

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ

SÉRGIO FERNANDO LAJARIN

**INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DO MÓDULO DE  
ELASTICIDADE NA PREVISÃO COMPUTACIONAL DO  
RETORNO ELÁSTICO EM AÇOS DE ALTA RESISTÊNCIA**

**CURITIBA  
2012**

SÉRGIO FERNANDO LAJARIN

**INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DO MÓDULO DE  
ELASTICIDADE NA PREVISÃO COMPUTACIONAL DO  
RETORNO ELÁSTICO EM AÇOS DE ALTA RESISTÊNCIA**

Tese apresentada ao Curso de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, Setor de Tecnologia, Universidade Federal do Paraná, como requisito para obter o título de Doutor em Engenharia Mecânica, na área de concentração Manufatura.

Orientador: Prof. Dr. Paulo Victor Prestes Marcondes

**CURITIBA  
2012**

## **TERMO DE APROVAÇÃO**

**SÉRGIO FERNANDO LAJARIN**

**Tese aprovada como requisito para obter o título de doutor em Engenharia Mecânica do curso de doutorado em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Paraná, na área de concentração Manufatura, pela seguinte banca examinadora:**

**Orientador:**

---

**Prof. Dr. Paulo Victor Prestes Marcondes**  
**Departamento de Engenharia Mecânica, UFPR**

---

**Prof. Dr. Luciano Pessanha Moreira**  
**Universidade Federal Fluminense, UFF**

---

**Prof. Dr. Paulo César Borges**  
**Universidade Tecnológica Federal do Paraná, UTFPR**

---

**Prof. Dr. Márcio Mafra**  
**Universidade Tecnológica Federal do Paraná, UTFPR**

---

**Prof. Dr. Sérgio Luiz Henke**  
**Universidade Federal do Paraná, UFPR**

Curitiba, 30 de abril de 2012.

## RESUMO

Os aços avançados de alta resistência (AHSS) têm sido uma das apostas da indústria automotiva para reduzir o peso dos veículos e conseqüentemente reduzir o consumo de combustível. Porém, a sua ampla aplicação na indústria automotiva ainda está limitada devido a desafios na conformabilidade, união de chapas, vida de ferramenta e retorno elástico. O retorno elástico é apontado na literatura como o principal problema que compromete a produção em massa de componentes estruturais com esses aços e que até o momento, são poucas as alternativas disponíveis para solucionar o problema. Nos últimos anos ferramentas computacionais de simulação numérica tem sido empregadas no ambiente industrial para auxiliar na previsão da ocorrência do retorno elástico e na definição dos parâmetros adequados para eliminar ou reduzir sua magnitude. Entretanto, a precisão dos resultados numéricos ainda não conseguiu chegar a um nível satisfatório. A limitação na previsão do retorno elástico em aços AHSS por meio de métodos de elementos finitos (MEF) é atribuída à dificuldade de descrever computacionalmente o comportamento mecânico desses aços durante a deformação plástica. A variação do módulo de elasticidade durante a deformação plástica é apontado como um dos principais causadores da não-linearidade do comportamento desses aços. Este trabalho teve como objetivo estudar o comportamento da variação do módulo de elasticidade para melhorar a previsão computacional do fenômeno de retorno elástico na conformação de chapas de aços de alta resistência. O procedimento experimental é dividido em partes. Na primeira, é feita a caracterização do comportamento mecânico dos materiais ensaiados. Na segunda, são analisados parâmetros práticos de processo e de ferramenta de embutimento que tenham influência na magnitude do retorno elástico. Na terceira, é analisada a influência de parâmetros computacionais na previsão do retorno elástico. Por fim é proposto um ensaio de dobramento onde a variação do módulo de elasticidade com a deformação plástica é considerada por meio da sub-rotina USDFLD. Nos experimentos práticos foi observada a influencia significativa de alguns parâmetros de processo e de ferramenta na magnitude do retorno elástico. Nos experimentos computacionais foi observada a influência significativa de alguns parâmetros computacionais e a capacidade de melhorar a previsão do retorno elástico por meio da variação do módulo de elasticidade.

Palavras Chave: Retorno elástico. Aços avançados de alta resistência. Conformação de chapa. Simulação computacional.



## ABSTRACT

The advanced high strength steels (AHSS) has become an interesting alternative to automotive industry to reduce vehicle weight and therefore reduce fuel consumption. However, its wide application in the automotive industry is still limited due to challenges in formability, tool life and springback. The springback is pointed in the literature as the main problem that involves the mass production of structural components and there are few alternatives available to solve the problem. In recent years computational tools for numerical simulation has been employed in the industrial environment to help predict the occurrence of springback and defining the appropriate parameters to eliminate or reduce their magnitude. However, the accuracy of the numerical results for AHSS still failed to reach a satisfactory level. The limitation in predicting the springback of AHSS by means of finite element method (FEM) is assigned to computationally difficult to characterize the mechanical behavior of these steels during the plastic strain. The variation of Elastic Modulus during plastic strain is considered as a major cause of non-linearity of the behavior of these steels. This work aims to study the behavior of the degradation of the Modulus of Elasticity with the plastic strain objecting an improvement on the computational prediction of the springback phenomenon of AHSS. The experimental procedure is divided as follows: At first, it was characterized the mechanical response of the materials tested. In the second, it was analyzed the process parameters and forming tools parameters that can show influence in the magnitude of the springback. In the third, it was analyzed the influence of the computational parameters on the prediction of springback. Finally, it is proposed a bending test where the degradation of the Modulus of Elasticity with the plastic strain is considered through the subroutine USDFLD during the simulations. In the experiments we observed a significant influence of some process and tool parameters in the magnitude of the springback. Trough computer experiments were observed significant influence of some numerical parameters, and the computational ability to improve the prediction of springback with the use of the modulus of elasticity variation during simulation.

Key words: Springback. Advanced high strength steel. Sheet forming. Computational simulation.

## LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Português	Inglês
$\bar{\sigma}$	tensão equivalente	<i>true equivalent stress</i>
$\sigma$	tensão verdadeira	<i>true stress</i>
$\varepsilon^p, \mathcal{E}$	deformação plástica verdadeira	<i>true plastic strain</i>
$\varepsilon^t$	deformação plástica verdadeira total	<i>true total strain</i>
$\varepsilon^{el}$	deformação elástica verdadeira	<i>true elastic strain</i>
$\bar{\varepsilon}^p$	deformação plástica verdadeira equiv.	<i>true equivalent plastic strain</i>
$\gamma$	deformação por cisalhamento	<i>shear strain</i>
$\mu$	coeficiente de atrito	<i>coefficient of friction</i>
$\nu$	coeficiente de Poisson	<i>Poisson's ratio</i>
$\varphi$	condição de escoamento plástico	<i>yield condition</i>
$\rho$	raio de curvatura (curvamento de parede)	<i>radius of curvature</i>
$\sigma_\theta$	tensão circunferencial	<i>circumferential stress</i>
$\sigma_f$	tensão de escoamento uniaxial	<i>uniaxial flow stress</i>
$\theta$	ângulo de dobramento	<i>angle of bending</i>
$\varepsilon_\theta$	deformação circunferencial	<i>circumferential strain</i>
$q$	fator de escala	<i>scaling factor</i>
$a$	distância entre as linhas central e neutra	<i>distance between the central and neutral lines</i>
$a, b$	limites de integração	<i>limits of integration</i>
$b, w$	largura da chapa	<i>sheet width</i>
$b_1, b_2,$ $m_1, m_2$	coordenadas de transição elasto-plástico na espessura	<i>through-thickness coordinates of the elastic-plastic transitions</i>
$C$	coeficiente de resistência do material	<i>material strength coefficient</i>
$E$	módulo de elasticidade (Young)	<i>Young's modulus</i>
$F, G, H, N$	parâmetros anisotrópicos de Hill'48	<i>anisotropy parameters</i>
$\Delta r$	coeficiente de anisotropia planar	<i>planar anisotropy</i>
$r$	coeficiente de anisotropia normal	<i>normal anisotropy</i>
$l$	comprimento de um segmento de linha	<i>length of a line segment</i>
$M$	momento de dobramento	<i>resulting bending moment</i>
$n$	coeficiente de encruamento	<i>strain hardening exponent</i>
$R$	relação entre largura e deformação na espessura, raio de ferramenta	<i>ratio between width and thickness strain, tool radius</i>
$S$	fluxo de tensão em deformação plana	<i>plane strain flow stress</i>
$T$	força resultante	<i>resulting force</i>
$t$	espessura do material, tempo	<i>material thickness, time</i>
$u, v, w$	direções de deslocamento em x, y, z	<i>displacements in x, y, z directions</i>
$x, y, z$	coordenadas cartesianas	<i>cartesian coordinates</i>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Relação entre tensão máxima de resistência e alongamento total para vários tipos de aços. (Iyengar <i>et al.</i> , 2008).....	17
Figura 2 – Canais em diferentes materiais, estampados na mesma ferramenta. (Fonte: WorldAutoSteel, 2009).....	18
Figura 3 - Representação esquemática da topologia da microestrutura bifásica (Fonte: Hornbogen 1980, apud Gorni, 2009).....	28
Figura 4- Micrografia do aço DP com ilhas de martensita em uma matriz ferrítica, em (a) esquemática, em (b) real de um aço DP350/600. (Fonte: ArcelorMittal, 2009) .....	29
Figura 5 – Aço DP 350/600 com maior LR que o HSLA 350/450. (Fonte: Konieczny, 2003)..	30
Figura 6 – Aplicação de aço DP350/600 na carroceria do Ford 500. ....	30
Figura 7 - Micrografia do aço TRIP, em (a) esquemática, em (b) real de um aço TRIP, (Fonte: Adaptado de Fei e Hodgson, 2006) .....	31
Figura 8 - Aço TRIP 350/600 com maior alongamento que os aços DP 350/600 e HSLA 350/450. (Fonte: Konieczny, 2003) .....	32
Figura 9- Relação entre tensão de escoamento e alongamento total para diferentes tipos de aços. (Fonte: Iyengar <i>et al.</i> , 2008) .....	34
Figura 10 – Valor instantâneo de n versus deformação convencional para os aços DP e HSLA. (Fonte: Konieczny, 2003).....	36
Figura 11 – Curva tensão-deformação de engenharia (a) e verdadeira (b), curvas para uma série de graus de aços DP. Espessuras das chapas: DP 250/450 e DP 500/800 = 1.0mm. Todas as outras foram 1.8-2.0mm. (Fonte: WorldAutoSteel, 2009). ....	37
Figura 12 – Aumento na tensão de escoamento em função da taxa de deformação, (Fonte:Yan, 2003).....	39
Figura 13 – Aumento do limite de resistência em função da taxa de deformação (Fonte:Yan, 2003).....	39
Figura 14 - Estiramento gerado pela ação de um punção de topo esférico.....	40
Figura 15 – Planificado circular conformado em copo cilíndrico por meio de embutimento profundo. ....	41

Figura 16 – Típico dobramento em “L” de uma tira, onde o $\theta^0$ é o ângulo de dobra final após o retorno elástico e “t” é a espessura da chapa.....	42
Figura 17 – Esquema mostrando a quantidade de retorno elástico proporcional a tensão. (Fonte: WorldAutoSteel, 2009).....	43
Figura 18 – Esquema ilustrando diferentes tipos de retorno elástico em canais com perfil chapéu.....	45
Figura 19 – Origem e mecanismo do curvamento de parede. (Fonte: WorldAutoSteel, 2009).....	46
Figura 20 – Torção criada por tensões residuais no flange ou na parede lateral. (Fonte:Yoshida, 1987). .....	47
Figura 21 - Fontes que influenciam o retorno elástico em processos de estampagem. ....	48
Figura 22 - O efeito dos parâmetros de ferramenta na mudança angular. Os menores valores são os desejados. (Fonte: Sadagopan e Urban, 2003).....	49
Figura 23 - O efeito dos parâmetros de ferramenta no curvamento de parede. Maiores valores de raio de curvamento são os desejados, (Fonte: Sadagopan e Urban, 2003).....	50
Figura 24 - Técnicas experimentais comumente usadas para estudar retorno elástica em chapa metálica. (Fonte: Burchitz, 2008).....	51
Figura 25 - Ensaio de dobramento com estiramento (Fonte: Kuwabara <i>et al.</i> , 2004).....	52
Figura 26 - Ensaio de anel partido; em (a) modelo numérico computacional, em (b) amostras resultantes de experimentos práticos. (Fonte: Demeri <i>et al.</i> , 2000) .....	53
Figura 27 - Alguns passos do ensaio de dobramento e dobramento reverso. (Fonte: Gau e Kinzel, 2001).....	54
Figura 28 – Esquema da ferramenta de embutimento de canal com perfil chapéu apresentado como “ <i>benchmark problem</i> ” na NUMISHEET 93, (Fonte: Makinouchi <i>et al.</i> 1993). .....	54
Figura 29 - Variação no comportamento elástico durante o descarregamento de acordo com o percentual de deformação plástica.....	57
Figura 30 - Módulo de elasticidade versus deformação plástica (tração) para o aço XC38. ...	58
Figura 31 - Módulo de elasticidade versus deformação plástica (compressão) para o aço XC38. ....	58

Figura 32 - Efeito não linear da deformação elástica durante o descarregamento. (Fonte: Adaptado de Cleveland e Gosh, 2001) .....	59
Figura 33 - Variação do modulo de elasticidade versus deformação verdadeira obtida por meio de ensaio uniaxial de tração para diferentes graus de aço DP (Fonte: Cobo <i>et al.</i> 2009). .....	61
Figura 34 - Curvas de ensaios de tração uniaxial do aço DP600 (Fonte: Eggertsen e Mattiasson, 2010). .....	62
Figura 35 - Interface da sub-rotina de usuário USDFLD .....	69
Figura 36 - Família de elementos comumente usados em simulações (Fonte: Abaqus, 2009) .....	71
Figura 37 - Fluxograma com as etapas experimentais.....	82
Figura 38 - Ferramenta de embutimento, <i>benchmark</i> da NUMISHEET'93 (Fonte:Makinouchi <i>et al.</i> 1993).....	88
Figura 39 - Ilustração tridimensional dos componentes da ferramenta de embutimento. ....	89
Figura 40 – Ferramenta de embutimento de canal montada na prensa hidráulica. ....	89
Figura 41 – Imagem digitalizada de corpos de prova embutidos. ....	91
Figura 42 - Definição das regiões de medição do retorno elástico (Fonte: Makinouchi <i>et al.</i> ,1993). ....	92
Figura 43 – Medição do retorno elástico no aplicativo AutoCAD.....	92
Figura 44 – Formato e dimensões do corpo de prova para o ensaio de tração.....	95
Figura 45 - Fluxograma do procedimento de registro da variação no comportamento elástico .....	101
Figura 46 – Modelo da ferramenta de embutimento com ¼ da chapa. ....	106
Figura 47 - Ilustração esquemática do ensaio de dobramento e dimensões da ferramenta. ....	108
Figura 48 – Malhamento da chapa .....	109
Figura 49 – Medição do ângulo de dobra após retorno elástico.....	110
Figura 50 - Curvas tensão-deformação de engenharia para diferentes materiais .....	114
Figura 51 - Curvas tensão-deformação verdadeira para diferentes materiais .....	115
Figura 52 - Micrografias óticas de aços convencionais, em (a) aço doce, (b) HSLA360/450 e (c) HSLA 420/490, atacadas com Nital 3%. ....	116

Figura 53 - Micrografias óticas de aços avançados de alta resistência, em (a) DP350/600-A, (b) DP350/600-U, (c) DP450/780, (d) DP750/980 e (e) TRIP450/780, atacadas com Nital 3%.....	119
Figura 54 – Curvas de descarregamento do aço HSLA360/450 – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.....	120
Figura 55 - Módulo de elasticidade no descarregamento versus deformação plástica: aço HSLA360/450 .....	121
Figura 56 - Curvas de descarregamento do aço HSLA420/490 – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.....	122
Figura 57 - Módulo de elasticidade no descarregamento versus deformação plástica: aço HSLA420/490 .....	122
Figura 58 - Curvas de descarregamento do aço DP350/600-A – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.....	123
Figura 59 - Módulo de elasticidade no descarregamento versus deformação plástica: aço DP350/600A .....	124
Figura 60 - Curvas de descarregamento do aço DP350/600-U – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.....	125
Figura 61 - Módulo de elasticidade no descarregamento versus deformação plástica: aço DP350/600-U.....	125
Figura 62 - Curvas de descarregamento do aço DP450/780 – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe. ....	126
Figura 63 - Módulo de elasticidade no descarregamento versus deformação plástica - aço DP450/780 .....	127
Figura 64 - Curvas de descarregamento do aço DP750/980 – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe. ....	128
Figura 65 - Módulo de elasticidade no descarregamento vs. deformação plástica: aço DP750/980 .....	128

Figura 66 - Curvas de descarregamento do aço TRIP450/780 – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.....	129
Figura 67 - Módulo de elasticidade no descarregamento vs. deformação plástica: aço TRIP450/780 .....	130
Figura 68 - Módulo de elasticidade no descarregamento vs. deformação plástica.....	131
Figura 69 – Retorno elástico após embutimento do aço HSLA420/490; (a) $\theta_1$ , (b) $\theta_2$ e (c) $\rho$ . .....	133
Figura 70 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço HSLA420/490.....	134
Figura 71 - Principais interações dos fatores no aço HSLA420/490: (a) AD no $\theta_1$ , (b) AC no $\theta_1$ , (c) AD no $\theta_2$ , (d) AC no $\theta_2$ e (e) AD no $\rho$ .....	137
Figura 72 – Retorno elástico após embutimento do aço DP350/600-A; (a) $\theta_1$ , (b) $\theta_2$ e (c) $\rho$ .138	
Figura 73 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP350/600-A.....	139
Figura 74 - Principais interações dos fatores no aço DP350/600-A: (a) AC no $\theta_1$ , (b) AD no $\theta_2$ , (c) AB no $\rho$ e (d) AC no $\rho$ .....	142
Figura 75 – Retorno elástico após embutimento do aço DP350/600-U; (a) $\theta_1$ , (b) $\theta_2$ e (c) $\rho$ .143	
Figura 76 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP350/600-U .....	144
Figura 77 - Principais interações dos fatores no aço DP350/600-U: (a) AD no $\theta_2$ (b) AC no $\theta_2$ e (c) AC no $\rho$ . .....	146
Figura 78 – Retorno elástico após embutimento do aço DP450/780; (a) $\theta_1$ , (b) $\theta_2$ e (c) $\rho$ . .	148
Figura 79 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP450/780 .....	148
Figura 80 – Principal interação dos efeitos no $\theta_2$ com o aço DP450/780.....	150
Figura 81 – Retorno elástico após embutimento do aço DP750/980; (a) $\theta_1$ , (b) $\theta_2$ e (c) $\rho$ . .	152
Figura 82 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP750/980 .....	152
Figura 83 - Principais interações dos fatores no aço DP750/980: (a) CD no $\theta_1$ (b) CD no $\theta_2$ , (c) CD no $\rho$ e (d) AC no $\rho$ . .....	155
Figura 84 – Retorno elástico após simulação de embutimento com aço HSLA420/490; (a) $\theta_1$ , (b) $\theta_2$ e (c) $\rho$ . .....	159
Figura 85 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço HSLA420/490.....	160

Figura 86 - Principais interações dos fatores com HSLA420/490: (a) BD no $\theta_1$ , (b) AD no $\theta_1$ , (c) BD no $\theta_2$ , (d) AD no $\theta_2$ (e) AB no $\rho$ e (f) AD no $\rho$ .....	162
Figura 87 – Retorno elástico após simulação de embutimento com aço DP350/600-A; (a) $\theta_1$ , (b) $\theta_2$ e (c) $\rho$ .....	163
Figura 88 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP350/600-A.....	164
Figura 89 - Principais interações dos fatores com DP350/600-A, (a) AD no $\theta_1$ ; (b) AD no $\theta_2$ , (c) BC no $\theta_2$ , (d) AD no $\rho$ e (e) AB no $\rho$ .....	166
Figura 90 – Retorno elástico após simulação de embutimento com aço DP350/600-U; (a) $\theta_1$ , (b) $\theta_2$ e (c) $\rho$ .....	167
Figura 91 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP350/600-U .....	168
Figura 92 - Principais interações dos fatores com o aço DP350/600-U: (a) BD no $\theta_1$ , (b) AB no $\theta_1$ , (c) BD no $\theta_2$ e (d) BC no $\rho$ .....	170
Figura 93 – Retorno elástico após simulação de embutimento com aço DP450/780; (a) $\theta_1$ , (b) $\theta_2$ e (c) $\rho$ .....	171
Figura 94 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP450/780 .....	172
Figura 95 - Principal interações dos fatores com o aço DP450/780: (a) BD no $\theta_1$ , (b) AB no $\theta_1$ , (c) BD no $\theta_2$ e (d) BC no $\rho$ .....	174
Figura 96 – Retorno elástico após simulação de embutimento com aço DP750/980; (a) $\theta_1$ , (b) $\theta_2$ e (c) $\rho$ .....	175
Figura 97 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP750/980. ....	176
Figura 98 - Principais interações dos fatores com aço DP750/980, (a) BD no $\theta_1$ , (b) BC no $\theta_1$ , (c) BD no $\theta_2$ , (d) BC no $\theta_2$ , (e) BD no $\rho$ e (f) BC no $\rho$ .....	178
Figura 99 - Ângulos de dobra após o retorno elástico; em (a) raio de dobra de 5 mm, (b) raio 10 mm e (c) raio 15 mm.....	182



## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Aços AHSS mais amplamente utilizados. (Fonte: IISI, 2002) .....	26
Tabela 2 - Fatores de controle.....	85
Tabela 3 - Parâmetros fixos.....	85
Tabela 4 – Materiais ensaiados .....	86
Tabela 5 – Arranjos de um planejamento fatorial $2^4$ com indicação dos níveis .....	86
Tabela 6 – Indicação dos níveis analisados para cada fator de controle.....	86
Tabela 7 - Componentes do ferramental de embutimento .....	88
Tabela 8 - Matriz das condições experimentais do embutimento de canal.....	90
Tabela 9 - Materiais ensaiados .....	94
Tabela 10 – Quantidade de corpos de prova para os ensaios .....	96
Tabela 11 - Fatores de controle na simulação computacional.....	102
Tabela 12 - Parâmetros fixos na simulação computacional. ....	103
Tabela 13 – Indicação dos níveis a serem analisados para cada fator de controle.....	104
Tabela 14– Arranjos resultantes de um planejamento fatorial $2^4$ . ....	104
Tabela 15 - Matriz com as condições dos experimentos computacionais. ....	105
Tabela 16 – Materiais ensaiados .....	108
Tabela 17 - Propriedades mecânicas e espessuras dos materiais.....	112
Tabela 18 – Coeficientes de encruamento e coeficientes de resistência dos materiais. ....	112
Tabela 19 - Coeficientes de anisotropia plástica dos materiais.....	113
Tabela 20 – Composição química dos materiais em (%). ....	115
Tabela 21 - Análise de variância dos resultados de embutimento do HSLA420/490.....	134
Tabela 22 - Análise de variância dos resultados de embutimento do DP350/600-A. ....	139
Tabela 23 - Análise de variância dos resultados de embutimento do DP350/600-U. ....	144
Tabela 24 - Análise de variância dos resultados de embutimento do DP450/780.....	149
Tabela 25 - Análise de variância dos resultados de embutimento do DP750/980.....	153
Tabela 26 - Constantes de contraste para um planejamento factorial $2^4$ . ....	194

# CONTEÚDO

<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>16</b>
1.1. FORMULAÇÃO DO PROBLEMA.....	16
1.2. JUSTIFICATIVA.....	20
1.3. HIPÓTESE.....	20
1.4. OBJETIVO.....	21
1.5. METAS .....	21
1.6. ESCOPO E ESTRUTURA DO TRABALHO .....	22
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>23</b>
2.1. AÇOS CONVENCIONAIS.....	24
2.1.1. Aço doce .....	24
2.2. AÇOS CONVENCIONAIS DE ALTA RESISTÊNCIA.....	24
2.2.1. Aço de alta resistência baixa liga.....	25
2.3. AÇOS AVANÇADOS DE ALTA RESISTÊNCIA.....	25
2.3.1. Aço bifásico .....	27
2.3.2. Aço TRIP .....	31
2.3.3. Aço CP .....	32
2.4. CONFORMAÇÃO DE CHAPAS.....	33
2.4.1. Propriedades mecânicas .....	33
2.4.1.1. <i>Tensão de escoamento, máxima de resistência e alongamento total</i> .....	34
2.4.1.2. <i>Coeficiente de encruamento</i> .....	35
2.4.1.3. <i>Curva tensão-deformação</i> .....	36
2.4.1.4. <i>Coeficiente de anisotropia normal</i> .....	38
2.4.1.5. <i>Efeito da taxa de deformação</i> .....	38
2.4.2. Modos de deformação de chapa .....	39
2.4.2.1. <i>Estiramento</i> .....	40
2.4.2.2. <i>Embutimento</i> .....	41
2.4.2.3. <i>Dobramento</i> .....	41
2.5. RETORNO ELÁSTICO EM CONFORMAÇÃO DE CHAPAS.....	42
2.5.1. Origem do retorno elástico .....	43
2.5.2. Tipos de retorno elástico .....	44
2.5.2.1. <i>Mudança angular</i> .....	44
2.5.2.2. <i>Curvamento de parede</i> .....	45
2.5.2.3. <i>Empenamento</i> .....	46
2.5.3. Procedimento experimental para caracterizar o retorno elástico .....	48

2.5.4. Variação do módulo de elasticidade .....	56
2.6. MODELAMENTO NUMÉRICA .....	62
2.6.1. Equações constitutivas .....	63
2.6.2. Comportamento do material .....	64
2.6.2.1. <i>Função de escoamento plástico</i> .....	64
2.6.2.2. <i>Modelo de encruamento</i> .....	66
2.6.3. Sub-rotina de usuário .....	68
2.6.4. Tipo e tamanho de elemento .....	70
2.6.5. Descrição de contato .....	72
2.6.6. Método de descarregamento .....	74
2.6.7. Esquema de tempo de integração .....	76
2.6.8. Pontos de integração na espessura da chapa .....	78
2.6.9. Velocidade de punção .....	79
<b>3. METODOLOGIA E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL .....</b>	<b>81</b>
3.1. INTRODUÇÃO .....	81
3.2. PROCEDIMENTOS DE PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL .....	82
3.3. PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL DOS ENSAIOS PRÁTICOS .....	84
3.3.1. Ferramenta de embutimento .....	87
3.3.2. Ensaio de embutimento .....	90
3.3.3. Procedimento de medição do retorno elástico .....	91
3.3.3.1. <i>Medição da mudança angular na parede</i> .....	93
3.3.3.2. <i>Medição da mudança angular no flange</i> .....	93
3.3.3.3. <i>Medição do curvamento de parede</i> .....	93
3.4. CARACTERIZAÇÃO DAS PROPRIEDADES DOS MATERIAIS .....	93
3.4.1. Análise química .....	94
3.4.2. Análise metalográfica .....	94
3.4.3. Ensaio uniaxial de tração .....	95
3.4.3.1. <i>Coefficiente de anisotropia plástica</i> .....	96
3.4.3.2. <i>Coefficiente de encruamento</i> .....	98
3.4.3.3. <i>Alongamento, limite de escoamento e limite de resistência</i> .....	100
3.4.4. Ensaio para levantamento da variação do módulo de elasticidade .....	100
3.5. PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL DOS ENSAIOS COMPUTACIONAIS .....	101
3.6. ENSAIO DE DOBRAMENTO .....	107
3.6.1. Ensaio de dobramento simples .....	107
3.6.2. Simulação do ensaio de dobramento .....	108
3.6.3. Procedimento de medição do retorno elástico .....	109

<b>4. RESULTADOS E DISCUSSÃO .....</b>	<b>111</b>
4.1. CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS .....	111
4.1.1. Propriedades mecânicas .....	111
4.1.2. Comportamento elástico no descarregamento .....	119
4.2. RESULTADO DOS ENSAIOS PRÁTICOS DE EMBUTIMENTO.....	132
4.2.1. HSLA420/490 .....	132
4.2.2. DP350/600-A .....	137
4.2.3. DP350/600-U .....	142
4.2.4. DP450/780.....	147
4.2.5. DP750/980.....	150
4.2.6. Discussão geral dos resultados experimentais .....	155
4.3. RESULTADOS DOS ENSAIOS COMPUTACIONAIS DE EMBUTIMENTO .....	157
4.3.1. HSLA420/490 .....	158
4.3.2. DP350/600-A .....	162
4.3.3. DP350/600-U .....	166
4.3.4. DP450/780.....	170
4.3.5. DP750/980.....	174
4.3.6. Discussão geral dos resultados de simulação .....	178
4.4. RESULTADOS DOS ENSAIOS DE DOBRAMENTO .....	180
<b>5. CONCLUSÕES .....</b>	<b>183</b>
5.1. Sugestões de trabalhos futuros.....	184
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>185</b>

# 1. INTRODUÇÃO

## 1.1. FORMULAÇÃO DO PROBLEMA

Nas últimas duas décadas, a indústria automotiva convive com dois problemas antagônicos. Por um lado, as empresas sofrem uma grande pressão internacional para se adequarem a exigências ambientais, como por exemplo, as propostas pelo Protocolo de Kyoto, que objetiva, entre outras coisas, a redução das emissões de gases poluentes na atmosfera. Uma das propostas explorada é de diminuir o consumo de combustível por meio da redução de massa do automóvel, que pode ser substancialmente conseguida com a utilização de chapas metálicas mais finas. Por outro lado, influenciados por um mercado altamente competitivo, que procura redução de custos, as indústrias automotivas sofrem um grande apelo por melhorias nos aspectos de segurança, desempenho e conforto nos automóveis que em contra partida aumentam o número de componentes, o custo e o peso dos automóveis (THIBAUD *et al.*, 2006; COOMAN *et al.*, 2008; CHEN e KOÇ, 2007; HAN *et al.*, 2009).

A utilização de alumínio e ligas de magnésio em substituição a alguns componentes de aço despontou como uma possível alternativa para a redução de massa. Além disso, tem sido muito comum nesse início de século, fabricantes de automóveis apresentarem protótipos com materiais plásticos no acabamento interno e em partes do fechamento da carroceria (COOMAN *et al.*, 2008). Kelkar, Roth e Clark (2001) analisaram o projeto e a execução de seis diferentes automóveis utilizando alumínio em substituição a componentes de aço. Os autores concluíram que a substituição não é economicamente viável, dentre as razões, se destacam o alto custo da estampagem do alumínio, utilização de outros processos de fabricação e a necessidade de aprimoramento nas técnicas de união das suas diferentes ligas. A WorldAutoSteel (2009b) desenvolveu um estudo de caso onde analisou o efeito da emissão de gases do efeito estufa na atmosfera durante todo o ciclo de vida dos aços, alumínio, ligas de magnésio e compósitos reforçados de fibra. No estudo foi verificado que durante o processamento do alumínio, das ligas de magnésio e dos compósitos, são despejados na atmosfera gases tóxicos. Os autores concluíram que a produção desses materiais, com objetivo de redução de peso no automóvel, causa

maiores danos ao meio ambiente do que a produção do aço; e essa contaminação é maior do que o benefício que esses materiais proporcionariam com a redução de peso e conseqüente economia de combustível. Devido a tudo isso, o aço ainda é o material de preferência nos automóveis. Segundo Cooman *et al.* (2008) 99% dos veículos de passageiros são feitos com aço, e ele representa entre 60-70% do peso dos veículos.

Objetivando manter essa hegemonia e não perder mercado para novos materiais, a solução proposta pelos grandes fabricantes de aço, foi o desenvolvimento dos aços avançados de alta resistência (AHSS, *Advanced High Strength Steel*). Segundo Asgari *et. al.* (2008) a principal diferença entre os aços AHSS e os convencionais, está na microestrutura. Eles possuem matriz de fase ferrítica com variados percentuais de martensita dura, bainita e/ou austenita retida. A microestrutura diferenciada garante a esses aços maior resistência do que os aços convencionais, aliada a uma boa ductilidade. Na Figura 1 pode ser observado a relação apresentada por Iyengar *et al.* (2008) entre tensão limite de resistência e alongamento total para vários tipos de aços. O aumento da resistência permite que chapas mais finas possam ser usadas em componentes automotivos, sem que isso comprometa a segurança, ou seja, sem comprometer a capacidade de absorção de impacto em colisão. Porém, a sua ampla aplicação na indústria automotiva ainda está limitada devido a desafios na conformabilidade, união de chapas, vida de ferramenta e retorno elástico (*springback*).

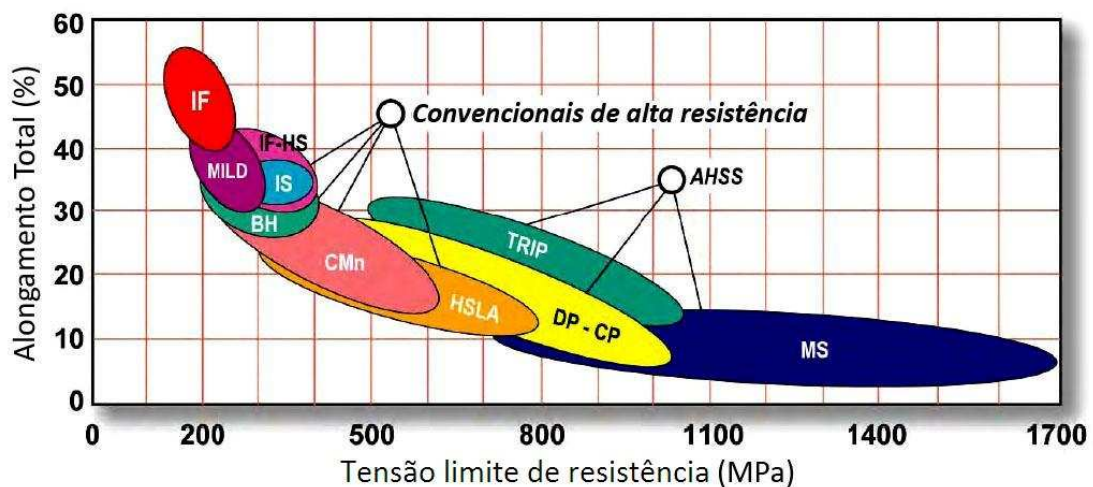


Figura 1 – Relação entre tensão máxima de resistência e alongamento total para vários tipos de aços. (Iyengar *et al.*, 2008)

Segundo a WorldAutoSteel (2009) durante muitas décadas a principal preocupação em conformação de chapas metálicas foi a eliminação de estrições e trincas. Atualmente, a ênfase foi transferida para a precisão dimensional dos produtos. Segundo Placidi *et al.* (2008) o retorno elástico é o principal problema que compromete a produção em massa de componentes estruturais automotivos com aços AHSS. Ele é identificado como uma alteração ocorrida na forma do componente após a remoção da ferramenta de conformação, provocada por uma redistribuição de tensões residuais (WORLDASTEEL, 2009). A utilização desses aços tem comprometido dramaticamente a variação dimensional e de forma dos componentes estampados. Na Figura 2 pode ser observado um exemplo de dois canais estampados (*channel bending*) na mesma ferramenta, porém, com divergência de forma provocada pelas características do material. O canal da direita foi estampado com aço convencional de alta resistência, enquanto o canal da esquerda foi estampado com aço AHSS, ambos com mesma tensão de escoamento.



Figura 2 – Canais em diferentes materiais, estampados na mesma ferramenta. (Fonte: WorldAutoSteel, 2009)

Placidi *et al.* (2008) e a WorldAutoSteel (2009) mencionam que até o momento, são poucas as alternativas disponíveis para solucionar o problema do retorno elástico. Uma delas consiste em alterar a forma final do componente, adequando-o para uma geometria que o torne menos susceptível ao retorno elástico. Porém, isso é freqüentemente impraticável, pois pode comprometer o “*design*” do produto. Outra alternativa procura por meio da tentativa e erro, mudar a geometria da ferramenta de estampagem até compensar os fenômenos de retorno elástico, objetivando alcançar uma forma final coerente com a projetada. Pequenas divergências de forma podem ser corrigidas por meio de alterações em variáveis de processo como adição/alteração da geometria de cordão estirador (*drawbead*),

lubrificação, entre outras. Entretanto, modificações nos parâmetros de processo por meio de tentativa e erro, objetivando compensar grandes divergências, não proporcionam bons resultados práticos, e provocam aumento no custo e no tempo de produção. Para quantificar o custo desse procedimento, Roll *et al.* (2005) avaliaram a produção de uma ferramenta de embutimento e recorte de um componente automotivo. A fabricação durou cinco semanas e custou € 70.000. Os autores mencionam que caso fosse necessário incorporar operações adicionais para garantir a peça dentro das tolerâncias dimensionais, o tempo total de produção seria estendido para algo entorno de dez semanas e os custos para € 150.000.

Uma ferramenta tecnológica que tem ganhado espaço em aplicações industriais é a simulação computacional por meio de Métodos de Elementos Finitos (MEF). Segundo Andersson (2005) ela tem sido amplamente usada em projetos e análises de processos de conformação, ajudando em alguns casos a reduzir tempo e custos de desenvolvimento de ferramenta. Porém, a precisão dos resultados computacionais com aços AHSS ainda não conseguiu chegar a níveis satisfatórios.

A limitação na previsão do retorno elástico em aços AHSS por meio de MEF é atribuída à dificuldade de descrever o computacionalmente o comportamento mecânico desses aços durante e após a deformação plástica. Segundo Placidi *et al.* (2008), vários fenômenos não lineares resultantes de alterações microestruturais ocorridas durante a deformação plástica não são bem descritos por aproximações e equações constitutivas convencionais. Dois fenômenos em específico são apontados como os principais causadores da não linearidade do comportamento desses aços, são eles: a variação do módulo de elasticidade com a deformação plástica e o efeito Bauschinger.

O completo entendimento desses fenômenos é fundamental para aumentar a precisão dos aplicativos de MEF. Placidi *et al.* (2008) apontam duas linhas de pesquisa para que esse objetivo seja alcançado, (i) implementar metodologias de ensaios para identificar os parâmetros experimentais envolvidos nas equações constitutivas, e (ii) implementar equações constitutivas que descrevam eficientemente esses fenômenos e possam caracterizar o comportamento do material de forma mais real.



## 1.2. JUSTIFICATIVA

Melhorar a previsão computacional da ocorrência e magnitude do retorno elástico em aços AHSS pode viabilizar a fabricação de matrizes mais precisas, que propiciem menor retorno elástico. Consequentemente, o tempo e o custo de fabricação dessas matrizes serão reduzidos, incentivando gradativamente a substituição de aços convencionais por aços AHSS.

## 1.3. HIPÓTESE

Na década de 1990, Morestin e Boivin (1996) realizaram estudos com aços convencionais e alumínio, objetivando entender a evolução do módulo de elasticidade em deformações plásticas na faixa entre 0% e 15%. Nesses estudos foi observado que durante a deformação plástica ocorreram modificações nas propriedades elásticas dos materiais, por exemplo: um aumento na tensão de escoamento e uma apreciável diminuição de 14% no módulo de elasticidade. Li *et al.* (2002) e Zang (2006) investigaram a variação no comportamento do módulo de elasticidade de ligas de alumínio após a deformação plástica. Placidi *et al.* (2008) estudaram a variação do módulo de elasticidade em aços TRIP 700, DP 600, HSLA<sup>1</sup> 340 e AISI 304. Fei e Hodgson (2006), com o objetivo de estudar o comportamento elástico quantificaram o percentual de austenita retida no aço TRIP para cada estágio de deformação. Os resultados apontaram uma redução contínua no módulo de elasticidade, proporcional à pré-deformação e a relação foi descrita por meio da seguinte equação linear:  $E = 201 - 105\varepsilon$  (GPa).

Além da variação do módulo de elasticidade e do efeito Bauschinger a simulação numérica do fenômeno do retorno elástico em aços AHSS pode ser sensível à parâmetros numéricos, tais como, quantidade de pontos de integração na espessura, tipo de elemento, refinamento de malha, ângulo entre elementos em contato com o raio de dobra, possíveis efeitos de inércia e algoritmo de contato. Além disso, pode ser sensível também a diversos parâmetros físicos, tais como,

---

<sup>1</sup> HSLA (*High Strength Low Alloy*) é a sigla em inglês de um aço conhecido no Brasil como ARBL (Alta Resistência e Baixa Liga). Nesse trabalho será utilizada a sigla em inglês por ser esta mais utilizada e estar presente nas imagens inseridas.

propriedades do material, lei de encruamento, coeficiente de atrito, força de prensa-chapa e procedimento de descarregamento. Esses são os principais fatores analisados por diversos pesquisadores, tais como (Mattiasson *et al.*, 1995; Li *et al.*, 2001; Choi e Kim, 2002; Gantar *et al.*, 2002; Papeleux e Ponthot, 2002; Gomes *et al.*, 2005; Brabie *et al.*, 2006 e Mangas *et al.*, 2006). Considerar a variação do módulo de elasticidade durante a simulação, aliada a escolha correta dos parâmetros computacionais pode melhorar a previsão do fenômeno do retorno elástico.

#### **1.4. OBJETIVO**

Melhorar a previsão computacional do fenômeno de retorno elástico após conformação de chapas de aço de alta resistência.

#### **1.5. METAS**

- Investigar a influência de parâmetros de processo e de ferramenta, tais como, raio de matriz, força de prensa-chapas e lubrificação na magnitude do retorno elástico após o embutimento de chapa.
- Levantar experimentalmente as propriedades mecânicas de diversos aços automotivos para analisar o comportamento elasto-plástico e descrevê-lo em aplicativos de simulação computacional.
- Formular uma equação que descreva a variação do módulo de elasticidade no descarregamento em relação a deformação plástica.
- Alterar o modelo computacional que descreve os materiais, substituindo o parâmetro fixo do módulo de elasticidade por uma curva de variação.
- Investigar a influência de parâmetros de modelamento computacional, tais como, tipo de elemento, refinamento de malha, coeficiente de atrito, tempo de passo de simulação na magnitude do retorno elástico na simulação de embutimento.

## 1.6. ESCOPO E ESTRUTURA DO TRABALHO

Este trabalho não se destina a melhorar a previsão de todas as possibilidades de ocorrência de retorno elástico que são possíveis nas mais diversas geometrias de ferramentas. As atenções foram direcionadas no estudo de uma geometria de um componente com perfil de um canal (chapéu) por ser muito comum em componentes estruturais automotivos, tais como, longarina, barra transversal, pára-choque, colunas A, B e C entre outros. Esse fato levou muitos pesquisadores a adotarem esse tipo de perfil como “*benchmark*”<sup>2</sup> no estudo do retorno elástico.

Serão estudados nesse trabalho apenas os tipos de retorno elástico conhecidos como mudança angular e curvamento de parede. Não será estudado o tipo de retorno elástico de torcionamento (*twist*) devido a limitações nas dimensões de trabalho da prensa que será utilizada e por ser este tipo de retorno elástico o menos comum.

Na seção 2 é iniciada com uma revisão sobre os principais aços automotivos, descrevendo suas características e confrontando o comportamento mecânico de alguns deles. Na sequência são apresentados alguns resultados experimentais e numéricos dos principais trabalhos sobre estampagem encontrados na literatura. Esses trabalhos constituem uma revisão bibliográfica com caráter exploratório no nível geral do tema, abordando processos de conformação e suas características. Assim como, no nível específico do tema com o objetivo de entender o fenômeno do retorno elástico e quais os fatores que mais influenciam na precisão da previsão numérica. Na seção 3 é apresentada a metodologia de trabalho e o planejamento experimental adotado. Na seção 4 são reportados os resultados de todos os experimentos práticos e computacionais realizados, seguido de uma análise e discussão da influência de cada parâmetro nos resultados. Conclusões e recomendações desse trabalho serão sumarizadas na seção 5.

---

<sup>2</sup> *Benchmark* é um referencial de excelência. No contexto desse trabalho, significa uma referência de problema de estampagem adotado para estudo do fenômeno do retorno elástico.

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Nas últimas duas décadas a indústria automotiva tem experimentado outros materiais nos seus veículos em substituição ao aço. Alguns exemplos são os variados tipos de polímeros e as ligas de alumínio e magnésio. Entretanto, assim como acontece desde o surgimento da indústria automotiva, o aço ainda é o principal material usado, e devido aos avanços no desenvolvimento de novos tipos e graus de aços essa predominância tende a permanecer.

Os aços automotivos podem ser classificados de diferentes maneiras. Uma delas é a designação metalúrgica que divide os aços em três grupos, são eles, (i) Aços de baixa resistência - por exemplo, o livre de intersticial e o aço doce; (ii) Convencionais de alta resistência - por exemplo, carbono-manganês, *bake hardening*, livre de intersticial de alta resistência, e o aço de alta resistência baixa liga; e (iii) Aços avançados de alta resistência - DP, TRIP, CP, e MS. Um segundo modo de classificação que é importante para projetistas, leva em consideração a resistência dos aços. São chamados de aços de alta resistência (HSS, *High-Strength Steels*) aqueles aços com tensão de escoamento entre 210-550 MPa e tensão limite de resistência entre 270–700 MPa, e são chamados de aços de resistência ultra alta (UHSS, *Ultra-High-Strength Steels*) aqueles com tensão de escoamento superior à 550 MPa e tensão limite de resistência superior à 700 MPa. O terceiro modo de classificação leva em consideração várias propriedades mecânicas e parâmetros de conformabilidade, como o alongamento total, coeficiente de encruamento “n” ou a taxa de expansão de furo “ $\gamma$ ”.

Neste documento será adotada a classificação metalúrgica. Ela é a mais amplamente utilizada e é representada pelo valor da tensão de escoamento mínima em MPa e da tensão limite de resistência mínima também em MPa. Por exemplo, DP 450/780 indica um aço do tipo bifásico com mínimo de 450 MPa de tensão de escoamento e mínima de 780 MPa de tensão limite de resistência.

Nas seções seguintes são descritos os três grupos de aços seguindo a classificação metalúrgica com ênfase nos aços que foram estudados experimentalmente neste trabalho.

## **2.1. AÇOS CONVENCIONAIS**

Aços convencionais de baixa resistência vêm perdendo espaço gradativamente na indústria automotiva para aços de maior resistência. Do ponto de vista de conformabilidade são aços excelentes, pois possuem baixo teor de carbono, baixa relação LE/LR, alto coeficiente de encruamento e bom comportamento sob condições de estirabilidade. Entretanto, a baixa resistência desses materiais é um fator limitante pois exige a utilização de chapas mais grossas, comprometendo o peso final do veículo. Alguns exemplos desses aços são o livre de intersticial, o isotrópico e o aço doce.

### **2.1.1. Aço doce**

O aço doce tem uma microestrutura essencialmente ferrítica e recebe esse nome devido ao baixo percentual de carbono presente na sua constituição. Eles são projetados para aplicações em estiramento e embutimento profundo. Eles são classificados comercialmente como: qualidade comercial, estampabilidade média, estampabilidade profunda e estampabilidade extra-profunda. Na indústria automotiva esses aços são utilizados tanto em componentes visíveis quanto estruturais que exijam grande capacidade de deformação. Uma curva onde pode ser visto a grande capacidade de deformação desse aço é ilustrada na Figura 11, onde é comparada com aços de maior resistência. Outras considerações sobre o aço doce são feitas no decorrer do documento, sempre com o propósito de comparação com aços avançados de alta resistência.

## **2.2. AÇOS CONVENCIONAIS DE ALTA RESISTÊNCIA**

São chamados de aços convencionais de alta resistência aqueles aços com microestrutura semelhante a do aço doce, livre de intersticial e isotrópico, porém com faixa de resistência mais elevada, tensão de escoamento de 210 até 550 MPa e tensão limite de resistência de 270 até 700 MPa. Alguns desses aços são: carbono-

manganês, *bake hardenable*, livre de intersticial de alta resistência, e o aço de alta resistência baixa liga.

### 2.2.1. Aço de alta resistência baixa liga

O aço de alta resistência e baixa liga (HSLA) é reforçado principalmente por elementos micro-ligados que contribuem para a precipitação de finos carbeto e refinamento do tamanho de grão (ARCELORMITTAL, 2009). Eles possuem uma microestrutura ferrítica-perlítica bastante refinada com teor de carbono entre 0,05 e 0,25%, manganês em torno de 2% e pequenas quantidades de cobre, níquel, nióbio, nitrogênio, vanádio, cromo, molibdênio, titânio, cálcio, elementos de terras raras ou de zircônio. Essas características metalúrgicas do HSLA garantem boa conformabilidade, realça a soldabilidade, além de garantir boa resistência a fadiga e a impacto.

O HSLA é um aço amplamente utilizado na indústria automotiva, especialmente em componentes estruturais, muitas vezes unido em um *tailored blank*<sup>3</sup> com um aço avançado de alta resistência. Outras considerações sobre o HSLA são feitas no decorrer do documento quando comparado aos aços avançados de alta resistência.

## 2.3. AÇOS AVANÇADOS DE ALTA RESISTÊNCIA

O grupo dos aços avançados de alta resistência (AHSS, *Advanced High Strength Steel*) surgiu de uma necessidade da indústria automotiva por materiais que permitissem reduzir o peso dos automóveis sem comprometer a segurança. Temendo que materiais alternativos ao aço, tais como alumínio, ligas de magnésio e polímeros ganhassem mais espaço na indústria automotiva, um consórcio formado por grandes companhias siderúrgicas internacionais conduziram um projeto de pesquisa conhecido como ULSAB (de *UltraLight Steel Auto Body*) (IISI, 2002). O objetivo desse

---

<sup>3</sup> Tailored Blank é uma união de duas ou mais chapas através de diferentes processos de junção, que são posteriormente submetidas a algum processo de conformação mecânica.

projeto foi o desenvolvimento de uma carroceria de automóvel com baixo peso. Os resultados desse projeto indicaram que o ULSAB conseguiu redução de peso, estrutura sólida, alto nível de segurança, projeto acessível e executável. A maior causa para o sucesso do ULSAB foi a utilização dos aços AHSS. Segundo Asgari et. al. (2007) a principal diferença física entre os aços AHSS e os convencionais está na microestrutura. A microestrutura diferenciada garante a esses aços maior resistência do que os aços convencionais, aliada, em alguns deles, a uma boa ductilidade. Na Tabela 1 são apresentados alguns graus de aços AHSS mais comumente utilizados e pesquisados.

Tabela 1 – Aços AHSS mais amplamente utilizados. (Fonte: IISI, 2002)

Grau do aço	Tensão de escoamento (MPa)*	Tensão limite de resistência (MPa)*	Alongamento Total (%)
HSLA 350/450	350	450	23-27
DP 300/500	300	500	30-34
DP 350/600	350	600	24-30
TRIP 450/800	450	800	26-32
DP 500/800	500	800	14-20
CP 700/800	700	800	10-15
DP 700/1000	700	1000	12-17
MS 1250/1520	1250	1520	4-6

\*Tensão de escoamento e máxima de resistência são valores mínimos

De acordo com pesquisas apresentadas pela WorlAutoSteel (2009) os aços AHSS garantem melhor desempenho no gerenciamento da energia gerada em colisões. Além disso, as características desses aços são atrativas à indústria automotiva que tem carecido de aços com maior resistência e conformabilidade realçada. O aço bifásico (DP, de *Dual Phase*) e o TRIP (*Transformation Induced Plasticity*), devido ao seu alto coeficiente de encruamento, são exemplos de AHSS que garantem maior conformabilidade do que os aços convencionais com mesma faixa de resistência. Os aços de Fase Complexa (CP, de *Complex phase*) e o Martensítico (MS, de *Martensitic*) atingem uma faixa de resistência ainda maior, porém com conformabilidade reduzida. Esses dois últimos aços são indicados para componentes do chassi, suspensão e alguns componentes de segurança que tenham geometria simples e não exijam grandes deformações. As características vantajosas dos AHSS têm motivado siderúrgicas em todo o mundo a desenvolver pesquisas objetivando promover a produção em escala industrial de diversos graus de aços AHSS (WorlAutoSteel, 2009).

A maioria dos aços convencionais de alta resistência são aços ferríticos. Em contrapartida, os aços AHSS são aços com uma microestrutura que pode conter uma fase ferrítica e uma ou mais fases/micro-constituintes que podem ser, perlita, martensita, bainita, austenita, e/ou austenita retida, em quantidades suficientes para produzir propriedades mecânicas muito particulares. Todos os aços AHSS são produzidos por meio de um controle muito rígido da taxa de resfriamento da fase austenítica ou austenita mais ferrita. Alguns tipos de aços AHSS têm uma maior capacidade de deformação resultante de um balanço de resistência e ductilidade maior que os aços convencionais. Outros tipos, tem tensão de escoamento e faixa de resistência ultra alta e apresentam o efeito de *bake hardening*<sup>4</sup> (WORLDAUTOSTEEL, 2009).

Na sequência é feita uma apresentação detalhada do aço DP, que é atualmente, o aço AHSS automotivo mais empregado e que é o alvo principal de estudo deste trabalho. Além disso, será comentado superficialmente sobre o aço TRIP e o CP, pois esses aços foram utilizados em apenas alguns ensaios experimentais como base de comparação ao aço DP.

### 2.3.1. Aço bifásico

O aço bifásico consiste de uma matriz ferrítica poligonal que contém uma segunda fase martensítica, disposta em forma de ilhas. Segundo a WorldAutoSteel (2009) a fração volumétrica dessa segunda fase mais dura é responsável por indicar o nível de resistência do grau. Hornbogen (1980) apud Gorni (2009) definiu a microestrutura bifásica como sendo uma fusão das três morfologias básicas das microestruturas com duas fases, são elas: duplex, dispersão e em rede. Por esse motivo, a microestrutura bifásica reúne as características topológicas peculiares de cada tipo de morfologia, conforme ilustra a Figura 3.

---

<sup>4</sup> *Bake hardening* é um efeito metalúrgico que dissolve átomos de carbono para as discordâncias do material, provocando um aumento da sua resistência. Esse efeito é conseguido após o aquecimento do material a uma temperatura em torno de 170° C mantida durante aproximadamente 30 min.



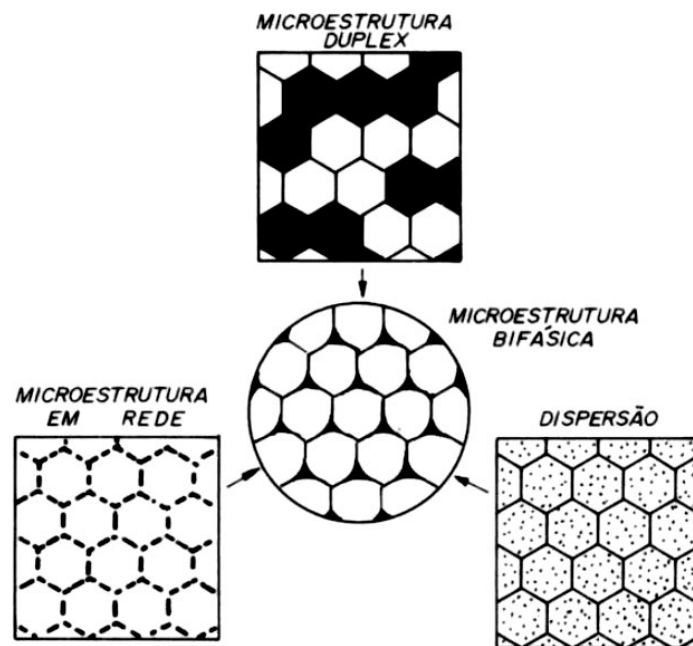


Figura 3 - Representação esquemática da topologia da microestrutura bifásica (Fonte: Hornbogen 1980, apud Gorni, 2009).

Gorni (2009) explica que assim como ocorre em uma microestrutura duplex, na bifásica as quantidades de grãos por volume das duas fases são iguais; logo, as razões entre os volumes dos grãos das duas fases e entre suas frações em volume devem ser iguais. Da microestrutura em dispersão tem-se que na bifásica a segunda fase dura, que deve ser totalmente isolada pela fase-matriz macia, garantindo-se a ductilidade e conformabilidade do material. Finalmente, da mesma forma como a microestrutura em rede, na bifásica a segunda fase se localiza exclusivamente nos contornos de grão da fase-matriz.

A microestrutura do aço DP é resultante de um controle de temperatura muito rigoroso. Tanto a produção por laminação de tiras à quente, como de recozimento contínuo, a matriz ferrítica se forma primeiro, enriquecendo a austenita remanescente com C e outros elementos de liga. A austenita, por sua vez, ganha temperabilidade suficiente para então se transformar em martensita, sob temperaturas bem mais baixas. Essa transformação posterior da martensita induz tensões residuais de compressão na matriz ferrítica, as quais facilitam o processo de escoamento e, dessa forma, reduzem o valor do limite de escoamento e suprimem a ocorrência de patamar. Um resfriamento lento após a formação da martensita pode proporcionar a redução da fragilidade da martensita recém-formada por meio de efeitos de revenido.

Dependendo da composição química e do processamento, a microestrutura pode conter uma quantidade significativa de bainita, que pode realçar a capacidade de estiramento do aço (GORNI, 2009).

Na Figura 4 é ilustrada uma microestrutura esquemática e outra real do aço DP. A microestrutura bifásica, com seu arranjo particular de ilhas de martensita dura dispersas numa matriz ferrítica macia, apresenta uma série de características mecânicas que lhe assegura boa conformabilidade. Isso pode ser observado devido ao escoamento contínuo (ou seja, ausência do patamar de escoamento típico dos aços ferrítico-perlíticos, mesmo micro-ligados); alto limite de escoamento; alto coeficiente de encruamento  $n$  (entre 0,2 e 0,3); alto limite de resistência; baixa razão elástica (entre 0,5 e 0,6); e bom alongamento total para o nível de resistência.

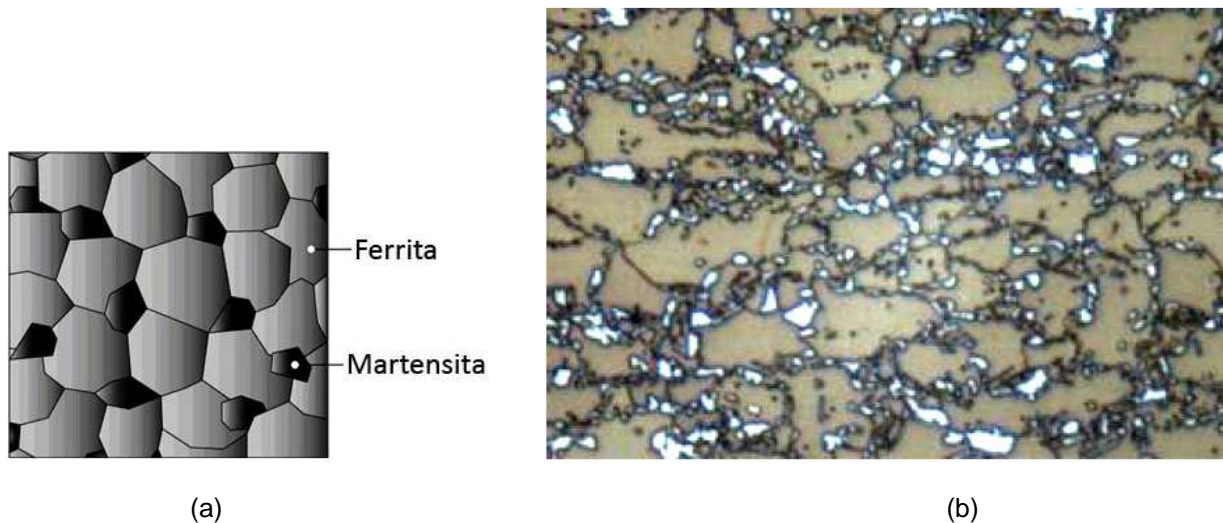


Figura 4- Micrografia do aço DP com ilhas de martensita em uma matriz ferrítica, em (a) esquemática, em (b) real de um aço DP350/600. (Fonte: ArcelorMittal, 2009)

Konieczny (2003) menciona que o alto coeficiente de encruamento aliado ao excelente alongamento dá ao aço DP maior limite de resistência (LR) do que os aços convencionais de mesma tensão de escoamento. Na Figura 5 é ilustrada a curva tensão-deformação de um aço HSLA e de um aço DP com semelhante tensão de escoamento. O aço DP exhibe inicialmente uma maior taxa de encruamento, maior LR e menor relação  $LE/LR^5$  que o HSLA.

<sup>5</sup> Relação  $LE/LR$  é a relação entre o valor da tensão de escoamento e da tensão limite de resistência.

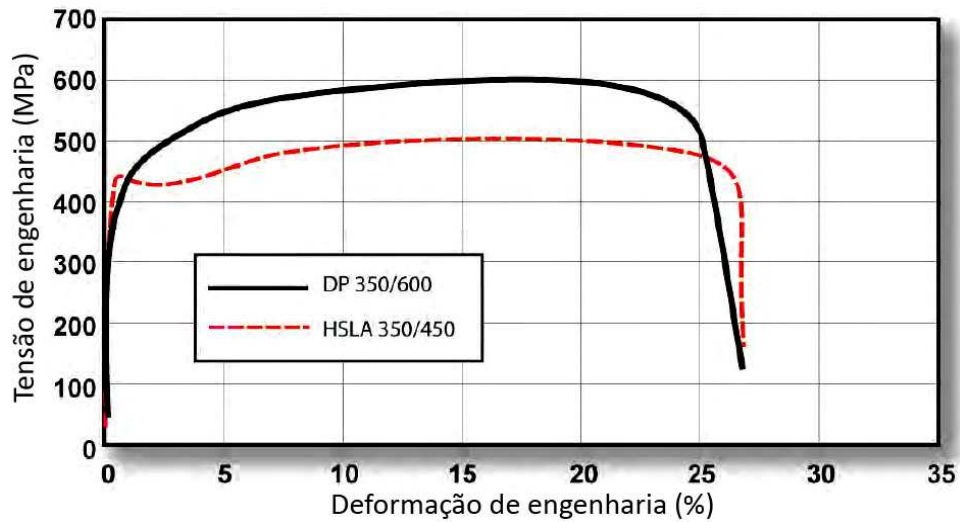


Figura 5 – Aço DP 350/600 com maior LR que o HSLA 350/450. (Fonte: Konieczny, 2003)

A alta taxa de encruamento garante a esses aços excelente capacidade de absorção de impacto e resistência a fadiga. Todas essas características fazem do aço DP uma opção interessante para componentes estruturais e de segurança nos automóveis, tais como, barras transversais da porta, longarina, colunas A e B, soleira da porta, arco do teto, pára-choque entre outros (ARCELORMITTAL, 2009).

Um exemplo de aplicação automotiva de aço DP pode ser visto na Figura 6 onde 15% do peso do automóvel Ford 500 é resultado do uso de aço DP350/600. Porém, o potencial é que futuramente, 75% à 100% do peso seja de algum tipo de aço AHSS.

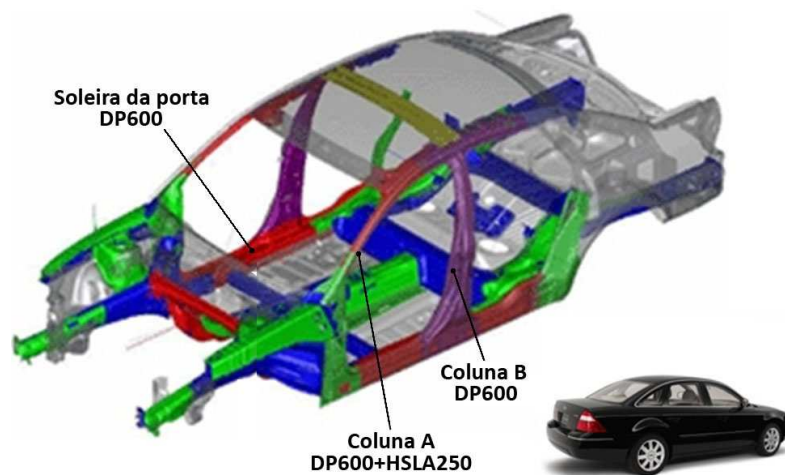


Figura 6 – Aplicação de aço DP350/600 na carroceria do Ford 500.

### 2.3.2. Aço TRIP

O aço TRIP é um material multifásico com austenita retida em uma matriz primária ferrítica. Além de um volume mínimo de 5% de austenita retida, fases duras como martensita e bainita estão presentes em quantidades variadas (Figura 7).

Durante a deformação a dispersão de uma segunda fase na ferrita mais macia cria uma alta taxa de encruamento, o que também é observado nos aços DP. No entanto, o aço TRIP quando deformado, transforma gradativamente a austenita retida em martensita, desse modo a taxa de encruamento aumenta para níveis de deformação maiores. Isto pode ser conferido no trabalho realizado por Konieczny (2003). Na Figura 8 pode ser observado o comportamento de tensão-deformação dos aços HSLA, DP e TRIP de tensão de escoamento semelhantes. O aço TRIP tem uma menor taxa inicial de encruamento do que o aço DP, mas a taxa de encruamento dele persiste para um nível maior de deformação onde o encruamento do aço DP começa a diminuir.

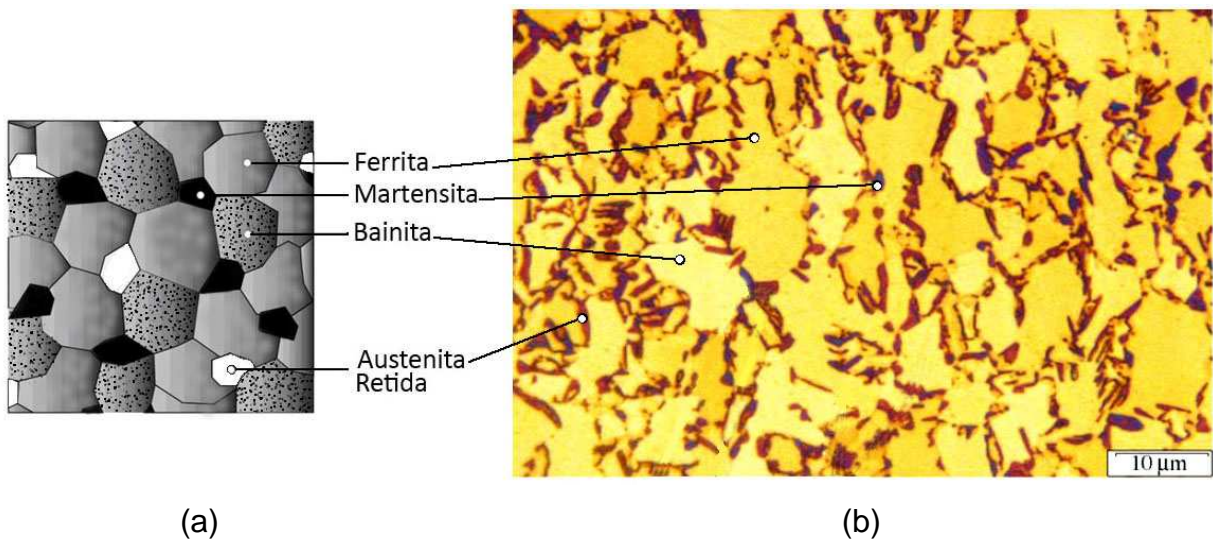


Figura 7 - Micrografia do aço TRIP, em (a) esquemática, em (b) real de um aço TRIP, (Fonte: Adaptado de Fei e Hodgson, 2006)

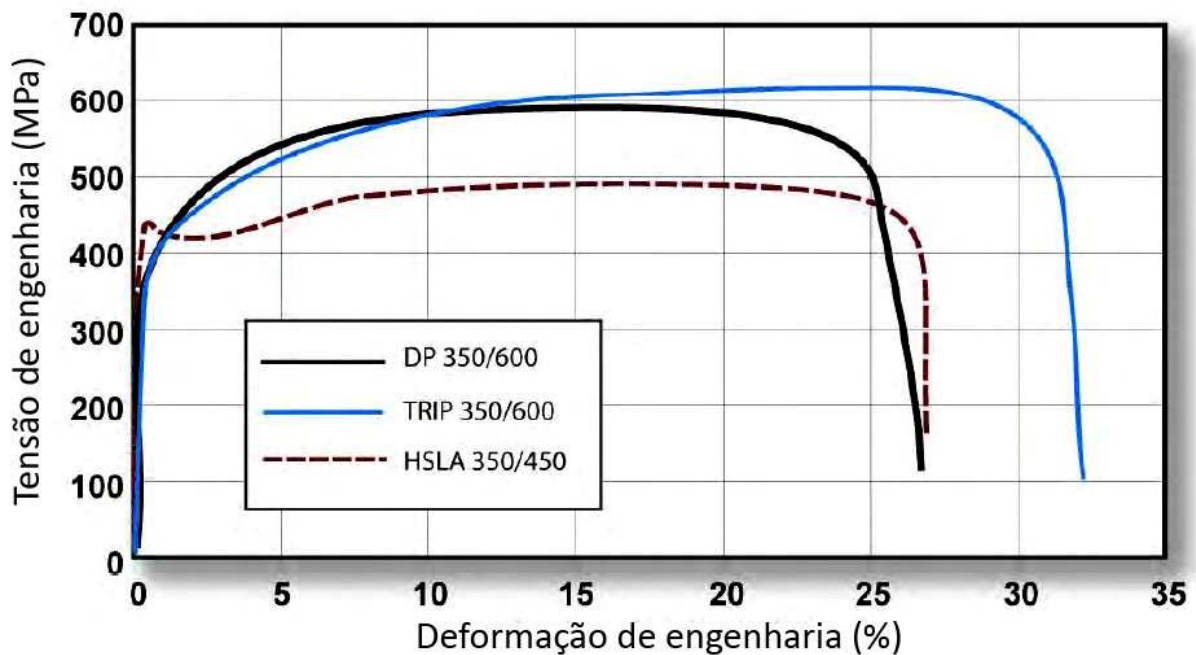


Figura 8 - Aço TRIP 350/600 com maior alongamento que os aços DP 350/600 e HSLA 350/450. (Fonte: Konieczny, 2003)

O aço TRIP oferece uma notável combinação de alta resistência e ductilidade como resultado da sua microestrutura, além de um forte efeito bake hardening. São ideais para componentes de forma complexa que desempenham função estrutural e de reforço, tais como, barras transversais, pilar-B, soleira da porta, arco no teto e pára-choque. Apesar de suas boas qualidades é um aço que tem menor utilização que o aço DP devido a sua dificuldade de produção. Até o momento, são poucas as siderúrgicas no mundo que produzem esse material em escala industrial.

### 2.3.3. Aço CP

O aço de fase complexa CP (de, *Complex Phase*) representa a transição para os aços avançados com tensão máxima de resistência ultra alta, conforme pode ser observado na Figura 9. A microestrutura do aço CP contém pequenas quantidades de martensita, austenita retida e perlita em uma matriz ferrita/bainita. Possui microestrutura com grãos extremamente refinados, conseguido devido ao

retardamento na recristalização ou precipitação de elementos micro-ligados como Ti ou Nb. Em comparação com o aço DP, o aço CP possui uma tensão de escoamento significativamente maior para semelhantes tensões limite de resistência, ou seja, possuem um maior valor de LE/LR.

No documento da WorldAutoSteel (2009) pode ser visto que o aço CP é indicado para componentes automotivos de segurança e estruturais que exigem grande capacidade de absorção de impacto, porém, com geometria simples, devido a baixa capacidade de deformação que ele apresenta – alongamento em torno de 10%.

## **2.4. CONFORMAÇÃO DE CHAPAS**

Segundo a WorldAutoSteel (2009) os aços AHSS não provocam mudanças radicais no processo de conformação de chapas em relação aos aços convencionais de alta resistência. A melhora nas propriedades desses aços também não traz para a indústria automotiva, novos problemas de conformação, mas acentua problemas já existentes, tais como, maior exigência de carga nas prensas, aumento da necessidade por compensação geométrica e controle do retorno elástico. Além disso, os aços AHSS tem maior tendência ao enrugamento devido a utilização de chapas mais finas e de força de prensa-chapa definida inadequadamente.

Muitos trabalhos da literatura têm dado ênfase em determinar necessidades específicas da estampagem, destacando parâmetros críticos do processo e identificando propriedades mecânicas de maior influência.

A seguir são apresentadas algumas propriedades mecânicas, limites e modos de conformação, assim como, alguns processos convencionais de conformação, retorno elástico e exigências de carga em prensas.

### **2.4.1. Propriedades mecânicas**

Os AHSS apresentam microestruturas bastante diferentes das encontradas em aços convencionais de alta resistência. Comparar esses diferentes grupos de aços é algo complexo. O mesmo valor para o limite de resistência pode ser



encontrado em diferentes tipos de aços com diferentes tensões de escoamento. Um exemplo são os aços TRIP 450/800, DP 500/800, e o CP 700/800 com o mesmo limite de resistência, porém com diferentes tensões de escoamento e alongamento total na faixa de 29%, 17%, e 13%, respectivamente.

#### 2.4.1.1. Tensão de escoamento, máxima de resistência e alongamento total

Na Figura 9 é ilustrada uma relação geral entre tensão de escoamento e alongamento total para aços AHSS comparado com aços convencionais de baixa e alta resistência. Nessa figura de Iyengar *et al.* (2008) é possível observar que os aços AHSS abrangem uma ampla faixa de tensão de escoamento, que vai de 300 à 1200 MPa.

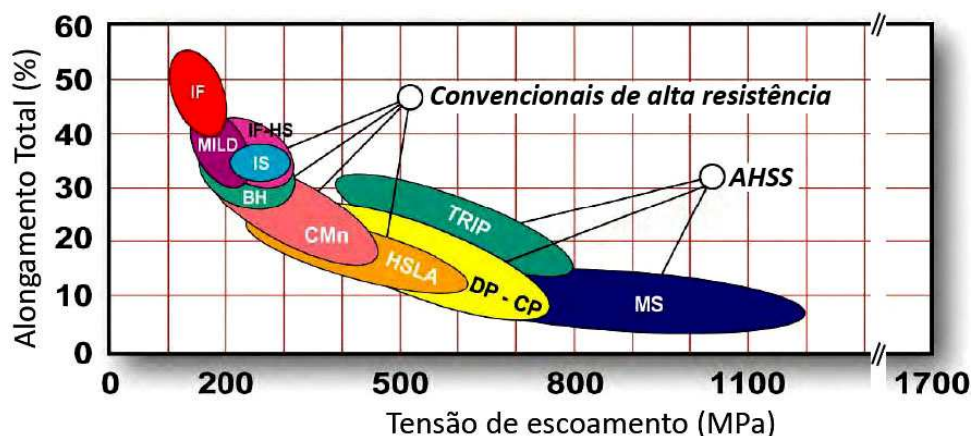


Figura 9- Relação entre tensão de escoamento e alongamento total para diferentes tipos de aços. (Fonte: Iyengar *et al.*, 2008)

É possível observar que a família dos aços DP, CP e TRIP geralmente tem maior alongamento total que o HSLA com mesma tensão de escoamento. Outra característica já comentada, é que os aços AHSS não têm nenhum patamar de alongamento no ponto de escoamento. Segundo a WorldAutoSteel (2009) muitas amostras de graus de aços DP e TRIP podem apresentar patamar, mas o valor tipicamente encontrado é menor que 1% de deformação. Estes valores estão em contraste com vários graus de HSLA, que podem ter valores maiores que 5%.

A relação entre a tensão limite de resistência e o alongamento total para diferentes tipos de aços está ilustrada na Figura 1. Em geral os aços DP, CP, e TRIP tem maior alongamento total que os aços HSLA com mesma tensão limite de resistência.

#### 2.4.1.2. Coeficiente de encruamento

A capacidade de estiramento da chapa metálica é fortemente influenciada pelo coeficiente de encruamento “n”. O valor de n é o parâmetro chave para determinar o estiramento máximo. O valor de n também representa a capacidade de distribuir a deformação de forma mais uniforme na presença de um gradiente de deformação na peça conformada.

Konieczny (2003) observou que a comparação do valor de n entre aços DP e HSLA requer mais que uma simples comparação de dois valores. Nos dados de ensaios de tração apresentados na Figura 10, Konieczny (2003) observou que o HSLA 350/450 e o DP 350/600 apresentaram um valor de  $n = 0.14$ , ambos obtidos por meio de um ensaio de tração convencional. A equivalência no resultado não condiz com o aumento da capacidade de estiramento apresentada pelo aço DP. Pela Figura 10 pode ser observado que o aço HSLA 350/450 teve um valor de n quase constante sobre diferentes taxas de deformação. Já o valor de n do DP 350/600 inicia com maior valor e então diminui com o aumento da deformação, - como efeito inicial da transformação metalúrgica. Para capturar este comportamento, deve ser determinado o valor de n instantâneo como função da deformação. A curva com o valor instantâneo de n dos dois aços exibida na Figura 10 indica claramente o alto valor de n para o aço DP com valores de deformação menores que 7%. O platô com valor de n constante a partir dos 10% de deformação indica o valor final de n. Segundo a WorlAutoSteel (2009) este valor final de n é a principal informação de entrada para determinar a deformação máxima permitida em uma operação de estiramento.



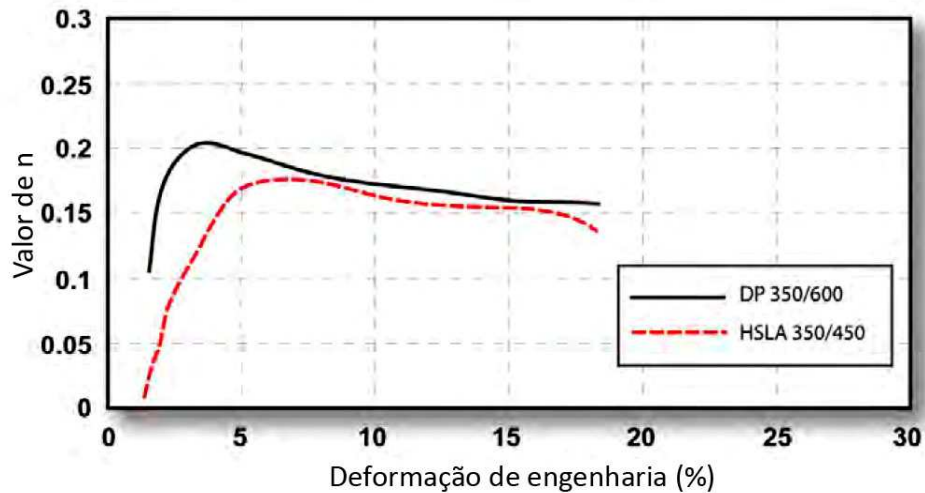


Figura 10 – Valor instantâneo de  $n$  versus deformação convencional para os aços DP e HSLA. (Fonte: Konieczny, 2003)

#### 2.4.1.3. Curva tensão-deformação

A curva tensão-deformação verdadeira é uma descrição bastante útil de algumas características do material, permitindo que diferentes tipos de aços e até mesmo diferentes graus de um mesmo aço sejam comparados. Na curva tensão-deformação de engenharia é possível observar a tensão máxima de resistência, alongamento uniforme, alongamento total, e em alguns casos ela realça a tensão de escoamento, assim como outras características de deformação. Por outro lado, a curva tensão-deformação verdadeira é baseada na tensão e deformação instantânea do corpo de prova ensaiado. Na Figura 11 são ilustradas diversas curvas tensão-deformação de engenharia e verdadeira para diferentes graus de aço DP. Uma curva tensão-deformação de aço doce está incluída no gráfico com propósito de comparação. Isso permite um potencial comparativo dos parâmetros de conformação, carga de prensa que é necessária para estampar esses materiais entre outros. Pode ser observado que os graus de aço DP apresentam resistência muito maior que o aço doce, aliada a uma boa capacidade de alongamento. É possível observar também o alto encruamento inicial ocorrido logo após a transição do ponto de escoamento. Isso indica que é um material que ganha um incremento de resistência já com pequenos percentuais de deformação.

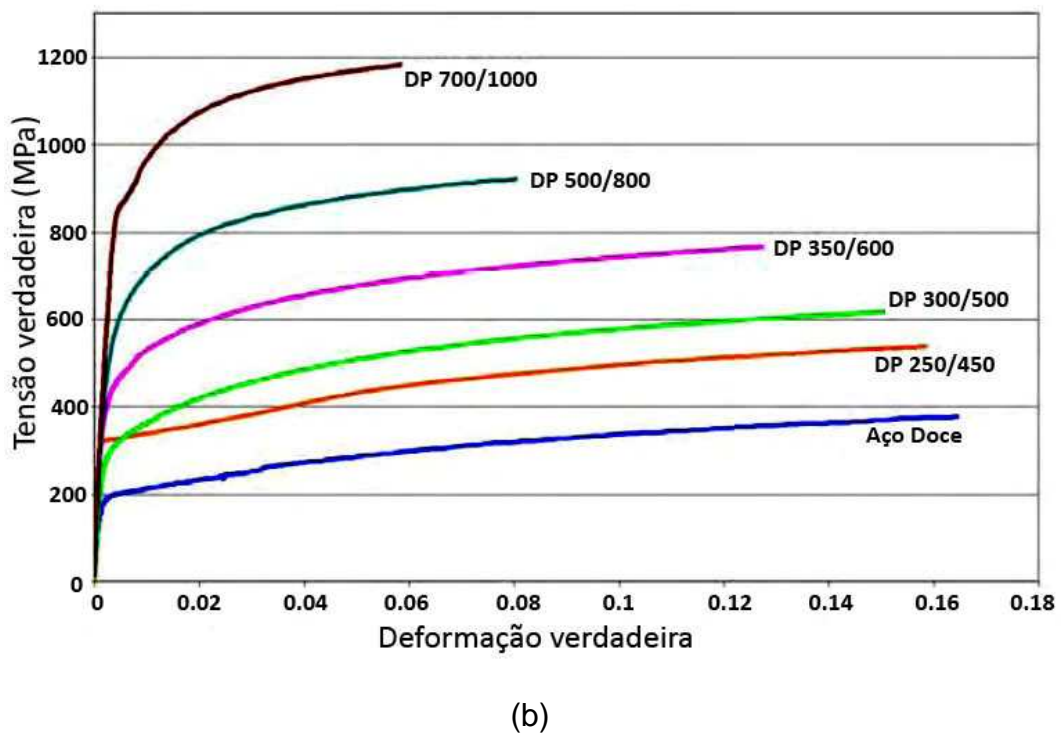
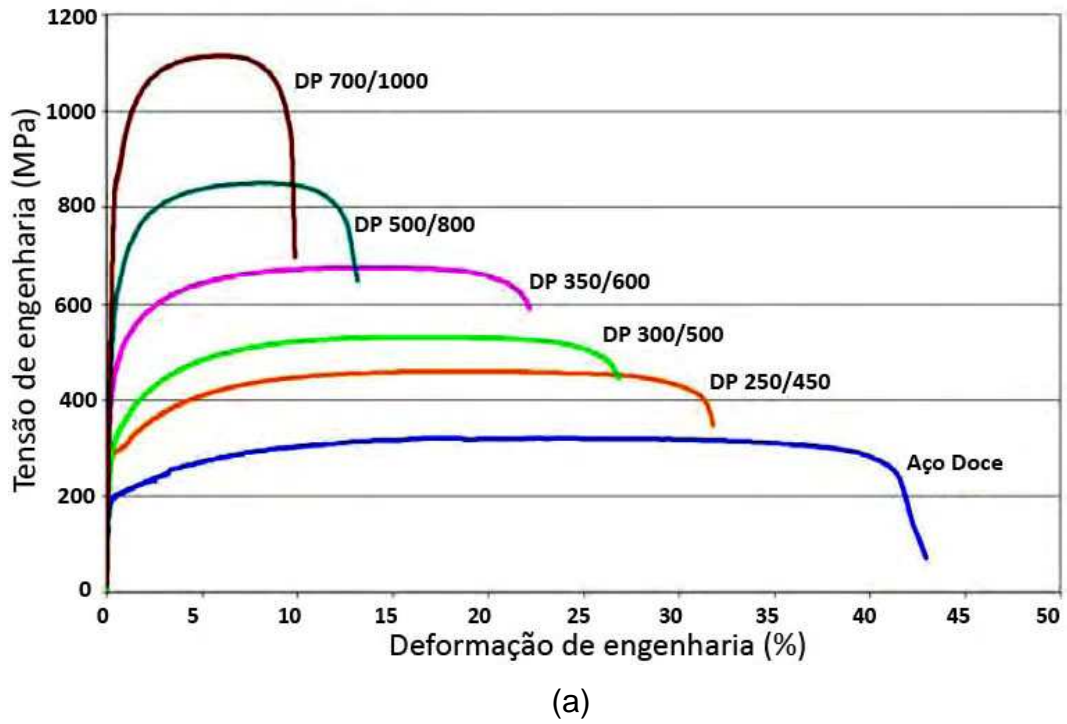


Figura 11 – Curva tensão-deformação de engenharia (a) e verdadeira (b), curvas para uma série de graus de aços DP. Espessuras das chapas: DP 250/450 e DP 500/800 = 1.0mm. Todas as outras foram 1.8-2.0mm. (Fonte: WorldAutoSteel, 2009).

#### 2.4.1.4. Coeficiente de anisotropia normal

O coeficiente de anisotropia normal ( $r_m$ ) define a habilidade do metal se deformar na direção da espessura, relacionando com a deformação plana da chapa. Valor de  $r_m$  maior que 1, indica que o material tem maior resistência ao afinamento. Valores maiores que 1, melhoram a capacidade de embutimento, expansão de furo, e outros modos de conformação onde a espessura da chapa é comprometida. Segundo a WorldAutoSteel (2009) aços de alta resistência com tensão máxima maior que 450 MPa e aços laminados a quente tem um valor de  $r_m$  próximo de 1. Influenciado pelo valor de  $r_m$ , aços convencionais de alta resistência e aços AHSS com tensão de escoamento semelhante tem desempenho parecido durante a conformação. Entretanto, o valor de  $r_m$  para graus de aços AHSS com resistência maior (800 MPa ou mais) podem ser menor que 1 e o desempenho poderá não ser tão bom como o de um HSLA com mesma tensão limite de resistência.

#### 2.4.1.5. Efeito da taxa de deformação

Objetivando caracterizar a sensibilidade de alguns aços à taxa de deformação, Yan (2003) realizou ensaios com taxas de deformação na faixa de  $10^{-3}/s$  (comumente encontradas em ensaios de tração) até  $10^3/s$ . A taxa de deformação tipicamente utilizada em processos de estampagem é de  $10^1/s$ . O autor verificou que a tensão de escoamento (Figura 12) e a tensão limite de resistência (Figura 13) aumentaram com o aumento da taxa de deformação. Porém, acima de uma taxa de deformação de  $10^1/s$ , ambos os valores aumentam apenas algo em torno de 16-20 MPa por ordem do aumento da magnitude da taxa de deformação. Esses valores são considerados muito pequenos e mostram a pequena influência nessa faixa de taxa de deformação.

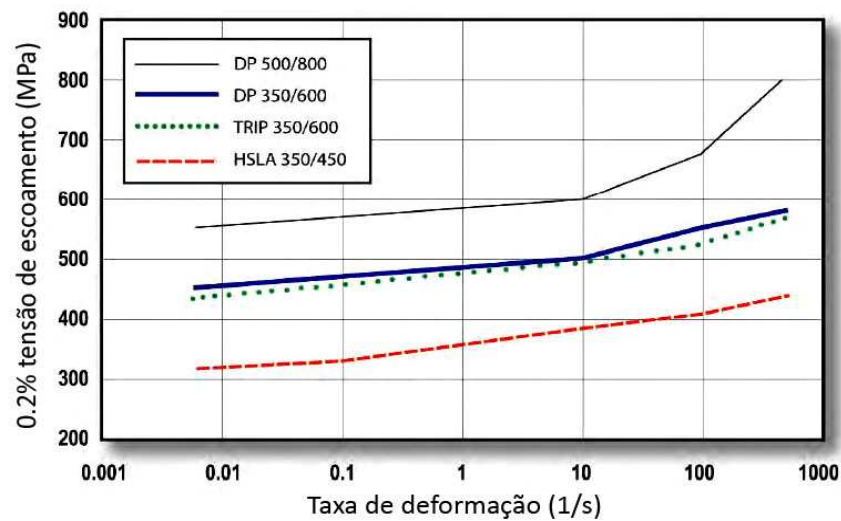


Figura 12 – Aumento na tensão de escoamento em função da taxa de deformação, (Fonte:Yan, 2003).

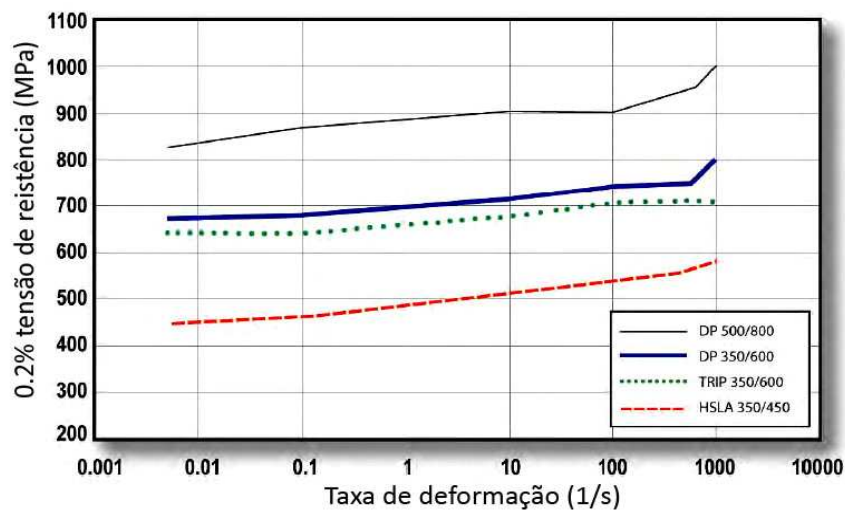


Figura 13 – Aumento do limite de resistência em função da taxa de deformação (Fonte:Yan, 2003)

#### 2.4.2. Modos de deformação de chapa

Conforme mencionado anteriormente, os projetistas têm necessidade em conhecer a capacidade de conformação dos materiais que irão aplicar nos seus projetos. Porém, a WorldAutoSteel (2009) afirma que a conformabilidade dos aços AHSS não pode ser definida apenas por um simples valor, ou coeficiente. Devido a isso, ensaios que comparem a conformabilidade de aços convencionais e aços AHSS devem ser realizados para os diferentes modos de conformação. Na seqüência serão

apresentadas de forma resumida algumas considerações sobre os principais modos de conformação de chapas metálicas.

#### 2.4.2.1. Estiramento

Estiramento de chapa pode ser definido como uma operação que consiste em esticar um material, restringido pelas bordas, para dentro de uma matriz, por meio da ação de um punção. Em geral, a profundidade obtida por estiramento em um componente está diretamente relacionada com o valor do coeficiente de encruamento do material. Um alto valor de  $n$  garante uma capacidade maior em distribuir a deformação de forma mais uniforme ao decorrer do gradiente de tensão.

O aço DP tem um valor de  $n$  maior do que aços convencionais de alta resistência (Figura 10). Essa característica pode ser útil em todas as aplicações de estampagem que usam estiramento puro (ver, Figura 14).

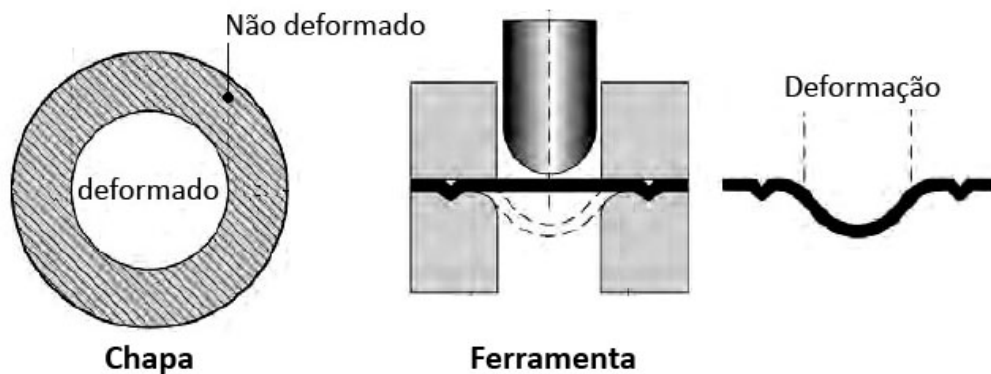


Figura 14 - Estiramento gerado pela ação de um punção de topo esférico.

Carlsson *et al.* (2004) realizaram uma série de ensaios de estiramento com punção de topo esférico e diferentes materiais. Os resultados apontaram uma diminuição na estirabilidade com o aumento da tensão de escoamento e de resistência. Segundo o autor o comprimento máximo de estiramento pode depender do projeto da ferramenta, lubrificação, e de muitos outros fatores inerentes ao processo de conformação.

### 2.4.2.2. Embutimento

Embutimento é definido também como embutimento radial ou popularmente como embutimento de copo (Figura 15). O flange do planificado (*blank*) circular é submetido a um tensionamento radial e uma compressão circunferencial. O modo de conformar por embutimento profundo, não é exclusivo para o formato em copo cilíndrico, pelo contrário, é bastante comum em diversos perfis industriais, tais como canais embutidos.

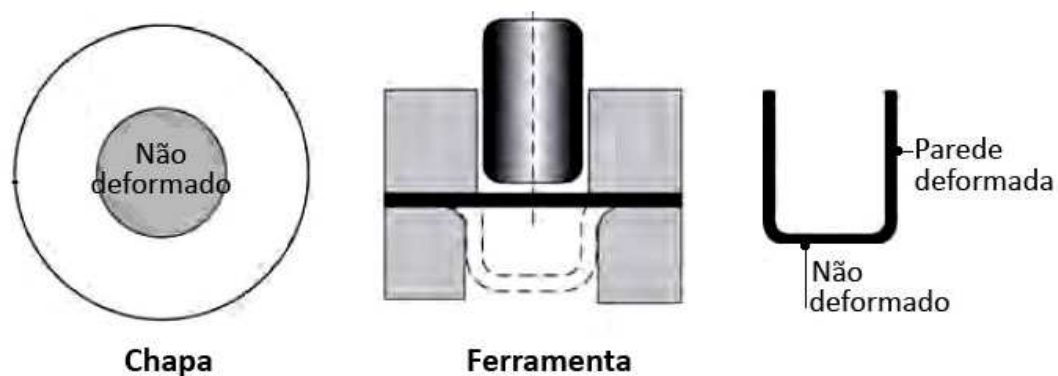


Figura 15 – Planificado circular conformado em copo cilíndrico por meio de embutimento profundo.

A propriedade do aço que influi diretamente na capacidade de embutimento é a anisotropia normal  $r_m$ . Valores maiores que 1, garantem aumento na razão limite de estampagem (RLE), que é a relação máxima entre o diâmetro do planificado e o diâmetro do punção. Por outro lado, a LDR não é sensível á resistência do aço e ao valor de  $n$ . A WorldAutoSteel (2009) afirma que aços de alta resistência com LR maior que 450 MPa e laminados a quente tem valores de  $r_m$  aproximadamente de 1 e LDR em torno de 2.

### 2.4.2.3. Dobramento

O dobramento sobre uma linha reta é o mais comum entre todos os processos de conformação de chapas (Figura 16). Um exemplo muito comum de operação de dobramento é perfilamento de chapas por meio de dobramentos

progressivos sobre rolos perfilados. O dobramento de chapas pode apresentar problemas como fraturas, causadas pela alta resistência e baixa ductilidade do material, assim como definição errada da relação raio de dobra/espessura da chapa ( $R/t$ ). Mas a causa mais comum de problemas em dobramento é a falta de controle dimensional em termos de retorno elástico e afinamento.

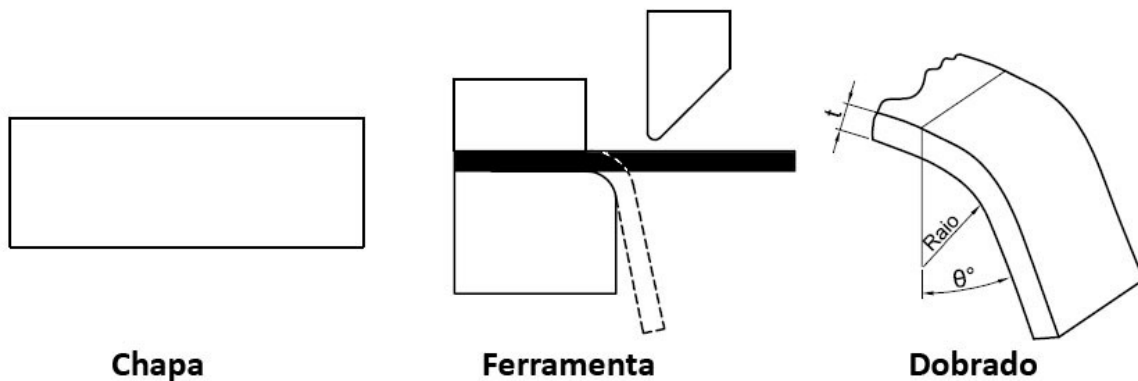


Figura 16 – Típico dobramento em “L” de uma tira, onde o  $\theta^\circ$  é o ângulo de dobra final após o retorno elástico e “t” é a espessura da chapa.

## 2.5. RETORNO ELÁSTICO EM CONFORMAÇÃO DE CHAPAS

No passado, a principal preocupação em conformação de chapas metálicas era a eliminação de estricção local e trincas. Atualmente, a ênfase está na precisão e consistência dimensional dos produtos. Esses problemas dimensionais estão relacionados a tensões elásticas residuais criadas durante a etapa de conformação e existentes durante o descarregamento do esforço principal. Os problemas dimensionais causados pelo retorno elástico e sua magnitude estão relacionados ao aumento da resistência do aço: quanto maior o limite de resistência, maior a sua magnitude (Figura 17). Muitas indústrias têm atacado os problemas do retorno elástico por meio de procedimentos de compensação durante o processo de estampagem, muitas vezes baseados na tentativa e erro. Assim como, existem diversos trabalhos na literatura que propõem procedimentos de compensação para reduzir retorno elástico (MEINDERS et al., 2008, SCHÖNBACH e BAUER, 2009; GÖSLING et al., 2011).

A utilização de aços AHSS tem provocado desafios adicionais. Primeiramente, muitos componentes apresentam maior fluxo de tensões causado

pela combinação do alto limite de resistência e do encruamento. Além disso, os aços AHSS propiciam a utilização de chapas mais finas para redução de peso, acarretando em maior dificuldade em manter a forma do componente após a estampagem. Por fim, existe atualmente pouca experiência industrial sobre o fenômeno do retorno elástico e procedimentos de compensação em aços AHSS (WORLD AUTO STEEL, 2009).

### 2.5.1. Origem do retorno elástico

Quando a chapa metálica é deformada plasticamente, sempre ocorre um desvio da forma do componente após a remoção da carga aplicada pela ferramenta. Este desvio dimensional do componente é conhecido como retorno elástico. O retorno elástico é causado por a uma recuperação das deformações elásticas, que podem ser observadas na curva tensão-deformação ilustrada na Figura 17. No ponto “A” ocorre o descarregamento (remoção de todas as forças externas) até o ponto “B”, onde “OB” é a deformação permanente (plástica) e “BC” é a recuperação de deformação (retorno elástico). Embora essa recuperação de deformação elástica seja pequena, ela pode causar alteração significativa na forma.

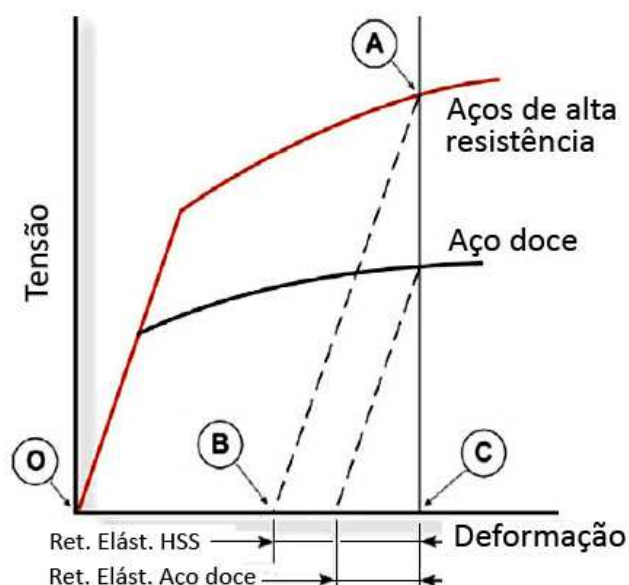


Figura 17 – Esquema mostrando a quantidade de retorno elástico proporcional a tensão. (Fonte: WorldAutoSteel, 2009).



A magnitude do retorno elástico é descrita pelo modelo de encruamento e pela geometria do componente e da ferramenta. Quando a geometria impede o relaxamento completo das tensões elásticas durante o descarregamento, as tensões mantidas no componente são chamadas de tensões residuais. Com o objetivo de liberar ou se opor a essas tensões residuais o componente altera sua forma. Se todas as tensões elásticas não puderem ser relaxadas durante a estampagem, padrões geométricos podem ser criados para ajudar na distribuição uniforme das tensões através da espessura da chapa. A ArcelorMittal (2009) sugere os seguintes cuidados para reduzir o retorno elástico: estudar cuidadosamente a geometria do componente durante a fase de projeto; utilizar - sempre que possível - pequenos raios de ferramenta; criar reforços geométricos para aumentar a rigidez do componente e planejar adequadamente a seqüência de estampagem.

#### 2.5.2. Tipos de retorno elástico

Para estudo do retorno elástico é comumente utilizado componentes com perfil de canal. Primeiramente, por se tratar de um perfil recorrente em componentes estruturais de carrocerias automotivas e também por apresentar os tipos clássicos de retorno elástico, são eles: mudança angular, curvamento de parede, e torção (empenamento ou “*twist*”).

##### 2.5.2.1. *Mudança angular*

A mudança angular é a deformação produzida quando o perfil de uma parede dobrada ou embutida se desvia do perfil original da ferramenta. Conforme pode ser observado na Figura 18, a mudança angular em componentes com perfil chapéu aparece duas vezes, sendo conhecida como mudança angular na parede ( $\theta_1$ ) e mudança angular no flange ( $\theta_2$ ).

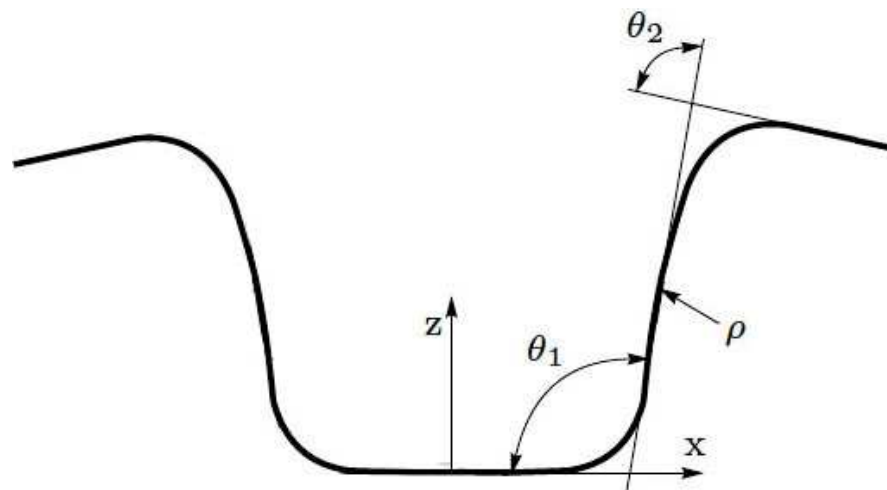


Figura 18 – Esquema ilustrando diferentes tipos de retorno elástico em canais com perfil chapéu.

A mudança angular ocorrida na seção transversal é causada por diferentes tensões que atuam na direção da espessura da chapa, durante o dobramento sobre o raio de uma matriz. Essas diferentes tensões na espessura produzem uma distorção após a liberação da ferramenta, resultando na mudança angular vista na figura acima (WORLDAUTOSTEEL, 2009).

#### 2.5.2.2. Curvamento de parede

Curvamento de parede ( $\rho$ ) é a curvatura criada na parede lateral de um canal estampado (Figura 18). Essa curvatura ocorre quando a chapa metálica é embutida, deslizando sobre o raio de uma ferramenta ou através do cordão estirador (*drawbead*). Em ambos os casos ocorre um processo de dobramento e desdobramento da chapa. Isso significa que no momento que a superfície interna da chapa sofre compressão seguida de tensionamento a externa sofre o contrário, ou seja, a trajetória de deformação para ambos os lados da chapa são diferentes. Isso gera uma distribuição irregular de tensões através da espessura da chapa metálica (WORLDAUTOSTEEL, 2009).

Na Figura 19 é ilustrado em detalhes o que acontece quando a chapa metálica é embutida sobre o raio de ferramenta. A deformação no lado “A” muda de

tensão (A1), durante o dobramento, para compressão (A2), no desdobraimento. Em contraste, a deformação no lado “B” muda de compressão (B1), para tensão (B2), durante dobramento e desdobraimento. Após a remoção do punção da cavidade da matriz (descarregamento), o lado “A” tende a alongar e o lado “B” contrair devido a recuperação elástica, causando com isso o curvamento da parede.

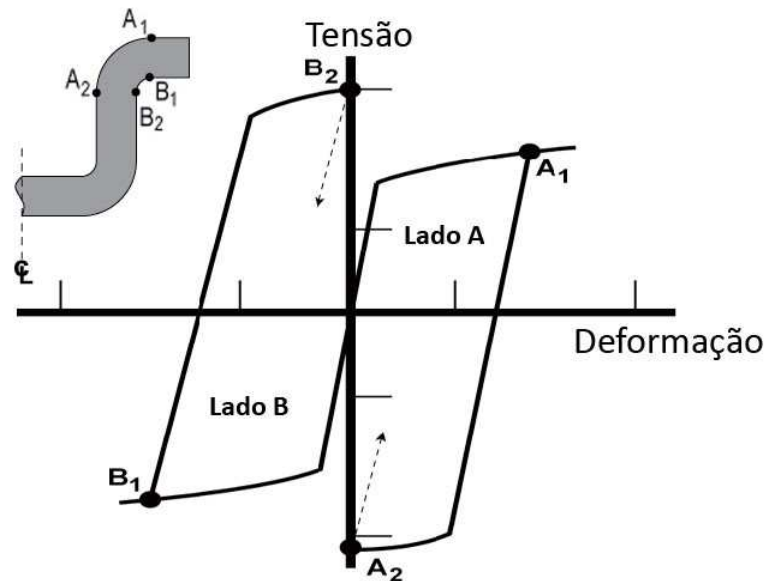


Figura 19 – Origem e mecanismo do curvamento de parede. (Fonte: WorldAutoSteel, 2009).

Segundo a WorldAutoSteel (2009) a regra simples para minimizar o curvamento de parede é minimizar o gradiente de tensões na espessura da chapa. Do contrário, o curvamento de parede pode dificultar a montagem de vigas ou canais que requerem tolerâncias apertadas. Nos piores casos, a folga causada pelo curvamento de parede pode ser tão grande que impede a união durante a montagem de componentes.

### 2.5.2.3. *Empenamento*

O fenômeno de retorno elástico chamado de empenamento (*twist*) é definido como a rotação de duas ou mais seções transversais, de maneira diferente ao longo do eixo longitudinal de um componente. A divergência provocada pela torção ocorre devido a um retorno elástico desbalanceado, que tendem a rotacionar uma parte do

componente para uma direção e o restante para outra direção. Conforme ilustrado na Figura 20, o momento de torção pode ocorrer devido tensões residuais no plano do flange, na parede lateral ou em ambos (YOSHIDA, 1987, apud WORLDAUTOSTEEL, 2009).

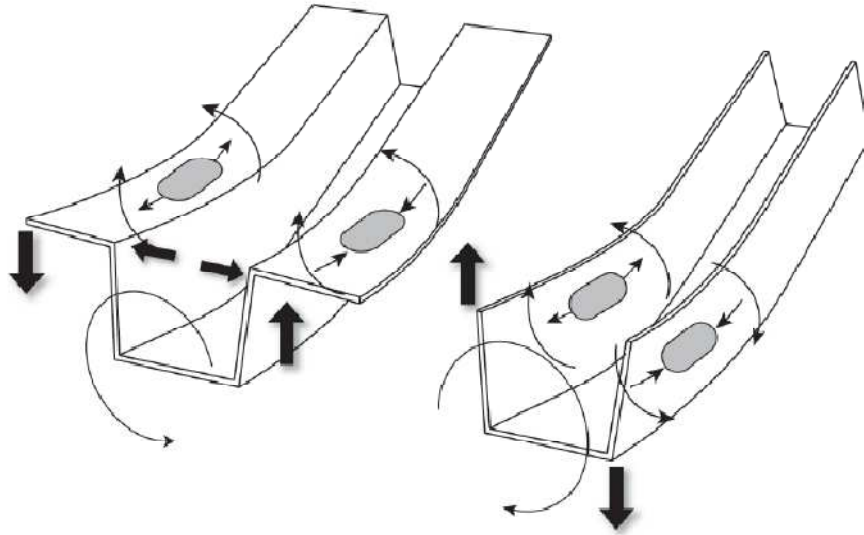


Figura 20 – Torção criada por tensões residuais no flange ou na parede lateral. (Fonte:Yoshida, 1987).

Segundo a WorldAutoSteel (2009) a magnitude da torção em um componente é determinado pela relação entre as tensões desbalanceadas e pela rigidez do componente na direção longitudinal. Componentes com baixa rigidez, assimetria, grande comprimento longitudinal, estreitos, com grandes flanges, altas paredes laterais e com mudanças súbitas na seção transversal são propícios a ocorrência de torção. Algumas causas muito comuns de deformações não simétricas são causadas pelo posicionamento incorreto da chapa, lubrificação irregular, polimento irregular da matriz, pressão irregular e/ou irregularidades no acabamento superficial do cordão estirador.

Uma estratégia de projeto bastante utilizada para controlar a torção é maximizar a rigidez do componente por meio da adição de nervuras, degraus ou outros enrijecedores geométricos.

### 2.5.3. Procedimento experimental para caracterizar o retorno elástico

Conforme pode ser visto na Figura 21, adaptada de Chen e Koç (2007), são várias as fontes que podem atuar gerando ou intensificando alterações dimensionais em um componente estampado. Segundo os autores o retorno elástico é resultado da soma de variações dimensionais que podem ocorrer entre: (i) componentes estampados seqüencialmente; (ii) componentes dentro de um mesmo lote; e (iii) entre componentes de lotes diferentes.

Quando peças estampadas seqüencialmente apresentam diferenças dimensionais entre elas, a causa pode ser inerente a variações ocorridas no equipamento ou nas dimensões do recorte. Variações dimensionais entre componentes no mesmo lote podem ser decorrentes de mudanças das variáveis controladas de processo, tais como, força de prensa-chapas, lubrificação, folga e raios de ferramenta, entre outras. Variações dimensionais em componentes de lotes diferentes são causadas principalmente, por diferenças no material e variações introduzidas na regulagem da ferramenta.

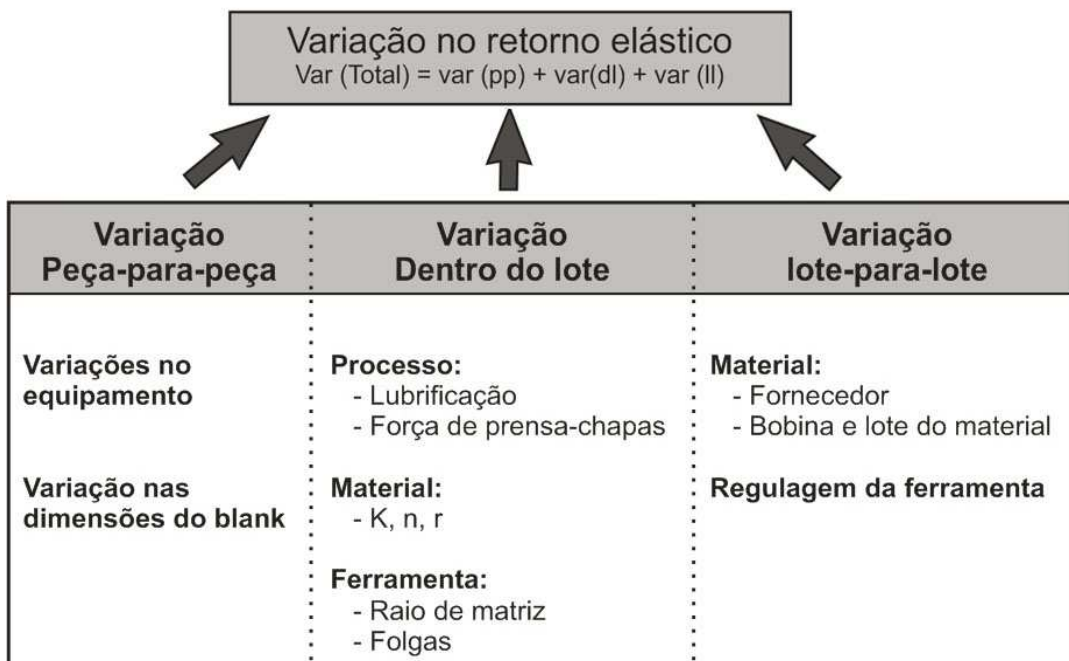


Figura 21 - Fontes que influenciam o retorno elástico em processos de estampagem. (Fonte: Adaptado de Chen e Koç, 2007)

Divergências dimensionais provocadas por variáveis controladas, como as mencionadas acima, é o grande desafio de engenheiros de processo que precisam lidar com esse fenômeno. A correta definição desses parâmetros de processo, de ferramenta e de material irá influenciar na magnitude do retorno elástico.

Um amplo estudo desenvolvido pelo Instituto Americano de Ferro e Aço (AISI) publicado por Sadagopan e Urban (2003), analisou vários parâmetros de ferramenta que atuam no retorno elástico de mudança angular (Figura 22) e no curvamento de parede (Figura 23).

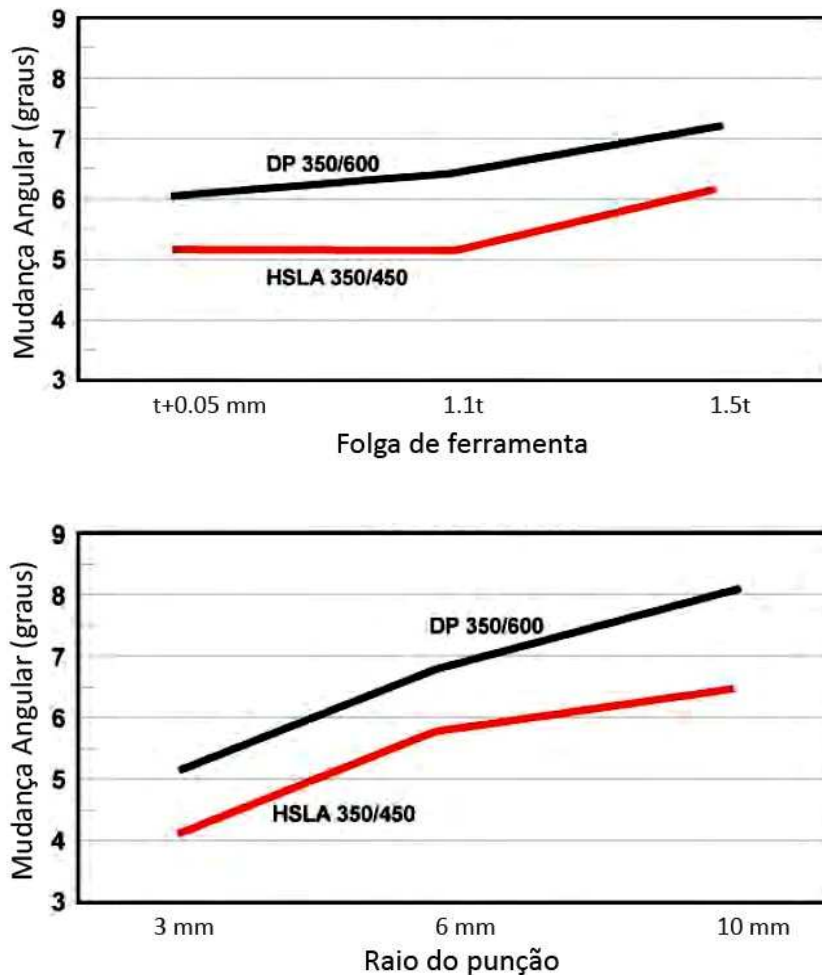


Figura 22 - O efeito dos parâmetros de ferramenta na mudança angular. Os menores valores são os desejados. (Fonte: Sadagopan e Urban, 2003).

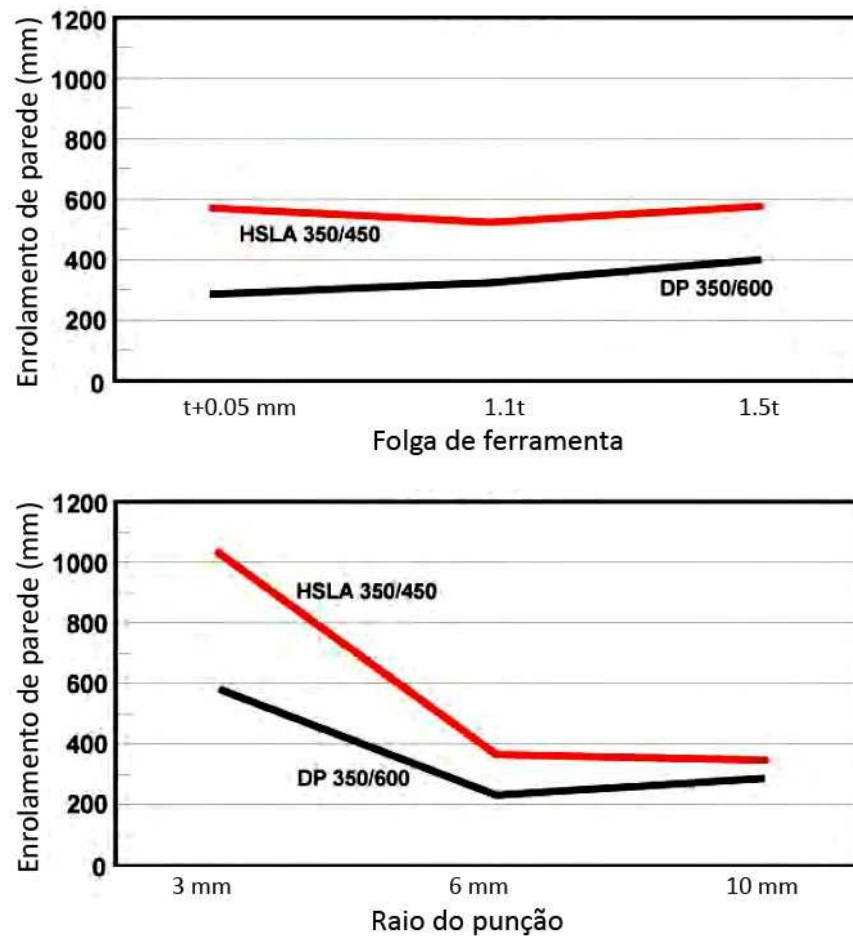


Figura 23 - O efeito dos parâmetros de ferramenta no curvamento de parede. Maiores valores de raio de curvamento são os desejados, (Fonte: Sadagopan e Urban, 2003).

Sadagopan e Urban (2003) afirmam que a correta configuração dos parâmetros de ferramenta e de processo podem melhorar a magnitude do retorno elástico, e baseado nos estudos realizados, fizeram as seguintes considerações:

- Para minimizar o curvamento de parede deve se usar folga de matriz de aproximadamente 1.3 vezes a espessura da chapa. Folga igual à espessura não é desejada. Folga de 0.05 mm além da espessura apresentou o menor valor de mudança angular. Enquanto folga de 1.5 vezes a espessura apresentou o maior valor.
- Raio de 3 mm produziu o menor valor de mudança angular e o maior valor de curvamento de parede. Devido a essa influência oposta para os dois tipos de retorno elástico, o raio de 6 mm é o valor intermediário indicado para ambos os casos.

- Aplicar uma carga de prensa-chapas maior reduz a magnitude do retorno elástico. Além disso, os autores observaram que para o aço DP 350/600 é requerido o dobro de carga do que o aço doce.

Nos últimos anos, várias técnicas experimentais têm sido desenvolvidas para estudar e caracterizar o retorno elástico em chapas metálicas. Os procedimentos mais populares e comumente usados são: dobramento cilíndrico (MEINDERS *et al.*, 2006), dobramento em perfil “U” (CHOU e HUNG, 1999; HAN e PARK, 1999), dobramento em perfil “V” (HAN e PARK, 1999; TEKINER, 2004; ZANG, LU e LEONG, 1997) (Figura 24) e flangeamento (LIVATYALI e ALTAN, 2001; LIVATYALI, WU e ALTAN, 2002). Essas técnicas são atrativas porque propiciam um grande nível de retorno elástico e que pode ser facilmente medido. Além disso, é possível estudar a sensibilidade do retorno elástico à parâmetros básicos, tais como a relação raio de ferramenta e espessura da chapa ( $R/t$ ), propriedades mecânicas da chapa e condições de contato. Chen *et al.* (2009) usaram o ensaio de dobramento em perfil “U” para analisar alguns parâmetros de ferramenta e processo na ocorrência do retorno elástico em diferentes aços AHSS com espessura de 1 mm. Os autores concluíram que raios menores que 1 mm provocam mudança angular negativa na parede enquanto o raio de 5 mm apresentou o melhor resultado. Além disso, eles estudaram a velocidade de punção e verificaram que ela não teve influência nos resultados. Segundo Burchitz (2008), o maior inconveniente desses ensaios é que eles não imitam condições realísticas da conformação de chapas realizada na indústria.

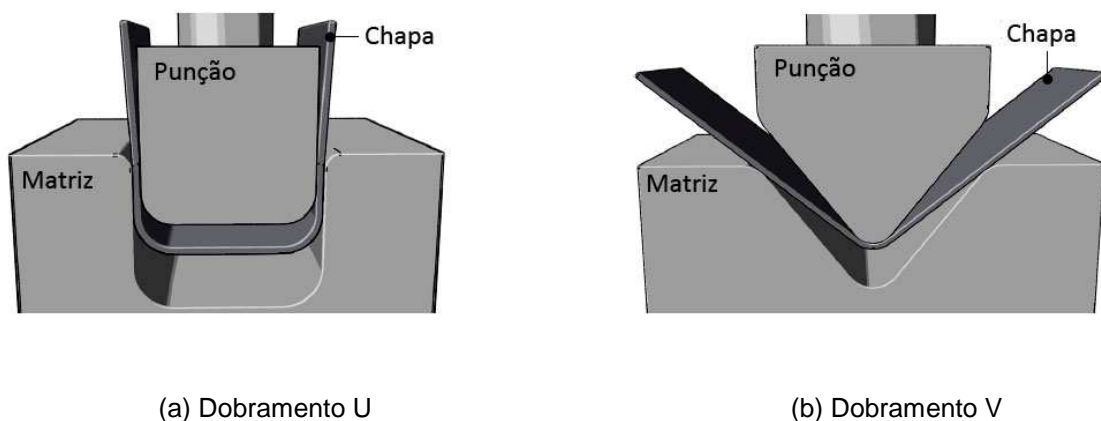


Figura 24 - Técnicas experimentais comumente usadas para estudar retorno elástica em chapa metálica. (Fonte: Burchitz, 2008)



Ensaio de dobramento com estiramento são usados para estudar a importância da aplicação da tensão na minimização e controle do retorno elástico (Ueda et al. 1981, Kuwabara et al. 1996, Hino et al. 1999). Kuwabara *et al.* (2004) estudaram o dobramento com estiramento, por meio de uma ferramenta ilustrada na Figura 25. Nesse ensaio, uma tira metálica é fixada entre a matriz e o prensa-chapas e deformada por meio da ação de um punção semi-cilíndrico. Conforme ilustrado, cordões estiradores são empregados para restringir o fluxo de material. Segundo Schuler (1998) o cordão estirador pode ser considerado como um mecanismo de controle local que restringe o fluxo de material para uma força de prensa-chapas relativamente baixa. A força de restrição é criada devido ao fluxo do material através do cordão estirador, promovendo um cíclico dobramento seguido de dobramento inverso. Este tipo de ensaio mostra o intratável efeito das tensões que agem na chapa gerando o retorno elástico. Entretanto, eles não permitem um controle cuidadoso das tensões na chapa durante o dobramento, não exibem tipicamente o dobramento seguido de dobramento reverso, nem grande deslizamento sobre o raio da ferramenta comum em operações em matrizes (RAABE et al. (2004).

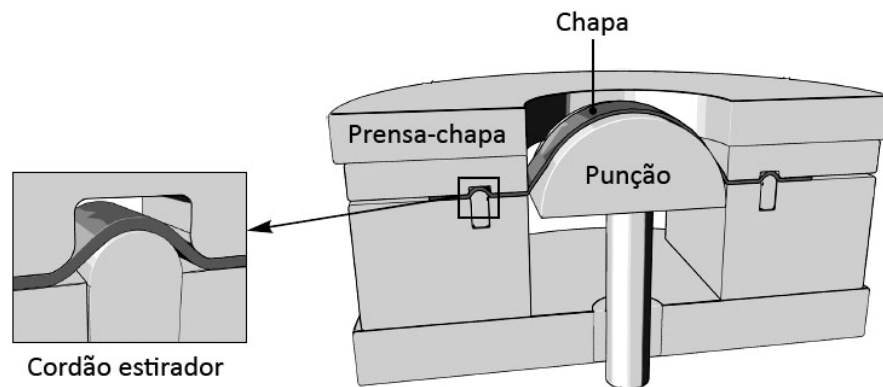
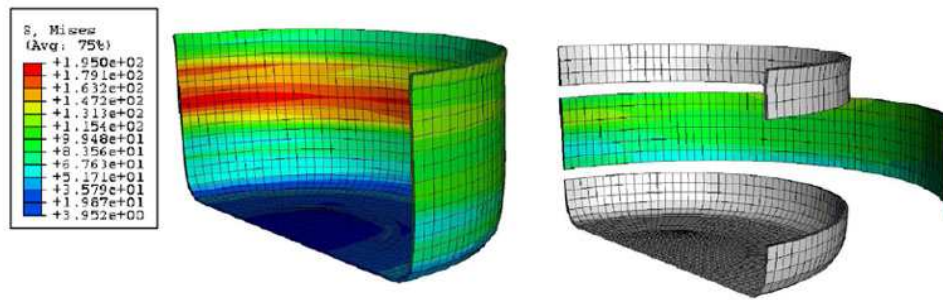


Figura 25 - Ensaio de dobramento com estiramento (Fonte: Kuwabara *et al.*, 2004).

Mais recentemente, um ensaio que tem sido empregado em alguns estudos é o chamado ensaio de anel partido (*split-ring test*), proposto por Demeri *et al.* (2000). O procedimento experimental consiste em embutir um copo cilíndrico, posteriormente, cortar um anel na metade da parede do copo e então cortar esse anel para deixá-lo aberto (Figura 26). A operação de abertura do anel alivia tensões internas e cria um grande retorno elástico, permitindo que seja medido tanto o retorno elástico quanto as tensões residuais.



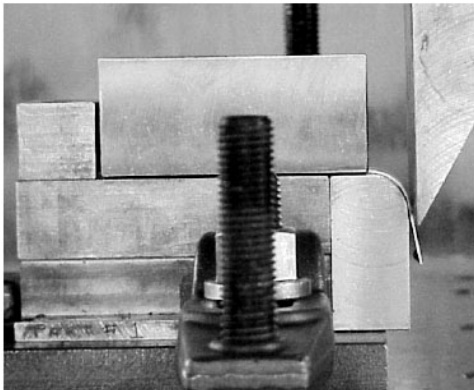
(a)



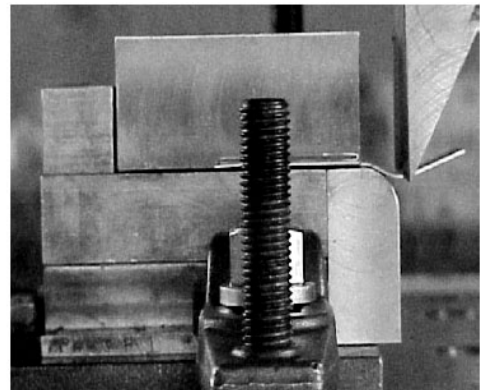
(b)

Figura 26 - Ensaio de anel partido; em (a) modelo numérico computacional, em (b) amostras resultantes de experimentos práticos. (Fonte: Demeri *et al.*, 2000)

Gau and Kinzel (2001ab) propuseram um método simples de dobramento seguido de desdobramento para analisar a influência do efeito Bauschinger na previsão do retorno elástico (Figura 27). O procedimento consiste de muitos passos, são eles: dobramento, rotação da amostra e dobramento no sentido oposto, rotação da amostra novamente e dobramento na direção original e assim por diante. O ângulo após o retorno elástico foi determinado por meio de uma máquina de medição por coordenadas e a dependência destes ângulos no histórico de deformação pôde ser observada.



(a) dobramento



(b) dobramento reverso

Figura 27 - Alguns passos do ensaio de dobramento e dobramento reverso. (Fonte: Gau e Kinzel, 2001)

Na conferência NUMISHEET de 1993, Makinouchi *et al.* (1993) apresentaram um *benchmark problem* bastante comum na indústria automotiva. O ensaio proposto trata da conformação de um canal chapéu por meio do embutimento de chapa (Figura 28). Esse ensaio tem sido amplamente utilizado para estudar o retorno elástico em chapa metálica, pelo fato de representar condições de conformação e perfil de componente bastante realístico. Nesse ensaio a chapa sofre embutimento, com dobramento e desdobração ao passar pelos raios da ferramenta. Esses caminhos de deformação criam um estado de tensões complexo que é responsável pela formação do curvamento de parede (BURCHITZ, 2008).

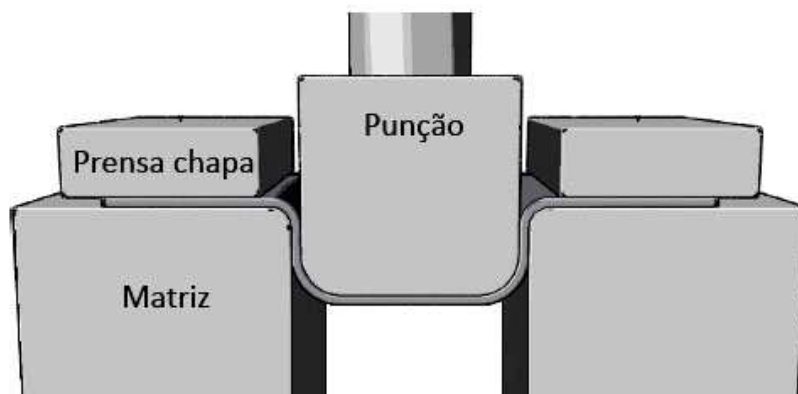


Figura 28 – Esquema da ferramenta de embutimento de canal com perfil chapéu apresentado como “*benchmark problem*” na NUMISHEET 93, (Fonte: Makinouchi *et al.* 1993).

Vários autores utilizaram essa ferramenta com o propósito de analisar a influência de diferentes parâmetros no retorno elástico. Chen *et al.* (2009) realizaram estudos experimentais analisando a influência do raio de ferramenta no curvamento de parede com diferentes aços AHSS de 1 mm de espessura. Os autores concluíram que a mudança angular e o curvamento de parede são mais pronunciados para raios de ferramenta e espessuras menores. Além disso, observaram que raios maiores que 3 mm tem menor influência no retorno elástico. Liu *et al.* (2002) estudaram a variação da aplicação da força de prensa-chapas na tentativa de reduzir o fenômeno do retorno elástico, pois segundo os autores, a correta aplicação da força de prensa-chapas é um dos métodos mais eficazes para resolver o problema. Os autores concluíram que a qualidade da conformação de canais pode ser melhorada aplicando uma força de prensa-chapas que varia de acordo com estágio de deformação. Infelizmente, é uma solução ainda distante de se tornar aplicável na indústria, devido à dependência de alterações nas prensas para aplicar diferentes níveis de carga e em diferentes locais da ferramenta durante a estampagem. Pourboghrat e Chu (1995) apresentaram um modelo capaz de calcular uma correção de deformação ocorrida em chapas dobradas sobre a condição de embutimento. Os autores compararam resultados experimentais com simulações utilizando o aplicativo ABAQUS e verificaram a influência da força de prensa-chapas na produção de deformações que geram curvamento de parede.

Xu *et al.* (2004) utilizaram a ferramenta proposta por Makinouchi *et al.* (1993) para estudar a influência de parâmetros computacionais na simulação do retorno elástico. Os parâmetros estudados são: pontos de integração na espessura, número e tamanho de elemento no malhamento da chapa e velocidade de punção. Os autores estudaram o retorno elástico em um aço de alta resistência com 0.74 mm de espessura, utilizaram 0.129 de coeficiente de atrito, 19.6 kN de força de prensa-chapas e devido a simetria do modelo, apenas uma faixa de 1.67 mm de largura foi analisada. Os autores concluíram que a escolha por poucos ou muitos pontos de integração na espessura podem ser desfavoráveis para uma solução explícita que estuda o retorno elástico. Eles afirmam que para aços de alta resistência, normalmente sete pontos de integração é o valor indicado. São recomendados pelo menos 5 elementos em contato com o raio da ferramenta e a velocidade do punção na simulação não deve exceder 1 m/s.

#### 2.5.4. Variação do módulo de elasticidade

A capacidade de previsão computacional do fenômeno do retorno elástico em aços AHSS é fortemente dependente da correta descrição do comportamento elástico do material no aplicativo de simulação numérica. Em materiais isotrópicos, a descrição do comportamento elástico é feito por meio do módulo de elasticidade e do coeficiente de Poisson do material. Em análises computacionais de conformação de chapas é comum considerar ambos os valores como constantes. Pois de acordo com a clássica teoria elastoplástica, o comportamento elástico durante o descarregamento é semelhante a uma reta de mesma inclinação que a reta formada durante o carregamento, resultando no mesmo valor de módulo de elasticidade (que é a tangente da reta). Entretanto, diversas investigações na literatura revelam que, o comportamento elástico durante o descarregamento varia de acordo com o percentual de deformação plástica. Conforme pode ser observado na Figura 29, a variação no comportamento elástico durante o descarregamento é causada pela sua não linearidade. Nessa região, é calculado o parâmetro que alguns autores chamam de módulo de elasticidade aparente ( $E_A$ ) (Cobo et al. 2009), outros de módulo elástico de descarregamento ( $E_u$ ) (Eggertsen e Mattiasson, 2010), outros de *chord modulus* (Sun e Wagoner, 2011) e alguns simplesmente de módulo de Young (Morestin e Boivin, 1996; e Benito et al., 2005). Independente de como é chamado, ele representa a tangente de inclinação da reta secante, formada pela ligação entre os pontos de tensão máxima e mínima da curva de descarregamento. Neste documento será usado apenas o termo módulo de elasticidade.

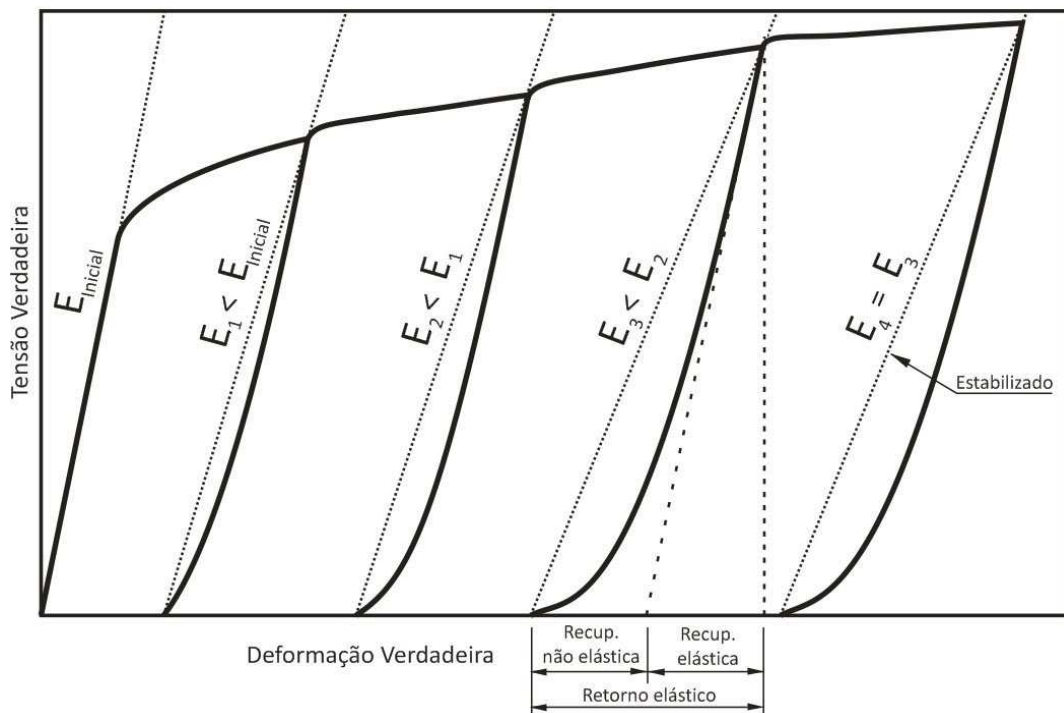


Figura 29 - Variação no comportamento elástico durante o descarregamento de acordo com o percentual de deformação plástica.

A modificação no comportamento elástico de acordo com o percentual de deformação plástica foi apresentada experimentalmente pela primeira vez por Lems (1963) apud Burchitz (2008). O autor usou ensaios de tração para estudar a alteração do módulo de elasticidade do ouro, cobre e prata. Autores como Clevelan e Gosh (2002); Morestin e Boivin (1996); Iwata e Matsui (2001); Thibaud, Boudeau e Gelin (2002); Yang, Akiyama e Sasaki (2004); Yoshida, Uemori e Fujiwara (2002) estudaram a variação do módulo de elasticidade no alumínio. Morestin e Boivin (1996) realizaram estudos experimentais objetivando avaliar a evolução do módulo de elasticidade com deformações plásticas na faixa entre 0% e 15% (tração) e 0% e 5% (compressão). Segundo os autores, esses percentuais são típicos em estampagens industriais. Conforme pode ser observado nas figuras a seguir, o módulo de elasticidade para o aço XC38 teve uma redução em torno de 13% após 4% de deformação em tração (Figura 30) e após 1,5% em compressão (Figura 31). Os autores concluíram que para caracterizar de forma mais efetiva o comportamento elasto-plástico e prever com maior precisão o fenômeno do retorno elástico, é necessário um completo entendimento da evolução do módulo de elasticidade durante deformações plásticas.

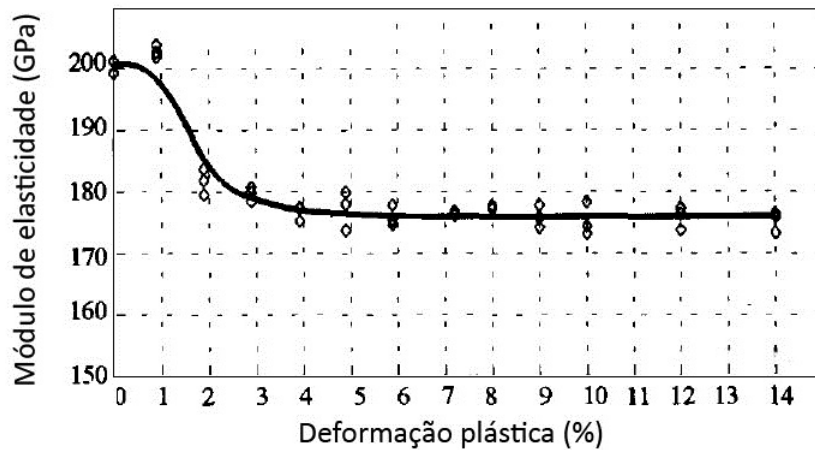


Figura 30 - Módulo de elasticidade versus deformação plástica (tração) para o aço XC38. (Fonte: Morestin e Boivin, 1996).

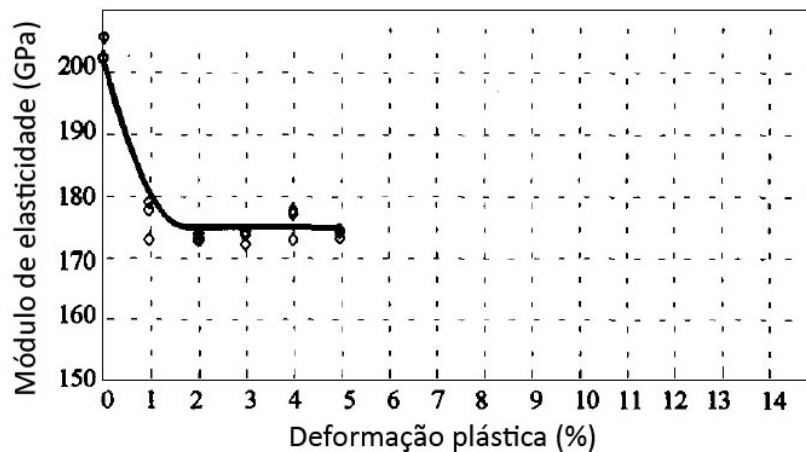


Figura 31 - Módulo de elasticidade versus deformação plástica (compressão) para o aço XC38. (Fonte: Morestin e Boivin, 1996).

Pesquisadores como Cleveland e Gosh (2002), Perez et al. (2005), Yang et al. (2004), Cobo et al. (2009), entre outros, mencionam que movimentações e empilhamentos de discordâncias provocadas por deformação plástica são consideradas as principais causas da variação do módulo de elasticidade durante o descarregamento. Durante a deformação plástica, discordâncias livres movem-se ao longo de planos de escorregamento e facilmente se empilham quando impedidas por solutos, contornos de grão ou outros obstáculos. Esses empilhamentos podem retornar quando a tensão de cisalhamento é retirada durante o descarregamento, levando a uma pequena parcela de deformação não elástica. Mediante a isso,

conforme pode ser observado na Figura 32, a redução do módulo de elasticidade pode ser considerada como uma componente extra, não linear, que somada à recuperação elástica normal, resulta no retorno elástico total (CLEVELAND e GOSH, 2002; TEODOSIU, 2005; WANG *et al.*, 2004; LUO e GOSH, 2003).

Cleveland e Gosh (2002) acrescentam que durante o descarregamento a recuperação elástica linear ocorre devido a contrações nos vínculos atômicos do material e simultaneamente, ocorre a recuperação não linear provocada por deformação microplástica. Dessa forma, o retorno elástico total é descrito como a soma da parte linear e da não linear, conforme Eq. (1).

$$\varepsilon_{\text{retorno elástico}} = \varepsilon_{\text{recup. elástica}} + \varepsilon_{\text{recup. não elástica}} = \sigma_{\mu}/E + \varepsilon_{mp} \quad (1)$$

Onde  $\sigma_{\mu}$  é a tensão uniaxial no início do descarregamento,  $E$  é o módulo de elasticidade, e  $\varepsilon_{mp}$  é o componente de recuperação plástica.

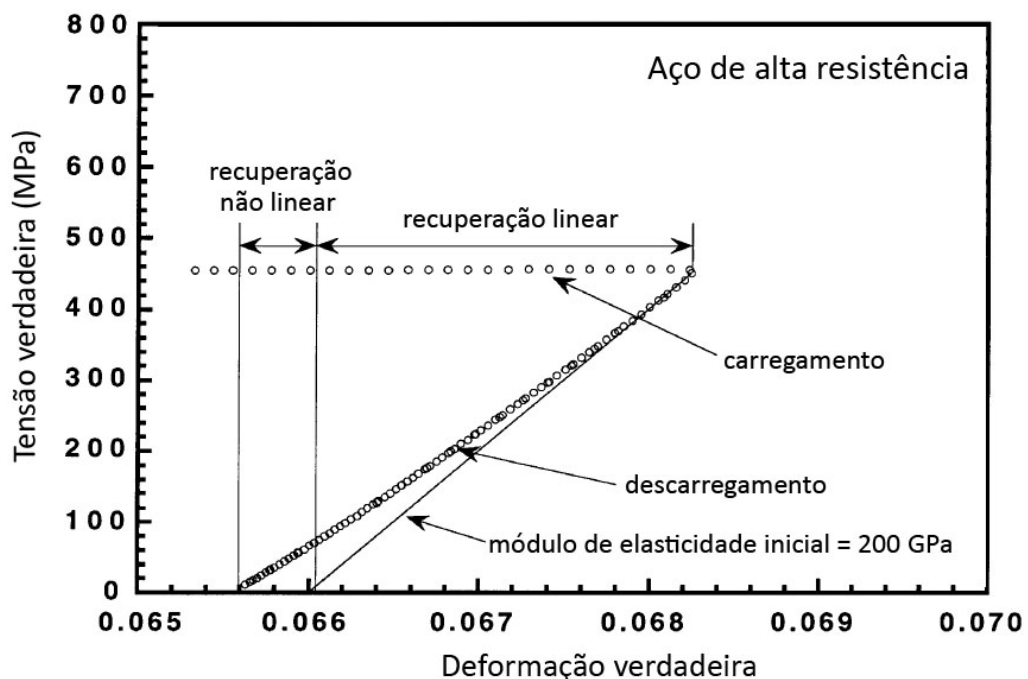


Figura 32 - Efeito não linear da deformação elástica durante o descarregamento. (Fonte: Adaptado de Cleveland e Gosh, 2001)

Placid *et al.* (2008) apresentaram a variação do módulo de elasticidade com a deformação plástica em aços AHSS, tais como o TRIP700, DP600, e também em



aços convencionais como HSLA340 e AISI304. Cobo et al. (2009) estudaram a variação do módulo de elasticidade com a deformação plástica em diferentes graus de aço DP, de DP550/800 até DP1430/1520. O procedimento usado para determinar a variação do módulo de elasticidade é semelhante ao apresentado por Cleveland e Gosh (2002), Benito et al. (2005) e Perez et al. (2005). Corpos de prova foram submetidos a ensaio uniaxial de tração na direção de laminação. Resistores elétricos de alta precisão (*strain gauges*) foram colados na região central dos corpos de prova. Posteriormente, as amostras foram deformadas, passo à passo, de acordo com o seguinte procedimento: Partindo do estado inicial ( $\epsilon = 0\%$ ), o comportamento elástico foi registrado durante o carregamento até que a deformação plástica fosse introduzida, possibilitando que o módulo de elasticidade fosse calculado. Posteriormente, o comportamento elástico foi medido novamente durante o descarregamento, calculando novamente o módulo de elasticidade. Este ciclo foi repetido para grandes deformações até a ocorrência de estricção - ver exemplo similar na Figura 34. Benito et al. (2005) e Perez et al. (2005) realizaram procedimento bastante semelhante, porém, entre cada carregamento o corpo de prova foi deixado em repouso por 48 horas em temperatura ambiente para alívio de parte das tensões residuais.

Os resultados da variação do módulo de elasticidade no descarregamento levantados por Cobo et al. (2009) são ilustrados na Figura 33. As curvas foram divididas em duas seções. A primeira, corresponde à valores experimentais obtidos durante período de alongamento uniforme. Porém, após a ocorrência da estricção, os valores foram estimados. A redução inicial das curvas está de acordo com o reportado anteriormente por Morestin e Boivin (1996); Yoshida et al. (2002); Cleveland e Gosh (2002) e Perez et al. (2005). Para o aço DP 550/800 a estabilização do E ocorreu a baixas deformações, desde  $\epsilon = 0.04$  com valor de 163 GPa. Foi observado que houve diferenças no decréscimo da curva entre os diferentes graus de aço DP testados. Em aços de maior resistência o decréscimo foi menor. Os autores explicam esse fato justificando que movimentação de discordâncias é mais fácil em ferrita com estrutura cristalina CCC do que em martensita. Dessa forma, a deformação microplástica pode ser produzida em maior quantidade quando o percentual de ferrita é maior.

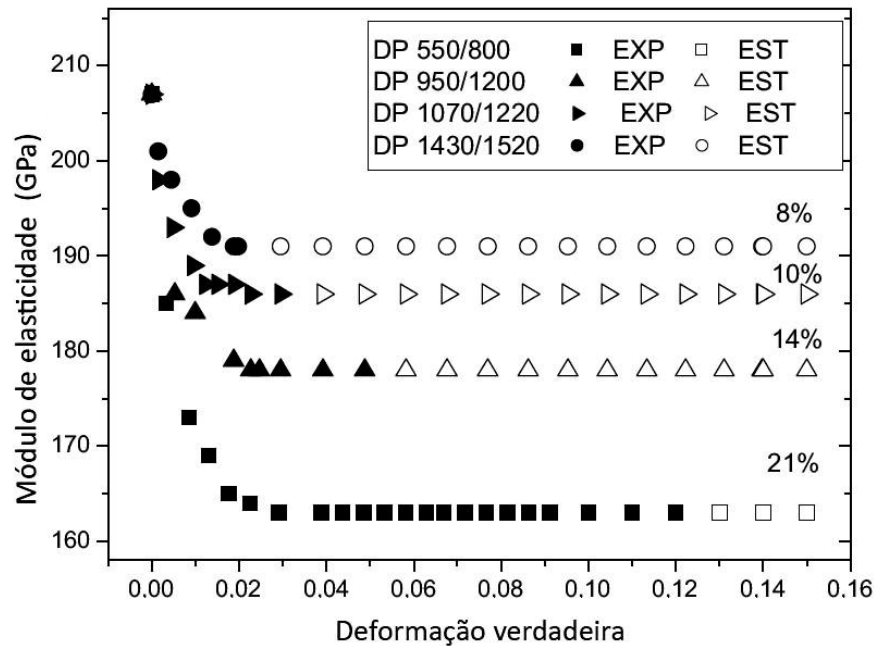


Figura 33 - Variação do módulo de elasticidade versus deformação verdadeira obtida por meio de ensaio uniaxial de tração para diferentes graus de aço DP (Fonte: Cobo *et al.* 2009).

Eggerstsen e Mattisson (2010) analisaram o comportamento elástico do aço DP350/600. Os autores realizaram ensaios de tração em uma máquina de ensaio universal, equipada com extensômetro óptico para a medição da deformação. Amostras com dimensões de 140x20 mm foram carregadas até certo percentual de deformação e então descarregadas. Após a fase de descarregamento o material foi recarregado novamente para um novo nível de deformação plástica e então descarregado. Esse procedimento foi repetido para sete diferentes percentuais de deformação: 1%, 2%, 4%, 6%, 8%, 11%, e 14%, (Figura 34). Para modelar o comportamento no descarregamento do material, é conveniente descrever observações experimentais com equações matemáticas. Diversas equações têm sido propostas. Entretanto, as mais comuns envolvem algum tipo de equações exponencial. Eggerstsen e Mattisson (2010) utilizaram a equação proposta por Yoshida *et al.* (2002):

$$E_u = E_0 - (E_0 - E_A) \cdot (1 - e^{-\xi \cdot \bar{\epsilon}^p}) \quad (2)$$

Onde  $E_0$  é módulo de elasticidade inicial,  $E_A$  é o módulo de elasticidade aparente e  $\xi$  é um parâmetro do material.

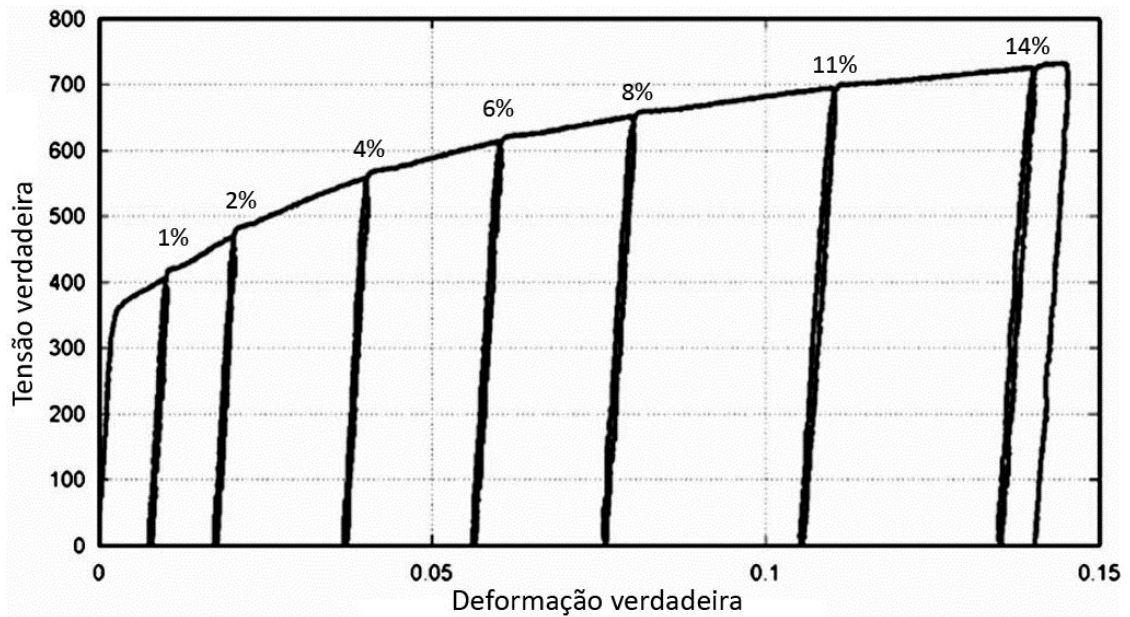


Figura 34 - Curvas de ensaios de tração uniaxial do aço DP600 (Fonte: Eggertsen e Mattiasson, 2010).

Yu (2009) e Fei e Hodgson (2006) investigaram a variação do módulo de elasticidade no aço TRIP. Fei e Hodgson descreveram o decréscimo contínuo no módulo de elasticidade por meio da seguinte equação linear:  $E = 201 - 105\varepsilon$  (GPa).

## 2.6. MODELAMENTO NUMÉRICA

Análise por métodos de elementos finitos (MEF) é uma ferramenta poderosa para a solução de complexas equações lineares ou não lineares que representam processos físicos ou de engenharia. Na área de estampagem de chapas, Andersson (2005) menciona que essas análises têm contribuído muito para a redução de tempo e custos de desenvolvimento de ferramenta de estampagem.

Com relação ao fenômeno do retorno elástico, MEF pode ser uma ferramenta útil para prever a sua ocorrência, assim como investigar soluções para eliminá-lo, diminuí-lo ou compensá-lo. Entretanto, Asgari *et al.* (2007) afirmam que aplicativos de MEF são eficientes para prever com maior precisão o fenômeno do retorno elástico apenas em aços convencionais, e não tem apresentado resultados satisfatórios na previsão com aços AHSS.

Rio *et al.* (2008) acreditam que para alcançar maior precisão em uma análise numérica é necessário descrever corretamente o comportamento do material. Os modelos constitutivos podem ser implementados por meio de sub-rotinas que interagem com aplicativos comerciais de elementos finitos. Normalmente, a introdução de um novo modelo constitutivo em um aplicativo como o ABAQUS, por exemplo, é feita por uma rotina de usuário. Mas interfaces semelhantes podem ser encontradas em outros aplicativos, tais como LS-DYNA<sup>®</sup>, CASTEM<sup>®</sup>, Zebulon<sup>®</sup>, entre outros. As sub-rotinas de usuário são geralmente escritas em Fortran, com uma lista fixa de argumentos de dados de entrada e saída.

A microestrutura diferenciada dos aços AHSS gera durante a deformação plástica um comportamento que ainda não é totalmente conhecido. Por isso a caracterização precisa do comportamento do material no aplicativo de simulação é peça fundamental para o sucesso na previsão do fenômeno do retorno elástico. Mediante a isso, será discutido na sequência, como é feito o modelamento do fenômeno de retorno elástico por meio de MEF. Serão examinados cuidadosamente os seguintes aspectos de uma análise de conformação de chapa: Modelamento do material, condições de contato, tipo de elemento, método de descarregamento e esquema de integração do tempo. Serão apresentadas considerações da literatura, resultados de estudos experimentais e numéricos que foram realizados para avaliar a sensibilidade do retorno elástico a esses diversos assuntos.

### 2.6.1. Equações constitutivas

Segundo Lademo *et al.* (1999) um modelo constitutivos fenomenológico consiste basicamente de um critério de escoamento que representa uma superfície que separa a região elástica e plástica do espaço de tensões, um fluxo potencial que representa um gradiente de direções de deformação plástica e uma regra de encruamento. Uma aproximação comum na teoria dos metais assume que o critério de escoamento e o fluxo de tensões são idênticos, consideração conhecida como regra do fluxo associado.

O modelo de plasticidade considerado nesse estudo tem diferentes critérios de escoamento, mas todos têm regra de fluxo associado e encruamento isotrópico não linear.

## 2.6.2. Comportamento do material

A escolha de um modelo do comportamento elasto-plástico apropriado do material é uma etapa crucial na preparação de um modelo numérico para análise de conformação de chapas metálicas. Geralmente, a modelagem do material pode ser dividida em duas partes: uma que descreve o estado de tensão no escoamento inicial do material (função de escoamento plástico) e uma que descreve o quanto a função do escoamento se desenvolve durante a deformação plástica (lei de encruamento).

### 2.6.2.1. Função de escoamento plástico

Segundo Laurent *et al.* (2009) e Burchitz (2008) a função de escoamento plástico usada em análise numérica é um dos fatores que tem significativa influência no estado interno final de tensões de um componente deformado plasticamente. Estudos numéricos que comparam a eficiência de diferentes critérios de escoamento enfatizam a importância da escolha de uma função de escoamento apropriada para prever com precisão o retorno elástico. Alguns trabalhos sobre esse assunto podem ser encontrados em Carleer *et al.*(1997); Lademo *et al.* (1999); Aretz (2004); Yoon *et al.*(2004); Alves *et al.*(2004); Mattiasson e Sigvant (2004); Berg *et al.*(1998); Gomes *et al.*(2005); Meiders *et al.*(2006) e Laurent *et al.*(2009). Uma função de escoamento pode ser definida como uma superfície no espaço de tensões multi-axiais. Geralmente, na análise de conformação de chapa metálica todos os vetores de tensão fora do plano da chapa são assumidos como zero, e o critério de escoamento é formulado no espaço de tensões planas ou bidimensional.

Segundo Burchitz (2008) critérios simples de escoamento como os de Tresca ou von Mises são apenas aplicados nas análises de problemas acadêmicos, tais como os apresentados por Bahloul *et al.* (2006) e Wang *et al.* (2005). Os seus parâmetros são definidos por meio de ensaio uniaxial de tração e suas funções são

apenas formuladas para descrever o escoamento de materiais isotrópicos. Geralmente, metais se comportam de forma anisotrópica uma vez que suas propriedades mecânicas dependem da escolha da direção dos corpos de prova. Nos últimos anos, muitas funções de escoamento têm sido apresentadas para descrever a anisotropia plástica em chapas metálicas. Exemplos podem ser encontrados na revisão de funções de escoamento plástico anisotrópico realizado por Banabic (2000).

A anisotropia plana em chapa metálica ocorre durante seu processo de fabricação, como resultado de diferentes características da microestrutura do material (BARLAT, 2002). Para calcular precisamente o estado interno de tensões no fim de uma deformação, uma função de escoamento deve ser usada de forma que seja hábil em capturar importantes efeitos anisotrópicos (CARLEER *et al.*, 1997; ARETZ *et al.*, 2004; YOON *et al.* 2004; GENG e WAGONER, 2002). Uma função de escoamento simples, amplamente utilizado e que pode representar o comportamento de alguns materiais com anisotropia planar é a função quadrática de Hill (1948) - conhecida como Hill'48. Alguns trabalhos que usam essa função para descrever o escoamento do material são, Pourboghrat e Chu (1995), Chun *et al.* (2002), Burchitz et a. (2006), Chen e Koç (2007), Firat *et al.* (2008) e Taherizadeh *et al.* (2009). Os parâmetros dessa função de escoamento são determinados por meio de ensaios de tração uniaxial. Segundo Laurent *et al.* (2009) e Geng e Wagoner (2002) a principal desvantagem da função de escoamento de Hill'48 é que ela dá uma descrição imprecisa do escoamento do material de baixo valor de  $r$ , por exemplo, as ligas de alumínio (CARLEER *et al.*, 1997, YOON *et al.*, 2004; BARLAT *et al.*, 2002). Por isso, Barlat *et al.* (1997) afirmam que essa função tem sido muito aplicada para descrever anisotropia plástica principalmente em aços, não sendo uma opção indicada para ligas de alumínio.

Muitas das mais modernas e eficientes funções de escoamento apresentadas na literatura ainda não estão disponíveis em aplicativos de simulação numérica e precisam ser programadas externamente por meio de sub-rotinas. No aplicativo Abaqus<sup>®</sup> a função de escoamento de Von Mises é usada para definir escoamento isotrópico, enquanto a função de escoamento de Hill'48 é usada para definir um escoamento anisotrópico.

### 2.6.2.2. Modelo de encruamento

Segundo Burchitz (2008) a precisão na previsão do retorno elástico é fortemente dependente do modelo de encruamento usada na análise numérica. O modelo de encruamento descreve a evolução da superfície de escoamento inicial do material, fazendo com que essa superfície possa mudar de tamanho, posição e até mesmo a forma devido a deformação plástica corrente. Um aumento uniforme da superfície de escoamento pode ser modelado com o encruamento isotrópico (*Isotropic hardening*). Neste caso, o centro da superfície é fixo e seu formato permanece inalterado, mas a superfície expande. Uma mudança na superfície de escoamento, sem qualquer mudança na forma ou tamanho pode ser modelado usando um encruamento cinemático (*kinematic hardening*).

Uma mudança na forma da superfície de escoamento é causada pela evolução da textura cristalográfica durante a deformação, resultando em mudanças na anisotropia do material. Esta anisotropia causada por deformação pode ser descrita usando modelos fenomenológicos (KRASOWISKY *et al.*, 1998) ou modelos policristalinos que são capazes de prever a rotação de grãos individualmente. No entanto, uma modelagem completa da anisotropia induzida por deformação pode consumir muito tempo computacional (YOON *et al.* 2004; HIWATASHI *et al.*, 1997). Portanto, na conformação de chapa metálica, a fim de simplificar a análise, é assumido normalmente que a alteração das propriedades anisotrópicas que ocorrem durante a conformação plástica é pequena e insignificante quando comparado com a anisotropia inicial do material (YOON *et al.* 2004).

Os modelos simples de encruamento não podem descrever com precisão o comportamento do material sob variação na trajetória de deformação. Em geral, na conformação de chapa metálica um ponto do material pode seguir uma trajetória de deformação não constante durante a deformação. Van e Boogaard (2007) realizaram ensaios ortogonais e reversos com aço livre de intersticial (*interstitial free*) DC06, usando uma máquina de ensaio biaxial. No ensaio reverso o material foi submetido a uma deformação de cisalhamento simples de sinal oposto. Os resultados ilustraram que o material apresenta fases típicas do efeito Bauschinger: reescoamento inicial, suave transição elásto-plástica e encruamento estagnado que aparece após o recomeço do encruamento do material quando carregado no sentido inverso. Um

exemplo disso pode ser visto em Yoshida e Uemori (2003). Alguns materiais também podem apresentar amolecimento permanente durante o carregamento reverso (YOSHIDA *et al.*, 2002; YOSHIDA e UEMORI, 2003). Nos ensaios ortogonais a amostra é carregada primeiramente na direção de tração e depois na direção de cisalhamento. Se a alteração na trajetória de deformação for feita gradualmente a tensão de cisalhamento também converge gradualmente para o valor obtido no ensaio simples de cisalhamento. Por outro lado, uma mudança abrupta na direção faz com que a tensão de cisalhamento aumente rapidamente para um valor maior que o anterior antes de cair.

Para garantir uma previsão mais precisa do fenômeno de retorno elástico em chapa metálica é necessário o uso de modelos de encruamento que sejam capazes de descrever os efeitos das mudanças de trajetória na deformação (LI *et al.*, 2002; GAU e KINZEL, 2001; WAGONER e GENG, 2002; YOSHIDA e UEMORI, 2003).

Muita atenção tem sido tomada na produção científica com os modelos de encruamento fenomenológica que podem descrever os fenômenos mais importantes que ocorrem durante o carregamento reverso. Os primeiros modelos anisotrópicos de encruamento, por exemplo, o modelo de encruamento cinemático não linear multi-superfície proposto por Mroz (1981), o modelo de duas superfícies de Krieg (1975) e o modelo de encruamento cinemático não linear de Frederico e Armstrong (1996), tinham algumas limitações e não podiam descrever totalmente o efeito Bauschinger em metais (GENG *et al.*, 2002; RISTINMAA, 1995). Desenvolvimentos posteriores foram mais bem sucedidos. Por exemplo, com base no modelo de Mroz, Gau e Kinzel (2001) propuseram um modelo de encruamento, que leva em conta o efeito Bauschinger e é capaz de prever com precisão o retorno elástico em chapa de alumínio quando sofre complicadas trajetórias de deformação.

O conceito básico do modelo de Frederico e Armstrong foi estendido por vários autores com objetivo de melhorar a modelagem, incorporando fenômenos adicionais observados experimentalmente e contemplar casos de carregamentos mais complexos (WAGONER e GENG, 2002; JIANG e KURATH, 1996; GENG *et al.*, 2002; CHABOCHE 1986; CHUN *et al.*, 2002ab). Huetink *et al.* (1995) e Yoshida *et al.* (2002a, 2002b e 2003) propuseram modificações do modelo de encruamento de duas superfícies desenvolvido por Krieg. O modelo de Yoshida Uemori descreve todos os recursos do efeito Bauschinger, incluindo a estagnação do encruamento, sendo



capaz também de descrever com precisão a dependência da taxa de deformação de encruamento cíclico (YOSHIDA *et al.*, 2002b). Os modelos fenomenológicos discutidos acima não são capazes de descrever os efeitos de carregamentos ortogonais. A expansão destes modelos para descrever, por exemplo, a extrapolação da tensão não é prática, uma vez que levaria a formulações mais complexas, com parâmetros de materiais extras que devem ser identificadas (HIWATASHI *et al.*, 1997).

Modelos de encruamento anisotrópicos baseados em deslocamento são mais adequados para descrever os fenômenos observados durante as mudanças de trajetória na deformação. Um modelo fisicamente baseado proposto por Teodosiu pode ser usado em uma macro-escala, com algumas das funções de escoamento mencionadas (TEODOSIU e HU, 1995; HADDADI *et al.*, 2006). Para definir o modelo de 13 parâmetros do material são necessários múltiplos ensaios experimentais. Este modelo de encruamento é capaz de descrever o efeito Bauschinger, estagnação do encruamento e o amolecimento permanente.

Segundo Burchitz (2008) as principais desvantagens dos modelos fisicamente baseados é o grande número de parâmetros do material e os consideráveis custos computacionais que são necessários para obter uma descrição confiável de encruamento do material. No entanto, esses modelos, quando usados em combinação com funções avançadas de escoamento, podem garantir uma descrição mais precisa do comportamento do material e pode fornecer uma melhor previsão do estado final da conformação.

### 2.6.3. Sub-rotina de usuário

O comportamento de um material ou de uma variável pode ser modificado durante a simulação com o aplicativo ABAQUS por meio de uma sub-rotina de usuário. O comportamento do material é geralmente modificado usando a sub-rotina UMAT (para o ABAQUS/Standard) e VUMAT (para o ABAQUS/Explicit) enquanto que a modificação e criação de dependência de variáveis podem ser feitas usando a sub-rotina USDFLD (para o Abaqus/Standard) e VUSDFLD (para Abaqus/Explicit). A USDFLD permite que campos de variáveis sejam definidos para um ponto do material

em função do tempo, da direção do material ou de qualquer outro parâmetro listado na seção 4.2.1 “*Abaqus/Standard output variable identifiers*” (ABAQUS, 2009).

Sub-rotinas de usuário podem ser incluídas em um modelo computacional durante o procedimento de execução do Abaqus. Para isso, basta especificar o nome de um arquivo fonte escrito em linguagem de programação Fortran ou orientado a objeto (C/C++) que contenham a sub-rotina, um exemplo é apresentado na Figura 35.

Antes de chamar uma sub-rotina USDFLD, o valor do campo variável no ponto do material é calculado por interpolação dos valores definidos nos nós. Quaisquer alterações do campo variável na sub-rotina de usuário ocorre localmente para o ponto do material: o campo nodal variável retém o valor definido como condição inicial, campo variável pré-definido, ou em uma sub-rotina UFIELD. O valor do campo variável definido nessa sub-rotina é usado para calcular o valor da propriedade do material que é definida dependente no campo variável e são passadas dentro de outra sub-rotina que é chamada dentro da sub-rotina no ponto do material. O acesso ao valor no ponto do material no início do incremento é feito por meio da rotina utilitária GETVRM. O valor no ponto do material é obtido chamando GETVRM com a variável de saída apropriada. O valor é gravado em matrizes: ARRAY, JARRAY, e FLGRAY para pontos flutuantes, inteiros e caracteres, respectivamente.

```

SUBROUTINE USDFLD (FIELD, STATEV, PNEWDT, DIRECT, T, CELENT,
1 TIME, DTIME, CMNAME, ORNAME, NFIELD, NSTATV, NOEL, NPT, LAYER,
2 KSPT, KSTEP, KINC, NDI, NSHR, COORD, JMAC, JMATYP, MATLAYO, LACCFLA)
C
C   INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
C
CHARACTER*80 CMNAME, ORNAME
CHARACTER*3  FLGRAY(15)
DIMENSION FIELD(NFIELD), STATEV(NSTATV), DIRECT(3,3),
1 T(3,3), TIME(2)
DIMENSION ARRAY(15), JARRAY(15), JMAC(*), JMATYP(*), COORD(*)
{
Espaceo para progamação do campo variável (FIELD) e outros, conforme necessidade
}
RETURN
END

```

Figura 35 - Interface da sub-rotina de usuário USDFLD

#### 2.6.4. Tipo e tamanho de elemento

Quando a análise por MEF é aplicada em um modelo matemático, o volume do modelo é espacialmente descrito por meio da sua divisão em uma malha de elementos finitos. A descrição espacial é uma aproximação da geometria do problema e, além disso, uma fonte de erro em potencial. O erro dessa representação depende da interpolação natural do elemento assim como de alguns detalhes da sua formulação. Geralmente, o erro pode ser reduzido usando mais elementos, desde que isto aumente o número de graus de liberdade do modelo. Um número maior de elementos é geralmente necessário para descrever com maior precisão uma geometria complexa. Em conformação de chapa metálica é comum encontrar um alto gradiente de tensões em regiões de mudanças abruptas na geometria, tal como, nos raios da ferramenta, o que exige uma maior quantidade de elementos nessas regiões. No caso de simulações do fenômeno de retorno elástico Burchitz (2008) menciona que resultados precisos só podem ser obtidos se o refinamento da malha da chapa for escolhido corretamente. Trabalhos da literatura apontam que nesses casos são requeridos mais nós nas regiões de raio de ferramenta do que em análises convencionais de conformação (LI *et al.*, 2002; MEINDERS *et al.*, 2006; PARK e OH, 2004).

Li *et al.* (2002) e Burchitz (2008) afirmam que para simular o fenômeno de retorno elástico com precisão é recomendado um nó a cada 5 graus de ângulo rotação sobre o raio da ferramenta, diferente dos 10 graus recomendados para conformações convencionais. Ou seja, para dobrar uma região da chapa sobre um raio de ferramenta com 90 graus de abertura angular é recomendado que na região de dobramento da chapa tenha no mínimo 18 elementos. Um pequeno número de elementos pode criar a situação onde a superfície dobrada se torne um tanto quadrada, formada por segmentos de reta ou planos. Uma malha com essa irregularidade pode influenciar na quantidade do retorno elástico (MONTMAYEUR e SATUB, 1999, apud BURCHITZ, 2008) e levar a uma drástica variação nas condições de contato e deteriora o comportamento de convergência da simulação (MEINDERS *et al.* 2006).

A seleção do tipo de elemento adequado também é muito importante para a modelagem correta por MEF. Dependendo do problema e da geometria do

componente de chapa metálica, diferentes tipos de elementos podem ser usados para descrevê-la (Figura 36).

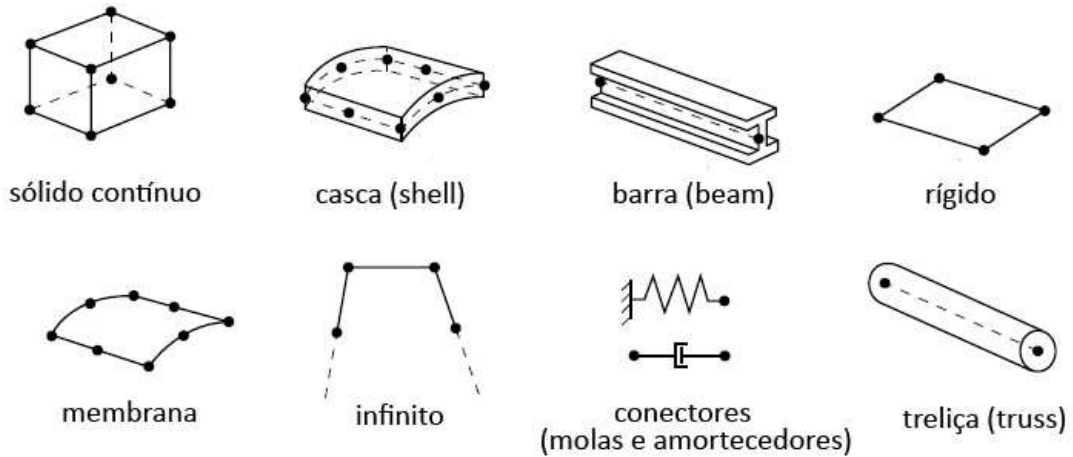


Figura 36 - Família de elementos comumente usados em simulações (Fonte: Abaqus, 2009)

Pesquisadores como Li *et al.* (2002); Gan e Wagoner (2004); Wang *et al.* (2005); Lee *et al.* (2007) e Burchitz (2008) utilizaram elementos quadriláteros do tipo casca com quatro nós e integração reduzida (S4R) em estudos do retorno elástico. Segundo Burchitz (2008) elementos do tipo casca são comumente usados em simulações de conformação de chapas devido à maior rapidez computacional que ele garante. Esse tipo de elemento é baseado em diferentes teorias de dobra de chapas que são aplicáveis às situações em que a espessura do material é consideravelmente menor do que as demais dimensões. As teorias supõem que ao dobrar uma placa ou chapa, um estado plano de tensão ocorre e que a geometria da chapa é representada pelo plano médio. Uma vez que apenas o plano médio da chapa é malhado a quantidade de graus de liberdade individual pode ser reduzida significativamente. Em alguns casos, para acelerar o tempo de análise, um problema totalmente tridimensional (3D) é representado por um modelo que utiliza a deformação de elementos em um plano 2D.

A representação da chapa em plano médio por meio de elementos casca requer a definição de uma determinada quantidade de pontos de integração na espessura. Esse assunto será abordado com mais detalhes no decorrer do texto.

É importante salientar que as formulações tradicionais de elementos tipo casca são baseadas em suposições de que o estado de tensão plana prevalece e as

deformações no plano são distribuídas de forma linear em toda a espessura. É discutível se estas suposições são satisfeitas em todo o processo computacional (LI *et al.*, 1999; MUTHLER *et al.*, 2004; ALVES e MENEZES, 2001; MENEZES e TEODOSIU, 2000; XIA, 2001). Por exemplo, uma teoria da casca não é aplicável em situações em que o raio da ferramenta é comparável à espessura da chapa. Li *et al.* em (1999) realizaram um estudo numérico usando um ensaio de dobramento com estiramento. Concluiu-se que, para o estudo do retorno elástico, se a relação raio de dobra/espessura da chapa ( $R/t$ ) for inferior a 5, é necessário elementos sólidos, pois existe um estado de tensão totalmente tridimensional (3D). Esses elementos podem calcular com precisão os gradientes de tensão na direção da espessura, bem como a evolução da espessura da chapa, durante uma simulação (LI *et al.*, 1999; XIA, 2001).

A relação entre as dimensões do elemento no plano e na direção da espessura da chapa deve ser pequena o suficiente para evitar a deterioração da matriz de rigidez (MENEZES e TEODOSIU, 2000). Portanto, a grande desvantagem de elementos sólidos é o enorme tempo computacional e consumo de memória necessária para realizar a simulação (CARLEER, 1997; BOOGAARD, 2002). Segundo Xia *et al.*, 1998, para diminuir esses problemas, pode-se usar refinamento em que elementos sólidos são empregados em regiões da chapa que possam experimentar um estado de tensão totalmente 3D, e elementos de casca no restante da chapa. Uma solução recente que se mostra mais prática é usar formulações de elementos de casca-sólida que apresenta excelente desempenho na análise de retorno elástico, ver, por exemplo, (LU *et al.*, 2006; ALVES de SOUSA, 2007).

#### 2.6.5. Descrição de contato

Outro fator importante que influencia os resultados de uma simulação de retorno elástico é a descrição de contato entre a chapa e a ferramenta. Atzema (1994) menciona que em análise de conformação de chapas metálicas as condições de contacto são geralmente descritas com base nas seguintes considerações: O material não pode penetrar a ferramenta, e se houver contato, a folga entre material e a ferramenta deve ser zero; e em caso de não contato, não deve haver forças de contato atuando entre chapa e ferramenta.

A fim de obter o estado de tensões preciso no final da deformação, é importante evitar penetração artificial ou forças de contato incorretas durante a simulação. O método de multiplicadores de Lagrange (*Lagrange multiplier method*) e o método de penalidade (*penalty method*) são os principais métodos usados para definir as condições de contacto em uma formulação de elementos finitos. Uma extensa descrição de ambos os métodos pode ser encontrada em (CARLEER, 1997; ATZEMA, 1994; KLOOSTEMAN, 2002).

De acordo com o método de Lagrange as condições de contato sem penetração são aplicadas corretamente, mas à custa de graus de liberdade extra. No caso do método de penalidade, as condições sem penetração são fragilmente forçadas e a penalidade é vista como um contato rígido. Haverá sempre uma pequena quantidade de penetração a menos que uma rigidez infinita seja definida. No entanto, altos valores de rigidez de contato não são recomendadas, uma vez que tem efeito desestabilizador sobre o comportamento de convergência da simulação. Ambos os métodos são igualmente empregados com frequência em simulações de chapas (VREEDE *et al.* 1995; LI *et al.* 1999). Ao usar o método de penalidade, o valor da rigidez de contato deve ser cuidadosamente escolhido, pois pode ter um efeito considerável na quantidade de retorno elástico (MEINDERS *et al.*, 2006).

Para demonstrar essa influência, Burchitz (2008) realizou diversas simulações de dobramento cilíndrico usando o aplicativo de MEF Dieka®. O ângulo de retorno elástico foi medido para diferentes valores de rigidez de contato. Nos resultados foi observado que variando este parâmetro de contato, pode ser obtida uma diferença de 2 graus no ângulo de dobramento final. O autor menciona que utilizando baixos valores de rigidez de contato aumenta a profundidade de penetração e modifica os parâmetros geométricos reais do problema. Isso explica a diferença no ângulo conformado e posteriormente, no ângulo após retorno elástico.

Uma descrição adequada do atrito também é importante para a previsão do estado de tensão final de uma peça conformada. O modelo de Coulomb é comumente usado em simulações assumindo um coeficiente de atrito constante. Porém, segundo Carleer (1997) isso não corresponde inteiramente à realidade. O coeficiente de atrito depende das condições de contato local, que diferem para cada contato entre chapa e ferramenta. Para uma precisa previsão de retorno elástico é recomendado usar um modelo de atrito mais avançado, por exemplo, o modelo de

Stribeck, em que o coeficiente de atrito depende da pressão e viscosidade de um lubrificante entre as superfícies de contato, a velocidade da ferramenta e a rugosidade da superfície. Porém, esse modelo não está disponível nos principais aplicativos comerciais de simulação numérica.

Burchitz (2008) investigou a sensibilidade do retorno elástico à variação do coeficiente de atrito. Um conjunto de simulações foram realizadas variando o coeficiente de atrito de 0 à 0.2. O autor observou que a magnitude do retorno elástico é muito sensível ao coeficiente de atrito escolhido.

Conforme já mencionado anteriormente, muitos trabalhos na literatura utilizam para estudo do retorno elástico a ferramenta e os parâmetros proposto por Makinouchi *et al.* (1993). Nesse *benchmark* é recomendada uma descrição de contato por penalidade e o valor de atrito é de 0.144. Zhang *et al.* (2007) e Chen e Koç (2007) utilizaram essa ferramenta para estudarem a influência de diversos parâmetros computacionais e de processo no retorno elástico. Zhang *et al.* estudaram coeficientes de atrito entre 0.1 e 0.3 e observaram que quando maior o coeficiente de atrito entre chapa e punção maior a mudança angular na parede ( $\theta_1$ ). Chen e Koç estudaram a combinação de vários parâmetros e sua influência no retorno elástico do aço DP. Os autores concluíram que para uma força de prensa-chapas em torno de 14 kN, um valor de coeficiente de atrito de ( $\mu=0.15$ ) é recomendado para prever com maior precisão a ( $\theta_1$ ), um valor de ( $\mu=0.1$ ) é recomendado para ( $\theta_2$ ) e um valor de ( $\mu=0.05$ ) é recomendado para o ( $\rho$ ).

#### 2.6.6. Método de descarregamento

Geralmente, cada simulação do fenômeno de retorno elástico em conformação de chapa compreende duas etapas principais: carregamento (conformação inicial do produto) e descarregamento (retorno-elástico). Dois diferentes métodos são utilizados para simular a etapa de descarregamento. Liberação instantânea da ferramenta é o método comumente utilizado industrialmente, devido à sua rapidez computacional. Ao usar esse método é calculada em um incremento uma mudança da forma da chapa durante o descarregamento. Todas as forças de contato são instantaneamente removidas transformando em forças internas residuais que são

então reduzidas a zero. A resposta do material é calculada com base no pressuposto de deformações totalmente elástica do modelo (MEINDERS *et al.*, 2006; HU, 1999; KARAFILIS e BOYCE, 1996). Às vezes, esse incremento é subdividido em sub-incrementos para evitar instabilidades numéricas. Por outro lado, pode ser utilizado um método de descarregamento gradual da ferramenta. Este método pode ser visto como conformação inversa, durante a qual o carregamento é invertido e as ferramentas são progressivamente recolhidas. Embora este método seja mais realista, devido as forças de contato estarem presentes durante a etapa de descarregamento é menos popular porque é computacionalmente onerosa (LI *et al.*, 2002; PAPELEUX e PONTHOT, 2002; MEINDERS *et al.*, 2006; ZHANG e HU, 1998; JOANNIC e GELIN, 1999).

Yuen (1990) e Tang (1987) estudaram o esquema de descarregamento e verificaram a sua influência na precisão da previsão do retorno elástico. Burchitz (2008) estudou a influência do método de descarregamento usando dois componentes, um com liberação imediata da ferramenta e um com liberação gradual. Em uma rodada de experimentos o coeficiente de atrito foi ajustado para zero e na outra, o atrito foi incluído na análise. Todos os outros parâmetros de simulação foram deixados inalterados e o estudo numérico foi realizado no programa Abaqus® FE/Standard. O autor observou que não houve diferença entre os dois métodos de descarregamento na situação sem atrito. No entanto, com o atrito incluído a diferença pode variar até 2 graus. A razão por trás dessa diferença está na presença de forças de atrito tangencial, que atuam entre a chapa e ferramenta. Logo após o procedimento de descarregamento gradual é iniciado, o atrito entre o punção e chapa causa forças tangenciais em direção ao centro da chapa. Durante a deformação, altas tensões compressivas se desenvolveram em algumas partes do flange e, portanto, ela tende a ondular o flange quando o carregamento externo é removido. O autor concluiu que o método de liberação instantânea da ferramenta não é uma boa opção para este tipo de problema. Por outro lado, quando se usa uma ferramenta de liberação gradual, as instabilidades de ondulação e enrugamento são controladas pelo movimento do prensa-chapas, portanto, a forma esperada do produto pode ser obtida com maior precisão.



### 2.6.7. Esquema de tempo de integração

Algoritmos explícito dinâmico e implícito estático são os procedimentos mais comuns usados em simulação de conformação de chapa metálica. Uma vez que os processos de conformação metálica são relativamente lentos, muitas vezes são considerados como quase-estático o que significa que os efeitos da inércia são negligenciados. Nesses casos, para simular o processo de conformação pode ser usado um procedimento por elementos finitos de forma implícita estática. As variáveis de estado que satisfazem o equilíbrio durante cada passo incremental são encontrados de forma iterativa, usando, por exemplo, o método de Newton-Raphson. Desta forma, as condições de equilíbrio são verificadas a cada incremento de tempo, levando a resultados mais confiáveis. As principais desvantagens dos métodos implícitos são a dificuldade em encontrar a solução convergente em um incremento de tempo e rápido aumento do tempo computacional (YANG *et al.*, 1995; BOOGAARD *et al.*, 2003).

Segundo Burchitz (2008) essas desvantagens podem ser superadas usando método dinâmico explícito. No método explícito, os efeitos da inércia são considerados e a atualização de variáveis de estado pode ser feita em qualquer passo de tempo (*time step*) sem que haja a resolução de um sistema de equações. Como resultado, esse procedimento de MEF não sofre problemas de convergência. Além disso, em comparação com os métodos implícitos, os requisitos de memória são menores, em alguns casos, a solução final pode ser obtida mais rapidamente. A principal desvantagem dos métodos explícitos é a necessidade de utilização de passos de tempo muito pequeno durante o processo de solução (BELYRSCHKO *et al.*, 2000). Para minimizar esse problema, alguns utilizam escala de massa (*mass scaling*) para aumento da velocidade, entretanto, ela pode atuar negativamente no resultado.

Resultados precisos têm sido relatados após o uso de apenas análise explícita em ambas as etapas (conformação e descarregamento) (LI *et al.* 1999; YANG *et al.*, 1995; JUNG, 2002), ou apenas análise implícita (MEINDERS *et al.*, 2006; LI *et al.*, 1999; HU, 1999). Porém, Focellese *et al.* (1998) e Narasimhan e Lovell (1999) afirmam que a escolha do esquema de integração tem grande influência no resultado de simulação do retorno elástico. Em 1999, Park *et al.* (1999) e Valente e

Traversa (1999) tentaram unir simulações de conformação dinâmica explícita a simulações estáticas implícitas no resultado do retorno elástico. Os autores observaram que esta técnica é muito efetiva para a simulação de retorno elástico. Atualmente, diversas pesquisas sobre retorno elástico são feitas utilizando essa técnica. Burchitz (2008) faz as seguintes observações que podem ser úteis para a escolha do algoritmo de tempo de integração:

- Devido às adaptações artificiais do modelo (escala de massa ou ferramenta de aumento da velocidade) a precisão do esquema explícito dinâmico tem maior extensão do que métodos implícitos (LI *et al.*, 1999; BOOGAARD *et al.*, 2003). Se os efeitos dinâmicos não são suficientemente reprimidos, a chapa pode começar a oscilar durante o descarregamento e sua forma final pode ser difícil de obter (PAPELEUX e PONTHOT, 2002). Por outro lado, a escala de massa excessiva pode levar a um estado de tensão incorreto após a deformação e a uma forma irreal do componente após o retorno elástico (HU, 1999; OLIVEIRA *et al.*, 2002);
- Se o passo do retorno elástico é modelado com a ferramenta de liberação instantânea, não é prático utilizar o procedimento de solução dinâmica explícita. O método estático implícito com seus grandes passos de tempo é muito mais eficiente computacionalmente nessa situação (PAPELEUX e PONTHOT, 2002; FINN *et al.* 1995; LEE e YANG, 1998; NARASIMHAN e LOVELL, 1999). Além disso, Boogaard, 2003 afirma que usar o procedimento explícito dinâmico para simular o retorno elástico pode gastar o mesmo tempo computacional gasto na etapa da conformação.
- Se o método de descarregamento gradual for utilizado durante a etapa de retorno elástico, alteração nas condições de contacto pode ter um efeito negativo sobre o comportamento de convergência da análise estática implícita. Pode ser necessário o uso de algumas técnicas de estabilização numérica para diminuir o tempo total computacional;
- Devido ao tempo computacional e exigências de memória extremamente elevada, pode não ser possível utilizar análise por MEF estático implícito em combinação com um compilador (*solver*) direto em simulações de grandes modelos 3D (BOOGAARD, 2003);

- Técnicas de estabilização numérica automática são frequentemente utilizadas para controlar o comportamento de convergência de códigos implícitos estáticos. Para uma análise precisa do retorno elástico, sua utilização deve ser minimizada, pois podem ter um efeito significativo sobre a alteração da forma durante o descarregamento (MEINDERS *et al.*, 2006).

Diversos algoritmos que combinam as vantagens de ambos os esquemas de tempo de integração têm sido propostos. Van Den Boogaard *et al.* (2003) desenvolveram um procedimento de solução eficiente para análise por MEF de operação de conformação de chapas. O método é baseado no esquema implícito que garante resultados precisos devido à busca pelo equilíbrio. Termos dinâmicos são introduzidos no código, que tem um efeito estabilizador sobre o comportamento de convergência de uma simulação. Além disso, incluir os efeitos de inerciais ajuda a fazer um uso eficaz de compiladores iterativos na análise. Como resultado, torna-se possível usar o esquema implícito nas simulações de grandes modelos 3D. Outra abordagem interessante foi originalmente proposta por Jung (1998) e, posteriormente aperfeiçoada por Noels (2004) que consiste em fazer com que ambos os métodos disponíveis no mesmo código de MEF sejam capazes de alternar automaticamente entre eles dentro de uma simulação (NOELS, 2004).

#### 2.6.8. Pontos de integração na espessura da chapa

De acordo com Banabic (2009) o esquema de integração e o número de pontos de integração na espessura da chapa (NIP) são tópicos essenciais em simulação de retorno elástico. A magnitude do retorno elástico depende do momento de flexão que por sua vez depende da distribuição de tensões através da espessura da chapa. Os elementos do tipo casca requerem integração numérica de tensão e deformação através da espessura da chapa a fim de obter os momentos de flexão e a força de tração, o que irá inevitavelmente introduzir um erro numérico nos resultados de simulação. Algumas considerações sobre esse erro causado pela escolha do NIP nos resultados de simulação de retorno elástico podem ser visto em Wagoner e Li (2005).

Li *et al.* (2002) afirmam que em simulações convencionais de conformação são necessários de 5 à 9 pontos de integração na espessura para elementos do tipo casca ou barra. Porém, para análises de retorno elástico com erro numérico de até 1% são necessários até 51 pontos, ou até entre 15 e 25 dependendo da relação  $r/t$ . Entretanto, esses autores vêm sendo constantemente contrariados em diversos estudos publicados nos últimos anos. Andersson e Holmberg (2002) não encontrou diferença no resultado de retorno elástico entre 3-10 pontos de integração. Yamamura *et al.* (2002) afirma que 7 e 15 pontos de integração são adequados. Yao e Liu (2002) recomendam 7 pontos de integração para minimizar a sensibilidade. Nguyen *et al.* (2004) recomendam 9 para maior precisão. Xu *et al.* (2004) menciona que 7 pontos de integração apresentou maior precisão no resultado do que 3, 5 ou 11. Lajarin *et al.* (2012) estudaram a influência do NIP na simulação de embutimento do aço DP350/600. Os autores estudaram uma faixa de NIP 3 até 31 e verificaram que após 5 pontos de integração na espessura os resultados tenderam a se estabilizar, variando em torno de  $0.5^\circ$  no  $\theta_1$  e  $\theta_2$ . Banabic (2009) também estudou diferentes quantidades de NIP e afirmou que NIP de 3 é insuficiente, com NIP maior que 5 o resultado começa a se estabilizar e melhora após NIP de 9. O valor padrão definido nos aplicativos comerciais Abaqus® e Pam-Stamp® é 5 pontos de integração, enquanto 9 é o recomendado para o LS-Dyna e 11 para o AutoForm®.

Como pode ser visto, existem muitos trabalhos na literatura que tratam diretamente da influência do NIP na simulação do retorno elástico ou que definem um determinado valor de ponto de integração para estudar a influência de outros parâmetros. Essa incoerência observada na literatura sobre a definição adequada do NIP mostra que o assunto ainda não está totalmente esclarecido na simulação do retorno elástico.

#### 2.6.9. Velocidade de punção

Durante cada etapa de simulação é atribuído um período de tempo para a análise. Esse tempo é muito útil para definição de amplitudes durante a análise, que podem ser utilizados para determinar a variação de cargas, velocidade, temperatura e outros parâmetros. O valor padrão do período de tempo no aplicativo Abaqus é 1, ou

seja, o tempo varia de 0.0 à 1.0 ao longo do passo de simulação. Os incrementos de tempo em cada análise são simplesmente frações do período total de cada passo da simulação (ABAQUS, 2009).

Em simulação de conformação de chapas é necessário definir uma velocidade virtual para o deslocamento do punção, e isso é feito definindo no aplicativo de simulação um período de tempo em que esse deslocamento vai ser completado e com qual amplitude. Por exemplo, para deslocar 1 m um punção com uma velocidade de 1 m/s deve ser definido um período de tempo de 1.

Geralmente, objetivando diminuir o tempo gasto nas simulações a velocidade no deslocamento do punção é aumentada. Porém, de acordo com Xu *et al.* (2004) velocidades de punção muito grande aumentam o efeito dinâmico na simulação, porque estampagem é um processo estático ou quasi-estático, mas por outro lado, baixas velocidades aumentam o tempo de simulação. Os autores utilizaram o modelo de embutimento proposto por Makinouchi *et al.* (1993) para estudar a influência das velocidades de punção de 1, 5 e 10 m/s no resultado do retorno elástico. Os resultados apontaram que em simulação de retorno elástico a velocidade do punção não deve exceder 1 m/s. Firat *et al.* (2007) também analisaram as velocidades de punção no resultado do retorno elástico. Nesse caso foram 1, 4 e 10 m/s associadas a três diferentes tamanhos de elementos. Os autores observaram uma considerável influência dessas variáveis nos resultados do retorno elástico.

### **3. METODOLOGIA E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL**

#### **3.1. INTRODUÇÃO**

A metodologia apresentada a seguir tem o objetivo de investigar experimentalmente e computacionalmente o retorno elástico. O fluxograma ilustrado na Figura 37 representa esquematicamente as principais etapas do trabalho.

A primeira parte (seção 3.3) trata dos experimentos práticos que consiste na construção de uma ferramenta para ensaios de embutimento. Diferentes parâmetros da ferramenta e de processo são testados com objetivo de analisar suas influências no comportamento dos diferentes tipos de retorno elástico.

Diversos tipos de aços são utilizados nos experimentos, e na seção 3.4 são descritos os procedimentos adotados para a caracterização das propriedades e do comportamento dos materiais utilizados.

Na seção 3.5 é tratado o planejamento dos experimentos computacionais, onde diversos parâmetros computacionais são testados com o objetivo de analisar a influência de cada um deles na capacidade de prever os resultados experimentais.

Por fim, na seção 3.6 é apresentado um ensaio de dobramento simples para avaliar a real influência da variação do módulo de elasticidade – por meio de sub-rotina de usuário - no resultado do retorno elástico. A descrição detalhada de cada etapa é apresentada na seqüência.

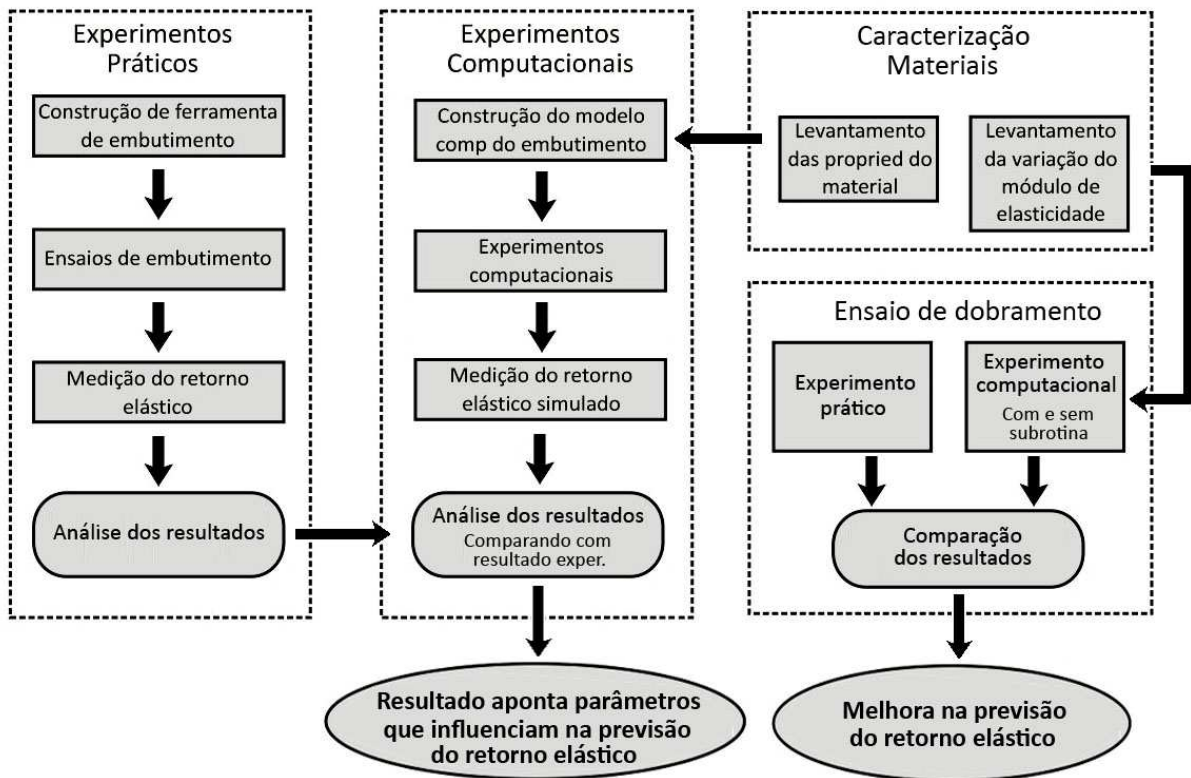


Figura 37 - Fluxograma com as etapas experimentais

### 3.2. PROCEDIMENTOS DE PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

De acordo com Barros Neto, Scarminio e Bruns (1996) o primeiro passo do planejamento de um experimento consiste em determinar quais são os fatores e as respostas de interesse para o sistema que se deseja estudar. Os fatores, isto é, as variáveis controladas no experimento podem ser qualitativas (como por exemplo, o tipo de lubrificante) ou quantitativas (como a força do prensa-chapas). Dependendo do problema, pode haver mais de uma resposta de interesse e eventualmente elas podem ser também qualitativas. Em seguida, é necessário definir claramente o objetivo que se pretende alcançar com os experimentos, porque isso determina que tipo de planejamento experimental deva ser utilizado.

Um planejamento experimental bastante comum é o chamado experimento completo ou saturado em que todas as combinações possíveis de observações entre fatores e níveis são consideradas. Neste caso, mesmo para um pequeno número de fatores e níveis, uma quantidade muito grande de ensaios é realizada. Em alguns

casos, o ponto negativo desse planejamento experimental é que ele onera os experimentos práticos em termos financeiros, recursos humanos, material e tempo exigido. Um exemplo amplamente utilizado desse tipo de planejamento experimental é o fatorial com dois níveis (BOX, HUNTER e HUNTER, 1978). Planejamentos desse tipo são de grande utilidade em investigações preliminares, quando se deseja saber se determinados fatores tem ou não influência sobre a resposta, e ainda não se está preocupado com a descrição muito rigorosa dessa influência.

Quando se suspeita que o efeito de algum fator não tenha um comportamento linear, a utilização de apenas dois níveis não é adequada, pois não se consegue detectar uma curva comportamental. Por outro lado, a utilização de mais níveis tem a desvantagem de requerer maior número de experimentos e a interpretação das interações torna-se mais complicada.

Quando se deseja apenas fazer uma triagem inicial dos fatores, é vantajoso começar pela execução de um planejamento fatorial incompleto, o chamado fatorial fracionado (frações de experimentos completos). Nesse caso os fatores são arranjos de forma que todos os fatores variam simultaneamente. Ele tem a vantagem de ser mais econômico e mediante a uma escolha adequada dos fatores, é possível determinar, não somente o efeito de cada fator, mas também o modo que cada um deles interage com os demais (BOX, HUNTER e HUNTER, 1978).

Experimentos com muitos parâmetros, níveis e variáveis podem ser realizados de forma otimizada e simultânea utilizando a metodologia de fatoriais. Taguchi<sup>6</sup> utilizou os modelos fatoriais fracionados e arranjos ortogonais, propondo a conhecida metodologia de Taguchi ou planejamento robusto (PHADKE, 1989 apud PAREDES, 1998). Essa metodologia tem como princípio a redução considerável no número de experimentos, minimizando a variação em torno de um determinado valor requerido. A característica crítica dessa metodologia é a dificuldade em quantificar a real influência de uma única variável na resposta.

Mediante aos diferentes modelos de planejamento experimental um fator muito importante para o sucesso da aplicação de cada um deles é a técnica de análise dos resultados obtidos. Um problema muito comum em análise de dados resultante de um procedimento experimental é determinar a influência de uma ou

---

<sup>6</sup> Genichi Taguchi (01/01/1924) é um engenheiro e estatístico japonês que desenvolveu uma metodologia estatística para melhorar a qualidade dos produtos manufaturados.



mais variáveis sobre outra variável de interesse. Um procedimento bastante comum é o uso da estatística para avaliar o desempenho dos produtos por meio da análise de variância (ANOVA), que permite a representação clara da significância dos fatores com relação à resposta que está sendo avaliada. Outro procedimento é o cálculo dos efeitos por meio das constantes de contrastes, e representação da significância dos efeitos em gráficos normais. Nesses gráficos, os efeitos que se distanciam da linha normal traçada para todos os resultados, são aqueles fatores que exercem maior significância. A Tabela 26 na seção de anexos apresenta a matriz com as constantes de contraste para planejamento fatorial  $2^4$  utilizado nos experimentos de embutimento.

Maiores detalhes sobre os procedimentos de análise de variância e de constante de contraste podem ser encontrados no livro do Montgomery (2005).

### **3.3. PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL DOS ENSAIOS PRÁTICOS**

Conforme ilustrado na Figura 37 os experimentos práticos de embutimento de canal se dividem em três etapas, são elas: (i) construção da ferramenta de embutimento; (ii) realização dos ensaios e (iii) medição do retorno elástico nos corpos de prova.

A ferramenta e o formato de embutimento do corpo de prova seguem o modelo padronizado proposto por Makinouchi *et al.* (1993) na conferência NUMISHEET'93, (Figura 38). Essa ferramenta permite embutir canais propícios a ocorrência de diferentes fenômenos de retorno elástico. Para estudar a influência de parâmetros de ferramenta e de processo na ocorrência desses fenômenos, foi proposto para cada material, um planejamento fatorial  $2^4$ . Ou seja, um planejamento com 4 fatores (variáveis) e 2 níveis para cada fator. Conforme já mencionado, um planejamento fatorial requer a execução de experimentos para todas as possíveis combinações entre os níveis dos fatores - neste caso são 16 experimentos com uma repetição que totalizou 32 corpos de prova. A escolha por esse planejamento se justifica pela maior clareza que ele garante na identificação da influência de cada parâmetro individualmente no resultado. Além do fato de que neste trabalho em específico, 16 experimentos para cada material foram considerados exequíveis dentro do cronograma estipulado. Para uma avaliação estatística mais precisa, e menos

tendenciosa é necessária a repetibilidade dos ensaios. Três ensaios para cada condição é o mínimo recomendado. Entretanto, para não onerar demasiadamente este trabalho foi proposto ensaiar dois corpos de prova para cada condição e material, ou seja, (16 ensaios x 2) x 5 materiais = 160 ensaios. As condições que apresentaram diferença maior que 5% em qualquer dos resultados foram reensaiadas, sendo a nova média calculada entre três corpos de prova.

De acordo com a metodologia adotada, as respostas definidas para serem avaliadas foram: (i) ângulo da parede -  $\theta_1$ , (ii) ângulo do flange -  $\theta_2$  e (iii) raio de curvamento da parede -  $\rho$  (Figura 18). Os fatores de controle são listados na Tabela 2.

Tabela 2 - Fatores de controle.

<b>Fatores de controle</b>	
A	Força do prensa-chapas
B	Lubrificação
C	Folga da matriz
D	Raio matriz/punção

O raio da ferramenta e a folga da matriz são apontados na literatura como os dois parâmetros de ferramenta que mais influenciam no retorno elástico, enquanto que a força de prensa-chapas e a lubrificação são os parâmetros de processo que mais influenciam (LIVATYALI *et al.*, 2002; CARDEN *et al.*, 2002; SADAGOPAN e URBAN, 2003; CHEN e KOÇ, 2007). Outros parâmetros que são descritos na literatura como pouco ou nada influentes no retorno elástico, foram definidos como parâmetros fixos. Eles aparecem listados na Tabela 3.

Tabela 3 - Parâmetros fixos.

<b>Parâmetros fixos</b>	
Espessura da chapa	(1.5 e 2 mm)
Velocidade do punção	(10 mm/s)
Deslocamento do punção	(70 mm)
Temperatura do ensaio	(ambiente ~ 25°C)
Dimensão do corpo de prova	(35 x 300 mm)
Direção do corpo de prova	(direção de laminação)

Cinco materiais foram ensaiados, sendo um convencional de alta resistência e quatro bifásico de diferentes níveis de resistência e fabricantes, (ver Tabela 4). O deslocamento do punção de 70 mm e as dimensões do corpo de prova (35 x 300 mm) seguem recomendações do ensaio proposto por Makinouchi *et al.* (1993). A definição

dos fatores de controle e dos níveis de cada fator deu origem a matriz de experimentos com todos os arranjos possíveis que pode ser vista na Tabela 5.

Tabela 4 – Materiais ensaiados

<b>Material</b>	<b>Espessura (mm)</b>	<b>Fabricante</b>
HSLA 420/490	1.5	Arcelor
DP 350/600-A	1.5	Arcelor
DP 350/600-U	2	Usiminas
DP 450/780	2	Usiminas
DP 750/980	1.5	Arcelor

Tabela 5 – Arranjos de um planejamento fatorial  $2^4$  com indicação dos níveis

<b>Ensaio</b>	<b>Fator 1</b>	<b>Fator 2</b>	<b>Fator 3</b>	<b>Fator 4</b>
1	1	1	1	1
2	2	1	1	1
3	1	2	1	1
4	2	2	1	1
5	1	1	2	1
6	2	1	2	1
7	1	2	2	1
8	2	2	2	1
9	1	1	1	2
10	2	1	1	2
11	1	2	1	2
12	2	2	1	2
13	1	1	2	2
14	2	1	2	2
15	1	2	2	2
16	2	2	2	2

Os níveis 1 e 2 definidos para cada fator, foram designados dentro dos limites apresentados na literatura e também influenciados por ensaios preliminares. Os valores estão indicados na Tabela 6 a seguir.

Tabela 6 – Indicação dos níveis analisados para cada fator de controle.

<b>Fatores de controle</b>	<b>Nível 1</b>	<b>Nível 2</b>
Força de prensa-chapas (kN)	2.5	12.5
Lubrificação	com	sem
Folga da matriz	1.2 t	1.5 t
Raio matriz/punção	5	10

t=espessura da chapa

A força de prensa-chapas de 2,5 kN é o valor padrão do ensaio proposto por Makinouchi *et al.* (1993). Porém, conforme já mencionado no capítulo 2, o aumento da força de prensa-chapas tem influência direta na magnitude do retorno elástico. O valor da força do segundo nível foi definida inicialmente em 19,6 kN, baseada nos experimentos de Liu *et al.* (2002), Makinouchi *et al.* (1993), Papeleux e Ponthot (2002), e Xu *et al.* (2004). Entretanto, em ensaios preliminares foi observado que esse valor produzia o rompimento de diversos corpos de prova e o valor teve que ser redefinido para 12,5 kN. O rompimento desses corpos de prova ocorreu devido a utilização de chapas de espessuras de 1,5 mm e 2 mm, enquanto que nos demais trabalhos da literatura as chapas utilizadas tem em torno de 0,78 mm de espessura. Foi utilizado como lubrificante um óleo hidráulico automotivo. A escolha foi baseada no trabalho de Tigrinho (2005) que estudou a influência de diferentes tipos de lubrificantes na conformabilidade de chapas. As folgas entre a matriz e o punção foram definidas sobre influência do trabalho de Sadagopan e Urban (2003). O raio da ferramenta (matriz/punção) de 5 mm é o valor padrão da ferramenta proposta por Makinouchi *et al.* (1993). Porém, a espessura de chapa utilizada nos ensaios com essa ferramenta é geralmente de 0,78 mm o que resulta em uma relação raio/espessura ( $r/t$ ) de 6,5 mm. Para manter muito próxima essa relação com as chapas de 1,5 mm e 2 mm usadas nesse trabalho, foi definido o outro raio com 10 mm ( $r/t$  de 6,6 mm para as chapas de 1,5 mm). O raio de 5 mm resulta em uma relação  $r/t$  de 3,3 mm (para as chapas de 1,5 mm), segundo Chen *et al.* (2009) é valor adequado para reduzir mudança angular na parede.

### 3.3.1. Ferramenta de embutimento

Para a realização dos ensaios de embutimento foi escolhida uma ferramenta de perfil-chapéu por ser um perfil comum em componentes estruturais automotivos e devido a ele ser amplamente adotado na literatura. As dimensões e as características da ferramenta seguem modelo proposto como “*benchmark problem*” na conferência da NUMISHEET’93 por Makinouchi *et al.* (1993). Uma ilustração com as dimensões pode ser vista na Figura 38. A ferramenta foi adaptada em uma prensa hidráulica com duplo pistão, sendo um com pressão disponível de 200 bares que foi aplicado no prensa-chapas e outro, também com 200 bares, que foi aplicado no acionamento do

punção. A prensa é instrumentada para registrar a força e o deslocamento dos pistões. Na Figura 39 é apresentada uma ilustração tridimensional com a montagem da ferramenta, e na Figura 40 uma imagem da montagem da ferramenta na prensa. A quantidade e a descrição dos componentes do ferramental são sumarizadas na Tabela 7.

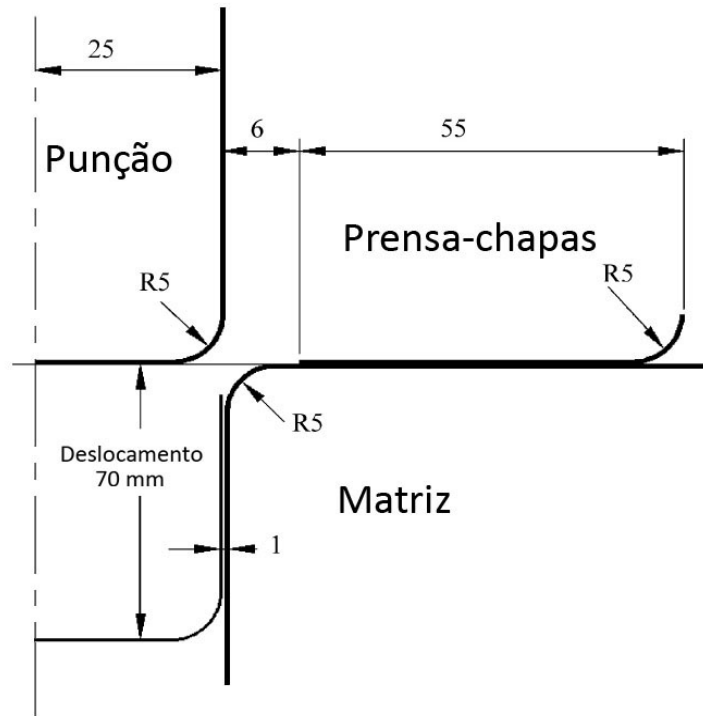


Figura 38 - Ferramenta de embutimento, *benchmark* da NUMISHEET'93 (Fonte: Makinouchi *et al.* 1993).

Tabela 7 - Componentes do ferramental de embutimento

Peça	Denominação e observações	Quant.	Material e dimensões
1	Placa de fixação	1	Aço ABNT 1045 25 x 355 x 101
2	Matriz	2	Aço ABNT 1045 51 x 127 x 77
3	Inserto de raios 5 e 10 mm	2	Aço ABNT 1045 38 x 127 x 51
4	Prensa-chapas	1	Aço ABNT 1045 38 x 355 x 127
5	Punção de raio 5 mm	1	Aço ABNT 1045 53 x 53 x 89
6	Punção de raio 10 mm	1	Aço ABNT 1045 53 x 53 x 89
7	Inserto do prensa-chapas	2	Aço ABNT 1045 60 x 60 x 20
8	Arruela	12	M8
9	Parafuso cabeça escar. sextav. interno	4	M8 x 1,25 - 45
10	Parafuso cabeça cilínd. sextav. Interno	4	M8 x 1,25 - 35
11	Parafuso cabeça cilínd. sextav. interno	12	M8 x 1,25 - 20

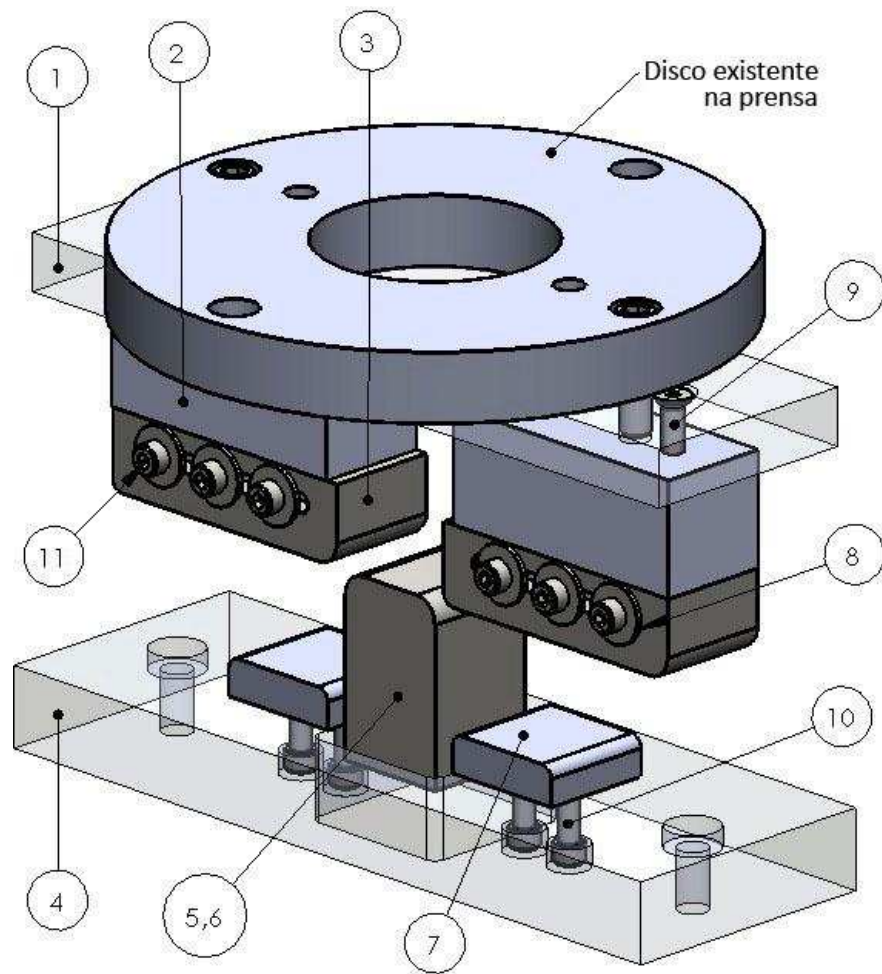


Figura 39 - Ilustração tridimensional dos componentes da ferramenta de embutimento.



Figura 40 – Ferramenta de embutimento de canal montada na prensa hidráulica.

### 3.3.2. Ensaio de embutimento

Na Tabela 8 são apresentados os arranjos dos parâmetros que foram adotados nos 16 ensaios, conforme proposto pelo planejamento fatorial  $2^4$ .

Tabela 8 - Matriz das condições experimentais do embutimento de canal.

Condição	Fatores de controle			
	Força de prensa-chapas (KN)	Lubrificação	Folga da matriz (mm)	Raio matriz/punção (mm)
E1	2,5	Com	1.2 t	5
E2	12,5	Com	1.2 t	5
E3	2,5	Sem	1.2 t	5
E4	12,5	Sem	1.2 t	5
E5	2,5	Com	1.5 t	5
E6	12,5	Com	1.5 t	5
E7	2,5	Sem	1.5 t	5
E8	12,5	Sem	1.5 t	5
E9	2,5	Com	1.2 t	10
E10	12,5	Com	1.2 t	10
E11	2,5	Sem	1.2 t	10
E12	12,5	Sem	1.2 t	10
E13	2,5	Com	1.5 t	10
E14	12,5	Com	1.5 t	10
E15	2,5	Sem	1.5 t	10
E16	12,5	Sem	1.5 t	10

Uma característica importante do planejamento fatorial é que os registros das colunas mais à esquerda mudam mais freqüentemente do que os das colunas mais à direita, ignorando o caráter aleatório. Quando esses arranjos são usados para planejar experimentos de múltiplos fatoriais, o custo e/ou o tempo dos ensaios pode às vezes ser reduzido, associando-se as colunas mais à direita os fatores de maior custo ou de maior dificuldade em variar. Mediante a isso, a força de prensa-chapa foi definida como o primeiro fator (mais à esquerda), o segundo fator foi a condição de lubrificação, o terceiro foi a folga da matriz e por ultimo o raio da ferramenta, considerado este, o parâmetro mais demorado para variar (regular).

As amostras de 35 x 300 mm cortadas na direção de laminação foram posicionadas sobre a matriz, posteriormente, foi acionado o prensa-chapa que exerceu uma força sobre o corpo de prova, objetivando dificultar seu escorregamento para dentro da matriz. A lubrificação foi aplicada anteriormente nos raios da matriz e na superfície da chapa que entra em contato com o punção. Não foi aplicada na região em contato com o prensa-chapa para não comprometer sua atuação.

As duas partes da matriz têm regulagem para configurar a folga desejada entre matriz e punção. A alteração nos raios do ferramental foi feita por meio da substituição dos punções de 5 e 10 mm de raio e inversão dos insertos da matriz que tem raio de 5 mm em um dos lados e 10 mm no outro.

### 3.3.3. Procedimento de medição do retorno elástico.

A geometria final dos corpos de prova ensaiados foi digitalizada em um escâner com resolução de 600 dpi (pontos por polegada). Juntamente com o corpo de prova, foi escaneado uma escala métrica para posterior correção de escala (Figura 41). As imagens geradas pelo escâner foram inseridas no aplicativo AutoCAD® versão 2009. A escala das imagens foi corrigida e posteriormente foi medida a mudança angular na parede ( $\theta_1$ ), mudança angular no flange ( $\theta_2$ ) e o raio de curvamento de parede ( $\rho$ ). A medição de cada um desses tipos de retorno elástico seguiu o procedimento relatado em Makinouchi et al. (1993) e ilustrado na Figura 42.

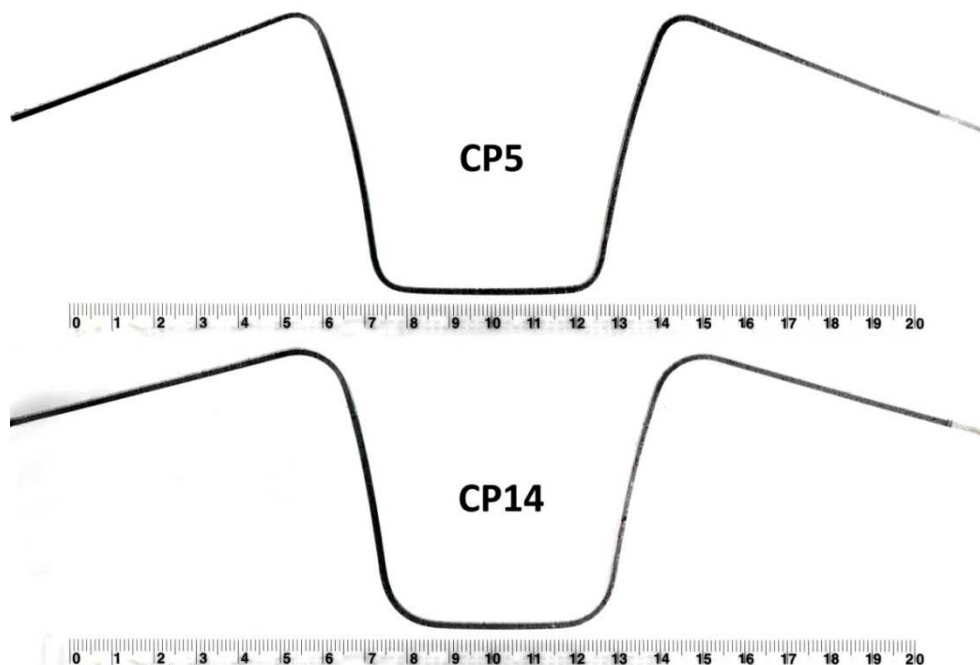
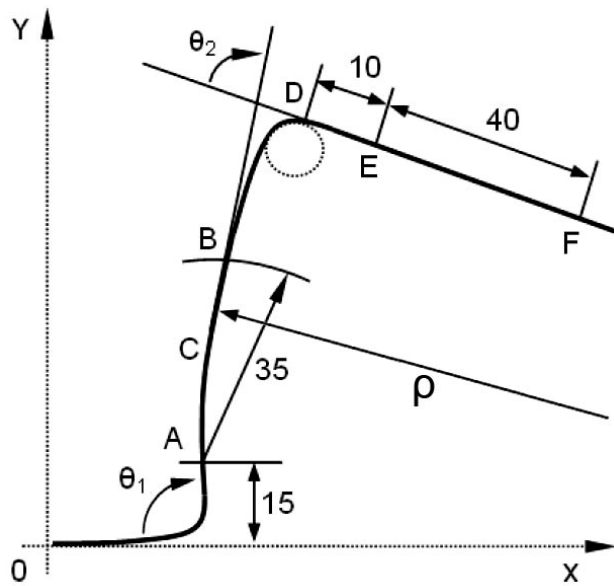


Figura 41 – Imagem digitalizada de corpos de prova embutidos.





Pontos:

- A: 15 mm de OX.
- B: 35 mm do ponto A.
- C: ponto médio de uma linha reta AB.
- D: final da curvatura do raio da matriz.
- E: 10 mm de D.
- F: 40 mm de E.

Figura 42 - Definição das regiões de medição do retorno elástico (Fonte: Makinouchi *et al.*, 1993).

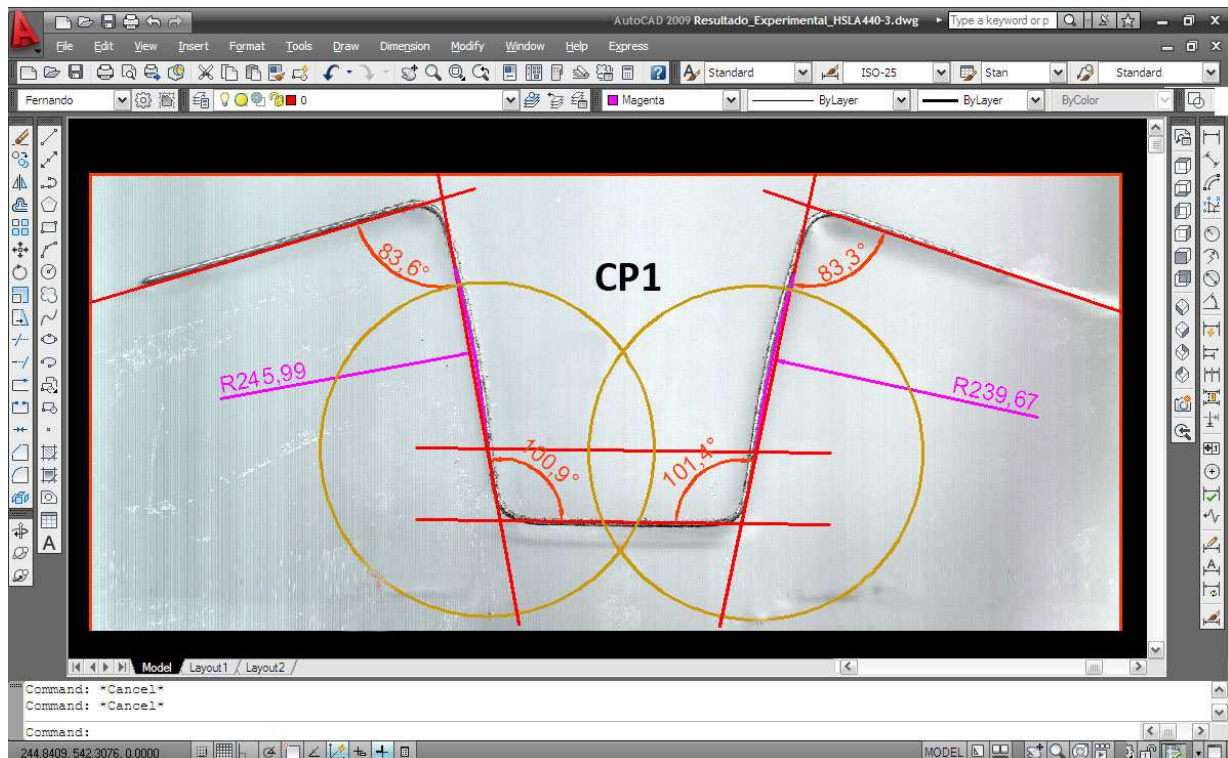


Figura 43 – Medição do retorno elástico no aplicativo AutoCAD.

### 3.3.3.1. *Medição da mudança angular na parede*

Conforme pode ser visto na Figura 42 é traçado um segmento de reta entre o ponto A e o ponto final da curvatura do ângulo ( $\theta_1$ ). O ponto A se localiza a 15 mm do eixo X em direção à Y. O eixo X é traçado na base do perfil e o Y perpendicular ao X. O ângulo de retorno elástico na parede ( $\theta_1$ ) é o resultado da abertura angular entre o segmento de reta e o eixo X.

### 3.3.3.2. *Medição da mudança angular no flange*

É traçado um segmento de reta à partir do ponto B e tangente ao arco AB. Um outro segmento de reta é traçado entre os pontos E e F. O ponto F se localiza à 40 mm do ponto E, que por sua vez, se localiza à 10 mm do ponto D (final da curvatura do raio da matriz). O ângulo de retorno elástico no flange ( $\theta_2$ ) é o resultado da abertura angular entre os segmentos de reta AB e EF.

### 3.3.3.3. *Medição do curvamento de parede*

A partir do ponto A (descrito à cima), é traçado um arco com raio de 35 mm. O cruzamento desse arco com a parede lateral dá origem ao ponto B. A medição do retorno elástico de curvamento de parede é registrada pelo raio do arco que passa entre os pontos A, B e C.

## 3.4. CARACTERIZAÇÃO DAS PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

Diversos tipos de aços foram utilizados nesse trabalho, desde convencionais de baixa resistência até avançados de alta resistência, (ver Tabela 9). Alguns foram usados nos experimentos de embutimento, outros no de dobramento, e outros apenas como base de comparação para entender o comportamento de alguns aços.

Tabela 9 - Materiais ensaiados

Material	Espessura (mm)	Revestimento	Rugosidade média ( $\mu\text{m}$ )	Fabricante
Aço doce	1.50	GI	0.94	ArceloMittal
HSLA 360/450	1.50	GI	1.75	ArceloMittal
HSLA 420/490	1.50	GI	1.34	ArceloMittal
DP 350/600-A	1.57	GA	1.31	ArceloMittal
DP 350/600-U	2.16	-	0.74	Usiminas
DP 450/780	1.96	-	0.93	Usiminas
DP 750/980	1.52	-	0.72	Usiminas
CP 750/850	2.30	-	0.71	Thyssenkrupp
TRIP 450/780	2.00	Sem	0.74	ArceloMittal

GI – revestimento zinco puro

GA – revestimento de ligas de zinco-ferro.

### 3.4.1. Análise química

Foi realizada uma análise da composição química e a fração percentual de cada elemento presente nos materiais estudados. O levantamento foi realizado por meio de espectrometria ótica<sup>7</sup>, usando um equipamento da Marca BAIRD®.

### 3.4.2. Análise metalográfica

Foi realizada análise metalográfica dos materiais com objetivo de analisar a microestrutura, morfologia dos grãos e quantificar a fração volumétrica de alguma fase de interesse.

O procedimento de preparação e análise seguiu recomendações encontradas em Souza (2004), que de forma simplificada compreende as seguintes etapas: (i) embutimento de uma amostra do material em baquelita, sob condições controladas de pressão e temperatura; (ii) lixamento por meio de quatro granulações diferentes de

<sup>7</sup> A espectrometria ótica é uma técnica para identificação de átomos e moléculas por meio da radiação que elas emitem.

lixa; (iii) polimento; (iv) ataque químico com nital (solução de ácido nítrico e álcool) e (v) análise microscópica e cálculo da fração volumétrica de alguma fase de interesse.

A característica da microestrutura, formato, tamanho e direção dos grãos, assim como a fração volumétrica das fases podem ajudar a explicar algum comportamento do material durante e/ou após a deformação.

### 3.4.3. Ensaio uniaxial de tração

Conforme pode ser visto no fluxograma da Figura 37, as propriedades mecânicas básicas dos materiais foram levantadas para a caracterização do material no aplicativo de simulação computacional. Foram realizados ensaios uniaxial de tração com o objetivo de levantar as seguintes propriedades mecânicas: coeficiente de encruamento ( $n$ ), parâmetros de anisotropia, alongamento uniforme e total, limite de escoamento (LE) e limite de resistência (LR).

Os ensaios foram realizados em uma máquina de ensaio universal da marca EMIC®, com capacidade de carga de 10 toneladas, interligada ao aplicativo Tesc® (versão 1.13).

O dimensionamento e o formato adotado para o corpo de prova foram tomados a partir das normas ABNT NBR 6673, ASTM E 646 e DIN EN 10 002-1 que descrevem o ensaio. O formato do corpo de prova em chapa é do tipo “gravata” (Figura 44) e as dimensões foram estabelecidas de forma a atender conjuntamente as três normas indicadas. Isto foi possível, uma vez que nenhuma das três normas estabelece medidas exatas para os corpos de prova e sim dimensões mínimas e máximas, dentro das quais os corpos de prova atendem às exigências de ensaio.

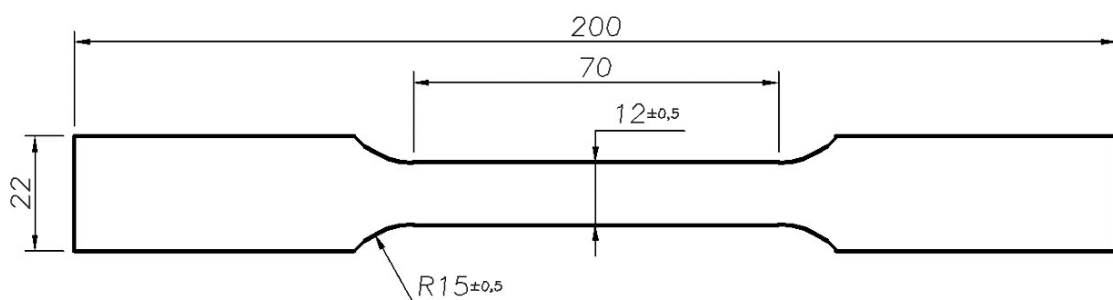


Figura 44 – Formato e dimensões do corpo de prova para o ensaio de tração.

Os corpos de prova foram cortados a laser e sofreram posteriormente uma operação de acabamento para a retirada de rebarbas e marcas do processo que poderiam comprometer veracidade dos resultados.

Os corpos de prova foram cortados formando ângulos de 0°, 45° e 90° em relação à direção de laminação. Foram 3 corpos de prova para levantar as propriedades anisotrópicas, 3 para o coeficiente de encruamento, 3 para a obtenção do limite de escoamento, resistência e alongamento, e outros 3 para levantamento do módulo de elasticidade no descarregamento, totalizando 12 corpos de prova para cada direção e 36 no total para cada material, (ver Tabela 10).

Tabela 10 – Quantidade de corpos de prova para os ensaios

Direção de laminação	CPs para determinar $n$ e $R$	CPs para determinar LR, LE e $AI$	Cps para determinar E	Total de CPs para cada direção de laminação
0°	3+3	3	3	12
45°	3+3	3	3	12
90°	3+3	3	3	12
<b>Total de corpos de prova</b>				<b>36</b>

#### 3.4.3.1. Coeficiente de anisotropia plástica

O procedimento para determinação das propriedades anisotrópicas dos materiais, tais como, anisotropia normal  $r$ , coeficiente de anisotropia planar  $\Delta r$  entre outras, foi executado de acordo com a norma ASTM E-517.

O parâmetro  $r$  é denominado aqui como coeficiente de anisotropia plástica (ou coeficiente de Lankford). Ele é definido como a razão entre a deformação verdadeira na largura e a deformação verdadeira na espessura, após o material ter sido deformado plasticamente (Eq. 3).

$$r = \varepsilon_w / \varepsilon_t \quad (3)$$

Onde  $\varepsilon_w$  é a deformação verdadeira na largura e  $\varepsilon_t$  é a deformação verdadeira na espessura. Devido às dificuldades de se medir a variação na espessura com suficiente precisão, na prática, é adotada uma relação equivalente utilizando a largura ao invés da espessura. Para isso, assume-se que durante a deformação, o

volume do material permanece constante, e que portanto a variação da espessura pode ser calculada com base na variação do comprimento e da largura. Baseado nesse princípio, o coeficiente de anisotropia é calculado por meio da (eq. 4).

$$r = \ln(w_0/w_f) / \ln(l_f w_f / l_0 w_0) \quad (4)$$

Onde  $w_0$  e  $l_0$  são respectivamente a largura e o comprimento inicial, e  $w_f$  e  $l_f$  a largura e o comprimento depois de aplicada a deformação plástica.

A medição do comprimento foi feita por meio de um extensômetro que fica acoplado ao corpo de prova durante todo o ensaio, servindo também para controlar o limite de deformação a ser aplicado ao material. A medição de largura foi efetuada por meio de um paquímetro digital. As respostas do ensaio foi o coeficiente de anisotropia para cada corpo de prova ( $r$ ), o coeficiente médio de anisotropia para cada direção ( $r_0$ ,  $r_{45}$ ,  $r_{90}$ ) e o coeficiente médio de anisotropia  $r_m$ , definido como a média ponderada dos coeficientes determinados para cada direção, e calculados por:

$$r_m = (r_0 + 2r_{45} + r_{90}) / 4 \quad (5)$$

Adicionalmente, foi calculada também a anisotropia planar por:

$$\Delta r = (r_0 - 2r_{45} + r_{90}) / 2 \quad (6)$$

A norma descreve que os aços ao carbono devem ser deformados em uma faixa de alongamento entre 15 e 20% de deformação plástica. Portanto, antes que o ensaio de anisotropia fosse executado, foi efetuado os ensaios de tração até romper para servir de base para ser arbitrar o valor de alongamento pretendido. Devido ao fato de ter sido ensaiado materiais com diferentes capacidades de alongamento, os percentuais nos quais foram levantados os parâmetros de anisotropia variaram. Por exemplo, nos materiais DP750/980 e o CP700/850 que possuem pequeno alongamento, a anisotropia foi levantada a 6% de deformação plástica. Os valores para cada material estão indicados na Tabela 19 na seção de resultados.

Para simular no aplicativo Abaqus um comportamento anisotrópico do material por meio do critério de escoamento anisotrópico de Hill'48, são requeridos valores anisotrópicos em forma de relações de tensão que representam a relação

entre a tensão de escoamento de referência especificada para a plasticidade do metal e o valor de tensão de escoamento medido.  $R_{11}$ ,  $R_{22}$ ,  $R_{33}$ ,  $R_{12}$ ,  $R_{13}$  e  $R_{23}$  são as relações anisotrópicas da tensão de escoamento nas direções de um elemento cúbico. Segundo Nihare *et al.* (2008) para representar a anisotropia plana,  $R_{11}$ ,  $R_{22}$  e  $R_{12}$  são importantes, enquanto que os outros valores podem ser definidos com o valor 1. As relações matemáticas usadas para converter as relações de deformação em relações de tensão (*stress ratios*) foram as seguintes:

$$R_{11} = \sqrt{\frac{r_{90}(r_0 + 1)}{r_0(r_{90} + 1)}} \quad (7)$$

$$R_{22} = \sqrt{\frac{r_{90}(r_0 + 1)}{(r_0 + r_{90})}} \quad (8)$$

$$R_{12} = \sqrt{\frac{3(r_0 + 1)r_{90}}{(2r_{45} + 1)(r_0 + r_{90})}} \quad (9)$$

#### 3.4.3.2. Coeficiente de encruamento

O procedimento para a determinação do coeficiente de encruamento ( $n$ ) foi executado segundo a norma ASTM E-646. Quando o material metálico é deformado plasticamente ocorre o empilhamento das discordâncias aumentando a resistência do material. Esse fenômeno é conhecido como encruamento. O coeficiente  $n$  é aplicado à equação de Hollomon (eq. 10) para descrever o comportamento plástico de materiais metálicos.

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (10)$$

onde:

$\sigma$  = tensão verdadeira

$\varepsilon$  = deformação verdadeira

$K$  = coeficiente de resistência

$n$  = coeficiente de encruamento

Para melhorar a compreensão do significado da equação da curva, descrita acima, seguem algumas definições necessárias:

- *Deformação de engenharia* ( $e$ ): valor adimensional que expressa a variação de comprimento ( $\Delta L$ ) por unidade de comprimento da dimensão linear original ( $L_0$ ) ao longo do eixo de carregamento do corpo de prova; ou seja,

$$e = (\Delta L) / L_0 \quad (11)$$

- *Deformação verdadeira* ( $\varepsilon$ ): logaritmo natural da relação do comprimento base instantâneo,  $L$ , para o comprimento base original  $L_0$ ; ou seja,

$$\varepsilon = \ln(L/L_0) \quad \text{ou} \quad \varepsilon = \ln(1+e). \quad (12)$$

- *Tensão de engenharia* ( $S$ ): valor com dimensão de ( $\text{Nm}^{-2}$ ) expressa a tensão normal em termos da força aplicada  $F$  por unidade de área da secção transversal original  $A_0$  ou seja,

$$S = F / A_0 \quad (13)$$

- *Tensão verdadeira* ( $\sigma$ ) valor com dimensão de ( $\text{Nm}^{-2}$ ) exprime a tensão normal instantânea, calculada com base na área instantânea da secção transversal,  $A$ ; ou seja,

$$\sigma = F / A \quad (14)$$

caso nenhum estrangulamento na amostra tenha ocorrido, então vale a relação,

$$\sigma = S(1 + e). \quad \dots\dots\dots(14)$$

O método se aplica sobre materiais que exibem uma curva carga x deformação contínua na região de deformação plástica. A deformação no material é aplicada com velocidade constante entre as garras do equipamento, sendo o



alongamento do material permanentemente medido por meio de um extensômetro fixado diretamente sobre o corpo de prova.

#### 3.4.3.3. *Alongamento, limite de escoamento e limite de resistência*

Corpos de prova foram tracionados uniaxialmente até o rompimento para o levantamento da curva tensão-deformação de engenharia. Com os dados dessa curva foi determinado o limite de escoamento que é valor onde ocorre a transição entre a fase elástica e plástica do material. Além disso, foi determinado o limite de resistência, que é o ponto máximo de tensão antes da estrição. Por fim o alongamento total foi calculado por meio das equações (11 e 12) no instante da ruptura.

#### 3.4.4. Ensaio para levantamento da variação do módulo de elasticidade

A variação no comportamento elástico durante o descarregamento foi analisada na faixa de deformação de 0% até a ocorrência da ruptura. A deformação do material foi feita por meio de ensaios uniaxial de tração seguindo orientações descritas na seção 2.4.3.

Os ensaios de tração foram executados em uma máquina universal de ensaios EMIC<sup>®</sup> DL10000 com velocidade de deformação de 0.5 mm/min. Os percentuais de deformação foram registrados por um extensômetro EMIC<sup>®</sup> com 50 mm de curso. Diversos testes preliminares foram executados de forma a garantir a precisa fixação e registro da deformação.

Três corpos de prova de cada material foram submetidos, sucessivamente aos seguintes percentuais de deformação: (0.5 + 1 + 1 + 1 + 1 + 1 + 1 + 1 + 2 + 2 + 2 + 3%... até a ruptura). Esses valores foram escolhidos, pois conforme verificado em Morestin e Boivian (1996), Yoshida *et al.* (2002) e Cobo *et al.* (2009) a maior parte da variação ocorre até 5% de deformação plástica. Após esse valor, geralmente, o módulo de elasticidade no descarregamento tende a se estabilizar.

Entre cada etapa de deformação as amostras foram mantidas em repouso durante 24 horas em temperatura ambiente, pois de acordo com Perez *et al.* (2005) é necessário um tempo entre os ensaios para que haja alívio das tensões residuais das amostras. O procedimento seguiu os seguintes passos: (i) deformação inicial até 0.5% com registro do módulo de elasticidade no carregamento; (ii) registro do módulo de elasticidade durante o descarregamento; (iii) amostra colocada em repouso durante 24 horas; (iv) procedimento reiniciado submetendo a amostra ao novo percentual de deformação; (v) registro do módulo de elasticidade aparente no descarregamento; repetindo o procedimento até a ruptura. No fluxograma da Figura 45 pode ser visto com detalhes todo procedimento.

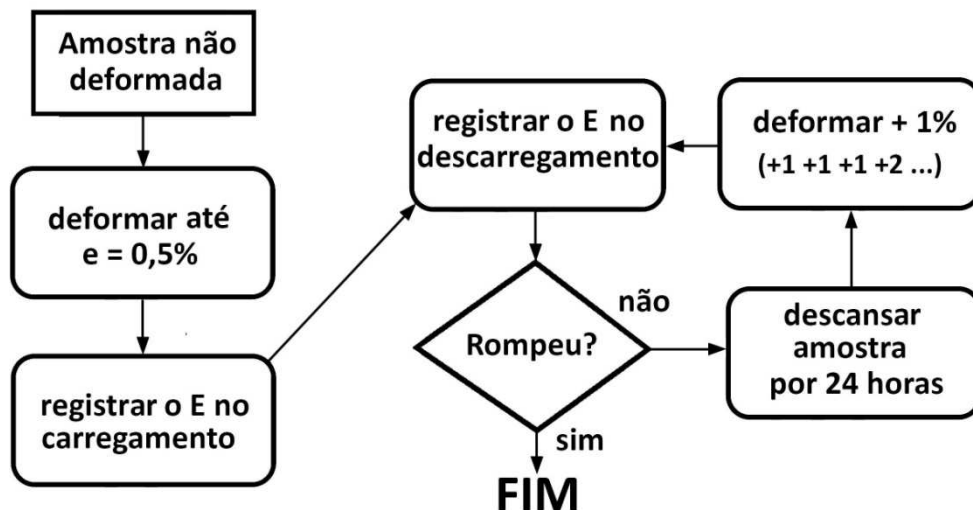


Figura 45 - Fluxograma do procedimento de registro da variação no comportamento elástico

### 3.5. PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL DOS ENSAIOS COMPUTACIONAIS

Conforme pode ser visto no fluxograma da Figura 37, serão realizados experimentos por meio de métodos de elementos finitos com objetivo de analisar parâmetros computacionais e técnicas de caracterização de material no aplicativo de simulação. O objetivo é que os experimentos computacionais apontem a influência de cada parâmetro testado no resultado final do retorno elástico. Devido a isso, as respostas do planejamento experimental das variáveis computacionais serão as mesmas dos experimentos práticos, são elas: mudança angular da parede, mudança angular do flange e raio de curvamento de parede.

Os principais passos dos ensaios computacionais são: (i) construção do modelo computacional; (ii) ensaios computacionais e (iii) medição do retorno elástico. Foi utilizado nas simulações o aplicativo comercial ABAQUS® versão 6.9.

Assim como aconteceu nos experimentos práticos, foi definido um planejamento fatorial  $2^4$ . Ou seja, um planejamento com 4 fatores (variáveis) e 2 níveis. Os fatores de controle e os níveis a serem testados são indicados na Tabela 11 a baixo.

A escolha por esse planejamento se justifica pela maior clareza que ele garante na identificação da influência de cada parâmetro individualmente no resultado. No caso de experimentos computacionais, uma grande quantidade de experimentos é onerosa com relação ao tempo exigido.

Tabela 11 - Fatores de controle na simulação computacional.

<b>Fatores de controle</b>	
A	Velocidade do punção
B	Coeficiente de Atrito ( $\mu$ )
C	Pontos de integração na espessura (NIP)
E	Quantidade de elementos em contato no raio

Na Tabela 12 são apresentados os parâmetros fixos que foram determinados para todos os ensaios computacionais. A chapa metálica foi definida com elementos quadriláteros do tipo casca (Shell) com quatro nós e integração reduzida (S4R). Conforme mencionado na seção 1.6.4 esse tipo de elemento é computacionalmente mais eficiente e amplamente utilizado em simulações de retorno elástico. Apesar de modelos com definição de chapa com elementos sólidos bi- ou tridimensionais serem apontados na literatura com mais precisos, em testes preliminares, os resultados não foram tão bons quantos os observados com elemento tipo casca, além de gastarem um tempo computacional elevado que tornaria o trabalho inviável diante da quantidade de ensaios propostos.

Foi utilizada a função de escoamento quadrática de Hill'48 para descrever o comportamento elasto-plástico dos materiais. Os parâmetros anisotrópicos de Hill'48 foram definidos de acordo com o procedimento descrito na seção 2.4.3.1.

O método de contato que trata as interações entre os corpos do modelo foi o de penalidade. As dimensões da ferramenta seguem modelo ilustrado na Figura 38.

Devido ao fato do objetivo desses experimentos ser de avaliar a influência de parâmetros computacionais no retorno elástico, os parâmetros de processo e de ferramenta serão mantidos fixos, tais como: raio de ferramenta, força de prensa-chapas, folga de matriz entre outros.

O critério para definir esses parâmetros fixos foi o de repetir a configuração de ferramenta e de ensaio que apresentou o pior resultado nos ensaios práticos de embutimento, ou seja, que produziu o maior retorno elástico nos ensaios práticos. Conforme pode ser visto na seção de resultados, para praticamente todos os materiais ensaiados, os piores resultados de retorno elásticos foram conseguidos com os ensaios 3, 5 ou 7 da Tabela 8. Dessa forma, mediante o pior resultado foram definidos os parâmetros fixos na simulação e o resultado experimental prático foi usado como referência para comparação. Na Tabela 12 são apresentados todos os parâmetros fixos – computacionais, de ferramenta e de processo.

Tabela 12 - Parâmetros fixos na simulação computacional.

<b>Parâmetros fixos</b>	
Força de prensa-chapas	2.5 KN
Raio da ferramenta	5 mm
Folga de matriz	1.2 t ou 1.5 t
Deslocamento do punção	70 mm
Espessura da chapa	1.5 ou 2 mm
Dimensão do corpo de prova	35 x 300 mm
Tipo de elemento	S4R
Função de escoamento	Hill'48
Definição de contato	Método de penalidade

Na Tabela 13 são apresentados os valores dos dois níveis para cada fator. Os pontos de integração na espessura foram definidos com o valor de 5 no nível 1 e 25 no nível 2. Conforme descrito na seção 1.6.8, 5 pontos é o valor comumente utilizado em simulações convencionais de conformação (Li *et al.*, 2002), e é o valor padrão dos aplicativos Abaqus® e Pam-Stamp®. Por outro lado, 25 é o valor que segundo Li *et al.* (2002) pode ser suficiente para simular retorno elástico com erro numérico próximo de 1% dependendo da relação  $r/t$ . Foram realizados diversos testes preliminares com outros valores. Por exemplo, o valor mínimo de 3 pontos de integração foi descartado por interferir muito nos resultados e não ser recomendado na literatura. Os 51 pontos de integração sugeridos por Li *et al.* (2002) foi descartado

por não apresentar variação significativa no resultado, e por aumentar o tempo de simulação, em alguns casos, em 760%.

A quantidade de elementos em contato com o raio da ferramenta do nível 1 foi definido em 5, resultando em um elemento a cada 18 graus (XU *et al.*, 2004), e do nível 2 foi definido em 18, um elemento a cada 5 graus, conforme indicado por Li *et al.* (2002) e Burchitz (2008).

O coeficiente de atrito empregado no nível 1 foi de  $\mu=0.025$  simulando uma condição de boa lubrificação, baseado nos estudos realizados por Lajarin, Lourenço e Marcondes (2008). No nível 2 foi adotado o valor de  $\mu= 0.144$  conforme Makinouchi *et al.*,(1993).

Tabela 13 – Indicação dos níveis a serem analisados para cada fator de controle.

Fatores de controle	Nível 1	Nível 2
Velocidade do punção (m/s)	1	0.1
Coeficiente de Atrito ( $\mu$ )	0.025	0.144
Pontos de integração na espessura (NIP)	5	25
Quantidade de elementos em contato no raio	5	18

Na Tabela 14 é ilustrada a matriz de experimentos computacionais com todos os arranjos possíveis.

Tabela 14– Arranjos resultantes de um planejamento fatorial  $2^4$ .

Ensaio	Fator 1	Fator 2	Fator 3	Fator 4
1	1	1	1	1
2	2	1	1	1
3	1	2	1	1
4	2	2	1	1
5	1	1	2	1
6	2	1	2	1
7	1	2	2	1
8	2	2	2	1
9	1	1	1	2
10	2	1	1	2
11	1	2	1	2
12	2	2	1	2
13	1	1	2	2
14	2	1	2	2
15	1	2	2	2
16	2	2	2	2

Na Tabela 15 são apresentados os arranjos dos parâmetros que foram adotados nos 16 ensaios, conforme proposto pelo planejamento fatorial  $2^4$  adotado neste trabalho.

Tabela 15 - Matriz com as condições dos experimentos computacionais.

Condição	Fatores de controle			
	Incremento de tempo (velocidade do punção m/s)	Coefficiente de atrito	Pontos de integração na espessura	Quantidade de elementos em contado no raio
E1	1	0.025	5	5
E2	0.1	0.025	5	5
E3	1	0.144	5	5
E4	0.1	0.144	5	5
E5	1	0.025	25	5
E6	0.1	0.025	25	5
E7	1	0.144	25	5
E8	0.1	0.144	25	5
E9	1	0.025	5	18
E10	0.1	0.025	5	18
E11	1	0.144	5	18
E12	0.1	0.144	5	18
E13	1	0.025	25	18
E14	0.1	0.025	25	18
E15	1	0.144	25	18
E16	0.1	0.144	25	18

Cada simulação compreende duas etapas principais: carregamento (conformação real do componente) e descarregamento (retorno elástico). Na seção 1.6.7 pode ser visto que existem diversos métodos de simular conformação seguida de retorno elástico. Com intuito de analisar cada um dos métodos, foram feitos alguns estudos preliminares. No método implícito (conformação) + implícito (retorno elástico) não foi conseguido convergência no incremento de tempo e o método explícito dinâmico (conformação) + explícito dinâmico (retorno elástico) se tornou oneroso por elevar muito o tempo computacional de cada simulação. A combinação que apresentou os melhores resultados foi a usada por Park *et al.* (1999), Valente e Traversa (1999), Li *et al.* (2010), Chen e Koç (2007) e Chatti (2010) com o método explícito dinâmico na conformação e estático implícito no retorno elástico.

A etapa de conformação explícita foi dividida em três passos (*steps*). No primeiro, o prensa-chapas se deslocou 1 mm encostando-se à chapa. No segundo, o prensa-chapas aplicou gradualmente a força de prensa chapas de 2.5 kN. Por fim, o punção se deslocou 70 mm (direção *y* da Figura 46), empurrando a chapa para dentro da cavidade da matriz.

Na etapa de simulação do retorno elástico foi empregado o modo de liberação instantânea da ferramenta recomendado na Seção 2.6.6. Durante essa etapa, toda a ferramenta foi instantaneamente removida. O resultado da chapa deformada no modelo explícito foi importado para o modelo estático que simulou o retorno elástico aliviando suas tensões internas.

Os corpos que compõem a ferramenta de embutimento (matriz, punção e prensa-chapas) foram considerados como corpos rígidos não deformáveis. A chapa metálica é o único corpo deformável. Devido ao problema ser simétrico, apenas um quarto da chapa foi modelado (Figura 46). Condições de contorno de simetria foram estabelecidas nos planos *XY* e *YZ*, e condições de contorno restritivas de deslocamento e rotação foram estabelecidas em todos os nós da chapa.

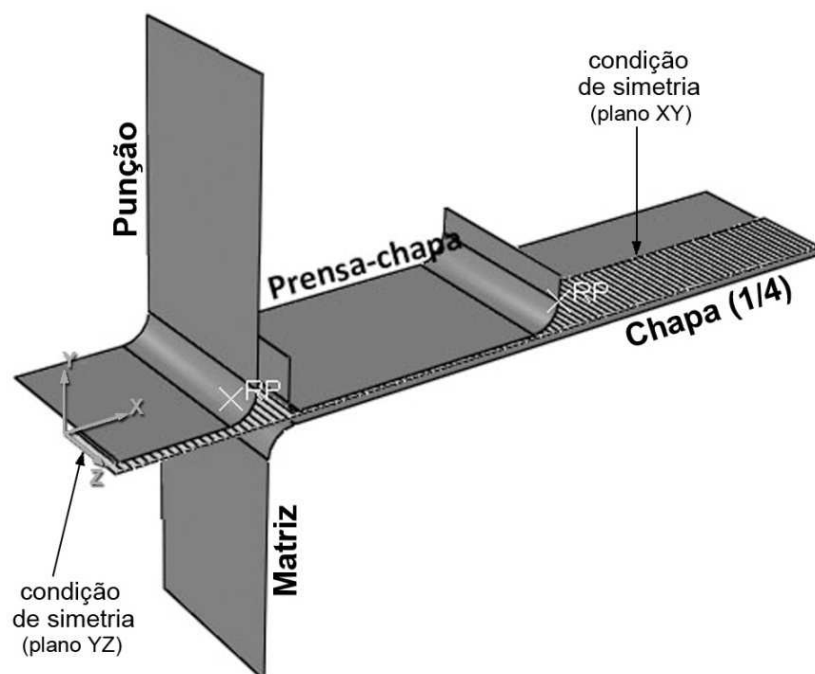


Figura 46 – Modelo da ferramenta de embutimento com  $\frac{1}{4}$  da chapa.

### 3.6. ENSAIO DE DOBRAMENTO

Nos experimentos de embutimento apresentados na seção anterior foi observado que a interação dos parâmetros computacionais influi diretamente nos resultados de retorno elástico. O coeficiente de atrito por exemplo, é um parâmetro de grande significância nos resultados de simulação e em contra partida, é um parâmetro difícil de levantar experimentalmente. A definição imprecisa do coeficiente de atrito, da quantidade de pontos de integração na espessura, do tamanho do elemento, entre outros, dificulta a comparação dos resultados da simulação com os resultados experimentais.

Devido a isso, foi proposto um ensaio de dobramento para analisar a influência da variação do módulo de elasticidade na previsão por elementos finitos do fenômeno do retorno elástico. O modelo de dobramento foi escolhido por produzir um modo mais simples de deformação plástica, onde não há escorregamento da chapa sobre o raio da matriz e nem ação restritiva do prensa-chapas.

#### 3.6.1. Ensaio de dobramento simples

O ensaio experimental de dobramento é apresentado esquematicamente na Figura 47. Amostras com 100 mm de comprimento, 12 mm de largura e espessuras que variaram de 1.5 à 2 mm foram posicionadas entre a matriz e o prensa-chapas. O punção com raio de 2 mm é movido para baixo 50 mm dobrando a chapa sobre o raio da matriz ( $R_d$ ), formando um ângulo de aproximadamente  $90^\circ$ . Posteriormente, o punção é movido para cima e a amostra liberada, produzindo o retorno elástico. A folga entre punção e matriz ( $c$ ) foi mantida fixa em 1.5 vezes a espessura da chapa. O raio da matriz variou entre 5, 10 e 15 mm por meio de insertos intercambiáveis. A ferramenta foi ajustada sobre a mesa de uma máquina universal de ensaio, modelo DL10000 da marca EMIC<sup>®</sup> e o punção foi rosqueado no lugar da garra superior (Figura 47).



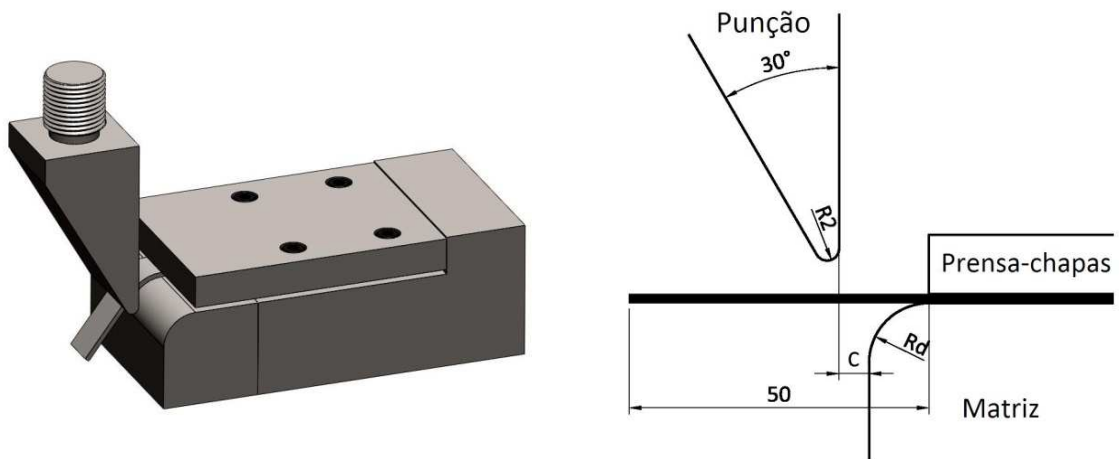


Figura 47 - Ilustração esquemática do ensaio de dobramento e dimensões da ferramenta.

Foram ensaiados seis aços de alta resistência, sendo um aço convencional de alta resistência, quatro aços bifásicos de diferentes graus de resistência e um aço TRIP (Tabela 16). As propriedades mecânicas dos materiais ensaiados são apresentadas na seção 4.1.

Tabela 16 – Materiais ensaiados

Material	Espessura (mm)	Fabricante
HSLA 420/490	1.5	ArcelorMittal
DP 350/600-A	1.5	ArcelorMittal
DP 350/600-U	2	Usiminas
DP 450/780	2	Usiminas
DP 750/980	1.5	Usiminas
TRIP 450/780	2	ArcelorMittal

### 3.6.2. Simulação do ensaio de dobramento

Foi construído um modelo de elementos finitos explícito dinâmico utilizando o aplicativo comercial Abaqus®. Punção, matriz e prensa-chapas foram considerados como corpos rígidos e a chapa foi modelada com 8 elementos planos na espessura, do tipo CPE4R. De acordo com Chatti e Hermi (2011) 8 elementos é suficiente para obter resultados precisos em simulações de retorno elástico. Após testes preliminares, a chapa foi dividida em três regiões (Figura 48). A região central, onde ocorre o dobramento e onde fica em contato com o raio da matriz a chapa foi

malhada com elementos de 0.2 mm de largura. Um coeficiente de atrito de 0.1 foi assumido entre todos os contatos.

As curvas tensão vs deformação verdadeira ilustradas na Figura 51 foram ajustadas por meio da *Power Law*, e juntamente com as propriedades mecânicas apresentadas nas Tabelas 16 e 17 foram utilizadas para caracterizar os materiais. Os materiais foram modelados usando o critério de escoamento anisotrópico de Hill'48. Os coeficientes anisotrópicos de Hill são apresentados na Tabela 19. O comportamento elástico dos materiais descritos na seção 3.1.2 foi inserido no aplicativo de simulação numérica por meio de uma sub-rotina de usuário VUSDFLD (ver subrotina em anexo).

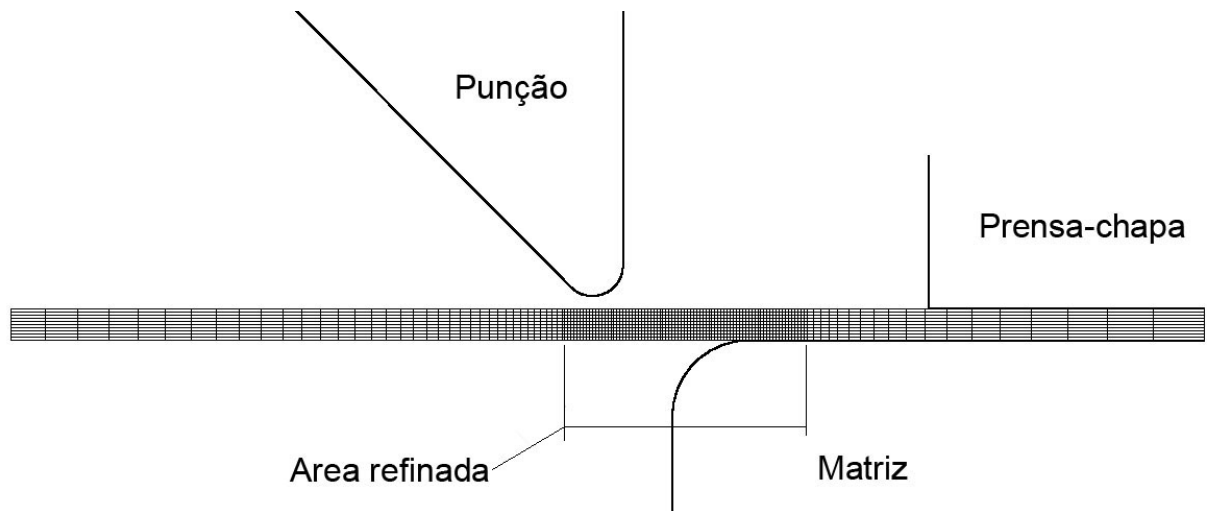


Figura 48 – Malhamento da chapa

### 3.6.3. Procedimento de medição do retorno elástico

Os corpos de prova dobrados nos ensaios práticos de dobramento seguido de retorno elástico foram posicionados em um projetor de perfil, onde o ângulo final de dobra foi medido com registrador digital na casa dos segundos.

No caso dos experimentos de simulação, os resultados foram registrados em imagem digital com extensão BMP (*bitmap*). Posteriormente essas imagens foram

inseridas no aplicativo AutoCAD® versão 2009, onde foi medido o ângulo de dobra final ( $\theta$ ). Um exemplo é ilustrado na Figura 49.

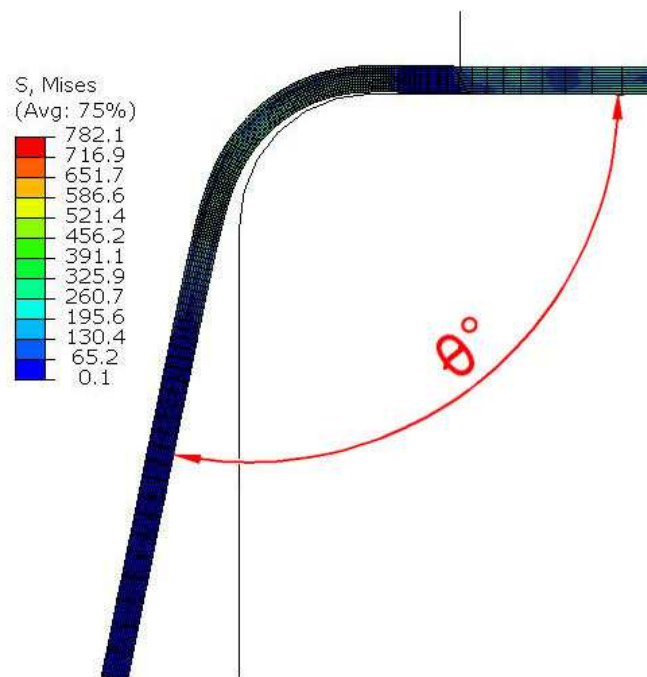


Figura 49 – Medição do ângulo de dobra após retorno elástico

## 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 4.1. CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS

Com o objetivo de descrever corretamente os materiais no aplicativo de simulação numérica, diversos ensaios foram realizados. Eles caracterizam o comportamento elásto-plástico dos materiais, com foco especial ao comportamento dos materiais durante o descarregamento.

#### 4.1.1. Propriedades mecânicas

Na Tabela 17 são descritos todos os materiais ensaiados e algumas de suas propriedades mecânicas. Na Tabela 18 são apresentados os coeficientes de encruamento e na Tabela 19 os coeficientes de anisotropia. Foram ensaiados aços dos três diferentes grupos de aços automotivos. O aço doce – representante dos aços convencionais; os aços HSLA – representantes dos aços convencionais de alta resistência; e os aços DP, TRIP e CP – representantes dos aços AHSS.

Os aços bifásicos apresentaram bom alongamento, os graus DP 350/600 tiveram alongamentos uniforme e total superior aos HSLA e o grau DP450/780 apresentou alongamento uniforme maior que o HSLA 420/490. Esse resultado confirma a interessante combinação de bom alongamento e alta resistência. Como podem ser observados, os graus de DP 350/600 tem LE semelhante aos graus de HSLA, mas com LR bem superior.

Os aços DP750/980 e CP750/850 apresentaram alongamento uniforme de 7 e 10.1%, respectivamente. Esse resultado é considerado bom para aços com esse elevado nível de resistência.

O aço TRIP com 22,6% de alongamento uniforme foi o material que apresentou o melhor desempenho, pois conseguiu aliar essa excelente capacidade de deformação a um limite de resistência de 860 MPa. Essa grande capacidade de alongamento é influenciada pelo alto valor de  $n$ , 0.252 que superou até o valor de 0.240 do aço doce.

Tabela 17 - Propriedades mecânicas e espessuras dos materiais.

Material	Espessura (mm)	Limite de escoamento (MPa)	Limite de resistência máxima (MPa)	Along. Unif. (%)	Along. Total (%)	Módulo de elasticidade (GPa)
Aço doce	1.50	176	280	24.2	39.3	206
HSLA 360/450	1.50	256	449	14.8	20.8	206
HSLA 420/490	1.50	415	542	12.3	17.5	208
DP 350/600-A	1.57	395	620	14.9	20.0	206
DP 350/600-U	2.16	387	605	15.8	23.0	207
DP 450/780	1.96	488	741	12.7	17.0	205
DP 750/980	1.52	828	934	7.0	10.4	208
CP 700/850	2.30	795	850	10.1	16.7	206
TRIP 450/780	2.00	548	860	22.6	24.4	206

Tabela 18 – Coeficientes de encruamento e coeficientes de resistência dos materiais.

Material	$n_0$	$n_{45}$	$n_{90}$	$n_{\text{médio}}$	$K_0$	$K_{45}$	$K_{90}$	$K_{\text{médio}}$
Aço doce	0,235	0,234	0,252	0,240 <sup>***</sup>	470	525	512	502 <sup>***</sup>
HSLA 360/450	0,147	0,133	0,135	0,138	698	656	679	678
HSLA 420/490	0,126	0,115	0,108	0,116	796	752	795	781
DP 350/600-A	0,150	0,145	0,153	0,149	957	965	978	967
DP 350/600-U	0,189	0,190	0,186	0,188	999	1000	1030	1010
DP 450/780	0,160	0,168	0,164	0,164	1145	1206	1228	1193
DP 750/980	0,075	0,078	0,080	0,078 <sup>**</sup>	1224	1220	1252	1232 <sup>**</sup>
CP 700/850	0,082	0,078	0,071	0,077 <sup>*</sup>	1112	1098	1156	1122 <sup>*</sup>
TRIP 450/780	0,255	0,252	0,250	0,252 <sup>*</sup>	1568	1585	1595	1583 <sup>*</sup>

\* Obtido de  $0.04 < e < 0.10$ ;

\*\* Obtido de  $0.03 < e < 0.06$ ;

\*\*\* Obtido de  $0.04 < e < 0.20$ ;

Os demais materiais foram obtidos a  $0.04 < e < 0.12$ .

Na Tabela 19 podem ser vistas as propriedades anisotrópicas dos materiais. O aço com maior capacidade de resistir ao afinamento quando submetido a forças de tração e/ou compressão no plano é o aço doce com  $r_m$  de 1.572 e o menor é o CP 750/850 com  $r_m$  de 0.760.

Todos os materiais apresentaram anisotropia. O aço HSLA 360/450 apresentou a menor  $\Delta r$  e o aço doce a maior variação de anisotropia planar. Esse parâmetro indica a diferença de comportamento mecânico no plano da chapa. Os materiais com  $\Delta r$  (+) indicam uma tendência de orelhamento nas direções longitudinal

e transversal à de laminação, enquanto os materiais com  $\Delta r$  (-) indicam orelhamento na direção diagonal.

A partir dos resultados de anisotropia foram calculados os parâmetros de anisotropia de Hill'48 que são necessários para a caracterização da anisotropia dos materiais no aplicativo de simulação numérica.

Tabela 19 - Coeficientes de anisotropia plástica dos materiais.

Material	$r_0$	$r_{45}$	$r_{90}$	$\Delta r$	$r_m$	Parâmetros de anisotropia de HILL'48			
						$R_{11}$	$R_{22}$	$R_{12}$	$R_{33}, R_{23}, R_{13}$
Aço doce *	1,958	1,354	1,624	0,436	1,572	0,967	1,158	1,042	1
HSLA 360/450	0,777	0,876	0,903	-0,036	0,858	1,042	0,977	1,020	1
HSLA 420/490	0,988	1,015	0,568	-0,237	0,897	0,854	0,852	0,848	1
DP 350/600-A	0,835	0,676	1,088	0,285	0,819	1,070	1,019	1,151	1
DP 350/600-U	0,638	1,097	0,802	-0,377	0,909	1,069	0,955	0,926	1
DP 450/780	0,682	1,113	0,814	-0,365	0,931	1,052	0,957	0,922	1
DP 750/980 **	0,875	1,038	0,932	-0,134	0,971	1,016	0,983	0,971	1
CP 700/850 **	0,768	0,824	0,624	-0,128	0,760	0,940	0,890	0,947	1
TRIP 450/780	0,847	0,902	1,092	0,068	0,936	1,067	1,020	1,055	1

\* Obtido em  $e = 0.18$

\*\* Obtido em  $e = 0.06$

Os demais materiais foram obtidos a  $e = 0.12$ .

Nos gráficos abaixo, pode ser visto o comportamento diferente das curvas tensão-deformação dos materiais ensaiados. Na Figura 50 são ilustradas as curvas de engenharia e na Figura 51 as curvas de deformação verdadeiras.

Em concordância com o relato de Konieczny (2003), os graus de aço DP apresentaram maior encruamento inicial – até 7% – e depois se estabilizou. Os aços DP 350/600 da Usiminas e da ArcelorMittal apresentaram comportamento diferente, apesar de serem de graus semelhantes. O aço da Usiminas apresentou maior alongamento e um leve patamar de transição elasto-plástico – comum nos aços HSLA. Por outro lado, o aço da ArcelorMittal apresentou um alto encruamento inicial - típico dos aços bifásicos - mas que se estabilizou mais rápido, resultando em um alongamento 0.9% menor.

O aço CP700/850 apresentou uma característica que é negativa, do ponto de vista prático, que é a alta relação LE/LR em torno de 0.93. Conforme pode ser visto na Figura 50, a pequena diferença entre a LE e LR é crítica para operações de

estampagem, pois a tensão aplicada deve ser muito bem controlada dentro dessa faixa. Além do fato da alta resistência desse material exigir equipamentos que apliquem elevada força para conformação, ele é propenso a grande retorno elástico.

Por outro lado, o aço TRIP 450/780 é o aço com a menor relação LE/LR, em torno de 0.63. Conforme ilustrado na Figura 50, o encruamento inicial do material é menor que o do DP, porém se prolonga por muito mais tempo e alcança um alongamento uniforme de 22.6%, próximo do alongamento do aço doce.

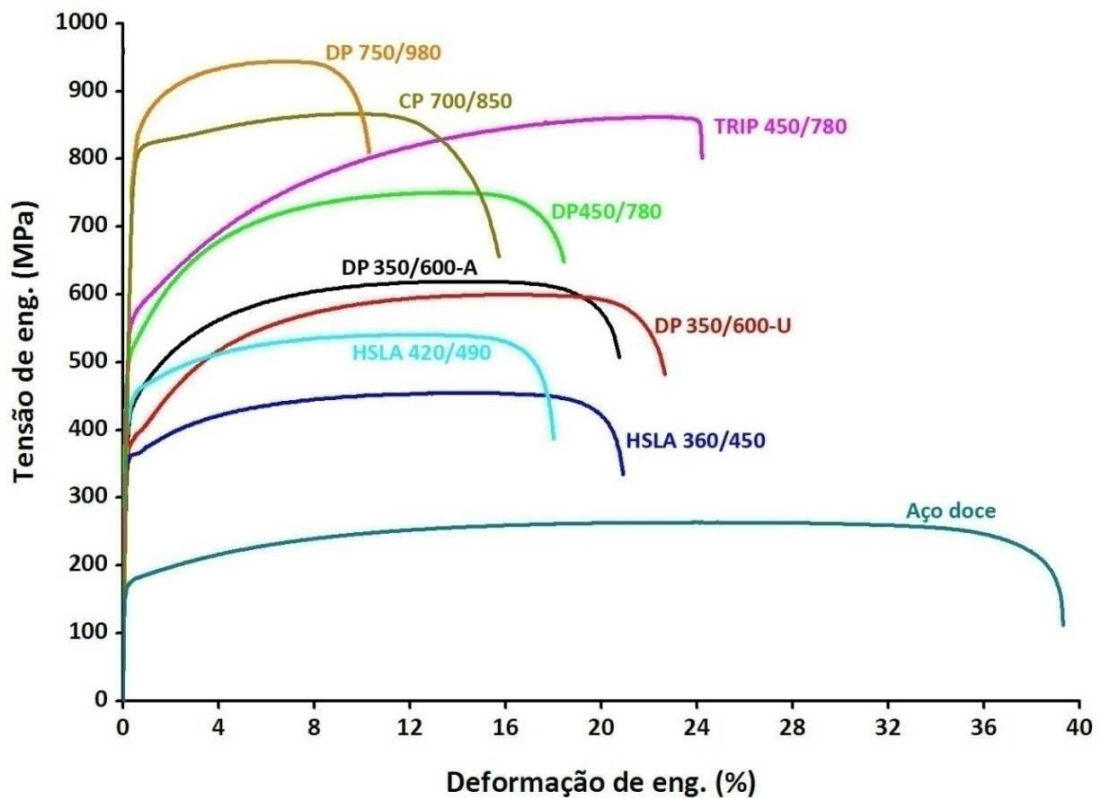


Figura 50 - Curvas tensão-deformação de engenharia para diferentes materiais

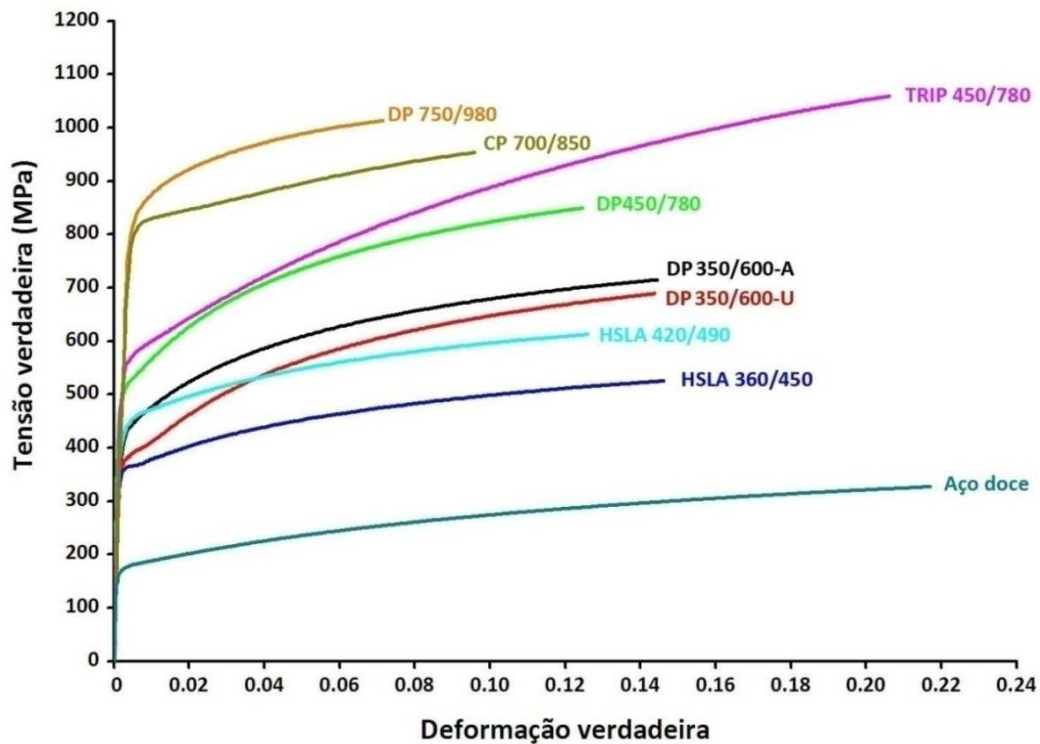


Figura 51 - Curvas tensão-deformação verdadeira para diferentes materiais

Na Tabela 20 é apresentada a composição química dos materiais ensaiados. Como pode ser observado esses aços automotivos tem baixo percentual de carbono, variando de 0.06% do aço doce até 0.25% do TRIP.

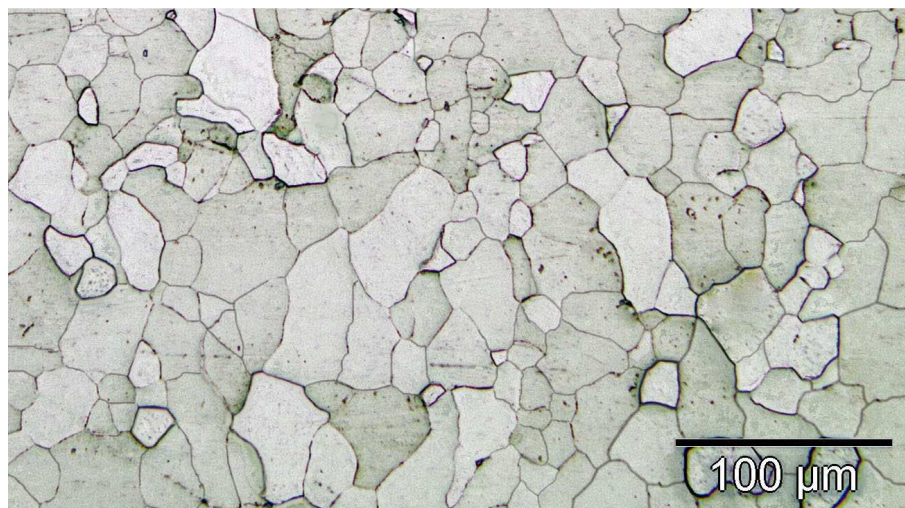
Tabela 20 – Composição química dos materiais em (%).

Material	C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Nb	Ni	Mo	Fe
Aço doce	0.06	0.10	0.35	-	-	-	-	-	-	-	-
DP 350/600_A	0.14	0.40	2.10	-	-	-	-	-	-	-	-
DP 350/600_U *	0.086	0.053	1.739	0.027	0.027	0.031	0.048	0.028	0.029	0.226	97.61
HSLA 360/450	0.08	0.03	0.60	-	-	-	-	-	-	-	-
HSLA 420/490	0.08	0.03	0.60	-	-	-	-	-	-	-	-
CP 700/850	0.12	0.80	2.20	0.04	0.015	1.20	-	-	-	-	-
DP 450/780 *	0.142	0.046	1.766	0.026	0.026	0.044	0.046	0.036	0.032	0.237	97.49
TRIP 450/780	0.25	-	2.0	-	-	-	-	-	-	-	-
DP 750/980 *	0.154	0.047	2.224	0.031	0.027	0.029	0.051	0.023	0.002	0.148	96.71

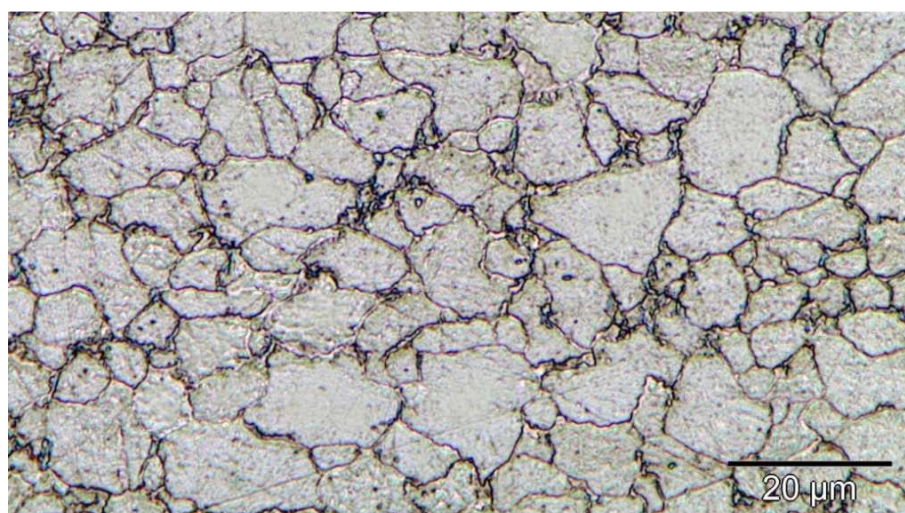
\* Resultados obtidos após espectrometria óptica;  
Demais resultados foram retirados do catálogo do fornecedor.

Na Figura 52 são ilustradas as micrografias dos aços convencionais ensaiados. Todos são aços ferríticos com grãos poligonais e o aço doce foi o que apresentou grãos mais uniformes e maiores, em torno de 40  $\mu\text{m}$ . Essa característica explica a excelente capacidade de deformação plástica que o material apresenta.

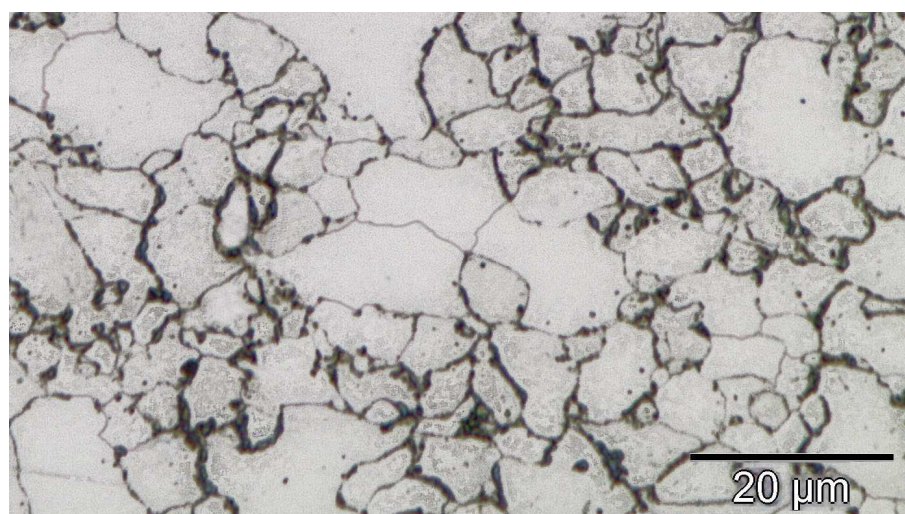




(a)



(b)



(c)

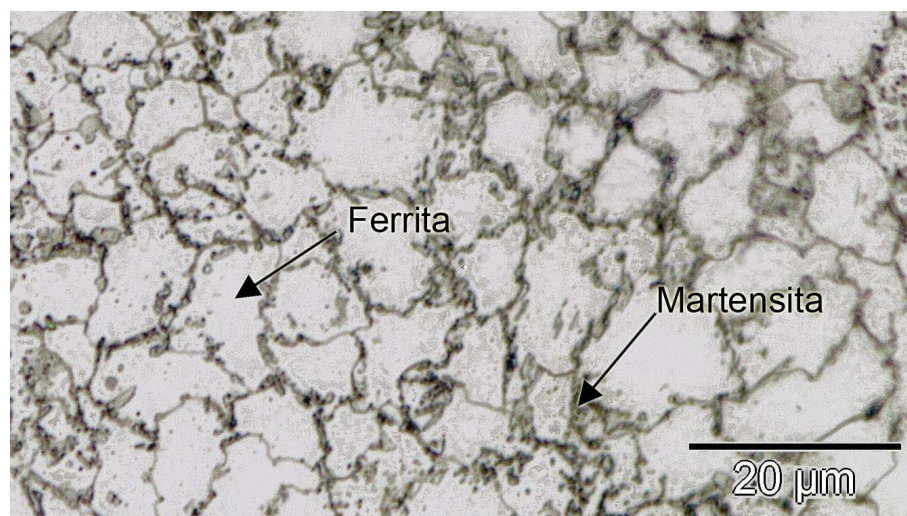
Figura 52 - Micrografias óticas de aços convencionais, em (a) aço doce, (b) HSLA360/450 e (c) HSLA 420/490, atacadas com Nital 3%.

Na Figura 53 são ilustradas micrografias dos aços AHSS ensaiados. Diferente dos aços convencionais, esses aços possuem uma ou mais fases associadas à matriz ferrítica. Nos aços DP350/600 (Figura 53 a, e b) ilhas de martensita se concentram nos contornos dos grãos. Autores como Oliver *et al.* (2007) estudaram um aço de mesmo grau e mensuraram em torno de 13.4% de martensita e 1.1% de bainita e grãos de ferrita com tamanho médio de 5.68  $\mu\text{m}$ . No DP350/600-A (Figura 53a) o tamanho médio dos grãos de ferrita foi de 6.21  $\mu\text{m}$ , enquanto que o DP350/600-U (Figura 53b) foi de 5.86  $\mu\text{m}$ .

Na Figura 53c é ilustrada a micrografia do DP450/780. Nesta micrografia pode ser observado que o percentual de martensita nos contornos de grãos é maior que nos casos anteriores, e o tamanho médio dos grãos diminuiu para 4.84  $\mu\text{m}$ . Oliver *et al.* (2007) mensuraram em um aço semelhante 26% de martensita e grãos com tamanho médio de 5.16  $\mu\text{m}$ .

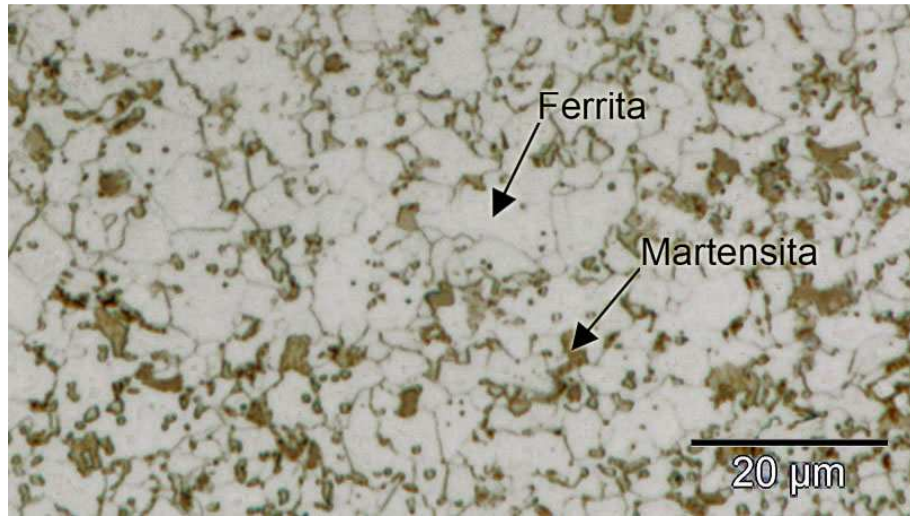
O aumento da resistência do aço DP450/780 quando comparado aos aços DP350/600 pode ser atribuído primeiramente à maior quantidade de martensita e também a um maior refinamento de grão.

Na Figura 53e é ilustrada a micrografia do TRIP 450/780. Oliver *et al.* (2007) conseguiram revelar com bastante sucesso as fases de aço TRIP de mesmo grau do presente trabalho e os autores mensuraram 72.4% de ferrita, 13.9% de austenita retida, 10.4% de bainita e 3.3% de martensita e grãos médio de ferrita com 4.34  $\mu\text{m}$ .

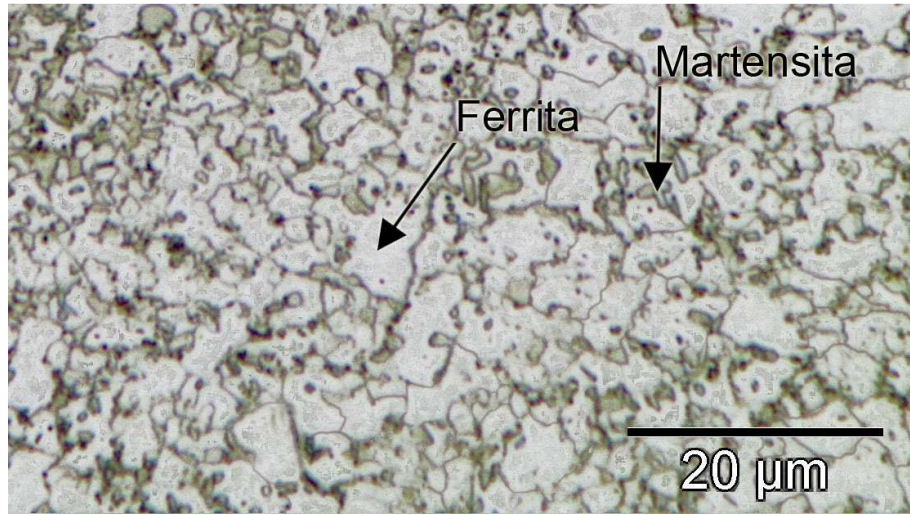


(a)

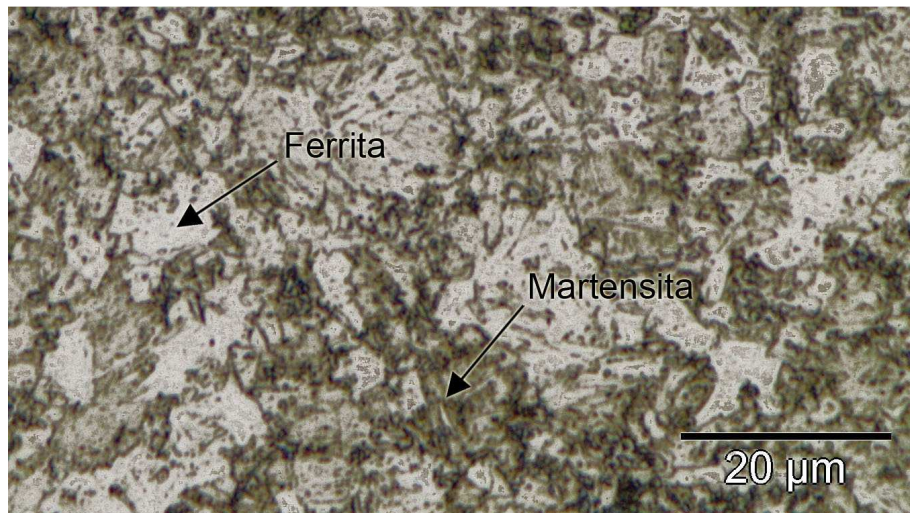




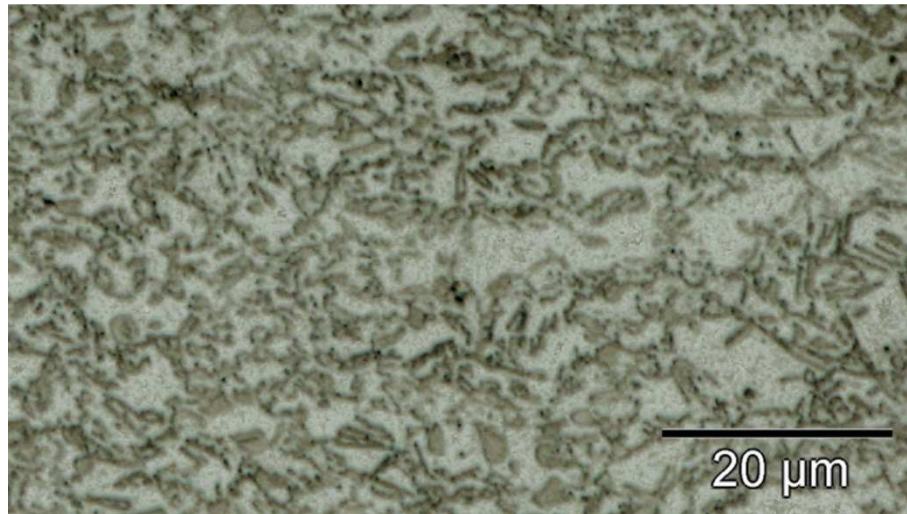
(b)



(c)



(d)



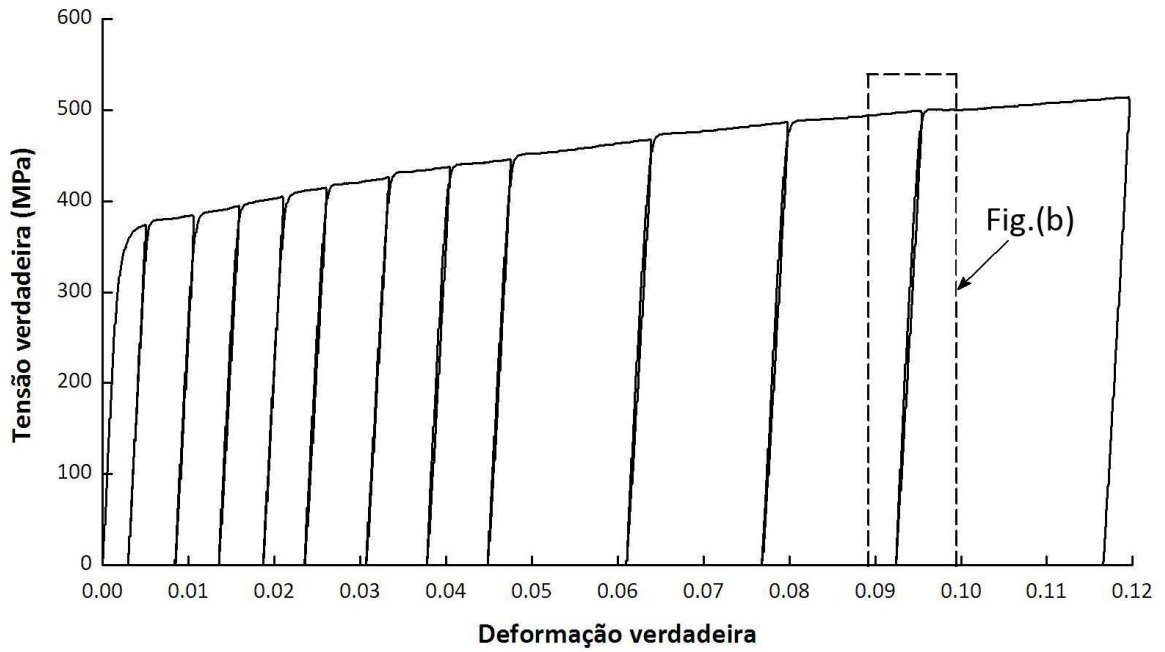
(e)

Figura 53 - Micrografias óticas de aços avançados de alta resistência, em (a) DP350/600-A, (b) DP350/600-U, (c) DP450/780, (d) DP750/980 e (e) TRIP450/780, atacadas com Nital 3%.

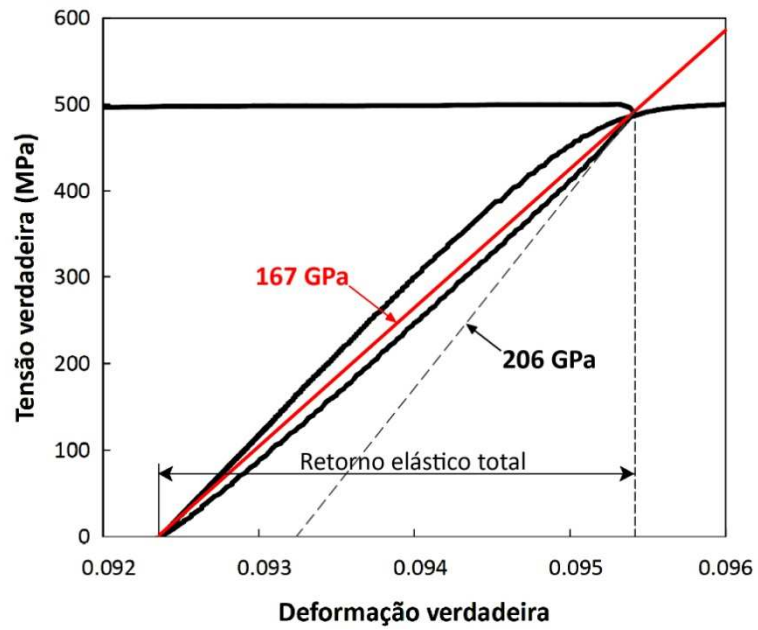
#### 4.1.2. Comportamento elástico no descarregamento

No quadro ampliado da Figura 54 é ilustrada a fase de descarregamento-recarregamento durante ensaio com o aço HSLA360/450. Nele pode ser visto que existe uma diferença entre as duas curvas. O material estudado apresentou um comportamento não linear e está de acordo com o que Yoshida *et. al.* (2002), e Cleveland e Ghosh (2002) relataram.

As curvas desviam da linearidade em torno de uma linha média imaginária, que representa a secante das curvas (Figura 54b). De acordo com a teoria elasto-plástica clássica essa secante deveria ser igual ao módulo de elasticidade inicial. Entretanto, conforme pode ser observado na Figura 55, a diminuição da inclinação dessa reta é fortemente afetada pela deformação plástica. Mais precisamente, a magnitude do retorno elástico no descarregamento está diminuindo com o aumento da deformação plástica. No caso do aço HSLA360/450, ocorreu uma redução do módulo de elasticidade em uma média de 18.9% até por volta de  $\epsilon = 0.9$ , tendendo a se estabilizar depois disso. Uma equação polinomial que descreve essa variação pode ser observada na Figura 55. A equação foi descrita a partir da média dos valores obtidos nas três direções de laminação.



(a)



(b)

Figura 54 – Curvas de descarregamento do aço HSLA360/450 – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.



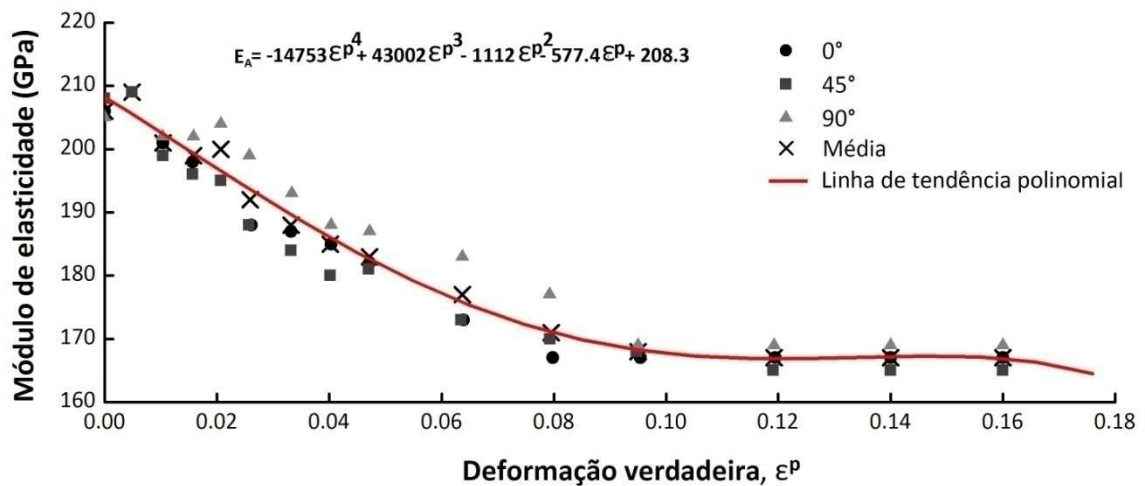
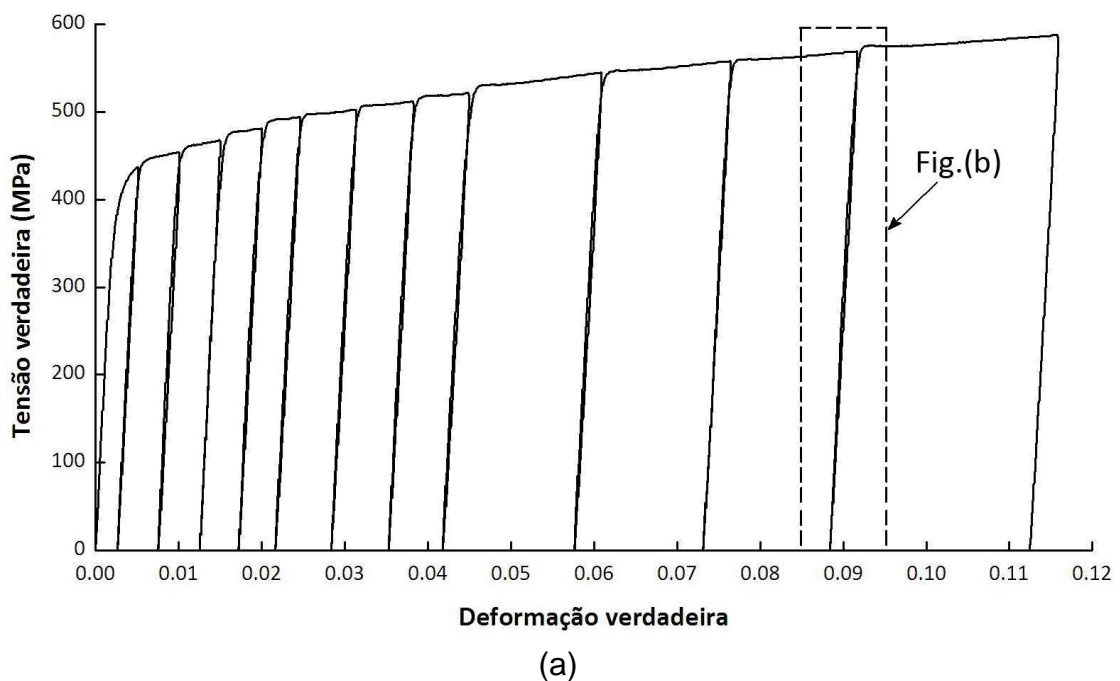
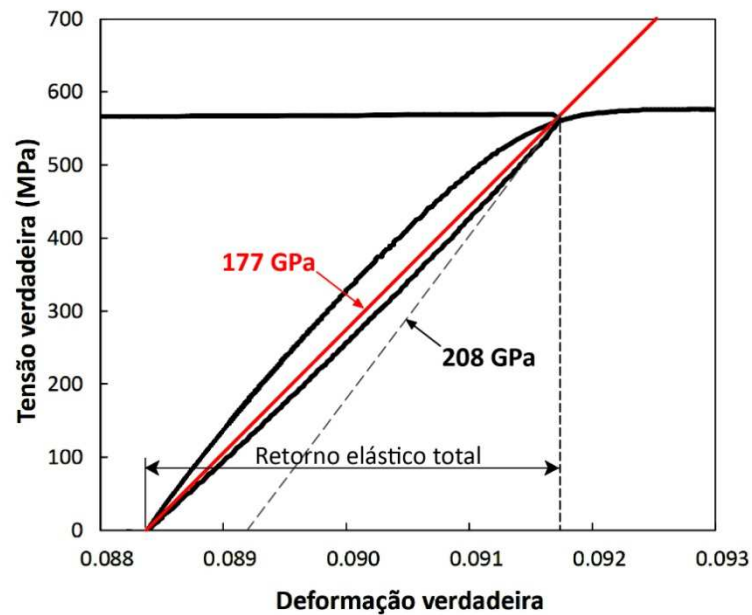


Figura 55 - Módulo de elasticidade no descarregamento versus deformação plástica: aço HSLA360/450

Na Figura 56 são ilustradas as curvas de carregamento e descarregamento do aço HSLA420/490. A redução do módulo de elasticidade no descarregamento foi em média de 16.8%, ocorrida por volta de  $\varepsilon = 0.10$  e tendendo a se estabilizar depois disso. É importante observar na Figura 57 que os resultados da variação do módulo de elasticidade para o aço HSLA420/490 variou bastante entre as amostras nas três orientações (0°, 45° e 90°). A maior diferença ocorreu com os resultados obtidos à 90° da direção de laminação. Isso pode ser justificado pela anisotropia do material representada pelo valor de  $r_{90} = 0,568$ , (ver Tabela 19).





(b)

Figura 56 - Curvas de descarregamento do aço HSLA420/490 – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.

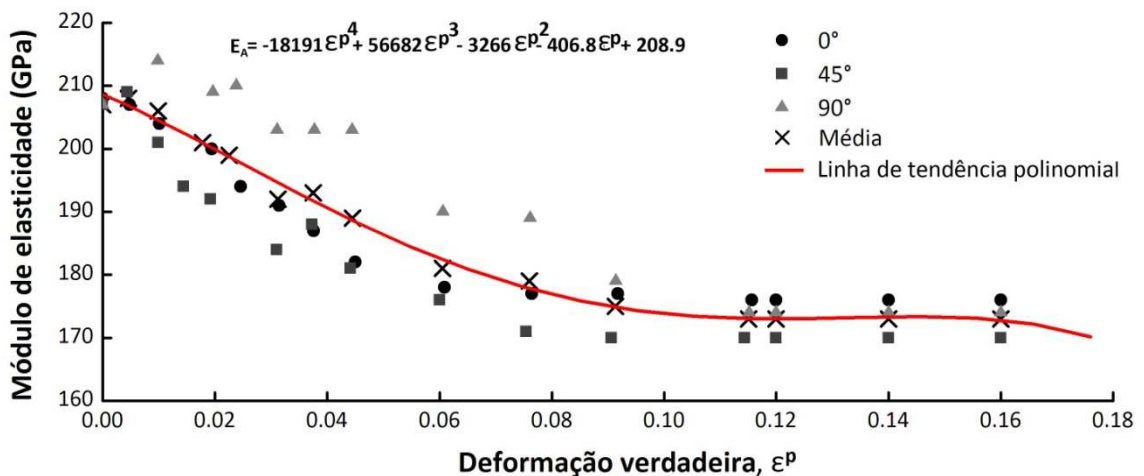
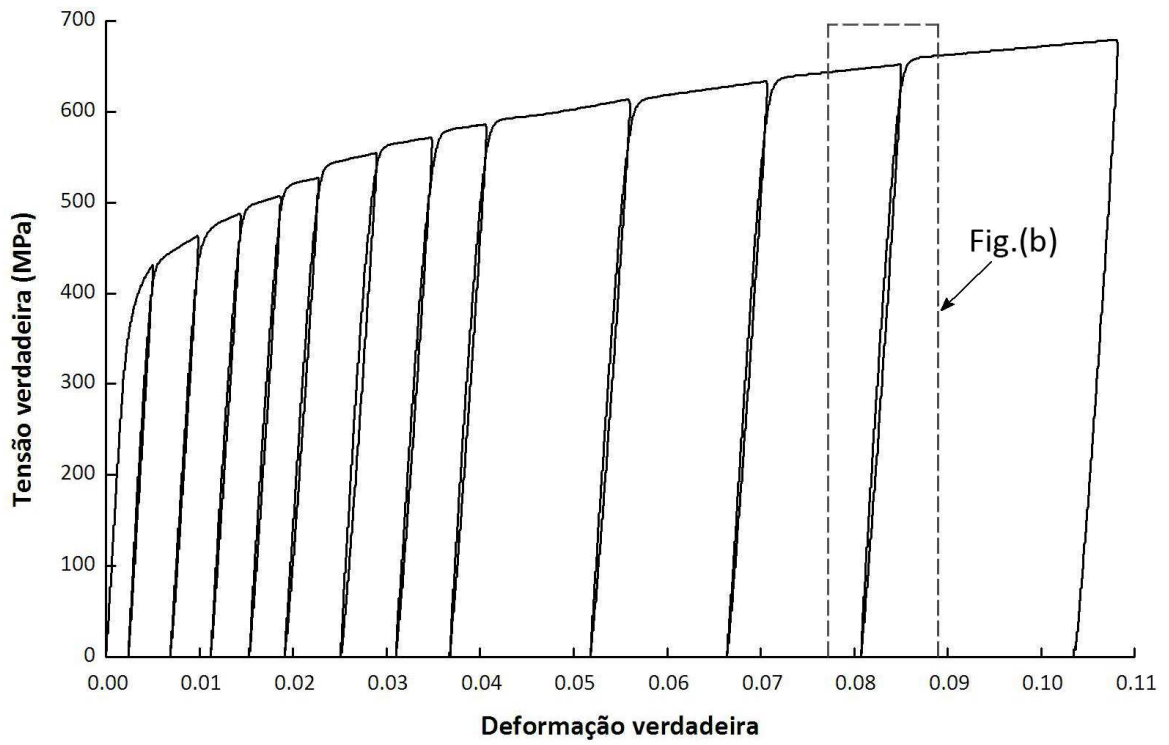
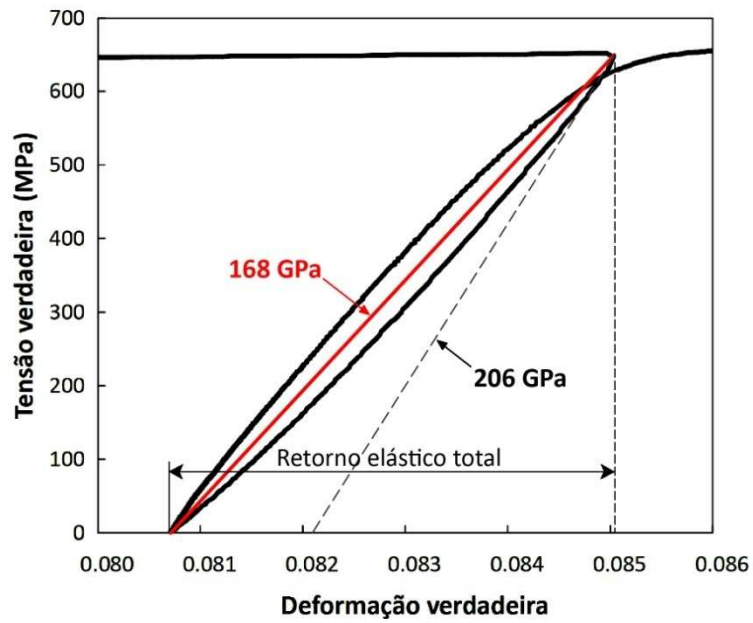


Figura 57 - Módulo de elasticidade no descarregamento versus deformação plástica: aço HSLA420/490

Na Figura 58 são ilustradas as curvas de carregamento e descarregamento do aço DP350/600-A. A redução do módulo de elasticidade no descarregamento foi em média de 20.8%, ocorrida por volta de  $\epsilon = 0.07$  e tendendo a se estabilizar (Figura 59). Nos resultados à  $0^\circ$  da direção de laminação a redução foi mais acentuada até  $\epsilon = 0.03$  e se estabilizou logo após  $\epsilon = 0.05$ .



(a)



(b)

Figura 58 - Curvas de descarregamento do aço DP350/600-A – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.



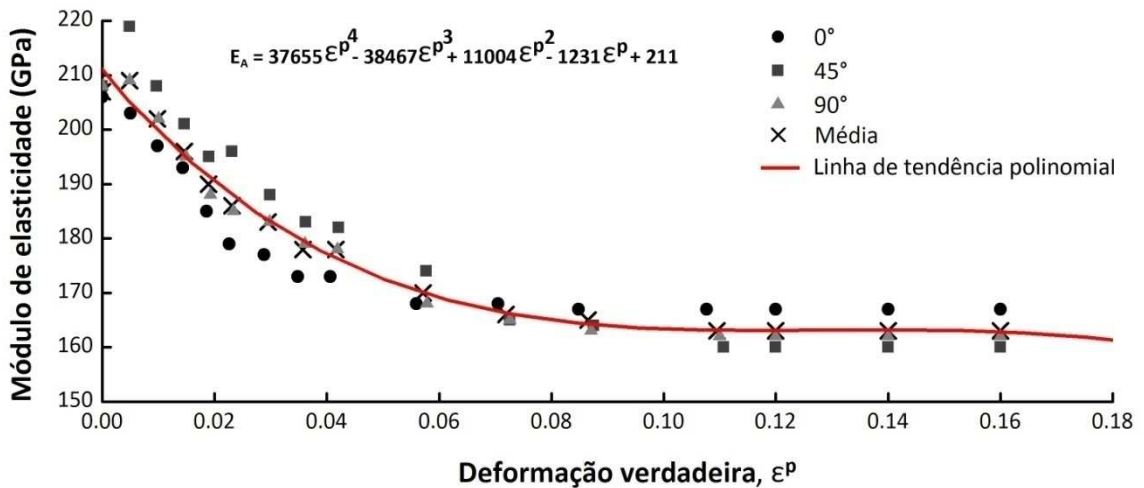
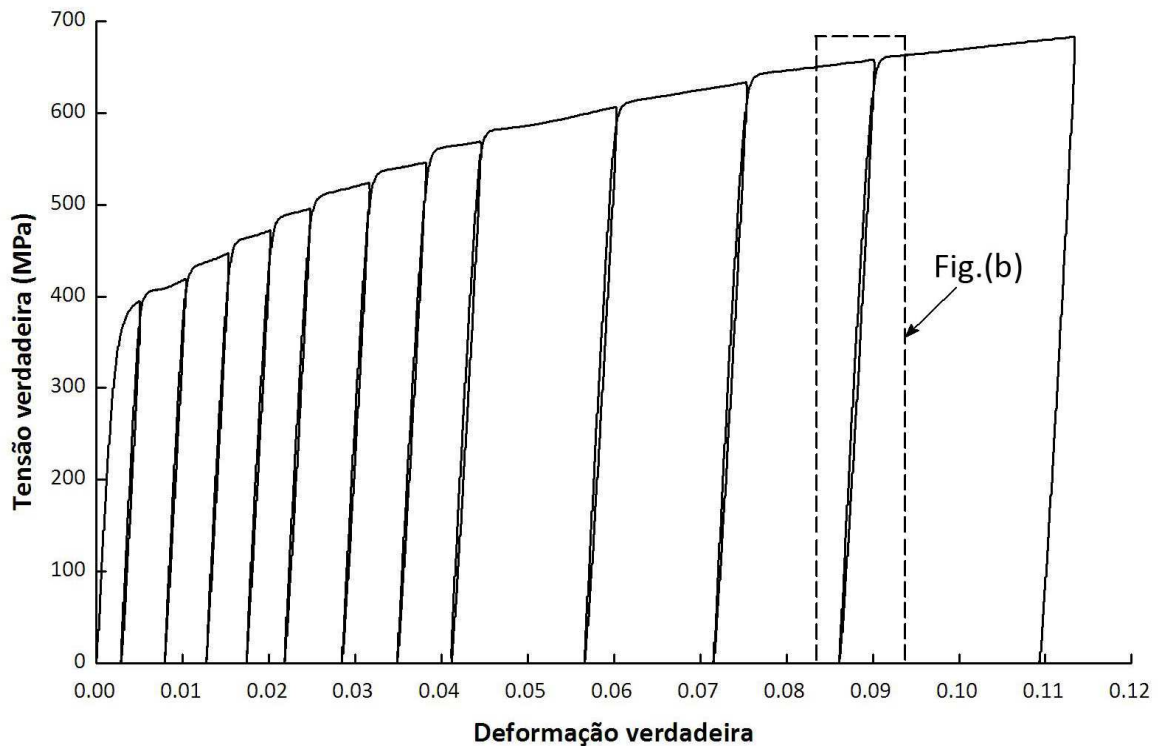


Figura 59 - Módulo de elasticidade no descarregamento versus deformação plástica: aço DP350/600A

Na Figura 60 são ilustradas as curvas de carregamento e descarregamento do aço DP350/600-U. A redução média do módulo de elasticidade no descarregamento foi de 20.3%, ocorrida por volta de  $\varepsilon = 0.08$  e tendeu a se estabilizar depois disso. A maior redução foi observada nos resultados a 45° da direção de laminação com 23.1% e a menor foi a 90° com 16.9%, ambas ocorridas após  $\varepsilon = 0.09$ .



(a)

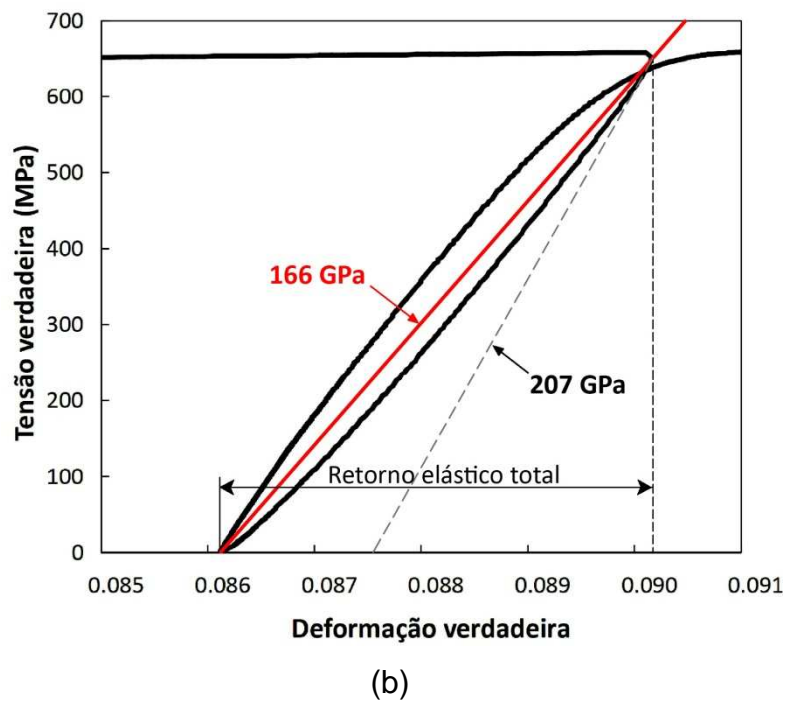


Figura 60 - Curvas de descarregamento do aço DP350/600-U – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.

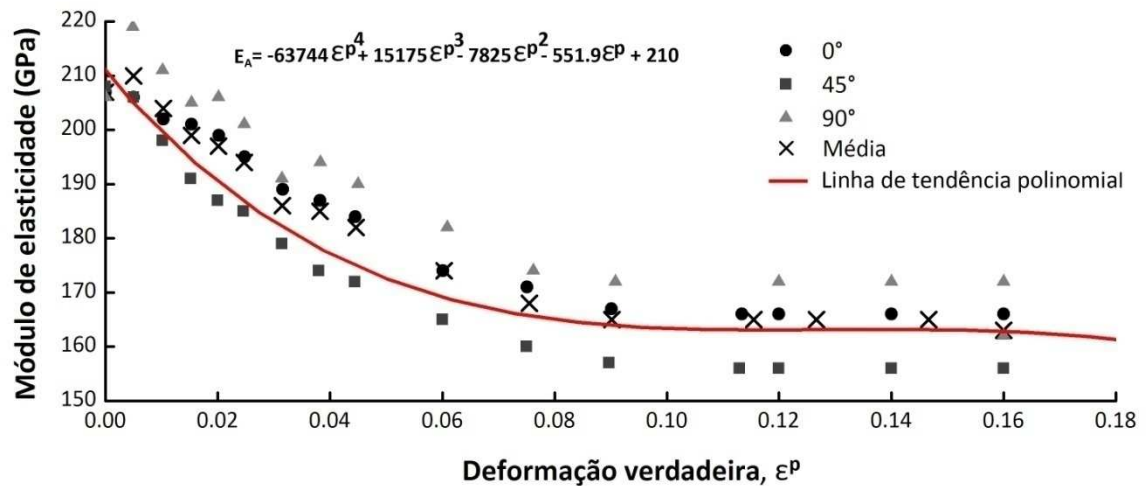
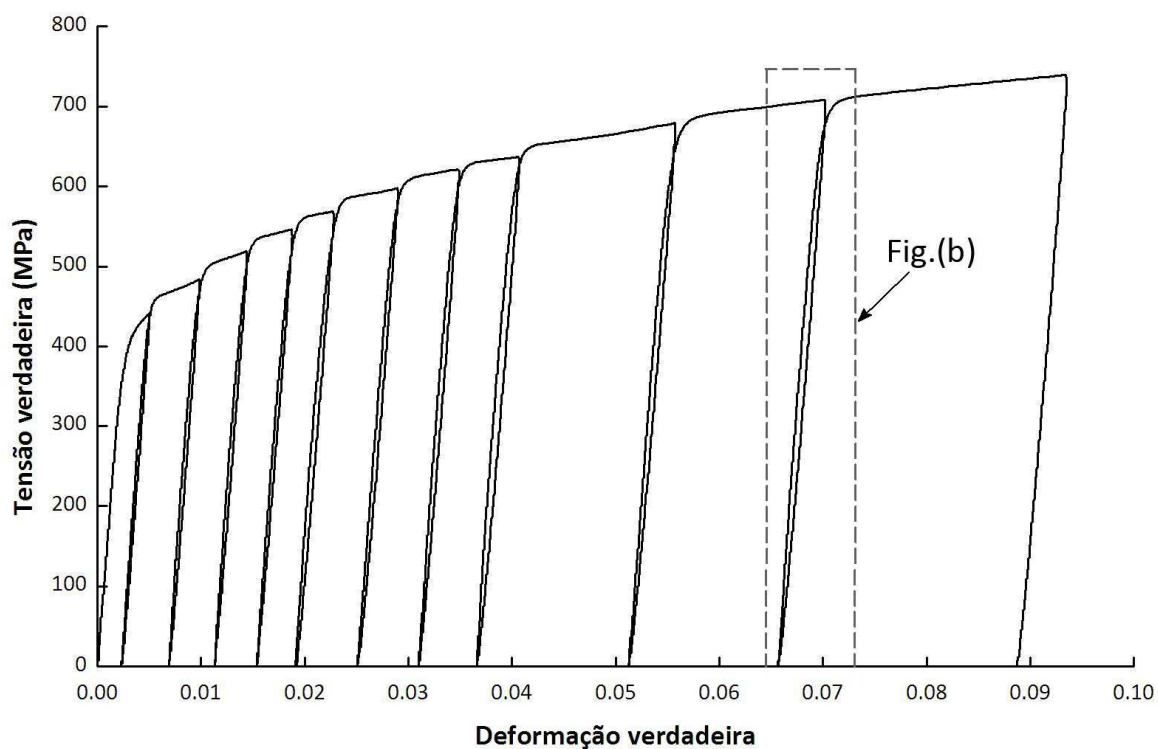
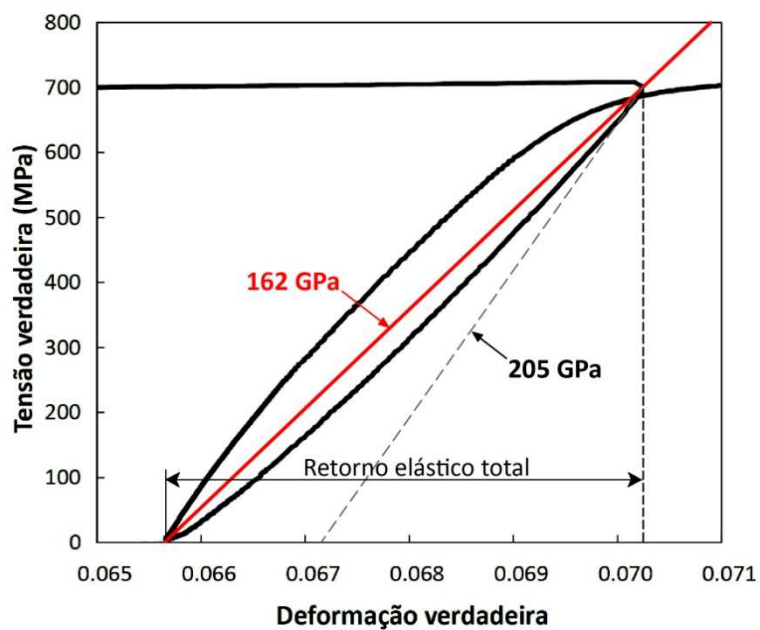


Figura 61 - Módulo de elasticidade no descarregamento versus deformação plástica: aço DP350/600-U

Na Figura 62 são ilustradas as curvas de carregamento e descarregamento do aço DP450/780. A diminuição no módulo de elasticidade no descarregamento foi em média de 20.5%, ocorrida por volta de  $\epsilon = 0.07$  e tendeu a se estabilizar depois disso.



(a)



(b)

Figura 62 - Curvas de descarregamento do aço DP450/780 – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.

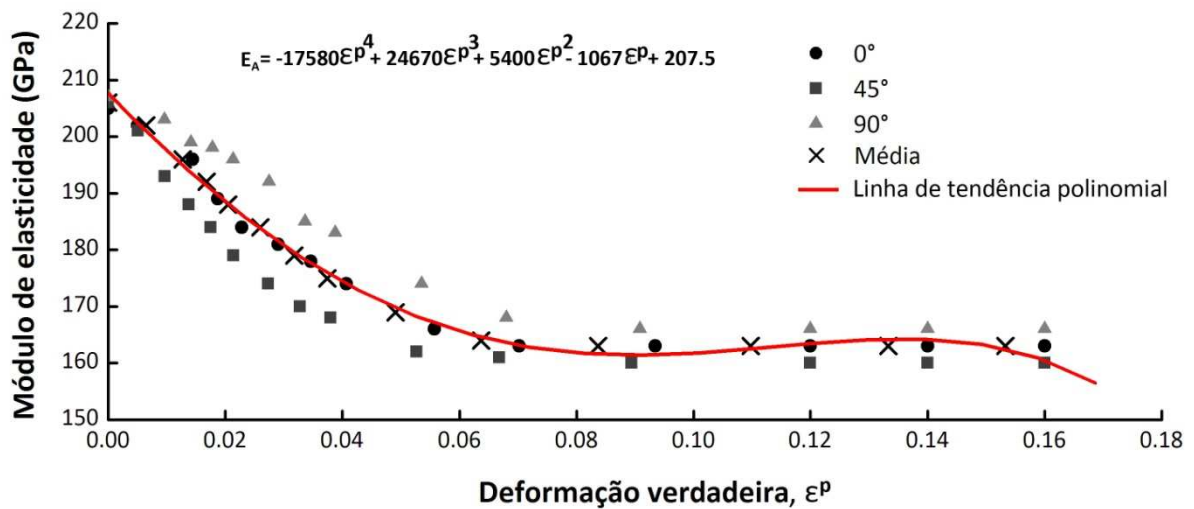
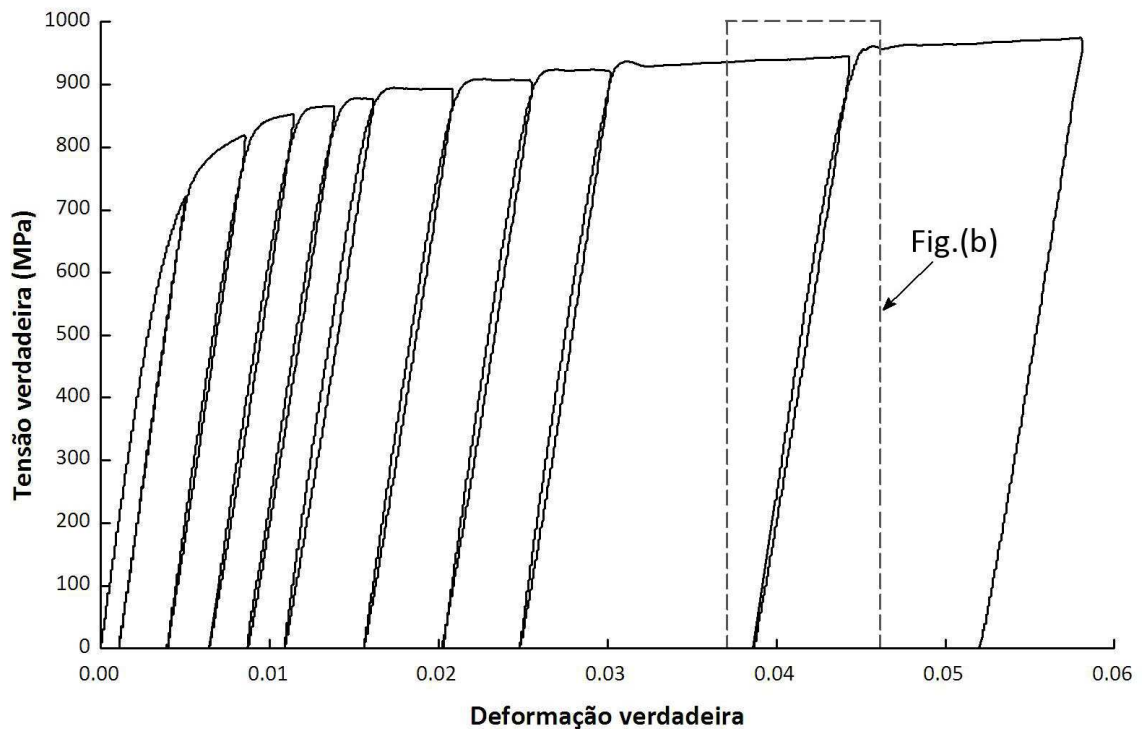
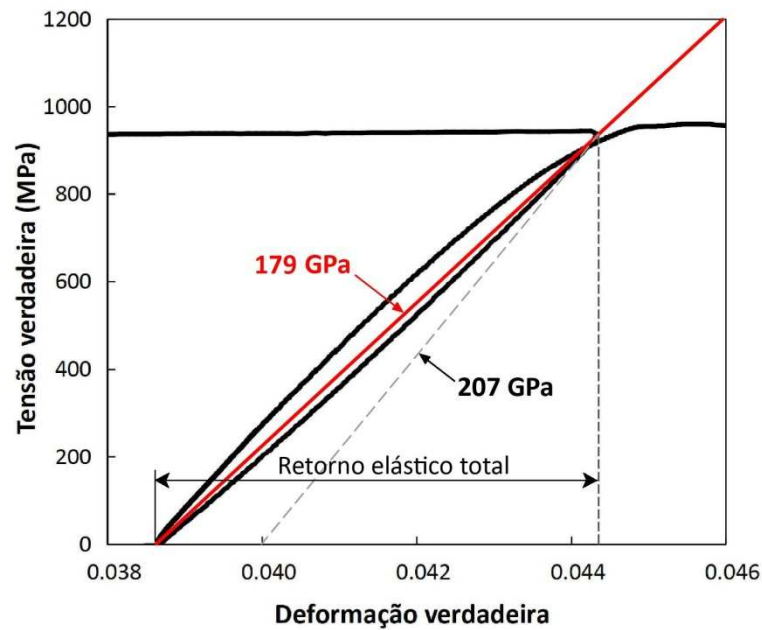


Figura 63 - Módulo de elasticidade no descarregamento versus deformação plástica - aço DP450/780

Na Figura 64 são ilustradas as curvas de carregamento e descarregamento do aço DP750/980. A redução do módulo de elasticidade no descarregamento foi em média de 11.6%, ocorrida por volta de  $\varepsilon = 0.05$  e tendeu a se estabilizar depois disso.



(a)



(b)

Figura 64 - Curvas de descarregamento do aço DP750/980 – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.

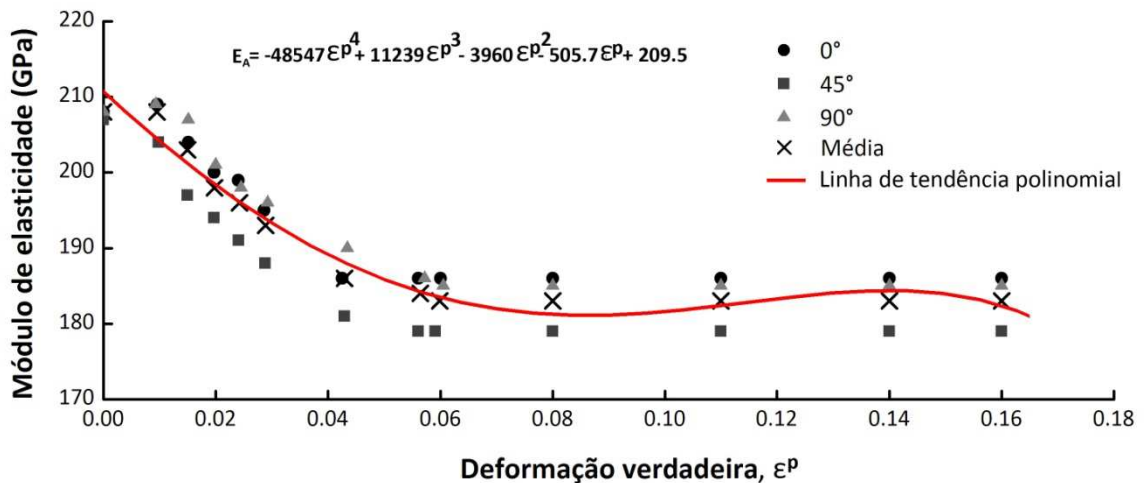
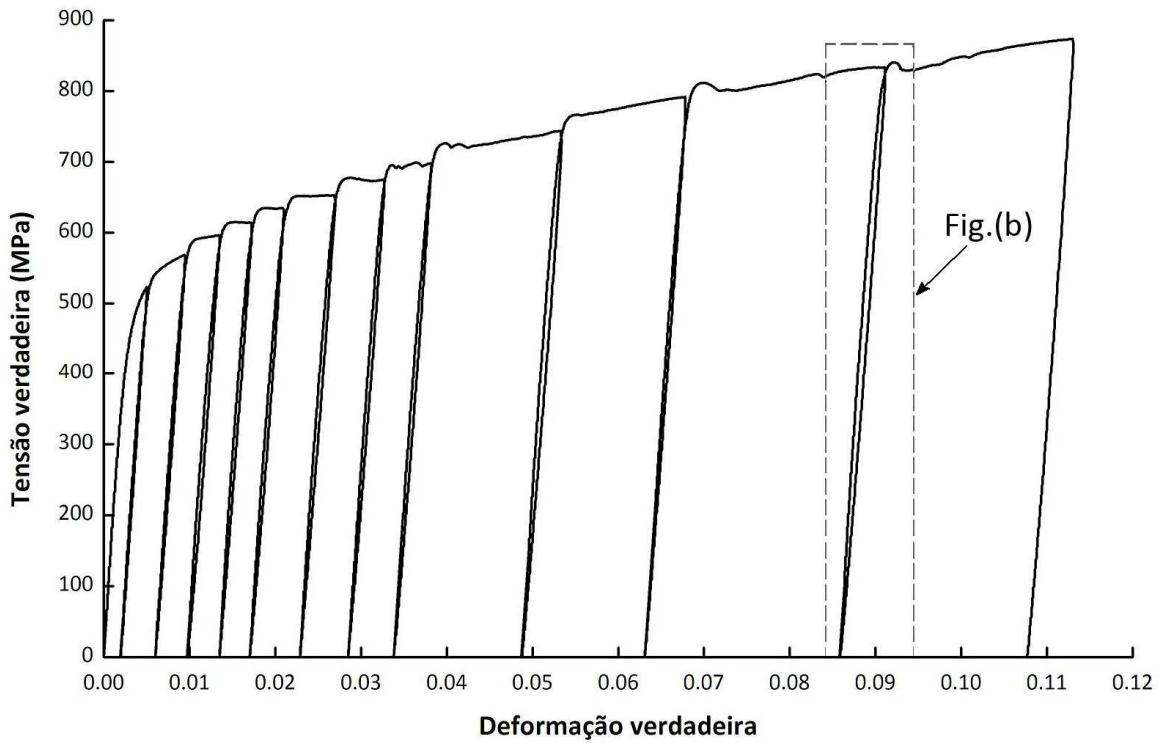
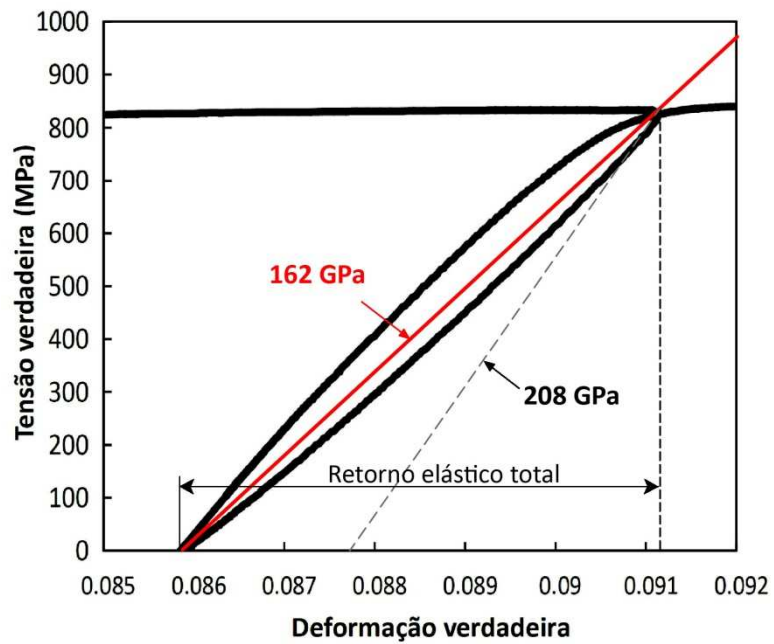


Figura 65 - Módulo de elasticidade no descarregamento vs. deformação plástica: aço DP750/980

Na Figura 66 são ilustradas as curvas de carregamento e descarregamento do aço TRIP450/780. A redução média do módulo de elasticidade no descarregamento foi de 17.8%, ocorrida por volta de  $\epsilon = 0.10$  e tendeu a se estabilizar depois disso. Na direção de laminação o aço TRIP450/780 apresentou uma redução no módulo de elasticidade ainda maior, em torno de 22.1%.



(a)



(b)

Figura 66 - Curvas de descarregamento do aço TRIP450/780 – amostra retirada na direção de laminação, em (a) diferentes percentuais de deformação plástica, em (b) detalhe.

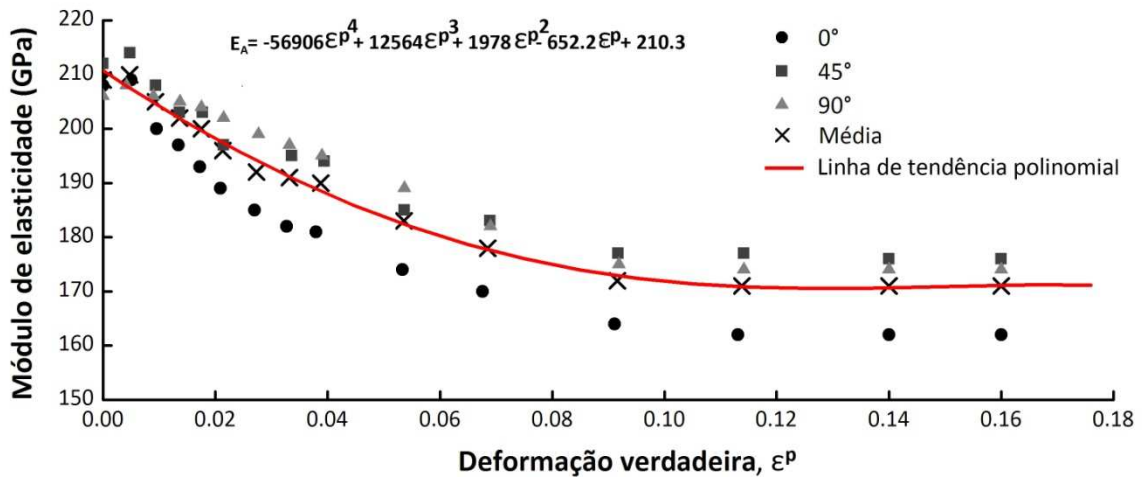


Figura 67 - Módulo de elasticidade no descarregamento vs. deformação plástica: aço TRIP450/780

Todos os materiais apresentaram módulo de elasticidade inicial entre 205 e 212 GPa, faixa de valor típica de aços ao carbono. Na Figura 68 são ilustradas as curvas do módulo de elasticidade no descarregamento versus deformação plástica de todos os materiais ensaiados. As curvas estão representadas pela média dos resultados nas três direções de laminação, e foram extrapoladas após último módulo de elasticidade registrado.

Pode ser observado que com exceção do aço DP750/980 os aços avançados de alta resistência tiveram redução no módulo de elasticidade conforme o limite de resistência que possuía. Em outras palavras, o aço TRIP 450/780 que é o aço que apresentou o maior limite de resistência entre os materiais ensaiados apresentou a maior redução no módulo de elasticidade, seguido pelo aço DP 450/780, do DP350/600-A, do DP350/600-U e por fim os aços convencionais HSLA de menor resistência apresentaram a menor redução no módulo de elasticidade. Eggertsen e Mattisson (2010) chegaram a resultados semelhantes. Os autores analisaram dois aços DP350/600 de diferentes fabricantes e dois aços de baixo carbono - DX56 e 220IF - e verificaram uma maior redução no módulo de elasticidade para os aços de maior resistência. Essa relação é compreensiva se considerarmos que quanto maior a resistência no ponto imediatamente anterior ao descarregamento, maior será a recuperação elástica não linear – que foi observada nas figuras acima – e conseqüentemente, menor será a inclinação da reta secante que indica o módulo de



elasticidade no descarregamento. Entretanto, esse resultado é contrário ao obtido por Cobo *et al.* (2009) que analisou diferentes graus de aços DP e observou que quanto maior a resistência menor foi a redução do módulo de elasticidade. Nesse caso, a principal diferença micro-estrutural entre os aços estudados foi a quantidade de ferrita. Para o aço DP 550/800 - de menor resistência – a matriz era ferrítica com conteúdo de 75%. Para os outros aços DP de maior resistência a ferrita era intergranular com percentagem abaixo de 10% em uma matriz martensítica. A conclusão dos autores foi que a redução do módulo de elasticidade diminui proporcionalmente a diminuição do percentual de ferrita, e a justificativa para isso é o fato que a movimentação de discordâncias é mais fácil em estrutura ferrítica CCC do que na estrutura martensítica. Dessa forma, deformações microplásticas podem ser produzidas em menor quantidade conforme a quantidade de fase ferrita aumenta.

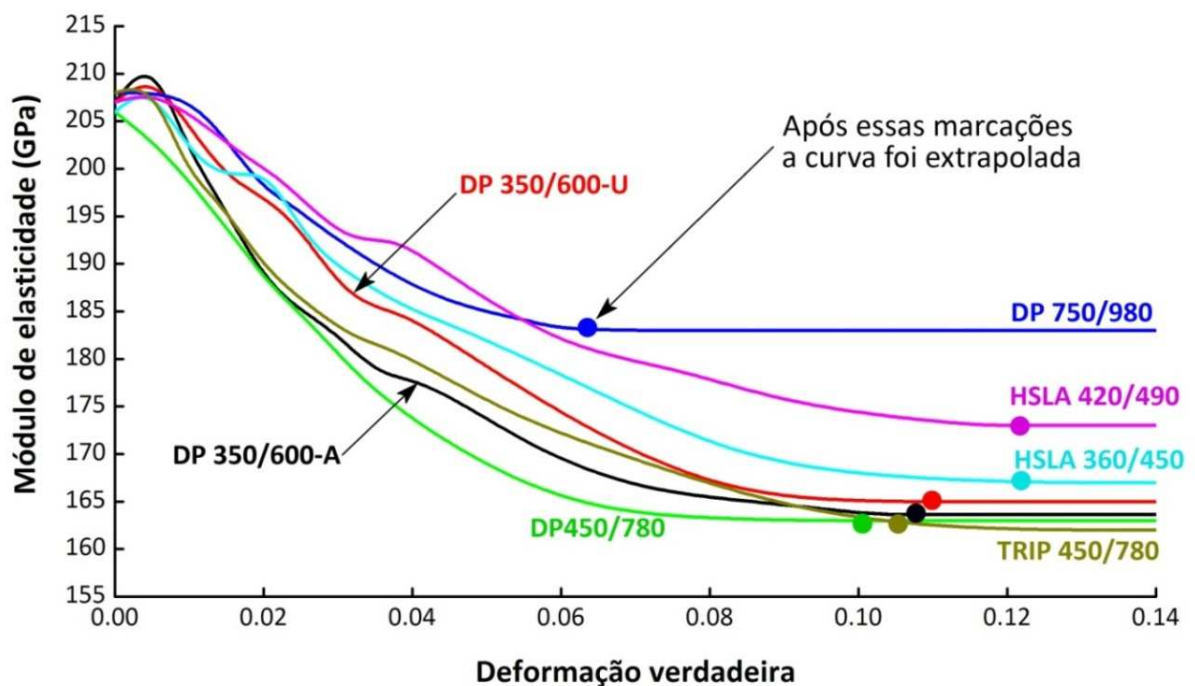


Figura 68 - Módulo de elasticidade no descarregamento vs. deformação plástica

Essa justificativa dada por Cobo *et al.* (2009) pode ser usada para explicar o comportamento do aço DP750/980 da Figura 68. Conforme pode ser visto na micrografia desse aço, ilustrada na Figura 53, ele possui um grande percentual de



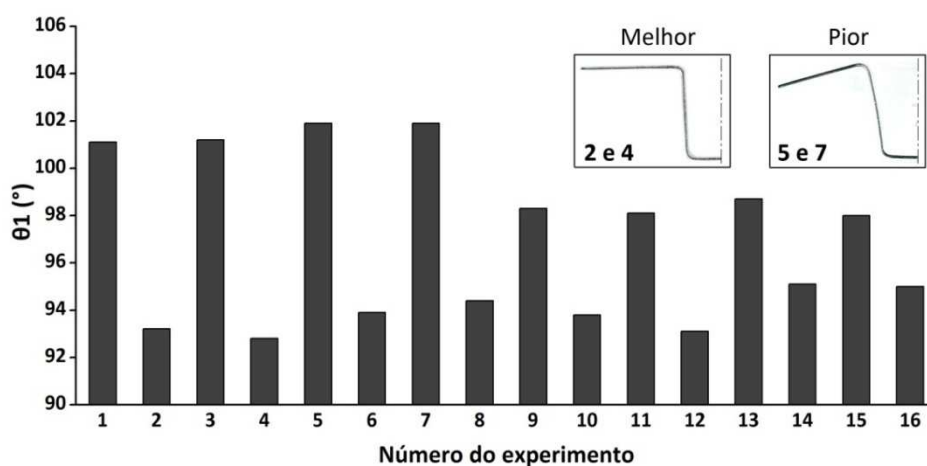
ferrita intergranular em matriz martensítica. Por outro lado, o aço DP450/780 – também de resistência ultra alta - pode ter apresentado comportamento contrário devido ao fato de possuir uma microestrutura ferrítica com martensita em forma de ilhas nos contornos dos grãos.

## 4.2. RESULTADO DOS ENSAIOS PRÁTICOS DE EMBUTIMENTO

### 4.2.1. HSLA420/490

Na Figura 69 são apresentados os resultados do retorno elástico medido após o embutimento do aço HSLA420/490. Os resultados de  $\theta_1$  e  $\theta_2$  mais próximos de  $90^\circ$  representam os melhores resultados, pois produziram o menor retorno elástico. No caso dos resultados de  $\rho$  os raios maiores representam o menor encurvamento de parede e conseqüente melhor resultado. Durante as medições, foi observado que as amostras com raio de curvamento de parede maior que 1000 mm dificultava a medição, pois representava visualmente uma reta. Dessa forma os resultados de  $\rho$  maiores que 1000 mm foram indicados como tendendo ao infinito, ou seja, uma quase-reta.

Pode ser observado que nos três casos de retorno elástico houve grande diferença entre os melhores e piores resultados. Foram  $9.2^\circ$  no  $\theta_1$ ,  $10^\circ$  no  $\theta_2$  e acima de 1000 mm no  $\rho$ .



(a)

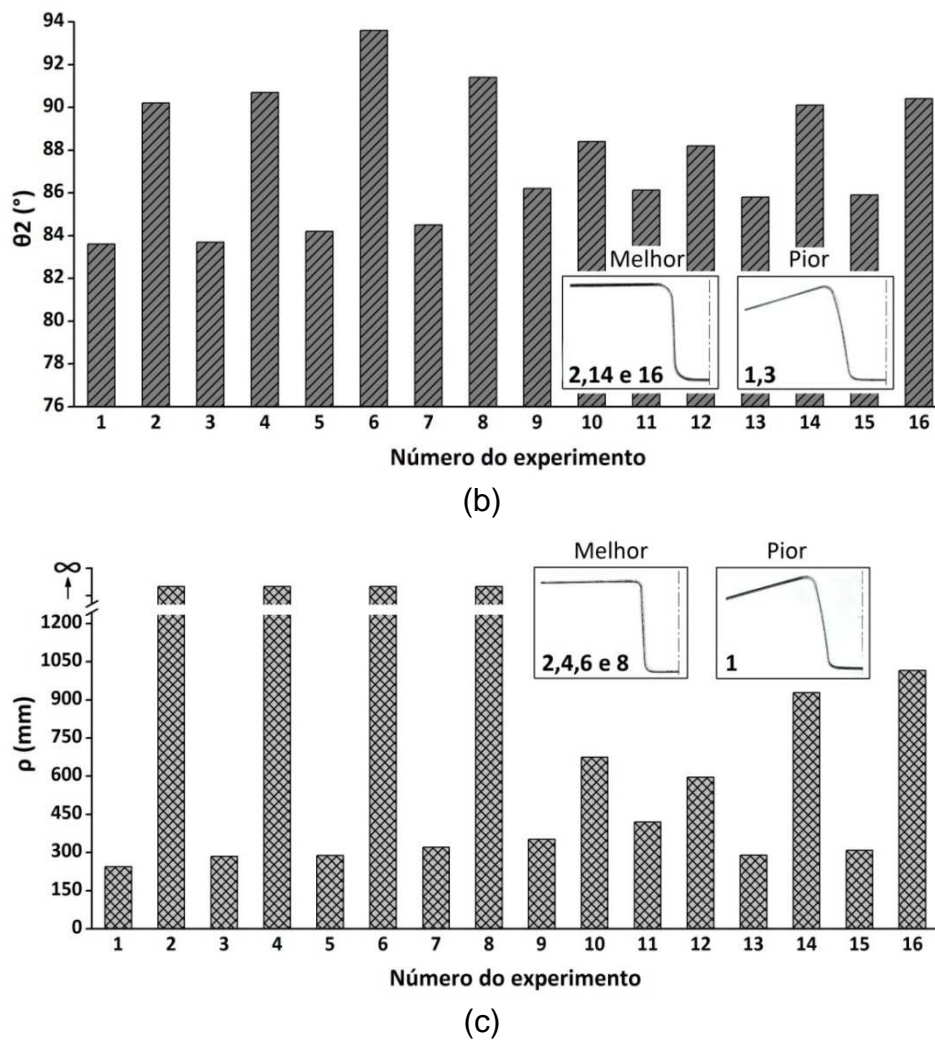


Figura 69 – Retorno elástico após embutimento do aço HSLA420/490; (a)  $\theta_1$ , (b)  $\theta_2$  e (c)  $p$ .

Inicialmente, os dados foram analisados por meio do cálculo de contraste, mencionado na seção 2.2. Na Figura 70 é ilustrado o resultado do contraste com a significância dos fatores e de suas interações. Todos os resultados que se alinham ao longo da reta são negligenciados enquanto que os resultados que se afastaram da reta, indicam a maior significância. O afastamento negativo indica influência do fator 1 e o positivo do fator 2.

Os efeitos significativos sobre o  $\theta_1$  que resultaram desta análise são os efeitos de A, C e D, e a interação AD. No  $\theta_2$  os efeitos significativos são os de A, C e as interações AC e AD. No  $p$  os efeitos significativos são de A e D e da interação AD.

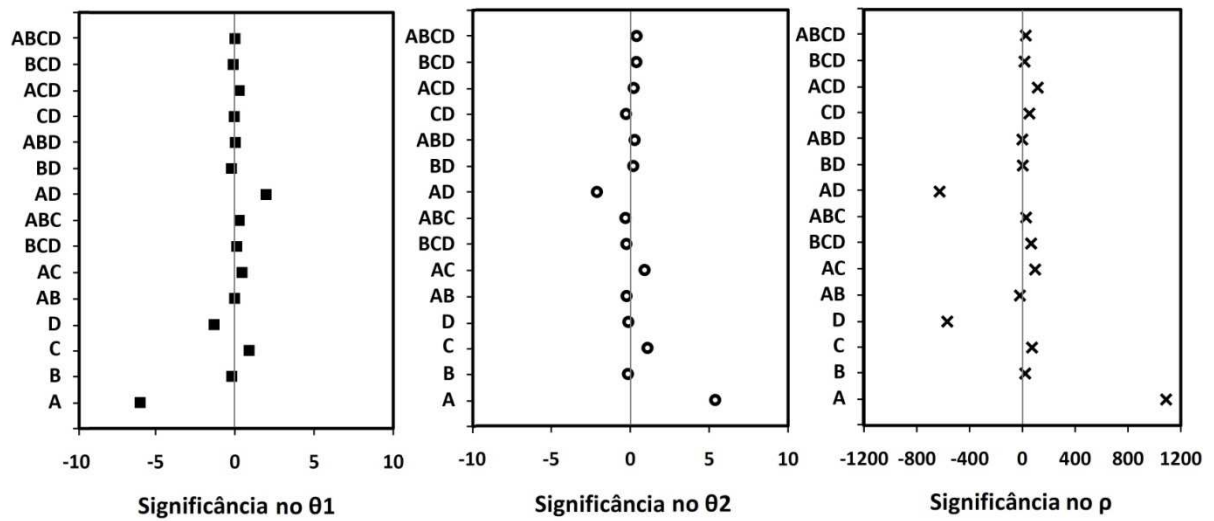


Figura 70 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço HSLA420/490

Outro procedimento estatístico foi realizado por meio da análise de variância usando o valor de P. A ANOVA é apresentada na Tabela 21 e os valores de P menores que 0.05 indicam significância nos resultados. Conforme pode ser observado em negrito na tabela abaixo, os fatores e interações apontados como significativos são os mesmos da análise de contraste.

Uma regra estatística diz que não se pode considerar o efeito principal de um fator quando ele está envolvido em uma interação também significativa. Devido a isso, a interação mais significativa nos resultados do  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $\rho$  foi analisada de forma cruzada, conforme pode ser vista na Figura 71.

Tabela 21 - Análise de variância dos resultados de embutimento do HSLA420/490.

<b>ANOVA para <math>\theta_1</math></b>					
<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>284.400</b>	<b>1</b>	<b>284.400</b>	<b>1338.000</b>	<b>0.000000</b>
(B) Lubrificação	0.300	1	0.300	2.000	0.237519
<b>(C) Folga</b>	<b>6.500</b>	<b>1</b>	<b>6.500</b>	<b>30.000</b>	<b>0.000046</b>
<b>(D) Raio</b>	<b>13.800</b>	<b>1</b>	<b>13.800</b>	<b>65.000</b>	<b>0.000001</b>
A x B	0.000	1	0.000	0.000	0.939816
<b>A x C</b>	<b>1.700</b>	<b>1</b>	<b>1.700</b>	<b>8.000</b>	<b>0.011878</b>
B x C	0.100	1	0.100	1.000	0.454271
<b>A x D</b>	<b>31.200</b>	<b>1</b>	<b>31.200</b>	<b>147.000</b>	<b>0.000000</b>
B x D	0.400	1	0.400	2.000	0.210736
C x D	0.000	1	0.000	0.000	0.820938
A x B x C	0.700	1	0.700	3.000	0.096810
A x B x D	0.000	1	0.000	0.000	0.880006

A x C x D	0.600	1	0.600	3.000	0.110936
B x C x D	0.100	1	0.100	0.000	0.499917
A x B x C x D	0.000	1	0.000	0.000	1.000000
Erro	3.400	16	0.200		

**ANOVA para  $\theta_2$** 

Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	P
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>231.700</b>	<b>1</b>	<b>231.700</b>	<b>261.700</b>	<b>0.000000</b>
(B) Lubrificação	0.200	1	0.200	0.200	0.671421
<b>(C) Folga</b>	<b>9.600</b>	<b>1</b>	<b>9.600</b>	<b>10.800</b>	<b>0.004636</b>
(D) Raio	0.100	1	0.100	0.100	0.725780
A x B	0.400	1	0.400	0.500	0.496934
<b>A x C</b>	<b>6.600</b>	<b>1</b>	<b>6.600</b>	<b>7.400</b>	<b>0.015008</b>
B x C	0.500	1	0.500	0.500	0.474324
<b>A x D</b>	<b>35.500</b>	<b>1</b>	<b>35.500</b>	<b>40.100</b>	<b>0.000010</b>
B x D	0.300	1	0.300	0.300	0.568399
C x D	0.600	1	0.600	0.700	0.431009
A x B x C	0.800	1	0.800	0.800	0.370930
A x B x D	0.600	1	0.600	0.700	0.410324
A x C x D	0.400	1	0.400	0.400	0.520161
B x C x D	1.200	1	1.200	1.400	0.253846
A x B x C x D	1.300	1	1.300	1.500	0.239697
Erro	14.200	16	0.900		

**ANOVA para  $\rho$** 

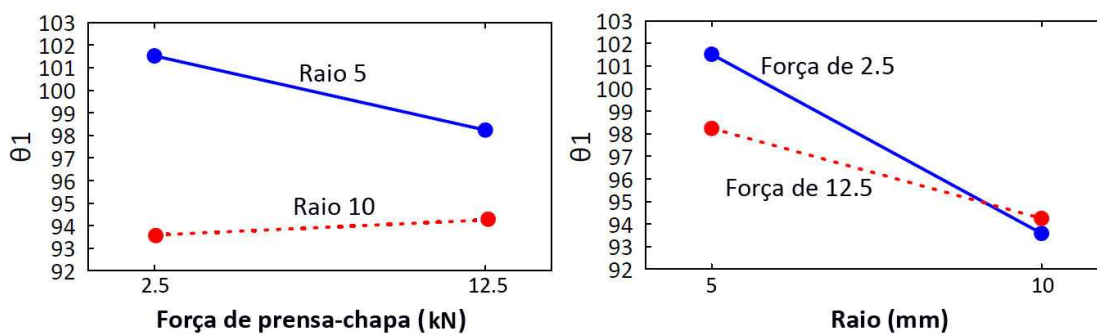
Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	P
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>8128512.000</b>	<b>1</b>	<b>8128512.000</b>	<b>139.601</b>	<b>0.000000</b>
(B) Lubrificação	9384.000	1	9384.000	0.161	0.693391
(C) Folga	2312.000	1	2312.000	0.040	0.844565
<b>(D) Raio</b>	<b>1911990.000</b>	<b>1</b>	<b>1911990.000</b>	<b>32.837</b>	<b>0.000031</b>
A x B	44253.000	1	44253.000	0.760	0.396218
A x C	13203.000	1	13203.000	0.227	0.640379
B x C	35778.000	1	35778.000	0.615	0.444563
<b>A x D</b>	<b>2395861.000</b>	<b>1</b>	<b>2395861.000</b>	<b>41.147</b>	<b>0.000009</b>
B x D	26912.000	1	26912.000	0.462	0.506319
C x D	92881.000	1	92881.000	1.595	0.224687
A x B x C	21841.000	1	21841.000	0.375	0.548847
A x B x D	23871.000	1	23871.000	0.410	0.531049
A x C x D	234270.000	1	234270.000	4.023	0.062086
B x C x D	73920.000	1	73920.000	1.270	0.276472
A x B x C x D	89888.000	1	89888.000	1.544	0.231962
Erro	931627.000	16	58227.000		

No  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $\rho$  a interação mais significativa foi AD e a Figura 71 mostra o comportamento dessa interação. No  $\theta_1$ , a alteração na força de prensa-chapa teve pouca influência quando o raio de 10 mm foi usado ( $r/t = 6.6$ ) sofrendo alteração de menos de  $1^\circ$ . Entretanto, com o raio de 5 mm ( $r/t = 3.3$ ), a alteração na força de prensa-chapa provocou diferença de mais de  $3^\circ$  no  $\theta_1$ . Outra interação significativa no  $\theta_1$  foi AC. Porém, como pode ser visto na Figura 71b a significância foi influenciada pela força de prensa-chapas e não pela folga. O fator que efetivamente

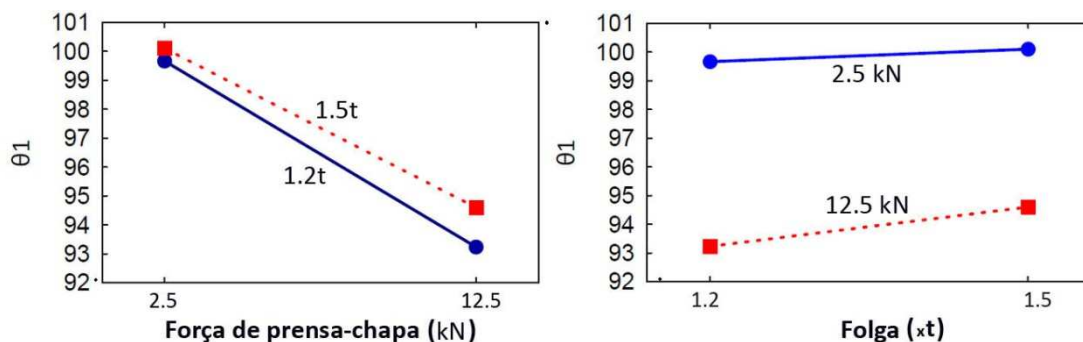
mais influenciou os melhores resultados no  $\theta_1$ , ou seja, com menor retorno elástico, foi o raio de 10 mm. Na Figura 69 pode ser visto que quando o raio de 10 mm foi usado, houve menor variação nos resultados e na média apresentaram menor retorno elástico no  $\theta_1$ .

No  $\theta_2$  a alteração na força de prensa-chapa apresentou comportamento diferente, sendo significativa para os dois raios. No raio de 5 mm a interação com as forças de prensa-chapa provocou variação de até  $8^\circ$  no resultado e no raio 10 mm variação de mais de  $3^\circ$ . Outra interação que se mostrou significativa no  $\theta_2$  foi AC. Porém, assim como aconteceu com o  $\theta_1$ , a significância foi influenciada pela força de prensa-chapas e não pela folga, que influenciou levemente uma melhora com a folga de 1.2t. Os fatores que influenciaram os melhores resultados no  $\theta_2$  foi do raio de 10 mm com a força de prensa-chapa de 12.5 kN e folga de 1.2t.

No  $\rho$  a alteração na força de prensa-chapa não influenciou o resultado quando o raio de 10 mm foi usado. Por outro lado, quando o raio de 5 mm foi usado a influência foi significativa. Os fatores que mais influenciaram os melhores resultados no  $\rho$  foi da força de prensa-chapa de 12.5 kN com raio de 5 mm.



(a)



(b)

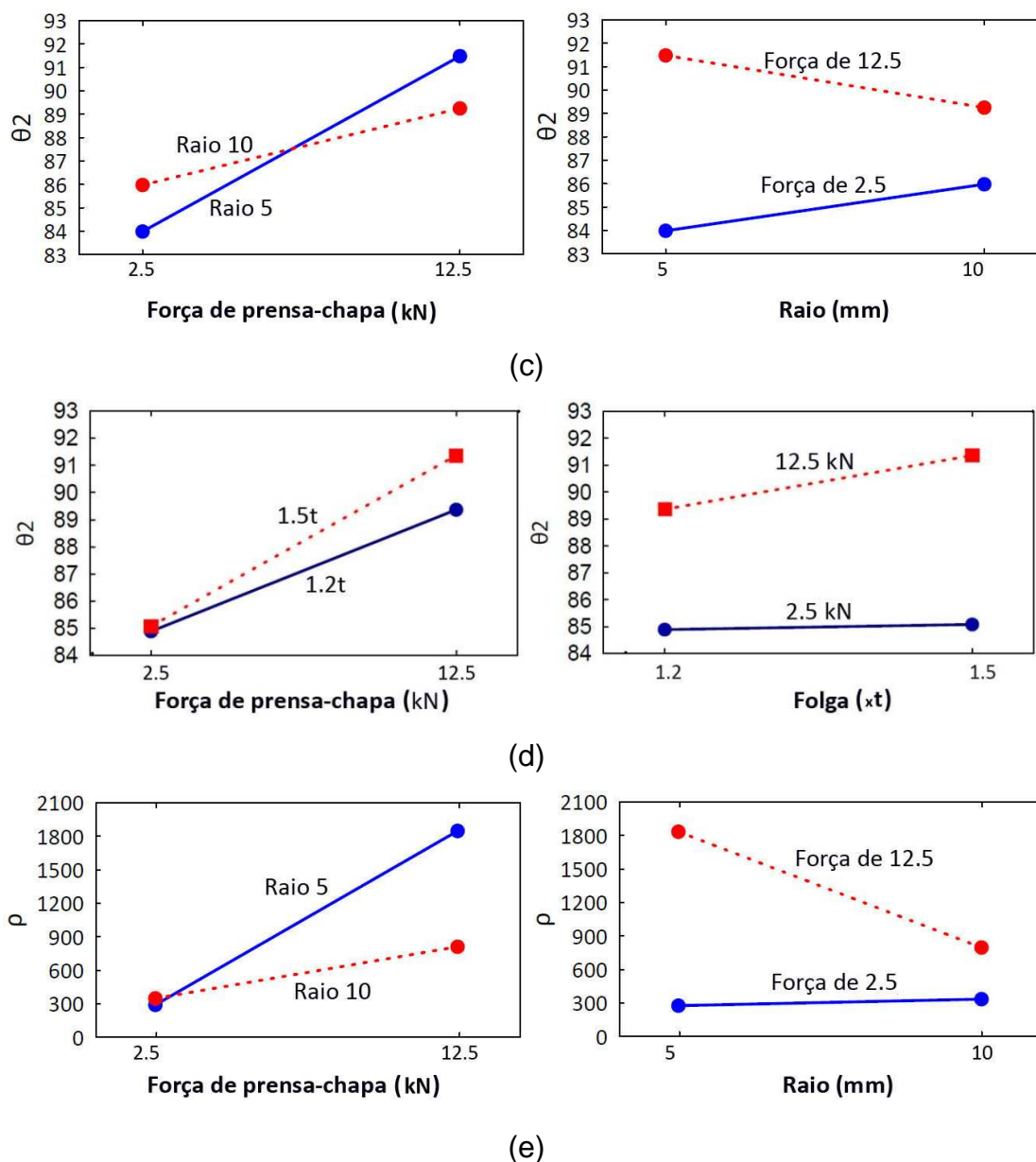
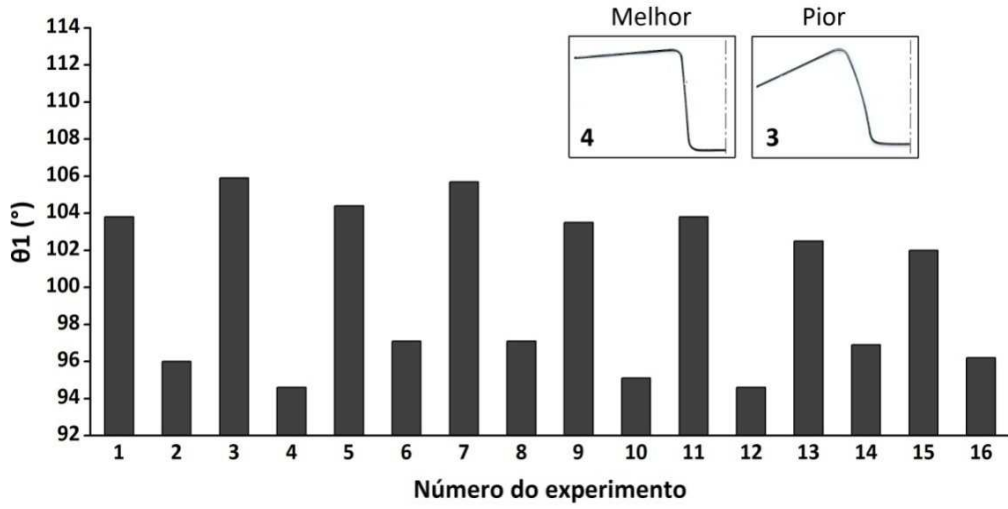


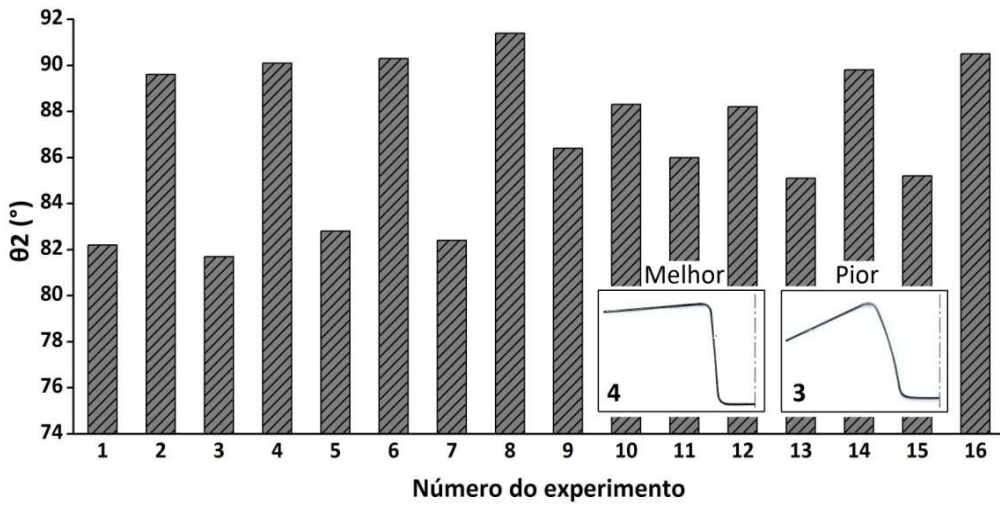
Figura 71 - Principais interações dos fatores no aço HSLA420/490: (a) AD no  $\theta_1$ , (b) AC no  $\theta_1$ , (c) AD no  $\theta_2$ , (d) AC no  $\theta_2$  e (e) AD no  $\rho$ .

#### 4.2.2. DP350/600-A

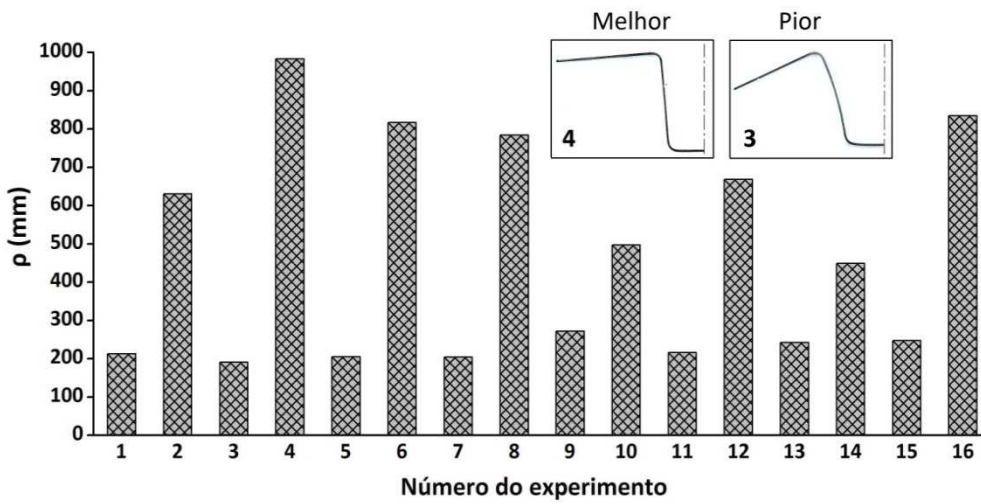
Na Figura 72 são apresentados os resultados do retorno elástico medido após o embutimento do aço DP350/600-A. A diferença entre o menor e o maior resultado foi de  $11.3^\circ$  no  $\theta_1$ ,  $9.7^\circ$  no  $\theta_2$  e 762 mm no  $\rho$ .



(a)



(b)



(c)

Figura 72 – Retorno elástico após embutimento do aço DP350/600-A; (a)  $\theta_1$ , (b)  $\theta_2$  e (c)  $\rho$ .



Na Figura 73 é ilustrada a significância do efeito dos fatores nos resultados. Assim como aconteceu nos casos anteriores, nas três respostas -  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $\rho$  - o valor mais significativo foi do efeito principal da variável A. Nesse caso, a significância de A foi muito maior do que das outras variáveis. Isso fez com que as interações com A também fossem significativas, como por exemplo: AB, AC e AD no  $\theta_1$  e no  $\rho$ , e AD no  $\theta_2$ .

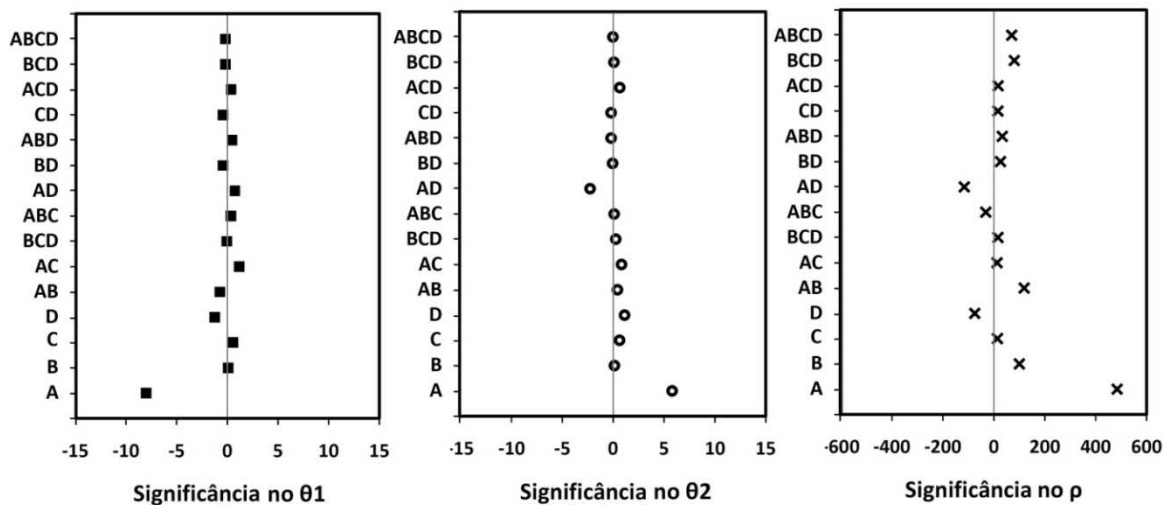


Figura 73 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP350/600-A

O resultado da análise por ANOVA é apresentado na Tabela 22. Conforme pode ser observado em negrito, os fatores e interações apontados como significativos são os mesmos da análise de contraste.

Tabela 22 - Análise de variância dos resultados de embutimento do DP350/600-A.

#### ANOVA para $\theta_1$

Fonte da variação	<i>SQ</i>	<i>Gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>581.400</b>	<b>1</b>	<b>581.400</b>	<b>1093.100</b>	<b>0.000000</b>
(B) Lubrificação	0.300	1	0.300	0.500	0.477622
(C) Folga	2.300	1	2.300	4.300	0.053491
<b>(D) Raio</b>	<b>2.600</b>	<b>1</b>	<b>2.600</b>	<b>5.000</b>	<b>0.040418</b>
<b>A x B</b>	<b>3.900</b>	<b>1</b>	<b>3.900</b>	<b>7.400</b>	<b>0.015301</b>
<b>A x C</b>	<b>5.100</b>	<b>1</b>	<b>5.100</b>	<b>9.600</b>	<b>0.006842</b>
B x C	0.300	1	0.300	0.500	0.477622
<b>A x D</b>	<b>3.800</b>	<b>1</b>	<b>3.800</b>	<b>7.100</b>	<b>0.016897</b>
B x D	0.200	1	0.200	0.500	0.507027
C x D	0.800	1	0.800	1.600	0.225582
A x B x C	0.400	1	0.400	0.800	0.395780



A x B x D	1.200	1	1.200	2.300	0.152361
A x C x D	0.500	1	0.500	0.800	0.370682
B x C x D	0.000	1	0.000	0.000	0.923964
A x B x C x D	0.100	1	0.100	0.200	0.668444
Erro	8.500	16	0.500		

**ANOVA para  $\theta_2$** 

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>Gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>276.700</b>	<b>1</b>	<b>276.700</b>	<b>239.000</b>	<b>0.000000</b>
(B) Lubrificação	0.000	1	0.000	0.000	0.884301
<b>(C) Folga</b>	<b>10.200</b>	<b>1</b>	<b>10.200</b>	<b>8.800</b>	<b>0.008959</b>
<b>(D) Raio</b>	<b>31.800</b>	<b>1</b>	<b>31.800</b>	<b>27.500</b>	<b>0.000081</b>
A x B	1.500	1	1.500	1.300	0.273668
A x C	3.200	1	3.200	2.800	0.116524
B x C	0.400	1	0.400	0.400	0.551808
<b>A x D</b>	<b>21.300</b>	<b>1</b>	<b>21.300</b>	<b>18.400</b>	<b>0.000565</b>
B x D	0.100	1	0.100	0.100	0.758960
C x D	1.000	1	1.000	0.900	0.362966
A x B x C	0.000	1	0.000	0.000	0.909875
A x B x D	0.100	1	0.100	0.100	0.734584
A x C x D	0.200	1	0.200	0.200	0.663288
B x C x D	0.300	1	0.300	0.300	0.617499
A x B x C x D	0.000	1	0.000	0.000	0.987095
Erro	18.500	16	1.200		

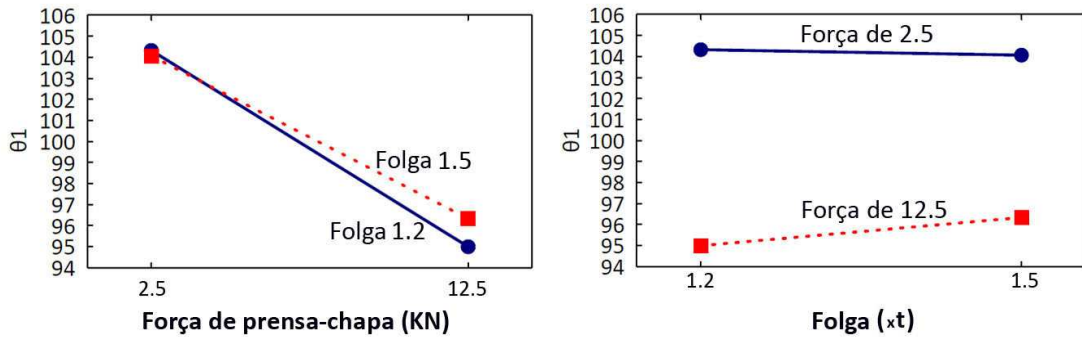
**ANOVA para  $\rho$** 

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>Gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>2002501.000</b>	<b>1</b>	<b>2002501.000</b>	<b>449.032</b>	<b>0.000000</b>
<b>(B) Lubrificação</b>	<b>53383.000</b>	<b>1</b>	<b>53383.000</b>	<b>11.970</b>	<b>0.003226</b>
(C) Folga	17438.000	1	17438.000	3.910	0.065486
<b>(D) Raio</b>	<b>29101.000</b>	<b>1</b>	<b>29101.000</b>	<b>6.525</b>	<b>0.021210</b>
<b>A x B</b>	<b>84153.000</b>	<b>1</b>	<b>84153.000</b>	<b>18.870</b>	<b>0.000502</b>
<b>A x C</b>	<b>29101.000</b>	<b>1</b>	<b>29101.000</b>	<b>6.525</b>	<b>0.021210</b>
B x C	2000.000	1	2000.000	0.449	0.512582
<b>A x D</b>	<b>64351.000</b>	<b>1</b>	<b>64351.000</b>	<b>14.430</b>	<b>0.001577</b>
B x D	4778.000	1	4778.000	1.071	0.316045
C x D	5025.000	1	5025.000	1.127	0.304222
A x B x C	12285.000	1	12285.000	2.755	0.116432
A x B x D	8745.000	1	8745.000	1.961	0.180505
A x C x D	2228.000	1	2228.000	0.500	0.489865
<b>B x C x D</b>	<b>29222.000</b>	<b>1</b>	<b>29222.000</b>	<b>6.553</b>	<b>0.020984</b>
<b>A x B x C x D</b>	<b>24035.000</b>	<b>1</b>	<b>24035.000</b>	<b>5.390</b>	<b>0.033782</b>
Erro	71353.000	16	4460.000		

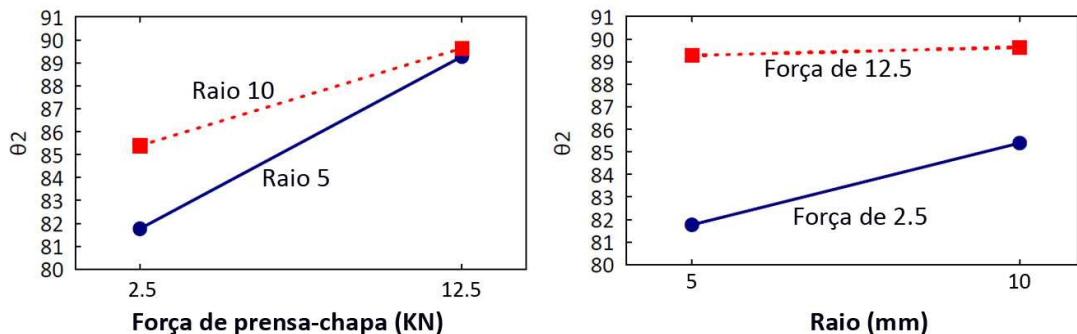
No  $\theta_1$  a interação mais significativa foi AC, no  $\theta_2$  foi AD e no  $\rho$  foi AB. A Figura 74 mostra o comportamento dessas interações. No  $\theta_1$  a alteração na força de prensa-chapa teve grande influência para ambas as condições de folga, alterando o resultado em quase 8°. A alteração na folga usando força de prensa-chapa de 2.5 kN não provocou nenhuma alteração no resultado e para a força de 12.5 kN a alteração ficou próxima de 1°. Os fatores que mais influenciaram os melhores resultados no  $\theta_1$  foi a força de prensa-chapa de 12.5 kN e folga de 1.2t.

No  $\theta_2$  a alteração na força de prensa-chapa produziu alteração no resultado de até  $8^\circ$  quando o raio de 5 mm foi usado e próximo de  $4^\circ$  com o raio de 10 mm. A alteração de raio não provocou alteração nos resultados quando usada força de prensa-chapa de 12.5 kN. O fator que influenciou o melhor resultado no  $\theta_2$  foi a força de prensa-chapa de 12.5 kN.

No  $\rho$  a alteração na força de prensa-chapa influenciou alteração no resultado para ambas as condições de lubrificação, sendo um pouco mais acentuada para a condição sem lubrificação. As condições, com e sem lubrificação não influenciaram o resultado quando a força de prensa-chapa de 2.5 kN foi usada. Outra interação significativa no  $\rho$  foi AC. Porém, assim como aconteceu nos casos anteriores de significância dessa interação, na Figura 74d mostra que a significância foi influenciada pela força de prensa-chapas e não pela folga. Os fatores que efetivamente influenciaram os melhores resultados no  $\rho$  foi da força de prensa-chapa de 12.5 kN sem lubrificação.



(a)



(b)

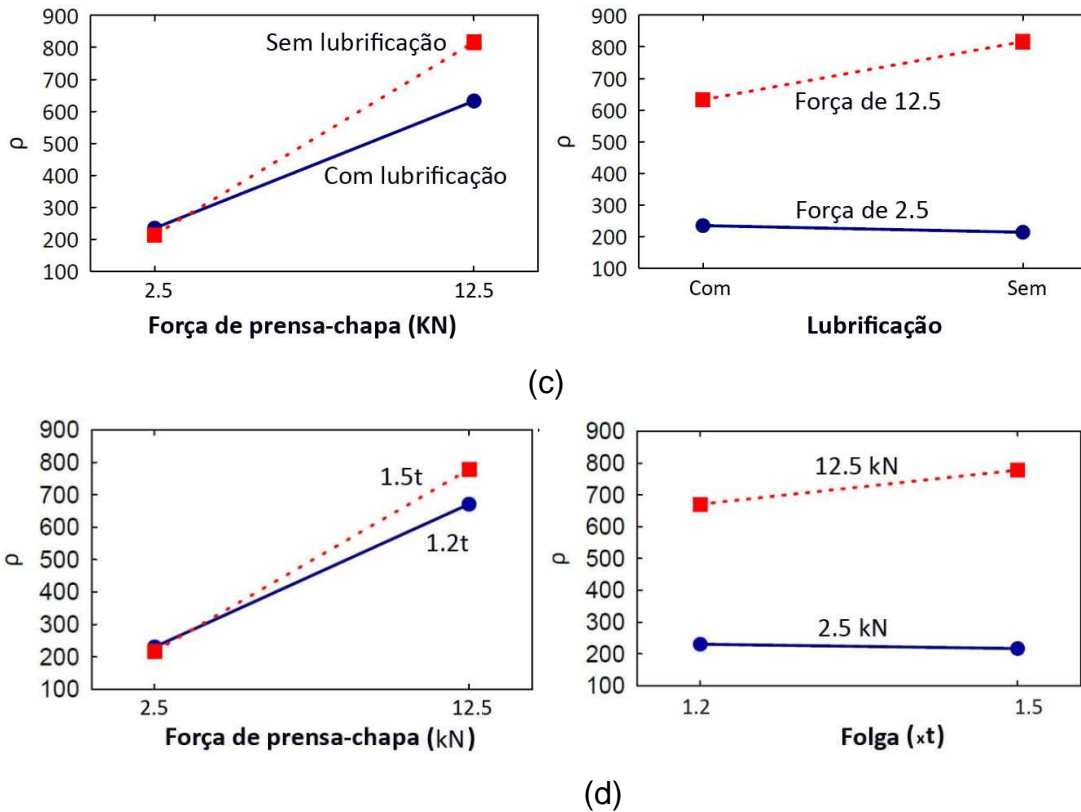
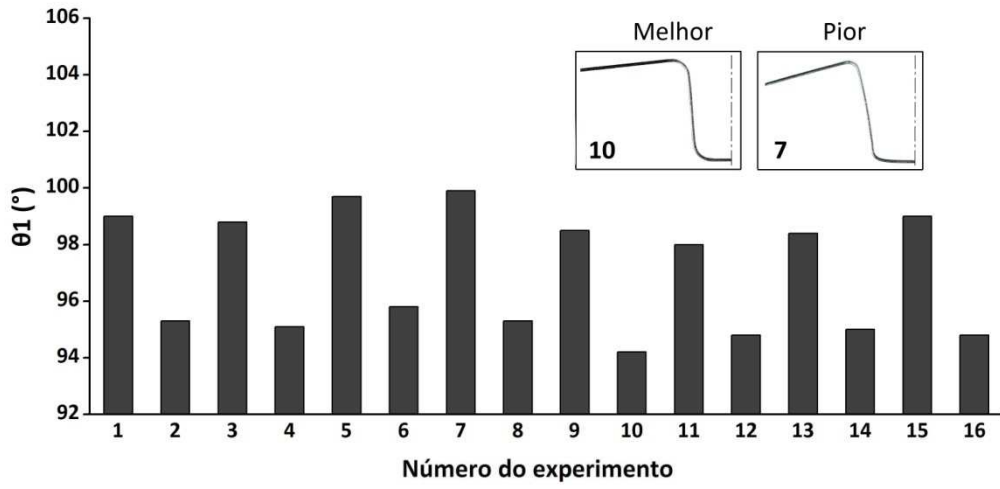


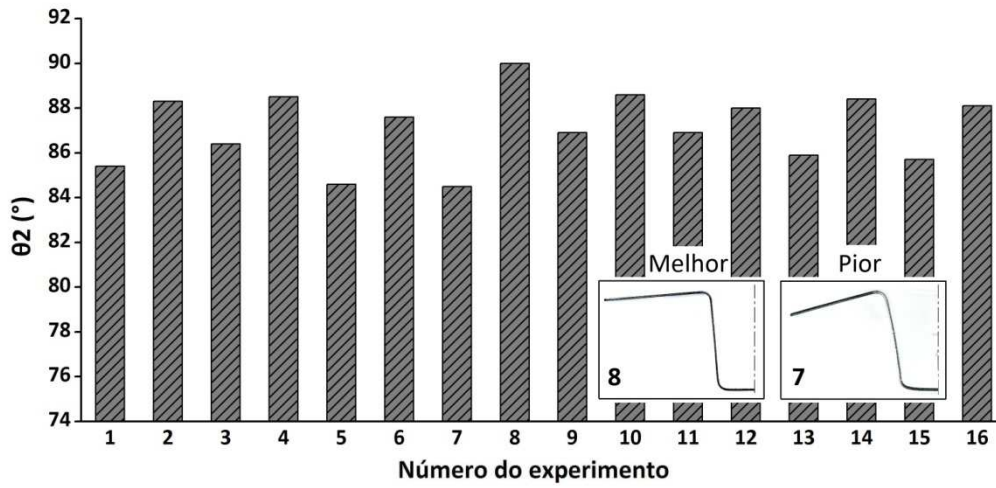
Figura 74 - Principais interações dos fatores no aço DP350/600-A: (a) AC no  $\theta_1$ , (b) AD no  $\theta_2$ , (c) AB no  $\rho$  e (d) AC no  $\rho$ .

#### 4.2.3. DP350/600-U

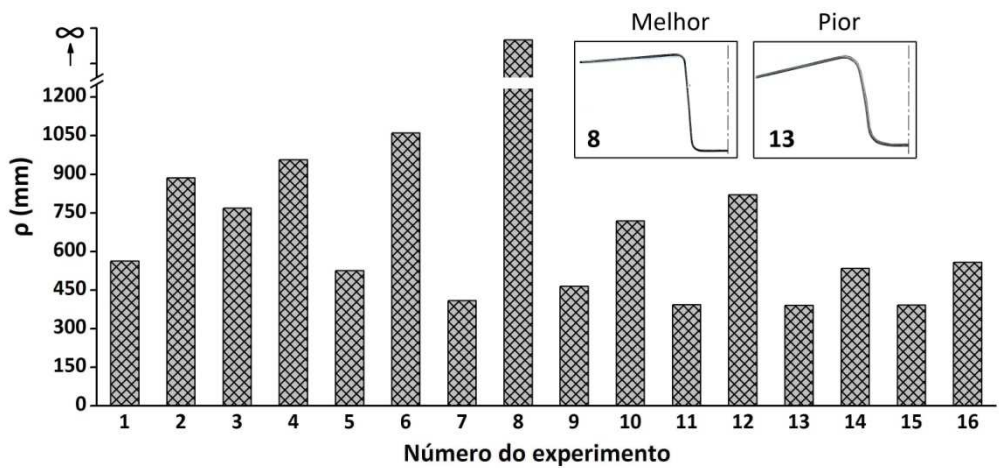
Na Figura 75 são apresentados os resultados do retorno elástico medido após o embutimento do aço DP350/600-U. Pode ser observado que não teve grandes variações entre as 16 condições ensaiadas, apenas entre as condições pares e ímpares que evidencia a influência principal da força de prensa chapas. A diferença entre o menor e o maior resultado foi de  $5.7^\circ$  no  $\theta_1$ ,  $5.5^\circ$  no  $\theta_2$  e acima de 1000 mm no  $\rho$ . O DP350/600-U foi o material ensaiado com menor retorno elástico.



(a)



(b)



(c)

Figura 75 – Retorno elástico após embutimento do aço DP350/600-U; (a)  $\theta_1$ , (b)  $\theta_2$  e (c)  $\rho$ .

Na Figura 76 é ilustrada a significância do efeito dos fatores nos resultados. Os resultados de significância foram muito semelhantes aos do aço DP350/600-U. Assim como aconteceu no naquele aço, a variável A apresentou efeito principal nas três respostas -  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $\rho$ . O que chamou a atenção nos resultados foi a expressiva significância de D no  $\rho$ , que é explicada pela maior espessura na chapa do aço DP350/600-U. O raio de 5 mm exerceu maior efeito no aço DP350/600-U devido a espessura de 2 mm que resultou em uma relação de R/t de 2.5 mm contra 3.3 mm do aço DP350/600-A.

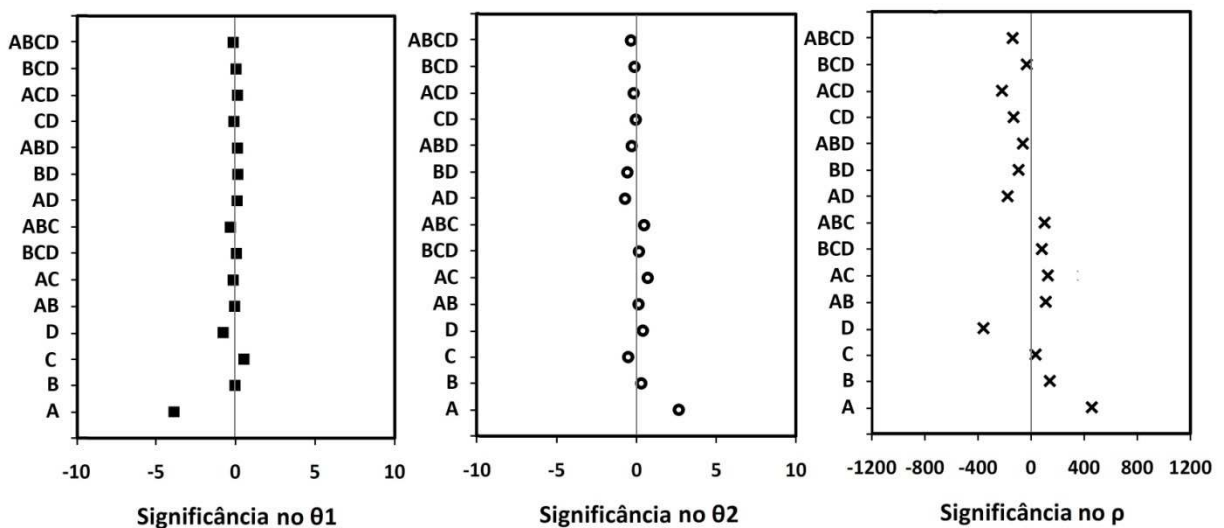


Figura 76 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP350/600-U

O resultado da análise por ANOVA é apresentado na Tabela 23. Assim como aconteceu nos casos anteriores os fatores e interações apontados como significativos são os mesmos da análise de contraste.

Tabela 23 - Análise de variância dos resultados de embutimento do DP350/600-U.

#### ANOVA para $\theta_1$

Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	P
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>127.600</b>	<b>1</b>	<b>127.600</b>	<b>289.800</b>	<b>0.000000</b>
(B) Lubrificação	0.200	1	0.200	0.400	0.548663
<b>(C) Folga</b>	<b>4.400</b>	<b>1</b>	<b>4.400</b>	<b>10.100</b>	<b>0.005938</b>
(D) Raio	0.100	1	0.100	0.300	0.619639
A x B	0.100	1	0.100	0.100	0.733609
A x C	0.200	1	0.200	0.400	0.548663

B x C	0.000	1	0.000	0.000	0.895694
A x D	1.600	1	1.600	3.600	0.076804
B x D	0.500	1	0.500	1.100	0.314259
C x D	0.000	1	0.000	0.000	0.979076
A x B x C	0.200	1	0.200	0.400	0.514890
A x B x D	0.500	1	0.500	1.200	0.290891
A x C x D	0.100	1	0.100	0.300	0.619639
B x C x D	0.100	1	0.100	0.200	0.694728
A x B x C x D	0.100	1	0.100	0.200	0.656708
Erro	7.000	16	0.400		

**ANOVA para  $\theta_2$** 

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>72.000</b>	<b>1</b>	<b>72.000</b>	<b>103.700</b>	<b>0.000000</b>
(B) Lubrificação	0.800	1	0.800	1.100	0.304570
(C) Folga	0.000	1	0.000	0.000	1.000000
<b>(D) Raio</b>	<b>10.400</b>	<b>1</b>	<b>10.400</b>	<b>14.900</b>	<b>0.001383</b>
A x B	0.200	1	0.200	0.300	0.588864
<b>A x C</b>	<b>3.600</b>	<b>1</b>	<b>3.600</b>	<b>5.200</b>	<b>0.035864</b>
B x C	0.500	1	0.500	0.600	0.431980
<b>A x D</b>	<b>3.800</b>	<b>1</b>	<b>3.800</b>	<b>5.400</b>	<b>0.032990</b>
B x D	1.600	1	1.600	2.300	0.146181
C x D	0.200	1	0.200	0.300	0.588864
A x B x C	3.000	1	3.000	4.300	0.054063
A x B x D	0.600	1	0.600	0.900	0.364473
A x C x D	0.100	1	0.100	0.100	0.707592
B x C x D	0.600	1	0.600	0.900	0.364473
A x B x C x D	2.200	1	2.200	3.200	0.093735
Erro	11.100	16	0.700		

**ANOVA para  $\rho$** 

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>1295245.000</b>	<b>1</b>	<b>1295245.000</b>	<b>57.310</b>	<b>0.000001</b>
(B) Lubrificação	18915.000	1	18915.000	0.837	0.373860
(C) Folga	57291.000	1	57291.000	2.535	0.130914
<b>(D) Raio</b>	<b>337842.000</b>	<b>1</b>	<b>337842.000</b>	<b>14.948</b>	<b>0.001368</b>
A x B	48516.000	1	48516.000	2.147	0.162255
<b>A x C</b>	<b>207046.000</b>	<b>1</b>	<b>207046.000</b>	<b>9.161</b>	<b>0.008020</b>
B x C	20301.000	1	20301.000	0.898	0.357348
<b>A x D</b>	<b>151800.000</b>	<b>1</b>	<b>151800.000</b>	<b>6.717</b>	<b>0.019672</b>
B x D	17298.000	1	17298.000	0.765	0.394596
<b>C x D</b>	<b>166465.000</b>	<b>1</b>	<b>166465.000</b>	<b>7.365</b>	<b>0.015328</b>
A x B x C	24090.000	1	24090.000	1.066	0.317228
A x B x D	10658.000	1	10658.000	0.472	0.502095
<b>A x C x D</b>	<b>340312.000</b>	<b>1</b>	<b>340312.000</b>	<b>15.058</b>	<b>0.001327</b>
B x C x D	5304.000	1	5304.000	0.235	0.634623
A x B x C x D	27848.000	1	27848.000	1.232	0.283391
Erro	361613.000	16	22601.000		

No  $\theta_2$  a interação mais significativa foi AD e no  $\rho$  foi AC. A Figura 77 mostra o comportamento dessas interações. No  $\theta_2$  a alteração na força de prensa-chapa quando o raio de 5 mm foi usado, alterou o resultado em quase 4<sup>o</sup> e com o raio de 10 mm, pouco mais de 2<sup>o</sup>. A alteração no raio quando a força de prensa-chapa de 12.5 kN foi usada teve pouca influência e com força de 2.5 kN foi levemente maior, em

torno de 2°. Outra interação que se mostrou significativa no  $\theta_2$  foi AC. Porém, assim como vem acontecendo nos casos anteriores, foi influenciada pela força de prensa-chapas e não pela folga. Os fatores que influenciaram os melhores resultados no  $\theta_2$  foi o raio de 10 mm com a força de prensa-chapa de 12.5 kN.

No  $\rho$  a alteração na força de prensa-chapa teve significativa influência quando a folga de 1.5t foi usada e influencia levemente menor para a folga de 1.2t. Quando a folga foi alterada teve maior influência quando a força de prensa-chapa foi maior. A interação que provocou o melhor resultado no  $\rho$  foi da força de prensa-chapa de 12.5 kN e folga de 1.5t.

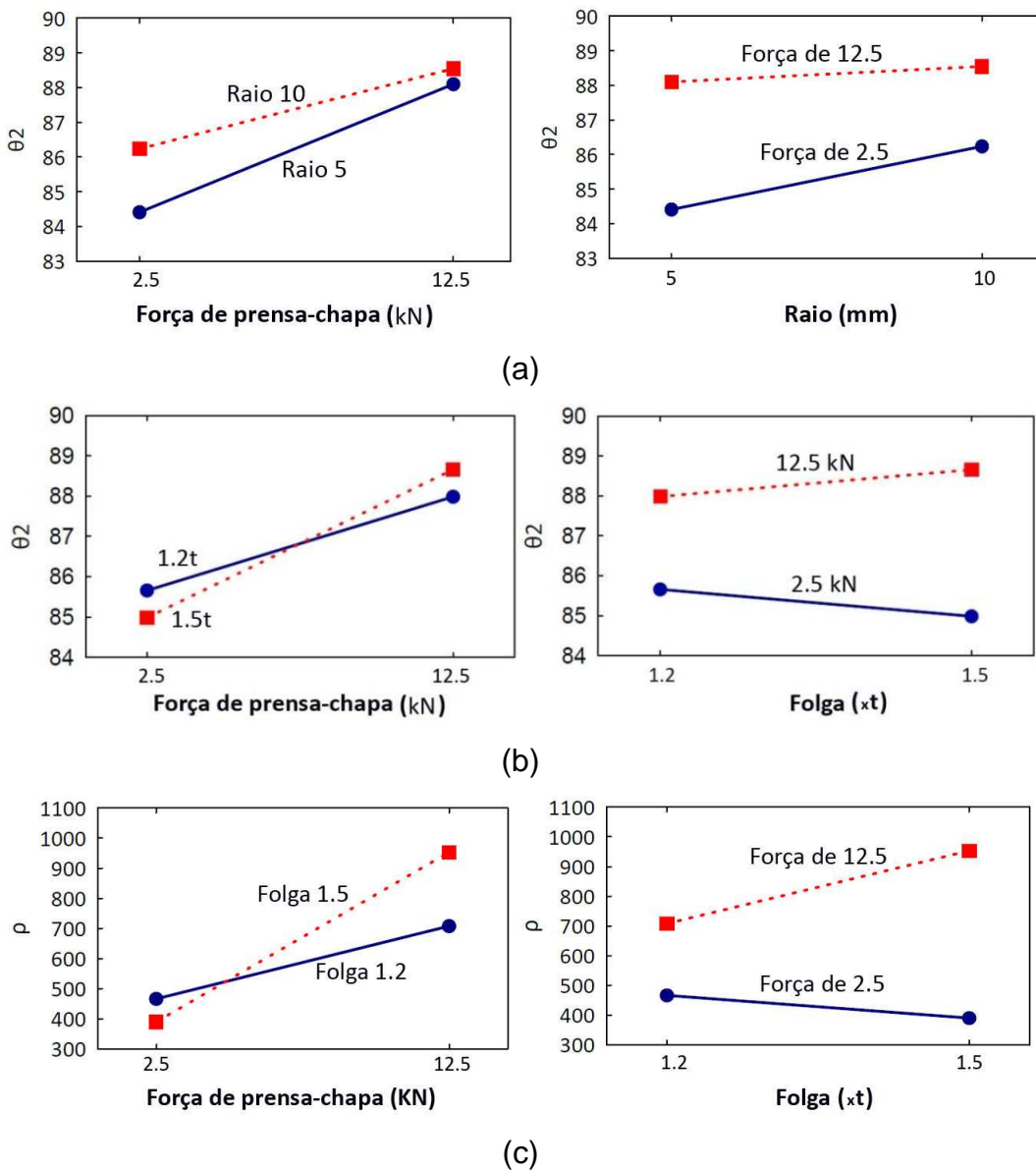
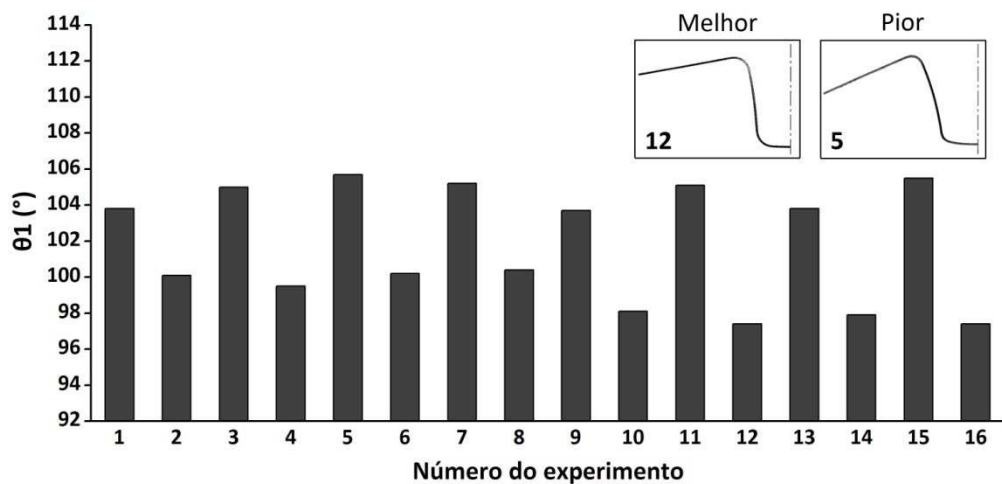


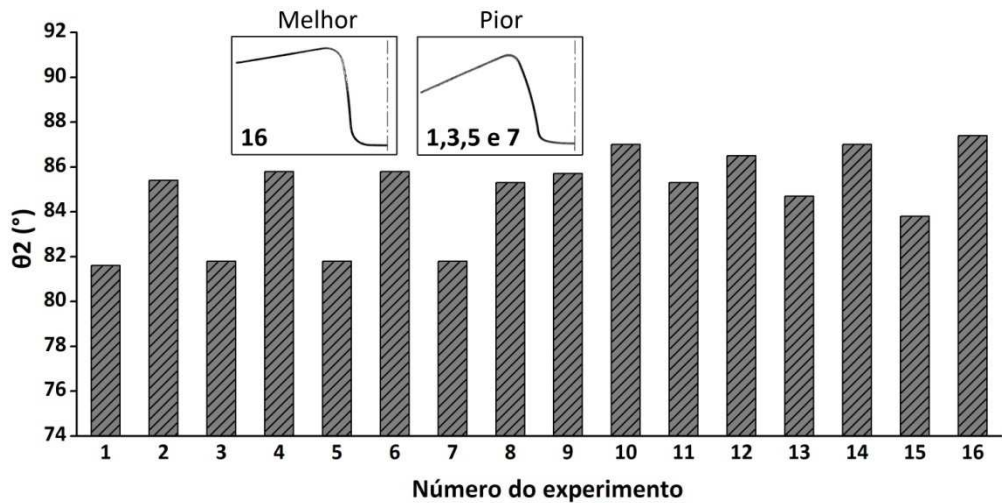
Figura 77 - Principais interações dos fatores no aço DP350/600-U: (a) AD no  $\theta_2$  (b) AC no  $\theta_2$  e (c) AC no  $\rho$ .

#### 4.2.4. DP450/780

Na Figura 78 são apresentados os resultados do retorno elástico medido após o embutimento do aço DP450/780. Os resultados de retorno elástico do DP450/780 não apresentaram grandes variações entre os 16 ensaios. Ou seja, foi pouco sensível a escolha das variáveis testadas. A diferença entre o menor e o maior resultado foi de  $8.3^\circ$  no  $\theta_1$ ,  $5.8^\circ$  no  $\theta_2$  e apenas 180 mm no  $\rho$ .



(a)



(b)



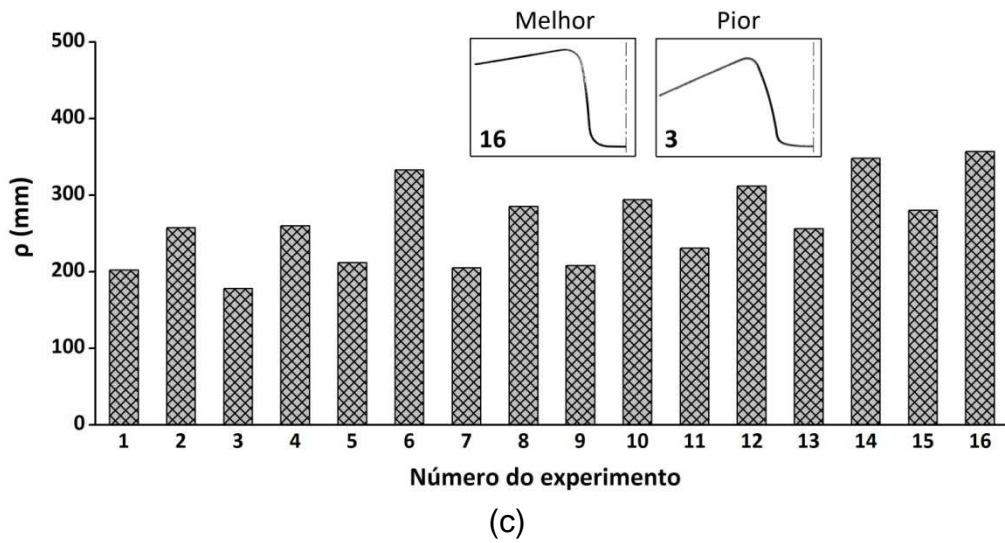


Figura 78 – Retorno elástico após embutimento do aço DP450/780; (a)  $\theta_1$ , (b)  $\theta_2$  e (c)  $\rho$ .

Na Figura 79 é ilustrada a significância do efeito dos fatores nos resultados. Assim como aconteceu nos demais casos a significância principal foi da variável A. Porém, assim como aconteceu nos resultados do DP350/600-U a segunda variável de maior efeito nos resultados foi D - raio de ferramenta. Isso é justificado pela maior espessura da chapa desses dois aços.

A condição de lubrificação – B - não mostrou significância nos resultados e a folga maior – C - mostrou significância no curvamento de parede, indicando que a folga maior diminui o curvamento.

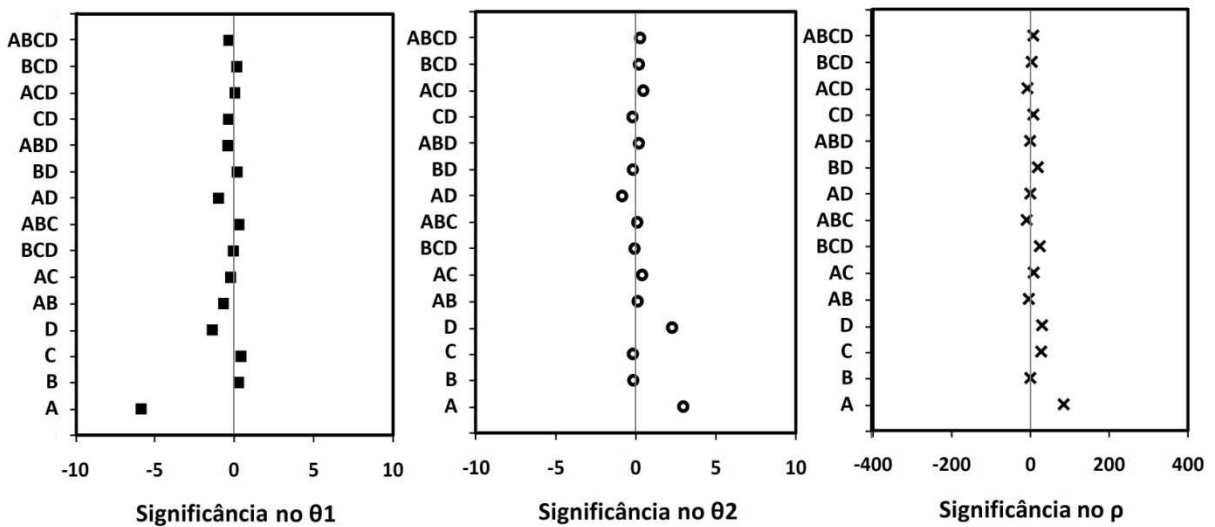


Figura 79 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP450/780

O resultado da análise por ANOVA é apresentado na Tabela 24. Assim como aconteceu nos casos anteriores os fatores e interações apontados como significativos são os mesmos da análise de contraste.

Tabela 24 - Análise de variância dos resultados de embutimento do DP450/780.

#### ANOVA para $\theta_1$

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>161.100</b>	<b>1</b>	<b>161.100</b>	<b>59.700</b>	<b>0.000001</b>
(B) Lubrificação	1.800	1	1.800	0.700	0.425315
(C) Folga	0.100	1	0.100	0.000	0.832261
(D) Raio	8.200	1	8.200	3.000	0.100363
A x B	0.000	1	0.000	0.000	0.915615
A x C	0.100	1	0.100	0.000	0.882093
B x C	3.100	1	3.100	1.200	0.297689
A x D	2.200	1	2.200	0.800	0.379293
B x D	1.200	1	1.200	0.400	0.514028
C x D	6.700	1	6.700	2.500	0.135602
A x B x C	0.800	1	0.800	0.300	0.597830
A x B x D	1.400	1	1.400	0.500	0.474763
A x C x D	0.000	1	0.000	0.000	0.932443
B x C x D	0.700	1	0.700	0.200	0.627213
A x B x C x D	1.400	1	1.400	0.500	0.474763
Erro	43.200	16	2.700		

#### ANOVA para $\theta_2$

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>43.900</b>	<b>1</b>	<b>43.900</b>	<b>50.000</b>	<b>0.000003</b>
(B) Lubrificação	1.100	1	1.100	1.200	0.282395
(C) Folga	2.000	1	2.000	2.200	0.155801
<b>(D) Raio</b>	<b>48.800</b>	<b>1</b>	<b>48.800</b>	<b>55.500</b>	<b>0.000001</b>
A x B	0.100	1	0.100	0.100	0.724850
A x C	0.500	1	0.500	0.500	0.472783
B x C	1.300	1	1.300	1.500	0.238105
<b>A x D</b>	<b>4.700</b>	<b>1</b>	<b>4.700</b>	<b>5.400</b>	<b>0.033945</b>
B x D	2.000	1	2.000	2.200	0.155801
C x D	0.900	1	0.900	1.100	0.315156
A x B x C	0.500	1	0.500	0.600	0.450772
A x B x D	0.000	1	0.000	0.000	0.896644
A x C x D	0.000	1	0.000	0.000	0.867380
B x C x D	0.800	1	0.800	0.900	0.369278
A x B x C x D	0.100	1	0.100	0.100	0.752717
Erro	14.100	16	0.900		

#### ANOVA para $\rho$

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>42541.000</b>	<b>1</b>	<b>42541.000</b>	<b>21.033</b>	<b>0.000304</b>
(B) Lubrificação	2698.000	1	2698.000	1.334	0.265037
(C) Folga	2581.000	1	2581.000	1.276	0.275248
(D) Raio	3621.000	1	3621.000	1.790	0.199590
A x B	656.000	1	656.000	0.324	0.576915
A x C	1932.000	1	1932.000	0.955	0.342899

B x C	2822.000	1	2822.000	1.395	0.254780
A x D	1.000	1	1.000	0.000	0.986693
B x D	2082.000	1	2082.000	1.029	0.325419
C x D	1940.000	1	1940.000	0.959	0.342032
A x B x C	28.000	1	28.000	0.014	0.907874
A x B x D	177.000	1	177.000	0.087	0.771317
A x C x D	3637.000	1	3637.000	1.798	0.198639
B x C x D	502.000	1	502.000	0.248	0.625274
A x B x C x D	1514.000	1	1514.000	0.749	0.399684
Erro	32362.000	16	2023.000		

No  $\theta_2$  a única interação significativa foi AD e a Figura 80 mostra o comportamento dos fatores na interação. A alteração na força de prensa-chapa influenciou uma variação de mais de 3° quando o raio foi 5 mm e pouco menos de 2° quando o raio foi 10 mm. Conseqüentemente, a alteração no raio teve pouca influência entre as forças de prensa-chapa. Os fatores que mais influenciaram os melhores resultados no  $\theta_2$  foi a força de prensa-chapa de 12.5 kN e raio 10 mm.

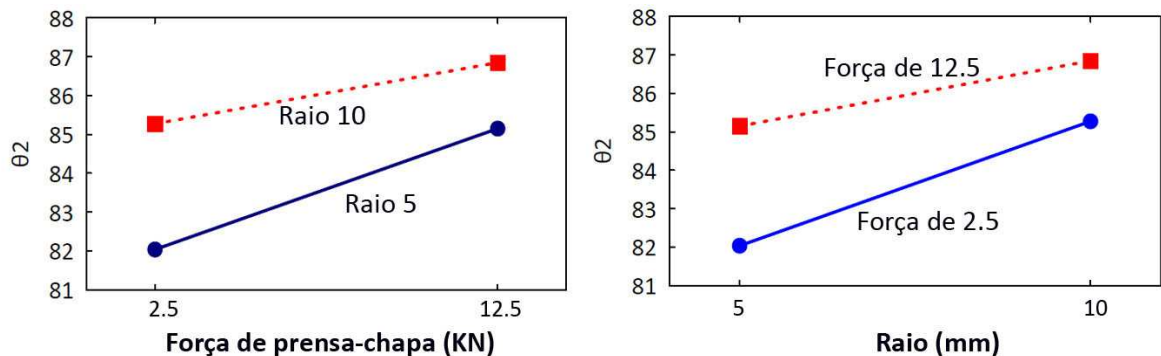


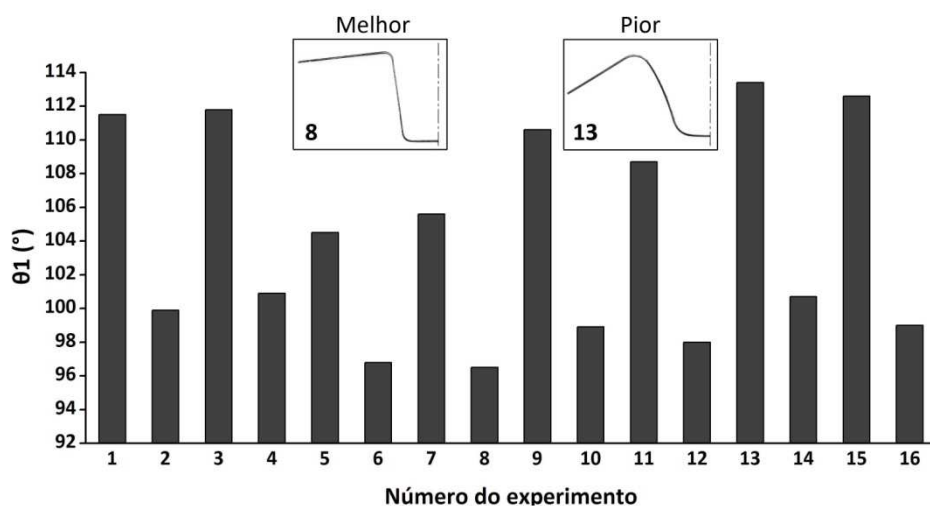
Figura 80 – Principal interação dos efeitos no  $\theta_2$  com o aço DP450/780.

#### 4.2.5. DP750/980

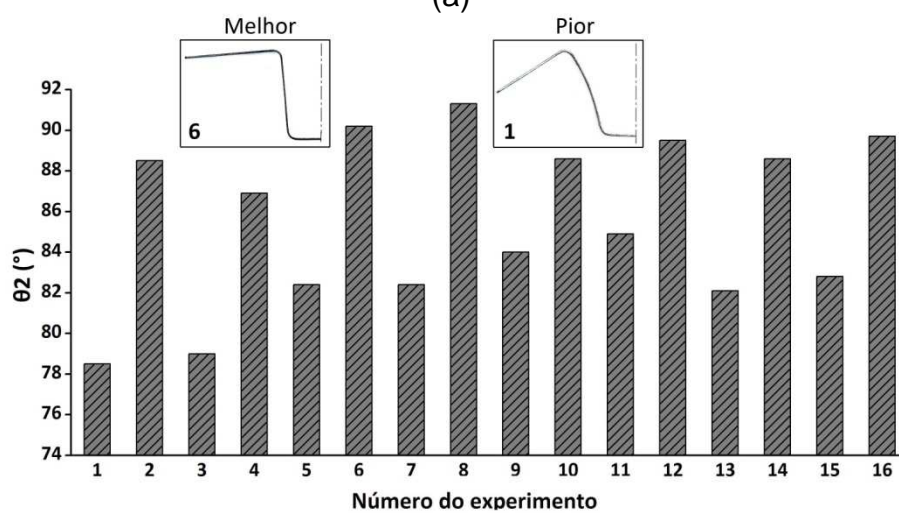
Na Figura 81 são apresentados os resultados do retorno elástico medido após o embutimento do aço DP750/980. Os resultados de  $\theta_1$  e  $\theta_2$  mais próximos de 90° representam os melhores resultados, pois produziram o menor retorno elástico. No caso dos resultados de  $\rho$  os raios maiores representam o menor encurvamento de parede. Durante as medições, foi observado que as amostras com raio de curvamento de parede maior que 1000 mm dificultava a medição, pois representava

visualmente uma reta. Dessa forma os resultados de  $\rho$  maiores que 1000 mm foram indicados como tendendo ao infinito, ou seja, uma quase-reta.

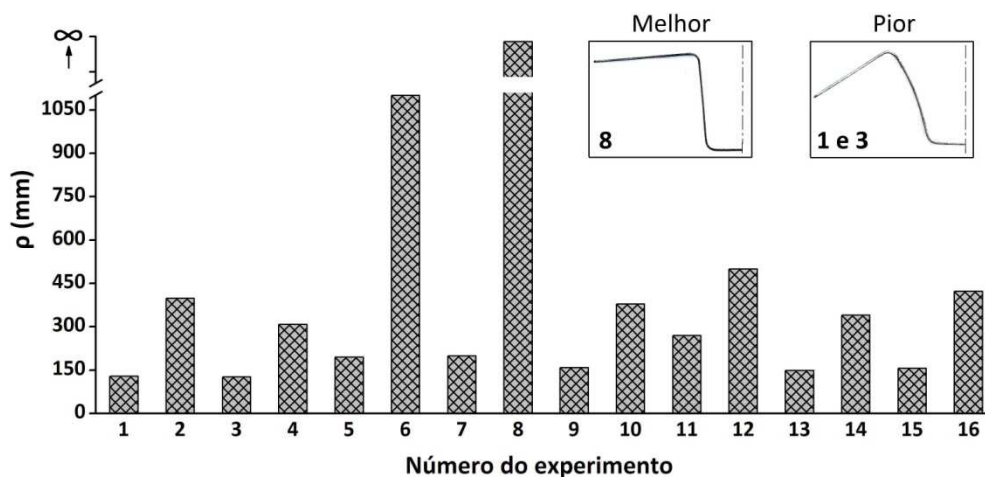
Pode ser observado que nos três casos de retorno elástico houve grande variação nos resultados dos 16 ensaios. Isso mostra que o aço DP750/980 é bastante sensível a escolha desses parâmetros que foram testados.



(a)



(b)



(c)

Figura 81 – Retorno elástico após embutimento do aço DP750/980; (a)  $\theta_1$ , (b)  $\theta_2$  e (c)  $\rho$ .

Na Figura 82 é ilustrada a significância do efeito dos fatores nos. Pode ser observado que nos três casos ( $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $\rho$ ) os valores mais significativos foram do efeito principal da variável A e da interação CD.

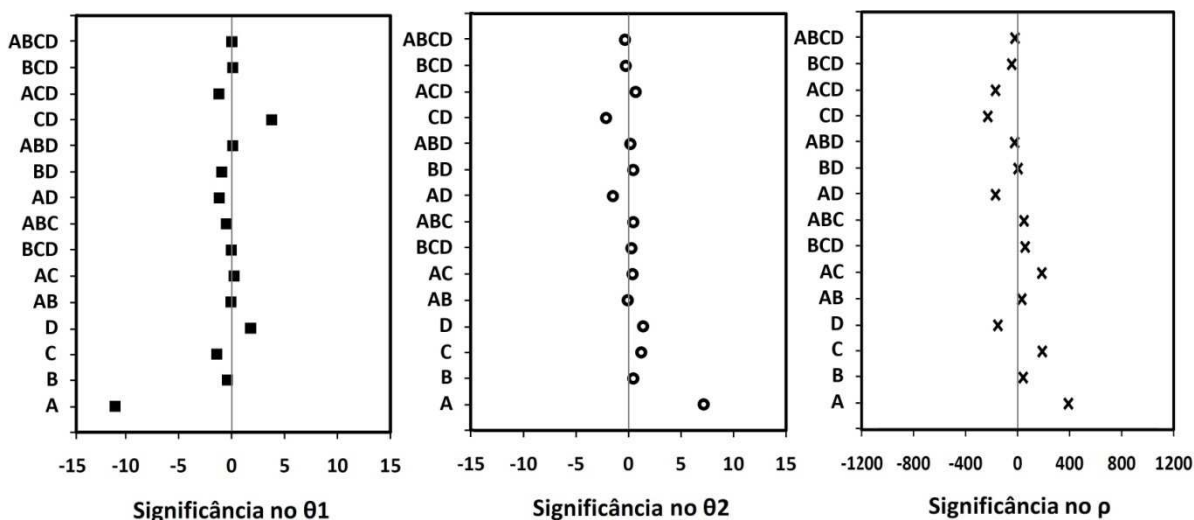


Figura 82 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP750/980

O resultado da análise por ANOVA é apresentado na Tabela 25. Assim como aconteceu nos casos anteriores os fatores e interações apontados como significativos são os mesmos da análise de contraste.

Tabela 25 - Análise de variância dos resultados de embutimento do DP750/980

**ANOVA para  $\theta_1$** 

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>973.500</b>	<b>1</b>	<b>973.500</b>	<b>2454.900</b>	<b>0.000000</b>
(B) Lubrificação	1.300	1	1.300	3.300	0.086781
<b>(C) Folga</b>	<b>8.300</b>	<b>1</b>	<b>8.300</b>	<b>20.900</b>	<b>0.000311</b>
<b>(D) Raio</b>	<b>43.500</b>	<b>1</b>	<b>43.500</b>	<b>109.600</b>	<b>0.000000</b>
A x B	0.000	1	0.000	0.100	0.803759
A x C	0.400	1	0.400	1.100	0.314408
B x C	0.100	1	0.100	0.100	0.719941
<b>A x D</b>	<b>5.700</b>	<b>1</b>	<b>5.700</b>	<b>14.400</b>	<b>0.001607</b>
<b>B x D</b>	<b>3.600</b>	<b>1</b>	<b>3.600</b>	<b>9.000</b>	<b>0.008415</b>
<b>C x D</b>	<b>119.700</b>	<b>1</b>	<b>119.700</b>	<b>301.900</b>	<b>0.000000</b>
<b>A x B x C</b>	<b>2.400</b>	<b>1</b>	<b>2.400</b>	<b>6.000</b>	<b>0.026582</b>
A x B x D	0.000	1	0.000	0.000	0.933930
<b>A x C x D</b>	<b>11.200</b>	<b>1</b>	<b>11.200</b>	<b>28.100</b>	<b>0.000071</b>
B x C x D	0.400	1	0.400	1.000	0.340473
A x B x C x D	0.300	1	0.300	0.800	0.397047
Erro	6.300	16	0.400		

**ANOVA para  $\theta_2$** 

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>399.000</b>	<b>1</b>	<b>399.000</b>	<b>818.500</b>	<b>0.000000</b>
(B) Lubrificação	1.400	1	1.400	2.800	0.114159
<b>(C) Folga</b>	<b>14.600</b>	<b>1</b>	<b>14.600</b>	<b>29.900</b>	<b>0.000052</b>
<b>(D) Raio</b>	<b>28.100</b>	<b>1</b>	<b>28.100</b>	<b>57.700</b>	<b>0.000001</b>
A x B	0.300	1	0.300	0.600	0.458567
A x C	1.400	1	1.400	3.000	0.104405
B x C	0.200	1	0.200	0.400	0.551952
<b>A x D</b>	<b>7.600</b>	<b>1</b>	<b>7.600</b>	<b>15.600</b>	<b>0.001147</b>
B x D	1.600	1	1.600	3.300	0.087054
<b>C x D</b>	<b>35.700</b>	<b>1</b>	<b>35.700</b>	<b>73.200</b>	<b>0.000000</b>
A x B x C	1.000	1	1.000	2.000	0.175420
A x B x D	0.100	1	0.100	0.300	0.619503
<b>A x C x D</b>	<b>3.300</b>	<b>1</b>	<b>3.300</b>	<b>6.700</b>	<b>0.020041</b>
B x C x D	0.600	1	0.600	1.100	0.303398
A x B x C x D	0.300	1	0.300	0.600	0.458567
Erro	7.800	16	0.500		

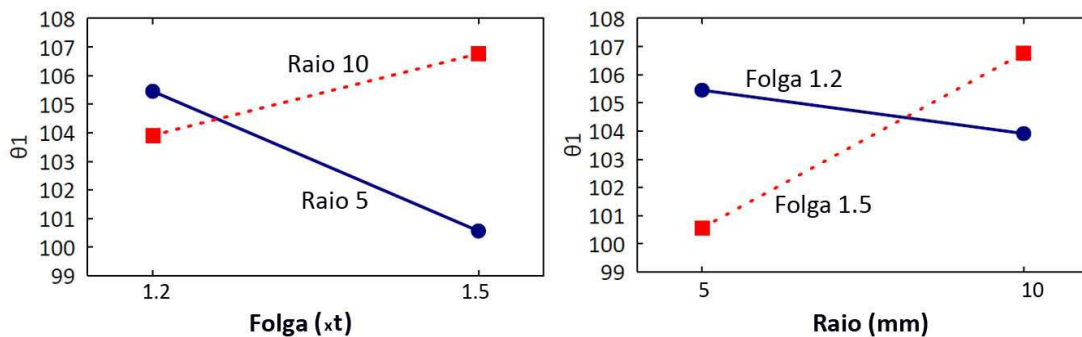
**ANOVA para  $\rho$** 

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
<b>(A) Força de prensa-chapa</b>	<b>2196084.000</b>	<b>1</b>	<b>2196084.000</b>	<b>52.650</b>	<b>0.000002</b>
(B) Lubrificação	18098.000	1	18098.000	0.434	0.519459
<b>(C) Folga</b>	<b>751845.000</b>	<b>1</b>	<b>751845.000</b>	<b>18.025</b>	<b>0.000617</b>
<b>(D) Raio</b>	<b>599786.000</b>	<b>1</b>	<b>599786.000</b>	<b>14.380</b>	<b>0.001599</b>
A x B	6133.000	1	6133.000	0.147	0.706437
<b>A x C</b>	<b>693548.000</b>	<b>1</b>	<b>693548.000</b>	<b>16.627</b>	<b>0.000877</b>
B x C	5751.000	1	5751.000	0.138	0.715265
<b>A x D</b>	<b>643829.000</b>	<b>1</b>	<b>643829.000</b>	<b>15.436</b>	<b>0.001199</b>
B x D	176.000	1	176.000	0.004	0.949044
<b>C x D</b>	<b>1011398.000</b>	<b>1</b>	<b>1011398.000</b>	<b>24.248</b>	<b>0.000153</b>
A x B x C	14238.000	1	14238.000	0.341	0.567195
A x B x D	3101.000	1	3101.000	0.074	0.788608
<b>A x C x D</b>	<b>716105.000</b>	<b>1</b>	<b>716105.000</b>	<b>17.168</b>	<b>0.000764</b>
B x C x D	9012.000	1	9012.000	0.216	0.648331
A x B x C x D	2096.000	1	2096.000	0.050	0.825454
Erro	667377.000	16	41711.000		

No  $\theta_1$  e  $\theta_2$  e no  $\rho$  a interação mais significativa foi CD, e a Figura 77 mostra o comportamento dessa interação. No  $\theta_1$  a alteração na folga influenciou significativamente o resultado para ambos os raios. Quando o raio de 5 foi usado a alteração da folga provocou variação de  $5^\circ$  no resultado e pro raio de 10 mm a alteração foi de  $3^\circ$ . O interessante foi a influência cruzada nos resultados. Mais precisamente, quando a folga aumentou para 1.5t o  $\theta_1$  diminui com raio de 5 mm e aumentou com raio de 10 mm. Os fatores que mais influenciaram os melhores resultados no  $\theta_1$  foi a folga de 1.5t e o raio de 5 mm.

No  $\theta_2$  a alteração na folga influenciou significativamente apenas quando o raio de 5 mm foi usado, alterando em  $3.5^\circ$  o resultado. A alteração no raio não provocou alteração no resultado quando usada a folga de 1.5t. Os fatores que influenciaram os melhores resultados no  $\theta_2$  foi a folga de 1.2t e raio de 10 mm, oposto da atuação no  $\theta_1$ .

Assim como aconteceu com o  $\theta_2$ , no  $\rho$  a alteração na folga teve significativa influência apenas quando o raio de 5 mm foi usado. A alteração no raio teve significativa influencia apenas quando a folga de 1.5t foi usada. Outra interação significativa foi AC. Na Figura 83d pode ser visto que quando foi alterada a força de prensa-chapa usando folga de 1.5t produziu grande alteração no resultado. Porém, com folga de 1.2t a alteração foi pequena. Com isso, os fatores que influenciaram os melhores resultados no  $\rho$  foram a folga de 1.5t, raio de 5 mm, e força de prensa-chapas de 12.5 kN.



(a)

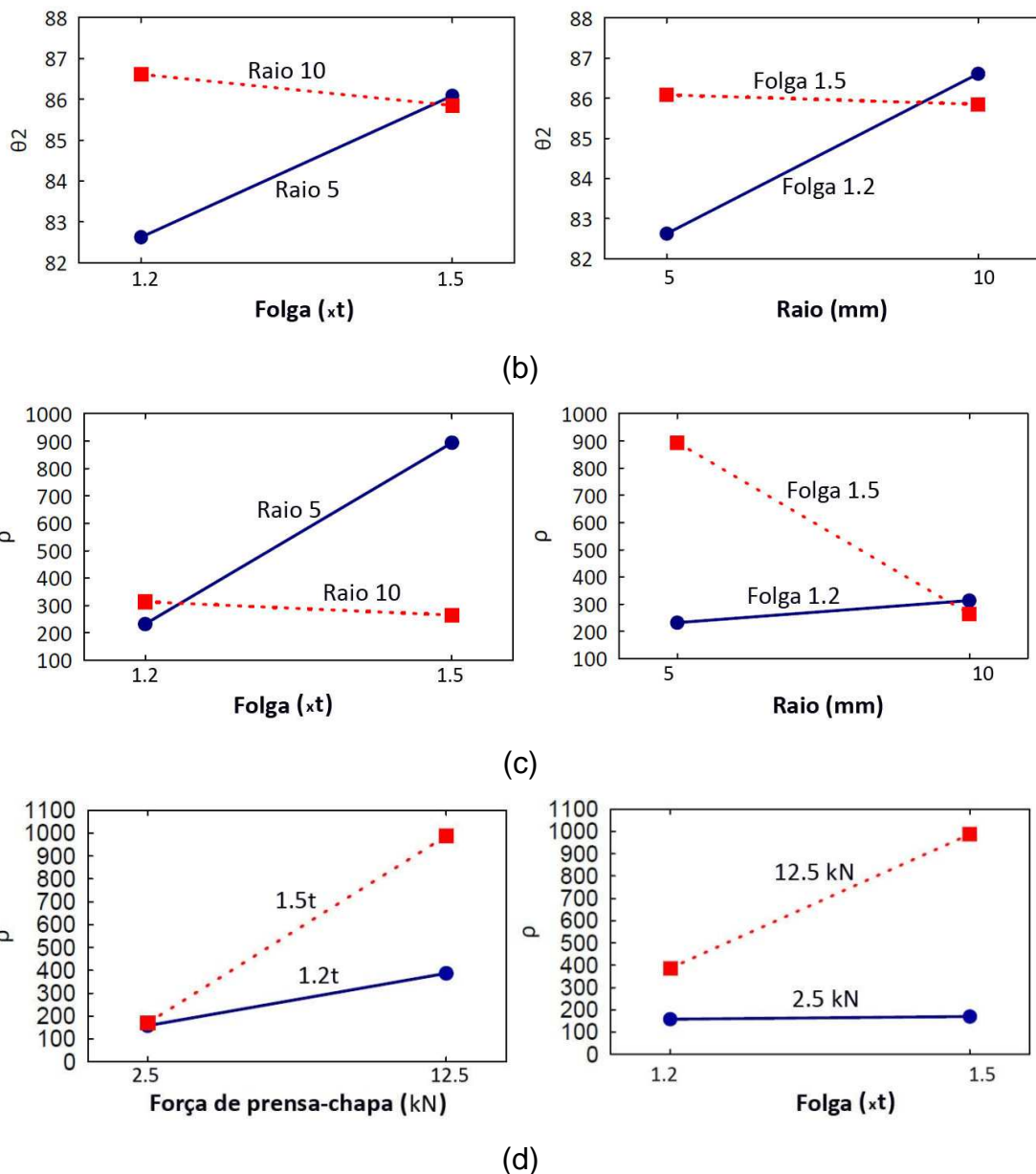


Figura 83 - Principais interações dos fatores no aço DP750/980: (a) CD no  $\theta_1$  (b) CD no  $\theta_2$ , (c) CD no  $\rho$  e (d) AC no  $\rho$ .

#### 4.2.6. Discussão geral dos resultados experimentais

Na seção anterior foram apresentados os resultados de cada material separadamente e discutido brevemente a influência dos fatores nos resultados. Nesta seção o objetivo é analisar e discutir os resultados de todos os materiais em conjunto, tentando observar padrões e transformando os resultados em conceitos.



Entre os cinco materiais testados o fator que mais exerceu influência nos três valores ( $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $\rho$ ) foi a força de prensa-chapas. A alteração de 2.5 kN para 12.5 kN influenciou significativamente os resultados, sendo que a força de prensa-chapas de 12.5 kN influenciou os melhores resultados, ou seja, com menor retorno elástico. A maior força de prensa-chapas restringiu mais fortemente o escorregamento da chapa sobre o raio da matriz, distribuindo as tensões sobre a parede do corpo de prova induzindo a uma maior deformação plana. Com isso a recuperação elástica nos raios foi menor e o encurvamento da parede também.

Outro fator que teve efeito principal significativo em quase todos os resultados foi o raio da matriz. Além disso, quando associada a outros fatores como a força de prensa-chapas ou folga da matriz, também teve significativo efeito no retorno elástico. Com exceção do aço DP750/980 o raio com 10 mm influenciou os melhores resultados no  $\theta_1$  e  $\theta_2$ . Isso é explicado pelo ensaio de embutimento, pois a deformação sobre o raio da matriz é menor quando o raio é maior, gerando menores tensões residuais a serem liberadas após o descarregamento. Por outro lado, nos casos onde o raio foi significativo no  $\rho$  o valor de 5 mm influenciou os melhores resultados, ou seja, a maior deformação provocada pelo raio menor reduziu o encurvamento de parede. No caso do aço DP750/980, que é o material com maior resistência entre todos, além de ter influenciado os melhores resultados no  $\rho$ , o raio de 5 mm também influenciou os melhores resultados no  $\theta_1$ . Em outras palavras, a maior deformação sobre o raio reduziu o retorno elástico. Esse comportamento diferenciado pode ser consequência da microestrutura. Diferente dos outros aços bifásicos, o DP750/980 tem matriz martensítica com ferrita intergranular. Segundo Cobo (2009) a movimentação de discordâncias é mais fácil em estrutura ferrítica CCC do que em martensita. Desse modo, o embutimento sobre o raio de 10 mm produziu mais deformação elástica no DP750/980 do que nos outros materiais, e consequentemente maior retorno elástico, do que sobre o raio de 5 mm.

A folga entre matriz e punção apareceu em quase metade dos casos com efeito principal significativo e em mais da metade com associações significativas. Porém, como pode ser visto nos resultados da ANOVA os efeitos principais foram pouco significativos e nos gráficos de interações com a folga, foi visto que as significâncias eram influenciadas pelos outros fatores e não pela folga. Houve exceção com o aço DP750/980, onde a interação mais significativa no  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $\rho$  foi

entre a folga e o raio, com grande influencia da folga. Nesse caso, em geral, a folga maior influenciou os melhores resultados. Infelizmente, o entendimento da influencia da folga de matriz não foi o esperado e a principal razão para isso foi uma leve variação na folga observada durante o deslocamento do punção. Para um entendimento mais preciso sobre a influencia da folga de matriz se faz necessário garantir com mais eficiência a folga durante todo o ensaio e regular outros valores, menores e maiores.

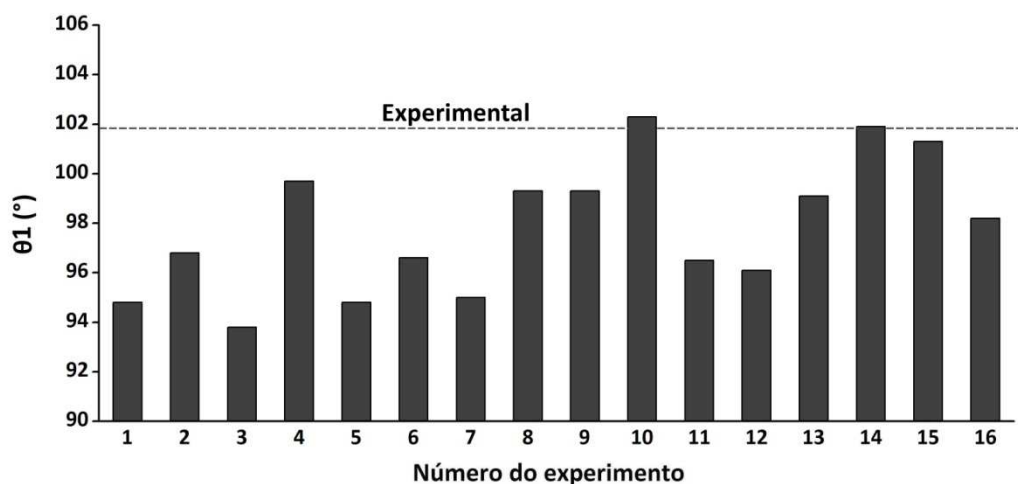
A condição de lubrificação apareceu apenas uma vez com efeito principal significativo e outras três em associações com alguma significância. Em um desses casos, a condição sem lubrificação influenciou os melhores resultados de  $\rho$  do aço DP350/600-A com rugosidade de  $1.34 \mu\text{m}$  – a maior entre os aços testados. A condição sem lubrificação associada a maior rugosidade se mostrou uma exceção e não um padrão entre os demais resultados. Por isso, no geral, as condições de atrito testadas tiveram pouca ou nenhuma influência nos resultados. Por outro lado, não se descarta a possibilidade de que a condição adequada de lubrificação possa ter significativa influência no retorno elástico, basta que outros lubrificantes e rugosidades de ferramenta sejam testadas.

### **4.3. RESULTADOS DOS ENSAIOS COMPUTACIONAIS DE EMBUTIMENTO**

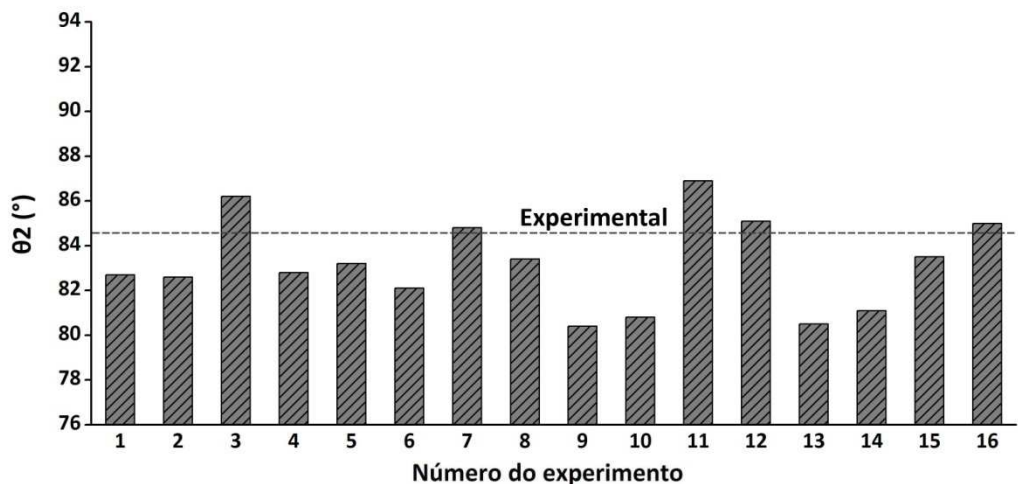
Diferente do que foi discutido nos resultados experimentais da seção anterior, o objetivo aqui não foi identificar o melhor ou pior resultado, ou seja, as condições que apresentem maior ou menor retorno elástico. Nos resultados de simulação o melhor resultado foi assumido ao que equivale ao experimental e não ao que apresente menor retorno elástico. O objetivo aqui foi analisar como a escolha dos parâmetros computacionais e a interação deles pode atuar na previsão numérica. O resultado do experimento prático equivalente de cada material foi inserido nos gráficos apenas como referência.

#### 4.3.1. HSLA420/490

Na Figura 84 são apresentados os resultados do retorno elástico medido após a simulação de embutimento com o aço HSLA420/490. Pode ser observado que nos três casos de retorno elástico houve diferença considerável entre os maiores e menores resultados. Foram  $8.5^\circ$  no  $\theta_1$ ,  $6.5^\circ$  no  $\theta_2$  e 374 mm no  $\rho$ . A maioria dos resultados simulados ficou abaixo do experimental prático. Isso pode indicar que os parâmetros testados não são os ideais e/ou que o material tem características microestruturais e comportamentos que não estão sendo consideradas na simulação, como por exemplo, o efeito da variação do módulo de elasticidade que gera uma não linearidade no descarregamento que intensifica a recuperação elástica.



(a)



(b)

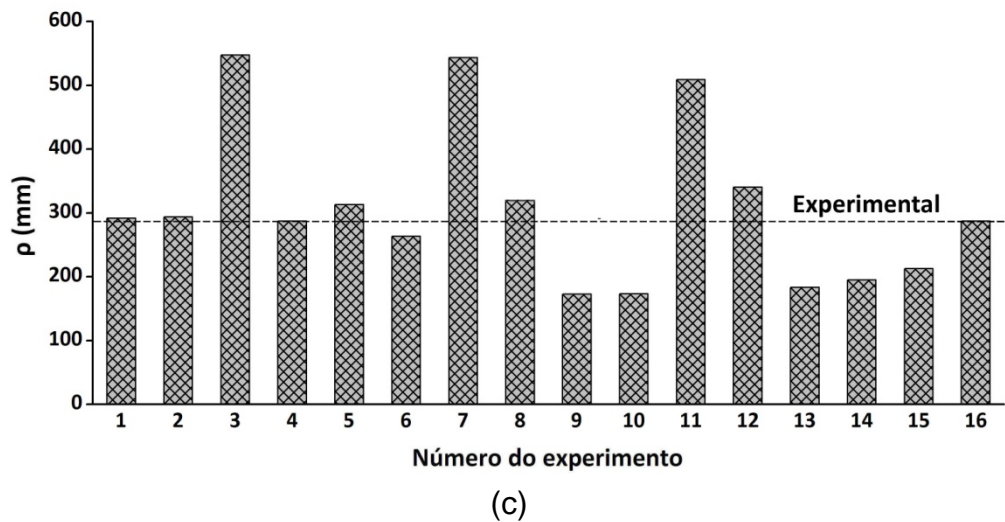


Figura 84 – Retorno elástico após simulação de embutimento com aço HSLA420/490; (a)  $\theta_1$ , (b)  $\theta_2$  e (c)  $\rho$ .

Diferente do que aconteceu com os resultados práticos, discutidos na seção anterior, os resultados computacionais foram analisados apenas pelo cálculo do contraste. ANOVA não pode ser usado, pois como não há repetição na execução de cada tratamento computacional, não há resíduo e não é possível calcular o valor de P das interações, apenas o efeito principal. Por essa razão apenas o cálculo do contraste foi usado, pois como visto na seção anterior a análise dos resultados com ambos os métodos foi muito semelhante.

Na Figura 85 é ilustrada a significância do efeito dos fatores nos resultados. Quanto maior o afastamento de zero, maior a significância de efeito. O afastamento negativo indica influência do fator 1 e o positivo do fator 2. Dessa forma, pode ser observado que nos casos do  $\theta_2$  e  $\rho$  o efeito mais significativo foi da variável B que representa o coeficiente de atrito. No  $\theta_1$  o efeito mais significativo foi o da variável D (quantidade de elementos em contato com o raio) e seguido da variável A (velocidade do punção). Por outro lado, a variável C (NIP) exerceu pouco efeito nos resultados.

É importante observar que nos três quadros da Figura 85 houve grande dispersão nos resultados, isso indica que não apenas as variáveis individuais (A, B, C e D), mas também as associações entre elas tiveram significativa influência nos resultados. No  $\theta_1$  as interações mais significativas foram ABD, BD e AD, no  $\theta_2$  foram BD e AD e no  $\rho$  foi AB, AD e CD.

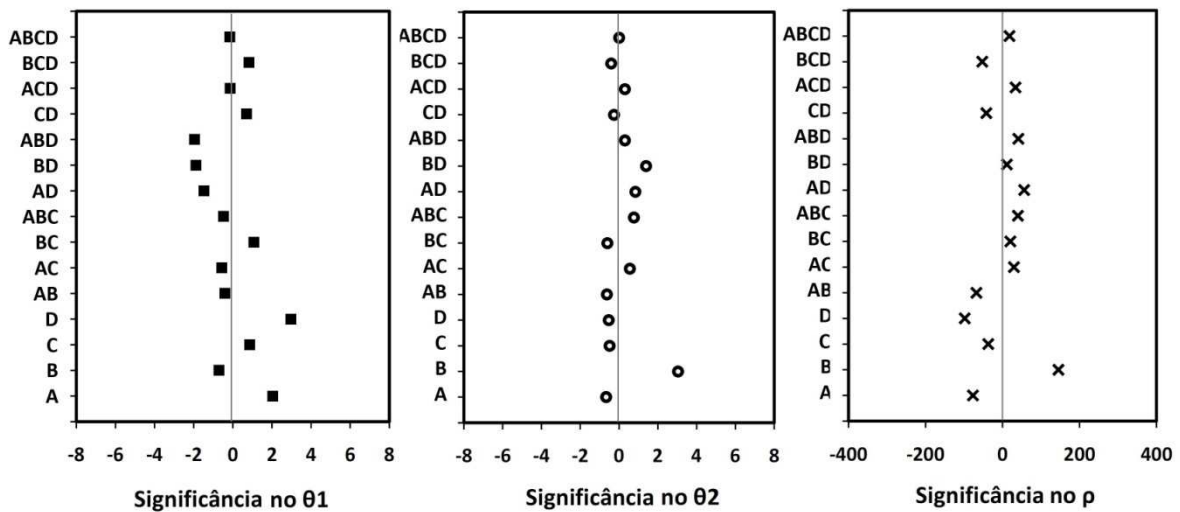
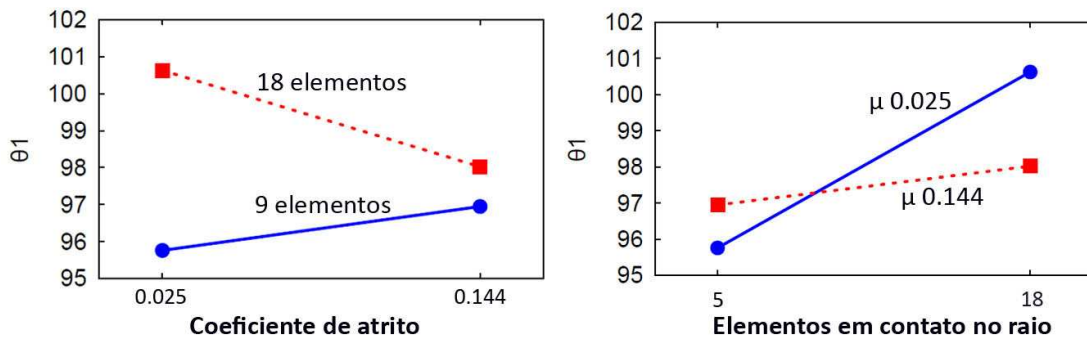


Figura 85 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço HSLA420/490

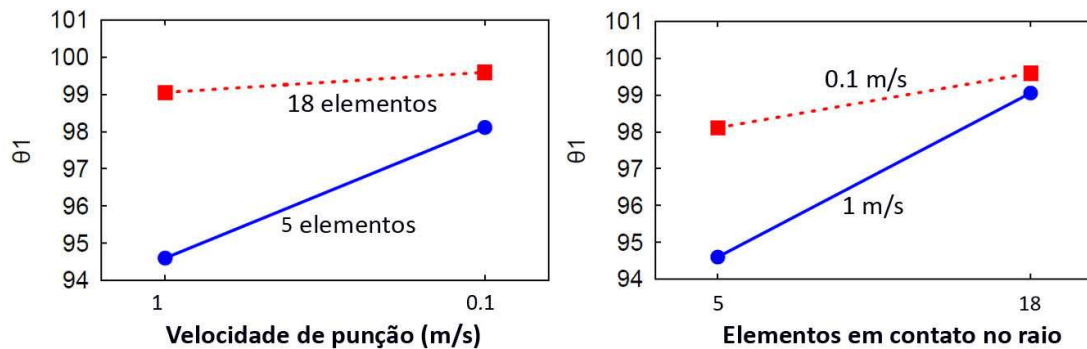
Na Figura 86 é ilustrado o comportamento das interações duplas mais significativas. No  $\theta_1$ , a alteração no coeficiente de atrito teve maior influência quando foi usado 18 elementos em contato com o raio da matriz, alterando em quase  $3^\circ$  o resultado. Mas apenas o coeficiente de atrito de 0.025 teve influência significativa, pois quando ele foi usado alterou o resultado em  $5^\circ$ . Outra interação significativa no  $\theta_1$  foi AD. A alteração na velocidade do punção quando associada a 5 elementos em contato com o raio provocou alteração de mais de  $3^\circ$  no resultado, influenciada mais fortemente pela velocidade de 1 m/s. Os valores dos fatores que influenciaram o resultado mais próximo do experimental foi do coeficiente de atrito de 0.025, 18 elementos em contato com o raio e velocidade de punção de 0.1 m/s.

No  $\theta_2$ , a alteração no coeficiente de atrito produziu grande variação no resultado - em torno de  $5^\circ$  - quando foi usado 18 elementos e a alteração na quantidade de elementos no raio foi mais fortemente influenciada quando usado coeficiente de atrito de 0.025. Outra interação que se mostrou significativa no  $\theta_2$  foi AD. Quando alterada a velocidade do punção ela produziu significativa influência no resultado apenas quando usado 5 elementos em contato com o raio e a velocidade que mais teve influência foi a de 1 m/s. Os valores dos fatores que influenciaram os resultados ficarem mais próximo do experimental foram os opostos aos do  $\theta_1$ , ou seja, coeficiente de atrito de 0.144, 5 elementos em contato no raio e velocidade de punção de 1 m/s.

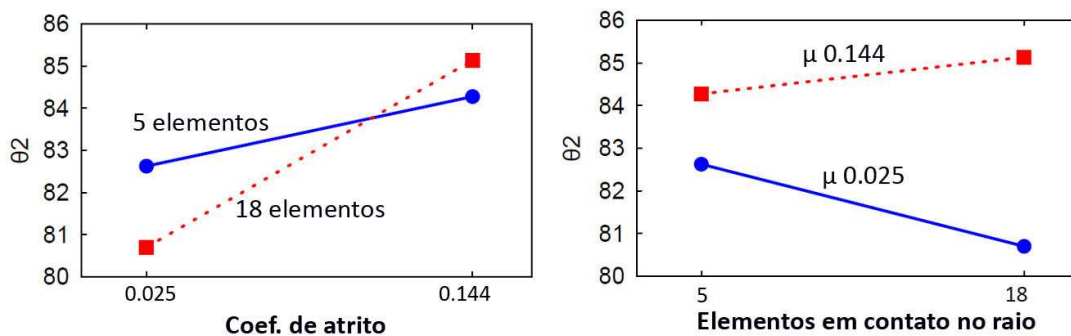
No  $\rho$  a alteração na velocidade do punção não influenciou o resultado quando foi usado o coeficiente de atrito de 0.025. Por outro lado, com o coeficiente de atrito de 0.144 a alteração foi bastante significativa e a velocidade que mais influenciou na diferença dos resultados foi a de 1 m/s. Outra interação que se mostrou significativa no  $\rho$  foi AD. A alteração na velocidade do punção provocou alteração nos resultados apenas quando 5 elementos em contato no raio foi usado e a velocidade de 1 m/s foi responsável pela maior diferença entre os dois resultados. Os valores dos fatores que influenciaram o resultado de  $\rho$  ficarem mais próximos do experimental foram da velocidade de 1 m/s com coeficiente de atrito de 0.144.



(a)



(b)



(c)

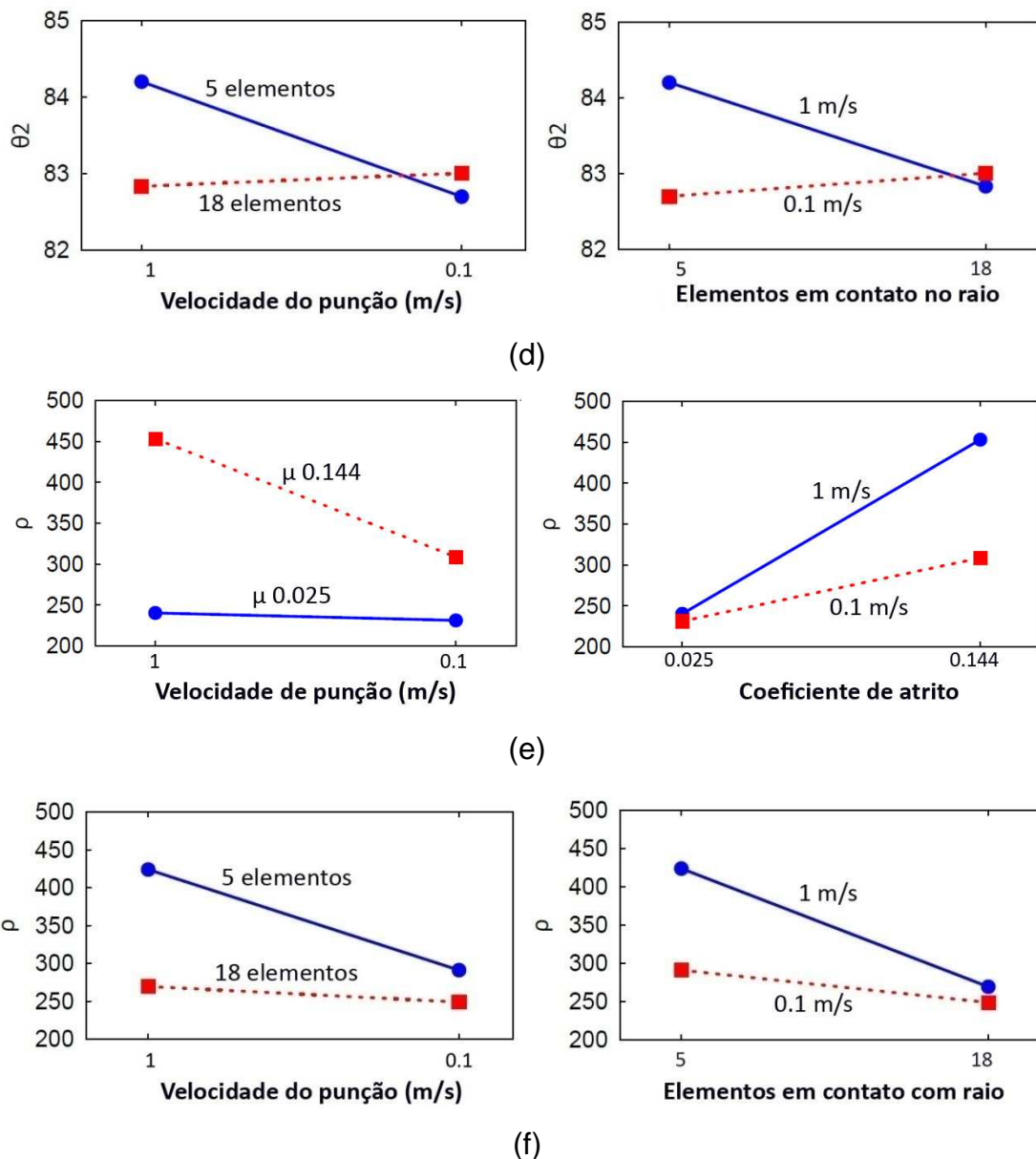
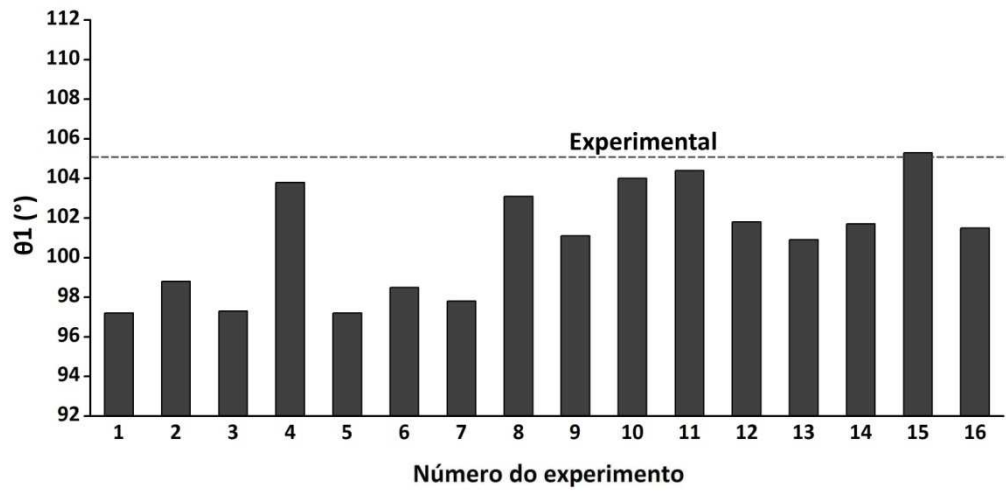


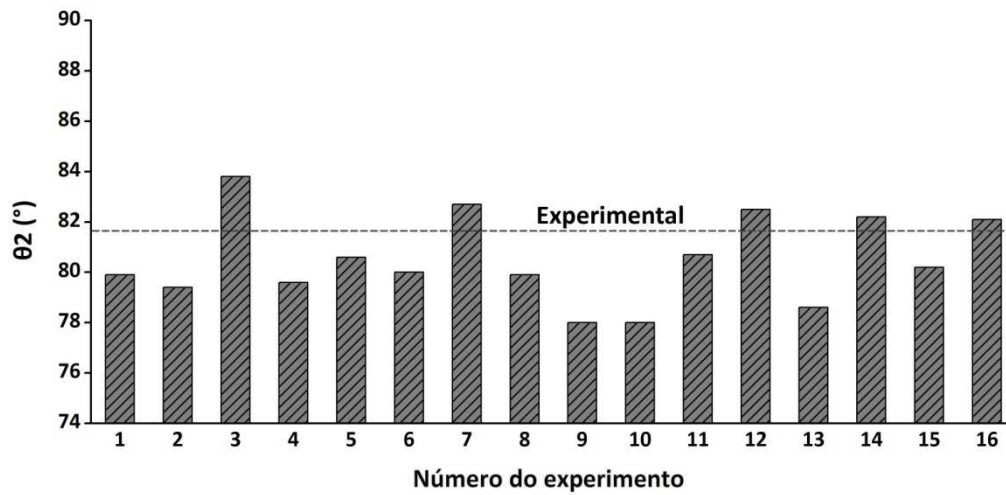
Figura 86 - Principais interações dos fatores com HSLA420/490: (a) BD no  $\theta_1$ , (b) AD no  $\theta_1$ , (c) BD no  $\theta_2$ , (d) AD no  $\theta_2$  (e) AB no  $\rho$  e (f) AD no  $\rho$ .

#### 4.3.2. DP350/600-A

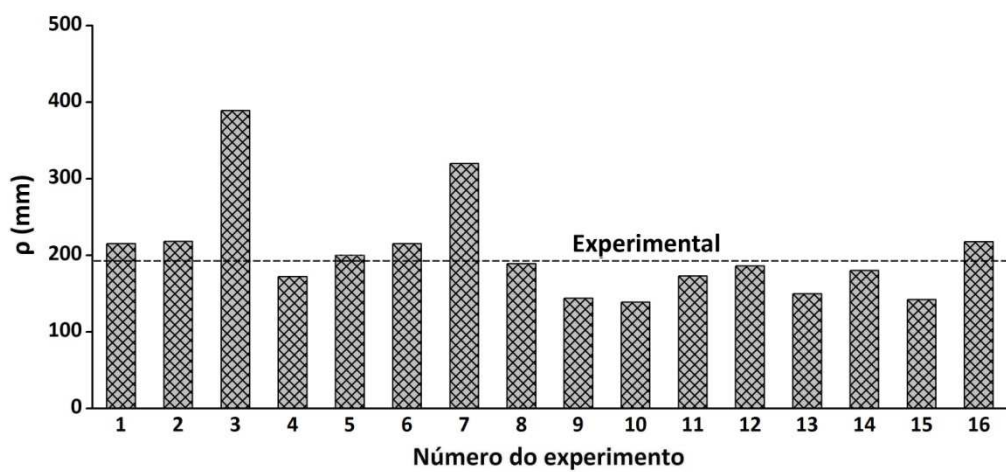
Na Figura 87 são apresentados os resultados do retorno elástico medido após a simulação do embutimento com aço DP350/600-A. A diferença entre o menor e o maior resultado foi de  $8.09^\circ$  no  $\theta_1$ ,  $5.75^\circ$  no  $\theta_2$  e 250 mm no  $\rho$ . Assim como no caso anterior, a maioria dos resultados simulados ficou abaixo do resultado experimental. Ainda no presente caso, os resultados foram os menores entre os aços ensaiados.



(a)



(b)



(c)

Figura 87 – Retorno elástico após simulação de embutimento com aço DP350/600-A; (a)  $\theta_1$ , (b)  $\theta_2$  e (c)  $\rho$ .



Na Figura 88 é ilustrada a significância do efeito dos fatores nos resultados das simulações. Assim como aconteceu no caso anterior a quantidade de elementos no raio teve significância principal no  $\theta_1$ , seguido pela velocidade do punção. No  $\theta_2$  e no  $\rho$  a maior significância foi do coeficiente de atrito.

Assim como aconteceu no caso anterior, houve grande dispersão entre os resultados, indicando que as variáveis e suas associações tiveram significantes influências no resultado final do retorno elástico. No  $\theta_1$  as interações mais significativas foram AD e ABD, no  $\theta_2$  foram AD e BC e no  $\rho$  foram AD e ABD.

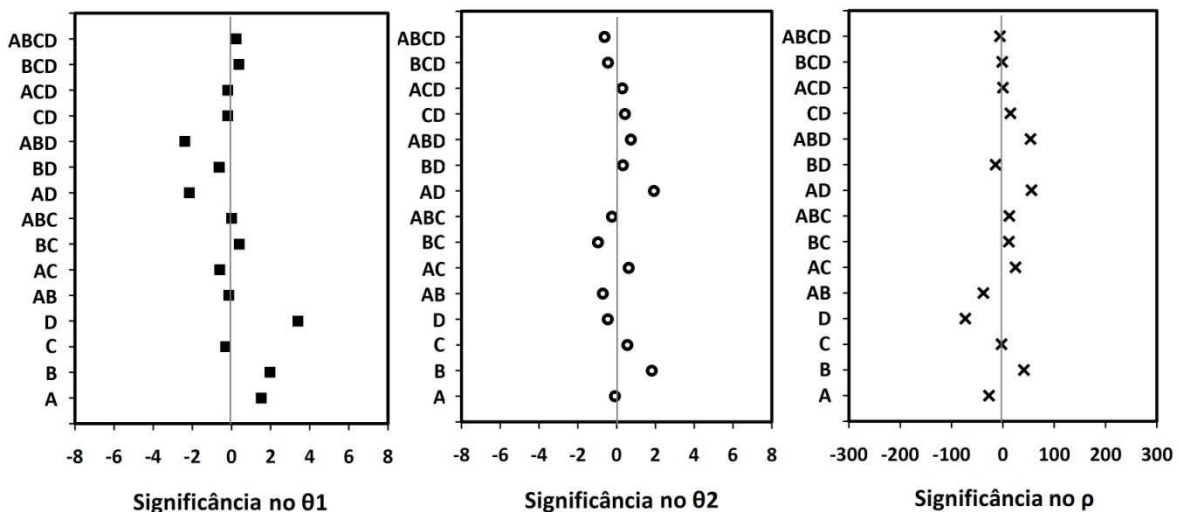


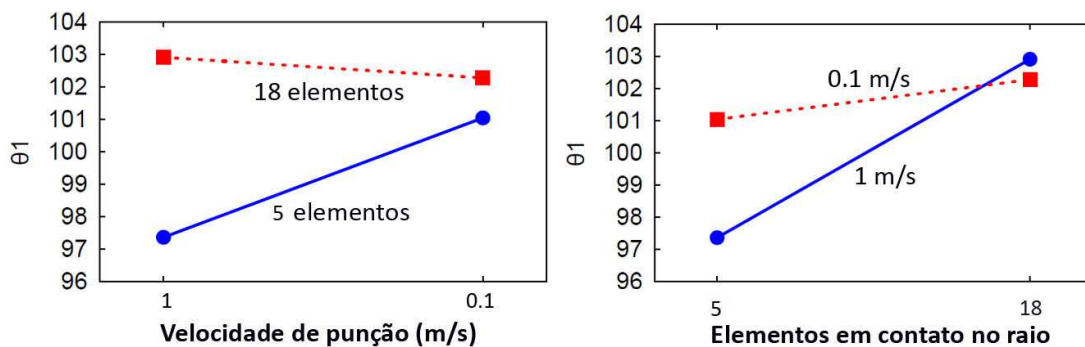
Figura 88 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP350/600-A

Na Figura 89 é ilustrado o comportamento das interações duplas mais significativas. No  $\theta_1$  a alteração na velocidade do punção teve influência significativa somente quando 9 elementos foram usados em contato com o raio da matriz, alterando em quase 4<sup>o</sup> o resultado. A velocidade de 1 m/s foi responsável pela maior diferença entre os dois valores medidos. O valor do fator que efetivamente influenciou o resultado mais próximo do experimental foi 18 elementos em contato com o raio.

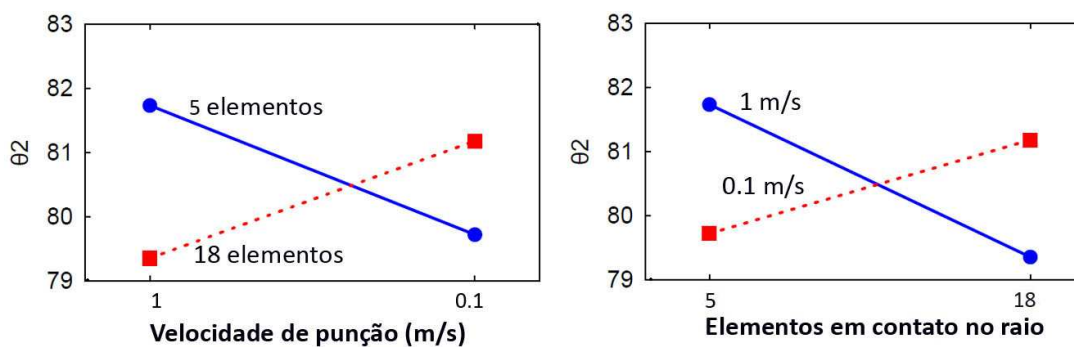
No  $\theta_2$  a alteração na velocidade do punção produziu grande variação no retorno elástico para ambas as condições de elementos em contato com o raio. Porém, o comportamento de variação foi cruzado, ou seja, quando a velocidade mudou de 1 m/s para 0.1 m/s, o resultado aumentou com 18 elementos no raio, e

diminui com 5. Outra interação que se mostrou significativa no  $\theta_2$  foi BC. A alteração no coeficiente de atrito usando 5 elementos em contato no raio produziu alteração significativa no retorno elástico, em torno de  $3^\circ$ . Os valores dos fatores que influenciaram o resultado mais próximo do experimental foram da velocidade de 1 m/s, 5 elementos em contato no raio, coeficiente de atrito de 0.144 e NIP de 25.

No  $\rho$  a alteração na velocidade do punção influenciou mais significativamente quando foi usado 5 elementos em contato no raio e a velocidade de 1 m/s produziu a maior diferença entre os dois resultados. Outra interação que se mostrou significativa no  $\rho$  foi AB. A alteração na velocidade do punção foi significativa no resultado apenas quando associada com o coeficiente de atrito de 0.144. Os valores dos fatores que influenciaram os resultados mais próximos do experimental foram da velocidade de 0.1 m/s, 18 elementos no raio e coeficiente de atrito de 0.025.



(a)



(b)

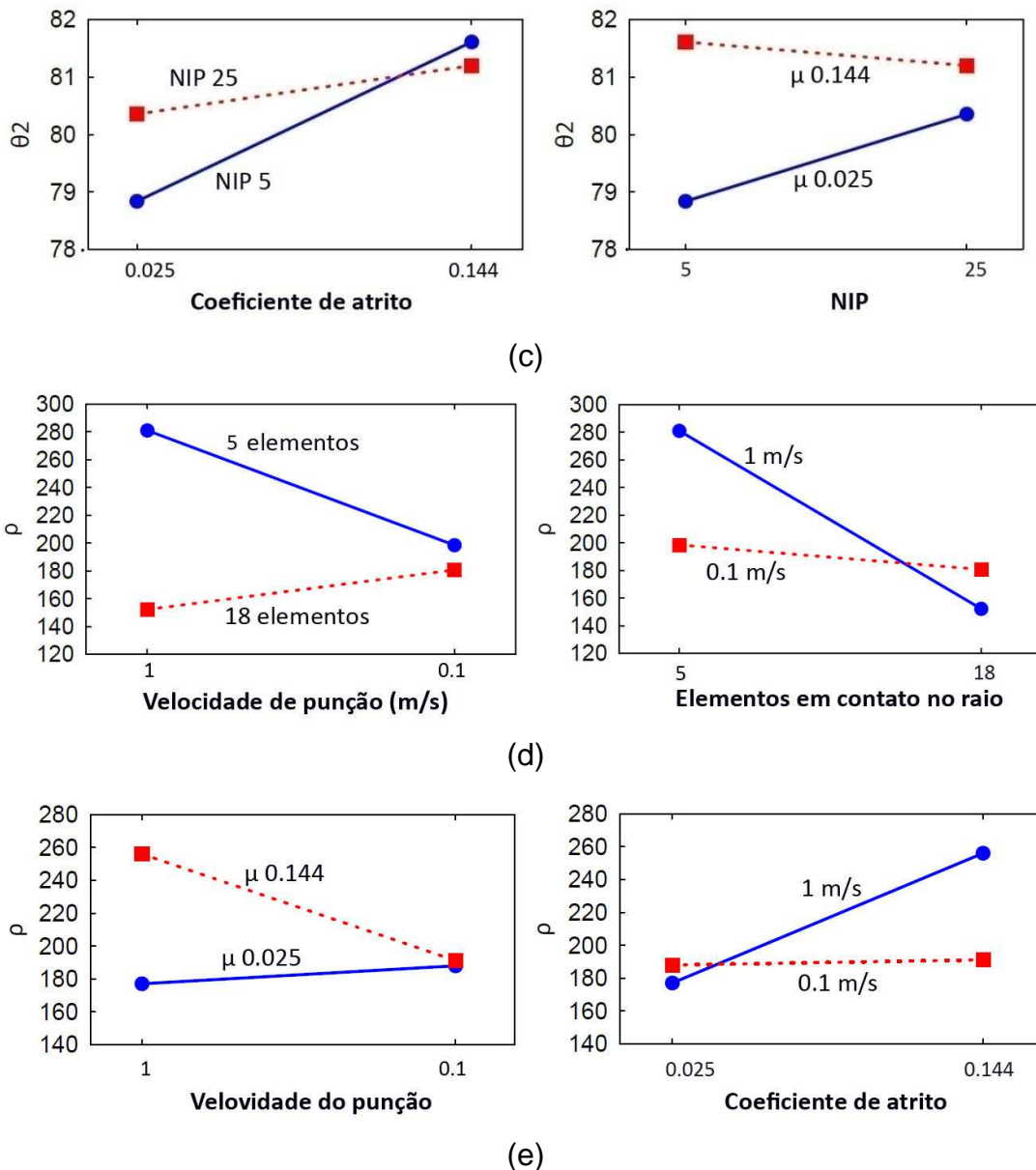
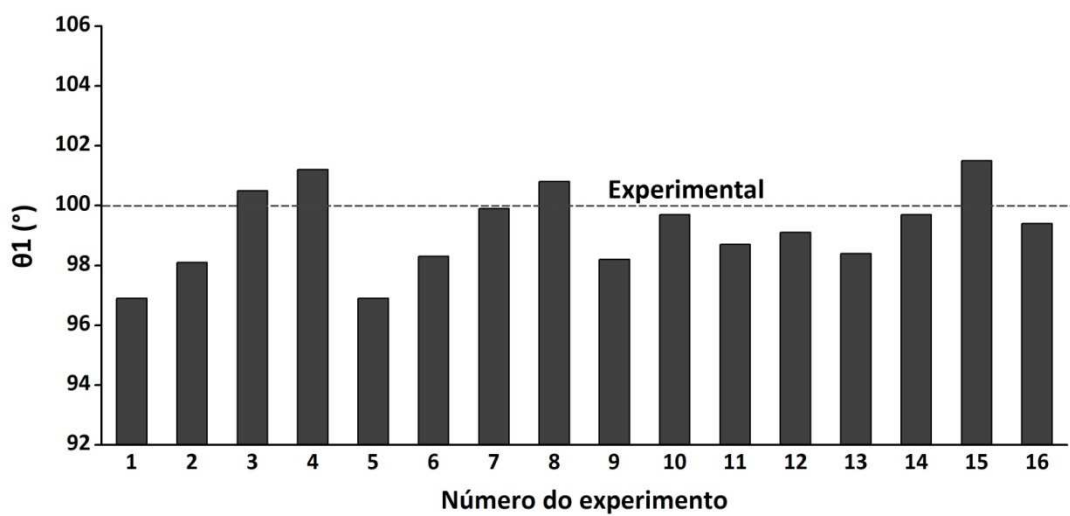


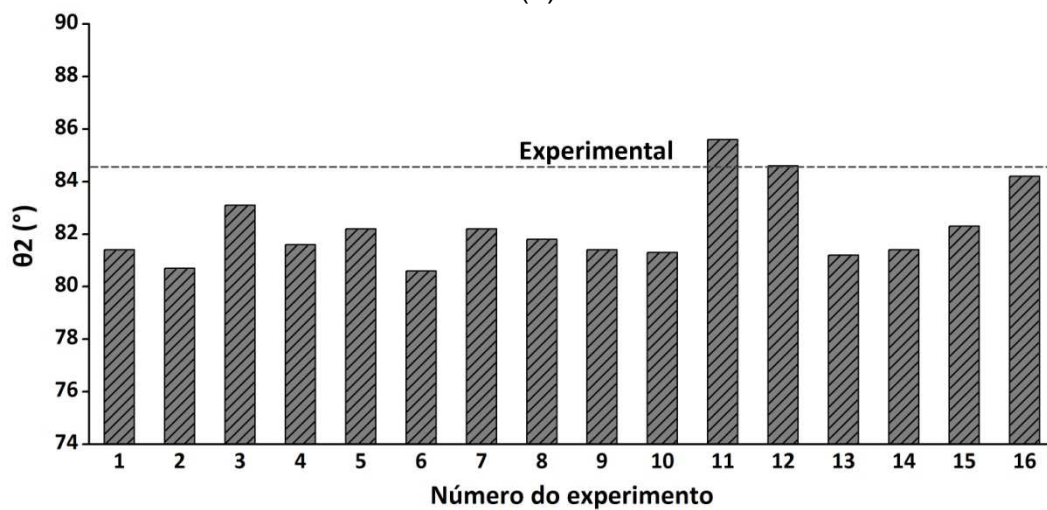
Figura 89 - Principais interações dos fatores com DP350/600-A, (a) AD no  $\theta_1$ ; (b) AD no  $\theta_2$ , (c) BC no  $\theta_2$ , (d) AD no  $\rho$  e (e) AB no  $\rho$ .

#### 4.3.3. DP350/600-U

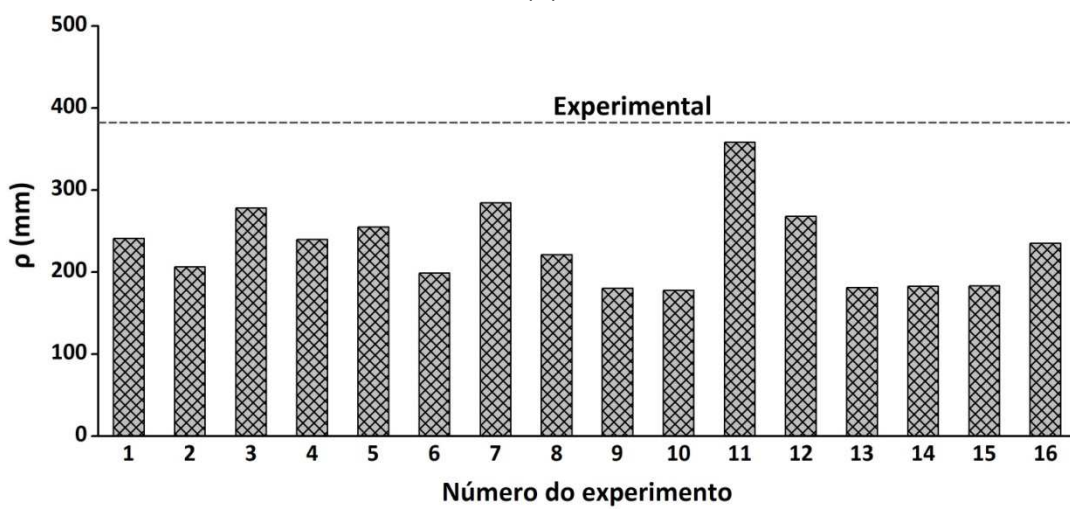
Na Figura 90 são apresentados os resultados do retorno elástico medido após a simulação do embutimento com aço DP350/600-U. A diferença entre o menor e o maior resultado foi de  $4.65^\circ$  no  $\theta_1$ ,  $5.02^\circ$  no  $\theta_2$  e 180 mm no  $\rho$ , a menor entre os aços ensaiados. A maioria dos resultados simulados também ficou abaixo do experimental prático.



(a)



(b)



(c)

Figura 90 – Retorno elástico após simulação de embutimento com aço DP350/600-U; (a)  $\theta_1$ , (b)  $\theta_2$  e (c)  $\rho$ .

Na Figura 91 é ilustrada a significância do efeito dos fatores nos resultados. Diferente dos casos anteriores, o coeficiente de atrito teve maior significância nos três valores ( $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $\rho$ ). Nos casos anteriores a quantidade de elementos no raio teve a maior significância no  $\theta_1$ . Isso pode ser influenciado pela diferença na espessura entre esses materiais e conseqüente relação  $r/t$ . Neste caso, o aço DP350/600-U com 2 mm de espessura ( $r/t = 2$ ) tem maior dificuldade em dobrar/escorregar sobre o raio do punção e a ação do coeficiente de atrito foi mais significativa.

Houve menor dispersão dos resultados em comparação aos resultados dos aços anteriores. Entretanto, ainda é possível observar a significativa influência de algumas interações de fatores como é o caso da BD no  $\theta_1$ , BCD no  $\theta_2$  e CD e BCD no  $\rho$ .

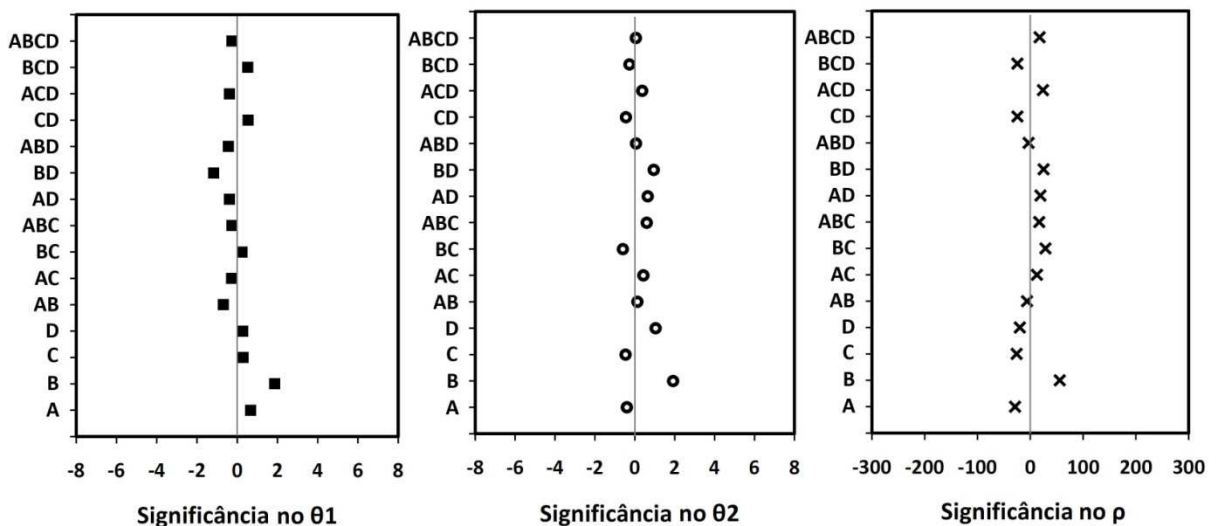


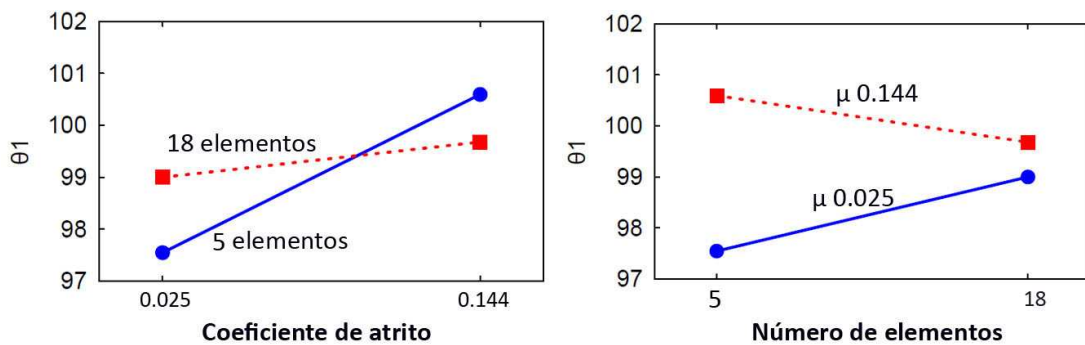
Figura 91 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP350/600-U

Na Figura 92 é ilustrado o comportamento das interações duplas mais significativas. No  $\theta_1$  a alteração no coeficiente de atrito teve maior influência quando usados 5 elementos em contato com o raio, alterando em mais de 3<sup>o</sup> o resultado. Outra interação que apresentou significativa influência no  $\theta_1$ , apesar de bem menor que BD, foi AB. A alteração na velocidade do punção alterou o resultado apenas quando associada ao coeficiente de atrito de 0.025, em torno de 1<sup>o</sup>. Os valores dos

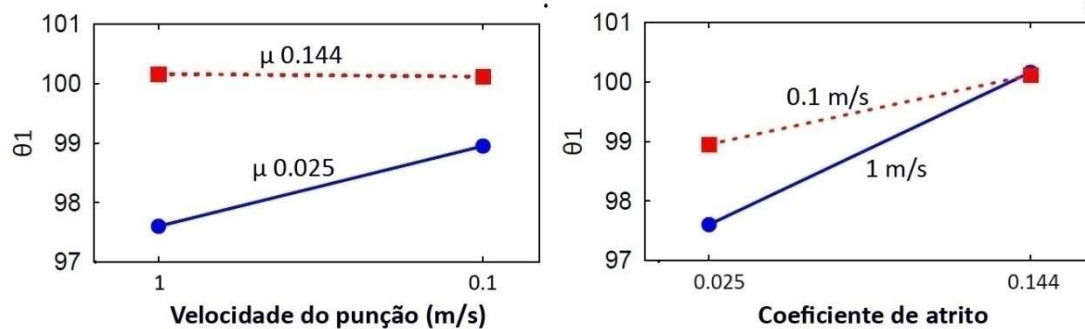
fatores que influenciaram os resultados mais próximos do experimental foram do coeficiente de atrito de 0.144 e 18 elementos em contato com o raio.

No  $\theta_2$  a alteração no coeficiente de atrito teve maior influência quando foram usados 18 elementos no raio. A alteração na quantidade de elementos no raio não teve influência quando o coeficiente de atrito de 0.025 foi usado, por outro lado, alterou em 2° o resultado quando foi usado o coeficiente de 0.144. Os valores dos fatores que influenciaram os resultados mais próximo do experimental foi do coeficiente de atrito de 0.144 com 18 elementos no raio.

No  $\rho$  a alteração no coeficiente de atrito influenciou mais significativamente o resultado quando NIP de 5 foi usado. Verificou-se ainda que apenas o coeficiente de atrito de 0.144 produziu diferença entre os dois casos. Os valores dos fatores que influenciaram os resultados mais próximo do experimental foram do coeficiente de atrito de 0.144 e NIP de 5.



(a)



(b)

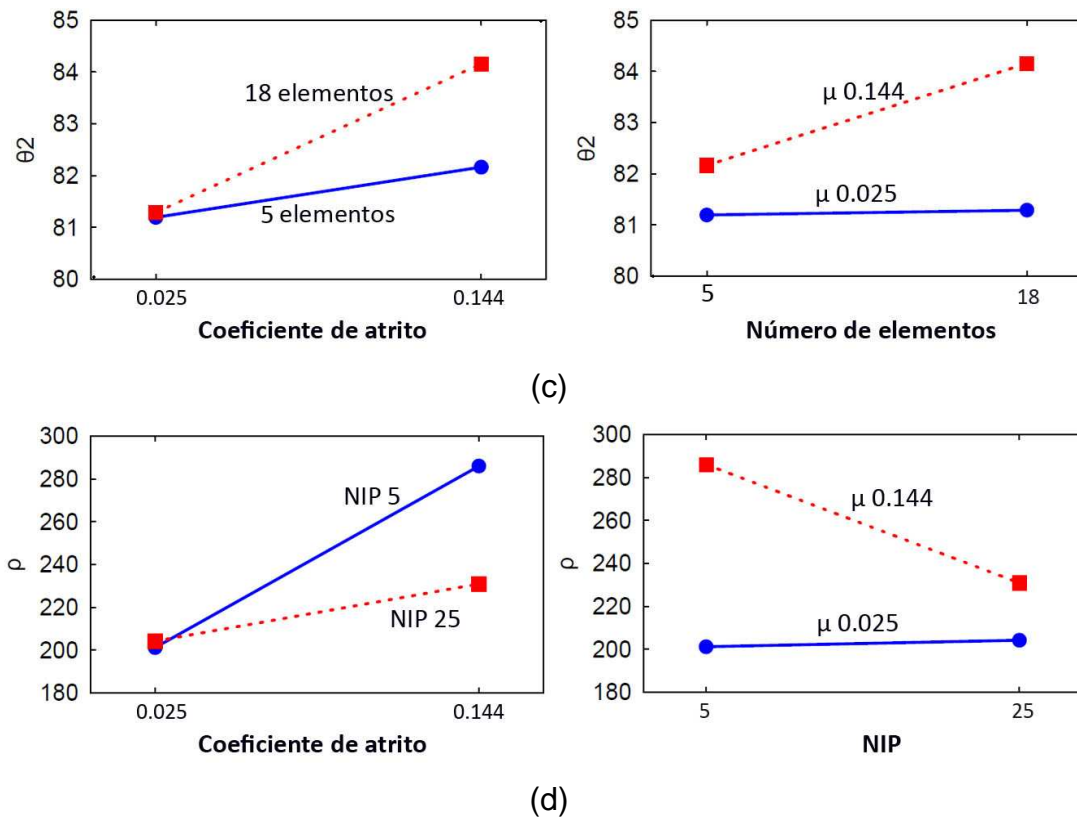
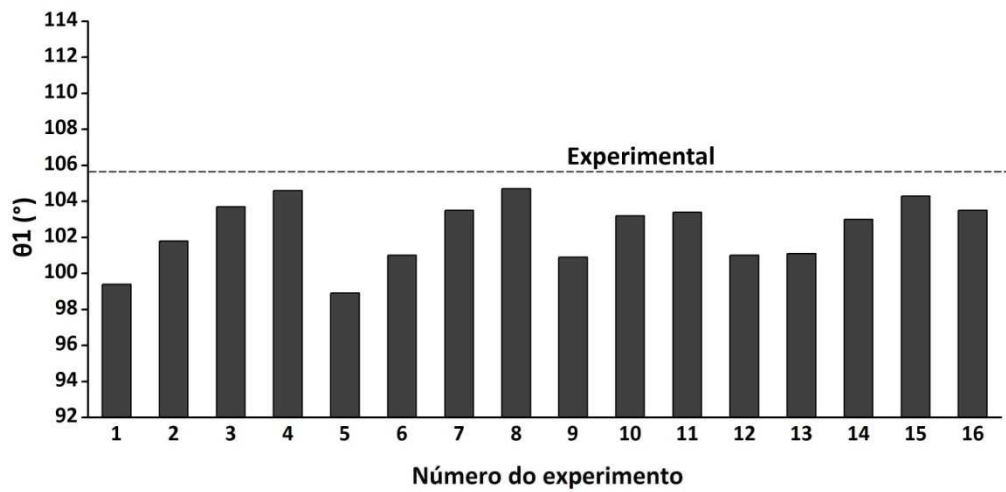


Figura 92 - Principais interações dos fatores com o aço DP350/600-U: (a) BD no  $\theta_1$ , (b) AB no  $\theta_1$ , (c) BD no  $\theta_2$  e (d) BC no  $\rho$ .

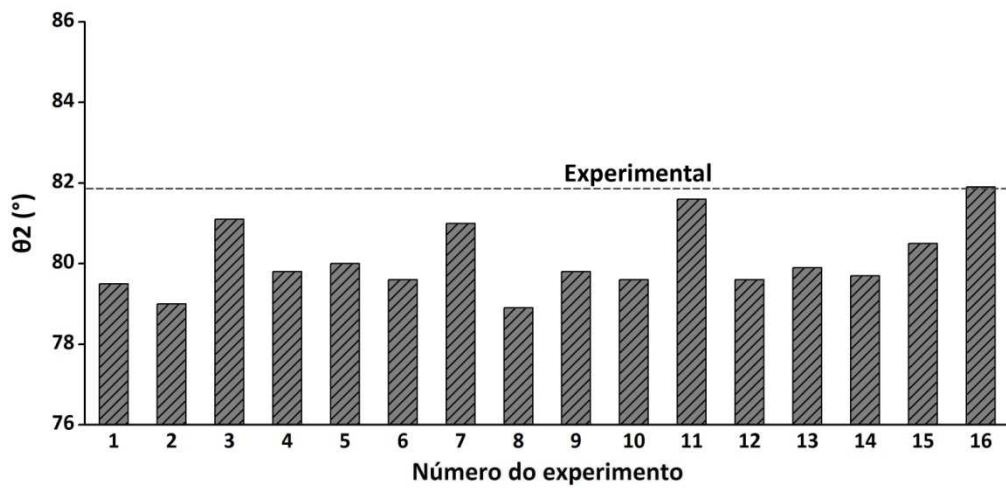
#### 4.3.4. DP450/780

Na Figura 93 são apresentados os resultados do retorno elástico medido após a simulação do embutimento com aço DP450/780. A diferença entre o menor e o maior resultado foi de  $5.8^\circ$  no  $\theta_1$ ,  $2.96^\circ$  no  $\theta_2$  e 112 mm no  $\rho$ . A maioria dos resultados simulados também ficou abaixo do experimental prático.

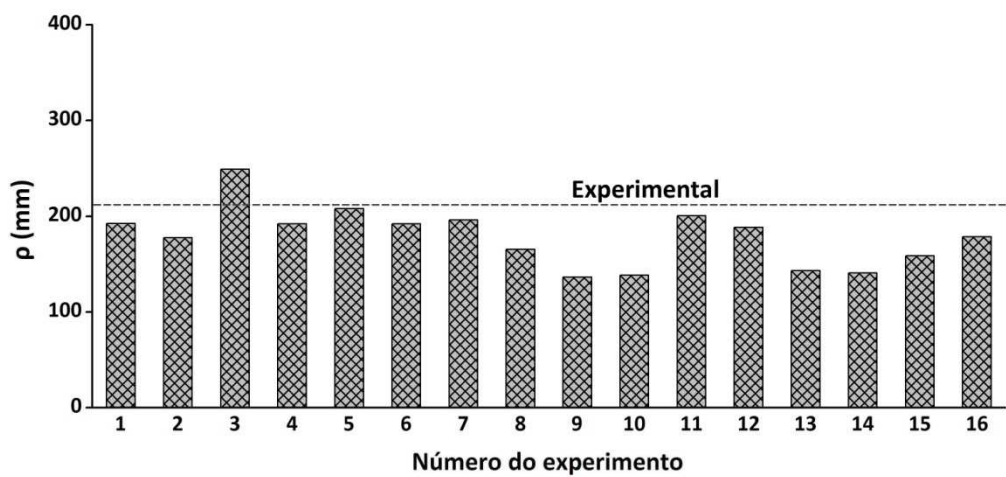




(a)



(b)



(c)

Figura 93 – Retorno elástico após simulação de embutimento com aço DP450/780; (a)  $\theta_1$ , (b)  $\theta_2$  e (c)  $\rho$ .



Na Figura 94 é ilustrada a significância do efeito dos fatores nos resultados das simulações. No  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $\rho$  o efeito mais significativo foi o da variável B (coeficiente de atrito). Por outro lado as variáveis C e D tiveram pouca significância no  $\theta_1$  e  $\theta_2$  e as variáveis A e C tiveram pouca significância no  $\rho$ . No  $\theta_1$  as interações mais significativas foram de AB e BD, enquanto que no  $\theta_2$  e  $\rho$  não houve interações significativas.

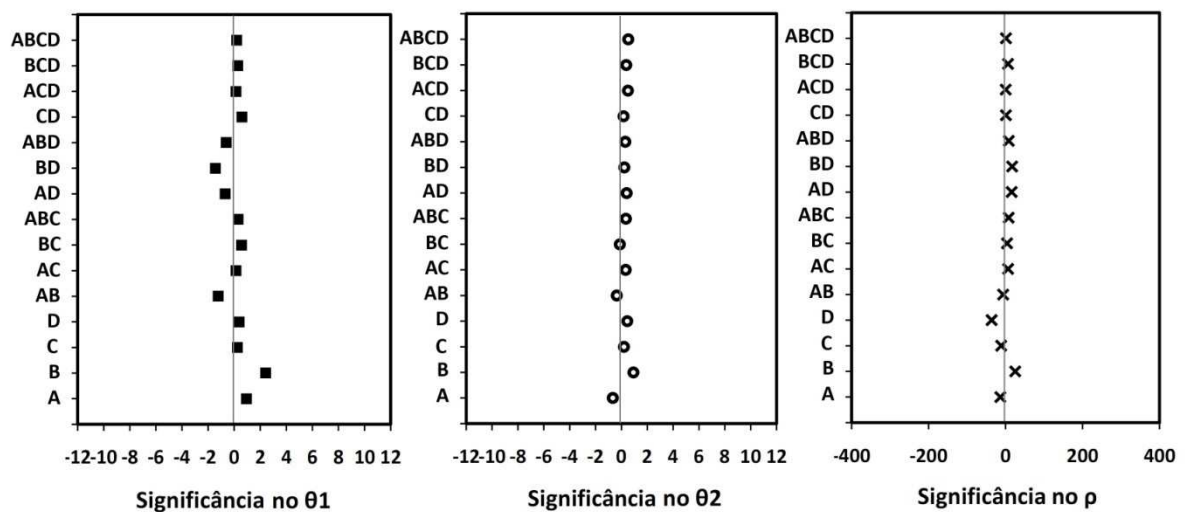


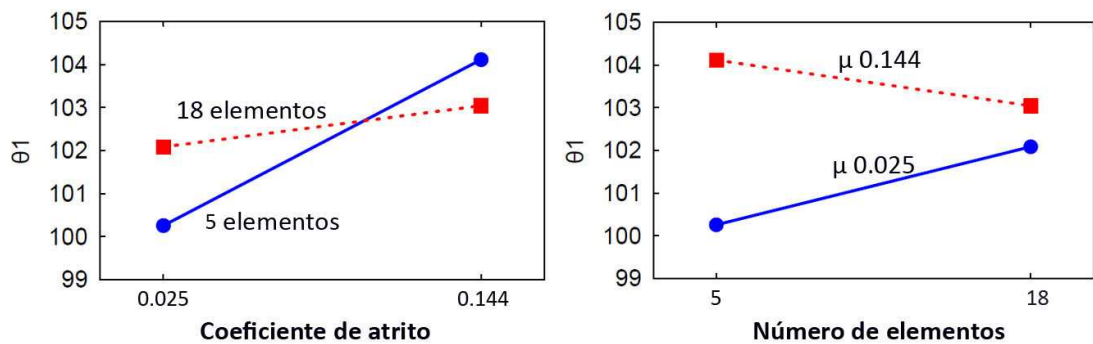
Figura 94 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP450/780

Na Figura 95 é ilustrado o comportamento das interações duplas mais significativas. No  $\theta_1$  a alteração no coeficiente de atrito teve maior influência quando usado 5 elementos em contato com o raio, alterando em 4<sup>o</sup> o retorno elástico. Outra interação que se mostrou significativa no  $\theta_1$  foi AB. A alteração na velocidade do punção provocou alteração significativa no  $\theta_1$  apenas quando associada ao coeficiente de atrito de 0.025 e a maior diferença entre os dois casos foi causada pela velocidade de 1 m/s. O valor dos fatores que influenciou os resultados mais próximos do experimental foi do coeficiente de atrito de 0.144 e 5 elementos em contato no raio.

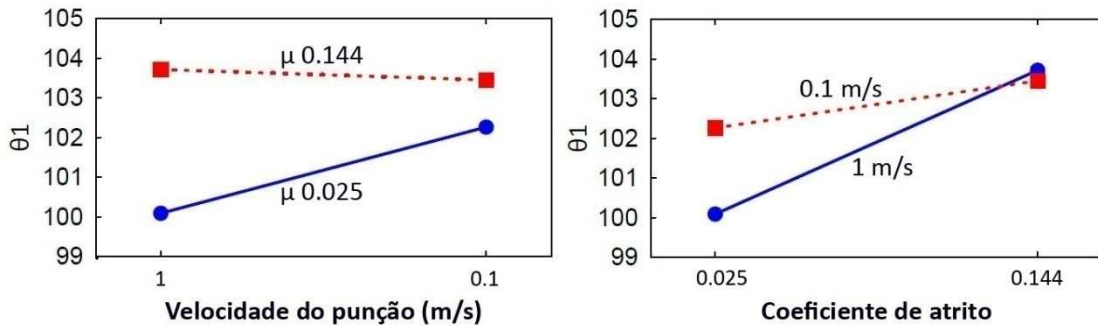
No  $\theta_2$  não houve nenhuma interação significativa dos fatores. Na Figura 95c é ilustrada a interação AB que foi o caso com o maior valor de influência. Pode ser visto que a alteração mais expressiva ocorreu quando o coeficiente de atrito foi

alterado de 0.025 para 0.144 usando velocidade do punção de 1 m/s, em torno de 1°. O valor dos fatores que influenciou os resultados mais próximos do experimental foi do coeficiente de atrito de 0.144 e velocidade de punção de 1 m/s.

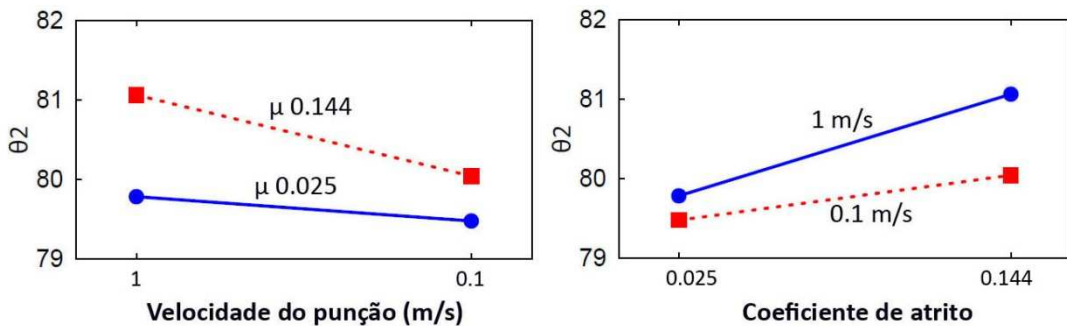
No  $\rho$  a alteração no coeficiente de atrito teve influência significativa apenas quando NIP de 5 foi usado. Ainda, a maior diferença entre os dois casos foi causado pelo coeficiente de atrito de 0.144. O valor dos fatores que influenciou os resultados mais próximo do experimental foi do coeficiente de atrito de 0.144 com 5 elementos no raio.



(a)



(b)



(c)

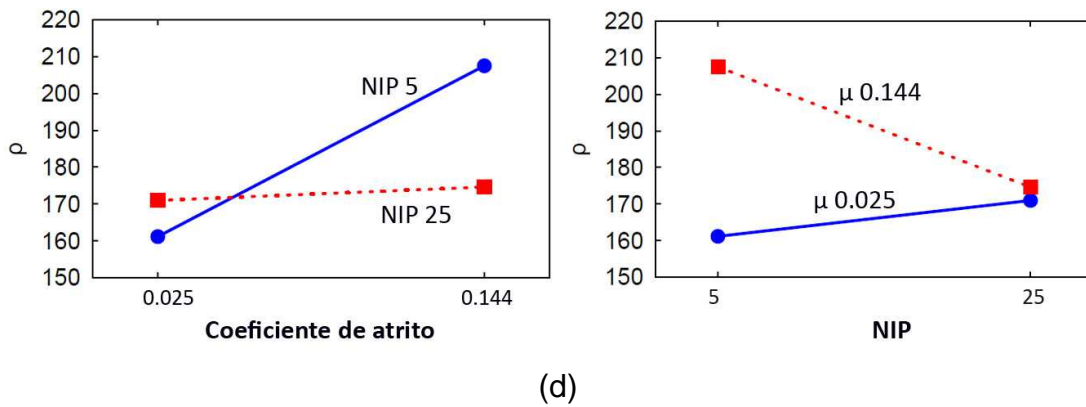
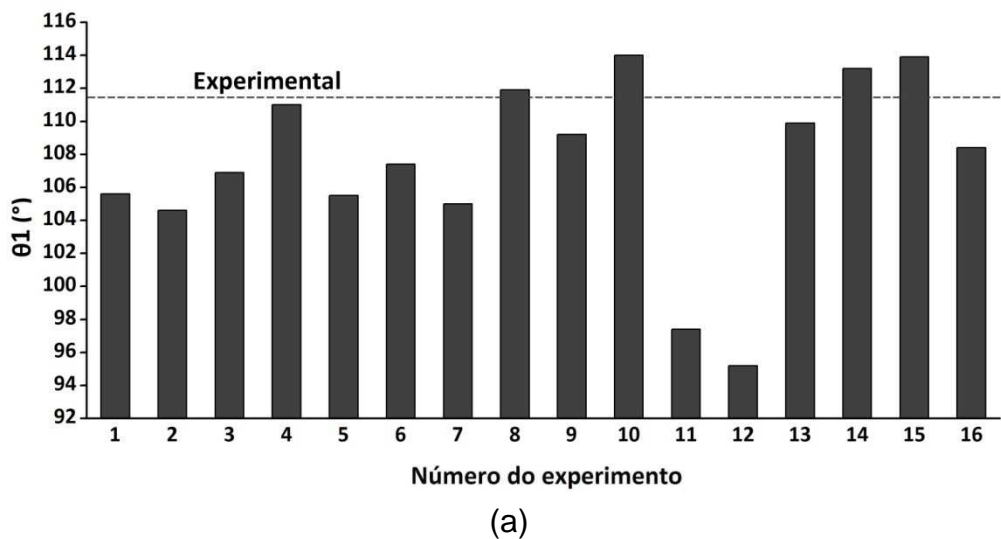
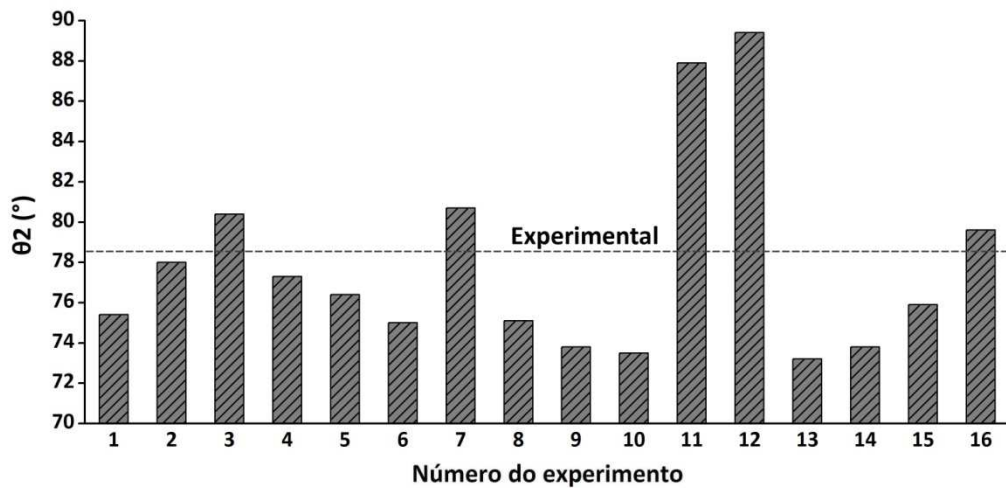


Figura 95 - Principal interações dos fatores com o aço DP450/780: (a) BD no  $\theta_1$ , (b) AB no  $\theta_1$ , (c) BD no  $\theta_2$  e (d) BC no  $\rho$ .

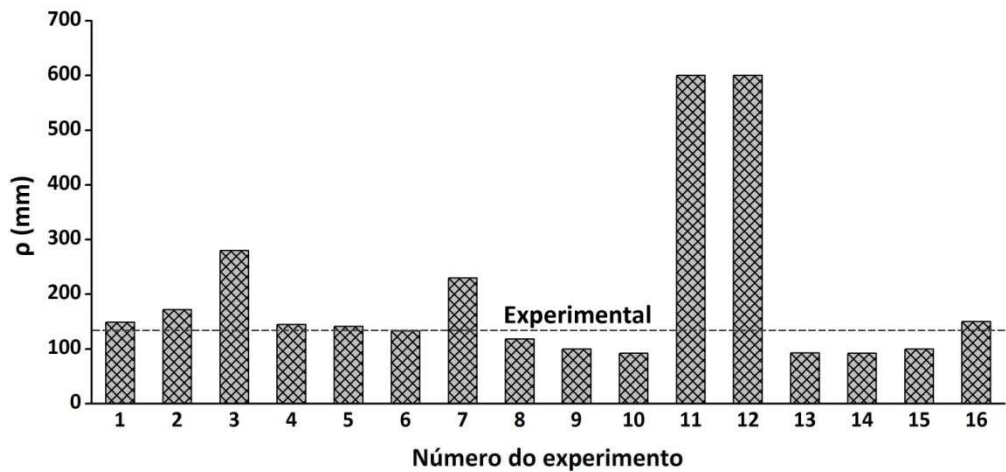
#### 4.3.5. DP750/980

Na Figura 96 são apresentados os resultados do retorno elástico medido após a simulação do embutimento com aço DP750/980. A diferença entre o menor e o maior resultado foi de  $18.8^\circ$  no  $\theta_1$ ,  $16.2^\circ$  no  $\theta_2$  e 505 mm no  $\rho$ , a maior entre os aços ensaiados. A maioria dos resultados simulados também ficou abaixo do experimental prático.





(b)



(c)

Figura 96 – Retorno elástico após simulação de embutimento com aço DP750/980; (a)  $\theta_1$ , (b)  $\theta_2$  e (c)  $\rho$ .

Na Figura 97 é ilustrada a significância do efeito dos fatores nos resultados das simulações. No  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $\rho$  os efeitos mais significativos foram das variáveis B (coeficiente de atrito) e C (NIP). Por outro lado a variável D foi pouco significativa no  $\theta_1$  e A foi pouco significativa no  $\theta_2$  e no  $\rho$ . Neste caso, houve bastante dispersão nos resultados, indicando diversas associações significativas. No  $\theta_1$  as interações mais significativas foram BD, CD e BCD, no  $\theta_2$  e no  $\rho$  foram BC, BD e CD e BCD.

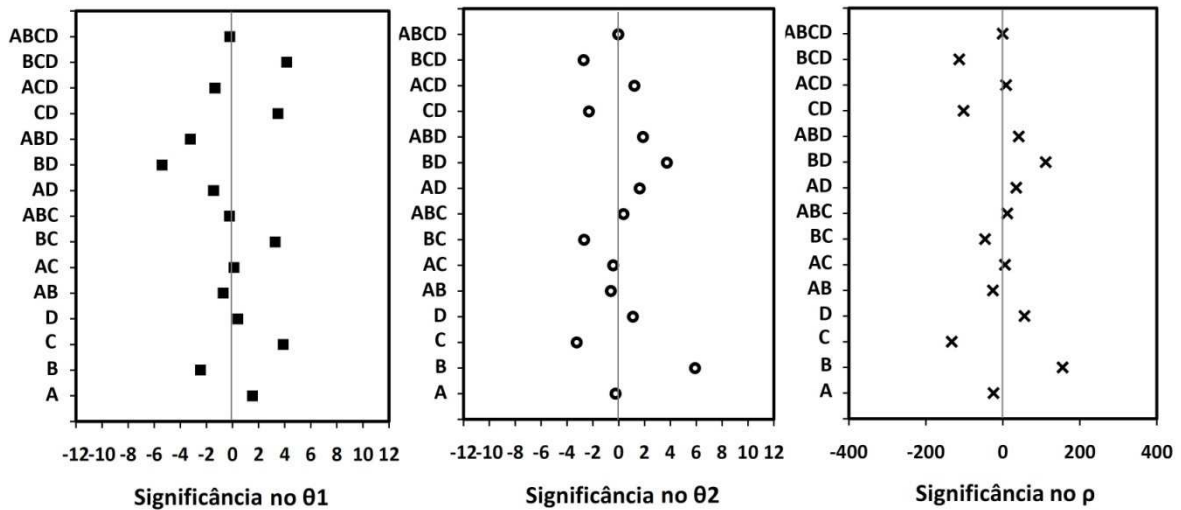
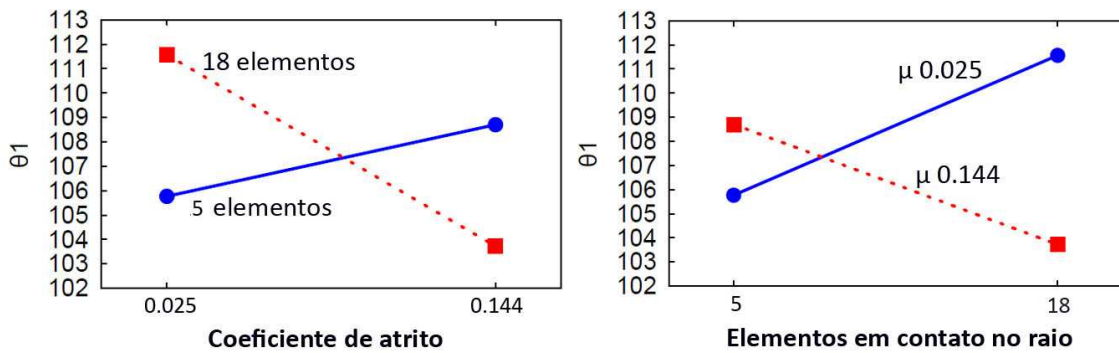


Figura 97 - Significância do efeito dos fatores no retorno elástico do aço DP750/980.

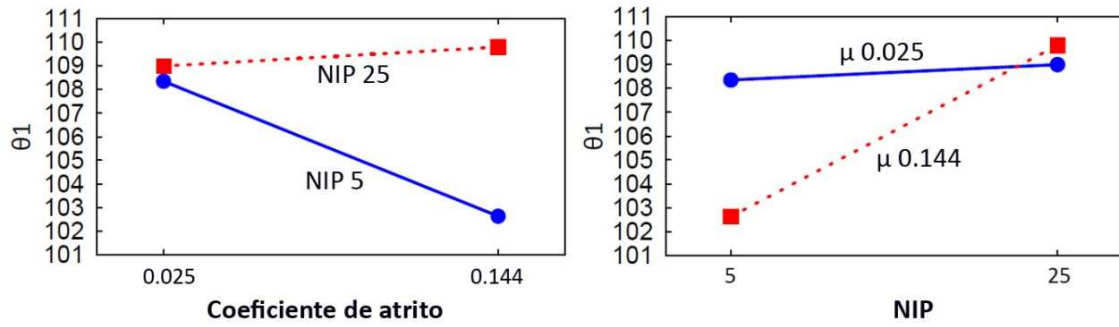
Na Figura 98 é ilustrado o comportamento das interações duplas mais significativas. No  $\theta_1$  a alteração no coeficiente de atrito teve influência significativa em ambas as condições de quantidade de elementos no raio. Sendo mais pronunciada quando 18 elementos foram usados, alterando em quase  $8^\circ$  o resultado. Além disso, é importante observar que o comportamento das interações foi cruzado, ou seja, quando se aumentou o coeficiente de atrito com 5 elementos no raio o resultado aumentou e quando usado 18 elementos no raio o resultado diminuiu. Outra interação que se mostrou significativa no  $\theta_1$  foi BC. A alteração no coeficiente de atrito produziu alteração nos resultados apenas quando associada ao NIP de 25 e a maior diferença entre os dois casos foi causada pelo coeficiente de atrito de 0.144. O valor dos fatores que influenciou os resultados mais próximos do experimental foi do coeficiente de atrito de 0.025 e 18 elementos em contato com o raio.

No  $\theta_2$  a alteração no coeficiente de atrito teve influência significativa apenas quando foram usados 18 elementos no raio. Outra interação que se mostrou significativa no  $\theta_2$  foi BC. A alteração no coeficiente de atrito provocou alteração mais significativa quando NIP de 5 foi usado e a diferença entre os dois casos foi causado pelo atrito de 0.144. O valor dos fatores que influenciaram os resultados mais próximos do experimental foi do coeficiente de atrito de 0.144, 5 elementos em contato no raio e NIP de 25.

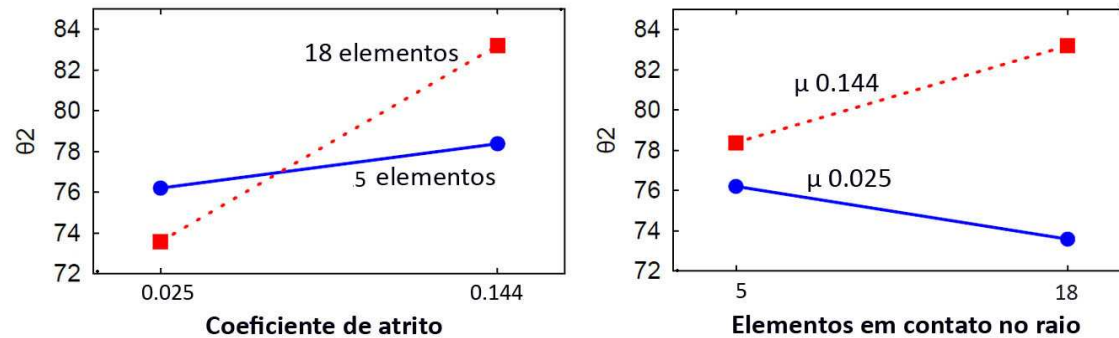
No  $\rho$  a alteração no coeficiente de atrito teve influência significativa apenas quando foram usados 18 elementos no raio. Outra interação que se mostrou significativa no  $\rho$  foi BC. A alteração no coeficiente de atrito provocou alteração no resultado apenas quando NIP de 5 foi usado e a maior diferença entre os dois casos foi causado pelo atrito de 0.144. O valor dos fatores que influenciaram os resultados mais próximo do experimental foi do coeficiente de atrito de 0.025 com 18 elementos no raio.



(a)



(b)



(c)

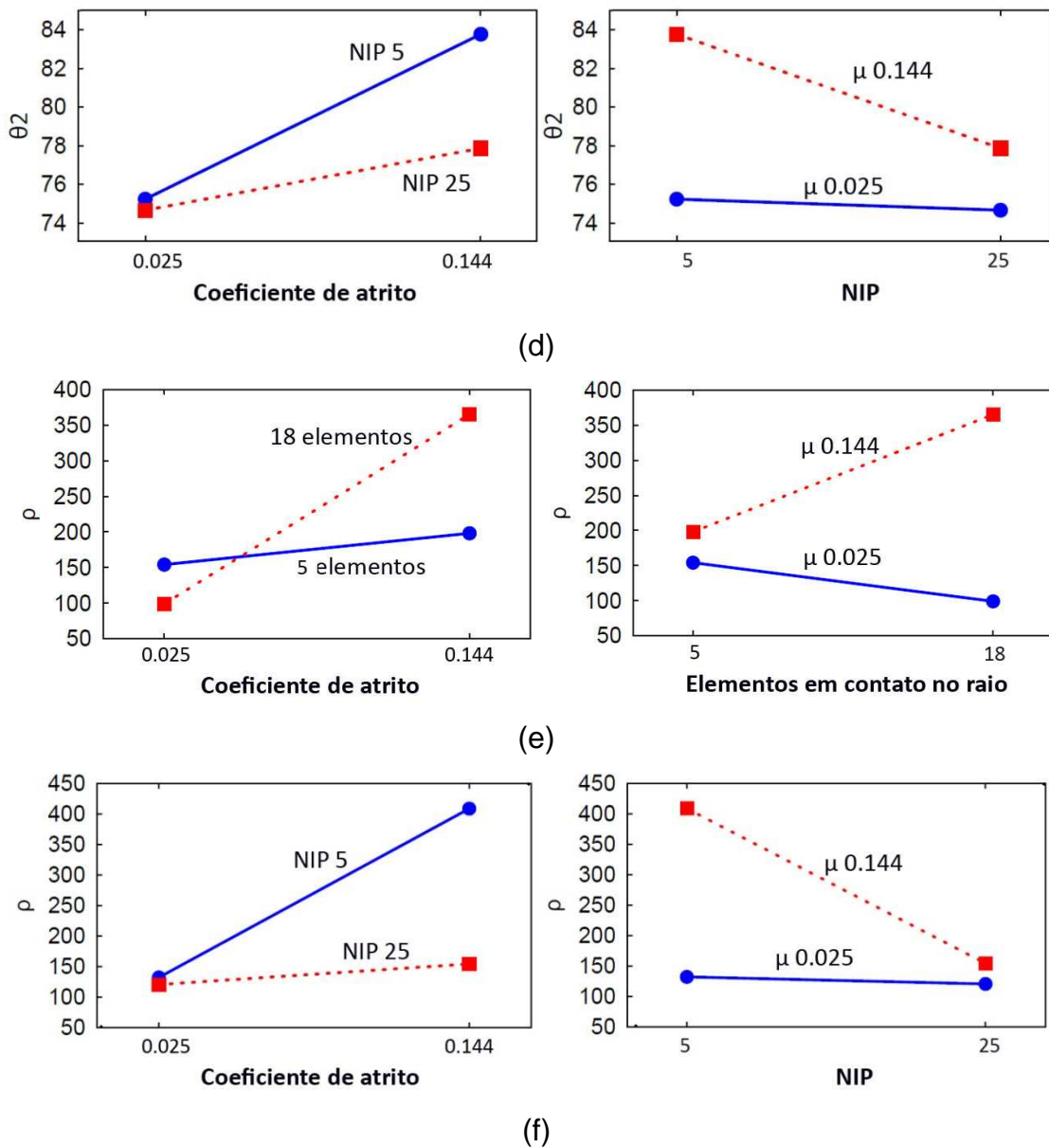


Figura 98 - Principais interações dos fatores com aço DP750/980, (a) BD no  $\theta_1$ , (b) BC no  $\theta_1$ , (c) BD no  $\theta_2$ , (d) BC no  $\theta_2$ , (e) BD no  $\rho$  e (f) BC no  $\rho$ .

#### 4.3.6. Discussão geral dos resultados de simulação

Na seção anterior foram apresentados os resultados obtidos após a simulação de embutimento com cada material separadamente e discutido brevemente a influência dos fatores nos resultados. Nesta seção o objetivo é analisar e discutir todos os resultados em conjunto.

Para os cinco materiais testados o fator computacional que exerceu maior influência nos três valores ( $\theta_1$ ,  $\theta_2$  e  $\rho$ ) foi o coeficiente de atrito. Quando se alterou o coeficiente de atrito de 0.025 para 0.144 observou-se uma significativamente influência nos resultados. Em quatorze das quinze respostas ele teve efeito principal significativo, em onze delas ele foi o mais significativo, além de aparecer em outras treze interações significativas com outros fatores. Entre os dois valores testados, o valor de 0.144 apareceu em 74% dos casos como fator que influenciou os resultados mais próximos do experimental. No caso dos aços DP450/780 e DP750/980 com maior espessura ( $R/t = 2.5$  mm e 5 mm) em 100% dos casos o coeficiente de atrito de 0.144 foi o fator mais significativo e que influenciou os resultados mais próximos do experimental. Isso indica que definir o coeficiente de atrito adequadamente é essencial para o resultado do retorno elástico, principalmente para as relações  $R/t$  menores.

O fator que exerceu a segunda maior influência nos resultados foi a quantidade de elementos em contato com o raio da matriz. Ele apareceu em sete respostas com o efeito principal significativo, ainda em três delas ele foi o mais significativo. Além disso, apareceu em praticamente todas as respostas com alguma interação significativa. Quando a quantidade de elementos no raio teve efeito principal significativo, a quantidade de 18 elementos influenciou os melhores resultados. Isso não é suficiente para indicar que a quantidade de 18 elementos em contato com o raio da chapa é o ideal, pois seria necessário um estudo mais completo, onde outros valores fossem avaliados. Porém, esse resultado corrobora com as afirmações de Li *et al.* (2002), Park e Oh (2004), Meinders *et al.* (2006) e Burchitz (2008) que sugerem maior refinamento da malha da chapa em simulação de retorno elástico do que em conformações convencionais.

A velocidade do punção exerceu a terceira maior influência nos resultados. Assim como aconteceu com a quantidade de elementos em contato com o raio, a velocidade do punção apareceu em sete respostas com o efeito principal significativo, mas em nenhum caso foi o mais significativo. Além disso, apareceu também em sete interações significativas combinada com outros fatores. Os resultados mostraram que a definição da velocidade do punção é um fator que exerce influência nos resultados, mas não foi possível afirmar qual é o valor ideal.



Apesar de ser recorrente assunto de discussão na literatura, o fator que exerceu menor influência foi o NIP. Foi observado que o NIP apresentou efeito principal significativo apenas nos resultados do aço DP750/980, que é o material de maior resistência e menor espessura – consequentemente maior R/t. Os aços de menor resistência - HSLA420/490 e DP350/600A - e os de maior espessura - DP350/600U e DP450/780 - não sofreram influência significativa do NIP. Isso indica que a influência do valor do NIP é dependente da tensão da chapa e da relação R/t, concordado com o estudo de Wagoner e Li (2007). Esses autores acrescentam que apesar da escolha do valor do NIP ser importante, o resultado preciso da simulação do retorno elástico pode ser consequência da combinação da tensão da chapa, R/t e propriedades do material.

#### **4.4. RESULTADOS DOS ENSAIOS DE DOBRAMENTO**

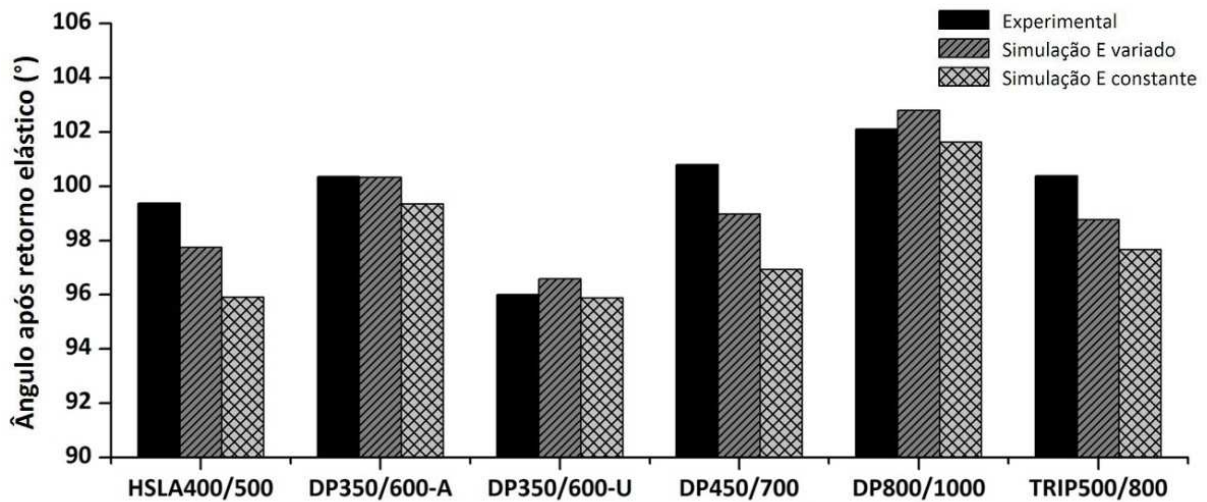
Foi proposto um ensaio de dobramento para analisar a influência da variação do módulo de elasticidade na previsão por elementos finitos do fenômeno do retorno elástico. O ensaio de dobramento usando um modelo bidimensional permitiu que a influência da variação do módulo de elasticidade fosse analisada com maior clareza, pois não sofre as implicações observadas no ensaio de embutimento.

Na Figura 99 é apresentado os resultados de retorno elástico após operação de dobramento sobre três diferentes raios. Pode ser observado que o retorno elástico é fortemente influenciado pelo raio da matriz. Quanto maior o raio, maior o retorno elástico. Os resultados dos ensaios práticos foram comparados com resultados obtidos por simulação numérica, com e sem variação do módulo de elasticidade.

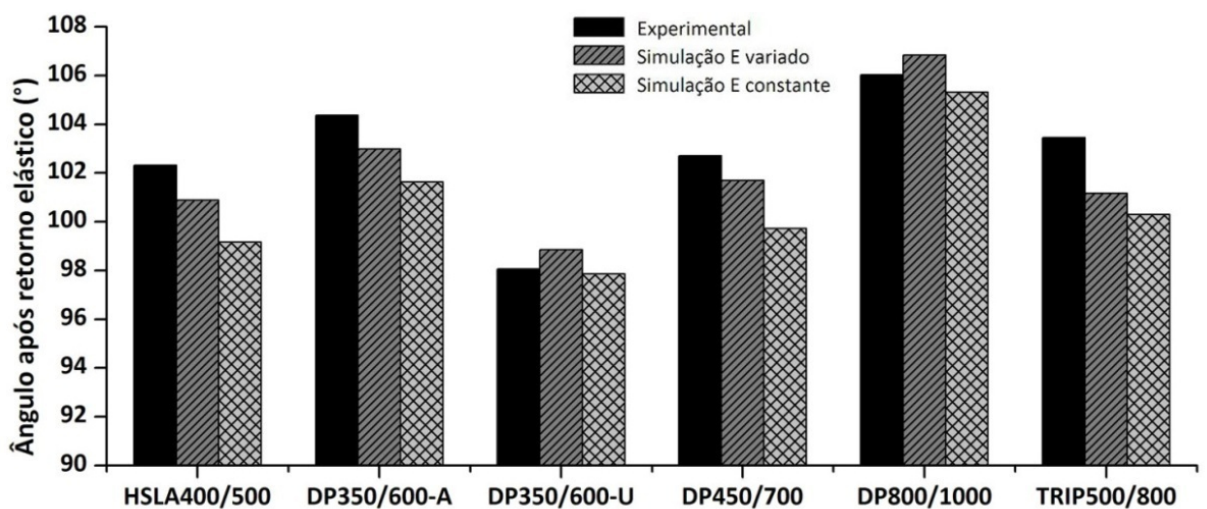
Pode ser observado que o aço DP350/600-U da Usiminas apresentou o menor retorno elástico nos três raios de dobramento. Os valores foram menores do que o obtido com o aço HSLA 420/490 que tem menor limite de resistência. Além disso, o retorno elástico do DP350/600-U da Usiminas foi bastante diferente de outro aço de mesmo grau DP350/600-A fabricado pela ArcelorMittal. O aço da ArcelorMittal apresentou retorno elástico superior ao do TRIP 450/780 para os raios de curvatura de 10 e 15 mm. Ou seja, o DP350/600 da Usiminas apresentou retorno elástico abaixo do esperado e o DP350/600 da ArcelorMittal acima do esperado. Nesses

casos, uma diferença microestrutural, tal como a presença de outra fase ou microconstituente pode ser a explicação para esse comportamento.

O aço DP750/980 apresentou o maior retorno elástico para os três valores de raio de dobra, influenciado pelo alto limite de resistência. O DP450/780 apresentou retorno elástico equivalente ao aço convencional HSLA 420/490 para os três valores de raio de dobra, e o DP 350/600 da ArcelorMittal e o TRIP 450/780 apresentaram retorno elástico levemente maior. Se levado em conta a resistência muito mais elevada dos aços AHSS em comparação ao HSLA 420/490, o retorno elástico apresentado pelos aços AHSS pode ser considerado baixo, pois não foi proporcionalmente equivalente.



(a)



(b)

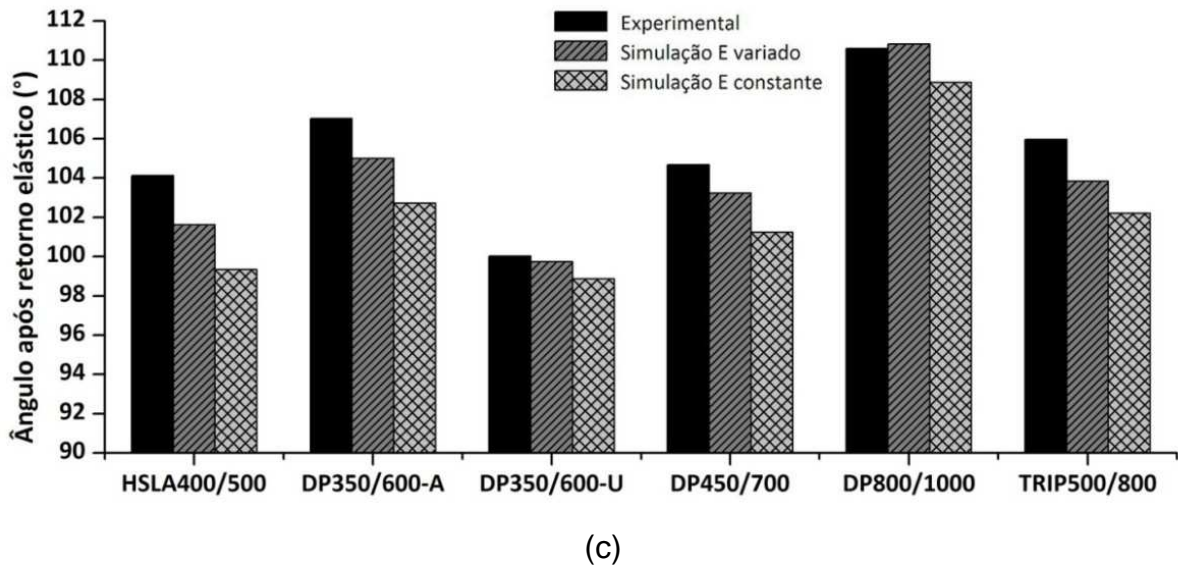


Figura 99 - Ângulos de dobra após o retorno elástico; em (a) raio de dobra de 5 mm, (b) raio 10 mm e (c) raio 15 mm.

Com o objetivo de entender a influência da variação do módulo de elasticidade em função da deformação plástica na previsão do retorno elástico, dois tipos de modelos foram usados nas simulações. No primeiro, um módulo de elasticidade constante foi utilizado. No outro, um módulo de elasticidade em função da deformação plástica foi usado por meio de uma subrotina de usuário VUSDFLD (ver subrotina em anexo).

As simulações onde o módulo de elasticidade foi variado apresentaram maior ângulo de retorno elástico. Em quase todos os casos, os resultados ficaram mais próximos dos resultados experimentais, com exceção os resultados com o aço DP350/600 da Usiminas que piorou a previsão do retorno elástico com a variação do módulo de elasticidade. Porém, a diferença foi pequena, em torno de 1°.

Apesar dos resultados de simulação numérica ficarem muito próximos dos resultados práticos, fica claro que além de considerar a variação do módulo de elasticidade durante a deformação, é necessário uma descrição ainda mais completa do comportamento desses materiais, como por exemplo, considerar o efeito Bauschinger e propor ou adotar modelos fenomenológicos mais completos.

## 5. CONCLUSÕES

Todos os aços estudados apresentaram variação do módulo de elasticidade com a deformação plástica. Foi observado que o percentual de redução do módulo de elasticidade está relacionado com a microestrutura do material. O aço DP750/980 com ferrita intergranular e matriz martensítica apresentou redução de 11.6% no módulo de elasticidade enquanto outros materiais de matriz ferrítica, como o DP450/780 e o TRIP450/780 apresentaram redução de 20.5% e 22.1%, respectivamente.

Considerar a variação do módulo de elasticidade durante a simulação de conformação de chapas melhora a capacidade de prever o fenômeno do retorno elástico. Nos ensaios de dobramento foi observado que um maior retorno elástico foi previsto nas simulações com a variação do módulo de elasticidade por meio da sub-rotina USDFLD. Porém, para uma previsão ainda mais precisa é necessário que outros fatores apontados na literatura sejam considerados, tais como o efeito Bauschinger e modelos fenomenológicos mais realistas.

Além disso, a escolha correta dos parâmetros computacionais como coeficiente de atrito, quantidade de elementos em contato com o raio e velocidade de punção influenciam significativamente os resultados. A quantidade de pontos de integração na espessura foi o fator que exerceu menor influência nos resultados, com exceção do caso do aço DP750/980 de alta resistência e alta relação R/t.

A redução na prática do retorno elástico em operações de embutimento pode ser conseguida escolhendo adequadamente parâmetros de processo e de ferramenta. Entre os valores testados neste estudo, um aumento da força de prensa-chapas influenciou significativamente a redução do retorno elástico. Ela restringiu mais fortemente o escorregamento da chapa sobre o raio da matriz, distribuindo as tensões sobre a parede do corpo de prova induzindo a um efeito de estiramento. Com isso a recuperação elástica nos raios foi menor.

### 5.1. Sugestões de trabalhos futuros

Durante a análise e discussão dos resultados surgiram alguns questionamentos que não puderam ser confirmados neste trabalho, mas que serviram para apontar sugestões para a continuidade dos estudos. Essas sugestões são listadas na sequência:

- Estudar por meio de nanoindentação a influência da microestrutura e a possível relação de cada fase e/ou micro-constituente na redução do módulo de elasticidade.
- Explorar com mais profundidade a influência da força de prensa-chapa no retorno elástico, quantificando e estabelecendo relações com os diversos materiais.
- Estudar se a influência do NIP está relacionada com a tensão do material e com a relação  $R/t$ , para saber quando o valor do NIP é significativo ou não no estudo do retorno elástico.
- Estudar a influência da variação do módulo de elasticidade na previsão do retorno elástico por meio da subrotina UMAT e comparar com os resultados obtidos com a subrotina USDFLD.
- Reprojetar a ferramenta de embutimento com colunas guia para estudar a influência da folga no retorno elástico com maior precisão, ou seja, garantir que não haja variação da folga durante o ensaio.
- Estudar a influência de diferentes tipos de lubrificantes no retorno elástico após ensaio de embutimento.
- Levantar experimentalmente o coeficiente de atrito e analisar se a correta definição desse parâmetro no aplicativo de simulação tem influência no resultado do retorno elástico.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAQUS, Inc. **ABAQUS Theory Manual**, version 6.9, 2009.

ALVES DE SOUSA, R.J.; J.W. YOON, R.P.R. CARDOSO, R.A. FONTES VALENTE, AND J.J. GRACIO. On the use of a reduced enhanced solid-shell (ress) element for sheet forming simulations, **Int. J. of Plasticity**, v. 23(3), p. 490, 2007.

ALVES, J.L.; L.F. MENEZES. Application of tri-linear and tri-quadratic 3-d solid elements in sheet metal forming process simulations. In Ken ichiro Mori, editor, **Proceedings of NUMIFORM 2001**, p. 639 – 644, Toyohashi, Japan, 2001.

ALVES, J.L.; OLIVEIRA, M.C.; MENEZES, L.F. Springback evaluation with several phenomenological yield criteria. In **Proceedings of the 2nd International Materials Symposium**, v. 455-456 of Materials Science Forum, p. 732-736, Caparica, Portugal, 2004.

ANDERSSON, A. Numerical and experimental evaluation of springback in a front side member; **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 169, p. 352–356, 2005.

ANDERSSON, A.; HOLMBERG, S. Simulation and verification of different parameters effect on springback results", in Proc. **5th Int. Conf. NUMISHEET 2002**, edited by D. Y. Yang *et al.*, Jeju Island, Korea, 2002, p. 201-206.

ARCELORMITTAL, 2009. **Dual Phase and Complex Phase steels**. Automotive Worldwide. Disponível em [www.arcelormittal.com/automotive/sheets](http://www.arcelormittal.com/automotive/sheets), acessado em 19/10/2009.

ARETZ, H. Applications of a new plane stress yield function to orthotropic steel and aluminium sheet metals. **Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering**, v. 12(3), p. 491-509, 2004.

ASGARI, S.A; PEREIRA, M.; ROLFE, B. F.; DINGLE, M.; HODGSON, P.D. Statistical analysis of finite element modeling in sheet metal forming and springback analysis, **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 203, p. 129-136, 2008.

ASNAFI, N. On springback of double-curved autobody panels. **Int. J. of Mech. Sci.**, v. 43(1), p. 5–37, 2001.

ATZEMA, E.H. **Formability of sheet metal and sandwich laminates**. PhD thesis, University of Twente, 1994.

BANABIC, D. **Formability of metallic materials**. Berlin, Heidelberg: Springer; 2000.

BARLAT, F.; BANABIC, D.; CAZACU, O. Anisotropy in sheet metals. In D.-Y. Yang, S.I. Oh, H. Huh, and Y.H. Kim, editors, **Proceedings of the 5<sup>th</sup> International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes, NUMISHEET 2002**, p. 515 – 524, Jeju Island, Korea, 2002.

BARLAT, F.; MAEDA, Y.; CHUNG, K.; YANAGAWA, M.; BREM, J.C.; HAYASHIDA, Y.; LEGE, D.J.; MATSUI, K.; MURTHA, S.J.; HATTORI, S.; BECKER, R.C.; MAKOSEY, S. Yield function development for aluminum alloy sheets. **J. of Mech. and Phys. of Sol.**, v. 45, p.1727–1763, 1997.

BARROS NETO, B.; SCARMINIO, I. S.; BRUNS, R. E. **Planejamento e otimização de experimentos, 2 ed. Campinas, SP: Editora da Unicamp, 1996.**

BENITO, J.A.; MANERO, J.M.; JORBA, J.; E ROCA, A. Change of Young's Modulus of cold deformed pure iron in a tensile tests, **Metall. And Mater, trans. A.** v.36, p. 3317-3324, 2005.

BERG, H.; HORA, P.; REISSNER, J. Simulation of sheet metal forming processes using different anisotropic constitutive models. In **J. Hu'etink and F.P.T. Baaijens, editors, Proceedings of NUMIFORM 1998. Simulation of Material Processing: Theory, Methods and Applications**, p. 775 – 780, Enschede, The Netherlands, 1998.

BOX, G. E. P.; HUNTER, W. G.; HUNTER, J. S. **Statistics for Experimenters: An Introduction to Design, data Analysis and Model Building.** John Wiley & Sons, Inc. 1978.

BURCHITZ, I.A, **Improvement of Springback Prediction in Sheet Metal Forming**, Tese de doutorado, Universidade de Twente, Holanda, 2008.

BURCHITZ, I.A.; MEINDERS, T.; HUETINK, J. Influence of numerical parameters on springback prediction in sheet metal forming. In **Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Conference on Material Forming, ESAFORM 2006**, p. 407–410, 2006.

CARDEN W.D.; GENG L. M.; MATLOCK D. K.; WAGONER R. H. Measurement of springback, **Int. J. Mech. Sci.**, v. 44, p. 79–101, 2002.

CARLEER, B.D.; MEINDERS, T.; PIJLMAN, H.H.; HU'ETINK, J.; VEGTER, H. A planar anisotropic yield function based on multi axial stress states in finite elements. In D.R.J. Owen, E. Onate, e E. Hinton, editors, **Comput. Plast., Fund. and Applic.**, p. 913–920, 1997.

CHABOCHE, J.L. Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity. **Int. J. of Plast.**, v. 2(2), p. 149-188, 1986.

CHATTI, S.; HERMI, N. The effect of non-linear recovery on springback prediction, **Computers and Structures**, v.89, p.1367–1377, 2011.

CHEN F-K.; LIU S-W.; CHIANG T-S.; HSU K-M.; PAN Y-R. Die design for stamping automotive structural parts with advanced high strength steel sheets, **International Deep Drawing Research Group, IDDRG 2009 International Conference**, Golden, CO, USA, 2009.

CHEN P.; KOÇ M. Simulation of springback variation in forming of advanced high strength steels, **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 190, p.189-198, 2007.

CHOU, I.N.; HUNG, C. Finite element analysis and optimization on springback reduction. **Int. J. of Mach. Tools & Manuf.**, v. 39(3), p. 517–536, 1999.

CHUN, B.K.; H.Y. KIM, J.K. LEE. Modeling the bauschinger effect for sheet metals, part II: applications. **Int. J. of Plasticity**, v. 18(5-6), p. 597-616, 2002b.

CHUN, B.K.; J.T. JINN, AND J.K. LEE. Modeling the bauschinger effect for sheet metals, part I: theory. **Int. J. of Plasticity**, v. 18(5-6), p. 571-595, 2002a.

CLEVELAND, R.; GHOSH, A. K.: Inelastic Effects on Springback in Metals, **IDDRG 2002 International Conference**, 2002.

COBO, R.; PLA, M.; HERNÁNDEZ, R.; BENITO, J. A. Analysis of the decrease of the apparent young's modulus of advanced high strength steels and its effect in bending simulations, **International Deep Drawing Research Group, IDDRG 2009 International Conference**, Golden, CO, USA, 2009.

COOMAN, B.C.; CHEN, L.; KIM, H. S.; ESTRIN, Y.; KIM, S. K.; VOSWINCKEL, H. Review of the mechanical properties of high strength, high-mn twip steels for automotive applications. Davis, P.J. e P. Rabinowitz. **Methods of numerical integration**. Academic Press, Inc., 2nd edition, 2008.

DEMERI, M.Y.; LOU M.; SARAN, M.J. A benchmark test for springback simulation in sheet metal forming. **Society of Automotive Engineers**, Inc., v. 01-2657, 2000.

EGGERTSEN, P.-A.; MATTIASSON, K. On constitutive modeling for springback analysis, **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 52 ( 6 ) 804-818, 2010.

FEI, D.; HODGSON, P. Experimental and numerical studies of springback in air v-bending process for cold rolled TRIP steels, **Nucl. Eng. and Des.**, v. 236, p. 1847–1851, 2006.

FINN, M.J.; P.C. GALBRAITH, L. WU, J.O. HALLQUIST, L. LUM, AND T.-L. LIN. Use of a coupled explicit–implicit solver for calculating spring-back in automotive body panels. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 50(1-4), p. 395–409, 1995.

FIRAT M.; KAFTANOGLU B.; ESER O. Sheet metal forming analyses with an emphasis on the springback deformation, **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 196, p. 135–148, 2008.

GAU J.-T.; KINZEL G.L. An experimental investigation of the influence of the Bauschinger effect on springback predictions, **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 108, p. 369-375, 2001a.

GAU, J.-T.; KINZEL, G.L. A new model for springback prediction in which the bauschinger effect is considered. **Int. J. of Mech. Sci.**, v. 43(8), p. 1813–1832, 2001b.

GENG L.; WAGONER R.H. Role of plastic anisotropy and its evolution on springback, **Int. J. of Mech. Sci.**, v. 44, p. 123–148, 2002.

GENG, L.; S. YAO, R.H. WAGONER. Anisotropic hardening equations derived from reverse-bend testing. **Int. J. of Plast.**, v. 18(5), p. 743–767, 2002.

GOMES, C.; ONIPEDE, O.; LOVELL, M. Investigation of springback in high strength anisotropic steels. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 159(1), p. 91–98, 2005.

GORNI, A. A. **Aços avançados de alta resistência: Microestrutura e propriedades mecânicas**, 5º Congresso de Corte e Conformação de Metais, Aran da Eventos, São Paulo, Outubro de 2009.

HADDADI, H.; S. BOUVIER, M. BANU, C. MAIER, AND C. TEODOSIU. Towards an accurate description of the anisotropic behaviour of sheet metals under large plastic deformations: Modelling, numerical analysis and identification. **Int. J. of Plast.**, v. 22(12), p. 2226, 2006.

HAN H. N.; OH C. S.; KIM G.; KWON O. Design method for TRIP-aided multiphase steel based on a microstructure-based modelling for transformation-induced plasticity and mechanically induced martensítico transformation, **Materials Science and Engineering A**, v. 499, p. 462–468, 2009.



HAN, S.S.; PARK, K.C. An investigation of the factors influencing springback by empirical and simulative techniques. In **Proceedings of the 4th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes, NUMISHEET 1999**, p. 53–58, Besancon, France, 1999.

HILL, R. Constitutive modeling of orthotropic plasticity in sheet metals. **J. of Mech. and Phys. of Sol.**, v. 38, p. 405–417, 1990.

HIWATASHI, S.; VAN BAEL, A.; VAN HOUTTE, P.; TEODOSIU, C. Modelling of plastic anisotropy based on texture and dislocation structure. **Comp. Mat. Sci.**, v. 9(1-2), p. 274–284, 1997.

IISI - International Iron and Steel Institute, UltraLight **Steel Auto Body - Advanced Vehicle Concepts (ULSAB–AVC)** Overview Report (2002), disponível em: [www.worldautosteel.org](http://www.worldautosteel.org).

IWATA, I. MATSUI, M. Numerical prediction of spring-back behavior of a stamped metal sheet by considering material non-linearity during unloading. In Ken ichiro Mori, editor, **Proceedings of NUMIFORM 2001**, p. 693–698, Toyohashi, Japan, 2001.

IYENGAR R. M. *et al.*, **Implications of Hot-Stamped Boron Steel Components in Automotive Structures**, SAE Paper 2008-01-0857, 2008.

JIANG, Y.; AND P. KURATH. Characteristics of the armstrong-frederick type plasticity models. **Int. J. of Plasticity**, v. 12(3), p. 387–415, 1996.

JOANNIC, D.; AND J.C. GELIN. Shape defects in sheet metal forming operations after springback. In J.C. Gelin and P. Picart, editors, **Proceedings of the 4<sup>th</sup> International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes, NUMISHEET 1999**, p. 29-34, Besancon, France, 1999.

JUNG, D.W. Static-explicit finite element method and its application to drawbead process with spring-back. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 128(1-3), p.292–301, 2002.

JUNG, D.W.; AND D.Y. YANG. Step-wise combined implicit-explicit finite-element simulation of autobody stamping processes. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 83(1-3), p. 245–260, 1998.

KELKAR A.; ROTH R.; CLARK J. Automobile Bodies: Can Aluminum Be an Economical Alternative to Steel?. **Autom. Mat. Econ.**, p. 27-32, 2001.

KIM H.; BANDAR A. R.; YANG Y-P.; SUNG J. H.; WAGONER R. H. Failure analysis of advanced high strength steels (AHSS) during draw bending, **International Deep Drawing Research Group, IDDRG 2009 International Conference**, Golden, CO, USA, 2009.

KONIECZNY A. **Advanced High Strength Steels – Formability, 2003 Great Designs in Steel**, American Iron and Steel Institute (February 19, 2003), [www.autosteel.org](http://www.autosteel.org).

Krieg, R.D. A practical two surface plasticity theory. **J. of App. Mech.**, p. 641– 646, 1975.

KUWABARA, T.; ASANO, Y.; IKEDA, S.; HAYASHI, H. An evaluation method for springback characteristics of sheet metals based on a stretch bending test. In Kergen R.; Kebler L.; Langerak N.; Lenze F.-J.; Janssen E.; and Steinbeck G., editors, **Proceedings of IDDRG 2004. Forming the Future. Global Trends in Sheet Metal Forming**, p. 55-64, Sindelfingen, Germany, 2004.

LADEMO, O.-G.; HOPPERSTAD, O.S.; LANGSETH, M. An evaluation of yield criteria and flow rules for aluminum alloys. **Int. J. of Plast.**, v. 15(2), p.191–208, 1999.

LAJARIN,S.F.; LOURENÇO H. J.; MARCONDE, P. V. P. **Estudo compara o desempenho de lubrificantes líquidos e sólidos na conformação de chapas**, Corte & Conformação de Metais – Outubro 2008.

LEE, S.W.; AND D.Y. YANG. An assessment of numerical parameters influencing springback in explicit finite element analysis of sheet metal forming process. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 80-81, p. 60–67, 1998.

LEMS, W. **The change of Young's modulus after deformation at low temperature and its recovery**. PhD thesis, Delft University of Technology, 1963.

LI, G.Y.; M.J. TAN, AND K.M. LIEW. Springback analysis for sheet forming processes by explicit finite element method in conjunction with the orthogonal regression analysis. **Int. J. of Sol. and Struc.**, v. 36(30), 1999.

LI, K. P.; CARDEN, W. P; WAGONER, R.W. Simulation of springback, **Int. J. of Mechanical Sciences**, v. 44, p. 103–122, 2002.

LI, K.; GENG, L.; WAGONER, R.H. Simulation of springback: Choice of element. In M. Geiger, editor, **Advanced Technology of Plasticity 1999**, v. 3, p. 2091-2099, Nuremberg, Germany, 1999.

LI, X.; Y. YANG, Y. WANG, J. BAO, AND S. LI. Effect of the material-hardening mode on the springback simulation accuracy of v-free bending. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 123(2), p. 209–211, 2002.

LIU, G.; LIN, Z.; XU, W.; BAO, Y. Variable blankholder force in u-shaped part forming for eliminating springback error. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 120(1-3), p. 259–264, 2002.

Livatyali, H.; Altan, T. Prediction and elimination of springback in straight flanging using computer aided design methods: Part 1. Experimental investigations. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 117(1-2), p. 262–268, 2001.

LIVATYALI, H.; KINZEL, C.L.; ALTAN, T. Computer aided die design of straight flanging using approximate numerical analysis. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 142(2), p. 532–543, 2003.

LIVATYALI, H.; WU, H.C.; ALTAN, T. Prediction and elimination of springback in straight flanging using computer-aided design methods: Part 2: Fem predictions and tool design. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 120(1-3), p. 348–354, 2002.

LU, H.; K. ITO, K. KAZAMA, S. NAMURA. Development of a new quadratic shell element considering the normal stress in the thickness direction for simulating sheet metal forming. **J. of Mat. Proc. Tech.** v. 171(3), p. 341-347, 2006.

LUO, L.; GHOSH, A. K. Elastic and inelastic recovery after plastic deformation of dqsk steel sheet. **J. of Eng. Mat. and Tech.**, Transactions of the ASME, v. 125(3), p. 237–246, 2003.

MAKINOUCI, A.; E. NAKAMACHI, E. ONATE, R.H. WAGONER, editors. Proceedings of the 2th international conference and workshop on numerical simulation of 3D sheet metal forming processes, **NUMISHEET 1993**, Isehara, Japan, 1993.

MATTIASSON, K. SIGVANT, M. Material characterization and modeling for industrial sheet forming simulations. In S. Ghosh, J.M. Castro, and J.K. Lee, editors, **Proceedings of NUMIFORM 2004. Materials Processing and Design: Modeling, Simulation and Applications**, p. 875-880, Columbus, Ohio, 2004.

MEINDERS, T. BURCHITZ, I. A.; BONTE, M.H.A.; LINGBEEK, R.A. Numerical product design: Springback prediction, compensation and optimization, **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48 (2008) 499–514.

MEINDERS, T.; KONTER, A.W.A.; MEIJERS, S.E.; ATZEMA, E.H.; KAPPERT, H. A sensitivity analysis on the springback behaviour of the unconstrained bending problem. **Int. J. of Form. Proc.**, v. 9(3), p. 365–402, 2006.

MENEZES, L.F.; TEODOSIU, C. Three-dimensional numerical simulation of the deep-drawing process using solid finite elements. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 97(1-3), p. 100–106, 2000.

MONTGOMERY, D. C., **Design and analysis of experiments**, 6. Ed. Hoboken, N.J. J. Wiley, 2005.

MONTMAYEUR, N.; C. STAUB. Springback prediction with optris. In J.C. Gelin and P. Picart, editors, **Proceedings of the 4th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes, NUMISHEET 1999**, p. 41 – 46, Besancon, France, 1999.

MORESTIN, F.; BOIVIN, M. On the necessity of taking into account the variation in the Young modulus with plastic strain in elastic-plastic software, **Nucl. Eng. and Des.**, v. 162, p. 107-116, 1996.

MROZ, Z. On generalized kinematic hardening rule with memory of maximum prestress. **J. of App. Mech.**, p. 241 – 259, 1981.

MUTHLER, A.; A. DSTER, W. VOLK, M. WAGNER, E. RANK. High order finite elements applied to the computation of elastic spring back in sheet metal forming. In S. Ghosh, J.M. Castro, and J.K. Lee, editors, **Proceedings of NUMIFORM 2004. Materials Processing and Design: Modeling, Simulation and Applications**, p. 946 – 951, Columbus, Ohio, 2004.

NARASIMHAN, N.; M. LOVELL. Predicting springback in sheet metal forming: An explicit to implicit sequential solution procedure. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 33(1), p. 29–42, 1999.

NBR 6673, **Produtos planos de aço – Determinação das propriedades mecânicas à tração**, ABNT, Rio de Janeiro, Julho de 1981.

NGUYEN, V. T.; CHEN, Z.; THOMSON, P. F. **Journal of mechanical engineering science**, v. 218, 651-661, 2004.

NIKHARE, C.; MARCONDES, P.V.P.; WEISS, M.; HODGSON, P. D. **Experimental and numerical evaluation of forming and fracture behavior of high strength steel**, New Developments on Metallurgy and Applications of High Strength Steels (International conference), Buenos Aires - ARG, 2008.

NOELS, L.; L. STAINIER, AND J.-P. PONTHOT. Combined implicit/explicit timeintegration algorithms for the numerical simulation of sheet metal forming. **J. of Comp. and App. Math.**, v. 168(1-2), p. 331–339, 2004.

OLIVEIRA, M.C.; J.L. ALVES, AND L.F. MENEZES. Springback evaluation using 3-d finite elements. In D.-Y. Yang, S.I. Oh, H. Huh, and Y.H. Kim, editors, **Proceedings of the 5th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes, NUMISHEET 2002**, p. 189–194, Jeju Island, Korea, 2002.

OLIVER, S.; JONES, T.B. ; FOURLARIS, G. Dual phase versus TRIP strip steels: Microstructural changes as a consequence of quasi-static and dynamic tensile testing, **Materials Characterization**, v. 58, p. 390–400, 2007.

PAPELEUX, L.; AND J.-P. PONTHOT. Finite element simulation of springback in sheet metal forming. **J. of Mat. Proc. Tech.**, p. 125-126:785–791, 2002.

PAREDES R. S. C, **Estudo de revestimentos de alumínio depositados por três processos de aspersão térmica para a proteção do aço contra a corrosão marinha**, Tese de Doutorado, UFSC, Florianópolis-SC, 1998.

PARK, D.-W.; OH, S.-I. A four-node shell element with enhanced bending performance for springback analysis. **Comp. Meth. in App. Mech. and Eng.**, v. 193(23-26), p. 2105–2138, 2004.

PEREZ, R.; BENITO, J. A.; PRADO, J. M. Study of the inelastic response of TRIP steels after

PLACIDI F.; VADORI R.; CIMOLIN F.; CAMPANA F. **An efficient approach to springback compensation for ultra high strength steel structural components for the automotive field**, New Developments on Metallurgy and Applications of High Strength Steels (International conference), Buenos Aires - ARG, 2008.  
plastic deformation, **ISIJ Inter.**, v.45, p. 1925-1933, 2005.

POURBOGHRAT, F; CHU, E. Springback in plane strain stretch/draw sheet forming. **Int. J. of Mech. Sci.**, v. 37(3), p. 327, 1995.

RAABE, D.; ROTERS, F.; BARLAT, F.; CHEN, L-Q. **Continuum Scale Simulation of Engineering Materials**, Fundamentals – Microstructures – Process Applications, WILEY-VCH Verlag GmbH & Co.KGaA, 2004.

RIO, G.; LAURENT, H.; BLE'S G. Asynchronous interface between a finite element commercial software ABAQUS and an academic research code HEREZH++, **Advances in Engineering Software**, v. 39, p.1010–1022, 2008.

RISTINMAA, M. Cyclic plasticity model using one yield surface only. **Int. J. of Plast.**, v. 11(2), p. 163–181, 1995.

ROLL K.; LEMKE T.; WIEGAND K. Possibilities and Strategies for Simulations and Compensation for Springback”, **NUMISHEET 2005**, v. A, p. 295-302, 2005.

SADAGOPAN, S.; URBAN, D. Formability Characterization of a New Generation of High Strength Steels, American Iron and Steel Institute, 2003.

SCHÖNBACH, T.; BAUER, T.; ROBUST SPRINGBACK – THE FIRST STEP OF A SIMULATION BASED SPRINGBACK COMPENSATION, **International Deep Drawing Research Group, IDDRG 2009 International Conference**, Golden, CO, USA, 2009.  
Schuler GmbH. **Metal forming handbook**. Springer, 1st edition, 1998.

SOUZA, S.A, **Ensaio mecânicos de materiais metálicos – Fundamentos teóricos e práticos**. 5. ed. São Paulo, Edgard Bluncher, 2004.

TAHERIZADEH A.; GREEN D. E.; GHAEI A. Simulation of earing using two anisotropic models: quadratic non-associated and non-quadratic associated, **International Deep Drawing Research Group, IDDRG 2009 International Conference**, Golden, CO, USA, 2009.

TEKINER, Z. An experimental study on the examination of springback of sheet metals with several thicknesses and properties in bending dies. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 145(1), p. 109–117, 2004.

TEODOSIU, C. Some basic aspect of the constitutive modelling in sheet metal forming. In **D.Banabic, editor, Proceedings of the 8th ESAFORM conference on material forming**, v. 1, p. 239–243, Cluj-Napoca, Romania, 2005.

TEODOSIU, C.; AND Z. HU. Evolution of the intergranular microstructure at moderate and large strains: modelling and computational significance. In **P.R. Shen and S.-F. Dawson, editors, Proceedings of NUMIFORM 1995. Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications**, pages 173–182, Rotterdam, The Netherlands, 1995.

THIBAUD S.; BOUDEAU N.; GELIN J. C. TRIP steel: Plastic behaviour modelling and influence on functional behaviour, **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 177, p. 433–438, 2006.

THIBAUD, S.; BOUDEAU, N.; GELIN, J-C. On the influence of the young modulus evolution on the dynamic behaviour and springback of a sheet metal forming component. In **D.-Y. Yang, S.I. Oh, H. Huh, and Y.H. Kim, editors, Proceedings of the 5th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes, NUMISHEET 2002**, p. 149 – 153, Jeju Island, Korea, 2002.

TIGRINHO, L. M. V. **Influencia da lubrificação na estampagem via análise das deformações obtidas em uma chapa de aço de alta estampabilidade**, Dissertação de Mestrado – Setor de Tecnologia, Universidade Federal do Paraná, Curitiba 2005.

VAN DEN BOOGAARD, A.H.; T. MEINDERS, AND J. HU'ETINK. Efficient implicit finite element analysis of sheet forming processes. **Int. J. for Numerical Methods in Engineering**, v. 56(8), p. 1083–1107, 2003.

VREEDE, P.T.; B.D. CARLEER, M.F.M. LOUWES, AND J. HU'ETINK. Finite-element simulation of sheet-forming processes with the help of contact elements on smallscale workstations. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 50(1-4), p.264–276, 1995.

WAGONER, R. H.; LI, M. Simulation of springback: Through-thickness integration, **International Journal of Plasticity**, v. 23, p. 345–360, 2007.

WAGONER, R.H.; GENG, L. Role of plastic anisotropy and its evolution on springback. **Int. J. of Mech. Scie.**, v. 44(1), p.123–148, 2002.

WANG J. F.; WAGONER R.H.; MATLOCK D.K.; BARLAT F., Anticlastic curvature in draw-bend springback, **Int. J. of Sol. and Struc.**, v. 42, p. 1287–1307; 2005.

WANG, J.F.; WAGONER, R.H.; CARDEN, W.D.; MATLOCK, D.K.; BARLAT, F. Creep and anelasticity in the springback of aluminum. **Int. J. of Plast.**, v. 20(12), p.2209–2232, 2004.

WORLDAUTOSTEEL, **Advanced High Strength Steel (AHSS) Application Guidelines**, Versão 4.1, 2009. Disponível em: [www.worldautosteel.org](http://www.worldautosteel.org).

WORLDAUTOSTEEL, **Automotive LCA Case Studies**, 2009b. Disponível em: [www.worldautosteel.org](http://www.worldautosteel.org). acessado em 21/10/2009.

XIA, C.Z. A parametric study of springback behavior. In **Ken ichiro Mori, editor, Proceedings of NUMIFORM 2001**, p. 711–716, Toyohashi, Japan, 2001.

XIA, Z.C.; S.C. TANG, AND J.C. CARNES. Accurate springback prediction with mixed solid/shell elements. In **J. Hu'etink and F.P.T. Baaijens, editors, Proceedings of NUMIFORM 1998. Simulation of Material Processing: Theory, Methods and Applications**, p. 813 – 818, Enschede, The Netherlands, 1998.

XU, W.L.; MA, C.H.; LI, C.H.; FENG, W.J. Sensitive factors in springback simulation for sheet metal forming. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 151(1-3), p. 217–222, 2004.

YAMAMURA, N.; KUWABARA, T.; AND MAKINOUCI, A. Springback simulations for stretch-bending and drawbending processes using the static explicit FEM code, with an algorithm for canceling non-equilibrated forces, in **Proc. 5th Int. Conf. NUMISHEET2002**, edited Y. Yang *et al.*, Jeju Island, Korea, 2002, p. 25-30.

YAN, B. **High Strain Rate Behavior of Advanced High-Strength Steels for Automotive Applications**, 2003 Great Designs in Steel, American Iron and Steel Institute (February 19, 2003), [www.autosteel.org](http://www.autosteel.org).

YANG, D.Y.; D.W. JUNG, I.S. SONG, D.J. YOO, AND J.H. LEE. Comparative investigation into implicit, explicit, and iterative implicit/explicit schemes for the simulation of sheet-metal forming processes. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 50(1-4), p. 39–53, 1995.

YANG, M.; AKIYAMA, Y.; SASAKI, T. Evaluation of change in material properties due to plastic deformation. **J. of Mat. Proc. Tech.**, v. 151(1-3), p. 232–236, 2004.

YAO, H.; LIU, S.-D., *et al.*, **SAE Transactions**, v. 111, 100- 106, 2002.

YOON, J.-W.; BARLAT, F.; DICK, R.E.; CHUNG, K.; KANG, T.J. Plane stress yield function for aluminum alloy sheets - part II: Fe formulation and its implementation. **Int. J. of Plast.**, v. 20(3), p. 495–522, 2004.

YOSHIDA, F.; T. UEMORI. A model of large-strain cyclic plasticity describing the bauschinger effect and workhardening stagnation. **Int. J. of Plast.**, v. 18(5), p. 661–686, 2002a.

YOSHIDA, F.; UEMORI, T. A model of large-strain cyclic plasticity and its application to springback simulation. **Int. J. of Mech. Scie.**, v. 45(10), p. 1687–1702, 2003.

YOSHIDA, F.; UEMORI, T.; FUJIWARA, K. Elastic-plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension-compression at large strain. **Int. J. of Plast.**, v. 18(6), p. 633–659, 2002b.

YU, H.Y. Variation of elastic modulus during plastic deformation and its influence on springback, **Mat. and Des.**, v. 30, p. 846–850, 2009.

ZHANG, D.; CUI, Z.; RUAN, X.; LI, Y. An analytical model for predicting springback and side wall curl of sheet after u-bending. **Comp. Mat. Scie.**, v. 38(4), p. 707–715, 2007.

ZHANG, Z.T.; HU, S.J. Stress and residual stress distributions in plane strain bending. **Int. J. of Mech. Scie.**, v. 40(6), p. 533–543, 1998.

## ANEXOS

Tabela 26 - Constantes de contraste para um planejamento factorial  $2^4$ .

	A	B	AB	C	AC	BC	ABC	D	AD	BD	ABD	CD	ACD	BCD	ABCD
<i>-1</i>	-	-	+	-	+	+	-	-	+	+	-	+	-	-	+
<i>a</i>	+	-	-	-	-	+	+	-	-	+	+	+	+	-	-
<i>b</i>	-	+	-	-	+	-	+	-	+	-	+	+	-	+	-
<i>ab</i>	+	+	+	-	-	-	-	-	-	-	-	+	+	+	+
<i>c</i>	-	-	+	+	-	-	+	-	+	+	-	-	+	+	-
<i>ac</i>	+	-	-	+	+	-	-	-	-	+	+	-	-	+	+
<i>bc</i>	-	+	-	+	-	+	-	-	+	-	+	-	+	-	+
<i>abc</i>	+	+	+	+	+	+	+	-	-	-	-	-	-	-	-
<i>d</i>	-	-	+	-	+	+	-	+	-	-	+	-	+	+	-
<i>ad</i>	+	-	-	-	-	+	+	+	+	-	-	-	-	+	+
<i>bd</i>	-	+	-	-	+	-	+	+	-	+	-	-	+	-	+
<i>abd</i>	+	+	+	-	-	-	-	+	+	+	+	-	-	-	-
<i>cd</i>	-	-	+	+	-	-	+	+	-	-	+	+	-	-	+
<i>acd</i>	+	-	-	+	+	-	-	+	+	-	-	+	+	-	-
<i>bcd</i>	-	+	-	+	-	+	-	+	-	+	-	+	-	+	-
<i>abcd</i>	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+

Fonte: Montgomery, 2005.

## Subrotina VUSDFLD

```

Subroutine vusdfld(nblock, nstatev, nfieldv, nprops, ndir, nshr,
  $ jElem, kIntPt, kLayer, kSecPt,
  $ stepTime, totalTime, dt, cmname,
  $ coordMp, direct, T, charLength, props,
  $ stateOld, stateNew, field)
c
  include 'vaba_param.inc'
c
  dimension jElem(nblock), coordMp(nblock,*),
  $ direct(nblock,3,3), T(nblock,3,3),
  $ charLength(nblock), props(nprops),
  $ stateOld(nblock,nstatev),
  $ stateNew(nblock,nstatev),
  $ field(nblock,nfieldv)
  character*80 cmname
c
c*** Matrizes locais de onde o vgetvrm é dimensionado para
c*** tamanho máximo do bloco (maxblk)
c
  parameter( nrData=6 )
  character*3 cData(maxblk*nrData)
  dimension rData(maxblk*nrData), jData(maxblk*nrData)
c
  jStatus = 1
  call vgetvrm( 'LE', rData, jData, cData, jStatus )
c
  if( jStatus .ne. 0 ) then
    call xplb_abqerr(-2,'Utility routine VGETVRM '//
  $ 'failed to get variable.',0,zero,' ')
    call xplb_exit
  end if
c
  call setField( nblock, nstatev, nfieldv, nrData,
  $ rData, stateOld, stateNew, field)
c
  return
  end
c*****
  subroutine setField( nblock, nstatev, nfieldv, nrData,
  $ strain, stateOld, stateNew, field )
c
  include 'vaba_param.inc'
c
  dimension stateOld(nblock,nstatev),
  $ stateNew(nblock,nstatev),
  $ field(nblock,nfieldv), strain(nblock,nrData)
c
  do k = 1, nblock
c
c*** Valor absoluto da deformação atual:
    eps = abs(strain(k,1))
c
c*** Valor máximo da deformação deste ponto no tempo:

```



```

        epsmax = stateOld(k,1)
c
c*** Usa a deformação máxima como um campo variável
        field(k,1) = max( eps, epsmax )
c
c*** Armazena a deformação máxima como uma solution dependent state
        stateNew(k,1) = field(k,1)
c
        end do
c
        return
        end

```

### Subrotina USDFLD

```

        subroutine usdfld(field,statev,pnewdt,direct,t,celent,
1 time,dtime,cmname,orname,nfield,nstatv,noel,npt,layer,
2 kspt,kstep,kinc,ndi,nshr,coord,jmac,jmatyp,matlayo,
3 laccfla)
c
        include 'aba_param.inc'
c
        character*80 cmname,orname
        character*3 flgray(15)
        dimension field(nfield),statev(nstatv),direct(3,3),
1 t(3,3),time(2)
        dimension array(15),jarray(15),jmac(*),jmatyp(*),
1 coord(*)
c
        -----
        CALL GETVRM('E',ARRAY,JARRAY,FLGRAY,JRCD,JMAC,JMATYP,MATLAYO,
$ LACCFLA)
c
        eps = abs(array(1))
c
        usa a deformação corrente como campo variável
        field(1) = eps
c
        armazena a deformação corrente como SDV
        statev(1) = field(1)
c
        -----
        end

```