

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS, METALÚRGICA
E DE MATERIAIS – PPGE3M

RAFAEL PANDOLFO DA ROCHA

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E VALIDAÇÃO NUMÉRICA DO PROCESSO DE
ESTAMPAGEM DE PEÇAS NÃO-AXISSIMÉTRICAS EM AÇO INOXIDÁVEL AISI**

304

Porto Alegre

2022

RAFAEL PANDOLFO DA ROCHA

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E VALIDAÇÃO NUMÉRICA DO PROCESSO DE
ESTAMPAGEM DE PEÇAS NÃO-AXISSIMÉTRICAS EM AÇO INOXIDÁVEL AISI
304**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGE3M), da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como requisito à obtenção do título de Mestre em Engenharia, modalidade Acadêmica.

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Ing. Lirio Schaeffer

Porto Alegre
2022

RAFAEL PANDOLFO DA ROCHA

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E VALIDAÇÃO NUMÉRICA DO PROCESSO DE
ESTAMPAGEM DE PEÇAS NÃO-AXISSIMÉTRICAS EM AÇO INOXIDÁVEL AISI
304**

Esta dissertação foi analisada e julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia e aprovada em sua forma final pelo Orientador e pela Banca Examinadora designada pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Orientador: Prof. Dr. Ing. Lirio Schaeffer

Coordenador: Prof. Dr. Eng. Afonso Reguly

Aprovado com louvor em: 22/08/2022

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. Eng. Luis Fernando Folle (CIMATEC/BA) _____

Prof. Dr. Eng. Halston José Mozetic (UFRGS) _____

Profa. Dra. Eng^a. Luana de Lucca de Costa (IFSUL) _____

Dedico este trabalho à minha mãe, Rosangela Pandolfo, e à minha irmã, Gabriela Pandolfo da Rocha, principais incentivadoras à minha qualificação profissional.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, ao Prof. Dr. -Ing. Lirio Schaeffer pelo apoio, amizade, assessoria, ideias e conhecimentos transmitidos, fatores que, aliados à sua larga experiência, me agregaram confiança e, conseqüentemente, perseverança para concluir cada etapa deste trabalho.

Ao meu grande amigo e colega de laboratório, Eng. Matheus Riffel, pelo constante apoio técnico, atenção, amizade e parceria durante a realização de cada etapa desta pesquisa.

Aos meus amigos e colegas do CBCM/UFRGS, Dr. Eng. Diego Wermuth, MSc. Eng. Diego Alba, MSc. Eng. André Rosiak e MSc. Eng. Thomas Gomes e MSc. Eng. Cristian Onzi, pela atenção, amizade, parceria e ajuda com a realização dos ensaios experimentais e com as simulações numéricas, bem como pelas ideias e conhecimentos a mim transmitidos desde que ingressei ao mestrado.

Aos técnicos do laboratório do LdTM/UFRGS, Cesar Henrique e Luis Ribas, pela capacidade técnica, assessoria e orientação, fatores preponderantes à realização dos ensaios experimentais.

Aos meus amigos de longa data, Eng. Anderson Olczyk, Eng. Gabriel Chiele e Eng. Patrick Spanhe, pela constante motivação e apoio à minha qualificação profissional.

Aos meus amigos e colegas da EGR, Bárbara Cardozo, Diego Riffel, Felipe Schott, Gabriel Rodrigues, Gabriela Barbosa, Luccas França, Milene Tadros e Shana Sikora, pelo apoio, atenção, paciência e parceria durante a realização do mestrado.

À Universidade Federal do Rio Grande do Sul, pela concessão da sua infraestrutura para elaboração de cada etapa deste trabalho.

“Qualidade significa fazer certo quando
ninguém está olhando”
(Henry Ford)

RESUMO

O objetivo deste trabalho é avaliar o grau de assertividade dos resultados de força, de tensões e de deformações principais fornecidos pela simulação computacional comparados aos resultados obtidos analítica e experimentalmente durante o processo de estampagem de peças não-axissimétricas, fabricadas em aço inoxidável austenítico AISI 304. Resultados dos ensaios de tração, de anisotropia e de Nakazima modificado foram inseridos no software de simulação numérica. As operações de estampagem foram realizadas sob 6 condições diferentes, envolvendo três tipos de lubrificantes e duas pressões diferentes aplicadas pelo prensa-chapa. Os resultados de força de estampagem indicaram que o lubrificante Draw 58 GS foi quem ofereceu o menor coeficiente de atrito, atrelado à menor pressão aplicada pelo prensa-chapa, garantindo um aumento do grau de estampabilidade em, aproximadamente, 20 e 30% em relação aos lubrificantes Neutron Super Corte 1123-21S e Flash Stamp 140, respectivamente. Os resultados obtidos via simulação numérica e cálculos analíticos também apresentaram valores próximos de força máxima. A nível de tensões e de deformações promovidas na cuba, houve pouca diferença no comportamento e na intensidade em relação aos lubrificantes utilizados e às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa. Os resultados de deformações principais e equivalente fornecidas pelo software de simulação computacional encontravam-se próximos aos resultados experimentais. Todavia, as tensões principais e equivalente calculadas com base no comportamento plástico da peça durante o embutimento se distanciavam consideravelmente dos resultados obtidos pela simulação numérica.

Palavras-chave: Estampagem profunda. Simulação numérica. Peças não-axissimétricas. Aço inoxidável austenítico.

ABSTRACT

The objective of the present work is to evaluate the degree of assertiveness of the results of force, of principal stresses and strains provided by the computer simulation compared to the results obtained through analysis and experimentation during the process of stamping of non-axisymmetric parts, produced with AISI 304 austenitic stainless steel. Tensile, anisotropy and modified Nakazima tests results were entered into the numerical simulation software. The stamping operations were carried out under 6 different conditions, encompassing three types of lubricants and two different pressures applied by the blank holder. The results of the stamping force indicated that the lubricant Draw 58 GS was the one that offered the smaller friction coefficient, coupled to the smaller pressure applied by the blank holder, ensuring the increase of the stamping rate in, approximately, 20 and 30% when compared to the lubricants Neutron Super Corte 1123-21S and Flash Stamp 140, respectively. The results obtained through the numerical simulation and analytical calculations also presented similar figures of maximum force. Regarding stresses and strains caused on the square cup, there was little difference in the behavior and intensity when compared to the lubricants utilized and to the different pressures applied by the blank holder. The principal and effective strains results provided by the computer simulation software were close to the experimental results. However, the principal and effective stresses calculated based on the plastic behavior of the part during the filling distanced themselves considerably from the results obtained by the numerical simulation.

Key-words: Deep drawing. Numerical simulation. Non-axisymmetric parts. Austenitic stainless steel.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Representação das etapas realizadas durante o trabalho.....	24
Figura 2 - Representação do processo de estampagem profunda.....	26
Figura 3 - Representação de uma curva de engenharia típica de materiais dúcteis.....	28
Figura 4 – Comparação entre as curvas de engenharia ($\sigma \times \varepsilon$) e de escoamento ($k_f \times \varphi$).....	30
Figura 5 – Representação do gráfico $\log k_f \times \log \varphi$	31
Figura 6 – Esquema para medir os coeficientes de anisotropia.....	33
Figura 7 - Representação do Ensaio Erichsen.....	34
Figura 8- Representação da Curva Limite de Conformação, atrelada aos seus respectivos modos de deformação.....	36
Figura 9 – Representação do Ensaio Nakazima.....	37
Figura 10 - Formato e dimensões dos Corpos de Prova para determinar a CLC.....	38
Figura 11 – Representação dos diferentes estados de tensões durante o embutimento.....	39
Figura 12 – Processo de estampagem de uma cuba: a) peça estampada e b) uma parcela da peça final.....	41
Figura 13 – Representação das deformações principais ao longo das trajetórias de deformação na região dos cantos arredondados (AB) e dos lados retos (AC) de uma cuba.....	42
Figura 14 – Representação das tensões e deformações principais que atuam numa chapa durante a estampagem.....	42
Figura 15 – Representação no diagrama das tensões principais dos diferentes estados de tensões desenvolvidos no processo de estampagem.....	44
Figura 16 - Comportamento das tensões σ_1 e σ_2 em função da anisotropia do material.....	45
Figura 17 – Representação do processo de embutimento de um copo (a), das deformações em diferentes posições da peça (b) e das principais trajetórias de deformação para estampagem de dois copos (c).....	46
Figura 18 - Medição das deformações principais através da técnica de visioplasticidade.....	47
Figura 19 – Representação gráfica das deformações principais em cada posição do copo estampado.....	48
Figura 20 – Representação dos modos de deformação característicos do embutimento no diagrama das deformações principais.....	48
Figura 21 – Modo de deformação por estiramento biaxial.....	50
Figura 22 – Modo de deformação plana.....	50
Figura 23 – Modo de deformação por tração uniaxial.....	51
Figura 24 – Modo de deformação de embutimento profundo ou cisalhamento puro.....	52
Figura 25 – Modo de deformação por compressão uniaxial.....	53
Figura 26 – Representação do diâmetro equivalente do punção e da geratriz para estampagem da cuba.....	54
Figura 27 – Planificação da cuba para dimensionamento da geratriz.....	56
Figura 28 – Representação do desenho da metade superior da geratriz.....	57
Figura 29 - Comportamento da força durante os processos de estampagem.....	58
Figura 30 - Propriedades geométricas do ferramental.....	59

Figura 31 - Principais tipos de defeitos em peças estampadas.	64
Figura 32 – Dimensões dos corpos-de-prova do ensaio de tração.....	66
Figura 33 – Máquina universal de ensaios mecânicos, de marca EMIC, modelo DL 60.000..	67
Figura 34 - Curvas de engenharia do aço inoxidável AISI 304 para cada direção de laminação.	67
Figura 35 - Curvas de escoamento do aço inoxidável AISI 304 para cada direção de laminação.	69
Figura 36 – Curvas de escoamento experimental e de Ludwik-Hollomon para direção de 0°.	70
Figura 37 – Curvas de escoamento experimental e de Ludwik-Hollomon para direção de 45°.	70
Figura 38 – Curvas de escoamento experimental e de Ludwik-Hollomon para direção de 90°.	71
Figura 39 – Dimensões avaliadas para o cálculo dos coeficientes de anisotropia.....	72
Figura 40 – Representação do ensaio Erichsen executado na EMIC.	73
Figura 41 – Amostras antes (a) e após (b) o ensaio Erichsen.	74
Figura 42 – Ilustração do processo de gravação por corrosão eletroquímica.	75
Figura 43 – Representação do ensaio Nakazima modificado executado na EMIC.....	76
Figura 44 - Amostras de aço inox AISI 304 ensaiadas através de Nakazima modificado.	77
Figura 45 – Régua transparente e flexível utilizada para medir as deformações	78
Figura 46 – Curvas CLCs do aço inoxidável AISI 304 para cada tipo de lubrificante.	78
Figura 47 – Representação da cuba a ser estampada.	79
Figura 48 – Formato final da geratriz.	80
Figura 49 – Prensa hidráulica de duplo-efeito de marca Dan Presse.	80
Figura 50 – Fixação das ferramentas de estampagem na Dan Presse.	81
Figura 51 – Operação de estampagem de uma cuba.	82
Figura 52 – Medição das deformações após os ensaios experimentais (a) e as simulações numéricas (b).	83
Figura 53 –Medição de espessura da cuba na região do flange (a) e do raio de entrada da matriz (b).....	84
Figura 54 –Montagem dos processos de embutimento da cuba no <i>Simufact Forming 15</i> ®. ..	85
Figura 55 –Exemplos de equações geradas para o lado esquerdo e direito de uma CLC.	87
Figura 56 – Modo de inserir as informações das curvas CLCs no <i>Simufact Forming 15</i> ®. ...	88
Figura 57 –Exemplo de malha gerada para a geratriz.	89
Figura 58 –Gráficos de Força de estampagem – Deslocamento do punção obtidos experimental e numericamente para o lubrificante Draw 58 GS.....	90
Figura 59 –Gráficos de Força de estampagem – Deslocamento do punção, obtidos experimental e numericamente para o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S.....	91
Figura 60 –Gráficos de Força de estampagem – Deslocamento do punção, obtidos experimental e numericamente para o lubrificante Flash Stamp 140.	91
Figura 61 – Concentração de material na região do flange (a) e representação do fluxo de material para o interior da matriz (b).	93
Figura 62 –Vista externa e interna da cuba após o processo de estampagem.	95

Figura 63 –Variação de espessura durante os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS.....	96
Figura 64 –Variação de espessura durante os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S.....	96
Figura 65 –Variação de espessura durante os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140.....	97
Figura 66 –Seções da cuba na direção de 0° (a) e de 45° (b) em relação ao eixo central.....	98
Figura 67 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.....	99
Figura 68 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.....	99
Figura 69 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.....	100
Figura 70 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.....	100
Figura 71 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.....	101
Figura 72 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.....	101
Figura 73 –Comportamento da deformação equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.....	102
Figura 74 –Comportamento da deformação equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.....	103
Figura 75 –Comportamento da deformação equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.....	103
Figura 76 –Comportamento da tensão equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.....	106
Figura 77 –Comportamento da tensão equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.....	106
Figura 78 –Comportamento da tensão equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.....	107

Figura 79 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	108
Figura 80 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	108
Figura 81 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	109
Figura 82 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	109
Figura 83 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	110
Figura 84 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	110
Figura 85 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	112
Figura 86 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	112
Figura 87 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	113
Figura 88 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	113
Figura 89 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	114
Figura 90 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	114
Figura 91 – Comportamento da espessura no <i>Simufact Forming 15</i> ®.....	115
Figura 92 –Variação de espessura durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.	116
Figura 93 –Variação de espessura durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.	116

Figura 94 –Variação de espessura durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.	117
Figura 95 –Demonstração dos resultados das deformações principais no <i>Simufact Forming 15</i> ®.	118
Figura 96 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	118
Figura 97 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	119
Figura 98 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	119
Figura 99 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	120
Figura 100 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	120
Figura 101 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	121
Figura 102 –Demonstração dos resultados da deformação equivalente no <i>Simufact Forming 15</i> ®.	121
Figura 103 –Comportamento da deformação equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.	122
Figura 104 –Comportamento da deformação equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.	122
Figura 105 –Comportamento da deformação equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.	123
Figura 106 –Demonstração dos resultados das tensões principais no <i>Simufact Forming 15</i> ®.	124
Figura 107 –Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	124
Figura 108 –Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	125

Figura 109 –Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	125
Figura 110 –Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	126
Figura 111 –Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	126
Figura 112 –Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	127
Figura 113 –Demonstração dos resultados da tensão equivalente no <i>Simufact Forming 15</i> ®.	127
Figura 114 –Comportamento da tensão equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.	128
Figura 115 –Comportamento da tensão equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.	128
Figura 116 –Comportamento da tensão equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.	129
Figura 117 – Zonas da cuba resultantes do Critério da CLC inserido no software de simulação numérica.	130
Figura 118 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	131
Figura 119 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	131
Figura 120 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	132
Figura 121 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	132
Figura 122 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	133
Figura 123 – Resultado da CLC com as deformações φ_1 e φ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.	133

Figura 124 – Dimensões do ferramental para estampagem da cuba: vista frontal (a) e superior (b).....	135
Figura 125 – Curva limite de conformação do aço inoxidável AISI 304.....	144
Figura 126 – Curva limite de conformação do aço inoxidável AISI 304.....	144
Figura 127 – Curva limite de conformação do aço inoxidável AISI 304.....	145

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Mínima relação de estampagem (mR) admitida para estampagem de peças não-axissimétricas em função de cada material.....	55
Tabela 2 – Composição química do aço inoxidável austenítico AISI 304.....	66
Tabela 3 – Propriedades mecânicas do aço inoxidável AISI 304 para cada direção de laminação.	68
Tabela 4 – Índice de encruamento e coeficiente de resistência para cada direção de laminação do AISI 304.....	71
Tabela 5 – Coeficientes de anisotropia médio (rm) e anisotropia planar (Δr) do aço inoxidável AISI 304.....	73
Tabela 6 – Índice Erichsen e força máxima para cada lubrificante.	74
Tabela 7 – Variáveis adotadas para os cálculos das dimensões da geratriz.	79
Tabela 8 – Parâmetros de processo e de material para cada ensaio de estampagem realizado.	82
Tabela 9 – Propriedades mecânicas do aço inox AISI 304 fornecidas ao <i>Simufact Forming 15</i> ®.	87
Tabela 10 – Equações polinomiais de 4ª ordem para os lados esquerdo e direito das CLCs...88	
Tabela 11 – Parâmetros de processo inseridos no <i>Simufact Forming 15</i> ®.	94
Tabela 12 – Variáveis necessárias para o cálculo da força máxima de acordo com a metodologia proposta por Rivas-Menchi et al. (2018).	137
Tabela 13 – Variáveis necessárias para o cálculo da força máxima de acordo com a metodologia proposta por Rodrigues e Martins (2005b).	138
Tabela 14 – Composição química do aço inox AISI 304 (em % de massa dos elementos). ..	139
Tabela 15 – Propriedades mecânicas do aço inoxidável AISI 304.....	140
Tabela 16 – Índice de encruamento (n) e coeficiente de resistência (C) do aço inox AISI 304.	141
Tabela 17 - Coeficientes de anisotropia médio e anisotropia planar do aço inox AISI 304... 142	
Tabela 18 - Índice Erichsen e força máxima.	143
Tabela 19 - Comparação dos resultados de força máxima encontrados através dos cálculos analíticos e dos ensaios experimentais.	147

LISTA DE SÍMBOLOS

A_0	Área inicial	[mm ²]
A_i	Área instantânea	[mm ²]
A, B	Arestas planas do fundo da cuba	[mm]
a, b	Arestas da seção transversal do punção	[mm]
b_0	Largura inicial	[mm]
b	Largura final	[mm]
b_i	Largura externa	[mm]
b_u	Largura útil	[mm]
C	Coefficiente de resistência	[MPa]
C_1	Constante do material para o cálculo de FLD_0	[-]
c	Folga entre a matriz e o punção	[mm]
D_b	Diâmetro da geratriz circular	[mm]
$D_{b,e}$	Diâmetro equivalente da geratriz quadrado ou retangular	[mm]
D_e	Diâmetro equivalente do flange no instante da força máxima	[mm]
d_p	Diâmetro do punção circular	[mm]
$d_{p,e}$	Diâmetro equivalente do punção quadrado ou retangular	[mm]
d_0	Diâmetro inicial do círculo	[mm]
d_1	Altura final da elipse	[mm]
d_2	Largura final da elipse	[mm]
d	Deslocamento do punção	[mm]
E	Módulo de elasticidade ou de Young	[GPa]
$F, G \text{ e } H$	Parâmetros anisotrópicos	[-]
F_{bh}	Força aplicada pelo prensa-chapa	[kN]
$F_{bh,c}$	Força aplicada pelo prensa-chapa nos cantos arredondados	[kN]
$F_{bh,l}$	Força aplicada pelo prensa-chapa nos lados retos	[kN]
F_i	Força instantânea aplicada axialmente	[N]
FLD_0	Ponto de interceptação no eixo das ordenadas da curva CLC	[-]
F_N	Força normal ou compressiva	[N]
F_p	Força de estampagem	[kN]
$F_{p,max}$	Força máxima de estampagem	[kN]
$F_{p,c}$	Força de estampagem atuante nos cantos arredondados	[kN]
$F_{p,l}$	Força de estampagem atuante nas abas retas	[kN]
h	Altura interna da cuba sem o raio de fundo	[mm]
kf	Tensão verdadeira ou de escoamento	[MPa]
kf_0	Tensão de escoamento inicial ou quando $\varphi = 0$	[MPa]
$kf_{1,1}$	Tensão de escoamento na região do diâmetro externo do flange	[MPa]
$kf_{2,1}$	Tensão de escoamento na região de entrada e saída do raio da matriz	[MPa]
$kf_{1,2}$	Tensão de escoamento no momento da força máxima	[MPa]
$kf_{2,2}$	Tensão de escoamento no final do processo de estampagem	[MPa]
kf_m	Tensão de escoamento média	[MPa]
l_0	Comprimento inicial	[mm]
l	Comprimento final	[mm]
l_a, l_b	Comprimentos das abas auxiliares para o desenho da geratriz	[mm]
m_R	Relação de estampagem	[-]

n	Índice de encruamento	[-]
P_B	Perímetro da geratriz	[mm]
P_m	Perímetro médio da peça final	[mm]
p_{bh}	Pressão aplicada pelo prensa-chapa	[MPa]
Q_l	Fator de correção para o processo de dobramento em U	[-]
R	Raio de projeto da geratriz	[mm]
R_1	Raio corrigido de projeto da geratriz	[mm]
R_a, R_b	Raios dos arcos de arredondamento das extremidades da geratriz	[mm]
R_i	Raio lateral	[mm]
R_e	Limite de escoamento	[MPa]
R_m	Limite de resistência	[MPa]
r	Coefficiente de anisotropia	[-]
r_{0°	Coefficiente de anisotropia orientado em 0° à direção de laminação	[-]
r_{45°	Coefficiente de anisotropia orientado em 45° à direção de laminação	[-]
r_{90°	Coefficiente de anisotropia orientado em 90° à direção de laminação	[-]
r_m	Coefficiente de anisotropia médio	[-]
r_b	Raio do fundo da cuba	[mm]
r_{cc}	Raio da lateral da cuba	[mm]
r_d	Raio de entrada da matriz	[mm]
r_{dc}	Raio da lateral da matriz	[mm]
r_{pb}	Raio da cabeça do punção	[mm]
r_{pc}	Raio da lateral do punção	[mm]
r_1	Raio de canto da geratriz	[mm]
r_2	Raio do flange	[mm]
s_0	Espessura inicial da chapa	[mm]
s	Espessura final da chapa	[mm]
x	Fator de correção para o cálculo da geratriz	[-]

LISTA DE SÍMBOLOS GREGOS

α	Razão de tensão	[-]
β	Razão de deformação	[-]
Δl	Elongação	[mm]
Δ_r	Coefficiente de anisotropia planar	[-]
ε	Deformação relativa	[-]
δ	Alongamento total	[%]
ρ	Densidade	[g/cm ³]
η_μ	Coefficiente de eficiência de estampagem devido ao atrito	[-]
μ	Coefficiente de atrito	[-]
ν	Coefficiente de Poisson	[-]
σ	Tensão convencional ou de engenharia	[MPa]
σ_1	Tensão principal máxima	[MPa]
σ_2	Tensão principal mínima	[MPa]
σ_3	Tensão principal perpendicular à superfície	[MPa]
σ_{eq}	Tensão equivalente	[MPa]
σ_r	Tensão radial	[MPa]
σ_t	Tensão circunferencial	[MPa]

φ	Deformação verdadeira	[-]
φ_l	Deformação verdadeira do comprimento	[-]
φ_b	Deformação verdadeira da largura	[-]
φ_s	Deformação verdadeira da espessura	[-]
φ_1	Deformação principal máxima	[-]
φ_2	Deformação principal mínima	[-]
φ_3	Deformação principal perpendicular à superfície	[-]
$\varphi_{1,1}$	Deformação verdadeira na região do diâmetro externo do flange	[-]
$\varphi_{2,1}$	Deformação verdadeira na região do raio de entrada da matriz	[-]
$\varphi_{3,1}$	Deformação verdadeira na região da parede da peça	[-]
$\varphi_{1,2}$	Deformação verdadeira no momento da força máxima	[-]
$\varphi_{2,2}$	Deformação verdadeira no final do processo de estampagem	[-]
φ_{eq}	Deformação equivalente	[-]

LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano do Ferro e do Aço (<i>American Iron and Steel Institute</i>)
CLC	Curva Limite de Conformação
CP	Corpo-de-prova
EEP	Estampagem Extra Profunda
EM	Estampagem média
EP	Estampagem Profunda
FEM	Método dos elementos finitos (<i>Finite Element Method</i>)
IE	Índice Erichsen
ISO	Organização Internacional de Normalização (<i>International Organization for Standardization</i>)
LAFUN	Laboratório de Fundição
LdTM	Laboratório de Transformação Mecânica
NBR	Norma Técnica Brasileira
SAE	Sociedade dos Engenheiros Automotivos (<i>Society of Automotive Engineers</i>)
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Sumário

AGRADECIMENTOS	I
RESUMO.....	III
ABSTRACT.....	IV
LISTA DE FIGURAS.....	V
LISTA DE TABELAS.....	XII
LISTA DE SÍMBOLOS	XIII
1. INTRODUÇÃO.....	20
1.1 OBJETIVOS GERAIS.....	22
1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	22
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	25
2.1 ESTAMPAGEM PROFUNDA.....	25
2.2 PROPRIEDADES MECÂNICAS E GRAU DE ESTAMPABILIDADE DE CHAPAS METÁLICAS.....	27
2.2.1 Curva de Engenharia	27
2.2.2 Curva de Escoamento.....	29
2.2.3. Coeficiente de Anisotropia	32
2.2.4. Índice Erichsen.....	34
2.2.5 Curva Limite de Conformação.....	35
2.3. COMPORTAMENTO DAS TENSÕES E DEFORMAÇÕES DURANTE O EMBUTIMENTO.....	39
2.4 AFERIÇÃO DAS TENSÕES E DEFORMAÇÕES PRINCIPAIS.....	42
2.5. MODOS DE DEFORMAÇÃO NOS PROCESSOS DE ESTAMPAGEM.....	49
2.6 RELAÇÃO DE ESTAMPAGEM	53
2.7 DIMENSIONAMENTO DA GERATRIZ.....	55
2.8 DETERMINAÇÃO ANALÍTICA DA FORÇA MÁXIMA	58
2.9. PRINCIPAIS DEFEITOS DOS PRODUTOS ESTAMPADOS.....	64
3. MATERIAIS E MÉTODOS.....	66
3.1. COMPOSIÇÃO QUÍMICA.....	66
3.2. ENSAIO DE TRAÇÃO.....	66
3.2.1. Curva de Engenharia	67
3.2.2. Curva de Escoamento.....	68
3.3. ENSAIO DE ANISOTROPIA	72

3.4. ENSAIO ERICHSEN.....	73
3.5. ENSAIO NAKAZIMA	74
3.6. DIMENSIONAMENTO DA GERATRIZ.....	78
3.7. ENSAIOS EXPERIMENTAIS DE ESTAMPAGEM.....	80
3.7.1. Medição das Deformações Principais	83
3.7.2. Medição da Variação de Espessura	84
4. SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL.....	85
4.1. PROPRIEDADES MECÂNICAS E GRAU DE ESTAMPABILIDADE DAS GERATRIZES.....	86
4.2. TIPO E TAMANHO DE MALHA.....	88
4.3. COEFICIENTE DE ATRITO	90
5. APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS.....	95
5.1. RESULTADOS DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS	95
5.1.1. Variação de Espessura	95
5.1.2. Deformações Principais	98
5.1.3. Tensões Principais e Equivalente	105
5.1.4. Curva Limite de Conformação.....	111
5.2. RESULTADOS DA SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL.....	115
5.2.1. Variação de Espessura	115
5.2.2. Deformações Principais e Equivalente.....	117
5.2.3. Tensões Principais e Equivalente	124
5.2.4. Curva Limite de Conformação.....	130
5.3. RESULTADOS ANALÍTICOS.....	134
5.3.1. Força Máxima de Estampagem	134
6. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	139
6.1. CARACTERIZAÇÃO DA MATÉRIA-PRIMA.....	139
6.1.1. Composição Química	139
6.1.2. Propriedades Mecânicas	139
6.1.3. Curva de Escoamento.....	140
6.1.4. Coeficiente de Anisotropia	141
6.1.5. Índice Erichsen.....	142
6.1.6. Curva Limite de Conformação.....	143
6.2. ENSAIOS EXPERIMENTAIS E SIMULAÇÃO NUMÉRICA.....	145

6.2.1. Força de Estampagem	145
6.2.2. Variação de Espessura	147
6.2.3. Deformações Principais e Equivalente.....	148
6.2.4. Tensões Principais e Equivalente	149
7. CONCLUSÕES.....	150
8. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	153
9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	154
ANEXO A – CERTIFICADO DE QUALIDADE DO AÇO INOX AISI 304	162
APÊNDICE A – MONTAGEM DAS FERRAMENTAS DE ESTAMPAGEM	163
APÊNDICE B – DESENHO TÉCNICO EM 2D DA MATRIZ.....	164
APÊNDICE C – DESENHO TÉCNICO EM 2D DO PRENSA-CHAPA	165
APÊNDICE D – DESENHO TÉCNICO EM 2D DO PUNÇÃO.....	166
APÊNDICE E -TENSÕES, DEFORMAÇÕES PRINCIPAIS E EQUIVALENTES OBTIDAS ATRAVÉS DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS.....	167
APÊNDICE F – RESULTADOS DE TENSÕES, DEFORMAÇÕES E DE ESPESSURAS OBTIDOS ATRAVÉS DAS SIMULAÇÕES NUMÉRICAS	173

1. INTRODUÇÃO

O processo de estampagem profunda é considerado um dos mais importantes processos de conformação de chapas metálicas, sendo adotado, extensivamente, pela indústria alimentícia para fins de recipientes destinados ao acondicionamento de alimentos. Em virtude da sua elevada resistência à corrosão, resistência à alta temperatura e resistência mecânica, os aços inoxidáveis são fortes candidatos à fabricação de recipientes destinados à acomodação de alimentos, sobretudo pela baixa propensão à reação química com os alimentos e, conseqüentemente, baixa propensão à contaminação (FERESHTEH-SANIEE; MONTAZERAN, 2003; ISHIDA, 2009).

O processo, basicamente, consiste em submeter uma chapa metálica à deformação permanente ao redor da superfície interna de um molde (matriz), através da aplicação de carga por um punção, visando a fabricação de peças com geometrias simples ou complexas (LENSKE *et al.*, 2017). Operações de dobramento, estiramento e embutimento podem ocorrer simultaneamente durante a estampagem, as quais atuam em diferentes regiões da peça e, ainda, influenciam na sua geometria final. O processo de estampagem profunda destaca-se pela sua complexidade frente aos demais processos de conformação de chapas, haja vista que a qualidade do seu produto final depende de inúmeros parâmetros que atuam concomitantemente e que, ainda, interagem entre si (BALLIKAYA; SAVAS; OZAY, 2020).

O grau de conformabilidade de uma chapa metálica sofre interferência direta de inúmeros parâmetros do embutimento, como, por exemplo, a força aplicada pelo prensa-chapa, o tipo de lubrificante utilizado, o tamanho do raio de entrada da matriz e da cabeça do punção, a velocidade da prensa, a folga entre matriz e punção, a relação de estampagem, dentre outros. As propriedades mecânicas do metal também limitam o seu fluxo para o interior da matriz, destacando-se o índice de encruamento, o limite de escoamento, o limite de resistência, módulo de elasticidade e o índice de anisotropia (VOLLERTSEN, 2013; FERESHTEH-SANIEE; MONTAZERAN, 2003).

Todavia, a força do prensa-chapa e o atrito são os parâmetros de processo mais importantes, influenciando diretamente na distribuição das deformações ao longo da peça final e, inclusive, no seu acabamento superficial (WEI; ZHANG; DONG, 2006).

Além de controlar o fluxo de material para o interior da cavidade da matriz e a qualidade superficial das peças estampadas, o atrito e a força do prensa-chapa estão interligados à força e à energia necessárias para execução do processo, bem como ao desgaste precoce das ferramentas. Atualmente, as indústrias têm utilizado lubrificantes minerais, sintéticos e,

também, vegetais para mitigar a ação nociva desses parâmetros. O filme de lubrificante entre as superfícies contactantes aumenta o grau estampabilidade e melhora o acabamento superficial das peças, além de reduzir consideravelmente o desgaste do ferramental (KIM *et al.*, 2007; KALKAN; HACALOGLU; KAFTANOGLU, 2017; DILMEC; ARAP, 2016).

A constante exigência de aperfeiçoamento dos parâmetros de estampagem tem se tornado uma tarefa desafiadora à comunidade científica e às indústrias, exigindo cada vez mais investimentos financeiros para aprimoramento dos seus recursos humanos e tecnológicos, destinados ao desenvolvimento de novos produtos e de novas ferramentas de estampagem, devido à alta competitividade, ao curto espaço de tempo para desenvolvimento de novos produtos e às novas necessidades dos consumidores. Com o advento da digitalização dos processos produtivos e a Indústria 4.0, a modelagem computacional avança no desenvolvimento de processos de fabricação aliados à alta qualidade de produtos e estabilidade da produção. Em substituição aos métodos tradicionais de tentativa e erro, o uso de softwares de simulação numérica para o planejamento dos processos de estampagem e para projeto de ferramentas, baseados no método de análise por elementos finitos, ou, do inglês, *finite element method* (FEM) tornou-se indispensável na conformação de chapas metálicas, com o objetivo de prever a qualidade do produto final e de obter maior controle do processo, visando a redução de custos, de tempo e de esforços para realização do projeto e para configuração das variáveis do processo (EVIN; TOMÁS; VÝROSTEK, 2016; NETO *et al.*, 2014).

A importância da simulação numérica no encurtamento das etapas de concepção de novas ferramentas é inquestionável, pois permite a otimização dos parâmetros do processo envolvidos, como, por exemplo, as propriedades mecânicas do material conformado e o seu comportamento ante às deformações impostas, o atrito estabelecido entre as superfícies em contato, a geometria e características mecânicas do ferramental. Além disso, de acordo com o material escolhido para a geratriz, é possível prever o comportamento das tensões e das deformações permanentes, o espessamento e/ou a redução de espessura ao longo da peça, além da existência de possíveis defeitos, como enrugamento, orelhamento, ruptura localizada, entre outros (CHU; XU, 2001).

Para que os resultados fornecidos pelo software de simulação numérica sejam precisos em termos de comportamento da peça estampada e do ferramental, exige-se o conhecimento prévio do comportamento mecânico dos materiais selecionados, além da especificação correta dos parâmetros do processo que serão utilizados experimentalmente. Embora seja recorrente utilizar valores de catálogos de fornecedores ou de outros trabalhos acadêmicos como variáveis

de entrada dos softwares de simulação, recomenda-se a execução dos ensaios de caracterização das propriedades do material, levando-se em consideração o seu grau de anisotropia, a condição superficial de lubrificação imposta a velocidade de deformação, a temperatura, entre outros (COLGAN; MONAGHAN, 2003; KALKAN; HACALOGLU; KAFTANOGLU, 2017; DILMEC; ARAP, 2016).

1.1 OBJETIVOS GERAIS

O objetivo desse estudo é averiguar a contribuição do uso de três tipos de lubrificantes e de duas pressões diferentes aplicadas pelo prensa-chapa em alguns dos principais parâmetros do processo de estampagem de uma cuba (força máxima, tensões e deformações principais, coeficiente de atrito), utilizando-se, para tanto, chapas de aço inoxidável austenítico AISI 304, com 1 mm de espessura. Considerando que a cuba de uma pia encontra-se, normalmente, em contato com vários tipos de alimentos, selecionou-se esse aço inoxidável em razão da sua elevada resistência à corrosão, resistência à alta temperatura e resistência mecânica, bem como pela baixa propensão à reação química com os alimentos e, conseqüentemente, baixa propensão à contaminação. Além disso, serão realizadas simulações numéricas desses embutimentos através do software *Simufact Forming 15*®, confrontando os resultados obtidos numérica, analítica e experimentalmente e, por conseguinte, determinando o grau de verossimilhança entre esses.

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

O presente estudo visa atingir os objetivos específicos discriminados a seguir:

- Caracterizar o aço inoxidável austenítico AISI 304, para obtenção da Curva de Engenharia, da Curva de Escoamento, dos Coeficientes de Anisotropia, do Índice Erichsen e da Curva Limite de Conformação;
- Analisar os resultados dos processos de embutimento com duas pressões diferentes aplicadas pelo prensa-chapa (5 e 10 MPa) e com três tipos de lubrificantes (Draw 58 GS, Neutron Super Corte 1123-21S e Flash Stamp 140): força, coeficiente de atrito e tensões e deformações principais;

- Simulação numérica do processo de embutimento da cuba, fazendo uso do software de simulação numérica *Simufact Forming 15*®;
- Avaliar o grau de verossimilhança entre os resultados encontrados experimental, analítica e numericamente dos parâmetros do processo de embutimento avaliados (força máxima, coeficiente de atrito, tensões e deformações principais).

A figura 1 mostra um diagrama das etapas que foram realizadas neste estudo. A fase inicial consistiu na seleção do material e das ferramentas de estampagem necessárias à estampagem de uma cuba. Ademais, foi necessário realizar a caracterização das propriedades mecânicas e do grau de estampabilidade do aço inoxidável austenítico AISI 304, cujos dados foram imprescindíveis à configuração das variáveis de entrada do software de simulação numérica e dos cálculos analíticos de força de estampagem máxima e das tensões principais, as quais, por sua vez, foram estimadas a partir dos resultados experimentais das deformações principais. De maneira prévia aos ensaios experimentais de embutimento, foi dimensionada a geratriz e, adicionalmente, impressa na sua superfície uma grade de círculos para posterior medição das deformações principais, através de corrosão eletroquímica (visioplaticidade). Os ensaios de estampagem foram conduzidos em seis condições distintas, envolvendo o uso de três tipos de lubrificante (Draw 58 GS, Neutron Super Corte 1123-21S e Flash Stamp 140) e duas pressões aplicadas pelo prensa-chapa (5 e 10 MPa), através dos quais foi possível coletar os dados do comportamento da força de estampagem em função do deslocamento do punção, bem como os resultados das deformações principais e da variação de espessura. Destaca-se que, com base nesse comportamento da força de estampagem, foi possível determinar, através da simulação numérica, o coeficiente de atrito mais apropriado para cada condição adotada durante os ensaios experimentais de embutimento. Dessa forma, as variáveis de entrada fornecidas ao software de simulação encontravam-se próximas às reais condições superficiais de lubrificação e ao comportamento mecânico do aço inoxidável AISI 304. As simulações numéricas forneceram resultados de variação de espessura, de força de estampagem e de tensões e deformações principais que, posteriormente, foram comparados aos resultados experimentais e analíticos, servindo, também, para validar as equações mais adequadas à previsão da força máxima de estampagem e das tensões principais previstas na literatura.

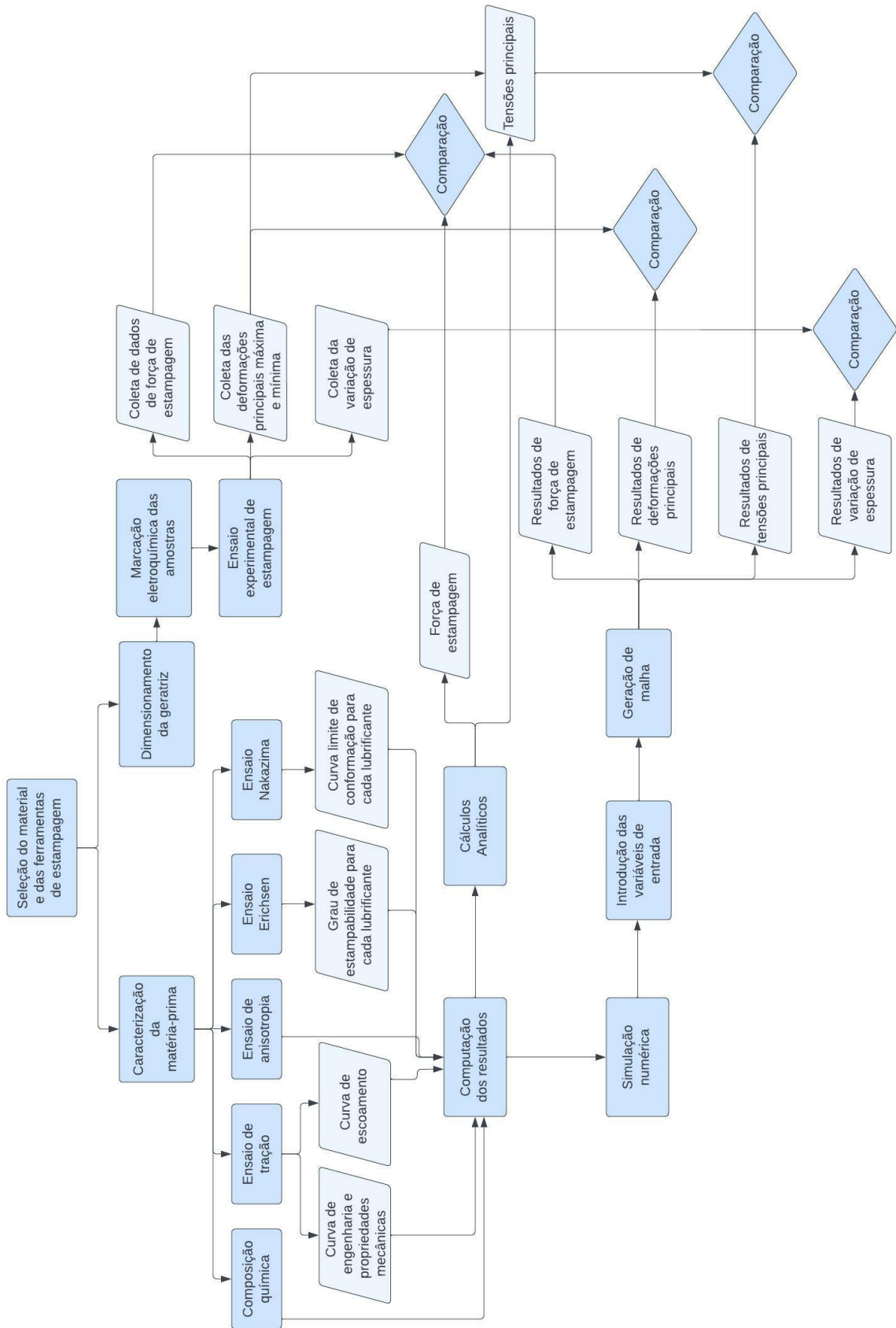


Figura 1 - Representação das etapas realizadas durante o trabalho.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 ESTAMPAGEM PROFUNDA

Os processos de estampagem profunda, ou do inglês, *Deep Drawing* ou *Sheet Metal Forming*, são adotados extensivamente para confecção dos mais diversos produtos, eliminando, assim, a necessidade de processos onerosos de remoção (usinagem) e/ou de união (soldagem) de materiais metálicos. O seu emprego massivo se concentra nas indústrias automotiva (carrocerias, painéis de portas, tanques de combustível, etc.), aeroespacial e aeronáutica (fuselagem, apoios, etc.), de produtos alimentares, domésticos e decorativos (taças, painéis, tampas, lava-louças, lavatórios, banheiras, etc.), de eletrodomésticos (painéis de frigoríficos, de máquinas de lavar, de fogões, de micro-ondas, de exaustores, de aparelhagens de som, etc.) e de produtos hospitalares (reservatórios, tabuleiros, etc). Em função da sua alta taxa de produção (aproximadamente 5.000 peças/hora) e dos esforços mecânicos envolvidos, a execução desses processos de deformação plástica está condicionada à utilização de ferramentas fabricadas com aços de alta resistência, fazendo parte desse conjunto de ferramentas o punção, o prensa-chapa e a matriz (SAXENA; DIXIT, 2009).

As operações de estampagem consistem em confeccionar peças de geometrias complexas e com elevada resistência mecânica a partir da deformação plástica de chapas metálicas finas, sem alterações significativas da sua espessura e das suas características superficiais. Não obstante, o processo é recomendado para grandes lotes, pois o ferramental exigido apresenta alto custo e é específico para cada tipo de peça. Além disso, existem os custos relacionados à aquisição das prensas hidráulicas ou mecânicas responsáveis por transmitir os esforços necessários às ferramentas de conformação (CUNHA, 2016; LOPES, 2019).

O embutimento é executado com o movimento descendente do punção e do prensa-chapa em direção a uma chapa metálica de geometria específica (geratriz), apoiada sob um molde (matriz). O punção é responsável por fazer com que a geratriz adentre à cavidade da matriz, conferindo-lhe a sua forma (figura 2). O prensa-chapa, por outro lado, prende a geratriz sobre a matriz, oferecendo uma certa resistência ao fluxo de material para o interior do molde, visando evitar o enrugamento do flange. O material se desliza radialmente para o interior da matriz, deslizando-se entre essa e o prensa-chapa, sendo, posteriormente, dobrado e desdobrado sobre o raio de entrada da matriz e estirado na região da parede interna. Ao se deslizar sobre o raio da cabeça do punção, a chapa é dobrada e, assim que atinge a região central do punção, sofre estiramento. A força total necessária para deformar plasticamente a geratriz sofrerá

influência direta do nível de carga aplicada ao prensa-chapa e, adicionalmente, da força de atrito decorrente do contato entre as ferramentas e o material (TSCHAETSCH, 2006; MANG, 2014).

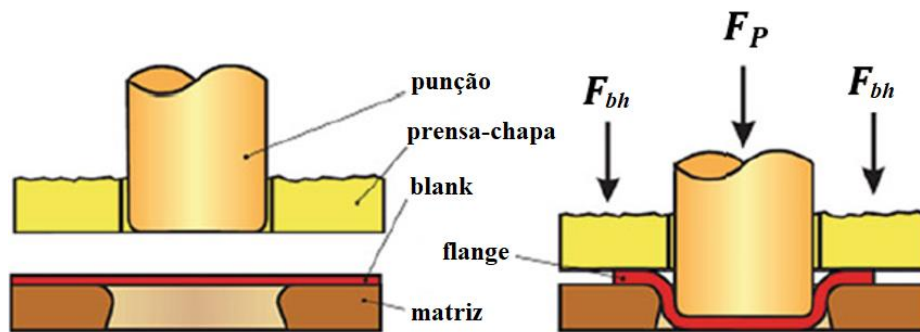


Figura 2 - Representação do processo de estampagem profunda. Fonte: Mang (2014).

Dentre os processos de conformação mecânica, o embutimento profundo é considerado muito complexo devido às tensões e deformações plásticas envolvidas, bem como pela quantidade de parâmetros que interagem entre si e que afetam diretamente na qualidade dos produtos finais. Esses parâmetros envolvem questões geométricas (raio da cabeça do punção, espessura da chapa, raio de entrada da matriz, folga entre as ferramentas, etc.), propriedades do material (módulo de elasticidade, tensão de escoamento, grau de anisotropia, etc.) e especificações de processo (força do prensa-chapa, força de estampagem, coeficiente de atrito, temperatura, velocidade da prensa, etc.). O conhecimento prévio da interferência de cada um desses fatores na qualidade final das peças estampadas é vital para que se reduza os custos inerentes ao desperdício de matéria-prima, de desgaste precoce das ferramentas e de retrabalho (ZAID, 2017).

Na indústria é comum realizar as operações de estampagem em prensas por acionamento hidráulico ou mecânico (excêntricas), dependendo do tipo de peça a ser produzida, da carga necessária para deformação plástica, das dimensões da mesa, do curso do punção, das propriedades mecânicas e características geométricas das ferramentas, etc. As prensas por acionamento mecânico são indicadas para processos de fabricação com alta taxa de produção, mas apresentam menor curso de avanço do punção e possibilidade de sobrecarga das ferramentas e da própria máquina. O emprego de prensas hidráulicas é mais aconselhável para operações de embutimento profundo, em função da precisão do controle da velocidade e do curso do punção, das cargas aplicadas pelo punção e prensa-chapa, além de possuírem dispositivos que permitem ajustar a capacidade da máquina de acordo com a necessidade do processo, evitando sobrecarga nas ferramentas e consumo desnecessário de energia. As prensas

hidráulicas podem ser de simples efeito, duplo efeito ou triplo efeito (SCHULER, 1998; GROOVER, 2010).

2.2 PROPRIEDADES MECÂNICAS E GRAU DE ESTAMPABILIDADE DE CHAPAS METÁLICAS

Considerando que, durante os processos de deformação plástica a chapa metálica é submetida a diversos níveis de tensões e de deformações até adquirir o formato dos moldes (matrizes), torna-se imprescindível o conhecimento prévio acerca das propriedades mecânicas e do grau de estampabilidade dos materiais, o que viabiliza o projeto do ferramental, o planejamento e a otimização dos parâmetros do processo de estampagem a ser empregado (HÄRTER, 2019).

As propriedades mecânicas compreendem a resposta dos materiais frente à atuação de esforços mecânicos externos manifestadas na sua capacidade de desenvolverem deformações reversíveis e irreversíveis e de, inclusive, resistirem à fratura. Por outro lado, o grau de estampabilidade de uma chapa é avaliado com base na sua capacidade de se deformar plasticamente na forma desejada sem ruptura. Cada tipo de material pode ser deformado até um certo limite que, geralmente, é imposto pelo início de um afinamento abrupto localizado, levando, assim, à sua fratura dúctil (SAFARI; HOSSEINIPOUR; AZODI, 2010; HÄRTER, 2019).

2.2.1 Curva de Engenharia

O ensaio de tração é amplamente utilizado para obtenção de informações relativas à resistência dos materiais metálicos e, inclusive, para controle das suas especificações fornecendo informações importantes e essenciais ao projeto e à fabricação de peças e componentes mecânicos. No teste de tração, um corpo de prova padronizado é submetido a uma carga de tração uniaxial crescente até a sua ruptura, medindo-se, simultaneamente, os valores de carga aplicada (F_i) e de alongação da amostra (Δl). Através de um tratamento adequado desses resultados, obtém-se dados quantitativos das propriedades mecânicas dos materiais, a saber: limite de resistência (R_m), limite de escoamento (R_e), módulo de elasticidade (E), alongamento total (δ), índice de encruamento (n) e coeficiente de resistência (C). Além disso, também é possível observar a dependência dessas propriedades em relação à temperatura, velocidade de deformação, anisotropia do material, tamanho de grão, porcentagem de impurezas e demais condições ambientais (GARCIA; SPIM; SANTOS, 2012).

Na curva tensão-deformação de engenharia (figura 3), são identificadas algumas das principais propriedades mecânicas dos materiais metálicos. Para construção dessa curva, são plotados os valores de tensão longitudinal desenvolvida no corpo de prova (σ) em função da deformação relativa ao comprimento (ϵ). Assim que a carga aplicada durante o ensaio de tração ultrapassa a região elástica da curva de engenharia (região 1), o material é permanentemente deformado e, com o avanço progressivo da sua deformação, aumenta-se cada vez mais a tensão necessária para dar continuidade ao processo de deformação plástica, fenômeno esse denominado de encruamento ou trabalho a frio (região 2). Com o aumento significativo da tensão, reduz-se, em contrapartida, a área da seção transversal do corpo de prova em decorrência da sua elongação. No entanto, atinge-se um ponto em que a redução expressiva da área da seção transversal faz com que haja concentração de tensões triaxiais num determinado ponto do material, o que o torna menos resistente e, portanto, mais suscetível ao afinamento abrupto (início do fenômeno de empescoçamento). O surgimento do pescoço na amostra corresponde ao instante em que foi aplicada a carga máxima durante o ensaio de tração, também correspondente à região do Limite de Resistência (R_m), de modo que, posteriormente, a carga e a tensão necessárias para deformar o corpo de prova diminuirão com a redução abrupta da seção transversal até se atingir a fratura (região 3) (DIETER, 1981).

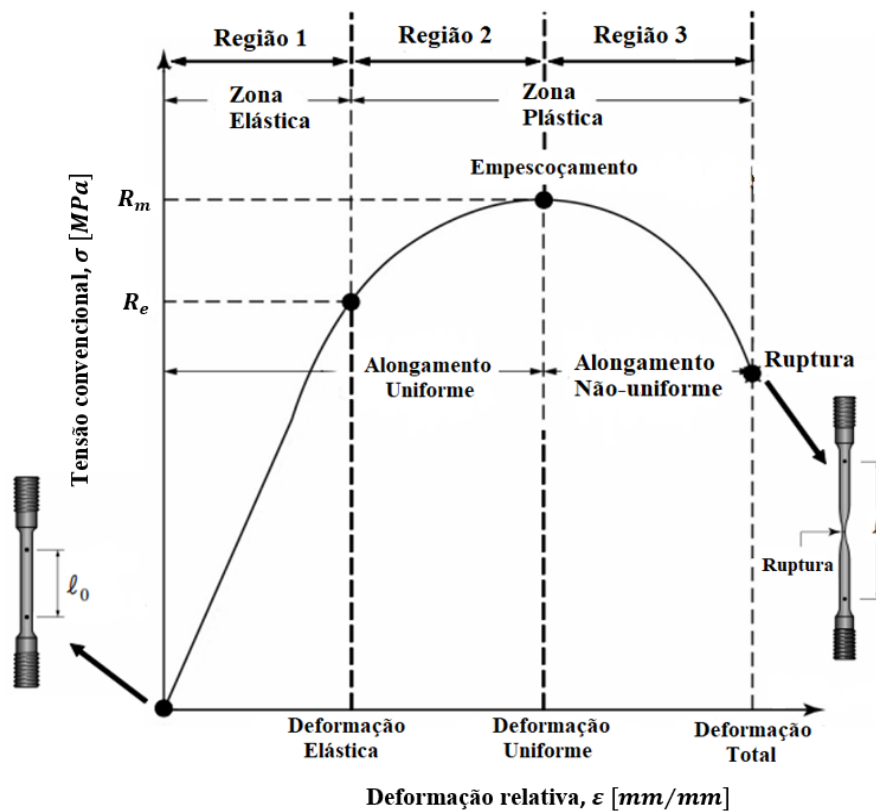


Figura 3 - Representação de uma curva de engenharia típica de materiais dúcteis. Fonte: Adaptado de Choung e Cho (2008).

A tensão convencional ou de engenharia (σ) é dada em função da carga instantânea aplicada (F_i) e da área inicial da seção transversal do corpo de prova (A_0), enquanto a deformação relativa (ε) é dada pela razão entre a elongação da amostra (Δl) e o seu comprimento inicial (l_0), conforme descreve as equações 1 e 2, respectivamente (SCHAEFFER, 2016).

$$\sigma = \frac{F_i}{A_0} \quad (1)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l - l_0}{l_0} \quad (2)$$

2.2.2 Curva de Escoamento

A curva tensão-deformação de engenharia não prevê, com eficiência, o comportamento real das tensões e deformações plásticas de um material metálico, visto que, conforme equações 1 e 2, essas propriedades são aferidas com base nas dimensões originais do corpo de prova, as quais são continuamente alteradas durante o ensaio de tração. Torna-se necessário obter dados de tensão e de deformação que sejam calculados com base nas dimensões instantâneas do corpo de prova, demonstrando o seu comportamento plástico verdadeiro. Para tanto, representa-se as características de escoamento dos metais através da curva tensão verdadeira - deformação verdadeira, também conhecida como curva de escoamento. A curva de escoamento é plotada com os dados de tensão e de deformação verdadeiras relativas à zona de deformação plástica uniforme. Em relação à curva de engenharia, nota-se que a curva de escoamento se difere pelo fato de que, mesmo com a redução abrupta da área da seção transversal da amostra devido à formação do pescoço, o material permanece encruando até a sua ruptura e, portanto, não há redução da tensão longitudinal (figura 4). Embora haja redução da carga aplicada assim que se forma o pescoço, a redução expressiva da área da seção da amostra compensa essa redução da força e faz com que a tensão verdadeira permaneça em ascensão até a ruptura do metal (DIETER, 1981; GARCIA; SPIM; SANTOS, 2012).

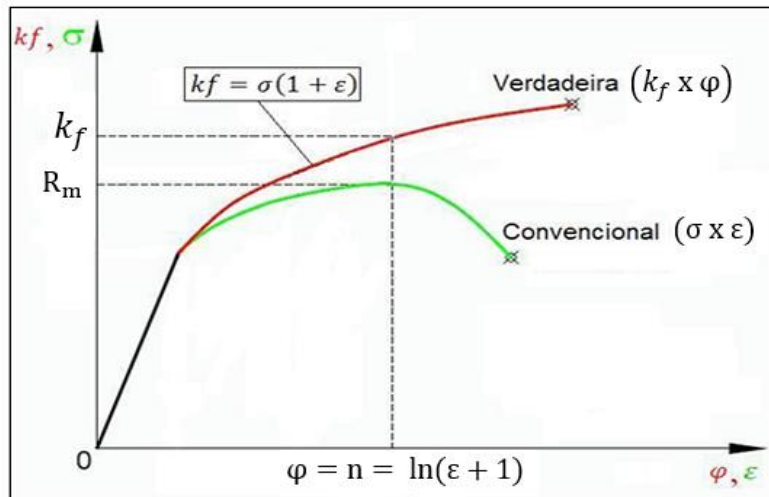


Figura 4 – Comparação entre as curvas de engenharia ($\sigma \times \varepsilon$) e de escoamento ($k_f \times \varphi$). Fonte: Schaeffere Rocha (2007).

A tensão verdadeira (k_f) é expressa em função da carga aplicada (F_i) e da área instantânea da seção transversal da amostra (A_i), podendo ser reescrita em função da tensão de engenharia (σ) e da deformação relativa (ε), segundo as equações 3 e 4, respectivamente (GARCIA; SPIM; SANTOS, 2012).

$$k_f = \frac{F_i}{A_i} \quad (3)$$

$$k_f = \sigma \cdot (\varepsilon + 1) \quad (4)$$

A deformação verdadeira (φ) correlaciona o comprimento inicial (l_0) e instantâneo da amostra (l), a qual também pode ser dada por uma relação estabelecida com a deformação relativa (ε), conforme equações 5 e 6, respectivamente. Essas equações são válidas somente até a formação do pescoço, uma vez que admitem que o volume da amostra é constante e que a distribuição das deformações seja uniforme ao longo do seu comprimento útil. Posteriormente à região do pescoço, deve-se utilizar a equação 7, correlacionando a área inicial (A_0) com a área instantânea do pescoço (A_i) (DIETER, 1981).

$$\varphi = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) \quad (5)$$

$$\varphi = \ln(1 + \varepsilon) \quad (6)$$

$$\varphi = \ln\left(\frac{A_0}{A_i}\right) \quad (7)$$

A curva de escoamento dos metais em geral pode ser expressa por uma relação potencial simples, conhecida como Lei de Ludwik-Hollomon (equação 8), podendo, também, ser representada por um gráfico duplo logarítmico da tensão verdadeira e da deformação verdadeira (equação 9) (MARCINIAK; DUNCAN; HU, 2002).

$$kf = C \cdot \varphi^n \quad (8)$$

$$\log kf = \log C + n \cdot \log \varphi \quad (9)$$

O coeficiente de resistência (C), correspondente à tensão verdadeira quando $\varphi = 1$, quantifica o nível de resistência que o material exerce contra a sua deformação, ou seja, quanto maior for esse coeficiente, maiores serão os esforços necessários para promover a sua deformação plástica. O índice de encruamento (n) corresponde à inclinação do gráfico $\log kf \times \log \varphi$ na região de deformação plástica uniforme (figura 5), o qual serve para mensurar a capacidade do material de distribuir a deformação plástica ao longo do seu volume. Para materiais com baixo índice de encruamento, o encruamento será localizado numa pequena região da amostra, fazendo com que níveis baixos de deformação levem o material a condições críticas ou mais próximas da fratura se comparado aos materiais com índices de encruamento maiores. Baixos índices de encruamento fazem com que haja grandes variações da deformação plástica para variações relativamente pequenas da tensão desenvolvida na região plástica. O índice de encruamento pode variar de $n = 0$ (sólido perfeitamente plástico) até $n = 1$ (sólido elástico), mas, para a maioria dos metais, seu valor fica entre 0,1 e 0,5 (DIETER, 1981; MARCINIAK; DUNCAN; HU, 2002; GARCIA; SPIM; SANTOS, 2012).

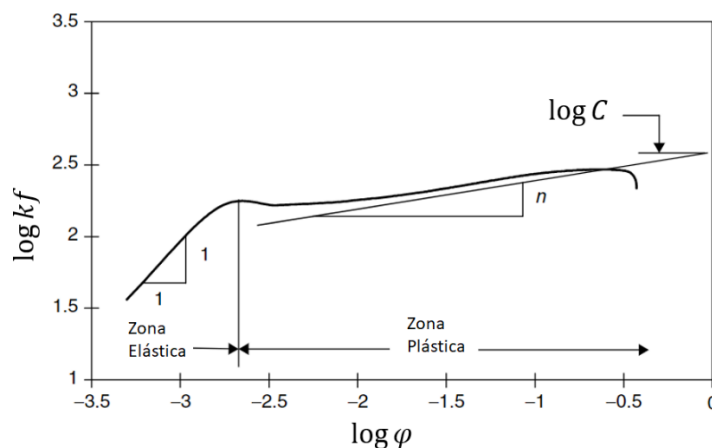


Figura 5 – Representação do gráfico $\log kf \times \log \varphi$. Fonte: Marciniak, Duncan e Hu (2002).

Considerando que o Critério de Schaeffer e Rocha (2007) estabelece que, assim que ocorre a formação do pescoço, a taxa de encruamento ($dk_f/d\varphi$) se iguala à tensão verdadeira do material (kf), deduções matemáticas demonstram que, neste ponto, a deformação plástica se iguale ao índice de encruamento (equação 10).

$$\varphi = n \quad (10)$$

Por outro lado, há uma maneira mais simplificada de encontrar a curva de escoamento nos moldes propostos por Ludwik-Hollomon, sem necessitar plotar a curva de escoamento. Por meio do Critério de Schaeffer e Rocha (2007) (equação 10) e dos dados do Limite de Resistência (R_m) e da sua respectiva deformação relativa (ε), calcula-se a tensão e deformação verdadeiras (equações 4 e 6, respectivamente). Inserindo os valores já conhecidos do índice de encruamento (n), da tensão (kf) e da deformação na região da força máxima (φ) na equação de Ludwik-Hollomon, torna-se possível encontrar o valor do coeficiente de resistência (C).

2.2.3. Coeficiente de Anisotropia

Durante a etapa de projeto para desenvolvimento de novos produtos estampados, deve-se levar em consideração que, comumente, os materiais não apresentam as mesmas propriedades mecânicas em todas as suas direções, devendo, portanto, ser denominados como anisotrópicos. A anisotropia de um metal policristalino se dá em virtude de que a rede cristalina dos grãos não é orientada de forma tão aleatória, a qual, pelo contrário, tende a preferir determinadas orientações. Em se tratando de chapas metálicas, o surgimento dessas orientações preferenciais deve-se ao processo de laminação. Devido à intensidade das deformações plásticas promovidas pela laminação, a microestrutura do material sofre grandes alterações, fazendo com que os grãos sejam alongados em relação à direção de laminação. Propriedades mecânicas como, por exemplo, limite de resistência e limite de escoamento tornam-se dependentes da orientação cristalina da chapa (KLOCKE, 2013).

Os coeficientes de anisotropia podem ser determinados através de um ensaio uniaxial de tração, recomendando-se promover uma deformação de cerca de 20% do comprimento inicial da amostra. Na figura 6, demonstra-se as dimensões das amostras e as principais direções de laminação que são levadas em consideração para o cálculo dos coeficientes de anisotropia (BANABIC *et al.*, 2000).

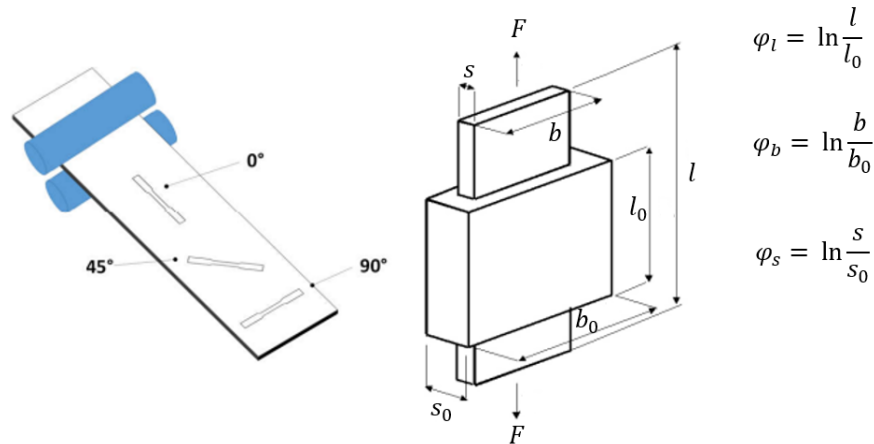


Figura 6 – Esquema para medições de coeficientes de anisotropia. Fonte: Adaptado de Ercolani (2018).

Utiliza-se o coeficiente de anisotropia (r) para fins de medição do nível de anisotropia de uma determinada amostra da chapa metálica, a qual pode estar orientada a 0°, 45° e 90° em relação ao sentido de laminação. Necessita-se das informações sobre a deformação verdadeira da largura (φ_b) e da espessura (φ_s) do corpo-de-prova submetido ao ensaio uniaxial de tensão, conforme equação 11 (BÖLLINGHAUS *et al.*, 2009).

$$r = \frac{\varphi_b}{\varphi_s} = \frac{\varphi_2}{\varphi_3} \quad (11)$$

O coeficiente de anisotropia médio (r_m) é quantificado a partir dos resultados do coeficiente de anisotropia (r) para os corpos-de-prova orientados a 0°, 45° e 90° em relação à direção de laminação, de acordo com a equação 12. A anisotropia média corresponde à habilidade de uma chapa metálica resistir ao afinamento, de modo que, quanto maior o valor de r_m , menor será a intensidade do afinamento da espessura (GROOVER, 2010).

$$r_m = \frac{(r_{0^\circ} + 2 \cdot r_{45^\circ} + r_{90^\circ})}{4} \quad (12)$$

O coeficiente de anisotropia planar (Δ_r), equação 13, indica a diferença de comportamento mecânico que o material pode apresentar no plano da chapa. Considera-se isotrópico o material que apresentar $r_m = 1$ e $\Delta_r = 0$. Esse parâmetro tem relação com o fenômeno de orelhamento na peça final após o embutimento, devido à diferença de deformações em algumas zonas da peça (KLOCKE, 2013).

$$\Delta_r = \frac{r_{0^\circ} + r_{90^\circ} - 2 \cdot r_{45^\circ}}{2} \quad (13)$$

2.2.4. Índice Erichsen

O ensaio Erichsen é frequentemente utilizado pelas indústrias e pelo meio acadêmico para avaliar e comparar o grau de estampabilidade de diferentes chapas metálicas, devido à sua simplicidade, baixo custo e flexibilidade, uma vez que pode ser realizado em equipamentos de bancada, prensas hidráulicas ou mecânicas, e máquinas universais de ensaios (CHEONG *et al.*, 2021).

O ensaio é conduzido através de um punção de cabeça esférica, com 20 mm de diâmetro, que avança sob uma chapa fina (geratriz), em formato circular ou quadrado, presa entre uma matriz e um prensa-chapa pela aplicação de uma carga relativamente alta (figura 7). Em consequência, o material é submetido a um estiramento biaxial à medida em que o punção avança, fazendo com que a profundidade atingida seja obtida através da redução da espessura da geratriz. Dessa forma, o ensaio é finalizado quando vislumbrada alguma estricção localizada na chapa, ou quando ocorrer redução abrupta do carregamento aplicado pelo punção (AYDIN *et al.*, 2018; MANSOURI *et al.*, 2020).

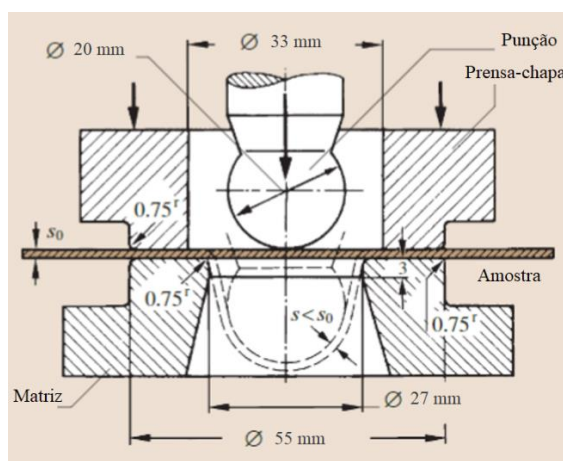


Figura 7 - Representação do Ensaio Erichsen. Fonte: Adaptado de Böllinghaus *et al.* (2009).

O deslocamento percorrido pelo punção (em milímetros) até o início da ruptura corresponde ao Índice Erichsen (IE), o qual mensura o grau de estampabilidade dos materiais em função das condições superficiais de lubrificação, do coeficiente de atrito e das suas propriedades mecânicas (tensão de escoamento, índice de encruamento, coeficiente de resistência, etc). Em suma, resultados elevados do IE indicam que o material apresenta boa

estampabilidade e que, provavelmente, o seu índice de encruamento é alto e que o atrito desenvolvido na interface de contato entre as ferramentas e a chapa é baixo (AYDIN *et al.*, 2018; CHEONG *et al.*, 2021).

2.2.5 Curva Limite de Conformação

A curva limite de conformação (CLC) é considerada um critério de falha, indicando a fronteira entre as deformações permissíveis e catastróficas a que uma chapa metálica estará sujeita durante a estampagem. Por intermédio da curva CLC, é possível prever as deformações que levarão o material à ruptura para os modos de deformação plástica característicos dos processos de embutimento (NETTO, 2004).

De acordo com Uthaisangasuk *et al.* (2007) e Bhaduri (2018), a curva CLC descreve o limite máximo de deformação em que uma chapa metálica pode ser conformada sem que haja a sua estrição ou ruptura, por intermédio da combinação entre as suas deformações principais máximas (φ_1) e mínimas (φ_2), formando, assim, um diagrama polinomial. A curva CLC correlaciona as maiores deformações no início da ruptura do material (localizadas no eixo das ordenadas), em função das menores deformações (localizada no eixo das abscissas), deformações essas oriundas de tensões trativas ou compressivas. Salienta-se que quaisquer combinações de deformações abaixo dessa curva representam condições seguras de estampagem, enquanto as deformações situadas acima viabilizam a estrição ou ruptura do material. Na figura 8, são representados os modos de deformação plástica constituintes da curva CLC (representados pela deformação dos círculos): estiramento, deformação plana, tração uniaxial, embutimento profundo e compressão uniaxial.

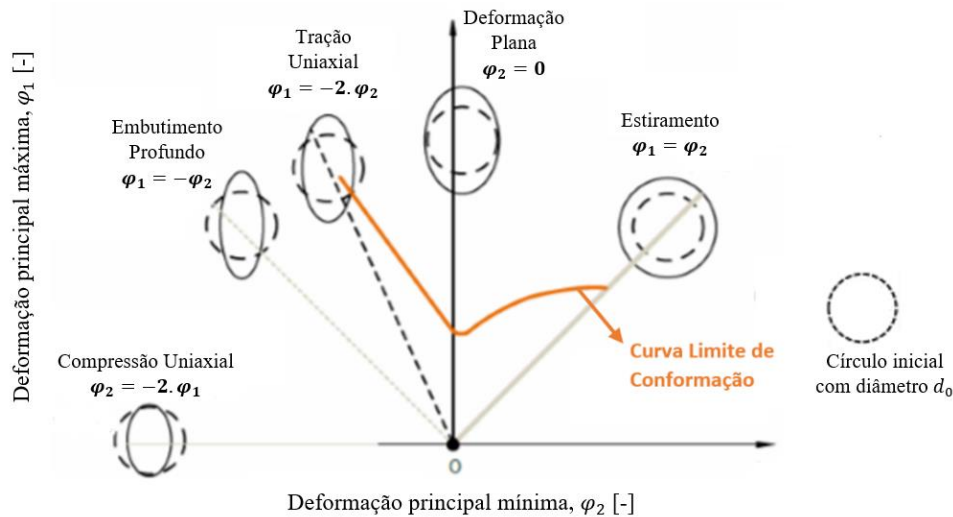


Figura 8- Representação da Curva Limite de Conformação, atrelada a os seus respectivos modos de deformação.
 Fonte: Adaptado de Arab e Javadimanesh (2013).

O ponto de intercepção no eixo das ordenadas da curva CLC (FLD_0) representa o ponto mínimo da curva e se refere à condição de falha em deformação plana do material (modo de deformação de menor limite de estampabilidade), segundo descrito por Karajibani, Fazli e Hashemi (2015). Para o cálculo do FLD_0 de chapas de aço de baixo carbono, leva-se em consideração a espessura da chapa (s_0) e o seu índice de encruamento (n), conforme demonstrado na equação 14.

$$FLD_0 = \frac{n}{0,2116} \cdot (23,25 + 356,1 \cdot C_1) \quad (14)$$

O valor da constante C_1 para espessuras (s_0) inferiores a 0,29972 mm é igual a $s_0/25,4$. Entretanto, para valores de espessura maiores, C_1 é considerado igual a 0,0118 (KARAJIBANI; FAZLI; HASHEMI, 2015).

Para obtenção da curva CLC, Keeler (1966) propôs a execução de ensaios experimentais que simulavam deformações de estiramento (provenientes de tensões trativas), cujos resultados obtidos de deformações críticas se limitavam ao lado direito da CLC. Por outro lado, Goodwin (1968) conduziu seus experimentos simulando as condições de deformações típicas dos processos de embutimento (atuação simultânea de tensões trativas e compressivas), obtendo, assim, dados de deformações críticas referentes ao lado esquerdo da curva (ALLWOOD; SHOULER, 2009; BANABIC *et al.*; 2013).

No entanto, considera-se que atualmente o ensaio proposto por Kakazima (1968) é o mais adotado para investigar e determinar o limite de deformação de chapas metálicas, o qual compreende a análise das deformações de estiramento quanto de embutimento e, por

consequente, descreve as deformações críticas para os dois lados da curva CLC. O ensaio consiste em estirar amostras com larguras distintas até a sua ruptura, através da atuação de um punção hemisférico de 100 mm de diâmetro, as quais, ainda, se mantêm presas entre a matriz e o prensa-chapa devido à aplicação de uma carga elevada e de um quebra-rugas (figura 9). Para construção da CLC, são medidos, em cada amostra, os pares de deformação máximas e mínimas próximos da região da estrição, com base na deformação de pequenos círculos ou quadrados que são impressos na superfície do material antes da realização do ensaio (LI *et al.*, 2014; MA *et al.*; 2016).

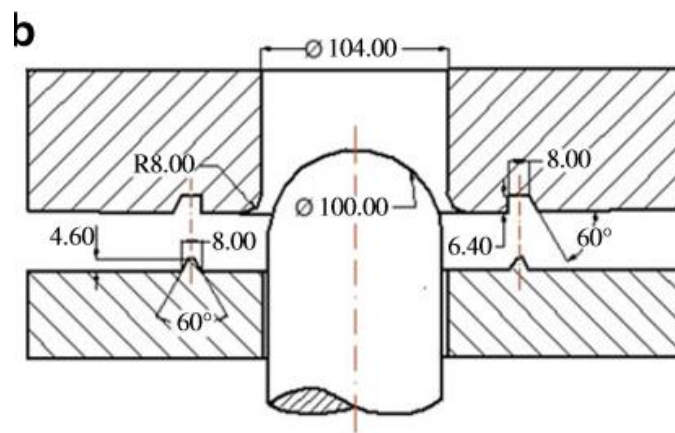
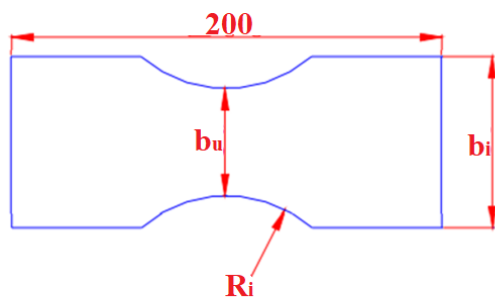


Figura 9 – Representação do Ensaio Nakazima. Fonte: Li et al. (2014).

Embora o ensaio proposto, inicialmente, por Kakazima (1968) utilizasse tiras metálicas retangulares, aprimorações do ensaio consideraram a possibilidade de entalhar essas amostras (figura 10), o que, além de forçar a estrição na região central do corpo-de-prova, também aumenta a deformação no sentido da largura. O modo de deformação do corpo-de-prova é alterado com a variação da sua largura útil (b_u), em que, para amostras de b_u menor, desenvolve-se deformações de embutimento profundo, enquanto b_u maior corresponde a deformações de estiramento biaxial. À medida em que a largura útil vai aumentando, a deformação passa por embutimento profundo, tração uniaxial, deformação plana, estiramento e até estiramento biaxial (FOLLE *et al.*, 2008; MA *et al.*, 2016).



CP	R_i [mm]	b_u [mm]	b_i [mm]
1	100	10	40
2	90	20	50
3	80	30	60
4	70	40	70
5	60	50	80
6	50	60	100
7	40	80	120
8	25	100	150

Figura 10 - Formato e dimensões dos Corpos de Prova para determinar a CLC. Fonte: Netto (2004).

Netto (2004) e Folle *et al.* (2008) indicam os principais fatores que podem influenciar no comportamento da curva CLC, deslocando-a para cima ou para baixo, ou seja, aumentando ou reduzindo o grau de estampabilidade do material, respectivamente, conforme discriminado a seguir:

- Espessura: quanto maior a espessura da chapa, maior é a sua capacidade de suportar deformações plásticas e, conseqüentemente, há o deslocamento para cima da curva CLC;
- Atrito: com a redução do coeficiente de atrito, maiores deformações plásticas serão suportadas pelo material sem que haja a sua ruptura e, portanto, mais acima se situará a curva CLC;
- Direção de laminação: corpos-de-prova cortados na direção de laminação apresentam maior capacidade de suportar deformações e, quando cortados de forma perpendicular à direção de laminação, suportam menos deformações;
- Anisotropia: quando $r_{90^\circ} > r_{0^\circ} > r_{45^\circ}$, o material tem a sua capacidade de deformação aumentada no 2º quadrante e reduzida no 1º quadrante, fazendo com que a curva CLC rotacione no sentido horário;
- Pré-deformação: amostras que tenham sofrido pré-deformações trativas tendem a gerar uma CLC posicionada mais abaixo, ao passo que, quando submetidas a pré-deformações compressivas, gera-se uma curva CLC situada mais acima;
- Tamanho de grão: quanto menor o tamanho de grão, maior é a estampabilidade do material;
- Índice de encruamento: a curva CLC tende a se posicionar mais acima para materiais com índices de encruamento maiores;

- Velocidade do punção: quanto menor a velocidade, maiores deformações plásticas serão suportadas pelo material.

2.3. COMPORTAMENTO DAS TENSÕES E DEFORMAÇÕES DURANTE O EMBUTIMENTO

Diferentes modos de deformação atuam concomitantemente durante o processo de estampagem de um copo, provocando, assim, diferentes estados de tensões e deformações que se orientam de forma radial, circunferencial e normal (figura 11). Normalmente, avaliam-se os estados de tensões em três regiões diferentes: no flange, na parede e no fundo da peça. A região do prensa-chapa é deformada radialmente para o interior da matriz, acompanhada pela redução da sua circunferência e pela atuação de tensões compressivas na direção circunferencial e de tensões trativas na direção radial. As laterais da peça estão sujeitas a tensões de tração na direção radial e tensões nulas na direção circunferencial (estado plano de deformação), provocando o seu estiramento e, conseqüentemente, a redução da sua espessura. Por sua vez, a região situada abaixo da cabeça do punção sofre redução de espessura à medida em que a chapa se desloca para o interior da matriz, em virtude do desenvolvimento de um estado biaxial de tensões trativas (REIS, 2002; FOLLE, 2008; SINGH; AGNIHOTRI, 2015).

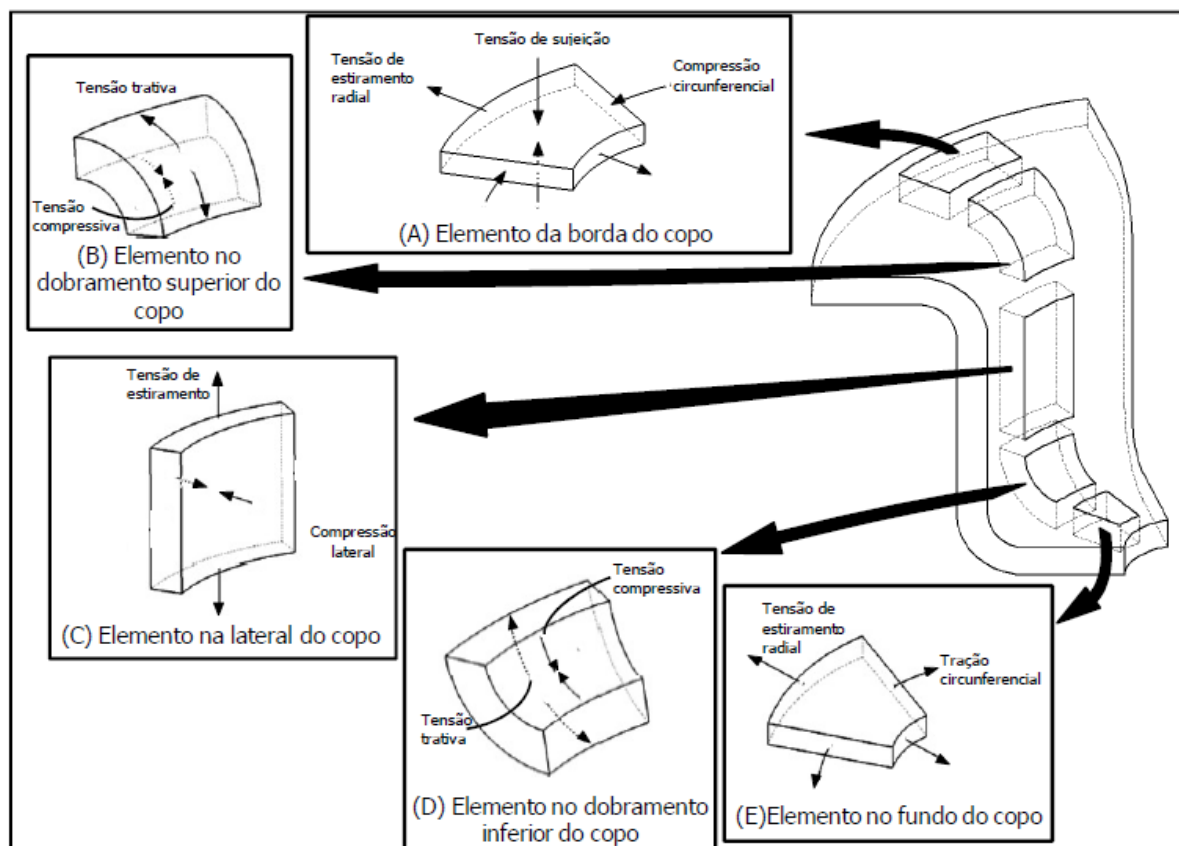


Figura 11 – Representação dos diferentes estados de tensões durante o embutimento. Fonte: Folle (2012).

À medida em que o punção avança e que encosta na região central da geratriz, o material começa a se acomodar sobre a cabeça do punção (região do fundo do copo), desenvolvendo um estado de tensão biaxial de tração, característico do modo de deformação por estiramento biaxial. A atuação de tensões normais nessa zona é desconsiderada, pois o contato estabelecido entre o punção e o fundo da peça é concentrado, apenas, na região do raio da cabeça do punção. Como resultado, há uma pequena redução da espessura da chapa metálica. Para promover o escoamento do material para o interior da cavidade da matriz, o atrito deve ser alto na região do raio da cabeça do punção, devendo, em contrapartida, apresentar menor intensidade nas outras regiões de contato entre o metal e o ferramental, para evitar o surgimento de defeitos na peça final, a sobrecarga do equipamento e o desgaste precoce das ferramentas (COLGAN; MONAGHAN, 2003; DWIVEDI; AGNIHOTRI, 2017).

O material situado na extremidade do copo (região do flange), sujeito ao modo de deformação por embutimento, desloca-se para o interior da cavidade da matriz, em função da atuação de tensões trativas na direção radial. Devido à redução progressiva da circunferência do flange, surgem, paralelamente, tensões compressivas na direção circunferencial, as quais, quando atingem um determinado limite dão origem às rugas que, se transferidas para a cavidade da matriz podem levar à concentração de tensões nas proximidades do raio da cabeça do punção e, conseqüentemente, à ruptura precoce da peça. Para evitar esse tipo de defeito, o prensa-chapa desenvolve tensões compressivas na direção normal, o que atrelado às tensões trativas e compressivas nas direções radial e circunferencial, respectivamente, faz com que haja aumento da espessura do flange (YANG, 2010; FOLLE, 2012).

Com o deslizamento do material para o interior da matriz, o metal é dobrado e, posteriormente, desdobrado na região do raio de entrada, em virtude do estiramento causado pelas tensões trativas localizadas na parede interna do copo. A carga aplicada ao fundo do copo é transferida à sua parede interna originando um estado de deformação plana e, conseqüentemente, tensões trativas que além de homogeneizar a espessura, também acentuam a sua respectiva redução. Caso a folga entre o punção e a matriz for inferior a 10% ou 20% da espessura da geratriz, o fenômeno de redução da espessura será ainda mais agravado, ocasionando em ruptura na região limdeira ao topo do copo. Além de aumentar a folga entre a matriz e o punção, esse defeito pode ser sanado através do aumento do raio da cabeça do punção e da diminuição da carga aplica durante o processo de estampagem (OLSSON; BAY; ANDREASEN, 2010; ZAID, 2016).

No entanto, para compreensão do mecanismo de deformação plástica envolvido no processo de estampagem de uma cuba, objeto de estudo deste trabalho, deve-se decompor a peça em duas operações elementares distintas e simultâneas (figura 12) (RODRIGUES; MARTINS, 2005b):

- 1) A estampagem cilíndrica dos quatro cantos da cuba que, na sua totalidade, constituem um cilindro imaginário;
- 2) O dobramento dos quatro lados retos da cuba que, agrupados dois a dois, correspondem a dois processos de dobramento em “U” imaginários.

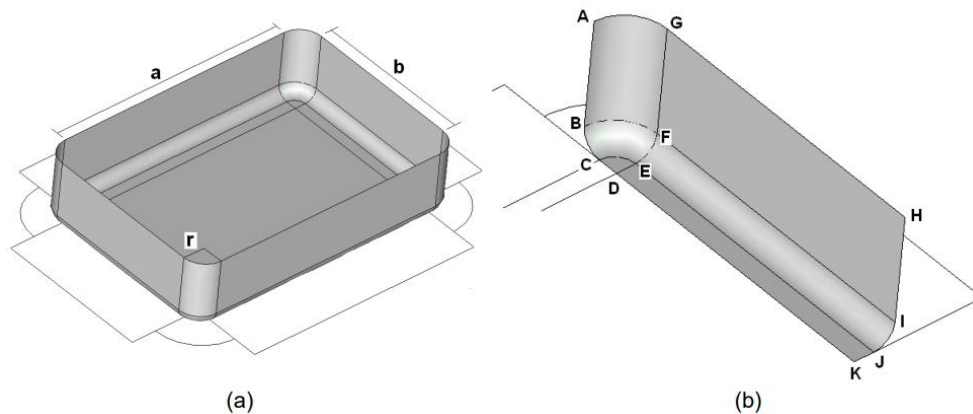


Figura 12 – Processo de estampagem de uma cuba: a) peça estampada e b) uma parcela da peça final. Fonte: Rodrigues e Martins (2005b).

A parcela *ABCDEFG* do canto da cuba (figura 12.b) permite identificar as regiões da parede (*AB*), do raio da cabeça do punção (*BC*) e do fundo da peça (*CD*), características do embutimento axissimétrico. A lateral da cuba (*DEFGHIJK*) viabiliza a distinção das zonas do fundo (*DE*), do raio da cabeça do punção (*EF*) e da aba (*FG*) que são características do processo de dobramento em “U”. Nota-se que, de acordo com a figura 13, o perfil de deformação plástica do material que se encontra nas zonas do canto (trajetória *AB*) e dos lados retos (trajetória *AC*) são distintos entre si, constatando a atuação simultânea de diferentes modos de deformação durante a estampagem de uma cuba. O comportamento das deformações principais ao longo da seção que atravessa o canto da peça (trajetória *AB*) é análogo ao perfil de deformações de um embutimento axissimétrico (RODRIGUES; MARTINS, 2005b).

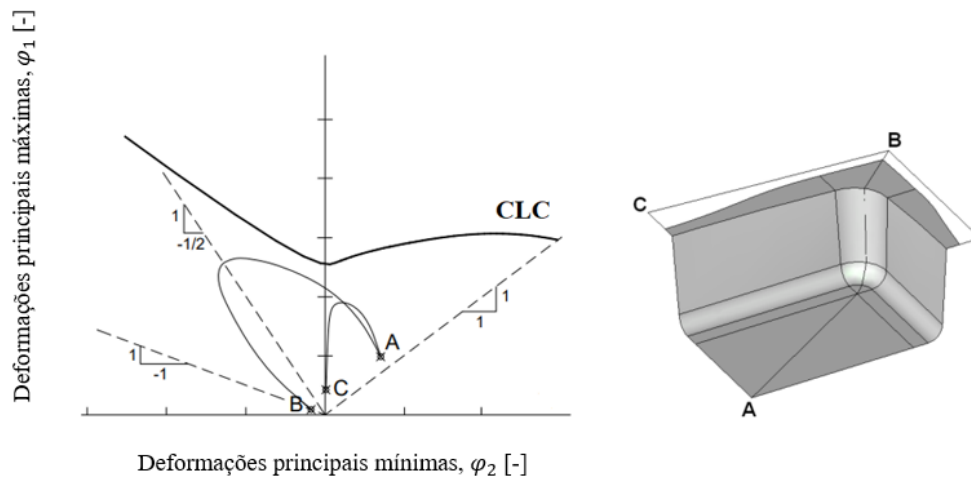


Figura 13 – Representação das deformações principais ao longo das trajetórias de deformação na região dos cantos arredondados (AB) e dos lados retos (AC) de uma cuba. Fonte: Rodrigues e Martins (2005b).

2.4 AFERIÇÃO DAS TENSÕES E DEFORMAÇÕES PRINCIPAIS

Durante as operações de estampagem, a chapa metálica é submetida simultaneamente aos modos de deformação por estiramento e por embutimento, através de tensões principais σ_1 e σ_2 que atuam nas direções radial e circunferencial (figura 14), respectivamente. A terceira tensão principal (σ_3), perpendicular à superfície é considerada muito pequena e, portanto, assumida como zero ($\sigma_3 = 0$), haja vista que a pressão de contato entre o material e as ferramentas é muito inferior ao limite de escoamento (MARCINIAK; DUNCAN; HU 2002; YANG, 2010).

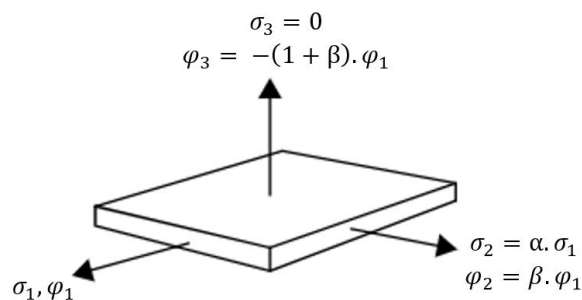


Figura 14 – Representação das tensões e deformações principais que atuam numa chapa durante a estampagem. Fonte: Marciniak, Duncan e Hu (2002).

Convenientemente, descreve-se as tensões e deformações principais em termos da razão de tensão (α) e da razão de deformação (β), conforme demonstrado nas equações 15 e 16. A convenção define que $\sigma_1 > \sigma_2$ e $\sigma_3 = 0$ (GILAPA, 2011).

$$\sigma_1; \quad \sigma_2 = \alpha \cdot \sigma_1; \quad \sigma_3 = 0 \quad (15)$$

$$\varphi_1; \quad \varphi_2 = \beta \cdot \varphi_1; \quad \varphi_3 = -(1 + \beta) \cdot \varphi_1 \quad (16)$$

Gilapa (2011) corrobora que as razões de tensão (α) e de deformação (β) podem ser correlacionadas entre si (equações 17 e 18), desde que assumidas constantes ao longo da deformação plástica.

$$\alpha = \frac{2 \cdot \beta + 1}{2 + \beta} \quad (17)$$

$$\beta = \frac{2 \cdot \alpha - 1}{2 - \alpha} \quad (18)$$

O início do processo de deformação plástica de um material isotrópico se dá quando a combinação das tensões principais num determinado ponto do material (definida como tensão equivalente, σ_{eq}) se iguala ou ultrapassa ao valor do limite de escoamento (R_e). Dentre os diversos critérios de plasticidade que foram propostos até o momento, o Critério de von Mises (1913), equação 19, se aproxima mais dos resultados encontrados experimentalmente (BÖLLINGHAUS *et al.*, 2009).

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}} \quad (19)$$

Considerando que, por convenção, o processo de estampagem ocorre sob um estado plano de tensões, a tensão equivalente de von Mises (σ_{eq}) também pode ser calculada através da equação 20, desprezando-se a tensão σ_3 (MARCINIAK; DUNCAN; HU, 2002).

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_2^2} = \left(\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}\right) \cdot \sigma_1 \quad (20)$$

A equação 20 resulta numa elipse representada pela figura 15, indicando o estado de tensão em cada modo de deformação plástica (linhas contínuas que ligam o ponto O aos pontos A, B, C, D e E). As tensões principais máxima (σ_1) e mínima (σ_2) correspondem às tensões localizadas nas direções radial (σ_r) e circunferencial (σ_t), respectivamente. As operações de deformação plástica das chapas metálicas se iniciam a partir de uma tensão de escoamento inicial (kf_0) e, em função do modo de deformação plástica desenvolvido, atingem um valor

particular de tensão de escoamento (kf) ou de tensão equivalente (σ_{eq}), devido à combinação das tensões principais σ_1 e σ_2 . No diagrama de tensões, quaisquer pontos na elipse contínua representarão a tensão de escoamento inicial (kf_0), enquanto a elipse tracejada corresponde à tensão de ruptura do material (MARCINIAK; DUNCAN; HU, 2002; GILAPA, 2011).

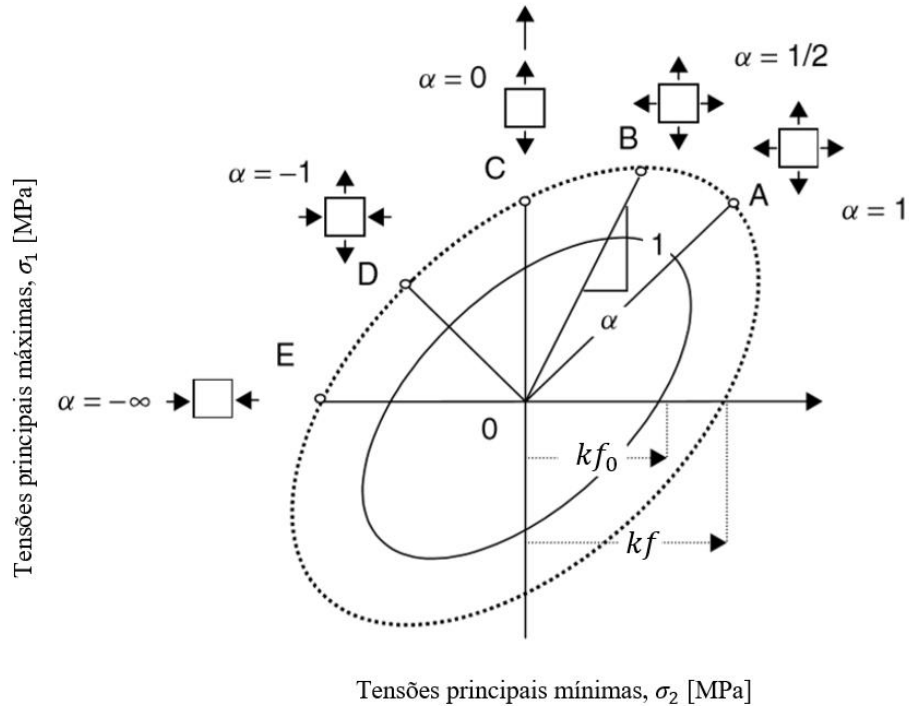


Figura 15 – Representação no diagrama das tensões principais dos diferentes estados de tensões desenvolvidos no processo de estampagem. Fonte: Marciniak, Duncan e Hu (2002).

Em relação aos materiais que apresentam um grau significativo de anisotropia, o Critério de Escoamento de Hill (1948) é considerado um dos critérios mais utilizados devido à sua simplicidade. Na sua modelagem matemática, engloba os graus de anisotropia nos três planos de simetria do material (x , y e z). Os eixos principais de anisotropia coincidem com as direções de laminação da chapa metálica. Hill (1948) recomenda que, quando a chapa metálica apresenta condições de deformação plástica próximas à isotropia, deve-se calcular a tensão equivalente (σ_{eq}) através de von Mises (1913) (RODRIGUES; MARTINS, 2005a; KARAJIBANI; FAZLI; HASHEMI, 2015).

Conforme ilustrado na figura 16, o critério de Hill (1948) será utilizado para o cálculo das tensões equivalentes sempre que o valor do coeficiente de anisotropia médio (r_m) se distanciar do valor de 1, pois, do contrário, deverá ser utilizado o critério de von Mises (1913) (BÖLLINGHAUS *et al.*, 2009; PANICH *et al.*, 2013).

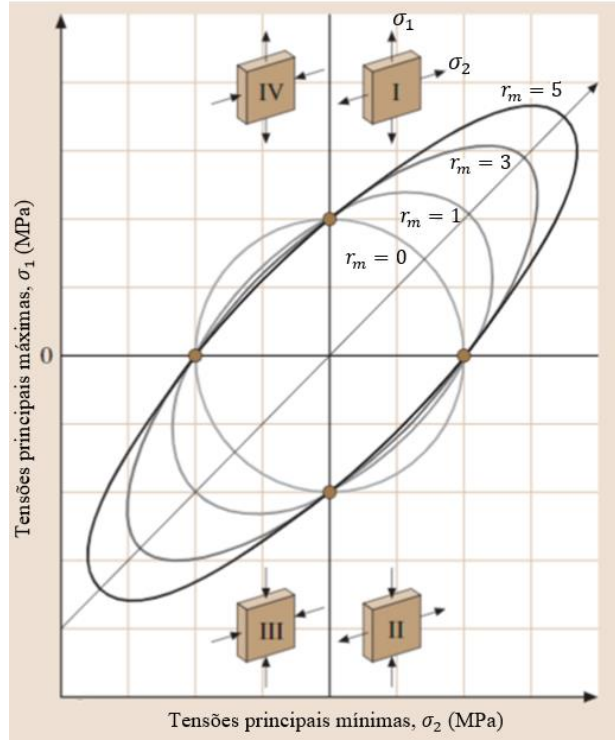


Figura 16 - Comportamento das tensões σ_1 e σ_2 em função da anisotropia do material. Fonte: Böllinghaus *et al.* (2009).

O Critério de Escoamento de Hill (1948), equação 21, corresponde a uma adaptação da modelagem matemática do Critério de von Mises (1913), acrescentando, em síntese, a contribuição dos parâmetros de anisotropia F , G e H (KARAJIBANI; FAZLI; HASHEMI, 2015).

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot \left[\frac{F \cdot (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + G \cdot (\sigma_3 - \sigma_1)^2 + H \cdot (\sigma_1 - \sigma_2)^2}{F + G + H} \right]^{1/2}} \quad (21)$$

Os parâmetros anisotrópicos F , G e H podem ser calculados com base nos coeficientes de anisotropia da chapa, através das equações 22, 23 e 24 (PANICH *et al.*, 2013).

$$F = \frac{r_{0^\circ}}{(1 + r_{0^\circ}) \cdot r_{90^\circ}} \quad (22)$$

$$G = \frac{1}{(1 + r_{0^\circ})} \quad (23)$$

$$H = \frac{r_{0^\circ}}{(1 + r_{0^\circ})} \quad (24)$$

Os processos de conformação de chapas são habitualmente analisados sob condições de tensão plana, desprezando-se, assim, a atuação de tensões perpendiculares às suas superfícies

($\sigma_3 = 0$). Admitindo que as tensões principais σ_1 e σ_2 coincidem com as direções de anisotropia, a tensão equivalente (σ_{eq}) de Hill (1948) passa a ser aferida pela equação 25 (RODRIGUES; MARTINS, 2005a).

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3 \cdot (1 + r_m)}{2 \cdot (2 + r_m)}} \cdot \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \frac{2 \cdot r_m}{1 + r_m} \cdot \sigma_1 \cdot \sigma_2} \quad (25)$$

Durante o estudo dos processos de embutimento, as deformações são os principais parâmetros avaliados, cujo conhecimento do seu comportamento e da sua intensidade permite identificar os modos de deformação e o limite máximo de deformações aceitáveis para cada posição da peça. Assumindo que o processo de estampagem de um copo é considerado axissimétrico (figura 17.a), avaliam-se, pontualmente, os níveis de deformação ao longo de uma linha, a qual parte do centro do fundo do copo em direção à borda do flange (figura 17.b). Verifica-se que as deformações não são iguais entre dois copos estampados de mesma geometria, podendo sofrer alteração em razão da diferença entre as propriedades mecânicas dos materiais e dos parâmetros do processo de embutimento, conforme demonstrado na figura 17.c (ROCHA, 2006; GILAPA, 2011).

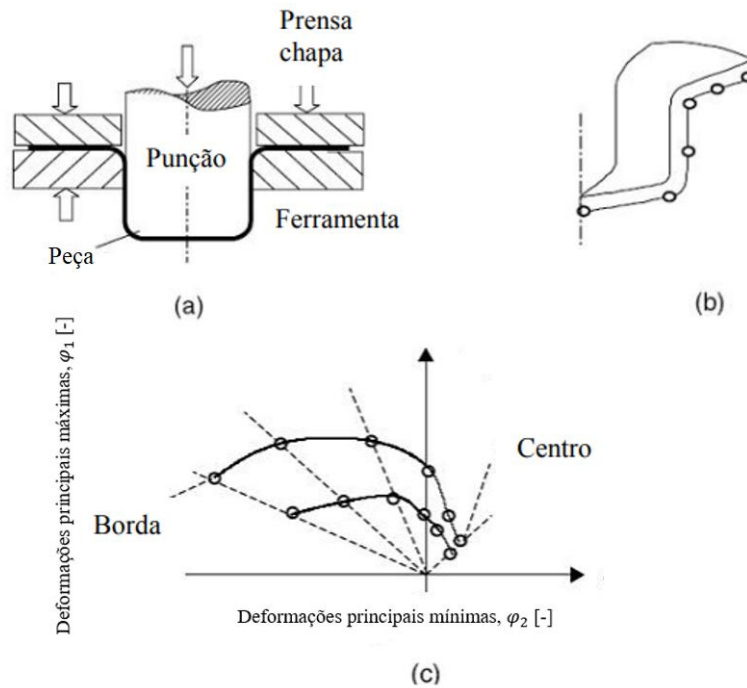


Figura 17 – Representação do processo de embutimento de um copo (a), das deformações em diferentes posições da peça (b) e das principais trajetórias de deformação para estampagem de dois copos (c). Fonte: Gilapa (2011).

As deformações principais são aferidas a partir da técnica de visioelasticidade, a qual consiste em gravar uma grade de círculos sobre a superfície de uma chapa metálica antes da sua deformação plástica. Posteriormente, esses círculos tornam-se elipses (figura 18) e, através da variação do seu diâmetro inicial (d_0), é possível determinar as deformações principais máxima (φ_1), mínima (φ_2) e perpendicular à superfície (φ_3) em cada região da peça desejada (CAVALER, 2010).

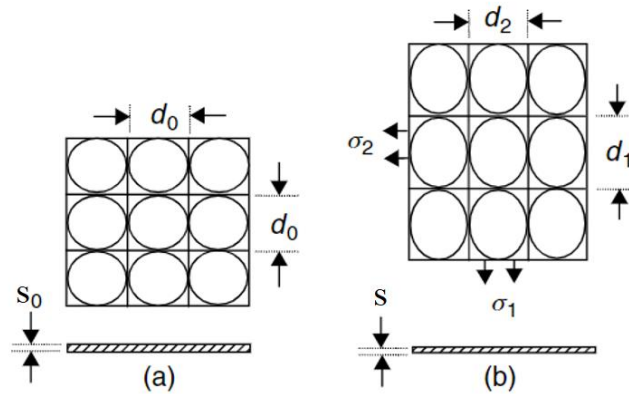


Figura 18 - Medição das deformações principais através da técnica de visioelasticidade. Fonte: Marciniak, Duncan e Hu (2002).

As deformações principais φ_1 , φ_2 e φ_3 são calculadas pelas equações 26, 27 e 28 (BOZCHELOEI *et al.*, 2019).

$$\varphi_1 = \ln\left(\frac{d_1}{d_0}\right) \quad (26)$$

$$\varphi_2 = \ln\left(\frac{d_2}{d_0}\right) \quad (27)$$

$$\varphi_3 = \ln\left(\frac{s}{s_0}\right) \quad (28)$$

A deformação verdadeira perpendicular à superfície (φ_3), correspondente à deformação verdadeira da espessura φ_s , também pode ser calculada com base na Lei da Constância de Volume (equação 29), visto que, assim como nos demais processos de conformação, as operações de estampagem conservam o volume inicial do material (BANABIC *et al.*, 2000).

$$\varphi_3 = -(\varphi_1 + \varphi_2) \quad (29)$$

A figura 19 ilustra uma forma de representação gráfica da interação entre as deformações principais em determinadas posições de uma peça estampada (KLOCKE, 2013).

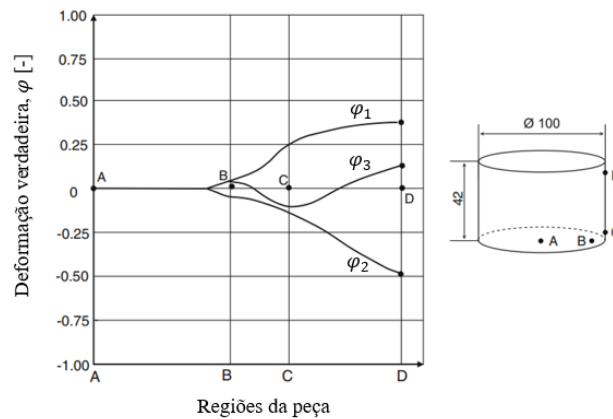


Figura 19 – Representação gráfica das deformações principais em cada posição do copo estampado. Fonte: Klocke (2013).

Segundo Marciniak, Duncan e Hu (2002), cada ponto no diagrama de deformação (figura 20) indica a magnitude final das deformações maior (φ_1) e menor (φ_2). Os caminhos lineares que ligam o ponto O aos pontos A, B, C, D e E correspondem aos diferentes modos de deformação que podem ocorrer durante os processos de estampagem. Todavia, todos os pontos destacados na elipse apresentam deformações equivalentes (φ_{eq}) iguais e, por conseguinte, as mesmas tensões equivalentes (σ_{eq}) ou tensão de escoamento (kf).

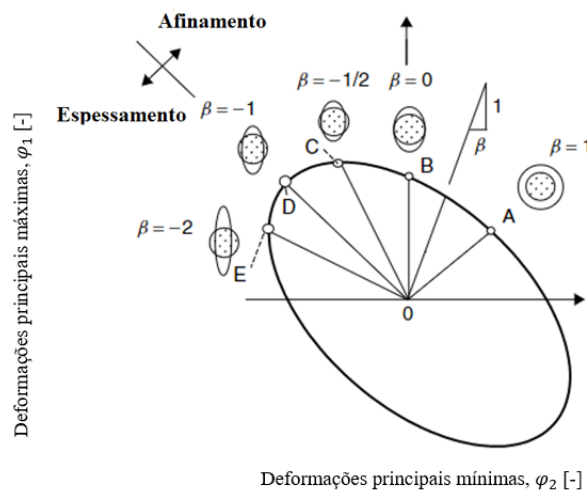


Figura 20 – Representação dos modos de deformação característicos do embutimento no diagrama das deformações principais. Fonte: Marciniak, Duncan e Hu (2002).

A deformação equivalente (φ_{eq}) também pode ser estimada através dos Critérios de Escoamento de von Mises (1913) e de Hill (1948), conforme as equações 30 e 31, respectivamente (MARCINIAK; DUNCAN; HU, 2002; PANICH *et al.*, 2013; KARAJIBANI; FAZLI; HASHEMI, 2015).

$$\varphi_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot (\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2)} \quad (30)$$

$$\varphi_{eq} = \frac{1 + r_m}{\sqrt{1 + 2 \cdot r_m}} \cdot \left[\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \frac{2 \cdot r_m}{1 + r_m} \cdot \varphi_1 \cdot \varphi_2 \right]^{1/2} \quad (31)$$

Assumindo que a tensão equivalente (σ_{eq}) se refere à tensão de escoamento do material (kf) durante um determinado processo de conformação, emprega-se o valor da deformação equivalente (φ_{eq}), equação 30 ou 31, na equação de Ludwik-Hollomon para mensurar a tensão de escoamento ou equivalente, de acordo com a equação 32 (KLOCKE, 2013).

$$\sigma_{eq} = kf = C \cdot \varphi_{eq}^n \quad (32)$$

2.5. MODOS DE DEFORMAÇÃO NOS PROCESSOS DE ESTAMPAGEM

O digrama de deformação identifica os possíveis modos de deformação plástica durante os processos de conformação de chapas: estiramento biaxial; deformação plana; tração uniaxial; embutimento ou cisalhamento puro; e compressão uniaxial (KARIMA; CHANDRASEKARAN; TSE, 1989; MARCINIAK; DUNCAN; HU, 2002; ARAB; JAVADIMANESH, 2013).

O modo de deformação por estiramento biaxial ($\alpha = \beta = 1$), representado pelo caminho OA (figura 21), é caracterizado pelo fato de que as tensões principais máximas (σ_1) e mínimas (σ_2) são iguais, ambas desenvolvendo-se sob caráter trativo, fazendo com que os círculos impressos na superfície da chapa se deformem por expansão. Essa configuração normalmente ocorre na parcela do chapa que se deforma na região lindeira à cabeça do punção (figura 21), estando atrelada ao afinamento da chapa metálica. A magnitude da deformação é sensível à força resistiva ao deslizamento da chapa para o interior da matriz (devido à atuação do prensa-chapa), bem como pelo raio da cabeça do punção e pelo raio de entrada da matriz (KARIMA; CHANDRASEKARAN; TSE, 1989; ROCHA, 2006; ARAB; JAVADIMANESH, 2013).

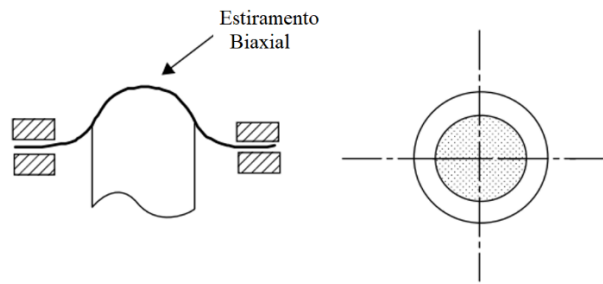


Figura 21 – Modo de deformação por estiramento biaxial. Fonte: Marciniak, Duncan e Hu (2002).

As tensões e deformações principais são calculadas através das equações 33, 34 e 35 (MARCINIAK; DUNCAN, 2002; ROCHA, 2006; GILAPA, 2011).

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_{eq} \quad (33)$$

$$\varphi_3 = -2 \cdot \varphi_1 \quad (34)$$

$$\varphi_{eq} = 2 \cdot \varphi_1 \quad (35)$$

O estágio de deformação plana ($\alpha = 1/2$, $\beta = 0$), caminho OB (figura 21), ocorre geralmente nas paredes da peça durante a estampagem (figura 22), caracterizando-se pelo desenvolvimento de tensões trativas na direção radial e nulas na direção circunferencial. Os círculos impressos na superfície do material se tornam elipses após o processo de conformação, mantendo-se inalterada a sua largura (direção circunferencial). Essas tensões trativas são oriundas da restrição oferecida ao deslizamento do material para o interior do molde, em razão da atuação do atrito e/ou da força do prensa-chapa. Na Curva CLC, é possível observar que, dentre todos, o modo de deformação plana confere ao material o menor limite de estampabilidade (KARIMA; CHANDRASEKARAN; TSE, 1989; ROCHA, 2006; GILAPA, 2011; ARAB; JAVADIMANESH, 2013).

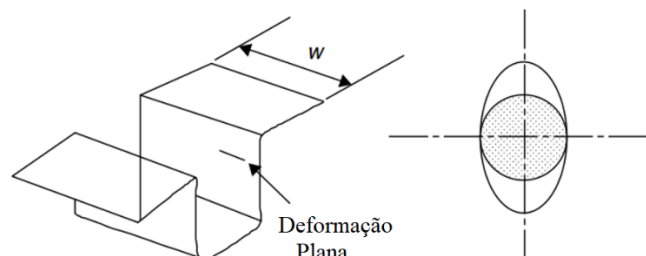


Figura 22 – Modo de deformação plana. Fonte: Marciniak, Duncan e Hu (2002).

Estimam-se as tensões principais máximas através da equação 36. As deformações principais, por outro lado, podem ser calculadas facilmente com base na Lei da Constância de Volume (equação 29), assumindo que $\varphi_2 = 0$ (MARCINIAK; DUNCAN; HU, 2002).

$$\sigma_1 = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_{eq} \quad (36)$$

O modo de deformação por Tração Uniaxial ($\alpha = 0, \beta = -1/2$), caminho OC (figura 23), corresponde à zona de transição entre o modo de deformação plana e de embutimento. Encontrado normalmente em corpos-de-prova submetidos a ensaios de tração, esse modo de deformação caracteriza-se pela atuação de tensões trativas na direção longitudinal, enquanto que, nas demais direções, não é perceptível o desenvolvimento de outras tensões ($\sigma_2 = \sigma_3 = 0$). Ocorre, portanto, a alongação do comprimento do material, acompanhada da redução da sua área transversal. Ademais, pode ocorrer durante a expansão de furos em chapas metálicas, sempre que uma borda livre é esticada (figura 23) (KARIMA; CHANDRASEKARAN; TSE, 1989; ROCHA, 2006; GILAPA, 2011; ARAB; JAVADIMANESH, 2013).

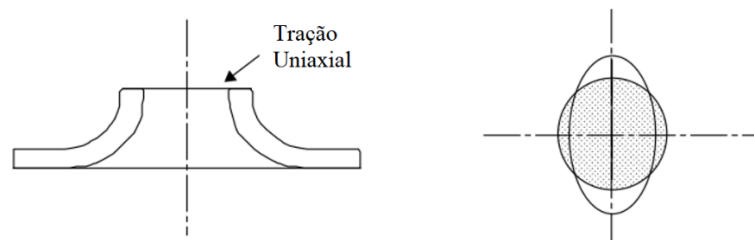


Figura 23 – Modo de deformação por tração uniaxial. Fonte: Marciniak, Duncan e Hu (2002).

A tensão principal máxima (σ_1), equação 37, corresponderá à tensão equivalente (σ_{eq}) ou à tensão de escoamento (kf), considerando o grau de deformação plástica proporcionado (MARCINIAK; DUNCAN; HU, 2002; ROCHA, 2006; GILAPA, 2011).

$$\sigma_1 = \sigma_{eq} = kf \quad (37)$$

O Embutimento ou Cisalhamento Puro ($\alpha = -1, \beta = -1$), caminho OD (figura 20), é considerado o modo de deformação plástica ideal, caracterizado por tensões trativas que agem na direção radial e por tensões compressivas na direção circunferencial (figura 24). Localiza-se, comumente, na região do flange (região do prensa-chapa), em que as tensões trativas são compensadas pela atuação das tensões compressivas, assegurando que a espessura do material se mantenha constante durante o seu deslizamento para o interior da matriz. Visto que não há

deformações ao longo da espessura ($\varphi_3 = 0$) e que as tensões principais são baixas (representam cerca 58% da tensão de escoamento), não há quaisquer possibilidades de rompimento nessa zona (MARCINIAK; DUNCAN; HU, 2002; ROCHA, 2006).

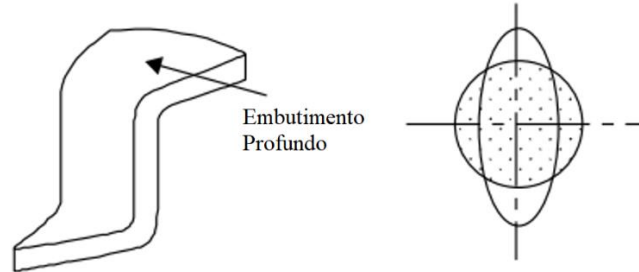


Figura 24 – Modo de deformação de embutimento profundo ou cisalhamento puro. Fonte: Marciniak, Duncan e Hu (2002).

Aferem-se as tensões e deformações principais por intermédio das equações 38, 39, 40 e 41 (MARCINIAK; DUNCAN; HU, 2002; ROCHA, 2006; GILAPA, 2011).

$$\varphi_2 = -\varphi_1 \quad (38)$$

$$\varphi_{eq} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \varphi_1 \quad (39)$$

$$\sigma_1 = 0,58 \cdot \sigma_{eq} \quad (40)$$

$$\sigma_2 = -0,58 \cdot \sigma_{eq} \quad (41)$$

A configuração de deformação por Compressão Uniaxial ($\alpha = -\infty$, $\beta = -2$), caminho OE (figura 20), ocorre na zona da borda externa do flange, com tensões compressivas na direção circunferencial (σ_2) que se sobrepõem às tensões trativas na direção radial (σ_1). Como resultado, a espessura do material tende a aumentar pontualmente na extremidade do flange (figura 25), reduzindo significativamente o contato do prensa-chapa com a área restante do flange. Podem surgir, inclusive, rugas nessa região do flange, decorrentes da intensidade dessas tensões compressivas circunferenciais. Assume-se que, para essa condição severa de deformação, as tensões principais máximas são inexistentes ($\sigma_1 = 0$), ao passo que as tensões principais mínimas assumem o valor da tensão de escoamento ($\sigma_2 = -\sigma_{eq} = -kf$) (KARIMA; CHANDRASEKARAN; TSE, 1989; ROCHA, 2006; GILAPA, 2011; ARAB; JAVADIMANESH, 2013).

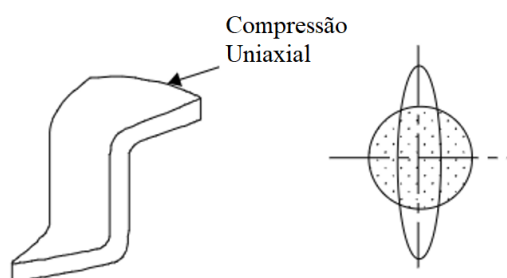


Figura 25 – Modo de deformação por compressão uniaxial. Fonte: Marciniak, Duncan e Hu (2002).

As tensões e deformações equivalentes são estimadas a partir das equações 42 e 43 (MARCINIAK; DUNCAN, HU, 2002; ROCHA, 2006; GILAPA, 2011).

$$\sigma_{eq} = kf = -\sigma_2 \quad (42)$$

$$\varphi_{eq} = -\varphi_2 \quad (43)$$

2.6 RELAÇÃO DE ESTAMPAGEM

A severidade das operações de embutimento é, geralmente, aferida pela relação de estampagem (m_R), cujo valor é um indicativo do limite de redução do diâmetro que uma chapa pode suportar sem romper. A relação de estampagem para o embutimento de uma cuba se assemelha à metodologia de cálculo de peças cilíndricas (equação 45), não devendo, porém, ultrapassar ao valor de 2 numa única operação. Caso a relação de estampagem seja superior a esse limite, deve-se recorrer à estampagem múltipla, onde cada uma das etapas deve ser projetada em concordância à relação de estampagem máxima permitida (RIVAS-MENCHI et al., 2014a).

$$m_R = \frac{D_b}{d_p} = \frac{D_{b,e}}{d_{p,e}} \quad (45)$$

Sabe-se que D_b e d_p correspondem aos diâmetros da geratriz e do punção circulares, respectivamente. Enquanto $D_{b,e}$ e $d_{p,e}$ se referem aos diâmetros equivalentes da geratriz e do punção quadrados ou retangulares, respectivamente. Esses diâmetros equivalem à diagonal das seções transversais do punção e da geratriz, podendo ser obtidos por Teorema de Pitágoras (figura 26) (RIVAS-MENCHI *et al.*, 2014b).

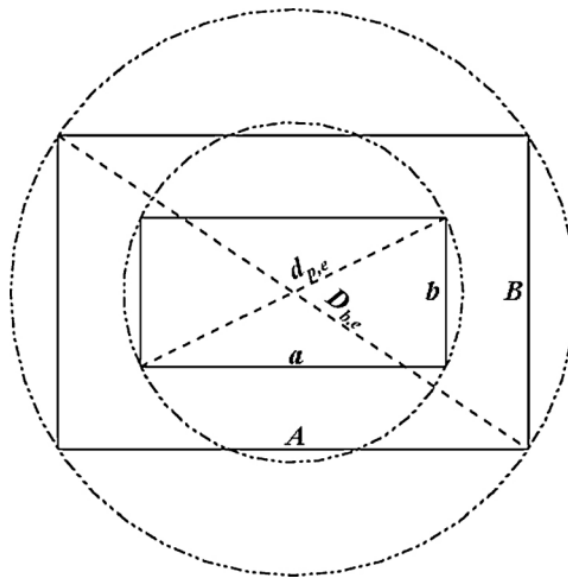


Figura 26 – Representação do diâmetro equivalente do punção e da geratriz para estampagem da cuba. Fonte: Rivas-Menchi *et al.* (2014a).

A maioria das peças não-axissimétricas podem ser estampadas numa única operação, desde que não sejam muito profundas. Embora o grau de estampabilidade seja controlado essencialmente pela estampagem dos cantos arredondados da cuba, não é recomendável calcular a relação de estampagem através de equações tradicionais que consideram, apenas, esse mecanismo de deformação. A experiência mostra que as relações de estampagem aplicadas aos cantos de uma cuba podem ser até 50% inferiores aos processos de embutimento de peças cilíndricas, sem que resultem em quaisquer defeitos. A explicação para redução da capacidade de embutimento dos cantos da cuba está relacionada à contribuição adicional das forças transmitidas pelos lados retos para a estampagem dos cantos. Assim sendo, a relação de estampagem (m_R) pode ser mensurada através do raio de canto da geratriz (r_1) e do raio do flange na fase intermediária ou final da estampagem (r_2), conforme equação 46 (RODRIGUES; MARTINS, 2005b).

$$m_R = \frac{r_2}{1,2 \cdot r_1} \quad (46)$$

Na tabela 1, são fornecidos os valores mínimos para relação de estampagem de peças não-axissimétricas, considerando os tipos de materiais mais usados pelas indústrias. Recomenda-se o emprego das operações de estampagem múltipla sempre que o valor calculado de m_R esteja aquém aos valores tabelados (RODRIGUES; MARTINS, 2005b).

Tabela 1 – Mínima relação de estampagem (m_R) admitida para estampagem de peças não-axissimétricas em função de cada material. Fonte: Rodrigues e Martins (2005b).

Material	Relação de estampagem (m_R)
Aço para estampagem	0,37
Aço para estampagem profunda	0,36
Aço para carroceria de automóvel	0,35
Aço inoxidável	0,40
Folha de flanders	0,33
Cobre	0,32
Latão	0,31
Zinco	0,38
Alumínio	0,33
Duralumínio	0,34
Níquel	0,34

2.7 DIMENSIONAMENTO DA GERATRIZ

O dimensionamento prévio e correto da geratriz permite que o produto final atinja o seu formato final desejado (*Near Net Shape*), sem a necessidade de realizar processos adicionais para calibração das suas dimensões. O volume calculado deve ser grande o bastante para fornecer metal suficiente para completar a peça, evitando-se, entretanto, desperdício com material em excesso. Para calcular as dimensões iniciais da geratriz, considera-se que o seu volume é igual ao volume do produto final e que, para facilitar o cálculo, o fenômeno de afinamento da parede da peça durante a estampagem é desprezível (GROOVER, 2010).

Na literatura, é comum encontrar equações para o cálculo da geratriz para fabricação de peças cilíndricas, mesmo que sejam consideravelmente complexas, desde que sejam axissimétricas. Entretanto, Tschachtsch (2006) propõe que, para o cálculo das dimensões da geratriz para estampagem de uma cuba, é necessário fazer a planificação do fundo da peça, desconsiderando o seu respectivo raio de fundo (r_b), o que resulta num retângulo $A.B$ (figura 27). Posteriormente, deslocam-se as arestas A e B a uma distância de l_a e l_b , respectivamente, formando uma espécie de cruz. Nos seus quadrantes, são grafados arcos de raio R_1 .

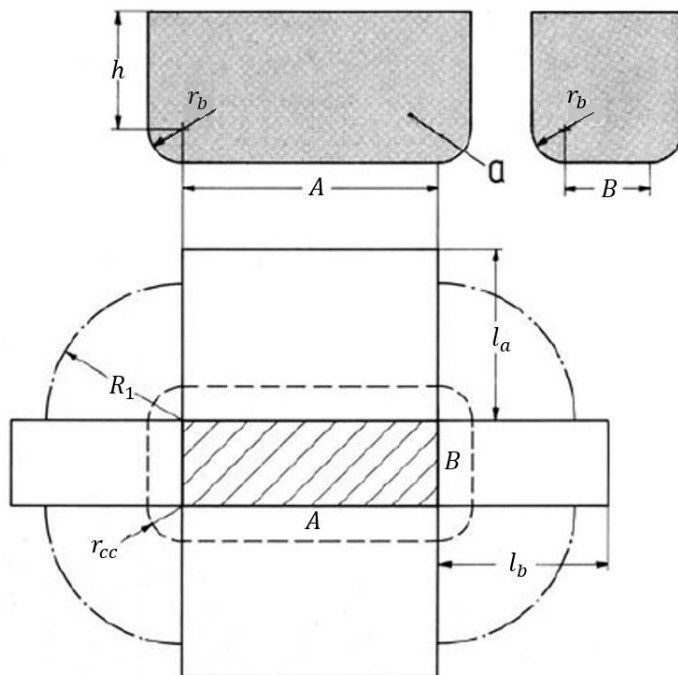


Figura 27 – Planificação da cuba para dimensionamento da geratriz. Fonte: Tschachtsch (2006).

Desse modo, são grafados arcos de raios R_a e R_b , localizados a uma distância de $B/4$ e $A/4$, respectivamente, das extremidades opostas do retângulo $A.B$ (figura 28), com o intuito de arredondar a conexão entre o raio R_1 e as extremidades dos retângulos formados por l_a e l_b . O formato final da geratriz tende a se aproximar de um disco, mas com uma diagonal mais estendida, a qual se refere ao seu diâmetro equivalente ($D_{b,e}$). Também é viável juntar as extremidades dos retângulos formados por l_a e l_b com o raio R_1 através de linhas retas, mas o perfil final da geratriz torna-se mais grosseiro, o que poderá fazer com que sobre ou falte material num determinado ponto da peça e, conseqüentemente, favorecendo a existência de pontos de concentração de tensões. A existência de pontos de concentração de tensões viabiliza o surgimento e propagação precoce de trincas na peça durante o embutimento. Para simplificar o desenho da geratriz, desenha-se a sua metade superior ou inferior, cujo perfil geométrico final é obtido pelo seu espelhamento (TSCHAETSCH, 2006).

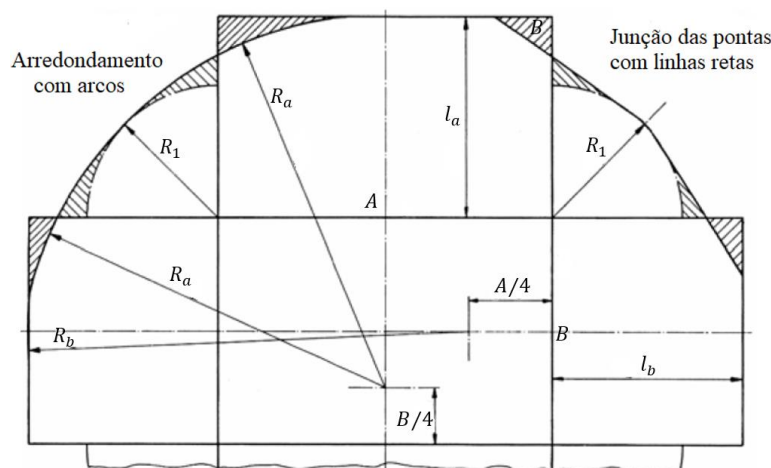


Figura 28 – Representação do desenho da metade superior da geratriz. Fonte Tschaetsch (2006).

A quantificação do raio corrigido de projeto (R_1), equação 47, leva em consideração o raio de projeto (R) e o seu respectivo fator de correção (x) (TSCHAETSCH, 2006).

$$R_1 = x \cdot R \quad (47)$$

Segundo Tschaetsch (2006), a aferição do fator de correção (x) leva em consideração o raio de projeto (R) e o raio da lateral da peça (r_{cc}), segundo a equação 48. Salienta-se que o raio de projeto (R) pode ser calculado sob duas hipóteses: quando raio da lateral da peça (r_{cc}) é igual ao raio do fundo da peça (r_b), conforme equação 49; ou quando esses raios são distintos (equação 50).

$$x = 0,074 \cdot \left(\frac{R}{2 \cdot r_{cc}} \right)^2 + 0,982 \quad (48)$$

$$R = 1,42 \cdot \sqrt{r_{cc} \cdot h + r_{cc}^2} \quad (49)$$

$$R = \sqrt{1,012 \cdot r_{cc}^2 + 2 \cdot r_{cc} \cdot (h + 0,506 \cdot r_b)} \quad (50)$$

Nesse aspecto, a estimativa dos comprimentos l_a e l_b também depende da relação entre o raio da lateral (r_{cc}) e do fundo da peça (r_b), de forma que, se esses forem iguais, afere-se as dimensões l_a e l_b pelas equações 51 e 52, respectivamente. Porém, se esses raios forem distintos, l_a e l_b são descritos em função das equações 53 e 54, respectivamente. Percebe-se que essas formulações dependem, além desses raios e das arestas A e B do retângulo utilizado como base para desenho da geratriz, do raio de projeto (R) e do seu respectivo fator de correção (x), bem como da altura interna da peça sem o raio de fundo (h), de acordo com Tschaetsch (2006).

$$l_a = 1,57 \cdot r_{cc} + h - 0,785 \cdot (x^2 - 1) \cdot \frac{R^2}{A} \quad (51)$$

$$l_b = 1,57 \cdot r_{cc} + h - 0,785 \cdot (x^2 - 1) \cdot \frac{R^2}{B} \quad (52)$$

$$l_a = 0,57 \cdot r_b + h + r_{cc} - 0,785 \cdot (x^2 - 1) \cdot \frac{R^2}{A} \quad (53)$$

$$l_b = 0,57 \cdot r_b + h + r_{cc} - 0,785 \cdot (x^2 - 1) \cdot \frac{R^2}{B} \quad (54)$$

2.8 DETERMINAÇÃO ANALÍTICA DA FORÇA MÁXIMA

Um dos parâmetros mais importantes do processo é a força máxima, a qual corresponde ao valor máximo de carga a ser aplicado pelo punção para realizar uma operação particular de repuxo. Em síntese, a força para executar um determinado processo de estampagem corresponde ao somatório de todos os esforços constantes do processo, mais especificamente: força relativa à deformação uniforme; força de atrito; e a força correspondente à uniformização da espessura; esforços esses demonstrados na figura 29. A força para promover a deformação ideal aumenta com o curso do punção, dado que acresce o nível de deformação plástica e, por conseguinte, o nível de encruamento do material. A força global de atrito, por outro lado, é dada em função do atrito estabelecido entre a geratriz e o prensa-chapa, bem como entre a geratriz e a matriz na região da dobra, partindo de um pico de carga (mudança do atrito estático para dinâmico) para um processo de redução contínua, motivado pela redução da área da geratriz sob o prensa-chapas. Por fim, a uniformização da espessura da parede da peça estampada ocorre ao final do processo, mais precisamente, quando a área da geratriz encontra-se, por completo, no interior da cavidade da matriz (DIETER, 1981; FOLLE, 2012).

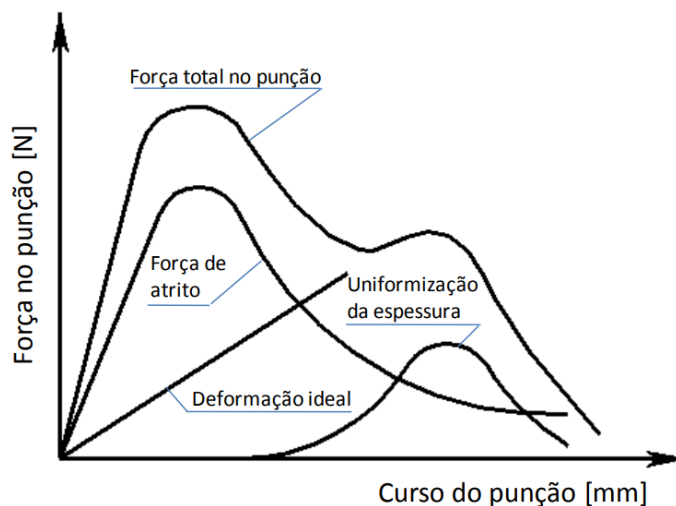


Figura 29 - Comportamento da força durante os processos de estampagem. Fonte: Folle (2012).

Para previsão da força máxima durante o embutimento de uma cuba, Rivas-Menchi *et al.* (2018) e Rodrigues e Martins (2005b) propõem metodologias de cálculo analítico distintas. A figura 30 estabelece algumas das variáveis necessárias à elaboração do cálculo de força máxima através dessas formulações, a saber: a espessura da geratriz (s_0), a folga entre o punção e a abertura da matriz (c), o raio de entrada da matriz (r_d), o raio da lateral da matriz (r_{dc}), o raio da cabeça do punção (r_{pb}), o raio da lateral do punção (r_{pc}) e o diâmetro equivalente da geratriz ($D_{p,e}$), bem como as arestas a e b do punção.

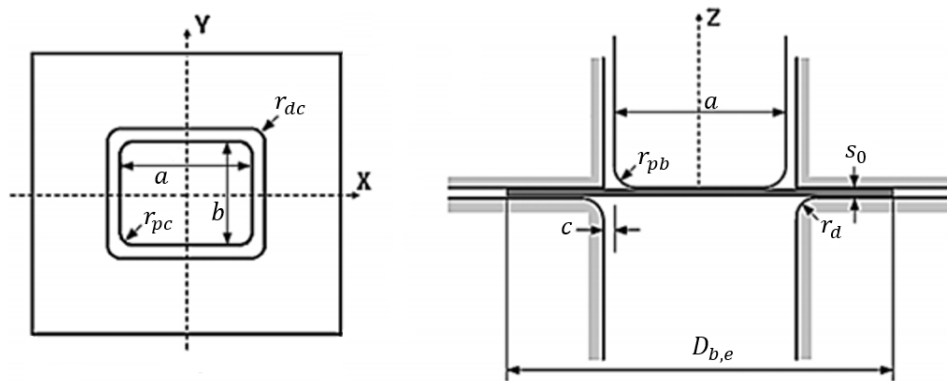


Figura 30 - Propriedades geométricas do ferramental. Fonte: Rivas-Menchi *et al.* (2018).

Conforme Rivas-Menchi *et al.* (2018), a força máxima pode ser aferida através de alguns ajustes das variáveis relativas às equações de força máxima para estampagem de peças axissimétricas: Siebel (1955), Siebel-Beisswanger (1955), Lange (1985) e Tschachtsch (2006). Justifica-se a viabilidade de emprego dessas equações, uma vez que os parâmetros geométricos e do processo de estampagem de uma cuba se assemelham aos parâmetros para estampagem de um copo.

A equação de Siebel (1955) prevê que a força máxima ($F_{p,max}$) é obtida quando se atinge cerca de 30% do deslocamento total do punção, além de compreender a atuação de cinco esforços concomitantes: força para realizar a deformação plástica ideal da chapa; força para dobrar a chapa sobre o raio de entrada da matriz; força para desdobrar ou endireitar a chapa após a passagem pelo raio da matriz; força de atrito na região do prensa-chapa; e a força de atrito no raio de entrada da matriz. A equação 55 descreve, sinteticamente, a contribuição dessas cargas para a força de estampagem segundo Siebel (1955) (RIVAS-MENCHI *et al.*, 2018).

$$F_{p,max} = P_m \cdot s_0 \cdot \left[e^{\mu \frac{\pi}{2}} \cdot \left(1,1 \cdot k f_{1,1} \cdot \ln \frac{0,77 \cdot D_{b,e}}{d_{p,e} + s_0} + \frac{2 \cdot \mu \cdot F_{bh}}{0,77 \cdot P_B \cdot s_0} \right) + k f_{2,1} \cdot \frac{s_0}{2 \cdot r_d} \right] \quad (55)$$

O cálculo é baseado no perímetro médio da peça final (P_m), na espessura da chapa (s_0), no coeficiente de atrito (μ), na tensão de escoamento na região do diâmetro externo do flange ($kf_{1,1}$) e na região de entrada e saída do raio da matriz ($kf_{2,1}$), no diâmetro equivalente do punção ($d_{p,e}$) e da geratriz ($D_{b,e}$), na força do prensa-chapa (F_{bh}), no perímetro da geratriz (P_B) e no raio de entrada da matriz (r_d) (RIVAS-MENCHI *et al.*, 2014a).

Os valores de tensão de escoamento na região do diâmetro externo do flange ($kf_{1,1}$) e na região de entrada e saída do raio da matriz ($kf_{2,1}$) são obtidos pelas equações 56 e 57. Para tanto, correlaciona-se o coeficiente de resistência (C) e o índice de encruamento do material (n), bem como as deformações verdadeiras nas regiões do diâmetro externo do flange ($\varphi_{1,1}$), do raio de entrada da matriz ($\varphi_{2,1}$) e da parede da peça ($\varphi_{3,1}$) (RIVAS-MENCHI *et al.*, 2014b).

$$kf_{1,1} = \frac{C \cdot (\varphi_{1,1}^n + \varphi_{2,1}^n)}{2} \quad (56)$$

$$kf_{2,1} = \frac{C \cdot (\varphi_{2,1}^n + \varphi_{3,1}^n)}{2} \quad (57)$$

As deformações verdadeiras $\varphi_{1,1}$, $\varphi_{2,1}$ e $\varphi_{3,1}$ (equações 58, 59 e 60, respectivamente) levam em consideração o diâmetro equivalente da geratriz ($D_{b,e}$), o diâmetro equivalente do flange no instante da força máxima (D_e), o diâmetro equivalente do punção ($d_{p,e}$), o raio de entrada da matriz (r_d) e a espessura do material (s_0) (RIVAS-MENCHI *et al.*, 2018).

$$\varphi_{1,1} = \ln \frac{D_{b,e}}{D_e} \quad (58)$$

$$\varphi_{2,1} = \ln \frac{\sqrt{D_{b,e}^2 - D_e^2 + (d_{p,e} + 2 \cdot s_0 + 2 \cdot r_d)^2}}{d_{p,e} + 2 \cdot s_0 + 2 \cdot r_d} \quad (59)$$

$$\varphi_{3,1} = \ln \left(1 + \frac{s_0}{2 \cdot r_d + s_0} \right) + \varphi_{2,1} \quad (60)$$

No instante da força máxima, o diâmetro equivalente do flange (D_e) corresponde a, aproximadamente, 77% do diâmetro equivalente da geratriz ($D_{b,e}$), conforme demonstrado na equação 61 (RIVAS-MENCHI *et al.*, 2014b).

$$D_e = 0,77 \cdot D_{b,e} \quad (61)$$

A fórmula do perímetro médio da peça final (P_m), equação 62, engloba o raio da lateral do punção (r_{pc}) e as suas arestas a e b , além da espessura da chapa (s_0) (RIVAS-MENCHI *et al.*, 2014a).

$$P_m = (2a + 2b - 8.r_{pc} + 2.\pi.r_{pc} + \pi.s_0) \quad (62)$$

A força aplicada pelo prensa-chapa (F_{bh}) pode ser determinada pela equação 63, envolvendo, assim, diâmetro equivalente da geratriz ($D_{p,e}$) e do punção ($d_{p,e}$), folga entre matriz e punção (c), raio de entrada da matriz (r_d) e pressão total aplicada pelo prensa-chapa (p_{bh}) (RIVAS-MENCHI *et al.*, 2014b).

$$F_{bh} = \frac{\pi}{4} \cdot [D_{p,e}^2 - (d_{p,e} + 2.c + 2.r_d)^2] \cdot p_{bh} \quad (63)$$

A formulação de Siebel- Beisswanger (1955) adota algumas das variáveis da equação de Siebel (1955) descritas anteriormente, exceto pelo coeficiente de eficiência de estampagem devido à atuação do atrito (Ω_μ), conforme equação 64. Assume-se que, para estampagem de peças não-axissimétricas, o seu valor é de 0,75 (RIVAS-MENCHI *et al.*, 2018).

$$F_{p,max} = P_m \cdot s_0 \cdot \left[1,1 \cdot \frac{kf_{1,1}}{\Omega_\mu} \cdot \left(\ln \frac{D_{b,e}}{d_{p,e}} - 0,25 \right) \right] \quad (64)$$

Para a estimativa da força máxima possui, Lange (1985) também emprega algumas das variáveis das fórmulas de Siebel (1955) e Siebel-Beisswanger (1955), além de incluir a contribuição da tensão de escoamento média (kf_m), conforme equação 65. Afere-se kf_m através da equação 66. Assim como adotado por Siebel-Beisswanger (1955), o coeficiente de eficiência da estampagem devido à atuação do atrito (Ω_μ) equivale a 0,75 (RIVAS-MENCHI *et al.*, 2018).

$$F_{p,max} = \frac{1}{\Omega_\mu} \cdot P_m \cdot s_0 \cdot kf_m \cdot \ln \frac{D_{b,e}}{d_{p,e}} \quad (65)$$

$$kf_m = \frac{kf_{1,1} + kf_{2,1}}{2} \quad (66)$$

De acordo com Tschachtsch (2006), a força máxima de estampagem (equação 67) é dimensionada com base no raio da cabeça (r_{pb}), da lateral (r_{pc}), do diâmetro equivalente ($d_{p,e}$)

e das arestas a e b do punção, além do limite de resistência (R_m) e do diâmetro equivalente da geratriz ($D_{b,e}$) (RIVAS-MENCHI *et al.*, 2018).

$$F_{p,max} = s_0 \cdot R_m \cdot \left(\frac{D_{b,e}}{d_{p,e}} - 0,9 \right) \cdot \left(2 \cdot \pi \cdot r_{pc} + \frac{4 + (a + b - 4 \cdot r_{pb})}{2} \right) \quad (67)$$

Não obstante, Rodrigues e Martins (2005b) corroboram que, para o cálculo analítico da força máxima ($F_{p,max}$), devem ser considerados os esforços que atuam concomitantemente durante o embutimento da cuba, em virtude da estampagem cilíndrica dos seus cantos arredondados (F_{p_c}) das suas quatro abas retas (F_{p_l}), conforme descrito na equação 68.

$$F_{p,max} = F_{p_c} + F_{p_l} \quad (68)$$

A estampagem do copo imaginário, obtido pela soma dos raios dos cantos arredondados, engloba a influência do atrito promovido entre as interfaces do material e das ferramentas na região do prensa-chapa e do raio de entrada da matriz, bem do processo de dobramento e de desdobramento da chapa metálica enquanto se desliza sob o raio de entrada da matriz, assim como também é previsto na equação de Siebel (1955). Para o cálculo da força de estampagem nos cantos arredondados (equação 69), são necessários os dados da força do prensa-chapa aplicada nos cantos (F_{bh_c}), do raio de entrada da matriz (r_d), da espessura do material (s_0), do raio inicial do canto da geratriz (r_1), do raio da lateral da cuba (r_{cc}), da tensão de escoamento no instante da força máxima ($kf_{1,2}$) e da tensão de escoamento média (kf_m), bem como do coeficiente de atrito desenvolvido entre a interface de contato entre as ferramentas e a chapa (μ), considerado constante ao longo da estampagem (RODRIGUES; MARTINS, 2005b).

$$F_{p_c} = 2 \cdot \pi \cdot r_{cc} \cdot s_0 \cdot \left[e^{\frac{\mu \cdot \pi}{z}} \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot kf_m \cdot \ln \left(\frac{r_1}{r_{cc}} \right) + \frac{2 \cdot \mu \cdot F_{bh_c}}{2 \cdot \pi \cdot r_{cc} \cdot s_0} \right) + kf_{1,2} \cdot \left(\frac{s_0}{2 \cdot r_d} \right) \right] \quad (69)$$

Destaca-se que a tensão de escoamento média (kf_m) pode ser obtida pela equação 70, necessitando-se, porém, calcular a tensão de escoamento no momento em que a força é máxima ($kf_{1,2}$) e a tensão de escoamento no final do processo de estampagem ($kf_{2,2}$) através da equação da curva de escoamento de Ludwik-Hollomon (equações 71 e 72, respetivamente) (RODRIGUES; MARTINS, 2005b).

$$kf_m = \frac{kf_{1,2} + kf_{2,2}}{2} \quad (70)$$

$$kf_{1,2} = C \cdot \varphi_{1,2}^n \quad (71)$$

$$kf_{2,2} = C \cdot \varphi_{2,2}^n \quad (72)$$

A estimativa das deformações verdadeiras $\varphi_{1,2}$ e $\varphi_{2,2}$ se baseia no pressuposto de que a força de estampagem é máxima assim que o punção atinge cerca de 20% do seu deslocamento total, sendo, assim, estimadas por intermédio das formulações 73 e 74 (RODRIGUES; MARTINS, 2005b).

$$\varphi_{1,2} = \ln \sqrt{0,2 \cdot \left(\frac{r_1}{r_{cc}}\right)^2 + 0,8} \quad (73)$$

$$\varphi_{2,2} = \ln \left[\frac{\left(\frac{r_1}{r_{cc}}\right)}{\sqrt{0,8 \cdot \left(\frac{r_1}{r_{cc}}\right)^2 + 0,2}} \right] \quad (74)$$

A força do prensa-chapa aplicada nos cantos (F_{bh_c}) é descrita pela equação 75, a qual é dependente dos valores da pressão total aplicada pelo prensa-chapa (p_{bh}), do raio de canto da geratriz (r_1), do raio de canto da cuba (r_{cc}), do raio de entrada da matriz (r_d) e da espessura da chapa (s_0) (RODRIGUES; MARTINS, 2005b).

$$F_{bh_c} = p_{bh} \cdot [\pi \cdot (r_1^2 - (r_{cc} + r_d + s_0)^2)] \quad (75)$$

Em contrapartida, a força máxima para dobrar as abas retas da peça (F_{p_l}), equação 76, necessita de informações relativas à força exercida pelo prensa-chapa nos lados retos (F_{bh_l}), ao raio de entrada da matriz (r_d), às arestas a e b e ao raio da lateral do punção (r_{pc}), à espessura da chapa (s_0), ao limite de resistência do material (R_m), ao fator de correção para os processos de dobra (Q_l) e ao coeficiente de atrito (μ), também considerado constante ao longo do processo (RODRIGUES; MARTINS, 2005b).

$$F_{p_l} = 2 \cdot F_{bh_l} \cdot \mu \cdot (1 + 1,6 \cdot \mu) + \left\{ \frac{0,5 \cdot [2 \cdot (a - 2 \cdot r_{pc}) + 2 \cdot (b - 2 \cdot r_{pc})] \cdot s_0}{\frac{2 \cdot r_d}{s_0} + 1} \right\} \cdot Q_l \cdot R_m \cdot (2 + 1,6 \cdot \mu) \quad (76)$$

A força aplicada pelo prensa-chapa nas abas retas da cuba (F_{bh_l}) é estimada através da equação 77, em função da pressão total aplicada pelo prensa-chapa (p_{bh}), do raio lateral da cuba (r_{cc}), do raio de entrada da matriz (r_d), da espessura da chapa (s_0), bem como dos lados a e b e das dimensões l_a e l_b da planificação da geratriz (RODRIGUES; MARTINS, 2005b).

$$F_{bh_l} = p_{bh} \cdot [2 \cdot (a - 2 \cdot r_{cc}) + 2 \cdot (b - 2 \cdot r_{cc})] \cdot \left(\frac{l_a + l_b}{2} - r_{cc} - r_d - s_0 \right) \quad (77)$$

A equação 78 discrimina o cálculo analítico do coeficiente de correção para o dobramento dos lados da cuba (Q_l) (RODRIGUES; MARTINS, 2005b).

$$Q_l = 1,64 + 0,18 \cdot \log \left(\frac{s_0}{r_d} \right) \quad (78)$$

2.9. PRINCIPAIS DEFEITOS DOS PRODUTOS ESTAMPADOS

O processo de estampagem é mais complexo do que os demais processos de conformação de chapas (dobramento e corte) e, assim, seus produtos finais estão sujeitos à ocorrência de defeitos que inutilizam, normalmente, a comercialização dos produtos estampados. O desenvolvimento desses defeitos está atrelado às propriedades mecânicas do material, ao design das ferramentas e aos parâmetros do processo empregado (lubrificação, velocidade da prensa, força do prensa-chapa, folga, etc). Os defeitos mais comuns são orelhamento, enrugamento e rupturas em alguns pontos da peça, conforme demonstrado na figura 31 (WIFI; MOSALLAM, 2007; GROOVER, 2010).

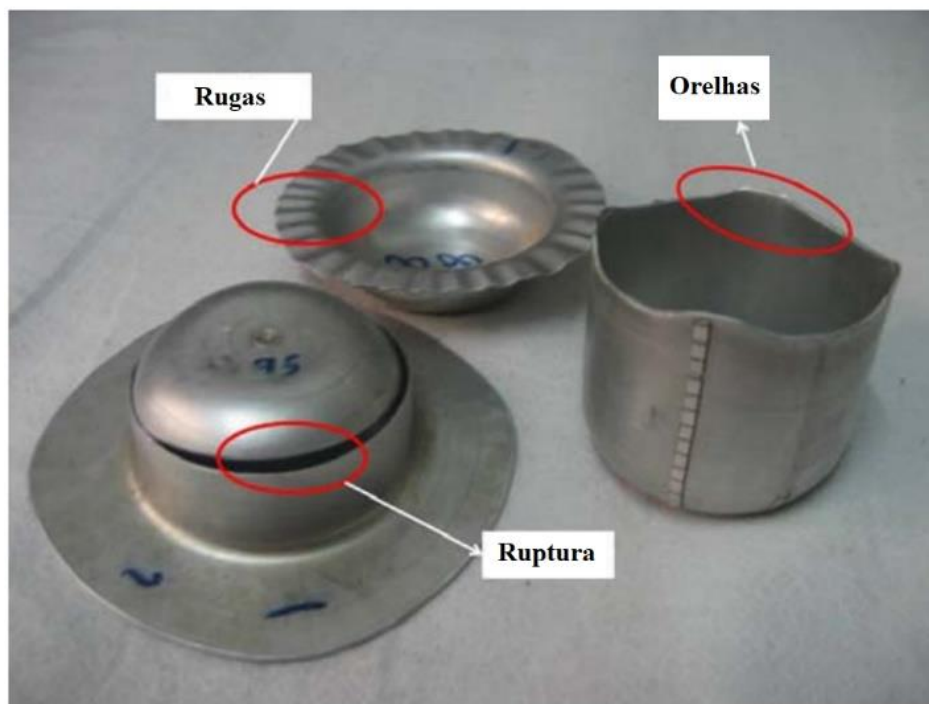


Figura 31 - Principais tipos de defeitos em peças estampadas. Fonte: Wifi e Mosallam (2007).

O enrugamento consiste numa série de estrias que se formam radialmente no flange ou nas bordas da peça, devido à flambagem da chapa resultante das altas tensões de compressão aplicadas circunferencialmente. A carga aplicada pelo prensa-chapa mitiga a formação de rugas nessa zona, ao passo que, se essa carga promover uma tensão inferior à tensão circunferencial compressiva decorrente da estampagem, surgirão as rugas. Não obstante, deve-se atentar ao tamanho da geratriz, visto que, para geratrizes com diâmetros, são exigidos esforços mais elevados para a sua deformação e, conseqüentemente, aumentam as tensões compressivas na região do flange, excedendo o valor de tensão crítica de flambagem. Dependendo da continuidade do embutimento, o flange enrugado se desloca para o interior da matriz e, como resultado, formam-se uma espécie de “sulcos” na parede da peça. Caso a força do prensa-chapa seja muito alta, as forças de atrito desenvolvida entre as superfícies de contato aumentarão expressivamente, podendo originar rupturas em alguns pontos da peça (GROOVER, 2010; BÖLLINGHAUS et al., 2009; LIN; YANG, 2017).

O defeito mais comum nas operações de estampagem profunda é a ruptura da base da peça do restante do seu corpo, motivado pelo afinamento abrupto próximo ao raio do punção, decorrente das altas tensões desenvolvidas na parede vertical. Este defeito pode ser minimizado reduzindo-se a carga necessária para deformar o material, ou a carga do prensa-chapa, além de aumentar a folga entre o punção e a matriz. O afinamento pode ser reduzido aumentando-se o raio da cabeça do punção. No entanto, rachaduras radiais no flange ou na borda do peça são mais difíceis de ocorrer, mas são podem surgir em operações de estampagem realizadas em mais de um estágio e que o material não tenha sido recozido. Ocorre este tipo de falha quando o metal não possui ductilidade adequada para suportar o encolhimento circunferencial necessário nessa região (CHU; XU, 2000; JOSHI; KOTHARI; JHALA, 2013).

A orelha é a formação de uma borda ondulada no topo de uma peça (região do flange), oriunda da anisotropia do metal. A anisotropia planar da chapa desenvolvida em função dos processos de laminação pode tornar a chapa metálica mais forte numa direção do que nas outras. Assim, as deformações nas direções mais fortes são menores do que aquelas nas direções mais fracas e, portanto, resultando em alturas menores do componente estampado. A diferença de altura entre essas regiões forma as orelhas (WIFI; ABDELMAGUID; EL-GHANDOUR, 2007).

3. MATERIAIS E MÉTODOS

3.1. COMPOSIÇÃO QUÍMICA

As chapas metálicas utilizadas nos ensaios de estampagem deste estudo eram de aço inoxidável austenítico AISI 304, com espessura de 1 mm, fornecido pela empresa Comércio de Aços Premium Eirelli, cujo Certificado de Qualidade encontra-se no ANEXO A. A análise da sua composição química foi realizada através do espectrômetro de emissão ótica Q2ION, da marca BRUKER, localizado no Laboratório de Fundição (LAFUN) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Os resultados são fornecidos em percentual de massa dos elementos químicos (tabela 2).

Tabela 2 – Composição química do aço inoxidável austenítico AISI 304.

Elemento de Liga	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
Composição (% de massa)	0,042	0,41	1,37	0,04	0,01	17,59	0,082	8,04

3.2. ENSAIO DE TRAÇÃO

As dimensões dos corpos-de-prova do aço inoxidável AISI 304 utilizados e os procedimentos adotados durante os ensaios de tração atendem às especificações da norma ABNT NBR ISO 6892-1:2013. Foram ensaiadas três amostras para cada direção de laminação do material (0°, 45° e 90°), cortadas a laser em formato retangular com as dimensões de 200 mm x 20 mm x 1 mm (figura 32).

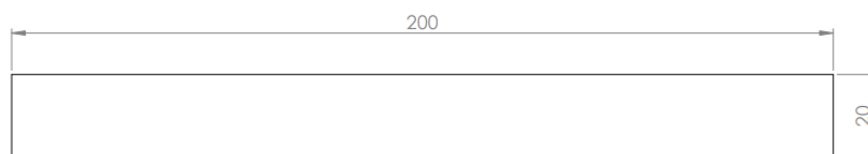


Figura 32 – Dimensões dos corpos-de-prova do ensaio de tração.

Os ensaios de tração foram conduzidos à temperatura ambiente na máquina universal de ensaios mecânicos EMIC, modelo DL 60.000, com capacidade máxima de 600 kN (figura 33), disponível no Laboratório de Transformação Mecânica (LdTM) da UFRGS. Os corpos-de-prova foram acoplados na EMIC com o auxílio de garras pneumáticas, sendo tracionados a uma velocidade constante de 5 mm/min até o seu rompimento. Durante o ensaio, o software Tesc® da EMIC coletou os dados de força e de deslocamento, imprescindíveis à construção da curva de engenharia e de escoamento do aço inoxidável AISI 304.



Figura 33 – Máquina universal de ensaios mecânicos, de marca EMIC, modelo DL 60.000.

3.2.1. Curva de Engenharia

Os dados de força instantânea aplicada axialmente (F_i) e da variação do comprimento da amostra (Δl) foram convertidos em tensão convencional (σ) e deformação relativa (ε) através das equações 1 e 2, respectivamente, levando-se em consideração um comprimento inicial (l_0) de 200 mm e uma área inicial (A_0) de 20 mm².

As curvas de engenharia obtidas através do ensaio de tração para cada direção de laminação (0° , 45° e 90°) encontram-se na figura 34.

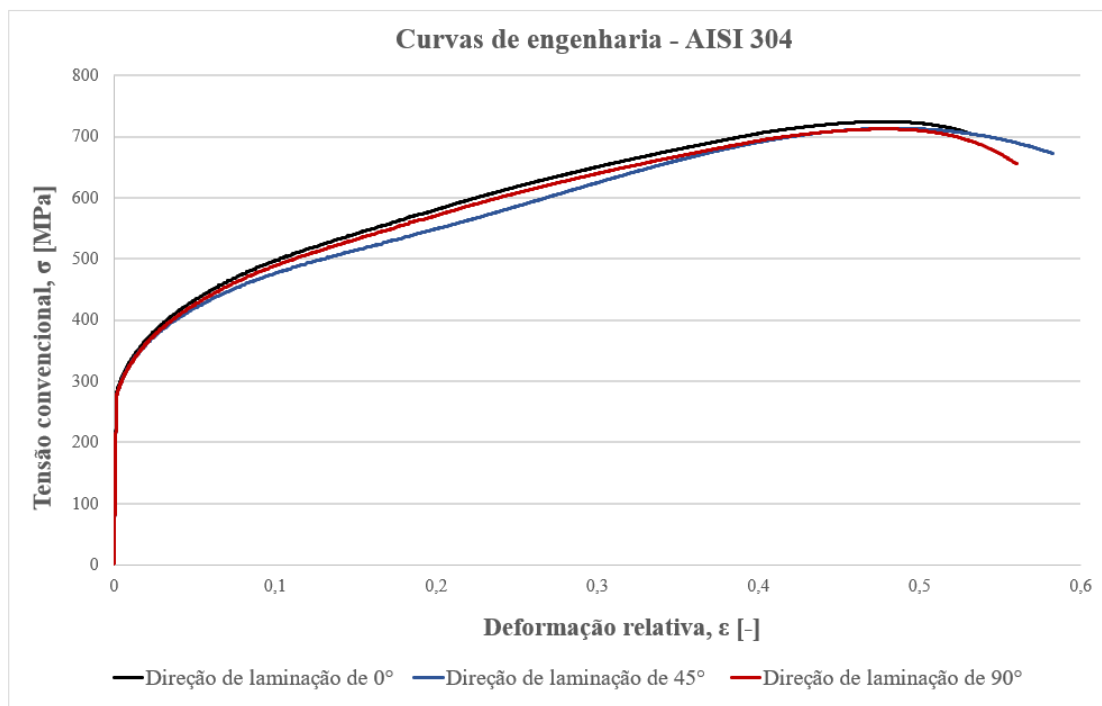


Figura 34 - Curvas de engenharia do aço inoxidável AISI 304 para cada direção de laminação.

Na tabela 3, encontram-se as informações sobre as principais propriedades mecânicas do material, coletadas a partir das curvas de engenharia: limite de escoamento (R_e), limite de resistência (R_m), alongamento total (δ) e módulo de elasticidade (E). Conforme prevê a norma ABNT NBR ISO 6892-1:2013, o valor do limite de escoamento foi encontrado através de uma reta que foi traçada paralelamente à zona elástica, deslocada à direita em 0,002 da deformação relativa. O ponto em que essa reta paralela cruzou a curva de engenharia foi definido como o limite de escoamento.

Tabela 3 – Propriedades mecânicas do aço inoxidável AISI 304 para cada direção de laminação.

Propriedades mecânicas	Módulo de elasticidade, E	Limite de escoamento, R_e	Limite de resistência, R_m	Alongamento total, δ
Direção 0°	200 GPa	307,21 MPa	724,78 MPa	53,29 %
Direção 45°	200 GPa	303,14 MPa	713,74 MPa	58,24 %
Direção 90°	200 GPa	300 MPa	712,66 MPa	56,02 %
Média	200 GPa	303,5 MPa	717,1 MPa	55,9%

3.2.2. Curva de Escoamento

A curva de escoamento do material foi determinada selecionando-se, apenas, a região de deformação plástica uniforme da curva de engenharia, a qual parte do limite de escoamento e vai até o limite de resistência do material (figura 3). Os valores de tensão convencional e de deformação relativa foram transformados em termos de tensão verdadeira ou de escoamento (kf) e de deformação verdadeira (φ), através das equações 4 e 6, respectivamente. A figura 35 demonstra as curvas de escoamento do aço inoxidável austenítico AISI 304 para cada direção de laminação (0°, 45° e 90°).

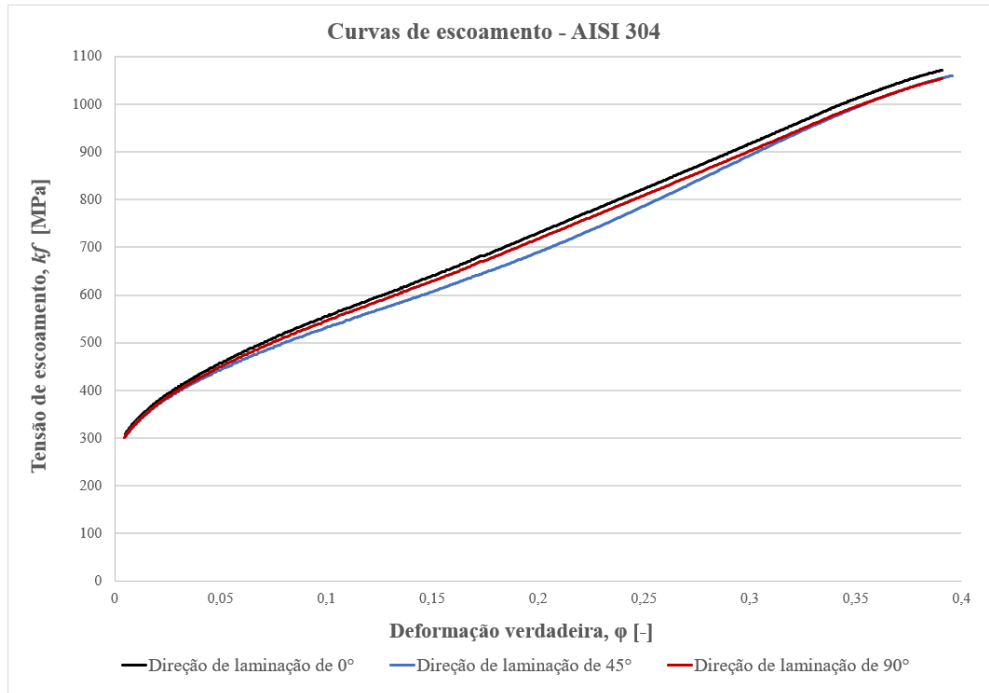


Figura 35 - Curvas de escoamento do aço inoxidável AISI 304 para cada direção de laminação.

Para descrever a curva de escoamento do aço inoxidável AISI 304, foi utilizada a equação de Ludwik-Hollomon (equação 8), utilizando-se os resultados de tensão de escoamento (kf) e de deformação verdadeira (φ) do ensaio de tração uniaxial. Com esses resultados e com auxílio do software MS Excel, encontraram-se as linhas de tendência de potência que descrevem analiticamente o comportamento da curva de escoamento para cada direção de laminação. O número base e o expoente dessas equações de potência correspondem ao coeficiente de resistência (C) e ao índice de encruamento do material (n), respectivamente. As equações 79, 80 e 81 descrevem as curvas de escoamento do aço AISI 304 para as direções de laminação de 0° , 45° e 90° , respectivamente.

$$kf = 1464,1 \cdot \varphi^{0,41} \quad (79)$$

$$kf = 1382,2 \cdot \varphi^{0,39} \quad (80)$$

$$kf = 1449,7 \cdot \varphi^{0,41} \quad (81)$$

Por meio das figuras 36, 37 e 38, é possível observar que as curvas de escoamento descritas pelas equações de Ludwik-Hollomon (equações 79, 80 e 81) representam com bastante precisão os dados experimentais da tensão de escoamento, cuja precisão para as direções de laminação de 0° , 45° e 90° é de 94,7%, 92,77% e 94,59%, respectivamente.

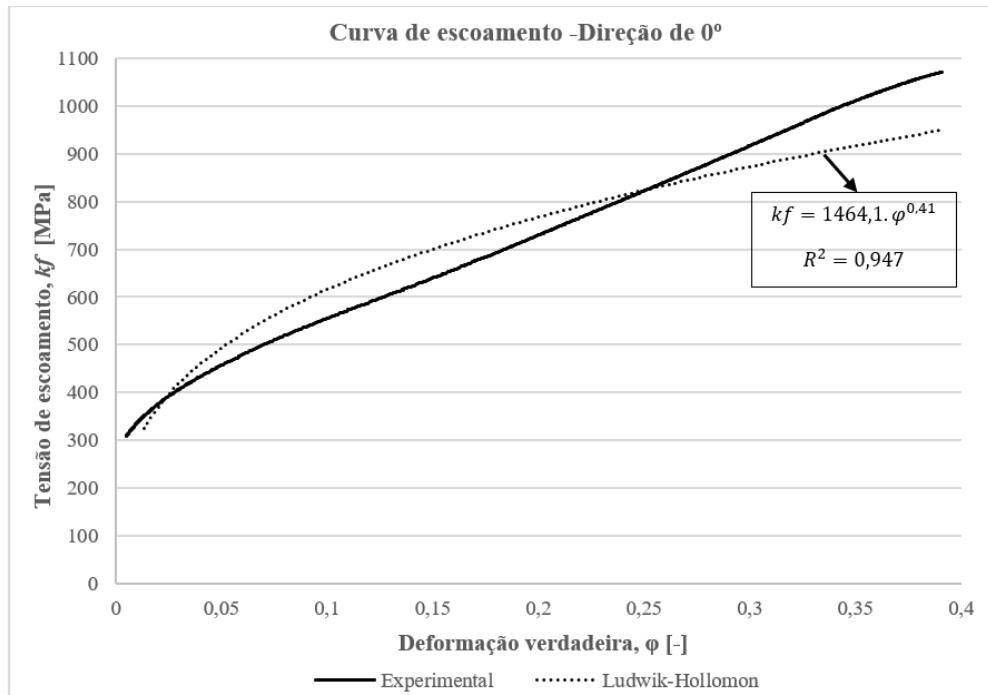


Figura 36 – Curvas de escoamento experimental e de Ludwik-Hollomon para direção de 0°.

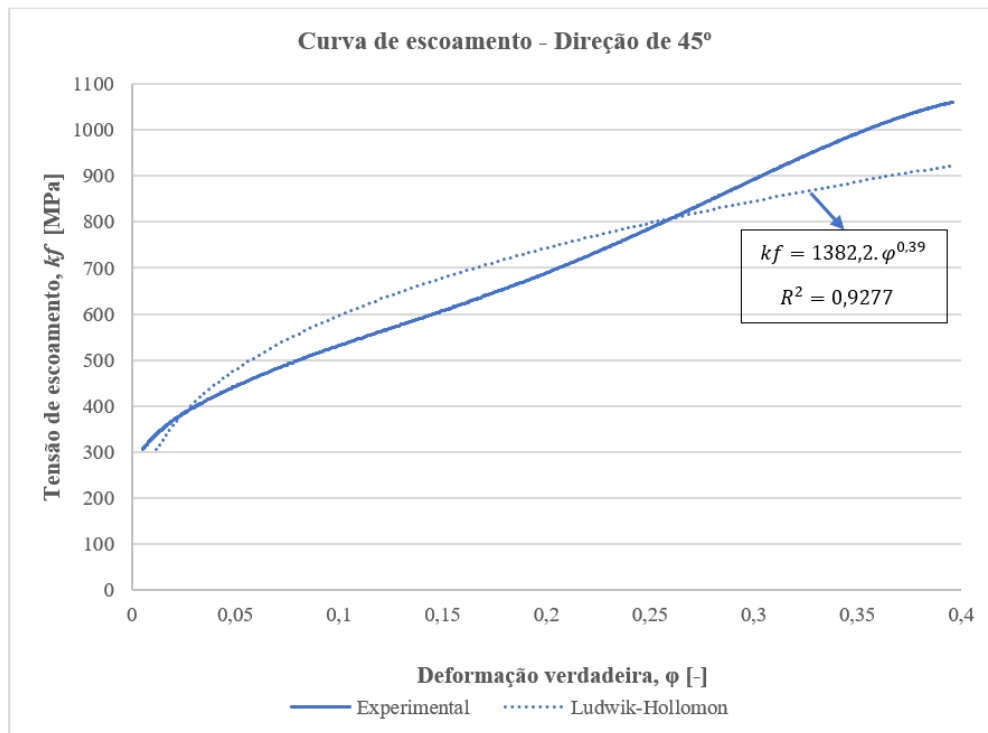


Figura 37 – Curvas de escoamento experimental e de Ludwik-Hollomon para direção de 45°.

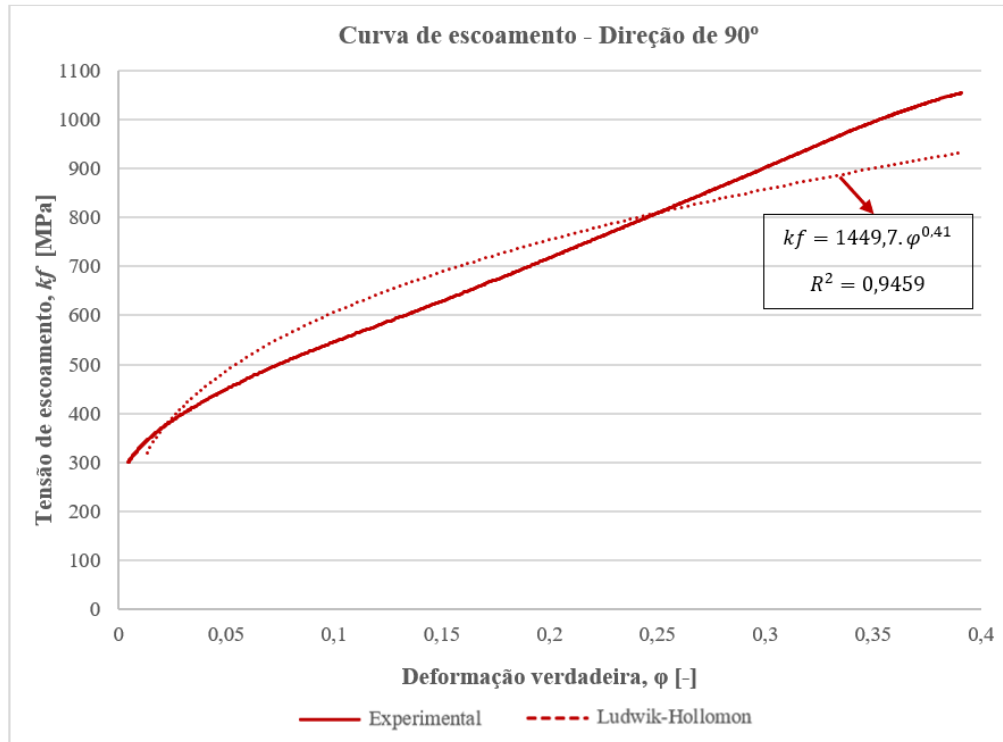


Figura 38 – Curvas de escoamento experimental e de Ludwik-Hollomon para direção de 90°.

A tabela 4 apresenta os valores do índice de encruamento (n) e do coeficiente de resistência (C) encontrados para direção de laminação do aço inoxidável AISI 304, cuja média desses valores será utilizada durante os cálculos analíticos da força de estampagem e das tensões principais.

Tabela 4 – Índice de encruamento e coeficiente de resistência para cada direção de laminação do AISI 304.

Propriedades	Índice de encruamento, n	Coefficiente de resistência, C
Direção 0°	0,41 [-]	1464,1 MPa
Direção 45°	0,39 [-]	1382,2 MPa
Direção 90°	0,41 [-]	1449,7 MPa
Média	0,4 [-]	1432 MPa

Ademais, para fins de comparação, encontraram-se as equações das curvas de escoamento para cada direção de laminação do material por meio do Critério de Schaeffer e Rocha (2007) (equação 10), bem como pelos dados do Limite de Resistência (R_m) e da sua respectiva deformação relativa (ε), obtidos através da curva de engenharia. Conforme Schaeffer e Rocha (2007), a tensão e a deformação verdadeiras são calculadas através das equações 4 e 6, respectivamente. Inserindo os valores já conhecidos do índice de encruamento (n), da tensão

(kf) e da deformação na região da força máxima (φ) na equação de Ludwik-Hollomon, torna-se possível encontrar o valor do coeficiente de resistência (C). As equações 82, 83 e 84 descrevem as curvas de escoamento do aço para as direções de laminação de 0° , 45° e 90° , respectivamente.

$$kf = 1548,64 \cdot \varphi^{0,39} \quad (82)$$

$$kf = 1525,05 \cdot \varphi^{0,39} \quad (83)$$

$$kf = 1522,76 \cdot \varphi^{0,39} \quad (84)$$

3.3. ENSAIO DE ANISOTROPIA

O ensaio de anisotropia foi realizado para determinação dos coeficientes de anisotropia médio (r_m) e planar (Δ_r) do aço inoxidável AISI 304, sendo, para tanto, executados três ensaios válidos para cada direção de laminação (0° , 45° e 90°). As dimensões dos corpos-de-prova utilizados nesse ensaio foram as mesmas do ensaio de tração, bem como uma velocidade de tracionamento constante de 5 mm/min, aplicada pelas garras pneumáticas da EMIC, em atendimento à norma ABNT NBR 16282:2014. Com base no deslocamento máximo obtido nos ensaios de tração, realizou-se o ensaio de anisotropia com cerca de 50% do deslocamento máximo do ensaio de tração, de modo que seja promovido um grau considerável de deformações plásticas ao material, sem a sua ruptura.

A figura 39 demonstra esquematicamente como são feitas as medições iniciais e finais do comprimento útil e da largura das amostras ensaiadas. Os corpos-de-prova possuíam, inicialmente, um comprimento útil de 80 mm. Desse modo, marca-se e mede-se as larguras iniciais b_{01} , b_{02} e b_{03} , sendo que, após o ensaio, mede-se os valores de L_1 , b_{11} , b_{12} e b_{13} para calcular o índice de anisotropia. Na prática, torna-se difícil aferir a variação da espessura das amostras durante o ensaio de anisotropia, motivo pelo qual, através da Lei da Constância de Volume (equação 29), os coeficientes de anisotropia são aferidos através das deformações do comprimento útil e da largura dos corpos-de-prova (SCHAEFFER, 2016).

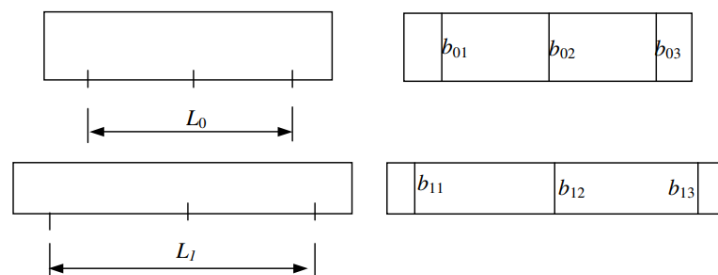


Figura 39 – Dimensões avaliadas para o cálculo dos coeficientes de anisotropia. Fonte: Schaeffer(2016).

Os valores dos coeficientes de anisotropia médio (r_m) e planar (Δ_r) constam da tabela 5, calculados através das equações 12 e 13, respectivamente. Para tanto, também foram calculados os coeficientes de anisotropia de cada direção de laminação (r_{0° , r_{45° e r_{90°), por meio da equação 11.

Tabela 5 – Coeficientes de anisotropia médio (r_m) e anisotropia planar (Δ_r) do aço inoxidável AISI 304.

Material	r_{0°	r_{45°	r_{90°	r_m	Δ_r
AISI 304	0,95	1,02	0,85	0,96	-0,12

3.4. ENSAIO ERICHSEN

O ensaio Erichsen foi realizado em concordância às orientações da norma ABNT NBR 16281:2014, fazendo-se uso da máquina universal de ensaios mecânicos EMIC do LdTM da UFRGS (figura 40). O punção do ensaio foi deslocado em direção à amostra presa entre a matriz e o prensa-chapa a uma velocidade constante de 5 mm/min. A força aplicada pelo prensa-chapa era alta o suficiente para impedir o deslizamento da amostra entre o ferramental, visando desenvolver, apenas, o modo de deformação por estiramento até o seu rompimento. Além disso, foram ensaiadas três amostras para cada lubrificante utilizado nos processos de embutimento deste trabalho: Draw 58 GS, Neutron Super Corte 1123-21S e Flash Stamp 140.

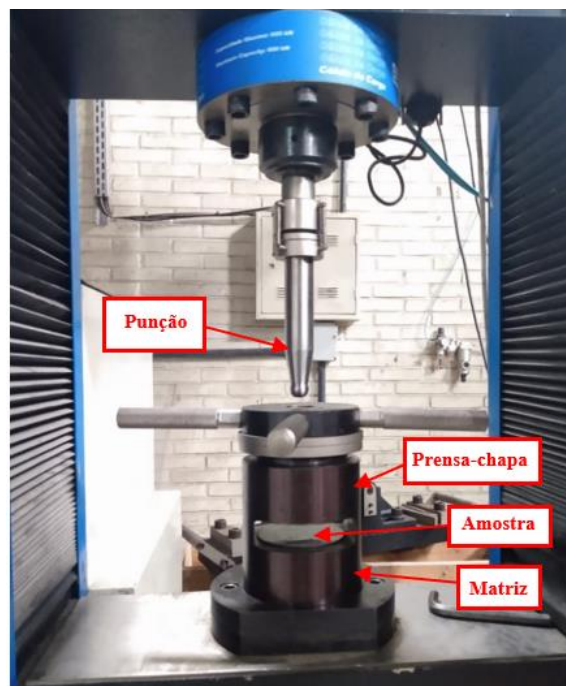


Figura 40 – Representação do ensaio Erichsen executado na EMIC.

As dimensões do ferramental foram especificadas na figura 7, visto que se trata de um ensaio já padronizado e amplamente utilizado na literatura nacional e internacional para avaliar o grau de estampabilidade de chapas metálicas. Os corpos-de-prova foram cortados a laser no formato de discos, com 90 mm de diâmetro e 1 mm de espessura. Ademais, foram deformados até o ponto em que se observou uma queda brusca da força aplicada pelo punção ou uma estrição localizada (figura 41).

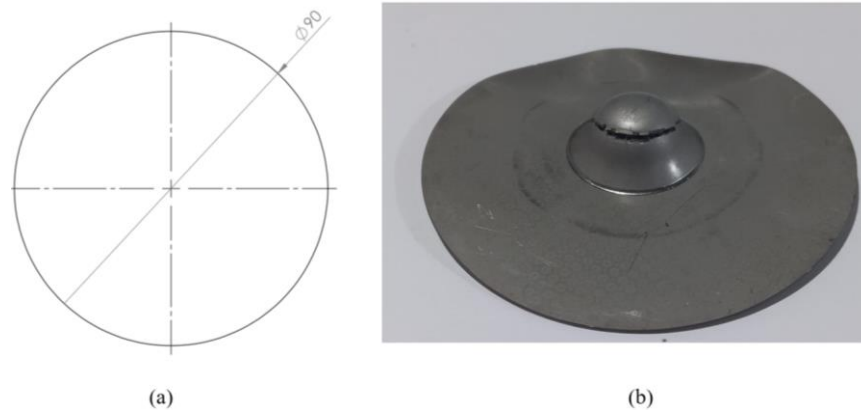


Figura 41 – Amostras antes (a) e após (b) o ensaio Erichsen.

Na tabela 6, são descritos os valores médios do Índice Erichsen (IE) e da força máxima encontrados para cada lubrificante utilizado.

Tabela 6 – Índice Erichsen e força máxima para cada lubrificante.

Lubrificante	Índice Erichsen, IE	Força máxima
Draw 58 GS	11,96 mm	59,97 kN
Neutron Super Corte 1123-21S	11,57 mm	57,83 kN
Flash Stamp 140	10,69 mm	57,73 kN

3.5. ENSAIO NAKAZIMA

Para a construção das Curvas Limite de Conformação (CLCs), foi adotado o ensaio de Nakazima modificado, fazendo-se uso de ferramentas e de amostras com geometrias normatizadas (figuras 9 e 10, respectivamente), conforme a norma ISO 12004:2008. Durante o ensaio, foram ensaiados oito tipos de corpos-de-prova com espessura de 1 mm, com variações da sua largura útil (b_u), objetivando promover diferentes modos de deformação plástica no material e, por conseguinte, determinar as suas respectivas deformações permissíveis.

As superfícies das amostras de aço inox AISI 304 foram gravadas com uma malha de círculos de 2,5 mm de diâmetro, através de corrosão eletroquímica (técnica denominada de visioelasticidade). A gravação por corrosão eletroquímica é executada através de uma fonte geradora de energia de 12 V, um cabeçote gravador de carbono, um pedaço de feltro, um eletrólito específico para aços inoxidáveis e uma tela de Nylon vazada no formato da grade de círculos a ser impressa. O cabeçote gravador é conectado ao polo positivo da fonte e, também, coberto pelo feltro encharcado com o eletrólito. A tela de Nylon é colocada sobre a amostra que, por sua vez, está conectada ao polo negativo da fonte de energia, fechando, assim, o circuito. Assim que o cabeçote gravador entra em contato com a tela de Nylon e a chapa metálica, a corrente elétrica passa pela tela vazada e pela chapa, promovendo a corrosão eletroquímica da superfície das amostras no formato de círculos, devido à atuação em conjunto do eletrólito (figura 42).

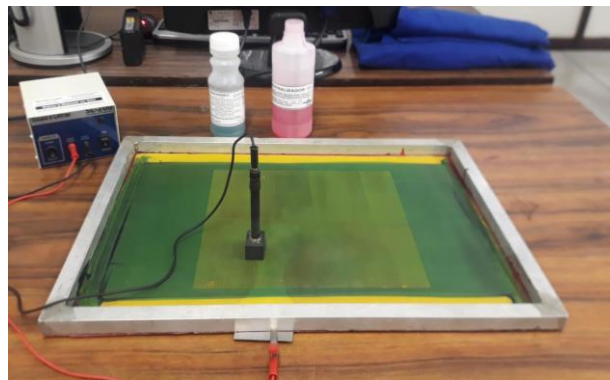


Figura 42 – Ilustração do processo de gravação por corrosão eletroquímica.

Após a gravação da malha de círculos, o ensaio Nakazima modificado é executado com a fixação das amostras entre a matriz e o prensa-chapa através de uma força elevada o suficiente para impedir o deslizamento do material para a cavidade da matriz (figura 43). O punção se desloca em direção à amostra numa velocidade constante de 1,5 mm/s, provocando o seu estiramento, segundo a norma ISO 12004:2008. Para lubrificação do contato estabelecido entre as superfícies do material e das ferramentas, foram utilizados os três lubrificantes adotados durante os processos de embutimento deste trabalho (Draw 58 GS, Neutron Super Corte 1123-21S e Flash Stamp 140). Em suma, foram realizados três ensaios para cada tipo de amostra e para cada lubrificante utilizado, totalizando, assim, 72 ensaios.



Figura 43 – Representação do ensaio Nakazima modificado executado na EMIC.

Os ensaios foram finalizados assim que observada uma queda da força aplicada pelo punção ou uma estrição localizada nas amostras de aço inoxidável AISI 304 (figura 44). Posteriormente à realização dos ensaios, os círculos impressos tornam-se elipses nas superfícies dos corpos-de-prova. Devem ser medidas duas elipses para tipo de amostra, uma de cada lado da estrição. A elipse medida deve ser a mais próxima da estrição, desde que esteja completa, ou seja, que tenha mantido a integridade da sua linha de contorno (FOLLE *et al.*, 2008).



Figura 44 - Amostras de aço inox AISI 304 ensaiadas através de Nakazima modificado.

Para medir a deformação das elipses, foi utilizada uma régua flexível e transparente, graduada com as deformações relativa (ε) e verdadeira (φ) para a grade de 2,5 mm de diâmetro (figura 45). A régua permite a leitura direta dessas deformações e, por ser flexível e transparente, acompanha o formato dos corpos-de-prova após o ensaio Nakazima e permite a medição das deformações dos círculos. A leitura das deformações principais é feita quando as linhas transversais da régua apresentam a mesma dimensão do comprimento e da largura da elipse, o que corresponde às deformações principais máxima (φ_1) e mínima (φ_2), respectivamente (FOLLE *et al.*, 2008).

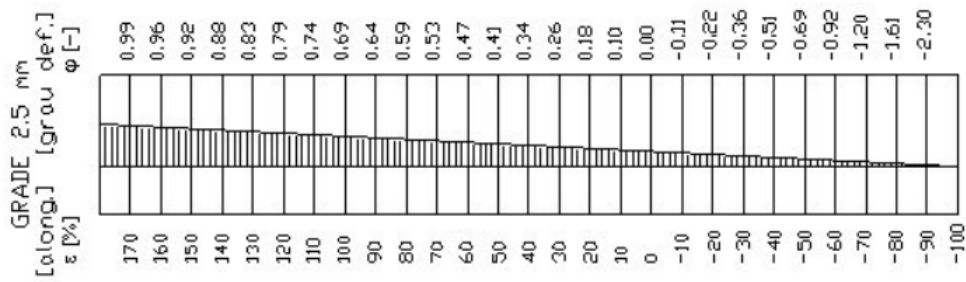


Figura 45 – Régua transparente e flexível utilizada para medir deformações. Fonte: Netto (2004).

A figura 46 apresenta as curvas CLCs do aço inoxidável AISI 304 para cada lubrificante utilizado durante o ensaio de Nakazima modificado, as quais correspondem às linhas de tendência dos pares de deformações principais máximas (φ_1) e mínimas (φ_2) aferidos e, posteriormente, plotados no software MS Excel.

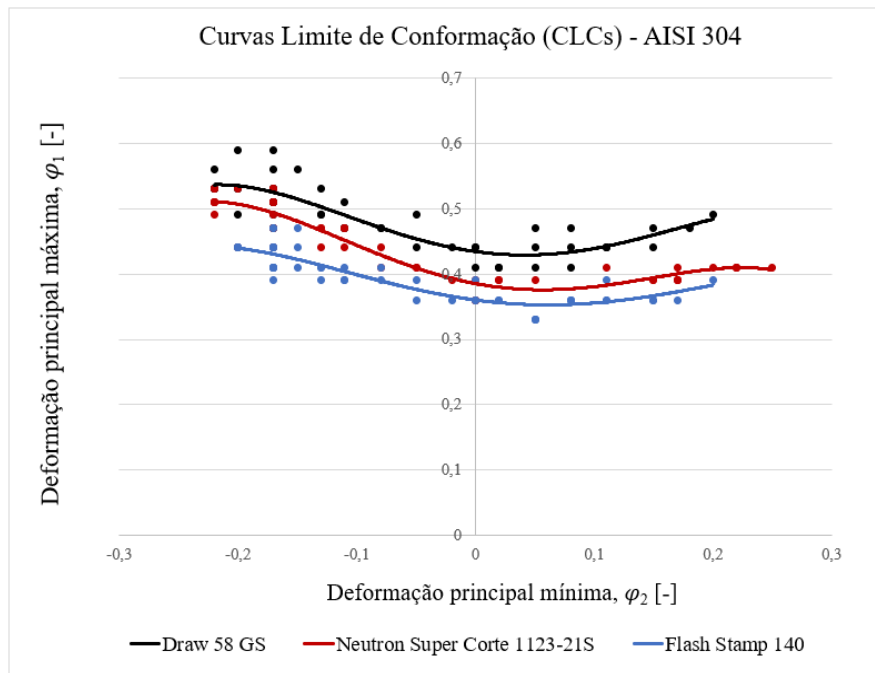


Figura 46 – Curvas CLCs do aço inoxidável AISI 304 para cada tipo de lubrificante.

3.6. DIMENSIONAMENTO DA GERATRIZ

O dimensionamento da geratriz foi realizado levando-se em consideração que a cuba a ser estampada deve ter uma altura interna de 17,5 mm (figura 47) e que, com base na equação 46 e no valor mínimo da relação de estampagem (m_R) recomendado para os aços inoxidáveis

(tabela 2) de acordo com Rodrigues e Martins (2005b), o raio de canto da geratriz (r_1), ou raio de projeto corrigido (R_1), deve apresentar o valor máximo de 20,73 mm.

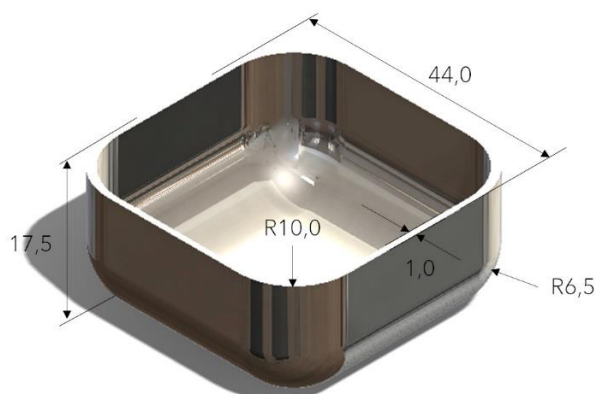


Figura 47 – Representação da cuba a ser estampada.

Na tabela 7, constam os valores das variáveis que foram fornecidos às equações 47, 48, 50, 53 e 54, para o cálculo das dimensões finais da geratriz, anteriormente identificadas na figura 26, de acordo com Tschaetsch (2006).

Tabela 7 – Variáveis adotadas para os cálculos das dimensões da geratriz.

Variáveis	Valor
Raio de fundo da cuba, r_b	6,5 mm
Raio lateral da cuba, r_{cc}	10 mm
Altura interna sem o raio, h	11 mm
Arestas de fundo da cuba, A e B	31 mm
Raio de projeto, R	19,67 mm
Fator de correção, x	1,05
Raio de projeto corrigido, R_1	20,73 mm
Abas retas da geratriz, l_a e l_b	23,63 mm

Na figura 48, é representado o formato da geratriz de aço inox AISI 304, com espessura de 1 mm, cortado a laser, submetido aos ensaios experimentais de estampagem deste estudo. A geratriz era semelhante a um disco com diâmetro de 78,26 mm, mas com uma diagonal mais estendida de 85,24 mm. A diagonal corresponde ao diâmetro equivalente da geratriz ($D_{b,e}$). A geratriz foi desenhado no software CAD *Solidworks 2017*®, por intermédio dos resultados encontrados para cada dimensão específica (tabela 7). O arredondamento dos cantos das geratrizes foi realizado através de arcos que se sobrepuseram aos raios de projeto corrigidos (R_1) e que, concomitantemente, tangenciaram às extremidades das arestas l_a e l_b .

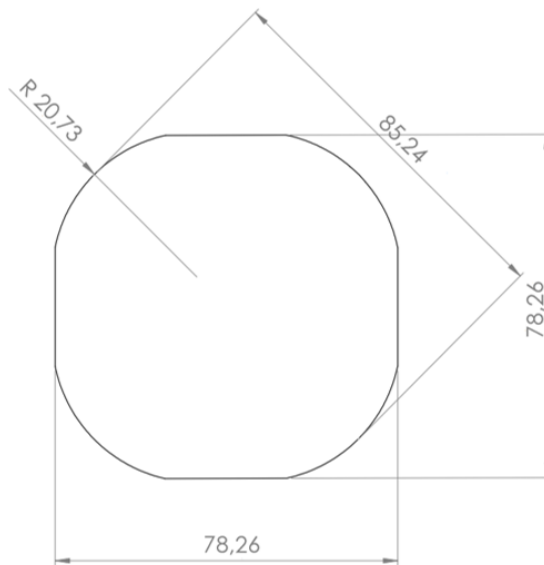


Figura 48 – Formato final da geratriz.

3.7. ENSAIOS EXPERIMENTAIS DE ESTAMPAGEM

Os ensaios de estampagem da cuba foram conduzidos à temperatura ambiente, na prensa hidráulica de duplo-efeito, de marca Dan Presse, com velocidade de deslocamento de 19,5 mm/s e capacidade de 178 kN no cilindro principal e de 53 kN no cilindro inferior, disponível no LdTM da UFRGS (figura 49).



Figura 49 – Prensa hidráulica de duplo-efeito de marca Dan Presse.

Durante as operações de embutimento, foram usados uma célula de carga com capacidade de 178 kN para medir a força instantânea (fixada no punção) e um transdutor de deslocamento variável linear (*Linear Variable Differential Transformer-LVDT*). Os dados dos sensores foram obtidos através de um sistema de aquisição de dados da marca HBM, modelo *Spider 8*, conectado a um computador, cuja leitura dos dados foi obtida pelo software *Catman*. Na prensa utilizada, o processo de estampagem é realizado através do deslocamento da matriz (presa ao cilindro principal) e do prensa-chapa (fixado ao cilindro secundário), permanecendo, porém, o punção estático e montado sobre a célula de carga, para coletar os valores instantâneos força de estampagem, conforme demonstrado na figura 50. O detalhamento da montagem do conjunto de ferramentas destinadas à estampagem da cuba pode ser visto no APÊNDICE A.

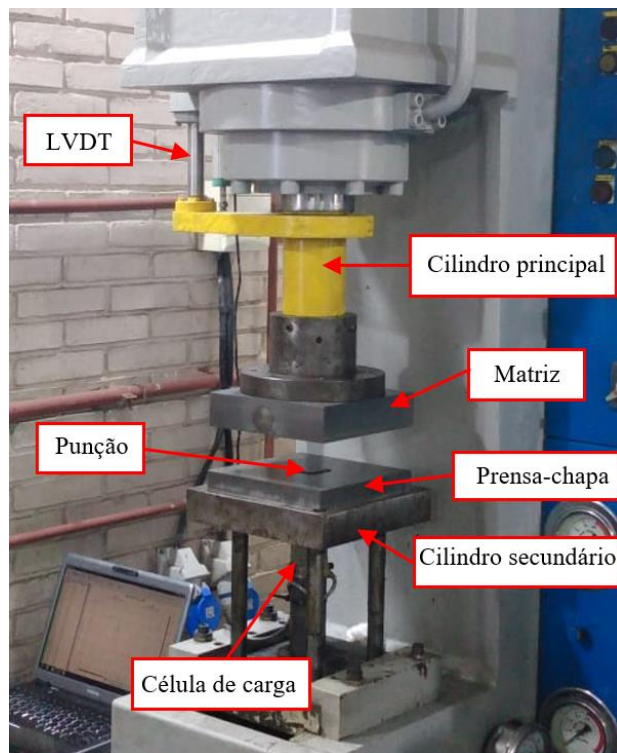


Figura 50 – Fixação das ferramentas de estampagem na Dan Presse.

A figura 51 ilustra o processo experimental de embutimento da cuba em aço inoxidável austenítico AISI 304, executado através de ferramentas confeccionadas em aço carbono SAE 1045, submetido, posteriormente à usinagem e ao polimento, ao tratamento termoquímico de Nitretação para endurecimento superficial. Os desenhos técnicos em 2D da matriz, do prensa-chapa e do punção se encontram detalhados nos APÊNDICES B, C e D, respectivamente.

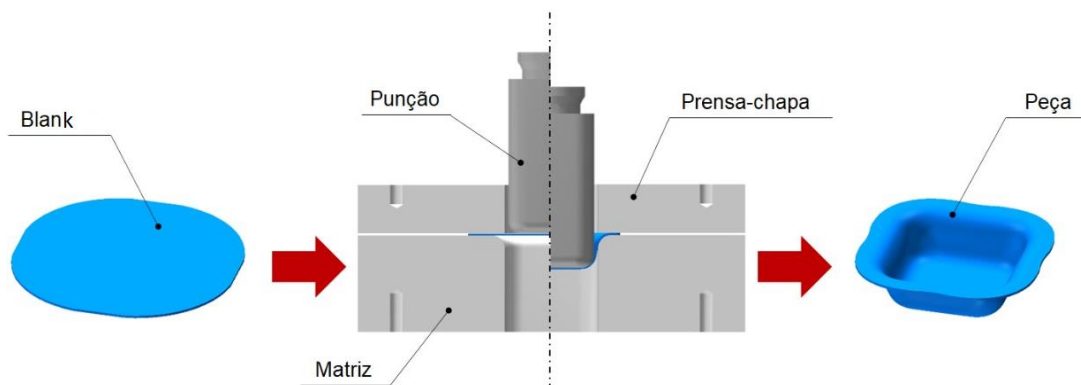


Figura 51 – Operação de estampagem de uma cuba.

Previamente à realização dos experimentos, foi impressa uma grade de círculos de 2,5 mm de diâmetro na superfície das amostras através de corrosão eletroquímica, nos mesmos moldes das amostras do ensaio Nakazima modificado, com o objetivo de aferir as deformações principais máximas (ϕ_1) e mínimas (ϕ_2) em posições específicas da cuba.

As operações de embutimento foram realizadas em seis condições diferentes, envolvendo, em síntese, duas pressões diferentes aplicadas pelo prensa-chapa e três tipos de lubrificantes (tabela 8). Foram realizados três ensaios válidos para cada condição estabelecida. A seleção da pressão aplicada pelo prensa-chapa foi realizada por meio de testes empíricos, executando esses ensaios de embutimento com aumento gradativo da pressão aplicada até se chegar numa faixa de valores em que não ocorra nenhum defeito ao produto final. Observou-se que, para valores significativamente inferiores a 50 bar (5 MPa), surgiam rugas, cujo comportamento se intensificava para valores cada vez mais baixos de pressão aplicada pelo prensa-chapa. Por outro lado, para valores de pressão superiores a 100 bar (10 MPa), surgiam trincas nos cantos arredondados da cuba, em razão do oferecimento de um elevado grau de resistência ao deslizamento do material para o interior da cavidade da matriz. Nesse sentido, optou-se por estudar o comportamento da força de estampagem, da variação de espessura e das tensões e deformações para os valores extremos dessa faixa de pressão aplicada pelo prensa-chapa em que não ocorre quaisquer tipos de defeitos.

Tabela 8 – Parâmetros de processo e de material para cada ensaio de estampagem realizado.

Ensaio	Pressão do prensa-chapa, p_{bh}	Lubrificante	Espessura do material, s_0	Velocidade da prensa, v	Deslocamento do punção, d
CP 01	5 MPa	Draw 58 GS	1 mm	19,5 mm/s	17,5 mm
CP 02	10 MPa	Draw 58 GS	1 mm	19,5 mm/s	17,5 mm
CP 03	5 MPa	Neutron Super Corte 1123-21S	1 mm	19,5 mm/s	17,5 mm
CP 04	10 MPa	Neutron Super Corte 1123-21S	1 mm	19,5 mm/s	17,5 mm
CP 05	5 MPa	Flash Stamp 140	1 mm	19,5 mm/s	17,5 mm
CP 06	10 MPa	Flash Stamp 140	1 mm	19,5 mm/s	17,5 mm

3.7.1. Medição das Deformações Principais

Nos processos de embutimento, a chapa metálica está sujeita a diferentes modos de deformação plástica, conforme visto no capítulo 2.5. As deformações principais podem ser mensuradas através da deformação das elipses impressas na superfície externa da peça final, orientadas a 0° e a 45° em relação ao seu eixo central, com o intuito de avaliar, graficamente, o comportamento das deformações principais φ_1 , φ_2 e φ_3 em determinados pontos, contemplando as duas operações distintas e simultâneas que ocorrem durante a estampagem de uma cuba: estampagem cilíndrica dos cantos arredondados e dobramento dos lados retos.

Para realizar a medição das deformações das elipses, traçou-se duas linhas na direção radial, orientadas a 0° e a 45° em relação ao eixo central, partindo do centro até a borda da peça (flange). A linha orientada a 0° em relação ao eixo central coletava os valores de deformação referentes ao processo de dobramento das abas retas da cuba, enquanto a linha orientada a 45° colhia os valores de deformação característicos do processo de estampagem dos cantos arredondados. Mediu-se as deformações das elipses que foram cruzadas por essas linhas radiais após os ensaios experimentais e, também, após as simulações numéricas (figura 52), utilizando-se a régua e o procedimento já descritos na medição das deformações principais máxima (φ_1) e mínima (φ_2) durante a realização dos ensaios Nakazima modificados (seção 3.5).

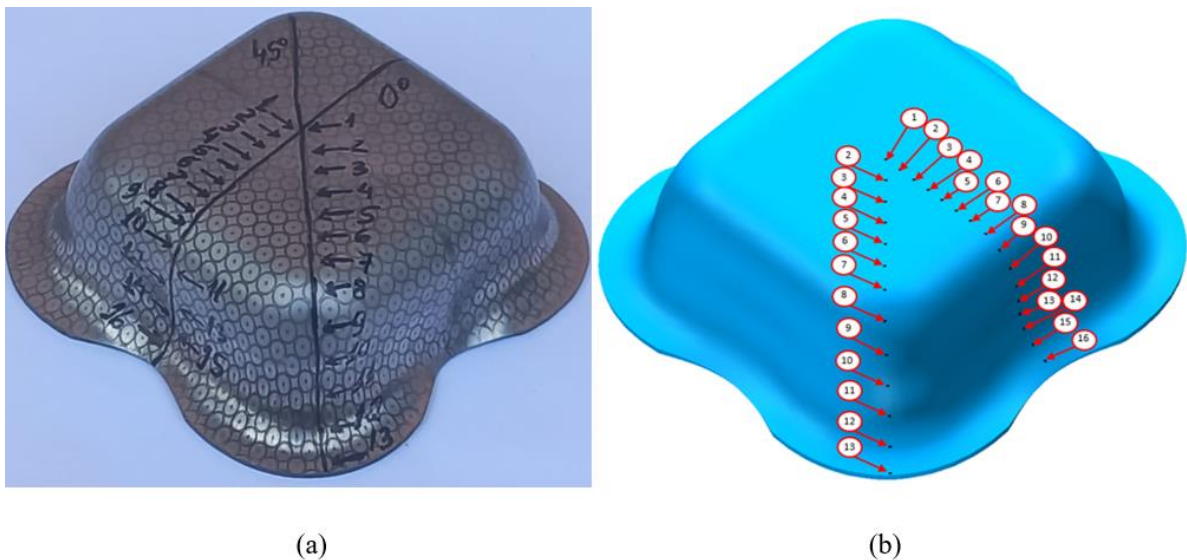


Figura 52 – Medição das deformações após os ensaios experimentais (a) e as simulações numéricas (b).

Na direção de 0° em relação ao eixo central da cuba, são identificadas as suas regiões com os seus respectivos pontos avaliados, conforme demonstrado na figura 52: fundo da cuba (pontos 1 ao 8), raio da cabeça do punção (pontos 9 e 10), parede (pontos 11 ao 14), raio de entrada da matriz (ponto 15) e flange (ponto 16). Em relação à direção de 45° , tem-se as seguintes regiões: fundo da cuba (pontos 1 ao 6), raio da cabeça do punção (pontos 7 ao 9), parede (pontos 10 e 11), raio de entrada da matriz (ponto 12) e flange (ponto 13).

3.7.2. Medição da Variação de Espessura

A medição da variação de espessura em cada ponto da cuba foi realizada através de um microscópio invertido OLYMPUS DP-GX-51, utilizando-se o software de captura de imagens AnalySIS®. Foi necessário realizar duas secções da peça, orientadas a 0° e a 45° em relação ao seu eixo central, sendo, posteriormente, essas parcelas do material embutidas, lixadas e polidas para que fosse viável realizar, nitidamente, a medição da variação da espessura por meio de microscopia óptica, com aumento de 50x. Os pontos objetos desta medição foram os mesmos em que as deformações principais φ_1 e φ_2 foram aferidas, conforme demonstrados na seção 3.7.1.

A figura 53 exemplifica a forma com que foram fornecidos os resultados da aferição da espessura em diferentes pontos da peça estampada, obtidos através de microscopia óptica com aumento de 50x. Os resultados de espessura foram fornecidos em μm .

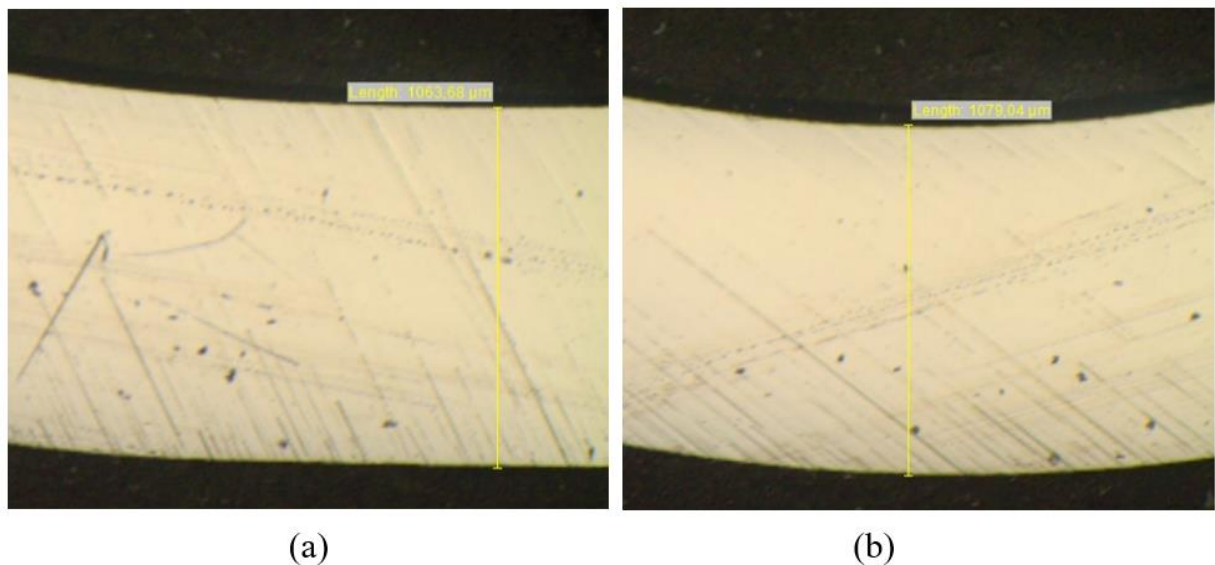


Figura 53 –Medição de espessura da cuba na região do flange (a) e do raio de entrada da matriz (b).

4. SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL

O software empregado no presente estudo foi o *Simufact Forming 15*®, comercializado pela empresa Msc Software Company, subsidiária do grupo Hexagon. As simulações numéricas dos processos de estampagem foram conduzidas através do Método de Análise por Elementos Finitos (FEM) e, por conta da geometria da peça, foram realizadas em 3D. Na figura 54, representa-se a forma com que foram dispostas as ferramentas e a geratriz no software durante as simulações executadas.

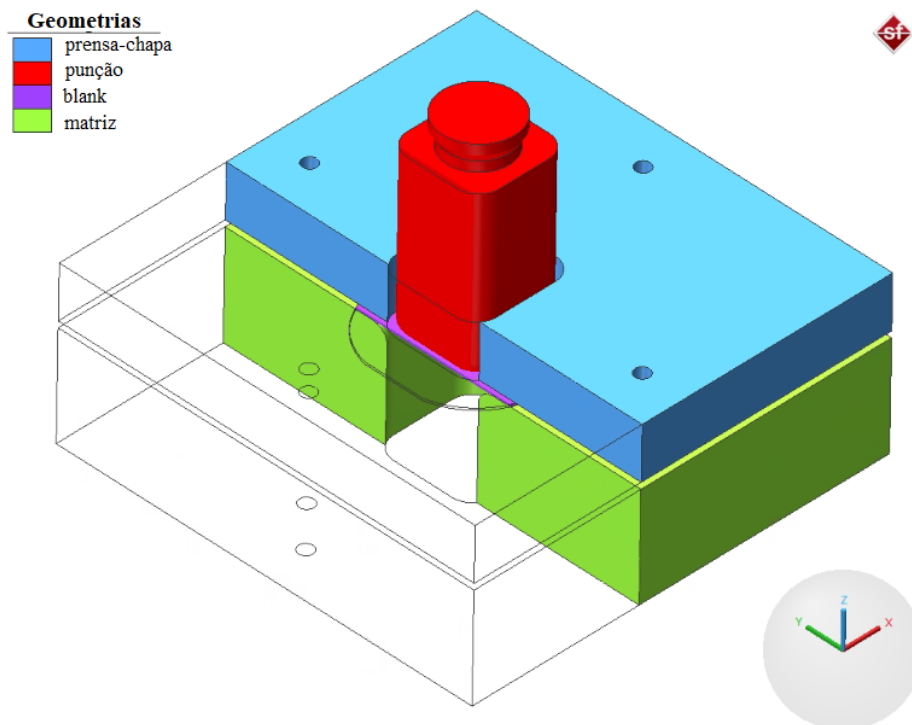


Figura 54 –Montagem dos processos de embutimento da cuba no *Simufact Forming 15*®.

O software em questão viabiliza a execução de simulações em temperatura ambiente e, também, em temperaturas elevadas, além de possibilitar a análise numérica de uma vasta gama de processos de conformação mecânica: estampagem, forjamento, trefilação, extrusão, laminação, compressão, clinching, etc. Essa ferramenta foi utilizada com o objetivo de comparar os resultados da simulação numérica com os resultados dos ensaios experimentais e dos cálculos analíticos. Os parâmetros escolhidos para comparação foram a força do processo de estampagem, as deformações principais e equivalente, as tensões principais e equivalente, bem como a variação de espessura da peça.

O material da geratriz utilizado nas simulações numéricas foi o aço inoxidável austenítico AISI 304, com 1 mm de espessura, cujas propriedades mecânicas disponíveis na

biblioteca do *Simufact Forming 15*® destoavam dos resultados encontrados durante os ensaios de caracterização. Desse modo, tornou-se imprescindível fazer o *setup* do software, fornecendo as propriedades mecânicas do aço AISI 304 (limite de escoamento, limite de resistência, módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, etc.) e as informações relativas ao seu grau de estampabilidade (coeficientes de anisotropia e coeficientes das equações polinomiais das curvas limite de conformação), bem como os parâmetros de processo (velocidade da prensa, força do prensa-chapa, temperatura, coeficiente de atrito, tipo e tamanho de malha, etc).

4.1. PROPRIEDADES MECÂNICAS E GRAU DE ESTAMPABILIDADE DAS GERATRIZES

A chapa foi considerada como um objeto elastoplástico, enquanto as ferramentas (matriz, punção e prensa-chapas) foram consideradas rígidas e não-deformáveis, motivo pelo qual não foram realizados os ensaios para caracterização do aço carbono SAE 1045, submetido ao tratamento termoquímico de Nitretação. Durante as simulações computacionais, o material das ferramentas foi assumido como aço-ferramenta AISI H13, dado que a biblioteca do software não dispõe das propriedades mecânicas do aço carbono SAE 1045.

Considerando um estado plano de tensões ($\sigma_3 = 0$), típico das operações de estampagem de chapas metálicas segundo Marciniak, Duncan e Hu (2002), o Critério de Escoamento de Hill (1948) também permite calcular as tensões e deformações equivalentes para materiais que estejam ligeiramente próximos das condições de isotropia, mesmo que, em sua notação, sejam exigidos os coeficientes de anisotropia médio (equações 25 e 31, respectivamente). O aço inox AISI 304 apresentou valores de coeficiente de anisotropia médio e planar próximos à condição de isotropia ($r_m = 1$ e $\Delta_r = 0$), conforme demonstrado na tabela 5. Sendo assim, o coeficiente de anisotropia médio pouco impactará no cálculo das tensões e deformações equivalentes, deixando os resultados obtidos pelas formulações de Hill (1948) (equações 25 e 31) próximas das formulações de von Mises (1913) (equações 20 e 30), motivo pelo qual as simulações numéricas se concentraram, apenas, no Critério de Escoamento de Hill (1948), reduzindo-se o tempo de processamento das simulações e, posteriormente, da análise dos resultados. Tornou-se, porém, necessário fornecer ao software as propriedades mecânicas do aço inox AISI 304 em função das principais direções de laminação (0°, 45° e 90°), conforme consta da tabela 9.

Tabela 9 – Propriedades mecânicas do aço inox AISI 304 fornecidas ao *Simufact Forming 15*®.

Propriedade mecânica	Direção de laminação 0°	Direção de laminação 45°	Direção de laminação 90°
Limite de escoamento, R_e	307,21 MPa	303,14 MPa	300 MPa
Limite de resistência, R_m	724,78 MPa	713,74 MPa	712,66 MPa
Módulo de Elasticidade, E	200 GPa	200 GPa	200 GPa
Coefficiente de resistência, C	1464,1 MPa	1382,2 MPa	1449,7 MPa
Índice de encruamento, n	0,41 [-]	0,39 [-]	0,41 [-]
Coefficiente de anisotropia, r	0,95 [-]	1,02 [-]	0,85 [-]
Densidade, ρ	8 g/cm ³	8 g/cm ³	8 g/cm ³
Coefficiente de Poisson, ν	0,3 [-]	0,3 [-]	0,3 [-]

Para inserir os dados relativos às curvas limite de conformação plotadas para os três lubrificantes empregados nas operações de embutimento (Draw 58 GS, Neutron Super Corte 1123-21S e Flash Stamp 140), foi necessário transformar os lados esquerdo e direito das curvas em polinômios de quarta ordem. A figura 55 exemplifica a forma com que foram geradas as equações do lado esquerdo e direito para a CLC do lubrificante Draw 58 GS.

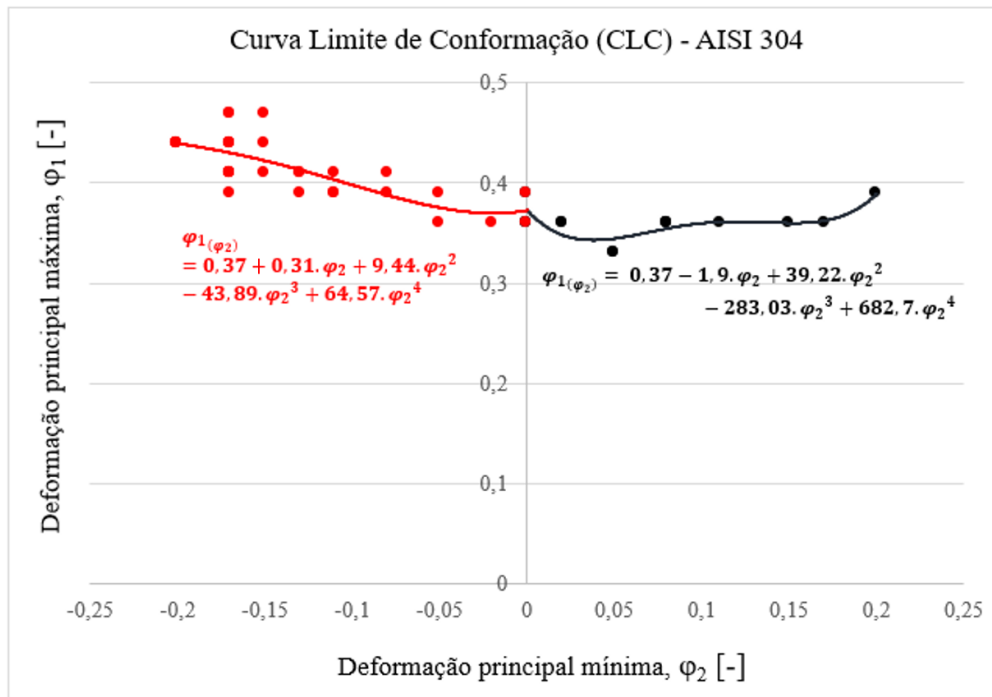


Figura 55 –Exemplos de equações geradas para o lado esquerdo e direito de uma CLC.

A tabela 10 concentra as equações polinomiais de quarta ordem geradas para os lados esquerdo e direito das CLCs dos três lubrificantes utilizados neste estudo.

Tabela 10 – Equações polinomiais de 4ª ordem para os lados esquerdo e direito das CLCs.

Lubrificante	Lado esquerdo	Lado direito
Draw 58 GS	$\varphi_{1(\varphi_2)} = 0,43 - 0,22 \cdot \varphi_2 + 8,51 \cdot \varphi_2^2 + 46,38 \cdot \varphi_2^3 + 70,81 \cdot \varphi_2^4$	$\varphi_{1(\varphi_2)} = 0,43 + 1,21 \cdot \varphi_2 - 16,72 \cdot \varphi_2^2 + 86,91 \cdot \varphi_2^3 - 146,75 \cdot \varphi_2^4$
Neutron Super Corte 1123-21S	$\varphi_{1(\varphi_2)} = 0,39 - 0,68 \cdot \varphi_2 - 3,91 \cdot \varphi_2^2 - 34,98 \cdot \varphi_2^3 - 96,92 \cdot \varphi_2^4$	$\varphi_{1(\varphi_2)} = 0,39 - 0,317 \cdot \varphi_2 + 13,39 \cdot \varphi_2^2 - 118,4 \cdot \varphi_2^3 + 338,28 \cdot \varphi_2^4$
Flash Stamp 140	$\varphi_{1(\varphi_2)} = 0,37 + 0,31 \cdot \varphi_2 + 9,44 \cdot \varphi_2^2 - 43,89 \cdot \varphi_2^3 + 64,57 \cdot \varphi_2^4$	$\varphi_{1(\varphi_2)} = 0,37 - 1,9 \cdot \varphi_2 + 39,22 \cdot \varphi_2^2 - 283,03 \cdot \varphi_2^3 + 682,7 \cdot \varphi_2^4$

Os coeficientes e o termo independente das equações das curvas CLCs do lado esquerdo (equação 85) e direito (equação 86) foram inseridos no software *Simufact Forming 15*®.

$$\varphi_{1(\varphi_2)} = C_0 + d_1 \cdot \varphi_2 + d_2 \cdot \varphi_2^2 + d_3 \cdot \varphi_2^3 + d_4 \cdot \varphi_2^4 \quad (85)$$

$$\varphi_{1(\varphi_2)} = C_0 + c_1 \cdot \varphi_2 + c_2 \cdot \varphi_2^2 + c_3 \cdot \varphi_2^3 + c_4 \cdot \varphi_2^4 \quad (86)$$

A figura 56 demonstra a forma com que são inseridos os coeficientes e o termo independente das referidas equações polinomiais no software de simulação computacional.

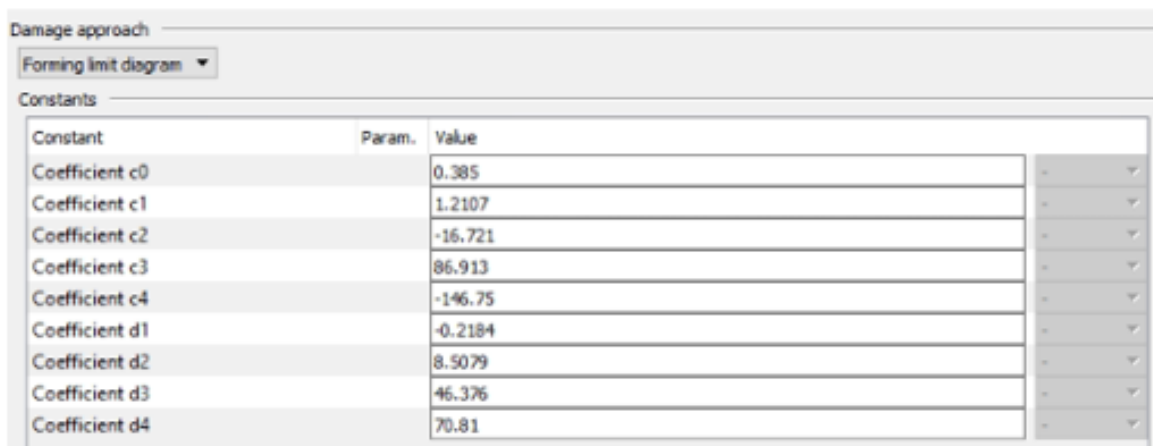


Figura 56 – Modo de inserir as informações das curvas CLCs no *Simufact Forming 15*®.

4.2. TIPO E TAMANHO DE MALHA

De acordo com o manual do software *Simufact Forming 15*®, existem diferentes tipos de malhas para adicionar às geometrias deformáveis durante as simulações numéricas em 3D. Nesse caso, é aconselhada a utilização do gerador de malha *Sheetmesh* para a simulação das operações de estampagem da cuba. Esse gerador de malha cria, inicialmente, sob a superfície do material elementos de malha sólidos e quadrados, os quais, devido à complexidade da geometria inicial da geratriz e da peça final, vão assumindo progressivamente o formato hexaédrico, viabilizando uma distribuição eficiente dos elementos ao longo do volume do

material e, conseqüentemente, evitando sobreposição dos elementos da malha, lacunas entre os elementos e, também, pontos de concentração de tensão.

O gerador de malha *Sheetmesh* é capaz de gerar, também, uma malha com elementos do tipo *solid-shell* (em casca), os quais são recomendados quando se deseja executar simulações computacionais com menor tempo de processamento. O elemento de malha *solid-shell* é um elemento em casca 3D com 8 nós. Esse tipo de malha usa um ponto de integração no plano da casca e uma quantidade definida pelo usuário de pontos de integração ao longo da espessura, sendo recomendada pelo manual do *Simufact Forming 15*® a utilização de, pelo menos, três elementos na direção da espessura durante as simulações numéricas.

O tipo de elemento de malha *solid-shell* (em casca) sem remalhamento foi definido para a geratriz (figura 57), com tamanho de aresta de 0,25 mm, possibilitando, assim, a distribuição de quatro elementos ao longo da espessura da chapa. A malha gerada para a geratriz resultou em 108.872 elementos. Optou-se por um tamanho de malha de 0,25, em respeito à orientação do fabricante do software de simulação de que, em relação à espessura da geratriz, devem existir, no mínimo, três elementos. Não obstante, foram executadas, previamente, simulações numéricas com elementos de malha com tamanho de aresta de 1 mm, apresentando resultados similares aos expostos neste estudo.

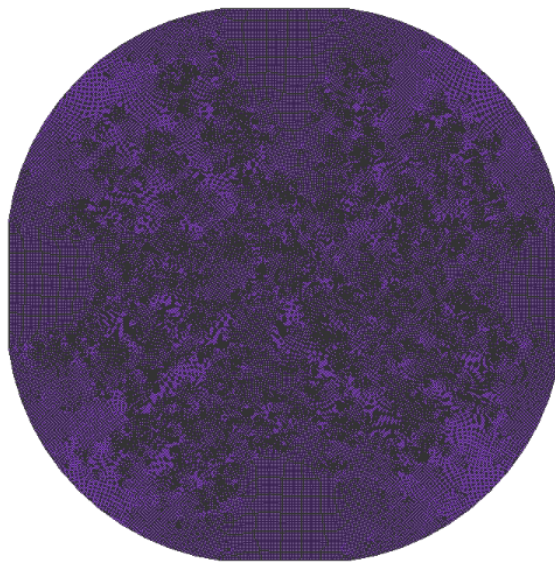


Figura 57 –Exemplo de malha gerada para a geratriz.

4.3. COEFICIENTE DE ATRITO

Em relação ao atrito desenvolvido entre as interfaces de contato do material com as ferramentas, selecionou-se a Lei de Atrito de Coulomb, a qual estabelece uma dependência linear da tensão ou força de atrito com a tensão ou força normal. Os valores do coeficiente de atrito (μ) foram encontrados empiricamente através de simulações computacionais, com base na comparação entre os gráficos de Força de estampagem – Deslocamento do punção, obtidos por meio do software de simulação numérica e dos ensaios experimentais de estampagem da cuba. A força máxima de estampagem foi o critério adotado para determinação do coeficiente de atrito: mantendo-se as propriedades do aço inox AISI 304 constantes e os demais parâmetros do processo de embutimento, o valor do coeficiente de atrito era alterado para cada simulação executada e, assim que o resultado de força máxima obtido pela simulação numérica fosse igual ao resultado experimental, determinava-se, assim, o valor do coeficiente de atrito de cada uma das seis condições de estampagem realizadas.

As figuras 58, 59 e 60 demonstram o comportamento da força de estampagem durante as simulações computacionais e os ensaios experimentais para cada força do prensa-chapa aplicada e para cada lubrificante empregado.

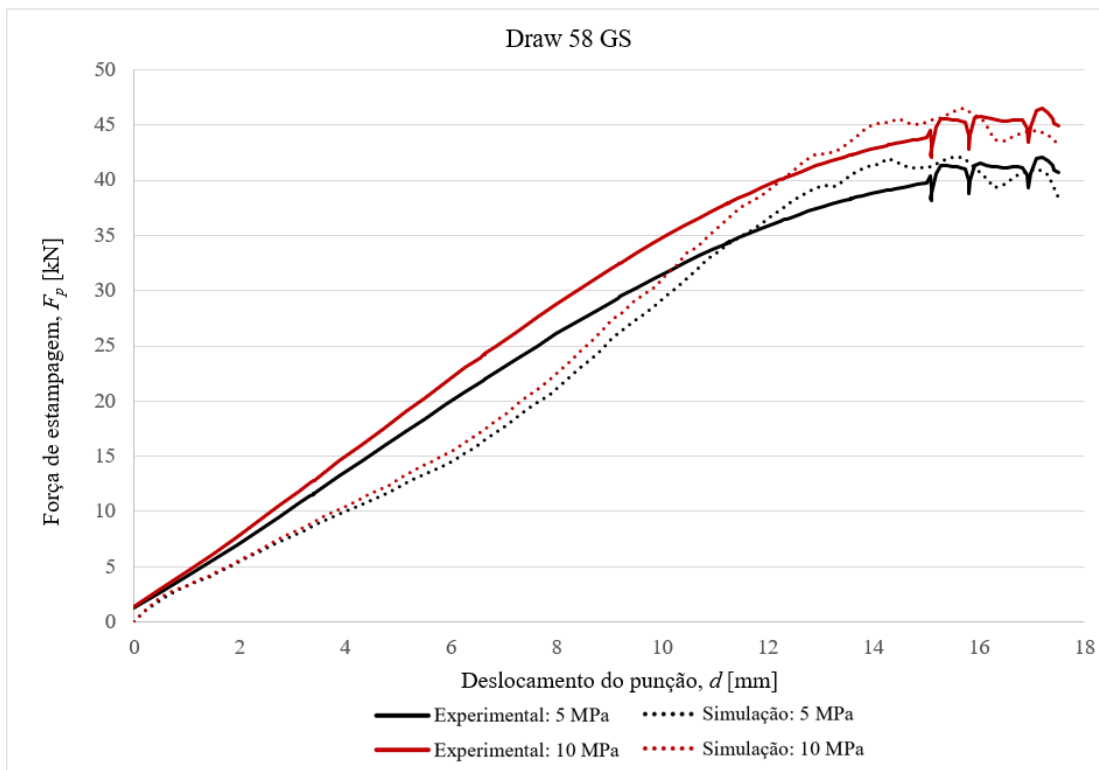


Figura 58 – Gráficos de Força de estampagem – Deslocamento do punção obtidos experimental e numericamente para o lubrificante Draw 58 GS.

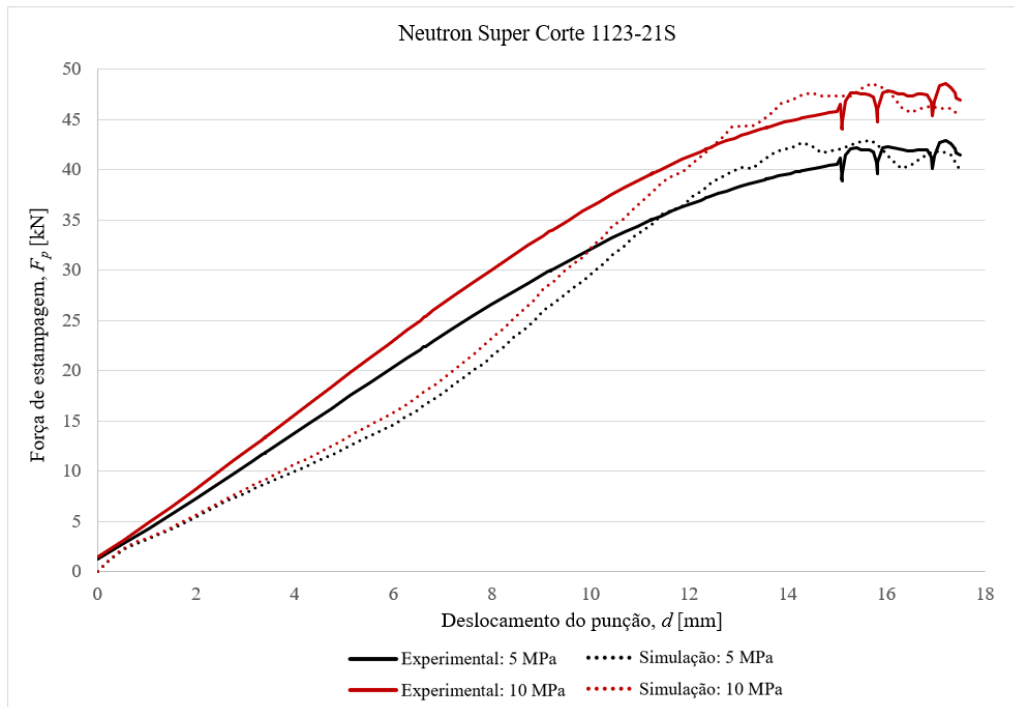


Figura 59 – Gráficos de Força de estampagem – Deslocamento do punção, obtidos experimental e numericamente para o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S.

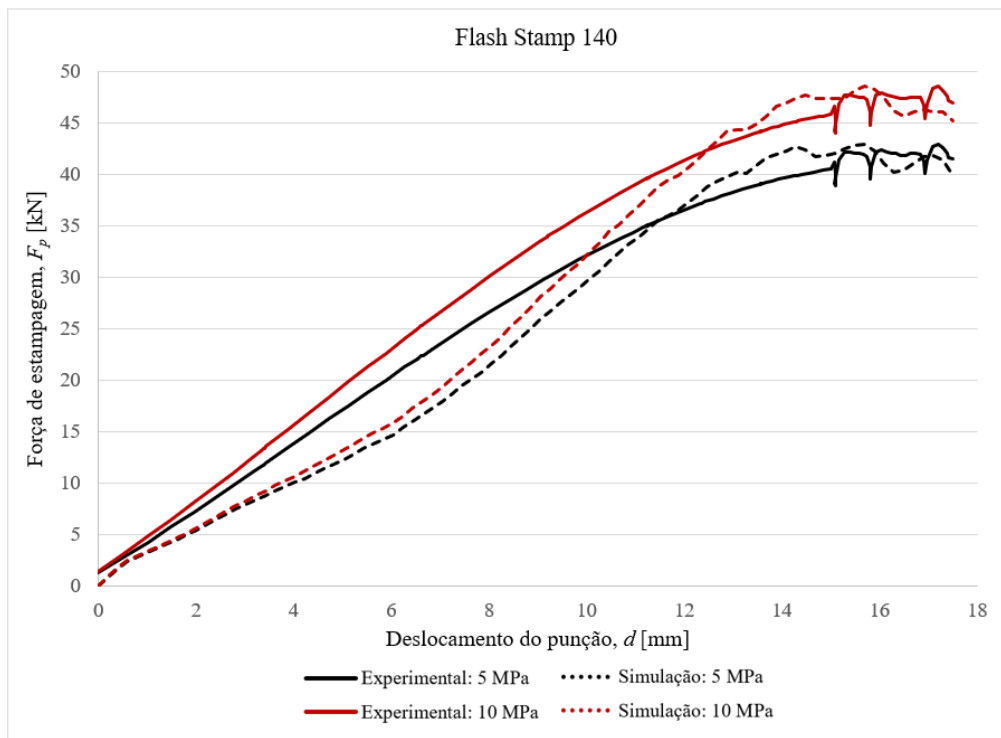


Figura 60 – Gráficos de Força de estampagem – Deslocamento do punção, obtidos experimental e numericamente para o lubrificante Flash Stamp 140.

A tabela 11 concentra os valores encontrados para o coeficiente de atrito (μ) por intermédio da comparação entre os gráficos de Força de estampagem – Deslocamento do punção, obtidos experimental e numericamente. Os dados do coeficiente de atrito são específicos para cada lubrificante utilizado durante os ensaios experimentais de embutimento da cuba, sendo, inclusive, sensíveis à força aplicada pelo prensa-chapa. Percebe-se que o lubrificante Draw 58 GS ofereceu a menor intensidade da força de estampagem e, por conseguinte, o menor coeficiente de atrito, enquanto o lubrificante Flash Stamp 140 foi quem ofereceu uma condição de estampagem mais severa, por conta do seu coeficiente de atrito. Embora a diferença entre os coeficientes de atrito fosse baixa para cada lubrificante, nota-se que, em relação aos lubrificantes Draw 58 GS e Neutron Super Corte 1123-21S, o coeficiente de atrito desenvolvido com o lubrificante Flash Stamp 140 era superior em cerca de 10% e 20%, respectivamente.

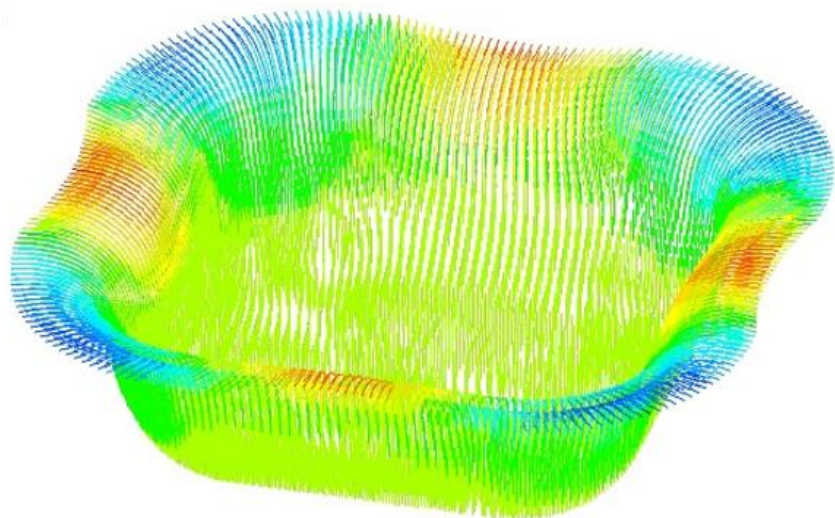
Destaca-se que, nessa tabela, também constam as informações adicionais sobre os parâmetros das operações de estampagem que foram informados ao software de simulação numérica. Os parâmetros condizentes às propriedades mecânicas, ao grau de anisotropia e às CLCs do aço inoxidável AISI 304 foram introduzidos no software *Simufact Forming 15*®, conforme descrito na seção 4.1.

A força de estampagem para cada condição do processo de embutimento realizada experimental e numericamente não decaiu quando próximo do fim do percurso do punção (figuras 58, 59 e 60), assim como ocorreu nos estudos de Mamalis, Manolakos e Baldoukas (1997), Gavas e Izciler (2007), Qiquan *et al.* (2010) e Omkar *et al.* (2019). Esse fenômeno é justificado pelo fato de que os cantos arredondados da cuba não adentraram completamente à cavidade da matriz sobrando uma parcela de material que ficou presa entre a matriz e o prensa-chapa e que, por conseguinte, continuou oferecendo resistência ao deslocamento do punção, muito embora o projeto da geratriz tenha sido para um deslocamento total do punção de 17,5 mm. Na figura 61.a, é possível observar, através do software de simulação numérica *Simufact Forming 15*®, a concentração de material na região do flange (destacado em vermelho), sobretudo nos cantos arredondados da cuba após a execução dos processos de embutimento. Inclusive, a figura 61.b confirma que o fluxo de material para o interior da matriz, medido em mm/s, era menor na região dos cantos arredondados do que nas abas retas, em razão da restrição oferecida pela concentração de material nos cantos arredondados que ficou presa entre a matriz e o prensa-chapa.



(a)

Fluxo de material [mm/s]



(b)

Figura 61 – Concentração de material na região do flange (a) e representação do fluxo de material para o interior da matriz (b).

Tabela 11 – Parâmetros de processo inseridos no *Simufact Forming 15* ®.

Parâmetros	CP 01	CP 02	CP 03	CP 04	CP 05	CP 06
Material das ferramentas	AISI H13	AISI H13	AISI H13	AISI H13	AISI H13	AISI H13
Material da geratriz	AISI 304	AISI 304	AISI 304	AISI 304	AISI 304	AISI 304
Elementos de malha da geratriz	<i>solid-shell</i>	<i>solid-shell</i>	<i>solid-shell</i>	<i>solid-shell</i>	<i>solid-shell</i>	<i>solid-shell</i>
Tamanho dos elementos	0,25 mm	0,25 mm	0,25 mm	0,25 mm	0,25 mm	0,25 mm
Quantidade de elementos	108.872	108.872	108.872	108.872	108.872	108.872
Pressão do prensa-chapa, p_{bh}	5 MPa	10 MPa	5 MPa	10 MPa	5 MPa	10 MPa
Força do prensa-chapa, F_{bh}	5,74 kN	11,48 kN	5,74 kN	11,48 kN	5,74 kN	11,48 kN
Lubrificante	Draw 58 GS	Draw 58 GS	Neutron Super Corte 1123-21S	Neutron Super Corte 1123-21S	Flash Stamp 140	Flash Stamp 140
Coeficiente de atrito, μ	0,09	0,12	0,1	0,14	0,11	0,15
Deslocamento do punção, d	17,5 mm	17,5 mm	17,5 mm	17,5 mm	17,5 mm	17,5 mm
Velocidade da prensa	19,5 mm/s	19,5 mm/s	19,5 mm/s	19,5 mm/s	19,5 mm/s	19,5 mm/s

5. APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS

5.1. RESULTADOS DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS

Conforme descrito na seção 3.7, foram executados os ensaios de embutimento do aço inoxidável austenítico AISI 304 para fabricação da cuba, analisando-se, posteriormente, os resultados experimentais de força de estampagem em relação ao deslocamento do punção, bem como a variação de espessura e as tensões e deformações principais nos pontos identificados anteriormente na figura 52 (seção 3.7.1). Ao final do processo, o material deformou-se plasticamente próximo do formato projetado, gerando, apenas, uma pequena parcela de material remanescente na região do flange, sobretudo nos cantos arredondados da peça. A cuba estampada (figura 62) permaneceu com uma seção transversal de 44 x 44 mm, uma altura interna de 17,5 mm, um raio de fundo de 6,5 mm e um raio lateral interno de 10 mm.

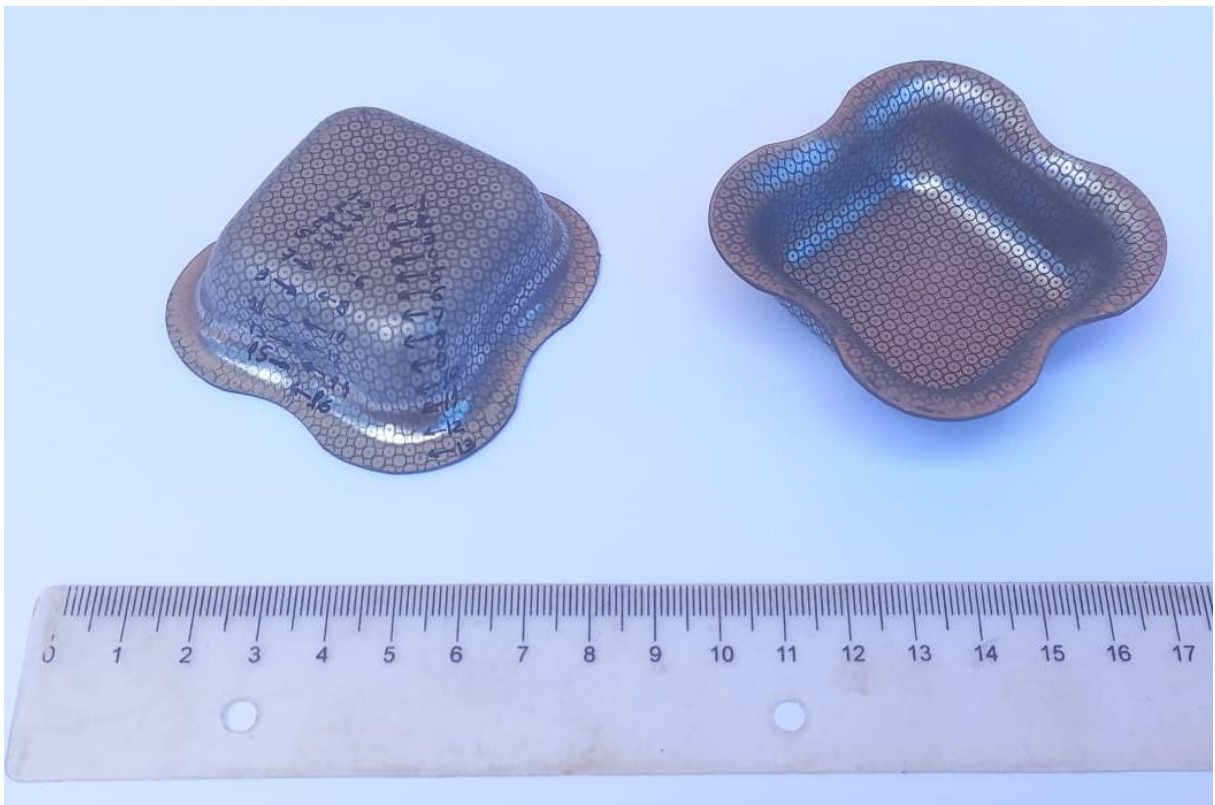


Figura 62 – Vista externa e interna da cuba após o processo de estampagem.

5.1.1. Variação de Espessura

A variação de espessura em cada ponto foi mensurada em relação às direções de 0° e de 45° da cuba, através de microscopia óptica com ampliação da imagem de 50x, conforme

descrito na seção 3.7.2. As figuras 63, 64 e 65 se referem ao comportamento da espessura da cuba para cada lubrificante e para cada pressão aplicada pelo prensa-chapa, cujos resultados foram extraídos das tabelas E.1, E.2, E.3, E.4, E.5 e E.6, disponíveis no APÊNDICE E.

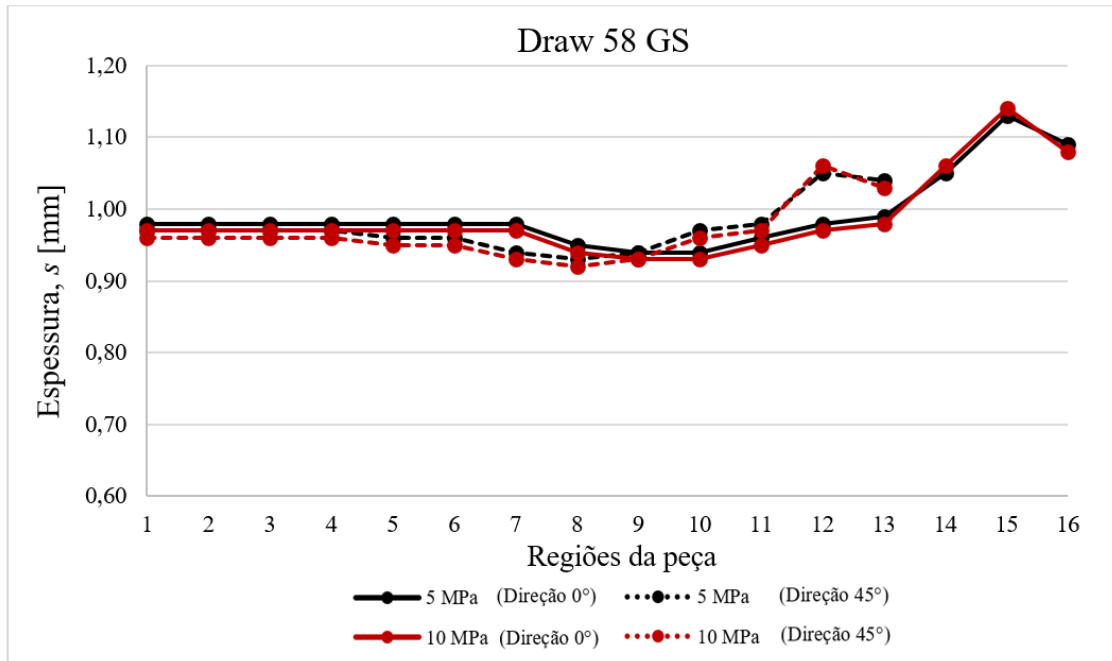


Figura 63 –Variação de espessura durante os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS.

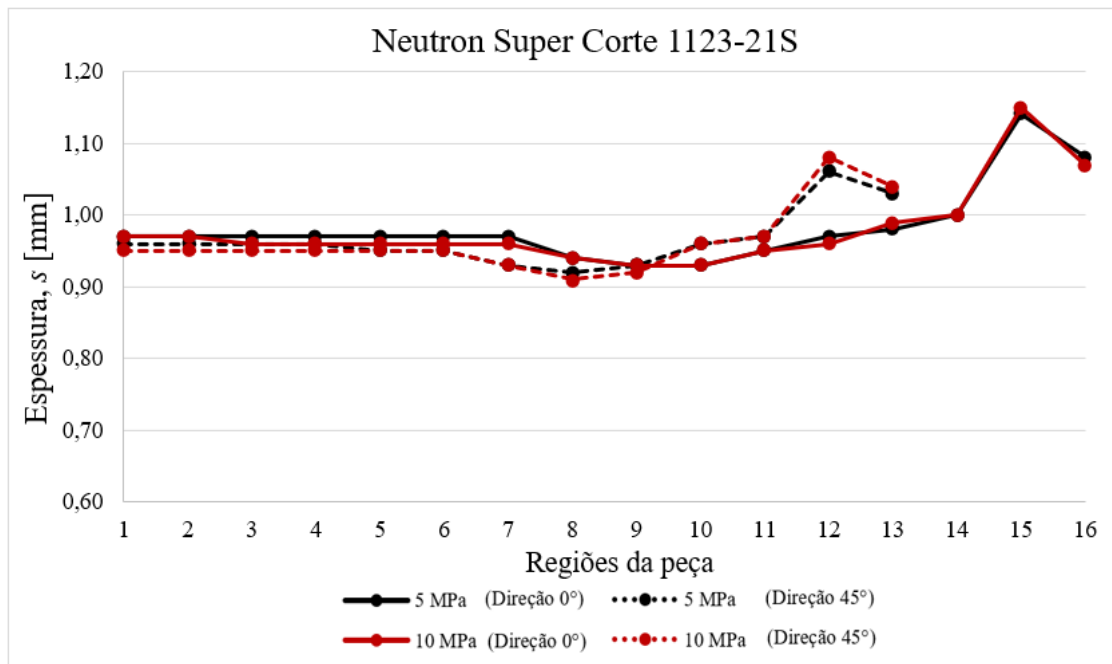


Figura 64 –Variação de espessura durante os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S.

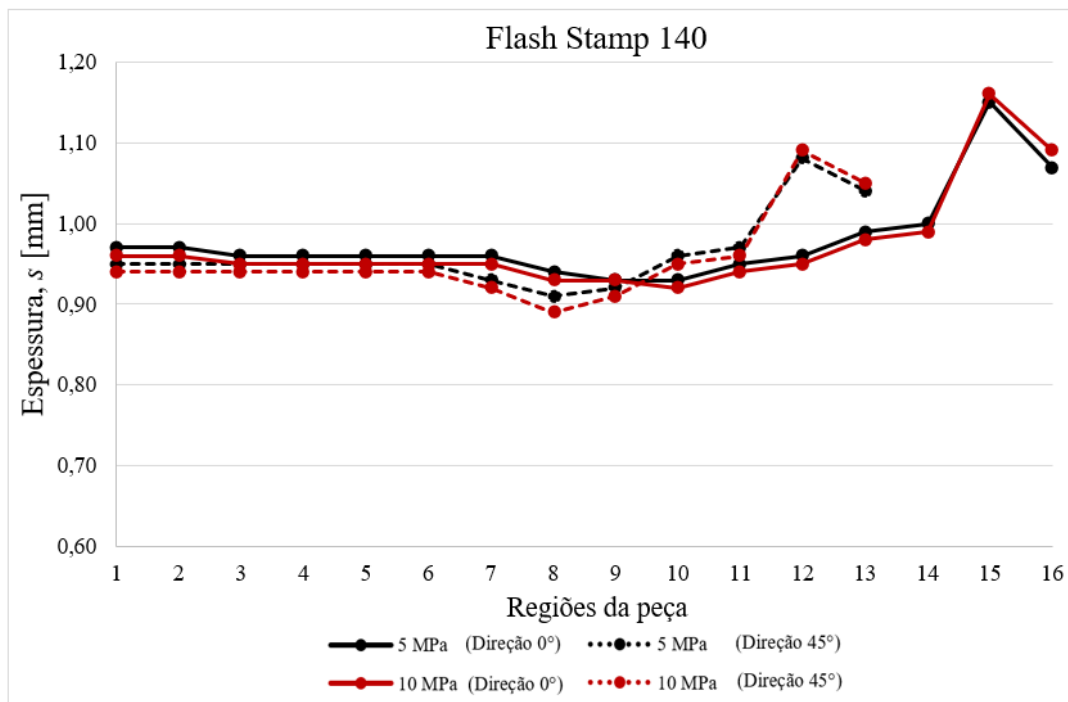


Figura 65 –Variação de espessura durante os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140.

Em relação ao comportamento da espessura em cada ponto avaliado durante os ensaios experimentais, observou-se que, de forma geral, a espessura não apresentou uma variação muito expressiva, variando entre 0,8 a, no máximo, 1,2 mm nas direções de 0° e 45° em relação ao eixo central da peça (figuras 63, 64 e 65), considerando que, inicialmente, a chapa apresentava uma espessura de 1 mm. Mesmo com a alteração significativa da pressão aplicada pelo prensa-chapa e do tipo de lubrificante empregado, a variação de espessura da cuba foi significativamente próxima para as seis condições de estampagem realizadas, em razão da proximidade dos resultados encontrados para o coeficiente de atrito de cada ensaio (tabela 11). Em suma, a espessura tendia a se reduzir na região da cabeça do punção, fenômeno esse que era agravado durante a transição da região do raio da cabeça do punção para a parede peça. Por outro lado, percebia-se que a espessura tendia a aumentar significativamente na transição do raio de entrada da matriz para o flange, ultrapassando ao seu valor inicial de 1 mm. Embora seja pouco perceptível a olho nu, demonstra-se, na figura 66, o perfil da variação de espessura em diferentes zonas da cuba nas seções orientadas a 0° e a 45° em relação ao seu eixo central.

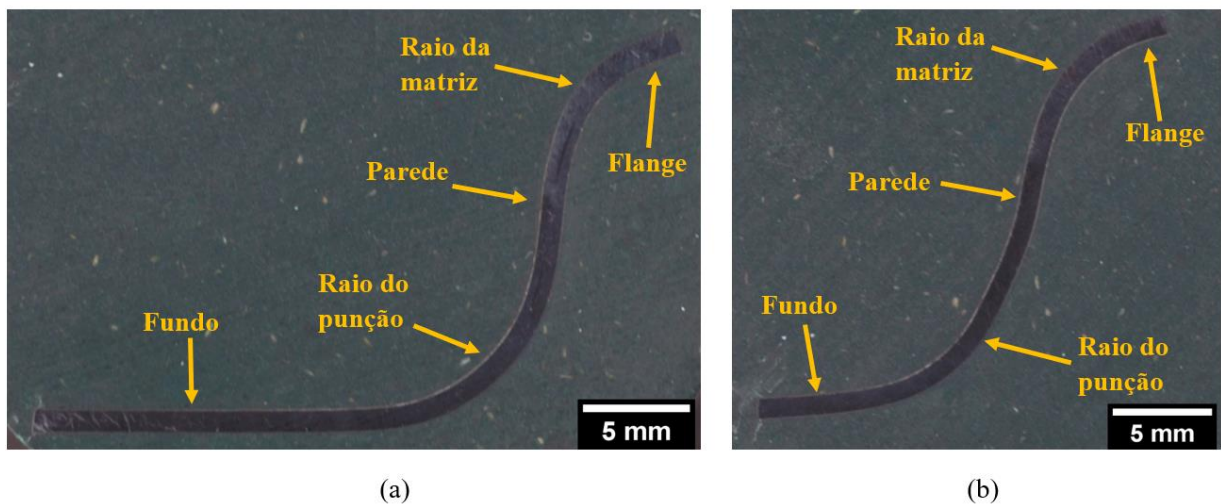


Figura 66 –Seções da cuba na direção de 0° (a) e de 45° (b) em relação ao eixo central.

5.1.2. Deformações Principais

Os valores das deformações principais φ_1 e φ_2 em cada ponto da peça (identificados na figura 62) foram mensuradas através da deformação das elipses impressas na superfície externa da peça final, orientadas a 0° e a 45° em relação ao seu eixo central. A linha orientada a 0° em relação ao eixo central coletava os valores de deformação referentes ao processo de dobramento das abas retas da cuba, enquanto a linha orientada a 45° colhia os valores de deformação característicos do processo de estampagem dos cantos arredondados. Mediu-se as deformações das elipses que foram cruzadas por essas linhas radiais após os ensaios experimentais e, também, após as simulações numéricas através da régua e do procedimento já descritos na medição das deformações principais máxima (φ_1) e mínima (φ_2) durante a realização dos ensaios Nakazima modificados (seção 3.5). Em contrapartida, a deformação da espessura (φ_3) foi calculada por intermédio da variação de espessura, levando-se em consideração os dados contidos na seção 5.1.1.

O comportamento das deformações φ_1 , φ_2 e φ_3 em cada ponto analisado da cuba pode ser visto, graficamente, nas figuras 67, 68, 69, 70, 71 e 72 levando-se em consideração o lubrificante empregado e a pressão aplicada pelo prensa-chapa. Esses resultados foram extraídos das tabelas E.1, E.2, E.3, E.4, E.5 e E.6, disponíveis no APÊNDICE E.

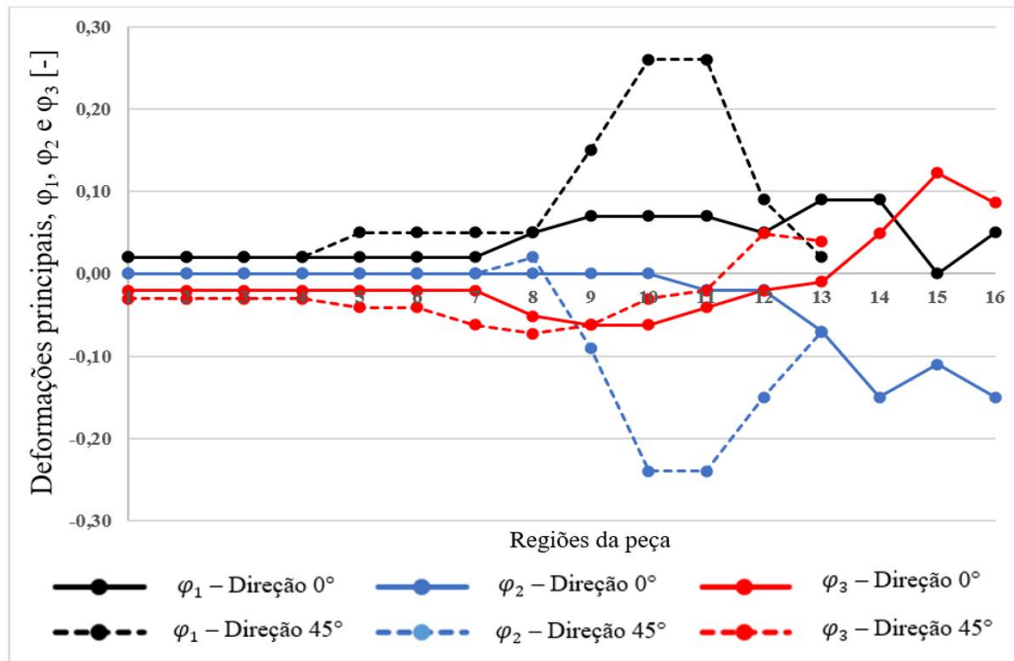


Figura 67 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

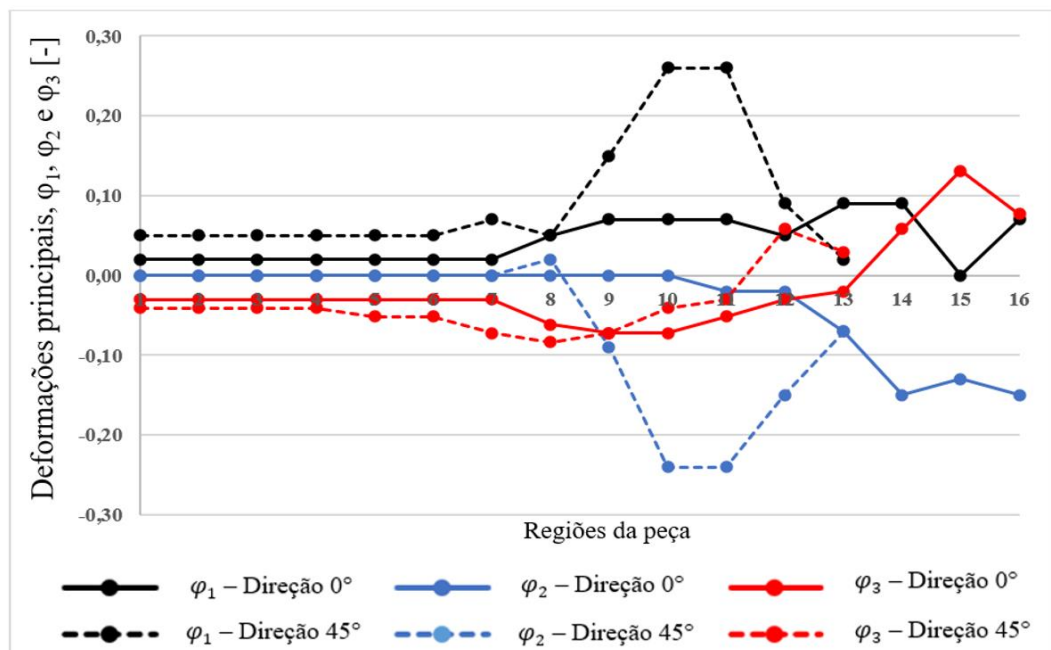


Figura 68 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

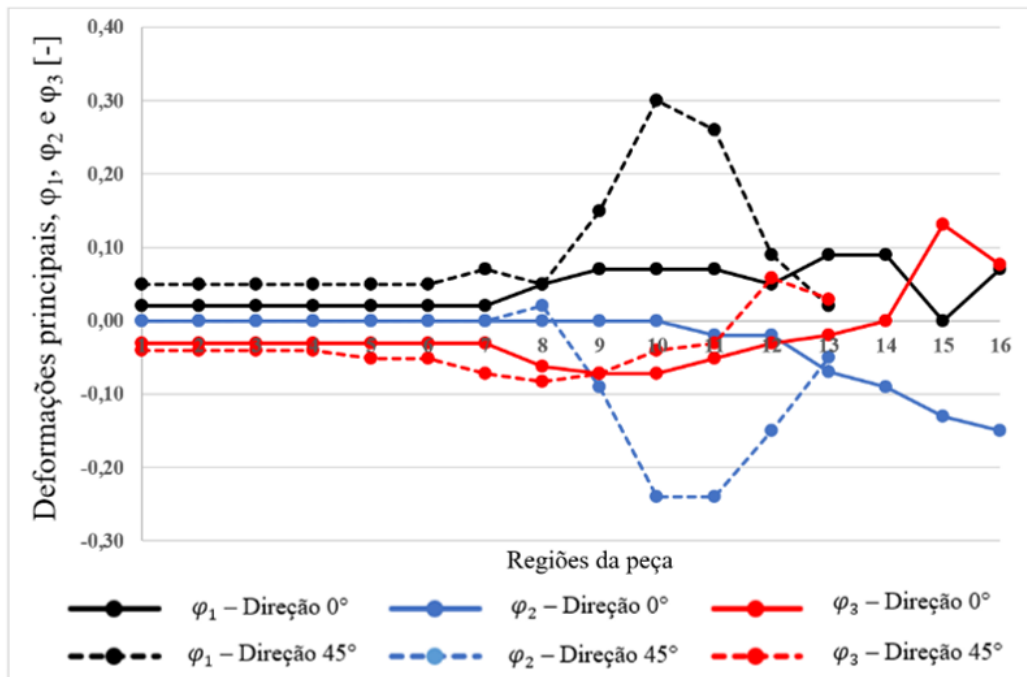


Figura 69 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

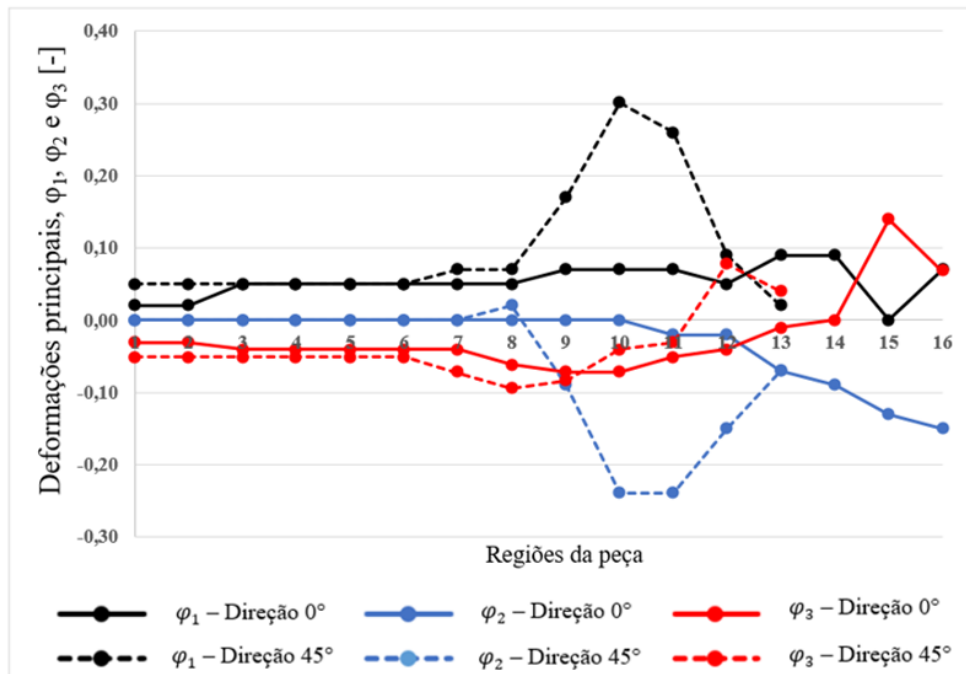


Figura 70 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

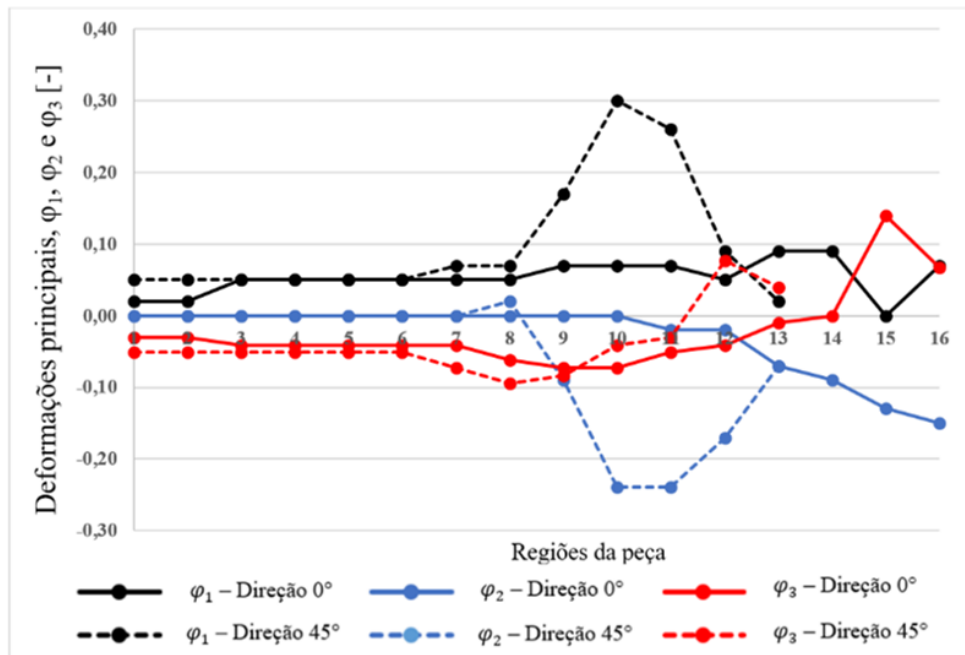


Figura 71 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

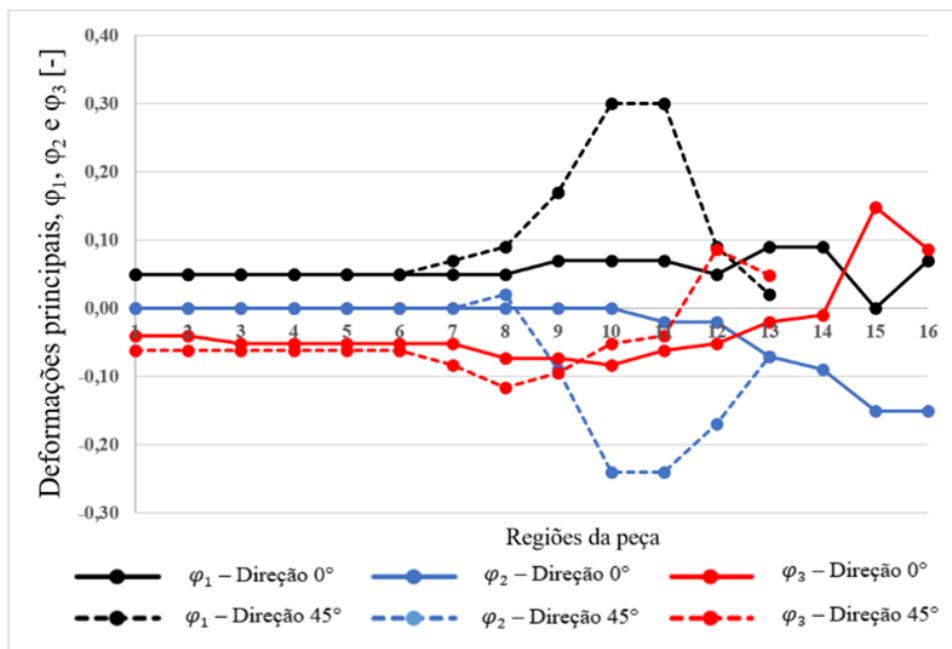


Figura 72 –Comportamento das deformações principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

Os resultados de deformação equivalente (φ_{eq}) foram obtidos pelo Critério de Hill (1948) (equação 31), fazendo-se uso do coeficiente de anisotropia médio (r_m) e das deformações principais φ_1 e φ_2 . Considerando que o aço inox AISI 304 se encontra em condições próximas da isotropia, os resultados da deformação equivalente (φ_{eq}) e, posteriormente, da tensão equivalente (σ_{eq}) pelo método de Hill (1948) se aproximam de von Mises (1913), segundo Marciniak, Duncan e Hu (2002).

O comportamento da deformação equivalente em cada ponto da peça pode ser visto através das figuras 73, 74 e 75, sendo, também, esses resultados referentes às orientações de 0° e de 45° em relação ao eixo central da cuba e, concomitantemente, extraídos das tabelas E.1, E.2, E.3, E.4, E.5 e E.6 (APÊNDICE E).

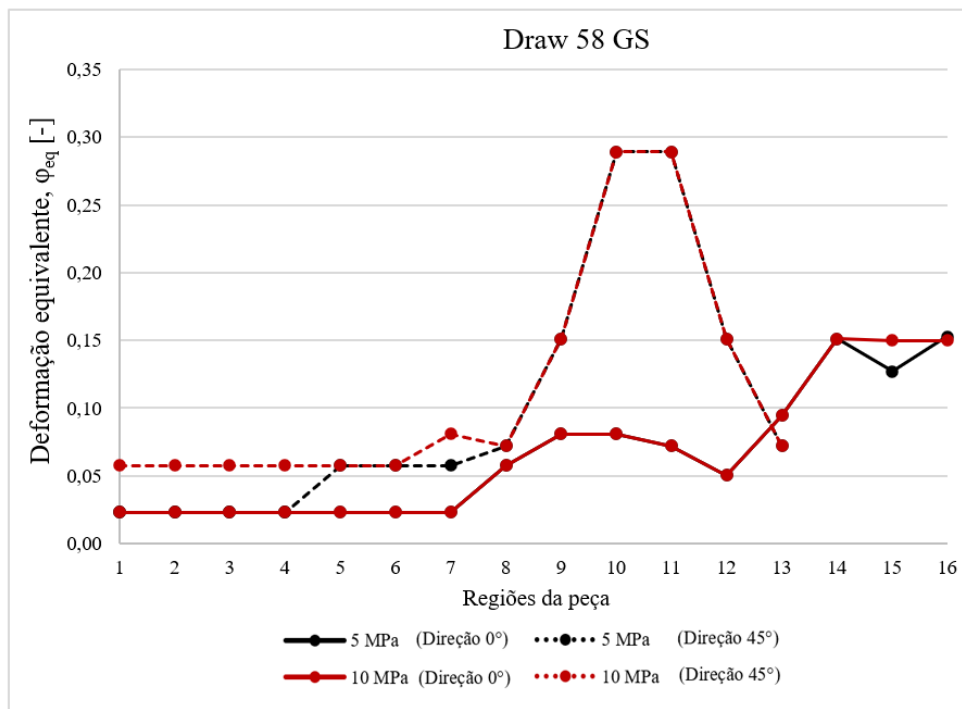


Figura 73 –Comportamento da deformação equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa -chapa.

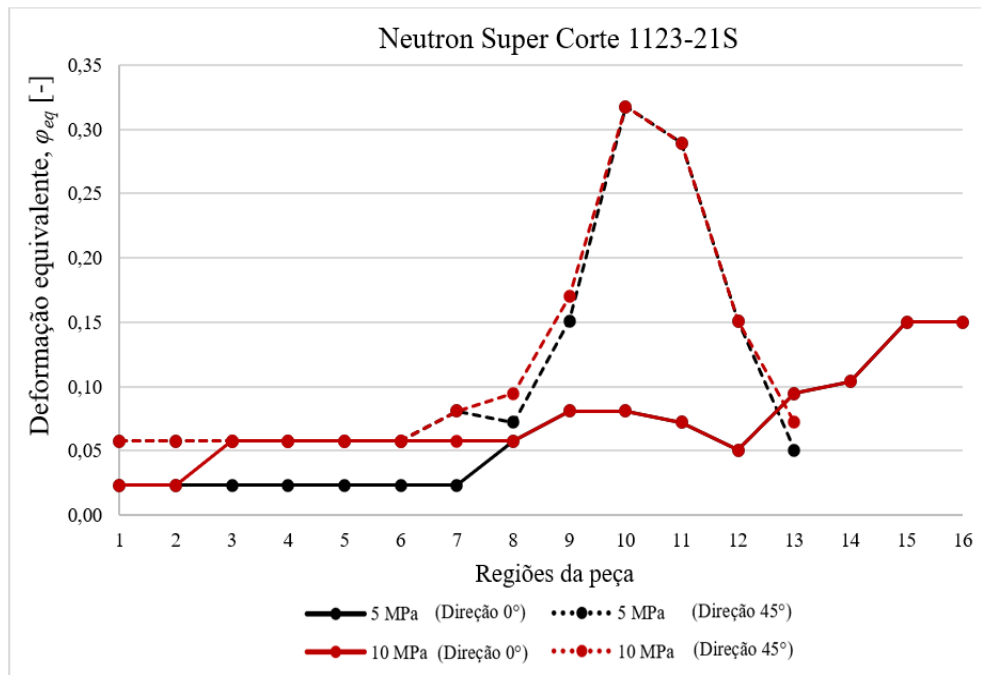


Figura 74 –Comportamento da deformação equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa -chapa.

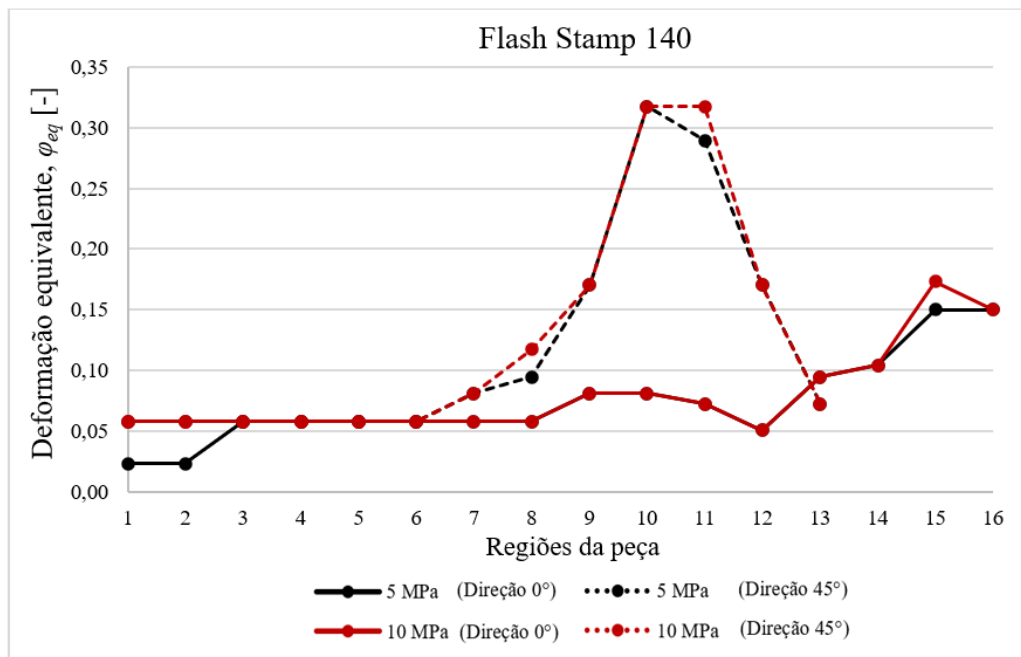


Figura 75 –Comportamento da deformação equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa -chapa.

Nas figuras 67, 68, 69, 70, 71 e 72, foi visto o comportamento das deformações principais φ_1 , φ_2 e φ_3 ao longo da superfície externa da cuba durante os ensaios experimentais de embutimento. De maneira geral, o comportamento das deformações principais foi praticamente idêntico para todas as condições dos ensaios de estampagem realizadas, mesmo com alteração significativa da força aplicada pelo prensa-chapa e do lubrificante adotado, o que também é corroborado pela baixa diferença entre os coeficientes de atrito encontrados para cada processo ensaiado, conforme já demonstrado na tabela 11.

Adicionalmente, nota-se que, em relação às direções de 0° e de 45° da cuba, há diferença no comportamento das deformações principais em cada região da cuba, considerando os pontos em que as deformações foram mensuradas (figura 62). Na trajetória de deformações que parte da região central da peça e que vai até o flange orientada a 0° , as deformações radiais (φ_1) mantêm-se constantes e baixas ao longo do fundo (pontos 1 ao 8), com um aumento expressivo à medida em que passa pela região do raio da cabeça do punção (pontos 9 e 10) e em que avança à parede da peça (pontos 11 ao 14), decrescendo abruptamente na região do raio de entrada da matriz (ponto 15) e aumentando expressivamente na zona do flange da peça (ponto 16). As deformações circunferenciais (φ_2) mantêm-se constantes e próximas de zero ao longo da região do fundo da peça e do raio da cabeça do punção, aumentando progressivamente à medida em que se dirige à região do flange. Por outro lado, as deformações da espessura (φ_3) apresentam o mesmo comportamento em relação às direções de 0° e 45° : mantêm-se constantes e baixas ao longo do fundo da peça, aumentando a sua severidade na região do raio da cabeça do punção até que, a partir da parede da peça, reduz-se o fenômeno do afinamento, com posterior aumento das deformações e, conseqüentemente, da espessura nas regiões do raio de entrada da matriz e do flange. Em relação à trajetória de deformações orientada a 45° , as deformações radiais (φ_1) mantêm-se constantes e baixas ao longo do fundo (pontos 1 ao 6), com um aumento demasiado à medida em que passa pela região do raio da cabeça do punção (pontos 7 ao 9) e chega à parede da peça (pontos 10 e 11), voltando aos patamares iniciais à medida em que avança para o raio de entrada da matriz (ponto 12) e que chega à zona do flange (ponto 13). Não obstante, as deformações circunferenciais (φ_2) mantêm-se constantes e próximas de zero ao longo do fundo (pontos 1 ao 6), com uma redução demasiada à medida em que passa pela região do raio da cabeça do punção (pontos 7 ao 9) e chega à parede da peça (pontos 10 e 11), voltando aos patamares iniciais à medida em que avança para o raio de entrada da matriz (ponto 12) e que chega à zona do flange (ponto 13).

As deformações equivalentes (φ_{eq}), por outro lado, apresentaram comportamentos distintos entre as direções de 0° e de 45° em relação ao ponto central da peça, embora tenham sofrido pouca alteração do seu comportamento e da sua intensidade em razão da alteração significativa da pressão aplicada pelo prensa-chapa e do tipo de lubrificante, segundo consta das figuras 73, 74 e 75. Na trajetória de deformações que parte da região central da peça e que vai até o flange orientada a 0°, as deformações equivalentes mantêm-se constantes e baixas ao longo do fundo (pontos 1 ao 8), com um aumento pouco expressivo à medida em que passa pela região do raio da cabeça do punção (pontos 9 e 10) e em que avança à parede da peça (pontos 11 ao 14), crescendo abruptamente à medida em que migra para a região do raio de entrada da matriz (ponto 15) e do flange da peça (ponto 16). Todavia, em relação à trajetória de deformações orientada a 45°, as deformações equivalentes mantêm-se constantes e baixas ao longo do fundo (pontos 1 ao 6), com um aumento demasiado à medida em que passa pela região do raio da cabeça do punção (pontos 7 ao 9) e chega à parede da peça (pontos 10 e 11), voltando aos patamares iniciais à medida em que avança para o raio de entrada da matriz (ponto 12) e que chega à zona do flange (ponto 13).

5.1.3. Tensões Principais e Equivalente

Previamente à determinação das tensões principais σ_1 e σ_2 , foram calculadas as tensões equivalentes (σ_{eq}) em cada ponto avaliado da cuba, aplicando-se os valores da deformação equivalente (φ_{eq}) na equação de Ludwik-Hollomon (equação 32), conforme defendido por Klocke (2013). Através da tensão equivalente e da identificação dos modos de deformação plástica que estão atuando na peça durante o seu embutimento, é possível calcular as tensões principais σ_1 e σ_2 , com base na metodologia de cálculo proposta por Marciniak, Duncan e Hu (2002), Rocha (2006) e Gilapa (2011). A atuação da tensão σ_3 , perpendicular à superfície da cuba, foi desprezada, dado que, de acordo com Marciniak, Duncan e Hu (2002), Rocha (2006) e Gilapa (2011), a pressão de contato entre o material e as ferramentas é muito inferior ao limite de escoamento.

O comportamento da tensão equivalente em cada ponto da peça pode ser visto através das figuras 76, 77 e 78, sendo, também, esses resultados referentes às orientações de 0° e de 45° em relação ao eixo central da cuba e, concomitantemente, extraídos das tabelas E.1, E.2, E.3, E.4, E.5 e E.6 (APÊNDICE E).

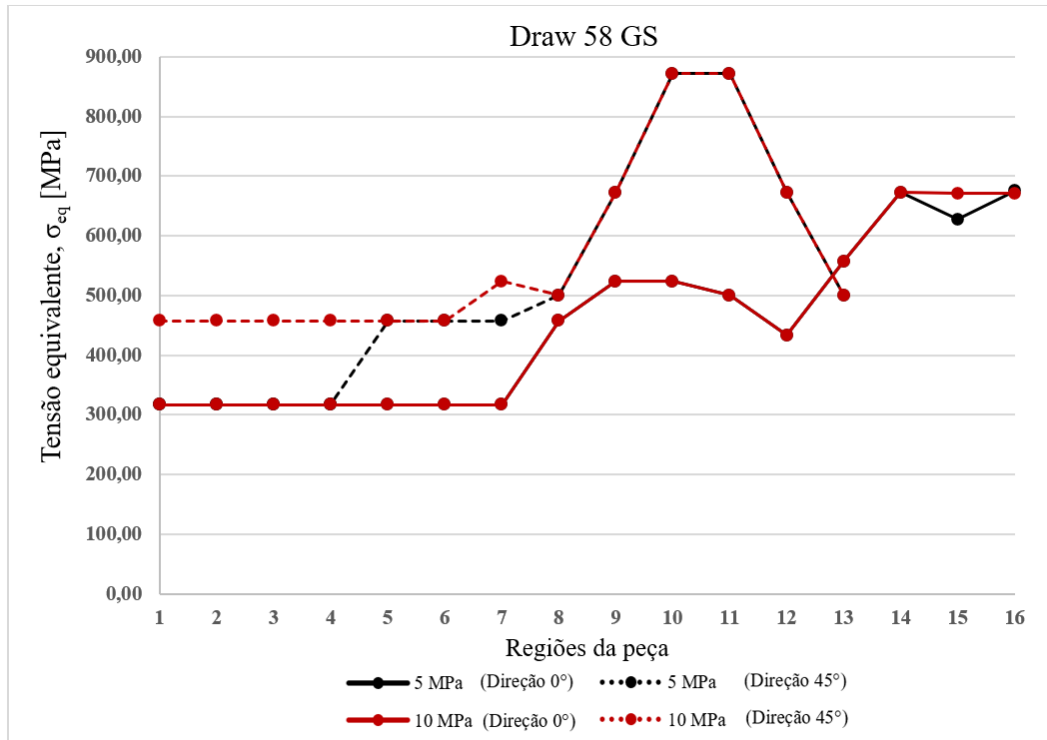


Figura 76 –Comportamento da tensão equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa -chapa.

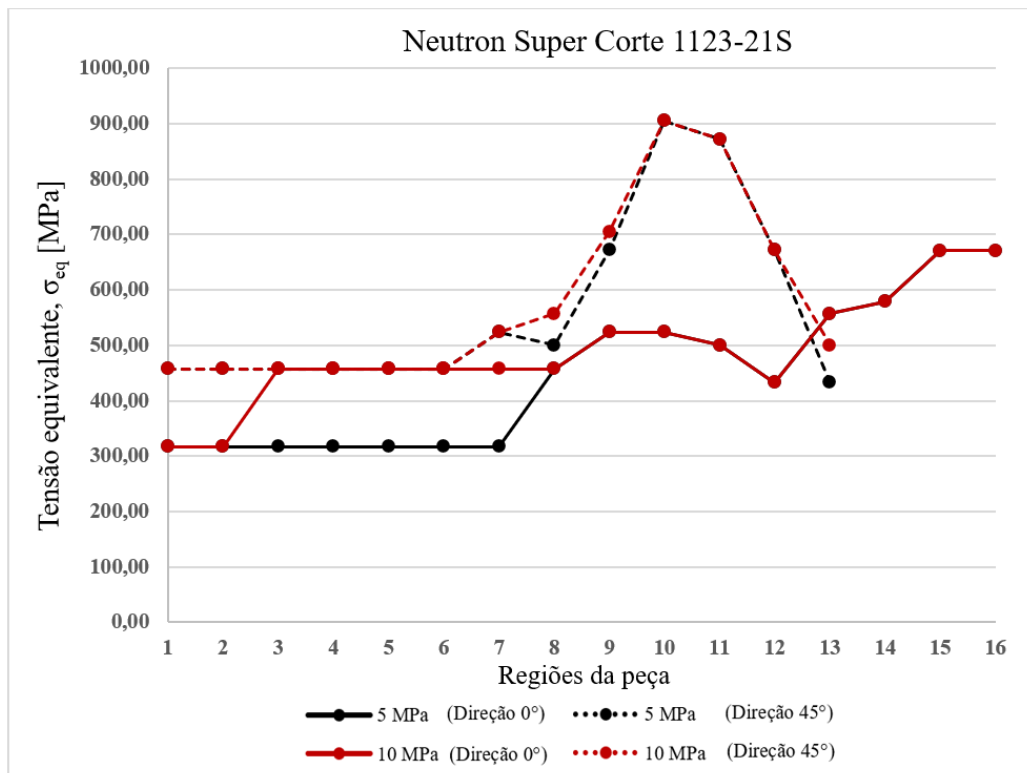


Figura 77 –Comportamento da tensão equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa -chapa.

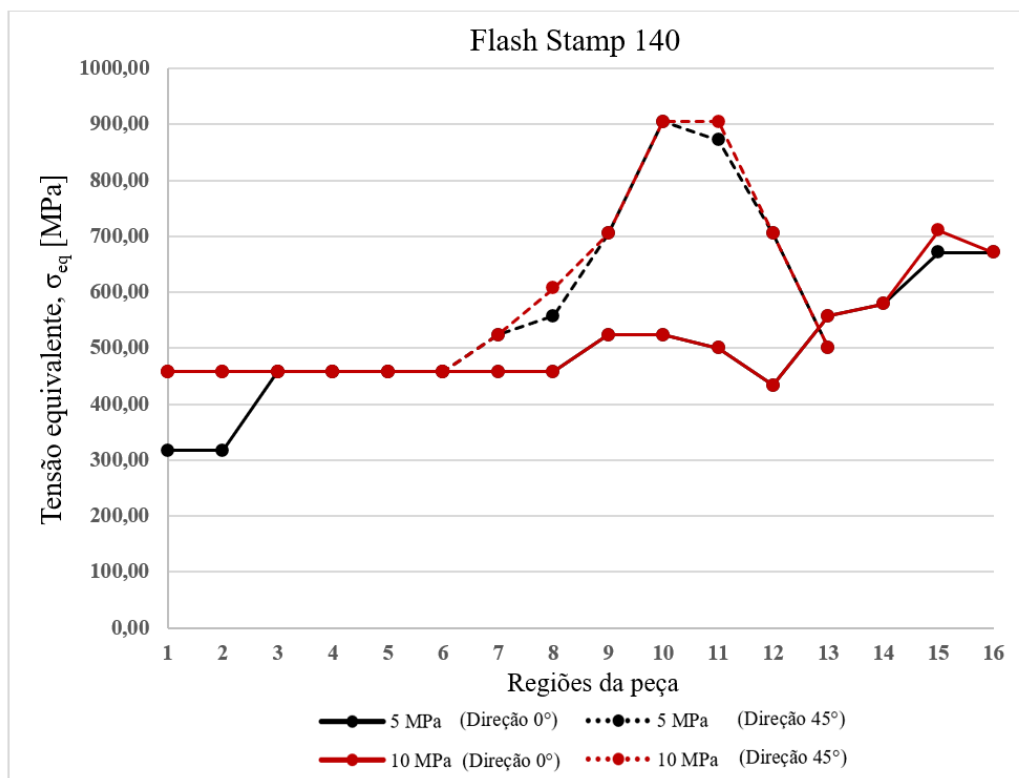


Figura 78 –Comportamento da tensão equivalente durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa -chapa.

A correta identificação dos modos de deformação característicos de cada região da cuba foi realizada por meio da análise do comportamento das deformações principais seguindo os critérios estabelecidos por Marciniak, Duncan e Hu (2002), Rocha (2006) e Gilapa (2011), sendo, posteriormente, vital para o cálculo analítico das tensões principais σ_1 e σ_2 . Os modos de deformação plástica que atuaram durante o embutimento da peça foram, na trajetória de deformações orientada a 0° : deformação plana (pontos 1 ao 11), tração uniaxial (ponto 12), embutimento profundo (pontos 13 e 14) e compressão uniaxial (pontos 15 e 16). Não obstante, atuaram, na direção de 45° , os modos de deformação plástica de deformação plana (pontos 1 ao 8), embutimento profundo (pontos 9 ao 11) e compressão uniaxial (pontos 12 e 13).

Para o cálculo da tensão principal σ_1 durante o modo de deformação plana ($\sigma_2 = \sigma_3 = 0$), utilizou-se a equação 36, enquanto que, para o modo de deformação por tração uniaxial ($\sigma_2 = \sigma_3 = 0$), a tensão σ_1 foi calculada através da equação 37. Durante o modo de deformação por embutimento profundo ($\sigma_1 = \sigma_2$), as tensões σ_1 e σ_2 foram calculadas pelas equações 40 e 41, respectivamente. Por fim, a tensão σ_2 foi determinada pela equação 42 durante o modo de deformação por compressão uniaxial ($\sigma_1 = \sigma_3 = 0$).

O comportamento das tensões principais σ_1 e σ_2 em cada ponto analisado da cuba pode ser visto, graficamente, nas figuras 79, 80, 81, 82, 83 e 84, levando-se em consideração o

lubrificante empregado e a pressão aplicada pelo prensa-chapa. Esses resultados são referentes às orientações de 0° e de 45° em relação ao eixo central da cuba e, concomitantemente, extraídos das tabelas E.1, E.2, E.3, E.4, E.5 e E.6 (APÊNDICE E).

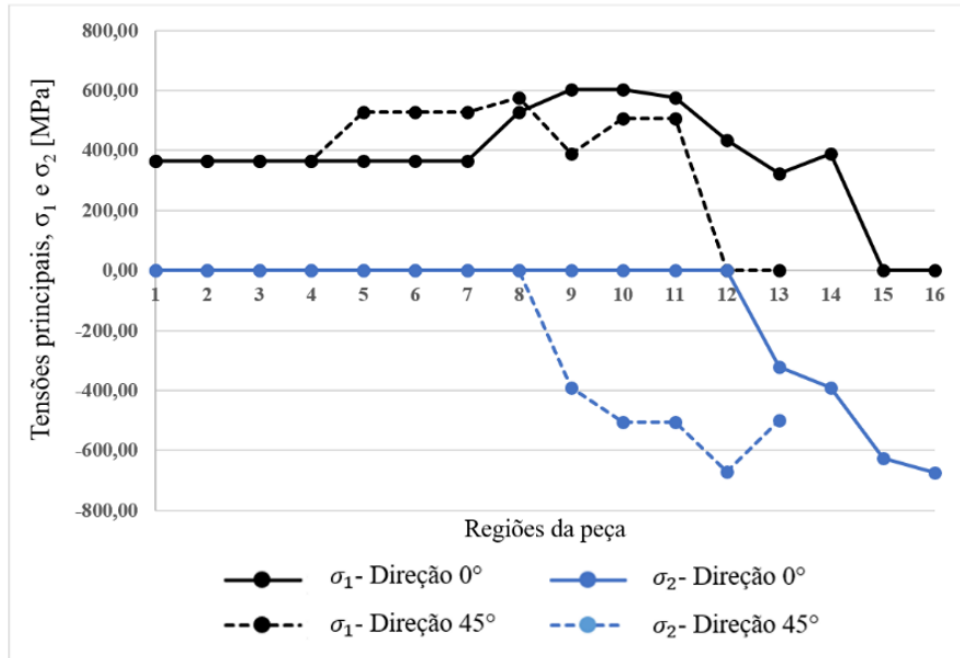


Figura 79 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

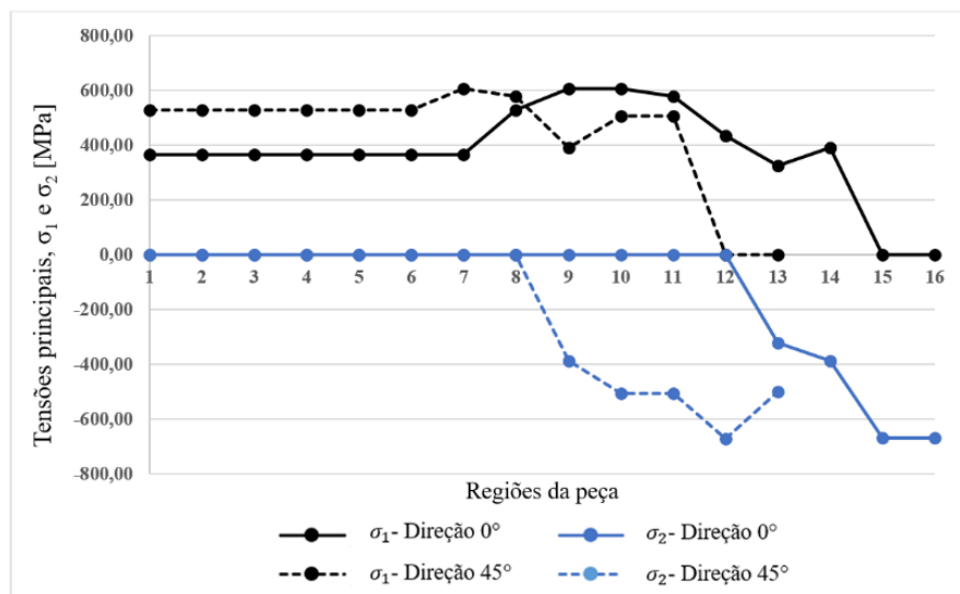


Figura 80 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

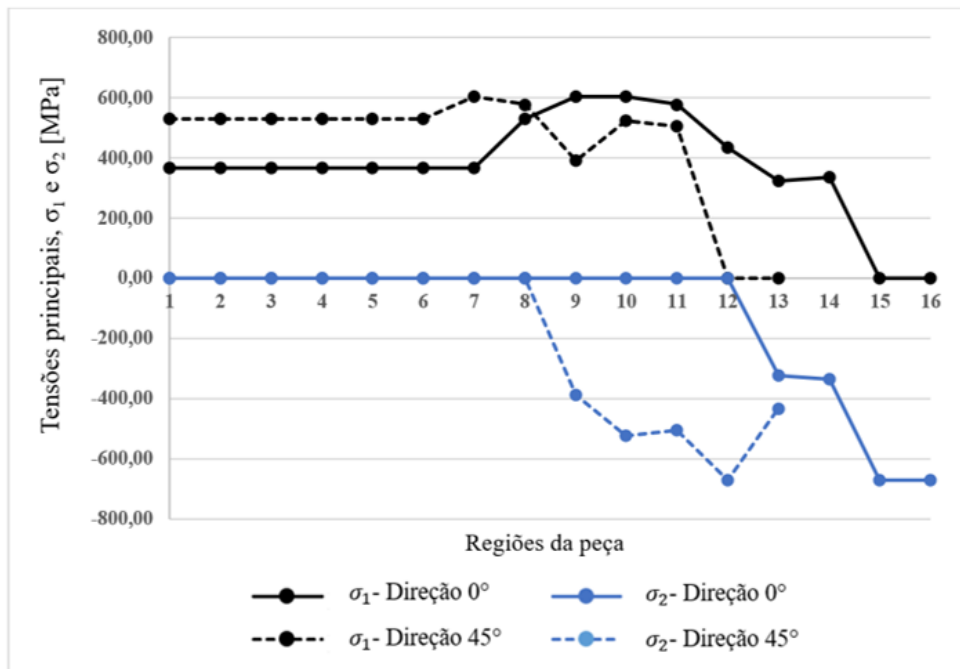


Figura 81 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

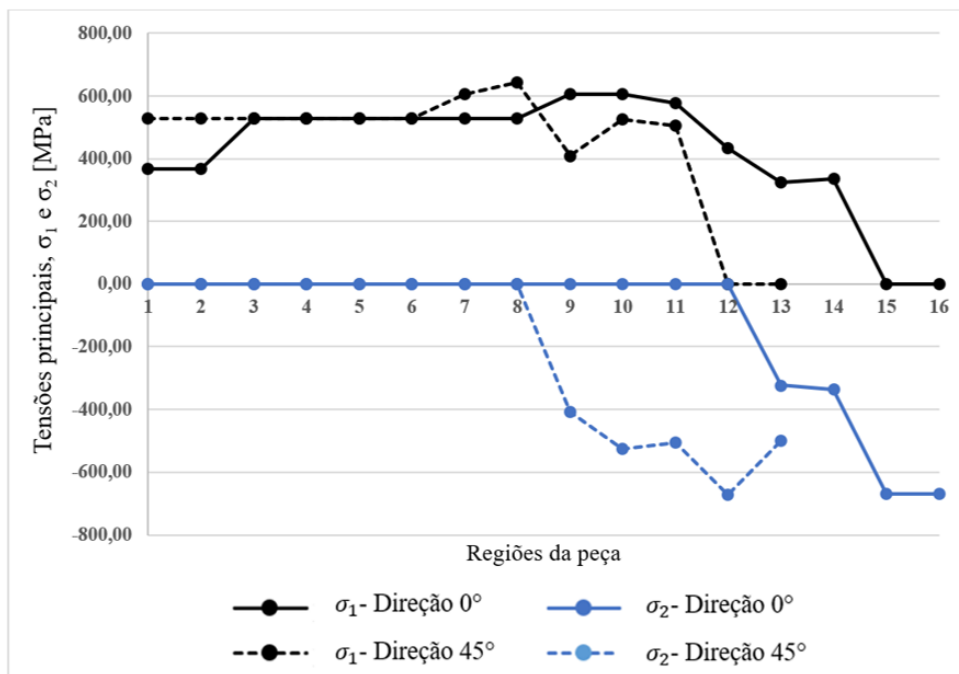


Figura 82 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

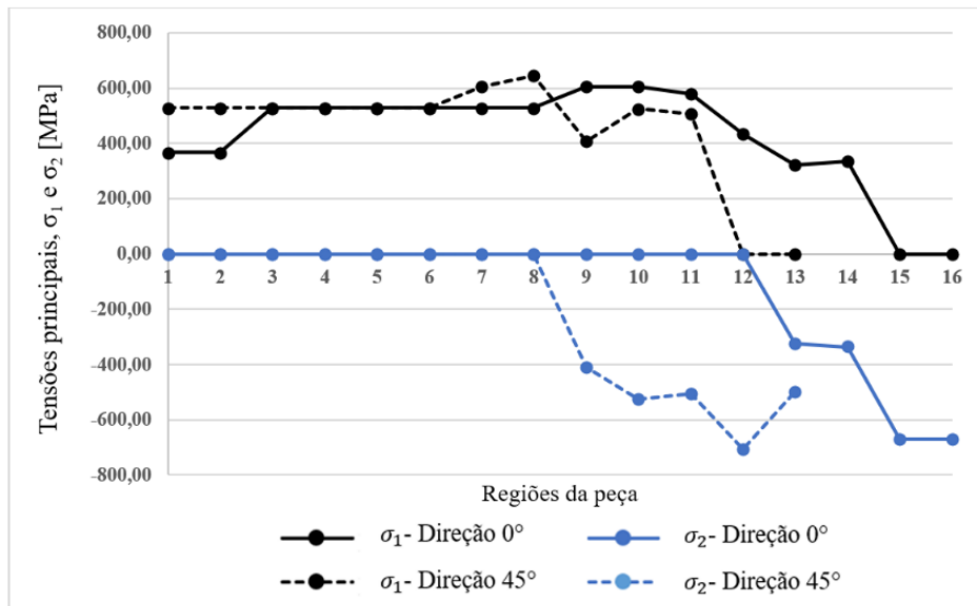


Figura 83 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

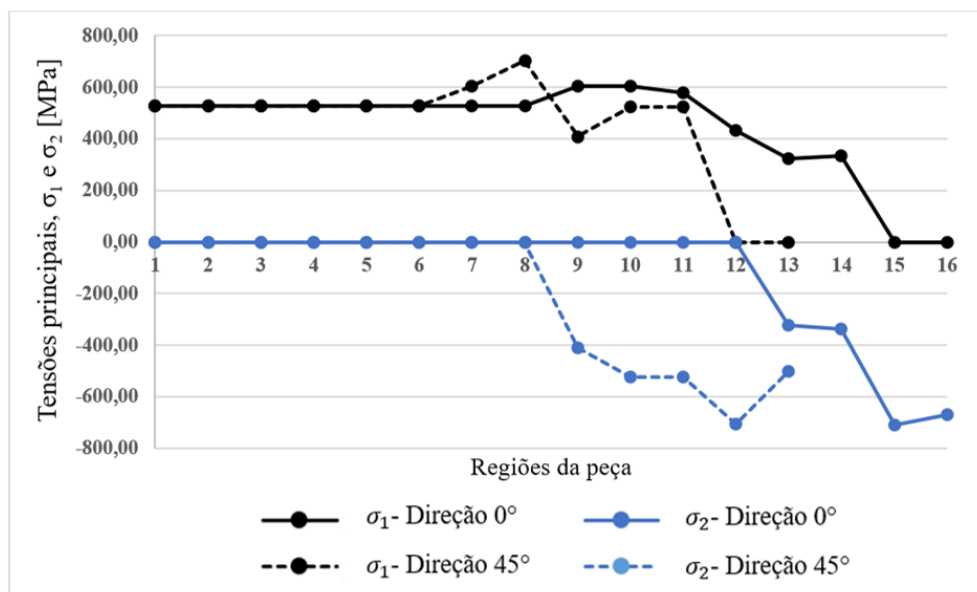


Figura 84 –Comportamento das tensões principais durante os ensaios experimentais de embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

Percebe-se que, de acordo com as figuras 76, 77 e 78, as tensões equivalentes (σ_{eq}) apresentaram comportamentos distintos entre as direções de 0° e de 45° em relação ao ponto central da peça, embora tenham sofrido pouca alteração do seu comportamento e da sua intensidade em razão da alteração significativa da pressão aplicada pelo prensa-chapa e do tipo

de lubrificante. Na direção de 0° , as tensões equivalentes mantêm-se constantes na faixa de 400 a 500 MPa ao longo do fundo (pontos 1 ao 8), com um aumento pouco expressivo à medida em que passa pela região do raio da cabeça do punção (pontos 9 e 10) e em que avança à parede da peça (pontos 11 ao 14), crescendo abruptamente à medida em que migra para a região do raio de entrada da matriz (ponto 15) e do flange da peça (ponto 16). Em relação ao percurso de tensões orientado a 45° , as tensões equivalentes mantêm-se constantes na faixa de 400 a 500 MPa ao longo do fundo (pontos 1 ao 6), com um aumento demasiado para, aproximadamente, 900 MPa à medida em que passa pela região do raio da cabeça do punção (pontos 7 ao 9) e chega à parede da peça (pontos 10 e 11), voltando aos patamares iniciais à medida em que avança para o raio de entrada da matriz (ponto 12) e que chega à zona do flange (ponto 13).

Entretanto, as tensões principais σ_1 e σ_2 apresentaram comportamentos similares entre as direções de 0° e de 45° em relação ao ponto central da peça, além de sofrerem pouco impacto no seu comportamento e na sua intensidade em virtude da alteração significativa da pressão aplicada pelo prensa-chapa e do tipo de lubrificante, conforme figuras 79, 80, 81, 82, 83 e 84. A tensão principal máxima (σ_1) manteve-se trativa e relativamente constante ao longo do fundo da peça até chegar à parede peça, zona a partir da qual decresceu abruptamente até se anular assim que atingida a região do flange. A tensão principal mínima (σ_2) também se manteve constante e nula ao longo do fundo da peça até chegar à parede peça, zona a partir da qual se tornou compressiva e decresceu abruptamente até atingir valores próximos a -600 MPa.

5.1.4. Curva Limite de Conformação

Os pares de deformações principais máximas (φ_1) e mínimas (φ_2), medidos nas direções de 0° e de 45° em relação à posição central da peça, foram inseridos nas curvas limite de conformação de cada lubrificante, sendo, porém, esses gráficos gerados, no software MS Excel, separadamente para cada pressão aplicada pelo prensa-chapa (figuras 85, 86, 87, 88, 89 e 90).

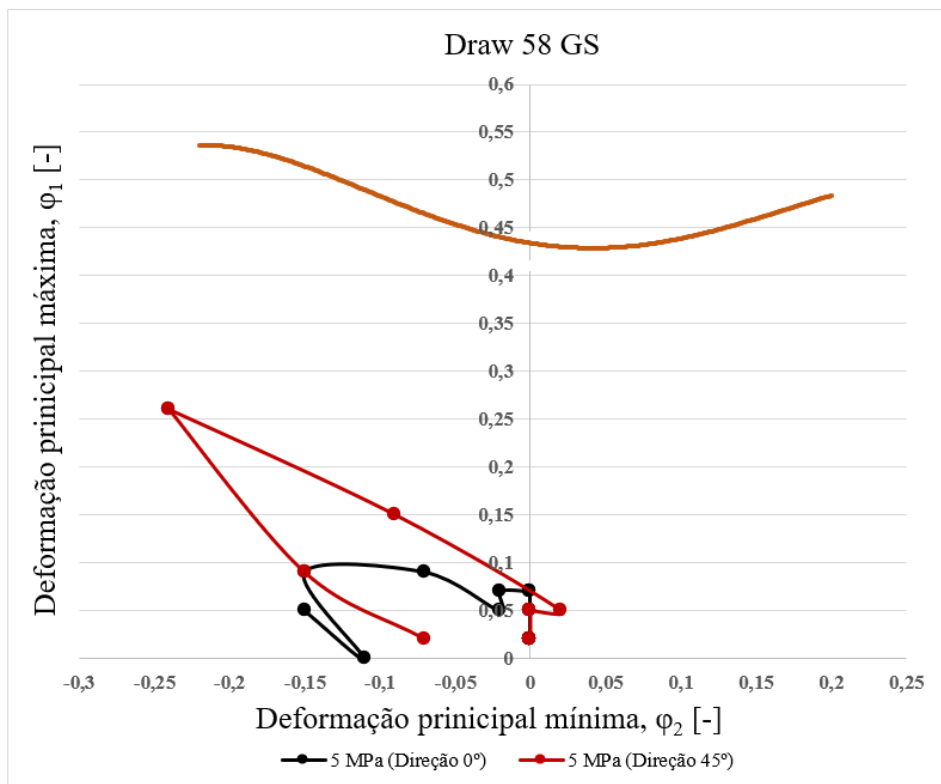


Figura 85 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.

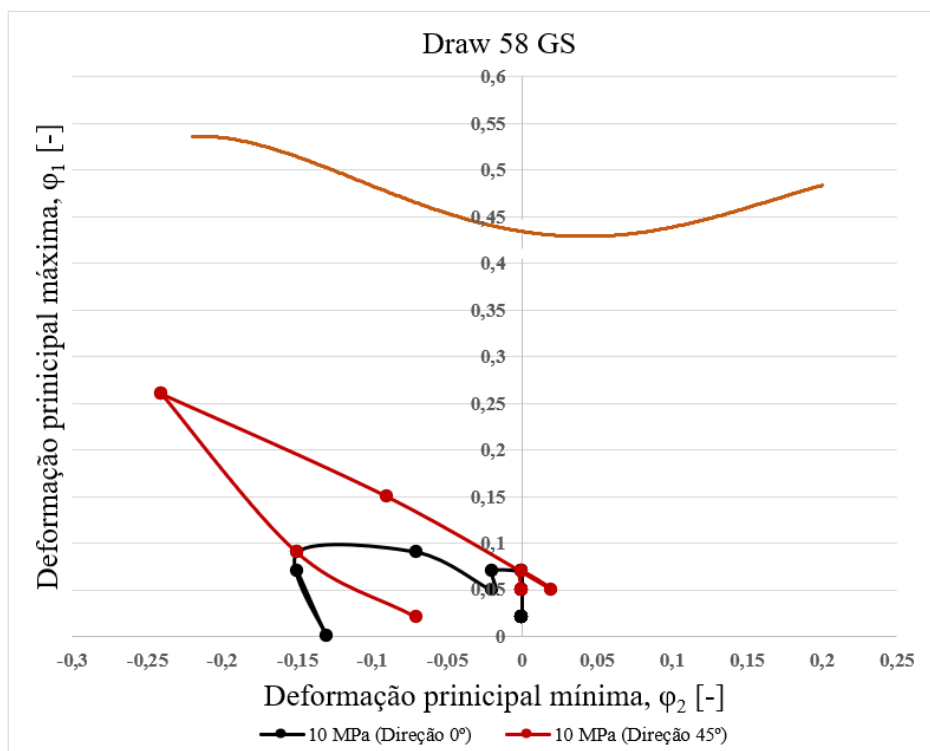


Figura 86 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.

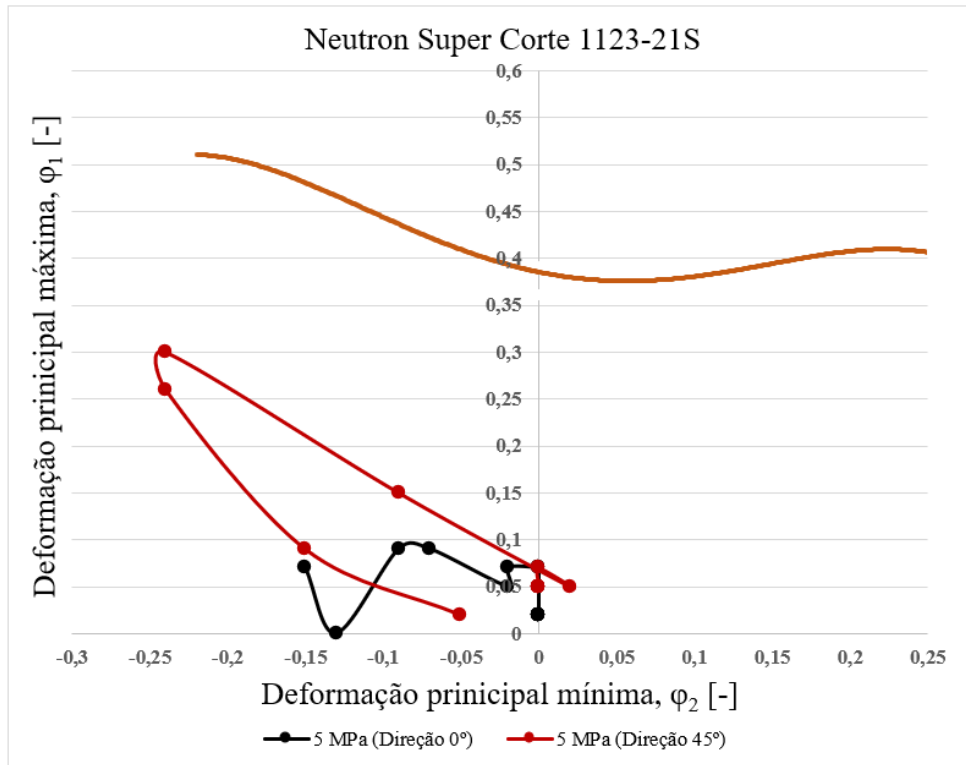


Figura 87 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa - chapa.

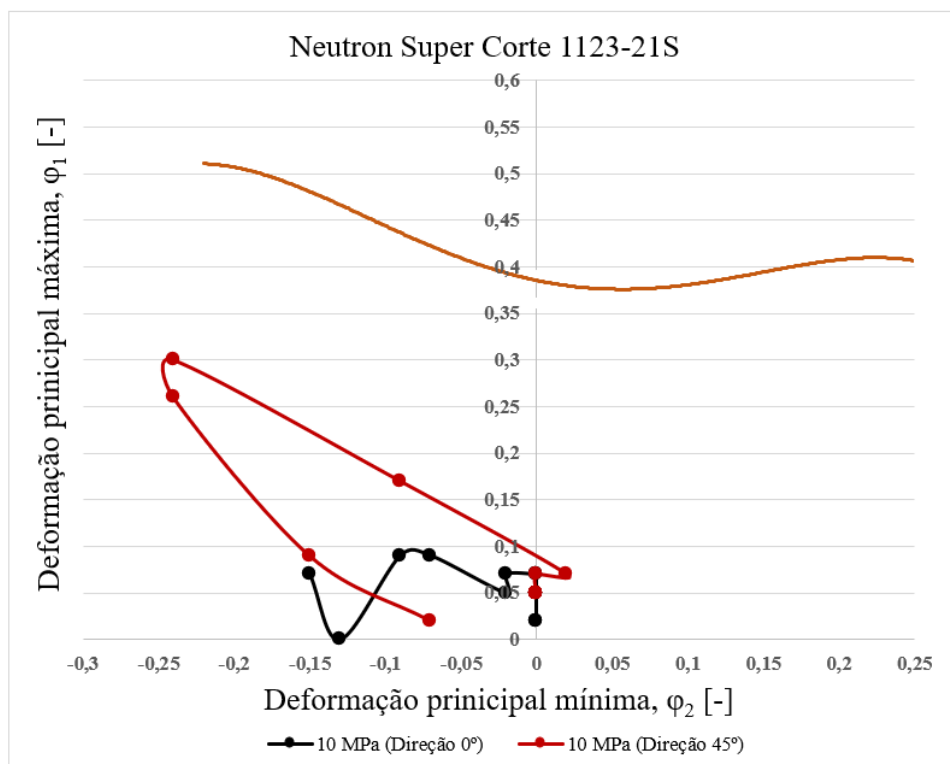


Figura 88 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa - chapa.

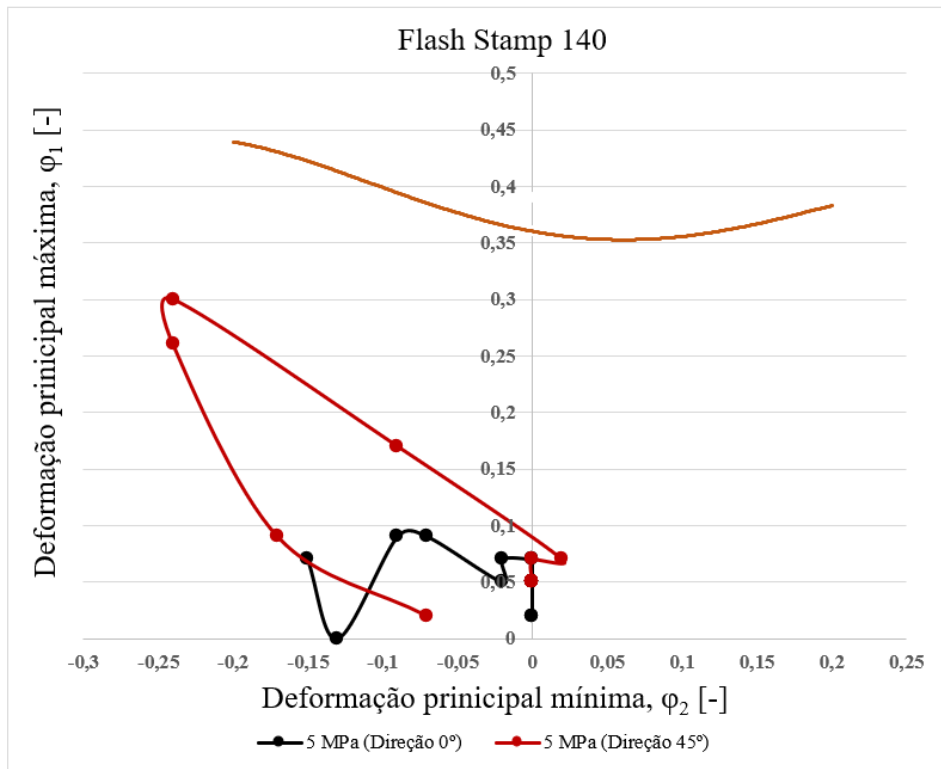


Figura 89 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

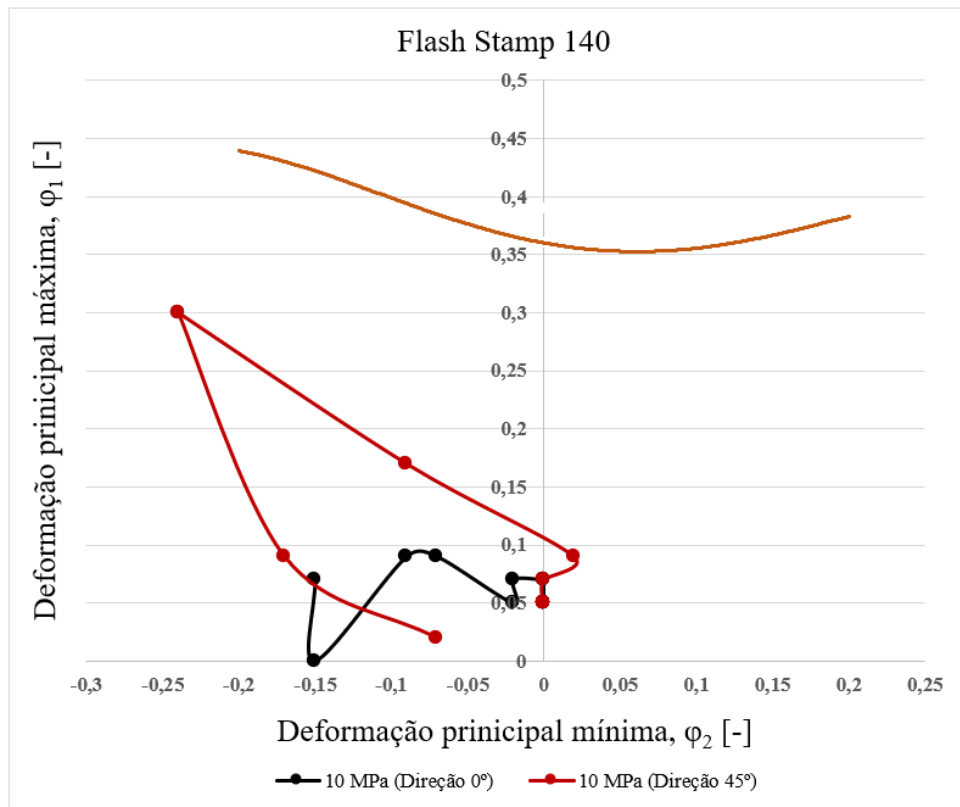


Figura 90 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após os ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

Através dos caminhos de deformações nas CLCs (figuras 85, 86, 87, 88, 89 e 90), notou-se que as deformações desenvolvidas nas seis condições de estampagem ficaram bem abaixo da CLC e que, conforme já visto pelas peças estampadas, a possibilidade de ocorrência de alguma ruptura localizada era mínima. Além disso, percebeu-se que os modos de deformação plástica que atuaram durante o embutimento da peça foram, na trajetória de deformações orientada a 0°, eram de deformação plana (regiões do fundo, do raio do punção e o início da parede da peça), tração uniaxial (metade da parede da peça), embutimento profundo (zona de saída da parede da peça para o início do raio da matriz) e compressão uniaxial (nas zonas do raio da matriz e do flange). Atuaram, na direção de 45°, os modos de deformação plástica de deformação plana (regiões do fundo, do raio do punção e o início da parede da peça), embutimento profundo (na região da parede da peça) e compressão uniaxial (nas zonas do raio da matriz e do flange).

5.2. RESULTADOS DA SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL

5.2.1. Variação de Espessura

Os pontos em que a espessura foi avaliada durante as simulações numéricas foram identificados na seção 3.7.1, correspondendo aos mesmos pontos em que a variação de espessura das peças estampadas experimentalmente foi avaliada, conforme figura 91.

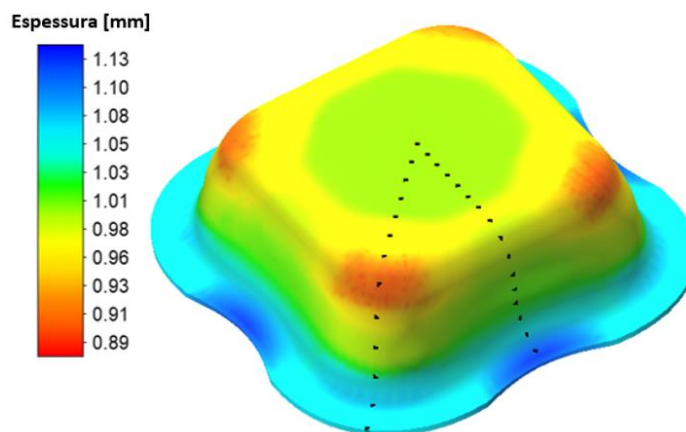


Figura 91 – Comportamento da espessura no *Simufact Forming 15* ®.

Tendo em vista que o software *Simufact Forming 15* ® não dispõe de uma funcionalidade para plotar a variação de espessura, das deformações e das tensões para cada região da peça, os valores de espessura foram coletados e, através do MS Excel, foram representados graficamente em função dos pontos analisados (figuras 92, 93 e 94). Cumpre

salientar que esses dados se referem às direções de 0° e de 45° em relação ao centro da cuba e que foram extraídos das tabelas F.1, F.2, F.3, F.4, F.5 e F.6 (APÊNDICE F).

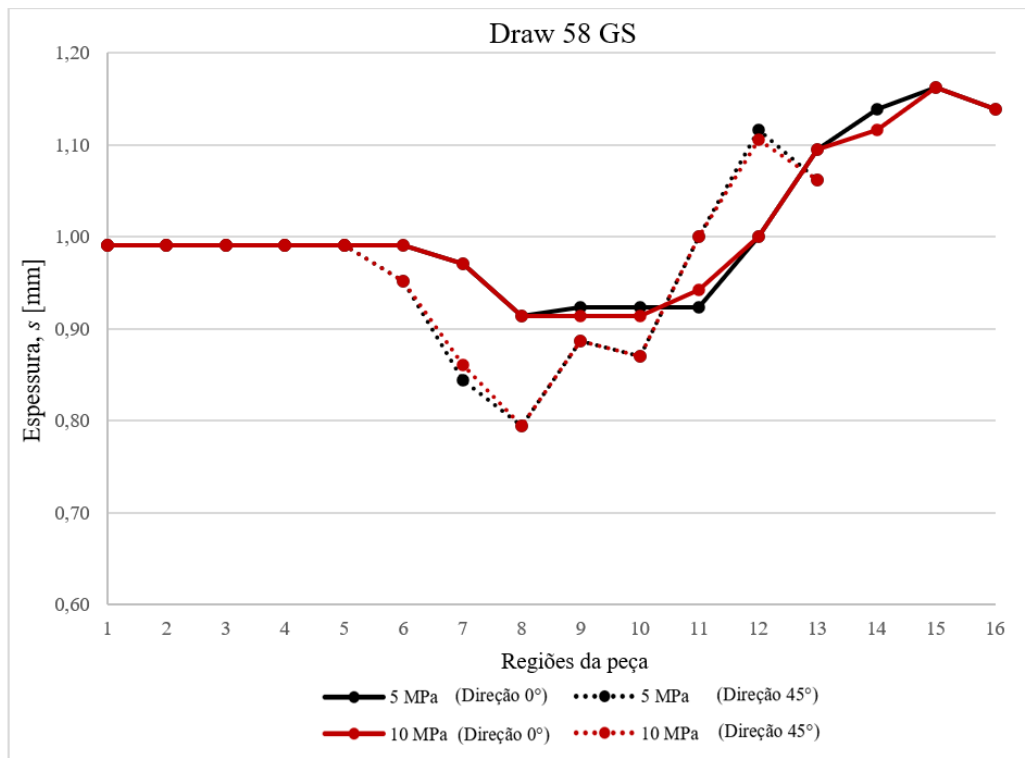


Figura 92 –Variação de espessura durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.

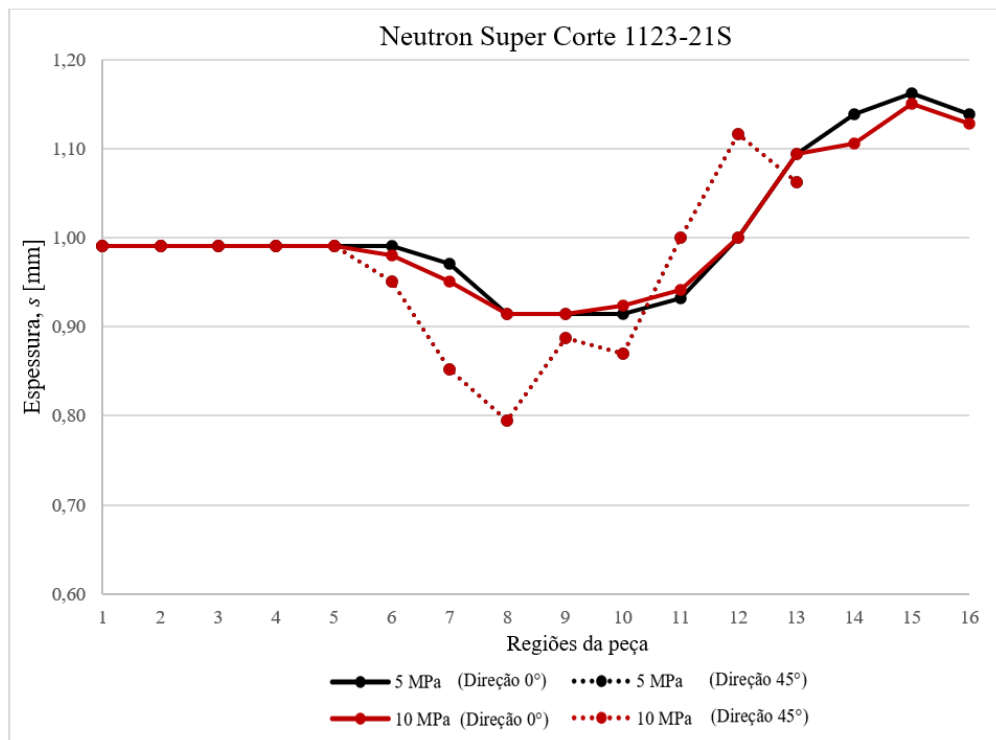


Figura 93 –Variação de espessura durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.

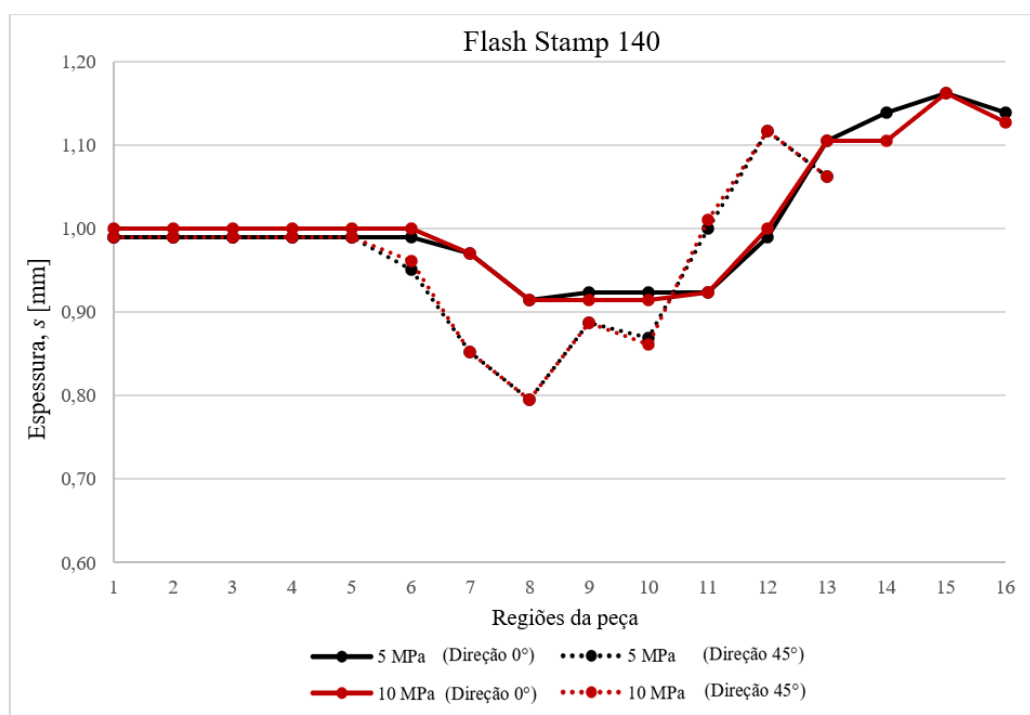


Figura 94 –Variação de espessura durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.

Assim como ocorreu para os resultados experimentais (seção 5.1.1), observou-se que a espessura não apresentou uma variação muito expressiva, variando entre 0,8 a, no máximo, 1,2 mm nas direções de 0° e 45° em relação ao eixo central da peça (figuras 92, 93 e 94), considerando que, inicialmente, a chapa apresentava uma espessura de 1 mm. Mesmo com a alteração significativa da pressão aplicada pelo prensa-chapa e do tipo de lubrificante empregado, a variação de espessura da cuba foi significativamente próxima para as seis condições de estampagem realizadas. A espessura tendia a se reduzir na região da cabeça do punção, fenômeno esse que era agravado durante a transição da região do raio da cabeça do punção para a parede peça. Por outro lado, a espessura tendia a aumentar significativamente na transição do raio de entrada da matriz para o flange, ultrapassando ao seu valor inicial de 1 mm. Os resultados indicam que os fenômenos de afinamento e de espessamento são ligeiramente superiores aos resultados experimentais, na faixa de 10%, em relação à direção de 45°.

5.2.2. Deformações Principais e Equivalente

Os pontos em que as deformações principais φ_1 , φ_2 e φ_3 foram avaliadas durante as simulações numéricas foram identificados na seção 3.7.1, correspondendo aos mesmos pontos

em que as deformações principais das peças estampadas experimentalmente foram avaliadas, o que pode ser visto na figura 95.

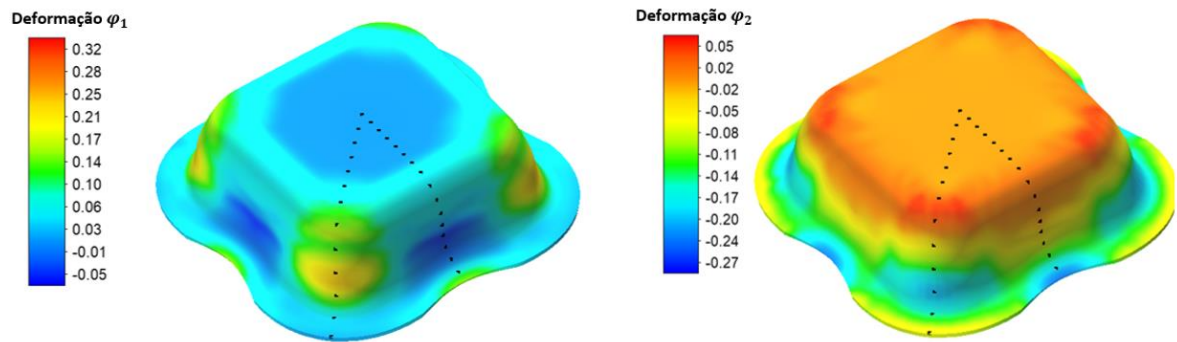


Figura 95 –Demonstração dos resultados das deformações principais no *Simufact Forming 15*®.

Essas deformações principais foram representadas graficamente em função dos pontos analisados através das figuras 96, 97, 98, 99, 100 e 101. Cumpre salientar que esses dados se referem às direções de 0° e de 45° em relação ao centro da cuba e que, também, foram extraídos das tabelas F.1, F.2, F.3, F.4, F.5 e F.6 (APÊNDICE F).

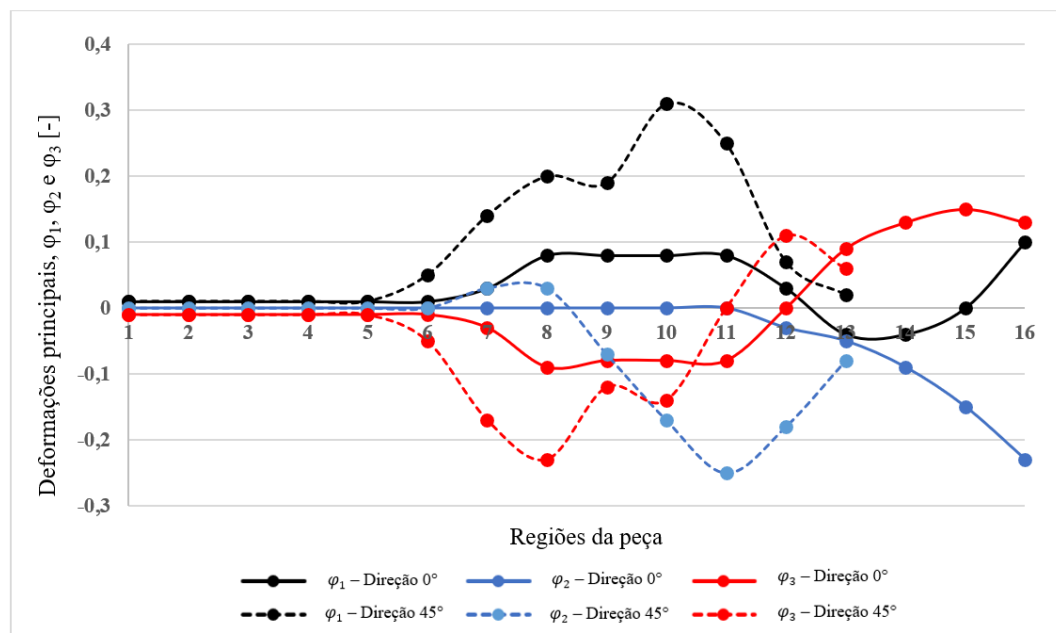


Figura 96 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.

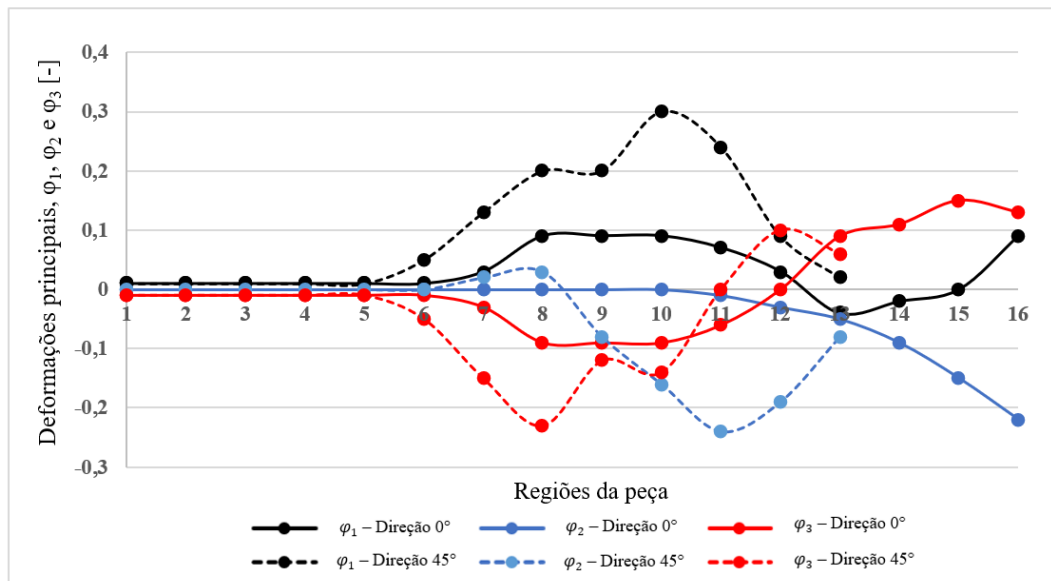


Figura 97 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

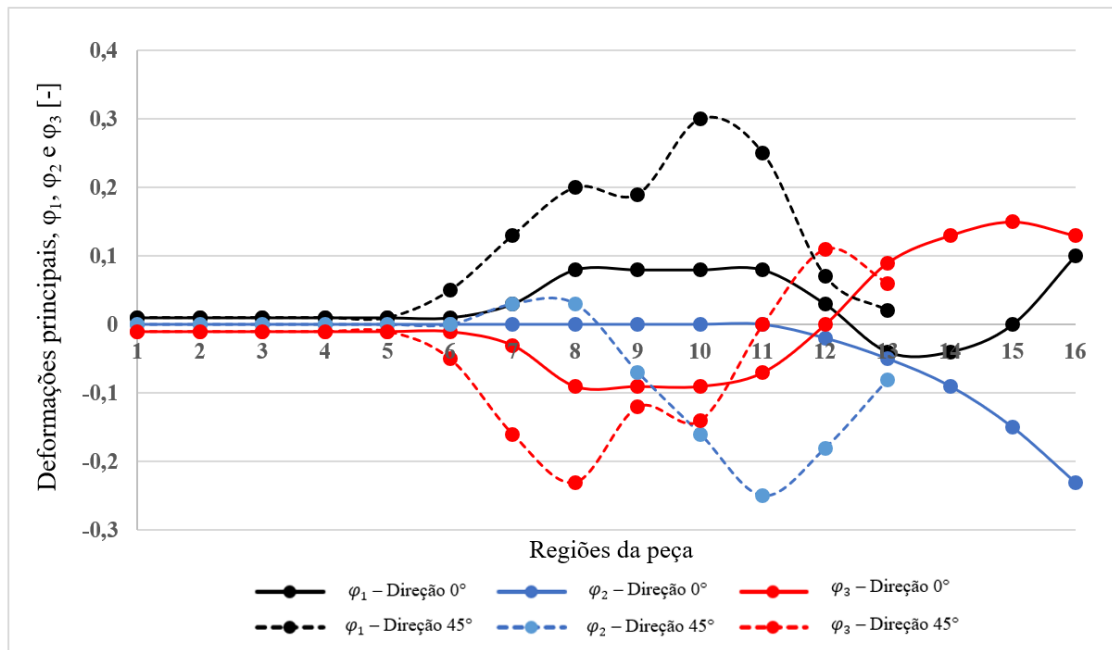


Figura 98 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

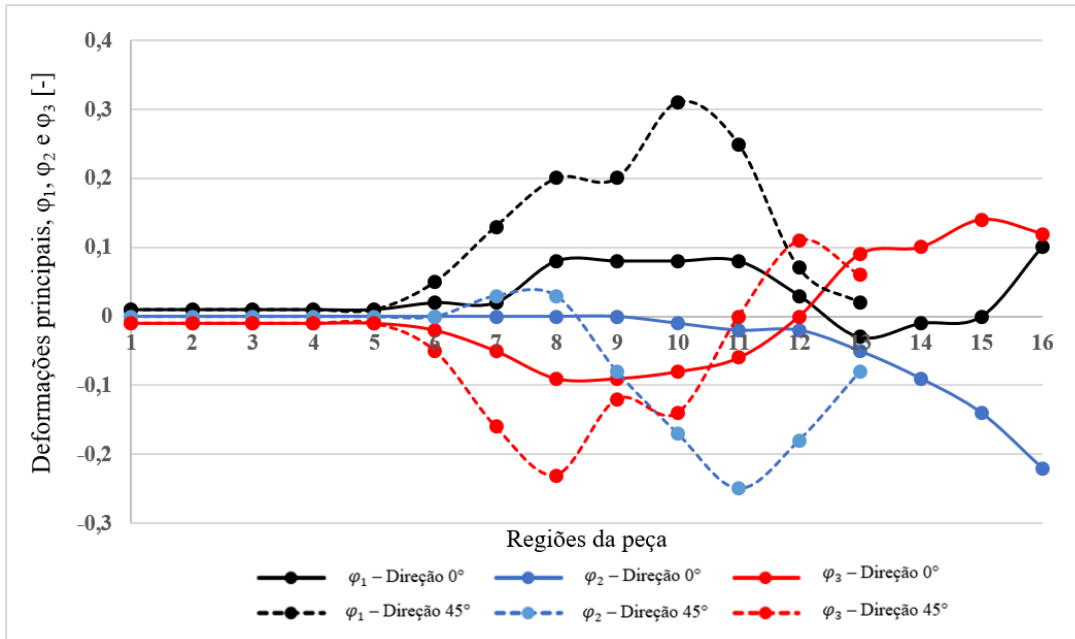


Figura 99 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

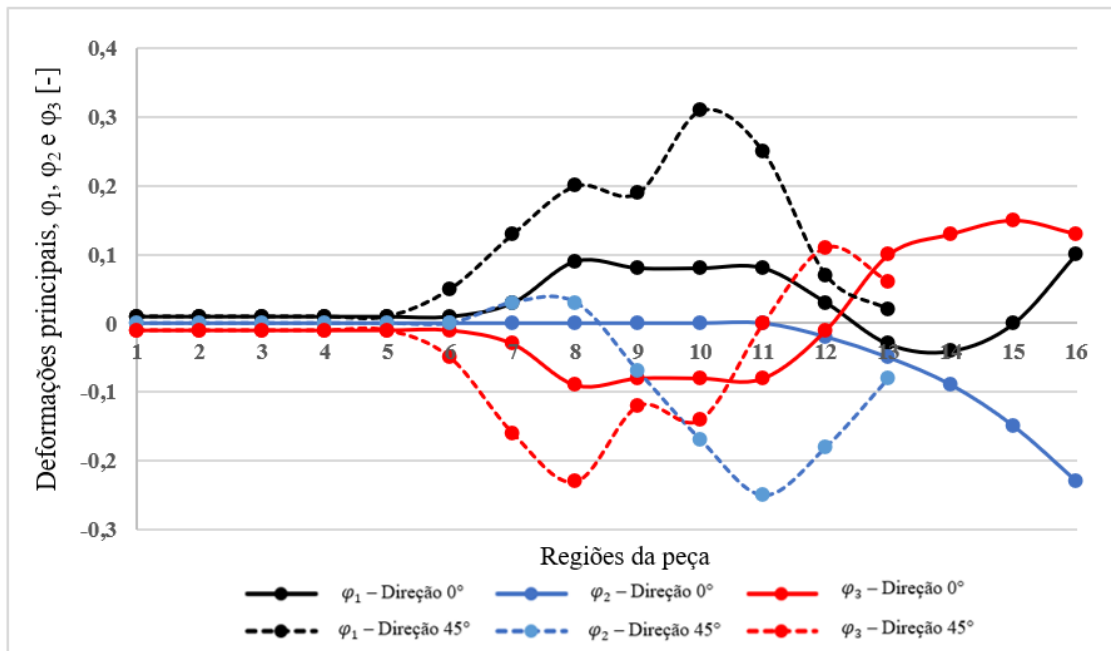


Figura 100 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

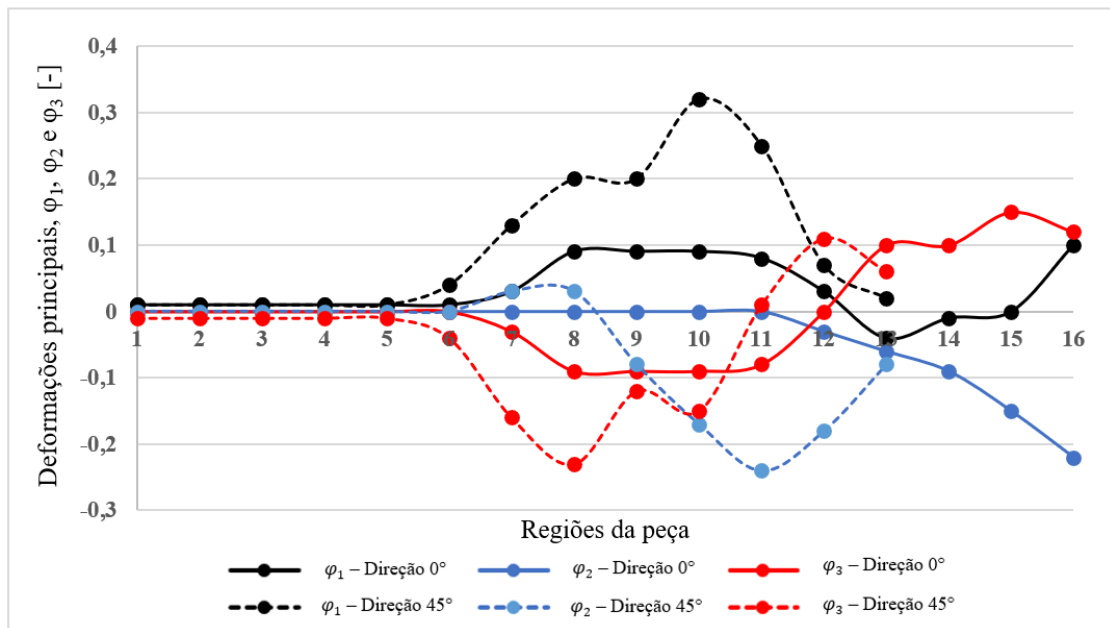


Figura 101 –Comportamento das deformações principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

O comportamento e intensidade da deformação equivalente (φ_{eq}) no software *Simufact Forming 15*® após o processo de estampagem da cuba podem ser vistos na figura 102.

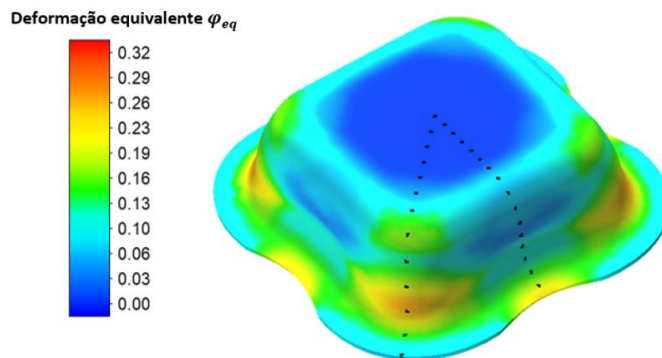


Figura 102 –Demonstração dos resultados da deformação equivalente no *Simufact Forming 15*®.

Os resultados de deformação equivalente também foram representados graficamente em função dos pontos analisados da peça através das figuras 103, 104 e 105, sendo esses dados condizentes às direções de 0° e de 45° em relação ao centro da cuba e, também, extraídos das tabelas F.1, F.2, F.3, F.4, F.5 e F.6 (APÊNDICE F).

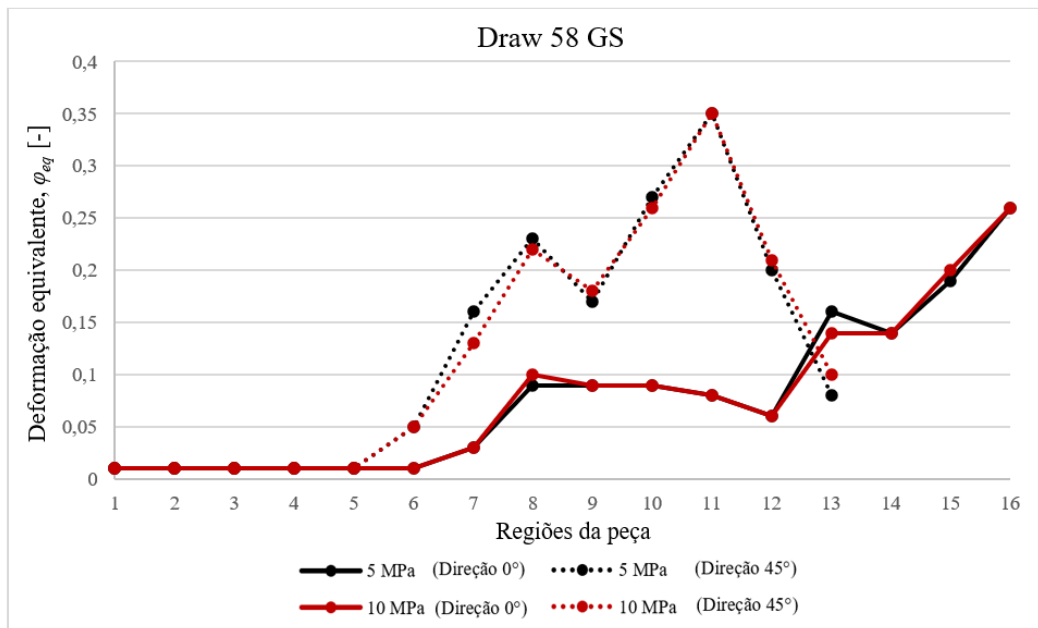


Figura 103 –Comportamento da deformação equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.

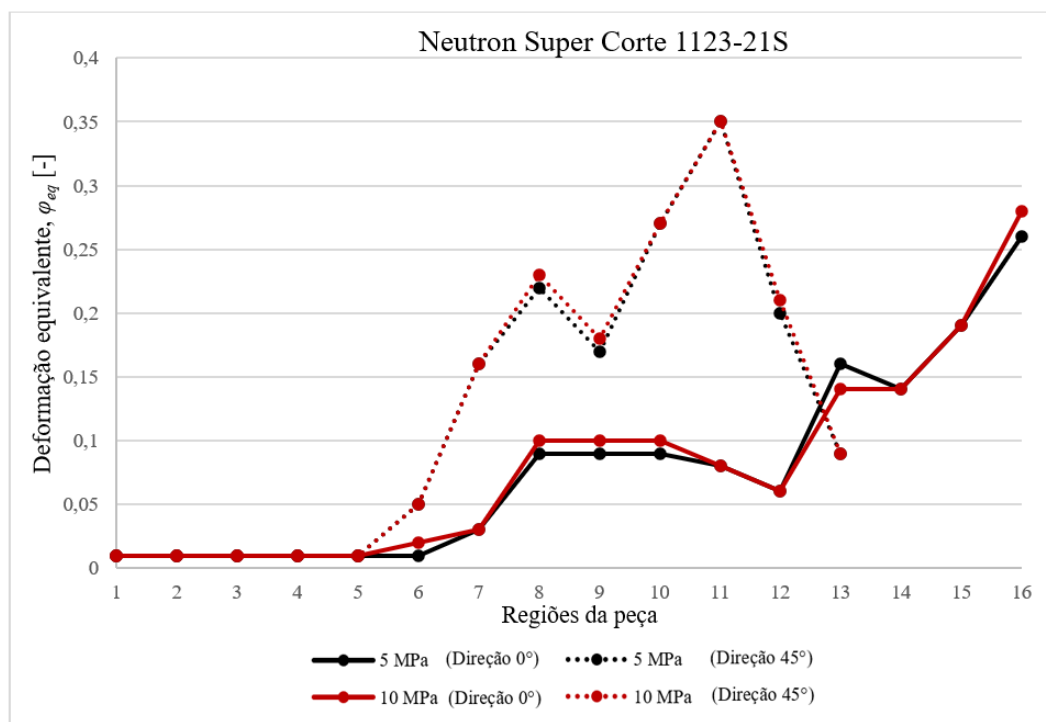


Figura 104 –Comportamento da deformação equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.

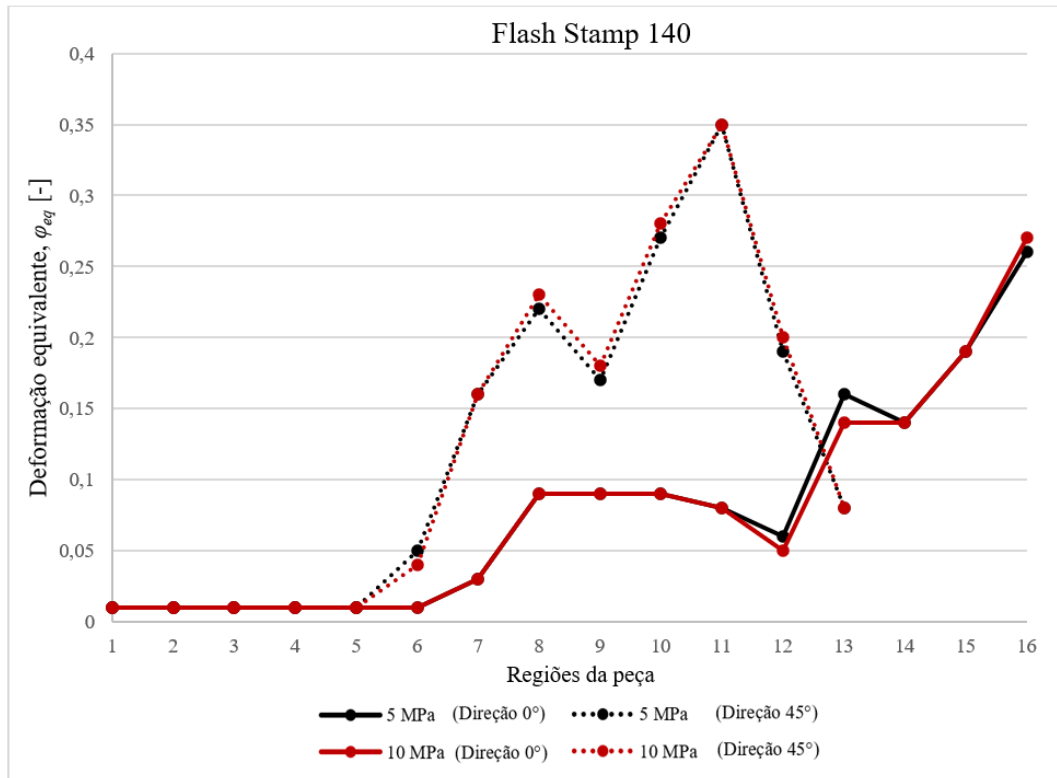


Figura 105 –Comportamento da deformação equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-a-chapa.

Os resultados das deformações principais φ_1 , φ_2 e φ_3 fornecidos pela simulação numérica foram um pouco distintos dos resultados experimentais, especialmente pelo comportamento dessas deformações ao longo da direção de 45°, conforme pode ser visto pelas figuras 96, 97, 98, 99, 100 e 101. Quando comparado aos resultados experimentais, é perceptível que a intensidade da deformação da espessura (φ_3) foi consideravelmente superior nas regiões do raio da cabeça do punção (pontos 7 ao 9) e na região do raio de entrada da matriz (ponto 12). As deformações principais φ_1 e φ_2 apresentaram comportamento similar às deformações medidas experimentalmente, com algumas oscilações pontuais, possivelmente em razão da imprecisão da régua utilizada para medição.

Vislumram-se, também, diferenças no comportamento das deformações equivalentes fornecidas pelo software de simulação numérica (figuras 103, 104 e 105) em comparação às deformações equivalentes calculadas através dos resultados experimentais das deformações principais (figuras 73, 74 e 75), com base na equação 31. Essa diferença é justificada pelo fato de que a equação de Hill (1948) estima um valor médio para a deformação equivalente, desprezando eventuais oscilações na trajetória das deformações ao longo das direções de 0° e de 45°, o que, por sua vez, não é desprezado pelos softwares de simulação numérica que

calculam essas deformações pelo Método de Elementos Finitos (FEM), através de equações diferenciais.

5.2.3. Tensões Principais e Equivalente

O comportamento das tensões principais σ_1 e σ_2 após o processo de estampagem da cuba pode ser visto na figura 106.

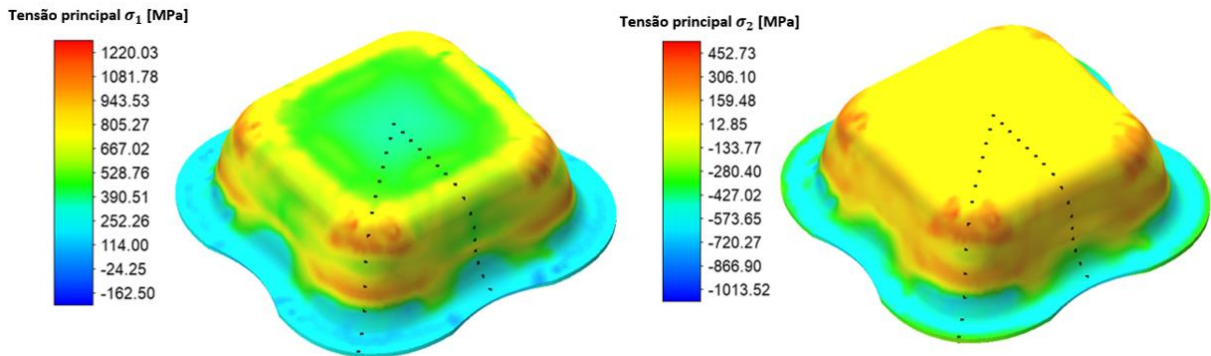


Figura 106 – Demonstração dos resultados das tensões principais no *Simufact Forming 15*®.

Os resultados das tensões principais σ_1 e σ_2 também foram representados graficamente em função dos pontos analisados da peça através das figuras 107, 108, 109, 110, 111 e 112, sendo esses dados condizentes às direções de 0° e de 45° em relação ao centro da cuba e, também, extraídos das tabelas F.1, F.2, F.3, F.4, F.5 e F.6 (APÊNDICE F).

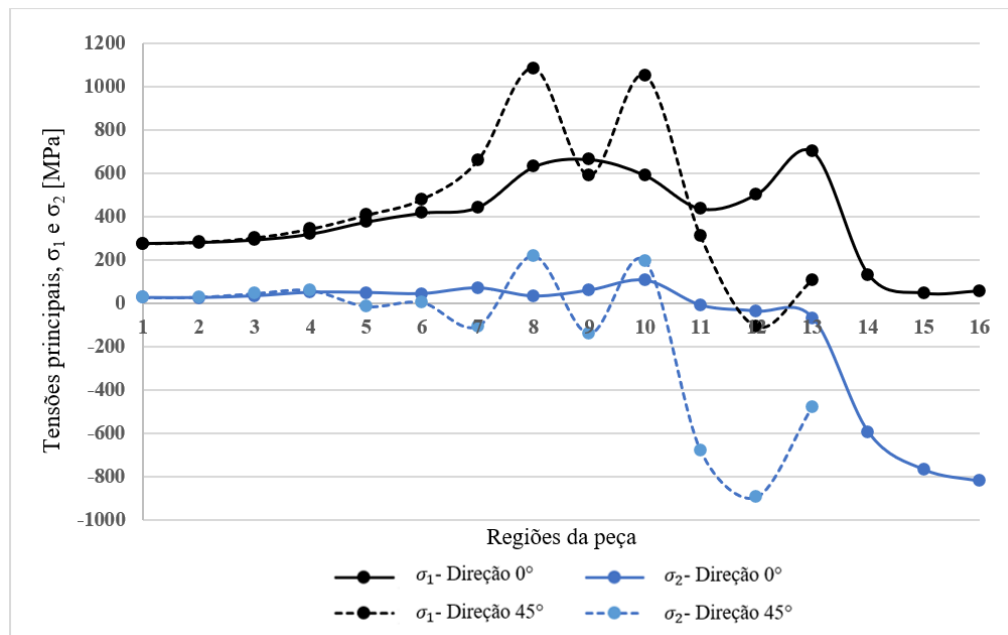


Figura 107 – Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.

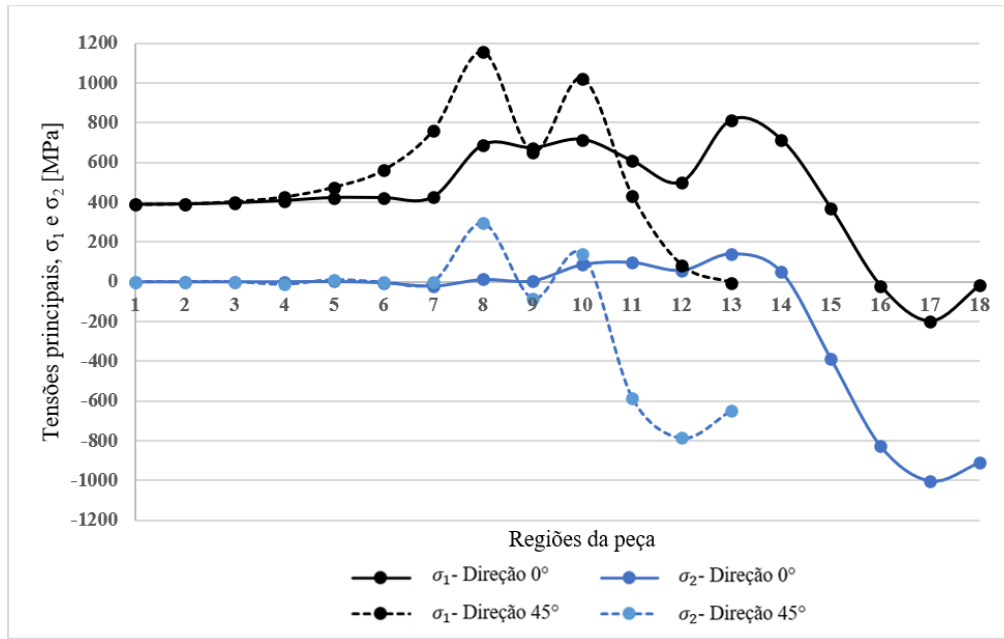


Figura 108 –Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.

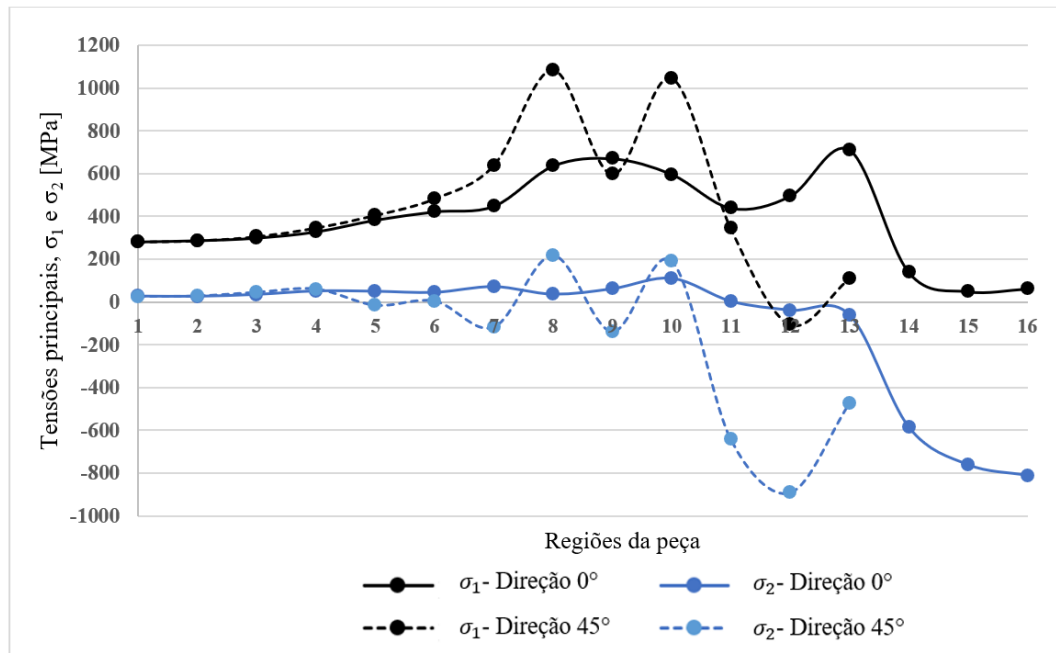


Figura 109 –Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.

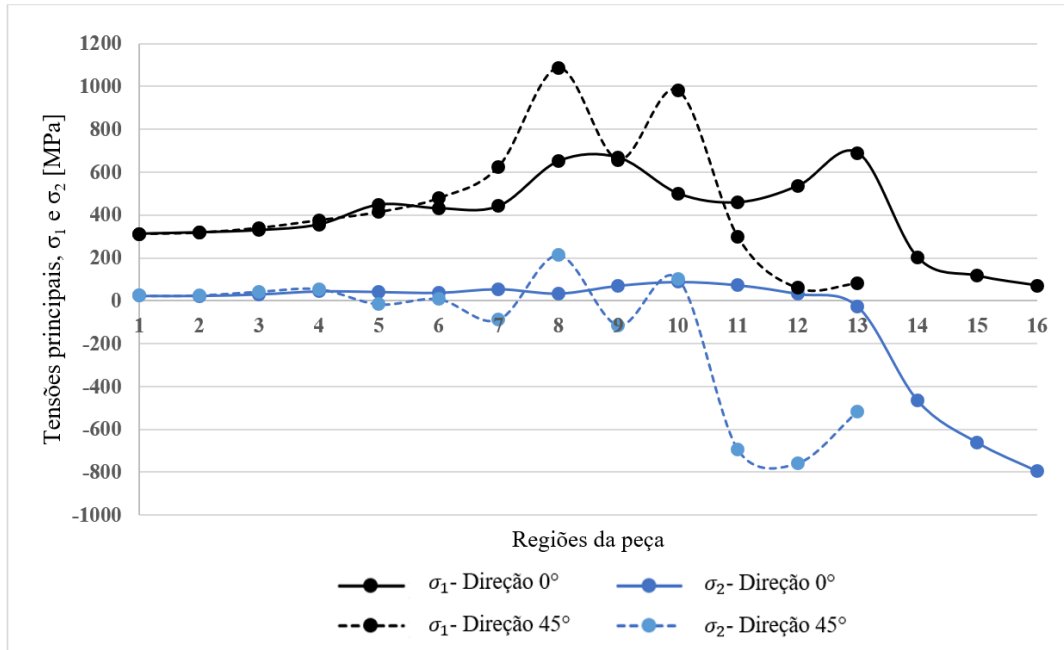


Figura 110 –Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.

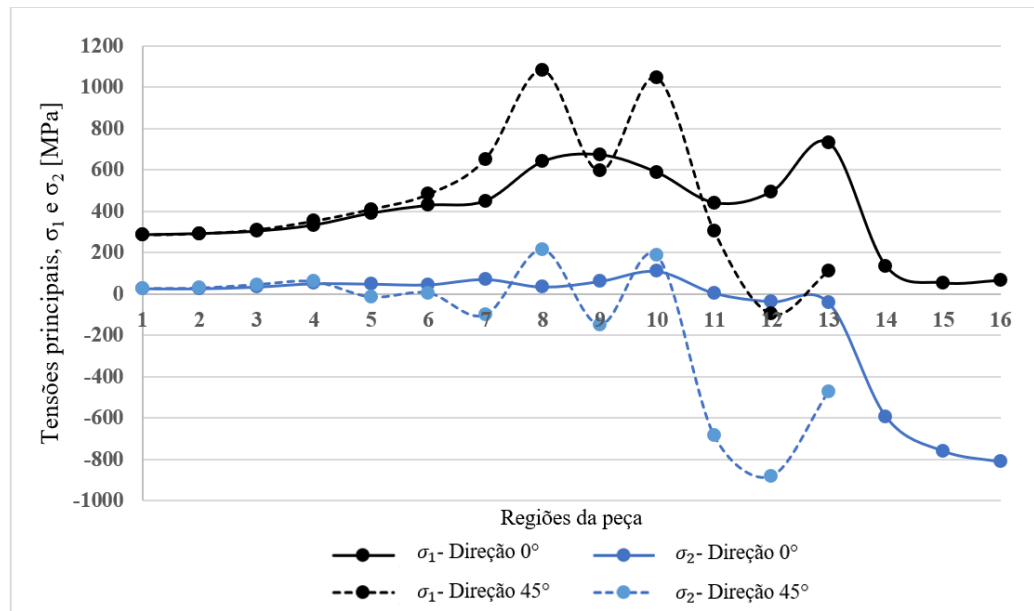


Figura 111 –Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.

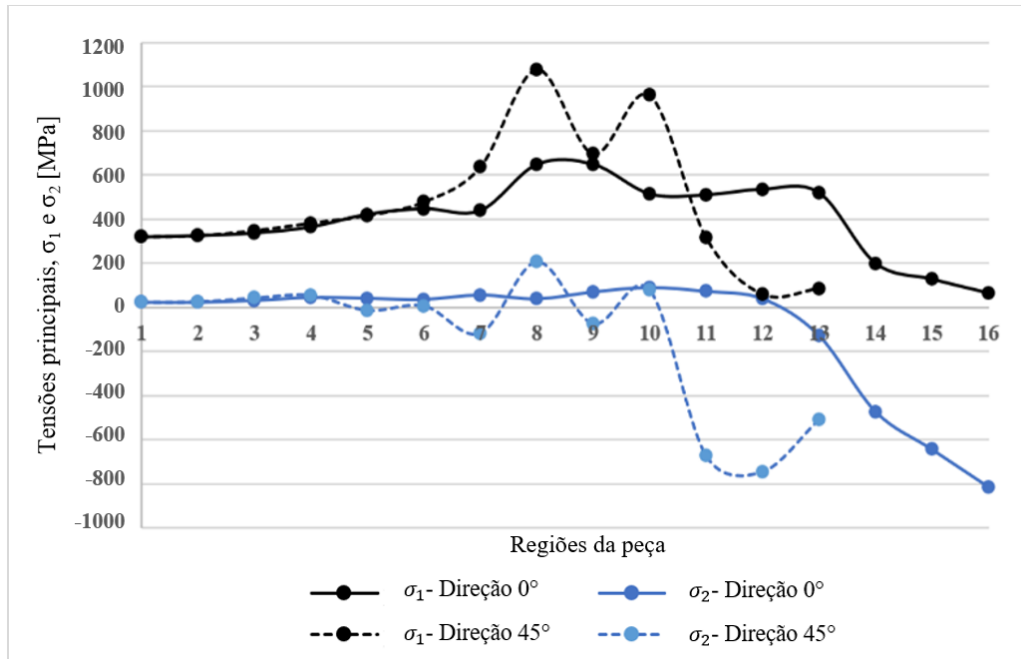


Figura 112 –Comportamento das tensões principais durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

Na figura 113, é representado o comportamento da tensão equivalente após o processo de embutimento.

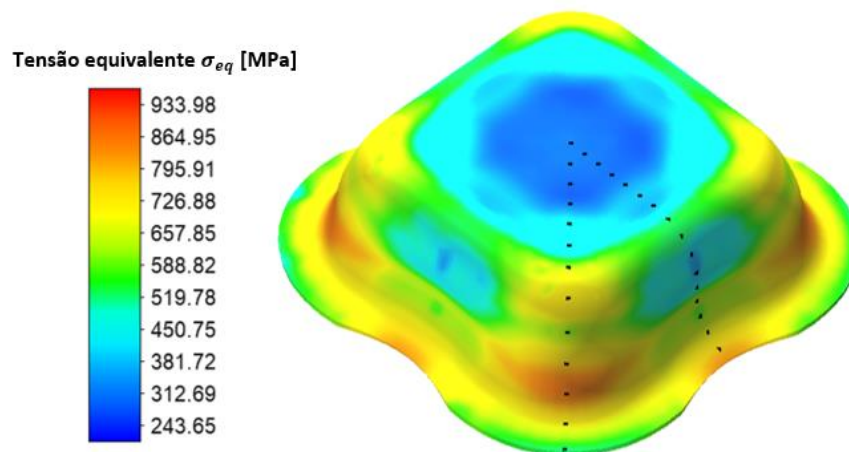


Figura 113 –Demonstração dos resultados da tensão equivalente no *Simufact Forming 15*®.

Os resultados de tensão equivalente (σ_{eq}) também foram representados graficamente em função dos pontos analisados da peça através das figuras 114, 115 e 116, sendo esses dados condizentes às direções de 0° e de 45° em relação ao centro da cuba e, também, extraídos das tabelas F.1, F.2, F.3, F.4, F.5 e F.6 (APÊNDICE F).

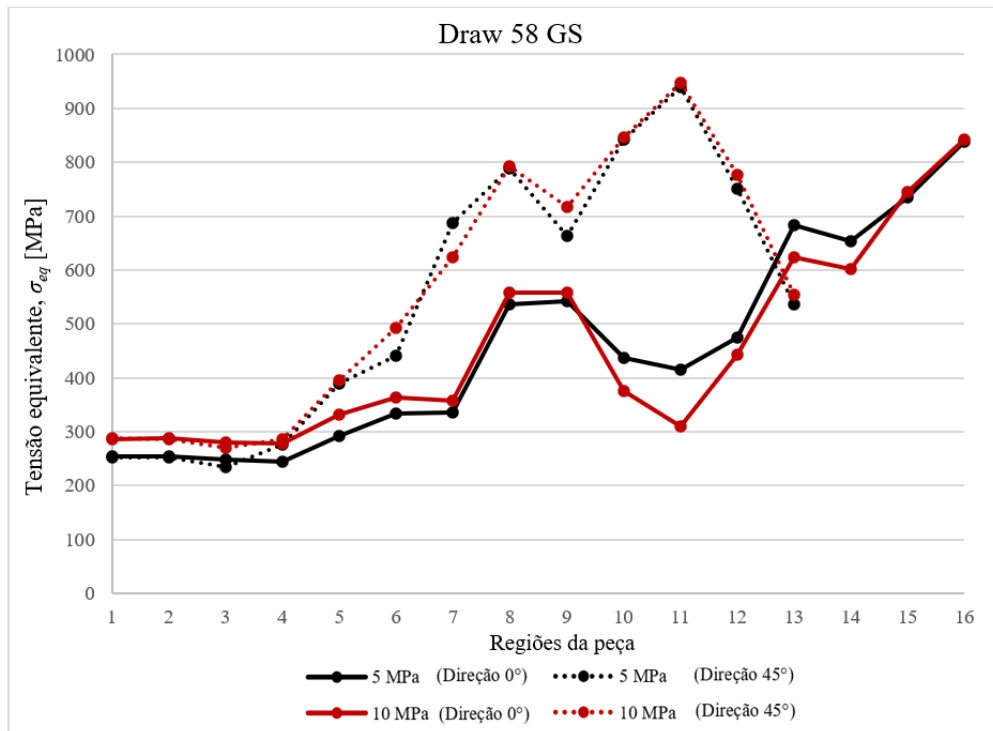


Figura 114 –Comportamento da tensão equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa -chapa.

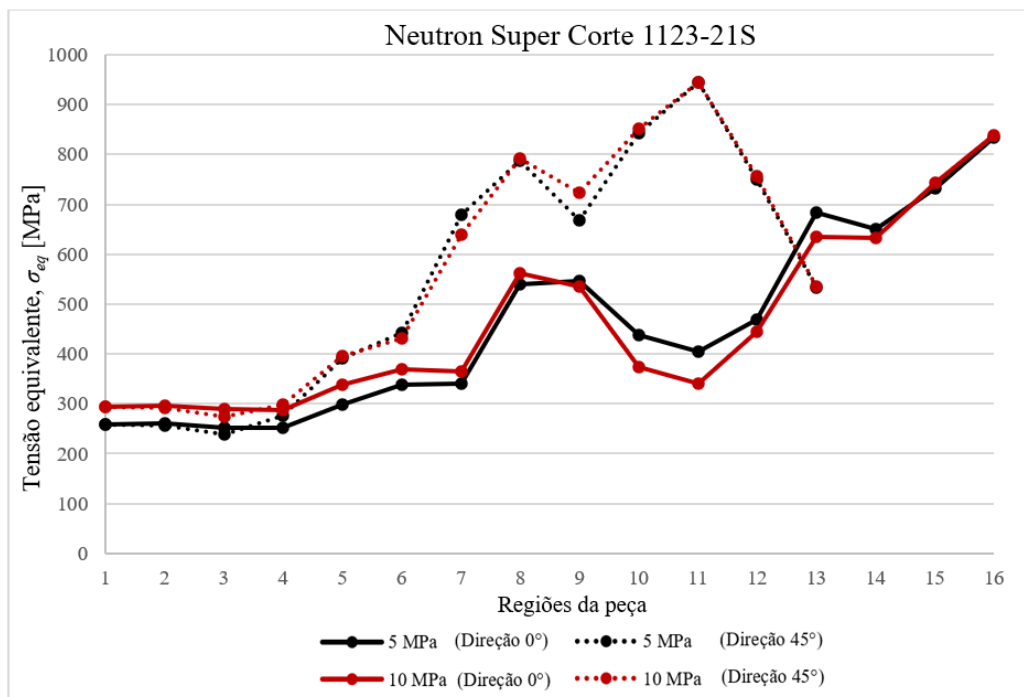


Figura 115 –Comportamento da tensão equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa -chapa.

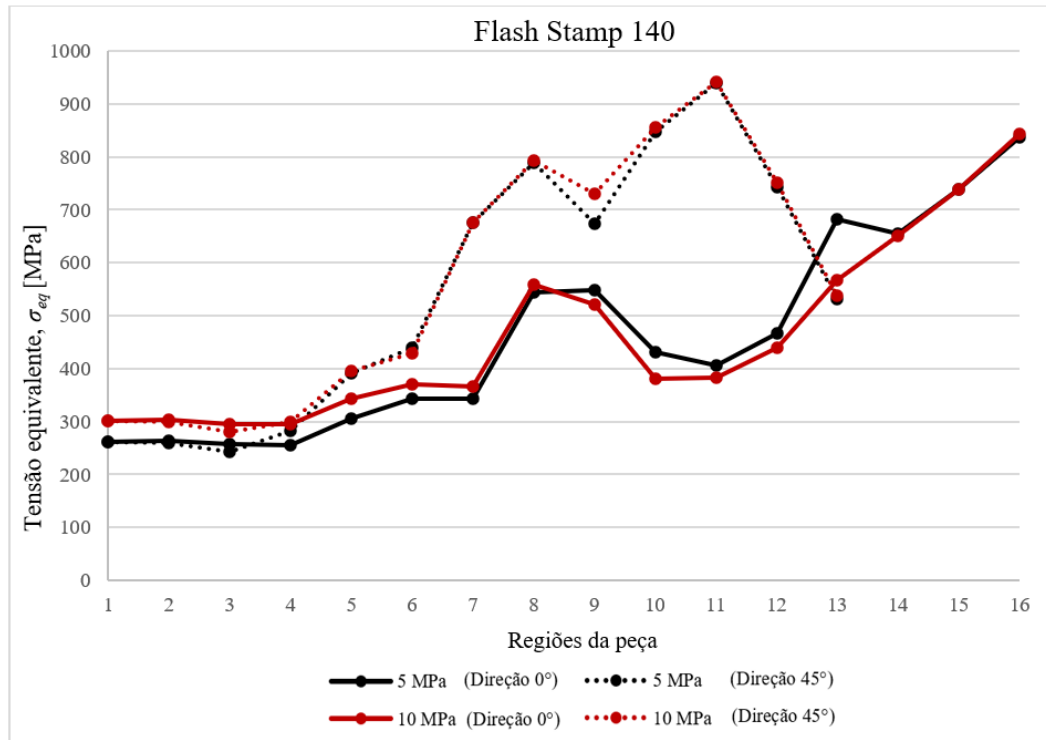


Figura 116 –Comportamento da tensão equivalente durante as simulações numéricas do processo de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 em relação às diferentes pressões aplicadas pelo prensa-chapa.

A tensão equivalente calculada (σ_{eq}) pela equação de Ludwik-Hollomon (figuras 76, 77 e 78) ficou consideravelmente distante da tensão equivalente fornecida pelo software *Simufact Forming 15*® (figuras 114, 115 e 116), apresentando, em contrapartida, um comportamento similar em cada posição da peça, muito embora os valores de deformação equivalente (φ_{eq}) tenham sido próximos entre os resultados experimentais e numéricos.

Embora o comportamento das tensões principais σ_1 e σ_2 tenham sido similares para os ensaios experimentais (figuras 79, 80, 81, 82, 83 e 84) e para as simulações numéricas (figuras 107, 108, 109, 110, 111 e 112), mesmo com alteração do tipo de lubrificante e da intensidade da pressão do prensa-chapa, os resultados das tensões principais fornecidos pelo software *Simufact Forming 15*® ficaram distantes dos resultados experimentais. Assim como ocorreu com os resultados das tensões obtidos pelos cálculos analíticos a partir dos resultados experimentais das deformações principais e equivalente, percebeu-se que, tanto na orientação de 0° quanto em 45°, a tensão σ_1 manteve-se constante na região do fundo da peça, com um leve ressalto à medida que se transferia para as regiões da cabeça do punção e da parede interna, decaindo, drasticamente, nas regiões do raio de entrada da matriz e do flange. A tensão σ_2 também manteve o mesmo comportamento para as direções de 0° e 45°, mantendo-se nula nas regiões do fundo da peça e do raio da cabeça do punção, com posterior crescimento progressivo

na zona da parede interna até o raio de entrada da matriz e decaindo abruptamente na região do flange.

5.2.4. Curva Limite de Conformação

Considerando que o software *Simufact Forming 15*® não dispõe da funcionalidade de plotar as CLCs com os pares de deformações principais máxima e mínima desenvolvidas em determinados pontos da superfície externa da cuba, foram inseridos, no software MS Excel, os pares de deformações aferidos a 0° e a 45° em relação ao eixo central da peça nas CLCs de cada lubrificante utilizado. Esse software de simulação demonstra, numa escala de cores, as zonas da peça propensas ou não à ruptura (figura 117), com base nas equações polinomiais de quarta ordem que descrevem o comportamento dos lados direito e esquerdo das curvas (procedimento descrito na seção 4.1).

Critério da Curva Limite de Conformação (zonas)

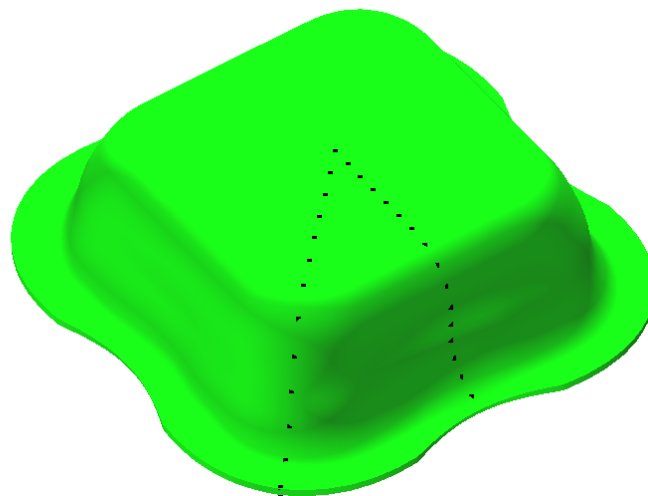
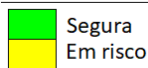


Figura 117 – Zonas da cuba resultantes do Critério da CLC inserido no software de simulação numérica.

O resultado da plotagem dos pares de deformações principais máxima (φ_1) e mínima (φ_2) nas CLCs geradas para cada pressão do prensa-chapa e lubrificante pode ser visto através das figuras 118, 119, 120, 121, 122 e 123.

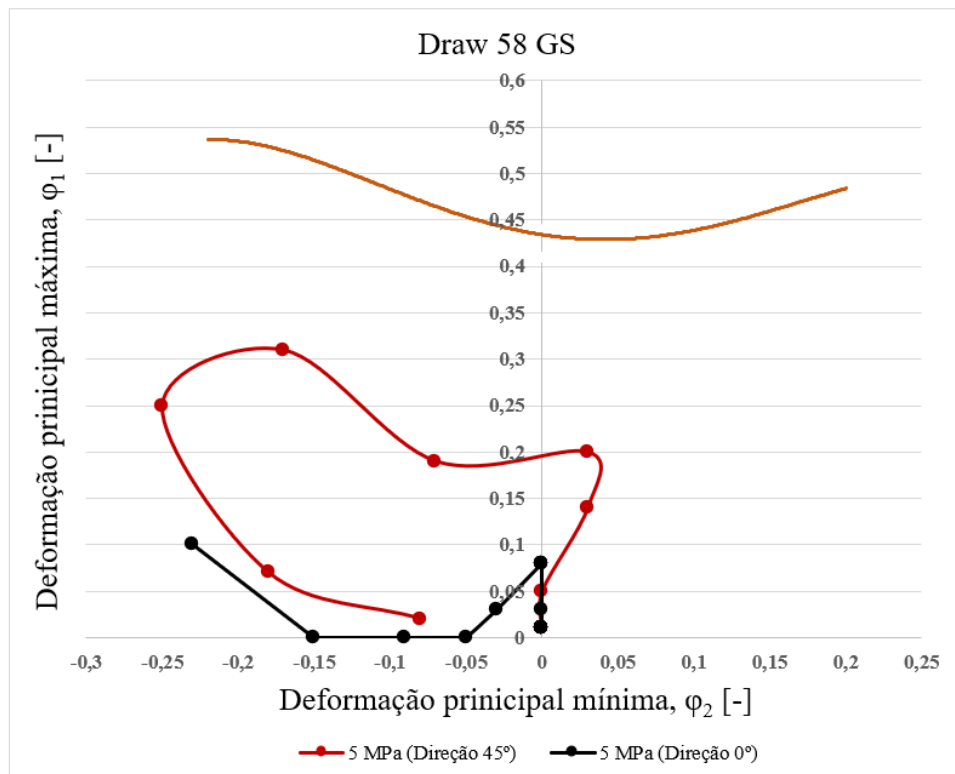


Figura 118 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

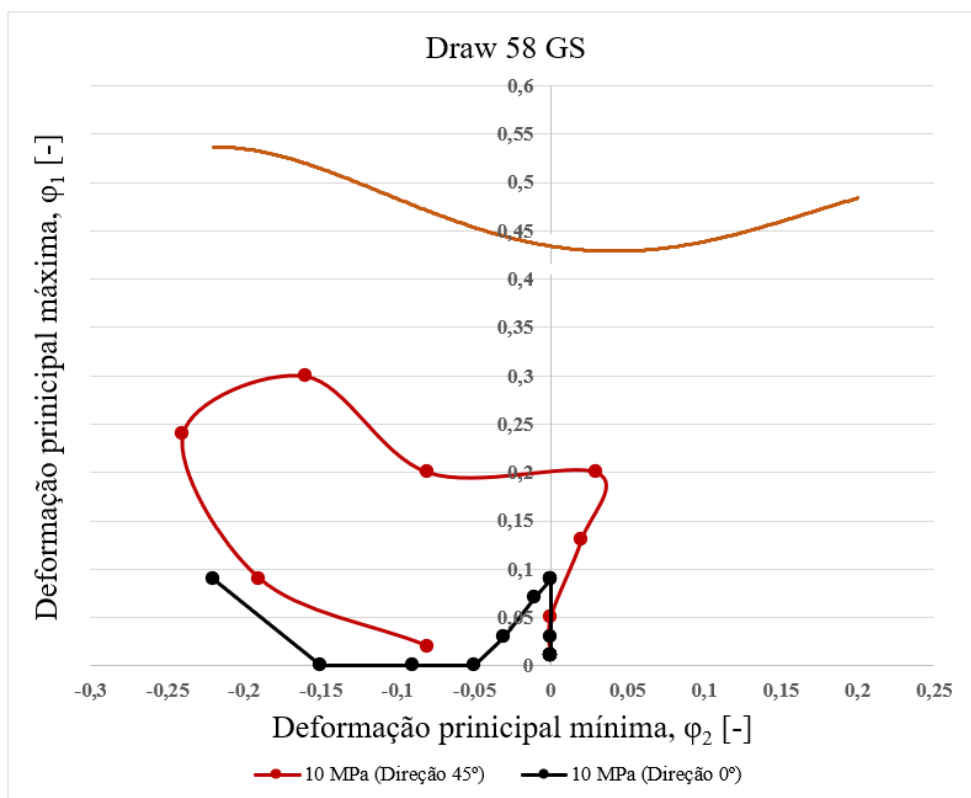


Figura 119 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

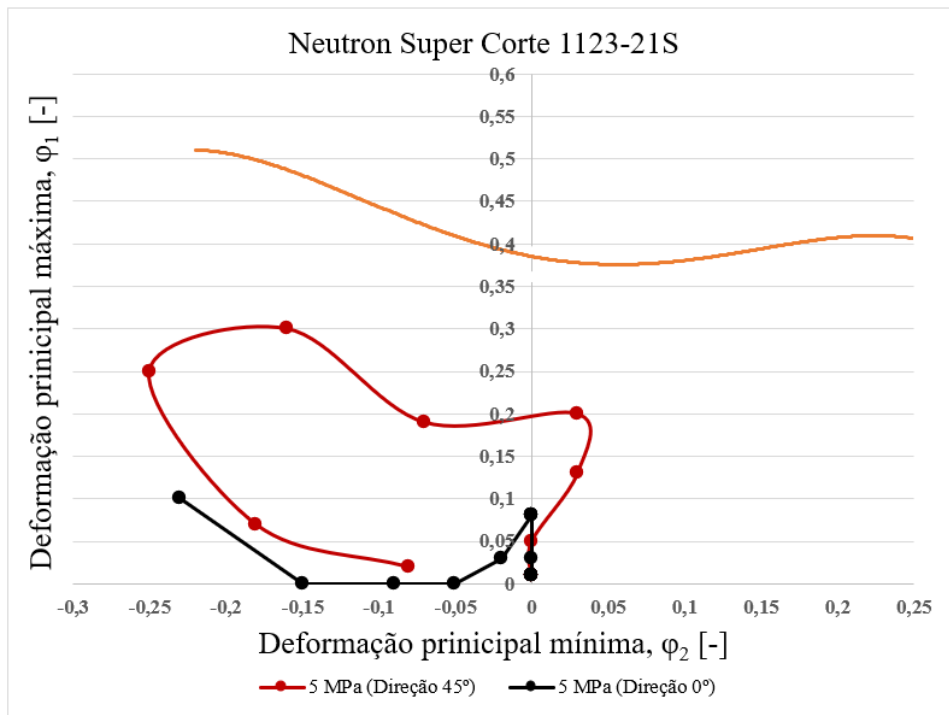


Figura 120 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.

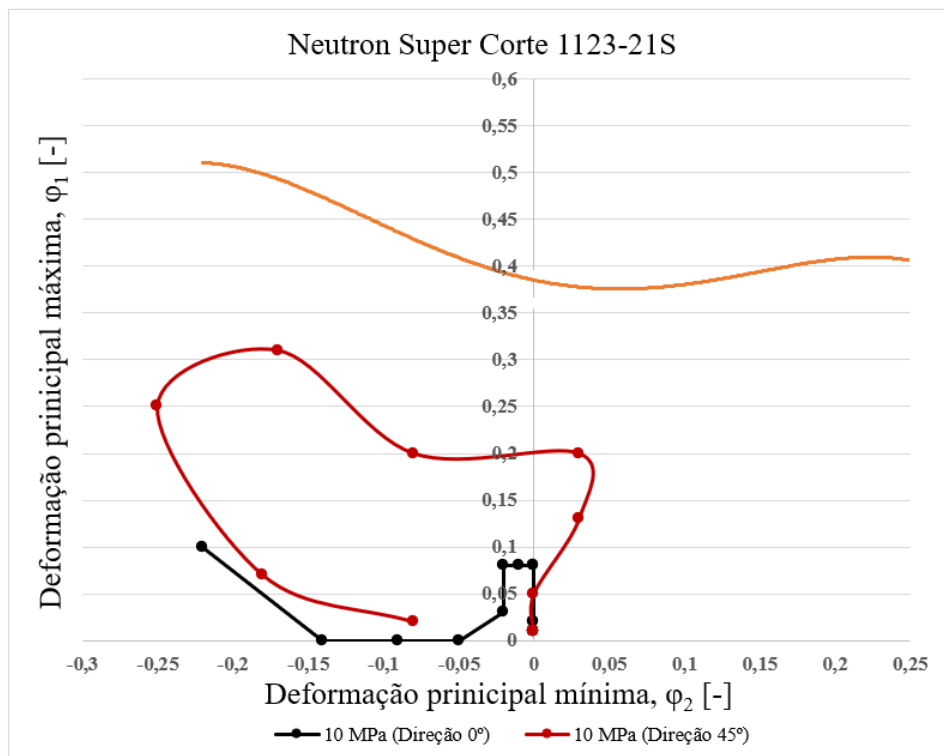


Figura 121 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa-chapa.

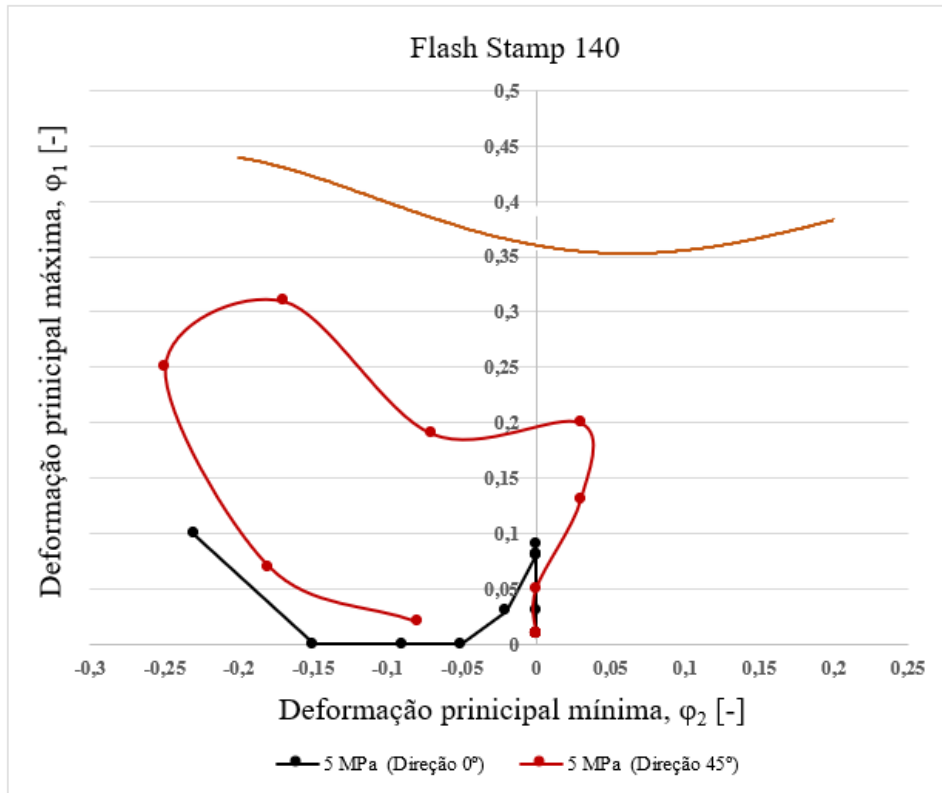


Figura 122 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa.

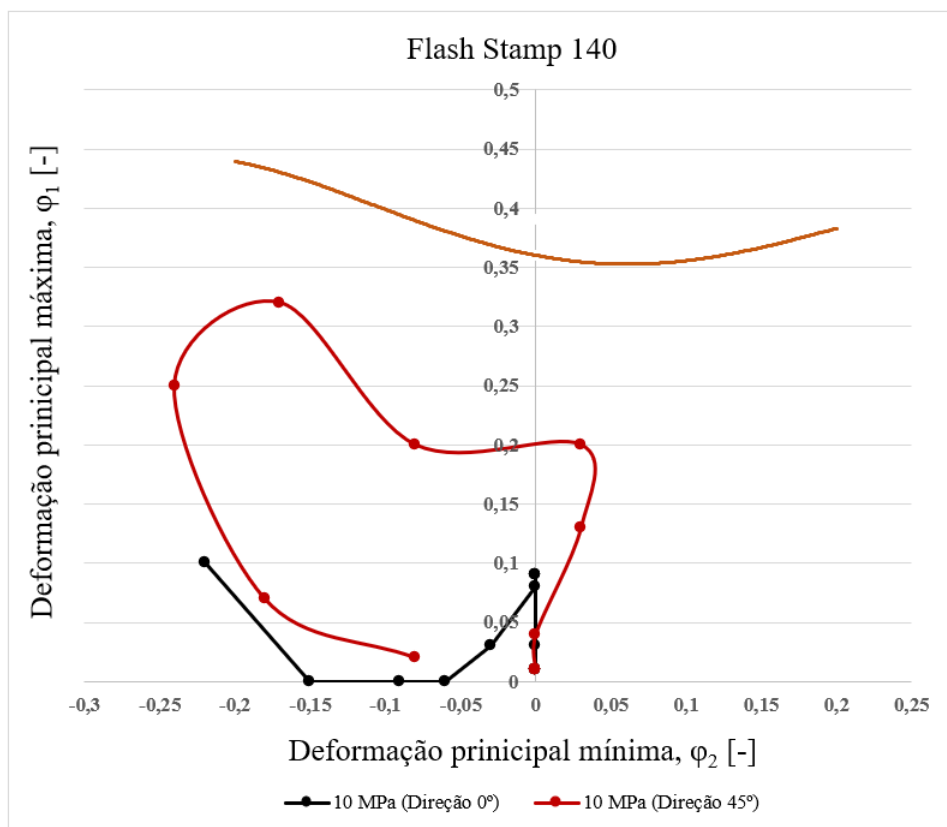


Figura 123 – Resultado da CLC com as deformações ϕ_1 e ϕ_2 medidas após as simulações numéricas do embutimento com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão aplicada pelo prensa -chapa

Assim como já demonstrado pelos ensaios experimentais de estampagem e, também, pela figura 117 gerada pelo *Simufact Forming 15*®, as deformações principais desenvolvidas na superfície externa se encontravam aquém às deformações que levam o aço inoxidável AISI 304 à ruptura. Adicionalmente, destaca-se que, assim como ocorreu com os resultados experimentais, os modos de deformação plástica que atuaram durante o embutimento da peça foram, na trajetória de deformações orientada a 0°, variavam de deformação plana (regiões do fundo, do raio do punção e o início da parede da peça), tração uniaxial (metade da parede da peça), embutimento profundo (zona de saída da parede da peça para o início do raio da matriz) e compressão uniaxial (nas zonas do raio da matriz e do flange). Atuaram, na direção de 45°, os modos de deformação plástica de deformação plana (regiões do fundo, do raio do punção e o início da parede da peça), embutimento profundo (na região da parede da peça) e compressão uniaxial (nas zonas do raio da matriz e do flange).

5.3. RESULTADOS ANALÍTICOS

5.3.1. Força Máxima de Estampagem

A força máxima de estampagem ($F_{p,max}$) foi estimada para as condições de estampagem realizadas pelas simulações numéricas e pelos ensaios experimentais. Os cálculos envolveram os dados sobre as propriedades mecânicas do aço inox AISI 304, dos parâmetros do processo de embutimento e, também, dos coeficientes de atrito encontrados para condição de estampagem. Foram avaliados os resultados de força máxima fornecidos pelas metodologias de cálculo de Rivas-Menchi *et al.* (2018) e Rodrigues e Martins (2005b), com o intuito de validar o método de cálculo que descreva, com maior precisão, o comportamento da força máxima durante o processo de estampagem da cuba, através da comparação com os resultados experimentais de força máxima. A figura 124 fornece os parâmetros geométricos das ferramentas utilizadas durante os ensaios experimentais de estampagem da cuba, imprescindíveis aos cálculos analíticos da força máxima para cada metodologia de cálculo.

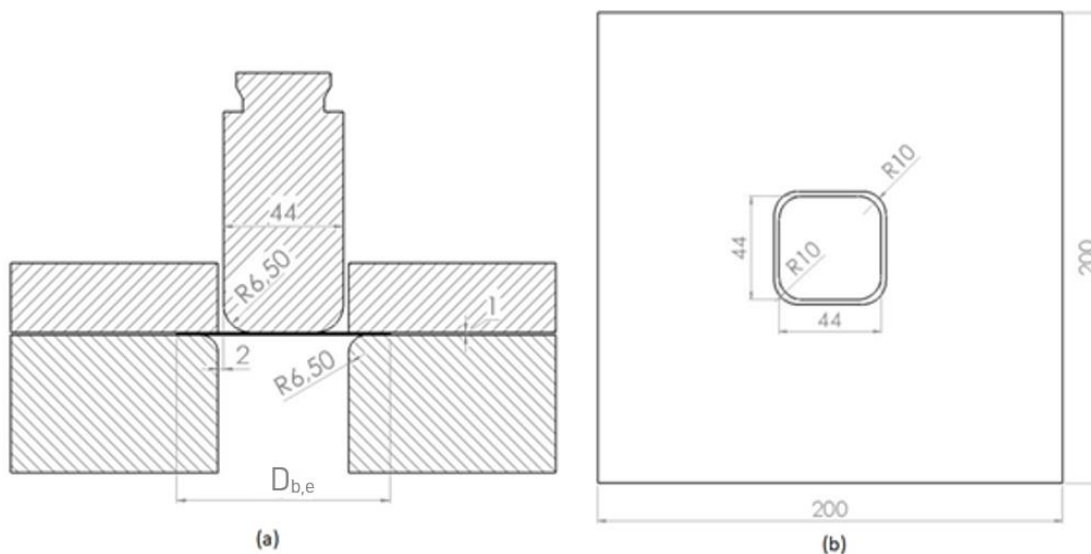


Figura 124 – Dimensões do ferramental para estampagem da cuba: vista frontal (a) e superior (b).

A metodologia de cálculo analítico da força máxima proposta por Rivas-Menchi *et al.* (2018) faz uso das equações de Siebel (1955) (equação 55), Siebel-Beisswanger (1955) (equação 64), Lange (1985) (equação 65) e Tschachtsch (2006) (equação 67), equações essas que, originalmente, eram destinadas aos processos de estampagem de peças axissimétricas e que foram adaptadas à estampagem de uma cuba por esses autores. Na tabela 12, são sintetizadas as informações sobre as propriedades mecânicas do aço inox AIS 304, os parâmetros dos processos de embutimento e os aspectos geométricos da geratriz e do ferramental, bem como os resultados encontrados para essas equações e para as suas respectivas variáveis auxiliares: força do prensa-chapa (F_{bh}) (equação 63), perímetro médio da peça (P_m) (equação 62), deformação verdadeira no diâmetro externo do flange ($\varphi_{1,1}$) (equação 58), deformação verdadeira no raio de entrada da matriz ($\varphi_{2,1}$) (equação 59), deformação verdadeira na parede da peça ($\varphi_{3,1}$) (equação 60), tensão de escoamento na região do diâmetro externo do flange ($kf_{1,1}$) (equação 56), tensão de escoamento na região de entrada e saída do raio da matriz ($kf_{2,1}$) (equação 57) e tensão de escoamento média (kf_m) (equação 66).

Na tabela 13, são sintetizadas as informações sobre as propriedades mecânicas do aço inox AISI 304, os parâmetros do processo de estampagem e os aspectos geométricos das ferramentas e da geratriz, imprescindíveis ao cálculo da força máxima segundo Rodrigues e Martins (2005b). Além do resultado da força máxima ($F_{p,max}$) (equação 68), também constam os resultados das suas variáveis auxiliares nessa tabela: deformação verdadeira no momento da força máxima ($\varphi_{1,2}$) (equação 73), deformação verdadeira no final do processo de estampagem ($\varphi_{2,2}$) (equação 74), tensão de escoamento no momento da força máxima ($kf_{1,2}$)

(equação 71), tensão de escoamento no final do processo de estampagem ($kf_{2,2}$) (equação 72), tensão de escoamento média (kf_m) (equação 70), coeficiente de correção para o dobramento dos lados retos (Q_l) (equação 78), força do prensa-chapa aplicada nos cantos arredondados (F_{bh_c}) (equação 75), força do prensa-chapa aplicada nos lados retos (F_{bh_l}) (equação 77), força de estampagem dos cantos arredondados (F_{p_c}) (equação 69) e força de estampagem das abas retas (F_{p_l}) (equação 76).

Tabela 12 – Variáveis necessárias para o cálculo da força máxima de acordo com a metodologia proposta por Rivas-Menchi et al. (2018).

Parâmetros	CP 01	CP02	CP 03	CP 04	CP 05	CP 06
Limite de resistência, R_m	717,1 MPa	717,1 MPa	717,1 MPa	717,1 MPa	717,1 MPa	717,1 MPa
Índice de encruamento, n	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
Coeficiente de resistência, C	1432 MPa	1432 MPa	1432 MPa	1432 MPa	1432 MPa	1432 MPa
Espessura da chapa, s_0	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm
Lubrificante	Draw 58 GS	Draw 58 GS	Neutron Super Corte 1123-21S	Neutron Super Corte 1123-21S	Flash Stamp 140	Flash Stamp 140
Coeficiente de atrito, μ	0,09	0,12	0,1	0,14	0,11	0,15
Pressão do prensa-chapa, p_{bh}	5 MPa	10 MPa	5 MPa	10 MPa	5 MPa	10 MPa
Força do prensa-chapa, F_{bh}	5,74 kN	11,48 kN	5,74 kN	11,48 kN	5,74 kN	11,48 kN
Coeficiente de eficiência, η_μ	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75
Diâmetro equivalente da geratriz, $D_{b,e}$	85,24 mm	85,24 mm	85,24 mm	85,24 mm	85,24 mm	85,24 mm
Diâmetro equivalente do flange, D_e	65,64 mm	65,64 mm	65,64 mm	65,64 mm	65,64 mm	65,64 mm
Diâmetro equivalente do punção, $d_{p,e}$	53,94 mm	53,94 mm	53,94 mm	53,94 mm	53,94 mm	53,94 mm
Raio de entrada da matriz, r_d	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm
Raio lateral do punção, r_{pc}	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm
Raio da cabeça do punção, r_{pb}	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm
Arestas do punção, a e b	44 mm	44 mm	44 mm	44 mm	44 mm	44 mm
Perímetro da geratriz, P_B	261,56 mm	261,56 mm	261,56 mm	261,56 mm	261,56 mm	261,56 mm
Perímetro médio da peça, P_m	161,97 mm	161,97 mm	161,97 mm	161,97 mm	161,97 mm	161,97 mm
Deformação verdadeira no diâmetro externo do flange, $\varphi_{1,1}$	0,26 [-]	0,26 [-]	0,26 [-]	0,26 [-]	0,26 [-]	0,26 [-]
Deformação verdadeira no raio de entrada da matriz, $\varphi_{2,1}$	0,24 [-]	0,24 [-]	0,24 [-]	0,24 [-]	0,24 [-]	0,24 [-]
Deformação verdadeira na parede da peça, $\varphi_{3,1}$	0,31 [-]	0,31 [-]	0,31 [-]	0,31 [-]	0,31 [-]	0,31 [-]
Tensão de escoamento na região do diâmetro externo do flange, $kf_{1,1}$	822,3 MPa	822,3 MPa	822,3 MPa	822,3 MPa	822,3 MPa	822,3 MPa
Tensão de escoamento na região de entrada e saída do raio da matriz, $kf_{2,1}$	852,7 MPa	852,7 MPa	852,7 MPa	852,7 MPa	852,7 MPa	852,7 MPa
Tensão de escoamento média, kf_m	837,5 MPa	837,5 MPa	837,5 MPa	837,5 MPa	837,5 MPa	837,5 MPa
Resultados de Força máxima de estampagem ($F_{p,max}$)						
Siebel (1955)	41,62 kN	44,79 kN	42,22 kN	46,34 kN	42,83 kN	47,14 kN
Siebel-Beisswanger (1955)	40,55 kN	40,55 kN	40,55 kN	40,55 kN	40,55 kN	40,55 kN
Lange (1985)	82,76 kN	82,76 kN	82,76 kN	82,76 kN	82,76 kN	82,76 kN
Tschaetsch (2006)	46,75 kN	46,75 kN	46,75 kN	46,75 kN	46,75 kN	46,75 kN

Tabela 13 – Variáveis necessárias para o cálculo da força máxima de acordo com a metodologia proposta por Rodrigues e Martins (2005b).

Parâmetros	CP 01	CP02	CP 03	CP 04	CP 05	CP 06
Limite de resistência, R_m	717,1 MPa	717,1 MPa	717,1 MPa	717,1 MPa	717,1 MPa	717,1 MPa
Índice de encruamento, n	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
Coefficiente de resistência, C	1432 MPa	1432 MPa	1432 MPa	1432 MPa	1432 MPa	1432 MPa
Espessura da chapa, s_0	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm
Lubrificante	Draw 58 GS	Draw 58 GS	Neutron Super Corte 1123-21S	Neutron Super Corte 1123-21S	Flash Stamp 140	Flash Stamp 140
Coefficiente de atrito, μ	0,09	0,12	0,1	0,14	0,11	0,15
Pressão do prensa-chapa, p_{bh}	5 MPa	10 MPa	5 MPa	10 MPa	5 MPa	10 MPa
Raio de entrada da matriz, r_d	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm
Raio lateral do punção, r_{pc}	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm
Raio da cabeça do punção, r_{pb}	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm	6,5 mm
Raio lateral da cuba, r_{cc}	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm
Raio inicial do canto da geratriz, r_1	20,73 mm	20,73 mm	20,73 mm	20,73 mm	20,73 mm	20,73 mm
Arestas do punção, a e b	44 mm	44 mm	44 mm	44 mm	44 mm	44 mm
Comprimento das abas auxiliares, l_a e l_b	23,63 mm	23,63 mm	23,63 mm	23,63 mm	23,63 mm	23,63 mm
Deformação verdadeira no momento da força máxima, $\varphi_{1,2}$	0,25 [-]	0,25 [-]	0,25 [-]	0,25 [-]	0,25 [-]	0,25 [-]
Deformação verdadeira no final do processo de estampagem, $\varphi_{2,2}$	0,08 [-]	0,08 [-]	0,08 [-]	0,08 [-]	0,08 [-]	0,08 [-]
Tensão de escoamento no momento da força máxima, $kf_{1,2}$	822,5 MPa	822,5 MPa	822,5 MPa	822,5 MPa	822,5 MPa	822,5 MPa
Tensão de escoamento no final do processo de estampagem, $kf_{2,2}$	521,4 MPa	521,4 MPa	521,4 MPa	521,4 MPa	521,4 MPa	521,4 MPa
Tensão de escoamento média, kf_m	671,9 MPa	671,9 MPa	671,9 MPa	671,9 MPa	671,9 MPa	671,9 MPa
Coefficiente de correção para o dobramento dos lados retos, Q_l	1,49 [-]	1,49 [-]	1,49 [-]	1,49 [-]	1,49 [-]	1,49 [-]
Força do prensa-chapa aplicada nos cantos arredondados, F_{bh_c}	1,94 kN	3,88 kN	1,94 kN	3,88 kN	1,94 kN	3,88 kN
Força do prensa-chapa aplicada nos lados retos, F_{bh_l}	2,95 kN	5,9 kN	2,95 kN	5,9 kN	2,95 kN	5,9 kN
Força de estampagem dos cantos arredondados, F_{p_c}	45,15 kN	47,84 kN	45,85 kN	49,43 kN	46,55 kN	50,25 kN
Força de estampagem das abas retas, F_{p_l}	8,46 kN	9,72 kN	8,6 kN	10,17 kN	8,73 kN	10,4 kN
Força máxima de estampagem, $F_{p,max}$	53,6 kN	57,6 kN	54,5 kN	59,6 kN	55,3 kN	60,7 kN

6. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

6.1. CARACTERIZAÇÃO DA MATÉRIA-PRIMA

6.1.1. Composição Química

A composição química encontrada para o aço inox AISI 304 possui proporções dos seus principais elementos químicos próximas às informadas no seu Certificado de Qualidade (ANEXO A) e, também, às encontradas por Toit e Steyn (2012), Ercolani (2018) e Naghizadeh e Mirzadeh (2019), com variações na faixa de 5 a, no máximo, 15%, conforme demonstrado na tabela 14. Assim sendo, pode-se concluir que a composição química das amostras ensaiadas atende às especificações nacionais e internacionais dessa classe de aço inoxidável.

Tabela 14 – Composição química do aço inox AISI 304 (em % de massa dos elementos).

Fonte	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
Ensaio	0,042	0,41	1,37	0,04	0,01	17,59	0,082	8,04
Certificado de qualidade	0,035	0,395	1,19	0,035	0,001	17,675	0,041	8,015
Toit e Steyn (2012)	0,040	0,49	1,19	0,026	0,02	18,27	0,088	8,65
Ercolani (2018)	0,055	0,474	1,647	0,046	0,016	16,8	-	8,01
Naghizadeh e Mirzadeh (2019)	0,040	0,48	1,65	-	-	17,50	0,073	9,33

6.1.2. Propriedades Mecânicas

Quando comparado ao Certificado de Qualidade (ANEXO A) e aos resultados dos ensaios de tração das pesquisas de Amree e Chaijit (2018), Toit e Steyn (2012) e Othmen *et al.* (2020), os valores encontrados experimentalmente do limite de escoamento (R_e), do limite de resistência (R_m) e do alongamento total (δ) para o aço inox AISI 304 ficaram muito próximos, inclusive para as três direções de laminação avaliadas (0°, 45° e 90°), segundo consta da tabela 15. De forma geral, os valores encontrados experimentalmente para essas propriedades foram superiores em, no máximo, 10% em relação aos valores fornecidos pela literatura internacional, indicando que as amostras ensaiadas apresentam propriedades mecânicas muito próximas às amostras de aço inox AISI 304 comercializadas internacionalmente. Ainda, é possível concluir

que esse aço inox apresenta uma boa capacidade de se deformar plasticamente, aliado ao aumento expressivo da sua resistência mecânica quando conformado a frio (encruamento).

Tabela 15 – Propriedades mecânicas do aço inoxidável AISI 304.

Fonte	Propriedades mecânicas	Módulo de elasticidade, E	Limite de escoamento, R_e	Limite de resistência, R_m	Alongamento total, δ
Ensaio de tração	Direção 0°	200 GPa	307,21 MPa	724,78 MPa	53,29 %
	Direção 45°	200 GPa	303,14 MPa	713,74 MPa	58,24 %
	Direção 90°	200 GPa	300 MPa	712,66 MPa	56,02 %
Certificado de qualidade	-	-	305 MPa	726 MPa	59%
Amree e Chaijit (2018)	Direção 0°	200 GPa	289,29 MPa	630,51 MPa	53,20 %
	Direção 45°	200 GPa	280,02 MPa	599,13 MPa	55,5 %
	Direção 90°	200 GPa	283,49 MPa	606,52 MPa	56,9 %
Toit e Steyn (2012)	Direção 0°	200 GPa	293 MPa	709 MPa	54 %
	Direção 45°	200 GPa	275 MPa	640 MPa	57 %
	Direção 90°	200 GPa	292 MPa	660 MPa	58 %
Othmen <i>et al.</i> (2020)	Direção 0°	200 GPa	278 MPa	670 MPa	62 %
	Direção 45°	200 GPa	270 MPa	632 MPa	56 %
	Direção 90°	200 GPa	280 MPa	647 MPa	52 %

6.1.3. Curva de Escoamento

Na tabela 16, percebe-se que, à exceção dos resultados de Amree e Chaijit (2018), os valores do coeficiente de resistência (C) estão muito próximos dos trabalhos de Ercolani (2018), Toit e Steyn (2012) e Sener e Kurtaran (2016), com uma variação inferior a 10%. Enquanto que, para o índice de encruamento (n) desse aço, apenas os resultados de Ercolani (2018) e Toit e Steyn (2011) são próximos, dado que as demais referências apresentam uma variação superior a 20%.

Tabela 16 – Índice de encruamento (n) e coeficiente de resistência (C) do aço inox AISI 304.

Fonte	Orientação	Índice de encruamento, n	Coeficiente de resistência, C
Equação de potência do MS Excel	Direção de laminação 0°	0,41 [-]	1464,1 MPa
	Direção de laminação 45°	0,39 [-]	1382,2 MPa
Critério de Schaeffer e Rocha (2007)	Direção de laminação 90°	0,41 [-]	1449,7 MPa
	Direção de laminação 0°	0,39 [-]	1548,64 MPa
	Direção de laminação 45°	0,39 [-]	1525,05 MPa
Ercolani (2018)	Direção de laminação 90°	0,39 [-]	1522,76 MPa
	Direção de laminação 0°	0,455 [-]	1518 MPa
	Direção de laminação 45°	0,444 [-]	1448 MPa
Toit e Steyn (2012)	Direção de laminação 90°	0,451 [-]	1577 MPa
	Direção de laminação 0°	0,41 [-]	1481 MPa
	Direção de laminação 45°	0,42 [-]	1370 MPa
Sener e Kurtaran (2016)	Direção de laminação 90°	0,41 [-]	1395 MPa
	-	0,30 [-]	1528 MPa
Amree e Chaijit (2018)	-	0,28 [-]	1229,5 MPa

É possível observar que os dados de n e C obtidos nos ensaios de tração encontram-se dentro do intervalo plausível, quando comparados a algumas referências internacionais. No entanto, os resultados experimentais se encontram com uma variação inferior a 10% para o índice de encruamento (n) e para o coeficiente de resistência (C), quando comparados aos resultados encontrados através do Critério de Schaeffer e Rocha (2007). Desse modo, evidencia-se que esse Critério apresenta um certo grau de assertividade para obtenção das curvas de escoamento desses aços inoxidáveis, sem que fosse necessário plotar a curva de escoamento e, posteriormente, extrair a equação de potência que a descreve, economizando tempo de projetistas da área de conformação mecânica no tratamento de dados para posterior emprego em softwares de simulação numérica, com o objetivo de fabricação de ferramentas ou, até mesmo, de implementação de melhorias ao processo.

6.1.4. Coeficiente de Anisotropia

Os valores encontrados experimentalmente para os coeficientes de anisotropia do aço inox AISI 304 se aproximam, em parte, dos resultados contidos nos trabalhos de Othmen *et al.* (2020), Sener, Esener e Firat (2021) e Amree e Chaijit (2018). Os valores dos coeficientes de anisotropia para cada direção de laminação (0°, 45° e 90°) e do coeficiente de anisotropia médio (r_m) encontram-se próximos da literatura, estando numa faixa de 5 a, no máximo, 12% de variação, conforme demonstrado na tabela 17. Porém, à exceção de Amree e Chaijit (2018), o

coeficiente de anisotropia planar (Δ_r) encontrado experimentalmente encontra-se muito aquém aos resultados das pesquisas consultadas, evidenciando-se, assim, eventuais erros de cálculo por esses autores, dado que os valores dos coeficientes de anisotropia para cada direção de laminação estão próximos e que, por conseguinte, o resultado de Δ_r também deveria estar, levando-se em consideração a adoção da equação 13.

Tabela 17 - Coeficientes de anisotropia médio e anisotropia plana r do aço inox AISI 304.

Fonte	r_{0°	r_{45°	r_{90°	r_m	Δ_r
Ensaio	0,95	1,02	0,85	0,96	-0,12
Othmen <i>et al.</i> (2020)	0,87	1,16	0,82	0,99	0,28
Sener, Esener e Firat (2021)	0,83	1,22	0,95	0,93	0,22
Amree e Chaijit (2018)	0,97	1,09	0,84	0,90	-0,10

Os resultados dos coeficientes de anisotropia médio (r_m) e planar (Δ_r) contidos na tabela 17 indicam que o aço inoxidável AISI 304 se encontra em condições relativamente próximas da isotropia (r_m próximo de 1 e Δ_r próximo de 0), sugerindo que, quando submetidas a processos de embutimento, é baixa a probabilidade de surgirem de defeitos do tipo “orelhas” e, conseqüentemente, menores os custos com desperdício de matéria-prima. Considerando que se espera de um aço de boa trabalhabilidade um r_m próximo de 1 e um Δ_r próximo de zero de acordo com Schaeffer (2016) e Dieter (1981), conclui-se que esses materiais são indicados para operações de embutimento profundo, o que também é corroborado pelos resultados da curva de engenharia (figura 34) que demonstram uma alta ductilidade atrelada à alta resistência mecânica.

6.1.5. Índice Erichsen

Através da tabela 18, percebe-se que os valores encontrados experimentalmente de IE e da força máxima durante os ensaios Erichsen se assemelham aos resultados encontrados por Andrade *et al.* (2004) e Toit e Steyn (2012), cuja diferença entre esses resultados é inferior a 5%. Apenas os resultados encontrados por Ercolani (2018) são distintos, possivelmente em razão da diferença de viscosidade e de composição química dos seus lubrificantes com os lubrificantes utilizados neste trabalho. Ademais, foi possível constatar que, com a utilização de lubrificantes que promovam um coeficiente de atrito cada vez menor, houve o aumento da força

máxima do ensaio e, concomitantemente, do deslocamento do punção (correspondente ao Índice Erichsen), aumentando, portanto, o grau de estampabilidade do aço inox AISI 304.

Tabela 18 - Índice Erichsen e força máxima.

Fonte	Lubrificante	Índice Erichsen, IE	Força máxima
Ensaaios	Draw 58 GS	11,96 mm	59,97 kN
	Neutron Super Corte 1123-21S	11,57 mm	57,83 kN
	Flash Stamp 140	10,69 mm	57,73 kN
Ercolani (2018)	Sem lubrificante	13,02 mm	48,08 kN
	DesmoldMax 35	13,52 mm	48,99 kN
	DesmoldMax 35-S	13,37 mm	48,88 kN
Andrade et al. (2004)	Bissulfato de Molibdênio	11,76 mm	56,5 kN
Toit e Steyn (2012)	Sem lubrificante	12,1 mm	58,2 kN

6.1.6. Curva Limite de Conformação

As curvas limite de conformação preveem o limite de deformações que os materiais podem suportar até atingir o seu rompimento. Normalmente, esses dados servem como parâmetro para o projeto de produtos estampados, considerando que, para qualquer região, os pares de deformação principais devem se situar abaixo da CLC, assegurando a integridade estrutural das peças frente à sua aplicação final. Cabe destacar que inúmeros softwares comerciais já conseguem prever a configuração das CLCs de chapas metálicas, necessitando, apenas, de informações relativas à espessura, ao índice de encruamento, aos limites de escoamento e de resistência do material. Não obstante, a influência dos lubrificantes e, conseqüentemente, do atrito na configuração final das CLCs torna-se difícil desses softwares descreverem com precisão, uma vez que a maioria considera o atrito como uma variável constante durante os processos de conformação, desprezando a influência exercida pela viscosidade dos lubrificantes, velocidade de deslizamento das ferramentas e pressão em cada região da peça durante a sua deformação permanente.

Observou-se que, através da figura 46, as CLCs são muito suscetíveis à mudança do tipo de lubrificante utilizado e, por conseguinte, do atrito, assim como já era corroborado por meio dos estudos de Netto (2004) e de Folle *et al.* (2008). À medida em que o lubrificante oferecia uma redução do coeficiente entre as ferramentas e as amostras durante os ensaios de Nakazima

modificado, verificou-se um aumento do grau de estampabilidade das amostras de aço inoxidável AISI 304, deslocando, portanto, a curva para cima. Em suma, o uso do lubrificante Draw 58 GS ofereceu o menor coeficiente de atrito em relação aos demais lubrificantes utilizados, garantindo um aumento do grau de estampabilidade em, aproximadamente, 20 e 30% em relação aos lubrificantes Neutron Super Corte 1123-21S e Flash Stamp 140, respectivamente.

Adicionalmente, verificou-se que as CLCs encontradas experimentalmente para o aço inox AISI 304 se aproximam dos resultados constantes dos trabalhos de Schino (2019) (figura 125), de Cardoso *et al.* (2013) (figura 126) e de Cavaler (2010) (figura 127).

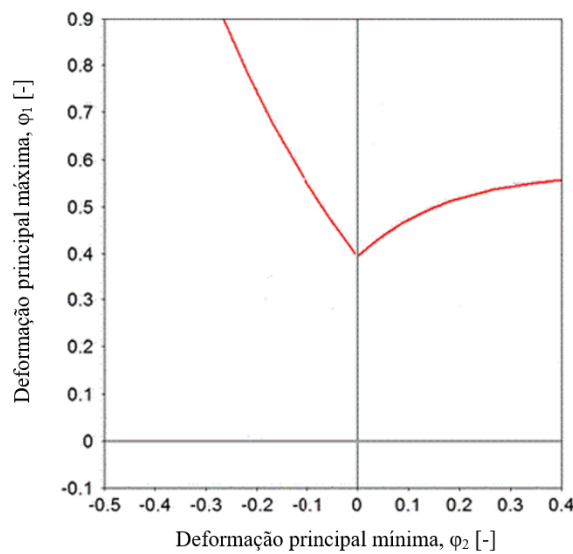


Figura 125 – Curva limite de conformação do aço inoxidável AISI 304. Fonte: Schino (2019).

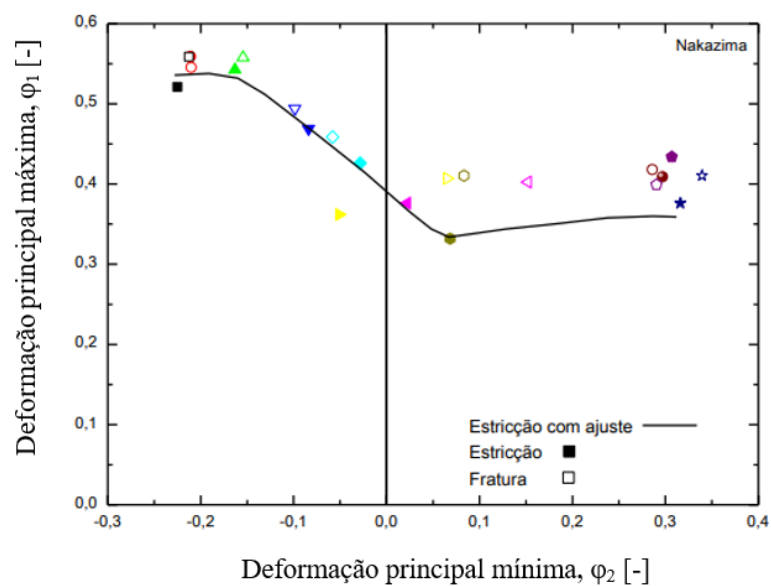


Figura 126 – Curva limite de conformação do aço inoxidável AISI 304. Fonte: Cardoso *et al.* (2013).

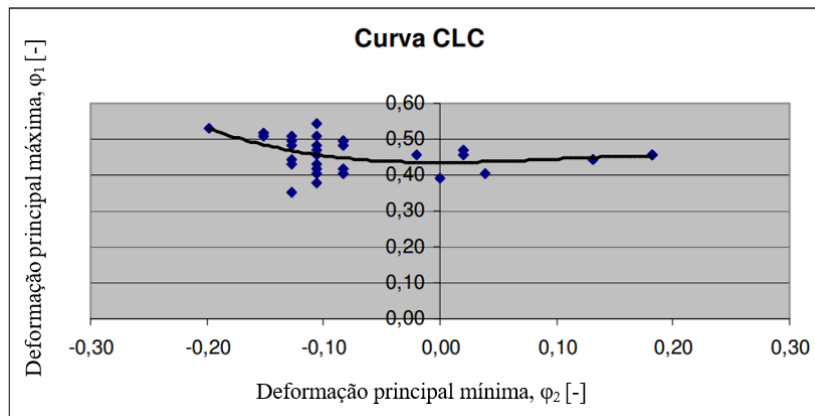


Figura 127 – Curva limite de conformação do aço inoxidável AISI 304. Fonte: Cavaler(2010).

Pequenas diferenças entre as curvas experimentais e as curvas fornecidas pela literatura para o aço inox AISI 304 são justificadas pela viscosidade dos lubrificantes utilizados neste estudo e, conseqüentemente, do coeficiente de atrito desenvolvido em cada ensaio, dado que, tanto para os experimentos deste estudo quanto nos experimentos da literatura, os parâmetros do ensaio Nakazima modificado atenderam às especificações da norma ISO 12004:2008. Além disso, eventuais discrepâncias entre as propriedades mecânicas das amostras deste estudo e da literatura, como o índice de encruamento e os limites de escoamento e de resistência, podem contribuir para diferenças significativas no formato das CLCs, assim como defendido por Netto (2004) e Folle *et al.* (2008).

6.2. ENSAIOS EXPERIMENTAIS E SIMULAÇÃO NUMÉRICA

6.2.1. Força de Estampagem

Vislumbra-se que, tanto para os ensaios experimentais quanto para as simulações numéricas, a força de estampagem para cada condição do processo de embutimento realizada não decaiu quando próximo do fim do percurso do punção, assim como ocorreu nos estudos de Mamalis, Manolagos e Baldoukas (1997), Gavas e Izciler (2007), Qiquan *et al.* (2010) e Omkar *et al.* (2019). Tal fenômeno é, possivelmente, justificado pelo fato de que os cantos arredondados da cuba não adentraram completamente à cavidade da matriz, sobrando uma parcela de material que ficou presa entre a matriz e o prensa-chapa e que, por conseguinte, continuou oferecendo resistência ao deslocamento do punção, muito embora o projeto da geratriz tenha sido para um deslocamento total do punção de 17,5 mm.

Com base nos resultados fornecidos pelos ensaios experimentais e pelo software de simulação computacional, nota-se que a força de estampagem é significativamente dependente da força do prensa-chapa e das condições superficiais de lubrificação estabelecidas entre as interfaces de contato do material com o ferramental, de modo que, quanto mais eficaz for o regime de lubrificação selecionado (menor coeficiente de atrito), menor será a força desenvolvida durante o processo de estampagem, conforme já corroborado por Rodrigues e Martins (2005b), Folle (2012), Rivas-Menchi *et al.* (2018), Wei, Zang e Dong (2005), Kim *et al.* (2007) e Dilmeç e Arap (2016). A seleção correta do tipo de lubrificante e a forma de aplicação são constantemente alvos de estudos das indústrias, uma vez que a redução da força necessária para realizar a deformação plástica das chapas mitiga o desgaste precoce das ferramentas e os custos relativos ao desperdício de matéria-prima e de energia.

Analisando-se a tabela 19, percebe-se que, quando comparado aos resultados encontrados via simulação computacional e ensaios experimentais, a equação de Siebel (1955) possui um grau de imprecisão muito insignificativo (inferior a 5%), sendo, portanto, uma excelente ferramenta para prever, com rapidez e baixo custo, a força máxima de estampagem de peças não-axissimétricas. As equações de Siebel-Beisswanger (1955) e Tschätsch (2006), embora desconsiderem a influência do atrito no comportamento da força de embutimento, também apresentaram resultados rápidos e consideravelmente próximos da simulação numérica, com uma imprecisão de, no máximo, 10%, podendo também auxiliar na quantificação prévia da força máxima e, assim, auxiliar na especificação da capacidade mínima exigida para as prensas e no projeto das ferramentas de estampagem. A equação de Lange (2006) forneceu resultados de força máxima completamente insatisfatórios, com imprecisão de quase 100% em relação aos resultados de força máxima dos ensaios experimentais, motivado, possivelmente, em razão da majoração inapropriada do coeficiente de eficiência do processo de estampagem pelo seu autor ou, até mesmo, pela sua simplicidade, desconsiderando a contribuição de fenômenos importantes como a força aplicada pelo prensa-chapa e o atrito na região do prensa-chapa e do raio de entrada da matriz. Por fim, a equação de Rodrigues e Martins (2005b), mesmo considerando o efeito do atrito, forneceu resultados de força máxima com um grau de imprecisão na faixa de 20 e 30% em relação aos resultados experimentais.

Tabela 19 - Comparação dos resultados de força máxima encontrados através dos cálculos analíticos e dos ensaios experimentais.

Força máxima ($F_{p,max}$)	CP 01	CP 02	CP 03	CP 04	CP 05	CP 06
Ensaio experimental e Simulação Computacional	42,12 kN	46,47 kN	42,55 kN	47,6 kN	42,95 kN	47,6 kN
Siebel (1955)	41,62 kN	44,79 kN	42,22 kN	46,34 kN	42,83 kN	47,14 kN
Siebel-Beisswanger (1955)	40,55 kN	40,55 kN	40,55 kN	40,55 kN	40,55 kN	40,55 kN
Lange (1985)	82,76 kN	82,76 kN	82,76 kN	82,76 kN	82,76 kN	82,76 kN
Tschaetsch (2006)	46,75 kN	46,75 kN	46,75 kN	46,75 kN	46,75 kN	46,75 kN
Rodrigues e Martins (2005b)	53,6 kN	57,6 kN	54,5 kN	59,6 kN	55,3 kN	60,7 kN

Observa-se que, de forma geral, os resultados de força máxima obtidos são significativamente próximos entre si, à exceção dos resultados fornecidos pela equação de Lange (2006) e de Rodrigues e Martins (2005b). Os resultados de força máxima fornecidos pelas equações de Siebel-Beisswanger (1955) e Tschaetsch (2006) se distanciam em, no máximo, 15% dos resultados encontrados através da equação de Siebel (1955). Embora deva ser evitado em razão da sua simplificação demasiada dos parâmetros dos processos de estampagem, o emprego dessas equações que desconsideraram o comportamento do atrito possibilitou uma estimativa rápida e coerente da força máxima.

6.2.2. Variação de Espessura

De forma geral, a espessura não apresentou uma variação muito expressiva, variando entre 0,8 à, no máximo, 1,2 mm nas direções de 0° e 45° em relação ao eixo central da peça durante as seis condições de estampagem realizadas experimental e numericamente, mesmo com a alteração significativa da pressão aplicada pelo prensa-chapa e do tipo de lubrificante empregado.

A espessura tendia a se reduzir na região da cabeça do punção, fenômeno esse que era agravado durante a transição da região do raio da cabeça do punção para a parede peça, ao passo que, na transição do raio de entrada da matriz para o flange, a espessura tendia a aumentar significativamente, ultrapassando ao seu valor inicial de 1 mm. Comportamento similar da espessura em cada ponto da peça também foi perceptível nos resultados consultados na literatura sobre estampagem de cubas: Hassan, Ahmed e Takakura (2012); Demirci, Esner e Yasar (2008); Mamalis, Manolakos e Baldoukas (1997); Kaiping, Habraken e Bruneel (1995); Morishita *et al.* (2012); Gavas e Izciler (2007); Danckert (1995); Omkar *et al.* (2019). Cumpre salientar que, em relação à direção de 45°, os resultados da simulação e dos estudos consultados

indicam que os fenômenos de afinamento e de espessamento são ligeiramente superiores aos resultados experimentais, na faixa de 10%.

6.2.3. Deformações Principais e Equivalente

O comportamento das deformações principais foi praticamente idêntico para todas as condições dos ensaios de estampagem realizadas experimental e numericamente, mesmo com alteração significativa da força aplicada pelo prensa-chapa e do lubrificante adotado, o que também é corroborado pela baixa diferença entre os coeficientes de atrito encontrados para cada processo ensaiado.

Os resultados experimentais das deformações principais se assemelham em parte aos trabalhos publicados por Dankert (1995), Bayraktar e Altintas (1996) e Demirci, Esner e Yasar (2008), referentes aos processos de estampagem de peças no formato de cuba. Não obstante, os resultados das deformações principais φ_1 , φ_2 e φ_3 fornecidos pela simulação numérica foram um pouco distintos dos resultados experimentais, especialmente pelo comportamento dessas deformações ao longo da direção de 45°. Quando comparado aos resultados experimentais, é perceptível que a intensidade da deformação da espessura (φ_3) foi consideravelmente superior nas regiões do raio da cabeça do punção (pontos 7 ao 9) e na região do raio de entrada da matriz (ponto 12). As deformações principais φ_1 e φ_2 apresentaram comportamento similar às deformações medidas experimentalmente, com algumas oscilações pontuais, possivelmente em razão da imprecisão da régua utilizada para medição.

Observou-se diferenças no comportamento das deformações equivalentes fornecidas pelo software de simulação numérica em comparação às deformações equivalentes calculadas através dos resultados experimentais das deformações principais, por intermédio da equação de Hill (1948). A equação de Hill (1948) estima um valor médio para a deformação equivalente, desprezando eventuais oscilações na trajetória das deformações ao longo das direções de 0° e de 45°, o que não é desprezado pelos softwares de simulação numérica que calculam essas deformações pelo Método de Elementos Finitos (FEM), através de equações diferenciais.

Comparando-se as deformações ocasionadas na superfície externa do aço inox AISI 304 durante a sua conformação com a curva limite de conformação plotada para cada lubrificante, averigua-se que as deformações principais φ_1 e φ_2 alcançaram níveis significativos, mas que, como já demonstrado pelos experimentos (seção 5.1.4) e pelas simulações numéricas (seção

5.2.4), não resultaram na ruptura do material, visto que se situavam bem abaixo da CLC de cada lubrificante.

Seguindo os critérios estabelecidos por Marciniak, Duncan e Hu (2002), Rocha (2006) e Gilapa (2011), foi viável identificar os principais modos de deformação que atuavam na superfície externa da peça, vital para o cálculo analítico das tensões principais σ_1 e σ_2 . Os modos de deformação plástica que atuaram durante o embutimento da peça durante os ensaios experimentais e as simulações numéricas foram, na trajetória de deformações orientada a 0°: deformação plana (pontos 1 ao 11), tração uniaxial (ponto 12), embutimento profundo (pontos 13 e 14) e compressão uniaxial (pontos 15 e 16). Não obstante, atuaram, na direção de 45°, os modos de deformação plástica de deformação plana (pontos 1 ao 8), embutimento profundo (pontos 9 ao 11) e compressão uniaxial (pontos 12 e 13).

6.2.4. Tensões Principais e Equivalente

Previamente à determinação das tensões principais σ_1 e σ_2 para os ensaios experimentais, foi necessário realizar o cálculo da tensão equivalente (σ_{eq}), aplicando-se o valor da deformação equivalente (φ_{eq}) na equação de Ludwik-Hollomon, em atendimento à orientação de Klocke (2013). Além disso, foi imprescindível identificar os modos de deformação plástica que estavam atuando em cada posição da peça, com o intuito de aplicar as equações de definidas por Marciniak, Duncan e Hu (2002), Rocha (2006) e Gilapa (2011) para o cálculo das tensões principais σ_1 e σ_2 . Embora os valores de deformação equivalente (φ_{eq}) tenham sido próximos entre os resultados experimentais e numéricos, a tensão equivalente calculada pela equação de Ludwik-Hollomon ficou consideravelmente distante da tensão equivalente fornecida pelo software *Simufact Forming 15*®, apresentando, em contrapartida, um comportamento similar em cada posição da peça. Dessa forma, foi possível concluir que a metodologia de cálculo da tensão equivalente proposta por Klocke (2013) não forneceu resultados próximas da simulação computacional dos processos de estampagem de peças não-axissimétricas.

Consequentemente, os resultados das tensões principais também ficaram distantes, não sendo, portanto, possível averiguar o grau de assertividade da metodologia de cálculo proposta por Marciniak, Duncan e Hu (2002), Rocha (2006) e Gilapa (2011), muito embora o comportamento dessas tensões principais σ_1 e σ_2 tenham sido similares para os ensaios experimentais e para as simulações numéricas, mesmo com alteração do tipo de lubrificante e da intensidade da pressão do prensa-chapa.

7. CONCLUSÕES

A presente pesquisa assumiu como objetivo principal avaliar experimentalmente a influência das condições superficiais de lubrificação e da pressão aplicada pelo prensa-chapa em alguns dos principais parâmetros do processo de estampagem de uma cuba (força máxima, tensões e deformações principais, coeficiente de atrito), durante o processo de embutimento de peças não-axissimétricas em aço inoxidável austenítico AISI 304, sendo, posteriormente, esses resultados validados por um software de simulação numérica e, no caso da força de estampagem e das tensões, também validadas por equações previstas na literatura.

Para que o software de simulação numérica *Simufact Forming 15*® pudesse prever corretamente o comportamento plástico do aço inoxidável austenítico AISI 304 quando submetido aos processos de estampagem profunda, foi necessário, inicialmente, realizar a caracterização das suas propriedades mecânicas e do seu grau de estampabilidade. Para tanto, foram realizados os ensaios de composição química, de tração, de anisotropia, de Erichsen e de Nakazima modificado.

Os resultados obtidos pelo ensaio de tração, além de servirem para instrução correta do software de simulação, também serviram para identificar que as propriedades mecânicas do aço inox AISI 304 encontrava-se em concordância com a literatura nacional e internacional, o que também foi possível constatar através do ensaio de composição química. Através do ensaio de anisotropia, constatou-se que as amostras do material se encontravam em condições próximas da isotropia, podendo ser utilizadas as equações destinadas a materiais isotrópicos ou anisotrópicos para o cálculo das deformações e das tensões, sem ocasionar em eventuais discrepâncias entre os resultados fornecidos. Os resultados do ensaio Erichsen forneceram informações importantes sobre o grau de estampabilidade do aço inox AISI 304 para diferentes condições superficiais de lubrificação, demonstrando que, em relação aos lubrificantes Neutron Super Corte 1123-21S e Flash Stamp 140, o lubrificante Draw 58 GS foi quem ofereceu o maior grau de estampabilidade, em razão do seu baixo coeficiente de atrito, o que também foi constatado pelos ensaios experimentais de embutimento da cuba. E, por fim, o ensaio Nakazima modificado serviu para fornecer informações sobre as curvas limite de conformação do material para cada tipo de lubrificante, informação essa muito importante, visto que, quando inserida no software de simulação, serviu como um critério de falha. Em suma, o uso do lubrificante Draw 58 GS ofereceu o menor coeficiente de atrito em relação aos demais lubrificantes utilizados, garantindo um aumento do grau de estampabilidade em, aproximadamente, 20 e 30% em relação aos lubrificantes Neutron Super Corte 1123-21S e Flash Stamp 140, respectivamente.

Com base nos resultados de força máxima para cada condição do processo de estampagem da cuba realizada, verificou-se que os dados do coeficiente de atrito são específicos para cada lubrificante, sendo, inclusive, sensíveis à força aplicada pelo prensa-chapa. Percebe-se que o lubrificante Draw 58 GS ofereceu a menor intensidade da força de estampagem e, por conseguinte, o menor coeficiente de atrito, enquanto o lubrificante Flash Stamp 140 foi quem ofereceu uma condição de estampagem mais severa, por conta do seu coeficiente de atrito. Embora a diferença entre os coeficientes de atrito fosse baixa para cada lubrificante, nota-se que, em relação aos lubrificantes Draw 58 GS e Neutron Super Corte 1123-21S, o coeficiente de atrito desenvolvido com o lubrificante Flash Stamp 140 era superior em cerca de 10% e 20%, respectivamente.

Para a previsão da força máxima, foram empregadas as metodologias de cálculo previstas na literatura de estampagem da cuba. Quando comparado aos resultados encontrados via simulação computacional e ensaios experimentais, as equações utilizadas apresentaram, em sua maioria, um grau de imprecisão pouco expressivo (abaixo de 10%), à exceção das equações 65 e 68. Ademais, os resultados de força máxima obtidos são significativamente próximos entre si, à exceção das equações 65 e 68.

Em relação ao comportamento da espessura em cada ponto avaliado durante os ensaios experimentais e das simulações numéricas, observou-se que, de forma geral, a espessura não apresentou uma variação muito expressiva. Mesmo com a alteração significativa da pressão aplicada pelo prensa-chapa e do tipo de lubrificante empregado, a variação de espessura da cuba foi significativamente próxima para as seis condições de estampagem realizadas, em razão da proximidade dos resultados encontrados para o coeficiente de atrito de cada ensaio. O comportamento da espessura durante as simulações numéricas e os ensaios experimentais foi similar à literatura consultada sobre estampagem de peças no formato de cuba.

Os resultados das deformações principais φ_1 , φ_2 e φ_3 fornecidos pela simulação numérica foram um pouco distintos dos resultados experimentais. Quando comparado aos resultados experimentais, é perceptível que a intensidade da deformação da espessura (φ_3) foi consideravelmente superior nas regiões do raio da cabeça do punção e na região do raio de entrada da matriz. As deformações principais φ_1 e φ_2 apresentaram comportamento similar às deformações medidas experimentalmente, com algumas oscilações pontuais, possivelmente em razão da imprecisão da régua utilizada para medição. Também são vistas diferenças no comportamento das deformações equivalentes fornecidas pelo software de simulação numérica em comparação às deformações equivalentes calculadas através dos resultados experimentais

das deformações principais. Não obstante, averigua-se que as deformações principais alcançaram níveis significativos, mas que, como já demonstrado pelos experimentos e pelas simulações numéricas, não resultaram na ruptura do material, visto que se situavam bem abaixo da CLC gerada para cada lubrificante.

Embora os valores de deformação equivalente tenham sido próximos entre os resultados experimentais e numéricos, a tensão equivalente calculada ficou consideravelmente distante da tensão equivalente fornecida pelo software de simulação, apresentando, em contrapartida, um comportamento similar em cada posição da peça. Conseqüentemente, os resultados das tensões principais σ_1 e σ_2 também ficaram distantes, não sendo, portanto, possível averiguar o grau de assertividade da metodologia de cálculo proposta pela literatura.

Sendo assim, ressalta-se a contribuição deste estudo para o setor industrial no tocante às técnicas experimentais e de cálculo empregadas e, por conseguinte, aos resultados apresentados acerca do comportamento das deformações e tensões durante o processo de embutimento de peças não-axissimétricas, bem como do coeficiente de atrito e da força de estampagem. Além disso, destaca-se a contribuição deste estudo com a validação da empregabilidade da simulação numérica para previsão desses comportamentos, servindo como um modelo a ser seguido pelas indústrias para o aperfeiçoamento prévio dos principais parâmetros do processo de estampagem, descartando gradativamente a técnica “tentativa e erro” e, conseqüentemente, evitando o desperdício de matéria-prima com a ocorrência de defeitos, como enrugamento, orelhamento e ruptura localizada.

8. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para trabalhos futuros, são descritas algumas análises que podem ser realizadas:

- Executar adicionalmente o ensaio de Dobramento sob Tensão (DST) na determinação prévia do coeficiente de atrito, servindo como variável de entrada às equações de força máxima e ao software de simulação numérica, para fins de validação da sua empregabilidade na previsão do atrito em processos de estampagem de peças não-axissimétricas;
- Realizar estes ensaios de estampagem com diferentes velocidades de deslocamento da prensa hidráulica e com diferentes dimensões do raio de entrada da matriz e da cabeça do punção, verificando as suas contribuições para o coeficiente de atrito e, conseqüentemente, para a força de estampagem e para as tensões e deformações;
- Testar a aplicabilidade desta metodologia de pesquisa com ferramentas de estampagem com diferentes tipos de tratamentos superficiais, averiguando a sua contribuição para o coeficiente de atrito e, conseqüentemente, para a força de estampagem e para as tensões e deformações, além de comparar o grau de desgaste superficial dessas ferramentas entre os tipos de revestimentos adotados.

9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALWOOD, J. M.; SHOULER, D. R. Generalized Forming Limit Diagrams Showing Increased Forming Limits With Non-Planar Stress States. **Internation Journal of Plasticity**. p. 1207 - 1230, 2009.

AMREE, C.; CHAIJIT, S. Strain Hardening Analysis of SUS 304 Stainless Steel Cup for Multi Stage Deep Drawing Using Finite Element Simulation Comparison with Experiment Result. **2Nd International Conference On Engineering Innovation (Icei)**, Bangkok, Thailand, p. 35-41, 2018

ANDRADE, M. S.; *et al.* Formability Evaluation of Two Austenitic Stainless Steels. **Journal of The Brazilian Society of Mechanical Science e Engineering**. V. XXVI. p. 47 - 50, 2004.

ARAB, N.; JAVADIMANESH, A. Theoretical and Experimental Analysis of Deep Drawing Cylindrical Cup. **Journal of Mineral and Materials Characterization and Engineering**, 2013.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6892-1**: Materiais Metálicos - Ensaio de Tração. Parte 1: Método de Ensaio à Temperatura Ambiente. Rio de Janeiro, 2013.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 16281**: Determinação do Índice de Embutimento em Chapas de Aço Pelo Método de Erichsen Modificado, Rio de Janeiro, 2014.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 16282**: Folhas e Chapas de Aço de Baixo Carbono - Determinação de Anisotropia Plástica e do Expoente de Encruamento - Método de Ensaio. Rio de Janeiro, 2014.

AYDIN, M.; *et al.* Application of Digital Imagem Correlation Technique to Erichsen Cupping Test. **Engineering Science and Technology, an International Journal**. p. 760 - 768, 2018.

BALLIKAYA, H.; SAVAS, V.; OZAY, C. The Limit Drawing Ratio in Die Angled Hydromechanical Deep Drawing Method. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. p. 791 - 801, 2020.

BANABIC, D.; *et al.* Development of a New Procedure For The Experimental Determination of The Forming Limit Curves. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. p. 255 - 258, 2013

BANABIC, D.; *et al.* **Formability of Metallic Materials**. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2000.

BAYRAKTAR, E.; ALTINTAS, S. Square Cup Deep Drawing and 2D-Draw Bending Analysis of Hadfield Steel. **Journal of Materials Processing Technology**. Elsevier Science. V. 60. p. 183 -190, 1996.

BHADURI, A. **Deep Drawing. In: Mechanical Properties and Working of Metals and Alloys**. Springer Series in Materials Science, V. 264. Springer, Singapore, 2018.

- BÖLLINGHAUS, T.; *et al.* **Manufacturing Engineering**. Berlin : Springer, 2009.
- BOZCHELOEI, J.; *et al.* The Effect of Temperature on The Mechanical Properties and Forming Limit Diagram of AL 5083 Produced by Equal Channel Angular Rolling **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. p. 4389 - 4400, 2019.
- CARDOSO, M. C. *et al.* Avaliação da Curva Limite de Conformação de um Aço Inoxidável Austenítico. **7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**. Itatiaia, p. 1-10, 2013.
- CAVALER, L. C. de C. **Parametros de Conformação para Estampagem Incremental de Chapas de Aço Inoxidavel AISI 304L**. Tese de Doutorado: Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGE3M/UFRGS, Porto Alegre, 2010.
- CHEONG, Z.; *et al.* The Effect of Substrate Material Properties on the Failure Behaviour of Coatings in the Erichsen Cupping Test. **Progress in Organic Coatings**, 2021.
- CHOUNG, J. M.; CHO, S. R. Study on True Stress Correction From Tensile Tests. **Journal of Mechanical Science and Technology**. p. 1032 - 1051, 2008.
- CHU, E.; XU, Y. An Elastoplastic Analysis of Flange Wrinkling in Deep Drawing Process. **International Journal of Mechanical Sciences**. p. 1421 - 1440, 2001.
- COLGAN, M.; MONAGHAN, J. Deep Drawing Process: Analysis and Experiment. **Journal of Materials Processing Technology**. p. 35 - 41, 2003.
- CUNHA, P. M. da. **Simulação Numérica do Processo de Estampagem a Quente**. Dissertação de Mestrado: Faculdade de Ciências e Tecnologia - Universidade de Coimbra, 2016.
- DANCKERT, J. Experimental Investigation of a Square-Cup Deep-Drawing Process. **Journal of Materials Processing Technology**. Elsevier Science. V. 50. p. 375 - 384, 1995.
- DEMIRCI, H. I.; ESNER, C.; YASAR, M. Effect of The Blank Holder Force on Drawing of aluminum Alloy Square Cup: Theoretical and Experimental Investigation. **Journal of Materials Processing Technology**. Elsevier B. V. 206. p. 152 - 160, 2007.
- DIETER, G. E. **Metalurgia Mecânica**. 2ª Ed. Editora Guanabara, Rio de Janeiro, 1981.
- DILMEC, M.; ARAP, M. Effect of Geometrical and Process Parameters on Coefficient of Friction in Deep Drawing Process at the Flange and the Radius Regions. **The International Journal Advanced Manufacturing Technology**. p. 747 - 759, 2016.
- DWIVEDI, R.; AGNIHOTRI, G. Study of Deep Drawing Process Parameters. **5th International Conference of Materials Processing and Characterization (ICMPC 2017)**. - Bhopal, 2017.
- ERCOLANI, J. B. **Avaliação Tribológica da Estampagem do Aço Inoxidável AISI 304 Utilizando Ferramental Nitretado á Plasma e com Tratamento Duplex**. Dissertação de

Mestrado: Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGE3M/UFRGS, Porto Alegre, 2018.

EVIN, E.; TOMÁS, M.; VÝROSTEK, M. Verification the Numerical Simulation of the Strip Drawing test by its Physical Model. **Act Mechanica Slovaca**. p. 14 - 21, 2016.

FERESHTEH-SANIEE, F.; MONTAZERAN, M. A Comparative Estimation of the Forming Load in the Deep Drawing Process. **Journal of Materials Processing Technology**. p. 555 - 561, 2003.

FOLLE, L. F.; *et al.* Escolha do Lubrificante Correto Torna Mais Precisa a Curva-limite de Conformação. **Corte e Conformação de Metais**. p. 64 - 76, 2008.

FOLLE, L. F. **Metodologia de Medição do Coeficiente de Atrito em Estampagem e Avaliação da Influência da Lubrificação e Condições Superficiais Via Simulação Numérica**. Dissertação de Mestrado: Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGE3M/UFRGS, Porto Alegre, 2008.

FOLLE, L. F. **Estudo do Coeficiente de Atrito Para o Processo de Estampagem**. Tese de Doutorado: Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGE3M/UFRGS, Porto Alegre, 2012.

GARCIA, A.; SPIM, J. A.; SANTOS, C. A. dos. **Ensaio dos Materiais**. 2ª Ed. Rio de Janeiro : LTC, 2012.

GAVAS, M.; IZCILER, M. Effect of Blanck Holder Gap on Deep Drawing os Square Cups. **Materials and Desing**. Elsever Ltd. V. 28 p. 1641 - 1646, 2006.

GILAPA, L. C. M. **Efeito do Teor de Cobre e dos Caminhos de Formação na Conformabilidade e na Martensita Induzida por Deformação no Aço Inoxidável Austenítico AISI 304**. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Ciências e Engenharia de Materias, UFSC, Joinville, 2011.

GOODWIN, G. Application of Strain Analisys to Sheet Metal Forming Problems in the Press Shop. **SAE Transactions**. p. 380 - 387, 1968.

GROOVER, M. P. **Fundamentals of Modern Manufacturing: Materials, Processes and Systems**. 4th Ed. Hoboken : John Wiley & Sons Inc., 2010.

HÄRTER, I. I. **Simulação Numérica do Processo de Estampagem Considerando Diferentes Modelos Tribológicos**. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica. Porto Alegre, 2019.

HASSAN, M. A.; AHMED, K. I. E.; TAKAKURA, N. A Developed Process For Deep Drawing of Metal Foil Square Cups. **Journal of Materials Processing Technology**. V. 212. p. 295 - 307, 2012.

HILL, R. E. Proceedings of The Royal Society of London Series A Mathematical and Physical Sciences. **A Theory of The Yelding and Plastic Flow of Anisotropic Metals**. - London : [s.n.], p. 281 - 297, 1948.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 12004 - 1**; Metallic Materials: Determination of Forming - Limit Curves for Sheet and Strip - Part 1: Measurement and Application of Forming-Limit Diagrams in the Press Shop, 2020.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 12004 - 2**; Metallic Materials: Determination of Forming - Limit Curves for Sheet and Strip - Part 2: Determination of Forming-Limit in the laboratory, 2021.

ISHIDA, M. A. **Avaliação comparativa de barras laminadas do aço AISI 316L com e sem tratamento térmico de solubilização**. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2009.

JOSHI, A. R.; KOTHARI, K. D.; JHALA, R. L. Effects of Different Parameters on Deep Drawing Process: Review. **Journal of Engineering Research e Technology**. p. 1 - 5, 2013.

KAIPING, L.; HABRAKEN, A. M.; BRUNEEL, H. Simulation of Square-Cup Deep-Drawing With Different Finite Elements. **Journal of Materials Processing Technology**. V. 50. p. 81 - 91, 1995.

KALKAN, H.; HACALOGLU, T.; KAFTANOGLU, B. Experimental Investigation of Friction in Deep Drawing. **The International Journal Advanced Manufacturing Technology**. p. 3311 - 3318, 2017.

KARAJIBANI, E.; FAZLI, A.; HASHEMI, R. Numerical and Experimental Study of Formability in Deep Drawing of two-Layers Metallic sheets. **International Journal Advanced Manufacturing Technology**. p. 113 - 121, 2015.

KARIMA, M.; CHANDRASEKARAN, N.; TSE, W. Process Signature in Metal Stamping: Basic Concept. **Journal Materials Shaping Technology**. p. 169 - 183, 1989.

KEELER, S. Determination of Forming Limits in Automotive Stampings. **SAE Transactions**. pg. 1 - 9, 1966.

KIM, H.; *et al.* Evaluation of stamping lubricants using the deep drawing test. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. p. 2120 - 2132, 2007.

KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 4**. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2013.

LANGE, K. **Handbook of Metal Forming**. Stuttgart, 1985.

LENSKE, A.; *et al.* Evaluating the Factors Influencing the Friction Behavior of Paperboard During the Deep Drawing Process. **BioResources**. p. 8340 - 8358, 2017.

LI, F. F.; *et al.* Experimental and Theoretical Study on the Hot Forming Limit Of 22MnB5 Steel. **International Journal Advanced Manufacturing Technology**. p. 297 - 306, 2014.

LIN, B.T.; YANG, C.Y. Applying the Taguchi Method to Determine The Influences of a Microridge Punch Design on The Deep Drawing. **Journal Advanced Manufacturing Technology**. p. 2109 - 2119, 2017.

LOPES, R. F. F. **Simulação Numérica e Validação Experimental de Benchmarks, aplicados na Conformação Plástica de Chapas**. Dissertação de Mestrado: Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2019.

MA, B. *et al.* Prediction of Forming Limit in DP590 Steel Sheet Forming: An Extended Fracture Criterion. **Materials and Design**. p. 401 - 408, 2016.

MAMALIS, A. G.; MANOLAKOS, D. E.; BALDOUKAS, A. K. Simulation of Sheet Metal Forming Using Explicit Finite Element Techniques: Effect of Material and Forming Characteristics Part 2: Deep Drawing of Square Cups. **Journal of Materials Processing Technology**. V. 72. p. 110 - 116, 1997.

MANG, T. **Encyclopedia of Lubricants and Lubrification**. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2014.

MANSOURI, L. Z.; *et al.* Investigation of Portevin-Le Châtelier Effect During Erichsen Test. **International Journal of Material Forming**. p. 687 - 697, 2020.

MARCINIAK, Z.; DUNCAN J. L.; HU S. J. **Mechanics of Sheet Metal Forming**. 2^a Ed. Butterworth - Heinenmann, 2002.

MISES, R. V.; Mechanics of Solid Bodies in Plastic Deformation State. **Mathematisch-physikalische Klasse** - Munich, p. 582 - 592, 1913.

MORISHITA, Y.; *et al.* Role of Counterpunch For Square-Cup Drawing of Tailored Blank Composed of Thick/Thin Sheets. **Journal of Materials Processing Technology**. Elsevier B. V. 212. p. 2102 - 2108, 2012

NAGHIZADEH, M.; MIRZADEH, H. Effects of Grain Size on Mechanical Properties and Work-Hardening Behavior of AISI304 Austenitic Stainless Steel. **Steel Research International**, V. 90, n. 10, p. 1-9, Tehran, Iran, 2019.

NAKAZIMA, K.; KIKUMA, T.; HASUDA K. Study on the Formability of Steels Sheets. **Science Research as Academic Publisher**. Yamata Technical Report, 1968.

NETO, D. M.; *et al.* Influence of the Plastic Anisotropy Modelling in the Reverse Deep Drawing Process Simulation. **Materials and Design**. p. 368 - 379, 2014.

NETTO, S. E. S. **Desenvolvimento do Processo de Construção de Curvas Limite de Conformação**. Dissertação de Mestrado - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas Metalúrgica e de Materiais - PPGE3M - UFRGS, Porto Alegre, 2004.

OMKAR, J.; *et al.* A Review on Different Approaches For Deep Drawing of Square Cup. **International Research Journal of Engineering and Technology (IRJET)**. V. 6, 2019.

OLSSON, D. D.; BAY, N.; ANDREASEN, J. O. A quantitative Lubricant Test For Deep Drawing. **International Journal of Surface Science of Engineering**. p. 2 - 12, 2010.

OTHMEN, K. B.; *et al.* Ductile Fracture of AISI 304L Stainless Steel Sheet in Stretching. **International Journal Of Mechanical Sciences**, v. 172, p. 105404, Sfax, Tunisia, 2020.

PANICH, S. *et al.* Experimental and Theoretical Formability Analysis Using Strain and stress Based Forming Limit Diagram for Advanced High Strength Steels. **Materials and Design**. p. 756 - 766, 2013.

QIQUAN, L.; *et al.* Research on Galling Behavior in Square Cup Drawing of High Tensile Strength Steel. International Conference on Digital Manufacturing e Automation. **IEEE Computer Society**. p. 212 - 215, 2010.

REIS, L. C. dos. **Estudo dos Parâmetros de Influência na Simulação Numérica de Estampagem de Chapas**. Dissertação de Mestrado - Pós - Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas, UFMG, Belo Horizonte, 2002.

RIVAS-MENCHI, A.; *et al.* Influence of Geometrical Parameters on The Maximum Deep Drawing Height of Rectangular Parts. **Proceedings of the ASME 2014 International Mechanical Engineering Congress and Exposition** - Quebec : IMECE, 2014a.

RIVAS-MENCHI, A.; *et al.* Análisis Del Efecto de Diversos Parámetros Geométricos em la Altura Persible de Embutido de Forma Rectagulares. **XX Congreso Internacional Anual de La Somim** - Querétaro: [s.n.], 2014b.

RIVAS-MENCHI, A.; *et al.* Performance evaluation of analytical expressions for cylindrical and rectangular deep drawing force estimation. **Journal of Manufacturing Processes**: [s.n.], 2018.

ROCHA, M. R. da. **Estudo da Conformabilidade dos Aços Inoxidáveis Austeníticos 304N e 304H e suas Correlações com as Microestruturas Obtidas**. Dissertação de Mestrado - Programa de Pós Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais, UFSC, Florianópolis, 2006.

RODRIGUES, J.; MARTINS, P. **Tecnologia Mecânica: Tecnologia da Deformação Plástica** - Lisboa. Escolar, Vol. 1, 2005 (a).

RODRIGUES, J.; MARTINS, P. **Tecnologia Mecânica: Tecnologia da Deformação Plástica** - Lisboa. Escolar, Vol. 2, 2005 (b).

SAFARI, M.; HOSSEINIPOUR, S. J.; AZODI, H. D. Experimental and Numerical Analysis of Forming Limit Diagram (FLD) and Forming Limit Stress Diagram (FLSD). **Materials Sciences and Applications**. p. 497 - 503, 2011.

SAXENA, R.; DIXIT, P. M. Finite Element Simulation of Earing Defect in Deep Drawing. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. p. 219 - 233, 2009.

SCHAEFFER, L.; ROCHA, A. da S. **Conformação Mecânica: Cálculos Aplicados em Processo de Fabricação**. 2ª ed. Porto Alegre : Imprensa Livre, 2007.

SCHAEFFER, L. **Manufatura por Conformação Mecânica: Projetar - Fabrica - Utilizar**. 1ª ed. Porto Alegre : Imprensa Livre, 2016.

SCHINO, A. di. Advances in Materials Science and Engineering: Prediction of AISI 304 Stainless Steel Pipe Deformation by FEM Simulation. **Metallurgist**, Moscow, v. 63, p. 511-520, 2019.

SCHULER. **Metal Forming Handbook**. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1998.

SENER, B.; KURTARAN, H. Modeling the Deep Drawing of an AISI 304 Stainless-Steel Rectangular Cup Using the Finite-Element Method and an Experimental Validation. **Materials And Technology**, v. 50, n. 6, p. 961-965, Istanbul, Turkey, 2016.

SENER, B.; ESENER, E.; FIRAT, M. Modeling Plastic Anisotropy Evolution of AISI 304 Steel Sheets by a Polynomial Yield Function. **SN Applied Sciences**, Springer Science and Business Media LLC. V. 3, n. 2, Istanbul, Turkey, 2021.

SHASHIDHARA, Y. M.; JAYARAM S. R. Deep Drawing of 304 L Steel Sheet Using Vegetable Oils as Forming Lubrificants. **International Journal of Advancements in Research & Technology**. p. 1 - 6, 2012.

SIBEL, E. **Tiefziehen: Forschungsarbeiten Auf Dem Gabiete des Tiefziehens im Auftrage der Forschungsgesellschaft Blechvevaabeitung Bucher**: C. Hanser, 1955.

SIEBEL, E.; BEISSWANGER, H. **Tiefziehen: Forschungsarbeiten auf dem Gebiete des Tiefziehens im Auftrage der Forchungsgesellschaft Blechverarbeitung**. Hanser Verlag, Munchen, 1955.

SINGH, C. P.; AGNIHOTRI, G. Study of Deep Drawing Process Parameters: A Review. **International Journal of Scientific of Research Publications**. p. 1 - 15, 2015.

TOIT, M. du.; STEIN, H. G. Comparing The Formability o AISI 304 and AISI 201 Stainless Steels. **Journal of Materials Engeneering and Performance**. [s.n.] V. 21. Pretoria, 2011.

TSCHAETSCH, H. **Metal Forming Practise - Processes - Machines - Tools**. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.

UTHAISANGSUK, V.; *et al.* Experimental and Numerical Failure Criterion for Formability Prediction im Sheet Metal Forming. **Computational Material Science**. - Aachen, 2007.

VOLLERTSEN, F. **Micro Metal Forming, Lecture Notes in Production Engineering**. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2013.

WEI, Z.; ZHANG, Z.L.; DONG, X. H. Deep Drawing of Rectangle Parts Using Variable Blank Holder Force. **The International Journal of Manufacturing Technology**. p. 885 - 889, 2005.

WIFI, A.; MOSALLAM, A. Some Aspects of Blanck - Holder Force Schemes in Deep Drawing Process. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering**. p. 315 - 323, 2007.


WIFI, A. S.; ABDELMAGUID, T. F.; EL-GHANDOUR, A. I. A Review of The Optimization techniques Applied to The Deep Drawing Process. **37th International Conference on Computers and Industrial Engineering** - Alexandria : [s.n.], p. 1111 - 1121, 2007.

YANG, T. S. Investigation of the Strain Distribution With Lubrication During the Deep Drawing Process. **Tribology International**. p. 1104 - 1112, 2010.

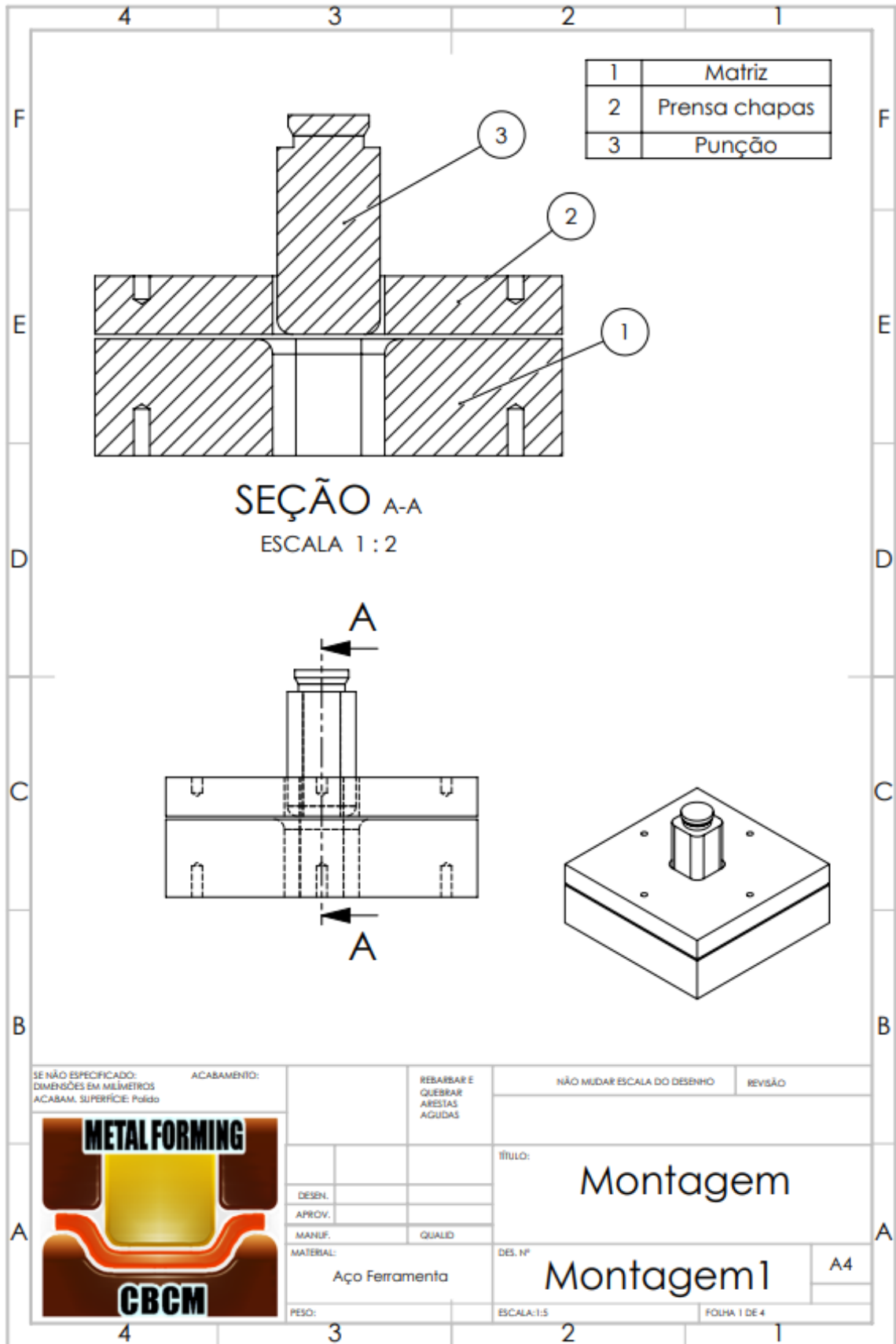
ZAID, A. Effect of Different Lubricants on Deep Drawing of Galvanized Steel. **International Journal of Scientific & Engineering Research**. p. 1584 - 1589, 2017.

ZAID, A. I. O. Deep Drawing Mechanism, Parameters, Defect and Recent Results: State of Art. **14th International Symposium and Advanced Materials** - Orlando, p. 1 - 10, 2016.

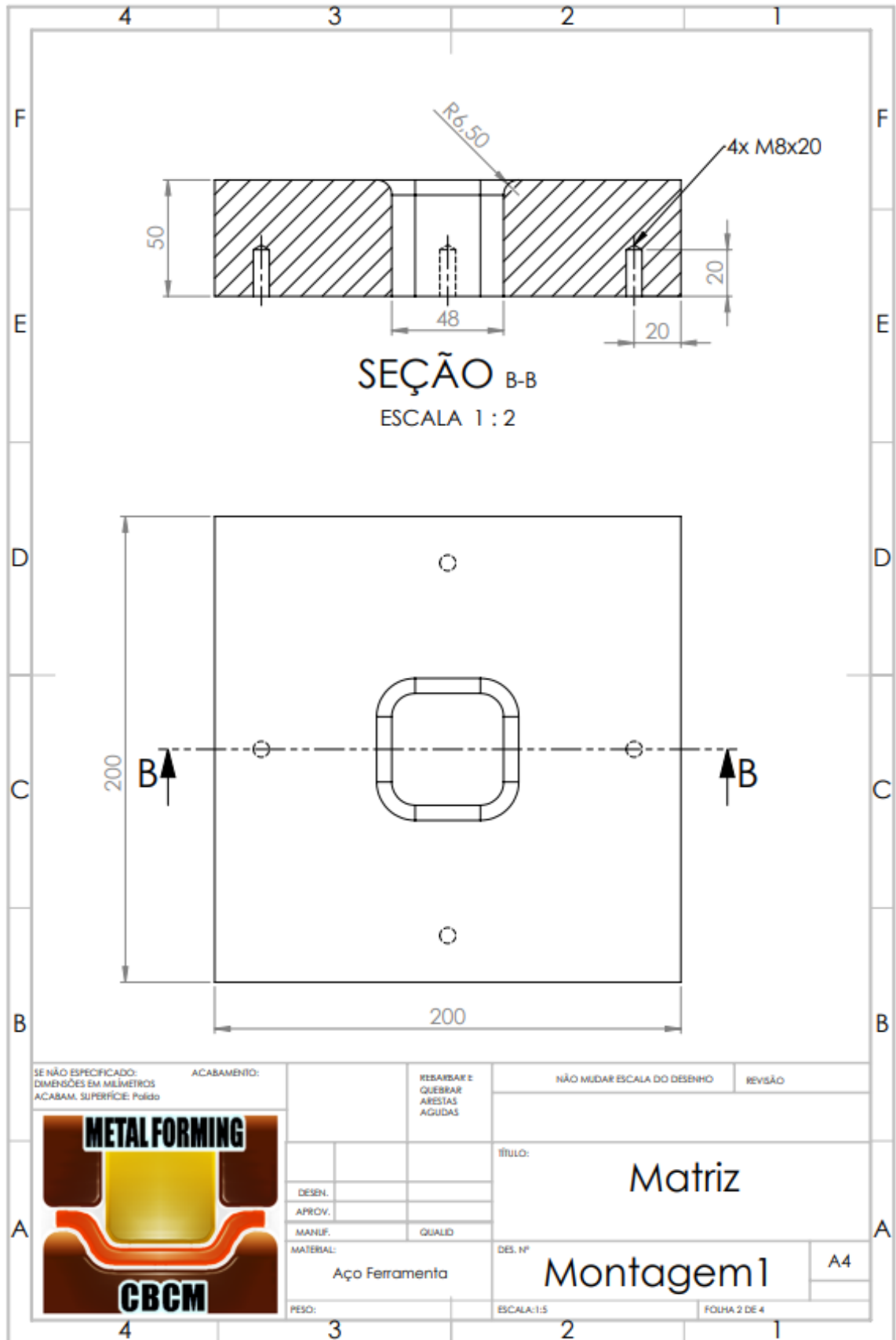
ANEXO A – CERTIFICADO DE QUALIDADE DO AÇO INOX AISI 304

 METALS PREMIUM COMERCIO DE AÇOS PREMIUM EIRELLI contato@metalspremium.com.br - FONE: (51) 3103-1017 RUA SERGIO JUNGBLUT DIETRICH, 804 PAV 20 SARANDI, PORTO ALEGRE/RS - 91.060-410		CERTIFICADO DE QUALIDADE QUALITY CERTIFICATE N FISCAL: 2286 DATA: 30/11/2020 PAGINA: 1/2									
CLIENTE: CUSTOMER:		METALFAR LTDA								488	
ITEM	DESCRIÇÃO										
ITEM	DESCRIPTION										
1	CH 304 3,0MM X 1250 X 3000										
2	CH 304 1,0MM X 1250 X 3000										
ANALISE QUIMICA (%) CHEMICAL ANALYSIS											
ITEM	C	SI	MN	P	S	CR	MO	NI	N	CU	
ITEM											
1	0,048	0,425	1,120	0,037	0,004	18,225	0,130	8,035	0,054		
2	0,035	0,395	1,190	0,035	0,001	17,675	0,041	8,015			
PROPRIEDADES MECANICAS / MECHANICAL PROPERTIES											
ITEM	LE (MPA)	L.R (MPA)	ALONGAMENTO (%)	DUREZA HR	ACHATAMENTO	EDDY CURRENT					
ITEM	YIELD STRENGTH	TENSILE STRENGTH	ALONGATION	HARDNESS	FLATTENNING	TEST					
1	329	677	61	175							
2	305	726	59	86,9							
AS INFORMAÇÕES FORNECIDAS SÃO UMA CÓPIA VERDADEIRA DOS DADOS ARQUIVADOS / THE INFORMATION PROVIDED IS A TRUE COPY OF DATE ON FILE						DATA DE EMISSÃO E VALIDAÇÃO / DATE OF ISSUE AND VALIDATION 30/11/2020					
CONTROLE DE QUALIDADE / QUALITY CONTROL - CONFERIDO ELETRONICAMENTE / ELECTRONICALLY CONFIRMED						ESTE DOCUMENTO NÃO DEVE SER ALTERADO OU REPRODUZIDO, EXCETO NA ÍNTEGRA. / THIS DOCUMENT SHALL NOT BE ALTERED OR REPRODUCED, EXCEPT IN FULL. DECLARAÇÕES FRAUDULENTES, FICTÍCIAS OU FALSAS OU INSCRIÇÕES PODEM SER PRECEDIAS POR LEI / FRAUDULENT, FICTITIOUS, OR FALSE STATEMENTS OR ENTRIES MAY BE PRESECUTED BY LAW					

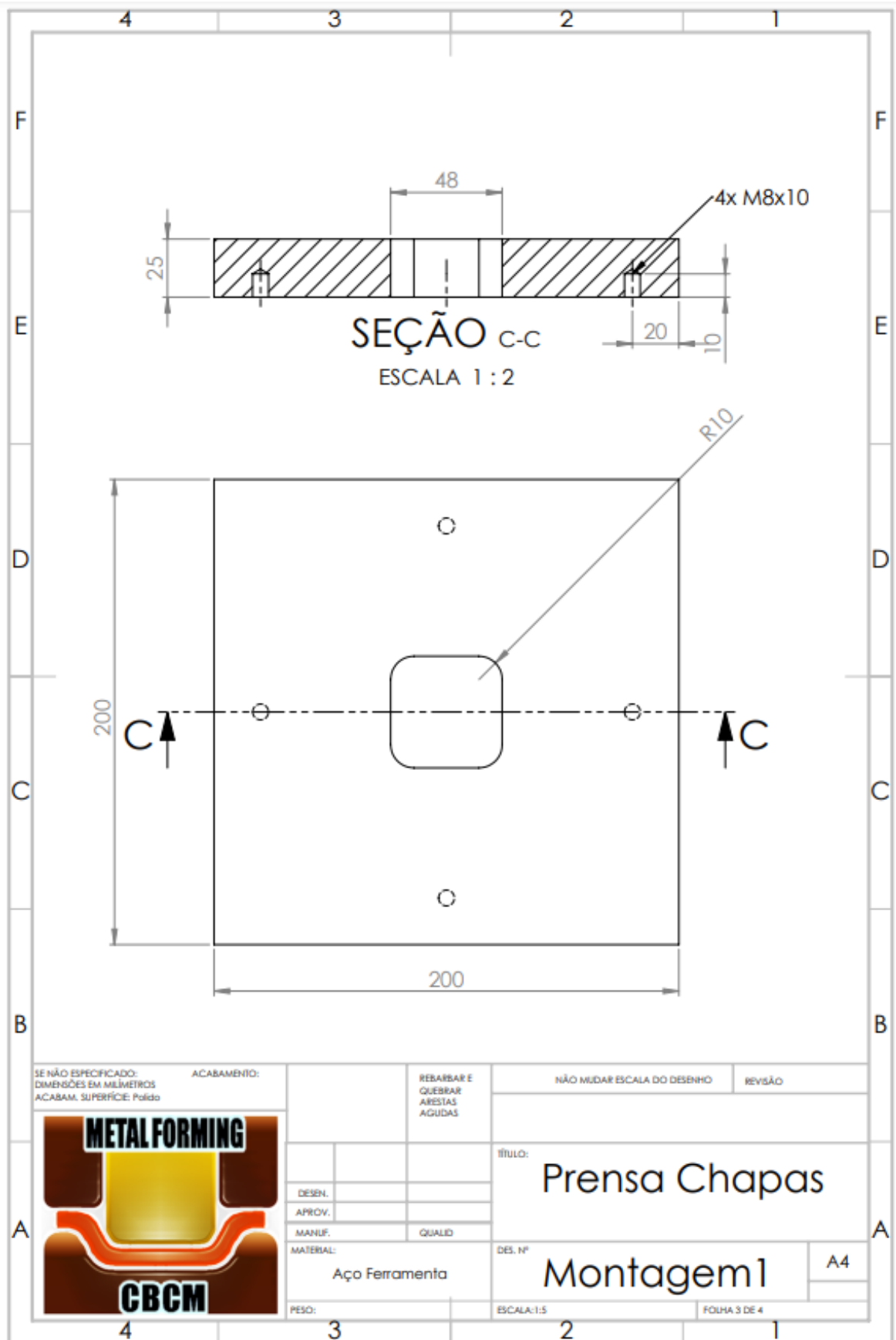
APÊNDICE A – MONTAGEM DAS FERRAMENTAS DE ESTAMPAGEM



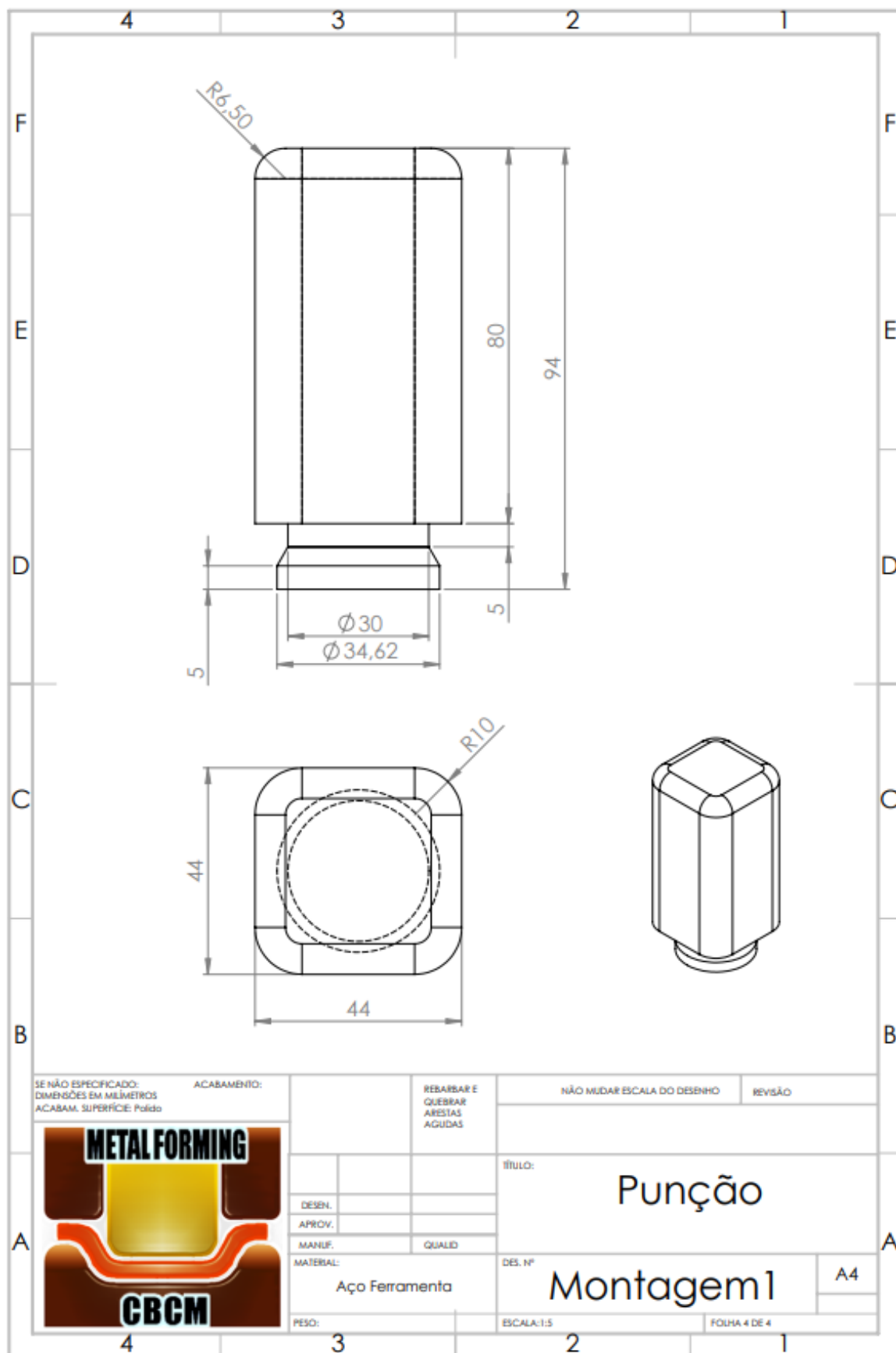
APÊNDICE B – DESENHO TÉCNICO EM 2D DA MATRIZ



APÊNDICE C – DESENHO TÉCNICO EM 2D DO PRENSA-CHAPA



APÊNDICE D – DESENHO TÉCNICO EM 2D DO PUNÇÃO



APÊNDICE E- TENSÕES, DEFORMAÇÕES PRINCIPAIS E EQUIVALENTES OBTIDAS ATRAVÉS DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS

Tabela E.1 – Tensões, deformações e espessuras obtidas pelos ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°									Direção 45°								
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação
1	0,02	0,00	-0,02	0,02	0,98	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana
2	0,02	0,00	-0,02	0,02	0,98	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana
3	0,02	0,00	-0,02	0,02	0,98	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana
4	0,02	0,00	-0,02	0,02	0,98	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana
5	0,02	0,00	-0,02	0,02	0,98	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana
6	0,02	0,00	-0,02	0,02	0,98	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana
7	0,02	0,00	-0,02	0,02	0,98	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,06	0,06	0,94	528,43	0,00	457,63	deformação plana
8	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,02	-0,07	0,07	0,93	577,58	0,00	500,20	deformação plana
9	0,07	0,00	-0,06	0,08	0,94	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,15	-0,09	-0,06	0,15	0,94	389,90	-389,90	672,25	embutimento
10	0,07	0,00	-0,06	0,08	0,94	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,26	-0,24	-0,03	0,29	0,97	505,77	-505,77	872,01	embutimento
11	0,07	-0,02	-0,04	0,07	0,96	577,58	0,00	500,20	deformação plana	0,26	-0,24	-0,02	0,29	0,98	505,77	-505,77	872,01	embutimento
12	0,05	-0,02	-0,02	0,05	0,98	433,19	0,00	433,19	tração uniaxial	0,09	-0,15	0,05	0,15	1,05	0,00	-672,25	672,25	compressão uniaxial
13	0,09	-0,07	-0,01	0,09	0,99	323,28	-323,28	557,37	embutimento	0,02	-0,07	0,04	0,07	1,04	0,00	-500,20	500,20	compressão uniaxial
14	0,09	-0,15	0,05	0,15	1,05	389,90	-389,90	672,25	embutimento	-	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0,00	-0,11	0,12	0,13	1,13	0,00	-627,32	627,32	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,05	-0,15	0,09	0,15	1,09	0,00	-675,36	675,36	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Tabela E.2 – Tensões, deformações e espessuras obtidas pelos ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°									Direção 45°								
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação
1	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	0,05	deformação plana
2	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	0,05	deformação plana
3	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	0,05	deformação plana
4	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	0,05	deformação plana
5	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	0,05	deformação plana
6	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	0,05	deformação plana
7	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	0,07	deformação plana
8	0,05	0,00	-0,06	0,06	0,94	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,02	-0,08	0,07	0,92	577,58	0,00	0,05	deformação plana
9	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,15	-0,09	-0,07	0,15	0,93	389,90	-389,90	0,15	embutimento
10	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,26	-0,24	-0,04	0,29	0,96	505,77	-505,77	0,26	embutimento
11	0,07	-0,02	-0,05	0,07	0,95	577,58	0,00	500,20	deformação plana	0,26	-0,24	-0,03	0,29	0,97	505,77	-505,77	0,26	embutimento
12	0,05	-0,02	-0,03	0,05	0,97	433,19	0,00	433,19	tração uniaxial	0,09	-0,15	0,06	0,15	1,06	0,00	-672,25	0,09	compressão uniaxial
13	0,09	-0,07	-0,02	0,09	0,98	323,28	-323,28	557,37	embutimento	0,02	-0,07	0,03	0,07	1,03	0,00	-500,20	0,02	compressão uniaxial
14	0,09	-0,15	0,06	0,15	1,06	389,90	-389,90	672,25	embutimento	-	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0,00	-0,13	0,13	0,15	1,14	0,00	-670,67	670,67	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,07	-0,15	0,08	0,15	1,08	0,00	-670,67	670,67	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Tabela E.3 – Tensões, deformações e espessuras obtidas pelos ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 11 23-21Se com 5 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°									Direção 45°								
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação
1	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana
2	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana
3	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana
4	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana
5	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
6	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
7	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana
8	0,05	0,00	-0,06	0,06	0,94	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,02	-0,08	0,07	0,92	577,58	0,00	500,20	deformação plana
9	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,15	-0,09	-0,07	0,15	0,93	389,90	-389,90	672,25	embutimento
10	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,30	-0,24	-0,04	0,32	0,96	524,88	-524,88	904,97	embutimento
11	0,07	-0,02	-0,05	0,07	0,95	577,58	0,00	500,20	deformação plana	0,26	-0,24	-0,03	0,29	0,97	505,77	-505,77	872,01	embutimento
12	0,05	-0,02	-0,03	0,05	0,97	433,19	0,00	433,19	tração uniaxial	0,09	-0,15	0,06	0,15	1,06	0,00	-672,25	672,25	compressão uniaxial
13	0,09	-0,07	-0,02	0,09	0,98	323,28	-323,28	557,37	embutimento	0,02	-0,05	0,03	0,05	1,03	0,00	-433,19	433,19	compressão uniaxial
14	0,09	-0,09	0,00	0,10	1,00	335,78	-335,78	578,93	embutimento	-	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0,00	-0,13	0,13	0,15	1,14	0,00	-670,67	670,67	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,07	-0,15	0,08	0,15	1,08	0,00	-670,67	670,67	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Tabela E.4 – Tensões, deformações e espessuras obtidas pelos ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21Se com 10 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°									Direção 45°								
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação
1	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
2	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
3	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
4	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
5	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
6	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
7	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana
8	0,05	0,00	-0,06	0,06	0,94	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,07	0,02	-0,09	0,09	0,91	643,60	0,00	557,37	deformação plana
9	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,17	-0,09	-0,08	0,17	0,92	408,93	-408,93	705,05	embutimento
10	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,30	-0,24	-0,04	0,32	0,96	524,88	-524,88	904,97	embutimento
11	0,07	-0,02	-0,05	0,07	0,95	577,58	0,00	500,20	deformação plana	0,26	-0,24	-0,03	0,29	0,97	505,77	-505,77	872,01	embutimento
12	0,05	-0,02	-0,04	0,05	0,96	433,19	0,00	433,19	tração uniaxial	0,09	-0,15	0,08	0,15	1,08	0,00	-672,25	672,25	compressão uniaxial
13	0,09	-0,07	-0,01	0,09	0,99	323,28	-323,28	557,37	embutimento	0,02	-0,07	0,04	0,07	1,04	0,00	-500,20	500,20	compressão uniaxial
14	0,09	-0,09	0,00	0,10	1,00	335,78	-335,78	578,93	embutimento	-	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0,00	-0,13	0,14	0,15	1,15	0,00	-670,67	670,67	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,07	-0,15	0,07	0,15	1,07	0,00	-670,67	670,67	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Tabela E.5 – Tensões, deformações e espessuras obtidas pelos ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°									Direção 45°								
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação
1	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
2	0,02	0,00	-0,03	0,02	0,97	366,28	0,00	317,21	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
3	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
4	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
5	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
6	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana
7	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana
8	0,05	0,00	-0,06	0,06	0,94	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,07	0,02	-0,09	0,09	0,91	643,60	0,00	557,37	deformação plana
9	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,17	-0,09	-0,08	0,17	0,92	408,93	-408,93	705,05	embutimento
10	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,30	-0,24	-0,04	0,32	0,96	524,88	-524,88	904,97	embutimento
11	0,07	-0,02	-0,05	0,07	0,95	577,58	0,00	500,20	deformação plana	0,26	-0,24	-0,03	0,29	0,97	505,77	-505,77	872,01	embutimento
12	0,05	-0,02	-0,04	0,05	0,96	433,19	0,00	433,19	tração uniaxial	0,09	-0,17	0,08	0,17	1,08	0,00	-705,05	705,05	compressão uniaxial
13	0,09	-0,07	-0,01	0,09	0,99	323,28	-323,28	557,37	embutimento	0,02	-0,07	0,04	0,07	1,04	0,00	-500,20	500,20	compressão uniaxial
14	0,09	-0,09	0,00	0,10	1,00	335,78	-335,78	578,93	embutimento	-	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0,00	-0,13	0,14	0,15	1,15	0,00	-670,67	670,67	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,07	-0,15	0,07	0,15	1,07	0,00	-670,67	670,67	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Tabela E.6 – Tensões, deformações e espessuras obtidas pelos ensaios experimentais de estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°									Direção 45°								
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	Modo de deformação
1	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,06	0,06	0,94	528,43	0,00	457,63	deformação plana
2	0,05	0,00	-0,04	0,06	0,96	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,06	0,06	0,94	528,43	0,00	457,63	deformação plana
3	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,06	0,06	0,94	528,43	0,00	457,63	deformação plana
4	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,06	0,06	0,94	528,43	0,00	457,63	deformação plana
5	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,06	0,06	0,94	528,43	0,00	457,63	deformação plana
6	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,05	0,00	-0,06	0,06	0,94	528,43	0,00	457,63	deformação plana
7	0,05	0,00	-0,05	0,06	0,95	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,07	0,00	-0,08	0,08	0,92	604,56	0,00	523,56	deformação plana
8	0,05	0,00	-0,07	0,06	0,93	528,43	0,00	457,63	deformação plana	0,09	0,02	-0,12	0,12	0,89	701,40	0,00	607,43	deformação plana
9	0,07	0,00	-0,07	0,08	0,93	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,17	-0,09	-0,09	0,17	0,91	408,93	-408,93	705,05	embutimento
10	0,07	0,00	-0,08	0,08	0,92	604,56	0,00	523,56	deformação plana	0,30	-0,24	-0,05	0,32	0,95	524,88	-524,88	904,97	embutimento
11	0,07	-0,02	-0,06	0,07	0,94	577,58	0,00	500,20	deformação plana	0,30	-0,24	-0,04	0,32	0,96	524,88	-524,88	904,97	embutimento
12	0,05	-0,02	-0,05	0,05	0,95	433,19	0,00	433,19	tração uniaxial	0,09	-0,17	0,09	0,17	1,09	0,00	-705,05	705,05	compressão uniaxial
13	0,09	-0,07	-0,02	0,09	0,98	323,28	-323,28	557,37	embutimento	0,02	-0,07	0,05	0,07	1,05	0,00	-500,20	500,20	compressão uniaxial
14	0,09	-0,09	-0,01	0,10	0,99	335,78	-335,78	578,93	embutimento	-	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0,00	-0,15	0,15	0,17	1,16	0,00	-710,18	710,18	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,07	-0,15	0,09	0,15	1,09	0,00	-670,67	670,67	compressão uniaxial	-	-	-	-	-	-	-	-	-

APÊNDICE F – RESULTADOS DE TENSÕES, DEFORMAÇÕES E DE ESPESSURAS OBTIDOS ATRAVÉS DAS SIMULAÇÕES NUMÉRICAS

Tabela F.1 – Tensões, deformações e espessuras fornecidas pela simulação numérica para estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 5 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°								Direção 45°							
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]
1	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	277,2	26,3	253,2	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	277	26,5	252,8
2	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	282,1	25,7	254,7	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	283,2	28,3	251,6
3	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	293,3	34	247,2	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	303,3	45,4	234,4
4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	320,8	50,5	244,8	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	344,2	60	276,1
5	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	377,1	49,5	292,6	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	408,4	-14	389,9
6	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	418,1	44,3	334,3	0,05	0	-0,05	0,05	0,95	481,2	4,1	441,3
7	0,03	0	-0,03	0,03	0,97	444,5	70,4	336,1	0,14	0,03	-0,17	0,16	0,84	659,9	-105,8	686,4
8	0,08	0	-0,09	0,09	0,91	632,1	33,1	537	0,2	0,03	-0,23	0,23	0,79	1088	219,9	789,4
9	0,08	0	-0,08	0,09	0,92	666,1	60,5	542	0,19	-0,07	-0,12	0,17	0,89	593,5	-139,8	663,5
10	0,08	0	-0,08	0,09	0,92	591,8	105,6	436,3	0,31	-0,17	-0,14	0,27	0,87	1054,9	197	842,5
11	0,08	0	-0,08	0,08	0,92	437,3	-9,7	414,5	0,25	-0,25	0	0,35	1,00	310,8	-679,8	940
12	0,03	-0,03	0	0,06	1,00	505,2	-36,1	473,9	0,07	-0,18	0,11	0,2	1,12	-106,1	-894,9	751,4
13	-0,04	-0,05	0,09	0,16	1,09	701,8	-67,3	682,9	0,02	-0,08	0,06	0,08	1,06	107,7	-478,3	535,7
14	-0,04	-0,09	0,13	0,14	1,14	132,3	-594,8	653	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0	-0,15	0,15	0,19	1,16	47,2	-766,9	735,1	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,1	-0,23	0,13	0,26	1,14	58	-819,8	837,2	-	-	-	-	-	-	-	-

Tabela F.2 – Tensões, deformações e espessuras fornecidas pela simulação numérica para estampagem com o lubrificante Draw 58 GS e com 10 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°								Direção 45°							
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]
1	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	305,54	23,5	286,11	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	306,4	22,5	287,7
2	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	311,12	23,08	287,68	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	310,3	24,5	285,8
3	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	323,15	31,43	280,39	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	325,7	37,5	269,9
4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	351,1	46,12	278,8	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	366,1	56,1	285,4
5	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	414,51	42,9	332,4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	412,6	-14,7	395,3
6	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	442,44	37,5	363,1	0,05	0	-0,05	0,05	0,95	475,6	6,6	492,5
7	0,03	0	-0,03	0,03	0,97	439,11	54,96	356,8	0,13	0,02	-0,15	0,13	0,86	598,4	-98,3	624
8	0,09	0	-0,09	0,1	0,91	650,06	33,4	558,89	0,2	0,03	-0,23	0,22	0,79	1084,9	212,3	792,7
9	0,09	0	-0,09	0,09	0,91	685,7	64,4	557,4	0,2	-0,08	-0,12	0,18	0,89	631,9	-134,1	717
10	0,09	0	-0,09	0,09	0,91	505,7	93,2	376,2	0,3	-0,16	-0,14	0,26	0,87	989	117,1	846,6
11	0,07	-0,01	-0,06	0,08	0,94	426,02	75,35	309,9	0,24	-0,24	0	0,35	1,00	316,6	-676,6	947,1
12	0,03	-0,03	0	0,06	1,00	489,8	-2,3	442,12	0,09	-0,19	0,1	0,21	1,11	75,7	-769,2	776,3
13	-0,04	-0,05	0,09	0,14	1,09	654,2	-54,15	623,6	0,02	-0,08	0,06	0,1	1,06	48	-568,2	553,4
14	-0,02	-0,09	0,11	0,14	1,12	168,46	-474,75	601	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0	-0,15	0,15	0,2	1,16	101,36	-691,18	744,48	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,09	-0,22	0,13	0,26	1,14	58,6	-814	841,47	-	-	-	-	-	-	-	-

Tabela F.3 – Tensões, deformações e espessuras fornecidas pela simulação numérica para estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 5 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°								Direção 45°							
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]
1	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	281,5	26,3	257,5	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	281,8	25,9	258,1
2	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	287,2	25,5	259,7	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	286,8	27,7	256,8
3	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	299,3	34,2	252,1	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	306,3	44,9	238,5
4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	328,4	50,5	251,6	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	346,6	60,2	276,4
5	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	383,1	48,9	298,4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	405,6	-15,7	390,4
6	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	421,9	43,8	338,1	0,05	0	-0,05	0,05	0,95	483,1	3,9	442,5
7	0,03	0	-0,03	0,03	0,97	448,1	70,5	340,2	0,13	0,03	-0,16	0,16	0,85	639,2	-117,9	677,9
8	0,08	0	-0,09	0,09	0,91	636,1	35,2	539,1	0,2	0,03	-0,23	0,22	0,79	1084,5	216,7	787,9
9	0,08	0	-0,09	0,09	0,91	669,9	60,8	545,1	0,19	-0,07	-0,12	0,17	0,89	597,5	-138,9	667,4
10	0,08	0	-0,09	0,09	0,91	596,6	109,4	437,5	0,3	-0,16	-0,14	0,27	0,87	1046,6	190,3	843,1
11	0,08	0	-0,07	0,08	0,93	438,3	1,9	404,6	0,25	-0,25	0	0,35	1,00	343,8	-643,2	944,7
12	0,03	-0,02	0	0,06	1,00	494,9	-39,5	469,1	0,07	-0,18	0,11	0,2	1,12	-104,5	-892,2	749,5
13	-0,04	-0,05	0,09	0,16	1,09	710,1	-61,9	682,7	0,02	-0,08	0,06	0,09	1,06	109,3	-475,3	534
14	-0,04	-0,09	0,13	0,14	1,14	137,8	-586,1	651,1	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0	-0,15	0,15	0,19	1,16	48,5	-760,9	731,8	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,1	-0,23	0,13	0,26	1,14	61,6	-811	834,5	-	-	-	-	-	-	-	-

Tabela F.4 – Tensões, deformações e espessuras fornecidas pela simulação numérica para estampagem com o lubrificante Neutron Super Corte 1123-21S e com 10 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°								Direção 45°							
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]
1	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	312,4	23,1	293,1	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	312,3	23,1	293,5
2	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	319	23	295,1	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	318,3	25,4	291,6
3	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	329,1	30	288,4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	340,3	42,6	272,9
4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	355,8	44,2	288,2	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	376,2	54,6	298,1
5	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	447,6	41,3	338,4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	414,1	-16,3	395,2
6	0,02	0	-0,02	0,02	0,98	430,7	37,3	369,8	0,05	0	-0,05	0,05	0,95	479,2	7,5	431,5
7	0,02	0	-0,05	0,03	0,95	441,3	54,3	365,3	0,13	0,03	-0,16	0,16	0,85	625,6	-88,3	639,4
8	0,08	0	-0,09	0,1	0,91	650,6	33,83	561,3	0,2	0,03	-0,23	0,23	0,79	1085	212,7	791,1
9	0,08	0	-0,09	0,1	0,91	666,6	70,25	535,2	0,2	-0,08	-0,12	0,18	0,89	658	-113,7	723,8
10	0,08	-0,01	-0,08	0,1	0,92	499,23	87,8	374,4	0,31	-0,17	-0,14	0,27	0,87	980,2	102,6	851,3
11	0,08	-0,02	-0,06	0,08	0,94	458,8	72,27	340,1	0,25	-0,25	0	0,35	1,00	296,7	-695,3	943,5
12	0,03	-0,02	0	0,06	1,00	535,4	32,1	444,7	0,07	-0,18	0,11	0,21	1,12	59,8	-757,3	757,1
13	-0,03	-0,05	0,09	0,14	1,09	688,73	-28,7	634,6	0,02	-0,08	0,06	0,09	1,06	81,9	-515,7	534,6
14	-0,01	-0,09	0,1	0,14	1,11	200,6	-466,7	631,6	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0	-0,14	0,14	0,19	1,15	116,48	-662,37	742,9	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,1	-0,22	0,12	0,28	1,13	71,2	-795,3	837,6	-	-	-	-	-	-	-	-

Tabela F.5 – Tensões, deformações e espessuras fornecidas pela simulação numérica para estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 5 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°								Direção 45°							
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]
1	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	285,3	26	261,7	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	285,3	26	261,7
2	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	290,9	25,5	263,5	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	290,9	28,3	259,8
3	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	302,7	33,8	256,4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	310	44,7	242,5
4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	332,2	50	255,8	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	352,1	59,7	282
5	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	390	48,2	305,3	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	408,9	-14,9	391,4
6	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	427,8	44,5	342,6	0,05	0	-0,05	0,05	0,95	481,9	4,9	439,6
7	0,03	0	-0,03	0,03	0,97	449,6	70,4	342,4	0,13	0,03	-0,16	0,16	0,85	651,7	-101,8	675,2
8	0,09	0	-0,09	0,09	0,91	639,6	33,7	544,1	0,2	0,03	-0,23	0,22	0,79	1083,4	214,5	788,2
9	0,08	0	-0,08	0,09	0,92	672,5	60,8	547,7	0,19	-0,07	-0,12	0,17	0,89	594	-149,5	674,2
10	0,08	0	-0,08	0,09	0,92	586,9	109,4	430,5	0,31	-0,17	-0,14	0,27	0,87	1046,5	185,8	846,6
11	0,08	0	-0,08	0,08	0,92	440,6	3,4	406,1	0,25	-0,25	0	0,35	1,00	305,1	-684,9	940
12	0,03	-0,02	-0,01	0,06	0,99	493,8	-37,4	466,1	0,07	-0,18	0,11	0,19	1,12	-97,2	-882,6	741,9
13	-0,03	-0,05	0,1	0,16	1,11	731,3	-42,8	682,5	0,02	-0,08	0,06	0,08	1,06	109	-474	531,6
14	-0,04	-0,09	0,13	0,14	1,14	133,9	-593,7	654	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0	-0,15	0,15	0,19	1,16	52,7	-760	738,3	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,1	-0,23	0,13	0,26	1,14	64,6	-812,4	836,8	-	-	-	-	-	-	-	-

Tabela F.6 – Tensões, deformações e espessuras fornecidas pela simulação numérica para estampagem com o lubrificante Flash Stamp 140 e com 10 MPa de pressão no prensa-chapa.

Regiões	Direção 0°								Direção 45°							
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_3 [-]	φ_{eq} [-]	s [mm]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_{eq} [MPa]
1	0,01	0	0	0,01	1,00	318,3	22,3	300,8	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	318,3	22,3	300,8
2	0,01	0	0	0,01	1,00	323,9	22	302,5	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	323,3	24,3	299,6
3	0,01	0	0	0,01	1,00	335,8	30,2	295,4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	345,7	41,9	280
4	0,01	0	0	0,01	1,00	363,7	43,8	294,4	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	380,4	53,7	299,6
5	0,01	0	0	0,01	1,00	421,4	39,9	342,5	0,01	0	-0,01	0,01	0,99	414,9	-14,8	395,2
6	0,01	0	0	0,01	1,00	446,3	35,1	371,1	0,04	0	-0,04	0,04	0,96	476,1	6,3	428,8
7	0,03	0	-0,03	0,03	0,97	438,2	55	366,9	0,13	0,03	-0,16	0,16	0,85	634,9	-117,8	676,5
8	0,09	0	-0,09	0,09	0,91	647,3	37,2	558,1	0,2	0,03	-0,23	0,23	0,79	1077,8	205,8	792,8
9	0,09	0	-0,09	0,09	0,91	647,4	69	520,4	0,2	-0,08	-0,12	0,18	0,89	693,9	-74,5	729,5
10	0,09	0	-0,09	0,09	0,91	513,3	88,9	381,1	0,32	-0,17	-0,15	0,28	0,86	960,4	77,8	855,3
11	0,08	0	-0,08	0,08	0,92	509	71,2	382,9	0,25	-0,24	0,01	0,35	1,01	314,1	-673,1	942,4
12	0,03	-0,03	0	0,05	1,00	534,7	37,7	439,3	0,07	-0,18	0,11	0,2	1,12	57,5	-745,5	751,3
13	-0,04	-0,06	0,1	0,14	1,11	518,7	-129,1	567,3	0,02	-0,08	0,06	0,08	1,06	83,3	-509,4	537,6
14	-0,01	-0,09	0,1	0,14	1,11	199,1	-473,5	650,8	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0	-0,15	0,15	0,19	1,16	126,7	-644,6	739	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,1	-0,22	0,12	0,27	1,13	64,3	-814,3	843,1	-	-	-	-	-	-	-	-