



UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Cátia Gomes Carvalheiro

**ESTUDO NUMÉRICO DO RETORNO ELÁSTICO
TORCIONAL EM COMPONENTES DE
GEOMETRIA COMPLEXA**

**Dissertação no âmbito do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, na
especialidade de Produção e Projeto orientada pelo Professor Doutor Diogo
Mariano Simões Neto e apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da
Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra**

Julho de 2021

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Estudo numérico do retorno elástico torcional em componentes de geometria complexa

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia
Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto

Numerical analysis of twist springback in components with complex geometry

Autor

Cátia Gomes Carvalheiro

Orientador

Diogo Mariano Simões Neto

Júri

Presidente

**Professor Doutor Luís Filipe Martins Menezes
Professor Catedrático da Universidade de Coimbra**

Orientador

**Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto
Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra**

Vogal

**Professora Doutora Marta Cristina Cardoso de Oliveira
Professora Associada da Universidade de Coimbra**

Coimbra, julho, 2021

“Num deserto sem água
Numa noite sem lua
Num país sem nome
Ou numa terra nua

Por maior que seja o desespero
Nenhuma ausência é mais funda do que a tua”

Sophia de Mello Breyner Andresen

Para a minha avó, Teresa.

Agradecimentos

Em primeiro lugar gostaria de agradecer ao meu orientador Diogo Neto pela disponibilidade, ajuda, colaboração e pela amizade que desenvolvemos no decorrer deste projeto. Agradeço ainda por ter acreditado em mim e nas minhas capacidades e por todas as palavras de conforto nos momentos mais difíceis. Pela forma genuína e generosa que me tratou e por todos os dias me ensinar sempre um bocadinho mais. Agradeço também o tema de trabalho que me forneceu e no qual fui muito feliz a desenvolvê-lo.

O meu mais sincero obrigado.

À minha amiga Bárbara que durante dezoito anos fez parte da minha vida e que iniciou este bonito caminho ao meu lado apoiando-me em todos os momentos. Obrigada pela tranquilidade e pela positividade que me transmite e por seres um ser cheio de luz e alegria. Juntas estaremos na eternidade relembrando a nossa passagem. Obrigada.

Agradeço aos meus pais por todo o amor que sempre me deram e por me mostrarem o lado mais bonito da vida. Por me deixarem sonhar e por acreditarem em mim. Pelo esforço que fazem diariamente para me dar o melhor e por tudo o que me ensinaram. O vosso colo é o melhor do mundo.

Ao meu irmão, Cristian. Obrigada por encheres o meu coração de amor e alegria. Por apaziguares as minhas dores e intensificares os bons momentos. Todos os dias aprendo a ser melhor contigo.

A todos os meus amigos, obrigada por fazerem este caminho comigo. Pelo apoio e pela ajuda.

Esta dissertação foi realizada no âmbito do projeto “IfDamagElse: Modelling and numerical simulation of damage in metallic sheets: anisotropic behaviour and tension-compression asymmetry coupled approach for formability prediction” (PTDC/EME-EME/30592/2017), cofinanciados pela Fundação Portuguesa para a Ciência e Tecnologia (FCT) e pelo Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER), através do Programa Operacional Competitividade e Internacionalização (POCI-01-0145-FEDER-030592 e UIDB/00285/2020).



Resumo

Devido ao esforço constante em reduzir o peso dos veículos e atender à pressão da economia para que se aumente a sua segurança, os aços avançados de alta resistência e as ligas de alumínio estão a ganhar cada vez mais popularidade. A relação entre resistência e peso nestes materiais é muito superior quando comparada com outros materiais (aços macios). No entanto, o elevado retorno elástico após a conformação plástica é uma das desvantagens destes materiais, comprometendo a qualidade do produto final. Para prever a ocorrência de defeitos durante o processo de estampagem e posteriormente fazer a sua correção têm sido desenvolvidas ferramentas de produção virtual, nomeadamente a simulação numérica com o método dos elementos finitos. Desta forma, uma previsão correta permite reduzir o ciclo de desenvolvimento das ferramentas de estampagem, fazendo compensação do retorno elástico sem ter de fazer vários ciclos experimentais de tentativa-erro, poupando tempo e dinheiro.

Este estudo tem como objetivo realizar a análise numérica do retorno elástico torcional num componente de geometria complexa, recorrendo ao programa de elementos finitos DD3IMP. Este componente de estudo foi proposto pela organização da conferência NUMISHEET. A modelação do comportamento elasto-plástico do material da chapa utiliza uma vasta gama de dados experimentais fornecidos para o aço de alta resistência DP980 e uma liga de alumínio 6xxx. Para além do efeito do material da chapa no retorno elástico, analisa-se também o efeito de outros parâmetros como: (i) coeficiente de atrito; (ii) freio de retenção; (iii) módulo de elasticidade; (iv) lei de encruamento e (v) critério de plasticidade. A análise destes parâmetros é realizada com o auxílio da simulação numérica, nomeadamente fazendo variar cada um destes parâmetros de forma independente.

Foram avaliados vários parâmetros, tais como a evolução da força do punção e do cerra-chapas, o escoamento da chapa, o retorno elástico e o retorno elástico torcional na parte superior do componente e em toda a geometria do componente. Após análise dos resultados concluiu-se que a liga de alumínio apresenta menor retorno elástico em comparação com o aço. Por outro lado, o parâmetro com maior impacto no retorno elástico é a presença do freio de retenção, i.e. o retorno elástico é significativamente reduzido quando

se utiliza um freio de retenção. Por outro lado, a anisotropia plástica do material da chapa tem pouca importância para o retorno elástico.

Palavras-chave: Estampagem de chapas metálicas; Retorno elástico; Simulação numérica; DD3IMP; DP980; Liga de alumínio 6xxx.

Abstract

As a result of the constant effort to reduce vehicle weight and meet the economic pressure to increase their safety, advanced high strength steels and aluminum alloys are gaining increasing popularity. The relationship between materials strength and weight is much higher when compared to other materials. However, the high springback after forming is one of the disadvantages of these materials, compromising the quality of the final product due to shape deviation. To predict the occurrence of defects during the stamping process and subsequently correct them, virtual production tools were developed, namely a numerical simulation with the finite element method. In this way, a correct prediction allows to reduce the development cycle of the stamping tools, compensating for the springback without having to do several experimental trial-error cycles, saving time and money.

This study aims to perform the numerical analysis of the torsional springback in a complex geometry component, using the finite element code DD3IMP. This component was proposed by the organization of the NUMISHEET conference. Modeling the elasto-plastic behavior of the sheet material uses a wide range of experimental data provided for DP980 steel and a 6xxx aluminum alloy. In addition to the effect of the sheet material on the springback, the effect of other parameters is also analyzed, such as: (i) friction coefficient; (ii) beads; (iii) modulus of elasticity; (iv) work hardening law and (v) yield criterion. The analysis of these parameters is carried out with the aid of numerical simulation, namely by changing each of these parameters independently.

Various parameters were evaluated, such as the evolution of punch and blank holder force, sheet draw-in, springback and twist springback on top of the component and across the component geometry. It was concluded that the aluminum alloy has a lower springback compared to steel. On the other hand, the parameter with the largest impact on springback is the presence of beads, i.e. the springback is significantly reduced when using beads. On the other hand, the plastic anisotropy of the sheet material is of little importance on the springback.

Keywords Sheet metal forming; Springback; Numerical simulation; DD3IMP; DP980; 6xxx aluminum alloy.

Índice

Índice de figuras	ix
Índice de tabelas	xiii
Simbologia e Siglas	xv
Simbologia.....	xv
Siglas	xv
1. Introdução.....	1
1.1. Processos de Fabrico.....	1
1.2. Conformação Plástica de Chapas Metálicas	2
1.2.1. Indústria Automóvel.....	3
1.2.2. Defeitos de Estampagem	4
1.2.3. Simulação Numérica do Processo	5
1.3. Motivação e Objetivos Gerais.....	7
1.4. Estrutura da Dissertação	8
2. Retorno elástico	11
2.1. Efeito das Propriedades Mecânicas da Chapa	11
2.2. Tipos de Retorno Elástico.....	13
2.2.1. Distorção Angular	13
2.2.2. Ondulação Lateral.....	14
2.2.3. Distorção Torcional	14
2.3. Previsão do Retorno Elástico	16
2.4. Controlo/Compensação do Retorno Elástico	17
3. Caracterização mecânica das chapas metálicas	19
3.1. Propriedades Mecânicas	19
3.1.1. Propriedades Elásticas	19
3.1.2. Propriedades Plásticas	20
3.2. Modelos Constitutivos	24
3.2.1. Degradação do Módulo de Elasticidade	24
3.2.2. Leis de Encruamento	25
3.2.3. Critérios de Plasticidade	26
3.3. Calibração dos Parâmetros do Material	28
3.3.1. Parâmetros das Leis de Encruamento.....	28
3.3.2. Parâmetros dos Critérios de Plasticidade	30
4. Simulação da estampagem de um componente automóvel	33
4.1. Descrição do Processo de Conformação.....	33
4.2. Modelo de Elementos Finitos	35
4.2.1. Discretização das Ferramentas de Conformação.....	36
4.2.2. Discretização do Esboço.....	38
5. Resultados e discussão	41
5.1. Forças de Conformação	41

5.2. Escoamento da Chapa.....	48
5.3. Retorno Elástico	49
5.4. Retorno Elástico Torcional.....	57
6. Considerações finais.....	61
Referências bibliográficas	63
Anexo A	65

Índice de figuras

Figura 1.1. Exemplo das ferramentas envolvidas num processo de estampagem [7].	3
Figura 1.2. Diferentes tipos de não-linearidades no processo de estampagem: a) estrutura elástica carregada pela aplicação de uma força P. (b) estrutura elasto-plástica carregada pela aplicação de uma carga P de direção fixa. (c) tensão de contacto entre duas estruturas [17].	7
Figura 2.1. Recuperação elástica em dois aços diferentes [8].	12
Figura 2.2. Diferentes tipos de retorno elástico [22].	13
Figura 2.3. Diferentes tipos de retorno elástico: (a) distorção angular; (b) ondulação lateral [23].	14
Figura 2.4. Retorno elástico de torção [14].	15
Figura 2.5. Exemplo de como quantificar o retorno elástico torcional utilizando a regressão linear da geometria da secção transversal [22].	16
Figura 2.6. Métodos para neutralizar o retorno elástico:(a) <i>arc bottoming</i> ; (b) <i>pinching</i> [29].	17
Figura 2.7. Métodos para neutralizar o retorno elástico: (a) <i>spanking</i> ; (b) <i>movement</i> [29].	18
Figura 3.1. Distribuição do módulo de elasticidade avaliado experimentalmente no plano da chapa para dois materiais: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	20
Figura 3.2. Distribuição do coeficiente de Poisson avaliado experimentalmente no plano da chapa para dois materiais: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	20
Figura 3.3. Efeito da direção de laminagem nas curvas tensão real – deformação real no ensaio experimental de tração uniaxial e biaxial: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	21
Figura 3.4. Curvas tensão real-deformação real obtidas em ensaios experimentais de tração-compressão-tração: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	21
Figura 3.5. Avaliação experimental do coeficiente de anisotropia para diferentes orientações em relação à direção de laminagem: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	22
Figura 3.6. Distribuição da tensão de cedência avaliado experimentalmente no plano da chapa para dois materiais: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	23
Figura 3.7. Distribuição do coeficiente de anisotropia avaliado experimentalmente no plano da chapa para dois materiais: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	23
Figura 3.8. Comparação entre degradação do módulo de elasticidade avaliada experimental e prevista com modelo numérico para diferentes materiais: (a) aço; (b) liga de alumínio.	25

Figura 3.9. Comparação entre o curva tensão-deformação obtida experimentalmente e descrita pela lei de encruamento: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	28
Figura 3.10. Representação das dimensões, em mm, do provete e discretização de 18 de provete.....	29
Figura 3.11. Ensaio tração-compressão-tração para avaliar o efeito do encruamento cinemático no comportamento dos diferentes materiais: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	30
Figura 3.12. Comparação entre o coeficiente de anisotropia medido experimentalmente e previsto pelo critério de plasticidade: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	31
Figura 3.13. Superfícies de plasticidade para diferentes critérios de plasticidade: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.....	32
Figura 3.14. Comparação entre a tensão de cedência normalizada avaliada experimentalmente e prevista com os critérios de plasticidade: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.....	32
Figura 4.1. Geometria e dimensões do esboço utilizado neste caso de estudo.	33
Figura 4.2. Representação das ferramentas intervenientes na estampagem da peça proposta no Benchmark da conferência NUMISHEET 2020 [34].	34
Figura 4.3. Pontos de restrição para análise do retorno elástico [34].....	34
Figura 4.4. Identificação das 5 secções para análise do retorno elástico: (a) posicionamento no componente; (b) secção transversal de cada um dos planos de corte antes do retorno elástico.	35
Figura 4.5. Discretização da superfície da matriz: (a) vista global; (b) vista ampliada na zona do freio.....	36
Figura 4.6. Discretização da superfície do cerra-chapas.	37
Figura 4.7. Discretização da superfície do punção: (a) vista global; (b) vista ampliada na zona do freio.....	37
Figura 4.8. Discretização do esboço com elementos finitos hexaédricos.	38
Figura 4.9. Vista ampliada da discretização da chapa metálica.	39
Figura 5.1. Efeito do critério de plasticidade na evolução da força do punção: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.....	42
Figura 5.2. Efeito do módulo de elasticidade na evolução da força do punção: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.....	42
Figura 5.3. Efeito do coeficiente de atrito na evolução da força do punção: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.....	43
Figura 5.4. Efeito da lei de encruamento na evolução da força do punção: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	43
Figura 5.5. Efeito da presença do freio de retenção na evolução da força do punção: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.....	44

Figura 5.6. Efeito do critério de plasticidade na evolução da força do cerra-chapas: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	45
Figura 5.7. Efeito do módulo de elasticidade na evolução da força do cerra-chapas: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	46
Figura 5.8. Efeito do coeficiente de atrito na evolução da força do cerra-chapas: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	46
Figura 5.9. Efeito da lei de encruamento na evolução da força do cerra-chapas: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	47
Figura 5.10. Efeito da presença do freio de retenção na evolução da força do cerra-chapas: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	47
Figura 5.11. Escoamento da chapa avaliado nos quatro vértices do esboço. Efeito de variação de cada um dos parâmetros estudados para o caso do aço.	49
Figura 5.12. Escoamento da chapa avaliado nos quatro vértices do esboço. Efeito de variação de cada um dos parâmetros estudados para o caso da liga de alumínio.	49
Figura 5.13. Comparação da geometria do perfil do componente avaliado em cada uma das 5 secções antes e depois do retorno elástico: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	50
Figura 5.14. Efeito do critério de plasticidade na geometria do componente após retorno elástico, avaliado na SEC 5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	51
Figura 5.15. Efeito do critério de plasticidade na distribuição do ângulo de curva ao longo da SEC 5, (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	51
Figura 5.16. Efeito do módulo de elasticidade na geometria do componente após retorno elástico, avaliado na SEC 5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	52
Figura 5.17. Efeito do módulo de elasticidade na distribuição do ângulo de curva ao longo da SEC 5, (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	52
Figura 5.18. Efeito do coeficiente de atrito na geometria do componente após retorno elástico, avaliado na SEC 5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	53
Figura 5.19. Efeito do coeficiente de atrito na distribuição do ângulo de curva ao longo da SEC 5, (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	53
Figura 5.20. Efeito da lei de encruamento na geometria do componente após retorno elástico, avaliado na SEC 5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	55
Figura 5.21. Efeito da lei de encruamento na distribuição do ângulo de curva ao longo da SEC 5, (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	55
Figura 5.22. Efeito do freio na geometria do componente após retorno elástico, avaliado na SEC 5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	56
Figura 5.23. Efeito do freio na distribuição do ângulo de curva ao longo da SEC 5, (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	56
Figura 5.24. Efeito dos parâmetros numéricos do componente após retorno elástico avaliado na SEC5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	57

Figura 5.25. Efeito de cada um dos parâmetros no ângulo de torção avaliado na superfície superior de cada uma das 5 secções do componente: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	58
Figura 5.26. Efeito de cada um dos parâmetros no ângulo de torção avaliado com a regressão linear aplicada a cada uma das 5 secções do componente: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	59
Figura 0.1. Número de incrementos e número médio de iterações avaliado nos diferentes parâmetros (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.	65

Índice de tabelas

Tabela 3.1. Parâmetros lei de Voce para liga de alumínio 6xxx e lei de Swift para aço DP980.....	28
Tabela 3.2. Parâmetros do modelo de encruamento cinemático para liga de alumínio 6xxx e para aço DP980.....	29
Tabela 3.3. Parâmetros Lei de Hill'48 para diferentes materiais	31
Tabela 3.4. Parâmetros Barlat'91 para diferentes materiais.....	31
Tabela 4.1. Coordenadas dos pontos e direções do constrangimento utilizado para a análise do retorno elástico após remoção das ferramentas de estampagem [34].	35
Tabela 4.2. Definição de 5 secções para análise do retorno elástico após conformação [34]	35
Tabela 5.1. Efeito de cada um dos parâmetros no valor do retorno elástico torcional avaliado na parte superior nas 5 secções do componente.	58
Tabela 5.2. Efeito de cada um dos parâmetros no valor do retorno elástico torcional avaliado em todo o componente nas 5 secções do componente.....	60

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

E – Módulo de Elasticidade;

ν – Coeficiente de Poisson;

t – Espessura da chapa;

E_0 – Módulo de elasticidade inicial;

E_A – Valor mínimo módulo de elasticidade;

ξ – Taxa de diminuição do módulo de elasticidade com a deformação plástica;

E_{av} – Módulo de elasticidade médio;

$\bar{\sigma}$ – Tensão equivalente;

$\bar{\epsilon}_p$ – Deformação plástica equivalente;

Y – Tensão equivalente;

Y_{Sat}, C_Y, Y_0 – Parâmetros da lei de Voce (encruamento isotrópico);

C_x, X_{Sat} – Parâmetros do material (encruamento cinemático);

\mathbf{X} – Tensor das tensões inversas

K, n, ϵ_0 – Parâmetros da lei de Swift (encruamento isotrópico);

$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \tau_{yz}, \tau_{xz}, \tau_{xy}$ – Componentes do tensor das tensões de Cauchy ,

F, G, H, L, M e N – Paramêtros de anisotropia do critério de Hill'48;

r_0, r_{45} e r_{90} – Coeficientes de anisotropia;

$\boldsymbol{\sigma}$ – Tensor das tensões de Cauchy;

\mathbf{L} – Transformação linear do tensor das tensões;

s_1, s_2, s_3 – Tensões principais do tensor \mathbf{s} ;

$C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, C_6$ – Parâmetros de anisotropia do critério de Barlat'91;

Siglas

AHSS – Aços avançados de alta resistência;

Barlat'91 – Critério de plasticidade de (Barlat, Lege, & Brem, 1991);

DD3IMP – Deep Drawing 3D IMPLICIT element code;

DL – Direção de laminagem;

DME – Degradação do módulo de elasticidade;

Hill'48 – Critério de plasticidade de (Hill, 1948);

MEF – Método dos Elementos Finitos;

RE – Retorno elástico.

1. INTRODUÇÃO

Hoje em dia, numa tentativa de manter e conquistar novos mercados, a competição industrial leva a uma procura por parte das empresas para melhorar os seus produtos. Há uma necessidade constante de atender e satisfazer as necessidades dos clientes, sendo estes cada vez mais exigentes. Deste modo, torna-se obrigatório o desenvolvimento de novos produtos e processos, bem como a melhoria dos já existentes. Na grande maioria, a indústria automóvel tem desperdício de matéria-prima e grandes quantidades de matéria semiacabada, fatores que em nada beneficiam a entidade. As estratégias das empresas para enfrentar esses desafios são designadas de Estratégia 3R: Redução do tempo de chegada ao mercado, redução dos custos de desenvolvimento para ganhar competitividade e redução do peso dos veículos para melhorar a eficiência do combustível [1]. Assim, otimizar os processos de fabrico é fundamental para manter a competitividade de qualquer empresa.

1.1. Processos de Fabrico

Os processos de fabrico têm como principal objetivo dar forma ao produto tais como, geometria, dimensões, acabamento superficial e também, conferir um conjunto de propriedades como, resistência mecânica, dureza, resistência ao desgaste, resistência à corrosão, entre outros, de modo que este esteja funcional e que possua um bom desempenho. Os processos de fabrico permitem fabricar componentes com propriedades mecânicas de alta qualidade e atendem um compromisso entre resistência e tenacidade. A evolução ao longo dos anos proporcionou o desenvolvimento de novos equipamentos que permitem o fabrico de peças a altas velocidades e, também, que a perda de material seja mínima. Dentro dos processos de fabrico encontram-se a maquinagem, a fundição, a soldadura e a conformação plástica.

Dos principais processos de conformação plástica destacam-se:

- Forjamento: efetuado por forças de compressão aplicadas através de martelos ou matrizes.
- Extrusão: material submetido a pressões elevadas de compressão, aplicadas por intermédio de um punção, onde é forçado a passar pelo orifício de uma matriz, de modo a reduzir e/ou modificar a forma da sua secção transversal.

- Trefilagem: matéria-prima forçada a passar através de uma fiação aplicando uma força de tração à saída.
- Laminagem: forçar o material a passar entre dois rolos, rodando em sentido oposto, com a mesma velocidade superficial e distanciados entre si de uma distância inferior ao valor da espessura do material a ser deformado.
- Estampagem: chapa colocada sobre uma matriz e submetida a deformação sob ação de um punção, que a força a fluir para o interior da matriz onde adquire a forma geométrica definida por esta e pelo punção.

Nos processos de fabrico são necessários vários requisitos relativamente ao produto final como por exemplo, peças conformadas que tenham uma função estrutural é, naturalmente necessário que tenha pré-estabelecida um valor mínimo para a resistência. Também pode apresentar uma ductilidade que lhe permita absorver uma sobrecarga sem que a peça sofra uma falha brusca, isto para os casos em que a tensão de escoamento é ultrapassada. Um aspeto importante no processo de conformação é o controlo da espessura da chapa, pois em várias peças é importante que haja uma espessura mínima estabelecida para que esta suporte os carregamentos [2].

1.2. Conformação Plástica de Chapas Metálicas

Cerca de 80% dos produtos manufacturados sofrem uma ou mais operações de conformação plástica, daí a sua importância. A partir deles, é possível obter produtos finais com dimensão, forma, propriedades mecânicas e condições superficiais desejadas, conciliando qualidade com elevadas velocidades de produção e baixos custos de fabricação [3]. Economicamente, a conformação de chapas tem um papel fundamental no crescimento de um país industrializado, dado pela capacidade de produção de peças complexas bem como a uma cadência elevada. O facto de não serem necessárias fases posteriores de fabrico torna industrialmente este processo tecnológico agradável e competitivo e, conseqüentemente induz baixos custos nas peças. Em contrapartida, o projeto das ferramentas é um aspecto crítico de todo o processo induzindo custos adicionais e tempo [4].

O processo de conformação plástica de chapas metálicas transforma chapas planas em produtos finais com geometria e dimensões controladas, pela aplicação de esforço mecânico modificando a forma do material por meio de uma deformação permanente. É um processo eficiente em que quase não há desperdício de matéria-prima [5]. De forma geral,

utilizam-se três ferramentas no processo sendo elas o punção, a matriz e o cerra-chapas. O cerra-chapas aplica uma força sobre a chapa permitindo a fixação desta e controla o seu escoamento. Além disso, esta ferramenta, é bastante importante para a prevenção de defeitos de estampagem, nomeadamente rugas. O punção é responsável pela conformação da chapa, isto porque empurra a chapa para o interior da cavidade da matriz, aplicando tensões que excedem o limite elástico do material. Assim, a peça final é conseguida em função da forma do punção e da cavidade da matriz [6]. A Figura 1.1 apresenta um exemplo do processo de estampagem.

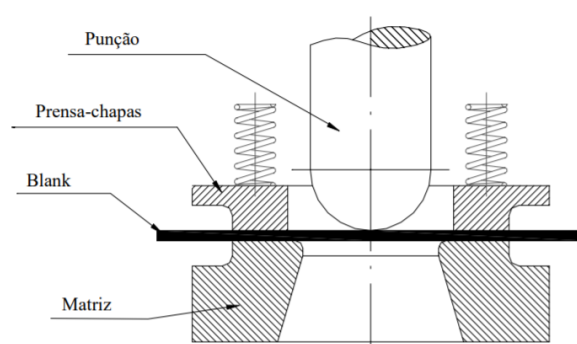


Figura 1.1. Exemplo das ferramentas envolvidas num processo de estampagem [7].

Economicamente e para uma produção sustentável as ferramentas devem possuir nas suas características uma elevada resistência ao desgaste de modo a evitar a gripagem ou fratura das mesmas. Isto porque, a conformação de aços com alta resistência gera cargas elevadas e pressões de contacto, causando forças de atrito que induzem desgaste. Assim, investir em novas ferramentas com propriedades diferentes é importante para que se evite o desgaste excessivo na conformação, provocado pelos aços de alta resistência, mantendo a tenacidade. Em contrapartida, o investimento é elevado, no entanto necessário para aumentar a vida útil das ferramentas, o desempenho e por fim, reduzir a manutenção da mesma [8]. Os processos de conformação mecânica podem ser classificados pelo tipo de esforço de deformação do material, pela variação da espessura da peça conformada, pelo regime de operação e pelo propósito da deformação [9].

1.2.1. Indústria Automóvel

Um carro de produção em série, conta com cerca de 500 componentes produzidos pelo processo de conformação plástica de chapas metálicas [4]. Deste modo, nos

últimos tempos, a indústria automóvel tem prestado um enorme contributo no desenvolvimento do processo de estampagem de chapas metálicas. Isto porque esta indústria está diariamente sujeita a desafios importantes, os quais têm levado a melhorias significativas no processo de produção de componentes. O design dos automóveis tem sofrido grandes alterações, evoluindo para designs mais complexos e arrojados e muitas vezes com variações bruscas de curvatura na geometria dos componentes. No entanto, devido às exigências dos consumidores, o ciclo de vida dos produtos é cada vez menor. Todos estes aspetos acrescem dificuldades à produção de novos produtos e conseqüentemente, provoca uma pressão quanto à produção de veículos mais seguros e mais eficientes [10].

Neste sentido, a indústria automóvel procura componentes mais leves e mais baratos, mas que possuam elevada resistência mecânica. Deste modo, é crucial a utilização de aços de elevada resistência que garantam elevada resistência ao impacto, mas cujo custo final do produto seja menor. Neste momento, o aço perfaz aproximadamente 70% da matéria-prima utilizada, tornando-se o material predominantemente aplicado. Aproximadamente 10% da produção mundial do aço é absorvida pelo setor automóvel e o aço representa 50 a 60% do peso de um veículo, e 4 a 6% do preço final do carro [11]. Ao reduzir o peso dos veículos é também possível reduzir o nível de emissão de poluentes e agir a favor da sustentabilidade aumentando a sua eficiência energética atendendo às regulamentações ambientais e de segurança [12]. No entanto, para reduzir o peso dos componentes fabricados com aço é necessário que haja uma redução na espessura, isto porque, não é possível alterar a densidade do aço. Mas, reduzindo a espessura é necessário que a peça final não perca a sua resistência mecânica.

1.2.2. Defeitos de Estampagem

O sucesso na obtenção de uma peça no processo de estampagem está dependente de três fatores, sendo eles a geometria das ferramentas, as propriedades do material e por fim, a interação entre a superfície de contacto entre esses dois materiais. As leis ambientais são cada vez mais rigorosas e inevitavelmente pretendem que as peças fabricadas tenham um índice de desperdício zero.

Relativamente às dificuldades associadas ao processo, deve então ser salientado o elevado tempo e capital despendido no desenvolvimento das ferramentas, a sensibilidade

do processo aos defeitos superficiais e o retorno elástico que a peça sofre quando retiradas as ferramentas, provocando variações dimensionais acentuadas. Os defeitos associados ao processo de estampagem podem ser classificados da seguinte forma [13]:

- **Defeitos de forma:** falha dimensional associada ao efeito de recuperação elástica do material provocado por uma distribuição não uniforme das tensões residuais;
- **Defeitos na peça:** defeitos superficiais localizados como rugas ou pregas;
- **Propriedades mecânicas:** peças não satisfatórias poderão derivar de uma redução excessiva de espessura ou do aparecimento de microfissuras.

São bastantes os parâmetros que influenciam a qualidade final dos componentes estampados, em termos teóricos, destacam-se [13]:

- **Medição:** força de conformação, pressão do cerra-chapas, entre outros;
- **Condições de operação:** posição do esboço, velocidade de conformação, etc.;
- **Prensa:** modo de acionamento, precisão da prensa, etc.;
- **Controlo das ferramentas:** manutenção, análise de desgaste, etc.;
- **Ferramentas:** rugosidade superficial, material da ferramenta, etc.;
- **Material do esboço:** propriedades mecânicas, direção de laminagem, etc.

O processo de estampagem tem grande impacto na qualidade das peças finais. Desta forma, é necessário prever possíveis defeitos com antecedência para garantir que haja tempo para que sejam tomadas medidas corretivas. Neste seguimento, programas de simulação tornam-se uma boa opção pois oferecem soluções rápidas e muito próximas da realidade e podem deste modo, prever falhas na fabricação de peças sem que estas sejam fisicamente criadas [14]. O lucro depende também do tempo de desenvolvimento do processo e dos custos da análise experimental de tentativa e erro e é neste sentido que os procedimentos de simulação numérica ganham prestígio podendo esses custos ser reduzidos.

1.2.3. Simulação Numérica do Processo

A simulação numérica ganhou grande importância no desenvolvimento do processo de conformação plástica podendo ser utilizada para inúmeros propósitos. A simulação numérica permite prever o fluxo de material durante a conformação, antecipar as tensões e deformações, avaliar a distribuição de temperatura, estimar as forças necessárias para a obtenção do produto, prever fontes potenciais de falhas e melhorar a qualidade final das peças. A utilização da simulação pode ser muito útil e eficiente para tomar decisões

permitindo reduzir tempo e custos de produção. Nesta perspectiva, a caracterização profunda do comportamento dos materiais da chapa é crucial na análise numérica de processos de conformação de chapas metálicas, particularmente quando se utilizam aços de alta resistência e ligas de alumínio [8].

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é o método numérico mais utilizado na simulação de processos de conformação de chapas metálicas. Tem como finalidade determinar o estado de tensão e de deformação de um sólido de geometria arbitrária que depende de ações exteriores [15]. Esta ferramenta, tornou-se de caráter obrigatório no processo de estampagem de chapas metálicas [4]. A análise estrutural pode ser traduzida como o estudo de estruturas através da implementação de procedimentos analíticos baseados em princípios de engenharia. No entanto, esta análise pode ser categorizada em dois tipos, de acordo com a complexidade do problema a estudar: análise linear e análise não linear. Um problema é linear quando é possível relacionar a solicitação (carregamento) e a resposta através de uma relação linear. No comportamento linear é válido o princípio da sobreposição linear dos efeitos, havendo proporcionalidade direta entre forças e deslocamentos: $F = Ku$ [16]. Um problema é não-linear quando apresenta um ou mais tipos de não-linearidades [4]. Existem três principais tipos de características não-lineares dos fenômenos físicos, sendo elas [17]:

- não-linearidade geométrica: normalmente, ocorre quando grandes deformações alteram de modo significativo o modo como a carga é aplicada ou a forma como a carga é suportada pela estrutura (Figura 1.2 (a)).
- não-linearidade material: ocorre quando a carga aplicada gera tensões acima do limite de elasticidade do material (relação entre tensão e deformação deixa de ser linear) e após o descarregamento a estrutura apresenta deformação permanente (Figura 1.2 (b)).
- não-linearidade nas condições fronteira: o principal fator por esta não-linearidade é o contacto e o atrito, resultante da interação de duas ou mais superfícies (Figura 1.2 (c)).

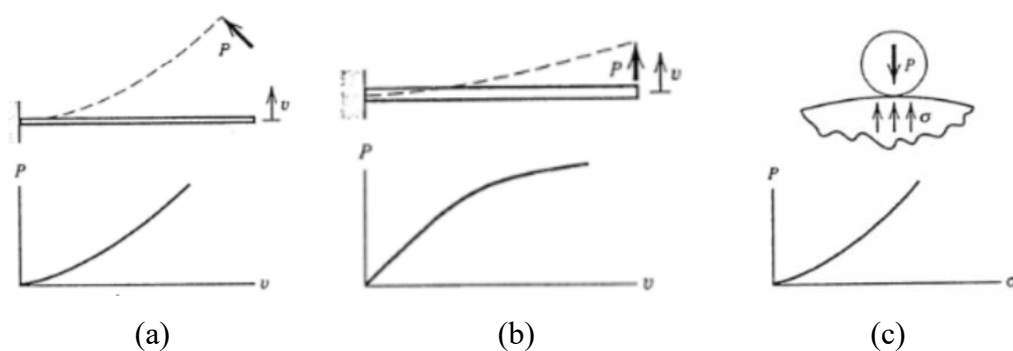


Figura 1.2. Diferentes tipos de não-linearidades no processo de estampagem: a) estrutura elástica carregada pela aplicação de uma força P . (b) estrutura elasto-plástica carregada pela aplicação de uma carga P de direção fixa. (c) tensão de contacto entre duas estruturas [17].

A simulação numérica do processo de estampagem de chapas metálicas através do método dos elementos finitos é um procedimento complexo que inclui não-linearidades. Para este estudo recorreu-se ao programa de simulação numérica DD3IMP (Deep-Drawing 3D IMPLICIT code), o qual está focado na simulação da estampagem de chapas metálicas. Esta ferramenta emprega uma formulação quasi-estática, isto é, despreza os efeitos de inércia. No que diz respeito à formulação mecânica, os processos, podem ser quasi-estáticos ou dinâmicos. No primeiro caso, é considerado quasi-estático porque apesar de ser efetuado com alguma velocidade não é comparável a uma situação de impacto, por exemplo. Relativamente ao tipo de integração temporal, as formulações podem ser do tipo implícito ou explícito. O primeiro caso expõe uma implementação mais complexa sendo que, a solução para um determinado instante é calculada levando em consideração o estado anterior e o estado atual do sistema. No segundo caso, método explícito, calcula-se o estado do sistema num incremento de tempo e admite-se unicamente o estado do sistema no incremento anterior [4].

1.3. Motivação e Objetivos Gerais

O sucesso dos processos de conformação plástica de chapas metálicas está diretamente dependente da capacidade para evitar os defeitos inerentes ao processo. A geometria final das peças é essencialmente ditada pela geometria das ferramentas e pelo retorno elástico. Portanto uma correta previsão do retorno elástico é vital para que se possam fazer correções ao processo com o intuito de obter uma peça que cumpra os requisitos dimensionais predefinidos. A utilização da simulação numérica para fazer essa previsão do retorno elástico permite poupar tempo e recursos necessários aos testes experimentais de

tentativa e erro. No caso de componentes de geometria complexa estas ferramentas de simulação ganham uma importância acrescida. Além disso, o surgimento de novos materiais com propriedades mecânicas bastantes distintas das existentes nos materiais comuns também torna o processo mais complexo e, portanto, mais desafiante para os modelos de simulação. Neste sentido, é necessário o estudo de diversos parâmetros de forma a minimizar o retorno elástico na geometria final do componente.

O principal objetivo deste trabalho é estudar numericamente o processo de estampagem de uma peça complexa propensa ao retorno elástico. Este caso de estudo foi proposto na conferência Numisheet 2020 com o objetivo de avaliar a capacidade dos modelos numéricos de prever corretamente o retorno elástico torcional. Neste trabalho pretendem-se estudar dois materiais para o esboço, nomeadamente o aço de alta resistência DP980 e uma liga de alumínio da série 6xxx. Para além do material da chapa, pretende-se avaliar diversos parâmetros de modo a perceber quais os que têm um impacto maior no retorno elástico do componente. Analisa-se o efeito de parâmetros como: (i) coeficiente de atrito; (ii) freio de retenção; (iii) módulo de elasticidade; (iv) lei de encruamento e (v) critério de plasticidade.

1.4. Estrutura da Dissertação

A dissertação encontra-se dividida em 6 capítulos nos quais serão abordados, o estado da arte, a teoria envolvente assim como a sua aplicação no caso de estudo. De modo a facilitar a leitura e consulta desta dissertação, esta secção faz uma apresentação da estrutura do trabalho, bem como uma breve descrição dos temas abordados em cada capítulo.

Capítulo 1 – Apresenta um resumo dos processos de fabrico, nomeadamente o processo de conformação plástica de chapas metálicas. As dificuldades associadas a este processo são identificadas, onde se apresenta a simulação numérica do processo como método de melhoria. A apresentação dos objetivos e o guia de leitura.

Capítulo 2 – Primeiramente, é apresentado o efeito das propriedades mecânicas da chapa no retorno elástico. Posteriormente, aborda os diferentes tipos de retorno elástico existentes em peças obtidas por conformação plástica, bem como estratégias para prever e compensar o retorno elástico.

Capítulo 3 – Começa por apresentar as propriedades mecânicas (elásticas e plásticas) para os materiais estudados, aço DP980 e a liga de alumínio AA6xxx. São

apresentados os diferentes modelos constitutivos utilizados no estudo os quais têm uma elevada importância na análise de processos de conformação plástica. É efetuada uma calibração dos parâmetros dos modelos constitutivos para cada um dos materiais, nomeadamente as leis de encruamento e os critérios de plasticidade.

Capítulo 4 – Descreve detalhadamente as condições do processo de conformação e apresenta o modelo de elementos finitos utilizado no estudo numérico deste componente, nomeadamente a discretização espacial e temporal, bem como as condições do processo.

Capítulo 5 – Apresenta os resultados obtidos por simulação numérica do processo de estampagem, focando o efeito de cada um dos parâmetros no valor do retorno elástico previsto.

Capítulo 6 – Apresenta o resumo das principais conclusões resultantes dos diferentes estudos apresentados e discutidos nos capítulos anteriores.

2. RETORNO ELÁSTICO

Quando uma peça é removida das ferramentas ocorre uma adversidade que é impulsionada pela existência de tensões. A forma final da peça sofre um desvio dimensional comparativamente à forma das ferramentas (punção e matriz), o qual é provocado pela recuperação elástica do material, originando uma deformação adicional. A este fenómeno dá-se o nome de retorno elástico porque existe deformação elástica aquando da remoção das ferramentas de estampagem [8]. Naturalmente, este fenómeno faz com que se verifique uma diminuição da precisão geométrica, levando a que o processo de montagem da peça seja mais complexo do que o desejado e esperado.

O problema que advém do uso de aços de elevada resistência resulta do aumento da sua resistência (tensão limite de elasticidade), o que resulta num maior retorno elástico. Para superar esta limitação, vários estudos têm vindo a ser desenvolvidos no estudo do retorno elástico nos processos de estampagem para chapas de aços avançados de alta resistência [18]. Uma vez que o retorno elástico tende a aumentar com a resistência mecânica do material da chapa, este torna-se num aspeto fundamental no processo de conformação de chapas. No entanto, devido à existência de fenómenos não lineares durante o processo de deformação plástica, fica difícil prever com exatidão o comportamento dos materiais. A análise pelo método dos elementos finitos na fase de conceção de peças automóveis permite reduzir o número de ajustes das ferramentas no processo de conformação tornando-se uma ferramenta poderosa e eficaz. O tipo de material, as condições de processo, geometria do componente e fatores numéricos influenciam de forma direta a quantidade de retorno elástico sofrida pelo material, numericamente e experimentalmente. Parâmetros numéricos como o tipo de elemento, tamanho de elemento, modelação do comportamento mecânico do material, modelação do atrito e tipo de integração temporal, influenciam a previsão do retorno elástico [19].

2.1. Efeito das Propriedades Mecânicas da Chapa

Essencialmente, materiais com baixo módulo de elasticidade e elevada tensão de cedência tendem a ter um aumento do retorno elástico. Assim, é importante compreender o comportamento mecânico dos materiais na fase de projeto do processo de conformação da chapa metálica. Nos últimos anos, os aços de alta resistência e ligas de alumínio têm sido

cada vez mais utilizados no processo de conformação de chapas devido às suas excelentes propriedades mecânicas, nomeadamente a elevada relação resistência/peso. O retorno elástico no caso dos aços de alta resistência e nos alumínio é problemático devido às altas tensões residuais que se verificam nos aços de alta resistência e baixo módulo de elasticidade do alumínio. A Figura 2.1 apresenta de forma esquemática o nível de retorno elástico, comparando um aço macio com um aço de alta resistência. Após um carregamento de tração, o aço com uma resistência mais elevada vai recuperar elasticamente até ao ponto B após descarga. Assim, a linha OB representa a deformação plástica e a BC a deformação elástica. Deste modo, facilmente se percebe que o efeito de retorno elástico é praticamente proporcional à tensão de cedência do material, para o mesmo módulo de elasticidade [8].

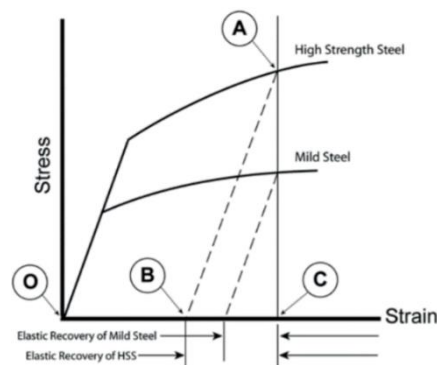


Figura 2.1. Recuperação elástica em dois aços diferentes [8].

Grande parte dos estudos que envolvem aços estão concentradas em conseguir materiais com boa resistência mecânica sem que se perca ductilidade. Hoje em dia, o desenvolvimento desta área está focado nos aços avançados de alta resistência, AHSS, mais propriamente aços bifásicos (dual phase), que se inserem nos aços de alta resistência [20]. Os aços bifásicos possuem uma microestrutura predominantemente ferrítica o que faz com que este seja bastante macio no início do processo de estampagem. Porém, o facto de conter cerca de 5% de martensite na sua composição faz com que a resistência mecânica se ascenda de forma significativa ao longo da etapa de conformação. As regiões com martensite providenciam endurecimento por dispersão seguindo a lei das misturas, isto é, quanto maior a proporção de martensite, mais acentuada é a geração de discordâncias na ferrite ao redor da martensite e maior será a resistência mecânica do material [21]. Esta particularidade oferece à liga boa aptidão à repartição de deformações, e, portanto, boa conformabilidade.

No início do século XIX, as ligas de alumínio apresentaram um enorme crescimento na indústria automóvel, aeroespacial e naval isto porque, estas possuem uma excelente relação resistência/peso e elevada resistência à corrosão. Além disso, é um material reciclável que permite um custo de fabricação menor devido ao seu ponto de fusão relativamente baixo, podendo assim substituir materiais mais pesados no automóvel e responder às crescentes políticas de redução de peso.

2.2. Tipos de Retorno Elástico

Dependendo da geometria do componente, existem várias formas de retorno elástico, as quais podem ser categorizadas em três grupos: (i) distorção angular; (ii) ondulação lateral e (iii) distorção torcional, tal como esquematizado na Figura 2.2.

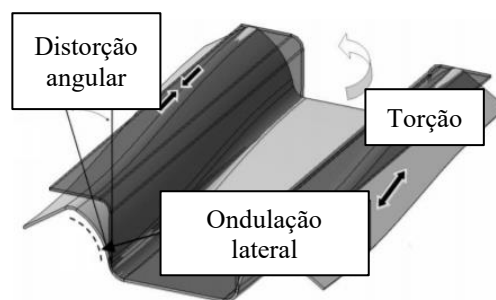


Figura 2.2. Diferentes tipos de retorno elástico [22].

2.2.1. Distorção Angular

O ângulo criado quando o plano da aresta da peça se desvia do plano da ferramenta é designado de distorção angular. Caso não seja possível verificar curvatura lateral assume-se que o ângulo será constante até à parede do canal. A mudança de seção angular é causada pela diferença de tensões na direção da espessura da chapa, criadas quando uma chapa escoa ao longo de um raio da matriz. Essa diferença de tensões na direção da espessura da chapa cria um momento de flexão no raio de curvatura após remoção das ferramentas, o que resulta numa deflexão angular, podendo ser vista na Figura 2.3 (a).

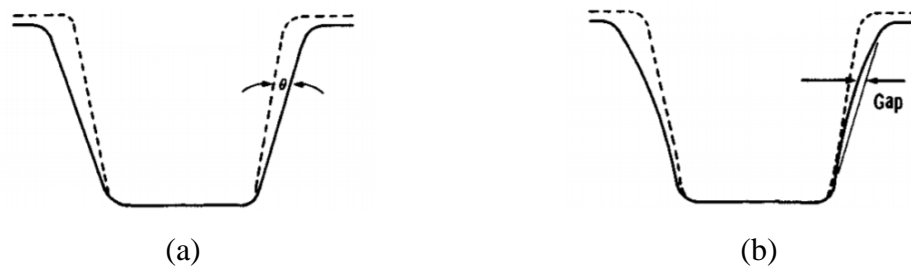


Figura 2.3. Diferentes tipos de retorno elástico: (a) distorção angular; (b) ondulação lateral [23].

2.2.2. Ondulação Lateral

Um fenômeno frequente no processo de estampagem é a ondulação lateral e pode ser observada na parede lateral de um painel após a operação de estampagem (Figura 2.3 (b)). Essa distorção resulta numa variação dimensional, criando desafios nas operações de montagem, afetando a produtividade e a qualidade da peça subsequente [8]. Este processo acontece quando a chapa numa fase inicial entra em contacto com a superfície da ferramenta (bending) e, posteriormente, deixa a superfície da ferramenta perdendo parcialmente ou completamente a sua curvatura (unbending). Normalmente, a causa principal é um gradiente de tensão na direção da espessura da chapa, sendo essa tensão gerada durante o processo de flexão e de deflexão sob tração. A curvatura da parede lateral, é o mais prejudicial na montagem de peças do tipo “rail”. Frequentemente, essa operação requer soldaduras por pontos para unir a parede a uma peça correspondente. Em contrapartida, se a folga resultante da curvatura for muito grande, as soldaduras não se podem efetuar [23]. Neste sentido, as dificuldades causadas por este fenômeno são bastantes e num pior cenário a lacuna resultante da curvatura lateral pode ser tão grande que a soldadura não é possível. Para reduzir a ondulação lateral, segundo a WorldAutoSteel deve minimizar-se o gradiente de tensões na espessura da chapa [24].

2.2.3. Distorção Torcional

Distorção torcional é a consequência dos tipos de retorno elástico mencionados anteriormente. O retorno elástico de torção é causado por momentos de torção de duas seções transversais da peça e tem como consequência diferentes rotações das duas seções transversais ao longo dos seus eixos. O momento de torção é induzido pelo retorno elástico desequilibrado e pela distribuição assimétrica das tensões residuais na parede e flange da peça [22]. Neste tipo de fenômeno a mesma quantidade de deslocamento e rotação irá

provocar um maior deslocamento numa peça mais comprida do que numa peça mais curta com ângulo de torção equivalente. No entanto, esse retorno elástico torcional pode ser reduzido através da redução do desequilíbrio das tensões residuais, as quais criam a força de que induzem o movimento de torção. Forças em desequilíbrio são mais prováveis que ocorram em peças assimétricas, peças com flanges laterais largas e também em zonas onde se verifica uma mudança brusca na seção transversal. No entanto, mesmo em peças geometricamente simétricas, as forças de desequilíbrio podem ser geradas se os gradientes de tensão nas peças não forem simétricos.

Causas prováveis de provocar tensões assimétricas em peças simétricas podem ser devido a um posicionamento inadequado da peça, lubrificação irregular, polimento irregular das ferramentas, prensas desalinhadas, ou ferramentas de conformação desgastadas [25]. Pela Figura 2.4, o momento de torção pode vir da tensão residual no plano, tensões na flange, na parede lateral ou em ambos [14].

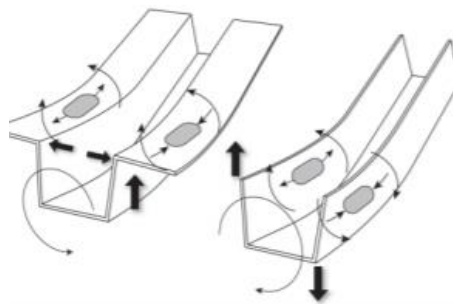


Figura 2.4. Retorno elástico de torção [14]

A quantificação do retorno elástico de torção pode ser ambígua em algumas situações, sendo necessário defini um procedimento de avaliação. Existem vários métodos que podem ser aplicados, os quais podem conduzir a valores diferentes entre eles. A ideia comum a todos eles é avaliar a rotação da seção transversão através da sua medição antes e depois da remoção das ferramentas de estampagem (Figura 2.5). A seção transversal (inteira ou apenas parte dela) é aproximada por uma reta através da regressão linear, sendo a rotação dessa reta o retorno elástico de torção [22], expresso nas seguintes equações:

Perfil da seção transversal inicial (antes do retorno elástico):

$$y_1 = \alpha_1 x + \beta_1 \quad (2.1)$$

Perfil da seção transversal final (depois do retorno elástico):

$$y_2 = \alpha_2 x + \beta_2 \quad (2.2)$$

O ângulo de rotação da secção é definido como:

$$\Delta\theta = \theta_2 - \theta_1 = \arctg \alpha_2 - \arctg \alpha_1 \quad (2.3)$$

No caso de o perfil da secção transversal ser simétrico, então $\alpha_1 = 0$ e:

$$\Delta\theta = \arctg \alpha_2 \quad (2.4)$$

Este procedimento pode também, ser aplicado apenas na parte superior da secção transversal do componente.

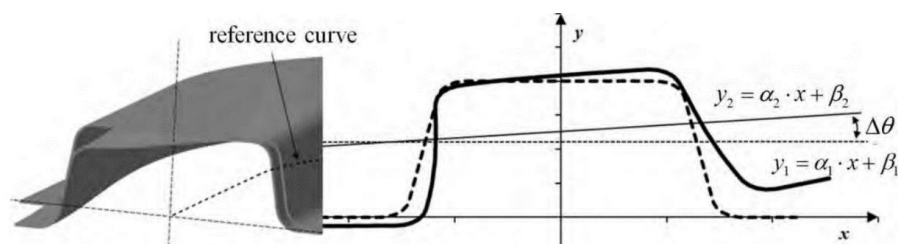


Figura 2.5. Exemplo de como quantificar o retorno elástico torcional utilizando a regressão linear da geometria da secção transversal [22].

2.3. Previsão do Retorno Elástico

A previsão do retorno elástico é muito importante no desenvolvimento dos processos de conformação de chapas metálicas. É possível, através da simulação numérica prever o retorno elástico. Para prever o retorno elástico corretamente é necessário que haja uma correta modelação de todas as operações, no sentido em que é possível prever todos os estados finais de tensões e deformações. No entanto, essa modelação é ainda um processo difícil e complexo causado pela dificuldade em prever a distribuição das forças e/ou pressões, passando pelos diferentes detalhes associados ao comportamento do material (aços de alta resistência), entre outros.

Uma correta previsão do retorno elástico deve contemplar [26]:

- Variação do módulo de elasticidade com a deformação plástica e a recuperação elástica não linear;
- Efeito de Bauschinger no modelo de comportamento;
- Definição da anisotropia do material através dos parâmetros anisotrópicos.

2.4. Controlo/Compensação do Retorno Elástico

O retorno elástico é um dos principais fatores que determinam a forma final do produto estampado e, se não for corretamente controlado, afeta a sua precisão dimensional. O controlo do retorno elástico é difícil e complexo, sendo normalmente resolvido por métodos de tentativa e erro. Estes métodos são demorados e implicam custos e tempos elevados. O planeamento de conformação de chapas deve ser capaz de prever a recuperação elástica, que é influenciada por uma combinação de parâmetros de processo, tais como: formas e dimensão da ferramenta, forças, condições de contacto, propriedades dos materiais e espessura da chapa [27]. Operações simples de dobra que envolvem raios constantes de curvatura podem ser projetados para compensar o retorno elástico utilizando valores empíricos. Geralmente, esses valores estão disponíveis para um número limitado de materiais e para determinadas espessuras de chapas. Isso geralmente ocorre durante a fase de teste da matriz. Desta forma, controlar o retorno elástico é altamente dependente da habilidade, experiência e sorte daqueles que executam o procedimento. O retorno elástico é assim, um obstáculo na área da conformação plástica devido à perda de precisão dimensional. Deste modo, torna-se claro que é necessário um método para orientar o projeto das ferramentas de forma a compensar o retorno elástico [28].

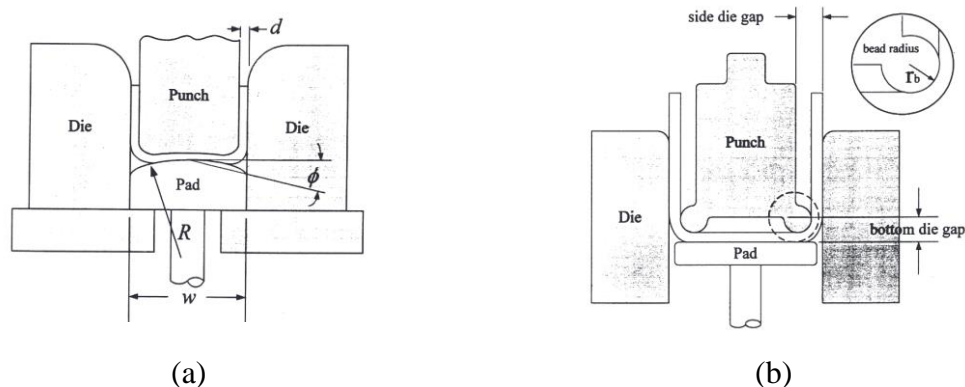


Figura 2.6. Métodos para neutralizar o retorno elástico:(a) *arc bottoming*; (b) *pinching* [29].

O retorno elástico pode ser neutralizado por diferentes métodos. O *arc bottoming* é um método muito utilizado para esse efeito. O princípio deste método consiste em usar o retorno elástico causado por um arco inferior da matriz para compensar o retorno elástico na parede lateral (Figura 2.6 (a)). Uma outra técnica normalmente utilizada para reduzir o retorno elástico é a de *pinching*. Neste método, o retorno elástico pode ser eliminado por um

punção com freios de retenção que comprime a chapa através de dois freios circulares, cujo diâmetro é ligeiramente maior que a espessura da chapa. A Figura 2.6 (b) ilustra a técnica da matriz de *pinching* usado na dobra do perfil em U [29].

Outras duas técnicas utilizadas são a de *spanking* e a de *movement*. Para o primeiro caso, Figura 2.7 (a), são utilizados dois punções, sendo a diferença entre eles no raio de curvatura. O segundo punção possui um raio de curvatura menor relativamente ao raio do punção original (R1) Ao restringir o canal pré-formado, o *spanking* punch pode superar o retorno elástico original. Na operação de *movement*, dois punções de larguras ligeiramente diferentes são utilizados na operação de estampagem. Um punção é usado para pré-formar canais com paredes inclinadas e o outro reestrutura as paredes para reduzir a inclinação, como mostrado na Figura 2.7 (b). O segundo punção é sempre mais estreito do que o punção de pré-forma para gerar uma deformação inversa ao retorno elástico [29].

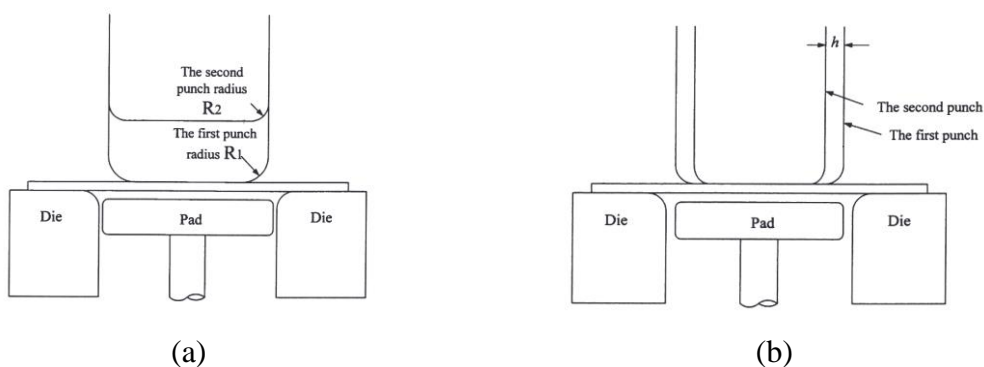


Figura 2.7. Métodos para neutralizar o retorno elástico: (a) *spanking*; (b) *movement* [29].

3. CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA DAS CHAPAS METÁLICAS

3.1. Propriedades Mecânicas

Esta secção apresenta a caracterização elasto-plástica do aço de alta resistência DP980 e de uma liga de alumínio da série 6xxx, cuja espessura nominal t é 1.4 mm e 1.5 mm, respetivamente. Todos os dados experimentais apresentados nesta secção foram fornecidos pelo comité organizador da conferência Numisheet 2020.

3.1.1. Propriedades Elásticas

Para descrever o comportamento elástico do material é necessário definir o módulo de elasticidade E e o coeficiente de Poisson ν . O módulo de elasticidade em função do ângulo com a direção de laminagem (DL) encontra-se na Figura 3.1 (a) e Figura 3.1 (b) para o aço DP980 e para a liga de alumínio da série 6xxx, respetivamente. No caso do aço, o módulo de elasticidade varia entre 198,2 GPa e 212,4 GPa, verificando-se uma diferença máxima de cerca de 7%. No caso da liga de alumínio, esta varia entre 69,9 GPa e 71,1 GPa, aumentando apenas 2%. A linha a tracejado representa a média ponderada, sendo 202,1 GPa no aço e 70,6 GPa na liga de alumínio. As barras verticais, nas figuras Figura 3.1 e Figura 3.2, representam a gama de erro para as propriedades elásticas. Em ambos os casos, foram realizados 2 ensaios para cada direção, utilizando-se o valor médio para cada uma.

O coeficiente de Poisson em função do ângulo com a DL encontra-se na Figura 3.2 (a) para o aço DP980 e Figura 3.2 (b) para a liga de alumínio da série 6xxx. Este, varia entre 0,272 e 0,336 para o aço, correspondente a uma variação de 19%. Para a liga de alumínio, varia entre 0,304 e 0,365, sofrendo um aumento de 17%. O valor da média ponderada, representada a tracejado, no caso do aço é 0,299 e 0,338 para a liga de alumínio. O aço apresenta uma gama de erro mais acentuado, bem como a variação com a DL. Apesar da anisotropia nas propriedades elásticas, neste trabalho o comportamento elástico é assumido isotrópico, recorrendo aos valores médios.

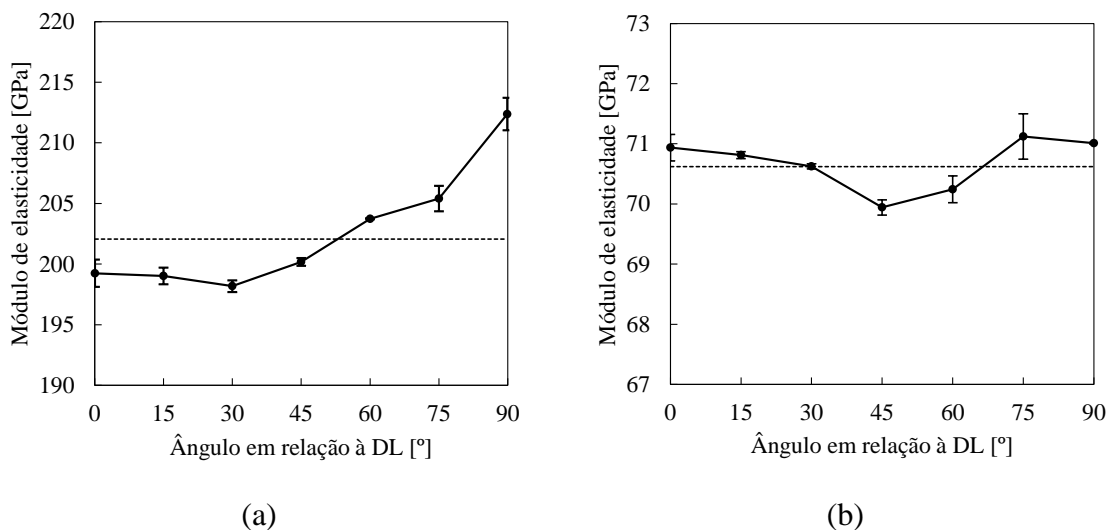


Figura 3.1. Distribuição do módulo de elasticidade avaliado experimentalmente no plano da chapa para dois materiais: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

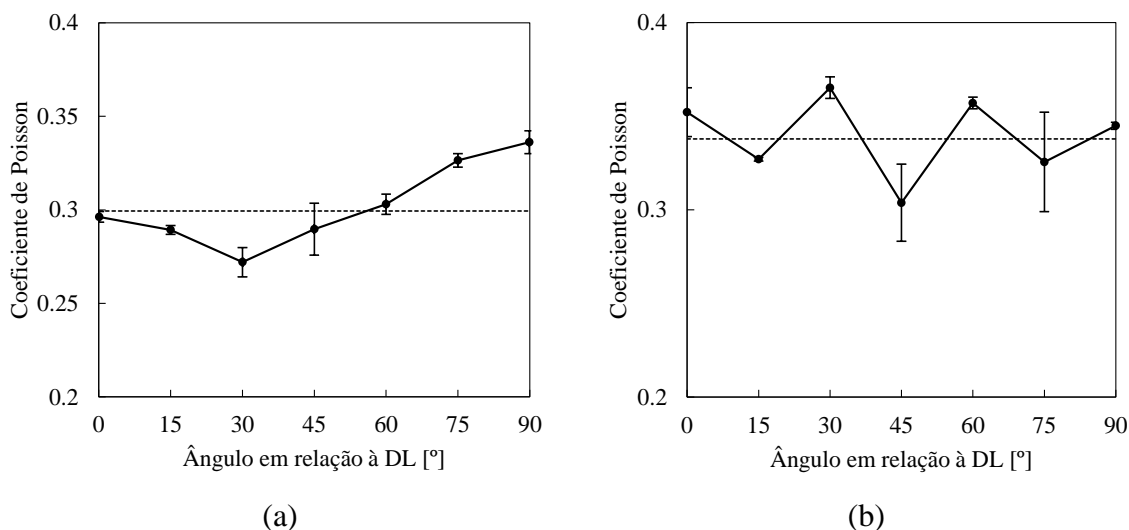


Figura 3.2. Distribuição do coeficiente de Poisson avaliado experimentalmente no plano da chapa para dois materiais: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

3.1.2. Propriedades Plásticas

Para além das propriedades elásticas, uma correta análise dos processos de conformação plástica requer a correta descrição do comportamento plástico dos materiais. A Figura 3.3 apresenta as curvas tensão real-deformação real obtidas através do ensaio de tração uniaxial feito para diferentes direções e também com o ensaio biaxial. A deformação na rotura é muito inferior no aço (ver Figura 3.3) em comparação com a liga de alumínio. Por outro lado, a tensão de cedência é muito superior no aço. Para ambos os materiais, o

efeito da direção de laminagem é pouco significativo na evolução da tensão. Relativamente à curva da tensão biaxial, o comportamento é muito diferente em ambos os materiais estudados, sendo a deformação na rotura de 0,29 no caso do aço e 0,27 para a liga de alumínio.

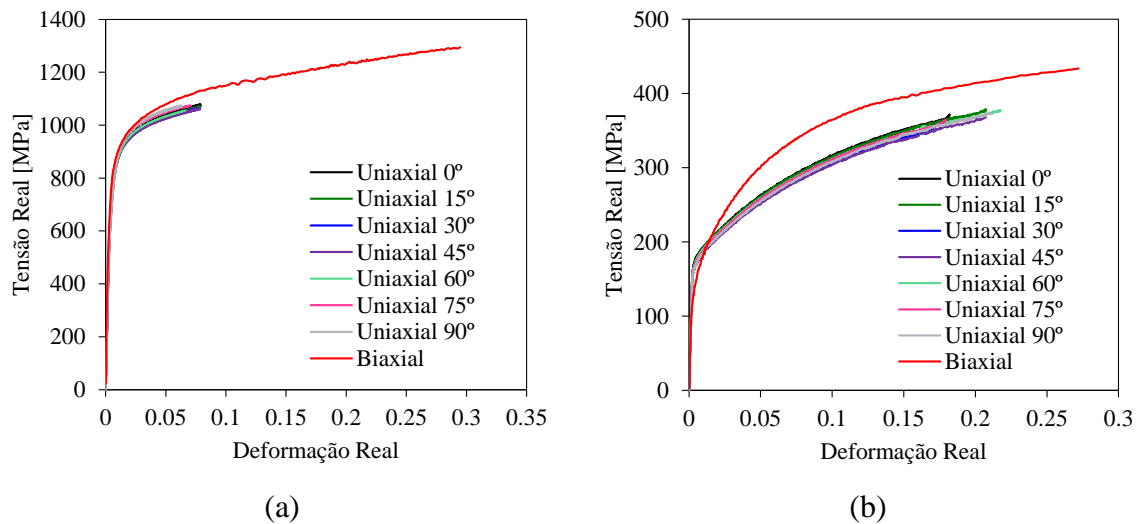


Figura 3.3. Efeito da direção de laminagem nas curvas tensão real – deformação real no ensaio experimental de tração uniaxial e biaxial: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

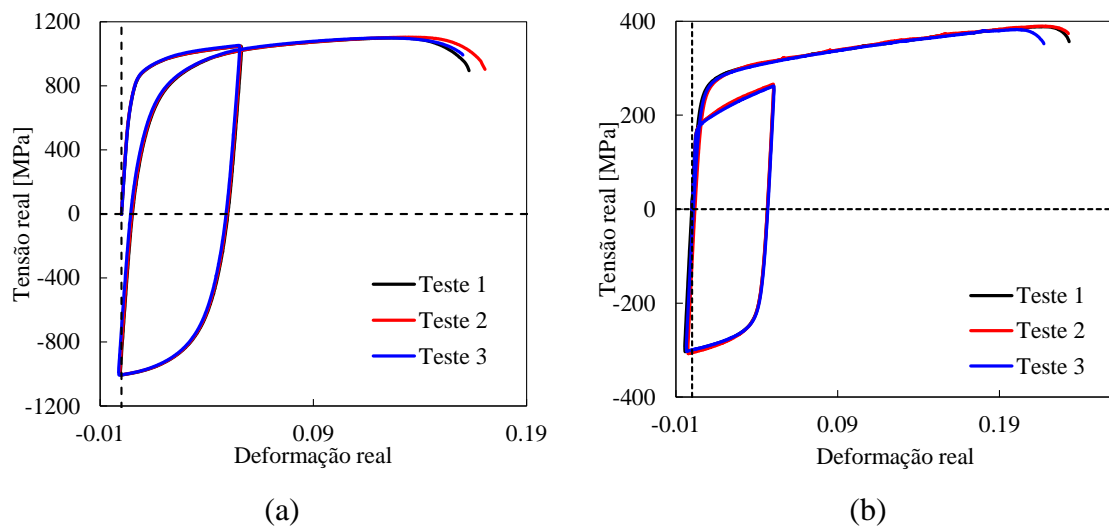


Figura 3.4. Curvas tensão real-deformação real obtidas em ensaios experimentais de tração-compressão-tração: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx

A Figura 3.4 apresenta as curvas de tensão real – deformação real para o caso do ensaio de tração-compressão-tração. O efeito Bauschinger é mais visível no aço DP980 do que na liga de alumínio. O efeito de Bauschinger está associado à diminuição da tensão de

escoamento com a inversão da trajetória de deformação. Para cada material foram realizados 3 ensaios nas mesmas condições e a reprodutibilidade conseguida foi bastante elevada, i.e., o comportamento é muito semelhante para os diferentes testes realizados.

A Figura 3.5 apresenta a avaliação experimental do coeficiente de anisotropia para diferentes direções em relação à DL, avaliado através da relação entre a deformação em largura e a deformação em espessura. Ambos os materiais apresentam anisotropia plástica, sendo que globalmente o coeficiente de anisotropia é maior no aço em comparação com a liga de alumínio. Além disso, o aço possui valores de deformação (em largura e em espessura) muito inferiores aos registados na liga de alumínio, o que está de acordo com a deformação máxima atingida no ensaio de tração para cada um dos materiais (ver Figura 3.3). O desvio das curvas em relação à linearidade, particularmente na parte final, pode ser consequência da localização da deformação na zona de medição das deformações.

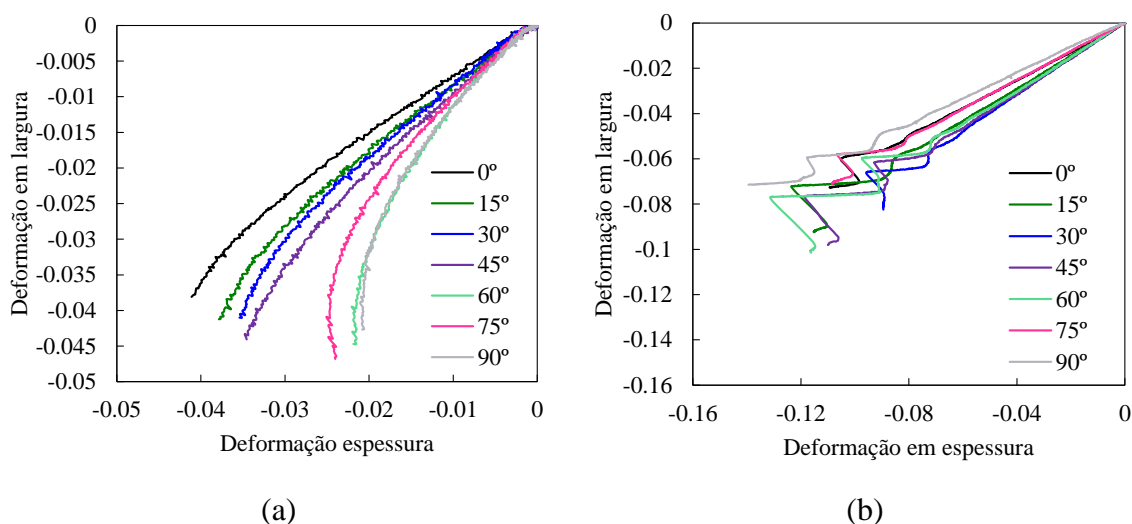


Figura 3.5. Avaliação experimental do coeficiente de anisotropia para diferentes orientações em relação à direção de laminagem: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

Na Figura 3.6 podemos observar a distribuição da tensão de cedência avaliada experimentalmente em várias direções para os dois materiais. A tensão de cedência no aço varia entre 726,8 MPa e 775,9 MPa, ou seja, uma variação de aproximadamente 6%. No caso da liga de alumínio, varia entre 155,6 MPa e 166,7 MPa, havendo uma variação de 7%. A linha a tracejado representa a média ponderada, sendo de 746,9 MPa no aço e 160,2 MPa na liga de alumínio. As barras verticais representam a gama de erro inerente às medições experimentais. Foram realizados 2 ensaios para cada direção, utilizando-se o valor médio para cada uma.

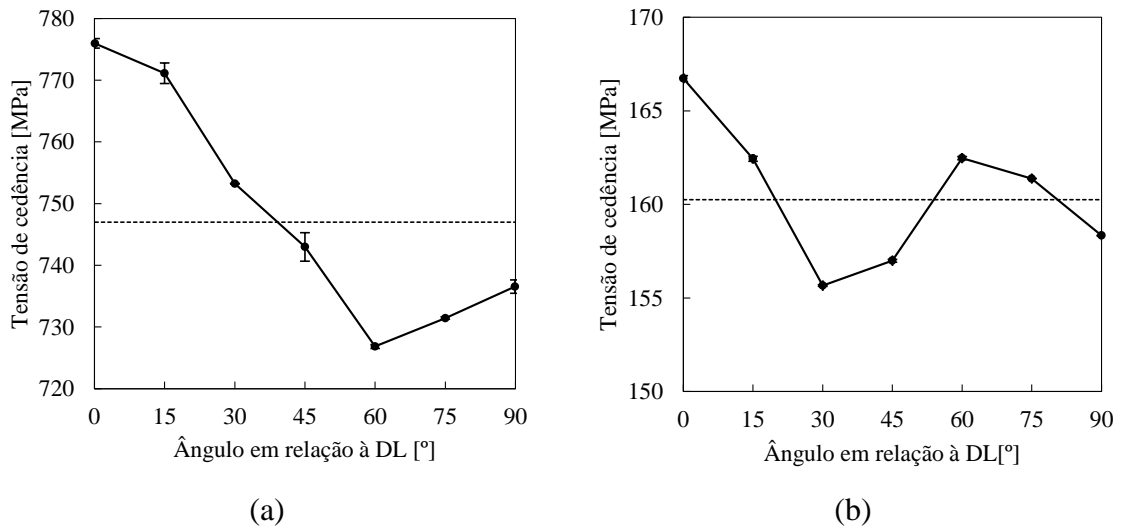


Figura 3.6. Distribuição da tensão de cedência avaliada experimentalmente no plano da chapa para dois materiais: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A Figura 3.7 apresenta a distribuição do coeficiente de anisotropia em várias direções para o aço DP980 e a liga de alumínio 6xxx. No caso do aço, o coeficiente de anisotropia varia entre 0,8 e 1,6, verificando-se um aumento de cerca de 48% entre a direção 0° e 60° com a DL. No caso da liga de alumínio, este varia entre 0,6 e 0,8. O aço apresenta valores mais elevados para o coeficiente de anisotropia, bem como a variação entre o valor máximo e mínimo, quando comparada com a liga de alumínio.

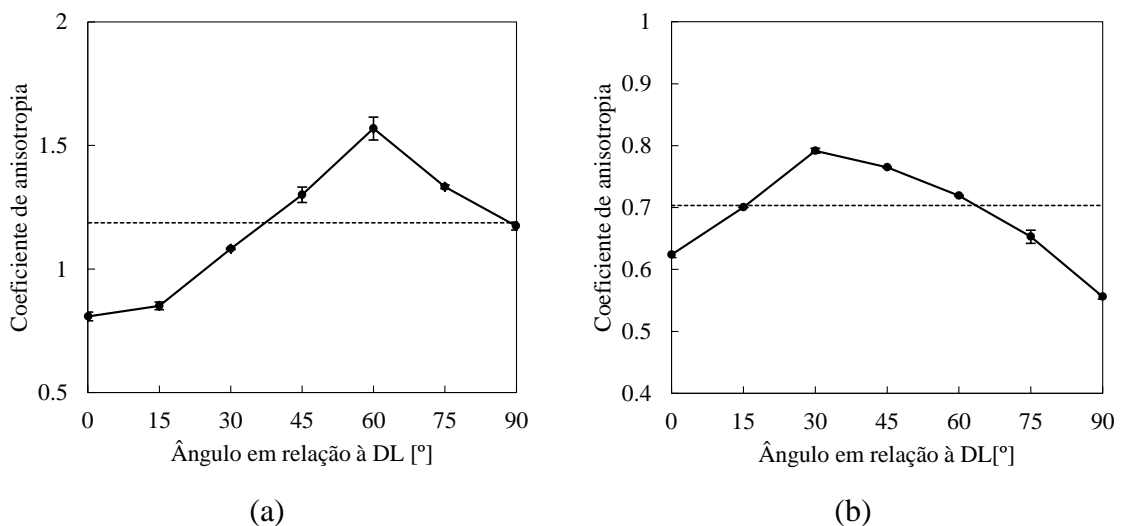


Figura 3.7. Distribuição do coeficiente de anisotropia avaliada experimentalmente no plano da chapa para dois materiais: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

3.2. Modelos Constitutivos

Modelar o comportamento mecânico é de elevada importância para a análise de processos de conformação plástica. Tanto a superfície de plasticidade inicial, como a sua evolução, representada por leis de encruamento, são características mecânicas importantes, uma vez que descrevem o comportamento mecânico de materiais metálicos quando sujeitos a diferentes trajetórias de solitação e deformação.

3.2.1. Degradação do Módulo de Elasticidade

Geralmente o módulo de elasticidade assume-se constante e isotrópico nas simulações numéricas. A variação do módulo de elasticidade durante a descarga é o principal causador da não linearidade no comportamento elástico dos aços [25]. Assim, para uma correta previsão do retorno elástico e devido à sua importância, foi utilizado neste estudo um modelo que tem em consideração a variação de E com a deformação plástica. Neste sentido, é utilizado um modelo proposto por Yoshida em que a dependência da degradação do módulo de elasticidade da pré-deformação pode ser expressa por:

$$E_{av} = E_0 - (E_0 - E_A)(1 - \exp(-\xi \bar{\epsilon}^p)). \quad (3.1)$$

onde E_0 é o módulo de elasticidade inicial, E_A é o valor mínimo do módulo de elasticidade e ξ é a taxa de diminuição do módulo de elasticidade com a deformação plástica. O módulo de elasticidade médio E_{av} diminui com o aumento da pré-deformação plástica $\bar{\epsilon}^p$ e aproxima-se dos seus valores assintóticos [30].

Na Figura 3.8 encontram-se representadas as curvas da degradação do módulo de elasticidade, avaliado experimentalmente e previsto com modelo numérico para os dois materiais. Os parâmetros do modelo numérico foram fornecidos pelo comité organizador da conferência Numisheet 2020. No caso do aço DP980, a curva experimental apresenta uma diminuição de cerca de 15% e estabiliza para $E=180$ GPa. No caso da curva experimental do aço DP780 a sua variação corresponde a aproximadamente 33%, tendo posteriormente estabilizado para $E=155$ GPa. Estes dados experimentais foram extraídos dos estudos [31] e [32]. A curva prevista segundo o modelo numérico, DME (degradação do módulo de elasticidade) apresenta uma variação de 21% e estabiliza para $E=170$ GPa. A liga de alumínio apresenta variações menos significativas no módulo de elasticidade. Nos dados experimentais para a liga de alumínio 7xxx a variação é de cerca de 14% e, no caso da curva

prevista segundo o modelo numérico, DME (6xxx), a variação é de 8%. O aço apresenta uma redução do módulo de elasticidade mais acentuada em comparação com as ligas de alumínio.

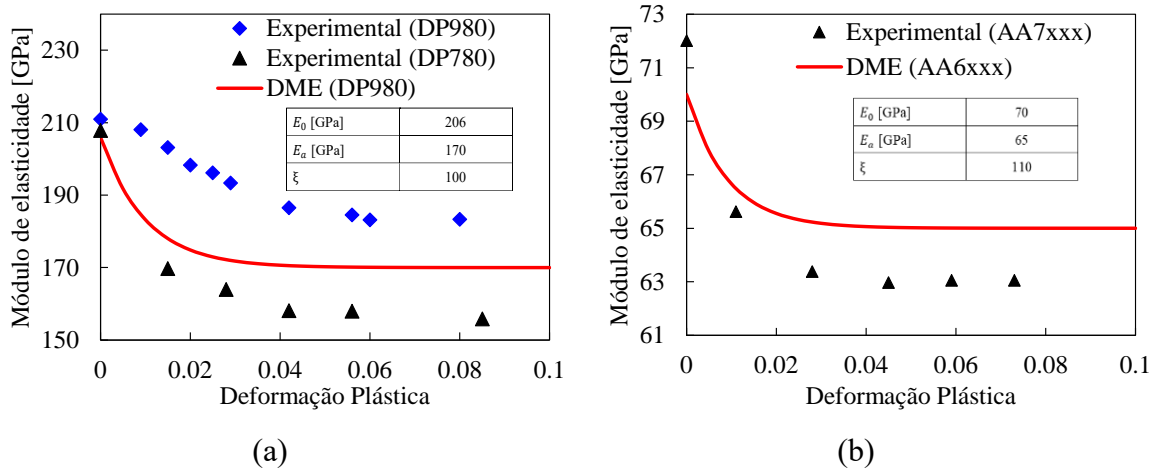


Figura 3.8. Comparação entre degradação do módulo de elasticidade avaliada experimental e prevista com modelo numérico para diferentes materiais: (a) aço; (b) liga de alumínio.

3.2.2. Leis de Encruamento

O encruamento é um fenómeno em que o desenvolvimento da deformação plástica requer um nível de tensões superior às tensões iniciais. Deste modo, à medida que o material é deformado plasticamente, a superfície de plasticidade é modificada. Quando alcançada a tensão de cedência, o valor pode ou não permanecer constante. Caso este se mantenha constante é usual dizer que o material possui um comportamento perfeitamente plástico, no caso de se verificar um aumento diz-se que o material encruou. Existem dois tipos de encruamento: isotrópico e cinemático. O encruamento isotrópico induz a expansão uniforme da superfície limite de elasticidade. No encruamento cinemático as superfícies limite de elasticidade preservam a sua forma, contudo sofrem uma translação no plano das tensões principais [5].

No caso da liga de alumínio, a lei de encruamento que melhor se adapta é a lei de Voce (encruamento isotrópico com saturação). Esta lei é dada por:

$$Y = Y_0 + (Y_{Sat} - Y_0)[1 - \exp(-C_Y \bar{\epsilon}^p)] \quad (3.2)$$

Y é a tensão equivalente, Y_0 é a tensão limite de elasticidade, Y_{Sat} e C_Y são constantes do material e $\bar{\epsilon}^p$ é a deformação plástica equivalente.

Para o aço DP980 a lei Swift é mais apropriada, esta descreve o comportamento de materiais que exibam encruamento isotrópico sem saturação. Geralmente a lei de Swift é mais adequada para aços do que para ligas de alumínio. Esta é dada por:

$$\sigma = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^p)^n. \quad (3.3)$$

onde os valores K, n, ε_0 são constantes do material.

As leis de encruamento cinemático descrevem a translação do centro da superfície de cedência no espaço de tensões, permitindo modelar o efeito de Bauschinger [33]. Estas podem ser classificadas como linear e não linear. O encruamento cinemático linear é vantajoso no que diz respeito à sua implementação numérica e computacional, mas em contrapartida, apresenta falhas na previsão do comportamento não-linear de materiais reais. Em 1966, Armstrong e Frederick desenvolveram uma lei não linear, expressa por:

$$d\mathbf{X} = C_x \left[\frac{X_{SAT}}{\bar{\sigma}} (\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}) - \mathbf{X} \right] d\bar{\varepsilon}^p. \quad (3.4)$$

onde os valores C_x e X_{SAT} são parâmetros do material e \mathbf{X} é o tensor das tensões inversas.

3.2.3. Critérios de Plasticidade

O critério de plasticidade define o estado de tensão de um determinado material, estabelece a transição entre estados de tensão e permite definir a superfície limite de elasticidade. A lei de plasticidade representa a relação entre o tensor das tensões e a evolução do tensor das deformações plásticas [5]. Existem dois tipos de critérios de plasticidade, podendo ser do tipo isotrópico ou anisotrópico. Define-se um material isotrópico se este apresentar um comportamento igual segundo as diferentes direções. No caso de apresentar um comportamento diferente entre as várias direções diz-se que é um material anisotrópico.

3.2.3.1. Hill 48

Na simulação de processos de estampagem o critério de plasticidade mais utilizado é o de Hill'48 isto porque, descreve adequadamente a anisotropia inicial da chapa, podendo ser aplicado a qualquer estado de tensão. Possui um baixo número de parâmetros para definir o material, facilitando a simulação numérica de conformação de chapas [20]. Hill, em 1948, propôs um critério de plasticidade anisotrópico quadrático para materiais que apresentam três planos ortogonais de simetria. Este critério é assim, uma generalização do critério isotrópico de von Mises [5]. A transformação é feita através dos parâmetros anisotropia sendo apresentado através da seguinte equação:

$$F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{xz}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = \bar{\sigma}^2. \quad (3.5)$$

onde σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} , τ_{yz} , τ_{xz} , τ_{xy} são componentes do tensor das tensões de Cauchy, $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente e F , G , H , L , M e N , são os parâmetros de anisotropia.

A determinação dos parâmetros de anisotropia envolve a realização de três ensaios de tração uniaxial, em que o eixo de solitação faz 0° , 45° e 90° com a DL [10]. Com os dados resultantes destes ensaios determinam-se os coeficientes de anisotropia, r_0 , r_{45} e r_{90} , sendo estes posteriormente utilizados para calcular os parâmetros de anisotropia:

$$F = \frac{r_0}{(1+r_0)r_{90}}. \quad (3.6)$$

$$G = \frac{1}{(1+r_0)}. \quad (3.7)$$

$$H = \frac{r_0}{(1+r_0)}. \quad (3.8)$$

$$N = \frac{(1+2r_{45})(r_0+r_{90})}{2(1+r_0)r_{90}}. \quad (3.9)$$

3.2.3.2. Barlat 91

Em 1991, Barlat propôs uma generalização do critério isotrópico de Hershey a materiais anisotrópicos. A anisotropia é introduzida substituindo os valores principais do tensor das tensões pelos valores principais de um tensor resultante da transformação linear do tensor das tensões. Usando esta metodologia, os coeficientes de anisotropia estão presentes nos coeficientes da matriz usada na transformação linear [5]. O critério de Barlat'91 quando comparado com o de Hill'48 tem a vantagem de apresentar uma superfície de plasticidade mais flexível, no entanto é bem mais complexo. A tensão equivalente do critério Barlat'91 é definida através da seguinte equação:

$$|s_1 + s_2|^m + |s_2 + s_3|^m + |s_1 + s_3|^m = 2\bar{\sigma}^m. \quad (3.10)$$

onde s_1 , s_2 , s_3 são as tensões principais do tensor desviador \mathbf{s} . Este pode ser calculado através da seguinte expressão:

$$\mathbf{s} = \mathbf{L} : \boldsymbol{\sigma}. \quad (3.11)$$

sendo $\boldsymbol{\sigma}$ o tensor das tensões de Cauchy e \mathbf{L} o tensor de anisotropia. Este pode ser definido por:

$$L = \begin{bmatrix} (C_2 + C_3)/3 & -C_3/3 & -C_2/3 & 0 & 0 & 0 \\ -C_3/3 & (C_3 + C_1)/3 & -C_1/3 & 0 & 0 & 0 \\ -C_2/3 & -C_1/3 & (C_1 + C_2)/3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_6 \end{bmatrix}, \quad (3.12)$$

onde C_i são os parâmetros de anisotropia.

3.3. Calibração dos Parâmetros do Material

3.3.1. Parâmetros das Leis de Encruamento

Os parâmetros da lei de encruamento, de Voce e Swift, foram obtidos através da minimização da diferença entre resultados experimentais e numéricos. Todo o processo de otimização foi possível através da função Solver do Excel®. Os dados experimentais são ajustados pela equação de Voce (3.2) e de Swift (3.3). Neste sentido, utilizou-se o ensaio uniaxial na DL (0°). Os parâmetros para a lei de Voce e Swift encontram-se na Tabela 3.1.

Tabela 3.1. Parâmetros lei de Voce para liga de alumínio 6xxx e lei de Swift para aço DP980

Liga de alumínio 6xxx	Y_0 [MPa]	Y_{sat} [MPa]	C_Y
	176,9	404,3	10,0
Aço DP 980	K [MPa]	e_0	n
	1349,7	0,0005	0,085

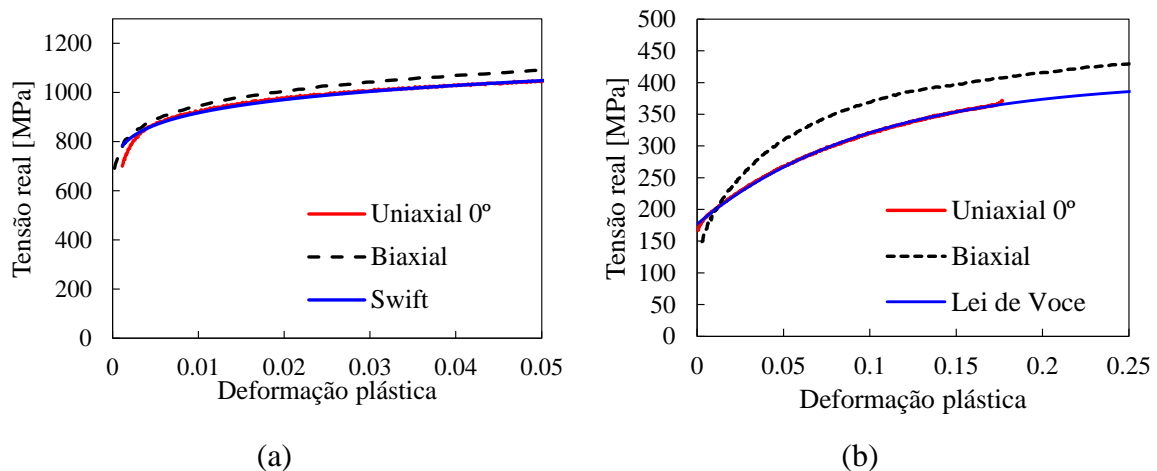


Figura 3.9. Comparação entre o curva tensão-deformação obtida experimentalmente e descrita pela lei de encruamento: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A comparação entre a curva tensão-deformação obtida experimentalmente e descrita pela lei de encruamento é apresentada na Figura 3.9 para cada um dos materiais estudados. As leis adotadas conseguem fazer uma boa descrição do encruamento de ambos os materiais, ou seja, existe uma forte correlação entre a curva experimental e a curva numérica.

De forma a analisar o efeito do encruamento cinemático é necessário que haja uma ou várias inversões da trajetória de deformação em algum instante. Para esse efeito, será utilizado um ensaio com inversão de trajetória de deformação, neste caso, o ensaio de tração-compressão-tração é apresentado na Figura 3.4. Os parâmetros do modelo de encruamento cinemático utilizados para liga de alumínio 6xxx e para aço DP980 encontram-se na Tabela 3.2.

Tabela 3.2. Parâmetros do modelo de encruamento cinemático para liga de alumínio 6xxx e para aço DP980

Liga de alumínio 6xxx	Y_0 [MPa]	Y_{sat} [MPa]	C_Y	X_{sat} [MPa]	C_x
	172,72	395,23	5,19	35,50	199,89
Aço DP 980	K [MPa]	ϵ_0	n	X_{sat} [MPa]	C_x
	1037,4	0,026	0,104	230,96	72,15

Figura 3.10 apresenta o provete utilizado no ensaio, nomeadamente $\frac{1}{8}$ de modo a tirar partido das condições de simetria. A malha do provete é não estruturada e tem no total 4871 elementos, sendo o tamanho do elemento na zona central de aproximadamente 0,6 mm. O deslocamento foi imposto na extremidade do provete, sendo o seu valor ajustado para garantir valores específicos de deformação na zona central. O critério de plasticidade Hill'48 foi utilizado na simulação de ambos os materiais.

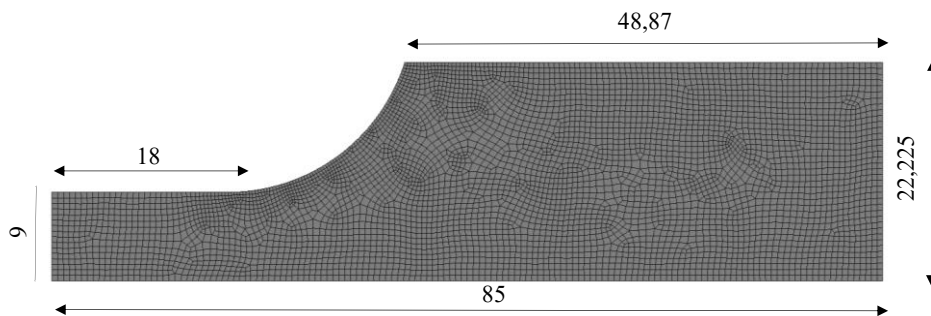


Figura 3.10. Representação das dimensões, em mm, do provete e discretização de $\frac{1}{8}$ de provete.

A Figura 3.11 apresenta a evolução da tensão avaliada no ponto central do provete em função da deformação plástica, durante o ensaio de tração-compressão-tração. Verifica-se que o encruamento cinemático (KH) tem maior impacto no caso do aço, quando comparado com a liga de alumínio. Por outro lado, a curva numérica que mais se assemelha à curva experimental é quando o encruamento cinemático é tido em consideração no modelo numérico. A diferença é particularmente evidente no aço quando de utiliza a lei de Swift com um comportamento muito diferente do experimental. No caso da liga de alumínio, a componente cinemática do encruamento não tem grande efeito no comportamento do material, i.e. a lei de Voce isotrópica e a lei de Voce com encruamento cinemático são aparentemente idênticas.

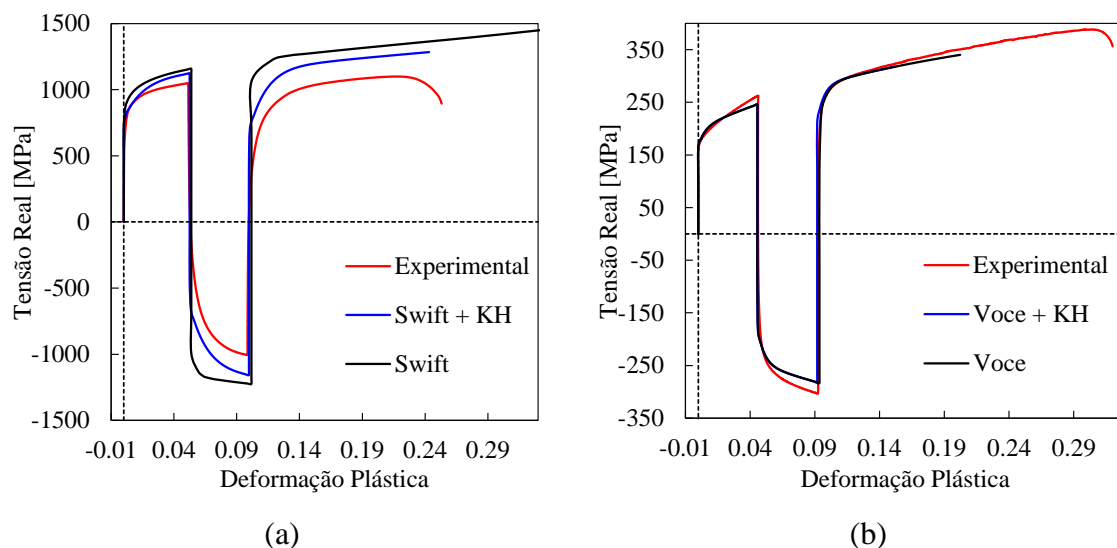


Figura 3.11. Ensaio tração-compressão-tração para avaliar o efeito do encruamento cinemático no comportamento dos diferentes materiais: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

3.3.2. Parâmetros dos Critérios de Plasticidade

Para o estudo em questão utilizou-se o critério de Hill'48, Barlat'91 e von Mises. O critério de Hill'48 é o mais utilizado nas simulações de processos de estampagem dada a sua simplicidade de implementação. Todos os parâmetros são fornecidos pelo comité do benchmark e encontram-se na Tabela 3.3 e Tabela 3.4. Os parâmetros do critério de plasticidade Hill'48 foram obtidos através das relações dadas nas equações (3.6)-(3.9), ou seja, utilizando os coeficientes de anisotropia avaliados nos ensaios de tração uniaxial, para ângulos de 0° , 45° e 90° em relação à DL. Por outro lado, para identificar os parâmetros relativamente ao critério de plasticidade Barlat'91 foram utilizados os mesmos dados.

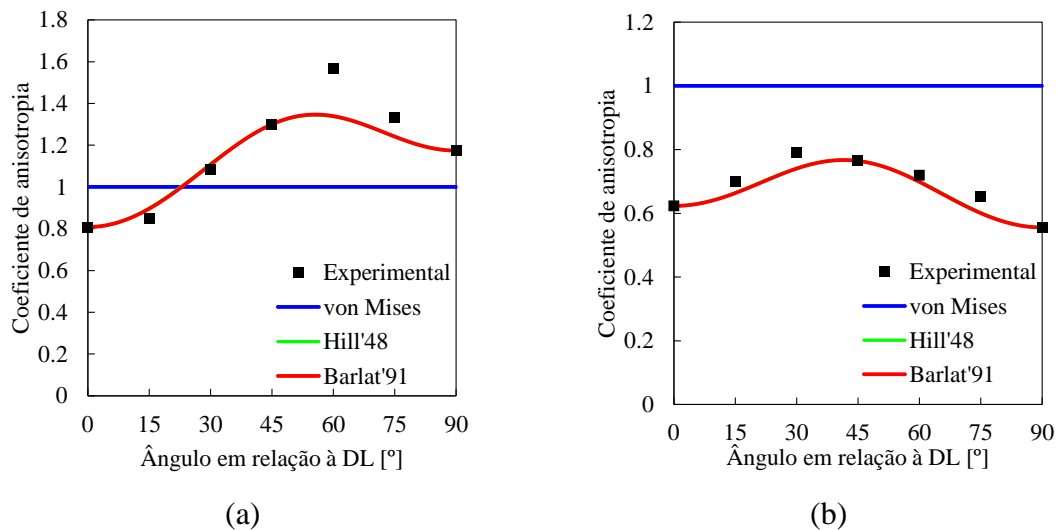
Tabela 3.3. Parâmetros Lei de Hill'48 para diferentes materiais

	F	G	H	L	M	N
Aço DP980	0,3807	0,5531	0,4469	1,5000	1,5000	1,6809
Alumínio 6xxx	0,6906	0,6159	0,3841	1,5000	1,5000	1,6526

Tabela 3.4. Parâmetros Barlat'91 para diferentes materiais.

	C1	C2	C3	C4	C5	C6
Aço DP980	0,904648	1,041025	0,958019	1	1	1,041877
Alumínio 6xxx	1,10457	1,064993	0,931555	1	1	1,030039

A Figura 3.12 apresenta para cada material estudado a comparação entre o coeficiente de anisotropia medido experimentalmente e previsto por cada um dos critérios de plasticidade. Para ambos os materiais estudados, existe uma correta previsão da distribuição do coeficiente de anisotropia no plano da chapa. Aliás, tanto o critério de Hill'48 como o critério de Barlat'91 fornecem distribuições idênticas para coeficiente de anisotropia porque foi utilizados os mesmo dados experimentais para a sua avaliação.

**Figura 3.12.** Comparação entre o coeficiente de anisotropia medido experimentalmente e previsto pelo critério de plasticidade: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

Na Figura 3.13 são apresentadas as superfícies limite de elasticidade, no plano $\sigma_{xx} - \sigma_{yy}$, obtidas para os três critérios de plasticidade analisados. É possível observar, que o critério de von Mises apresenta uma superfície convexa típica de materiais isotrópicos. No entanto, no caso do aço, os outros critérios em estudo sofreram um ligeiro alongamento quando comparado com von Mises. A diferença entre os vários critérios não é significativa

no caso do aço. Por outro lado, o critério de von Mises, para a liga de alumínio, dá uma superfície limite de elasticidade de maior dimensão quando comparada a superfície de Barlat'91 com Hill'48 a forma é diferente, principalmente na zona de tensões biaxiais, ou seja, o ponto de tensão biaxial previsto por cada um dos critérios de plasticidade é diferente (inferior no critério de Hill'48).

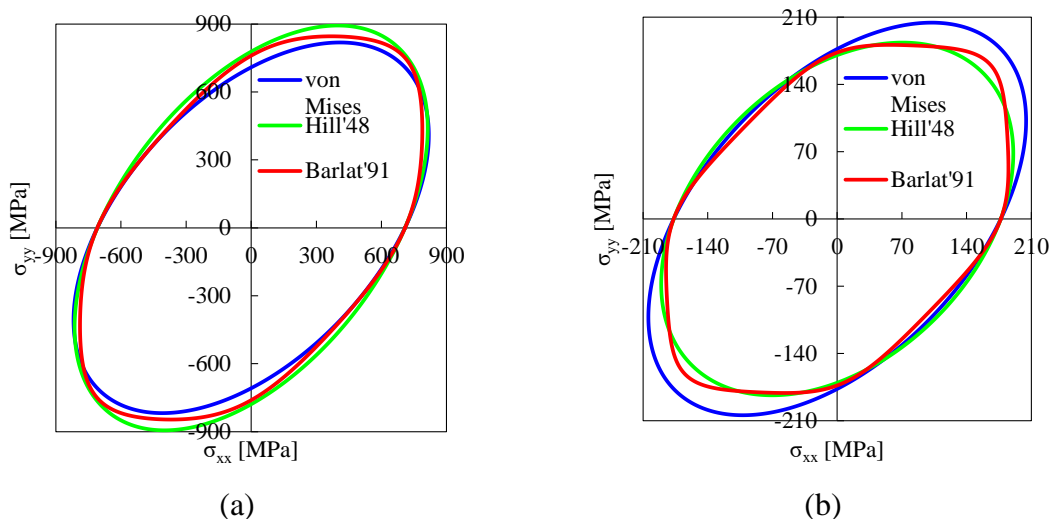


Figura 3.13. Superfícies de plasticidade para diferentes critérios de plasticidade: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A variação da tensão de cedência no plano da chapa é apresentada na Figura 3.14, comparando os resultados experimentais com as previsões numéricas. Observa-se que o critério de Hill'48 apresenta sempre uma maior amplitude de variação, quando comparado com o critério de Barlat'91, para ambos os materiais. No entanto, nenhum dos critérios permite descrever corretamente a evolução observada experimentalmente.

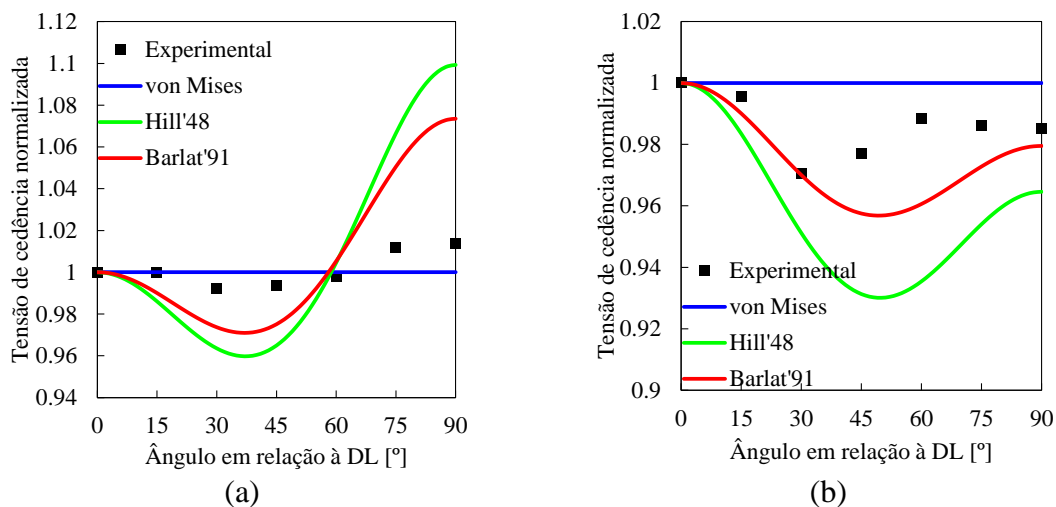


Figura 3.14. Comparação entre a tensão de cedência normalizada avaliada experimentalmente e prevista com os critérios de plasticidade: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

4. SIMULAÇÃO DA ESTAMPAGEM DE UM COMPONENTE AUTOMÓVEL

Esta secção apresenta a descrição do caso de estudo proposto na conferência Numisheet 2020, o qual tem como objetivo estudar o retorno elástico torcional num componente de geometria complexa. Posteriormente, a descrição detalhada do modelo de simulação numérica é apresentada.

4.1. Descrição do Processo de Conformação

O processo de conformação do componente pode ser dividido em três fases distintas, são elas, a conformação, o corte e o retorno elástico. A análise feita neste estudo não considera o processo de corte. A geometria do esboço é apresentada na Figura 4.1, incluindo as principais dimensões. Os pontos A, B, C e D são necessários para posteriormente se proceder ao estudo do escoamento da chapa metálica.

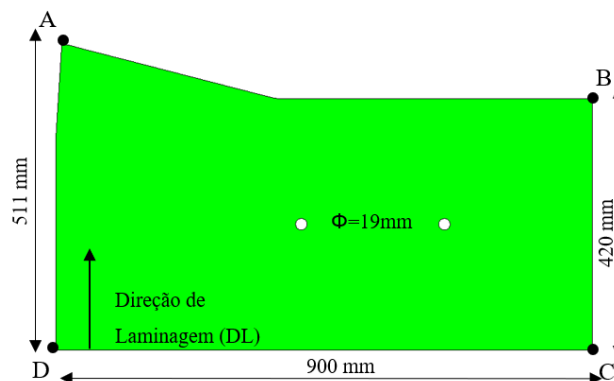


Figura 4.1. Geometria e dimensões do esboço utilizado neste caso de estudo.

No processo de conformação estão envolvidas três ferramentas: matriz, cerra-chapas e punção, como se pode ver na Figura 4.2. O processo de conformação envolve dois casos, um em que se utiliza freios e outro onde não contém. No início do processo de estampagem, a superfície plana do cerra-chapas é elevada a 100 mm de modo que o esboço não entre em contacto com o punção. No entanto, a altura inicial do cerra-chapas é baixa o suficiente para que os dois pinos que se encontram na Figura 4.2 e cujo diâmetro é de 19 mm, passem através de dois orifícios pré cortados no esboço. A matriz desce, fechando

inicialmente para uma posição igual à folga do cerra-chapas. A folga do cerra-chapas é mantida constante, 1,6 mm, durante a conformação. A matriz e o cerra-chapas permanecem em movimento descendente, simultaneamente, até que a matriz feche para uma posição final. O punção é estacionário durante todo o processo de conformação bem como a altura do freio que permanece estacionária durante todo o processo, na sua configuração de 8 mm [34]. A folga entre o punção e a matriz na parte superior do componente, no caso onde não existe freio, é de 1,6 mm para os dois materiais. Quando tem freio de retenção, no caso do aço essa folga é de 3,2 mm e no caso da liga de alumínio de 2,5 mm.

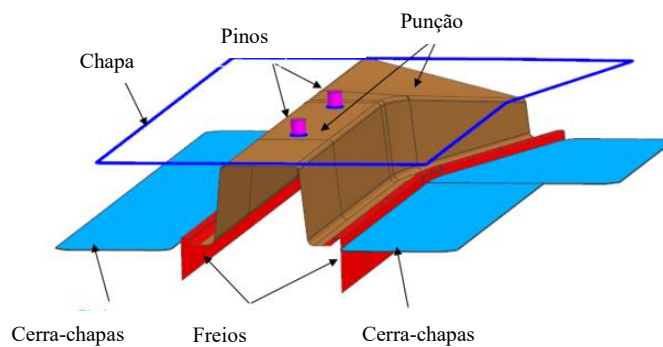


Figura 4.2. Representação das ferramentas intervenientes na estampagem da peça proposta no Benchmark da conferência NUMISHEET 2020 [34].

Após o processo de conformação são utilizados três pontos (E, F e G) com seis constrangimentos para posteriormente analisar o retorno elástico do componente (Figura 4.3). A Tabela 4.1 lista as coordenadas e as direções do constrangimento para remover os movimentos do corpo rígido durante as simulações do retorno elástico e para permitir comparações inequívocas das previsões e medições do retorno elástico.

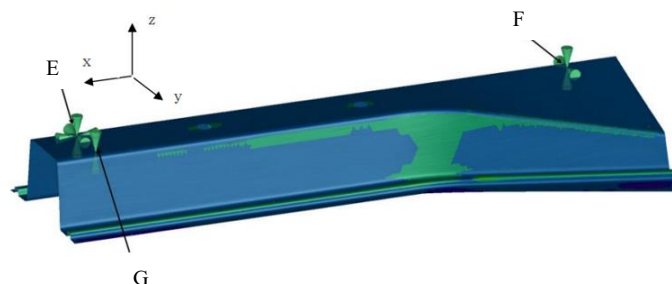


Figura 4.3. Pontos de restrição para análise do retorno elástico [34].

Tabela 4.1. Coordenadas dos pontos e direções do constrangimento utilizado para a análise do retorno elástico após remoção das ferramentas de estampagem [34].

Ponto	Coordenadas			Direção do Constrangimento		
	X	Y	Z	X	Y	Z
E	360.6	-25.0	1381.0	Sim	Sim	Sim
F	-389.4	-25.0	1379.2	Não	Sim	Sim
G	360.6	45.0	1381.0	Não	Não	Sim

Para garantir a localização consistente de medição e previsão de retorno elástico, são analisadas 5 secções do componente definidas na Tabela 4.2. Essas secções são definidas por 5 planos paralelos, distribuídos ao longo do comprimento do componente para evidenciar o retorno elástico. O posicionamento destes planos na geometria do componente é apresentado na Figura 4.4, bem como a identificação de cada uma das secções antes do retorno elástico

Tabela 4.2. Definição de 5 secções para análise do retorno elástico após conformação [34]

Secções	SEC 1	SEC 2	SEC 3	SEC 4	SEC 5
Plano de Corte	X=+360	X=-149.4	X=-219.4	X=-319.4	X=-419.4

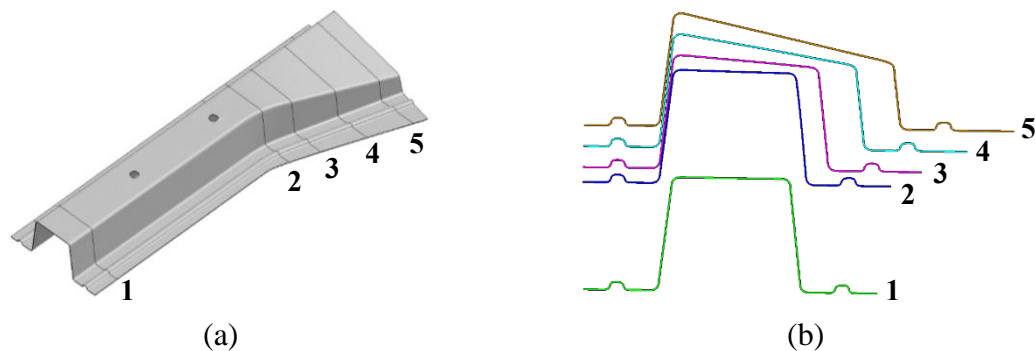


Figura 4.4. Identificação das 5 secções para análise do retorno elástico: (a) posicionamento no componente; (b) secção transversal de cada um dos planos de corte antes do retorno elástico.

4.2. Modelo de Elementos Finitos

O modelo de elementos finitos desenvolvido para simular o processo de estampagem é descrito em detalhe nesta secção. Para facilitar o processo de modelação, as condições de movimento das ferramentas foram alteradas relativamente ao ensaio

experimental, mantendo o movimento relativo entre elas. Assim, na simulação a matriz e o cerra-chapas estão fixos, sendo que apenas o punção tem movimento de translação. Assim, no caso do aço, o deslocamento do punção é de 98,2 mm para a situação que contém freio de retenção e, 99,8 mm no caso que não possui. No caso da liga de alumínio, o deslocamento do punção é de 98,9 mm e 99,8 mm, com e sem freio de retenção, respetivamente. O deslocamento total do punção é discretizado em 500 incrementos, ou seja, o tamanho de incremento é de aproximadamente 0,2 mm.

4.2.1. Discretização das Ferramentas de Conformação

Todas as ferramentas em estudo, matriz, cerra-chapas e punção, são consideradas corpos rígidos, ou seja, não deformam. Portanto, apenas a sua superfície exterior é modelada, recorrendo a superfícies Nagata que são construídas sobre uma malha de elementos finitos. É possível combinar a discretização com elementos triangulares e quadriláteros ou utilizá-los de forma individual. Na maior parte das zonas a malha deve ser estruturada, utilizando 2 elementos na direção circunferencial para os arcos de curvatura. Nas zonas em que não existe curvatura utilizou-se o número mínimo possível de elementos. No entanto, não se utilizou apenas um elementos para evitar elementos demasiado distorcidos.

A Figura 4.5 apresenta a discretização da matriz, a qual utiliza uma combinação de elementos triangulares (junto ao freio de retenção) e quadriláteros. De realçar que a zona curva do freio requer elementos de menor dimensão, nomeadamente na direção de escoamento do material. O número total de elementos finitos que são utilizados é 1595.

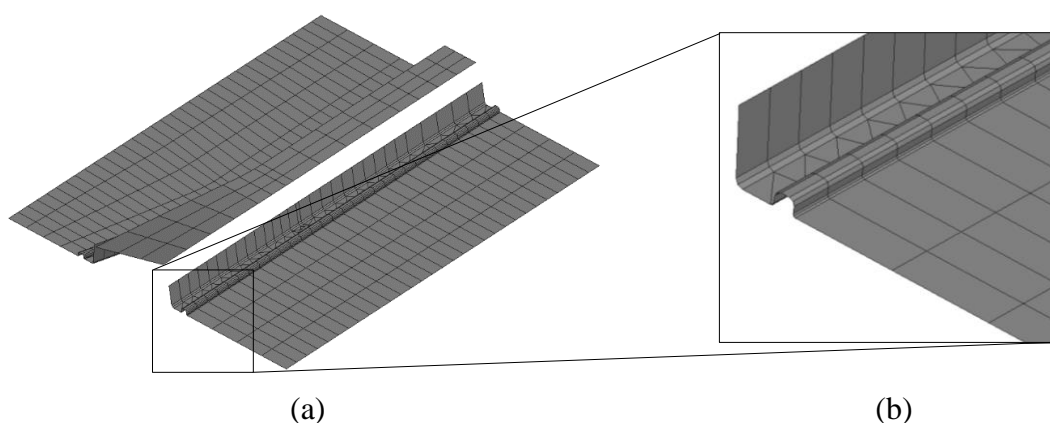


Figura 4.5. Discretização da superfície da matriz: (a) vista global; (b) vista ampliada na zona do freio.

A malha do cerra-chapas é apresentada na Figura 4.6. Uma vez que a geometria desta ferramenta é perfeitamente plana, não é necessário ter especial cuidado na sua

discretização porque oferece sempre uma aproximação perfeita da geometria original. Assim, foram utilizados elementos triangulares devido à sua flexibilidade de geração de malhas, nomeadamente uma malha não estruturada. Desta forma, o cerra-chapas foi discretizado com 306 elementos finitos triangulares.

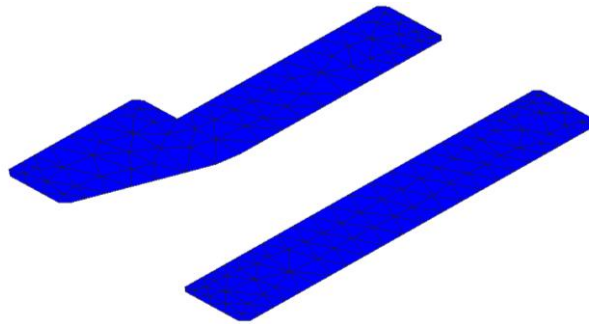


Figura 4.6. Discretização da superfície do cerra-chapas.

A discretização da superfície do punção é apresentada na Figura 4.7, sendo que a malha utiliza elementos triangulares junto ao freio de retenção e quadrilaterais nas restantes regiões. A malha é estruturada na sua maioria e não estruturada junto ao freio de retenção (zona 1). Os arcos de curvatura da ferramenta foram discretizados com 2 elementos na direção circunferencial. Nas zonas em que não existe curvatura utilizou-se o número mínimo possível de elementos, garantindo que os elementos finitos não fiquem demasiado distorcidos. Para descrever os pinos foram utilizados 15 elementos na direção circunferencial. Foram utilizados 921 elementos finitos na discretização do punção.

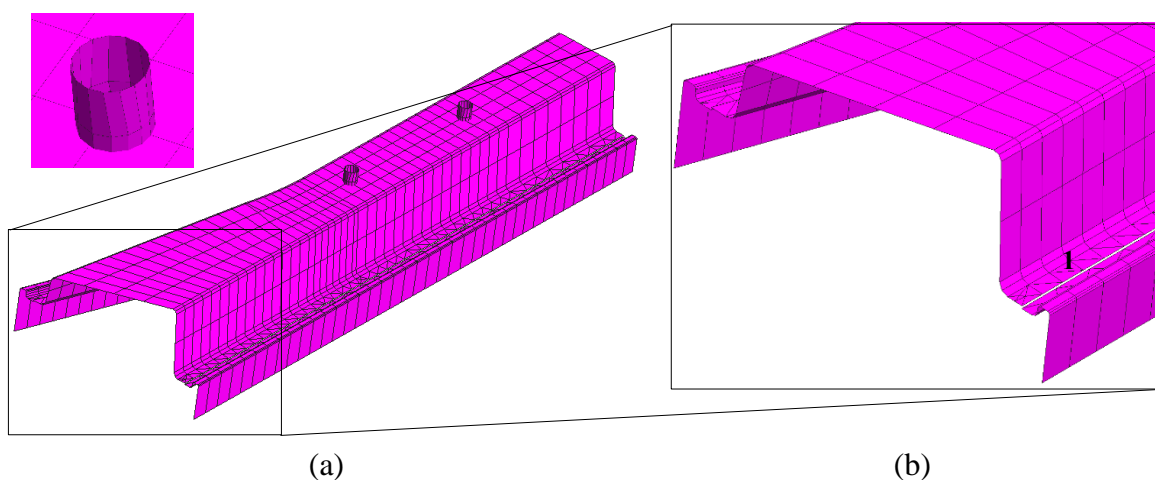


Figura 4.7. Discretização da superfície do punção: (a) vista global; (b) vista ampliada na zona do freio

4.2.2. Discretização do Esboço

A discretização do esboço é feita com elementos finitos sólidos hexaédricos. A vista global da discretização do esboço é indicado na Figura 4.8, utilizando 2 elementos em espessura que permite obter um gradiente de tensões e de deformações na direção da espessura.

A discretização final está dividida entre zonas com malha estruturada e zonas com malha não estruturada. A zona que contém os furos é não-estruturada e grosseira porque permanece aproximadamente plana durante todo o processo. Nas zonas que vão dar origem às paredes verticais do componente é utilizada uma malha estruturada. A malha precisa de ser refinada nas regiões críticas representadas na Figura 4.9, onde existe mais contacto entre esboço e ferramentas. Para a zona critica 1 o refinamento foi feito porque o esboço vai escoar sobre o raio de curvatura da matriz (5 mm). Essa zona sofre dobragem essencialmente na direção y, enquanto a zona critica 2 é refinada em x e em y devido à variação de geometria na matriz e punção. Assim, o tamanho de elemento para a zona critica 1 é de aproximadamente 0,8 mm na direção y. A zona crítica 2 contém 10 elementos na direção do comprimento do componente, com um tamanho de elemento de aproximadamente 6 mm na direção x. No entanto, a zona correspondente à flange não é tão refinada, tendo um tamanho de elemento de cerca de 2,2 mm na direção y. Assim, a chapa contém um total de 86382 elementos. O contacto entre o esboço e as ferramentas é descrito pela lei de Coulomb, utilizando um coeficiente de atrito uniforme em todas as superfícies de contacto. Para o aço de alta resistência DP980 a espessura nominal do esboço é 1,4 mm e 1,5 mm na liga de alumínio.

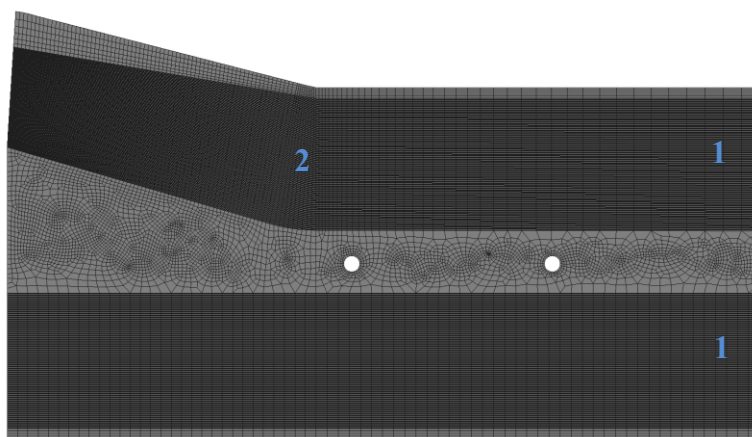


Figura 4.8. Discretização do esboço com elementos finitos hexaédricos.

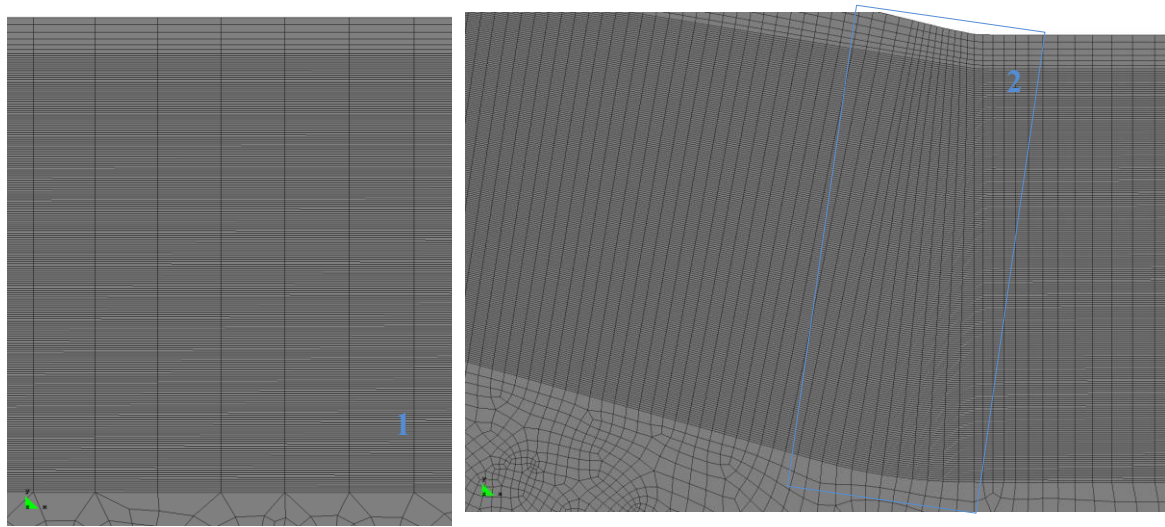


Figura 4.9. Vista ampliada da discretização da chapa metálica.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Esta secção apresenta os principais resultados das simulações numéricas do processo de estampagem. A avaliação dos resultados é feita para diferentes parâmetros e materiais, aço DP980 e liga de alumínio 6xxx. Os parâmetros em análise são o critério de plasticidade (von Mises, Hill'48 e Barlat'91), o módulo de elasticidade, que assume diferentes valores para o aço ($E=206$ GPa, $E=170$ GPa e DME) e para a liga de alumínio ($E=70$ GPa, $E=65$ GPa e DME), o coeficiente de atrito (0,01 e 0,15), a lei de encruamento, Swift para o aço e Voce para a liga de alumínio e o caso com e sem freio de retenção. Para além do estudo das forças de conformação, é feita uma análise do escoamento da chapa avaliada em 4 pontos (A, B, C e D) para os diferentes materiais. O retorno elástico e o retorno elástico torcional são avaliados para os parâmetros acima mencionados e comparados para os diferentes materiais. Para o retorno elástico torcional, a análise é feita para a parte superior do componente e para todo o componente.

5.1. Forças de Conformação

A Figura 5.1 apresenta a evolução da força do punção em função do seu deslocamento para os dois materiais, aço DP980 e liga de alumínio 6xxx, comparando os diferentes critérios de plasticidade. Os valores da força são aproximadamente o dobro no aço, quando comparado com a liga de alumínio. Isto é devido à grande diferença de resistência mecânica destes dois materiais, como está evidente na Figura 3.9. A força aumenta gradualmente até aos 91 mm de deslocamento do punção, apresentando de seguida um aumento abrupto. Isto acontece, porque os últimos 10 mm correspondem ao fecho do freio, o qual está associado ao aumento brusco das forças envolvidas. De notar que o freio está inserido na geometria do punção e não na geometria do cerra-chapas, como se mostra na Figura 4.2. No caso do aço, a força aumenta de cerca de 500 kN para 5500 kN, enquanto na liga de alumínio o aumento é de aproximadamente 100 kN para 1800 kN.

No caso do aço, o critério de plasticidade não tem grande impacto na força do punção, sendo a diferença máxima de aproximadamente 3% no valor máximo da força. Isto está relacionado com a grande proximidade que existe entre as várias superfícies de plasticidade, como se mostra na Figura 3.13 (a). No caso da liga de alumínio, o critério de

von Mises apresenta uma superfície de plasticidade mais expandida (ver Figura 3.13 (a)), conduzindo a valores mais elevados da força máxima.

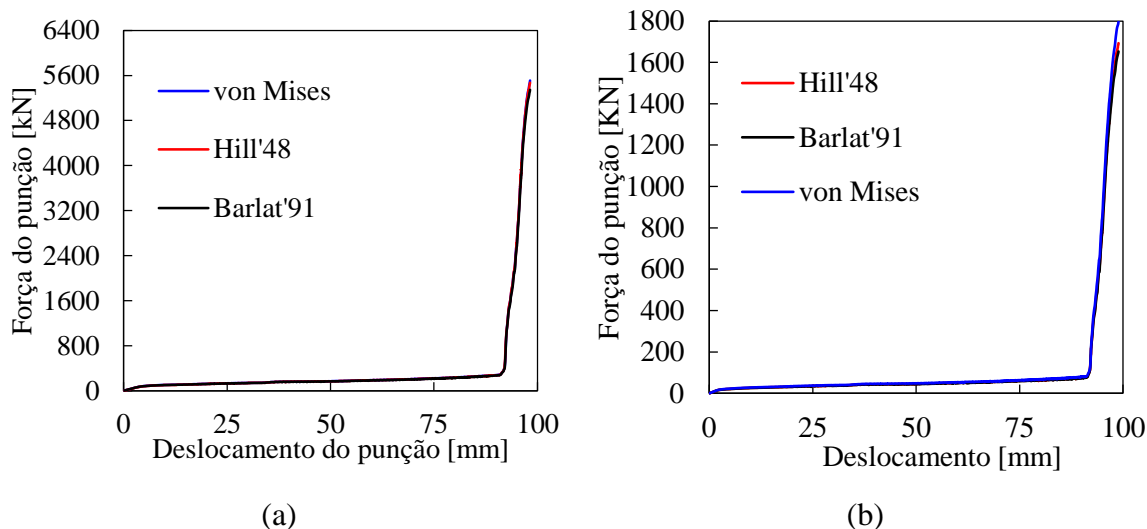


Figura 5.1. Efeito do critério de plasticidade na evolução da força do punção: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A Figura 5.2 apresenta a influência do módulo de elasticidade na evolução da força do punção. O efeito é desprezável para ambos os materiais porque apenas o comportamento elástico é alterado. A diferença máxima de entre os diferentes módulos de elasticidade é de 0,5% no aço e 0,3% para a liga de alumínio. A evolução da força é principalmente definida pelo comportamento plástico do material.

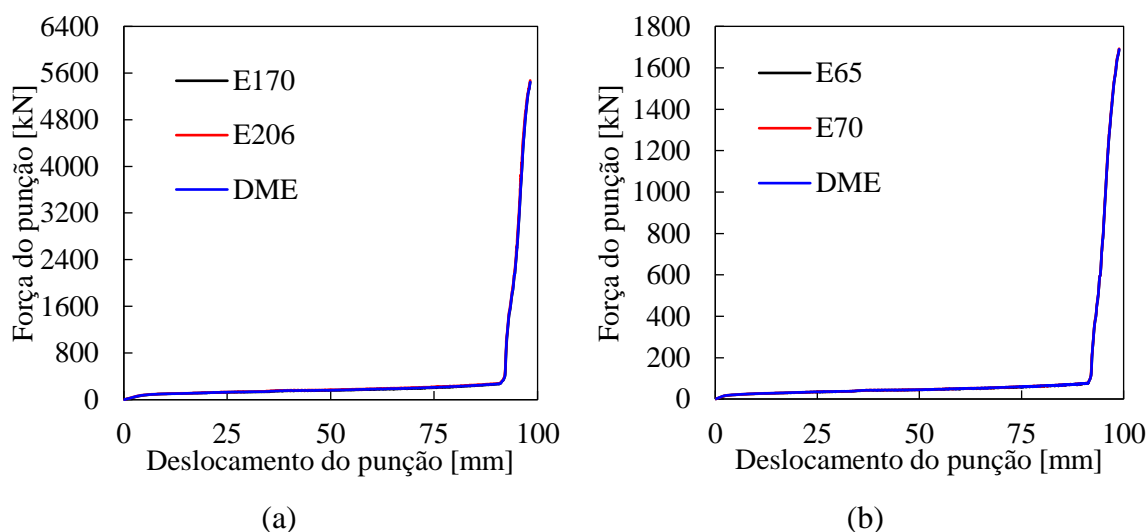


Figura 5.2. Efeito do módulo de elasticidade na evolução da força do punção: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

O efeito do coeficiente de atrito na evolução da força do punção é apresentada na Figura 5.3 para cada um dos materiais. O aumento do coeficiente de atrito conduz a um aumento da força. Para o caso do aço, a redução do coeficiente de atrito de $\mu=0,15$ para $\mu=0,01$ conduz a uma redução de quase 25% na força máxima atingida. No caso da liga de alumínio, a redução do coeficiente de atrito de $\mu=0,15$ para $\mu=0,01$ conduz a uma redução de aproximadamente 22% na força máxima do punção.

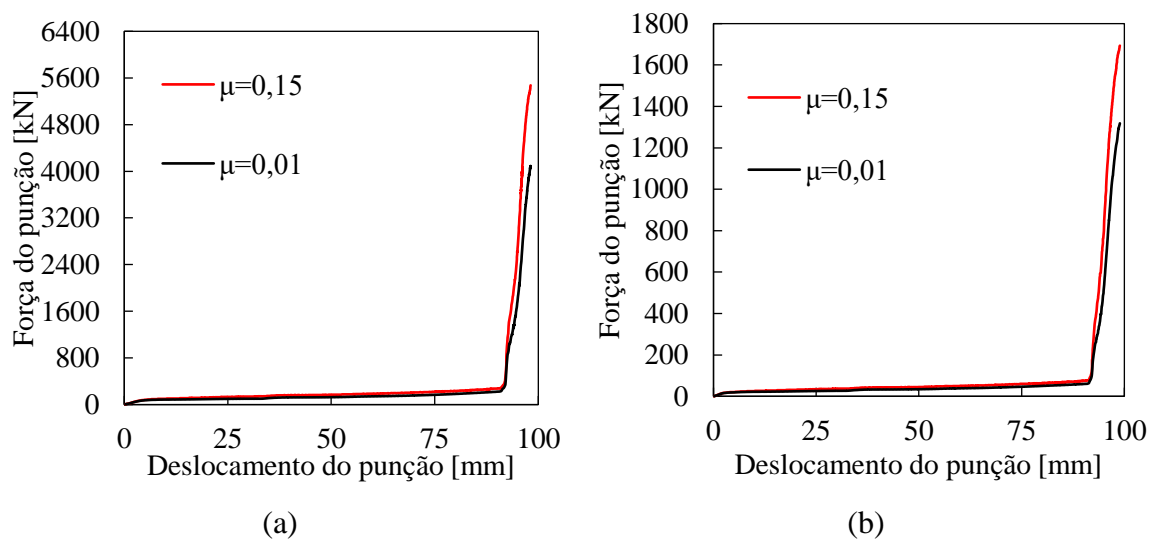


Figura 5.3. Efeito do coeficiente de atrito na evolução da força do punção: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

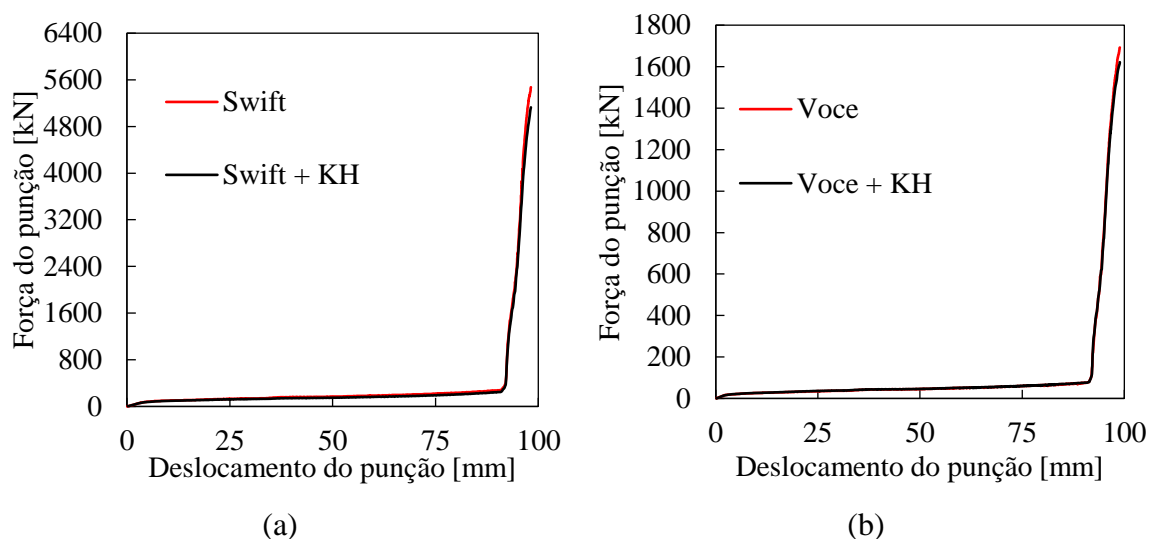


Figura 5.4. Efeito da lei de encruamento na evolução da força do punção: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

O efeito da lei de encruamento na evolução da força do punção é apresentada na Figura 5.4. Para ambos os materiais estudados, a inclusão do encruamento cinemático conduz globalmente a uma redução da força do punção. No entanto, essa redução é maior no caso do aço porque o efeito de Bauschinger é mais significativo, como se mostra na Figura 3.11. Comparando o valor máximo da força do punção, a inclusão do encruamento cinemático conduz a uma redução de aproximadamente 6,3% e 4% para o aço e liga de alumínio, respetivamente.

A influencia da presença do freio de retenção na evolução da força do punção é apresentada na Figura 5.5 para ambos os materiais estudados. Quando não existe freio de retenção, a força tem uma tendência distinta na fase final do processo de conformação, i.e. é muito inferior em comparação com a situação com freio. Quando se faz a remoção do freio, não existe o aumento de força induzido pela formação da geometria do freio no esboço. No entanto, contrariamente ao que acontece no caso em que existe freio, a força do punção no final tem um aumento ligeiro de cerca de 600kN para 1000kN, no aço, e cerca de 100kN para 550kN, na liga de alumínio. Isto acontece porque, na fase final existe um duplo contacto na chapa (etapa de calibração porque o punção tem a mesma forma que a matriz), ou seja, existe uma folga constante entre as duas ferramentas a qual é ligeiramente superior à espessura da chapa.

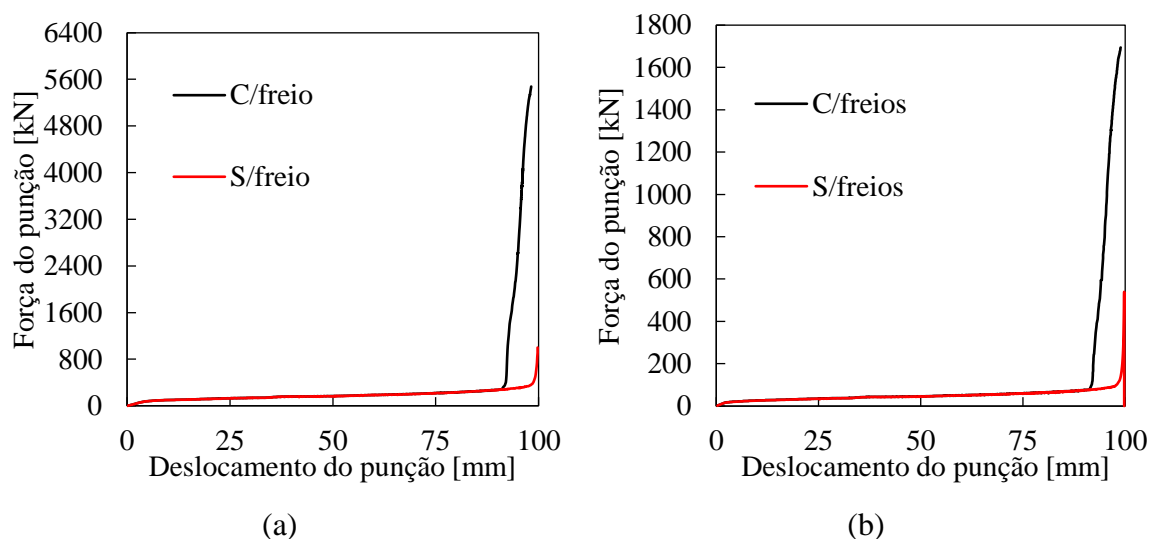


Figura 5.5. Efeito da presença do freio de retenção na evolução da força do punção: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A Figura 5.6 apresenta a evolução da força do cerra-chapas em função do deslocamento do punção para os dois materiais, aço DP980 e liga de alumínio 6xxx,

comparando os diferentes critérios de plasticidade. Globalmente, a força do cerra-chapas no caso do aço é aproximadamente o dobro da liga de alumínio. Em ambos os materiais, a força do cerra-chapas têm um aumento gradual até estabilizar, seguida de uma descida acentuada e imediatamente uma subida abrupta. A descida acentuada da força do cerra-chapas é conseguida à custa do aumento da força do punção (ver Figura 5.1), nomeadamente o estabelecimento de contacto entre a chapa e a zona do freio de retenção no punção. Pela análise da Figura 5.6, facilmente percebemos que o critério de plasticidade tem um impacto maior na liga de alumínio do que no aço, o que está de acordo com o que foi anteriormente observado para a evolução da força do punção (ver Figura 5.1). No caso da liga de alumínio, a diferença máxima entre os critérios de plasticidade é de aproximadamente 10%.

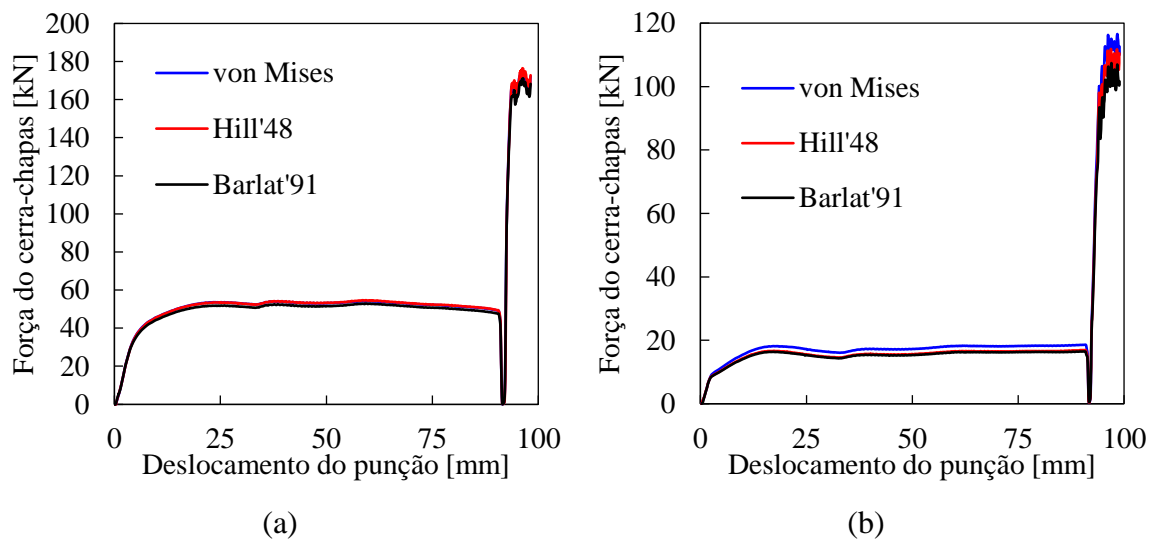


Figura 5.6. Efeito do critério de plasticidade na evolução da força do cerra-chapas: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A Figura 5.7, representa a evolução da força do cerra-chapas em função do módulo de elasticidade. No aço, o módulo de elasticidade tem um impacto mais significativo comparativamente à liga de alumínio. Comparando o valor máximo da força do cerra-chapas, a diferença máxima entre $E=170$ é de aproximadamente 6% relativamente a $E=206$ e DME, no aço. Para a liga de alumínio a diferença entre $E=70$ é de apenas 1% relativamente a $E=65$ e DME. No caso do aço a força é maior para o menor módulo de elasticidade porque, a zona da chapa em contacto com o cerra-chapas apresenta pouca deformação plástica.

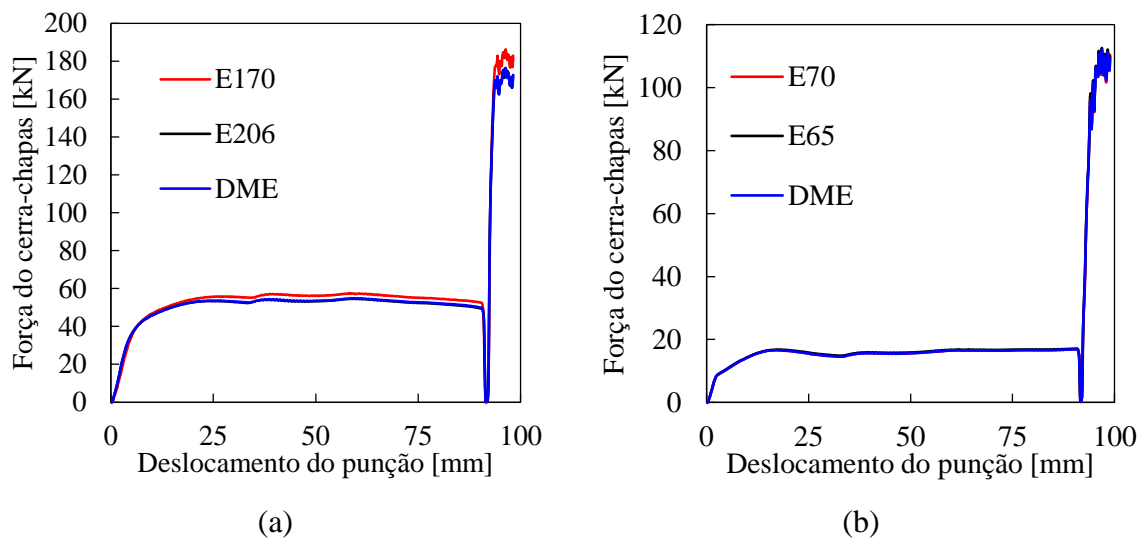


Figura 5.7. Efeito do módulo de elasticidade na evolução da força do cerra-chapas: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

Contrariamente ao que acontece com a força do punção (ver Figura 5.3), o coeficiente de atrito não tem grande impacto na evolução da força do cerra-chapas, como se mostra na Figura 5.8. As diferenças são inferiores a 5% quando se altera o coeficiente de atrito de $\mu=0,01$ para $\mu=0,15$. Esta insensibilidade da força do cerra-chapas relativamente ao coeficiente de atrito é consequência de as forças de atrito se desenvolverem na direção tangencial à superfície de contato.

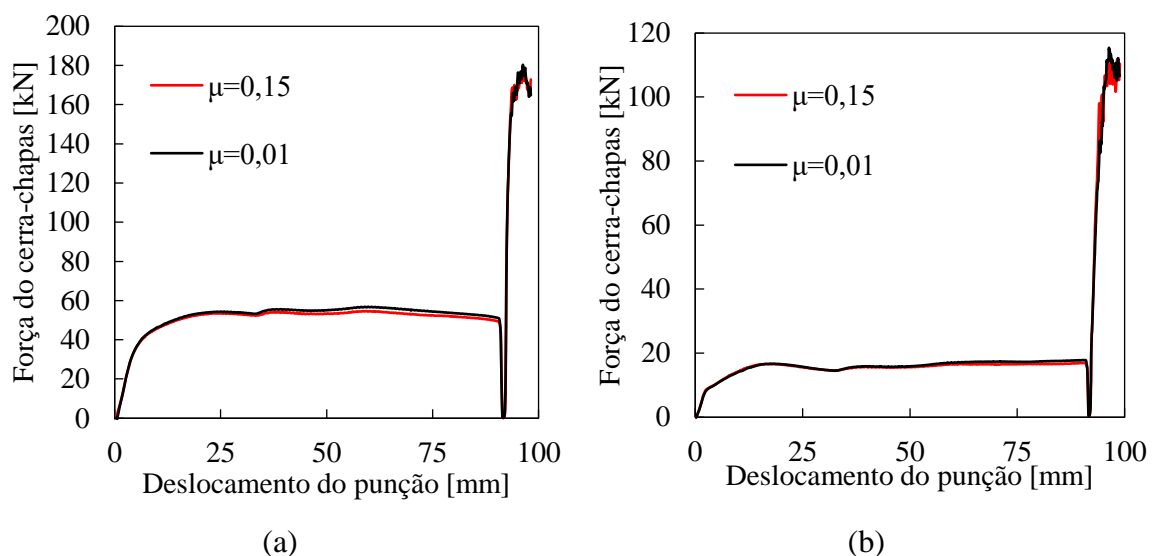


Figura 5.8. Efeito do coeficiente de atrito na evolução da força do cerra-chapas: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx

Pela Figura 5.9, observamos que o encruamento isotrópico e cinemático tem efeito significativo na força do cerra-chapas, mas é mais impactante na liga de alumínio do que no aço. No caso da liga de alumínio observa-se uma grande discrepância para as diferentes leis. No caso do aço e para a lei de Swift o valor final que a força do cerra-chapas atinge é de 172,8 kN e para a lei de Swift com encruamento cinemático de 169,3kN, variando a força apenas 2%. Na liga de alumínio, a força final do cerra-chapas para a lei de encruamento de Voce é de 110,5kN e para a lei de encruamento cinemática de 91,4kN, variando 17%.

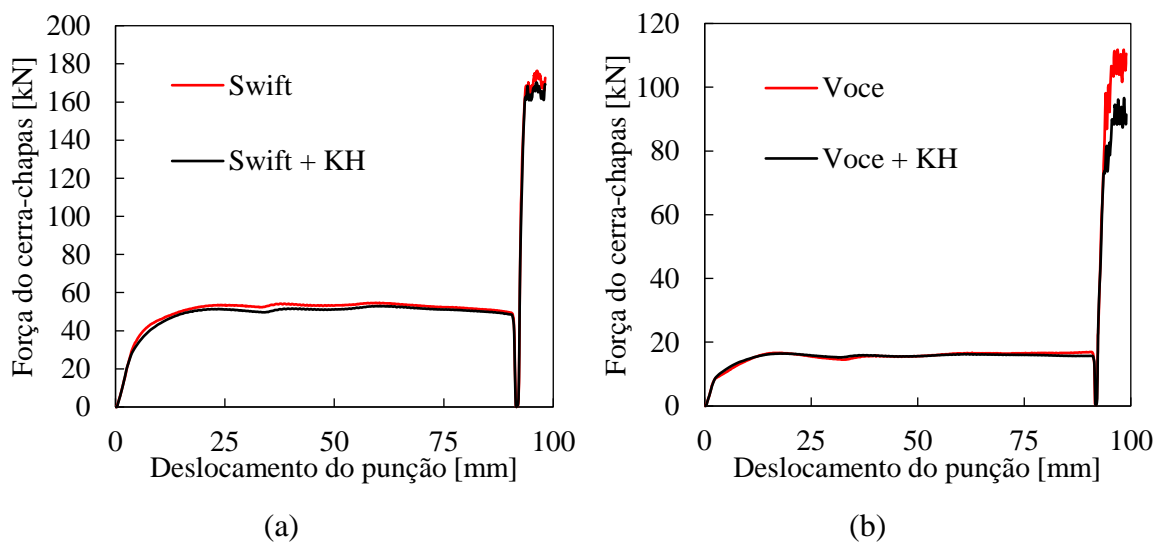


Figura 5.9. Efeito da lei de encruamento na evolução da força do cerra-chapas: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

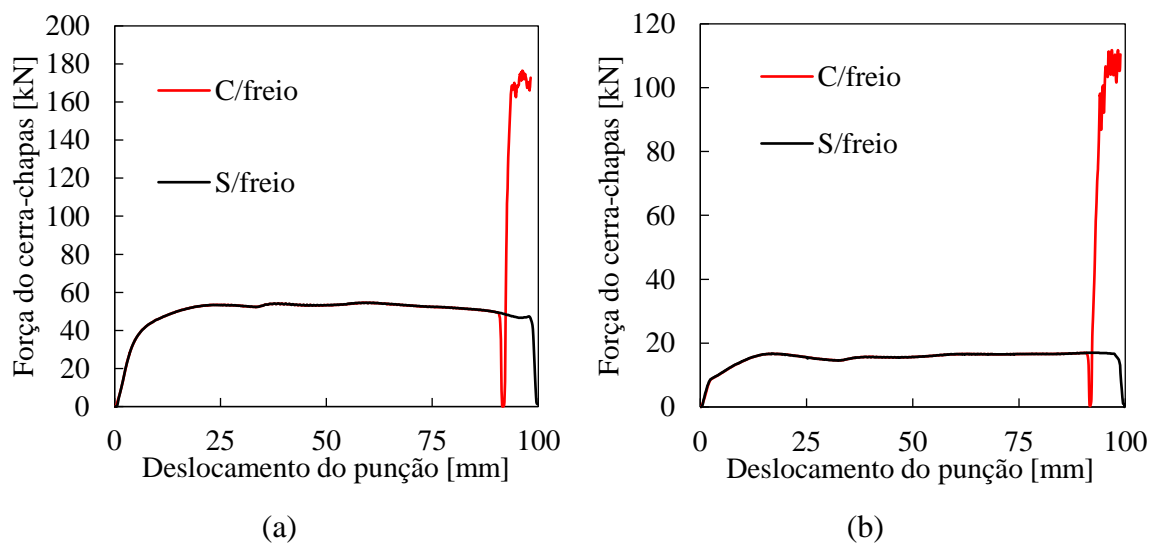


Figura 5.10. Efeito da presença do freio de retenção na evolução da força do cerra-chapas: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A influência da presença do freio de retenção na evolução da força do cerra-chapas é apresentada na Figura 5.10 para ambos os materiais estudados. Quando não existe freio de retenção a força diminui na fase final do processo de conformação isto acontece porque, não existe um aumento de força induzido pela formação da geometria do freio no esboço. No caso do aço, quando existe freio de retenção a força final é de 172,7 kN e 110,5 kN para a liga de alumínio.

5.2. Escoamento da Chapa

As Figura 5.11 e Figura 5.12 apresentam o escoamento da chapa avaliado nos quatro vértices do esboço, identificados na Figura 4.1, para o caso do aço e da liga de alumínio, respetivamente. Para realçar o efeito de cada um dos parâmetros estudados, a comparação de resultados é feita na mesma figura. Para cada um dos materiais estudados, encontra-se legendado a negrito a simulação base. No caso do aço, a simulação base utiliza o critério de plasticidade de Hill'48, a lei de encruamento de Swift, o módulo de elasticidade de 206 GPa, o coeficiente de atrito de 0,15 e possui freio na sua composição. Para a liga de alumínio, a simulação base usa o critério de plasticidade Hill'48, a lei de encruamento de Voce, o módulo de elasticidade de 70 GPa, o coeficiente de atrito de 0,15 e contém freio. Na legenda encontra-se apenas representado o parâmetro que varia. O vértice A é o que apresenta valores mais baixos para o escoamento, enquanto os restantes três vértices têm valores de escoamento semelhantes. Esta diferença de comportamento está relacionada com a própria geometria do componente (ver Figura 4.4), ou seja, a altura da parede vertical nesta zona é menor, conduzindo a valores mais baixos de escoamento.

No caso do aço (Figura 5.11), o critério de plasticidade não tem grande impacto no escoamento da chapa, observando-se diferenças inferiores a 0,3% em comparação com a referência base. Por outro lado, o coeficiente de atrito é o fator com mais influência no escoamento da chapa. Relativamente à simulação base possui diferenças que podem atingir 3,7%. Relativamente ao módulo de elasticidade, a diferença observada é sempre inferior a 0,2%. O efeito da inclusão do encruamento cinemático é reduzido, levando a diferenças sempre inferiores a 0,17%. Por fim, no caso de não existir freio de retenção, essa diferença pode atingir 0,4%, nomeadamente no vértice A.

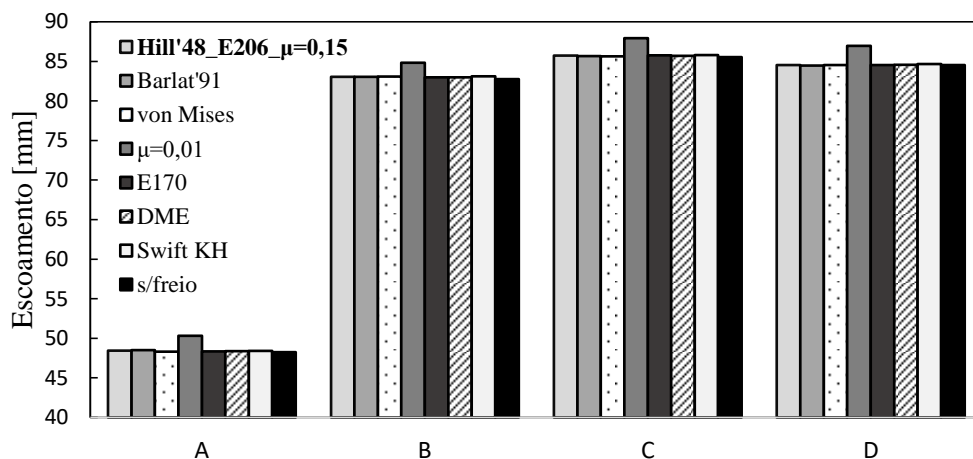


Figura 5.11. Escoamento da chapa avaliado nos quatro vértices do esboço. Efeito de variação de cada um dos parâmetros estudados para o caso do aço.

As conclusões extraídas para a liga de alumínio (ver Figura 5.12) são idênticas às obtidas anteriormente para o aço. Tal como acontece no aço, o coeficiente de atrito é o fator que mais influencia o escoamento da chapa, apresentado diferenças que podem chegar a 3,4%, nomeadamente no vértice A. Todos os outros parâmetros (critério de plasticidade, módulo de elasticidade, encruamento cinemático) conduzem a diferenças inferiores a 0,3%.

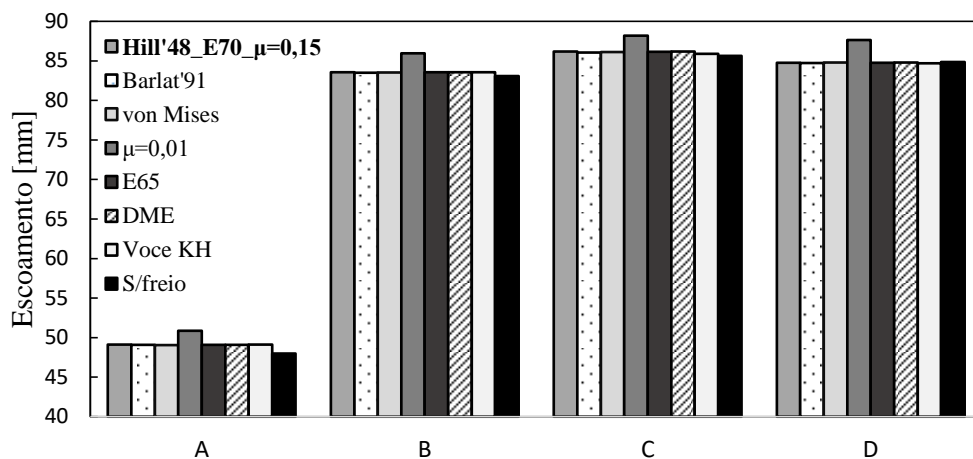


Figura 5.12. Escoamento da chapa avaliado nos quatro vértices do esboço. Efeito de variação de cada um dos parâmetros estudados para o caso da liga de alumínio.

5.3. Retorno Elástico

O retorno elástico é avaliado nas 5 secções transversais definidas na Figura 5.13. Utilizando as condições de referência para a simulação de cada um dos materiais, a figura 5.13 apresenta a geometria do perfil avaliada antes e depois do RE. No caso do aço, o RE conduz a uma rotação no sentido anti-horário da parte direita do componente. Por outro lado,

a liga de alumínio apresenta uma rotação no sentido horário para a mesma zona. Além disso, globalmente o RE é menor na liga de alumínio em comparação com o aço DP980. Uma vez que o comportamento do RE é semelhante nas várias secções analisadas, apenas se vai fazer a análise detalhada na SEC5.

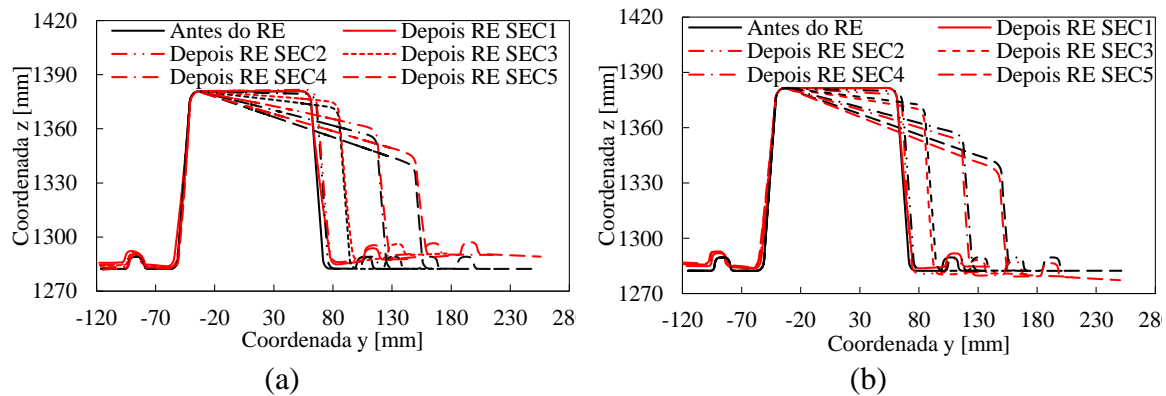


Figura 5.13. Comparação da geometria do perfil do componente avaliado em cada uma das 5 secções antes e depois do retorno elástico: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

O efeito do critério de plasticidade na geometria do componente após RE é apresentado na Figura 5.14 para cada um dos materiais. No caso do aço, observa-se que na zona esquerda apresenta pouco RE, ao contrário do que acontece do lado direito do componente (rotação no sentido anti-horário). No entanto, aparentemente o efeito do critério de plasticidade no RE é muito reduzido. Quando se utiliza a liga de alumínio, o perfil desta secção (SEC5) após RE sofre aproximadamente rotação de corpo rígido no sentido horário (ver Figura 5.14 (b)). Tal como no aço, o efeito do critério de plasticidade no RE é reduzido.

De forma a quantificar as diferenças existentes entre o perfil antes e depois do RE, a Figura 5.15 apresenta a distribuição do ângulo de curva avaliado antes e depois do RE para cada situação estudada. Este ângulo define a inclinação de cada ponto da secção transversal relativamente a uma posição horizontal. Assim, em zonas horizontais toma o valor zero e em paredes verticais toma o valor de 90° (positivo a subir e negativo a descer num movimento da esquerda para a direita). No caso do aço, tanto a face superior da geometria como a parede do lado direito apresentam uma alteração de ângulo induzida pelo RE (ver Figura 5.14 (a)). Na zona superior do componente, o ângulo antes do RE é de $-12,6^\circ$, o qual reduz para $-10,8^\circ \pm 0,1^\circ$ após RE. Nesta mesma zona, mas para o caso da liga de alumínio, o ângulo aumenta de $-12,5^\circ$ antes do RE para $-13,7^\circ \pm 0,1^\circ$ após RE, ou seja, rotação no sentido horário. No entanto, a diferença mais significativa em termos de ângulo de curva é na parede esquerda do componente (ver Figura 5.14 (b)), a qual sofre uma rotação no

sentido horário. Sensivelmente a meia altura da parede, o ângulo antes do RE é $83,5^\circ$, o qual reduz para aproximadamente 80° após RE.

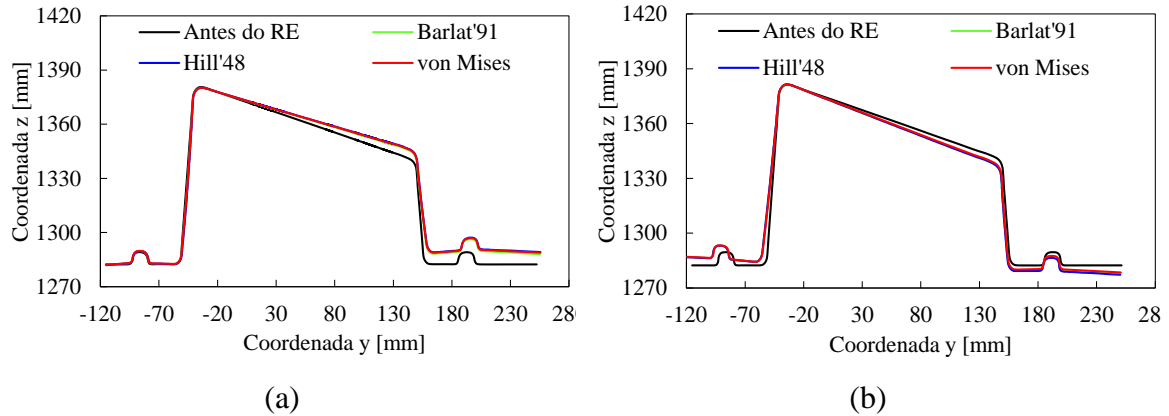


Figura 5.14. Efeito do critério de plasticidade na geometria do componente após retorno elástico, avaliado na SEC 5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

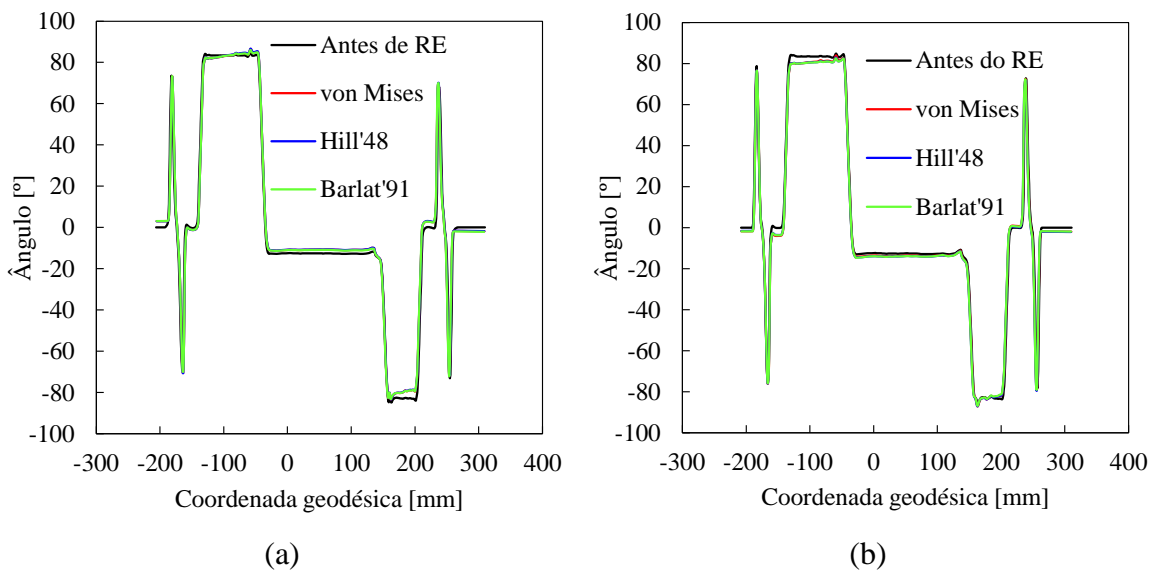


Figura 5.15. Efeito do critério de plasticidade na distribuição do ângulo de curva ao longo da SEC 5, (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A Figura 5.16 apresenta o perfil do componente avaliado na SEC5 antes e depois do RE, comparando o efeito da variação do módulo de elasticidade no RE. O impacto do módulo de elasticidade no RE é mais evidente no aço do que na liga de alumínio. Isto porque a gama de valores de módulo de elasticidade utilizados na simulação é significativamente maior no aço (ver Figura 3.8). Na verdade, o RE previsto para a liga de alumínio é idêntico para todos os valores de módulo de elasticidade estudados.

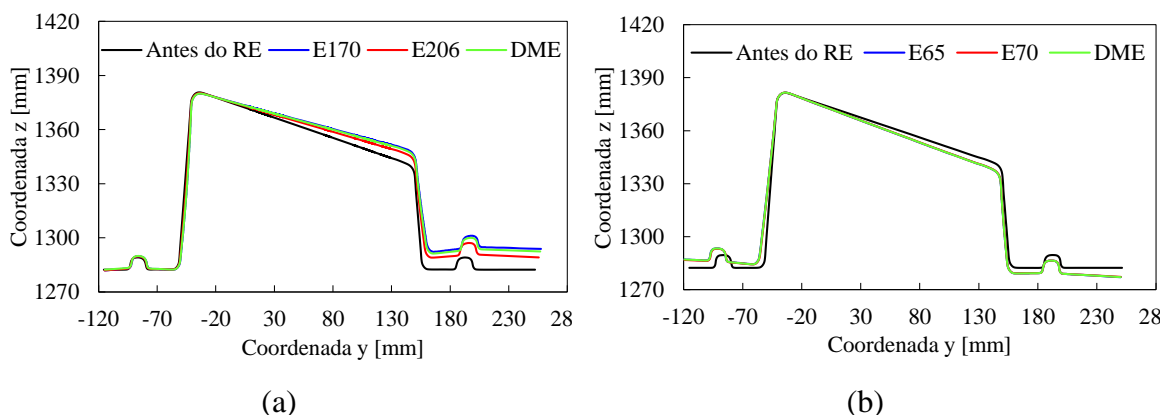


Figura 5.16. Efeito do módulo de elasticidade na geometria do componente após retorno elástico, avaliado na SEC 5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

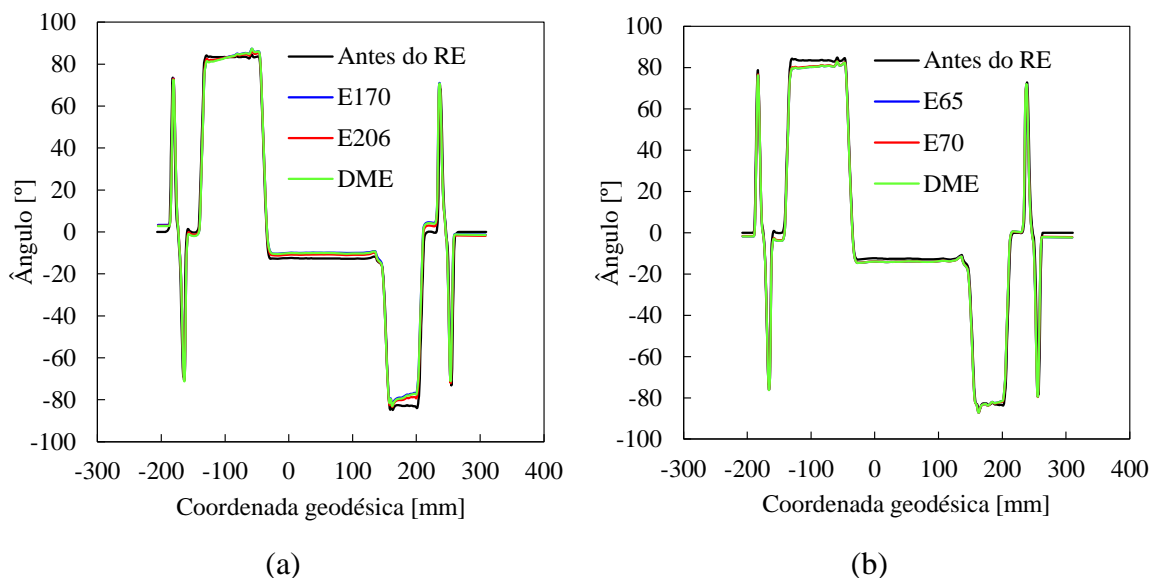


Figura 5.17. Efeito do módulo de elasticidade na distribuição do ângulo de curva ao longo da SEC 5, (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A Figura 5.17 apresenta a distribuição do ângulo de curva avaliado antes e depois do RE para cada material, comparando os vários módulos de elasticidade estudados. O RE aumenta com a redução do valor do módulo de elasticidade o que é particularmente visível para o aço. Por outro lado, o resultado obtido com a degradação do módulo de elasticidade (DME) é semelhante ao obtido com $E=170$ GPa porque a lei de saturação utilizada (Equação (3.1)) conduz a esse valor quando a deformação plástica é superior a 5% (ver Figura 3.8). Na superfície superior do componente, o ângulo antes do RE é de $-12,6^\circ$, a qual muda para $-10,7^\circ$ ($E=206$ GPa), para $-9,9^\circ$ ($E=170$ GPa) e para $-10,0^\circ$ (DME) após RE. No caso da liga de alumínio, após o RE existe globalmente uma redução do ângulo de curva ao longo de toda

a secção, como se mostra na Figura 5.17 (b). Isto corresponde à rotação no sentido horário observada na Figura 5.16 (b). Na zona superior da secção após RE, para o caso da liga de alumínio temos diferenças inferiores a $0,1^\circ$ comparando os diferentes valores de módulo de elasticidade estudados.

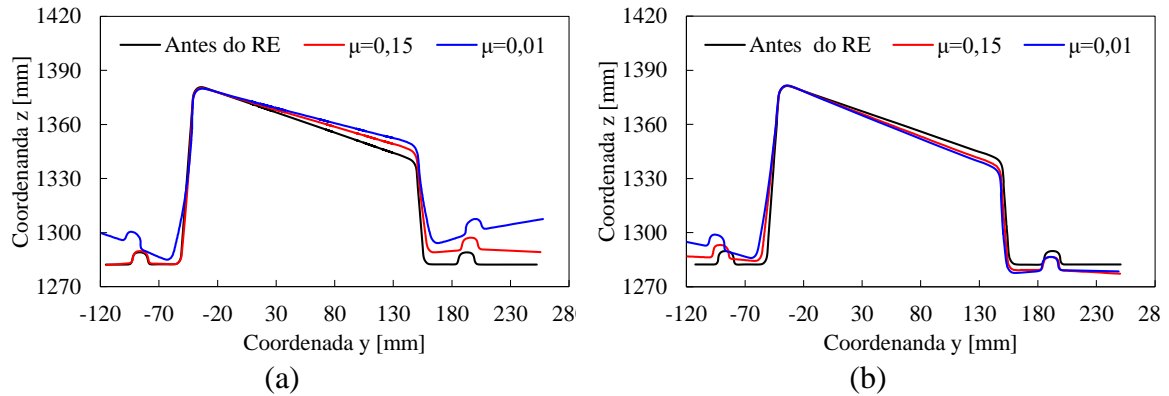


Figura 5.18. Efeito do coeficiente de atrito na geometria do componente após retorno elástico, avaliado na SEC 5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx

A Figura 5.18 apresenta o efeito do valor do coeficiente de atrito no RE avaliado na SEC5. Para ambos os materiais estudados, a redução do coeficiente de atrito de $\mu=0,15$ para $\mu=0,01$ conduz a um aumento do RE. Este aumento é observado tanto na face superior como nas abas laterais. Além disso, a influência do coeficiente de atrito é muito superior em comparação com o critério de plasticidade (Figura 5.6) e o módulo de elasticidade (Figura 5.7). No caso da liga de alumínio, o efeito do coeficiente de atrito no RE é pouco relevante na lateral direita da geometria da secção.

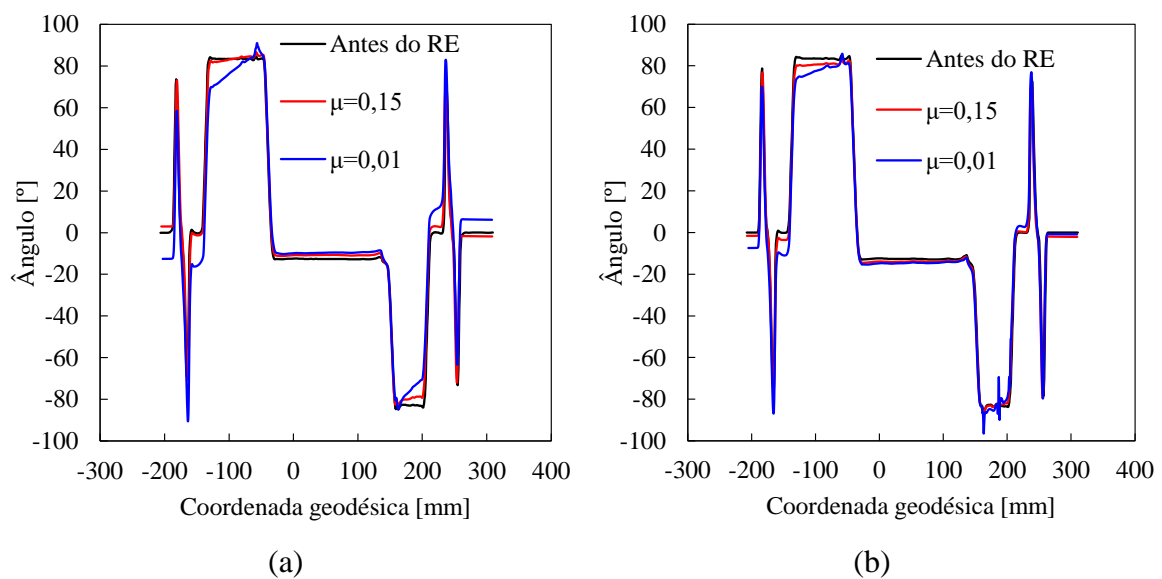


Figura 5.19. Efeito do coeficiente de atrito na distribuição do ângulo de curva ao longo da SEC 5, (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A distribuição do ângulo de curva para cada caso é apresentada na Figura 5.19, comparando a geometria antes e depois do RE. No caso do aço, o ângulo na parte superior da secção antes do RE é de $-12,5^\circ$, o qual reduz para $-9,6^\circ$ para $\mu=0,01$, obtendo-se uma diferença de 23%. Além disso, utilizando um reduzido valor de coeficiente de atrito, o ângulo associado às paredes laterais apresenta uma variação ao longo do seu comprimento, como se mostra na Figura 5.19 (a). Isto significa que a redução das forças de atrito conduz a aumento significativo da ondulação lateral nas paredes do componente, a qual tem uma consequência direta na inclinação das flanges após RE. No caso da liga de alumínio, o ângulo na parte superior da secção é de $-12,5^\circ$ antes de RE e $-14,0^\circ$ depois do RE quando $\mu=0,01$, obtendo-se assim uma diferença de 13% (ver Figura 5.19 (b)). Tal como se verificou no aço, existe um aumento significativo da ondulação lateral nas paredes do componente quando se reduz significativamente o coeficiente de atrito. O coeficiente de atrito de 0,01 provoca uma acentuada distorção angular na flange esquerda, independentemente do material. O ângulo relativamente à geometria antes do RE é de $-7,4^\circ$ para o aço e $-12,6^\circ$ para a liga de alumínio. A distorção angular da flange direita é visivelmente maior no aço em comparação com a liga de alumínio. Utilizando o coeficiente de atrito mais baixo, o ângulo relativamente à geometria antes de RE é de $6,2^\circ$ para o aço e $-0,86^\circ$ para a liga de alumínio.

O efeito da componente cinemática do encruamento no RE é apresentado na Figura 5.20, comparando o perfil da SEC5 antes e depois do RE. A inclusão da componente cinemática na modelação do comportamento plástico do material conduz a um aumento do RE no aço e uma diminuição do mesmo na liga de alumínio. Apesar de o efeito de Bauschinger ser mais importante no aço (ver Figura 3.4), o efeito do encruamento cinemático no RE é aproximadamente o mesmo para ambos os materiais, como se mostra na Figura 5.20. No entanto, tem um efeito nefasto (aumento do RE) para o aço e benéfico (redução do RE) para a liga de alumínio. A distribuição do ângulo de curva avaliado antes e depois do RE elástico é apresentada na Figura 5.21 para cada um dos materiais. No caso do aço, o ângulo na parte superior após o RE passa de $-10,7^\circ$ para $-9,8^\circ$ quando se inclui a componente cinemática do encruamento. Esta redução do valor do ângulo conduz a um afastamento relativamente ao ângulo avaliado antes do RE ($-12,6^\circ$). No caso da liga de alumínio, o ângulo passa de $-13,8^\circ$ para $-13,0^\circ$ quando se inclui a componente cinemática do encruamento, ou seja, existe uma aproximação em relação à geometria antes do RE.

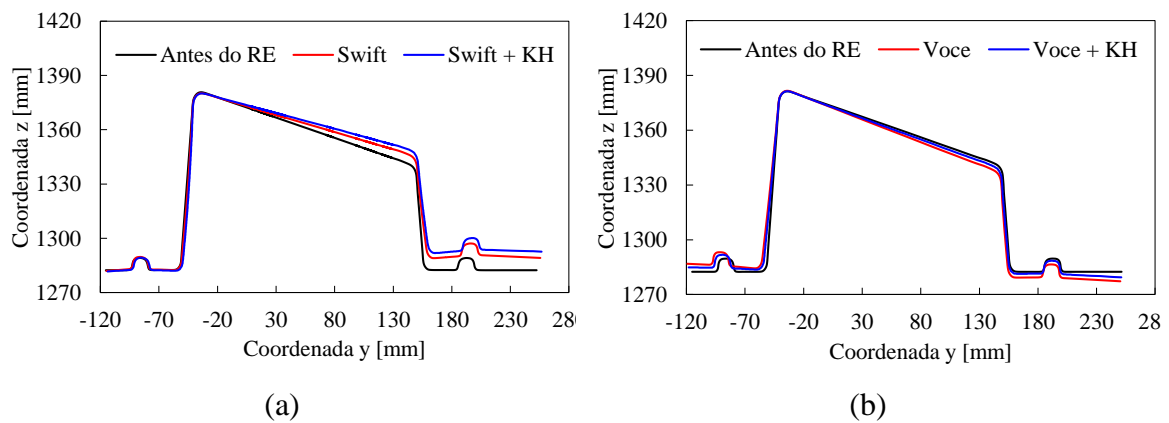


Figura 5.20. Efeito da lei de encruamento na geometria do componente após retorno elástico, avaliado na SEC 5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx

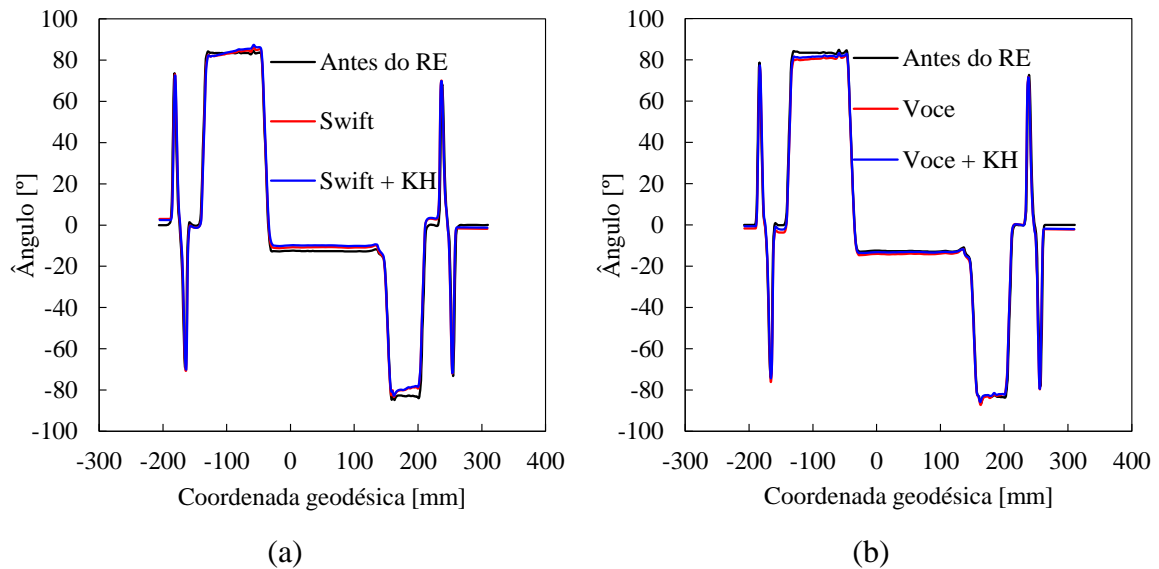


Figura 5.21. Efeito da lei de encruamento na distribuição do ângulo de curva ao longo da SEC 5, (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

O efeito do freio de retenção no RE é apresentado na Figura 5.22 através da comparação do perfil do componente avaliado antes e depois do RE. A remoção do freio de retenção tem um impacto muito grande no valor do RE, tanto na parte superior como nas laterais, em ambos os materiais. Quando o componente não tem freio de retenção, a geometria sofre um RE muito agressivo. O ângulo na parte superior do perfil antes do RE é aproximadamente o mesmo com e sem freio de retenção, sendo de aproximadamente $-12,6^\circ$ no aço e $-13,8^\circ$ no caso da liga de alumínio (ver Figura 5.23). Para o caso do aço, este ângulo depois do RE passa de $-10,7^\circ$ quando temos freio para $-1,25^\circ$ quando existe freio de retenção. No caso da liga de alumínio temos um comportamento idêntico. O ângulo na parte superior depois do RE é $-12,7^\circ$ com freio e $-4,2^\circ$ para a situação sem freio. Tal como de verificou no

efeito do coeficiente de atrito (Figura 5.19), existe um aumento significativo da ondulação lateral nas paredes do componente após RE quando se remove o freio de retenção, como se observa através da variação do ângulo de curva nas paredes laterais (Figura 5.23).

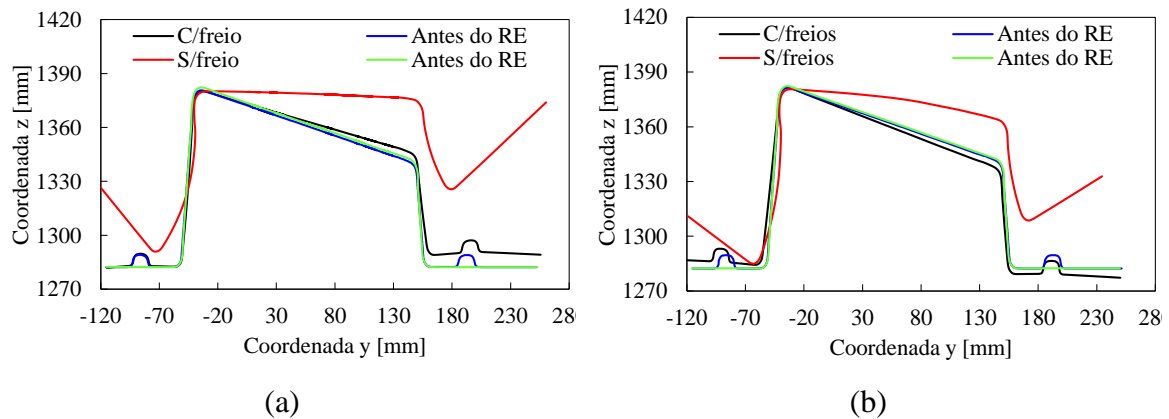


Figura 5.22. Efeito do freio na geometria do componente após retorno elástico, avaliado na SEC 5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx

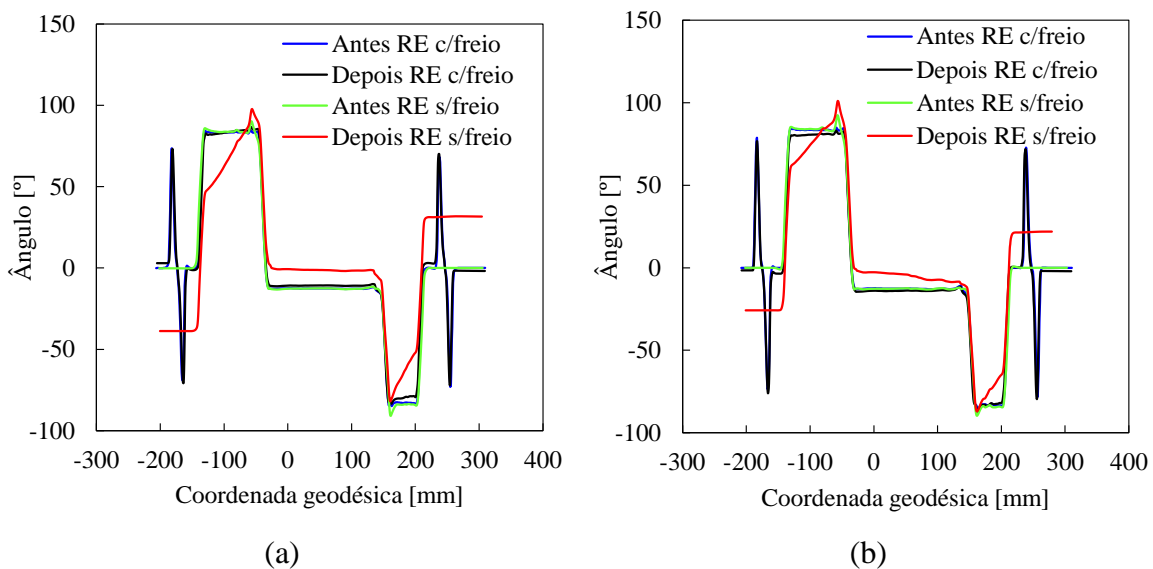


Figura 5.23. Efeito do freio na distribuição do ângulo de curva ao longo da SEC 5, (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A Figura 5.24 apresenta o efeito de cada um dos parâmetros numéricos estudados na geometria do perfil avaliado depois do RE no plano SEC5. Para cada um dos materiais estudados, encontra-se legendado a negrito a simulação com o conjunto de parâmetros base. Nas restantes variáveis varia apenas o que está identificado mantendo os restantes parâmetros da simulação base. O fator que tem maior impacto no RE é o a presença ou ausência do freio de retenção. Segue-se o caso onde o coeficiente de atrito assume um valor muito reduzido ($\mu=0,01$). No entanto, este parâmetro tem um maior impacto no aço quando

comparado com a liga de alumínio porque as forças de conformação (força do punção e cerra-chapas) são 3 vezes mais elevadas no aço, isto apesar da espessura da chapa de aço ser ligeiramente menor. A variação dos parâmetros de processo no caso do esboço no aço tem pouca relevância no RE na lateral esquerda, tendo uma repercussão maior na zona superior e lateral direita. Por outro lado, na liga de alumínio o efeito de variar os parâmetros é distribuído ao longo de toda a geometria da secção transversão, ou seja, não existe uma zona preferencial de localização do RE.

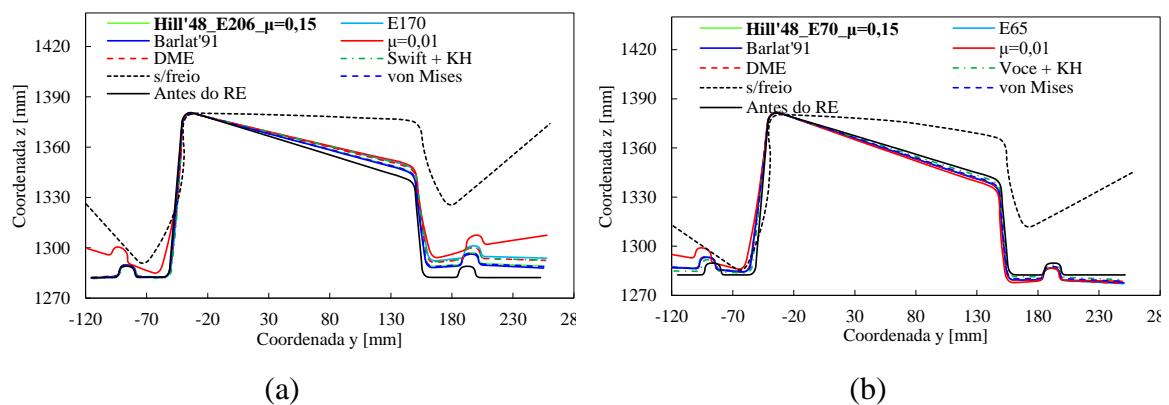


Figura 5.24. Efeito dos parâmetros numéricos do componente após retorno elástico avaliado na SEC5: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

5.4. Retorno Elástico Torcional

O RE torcional é avaliado nesta secção através da comparação da geometria do perfil em várias secções ao longo do comprimento do componente. Para isso, são utilizadas as 5 secções definidas na Tabela 4.2 e identificadas na Figura 4.4. Em cada uma delas é avaliada a rotação da geometria do perfil devido ao RE, sendo posteriormente avaliada a distribuição desse valor ao longo do comprimento. Quanto maior for a diferença desse valor de rotação entre secções, maior será o RE torcional. Neste estudo, o ângulo de rotação foi avaliado de duas formas distintas: (i) considerando apenas a zona linear na parte superior da geometria; (ii) calculando a regressão linear de todos os pontos que compõem o perfil (método descrito na secção 2.2.3).

Considerando apenas a parte superior do componente, a Figura 5.25 apresenta o ângulo entre o perfil antes e depois do RE, avaliado para cada uma das 5 secções. Para ambos os materiais estudados, este ângulo é muito reduzido na secção SEC1 ($x=360$ mm), ou seja, a parte superior do componente não sofre rotação aquando da remoção das ferramentas de

estampagem. Isto é consequência das condições de fronteira utilizadas para avaliar o RE, indicadas na Tabela 4.1, as quais impedem o movimento vertical nos pontos E e G. O parâmetro que mais se destaca no efeito sobre o RE torcional é a ausência do freio de retenção. Além disso, o RE torcional é maior para o aço em comparação com a liga de alumínio. Outra diferença significativa entre os dois materiais está relacionada com o sentido de rotação entre as secções extremas. Com exceção da situação da simulação sem freio, o ângulo medido na SEC5 é positivo no aço e negativo na liga de alumínio, ou seja, a SEC5 roda no sentido horário (anti-horário) em relação à SEC1 para a liga de alumínio (aço).

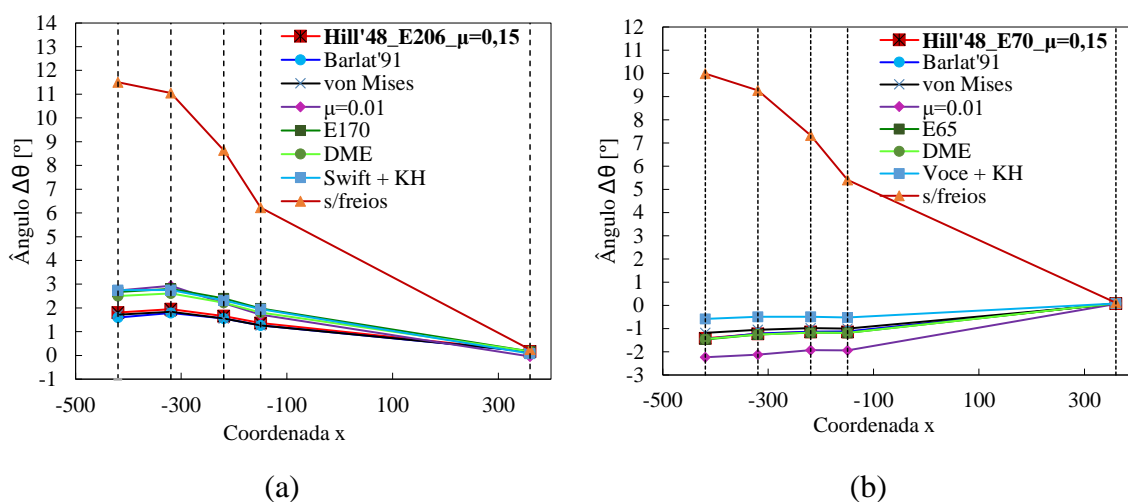


Figura 5.25. Efeito de cada um dos parâmetros no ângulo de torção avaliado na superfície superior de cada uma das 5 secções do componente: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

Tabela 5.1. Efeito de cada um dos parâmetros no valor do retorno elástico torcional avaliado na parte superior nas 5 secções do componente.

Aço DP980		Liga de alumínio 6xxx	
Parâmetros	Retorno elástico torcional [°]	Parâmetros	Retorno elástico torcional [°]
Hill'48_E206_μ=0,15	1,79	Hill'48_E70_μ=0,15	-1,34
Barlat'91	1,62	Barlat'91	-1,37
Von Mises	1,67	Von Mises	-1,13
μ=0,01	2,98	μ=0,01	-2,18
E170	2,63	E65	-1,38
DME	2,45	DME	-1,54
Swift + KH	2,67	Voce + KH	-0,67
S/freios	11,3	S/freios	9,9

Considerando apenas a parte superior do componente, a Tabela 5.1 apresenta o valor do RE torcional para cada uma das condições avaliadas numericamente, o qual é definido através da distorção máxima (rotação) observada entre secções. No caso do aço, o valor aumenta de $1,8^\circ$ para $11,3^\circ$ quando se remove o freio de retenção. Um comportamento idêntico é observado para a liga de alumínio, onde o ângulo passa de $-1,3^\circ$ para $9,9^\circ$ quando se remove o freio de retenção. Por outro lado, o critério de plasticidade tem pouco impacto, bem como a variação do módulo de elasticidade no caso da liga de alumínio. Utilizando a mesma geometria de ferramentas de conformação, o coeficiente de atrito é o parâmetro com maior impacto na magnitude do RE torcional. O valor do ângulo de rotação aumenta de $1,8^\circ$ para $2,9^\circ$ quando se reduz o coeficiente de atrito no aço, enquanto esse aumento é de $-1,3^\circ$ para $-2,2^\circ$ na liga de alumínio.

Considerando a regressão linear aplicada a todos os pontos do perfil, a Figura 5.26 apresenta o ângulo entre a reta definidas antes e depois do RE, avaliado para cada uma das 5 secções. Apesar do método de avaliação ser ligeiramente diferente, as conclusões principais são idênticas às obtidas anteriormente na Figura 5.25. No entanto, o valor dos ângulos muda ligeiramente porque a inclinação da reta proveniente da regressão linear é influenciada também pelas paredes laterais e flanges do componente. Isso é claramente visível na SEC1, onde o ângulo já é diferente de zero apesar da parte superior do componente não sofrer rotação devido às condições de fronteira impostas durante a etapa de RE. O aço comparativamente à liga de alumínio apresenta valores de ângulo muito mais elevados em todos os parâmetros estudados.

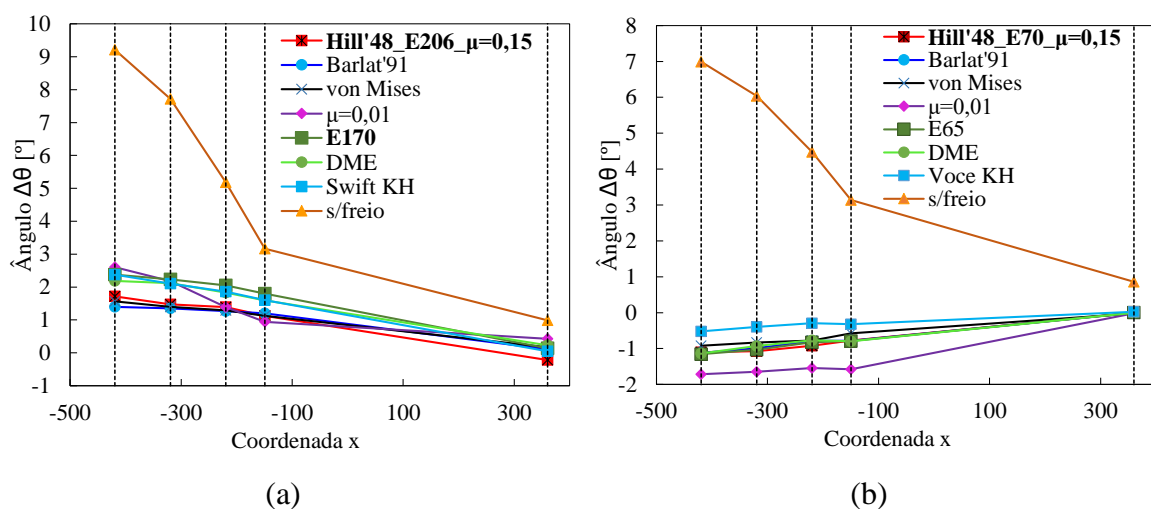


Figura 5.26. Efeito de cada um dos parâmetros no ângulo de torção avaliado com a regressão linear aplicada a cada uma das 5 secções do componente: (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.

A Tabela 5.2, apresenta o valor do RE torcional, definido através da rotação máxima observada entre secções. Tal como observado anteriormente, a situação de remoção do freio de retenção conduz ao maior valor RE torcional. No caso do aço, o módulo de elasticidade, o coeficiente de atrito e a componente cinemática do encruamento também têm alguma importância no RE torcional. No caso da liga de alumínio, o módulo de elasticidade perde importância devido à reduzida gama de valores adotados nas simulações.

Tabela 5.2. Efeito de cada um dos parâmetros no valor do retorno elástico torcional avaliado em todo o componente nas 5 secções do componente.

Aço DP980		Liga de alumínio 6xxx	
Parâmetros	Retorno elástico torcional [°]	Parâmetros	Retorno elástico torcional [°]
Hill'48_E206_μ=0,15	1,50	Hill'48_E70_μ=0,15	-1,09
Barlat'91	1,29	Barlat'91	-1,12
Von Mises	1,40	Von Mises	-0,90
μ=0,01	2,18	μ=0,01	-1,73
E170	2,24	E65	-1,15
DME	1,96	DME	-1,13
Swift + KH	2,33	Voce + KH	-0,50
S/freios	8,23	S/freios	6,13

6. Considerações finais

Apesar de todos os avanços que tem vindo a ser feitos na área da conformação plástica de chapas metálicas, o retorno elástico continua a ser um problema de difícil resolução. A obtenção de componentes sem defeitos requer uma correta previsão do retorno elástico, bem como uma estratégia para fazer o seu controlo ou compensação. Esta questão é ainda mais relevante nos aços de alta resistência e nas ligas de alumínio porque geralmente têm maiores valores de retorno elástico.

Neste trabalho é utilizado o método dos elementos finitos para fazer a previsão do retorno elástico numa geometria complexa. O objetivo é avaliar a influência de alguns parâmetros de processo na magnitude do retorno elástico, especificamente o retorno elástico torcional. São estudados dois materiais distintos, nomeadamente o aço de alta resistência de dupla fase DP980 e uma liga de alumínio da série 6xxx. Os dados experimentais provenientes de diversos ensaios mecânicos foram disponibilizados para cada um dos materiais. A calibração dos modelos constitutivos foi realizada com recurso a esses dados, permitindo definir o comportamento elástico e plástico de cada um dos materiais. Assim, foi estudado numericamente o efeito de diversos parâmetros: (i) módulo de elasticidade; (ii) critério de plasticidade; (iii) coeficiente de atrito; (iv) lei de encruamento e (v) presença de freio de retenção nas ferramentas.

As forças necessárias para a operação de conformação são significativamente superiores no aço em comparação com a liga de alumínio porque o comportamento mecânico dos dois materiais também é muito distinto. Com exceção da presença ou ausência do freio de retenção, o efeito dos outros parâmetros estudados não é significativo na evolução da força do punção e cerra-chapas. Para o caso em que não temos freio, tanto a força a exercer pelo punção como pelo cerra-chapas é menor. Quanto ao escorregamento da chapa, destaca-se o caso em que o coeficiente de atrito assume o valor mais baixo, levando a valores de escorregamento mais elevados. Verifica-se uma grande diferença desse parâmetro em relação aos restantes. Para ambos os materiais estudados, o maior aumento de retorno elástico ocorre quando não existe freio de retenção. Além disso, a redução do coeficiente de atrito e a redução do módulo de elasticidade também conduzem a um aumento do retorno elástico. Por outro lado, o critério de plasticidade tem pouca influencia, no retorno elástico.

Relativamente ao retorno elástico torcional, tanto na parte superior da geometria como em todo o componente, o aço apresenta valores de ângulo mais elevados em todos os parâmetros estudados comparativamente à liga de alumínio. O parâmetro que mais se destaca no efeito sobre o retorno elástico torcional é a ausência do freio de retenção. Deste modo, o retorno elástico torcional é maior para o aço quando comparado com a liga de alumínio.

Referências bibliográficas

- [1] A. Makinouchi, C. Teodosiu, and T. Nakagawa, “Advance in FEM simulation and its related technologies in sheet metal forming,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 47, no. 2, 1998, doi: 10.1016/S0007-8506(07)63246-6.
- [2] A. T. Malavolta, “Metodologia para determinação dos parâmetros utilizados em uma nova superfície de escoamento anisotrópica para processos de conformação de chapas metálicas,” Sep. 2011, doi: 10.11606/T.18.2008.TDE-17012011-140224.
- [3] Tesla, “Conformação plástica.” https://teslaconcursos.com.br/wp-content/uploads/2016/03/Conformacao_Plastica.pdf (accessed Feb. 16, 2021).
- [4] T. F. Neves, “Simulação numérica do retorno elástico de um componente automóvel,” Universidade de Coimbra, 2016.
- [5] T. J. Grilo, “Estudo de modelos constitutivos anisotrópicos para chapas metálicas,” Universidade de Aveiro, 2011.
- [6] P. M. Cunha, “Simulação numérica do processo de estampagem a quente,” Universidade de Coimbra, 2016.
- [7] S. H. Evangelista, “Diagramas De Limite De Conformação Aplicados À Análise Por Elementos Finitos De Um Processo De Estampagem Em Chapas Metálicas,” Universidade de São Paulo, 2000.
- [8] Tecnometal, “Novos materiais e ensaios de conformabilidade em chapas metálicas.” <https://www.metalportugal.pt/p452-revista-tecnometal-pt> (accessed Mar. 11, 2021).
- [9] C. A. Suski, “Conformação Mecânica de Múltiplos Estágios,” Instituto Federal de Educação Ciencia e Tecnologia de Santa Catarina, 2015.
- [10] M. Cristina and C. De Oliveira, “Algoritmos e Estratégias de Gestão do Problema de Contacto com Atrito em Grandes Deformações Aplicação à Estampagem de Chapas Metálicas,” Universidade de Coimbra, 2005.
- [11] F. N. dos Santos, “Efeito da microestrutura nas propriedades mecânicas de aços automotivos dissimilares soldados à laser,” Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, 2015.
- [12] S. Konzack, R. Radonjic, M. Liewald, and T. Altan, “Prediction and reduction of springback in 3D hat shape forming of AHSS,” *Procedia Manuf.*, vol. 15, pp. 660–667, Jan. 2018, doi: 10.1016/J.PROMFG.2018.07.296.
- [13] E. F. Duarte Vintena, “Otimização de processo para estampagem de chapa,” Universidade do Porto, 2014.
- [14] L. F. Folle, “Estudo do coeficiente de atrito para processos de estampagem,” Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2012.
- [15] Á. F. M. Azevedo, “Método dos elementos finitos,” 2003. Accessed: May 14, 2021. [Online]. Available: <http://www.fe.up.pt/~alvaro>.
- [16] C. Cabeleira, “Elastoplasticidade Clássica: Implementação Numérica e Análise do Efeito do Tipo de Lei do Encruamento,” Universidade de Aveiro, 2017.
- [17] P. Pião, “Modelação e Simulação Numérica de Processos de Conformação Plástica de Metais,” Universidade de Aveiro, 2010.
- [18] J. A. Montesano, “Caracterização mecânica e microestrutural de um aço bifásico DP980 empregado na indústria automobilística,” Universidade Estadual Paulista

- (UNESP), 2019.
- [19] A. F. dos S. Travassos, “Previsão do fenómeno de retorno elástico em processos de estampagem multi-etapa,” Universidade de Coimbra, 2016.
- [20] R. F. F. Lopes, “Simulação numérica e validação experimental de benchmarks, aplicados na conformação plástica de chapas,” Universidade do Porto, 2019.
- [21] G. K. Holz, “Estudo da soldabilidade do aço Dual Phase 980 aplicável na fabricação de chassi de veículo de competição fórmula SAE,” Universidade Federal de Santa Catarina, 2017.
- [22] M. Dezelak, A. Stepisnik, I. Pahole, and M. Ficko, “Evaluation of twist springback prediction after an AHSS forming process,” *Int. J. Simul. Model.*, vol. 13, no. 2, 2014, doi: 10.2507/IJSIMM13(2)4.261.
- [23] R. A. Ayres, “SHAPESET: A Process to Reduce Sidewall Curl Springback in High-Strength Steel Rails,” vol. 3, no. 2, 1984.
- [24] S. F. Lajarin, “Influência da variação do módulo de elasticidade na previsão computacional do retorno elástico em aços de alta resistência,” Universidade Federal do Paraná, 2012.
- [25] É. A. da Silva, “Estudo do efeito springback em aços avançados de alta resistência aplicados a indústria automobilística,” Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, 2012.
- [26] Ó. F. B. Pires, “Previsão do fenómeno de retorno elástico em processos de estampagem multi-etapa,” Universidade de Coimbra, 2014.
- [27] R. A. dos Santos, “Influência da força pós dobra e da geometria da ferramenta no retorno elástico em processos de dobramento de aços de alta resistência,” Universidade Federal do Paraná, 2013.
- [28] W. Gan and R. H. Wagoner, “Die design method for sheet springback,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 46, no. 7, Jul. 2004, doi: 10.1016/J.IJMECSCI.2004.06.006.
- [29] I. N. Chou and C. Hung, “Finite element analysis and optimization on springback reduction,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 39, no. 3, pp. 517–536, Mar. 1999, doi: 10.1016/S0890-6955(98)00031-5.
- [30] J. T. S. A. Figueira, “Study and validation of constitutive models for AHSS steels,” Universidade Nova de Lisboa, 2018.
- [31] X. Xue, J. Liao, G. Vincze, A. B. Pereira, and F. Barlat, “Experimental assessment of nonlinear elastic behaviour of dual-phase steels and application to springback prediction,” 2016, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2016.08.003.
- [32] S. F. Lajarin, C. P. Nihare, and P. V. P. Marcondes, “Dependence of plastic strain and microstructure on elastic modulus reduction in advanced high-strength steels,” *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 40, no. 2, 2018, doi: 10.1007/s40430-018-1008-9.
- [33] M. D. C. Cruz, “Efeito das propriedades elastoplásticas na propagação de fendas por fadiga,” Universidade de Coimbra, 2018.
- [34] S. Partnership *et al.*, “Springback Prediction of Twist Die Panel,” 2020.

Anexo A

A Figura 0.1 apresenta o número de incrementos e o número médio de iterações por incremento para cada uma das simulações realizadas neste trabalho. Na liga de alumínio, destaca-se o caso em que $\mu=0,01$, onde temos o número mais elevado de incrementos e o menor valor de iterações por incremento. No caso sem freio temos o maior valor de iterações e o menor de incrementos. No caso do aço, destaca-se o caso em que $\mu=0,01$ e a simulação base, estes apresentam os valores mais elevados de incrementos e o menor números de iterações. Cada simulação do aço tem uma duração média de 35 horas, enquanto que utilizando o esboço de alumínio conduz a um tempo de simulação superior a 75 horas.

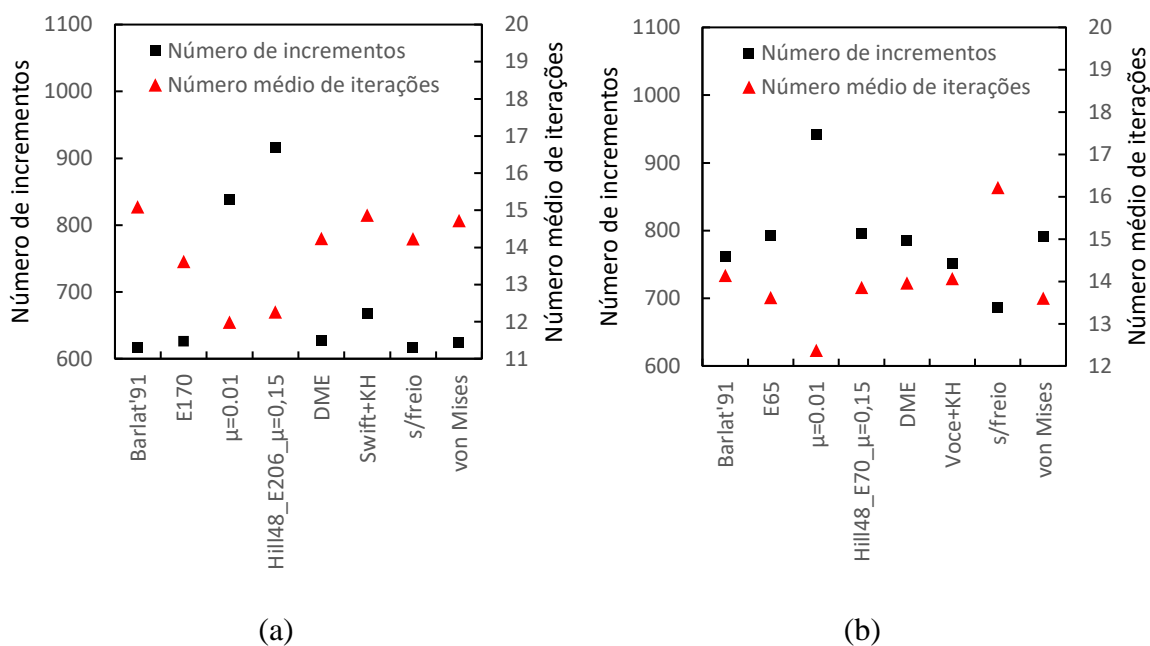


Figura 0.1. Número de incrementos e número médio de iterações avaliado nos diferentes parâmetros (a) aço DP980; (b) liga de alumínio 6xxx.