por elementos rígidos *R3D4*, também presentes nas bibliotecas do *ABAQUS*.

Foram definidas condições de contorno de restrição do movimento vertical da extremidade inferior da peça e da superfície inferior do fluido. Na extremidade superior da peça e na superfície superior do fluido encontra-se aplicado o deslocamento prescrito nos passos onde este é aplicado e estando impedidos de terem movimento axial nos passos onde é aplicada pressão interna no fluido. Esta pressão é aplicada sem existir variação no volume do fluido.

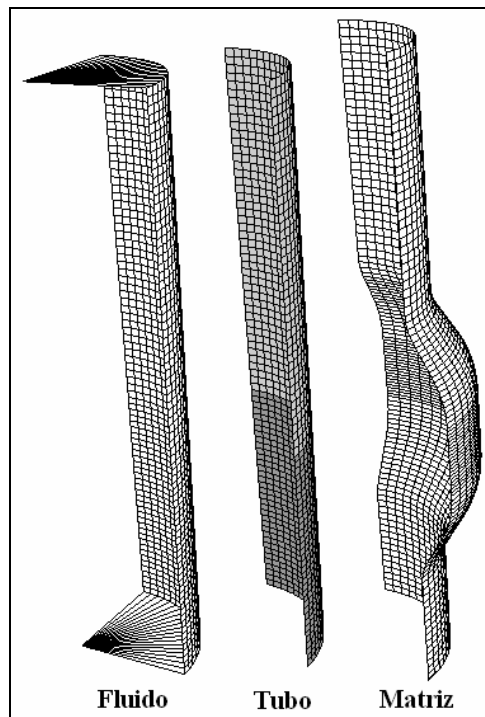


Figura 3.2 – Modelos de elementos finitos para o fluido, tubo e matriz.

Em termos dos detalhes envolvidos na simulação, é de salientar que para a realização dos modelos numéricos foi desprezada, numa modelação inicial, a existência de atrito entre as superfícies do molde e da peça. De maneira a simplificar a análise numérica através de elementos do tipo casca, foi utilizada como estratégia inicial uma solução simples para a modelação do cordão de soldadura. Esta solução consiste em considerar apenas a posição do mesmo, desprezando a sua geometria e também variações locais das propriedades do material. Por outras palavras, a união das duas partes de espessuras distintas é feita apenas por uma linha. No decorrer deste trabalho serão tidos em conta modelos mais complexos,

que visam reproduzir transições de propriedades e geometrias na zona do cordão de soldadura (ver Capítulo 4).

Como já foi referido anteriormente o caso de estudo original foi introduzido por Ahmetoglu *et al.* [8], sendo que, neste trabalho, foi introduzido um cordão de soldadura perpendicular ao eixo do tubo. Este cordão de soldadura assume várias cotas ao longo da direcção axial, compreendidas na zona onde irá ser criada a protuberância (Figura 3.3).

Adicionalmente, para cada uma das posições consideradas para o cordão de soldadura utilizaram-se varias relações entre as espessuras dos tubos unidos, com valores de rácio que variam entre 1.0 e 2.0, seguindo os valores nominais indicados na Tabela 3.1. O rácio 1.0 corresponde à união de dois tubos com espessuras iguais (analísados na secção seguinte), com valores de espessura que irão variar entre 1.2 mm e 2.4 mm.

Rácio	Espessuras (mm)
1.33	1.2 x 1.6
1.5	1.2 x 1.8
1.66	1.2 x 2.0
2	1.2 x 2.4

Tabela 3.1 – Rácios entre espessuras.

Os tubos considerados consistem assim na união de dois componentes tubulares com espessuras diferentes. Considerou-se, para efeito das análises detalhadas a seguir, que a parte espessa do tubo composto final se encontra na secção inferior e que a parte fina se encontra na secção superior. Dessa forma, o deslocamento imposto, necessário para a conformação, será sempre tido em conta na parte fina do componente. Para obter os vários rácios entre espessuras indicados na Tabela 3.1 são utilizadas várias espessuras para a secção inferior do tubo (maior espessura), numa configuração de acordo com o indicado na Figura 3.3. A espessura da secção superior do tubo é assim mantida constante (1.2 mm) nos diferentes modelos.

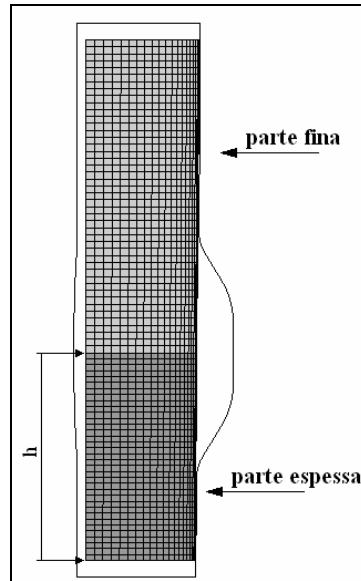


Figura 3.3 – Modelo de elementos finitos com diferentes espessuras ao longo da direção longitudinal.

O material utilizado para a constituição dos modelos consiste numa liga de alumínio 6061-T6. A escolha deste material deve-se à possibilidade de comparação dos resultados obtidos com os resultados experimentais presentes na referência [8]. A curva característica do material encontra-se na Figura 3.4 e as suas propriedades mecânicas são dadas na Tabela 3.2.

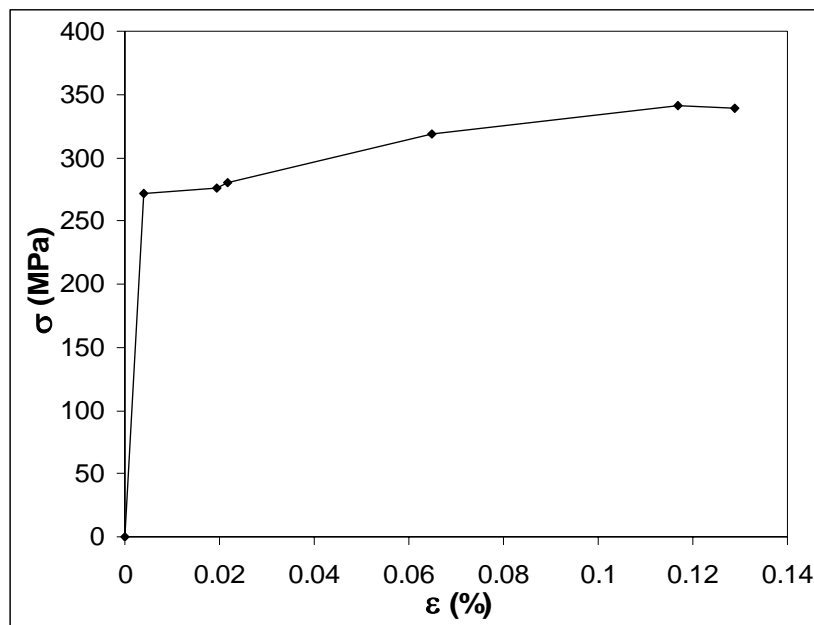


Figura 5.4 – Curva característica da liga de alumínio 6061-T6.

Modulo de Young	70 (GPa)
Tensão de Cedência	272 (MPa)
Coefficiente de Poisson	0.3

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas.

Tendo em conta as características apresentadas para o material, considerou-se ainda que, para extensões superiores às apresentadas na curva característica, o material tem um comportamento perfeitamente plástico não tendo sido feitas considerações em relação à ruptura. Salienta-se ainda que não foi considerada a anisotropia do material.

3.2 Estudo de casos com espessura única

O primeiro grupo de modelos testado consiste na simulação de tubos com espessura constante. Este conjunto de modelos tem como objectivo uma melhor compreensão do efeito da introdução do cordão de soldadura (que se analisarão na próxima secção) através da compreensão do que ocorre em tubos com espessuras homogêneas. Para tal, realizou-se um modelo de simulação numérica distinto para cada valor de espessura descrito na Tabela 3.1.

Na Figura 3.5 apresenta-se os resultados obtidos para o conjunto de modelos com espessura inicial constante. Os resultados apresentam-se sob a forma de variação da espessura (%) ao longo da coordenada em altura sobre o tubo inicial (contada a partir da base inferior, conforme a Figura 3.3). Cada tubo tem uma espessura inicial (t) conforme indicada na legenda.

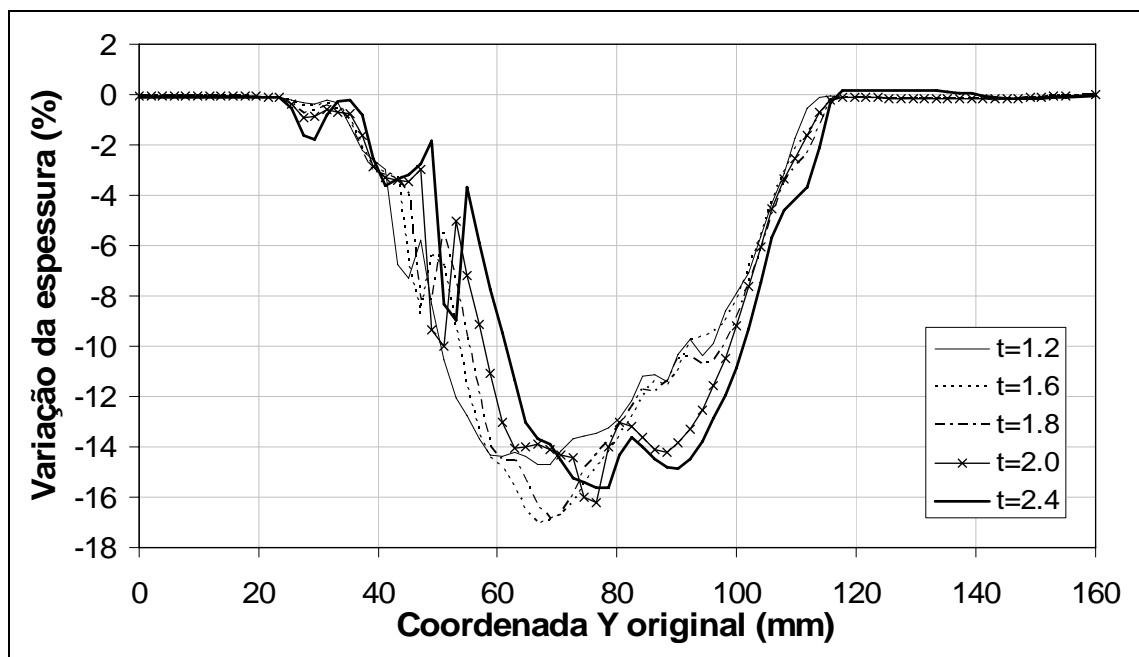


Figura 3.5 – Distribuição da variação da espessura para tubos de espessura única.

Para os mesmos modelos são agora apresentadas as curvas de carregamento do processo em termos de (i) pressão interna no fluido e (ii) deslocamento axial da extremidade superior do tubo. Os resultados podem ser vistos na Figura 3.6.

O percurso de carregamento para cada modelo é dividido em cinco passos. Aos passos 1, 3 e 5 corresponde a aplicação (somente) de pressão interna no fluido. Aos passos 2 e 4 corresponde a aplicação de deslocamento na extremidade superior do tubo. Nos passos onde é aplicada pressão interna no fluido, impõe-se que a extremidade do tubo não tenha movimento axial. Ao contrário, nos passos onde são impostos deslocamentos na extremidade do tubo, a pressão interna do fluido vem condicionada pelas condições de fronteira, o que é feito através da presença dos elementos finitos de fluido no interior do tubo (manutenção da condição de incompressibilidade). Os valores da pressão (P) nos gráficos encontram-se em (MPa), enquanto os deslocamentos (d) são representados em (mm). Verifica-se através dos gráficos que o componente final hidroformado é obtido através de um deslocamento imposto total de 12 (mm) sobre a extremidade superior do tubo original.

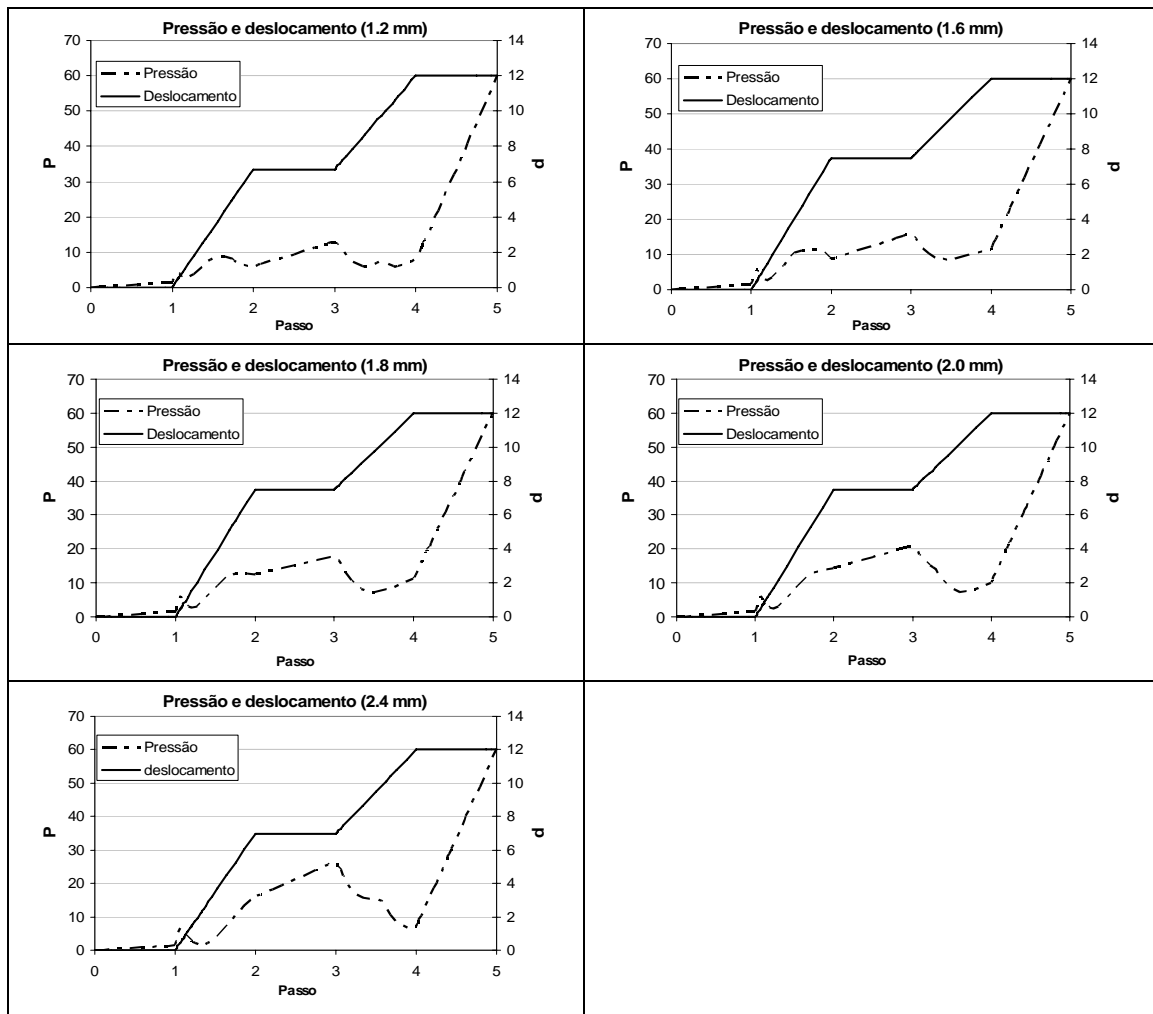


Figura 3.6 – Curvas de carregamento (pressão/deslocamento imposto) para os tubos de espessura única.

Na Figura 3.7 encontra-se representada a evolução das configurações deformadas de cada um dos modelos anteriores. Pode-se ver a deformada de cada um dos modelos em diferentes instantes intermédios até à obtenção da forma final. O gradiente de cores indica a espessura da parede do tubo, em que os valores nas legendas encontram-se em (mm). Cada figura apresentada foi obtida no final de cada estágio de carregamento e, assim, as figuras mais à direita representam a forma final do componente. À direita de cada conjunto de figuras está representada a espessura inicial de cada tubo.

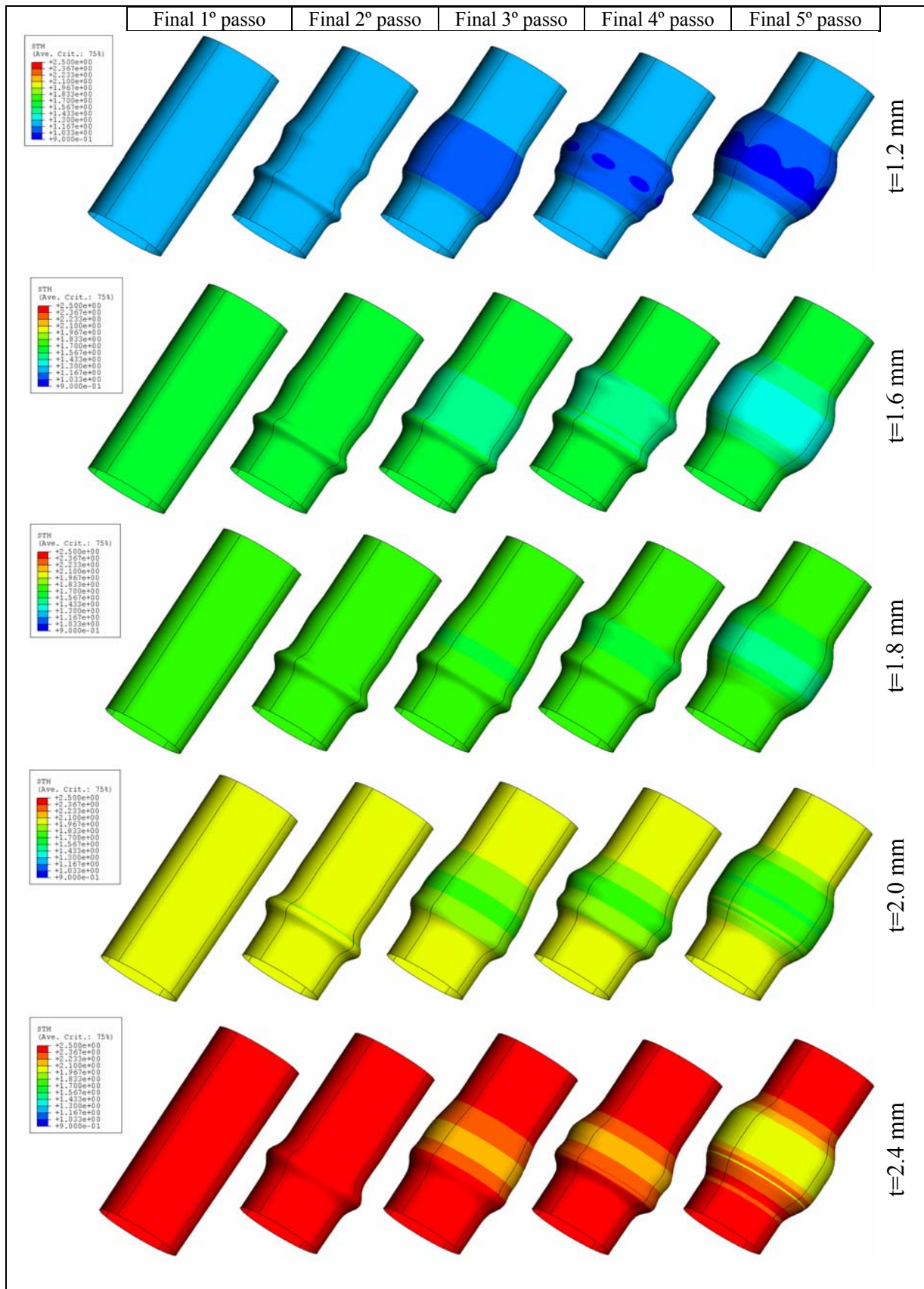


Figura 3.7 – Deformadas para os tubos de espessura única.

3.3 Estudo de casos com espessuras dissimilares

Os resultados dos modelos onde foi introduzido um cordão de soldadura, servindo de limite entre zonas de diferentes espessuras, são apresentados em seguida. Para estes foram consideradas cinco posições ao longo da coordenada Y do tubo, indicadas na Figura 3.8.

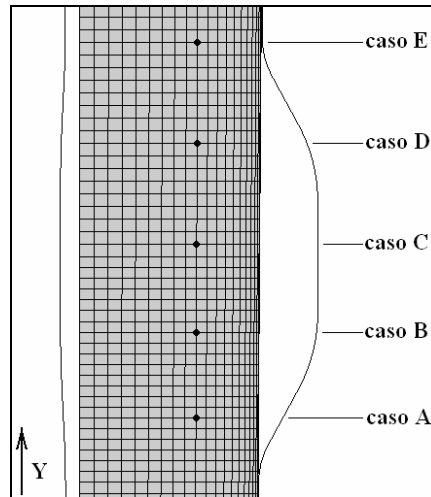


Figura 3.8 – Posição do cordão de soldadura para os diferentes casos de estudo.

As alturas correspondentes a cada um dos casos encontram-se na Tabela 3.3. Estas alturas são referentes à base do tubo na posição inicial.

Caso de estudo	Posição do cordão (mm)
A	38.5
B	52.7
C	66.8
D	83.4
E	100.0

Tabela 3.3 – Casos de estudo e respectivas posições do cordão de soldadura.

3.3.1 Caso A

Os resultados obtidos para o Caso A, em relação à variação da espessura do tubo, encontram-se na Figura 3.9. Cada linha representa um rácio (r) entre espessuras utilizadas, como indicado na legenda. A evolução da variação das espessuras é descrita em função da altura do tubo inicial, de modo que os pontos no cordão de soldadura representam uma linha recta, e não uma linha curva que corresponde à situação final. A posição do cordão de soldadura também se encontra representada no gráfico, neste caso correspondendo a uma cota de 38.5 (mm) a partir da base do tubo inicial.

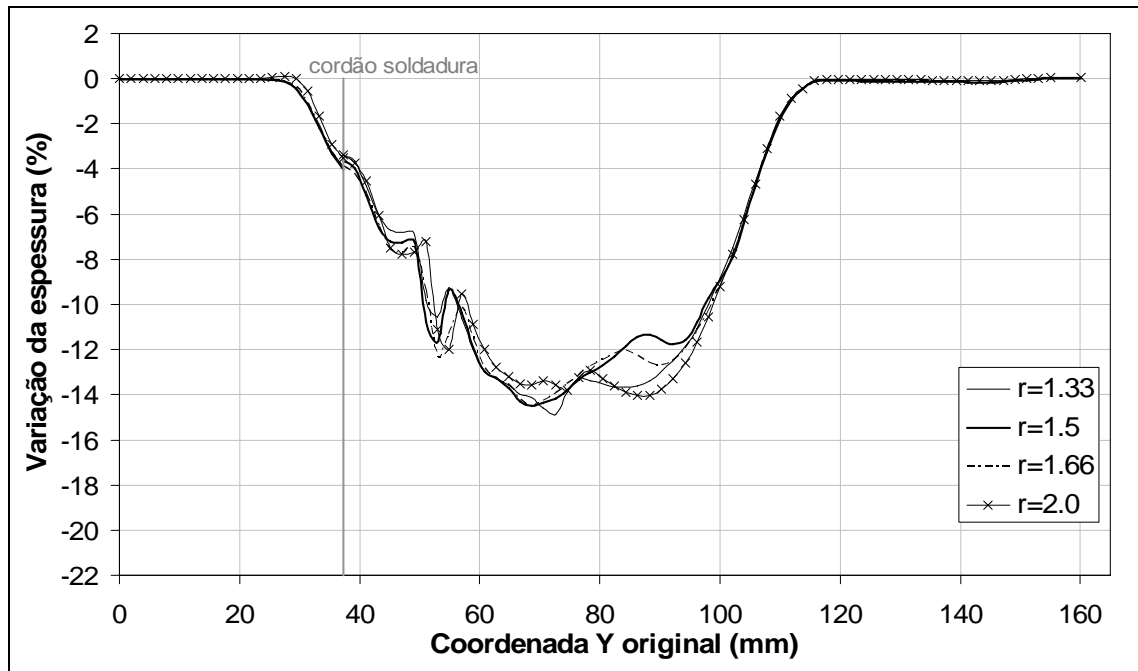


Figura 3.9 – Distribuição da variação das espessuras para o caso A.

Na Figura 3.10 apresenta-se as curvas de carregamento referentes ao Caso A. Estas representam a evolução do deslocamento imposto no tubo e da pressão interna do fluido para os diferentes raios utilizados.

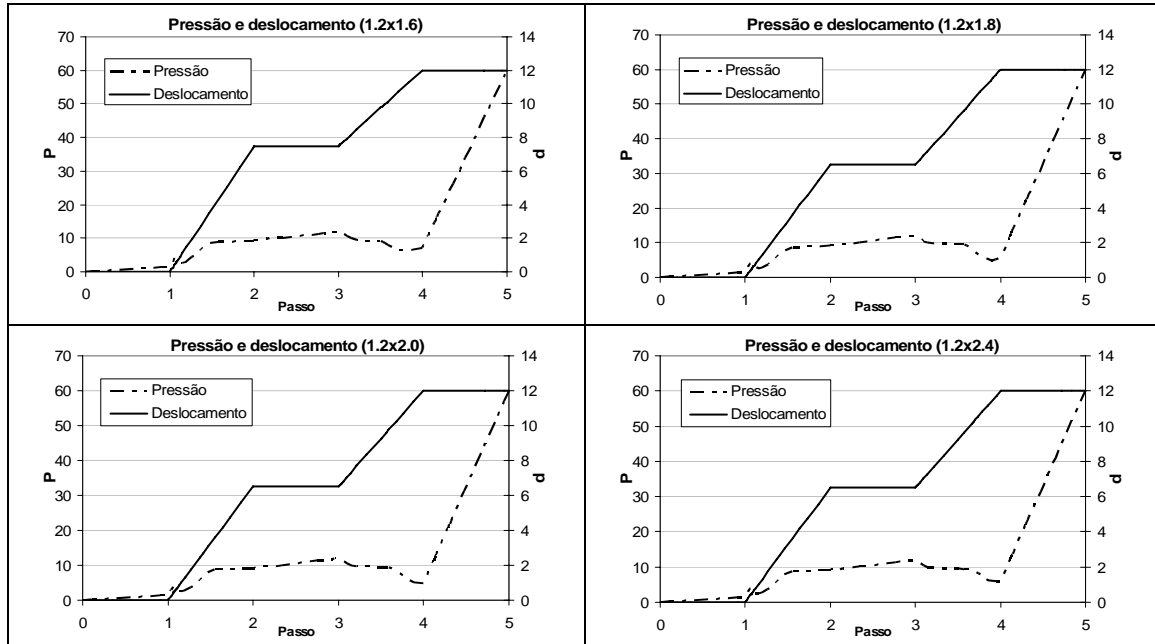


Figura 3.10 – Curvas de carregamento para o Caso A.

Na Figura 3.11 estão representadas as deformadas para os diferentes raios em diferentes estados de deformação. Cada estado de deformação corresponde ao final de cada passo, sendo que a figura do lado direito corresponde à configuração no final do processo. O

gradiente de cores apresentado representa a espessura do tubo onde se pode ver com clareza a posição do cordão de soldadura. À direita de cada sequência estão indicados os rácios entre espessuras dos tubos.

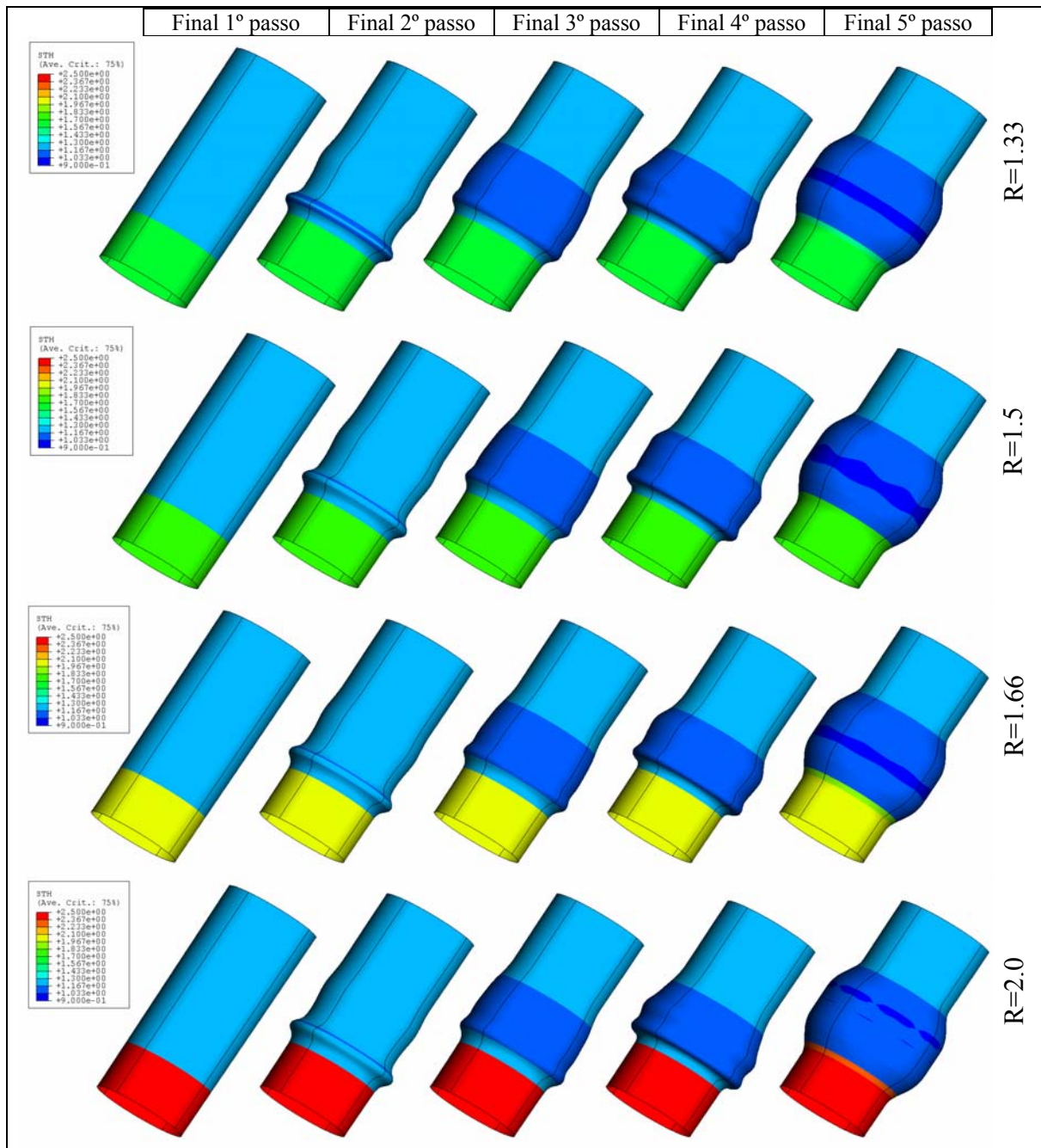


Figura 3.11 – Deformadas para o caso A.

3.3.2 Caso B

Na Figura 3.12 estão representados os resultados obtidos para o Caso B, no que respeita à variação da espessura dos diferentes tubos. Como indicado anteriormente, para este caso, o cordão de soldadura encontra-se agora a uma altura de 52.7 (mm) a partir da base do tubo inicial. A variação da espessura na Figura 3.12 está representada em valores percentuais (%) ao longo da altura do tubo, onde uma variação negativa representa uma diminuição da espessura em relação ao valor inicial.

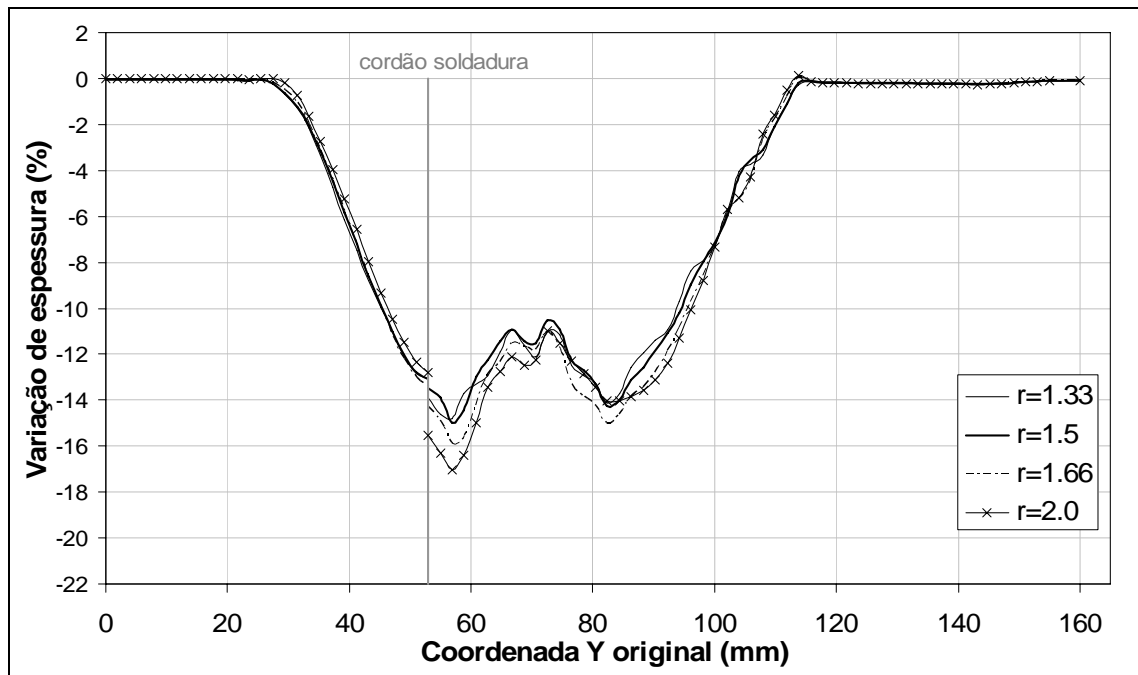


Figura 3.12 – Distribuição da variação das espessuras para o caso B.

As curvas de carregamento para o Caso B estão representadas na Figura 3.13, mostrando a evolução da pressão interna sobre o fluido e a variação do deslocamento imposto para obtenção da forma final do componente.

Neste caso de estudo foi imposta uma pequena alteração. Nos modelos com rácios entre espessuras maiores, nomeadamente $r=1.66$ e $r=2.0$, o deslocamento total imposto não foi de 12 (mm) como nos restantes modelos mas sim de 11.5 (mm). A impossibilidade de atingir a forma final para um deslocamento de 12 (mm) originou a obtenção de um componente com um menor deslocamento imposto (maior altura final).

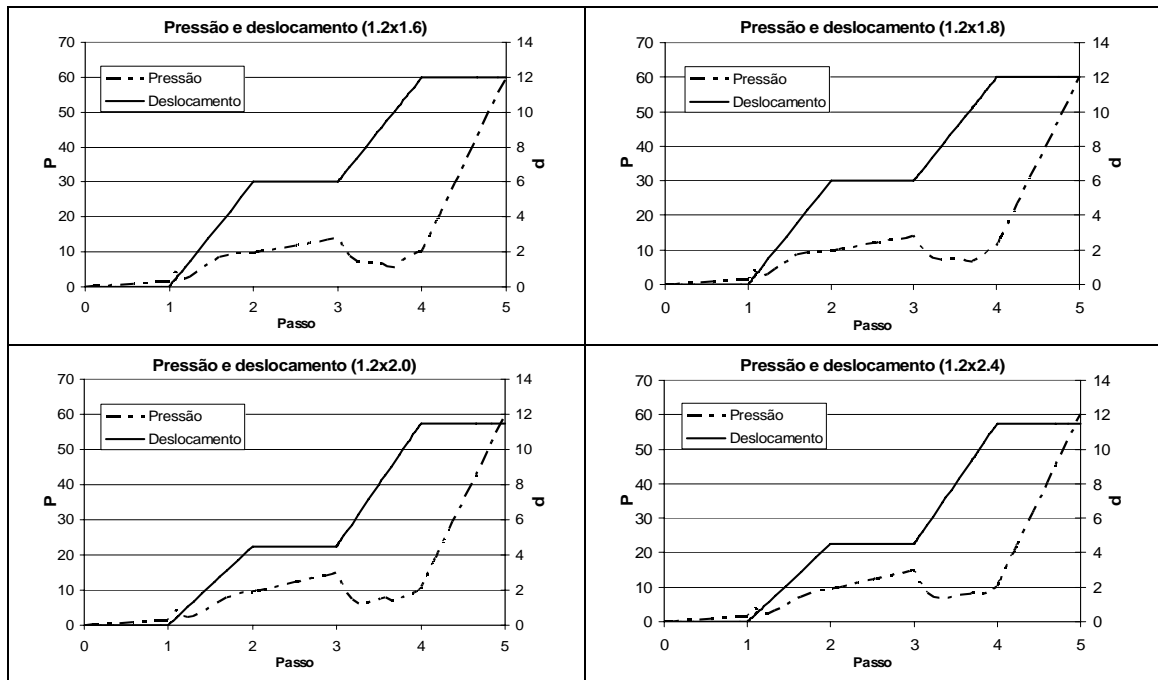


Figura 3.13 – Curvas de carregamento para o Caso B.

Na Figura 3.14 estão representados alguns estágios do processo de deformação para os vários rácios utilizados no caso B. Cada figura apresenta a deformada obtida no final de cada passo, onde o gradiente de cores representa a variação do campo de espessuras. As figuras mais à direita, correspondendo cada uma a um rácio entre espessuras, apresentam a configuração final.

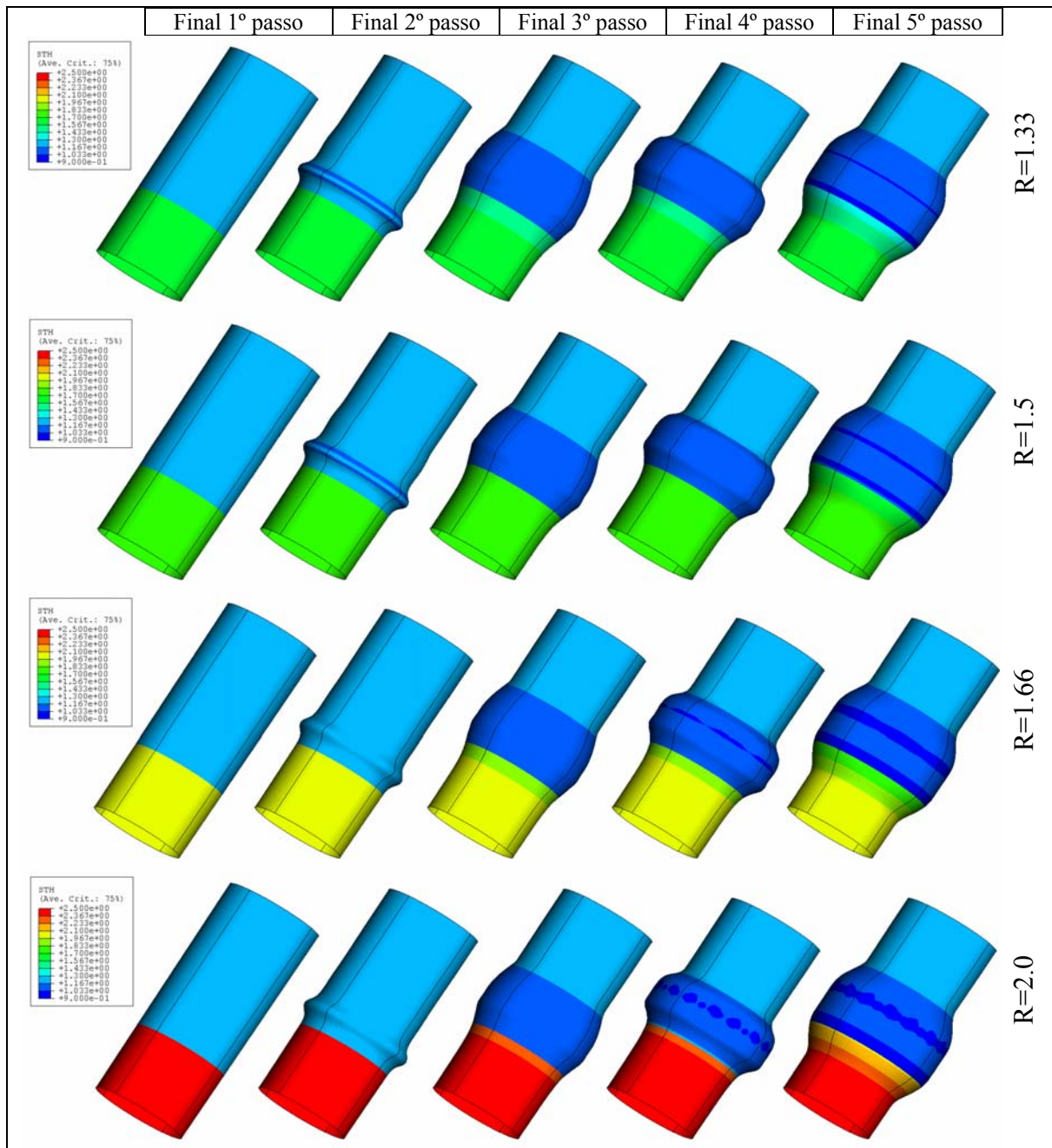


Figura 3.14 – Deformadas para o caso B.

3.3.3 Caso C

Na Figura 3.15 estão representados os resultados obtidos para o Caso C no que respeita à variação da espessura dos diferentes tubos. Nesta figura podem observar-se as curvas para os diferentes rádios indicados na legenda. Como indicado anteriormente, para este caso (Caso C), o cordão de soldadura encontra-se a uma altura de 66.8 (mm). A variação da

espessura está representada em valores percentuais (%), onde uma variação negativa representa uma diminuição da espessura em relação ao valor inicial.

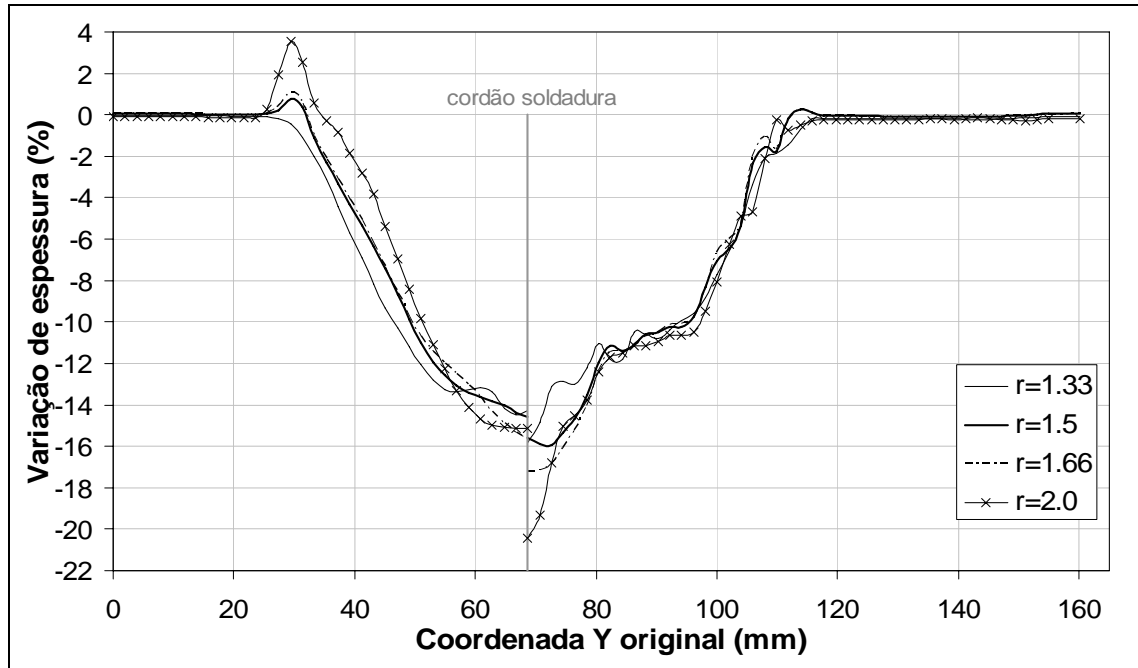


Figura 3.15 – Distribuição da variação das espessuras para o caso C.

Na Figura 3.16 apresentam-se as curvas de carregamento para o Caso C. Verificou-se, para alguns modelos, a impossibilidade de atingir o resultado esperado com a utilização de apenas 5 passos. Nomeadamente nos modelos com rácios entre espessuras de 1.33, 1.5 e 2.0 foram introduzidos mais dois passos, sendo um deles de pressão no fluido e o outro de deslocamento axial.

Estes passos intermédios acrescentados têm como objectivo evitar a formação acentuada de rugas no componente hidroformado, que conduziriam à impossibilidade de atingir a forma final, no caso de serem muito pronunciadas.

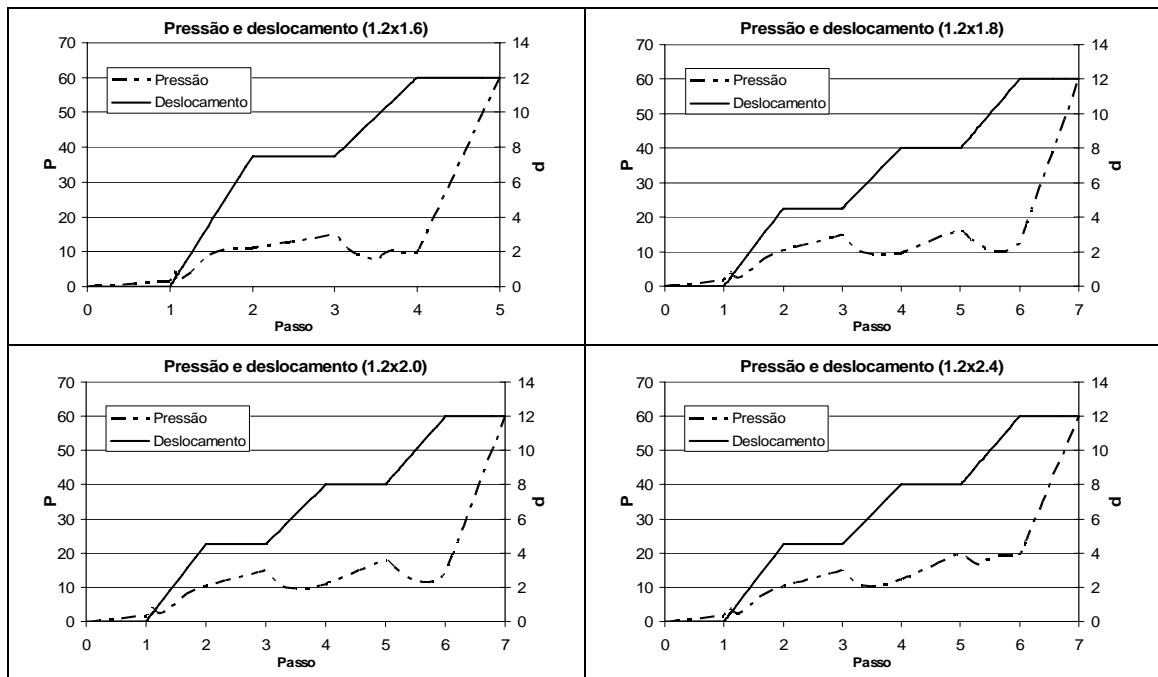


Figura 3.16 – Curvas de carregamento para o Caso C.

Na Figura 3.11 estão representadas as deformadas para os diferentes rácios em diferentes estados de deformação. Cada etapa do processo de deformação corresponde ao final da cada passo, sendo que a figura do lado direito corresponde à configuração no final do processo. O gradiente de cores apresentado representa a espessura do tubo. Observa-se novamente o modelo com um rácio de 1.33 executado em 5 passos em comparação com os outros rácios que foram obtidos em 7 passos.

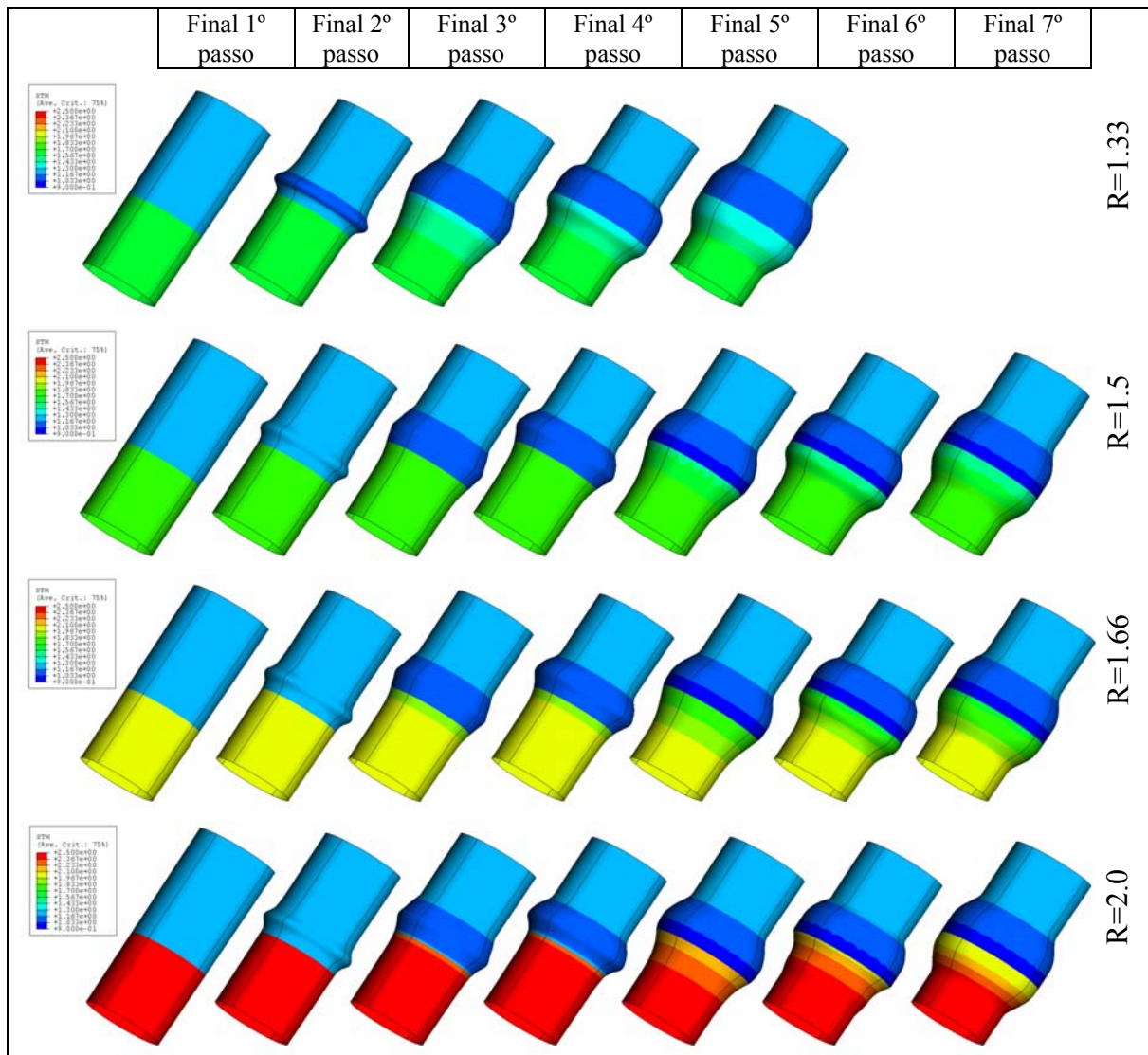


Figura 3.17 – Deformadas para o caso C.

3.3.4 Caso D

As variações de espessuras obtidas para o caso D encontram-se na Figura 3.18. Nesta figura pode observar-se as curvas para os diferentes rácios indicados na legenda. Como indicado anteriormente para este caso (Caso D), o cordão de soldadura encontra-se a uma altura de 83.4 (mm). A variação da espessura está representada em valores percentuais (%) onde uma variação negativa representa uma diminuição da espessura em relação ao valor inicial.

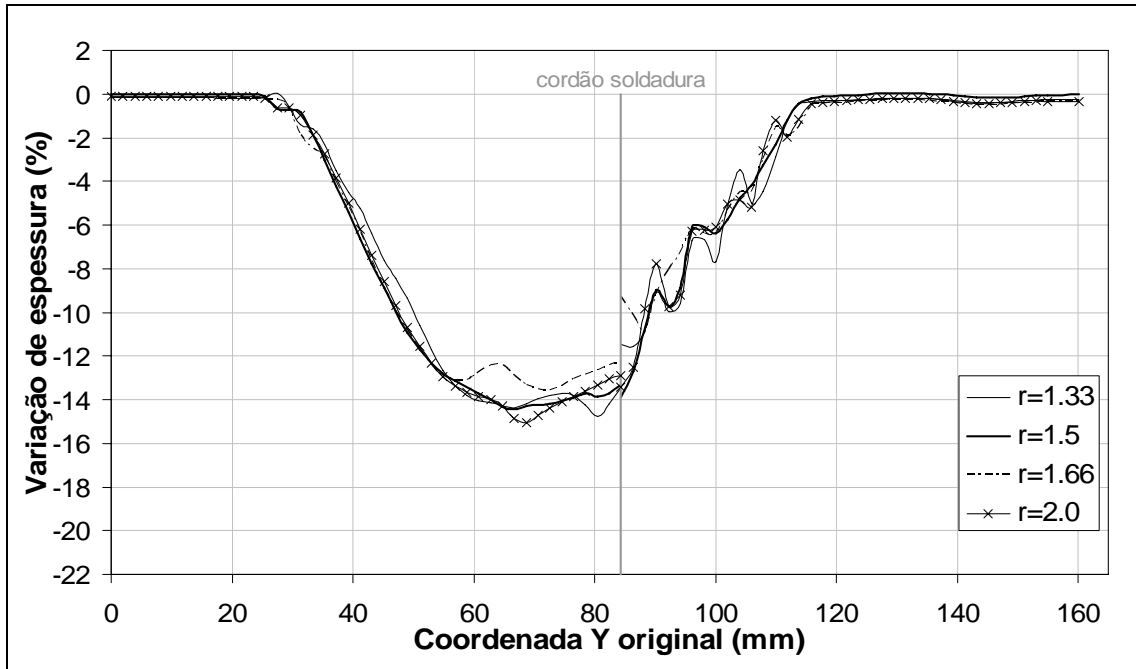


Figura 3.18 – Distribuição da variação das espessuras para o caso D.

As curvas de carregamento para o Caso D encontram-se na Figura 3.19. Nestes gráficos pode-se observar que no modelo com rácio de 1.33 foram utilizados 5 passos enquanto que nos modelos com rácios de 1.5, 1.66 e 2.0 foram utilizados 7 passos. Mais uma vez a adição de 2 passos adicionais teve como objectivo a redução das rugas formadas durante o processo, permitindo a conclusão da conformação plástica da forma desejada.

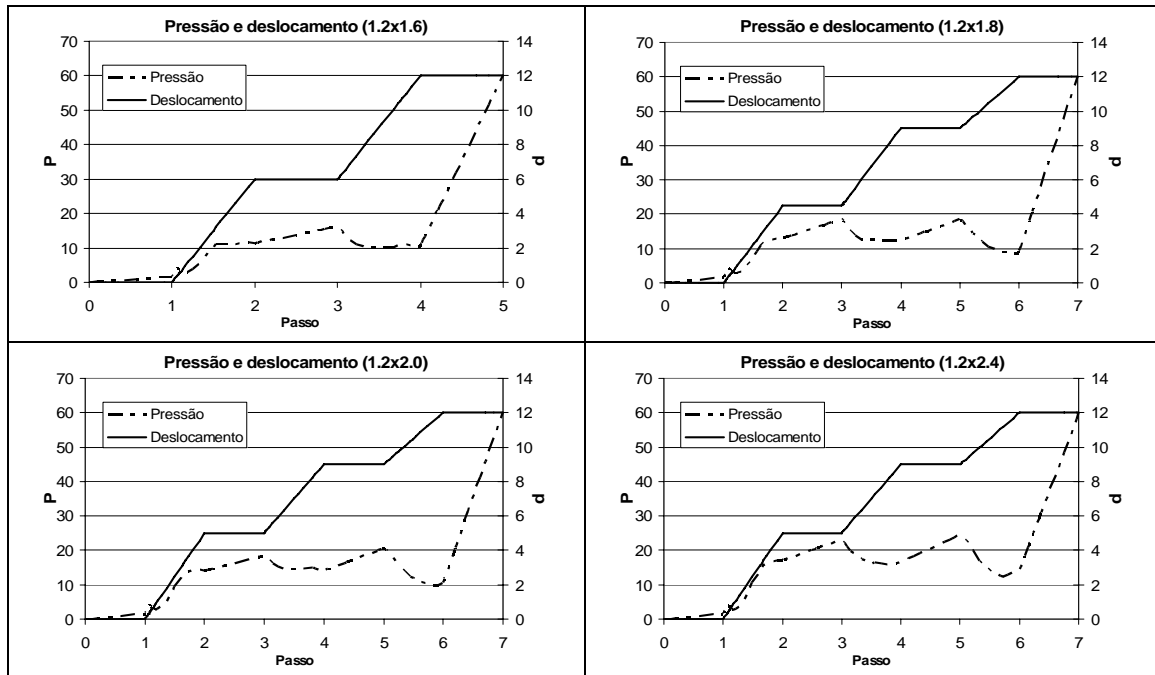


Figura 3.19 – Curvas de carregamento para o Caso D.

Na Figura 3.20 encontram-se as configurações deformadas em vários instantes para os diferentes modelos do Caso D. Cada figura corresponde à configuração apresentada pelo modelo após a conclusão de cada passo. Observa-se mais uma vez que o modelo com rácio entre espessuras de 1.33 foi executado em 5 passos enquanto que os outros modelos foram executados em 7 passos. O gradiente de cores apresentado nas figuras indica o valor das espessuras em cada estágio da deformação. No lado direito de cada sequência de figuras encontra-se o rácio correspondente utilizado, enquanto que no topo está indicado o passo de “carregamento” para o qual a figura foi representada.

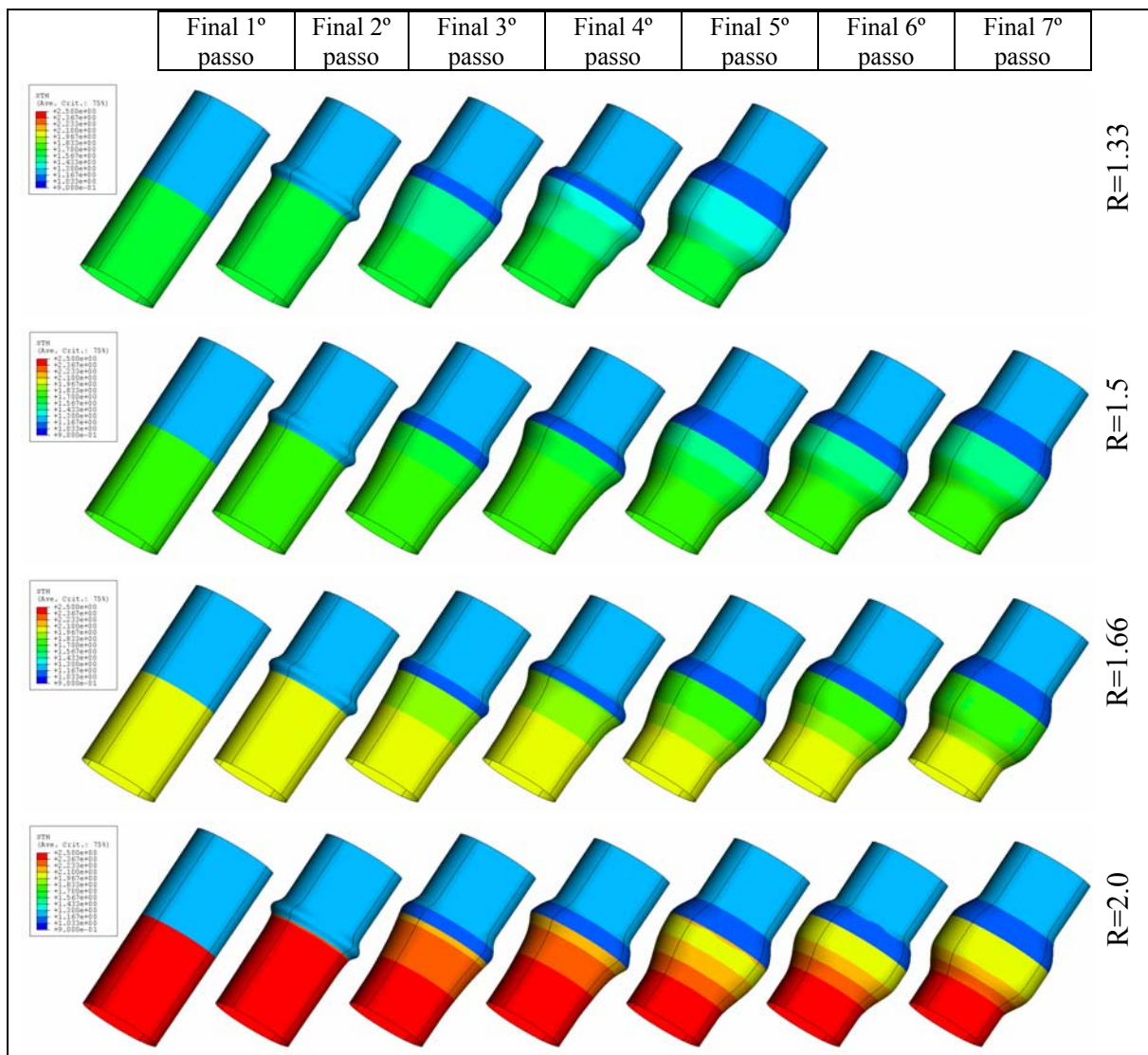


Figura 3.20 – Deformadas para o caso D.

3.3.5 Caso E

A Figura 3.21 apresenta as curvas referentes às variações das espessuras referentes ao caso E. Estes valores apresentados numa escala percentual estão em função da altura (mm) no tubo. Cada linha corresponde a um valor do rácio entre espessuras dos tubos unidos correspondendo cada curva ao rácio indicado na legenda. Encontra-se representada também a posição do cordão de soldadura que, como referido anteriormente, para este caso se encontra a uma altura de 100.0 (mm).

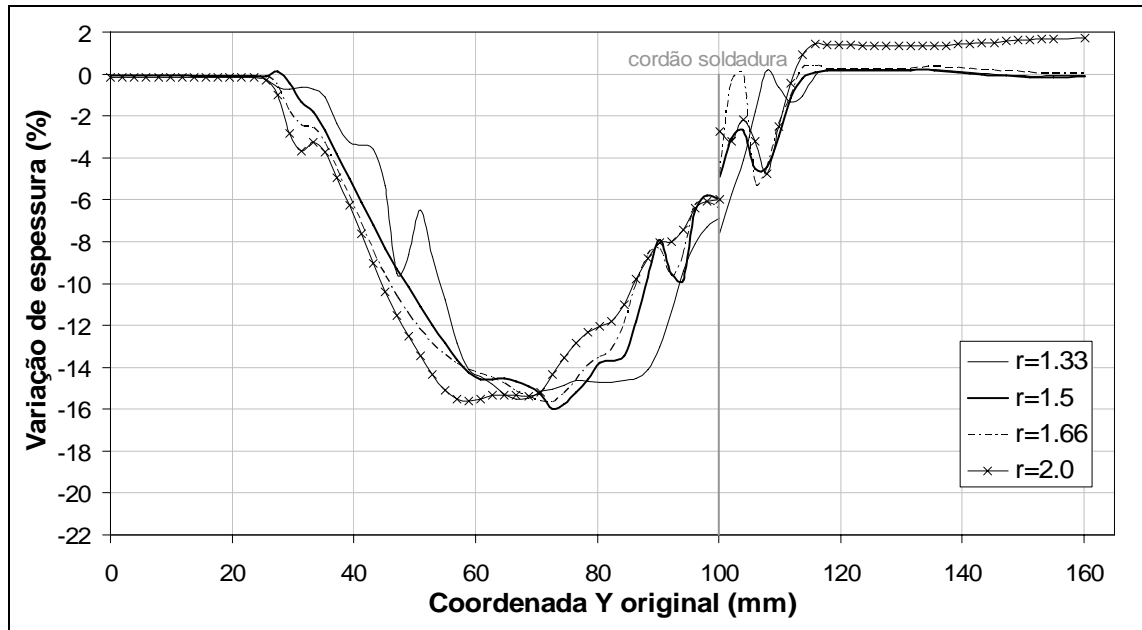


Figura 3.21 – Distribuição da variação das espessuras para o caso E.

As curvas de carregamento obtidos para o caso E encontram-se na Figura 3.22. Neste caso os modelos com rácios entre espessuras de 1.33 e 1.66 foram realizados em 5 passos enquanto que os modelos com rácios de 1.5 e 2.0 forma realizados em 7 passos.

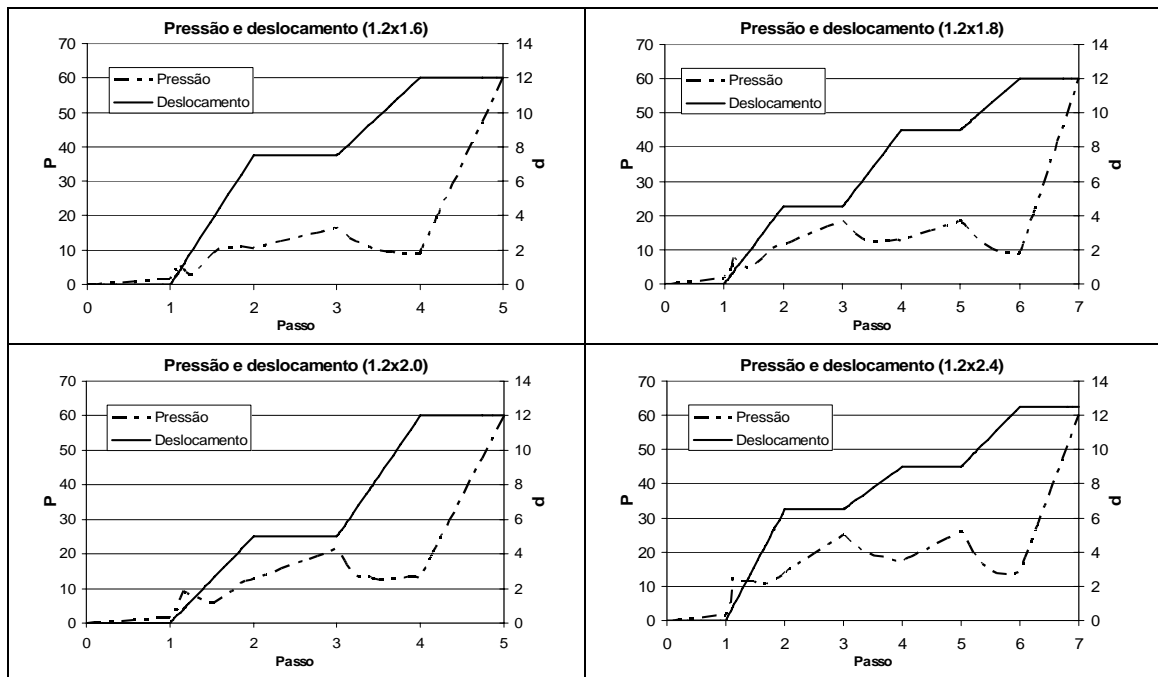


Figura 3.22 – Curvas de carregamento para o Caso E.

Na Figura 3.23 encontram-se as configurações deformadas em vários instantes para os diferentes modelos do Caso E. Cada figura corresponde à configuração apresentada pelo modelo após a conclusão de cada passo. Observa-se mais uma vez que os modelos com rácios entre espessuras de 1.33 e 1.66 foram executados em 5 passos, enquanto que os modelos com rácios de 1.5 e 2.0 foram executados em 7 passos. O gradiente de cores apresentado pelas figuras representa o valor do campo de espessuras no final de cada etapa de “carregamento”. No lado direito de cada sequência de figuras encontra-se o rácio correspondente, enquanto que no topo está indicado o instante para o qual a figura está representada.

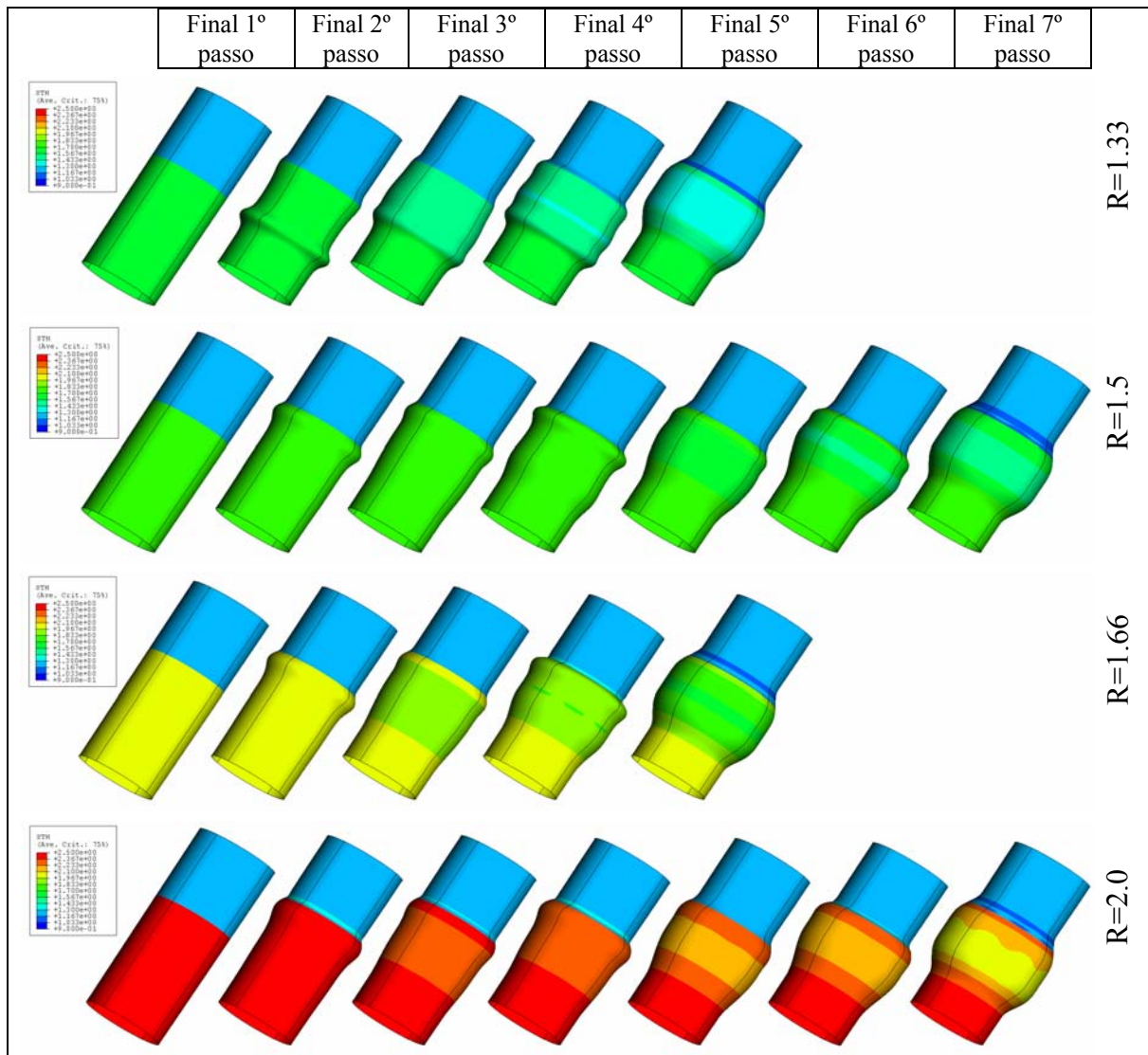


Figura 3.23 – Deformadas para o caso E.

Na Figura 3.24 apresenta-se uma comparação para tubos com o mesmo rácio entre espessuras (1.5) onde as deformadas foram obtidas no final do 2º passo. A imagem correspondente ao Caso A apresenta um deslocamento imposto na extremidade de 6.5 (mm), para o Caso B o deslocamento é de 6 (mm) enquanto que nos restantes casos (C, D e E) o deslocamento imposto é de 4.5 (mm).

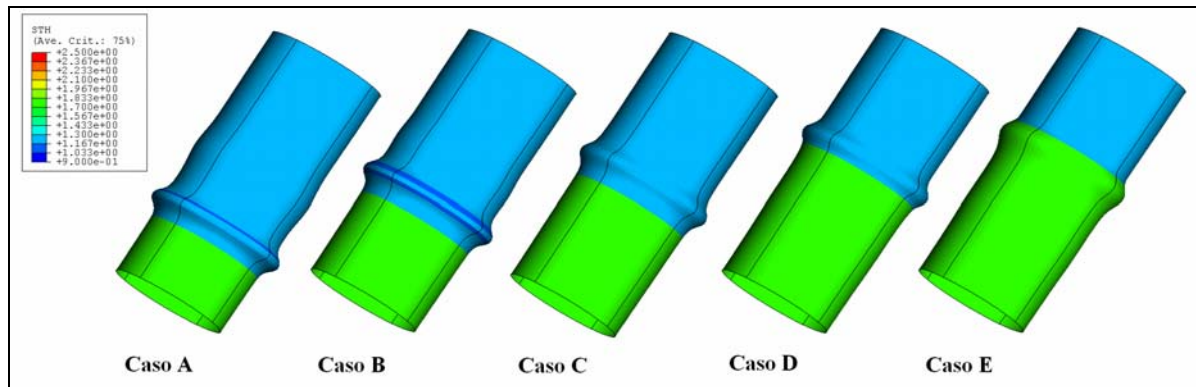


Figura 3.24 – Configuração deformadas dos tubos com $r=1.5$ no final do 2º passo.

Nesta secção foram apresentados os resultados obtidos para os cinco casos de estudo. Estes resultados incluíam as distribuições das espessuras ao longo da direcção axial do tubo, as curvas de carregamento em relação ao deslocamento axial da extremidade do tubo e pressão interna do fluido e finalmente as deformadas obtidas no final de cada passo com a distribuição correspondente ao nível das espessuras nesses instantes. Na secção seguinte será feito um estudo do comportamento do cordão de soldadura. Neste estudo, o aspecto fundamental é o movimento do cordão de soldadura e a sua relação com a posição inicial do cordão e com o rácio entre espessuras das duas partes do tubo.

3.4 Movimento axial do cordão de soldadura

Na medida em que o cordão de soldadura delimita um reforço, a sua posição na peça final é de extrema importância, pois pode condicionar a resistência/rigidez do produto final. Neste sentido, o movimento do cordão de soldadura na direcção axial foi também alvo de um estudo pormenorizado, do ponto de vista da simulação numérica. Assim, dois tipos de análises podem ser feitas aos modelos em estudo. Numa primeira análise é verificada a evolução da posição do cordão de soldadura em função da sua posição. Numa segunda análise verifica-se a evolução da posição do cordão em função do rácio entre espessuras dos tubos.

Para cada rácio entre espessuras são obtidos os valores do deslocamento axial do cordão de soldadura, sendo efectuada uma comparação com os valores obtidos para as diferentes alturas consideradas para a posição inicial do cordão de soldadura. Na Tabela 3.4 encontram-se os valores obtidos para os deslocamentos axiais.

De modo a ter uma melhor compreensão dos valores apresentados para os tubos com duas espessuras, junto encontram-se os valores obtidos para os tubos de espessura inicial

constante. Neste caso é considerado o deslocamento dos nós cuja posição inicial coincide com a posição inicial do cordão de soldadura nos casos onde foram usadas duas espessuras para os tubos.

H	Espessura variável				Espessura constante				
	r=1.33	r=1.5	r=1.66	r=2.0	t=1.2	t=1.6	t=1.8	t=2.0	t=2.4
38.5	-0.69	-0.67	-0.66	-0.66	-0.77	-0.76	-0.75	-0.72	-0.64
52.7	-3.21	-3.22	-3.21	-3.30	-3.67	-3.79	-3.83	-3.83	-3.84
66.8	-5.42	-5.31	-5.34	-5.67	-5.38	-5.51	-5.65	-5.93	-6.27
83.4	-7.27	-7.15	-7.11	-7.17	-7.36	-7.41	-7.55	-7.83	-8.14
100.0	-9.96	-10.02	-9.88	-9.85	-10.17	-10.21	-10.28	-10.24	-10.39

Tabela 3.4 – Deslocamentos axiais para todos os modelos.

Os resultados apresentados na Tabela 3.4 podem ser representados graficamente, conforme a Figura 3.25, onde cada linha representa um rácio entre espessuras. A evolução do deslocamento axial do cordão para cada rácio está representada para cada posição inicial.

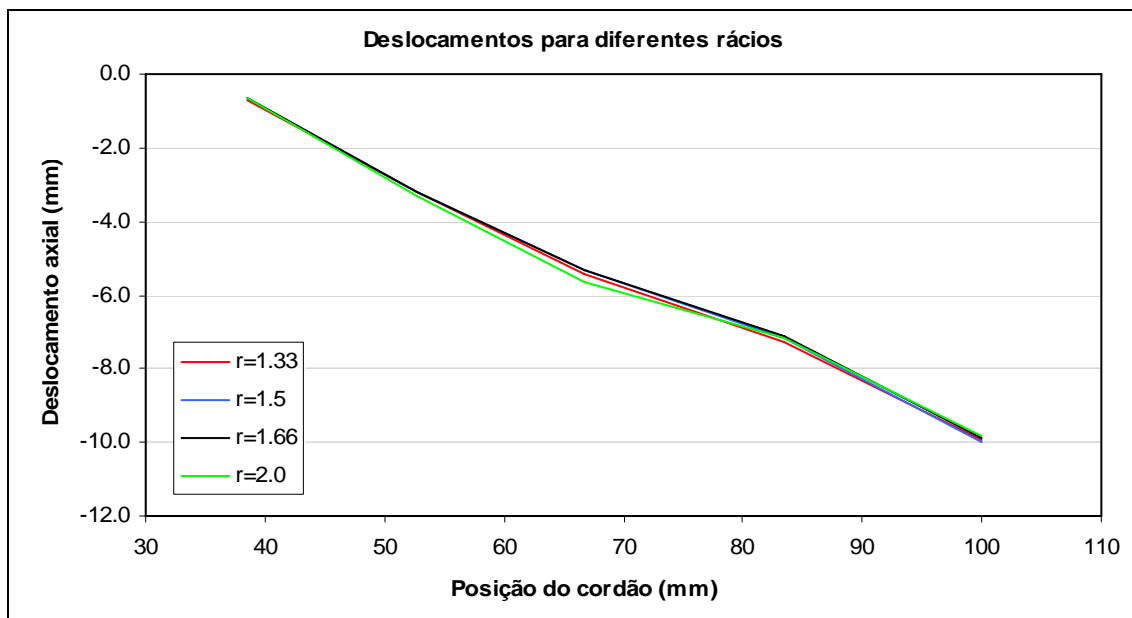


Figura 3.25 – Deslocamentos axiais do cordão de soldadura em função da posição

Na Figura 3.26 apresentam-se os valores indicados na Tabela 3.4 redistribuídos de forma a apresentarem a evolução do deslocamento axial do cordão de soldadura em função

da sua posição inicial. Para cada posição inicial do cordão é traçada a evolução do deslocamento axial do cordão em função do rácio entre espessuras.

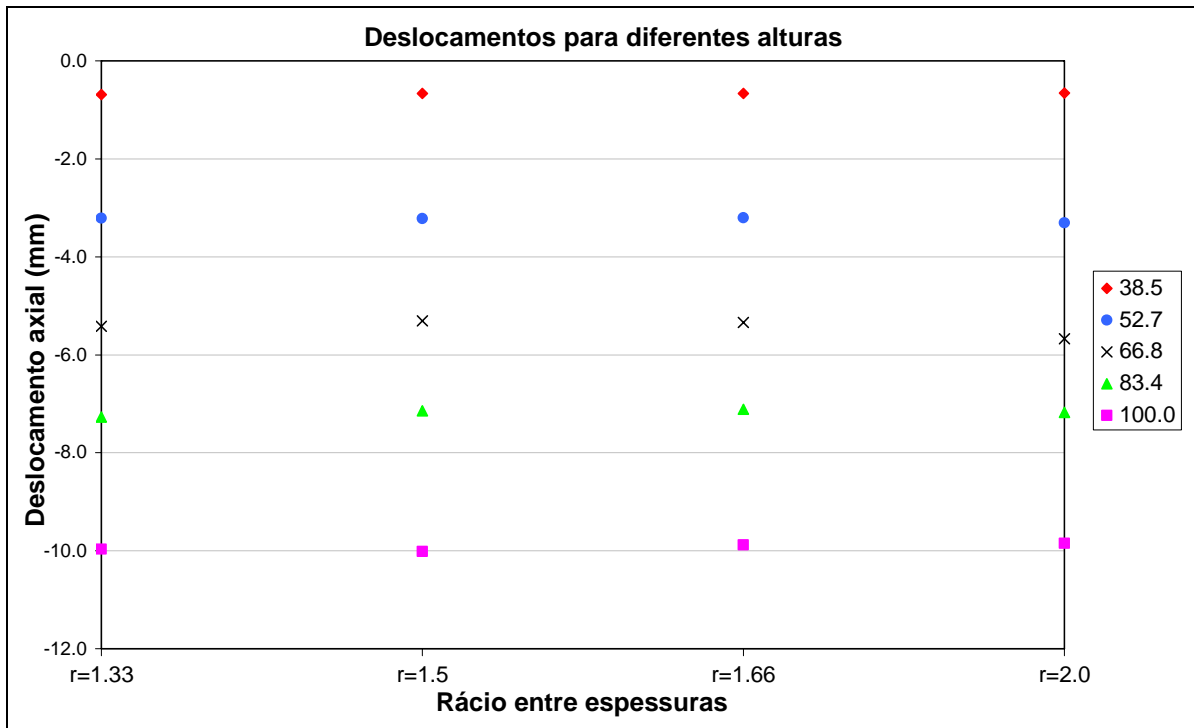


Figura 3.26 – Deslocamentos axiais do cordão de soldadura em função do rácio entre espessuras

Na Figura 3.27 apresenta-se as curvas do deslocamento axial do cordão da soldadura para os modelos de espessura inicial constante. Como indicado na legenda, cada curva representa uma espessura inicial (mm) e o deslocamento do cordão é traçado em função da sua posição inicial.

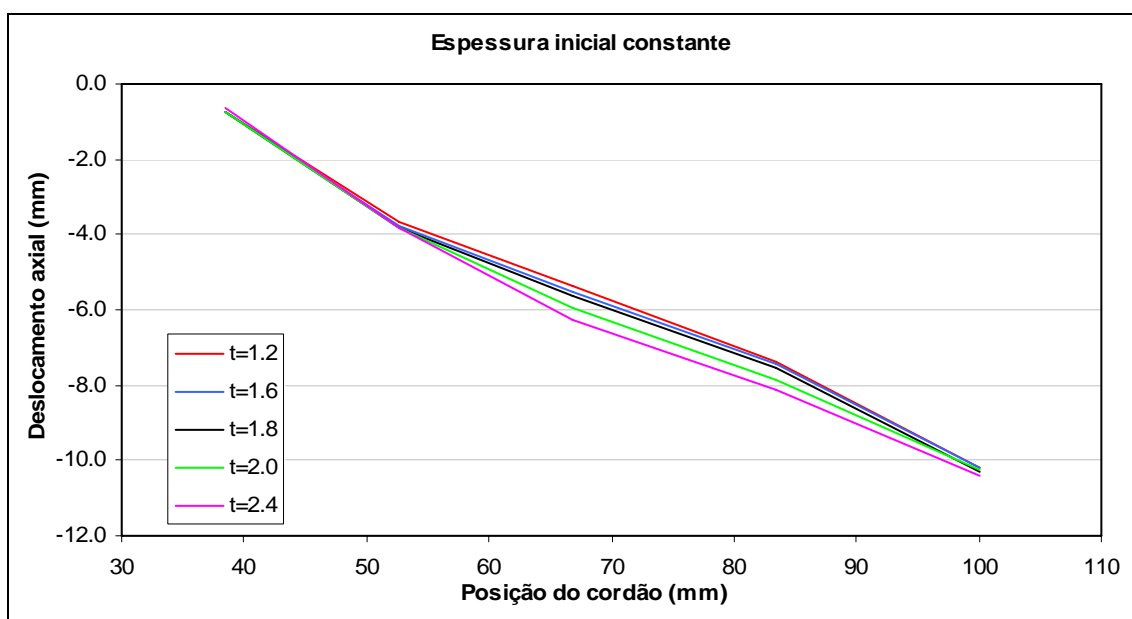


Figura 3.27 – Deslocamentos axiais do cordão de soldadura para os modelos de espessura única

A análise do comportamento do cordão de soldadura foi efectuada nesta secção. O comportamento deste tem especial importância quando comparado com diferentes rácios entre espessuras, diferentes posições iniciais e a influência das curvas de carregamento no deslocamento final obtido para o cordão de soldadura. A análise dos resultados obtidos nas secções anteriores será analisado e discutido na secção seguinte.

3.5 Análise e discussão dos resultados

No presente capítulo foi considerado o estudo do processo de hidroformagem de tubos unidos por uma soldadura topo a topo admitindo várias razões entre espessuras e várias posições para o cordão de soldadura. Nos modelos estudados não foi tido em consideração o gradiente de propriedades no cordão de soldadura visto não se ter associado nenhum processo de soldadura em particular para a união dos dois tubos nem a existência de uma zona afectada pelo calor.

A realização de modelos numéricos do processo de hidroformagem, utilizando um cordão de soldadura, permite uma análise prévia no que respeita à importância do cordão de soldadura e dos parâmetros de maior importância no processo.

A realização de simulações numéricas recorrendo a elementos de casca, nomeadamente os elementos *S4R* (Abaqus) permitiu a obtenção de um vasto conjunto de resultados permitindo também uma redução do tempo necessário na preparação dos modelos para a simulação numérica.

O estudo de modelos com espessura inicial constante permitiu, só por si, formar uma base de dados de resultados que serviram para comparação com os resultados obtidos para diferentes espessuras. É interessante verificar que o modelo de espessura mais reduzida (1.2 mm) é aquele que apresenta menores variações de espessura no decorrer do processo de conformação. O componente que apresenta maiores variações de espessura é o modelo imediatamente a seguir no que respeita à espessura (1.6 mm).

Verificou-se que as zonas onde são formadas as primeiras rugas são aquelas que apresentam maiores gradientes de variação de espessura, o que está de acordo (qualitativamente) com os princípios de instabilidade estrutural em encurvadura. A pressão máxima utilizada para a obtenção dos resultados finais foi mantida constante para todos os modelos. Possivelmente, em termos práticos, para os modelos de menor espessura não seria necessário (ou possível) atingir uma pressão tão elevada.

Para a discussão dos resultados far-se-á seguidamente uma primeira abordagem onde serão analisadas, em separado, as diferentes alturas e posteriormente será feita uma análise global a todo o conjunto.

O Caso A, correspondendo a uma altura do cordão de 38.5 mm, apresenta uma grande homogeneidade nos resultados, quer a nível da variação da espessura da parede dos tubos bem como das curvas de carregamento. Observa-se uma zona com elevados gradientes de variação de espessura da parede dos tubos a uma altura de aproximadamente 50 mm (Figura 3.9) que corresponde à zona onde se formou a primeira ruga, como se pode observar na Figura 3.11.

Para o Caso B, que corresponde a uma altura do cordão de soldadura de 52.7 mm, a homogeneidade nos resultados mantém-se. Neste conjunto de modelos observam-se duas zonas distintas com moderados gradientes de variação de espessura. A primeira situa-se na proximidade dos 60 mm e a segunda nas proximidades dos 80 mm. A primeira pode ser justificada através da constatação de que é nesta zona que se verifica o aparecimento da primeira ruga por deformação.

No entanto, na segunda zona onde se verificam estes gradientes de variação de espessura a justificação não aparece tão óbvia. Uma observação mais detalhada permite concluir que estes gradientes se devem a deformações durante um passo de deslocamento axial que produziu efeitos numa secção mais estreita do tubo, comparativamente às deformações originadas pela pressão interna do fluido. Observa-se também uma ligeira diferença nos valores da variação da espessura do tubo nos dois lados do cordão de soldadura.

O Caso C, no qual o cordão de soldadura se encontra colocado a meia altura da protuberância (66.8 mm) apresenta uma maior diferenciação dos resultados comparativamente aos dois casos anteriores (A e B). Estas diferenças encontram-se particularmente nas proximidades do cordão de soldadura e na extremidade inferior da protuberância. Outra diferença encontra-se no número de passos necessários para a conclusão do processo. Devido a dificuldades numéricas na obtenção da forma final desejada, foram introduzidos dois passos adicionais nas curvas de carregamento nos modelos com rácios entre espessuras de 1.5, 1.66 e 2.0. Neste conjunto de modelos as diferenças da variação da espessura nos dois lados do cordão de soldadura aumentam drasticamente, principalmente quando aumenta o rácio entre espessuras. Outra observação relevante prende-se com a existência de uma zona de variações positivas na espessura dos

tubos. Esta variação positiva encontra-se a uma altura de aproximadamente 20 mm (Figura 3.15) e é mais acentuada para os modelos com rácios entre espessuras superiores.

No Caso D, o cordão de soldadura encontra-se a uma altura de 83.4 mm. Neste conjunto de modelos a dispersão dos resultados é mais aparente na parte fina do tubo (acima dos 83.4 mm). Nesta zona a variação da espessura dos tubos tem um aspecto bastante irregular (Figura 3.18) havendo a ideia de serem criadas ondulações na superfície dos tubos. Neste conjunto de modelos também foram adicionados dois passos às curvas de carregamento para os modelos com rácios entre espessuras de 1.5, 1.66 e 2.0. As diferenças observadas nos valores da variação da espessura nas proximidades do cordão de soldadura, embora relevantes, são menores que no caso C.

O último caso (E) apresenta o cordão de soldadura, na sua posição inicial, a uma altura de 100.0 mm. Os resultados obtidos apresentam bastantes variações entre eles, não sendo observado um padrão no comportamento entre os vários tubos. Esta tendência verifica-se tanto ao nível da variação da espessura como no comportamento das curvas de carregamento. No que concerne à variação da espessura dos tubos existem gradientes de variação acentuados que não são generalizados ao conjunto. O tubo com o rácio entre espessuras de 2.0 apresenta ainda a particularidade de ter uma variação da espessura positiva na região acima dos 120 mm. Este aumento da espessura teve lugar durante o segundo passo nas curvas de carregamento (Figura 3.22), no qual o deslocamento imposto na extremidade produziu apenas compressão da secção de menor espessura do tubo.

A inclusão de passos adicionais de pressão e deslocamento são justificados de forma a permitir atingir a configuração final do componente. Posteriormente, verificou-se que estes passos adicionais também permitem reduzir, na globalidade, os valores das variações de espessura obtidos.

A análise dos resultados obtidos em termos de variação da espessura na vizinhança do cordão de soldadura permite aferir a validade dos resultados nesta região. A grande diferença nos valores apresentados imediatamente à esquerda e à direita do cordão de soldadura (quebra na continuidade da curva) reflectem a necessidade de impor um maior detalhe na discretização desta região dos modelos. É então necessário ter em consideração a geometria do cordão de soldadura, de modo a que a transição entre os dois tubos adquira a forma conferida pelo processo de soldadura.

Pode observar-se que, na generalidade, os resultados obtidos utilizando duas espessuras permitem a obtenção de valores da variação da espessura dos tubos inferiores aos obtidos com tubos de espessura única. A excepção acontece em alguns modelos e nas zonas

adjacentes ao cordão de soldadura onde os valores para a variação da espessura adquirem valores pouco significativos, como explicado anteriormente.

O rácio entre espessuras altera de forma pouco significativa o deslocamento axial do cordão de soldadura (Figura 3.25). Não existe relação aparente do rácio entre espessuras com o deslocamento axial do cordão de soldadura. Por outro lado o aumento do número de passos produz o efeito de aumentar o deslocamento axial do cordão de soldadura. Assim se conclui que as curvas de carregamento têm uma repercussão bastante importante nos resultados obtidos.

Embora a incidência do trabalho efectuado tenha sido puramente numérica, existem resultados experimentais realizados por Ahmetoglu *et al.* [8] que permitem que seja feita uma comparação. Relativamente ao campo de espessuras obtido, existem semelhanças nos valores máximos obtidos para a variação da espessura. A formação de ondulações, nos passos intermédios do processo de conformação, também apresentam semelhanças.

Ficaram patentes neste capítulo algumas limitações da utilização de elementos de casca. Nomeadamente ao nível da geometria dos modelos na direcção da espessura. Serão então realizados no capítulo 4 novos modelos de simulação utilizando elemento sólidos a partir dos quais se consegue uma descrição mais realista da geometria dos componentes.

3.6 Referências

- [1] R.M. Natal Jorge, A.P. Roque, M.L.P. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*Simulation of tubular hydroforming*”, The Fourth International Conference on Engineering Computational Technology, 2004, Setembro, Lisboa, Portugal.
- [2] A. P. Roque, R.M. Natal Jorge, M.P.L. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*Hydroforming of Tailor-Welded Tubular Blanks*”, The 8th ESAFORM Conference on Material Forming, 2005, Abril, Cluj-Napoca, Roménia.
- [3] A. P. Roque, R.M. Natal Jorge, M.P.L. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*Hydroforming of Tailor-Welded Tubular Blanks*”, Congreso de Métodos Numéricos en Ingeniería, 2005, Julho, Granada, Espanha.
- [4] A. P. Roque, R.M. Natal Jorge, M.P.L. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*The Influence of Heat Affected Zone on Hydroforming with Tailor-Welded Tubular Blanks*”, VIII International Conference on Computational Plasticity Fundamentals and Applications (Complas 2005), 2005, Setembro, Barcelona, Espanha.
- [5] R.M. Natal Jorge, A. P. Roque, R.A.F. Valente, M.P.L. Parente, A.A. Fernandes, “*Study of Hydroformed Tailor-Welded Tubular Parts with Dissimilar Thickness*”, submetido para publicação no Journal of Materials Processing Technology.
- [6] H.-U. Lücke, Ch. Hartl, T. Abbey, “*Hydroforming*”, Journal of Materials Processing Technology, 115, 87-91, 2001.
- [7] S. Novotny, P. Hein, “*Hydroforming of sheet metal pairs from aluminium alloys*”, Journal of Materials Processing Technology, 115, 65-69, 2001.
- [8] M. Ahmetoglu, K. Sutter, X. J. Li, T. Altan, “*Tube hydroforming: current research, applications and need for training*”, Journal of Materials Processing Technology, 98, 224-231, 2000.
- [9] F. Dohmann, C. Hartl, “*Hydroforming – A Method to manufacture light-weight parts*”, Journal of Materials Processing Technology, 60, 669-676, 1996.
- [10] Y. Choi, Y. Heo, H.Y. Kim, D. Seo, “*Investigations of weld-line movements for the deep drawing process of tailor welded blanks*”, Journal of Materials Processing Technology, 108, 1-7, 2000.
- [11] Ana Reis, Pedro Teixeira, J. Ferreira Duarte, Abel Santos, A. Barata da Rocha, A.A. Fernandes, “*Tailored welded blanks—an experimental and numerical study in sheet*

- metal forming on the effect of welding*”, Computers and Structures, 82, 1435-1442, 2004.
- [12] J.C. Gélín, C. Laberge, “*Application of optimal design and control strategies to the forming of thin walled metallic tubes*”, International Journal of Forming Processes, 98, 141-158, 2004.
- [13] B. Kinsey, V. Viswanathan, J. Cao, “*Forming of Aluminum Tailor-Welded Blanks*”, Journal of Materials and Manufacturing, 110, 673-679, 2001.
- [14] R. J. Pallet, R. J. Lark, “*The Use of Tailored Blanks in the Manufacture of Construction Components*”, Journal of Materials Processing Technology, 117, 249-254, 2001.
- [15] S. D. Raymond, P. M. Wild, C. J. Bayley, “*On Modeling of the Weld Line in Finite Element Analysis of Tailor-Welded Blank Forming Operations*”, Journal of Materials Processing Technology, 147, 28-37, 2004

4 Análise com elementos 3D baseados no Método das Deformações Acrescentadas

4.1 Introdução

No presente capítulo são descritos os aspectos básicos da formulação pelo Método dos Elementos Finitos através de elementos tridimensionais (trilineares) de oito nós. É introduzida a formulação mais clássica, baseada na utilização do campo de deslocamentos como variáveis principais no método.

Em conjunto com a descrição convencional da metodologia por detrás da utilização do conceito de elementos finitos tridimensionais, são estabelecidas de forma sucinta as equações básicas que caracterizam uma formulação mais avançada através da inclusão de variáveis acrescentadas ao campo das extensões. Essa abordagem, que está na base do chamado Método das Extensões Acrescentadas, visa à atenuação de problemas de retenção relacionados com as formulações puramente baseadas em campos de deslocamentos. O fenómeno de retenção demonstra-se através do excesso de rigidez que essas últimas formulações apresentam em problemas onde estejam envolvidos valores reduzidos de espessura ou ainda em situações onde condições de incompressibilidade sejam dominantes ou necessárias. Tal ocorre na simulação de processos tecnológicos, aquando da utilização de critérios de plasticidade convencionais baseados na constância de volume durante a deformação.

A realização de modelos numéricos com elementos finitos sólidos permite definir com maior detalhe uma geometria que envolva a utilização de espessuras distintas. Assim, comparativamente aos elementos de casca, os elementos sólidos permitem um maior rigor na geometria.

Neste capítulo, para além dos resultados obtidos com elementos sólidos convencionais, serão também apresentados resultados provenientes da utilização de elementos sólidos com deformações acrescentadas na simulação do processo de hidroformagem. A utilização de modelos com diferentes espessuras e variação das propriedades materiais na zona da soldadura será também incluída nesta análise.

4.2 Elementos finitos isoparamétricos

Neste estudo, que incide sobre os problemas cuja análise é a três dimensões, a modelação de um domínio Ω - neste caso representando um volume - é feita através de elementos hexaédricos (tridimensionais) trilineares de oito nós, vulgarmente referidos na literatura como “*brick elements*”, Figura 4.1 [1].

Considerando um ponto de um elemento isoparamétrico padrão¹, representado num sistema local de coordenadas (ξ, η, ζ) , o vector posição de qualquer ponto pertencente ao domínio do elemento pode ser obtido através de uma interpolação a partir das coordenadas nodais elementares \mathbf{x}_i ,

$$\mathbf{x}_e = \sum_{i=1}^{n_e^{nos}} N_i(\xi, \eta, \zeta) \mathbf{x}_i \quad (4.1)$$

por via de funções de forma $N_i(\xi, \eta, \zeta)$ para elementos isoparamétricos [2]. Estas podem ser definidas, para um elemento trilinear, na forma:

$$N_i(\xi, \eta, \zeta) = \frac{1}{8}(1 + \xi\xi_i)(1 + \eta\eta_i)(1 + \zeta\zeta_i) \quad (4.2)$$

onde (ξ_i, η_i, ζ_i) dizem respeito às coordenadas nodais do elemento padrão.

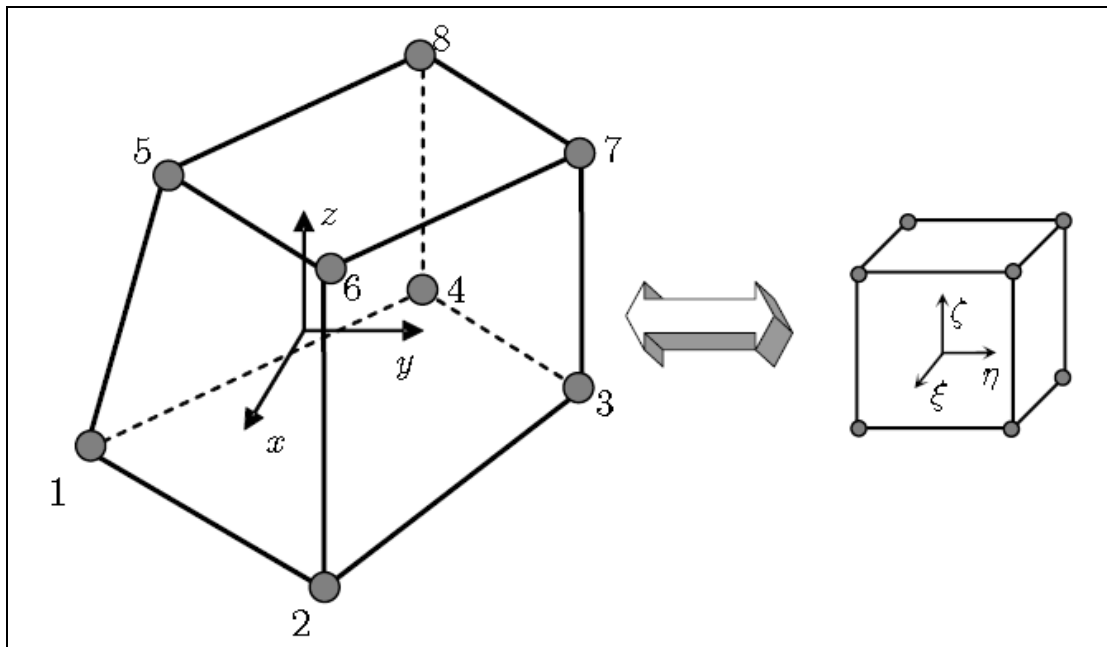


Figura 4.1 - Elemento hexaédrico genérico (8 nós): Referenciais global e isoparamétrico local.

¹ Para um elemento isoparamétrico de 8 nós ($n_e^{nos} = 8$) padrão, $\xi, \eta, \zeta \in [-1, 1]$

Analogamente, o campo de deslocamentos \mathbf{u} num qualquer ponto nestes elementos, pode ser representado como uma função do valor dos deslocamentos nos pontos nodais \mathbf{d}_e , sendo assim aproximado por \mathbf{u}_e^h na forma:

$$\mathbf{u} \approx \mathbf{u}_e^h = \mathbf{N}_e \mathbf{d}_e \quad (4.3)$$

onde \mathbf{N}_e representa uma normal das funções de forma, sendo neste caso assim definida:

$$\mathbf{N}_e = \begin{bmatrix} N_i(\xi, \eta, \zeta) & 0 & 0 \\ 0 & N_i(\xi, \eta, \zeta) & 0 \\ 0 & 0 & N_i(\xi, \eta, \zeta) \end{bmatrix}, i = 1, n_e^{nos} \quad (4.4)$$

Por sua vez, as componentes do tensor das extensões lineares (agrupadas para maior facilidade de interpretação sob a forma de um vector) representam o estado de deformação num ponto do elemento finito, podendo ser obtidas por meio da expressão [2],[4]:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \\ \frac{\partial w}{\partial z} \\ \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \\ \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \\ \frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \end{bmatrix} = \mathbf{B}_e \mathbf{d}_e = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} & \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} & \frac{\partial N_i}{\partial y} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \\ w_i \end{Bmatrix}, i = 1, n_e^{nos} \quad (4.5)$$

Uma lei constitutiva linear elástica, relacionando o estado de deformação com o estado de tensão num dado ponto, pode então ser representada através da expressão:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}_2 \boldsymbol{\varepsilon} \quad (4.6)$$

Nesta equação, $(\boldsymbol{\sigma})$ representa o tensor das tensões de Cauchy, cujas componentes podem ser agrupadas na forma vectorial, de forma análoga ao vector das componentes de extensão, como sendo

$$\boldsymbol{\sigma} = \left\{ \sigma_{xx} \quad \sigma_{yy} \quad \sigma_{zz} \quad \tau_{xy} \quad \tau_{xz} \quad \tau_{yz} \right\}^T \quad (4.7)$$

A matriz constitutiva bidimensional \mathbf{C}_2 , expressa em função das propriedades elásticas do material, é representada para o caso de linearidade material (elasticidade) em função do módulo de Young (E) e o coeficiente de Poisson (ν) na forma:

$$\mathbf{C}_2 = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu}{1-\nu} & 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

Através da equação de equilíbrio entre as forças internas e externas, é obtido o sistema de equações ao nível de cada elemento [3] que, para um modelo linear geométrico e material, pode ser expresso como sendo

$$\mathbf{k}_e \mathbf{d}_e = \mathbf{f}_e^{ext} \quad (4.9)$$

onde as forças exteriores, também ao nível elementar, são dadas por,

$$\mathbf{f}_e^{ext} = \int_{\Omega_e} \mathbf{N}_e^T \bar{\mathbf{f}} \, d\Omega_e + \int_{\Gamma_e} \mathbf{N}_e^T \bar{\mathbf{t}} \, d\Gamma_e \quad (4.10)$$

e \mathbf{k}_e é a matriz de rigidez elementar,

$$\mathbf{k}_e = \int_{\Omega_e} \mathbf{B}_e^T \mathbf{C}_2 \mathbf{B}_e \, d\Omega_e \quad (4.11)$$

Num domínio modelado por um dado número de elementos (n_{elm}), a matriz de rigidez global do problema deve ser devidamente agrupada [2], assim como o vector de forças exteriores,

$$\mathbf{K} = \mathbf{A} \mathbf{k}_e \quad (4.12)$$

$$\mathbf{F}_{ext} = \mathbf{A} \mathbf{f}_e^{ext} \quad (4.13)$$

permitindo assim a determinação do campo de deslocamentos de um problema linear elástico, caracterizado por suas solicitações e condições de fronteira,

$$\mathbf{K} \mathbf{d} = \mathbf{F}_{ext} \quad (4.14)$$

Em termos de transformação de coordenadas do referencial local para o referencial global, as derivadas das funções de forma, em ordem às componentes do referencial global x , y e z , devem ser determinadas, pelo que se faz uso da regra em cadeia:

$$\begin{aligned}\frac{\partial N}{\partial x} &= \frac{\partial N}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial x} + \frac{\partial N}{\partial \eta} \frac{\partial \eta}{\partial x} + \frac{\partial N}{\partial \zeta} \frac{\partial \zeta}{\partial x} \\ \frac{\partial N}{\partial y} &= \frac{\partial N}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial y} + \frac{\partial N}{\partial \eta} \frac{\partial \eta}{\partial y} + \frac{\partial N}{\partial \zeta} \frac{\partial \zeta}{\partial y} \\ \frac{\partial N}{\partial z} &= \frac{\partial N}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial z} + \frac{\partial N}{\partial \eta} \frac{\partial \eta}{\partial z} + \frac{\partial N}{\partial \zeta} \frac{\partial \zeta}{\partial z}\end{aligned}\quad (4.15)$$

ou em termos matriciais,

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} \end{Bmatrix} = \mathbf{J}^{-1} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} \end{Bmatrix}\quad (4.16)$$

sendo \mathbf{J}^{-1} a inversa da matriz de transformação jacobiana,

$$\mathbf{J}^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \xi}{\partial x} & \frac{\partial \eta}{\partial x} & \frac{\partial \zeta}{\partial x} \\ \frac{\partial \xi}{\partial y} & \frac{\partial \eta}{\partial y} & \frac{\partial \zeta}{\partial y} \\ \frac{\partial \xi}{\partial z} & \frac{\partial \eta}{\partial z} & \frac{\partial \zeta}{\partial z} \end{bmatrix}\quad (4.17)$$

Na prática, a matriz jacobiana \mathbf{J} , para o caso de elementos isoparamétricos, pode ser determinada directamente como sendo

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^{n_e^{nos}} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} x_i & \sum_{i=1}^{n_e^{nos}} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} y_i & \sum_{i=1}^{n_e^{nos}} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} z_i \\ \sum_{i=1}^{n_e^{nos}} \frac{\partial N_i}{\partial \eta} x_i & \sum_{i=1}^{n_e^{nos}} \frac{\partial N_i}{\partial \eta} y_i & \sum_{i=1}^{n_e^{nos}} \frac{\partial N_i}{\partial \eta} z_i \\ \sum_{i=1}^{n_e^{nos}} \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} x_i & \sum_{i=1}^{n_e^{nos}} \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} y_i & \sum_{i=1}^{n_e^{nos}} \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} z_i \end{bmatrix}\quad (4.18)$$

onde x_i, y_i e z_i são as coordenadas nodais do elemento no referencial global.

Atendendo a formulações mais elaboradas, surge uma metodologia do tipo misto $\mathbf{u/p}$, introduzindo directamente na formulação convencional um campo de pressões a nível do elemento como variável principal, para além dos deslocamentos. A modelação do domínio

em elementos finitos permite para esse caso estabelecer então o seguinte sistema de equações, ao nível de cada elemento [5]:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{k}_e^\mu & \mathbf{Q}_e^T \\ -\mathbf{Q}_e & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{u}_e^h \\ \mathbf{p}_e^h \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{f}_e^{ext} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (4.19)$$

onde

$$\mathbf{k}_e^\mu = \int_{\Omega_e} \mathbf{B}_e^T \mathbf{C}_2^\mu \mathbf{B}_e d\Omega_e \quad (4.20)$$

$$\mathbf{Q}_e = \int_{\Omega_e} \mathbf{N}_p^T \mathbf{m}^T \mathbf{B}_e d\Omega_e \quad (4.21)$$

$$\mathbf{f}_e^{ext} = \int_{\Omega_e} \mathbf{N}_e^T \bar{\mathbf{f}} d\Omega_e + \int_{\Gamma_e} \mathbf{N}_e^T \bar{\mathbf{t}} d\Gamma_e \quad (4.22)$$

A vantagem de uma formulação desse tipo consiste no cálculo de forma independente do campo de pressões instalado no modelo, que deixa de ser obtido de forma directa a partir do campo de deslocamentos. Isso reflecte-se num melhor desempenho das formulações mistas u/p em problemas onde seja fundamental garantir numericamente condições de incompressibilidade.

A matriz de elasticidade \mathbf{C}_2^μ permite relacionar directamente o estado de tensão, escrito em termos das tensões de desvio, com o estado de deformação, possuindo as seguintes componentes:

$$\mathbf{C}_2^\mu = \mu \begin{bmatrix} 2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.23)$$

A equação (4.21) apresenta também uma matriz coluna \mathbf{m} assim definida:

$$\mathbf{m}^T = [1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0] \quad (4.24)$$

Por fim, \mathbf{N}_p é também uma matriz coluna contendo as funções de forma do elemento, podendo ou não, ser as mesmas que as utilizadas para interpolação do campo de deslocamentos [2],[3].

Na formulação mista \mathbf{u}/\mathbf{p} , as incógnitas são o campo de deslocamentos (\mathbf{u}) e a pressão hidrostática (\mathbf{p}), sendo por isso, o método conhecido por formulação mista $\mathbf{u}-\mathbf{p}$ [3],[6]-[9]. No entanto, para o mesmo campo de aplicabilidade existem outras formulações,

nomeadamente a formulação mista **s-u-p**, em que as variáveis independentes são as tensões de desvio, o campo de deslocamentos e a pressão hidrostática [3].

No entanto, este tipo de formulações, ainda que atenuem fortemente a retenção volumétrica, não permitem resolver o problema relacionado com a retenção ao corte, e daí o interesse nouro tipo de formulação como o Método das Deformações Acrescentadas.

4.3 Elemento sólido formulado com o método das deformações acrescentadas

4.3.1 Cinemática do elemento

Durante a deformação, é teoricamente útil estabelecer configurações ou estados sucessivos de deformação aos quais uma partícula específica de um corpo genérico possa ser relacionada. A análise de configurações sucessivas para um conjunto de partículas representa assim o processo de deformação ao qual o corpo genérico está sujeito. Neste sentido, é possível considerar uma configuração de referência (material) e corrente (ou espacial), designadas por $\mathcal{M} \subset \mathbb{R}^3$ e $\mathcal{I} \subset \mathbb{R}^3$, respectivamente.

Uma terceira configuração passível de ser utilizada é a chamada paramétrica $\mathcal{P} \subset \mathbb{R}^3$, definida por um conjunto de coordenadas curvilíneas (convectivas)

$$\xi = (\xi^1, \xi^2, \xi^3) \in [-1, 1] \times [-1, 1] \times [-1, 1] \quad (4.25)$$

Sem perda de generalidade, e seguindo uma metodologia numérica do tipo incremental-iterativo, a configuração de referência pode ser relacionada a um estado *convergado*, representado por (n) (correspondendo ao último incremento completo com sucesso), sendo que a configuração presente está relacionada com a configuração desconhecida (n+1) (correspondendo ao próximo incremento de carga).

Para a topologia de um elemento finito do tipo sólido, conforme utilizada neste trabalho, qualquer ponto na configuração de referência pode ser definido através do vector de posição

$$\mathbf{x}(\xi) = \sum_{i=1}^{n^{nos}} N_i(\xi^1, \xi^2, \xi^3) \mathbf{x}_i \quad (4.26)$$

por via das funções de forma $N_i(\xi^1, \xi^2, \xi^3)$ para elementos isoparamétricos, sendo neste caso definidas como sendo

$$N_i(\xi) = \frac{1}{8} (1 + \xi^1 \xi_i^1) (1 + \xi^2 \xi_i^2) (1 + \xi^3 \xi_i^3) \quad (4.27)$$

A configuração correspondente após deformação (configuração corrente) pode ser definida por uma expressão análoga, neste caso em relação ao estado (n+1). Na equação (4.2) é de salientar a utilização do vector de posição $\mathbf{x}(\cdot, \cdot)$ referenciado a um sistema ortonormal global ($\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2, \mathbf{e}_3$).

O campo de deslocamentos para um ponto qualquer, entre as configurações convergidas e correntes (posição actual), pode ser definido pela relação geral

$${}^{n+1}_n \mathbf{u}(\xi)^{(i)} = {}^{n+1} \mathbf{x}(\xi)^{(i)} - {}^n \mathbf{x}(\xi) \quad (4.28)$$

para uma iteração (i) dentro desse intervalo. Também através do vector posição para um ponto qualquer dentro do elemento é possível definir os vectores de base covariantes através das derivadas parciais

$$\begin{aligned} {}^{n+1} \mathbf{g}_k(\xi) &= \frac{\partial {}^{n+1} \mathbf{x}(\xi)}{\partial \xi^k} \\ {}^n \mathbf{g}_k(\xi) &= \frac{\partial {}^n \mathbf{x}(\xi)}{\partial \xi^k} \end{aligned} \quad (4.29)$$

onde os índices relacionados com a iteração (i) foram omitidos. A qualquer um dos vectores de base covariantes está relacionado o seu respectivo contravariante ${}^{n+1} \mathbf{g}^k$ e ${}^n \mathbf{g}^k$, respectivamente, conforme detalhado em [11].

O gradiente das deformações relativo, reproduzindo o campo de deformação entre as configurações (n) e (n+1) na base convectiva, pode então ser representado através da relação

$${}^{n+1}_n \mathbf{F} = \frac{\partial {}^{n+1} \mathbf{x}}{\partial {}^n \mathbf{x}} = {}^{n+1} \mathbf{g}_k \otimes {}^n \mathbf{g}^k \quad (4.30)$$

É então possível definir o tensor de deformações de Green-Lagrange \mathbf{E}^u (bem como as suas componentes) entre as configurações (n) e (n+1) na forma

$$\begin{aligned} {}^{n+1}_n \mathbf{E}^u &= \frac{1}{2} \left({}^{n+1}_n \mathbf{F}^T {}^{n+1}_n \mathbf{F} - \mathbf{I}_2 \right) = E_{kl}^u {}^n \mathbf{g}^k \otimes {}^n \mathbf{g}^l \\ {}^{n+1}_n E_{kl}^u &= \frac{1}{2} \left({}^n \mathbf{g}_k \cdot \frac{\partial {}^{n+1} \mathbf{u}}{\partial \xi^l} + \frac{\partial {}^{n+1} \mathbf{u}}{\partial \xi^k} \cdot {}^n \mathbf{g}_l + \frac{\partial {}^{n+1} \mathbf{u}}{\partial \xi^k} \cdot \frac{\partial {}^{n+1} \mathbf{u}}{\partial \xi^l} \right) \end{aligned} \quad (4.31)$$

e incluir o tensor identidade de segunda ordem \mathbf{I}_2 . O tensor das deformações nas equações (4.7) é energeticamente conjugado do segundo tensor das tensões de Piola-Kirchhoff (\mathbf{S}), definido por

$$\mathbf{S} = S^{kl} {}^n \mathbf{g}_k \otimes {}^n \mathbf{g}_l \quad (4.32)$$

O tensor das extensões de Green-Lagrange irá ser modificado através da inclusão de termos de extensão acrescentados, definidos a nível de cada elemento, segundo o que se

convencionou designar pelo Método das Extensões Acrescentadas (*Enhanced Assumed Strain Method*) [2,5].

Em conjunto com o tensor das tensões (\mathbf{S}), estes tensores servirão de base à estrutura variacional do elemento proposto, como será apresentado na secção seguinte. Neste trabalho utilizou-se uma metodologia que emprega o Método das Extensões Acrescentadas numa forma unificada, resolvendo tanto problemas de retenção sob esforços de corte transversal como problemas de retenção volumétrica, com um número mínimo de variáveis por cada elemento finito.

4.3.2 Formulação variacional para o método das deformações acrescentadas

O ponto de partida para a presente formulação é o Método das Extensões Acrescentadas (*Enhanced Assumed Strain Method*), na sua versão linear como apresentada originalmente por Simo e Rifai [11]. Mesmo considerando não-linearidades, a proposta apresentada mantém a estrutura apresentada dos acréscimos aditivos sobre o tensor das extensões de Green-Lagrange, numa forma inicialmente sugerida por Andelfinger e Ramm [12] (para casos lineares), Bischoff e Ramm [13] (casos não-lineares), e após estes por Klinkel e Wagner [14] e Klinkel *et al.* [15] e, mais recentemente, por Fontes Valente *et al.* [16] e Vu-Quoc e Tan [17]. Como apresentado nestas referências, este método é de facto computacionalmente mais simples (e sendo obtidos os mesmos resultados) que o método apresentado por Simo e Armero [18] e subsequentemente usado com sucesso, por exemplo, por Miehe [19] para tratamento de não linearidades geométricas e de material.

Num modo geral, o ponto de partida consiste no funcional de 3 campos de Hu-Washizu-de Veubeke para casos estáticos [13].

$$\begin{aligned} \Pi^{\text{HMV}}(\mathbf{u}, \mathbf{E}, \mathbf{S}) &= \int_{\mathbf{V}} W_s(\mathbf{E}) d\mathbf{V} + \int_{\mathbf{V}} \mathbf{S} : \left[\frac{1}{2}(\mathbf{F}^T \mathbf{F} - \mathbf{I}_2) - \mathbf{E} \right] d\mathbf{V} - \Pi^{\text{ext}} \\ \Pi^{\text{ext}} &= \int_{\mathbf{V}} \mathbf{u} \cdot \bar{\mathbf{b}} \rho d\mathbf{V} \square \int_{\mathbf{S}_\sigma} \mathbf{u} \cdot \bar{\mathbf{t}} d\mathbf{S} \end{aligned} \quad (4.33)$$

onde o deslocamento (\mathbf{u}), a deformação de Green-Lagrange (\mathbf{E}) e as segundas tensões de Piola-Kirchhoff (\mathbf{S}) são variáveis independentes. Nas expressões anteriores, é de salientar a energia de deformação relacionada com os deslocamentos (W_s), os vectores de forças de tracção e de volume ($\bar{\mathbf{t}}$) e ($\bar{\mathbf{b}}$), respectivamente, juntamente com os campos prescritos correspondentes ($\bar{\mathbf{t}}$) e ($\bar{\mathbf{b}}$), sobre a área de controlo (\mathbf{S}_σ) e volume de controlo (\mathbf{V}). De salientar que todas as variáveis encontram-se relacionadas com a configuração de referência

enquanto que as condições de fronteira para o campo dos deslocamentos foram omitidas na equação (4.33).

O campo total das extensões, conforme a proposta inicial de Simo e Rifai, pode ser assumido como sendo composto de partes compatíveis (baseada nos deslocamentos) [7] e incompatíveis (baseada nos elementos), na forma [11]

$$\mathbf{E} = \mathbf{E}^u + \mathbf{E}^\alpha \quad (4.34)$$

onde os índices à esquerda, utilizados anteriormente para referirem a configuração onde é calculada a extensão, foram omitidos de modo a simplificar as expressões. Os índices à direita dizem respeito ao campo das deformações (deslocamento – \mathbf{u} ou variáveis acrescentadas – α). A substituição da equação (4.34) na primeira equação (4.33), juntamente com a segunda equação (4.33), e a condição de ortogonalidade [11,18,20]

$$\int_{\mathbf{v}} \mathbf{S} : \mathbf{E}^\alpha d\mathbf{V} = 0 \quad (4.35)$$

reduz o número de variáveis independentes na função original para apenas duas. A forma fraca deste funcional modificado é obtida por derivação em relação às variáveis acrescentadas e de deslocamentos, dando origem à variação total [17]

$$\begin{aligned} \delta \Pi(\mathbf{u}, \mathbf{E}^\alpha) &= \delta \Pi^{\text{int}} - \delta \Pi^{\text{ext}} \\ \delta \Pi^{\text{int}} &= \int_{\mathbf{v}} (\delta \mathbf{E}^u + \delta \mathbf{E}^\alpha) : \frac{\partial \mathbf{W}_s(\mathbf{E}^u + \mathbf{E}^\alpha)}{\partial (\mathbf{E}^u + \mathbf{E}^\alpha)} d\mathbf{V} \\ \delta \Pi^{\text{ext}} &= \int_{\mathbf{v}} \delta \mathbf{u} \cdot \bar{\mathbf{b}} \rho d\mathbf{V} + \int_{\mathbf{s}_\sigma} \delta \mathbf{u} \cdot \bar{\mathbf{t}} d\mathbf{S} \end{aligned} \quad (4.36)$$

A forma fraca pode ser expandida através de uma série de Taylor truncada numa solução no estado k ($\mathbf{u}|_{k+1}, \mathbf{E}^\alpha|_{k+1}$) [13]

$$\delta \Pi(\mathbf{u}|_{k+1}, \mathbf{E}^\alpha|_{k+1}) \approx \delta \Pi(\mathbf{u}|_k, \mathbf{E}^\alpha|_k) + \mathcal{D}[\delta \Pi](\mathbf{u}|_k, \mathbf{E}^\alpha|_k) \cdot (\Delta \mathbf{u}, \Delta \mathbf{E}^\alpha) \quad (4.37)$$

onde, no contexto presente, o operador (Δ) refere-se a uma variação finita entre os estados (k) e ($k+1$). A interpolação do elemento finito para os campos dos deslocamentos e deformações acrescentadas é descrita em seguida, juntamente com a expressão explícita para o operador $\mathcal{D}[\delta \Pi]$ e a principal vantagem de incluir a técnica aditiva como em (4.34).

4.3.3 Implementação dos elementos finitos incluindo não-linearidades

Em cada domínio de elemento, o campo dos deslocamentos (com a correspondente variação e incremento) é interpolado na forma

$$\mathbf{u} \approx \mathbf{u}^h = \mathbf{N}(\xi)\mathbf{d}, \quad \delta\mathbf{u} \approx \delta\mathbf{u}^h = \mathbf{N}(\xi)\delta\mathbf{d}, \quad \Delta\mathbf{u} \approx \Delta\mathbf{u}^h = \mathbf{N}(\xi)\Delta\mathbf{d} \quad (4.38)$$

onde a matriz \mathbf{N} representa a função de forma isoparamétrica usual para um elemento 3D de 8 nós, relacionando o campo de deslocamentos contínuo e o correspondente vector de graus de liberdade do elemento (d) (com 24 componentes de translação no caso presente) [22].

O tensor das deformações de Green-Lagrange em ordem aos deslocamentos, definido nas equações (4.31), pode então ser relacionado (bem como as suas variações) com o vector (d) ao nível do elemento, i.e.,

$$\mathbf{E}^u = \mathbf{M}^u(\xi)\mathbf{d}, \quad \delta\mathbf{E}^u = \mathbf{M}^u(\xi)\delta\mathbf{d}, \quad \Delta\mathbf{E}^u = \mathbf{M}^u(\xi)\Delta\mathbf{d} \quad (4.39)$$

onde (M^u) representa a matriz de deformações-deslocamentos convencional, para o caso presente com 6x26 componentes, e o arranjo específico das componentes do tensor das deformações convectivo é de acordo com

$$\mathbf{E}^u = \left\{ E_{\xi^1\xi^1}^u \quad E_{\xi^2\xi^2}^u \quad E_{\xi^3\xi^3}^u \quad E_{\xi^1\xi^2}^u \quad E_{\xi^1\xi^3}^u \quad E_{\xi^2\xi^3}^u \right\}^T \quad (4.40)$$

Uma vez que o maior campo de aplicação da formulação presente assenta nas estruturas do tipo casca, em cada um (2x2x2) dos pontos de Gauss em cada elemento, são construídas estruturas locais, baseadas na direcção da espessura intrínseca e seguindo as orientações geralmente consideradas para elementos de casca [22]. Esta estrutura local é actualizada, desde a última configuração convergente, usando o tensor rotacional incremental (${}^{n+1}_n\mathbf{R}$) extraído através de decomposição polar do seu gradiente de deformação incremental respectivo (4.30). O operador diferencial deformação-deslocamento (4.39) é definido na sua estrutura ortonormal e, como consequência, o tensor das deformações assume automaticamente uma característica co-rotacional, bem como o tensor de tensões a ele conjugado. Esta abordagem é responsável pela obtenção de uma actualização constitutiva simplificada na zona não-linear (para mais detalhes, ver referências [23,24] e particularmente, [18]).

Juntamente com o tensor de extensões (E^u), é necessário definir a sua parte homóloga acrescentada, responsável pela atenuação da retenção volumétrica e ao corte transversal inerentes a uma formulação de deslocamentos convencional. Em termos formais, o campo de deformações acrescentadas é análogo ao baseado nos deslocamentos, sendo possível definir as relações

$$\mathbf{E}^\alpha = \mathbf{M}^\alpha(\xi)\boldsymbol{\alpha}, \quad \delta\mathbf{E}^\alpha = \mathbf{M}^\alpha(\xi)\delta\boldsymbol{\alpha}, \quad \Delta\mathbf{E}^\alpha = \mathbf{M}^\alpha(\xi)\Delta\boldsymbol{\alpha} \quad (4.41)$$

onde o operador *enhanced* (M^α) envolve um conjunto de variáveis internas (α), descontínuas entre elementos e eliminadas por um processo de condensação estática ao nível de cada

elemento. O campo das deformações acrescentadas, na forma das suas componentes, é equivalente à sua parte homologa baseada em deslocamentos, como apresentado na equação (4.40) [1].

$$\mathbf{M}_{\square}^{\alpha}|_{\text{HCi12}} = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \xi^1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial^2 N_{\alpha}}{\partial \xi^1 \partial \xi^2} & \frac{\partial^2 N_{\alpha}}{\partial \xi^1 \partial \xi^3} & \frac{\partial^2 N_{\alpha}}{\partial \xi^2 \partial \xi^3} \\ 0 & \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \xi^2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial^2 N_{\alpha}}{\partial \xi^1 \partial \xi^2} & \frac{\partial^2 N_{\alpha}}{\partial \xi^1 \partial \xi^3} & \frac{\partial^2 N_{\alpha}}{\partial \xi^2 \partial \xi^3} \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \xi^3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial^2 N_{\alpha}}{\partial \xi^1 \partial \xi^2} & \frac{\partial^2 N_{\alpha}}{\partial \xi^1 \partial \xi^3} & \frac{\partial^2 N_{\alpha}}{\partial \xi^2 \partial \xi^3} \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \xi^1} & \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \xi^2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \xi^1} & \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \xi^3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \xi^2} & \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \xi^3} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \mathbf{0} \quad (4.42)$$

Após a descrição das funções de interpolação e das variáveis para os campos dos deslocamentos e das variáveis *enhanced*, o segundo membro do lado direito da forma fraca linearizada (4.37) pode ser escrito (eliminando os índices da iteração k) na forma [14, 15, 16, 18]

$$\mathcal{D}[\delta \Pi](\mathbf{d}, \boldsymbol{\alpha}) \cdot (\Delta \mathbf{d}, \Delta \boldsymbol{\alpha}) = \frac{\partial (\delta \Pi^{\text{int}} - \delta \Pi^{\text{ext}})}{\partial (\mathbf{d}, \boldsymbol{\alpha})} \cdot (\Delta \mathbf{d}, \Delta \boldsymbol{\alpha}) \quad (4.43)$$

Após inclusão das funções de interpolação (4.38), (4.39) e (4.41), as variações em (4.47) tomam a forma matricial

$$\delta \Pi^{\text{int}}(\mathbf{d}, \boldsymbol{\alpha}) = \delta \mathbf{d}^{(T)} \int_{\mathbf{v}} (\mathbf{M}^u)^{(T)} \mathbf{S} dV + \delta \boldsymbol{\alpha}^{(T)} \int_{\mathbf{v}} (\mathbf{M}^{\alpha})^{(T)} \mathbf{S} dV \quad (4.44)$$

$$\delta \Pi^{\text{ext}}(\mathbf{d}) = \delta \mathbf{d}^{(T)} \int_{\mathbf{v}} \mathbf{N}^{(T)} \bar{\mathbf{b}} \rho dV + \int_{\mathbf{s}_{\sigma}} \mathbf{N}^{(T)} \bar{\mathbf{t}} dS \quad (4.45)$$

Onde as matrizes (\mathbf{M}^{α}) referem-se ao operador das deformações acrescentadas na estrutura local e apresentadas em (4.44).

$$\begin{aligned} \mathcal{D}[\delta \Pi^{\text{int}}] \cdot (\Delta \mathbf{d}, \Delta \boldsymbol{\alpha}) &= \frac{\partial (\delta \Pi^{\text{int}})}{\partial \mathbf{d}} \cdot \Delta \mathbf{d} + \frac{\partial (\delta \Pi^{\text{int}})}{\partial \boldsymbol{\alpha}} \cdot \Delta \boldsymbol{\alpha} \\ &= \delta \mathbf{d}^T \left[(\mathbf{K}_{uu}^{\text{lg}} + \mathbf{K}_{uu}^{\text{nlg}}) \Delta \mathbf{d} + \mathbf{K}_{u\alpha} \right] \\ &+ \delta \boldsymbol{\alpha}^T \left[\mathbf{K}_{\alpha u} \Delta \mathbf{d} + \mathbf{K}_{\alpha\alpha} \Delta \boldsymbol{\alpha} \right] \quad (\forall \delta \mathbf{d}, \forall \delta \boldsymbol{\alpha}) \end{aligned} \quad (4.46)$$

O sistema de equações final, a partir do qual são calculados quer o campo de deslocamentos quer o campo de variáveis internas, é finalmente dado por

$$\begin{bmatrix} (\mathbf{K}_{uu}^{lg} + \mathbf{K}_{uu}^{nlg}) & \mathbf{K}_{u\alpha} \\ \mathbf{K}_{\alpha u} & \mathbf{K}_{\alpha\alpha} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta \mathbf{d} \\ \Delta \alpha \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \int_{\mathbf{v}} \mathbf{N}^T \bar{\mathbf{b}} \rho dV + \int_{\mathbf{s}_\sigma} \mathbf{N}^T t dS - \int_{\mathbf{v}} \overbrace{(\mathbf{M}^u)^T}^{\mathbf{f}_d^{int}} S dV \\ - \int_{\mathbf{v}} \underbrace{(\mathbf{M}^\alpha)^T}_{\mathbf{f}_\alpha^{int}} S dV \end{Bmatrix} \quad (4.47)$$

A partir da resolução incremental/iterativa de (4.47) o campo de deformações pode ser actualizado, a partir das componentes em deslocamentos (\mathbf{u}) e variáveis acrescentadas (α).

As matrizes que compõem o sistema de equações anterior representam os termos de rigidez associados apenas a deslocamentos (\mathbf{u}), a variáveis internas (α) ou ainda ao acoplamento entre as variáveis de deslocamento (físicas ao problema) e as variáveis acrescentadas. Em detalhe, podem ser obtidas através das expressões

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_{uu}^{lg} &= \int_{\mathbf{v}} \mathbf{B}_{lg}^T \mathbf{C}_2 \mathbf{B}_{lg}^T dV \\ \mathbf{K}_{u\alpha} &= \int_{\mathbf{v}} \mathbf{B}_{lg}^T \mathbf{C}_2 \tilde{\mathbf{B}}_{lg}^T dV \\ \mathbf{K}_{\alpha u} &= \int_{\mathbf{v}} \tilde{\mathbf{B}}_{lg}^T \mathbf{C}_2 \mathbf{B}_{lg}^T dV \\ \mathbf{K}_{\alpha\alpha} &= \int_{\mathbf{v}} \tilde{\mathbf{B}}_{lg}^T \mathbf{C}_2 \tilde{\mathbf{B}}_{lg}^T dV \end{aligned} \quad (4.48)$$

Ainda na equação (4.47) surge a parcela de rigidez não linear (\mathbf{K}_{nlg}) que, para a formulação por extensões acrescentadas adoptada neste trabalho, apenas é dependente do campo de deslocamentos.

A informação aqui apresentada baseia-se no trabalho desenvolvido em tecnologia dos elementos, em particular utilizando o Método das Extensões Acrescentadas, no âmbito do grupo de trabalho. Nesse sentido, informações mais detalhadas acerca dessa formulação em particular pode ser encontrada nas referências [25] e [26].

Em seguida serão apresentados alguns exemplos de aplicação do elemento descrito anteriormente. O processo de hidroformagem tratado no presente trabalho assenta na utilização do elemento HCi12, caracterizado por uma formulação incluindo campos de extensão acrescentadas, cujas linhas gerais foram descritas anteriormente. Para além desse elemento e formulação, elementos finitos do código comercial *ABAQUS* também foram utilizados.

No restante do presente capítulo é feita uma análise da utilização de espessuras dissimilares em tubos hidroformados onde existe um especial interesse no posicionamento do cordão de soldadura antes e após o processo.

4.4 Exemplos do processo de hidroformagem

Este capítulo apresenta alguns exemplos de aplicações do processo de hidroformagem utilizando elementos sólidos. Através da utilização destes elementos pretende-se obter uma correcta caracterização da zona afectada pelo calor, quer em termos geométricos como ao nível das características mecânicas, quando comparado com a análise efectuada no Capítulo 3, realizada por meio de elementos do tipo casca.

Numa primeira abordagem serão considerados diferentes tipos de elementos sólidos com diferentes configurações para a zona afectada pelo calor. Seguidamente proceder-se-á à análise das configurações deformadas, espessuras finais obtidas e curvas de carregamento. Finalmente será feito um estudo sobre o movimento do cordão de soldadura [27]-[31].

4.4.1 Análise numérica

A geometria considerada é idêntica à utilizada no capítulo 3 (ver Figura 3.1). Na secção 3.1 encontra-se descrito o modelo considerado sendo que apenas existem alterações ao nível da topologia e formulação dos elementos considerados para a peça. Neste capítulo serão considerados elementos sólidos de 8 nós presentes nas bibliotecas do *ABAQUS*, do tipo C3D8. Adicionalmente, serão também considerados os elementos descritos anteriormente, com a denominação HCi12. Conforme descrito, estes elementos possuem a mesma topologia dos elementos C3D8 (oito nós, baseados em deslocamentos), assentando no método das extensões acrescentadas.

Como já foi referido no Capítulo 2 existem diferentes configurações possíveis para a soldadura de tubos topo a topo (ver Figura 2.10). A existência de uma configuração com o diâmetro médio idêntico, conforme representada na Figura 4.1 b), ainda que de difícil existência na realidade, numericamente a utilização de elementos do tipo casca pressuponha implicitamente esta configuração. Assim sendo, os elementos finitos com uma formulação do tipo casca implicam, de certa forma, numa limitação na realização de simulações do processo em causa, ou a sua aplicação correcta é de difícil execução. Considerando então as configurações possíveis com diâmetro exterior idêntico (Figura 4.1 a)) e diâmetro interior idêntico (Figura 4.1 c)), verifica-se que a utilização de diâmetro interior idêntico pressupõe que o contacto final da superfície exterior com o molde seja deficitário na zona do cordão de soldadura. Assim, a configuração ideal pressupõe a utilização de diâmetro interior idêntico para a conformação do componente em causa.

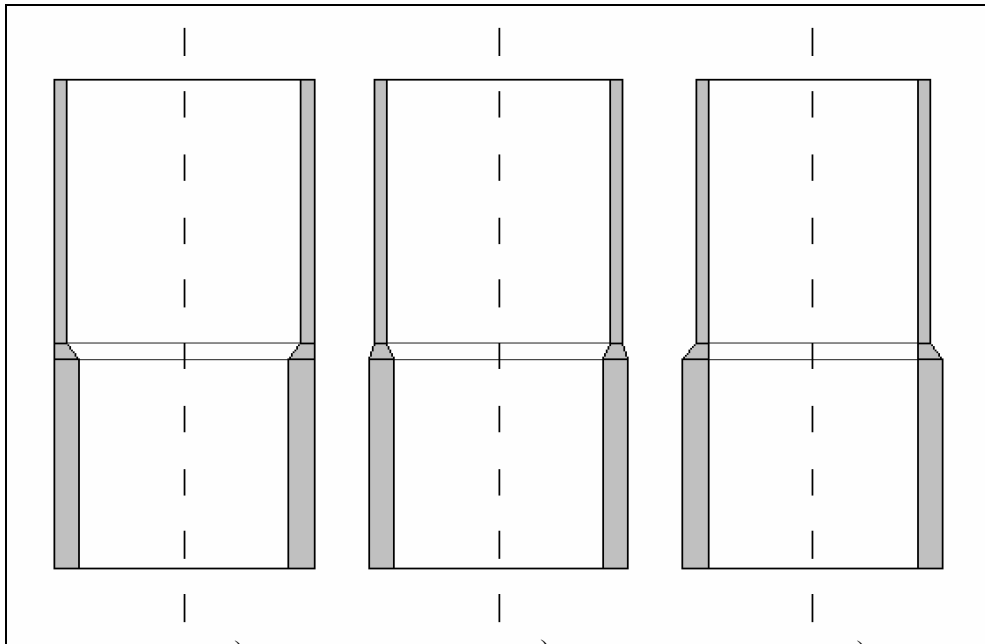


Figura 4.1 – Apresentação de tubos com soldadura topo a topo: a) diâmetro exterior idêntico; b) diâmetro médio idêntico; c) diâmetro interior idêntico.

Existe uma outra grande diferença entre os modelos onde foram utilizados elementos de casca, no que diz respeito ao material utilizado. Uma vez que não foi possível efectuar ensaios experimentais acerca das características mecânicas dos tubos e das zonas afectadas pelo calor para o material considerado, foi necessário proceder a uma pesquisa bibliográfica com a finalidade de obter este tipo de propriedades para a realização de modelos fidedignos. Com base nos resultados obtidos por Reis *et al.* [32] foi considerado um aço com as propriedades mecânicas apresentadas na Tabela 4.1.

Modulo de Young	210 GPa
Tensão de cedência	136 MPa
Coefficiente de poisson	0.3

Tabela 4.1 – Propriedades mecânicas do material.

Estas propriedades apresentadas correspondem às utilizadas para modelar o material de base. No Capítulo 3 apresentaram-se modelos simplificados na zona afectada pelo calor. Neste capítulo, no entanto, quer a geometria do cordão quer as suas propriedades serão consideradas em maior detalhe.

A respeito das propriedades mecânicas do cordão de soldadura, estas podem ser obtidas indirectamente através da seguinte relação (empírica) entre a tensão de cedência do material de base e o material do cordão de soldadura:

$$\sigma_y^{weld} = \sigma_y^{tube} \frac{HV^{weld}}{HV^{tube}} \quad (4.49)$$

Na qual HV representa os valores de medições da micro-dureza do material de base (*tube*) e do material do cordão de soldadura (*weld*). Os valores obtidos para a dureza encontram-se na Figura 4.2, retirada directamente da referência [32].

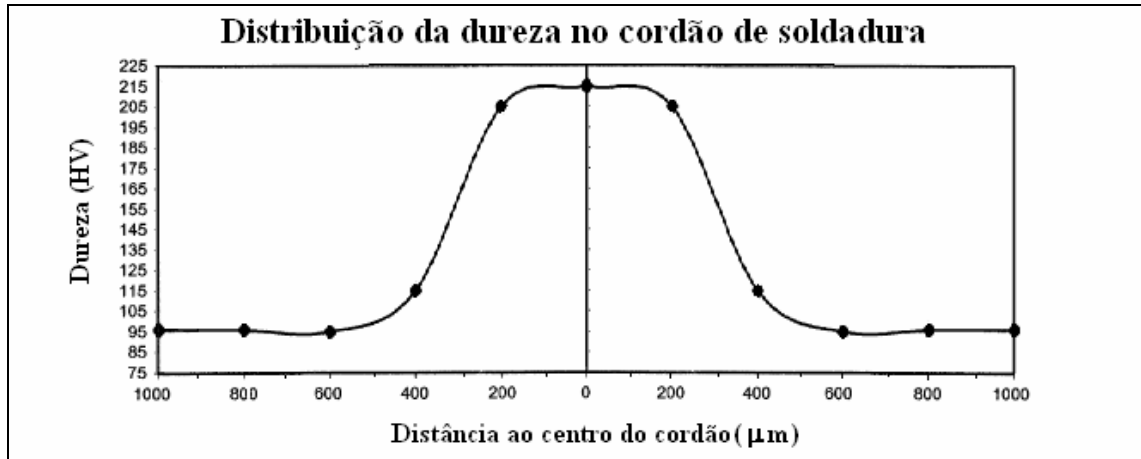
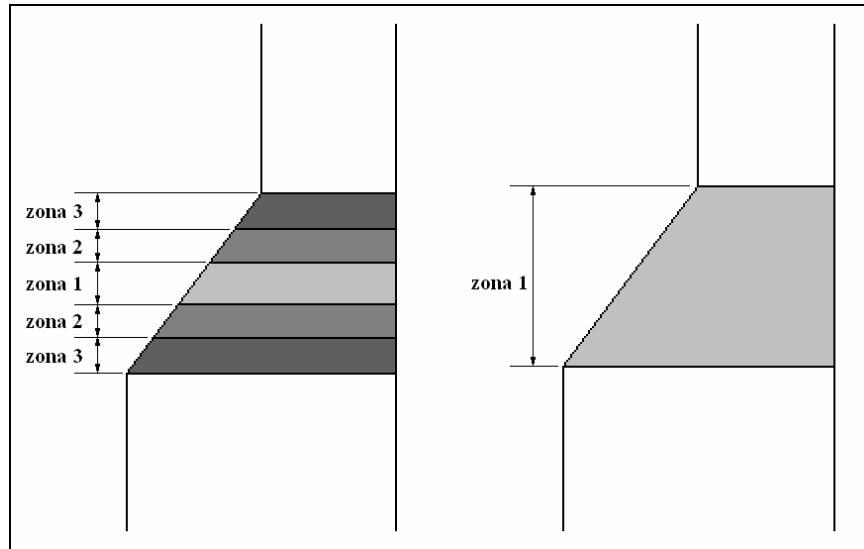


Figura 4.2 – Distribuição da micro-dureza na zona do cordão de soldadura.

Com base na distribuição de tensões, indirectamente obtida a partir dos valores de micro-durezas, torna-se necessário ajustar as respectivas propriedades mecânicas para os elementos existentes na malha. Uma análise inicial de diferentes configurações para diferentes distribuições de elementos na malha do cordão de soldadura será então efectuada, conforme se apresenta seguidamente.

4.4.2 Distribuição de elementos na zona de soldadura

Relativamente às configurações possíveis para modelar o cordão de soldadura, serão consideradas duas hipóteses em detalhe: a primeira contendo cinco elementos ao longo da direcção longitudinal do cordão, e a segunda contendo apenas um elemento ao longo da mesma direcção.



4.3 – Hipóteses de configurações.

Através da relação apresentada na equação 4.49 e dos valores medidos das micro-durezas (Figura 4.2) são obtidas as curvas características para as diferentes zonas do cordão de soldadura. Na Figura 4.4 encontram-se as curvas características correspondentes às três zonas distintas apresentadas na Figura 4.3.

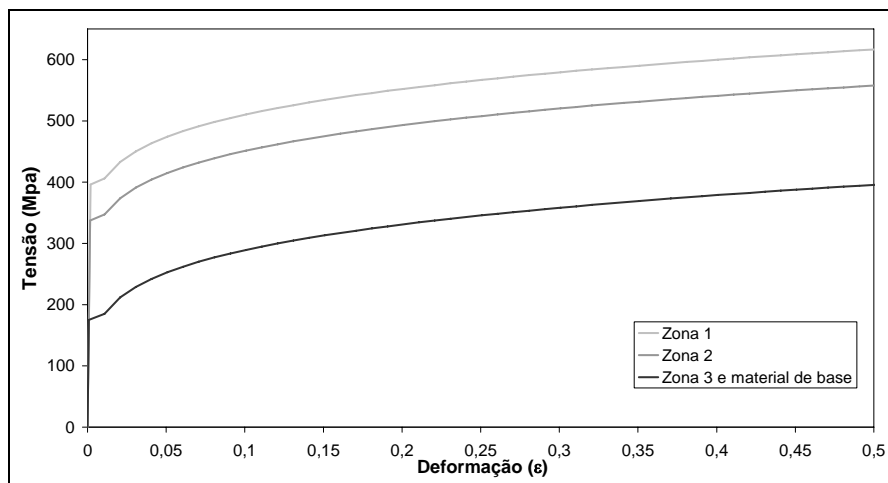


Figura 4.4 – Curvas características.

Para realizar uma análise prévia da configuração a adoptar foram escolhidos os dois elementos já referidos anteriormente (C3D8 e HCi12), tendo sido consideradas as duas hipóteses de construção do cordão de soldadura conforme apresentadas na Figura 4.3. O modelo considerado consiste numa estrutura tubular, conforme apresentada no Capítulo 3 para o caso C, com as duas espessuras a serem consideradas iguais a 1.2 e 1.8 milímetros, correspondendo às partes finas e espessas do tubo, respectivamente.

As variações das espessuras obtidas, para as quatro configurações no final do processo, encontram-se na Figura 4.5.

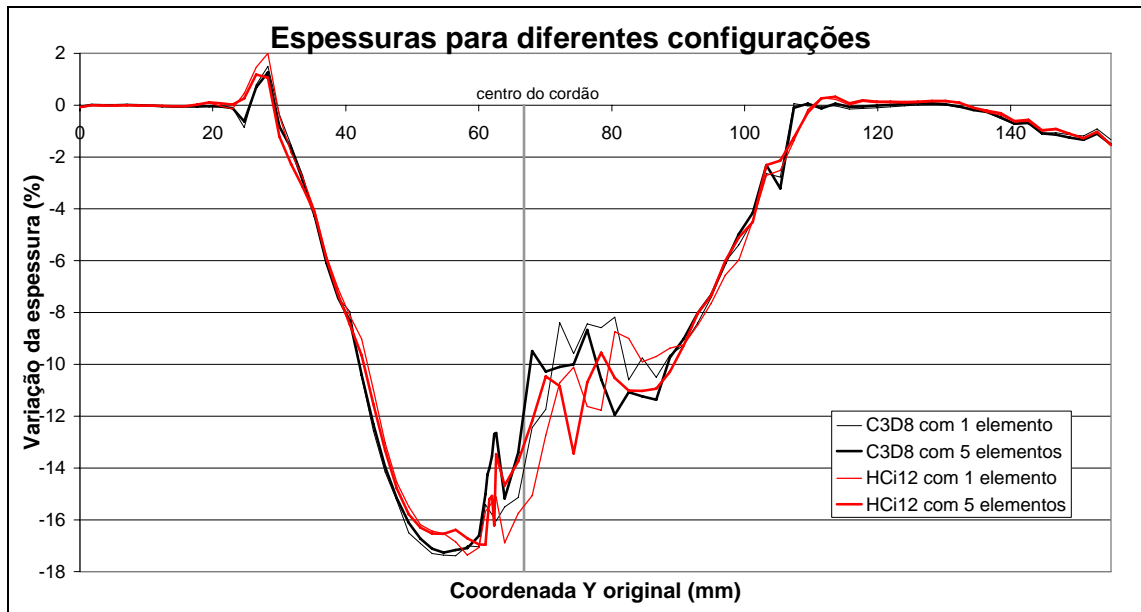


Figura 3.5 - Distribuição da variação das espessuras para as diferentes configurações.

Conforme se pode verificar pelo gráfico, a utilização de apenas um elemento ao longo do cordão de soldadura conduz a resultados bastante diferentes dos que são obtidos através da configuração contendo cinco elementos. Pode-se concluir então que a utilização de um elemento no cordão conduz a uma aproximação pouco rigorosa do fenómeno físico real, apenas com a vantagem relativa de utilizar menos elementos e, assim, reduzir de certa forma o custo computacional relativo e de modelação envolvido na simulação. Nas proximidades do cordão de soldadura, mas já na zona do material de base, esta vantagem não justifica as diferenças apresentadas entre os resultados.

Na ausência de resultados experimentais, não se sabe qual dos resultados numéricos está mais correcto ou próximo da realidade. As únicas conclusões (qualitativas) a serem retiradas do gráfico são o facto de que os elementos com variáveis acrescentadas conduzirem a maiores variações de espessura do que os C3D8 do ABAQUS (HCi12 com um elemento apresenta resultados próximos aos C3D8 com 5 elementos no cordão), ainda que, por outro lado, as curvas tenham a mesma tendência de evolução, servindo uma vez mais de exemplo para o bom comportamento dos elementos desenvolvidos pelo grupo.

Na análise de processos de conformação como a que aqui é apresentada, a variação da espessura assume uma grande importância. Pela análise da variação das espessuras pode-se tirar conclusões em termos de integridade do componente e de características estruturais de modo a satisfazer os requisitos de projecto. As várias formulações existentes apresentam valores bastante díspares no que respeita a variações de espessura. A dificuldade em captar

com rigor as variações de espessura está presente tanto em formulações com base em elementos de casca [33] como em formulações com base em elementos sólidos [34], ainda que conceptualmente os elementos sólidos possam fornecer essa indicação de forma automática.

4.4.3 Casos de estudo

Nos modelos apresentados no Capítulo 3 foram tidas em conta cinco posições para o cordão de soldadura. Este estudo permitiu tirar algumas conclusões acerca do funcionamento deste tipo de componentes. No presente capítulo e com base nos resultados obtidos anteriormente idealizaram-se apenas três posições para o cordão de soldadura (Figura 4.6). A escolha destas posições permite focar o interesse nas configurações mais interessantes do ponto de vista do processo.

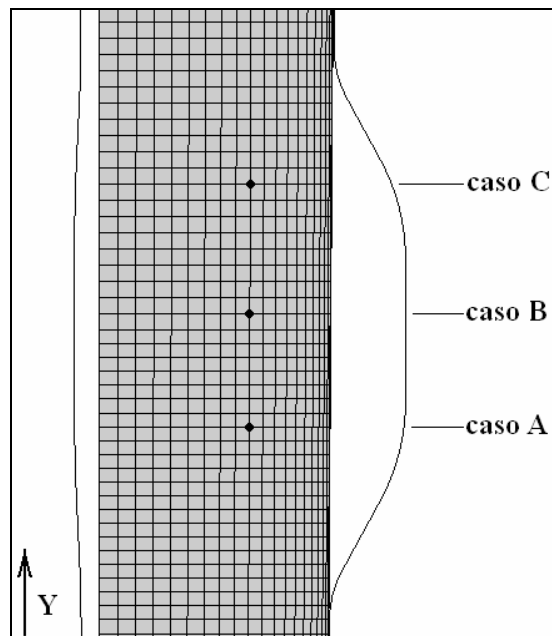


Figura 4.6 – Posições adoptadas para o cordão de soldadura

Estas posições coincidem com as posições B, C e D do capítulo 3 (ver Figura 3.8). Na Tabela 4.2 encontram-se as respectivas alturas a que se encontra o cordão de soldadura nos diferentes casos de estudo.

Caso de estudo	Posição do cordão (mm)
A	52.7
B	66.8
C	83.4

Tabela 4.2 – Casos de estudo e suas posições do cordão

Pela análise dos resultados do capítulo 3 verificou-se que, nestas posições, os processos de instabilidade produziam um efeito mais adverso à correcta finalização do processo.

Neste capítulo foram também considerados diferentes rácios entre espessuras. Concretamente utilizaram-se configurações com espessuras de 1.2 e 1.8 (mm) e também de 1.2 e 2.4 (mm). Além dos modelos com duas espessuras considerou-se também modelos de espessura única com a particularidade de ser introduzido um cordão de soldadura com variação de propriedades mecânicas na zona onde o cordão se encontra. Tendo em conta que nos modelos com duas espessuras foram utilizados tubos com três espessuras distintas, nos modelos de espessura única as espessuras 1.2, 1.8 e 2.4 (mm) foram consideradas em cada uma das posições para o cordão de soldadura.

Nas próximas secções serão apresentados os resultados obtidos para os diferentes casos de estudo utilizando o elemento HCi12.

4.4.3.1 Caso A

O caso A corresponde a uma configuração com o cordão de soldadura posicionado a uma altura de 53.7 (mm). Para esta configuração foram realizados 3 modelos com espessuras de 1.2, 1.8 e 2.4 (mm) e dois modelos de espessuras dissimilares de 1.2x1.8 (mm) e 1.2x2.4 (mm). Na Figura 4.7 apresentam-se as variações das espessuras obtidas em função da sua posição vertical. Considera-se que, para uma melhor compreensão, os valores das alturas encontram-se na sua posição inicial anterior à conformação e que assim estes valores são referentes a pontos que se encontram sobre uma linha recta na direcção do eixo dos (Y).

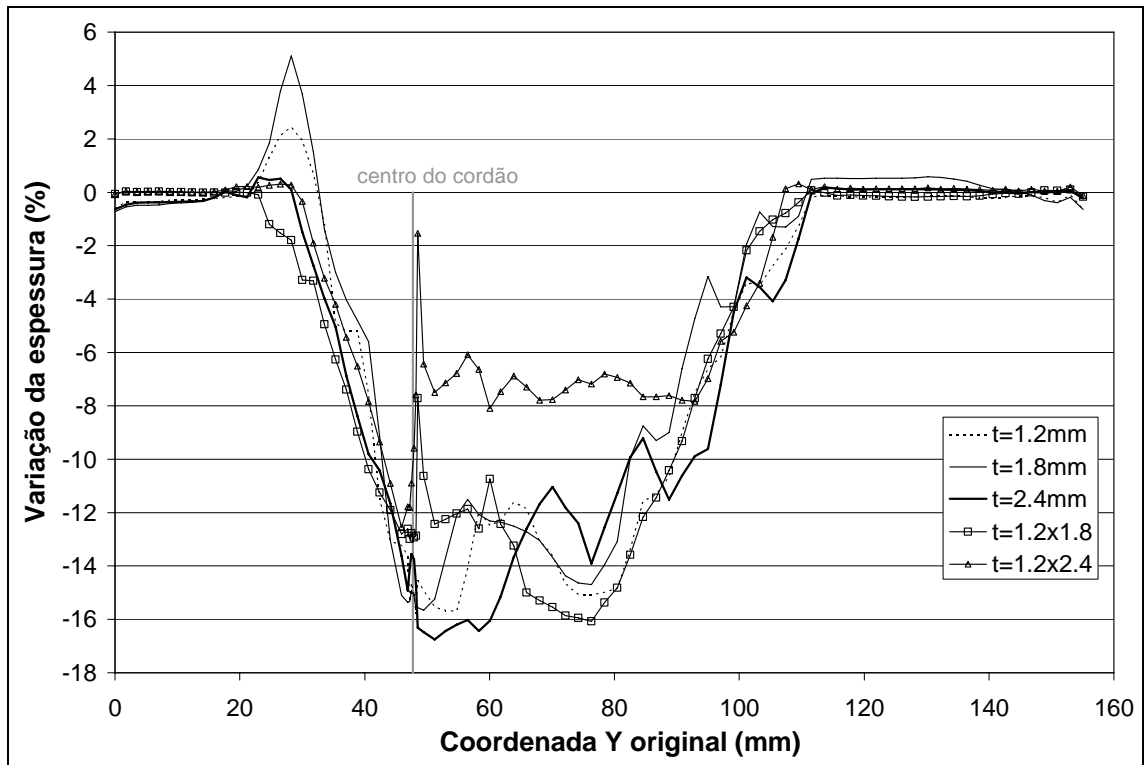


Figura 4.7 – Distribuição da variação da espessura para o caso A.

As curvas de carregamento apresentam a evolução das forças externas que actuam no componente durante o processo de conformação. As forças externas actuantes neste processo consistem em deslocamento prescrito na extremidade superior do tubo e pressão interna do fluido exercida na superfície interior do tubo. Na Figura 4.8 apresentam-se as curvas de carregamento obtidas para o caso A com o deslocamento (d) e a pressão interna (P) presentes para cada modelo testado. Pode-se distinguir nestas curvas a existência de componentes que foram conformados em cinco passos e outros que foram conformados em sete passos.

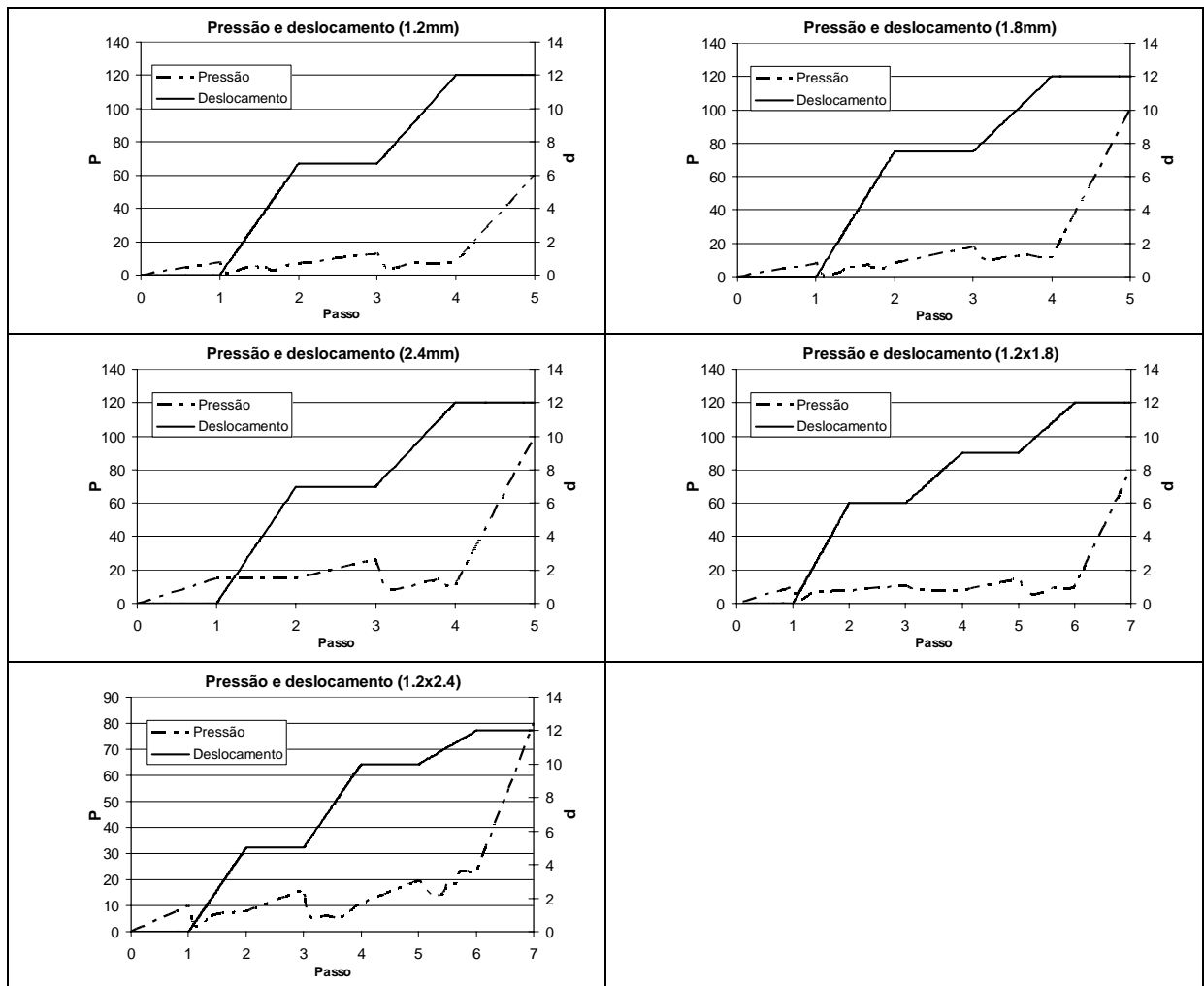


Figura 4.8 – Curvas de carregamento (pressão/deslocamento imposto) para o caso A.

Embora os gráficos presentes na figura anterior permitam aferir o comportamento em termos de pressão interna do fluido e de deslocamento axial da extremidade do tubo, a evolução da deformação do componente também permite a obtenção de dados importantes para o processo. Na Figura 4.9 apresentam-se as deformações obtidas no final de cada passo do processo onde o gradiente de cores indica a distribuição da deformação logarítmica nos pontos de integração. No lado esquerdo de cada figura apresenta-se a superfície exterior e no lado direito a superfície interior. Nas figuras apresentadas, a primeira corresponde ao final do primeiro passo. Em todas as sequências de conformação esta figura apresenta a malha de elementos finitos onde se pode distinguir uma zona da malha mais refinada onde foi colocado o cordão de soldadura. Novamente se pode ver que alguns tubos foram executados em cinco passos e outros em sete passos. Esta ocorrência deveu-se a dificuldades numéricas de convergência do processo e o modo como esta situação foi contornada passou pela

introdução de passo adicionais e assim obter a configuração desejada no final da conformação. Note-se também que a configuração final obtida se encontra nas duas figuras mais à direita em cada sequência. Na que se encontra mais à direita, aparece também a malha de elementos finitos onde mais uma vez se pode observar a zona onde foi colocado o cordão de soldadura

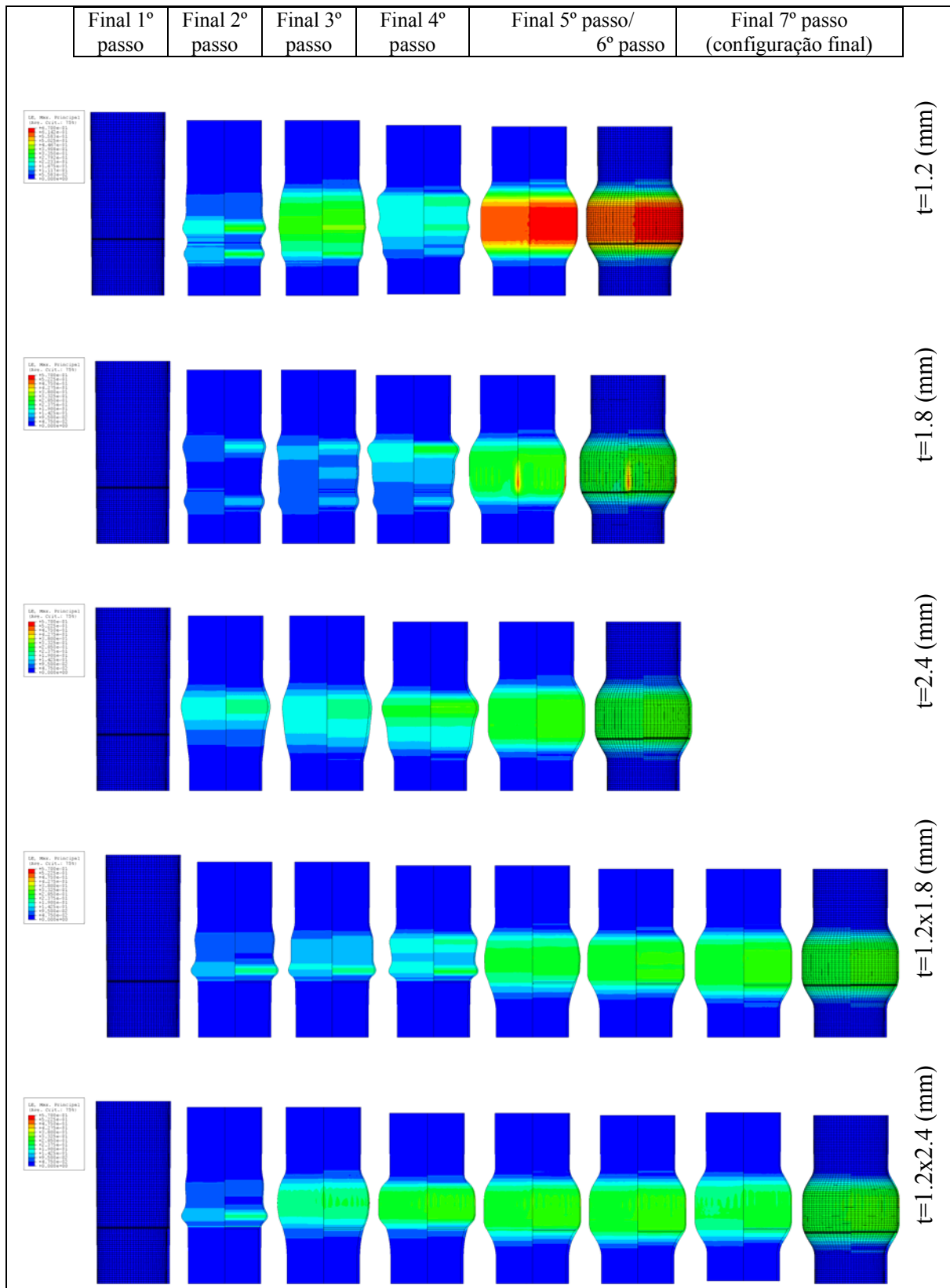


Figura 4.9 – Configurações deformadas para o caso A.

4.4.3.2 Caso B

As figuras seguintes apresentam os resultados obtidos para os modelos onde o cordão de soldadura foi colocado a uma altura de 66.8 (mm). Mais uma vez foram considerados 3 modelos de espessura única de 1.2, 1.8 e 2.4 (mm) e também os modelos com duas espessuras de 1.2x1.8 (mm) e 1.2x2.4 (mm). O cordão de soldadura encontra-se colocado no centro da protuberância em termos de posição vertical. A variação da espessura para os diferentes modelos do caso B encontra-se na Figura 4.10, a variação da espessura da parede dos tubos encontra-se em referência à posição inicial anterior ao processo de conformação.

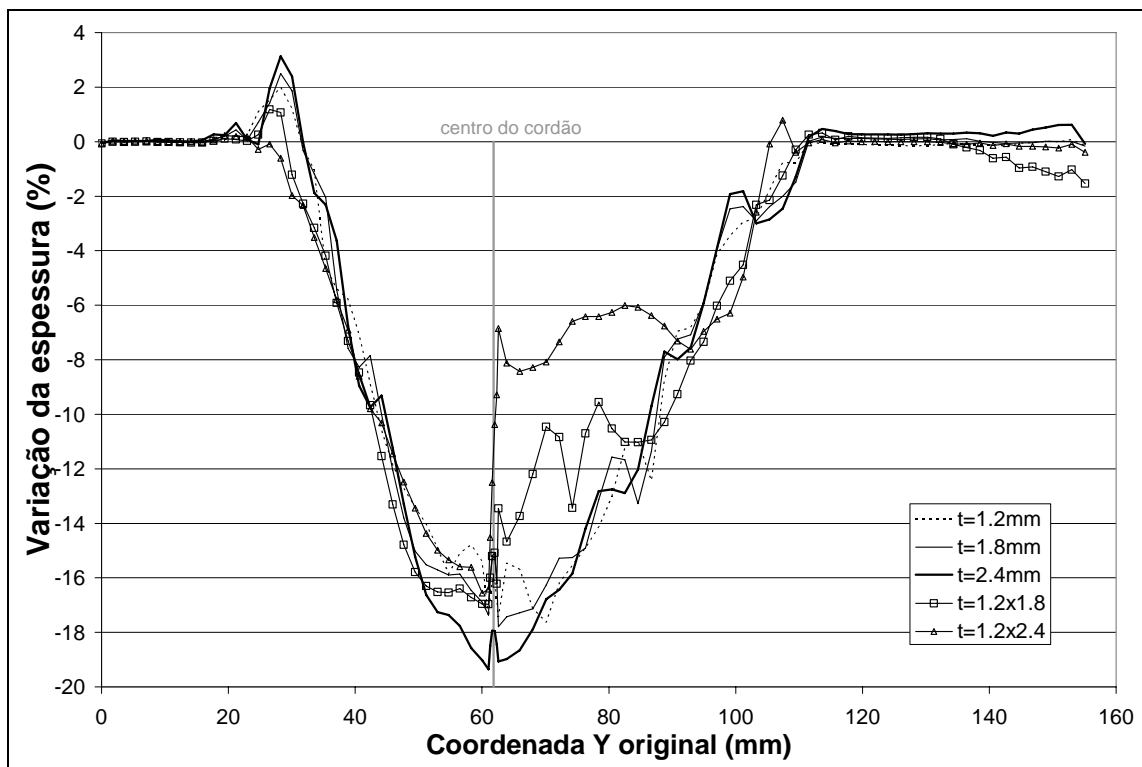


Figura 4.10 – Distribuição da variação da espessura para o caso B.

A Figura 4.11 apresenta as curvas de carregamento obtidas para os diferentes modelos do caso B. Nestas curvas de carregamento é apresentada a pressão interna do fluido e o deslocamento vertical imposto na extremidade superior do tubo.

Observe-se que o deslocamento final imposto é idêntico para todos os modelos. O mesmo não sucede para a pressão final, esta varia de modo a que, no final, a parede do tubo, se encontre na totalidade em contacto com a superfície do molde. Nos modelos onde foram utilizadas espessuras superiores existiu a necessidade de aumentar a pressão final do fluido de modo a que o componente apresentasse a geometria desejada.

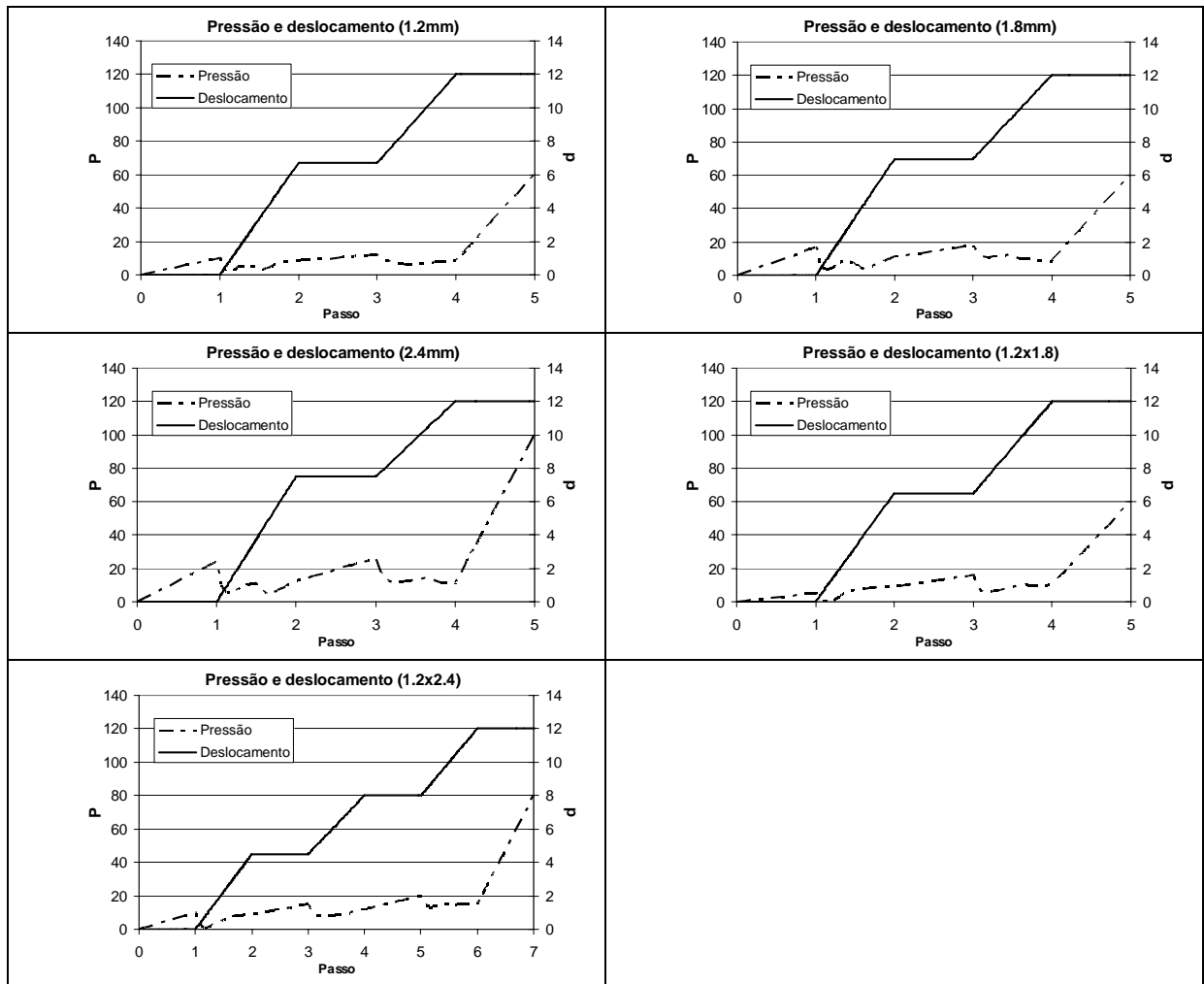


Figura 4.11 – Curvas de carregamento (pressão/deslocamento imposto) para o caso B.

A Figura 4.12 apresenta as deformadas dos modelos do caso B. Cada figura representa um estado de evolução que corresponde ao final de cada passo de pressão ou de deslocamento. As sequências apresentam apenas uma exceção em relação à afirmação anterior visto que as duas figuras mais à direita de cada sequência apresentam a configuração final mas uma delas apresenta a malha de elementos finitos de modo a ser detectada a posição do cordão de soldadura. À direita de cada sequência encontra-se a espessura ou as espessuras iniciais utilizadas para cada modelo. O gradiente de cores representa a distribuição da deformação logarítmica nos pontos de integração onde no lado esquerdo de cada imagem aparece a superfície exterior e no lado direito aparece a superfície interior.

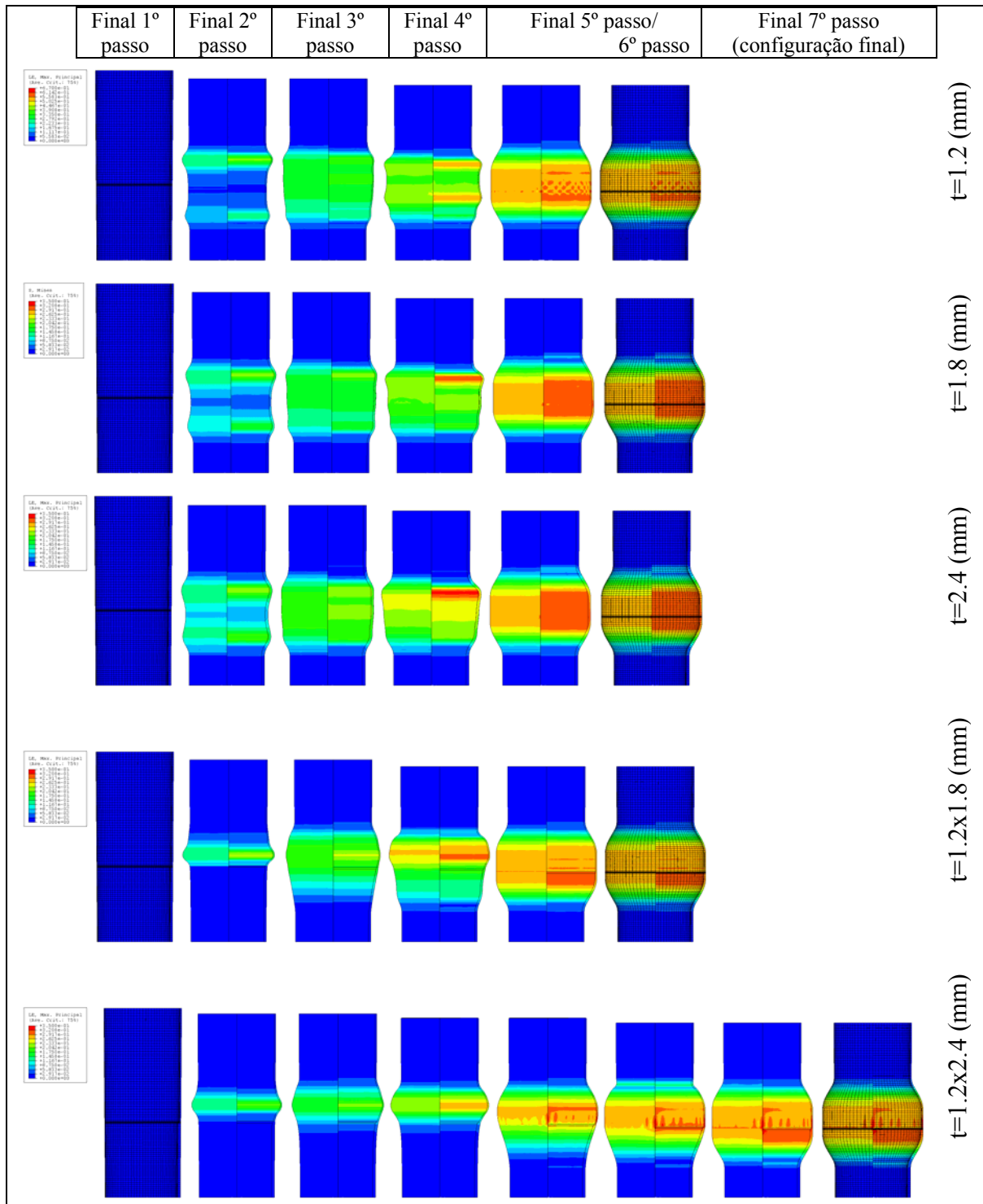


Figura 4.12 – Configurações deformadas para o caso B.

4.4.3.3 Caso C

O último caso considerado utilizando elementos sólidos corresponde ao caso C no qual o cordão de soldadura foi colocado a uma altura de 83.4 (mm) em todos os modelos. Neste caso o cordão de soldadura encontra-se na parte superior da protuberância. Idêntico aos casos anteriores, foram considerados os modelos com espessuras únicas de 1.2, 1.8 e 2.4 (mm) e os modelos com duas espessuras de 1.2x1.8 (mm) e 1.2x2.4 (mm). A distribuição da variação da espessura para diferentes posições verticais no tubo para os vários modelos encontra-se na Figura 4.13.

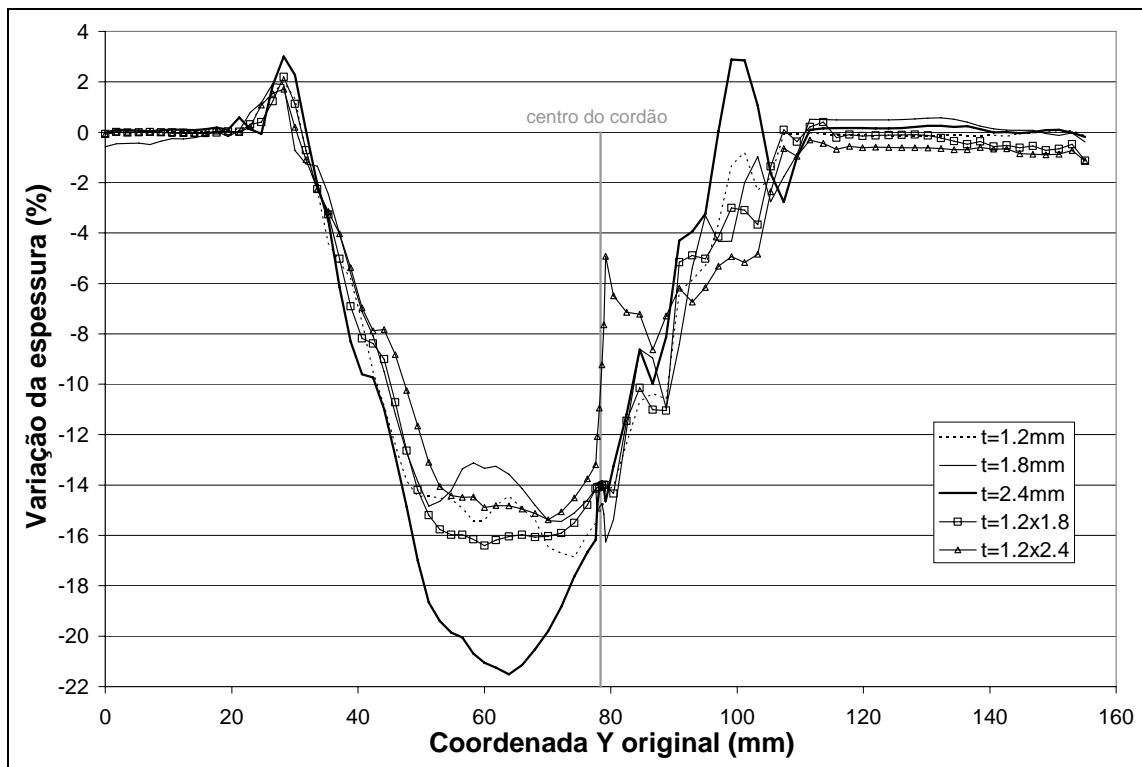


Figura 4.13 – Distribuição da variação da espessura para o caso C.

As curvas de carregamento obtidas para o caso C encontram-se na Figura 4.14. Mais uma vez se pode observar a existência de modelos que foram concluídos em cinco passos e outros em sete passos como os de espessuras 1.2x1.8 (mm) e 1.2x2.4 (mm). Observe-se também a variação existente da pressão final nos vários modelos e que anteriormente foi justificado o seu motivo. Neste conjunto de modelos encontra-se um caso particular no tubo com espessura inicial de 2.4 (mm). Neste modelo foi impossível concluir com sucesso o processo de conformação, assim apresentam-se os resultados incompletos até ao instante em que o processo foi interrompido.

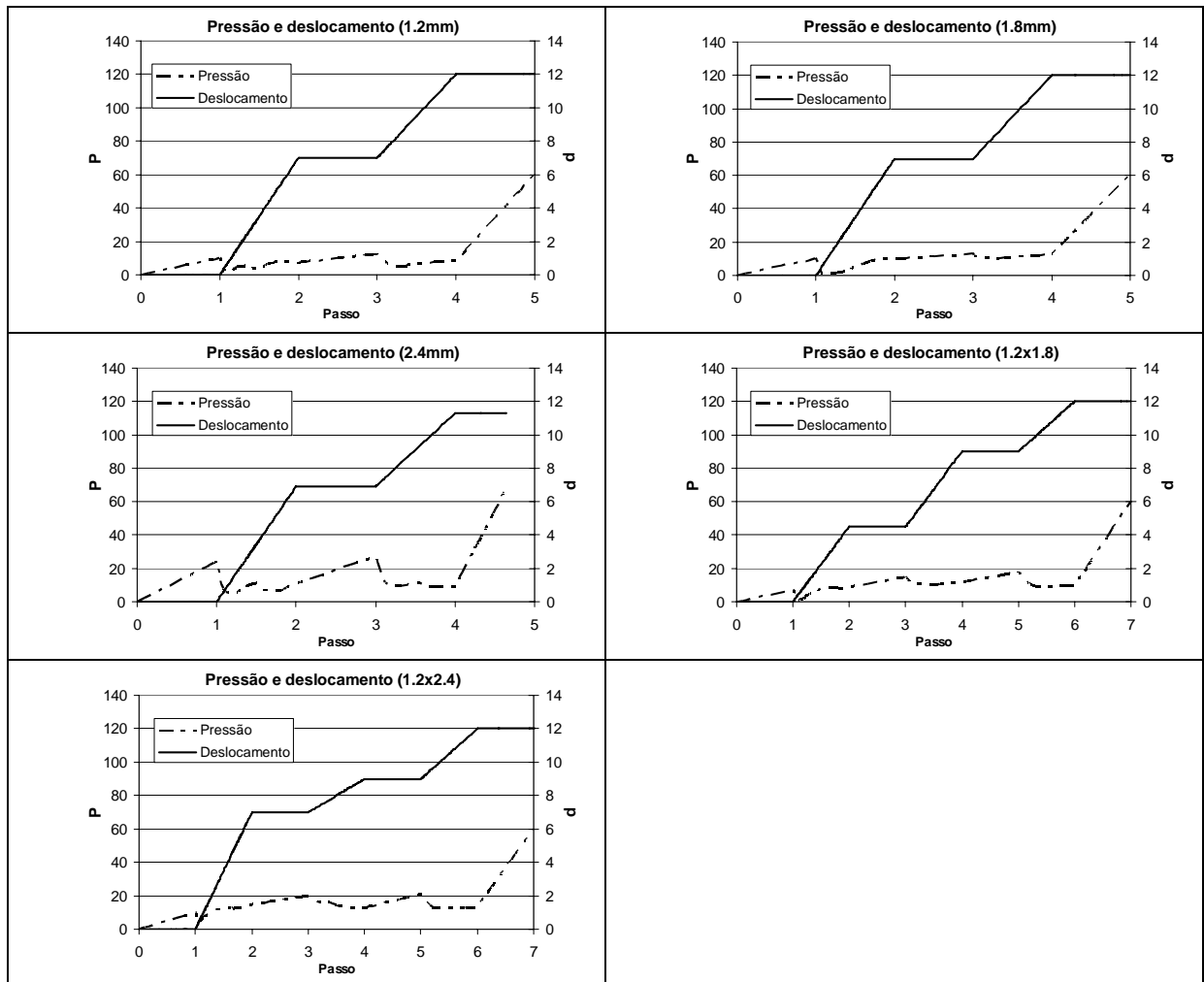


Figura 4.14 – Curvas de carregamento (pressão/deslocamento imposto) para o caso C.

Neste último caso (caso C) as configurações deformadas encontram-se na Figura 4.15. Estas são as configurações do tubo no final de cada passo de carregamento, exceptuando a figura mais à direita que representa a mesma configuração com a diferença de estar representada também a malha de elementos finitos e assim poder ser distinguida a posição final do cordão de soldadura. O gradiente de cores apresentado indica a distribuição da deformação logarítmica nos pontos de integração em que no lado esquerdo está representada a superfície exterior e no lado direito a superfície interior. Neste conjunto de figuras também estão contidas as deformadas para o modelo de espessura 2.4 (mm) que como foi referido anteriormente não foi concluído com sucesso. No topo da figura apresenta-se a posição a que corresponde cada imagem e do lado direito apresenta-se a espessura ou as espessuras iniciais de cada sequência.

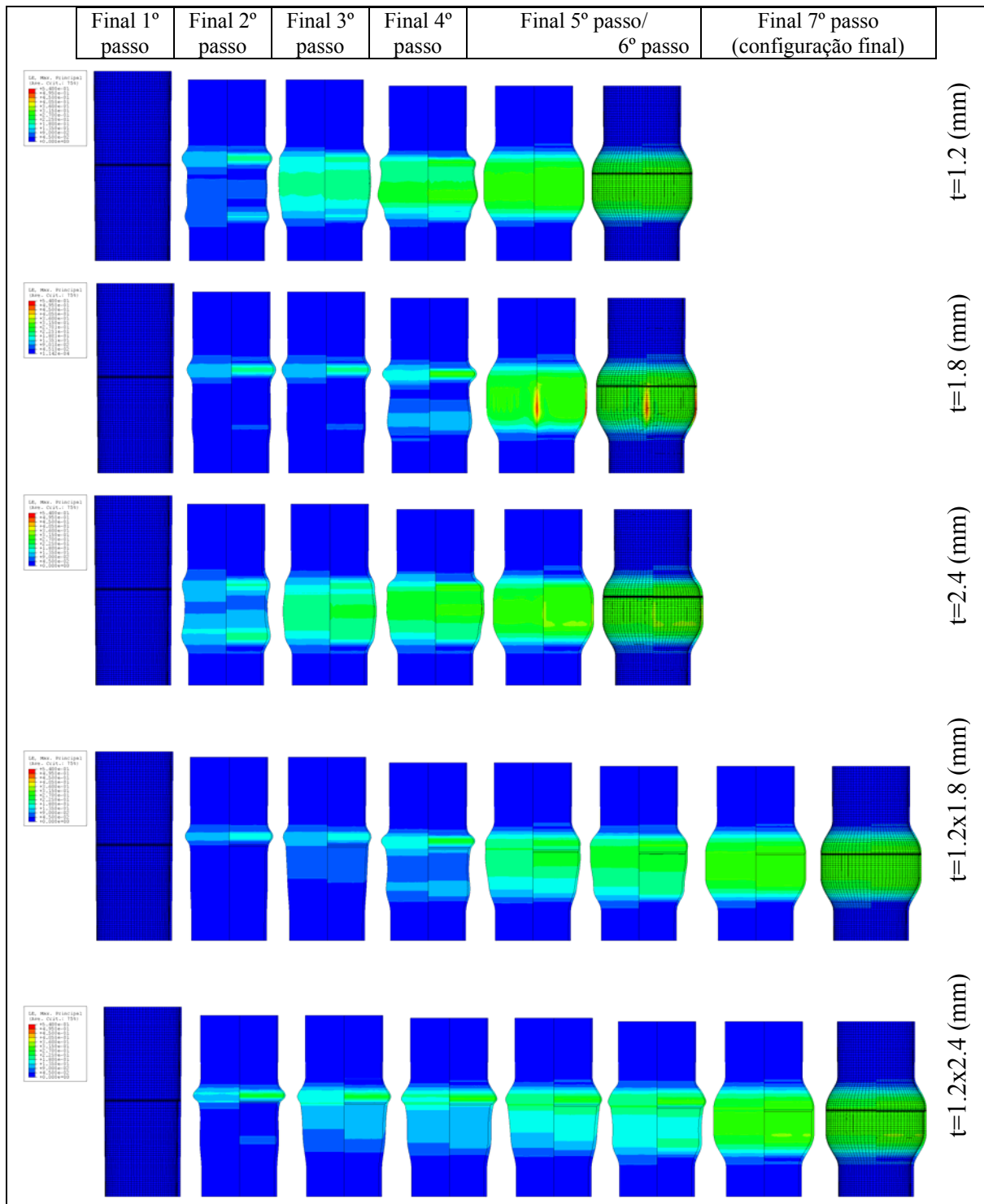


Figura 4.15 – Configurações deformadas para o caso C.

Nas secções anteriores foram apresentados individualmente os resultados obtidos para cada caso de estudo. Os resultados apresentados incluíam a espessura do tubo após o processo de conformação, as curvas de carregamento constituídas pelo deslocamento axial imposto na extremidade superior do tubo e pela pressão interna no fluido e, finalmente, as

configurações deformadas em diferentes instantes intermédios do processo, bem como a configuração final obtida para cada modelo.

Na secção seguinte será feito um estudo de conjunto que será focado no comportamento do cordão de soldadura. O deslocamento axial do cordão de soldadura durante o processo será particularmente salientado.

4.4.4 Movimento axial do cordão de soldadura

O estudo do comportamento do cordão de soldadura ao nível do seu deslocamento axial, revela-se como sendo um aspecto bastante importante na completa caracterização do processo em causa.

Na Figura 4.16 apresentam-se os deslocamentos axiais obtidos para cada um dos modelos em função da posição inicial do cordão de soldadura. Cada conjunto de pontos representa uma espessura ou espessuras dos tubos.

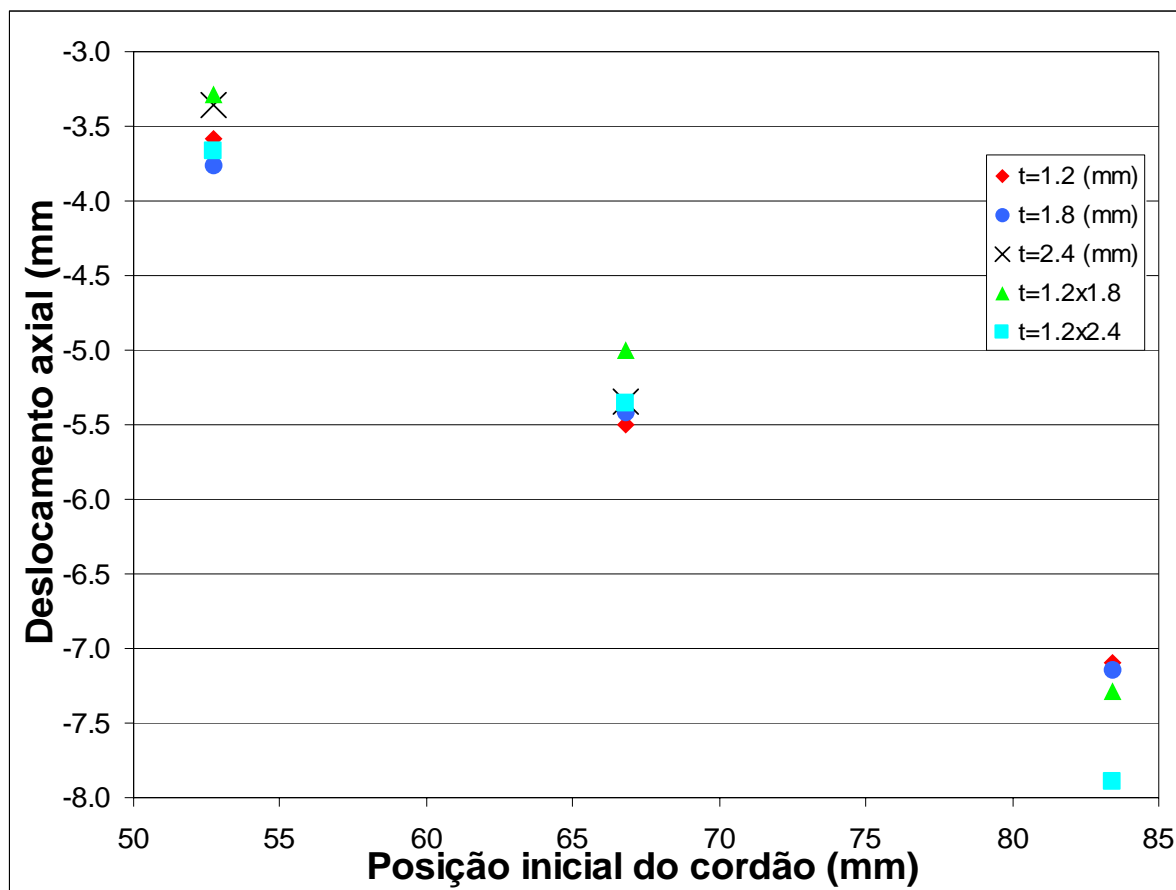


Figura 4.16 – Deslocamento axial do cordão para diferentes posições iniciais.

O deslocamento axial do cordão pode ser apresentado em função da espessura inicial do tubo, para os tubos de espessura inicial constante. Na Figura 4.17 apresentam-se as evoluções do deslocamento axial para diferentes espessuras iniciais e para diferentes posições iniciais do cordão de soldadura.

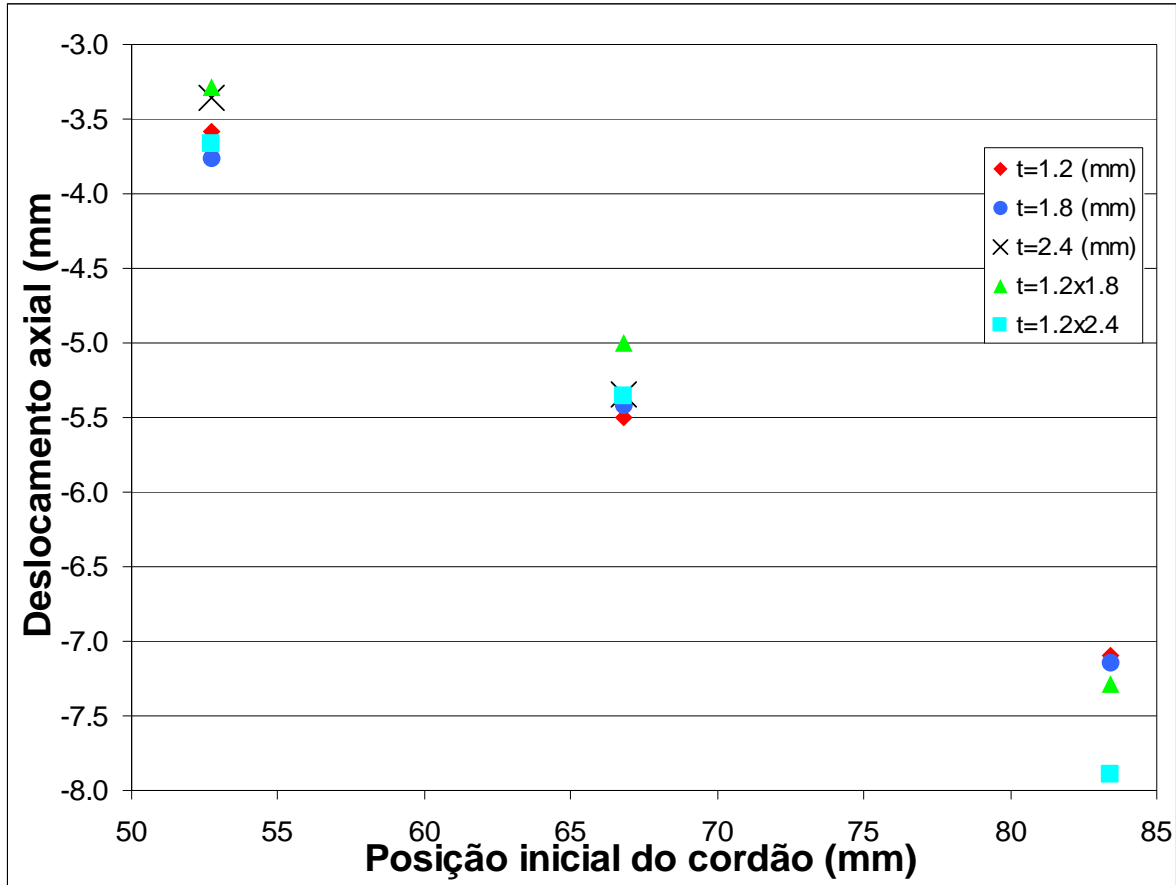


Figura 4.17 – Deslocamento axial do cordão para diferentes espessuras iniciais.

Semelhante à figura anterior, a Figura 4.18 apresenta os deslocamentos axiais do cordão de soldadura mas neste caso em função do rácio entre espessuras dos tubos. Visto que foram considerados tubos com duas espessuras iniciais, considera-se o rácio entre espessuras como sendo a razão entre a maior e a menor dessas duas espessuras. Assim para um tubo com espessuras de 1.2x1.8 (mm) admite-se que tem um rácio entre espessuras de 1.5 e para um tubo com espessuras de 1.2x2.4 (mm) admite-se que o rácio é de 2.0. Deste modo são construídas as curvas apresentadas na Figura 4.18 e cada uma delas representa uma posição inicial do cordão de soldadura.

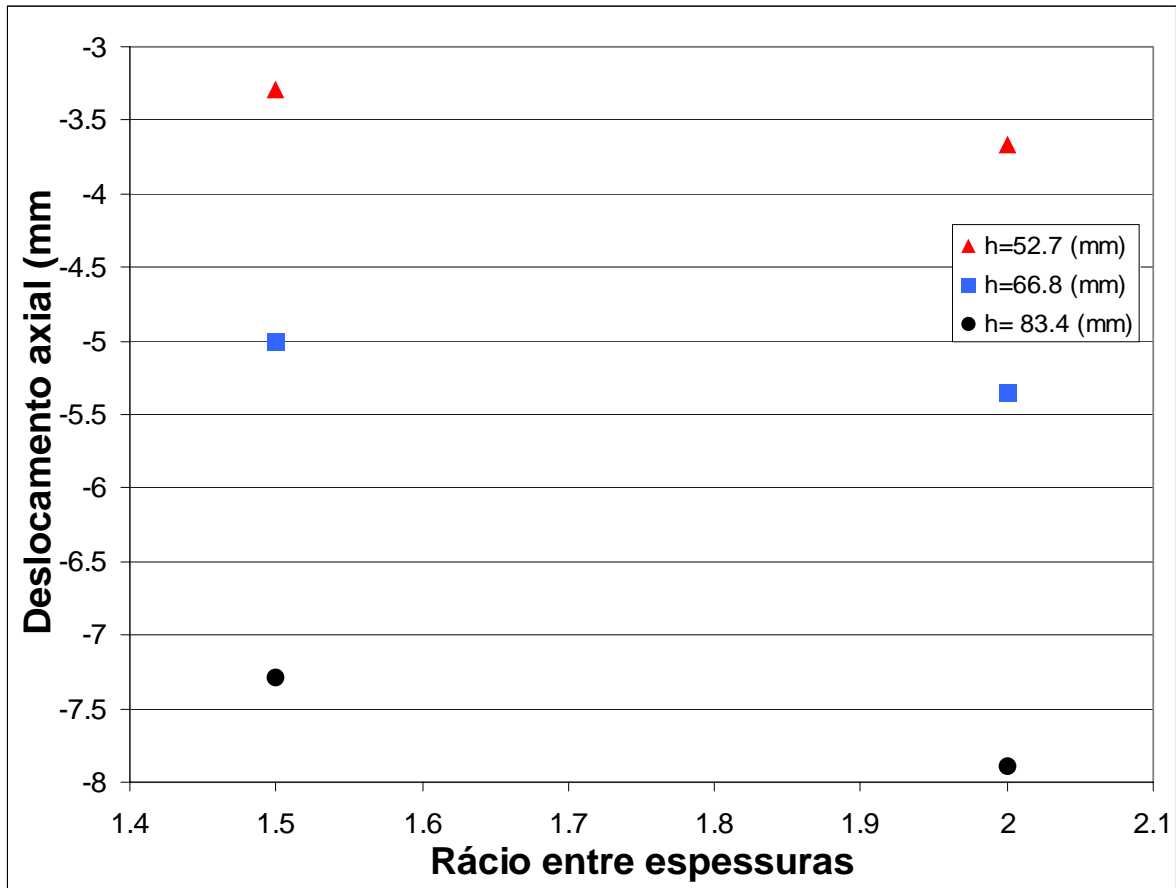


Figura 4.18 – Deslocamento axial do cordão para diferentes rácios entre espessuras.

A apresentação dos resultados obtidos para o deslocamento axial do cordão de soldadura foi efectuada nesta secção. Em seguida serão analisados os resultados obtidos neste capítulo e será feita uma discussão desses mesmos resultados.

4.5 Análise e discussão dos resultados

Este capítulo iniciou com uma breve introdução ao Método dos Elementos Finitos que incidiu particularmente nos elementos sólidos. Apresentou-se também, de forma resumida, os principais conceitos relativamente ao Método das Extensões Acrescentadas, utilizado na formulação dos elementos considerados para a simulação do processo de hidroformagem. Esta formulação tem como finalidade a redução de problemas de retenção presentes em processos tecnológicos, dentre os quais o processo de hidroformagem tubular.

Na secção 4.4.2 foi feito um estudo com duas vertentes, uma incidiu sobre a utilização de um ou, em alternativa, cinco elementos ao longo do cordão de soldadura. Uma outra vertente recaiu sobre a possibilidade de utilização de elementos sólidos existentes na

biblioteca do programa comercial *ABAQUS*, denominados C3D8 ou, em alternativa, utilizar elementos com um campo de extensões acrescentadas desenvolvidos no grupo.

Em relação à consideração do número de elementos a utilizar verifica-se a necessidade de introduzir algum detalhe nos modelos visto que a utilização de um elemento na zona do cordão aparenta não captar as variações existentes na zona do cordão. Assim, optou-se por considerar a colocação de cinco elementos no cordão de soldadura. Em relação à escolha dos elementos a adoptar, os resultados não são esclarecedores embora o comportamento de ambos os elementos seja bastante semelhante havendo apenas diferenças nas proximidades do cordão de soldadura. Tal facto permitiu validar a própria formulação que serve de base ao elemento finito, para os exemplos testados. A utilização de elementos HCi12 apresentar-se-ia, então, como uma alternativa possível relativamente aos elementos presentes em bibliotecas de *software* comercial.

Na secção 4.4.3 o estudo incidiu, primeiro, na consideração de diferentes posições para o cordão de soldadura. A utilização de diferentes espessuras para os tubos, bem como a consideração de peças constituídas por dois tubos soldados topo a topo com diferentes espessuras. Nestes modelos, a caracterização do cordão de soldadura foi tida em conta, tendo sido definida uma geometria com secção trapezoidal conforme apresentada nas figuras 4.1 a) e 4.3. De igual forma, foram também levadas em consideração as propriedades do cordão de soldadura.

Relativamente aos resultados obtidos no caso A, verifica-se um comportamento bastante irregular dos diferentes modelos. Verifica-se também, em todos os modelos, a ocorrência de variações de espessura mais reduzidas na zona do cordão de soldadura. A utilização de propriedades distintas nesta região originou esta situação.

Dos resultados obtidos no caso B também se retiram algumas conclusões. O comportamento dos modelos com espessura inicial constante é bastante similar entre eles. As maiores variações de espessura nestes modelos ocorre nas vizinhanças do cordão de soldadura, embora o cordão em si não verifique variações tão acentuadas.

O caso C contém os valores para a variação da espessura mais idênticos entre os diferentes modelos, exceptuando o modelo com 2.4 (mm) de espessura inicial que como foi referido anteriormente não foi concluído, tendo sido impossível concluir com sucesso a simulação numérica deste modelo. Quer pelo posicionamento do cordão de soldadura, quer pela elevada espessura do tubo, o processo apresentou dificuldades de convergência. Assim, os resultados referentes a este modelo são os resultados parciais e deverão ser ignorados

para o referido estudo. Na Figura 4.19 observa-se que o componente não se encontra totalmente encostado ao molde.

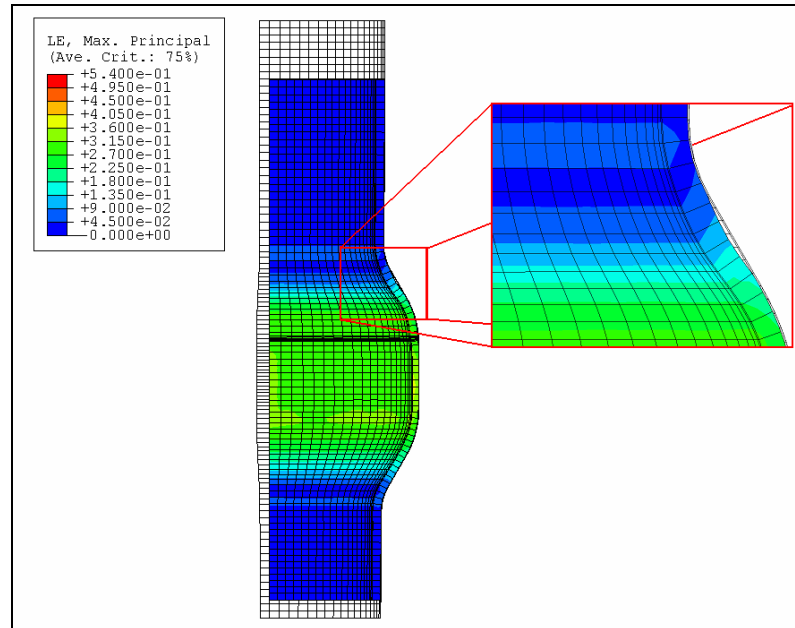


Figura 4.19 – Vista em pormenor do modelo com cordão de soldadura colocado a 83.4 (mm) e espessura inicial de 2.4 (mm).

Verificou-se para a totalidade dos modelos que a introdução da geometria e de propriedades mais realistas na zona do cordão de soldadura influencia os resultados obtidos. A existência de algumas zonas nas diferentes curvas com gradientes de variação de espessura elevados está relacionada com as zonas onde ocorre a formação das primeiras ondulações na superfície dos tubos. Estas ondulações provocadas por fenómenos de instabilidade conduzem a uma redução da espessura localizada na zona central, do ponto de vista vertical, da ondulação. Esta redução de espessura não é anulada e está presente no final do processo de conformação. Assim, pode-se concluir que o processo é bastante dependente do caminho percorrido. Entenda-se por caminho, como sendo as curvas referentes ao deslocamento imposto e à pressão interna do fluido, visto que é através deste que é controlada a existência de ondulações.

Na secção 4.4.4 apresentaram-se os resultados obtidos para o deslocamento axial do cordão de soldadura. O deslocamento do cordão tem um comportamento aproximadamente linear com a variação da posição deste no tubo (Figura 4.16). Verifica-se que para a curva constituída pelos tubos com espessura inicial de 2.4 (mm) a perda da linearidade provocada pela não conclusão do processo para o tubo com o cordão de soldadura colocado a 83.4 (mm).

Os resultados obtidos para o deslocamento do cordão em função da espessura inicial do tubo (Figura 4.17) não são conclusivos. Verifica-se apenas a dependência do deslocamento do cordão com as curvas de carregamento.

Nos modelos onde foram utilizados tubos constituídos por duas peças de espessura distinta apenas é possível concluir que o aumento do rácio entre espessuras produz um deslocamento superior do cordão de soldadura.

4.6 Referências

- [1] R. J. Alves de Sousa, “*Modelação de Problemas Incompressíveis pelo Método das Deformações Acrescentadas em Domínios Tridimensionais*”, Tese de Mestrado, Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2002.
- [2] O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor, “*The Finite Element Method*”, 5th ed., Vol. 1&2, McGraw-Hill, New York, 2000.
- [3] T.J.R. Hughes, “*The Finite Element Method*”, Prentice-Hall, New Jersey, 1987.
- [4] L.M.P.A. Costa Sousa, “*Modelação Termomecânica de Processos de Enformação Plástica por Formulações Mistas*”, Tese de Doutoramento, Universidade do Porto, 1993.
- [5] R.M. Natal Jorge, “*Modelação de Problemas Incompressíveis pelo Método das Deformações Acrescentadas baseado em Modos Compatíveis*”, Tese de Doutoramento, Universidade do Porto, 1997.
- [6] J.M.A. César de Sá, F.D. Almeida, “*Métodos de solução por elementos finitos de problemas estruturais incompressíveis e análise de espaços de solução*”, Proceedings X Congresso Ibero Latino Americano Métodos Computacionais em Engenharia (MECOM 89), 921-936, Porto, 1989.
- [7] O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor, J.M. Baynham, “*Mixed and irreducible formulations in finite element analysis, Hybrid and Mixed Finite Element Methods*”, S.N. Atluri et al. (eds.), John Wiley & Sons, 405-431, London, 1983.
- [8] M. Pastor, M. Quecedo, O.C. Zienkiewicz, , “*A mixed displacement-pressure formulation for numerical analysis of plastic failure*”, Computers and Structures, Vol.62, 13-23, 1997.
- [9] J.M.A. César de Sá, L.M. Costa Sousa, M.L. Madureira, “*Mixed finite element model for forging processes with adaptive mesh refinement*”, Proceedings of the 5th

- International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes (Numiform'95), Ithaca, New York, USA, 1995.
- [10] O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor, J.M. Too, "*Reduced integration technique in general analysis of plates and shells*", International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.3, 275-290, 1971.
- [11] Y. Basar, D. Weicher, "*Nonlinear continuum mechanics of solids*", Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 2000.
- [12] J.C. Simo, M.S. Rifai, "*A class of mixed assumed strain methods and the method of incompatible modes*", International Journal of Numerical Methods in Engineering, 29, 1595-1638, 1990.
- [13] U. Andelfinger, E. Ramm, "*EAS-Elements for two-dimensional, three-dimensional, plate and shells and their equivalence to HR-elements*", International Journal of Numerical Methods in Engineering, 36, 1413-1449, 1993.
- [14] M. Bischoff, E. Ramm, "*Shear deformable shell elements for large strains and rotations*", International Journal of Numerical Methods in Engineering, 40, 4427-4449, 1997.
- [15] S. Klinkel, W. Wagner, "*A geometrical nonlinear brick element based on the eas-method*", International Journal of Numerical Methods in Engineering, 40, 4529-4545, 1997.
- [16] S. Klinkel, F. Gruttman, W. Wagner, "*A continuum based 3D-shell element for laminated structures*", Computers and Structures, 71, 43-62, 1999.
- [17] R.A. Fontes Valente, R.M. Natal Jorge, R.P.R. Cardoso, J.M.A. César de Sá, J.J. Grácio, "*On the use of an enhanced transverse shear strain shell element for problems involving large rotations*", Computational Mechanics, 30, 286-296, 2003.
- [18] L. Vu-Quoc, X.G. Tang, "*Optimal solid shells for nonlinear analysis of multilayer composites. Part I: statics*", Computational Methods in Applied Mechanical Engineering, 192, 975-1016, 2003.
- [19] J.C. Simo, F. Armero, "*Geometrically non-linear enhanced strain mixed methods and the method of incompatible modes*", International Journal of Numerical Methods in Engineering, 33, 1413-1449, 1992.
- [20] C. Miehe, "*A theoretical and computational model for isotropic elastoplastic stress analysis in shells at large strains*", Computational Methods in Applied Mechanical Engineering, 155, 193-233, 1998.

- [21] J.C.,Simo, F. Armero, R.L. Taylor, “*Improved versions of assumed enhanced strain tri-linear elements for 3D finite deformation problems*”, Computational Methods in Applied Mechanical Engineering, 110, 359-386, 1993.
- [22] K.J. Bathe, “*Finite element procedures*”, 2nd ed., Prentice-Hall, New Jersey, USA, 1996.
- [23] A. Masud, C.L. Tham, W.K. Liu, “*A stabilized 3D co-rotational formulation for geometrically nonlinear analysis of multi-layered composite shells*”, Computational Mechanics, 26, 1-12, 2000.
- [24] A. Masud, C.L. Tham, “*Three-dimensional corotational framework for finite deformation elasto-plastic analysis of multi-layered composite shells*”, AIAA Journal, 38, 1-8, 2000.
- [25] R.A. Fontes Valente, R.J. Alves de Sousa, R.M. Natal Jorge, “*An enhanced strain 3D element for large deformation elastoplastic thin-shell applications*”, Computational Mechanics, 34, 38-52, 2004.
- [26] M.P.L. Parente, R.A. Fontes Valente, R.M. Natal Jorge, R.P.R. Cardoso, R.J. Alves de Sousa, “*Sheet metal forming using EAS solid-shell finite elements*”, submetido no Finite Elements in Analysis and Design, ,2005.
- [27] R.M. Natal Jorge, A.P. Roque, M.L.P. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*Simulation of tubular hydroforming*”, The Fourth International Conference on Engineering Computational Technology, 2004, Setembro, Lisboa, Portugal.
- [28] A.P. Roque, R.M. Natal Jorge, M.P.L. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*Hydroforming of Tailor-Welded Tubular Blanks*”, Proceedings of The 8th ESAFORM Conference on Material Forming, 2005, Abril, Cluj-Napoca, Roménia.
- [29] A.P. Roque, R.M. Natal Jorge, M.P.L. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*Hydroforming of Tailor-Welded Tubular Blanks*”, Congreso de Métodos Numéricos en Ingeniería, 2005, Julho, Granada, Espanha.
- [30] A.P. Roque, R.M. Natal Jorge, M.P.L. Parente, R.A.F. Valente, A.A. Fernandes, “*The Influence of Heat Affected Zone on Hydroforming with Tailor-Welded Tubular Blanks*”, VIII International Conference on Computational Plasticity Fundamentals and Applications (Complas 2005), 2005, Setembro, Barcelona, Espanha.
- [31] R.M. Natal Jorge, A.P. Roque, R.A.F. Valente, M.P.L. Parente, A.A. Fernandes, “*Study of Hydroformed Tailor-Welded Tubular Parts with Dissimilar Thickness*”, submetido para publicação no Journal of Materials Processing Technology.

- [32] A. Reis, P. Teixeira, J. Ferreira Duarte, A. Santos, A. Barata da Rocha, A.A. Fernandes, “*Tailored welded blanks—an experimental and numerical study in sheet metal forming on the effect of welding*”, Computers and Structures, 82, 1435-1442, 2004.
- [33] R.P.R. Cardoso, Jeong-Whan Yoon, “*One point quadrature shell elements for sheet metal forming analysis*”, Arch. Comput. Meth. Engng., 12, 3-66, 2005.
- [34] R.J. Alves de Sousa, R.P.R. Cardoso, R.A. Fontes Valente, Jeong-Whan Yoon, J.J. Grácio, R.M. Natal Jorge, “*A new one-point quadrature enhanced assumed strain (EAS) solid-shell element with multiple integration points along thickness. Part II – Nonlinear applications*”, aceite para publicação no International Journal for Numerical Methods in Engineering.
- [35] R.J. Alves de Sousa, R.M. Natal Jorge, R.A. Fontes Valente, J.M.A. César de Sá, “*A new volumetric and shear locking-free 3D enhanced strain element*”, Engineering Computations, 20, 896-925, 2003.
- [36] A.J. Baptista, J.L. Alves, M.C. Oliveira. D.M. Rodrigues, L.F. Menezes, “*Numerical simulation of multi-step deep-drawing processes*”, Proceedings of The 8th ESAFORM Conference on Material Forming, 2005, Abril, Cluj-Napoca, Roménia.

5 Conclusões e desenvolvimentos futuros

O objectivo principal da presente dissertação foi efectuar um estudo aprofundado sobre a utilização de tubos soldados topo a topo (TWB) no processo de hidroformagem. Este estudo incidiu sobre uma geometria em particular na qual foram utilizadas diferentes posições para o cordão de soldadura, diferentes espessuras para os tubos e diferentes combinações de espessuras com a utilização de tubos compostos por duas secções com espessura diferente.

O trabalho realizado foi totalmente numérico e permitiu obter um conhecimento aprofundado sobre o comportamento de diferentes classes de elementos finitos para a modelação e simulação do processo de hidroformagem tubular. Permitiu também uma comparação dos resultados obtidos com resultados experimentais publicados. A utilização de elementos de casca, no capítulo 3, permitiu obter resultados num menor espaço de tempo. A modelação de exemplos é bastante mais simples bem como a sua posterior simulação. Este tipo de análise, no entanto, são pouco satisfatórias quando existe a necessidade de simular geometrias mais complexas ou quando a espessura dos exemplos não permite que estes sejam considerados cascas finas. Verificou-se que para os exemplos em causa neste trabalho a modelação do cordão de soldadura com a introdução de espessuras diferentes e com a necessidade de incluir propriedades na zona afectada pelo calor, a utilização de elementos de casca não permitiam efectuar uma correcta transição geométrica entre as duas espessuras. Além de que, é discutível considerar os modelos em causa como sendo cascas finas. No entanto, os resultados obtidos são bastante interessantes e permitiram adquirir informações úteis para a realização dos modelos baseados em elementos sólidos.

No capítulo 4 foram utilizados elementos sólidos de 8 nós para a modelação dos exemplos. Através da utilização destes elementos foi possível introduzir uma geometria realista para o cordão de soldadura bem como a utilização de propriedades diferenciadas na zona do cordão de soldadura. Os elementos utilizados neste capítulo incluem uma formulação com a inclusão de extensões acrescentadas. Esta formulação permite, comparativamente a formulações tradicionais, ultrapassar problemas de retenção volumétrica e uma reprodução bastante razoável do campo de espessuras.

Os resultados obtidos nos capítulos 3 e 4 permitem no conjunto a elaboração de uma base de dados que fornece preciosa ajuda na concretização de aplicações industriais.

Embora o elemento sólido tridimensional utilizado seja bastante robusto, ainda apresenta alguns problemas de retenção volumétrica. Futuros desenvolvimentos passam pelo aperfeiçoamento do elemento neste aspecto.

A realização de um trabalho numérico revela-se importante para complementar um trabalho experimental. Futuros desenvolvimentos deste trabalho passam pela obtenção de um conjunto de resultados experimentais com o objectivo de validar toda a metodologia aplicada.

Investigação sobre a optimização do processo poderá também ser um passo no futuro. Uma correcta previsão da posição final do cordão de soldadura é um aspecto que terá interesse do ponto de vista industrial. Também a optimização das curvas de carregamento de modo a minimizar a redução da espessura leva à obtenção de melhores resultados finais.

A utilização de materiais diferentes, é um tópico muito interessante e que merece vir a ser estudado. A combinação resultante da utilização de materiais diferentes com tubos de diferentes espessuras, é outro assunto que deverá ser objecto de estudo.