



Caracterização do modo de Fratura em Punções numa Ferramenta de Estampagem

Nuno Miguel Jacinto Gomes
(Licenciado em Engenharia Mecânica)

Dissertação para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, na Área de
Especialização de Manutenção e Produção

Orientadores:

Doutor Vítor Manuel Rodrigues Anes
Licenciado Paulo Alexandre Pereira de Sousa

Júri:

Presidente: Doutor Mário José Gonçalves Cavaco Mendes
Vogais:

Doutora Catarina Isabel Silva Vidal
Doutor Vítor Manuel Rodrigues Anes

Novembro de 2024

Caracterização do modo de Fratura em Punções numa Ferramenta de Estampagem

Nuno Miguel Jacinto Gomes
(Licenciado em Engenharia Mecânica)

Dissertação para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, na Área de
Especialização de Manutenção e Produção

Orientadores:

Doutor Vítor Manuel Rodrigues Anes, ISEL/IPL
Licenciado Paulo Alexandre Pereira de Sousa, Manuel da
Conceição Graça (MCG)

Júri:

Presidente: Doutor Mário José Gonçalves Cavaco Mendes, ISEL/IPL
Vogais:

Doutora Catarina Isabel Silva Vidal, FCT/UNL
Doutor Vítor Manuel Rodrigues Anes, ISEL/IPL

Novembro de 2024

Agradecimentos

Quero começar por expressar o meu sincero agradecimento ao meu orientador, Professor Vítor Anes, pela orientação e apoio contínuo durante o desenvolvimento da minha dissertação. A sua ajuda foi crucial para ultrapassar os diversos obstáculos que surgiram ao longo do trabalho. Agradeço ainda ao Professor Ivan Galvão e ao Professor Luís Reis (Instituto Superior Técnico, IST) pelo apoio dado em ensaios mecânicos cruciais ao desenvolvimento da dissertação.

Agradeço também a todos os colaboradores da Manuel da Conceição Graça (MCG) pelo caloroso acolhimento e pela experiência enriquecedora que me proporcionaram. Em particular, gostaria de reconhecer o engenheiro Paulo Sousa, que me auxiliou não só na dissertação, mas também na integração na empresa, e o engenheiro de produto Filipe Diogo, que me esclareceu sobre o problema e me orientou da melhor forma possível.

Agradeço igualmente aos membros da Metal 4, onde passei parte do tempo a acompanhar a produção e manutenção de ferramentas. Eles não só responderam às minhas questões, como me proporcionaram um conhecimento aprofundado sobre todo o processo. Um agradecimento especial aos colaboradores do departamento de qualidade, onde analisei procedimentos e aprofundei o meu entendimento sobre as práticas de qualidade.

A todos aqueles que, apesar de não estarem mencionados individualmente, tiveram um papel importante, deixo o meu agradecimento. A lista seria longa, mas saibam que o vosso apoio não foi esquecido.

Por fim, gostaria de agradecer à minha família e à minha namorada, cujo apoio incondicional foi fundamental ao longo desta jornada. Sem eles, este trabalho não teria sido possível.

Declaração de integridade

Declaro que esta dissertação é o resultado da minha investigação pessoal e independente. O seu conteúdo é original e todas as fontes listadas nas referências bibliográficas foram consultadas e estão devidamente mencionadas no texto. Mais declaro que todas as referências científicas e técnicas relevantes para o desenvolvimento do trabalho estão devidamente citadas e constam das referências bibliográficas.

O autor

Nuno Gomes

Lisboa, .26.. de ..Setembro.. de 2024

Caracterização do modo de Fratura em Punções numa Ferramenta de Estampagem

Resumo

A transição energética levou a indústria automóvel a adotar novos tipos de aços denominados aços avançados de alta resistência (AHSS). Estes aços têm propriedades mecânicas superiores aos aços convencionais, proporcionando maior segurança e desempenho aos veículos. Para empresas como a Manuel da Conceição Graça (MCG), especializada em estampagem de componentes automóveis, surgem desafios significativos com estes aços novos. Trabalhar com esta matéria-prima requer ferramentas de gama alta e especializadas para a aplicação.

A dissertação analisa a fratura prematura e aparentemente aleatória de um punção que se manifesta em duas áreas distintas. A primeira, na zona de fixação do punção, ocorre por o punção ficar preso na chapa devido ao retorno elástico, que provoca esforços de esmagamento no mesmo logo após o corte. O segundo tipo de fratura, mais complexo, desenvolve-se na face de corte da ferramenta e está associado a condições de operação que provocam no corpo do punção um estado de tensões não natural.

Para compreender a natureza deste fenómeno, foram realizados ensaios mecânicos na chapa analisar a qualidade da mesma. Seguiram-se análises de fractografia que facilitou e auxiliou a compreensão da natureza da fratura, o local de iniciação e o modo de propagação. A análise de microdureza entre dois punções iguais, sendo que um fraturou e outro não foi utilizado, permitiu denotar diferenças na microdureza de um para outro. Foram analisadas ainda as ferramentas no chão de fábrica que permitiram retirar importantes conclusões.

Além disso, foi utilizada a simulação numérica com o *software* LS-DYNA para compreender o problema e analisar o efeito que a solução aplicada tinha. A validação do material da chapa foi efetuada para garantir a precisão da simulação. A partir dos modelos de simulação, foi possível analisar e ajustar variáveis operacionais para entender os efeitos diretos e indiretos e, assim, procurar melhorias na estabilidade operacional do punção.

Palavras-chave: AHSS, Punção, fratura, microdureza, Simulação Numérica

Characterization of the Fracture mode in Punches in a Stamping Tool

Abstract

The energy transition has led the automotive industry to adopt new types of steels called advanced high strength steels (AHSS). These steels have superior mechanical properties than conventional steels, providing greater safety and performance to vehicles. For companies like Manuel da Conceição Graça (MCG), specialized in stamping automotive components, significant challenges arise with these new steels. Working with this raw material requires high-end and specialized tools for the application. The dissertation analyzes the premature and apparently random fracture of a punch that manifests itself in two distinct areas. The first, in the punch fixing area, occurs because the punch gets stuck in the sheet metal due to elastic return, which causes crushing stress on it immediately after cutting. The second type of fracture, more complex, develops on the cutting face of the tool and is associated with operating conditions that cause an unnatural state of stress in the punch body.

To understand the nature of this phenomenon, mechanical tests were carried out on the sheet to analyze its quality. Fractography analyzes followed, which facilitated and helped to understand the nature of the fracture, the site of initiation and the mode of propagation. The microhardness analysis between two identical punches, one of which fractured and the other was not used, made it possible to denote differences in microhardness from one to the other. The tools on the factory floor were also analyzed, allowing important conclusions to be drawn.

Furthermore, numerical simulation was used with the LS-DYNA software to understand the problem and analyze the effect that the applied solution had. Validation of the sheet material was performed to ensure the accuracy of the simulation. Using the simulation models, it was possible to analyze and adjust operational variables to understand the direct and indirect effects and, thus, seek improvements in the operational stability of the punch.

Keywords: AHSS, Punch, fracture, micro-hardness, Numerical Simulation

Lista de Símbolos e de Siglas

Símbolos

MPa	<i>Mega-Pascal</i>
kN	<i>KiloNewton</i>
P	<i>Perímetro</i>
Kg	<i>quilogramas</i>
t	<i>espessura</i>
c	<i>Folga</i>
min	<i>Minute</i>
s	<i>segundo</i>
g	<i>gramas</i>
µm	<i>micrómetro</i>
D_m	<i>Diâmetro médio</i>
D_p	<i>Diâmetro do Punção</i>
F_{máx}	<i>Força Máxima</i>
M	<i>Energia</i>

Siglas

AHSS	<i>Advanced High Strength Steel (Aços Avançados de Alta Resistência)</i>
HSS	<i>High Strength Steel (Aços de Alta Resistência)</i>
IF	<i>Interstitial Free Steel (Aços Intersticiais livres)</i>
BH	<i>Bake Hardening Steel (Aços Endurecidos por Recozimento)</i>
HSLA	<i>High Strength Low Alloy (Aços de Alta Resistência de Baixa Liga)</i>
DP	<i>Dual Phase Steel (Aços de Dupla Fase)</i>
TRIP	<i>Transformation Induced Plasticity (Plasticidade Induzida por Transformação)</i>
CP	<i>Complex Phase Steel (Aços de Dupla Fase)</i>
PVD	<i>Physical Vapor Deposition (Deposição Física a Vapor)</i>
CVD	<i>Chemical Vapor Deposition (Deposição Química a Vapor)</i>
CAD	<i>Desenho Assistido por Computador</i>
PLA	<i>Ploylactict Acid (Ácido Poliláctico)</i>

Índice

1	INTRODUÇÃO.....	21
1.1	MOTIVAÇÃO E CONTEXTUALIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO.....	22
1.2	OBJETIVOS E METODOLOGIAS	23
1.3	ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO	24
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	25
2.1	AÇOS DA INDÚSTRIA AUTOMÓVEL.....	25
2.1.1	<i>High Strength Steels (HSS)</i>	27
2.1.2	<i>Advanced High Strength Steel (AHSS)</i>	28
2.2	CORTE POR PUNÇÃO	31
2.2.1	<i>Etapas de corte</i>	33
2.2.2	<i>Regiões características do Corte por Punção</i>	35
2.2.3	<i>Energia de uma operação de corte</i>	37
2.2.4	<i>Variáveis que influenciam o corte</i>	38
2.3	MECANISMOS DE FALHA DE FERRAMENTA.....	42
2.3.1	<i>Desgaste</i>	42
2.3.2	<i>Deformação Plástica</i>	44
2.3.3	<i>Lascagem</i>	44
2.3.4	<i>Fratura</i>	45
2.3.5	<i>Escoriação</i>	46
2.4	AÇOS FERRAMENTA.....	46
2.4.1	<i>Princípios de Seleção</i>	47
2.4.2	<i>Tipos utilizados pela Indústria</i>	49
2.4.3	<i>Tratamentos Térmicos</i>	51
2.4.4	<i>Revestimentos</i>	52
2.5	ESTUDOS RELEVANTES	53
3	CASO DE ESTUDO	55
3.1	DESCRIÇÃO DA PEÇA	55
3.2	OPERAÇÃO DE CORTE	56
3.3	FERRAMENTA.....	60
3.4	DESCRIÇÃO DO PROBLEMA INDUSTRIAL.....	65
3.5	DESCRIÇÃO DA 1ª FRATURA	69
3.6	DESCRIÇÃO DA 2ª FRATURA	70
4	ANÁLISE EXPERIMENTAL	73
4.1	ENSAIOS À TRAÇÃO	73
4.2	ENSAIO QUÍMICO	80
4.3	ENSAIO DE DUREZA.....	81

4.4	MEDIÇÕES DE PONTOS DE ALTURA.....	82
4.5	VERIFICAÇÃO DO CONTACTO POR VIA MANUAL	87
4.6	ANÁLISE DA FRATURA DA FERRAMENTAS.....	94
4.7	ANÁLISE COMPARATIVA DE MICRODUREZA ENTRE PUNÇÕES.....	103
4.8	AÇÃO DE MELHORIA	113
5	SIMULAÇÃO NUMÉRICA.....	115
5.1	INTRODUÇÃO AO LS-DYNA	116
5.2	MODELOS	119
5.3	MALHA.....	122
5.4	ELEMENTO	126
5.5	MATERIAIS DE FERRAMENTAS	127
5.6	CONDIÇÕES DE FRONTEIRA, CURVAS E GDL.....	130
5.7	VALIDAÇÃO DO MATERIAL DA PEÇA DE TRABALHO	133
5.8	RESULTADOS E DISCUSSÃO	136
6	CONCLUSÕES.....	149
6.1	TRABALHOS FUTUROS.....	151
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	153
	APÊNDICE.....	159
	ANEXO.....	163

Índice de figuras

FIGURA 2-1 – MATERIAIS UTILIZADOS PELA INDÚSTRIA AUTOMÓVEL EM 1970, ADAPTADO DE (MALLICK, 2012) ...	25
FIGURA 2-2 – RELAÇÃO TENSÃO DE CEDÊNCIA - ALONGAMENTO DOS AÇOS MACIOS, HSS E AHSS (HILDITCH ET AL., 2015).....	26
FIGURA 2-3 - DIAGRAMA TTT PARA AÇOS TRIP (KUZIAK ET AL., 2008).....	30
FIGURA 2-4- PROCESSOS DE MANUFATURA, SEGUNDO A NORMA DIN 8582 (SCHULER GMBH, 1998).....	32
FIGURA 2-5 - ESQUEMATIZAÇÃO DOS PROCESSOS DE DIVISÃO (SCHULER GMBH, 1998).....	33
FIGURA 2-6- ETAPAS DE CORTE, ADAPTADO DE (ALTAN & TEKKAYA, 2012).....	34
FIGURA 2-7 - TONELAGEM NEGATIVA GERADA NUMA OPERAÇÃO DE CORTE (ALTAN & TEKKAYA, 2012).....	35
FIGURA 2-8 - REGIÕES CARACTERÍSTICAS DE UMA FACE CORTADA. (A-ZONA DE ARREDONDAMENTO, B-ZONA DE CORTE, C-ZONA DE FRATURA, D-ZONA DE REBARBA) (FANG ET AL., 2002).....	37
FIGURA 2-9 - GRÁFICO DE FORÇA DE CORTE EM FUNÇÃO DO DESLOCAMENTO DA PUNÇÃO, COM DEMONSTRAÇÃO DE ETAPAS DE CORTE, REGIÕES DE CORTE NA FACE DA CHAPA, E, ENERGIAS ENVOLVIDAS NA OPERAÇÃO (CHUMRUM ET AL., 2015).....	38
FIGURA 2-10 – ILUSTRAÇÃO DE DESGASTE ABRASIVO ENTRE DUAS SUPERFÍCIES (HENRIQUE P. CARINHAS, 2010)...	43
FIGURA 2-11 – ILUSTRAÇÃO DE COMO O DESGASTE ADESIVO SE DESENVOLVE ENTRE DUAS SUPERFÍCIES (HENRIQUE P. CARINHAS, 2010).....	44
FIGURA 2-12 – EXEMPLO DE DESGASTE NUM PUNÇÃO (UDDEHOLM, 2018).....	44
FIGURA 2-13 – EXEMPLO DE DEFORMAÇÃO PLÁSTICA NUM PUNÇÃO (UDDEHOLM, 2018).....	44
FIGURA 2-14 – EXEMPLO DE LASCAGEM NUM PUNÇÃO (UDDEHOLM, 2018).....	45
FIGURA 2-15 – EXEMPLO DE FRATURA NUM PUNÇÃO (UDDEHOLM, 2018).....	46
FIGURA 2-16 – EXEMPLO DE ESCORIAÇÃO NUM PUNÇÃO (UDDEHOLM, 2018).....	46
FIGURA 2-17 - ECONOMIA DE FERRAMENTAS (UDDEHOLM, 2018).....	47
FIGURA 2-18- FATORES INFLUENCIADORES NA SELEÇÃO DE FERRAMENTAS, ADAPTADO DE (KUMAR SHAIENDRA, 2011).....	48
FIGURA 2-19 - MATERIAIS DE UDDEHOLM (UDDEHOLM, 2018).....	49
FIGURA 2-20 - MATERIAIS DA DAYTON (DAYTON, 2023B).....	49
FIGURA 3-1 - IDENTIFICAÇÃO DA LOCALIZAÇÃO DO BRAÇO DE CONTROLE DA SUSPENSÃO (ABOLORUNKE, 2016). ...	56
FIGURA 3-2 - PRENSA MECÂNICA COM CAPACIDADE DE 3300kN.....	57
FIGURA 3-3- COMPONENTES DO ESTÁGIO DE CORTE POR PUNÇÃO NA PRENSA MECÂNICA 3300kN.....	57
FIGURA 3-4 – BRAÇO DE SUSPENSÃO: A) PARTE SUPERIOR; E, B) PARTE INFERIOR.	59
FIGURA 3-5 - FERRAMENTA DE PUNÇÃO.	60
FIGURA 3-6 – A) DIMENSIONAMENTO DO PUNÇÃO EM MM; E, B) ÁREA DE SECÇÃO TRANSVERSAL EM MM, SEGUNDO O CATÁLOGO DA DAYTON (DAYTON <i>PRESSFIT</i> , 2023).	61
FIGURA 3-7 - CABEÇA DE FIXAÇÃO DA FERRAMENTA DE PUNÇÃO.	62
FIGURA 3-8 - FORNO A VÁCUO UTILIZADO PARA O TRATAMENTO TÉRMICO DA DAYTON (DAYTON, 2023B)	63
FIGURA 3-9 - DISPOSITIVO DE RETENÇÃO DE PUNÇÃO.....	64

FIGURA 3-10 - COMPARAÇÃO DE SERVIÇO ENTRE UM PUNÇÃO REGULAR E UM PUNÇÃO <i>JEKTHOLE</i> PARA O NÚMERO DE GOLPES ENTRE AFINAÇÕES DE PUNÇÕES E VIDA ÚTIL DO PUNÇÃO EM GOLPES, PARA A) E B), RESPETIVAMENTE (DAYTON, 2023A).	64
FIGURA 3-11 – FURO REALIZADO PELAS FERRAMENTAS DE CORTE EM QUESTÃO.	66
FIGURA 3-12 - FRATURA JUNTO DA CABEÇA DO PUNÇÃO.	66
FIGURA 3-13 - FRATURA JUNTO À ZONA DE CORTE DO PUNÇÃO.....	67
FIGURA 3-14 - MATRIZ INFERIOR DO PROCESSO DE CORTE.	67
FIGURA 3-15 - PISA DO PROCESSO DE CORTE.....	68
FIGURA 3-16 – VISTA DETALHADA DA 1ª FRATURA.....	69
FIGURA 3-17 - 2ª FRATURA.....	71
FIGURA 4-1 - EQUIPAMENTO SHIMADZU AG-IC 100kN PARA REALIZAÇÃO DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO.....	74
FIGURA 4-2 - PROVETE UTILIZADO NO TESTE DE TRAÇÃO.....	74
FIGURA 4-3 - PROVETE INSTALADO NO EQUIPAMENTO.	75
FIGURA 4-4 - PROVETE FRATURADO PÓS-ENSAIO À TRAÇÃO.....	75
FIGURA 4-5 - ENSAIO DE TRAÇÃO REALIZADO COM A REMOÇÃO DO EXTENSÓMETRO NO INÍCIO DO DOMÍNIO PLÁSTICO.	76
FIGURA 4-6 - EQUIPAMENTO UTILIZADO PARA OS ENSAIOS À TRAÇÃO.....	76
FIGURA 4-7 - ENSAIOS À TRAÇÃO REALIZADOS NO IST.....	77
FIGURA 4-8 - CURVAS EXTENSÃO VERDADEIRA - TENSÃO VERDADEIRA, DOS TESTES 1, 2 E 3.....	78
FIGURA 4-9- GRÁFICOS DE EXTENSÃO VERDADEIRA- TENSÃO VERDADEIRA, CURVA PLÁSTICA E CURVA ELÁSTICA DO ENSAIO 1.....	79
FIGURA 4-10 - PROVESTES FRATURADOS [A) PROVETE 1, B) PROVETE 2, C) PROVETE 3].....	79
FIGURA 4-11 - EQUIPAMENTO UTILIZADO NO ENSAIO QUÍMICO BRUKER Q2 ION.....	80
FIGURA 4-12 - INDENTAÇÃO RESULTANTE DO ENSAIO DE DUREZA DE <i>BRINELL</i>	82
FIGURA 4-13 - PEÇA INCOMPLETA (À ESQUERDA) E PEÇA COMPLETA (À DIREITA).	83
FIGURA 4-14 - INSTRUMENTO DE LEITURA COM PONTEIRO.....	84
FIGURA 4-15 - MEDIÇÃO DE ALTURA DA PEÇA COM UTILIZAÇÃO DE UM RELÓGIO COMPARADOR.....	84
FIGURA 4-16 – FIXAÇÃO DA PEÇA NA MESA DE MEDIÇÃO, COM PEÇAS EM PLA E UMA PEÇA METÁLICA. VISÍVEL AINDA O GRAMINHO EQUIPADO COM O RELÓGIO COMPARADOR.....	85
FIGURA 4-17 - PONTOS COLOCADOS NA PEÇA PARA RETIRAR AS MEDIDAS DE ALTURA.....	86
FIGURA 4-18 - PERFIL DESENHADA PELO PERFILÓMETRO DA CHAPA.	87
FIGURA 4-19 - PEÇA DE TRABALHO CORTADA.....	88
FIGURA 4-20 – MATRIZ COM TINTA AZUL PARA VERIFICAR O CONTACTO.	88
FIGURA 4-21 – DELIMITAÇÃO DE ZONAS ONDE OCORRE CONTACTO ENTRE A MATRIZ E A PEÇA.	89
FIGURA 4-22 - <i>BUSHING</i> NA MATRIZ.....	89
FIGURA 4-23 - DEMONSTRAÇÃO DO DESGASTE NO PUNÇÃO.....	90
FIGURA 4-24 - FURO NO PISADOR.....	91
FIGURA 4-25 - ZONA DO FURO DO PISADOR, CORRESPONDENTE AO LOCAL ONDE O PUNÇÃO REALIZA MAIOR DESGASTE.....	91
FIGURA 4-26 - OUTRA METADE DO FURO DO PISADOR.	92

FIGURA 4-27 - CORTE DE SECÇÃO DO PISADOR.	93
FIGURA 4-28 - VISTA DE SECÇÃO E EXPLODIDA DA MATRIZ E <i>BUSCHING</i>	93
FIGURA 4-29 - ESQUEMATIZAÇÃO DO ASPETO DE UMA FALHA POR FADIGA (P.E. SACHS, 2021).	94
FIGURA 4-30 - AMOSTRA A (A) VISTA LATERAL, B) VISTA FRONTAL, FIGURA).....	94
FIGURA 4-31 - VISTA FRONTAL DA AMOSTRA A, COM 3 REGIÕES DESTACADAS.	95
FIGURA 4-32 - AMPLIAÇÃO DA ZONA DE INICIAÇÃO (ZONA 1) DA AMOSTRA A.	96
FIGURA 4-33 - AMPLIAÇÃO DA ZONA DE INICIAÇÃO (ZONA 2) DA AMOSTRA A.....	97
FIGURA 4-34 - ZONA DE ROTURA (ZONA 3) DA AMOSTRA A.....	98
FIGURA 4-35 - AMPLIAÇÃO DO FURO PASSANTE PARA PASSAGEM DA GUIA.	98
FIGURA 4-36 - AMOSTRA B.	99
FIGURA 4-37 – AMOSTRA B A) DISTRIBUIÇÃO DESIGUAL DE LINHAS DE PROPAGAÇÃO NA SUPERFÍCIE DE FRATURA E B) ÂNGULO ENTRE VERTICAL E HORIZONTAL NO PUNÇÃO.	99
FIGURA 4-38 - <i>RACHET MARKS</i> NA AMOSTRA B.....	100
FIGURA 4-39 - FRATURA SECUNDÁRIA (LASCAGEM), AMOSTRA B.	100
FIGURA 4-40 - FENDA SUPERFICIAL, AMOSTRA B.	101
FIGURA 4-41 - SERRA DE DISCO UTILIZADA PARA CORTAR OS PUNÇÕES.	103
FIGURA 4-42 - AMOSTRAS FINAIS A UTILIZAR NA ANÁLISE À MICROESTRUTURA.....	103
FIGURA 4-43 - PÓ ACRÍLICO (A) E CATALISADOR (B) UTILIZADO NA PRODUÇÃO DA RESINA PARA AS AMOSTRAS.	104
FIGURA 4-44 - INTRODUÇÃO DA RESINA ACRÍLICA NOS MOLDES COM AS PONTAS DOS PUNÇÕES CORTADOS.	104
FIGURA 4-45 - DISCO UTILIZADO PARA POLIMENTO DA AMOSTRA (EQUIPADO COM LIXA DE 600).	105
FIGURA 4-46 - AMOSTRA C E D, RESPETIVAMENTE, NO FINAL DO POLIMENTO.	105
FIGURA 4-47 - EQUIPAMENTO UTILIZADO PARA REALIZAR AS INDENTAÇÕES NAS AMOSTRAS.	106
FIGURA 4-48 - EXEMPLO DE INDENTAÇÃO.	106
FIGURA 4-49 - EXEMPLO DE INDENTAÇÃO COM LINHA VERTICAL E HORIZONTAL DE MEDIÇÃO E ESCALA UTILIZADA PARA CALIBRAR DE SISTEMA DE MEDIÇÃO NO <i>SOFTWARE IMAGEJ</i>	107
FIGURA 4-50 - PUNÇÃO FRATURADO, COM DUAS LINHAS DE INDENTAÇÕES HORIZONTAIS E UMA VERTICAL.....	108
FIGURA 4-51 - PUNÇÃO NÃO FRATURADO, COM UMA LINHA DE INDENTAÇÕES HORIZONTAL E UMA VERTICAL.	108
FIGURA 4-52 - LINHAS HORIZONTAIS DA ESQUERDA PARA O CENTRO NO PUNÇÃO FRATURADO E INTEIRO.	109
FIGURA 4-53 LINHA HORIZONTAL DO CENTRO PARA A DIREITA NO PUNÇÃO FRATURADO E DIREITO.	110
FIGURA 4-54-LINHAS VERTICAIS DE CIMA PARA O CENTRO DO PUNÇÃO FRATURADO E INTEIRO.....	110
FIGURA 4-55 - LINHAS VERTICAIS DO CENTRO PARA BAIXO DO PUNÇÃO FRATURADO E INTEIRO.	111
FIGURA 4-56 - AFIAMENTO DO PUNÇÃO, VISTA DE TOPO.	113
FIGURA 4-57 - AFIAMENTO DO PUNÇÃO, VISTA LATERAL.....	114
FIGURA 5-1 - MODELO I.....	119
FIGURA 5-2 - MODELO II.....	120
FIGURA 5-3 - CHANFROS APLICADOS AO PUNÇÃO.	121
FIGURA 5-4 -DEMONSTRAÇÃO DAS FOLGAS PUNÇÃO-PISO (0,5 mm) E PUNÇÃO-MATRIZ (0,3 mm).	121
FIGURA 5-5 - CONVERGÊNCIA DE MALHA COM TENSÕES VON MISES.	124
FIGURA 5-6 - CONVERGÊNCIA DO MALHA COM ENERGIA TOTAL NO SISTEMA.	124
FIGURA 5-7 - FORMULAÇÃO DO ELEMENTO CASCA.	127

FIGURA 5-8 - PARAMETRIZAÇÃO DO MATERIAL RÍGIDO.....	128
FIGURA 5-9 - PARAMETRIZAÇÃO DO MATERIAL DO PUNÇÃO.....	128
FIGURA 5-10 - CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL DA CHAPA.....	129
FIGURA 5-11- COMPARAÇÃO ENTRE A CURVA PLÁSTICA OBTIDA, NO TRATAMENTO DE DADOS, E A CURVA PLÁSTICA UTILIZADA NO LS-DYNA.....	130
FIGURA 5-12- MOVIMENTO DO PUNÇÃO PARA O MODELO I (TEMPO [s] - DESLOCAMENTO [MM]).	131
FIGURA 5-13- MOVIMENTO DO PUNÇÃO PARA O MODELO II (TEMPO [s] - DESLOCAMENTO [MM]).	131
FIGURA 5-14- MOVIMENTO DO PISADOR NO MODELO II (TEMPO [s] - DESLOCAMENTO [MM])......	132
FIGURA 5-15 - PARAMETRIZAÇÃO DO CONTACTO ENTRE O PUNÇÃO E A CHAPA.	133
FIGURA 5-16 - PARAMETRIZAÇÃO DO <i>HOURLASS</i>	133
FIGURA 5-17 - PROVETE DESENVOLVIDO NO LS-DYNA.	134
FIGURA 5-18 - ANÁLISE DO <i>ASPECT RATIO</i> NA MALHA DO PROVETE.	134
FIGURA 5-19 - ANÁLISE DO <i>JACOBIAN RATIO</i> NA MALHA DO PROVETE.	135
FIGURA 5-20- COMPARAÇÃO DE GRÁFICO EXPERIMENTAL REAL, COM MODELO POWER LAW PLASTIC E MODELO PIECEWISE LINEAR PLASTICITY.....	136
FIGURA 5-21 - SIMULAÇÃO DO CORTE POR PUNÇÃO (MODELO I, 10% DE FOLGA E SEM CHANFRO) PARA T=0,382989 s.....	137
FIGURA 5-22 - SIMULAÇÃO DO CORTE POR PUNÇÃO (MODELO I, 10% DE FOLGA E SEM CHANFRO) PARA T=0,388991 s.....	138
FIGURA 5-23 - CHAPA FURADA (MODELO I COM FOLGA DE 10% E SEM CHANFRO).	138
FIGURA 5-24 - CHAPA FURADA (MODELO II COM FOLGA DE 10% E SEM CHANFRO).	139
FIGURA 5-25 – TEMPO[s] - FORÇA DE CORTE EM [kN], PARA O MODELO I COM FOLGA DE 10% E SEM CHANFRO.	140
FIGURA 5-26 - CHAPA CORTADA NO MODELO I COM FOLGA DE 10% E CHANFRO DE 20º.....	140
FIGURA 5-27 - CHAPA CORTADA NO MODELO II COM FOLGA DE 10% E CHANFRO DE 20º.....	140
FIGURA 5-28 - FORÇA DE CORTE PARA O MODELO I E MODELO II SEM CHANFROS PARA AS FOLGAS DE 10%, 11%, 12%, 13% E 14%.....	141
FIGURA 5-29 - EVOLUÇÃO DA FORÇA DE CORTE PARA CADA FOLGA DO MODELO I E DIFERENTES ÂNGULOS DE CHANFRO.	143
FIGURA 5-30 - EVOLUÇÃO DA FORÇA DE CORTE PARA CADA FOLGA DO MODELO II E DIFERENTES ÂNGULOS DE CHANFRO.	144
FIGURA 5-31- EVOLUÇÃO DA PRESSÃO MÉDIA PARA CADA FOLGA DO MODELO I E DIFERENTES ÂNGULOS DE CHANFRO.	146
FIGURA 5-32- EVOLUÇÃO DA PRESSÃO MÉDIA PARA CADA FOLGA DO MODELO II E DIFERENTES ÂNGULOS DE CHANFRO.	146
FIGURA 5-33- EVOLUÇÃO DA TENSÃO VON MISES MÉDIA PARA CADA FOLGA DO MODELO I E DIFERENTES ÂNGULOS DE CHANFRO.....	147
FIGURA 5-34 - EVOLUÇÃO DA TENSÃO VON MISES MÉDIA PARA CADA FOLGA DO MODELO II E DIFERENTES ÂNGULOS DE CHANFRO.....	147

Índice de Tabelas

TABELA 2-1- EVOLUÇÃO DOS AÇOS UTILIZADOS, EM VALORES PERCENTUAIS, PELA INDÚSTRIA AUTOMÓVEL ENTRE 2007 E 2009, ADAPTADO DE (MALICK, 2012).	26
TABELA 2-2 - CARACTERÍSTICAS DOS REVESTIMENTOS INDICADOS PARA UTILIZAR NA OPERAÇÃO EM CAUSA (MISUMI GROUP COMPANY, 2022).	52
TABELA 3-1 - COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO AÇO HR660Y760T-CP (VOESTALPINE STEEL DIVISION, 2022).....	56
TABELA 3-2- PROPRIEDADES MECÂNICAS DO AÇO HR660Y760T-CP (VOESTALPINE STEEL DIVISION, 2022).....	56
TABELA 3-3 - PARÂMETROS DE OPERAÇÃO DE CORTE.	58
TABELA 3-4 – CAUSAS E EFEITO DA FRATURA NA CABEÇA DA PUNÇÃO (DAYTON LAMINA CORPORATION, 2021). ...	69
TABELA 3-5- CAUSAS E EFEITOS PARA A FRATURA DA PUNÇÃO NA FACE DE CONTACTO (DAYTON LAMINA CORPORATION, 2021).	71
TABELA 3-6 - CAUSAS E EFEITOS PARA O DESGASTE DA PUNÇÃO NA FACE DE CONTACTO (DAYTON LAMINA CORPORATION, 2021).	71
TABELA 4-1 - RESULTADOS OBTIDOS PARA O TESTE DE TRAÇÃO.	75
TABELA 4-2 - RESULTADOS OBTIDOS NA ANÁLISE QUÍMICA À CHAPA.	81
TABELA 4-3 - RESULTADOS DA MEDIÇÃO.	85
TABELA 4-4 - VALORES OBTIDOS PELA MEDIÇÃO DE ALTURAS NA PEÇA.	86
TABELA 5-1 - TABELA DE SELEÇÃO DE <i>SOFTWARES</i>	115
TABELA 5-2 - FOLGAS UTILIZADAS NA SIMULAÇÃO NUMÉRICA.	120
TABELA 5-3 - UNIDADES UTILIZADAS NAS SIMULAÇÕES EM LS-DYNA.	122
TABELA 5-4 - VALORES DE <i>TIMESTEP</i> NOMINAIS UTILIZADOS NOS ESTUDOS DE CONVERGÊNCIA PARA CADA ELEMENTO.	125
TABELA 5-5 - ANÁLISE DA QUALIDADE DA MALHA DOS MODELOS.....	125
TABELA 5-6 - PROPRIEDADES MECÂNICAS DO PUNÇÃO M2 (NIELSEN & MARTINS, 2021).....	128
TABELA 5-7 - COEFICIENTE DE FRICÇÃO ESTÁTICO (COFS) E DINÂMICO (COFD) UTILIZADO PARA CADA CONTACTO (AGUILERA CAMACHO ET AL., 2017) (<i>COEFFICIENT OF FRICTION, ENGINEERING LIBRARY</i>).....	132
TABELA 5-8 - DESVIO ENTRE VALORES EXPERIMENTAIS DE FORÇA E ELONGAÇÃO E RESULTADOS OBTIDOS EM SIMULAÇÃO.	136

1 Introdução

Diante dos desafios impostos pelas alterações climáticas, a indústria automóvel tem adotado diversas iniciativas para se adaptar a este novo cenário. A introdução de veículos elétricos, híbridos e a hidrogénio, bem como a incorporação de sistemas tecnologicamente avançados, como travagem regenerativas, e utilização de materiais inovadores, são alguns exemplos dessas ações.

Apesar de tais inovações, os aços continuam a ser os materiais mais amplamente utilizados na indústria automóvel. Estes demonstram-se como sendo materiais com elevada disponibilidade, de baixo custo, fiáveis, boa combinação e variabilidade de propriedades que têm vindo a torná-los altamente adaptáveis aos desafios da indústria automóvel. Além disso, esta matéria-prima é facilmente transformada em componentes, por uma gama variada de processos de fabricação e montagem, e uma capacidade razoável de ser reciclado.

A indústria de conformação, está posicionada lado a lado com a indústria automóvel nas mudanças verificadas, posicionando-se num local exclusivo, pela adaptabilidade de linhas de produção, baixo custo de produção e redução de desperdício. Neste contexto, a diferenciação entre competidores depende em grande parte das capacidades fabris disponíveis tal como na especialização de processos que oferece.

Para garantir um funcionamento seguro e produtivo, a adoção de boas práticas e filosofias de manutenção, que não só asseguram a segurança individual de colaboradores e técnicos, mas também que preserve o bom funcionamento de equipamentos. A importância do projeto na fase inicial do processo aumentou. O avanço das ferramentas de projeto permite aos engenheiros reduzir custos decorrentes de erros de produção e implementar planos de manutenção preditiva e preventiva, aumentando assim a eficiência e competitividade.

1.1 Motivação e Contextualização da Dissertação

Esta dissertação, tem como objetivo abordar um problema recorrente na indústria de conformação. A indústria de conformação a frio, engloba uma vasta gama de operações, deste estampagem até ao corte, à temperatura ambiente. Estas operações envolvem a aplicação de cargas de elevada magnitude em chapas metálicas, moldando a forma desejada na chapa ou cortando a mesma através do uso de ferramentas específicas.

O foco desta dissertação está numa das ferramentas utilizadas no dia a dia em operações de corte pela indústria de conformação. Punções, são ferramentas que apresentam várias geometrias e dimensões, consoante o furo e utilização. Estas ferramentas têm como objetivo cortar a chapa metálica em vez de a conformar. No entanto, o problema identificado e examinado nesta dissertação é a fratura prematura de um punção, na produção de um produto em específico. Esta fratura ocorre prematuramente, e de maneira irregular, com uma variação significativa na vida útil entre fraturas, sem seguir um padrão consistente.

O estudo realizado neste punção é justificado pelo facto de este ser uma ferramenta de alta gama. O impacto económico das frequentes substituições e ações corretivas afeta diretamente a rentabilidade da produção do componente onde o punção é utilizado. Apesar de várias tentativas para resolver o problema, incluindo a substituição do punção, do material e do revestimento da ferramenta, nenhuma dessas medidas resultou em melhorias significativas, apenas na oscilação de ciclos de vida até fraturar.

Com o aumento da procura dos produtos embutidos na indústria automóvel, e o uso crescente de materiais com maior resistência mecânica, o desafio tem vindo a crescer. Num mercado cada vez mais competitivo, é fundamental conseguir enfrentar os custos e produzir o produto com maior qualidade possível ao fim de satisfazer as exigências do cliente.

1.2 Objetivos e Metodologias

O principal objetivo deste trabalho, assenta em compreender o processo de estampagem de um componente na empresa Manuel da Conceição Graça (MCG Lda.). A produção deste componente gera desafios significativos, nomeadamente, a fratura prematura de punções de gama alta. A fratura é retratada com detalhe na presente dissertação, procurando identificar as causas e fatores desta fratura tal como possíveis soluções que consigam reduzir o impacto do problema.

Para além da análise teórica, o estudo incorpora uma componente de simulação numérica com o objetivo de aprofundar o conhecimento do comportamento das ferramentas e da chapa metálica durante o processo de corte. A simulação visa oferecer uma ideia que possa explicar o fenómeno das fraturas e auxiliar na proposta de soluções eficazes.

Realizaram-se vários ensaios experimentais, primeiramente para compreender o que ocorre no processo de estampagem e, segundo, para realizar o despiste de algumas teorias concebidas ao longo do trabalho. Foi ainda feita análise de informações fornecidas pela própria empresa, como modelos *CAD* de ferramentas e peças, entre outros dados relevantes.

Para garantir a clareza e precisão dos resultados, procedeu-se ao acompanhamento de procedimentos de análise de qualidade, de manutenção de ferramentas. Fizeram-se ensaios experimentais para analisar com mais pormenor e verificar hipóteses desenvolvidas pelas observações e acompanhamento feito.

As simulações numéricas realizadas desempenharam um papel crucial na compreensão das ferramentas sob diferentes condições operacionais. Os dados para essas simulações foram parametrizados com base em resultados de ensaios mecânicos, permitindo uma análise mais precisa e realista da ferramenta envolvida no processo de corte.

1.3 Organização da Dissertação

Esta dissertação está organizada em seis capítulos, cada um com um papel único e crucial no desenvolvimento e compreensão do estudo realizado.

O primeiro capítulo, a introdução, tem como objetivo fornecer ao leitor uma visão geral do trabalho, oferecendo uma contextualização do ambiente em que a pesquisa foi conduzida e o âmbito da mesma. Além disso, apresenta de forma sucinta as principais metodologias e abordagens utilizadas para alcançar os objetivos propostos.

No segundo capítulo, é apresentada toda a pesquisa bibliográfica, que compila todo o conteúdo teórico e relevante para a melhor compreensão dos temas abordados ao longo da dissertação. Este capítulo é fulcral para fundamentar as discussões, análises e conclusões subsequentes.

O terceiro capítulo, é o cerne do trabalho desenvolvido, aborda detalhadamente o caso de estudo. Nele são documentados com precisão todos os aspectos críticos do problema em questão. Tal conduz à formulação de uma hipótese sobre a causa raiz da fratura prematura da ferramenta.

O quarto capítulo, apresenta os procedimentos experimentais e análises conduzidas com o objetivo de comprovar a hipótese formulada. Incluí uma análise da qualidade da chapa, a avaliação do desempenho da ferramenta e do respetivo projeto, com o intuito de identificar possíveis alterações nas propriedades da ferramenta durante o uso e analisar condições de operação, respetivamente.

O quinto capítulo é dedicado à simulação numérica, com recurso do *software* LS-DYNA para recriar o cenário estudado. O foco está em analisar a influência de diferentes variáveis de operação, desde as que são utilizadas até outras que poderão melhorar as condições de operação da ferramenta, como folgas entre ferramentas e ângulos de chanfro na face de corte do punção.

Finalmente, o sexto capítulo conclui a dissertação, resumindo as principais observações e resultados alcançados. São ainda sugeridas alterações para mitigar o problema identificado e propostas para trabalhos futuros.

2 Revisão Bibliográfica

2.1 Aços da Indústria Automóvel

Em 1970, os aços mais amplamente utilizados na indústria automóvel, consistiam em predominantemente aços carbono, aços macios e ferro fundido, conforme ilustrado na Figura 2-1. A predominância destes materiais justificava-se pela abundante disponibilidade de matéria-prima, pela economia proporcionada e pelas propriedades mecânicas que satisfaziam os requisitos industriais da época. Com o avanço das tecnologias de fabrico e da indústria de materiais, verificou-se uma crescente incorporação de alumínio, materiais poliméricos e outros na produção de componentes.

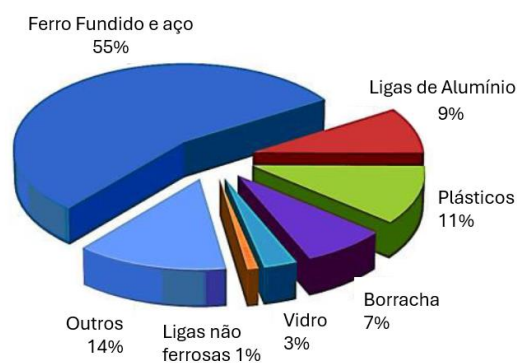


Figura 2-1 – Materiais utilizados pela indústria automóvel em 1970, adaptado de (Mallick, 2012)

A utilização extensiva de aços macios na indústria automóvel deve-se à sua excelente conformabilidade. A microestrutura rica em ferrite confere a estes aços uma elevada ductilidade, combinada com uma resistência mecânica adequada. Em 2007, os aços macios continuavam a ser os mais utilizados pela indústria, como ilustrado na Tabela

2-1. Nesta mesma figura, é possível observar o surgimento de duas novas categorias de aços: *High Strength Steel* HSS e os *Advanced High-Strength Steel*, AHSS.

Tabela 2-1- Evolução dos aços utilizados, em valores percentuais, pela indústria automóvel entre 2007 e 2009, adaptado de (Mallick, 2012).

Aço	Ano	
	2007	2009
Aços macios	57,8	52,6
Aços de Alta Resistência	32,9	33,7
Aços Avançados de Alta Resistência	9,3	13,7

Estes materiais foram desenvolvidos para responder às crescentes exigências da indústria automóvel, que visa não só aumentar a eficiência energética e a segurança dos veículos, mas também reduzir o peso bruto dos mesmos sem comprometer os critérios acima mencionados. Os HSS e AHSS são materiais essenciais para alcançar esses objetivos, dada a sua elevada capacidade de absorção de energia em caso de impacto, baixa densidade, elevada resistência mecânica e boa ductilidade, características que permitem o seu processamento por estampagem, como ilustrado na Figura 2-2.

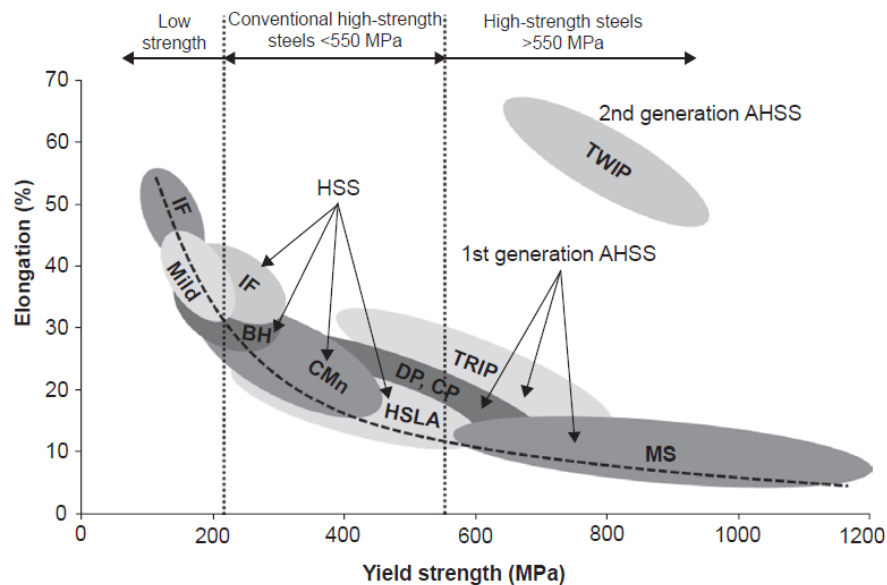


Figura 2-2 – Relação Tensão de Cedência - Alongamento dos aços macios, HSS e AHSS (Hilditch et al., 2015).

Além disso, estes aços apresentam uma boa resistência à corrosão e requerem baixa manutenção. A ampla adoção destes aços pela indústria automóvel é também suportada pela sua elevada disponibilidade, economia, e pela boa relação qualidade-preço. No entanto, as suas propriedades mecânicas impuseram à indústria

transformadora um desafio considerável, exigindo a adaptação dos processos industriais ao novo material sem incorrer custos acrescidos significativos (Berladir et al., 2017).

2.1.1 *High Strength Steels* (HSS)

Entre os aços de alta resistência mais comuns, destacam-se os aços *Interstitial-Free* (IF), aços *Carbon Manganese* (CMn), os aços *Bake-Hardenable* (BH) e os aços *High Strength Low Alloy* (HSLA).

Os **aços intersticiais livres** (*Interstitial-Free*, IF), caracterizam-se por conter baixas percentagens de nitrogénio e carbono na sua composição. O excesso destes elementos químicos tem um efeito prejudicial na conformação do aço, devido à degradação da homogeneidade no processo de recristalização resultante desses elementos intersticiais. A percentagem de carbono no aço IF disponível comercialmente é inferior a 0,003% (Hoile, 2000).

Os aços IF podem ser categorizados em três tipos: aço IF com adição de titânio, aço IF com adição de nióbio e aço IF com adição de ambos os elementos. Por fim, são submetidos a um aquecimento e arrefecimento controlado para alcançar a microestrutura desejada, o que também proporciona estabilidade na composição química do aço (Sarkar et al., 2010).

Os aços intersticiais livres, apresentam elevada conformabilidade; no entanto, as fronteiras dos grãos constituem um ponto de fraqueza. Devido à facilidade com que as fissuras se propagam na sua microestrutura, este aço não é recomendado para aplicações sujeitas a fadiga. Além disso, é suscetível à corrosão, sendo necessária a galvanização em certas situações. Por outro lado, devido à baixa percentagem de carbono e nitrogénio, o aço IF é considerado um material que não envelhece.

Aços endurecidos por recozimento (*Bake-Hardenable*, BH), possuem uma ótima relação entre tensão de cedência, capacidade de conformação, e resistência ao entalhe, em comparação com outros aços HSS (Mallick, 2012). Estes aços recuperaram e podem alcançar uma tensão de cedência superior à original através de um procedimento de envelhecimento.

O aço BH é muito aplicado em chaparia de veículos. O envelhecimento, mencionado anteriormente, ocorre durante a fase de pintura, num ambiente controlado, em que a temperatura varia entre os 125 °C e 180 °C (ASM International, 2006). Este processo é

influenciado pela temperatura, tempo, composição química e deformação a que o metal é sujeito na fase de conformação; no entanto, segundo (Mallick, 2012), para que a tensão de cedência aumente, é necessário o metal ser sujeito a cargas entre, 30 MPa – 50 MPa, durante a conformação.

Aço de alta resistência de baixa liga (*High Strength Low Alloy*, HSLA), são aços de baixo teor de carbono, aos quais são adicionados elementos de liga como fósforo, manganês e silício, com o objetivo de obter tensões de cedência mais elevadas. O grão fino de ferrite na microestrutura do aço é obtido através de um arrefecimento rápido e, com a adição de elementos sólidos como fósforo, manganês e nitrogénio, ocorre a precipitação de carbonetos e carbonitretos, como os de titânio, vanádio e níquel (ASM International, 2006).

A percentagem de carbono é mantida inferior a 0,13%, (Mallick, 2012), devido a razões com a soldabilidade, conformabilidade e resistência à corrosão do aço. Este material possui diversas aplicações no setor automóvel, sendo maioritariamente utilizado em componentes estruturais, devido à elevada tensão de cedência.

2.1.2 Advanced High Strength Steel (AHSS)

Os aços avançados de alta resistência, caracterizam-se por possuírem múltiplas fases na sua microestrutura, o que desempenha um papel fundamental no comportamento do material ao longo da sua vida útil. Estes aços destacam-se pela elevada resistência, baixa ductilidade, conformabilidade limitada, deformação pós-estricção limitada, ou seja, a fratura ocorre com pouca ou nenhuma formação de estrangulamento.

A utilização destes aços na indústria apresenta desafios significativos, tais como: variações nas características materiais, limites de conformabilidade inconscientes, desgaste acelerado das ferramentas, tensões elevadas nas ferramentas, cargas de serviço mais elevadas, temperaturas de serviço e pressões de contacto superiores, maior necessidade de lubrificação e um retorno plástico incerto e, por vezes, excessivo, que pode resultar em imprecisões dimensionais.

Os AHSS mais frequentemente utilizados pela indústria automóvel incluem os aços de Dupla Fase (*Dual-Phase DP*), de Fase Complexa (*Complex-Phase CP*), Transformation induced-plasticity, (TRIP), e Martensíticos (*Martensitic*).

Os aços de dupla fase possuem uma matriz composta por ferrite macia e martensite dura, cuja fração volumétrica varia entre 10% e 40%. Em alguns casos, pode ainda existir uma matriz de martensite-austenite se a transformação da austenite não for completa (Kuziak et al., 2008). A transformação de austenite em martensite provoca deslocamentos na matriz de ferrite, provocando uma redução de tensão de cedência (Hilditch et al., 2015). A matriz ferrítica é obtida por via de tratamentos térmicos como tempera e revenido. A resistência destes aços é controlada pela quantidade de martensite presente, enquanto a ductilidade é influenciada pelo tamanho e distribuição dos grãos. Este tipo de aço é caracterizado pela sua capacidade de endurecimento quando sujeito a deformações plásticas significativas, e tal como os aços BH, pode ser endurecido por recozimento.

Os aços de dupla fase possuem um limite de escoamento superior a aços HSLA, tornando-os mais adequados para aplicações onde a fadiga seja, por probabilidade de ocorrência, superior. É de acrescentar que para além da elevada resistência à fadiga tem igualmente boa capacidade de absorver energia de impactos (Hilditch et al., 2015).

Os aços *transformation-induced plasticity* são obtidos a laminagem a quente. Estes aços possuem várias fases, sendo o seu processo de obtenção mais complexo que os aços de fases duplas. Possuem fases de austenite, ferrite, bainite ou martensite, à temperatura ambiente. A obtenção destas fases começa por um arrefecimento lento, com vista a atingir a fase de ferrite, levando ao aumento de quantidade de carbono na austenite, estabilizando-a à temperatura ambiente. Um subsequente ciclo de arrefecimento, realiza-se a uma taxa superior, promove a formação de bainite, e um novo aumento da concentração de carbono na austenite, que não sofre nenhuma transformação. No fim, o aço ainda é sujeito a um tratamento térmico de recozimento, do qual resulta uma estrutura rica em ferrite, bainite, e austenite, como é visível na Figura 2-3 (Kuziak et al., 2008).

O intervalo de tensão de resistência à tração é superior aos aços de dupla fase, correspondendo a $500\text{ MPa} - 1000\text{ MPa}$, que é tão significativo quanto maior for a percentagem de austenite, bainite e martensite na microestrutura (Hilditch et al., 2015).

Estes aços combinam elevada ductilidade, elevada tensão de cedência, boa capacidade de absorção de impacto, sendo especialmente adequados para componentes automóveis críticos para a segurança. Às propriedades nomeadas, os aços TRIP possuem elevada conformabilidade. A austenite que não sofre transformação, nem no

arrefecimento, nem no tratamento térmico, é de todo essencial, uma vez, que durante a conformação do aço, essa fase ir-se-á transformar em martensite (Kuziak et al., 2008)

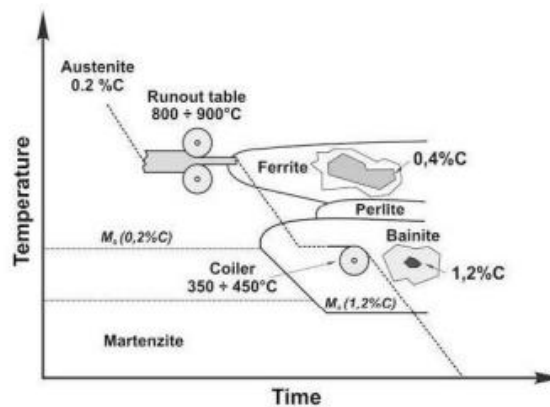


Figura 2-3 - Diagrama TTT para aços TRIP (Kuziak et al., 2008).

Os aços de fases complexas possuem uma microestrutura em matriz de ferrite, com fases duras como, bainite, perlite, martensite que, posteriormente, são reforçados com precipitados. Comparativamente com os aços avançados de alta resistência já referidos, estes possuem uma concentração superior de carbono e manganês. Estes aços, tal como os restantes aços AHSS, já referidos, possuem elementos de liga como, titânio, nióbio e vanádio, que formam precipitados, destinados a limitar o crescimento do grão na microestrutura, mantendo a dimensão do grão caracteristicamente mais fina e refinada à de outros aços na mesma categoria.

O intervalo de tensão de resistência à tração está entre os 800 MPa e 1200 MPa, enquanto a tensão de cedência se encontra, por norma, entre os 600 MPa e 1000 MPa. A ductilidade é inferior à dos aços TRIP, a rondar entre os 7% a 15%, demonstrando-se bastante dúcteis. Embora sejam conformáveis, tal conformabilidade é inferior à dos aços TRIP e DP, sendo mais adequado para geometrias menos complexas em processos de estampagem.

É ainda importante referir, que por ação combinada dos precipitados que se formam na microestrutura do aço, as fases duras como martensite e, grão refinado, dão lugar a tensões de cedência elevadas e a taxas de dureza por deformação reduzidas, comparativamente, aos aços DP e TRIP (Hilditch et al., 2015).

No que toca à capacidade de absorção de energia, este tipo de aço possui uma elevada capacidade de absorção de energia ao impacto e choque, tornando-o bastante atrativo

para aplicações na indústria automível. Essa mesma característica está associada à tenacidade do material que em seguimento do que foi referido, é bastante elevado.

Uma outra característica relevante de referir, é o expoente de encruamento por deformação, que diminui com o aumento da resistência do aço (Pathak et al., 2020). Este fator indica que o deslocamento do material durante a deformação, a frio ou a quente, é menos uniforme.

Aços martensíticos são produzidos através de contínuos recozimentos e têmperas com arrefecimento bastante rápido, resultando numa microestrutura predominantemente de martensite a partir de austenite. Estes aços contêm quantidade de carbono reduzidas, no entanto, costuma ser introduzida, tal como, manganês e boro para aumentar a dureza do metal. A resistência à tração, característica para os aços martensíticos, varia entre 900 MPa e 1600 MPa, e como é visível na Figura 2-2 são dotados de uma alongação muito limitada.

Embora os aços martensíticos pertençam à primeira geração de AHSS, novas gerações têm sido desenvolvidas, como TWIP (*twinning-Induced Plasticity*), que mantém resistências à tração comparáveis, variando entre os 600 MPa e 1000 MPa, mas com uma ductilidade significativamente maior, alcançando alongamentos entre 40% e 80% (Hilditch et al., 2015).

2.2 Corte Por Punção

Processos de conformação metálica, são atualmente um dos grupos de tecnologias mecânicas mais utilizados. Estes processos evoluíram significativamente ao longo dos séculos. O processo de estampagem, por exemplo, foi não só evoluindo, mas também agilizando a capacidade de se adaptar a vários tipos de processos, como o corte por punção. Hoje em dia, os processos de conformação encontram inúmeras aplicações dentro das indústrias automível, aeronáutica, semicondutora, utensílios domésticos, entre muitas outras, e tal é visto como um resultado de várias vantagens associados à tecnologia de conformação, como tolerâncias dimensionais precisas, alta taxa de produtividade, capacidade de moldar chapa metálica em formas complexas sem alterar propriedades mecânicas (Awasthi et al., 2021).

A indústria nacional, percorreu um extenso percurso. Inicialmente, a preparação de operações de conformação baseava-se, principalmente, em métodos iterativos experimentais, que não só prolongavam o processo até produção em série como gerava

muitos custos e erros. Com introdução de poder computacional, que por modelação matemática e de análise de elementos finitos, tornou-se possível otimizar o planeamento de operações reduzindo muitos dos problemas gerados pelo método anterior. Esta adaptação trouxe muita maior competitividade ao mercado nacional, melhorando a qualidade de produtos, a custos reduzidos e em períodos de tempo mais curtos.

De acordo com a norma DIN 8580, os processos de manufatura, estão agrupados em 6 grupos; conformação, divisão, conformação primária, junção, modificação de propriedades materiais, revestimentos (Figura 2-4). Conformação primária, assenta na criação de uma forma a partir de um material em estado líquido, gasoso, ou sólido amorfo. Divisão consiste na separação local de material. Junção, consiste na montagem de peças diferentes para criar um sistema. O revestimento, assenta na deposição de camadas finas em componentes. A modificação de propriedades materiais, recai sobre a aplicação de tratamentos térmicos a componentes com vista a melhorar algumas propriedades mecânicas.

Segundo a norma DIN 8580, conformação é definida como sendo uma tecnologia de manufatura, que modifica tridimensionalmente, ou altera plasticamente a geometria, preservando a massa e coesão do material. Contudo, corte por ferramentas de estampagem, onde recai este estudo, fica sob o domínio de divisão e não de conformação.

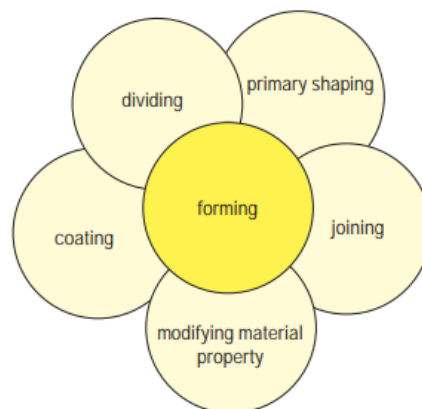


Figura 2-4- Processos de manufatura, segundo a norma DIN 8582 (Schuler GmbH, 1998).

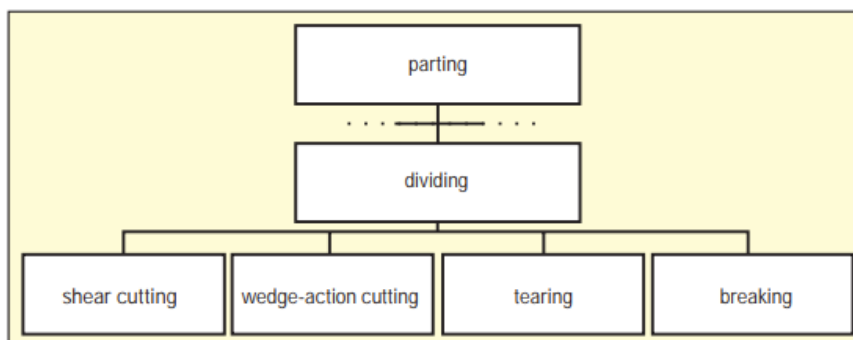


Figura 2-5 - Esquemática dos processos de divisão (Schuler GmbH, 1998).

Dentro da categoria de divisão, na Figura 2-5, o corte por punção (*piercing*), enquadra-se no processo de corte por guilhotina (*Shear Cutting*). Este processo é definido como sendo um método de separação de uma peça de trabalho entre duas arestas de corte, uma da matriz e outra do punção. A separação é conseguida devido ao movimento relativo entre estes dois elementos.

2.2.1 Etapas de corte

O processo de corte fechado, é fundamental na conformação de chapas metálicas, funcionando pela introdução da peça de trabalho, neste caso a chapa, na matriz (que é a ferramenta inferior) e o pisador (que é a ferramenta superior). Este processo pode ser subdividido em 5 etapas distintas.

A primeira etapa consiste no contacto inicial entre o punção e a chapa. Normalmente, a prensa desce a uma velocidade elevada, levando o punção a impactar contra a chapa. Esta velocidade é crucial para iniciar a penetração e a deformação da chapa pelo punção.

A segunda etapa é caracterizada pela deformação elástica e plástica da chapa devido ao impacto do punção contra a mesma. O impacto provoca uma deformação elástica que excede o limite de elasticidade (tensão de cedência), iniciando a deformação plástica. A deformação plástica gera o deslocamento do material, provocando a curvatura da chapa, como ilustrado na Figura 2-6. Nesta etapa, ocorre o maior fluxo de material para as folgas entre o pisador e o punção, bem como entre a matriz e o punção. A carga de deformação utilizada nesta fase corresponde à carga máxima na operação de corte por punção. A elevada carga e o deslocamento de material da chapa resultam num endurecimento significativo devido à deformação.

A extremidade superior, da curvatura, tende a torcer e retrain, dando início à terceira etapa caracterizada pelo corte e microfissuração. No reposicionamento das extremidades da chapa, a resistência ao corte é ultrapassada, começando a formar microfissuras do lado do punção e do lado da matriz. Num curto intervalo de tempo, estas microfissuras desenvolvem-se ao ponto de se encontrarem a meio caminho, provocando a fratura da chapa.

A quarta etapa envolve o avanço do punção à sua posição de deslocamento máximo, que é característica pela libertação de elevadas quantidades de energia, resultantes da fratura da chapa e de energia armazenada. Esta energia é acumulada durante o corte, quer pela chapa quer pelo punção, pelas tensões compressivas e tensões de corte até ao instante do rompimento da chapa. A libertação de energia é de tal intensidade que gera ondas de choque que poderão causar problemas em equipamentos e ferramentas.

Por fim, a quinta etapa, consiste no movimento de recuo do punção. Nesta etapa a ferramenta passa pelas faces da chapa recém cortadas. Neste momento é registado recuperação plástica da chapa, que resulta na aplicação de forças compressivas contra o próprio punção, simulando um esmagamento da ferramenta, dificultando o recuo do punção. Ainda nesta face, ocorre a separação do retraço do punção, através de um sistema de extração.



Figura 2-6- Etapas de Corte, adaptado de (Altan & Tekkaya, 2012).

Um processo de corte, aplicado a aços avançados de alta resistência, como por exemplo, aços de fases complexas, coloca toda a prensa sob esforço, no sentido de, no instante anterior à fratura, existir deflexão máxima em alguns componentes da prensa e, no instante seguinte à fratura, toda essa tensão ser, violentamente, libertada. Esta libertação de energia gera vibrações por toda a prensa e, a sua magnitude pode chegar a atingir 50% da tonelagem utilizada no processo de corte. Como tal, a capacidade de absorção da tonelagem negativa, tornou-se uma característica de elevada importância para as prensas. Observando a Figura 2-7, verifica-se na acumulação de carga desde o contacto do material até ao início da penetração, correspondente à terceira fase, como foi referido anteriormente. A fratura da chapa, ocorre quando as microfissuras que

começam a formar dos dois lados, se encontram a meio, sendo que o choque originado pela libertação de energia ocorre num intervalo inferior a 20 milissegundos.

Este fenómeno está de tal maneira estudado, que os subsistemas das prensas possuem folgas, para compensar as variações dimensionais causadas pelas vibrações. Adicionalmente, existem outras formas de absorver estas vibrações como por exemplo, amortecedores, ou mecanismo *punch staggering*, que consiste numa técnica capaz de reduzir parte do choque por atuação de um grupo de punções em instantes diferentes.

Atualmente, existem vários tipos de geometrias para as pontas de punções, onde o raciocínio se preserve. Um exemplo de tal, é o punção com ponta angular que trará à operação de corte um atraso na libertação de energia e redução do efeito de tonelagem negativa.

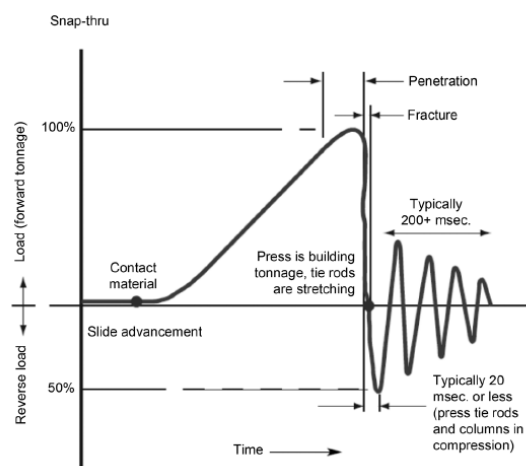


Figura 2-7 - Tonelagem negativa gerada numa operação de corte (Altan & Tekkaya, 2012).

2.2.2 Regiões características do Corte por Punção

Dado as diferentes etapas, anteriormente, descritas é natural que, aquando, se analise microscopicamente uma face de corte, se verifiquem regiões com características diferentes. Cada região é influenciada por diferentes variáveis do processo, sendo que existem algumas regiões que não são de todo desejadas nas peças cortadas e outras que demonstram um corte com qualidade.

Uma face cortada, por punção, é constituída por 4 regiões. A região superior, ou seja, do lado onde o punção impacta na primeira etapa de corte, é denominada de zona de arredondamento (zona a da Figura 2-8). Esta região é reconhecida pela característica de ter uma curvatura em vez de uma aresta viva e, enquadrando com o que foi referido,

anteriormente, esta região desenvolve-se nas etapas 1 e 2, mas só reflete no domínio elástico do material.

Quando o domínio elástico é ultrapassado, esta região termina e dá-se início a uma nova região denominada de zona de corte (zona b da Figura 2-8), característica pelo brilho e suavidade da superfície. Esta região foi criada sob o domínio plástico da etapa 2, quando o corte ocorre. Nesta região, o punção começa a penetrar a chapa, mas ainda não ocorre a microfissuração. Gráficos que relacionem o deslocamento do punção com a força de corte, atingem o valor máximo nesta região. É ainda importante mencionar que esta região é altamente influenciada pelas propriedades mecânicas da chapa, no sentido em que para cortar uma chapa de elevada resistência mecânica, o punção tem de exercer forças elevadas.

Segue-se a região, denominada de zona de fratura ou rutura (zona c da Figura 2-8). Esta é característica de uma superfície bastante rugosa. A rugosidade é criada pela microfissuração que ocorre na terceira etapa. Nesta região, como há o encontro entre duas microfissuras, o punção não necessita de realizar tanto esforço como na zona de corte.

Por fim, a última região é a zona de rebarba (zona d da Figura 2-8), originada pela deformação plástica, que diz respeito à última etapa de corte que expulsa o resto da chapa cortada pelo sistema de extração e com auxílio do movimento descendente da punção.

É de notar, que caso as microfissuras na etapa de corte 3, não se encontrem, forma-se uma segunda região de corte, com as características descritas atrás, e, resultando na diminuição da região de fratura.

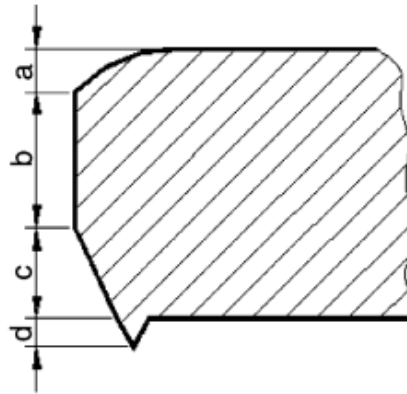


Figura 2-8 - Regiões características de uma face cortada. (a-zona de arredondamento, b-zona de corte, c-zona de fratura, d-zona de rebarba) (Fang et al., 2002).

Existe uma outra característica, que resulta da combinação de duas; o ângulo de corte. Esta, embora não muito referenciada, é mencionada por alguns autores como o ângulo que relaciona o comprimento da zona de fratura com a profundidade da zona de fratura.

Referente a características não desejadas num corte por estampagem, a zona de arredondamento, zona de profundidade (com um ângulo de corte muito elevado) e zona de rebarba (que pode implicar operações de retrabalho), seriam as que denunciariam baixa qualidade de corte.

2.2.3 Energia de uma operação de corte

Utilizando o que já foi referido, pode dividir-se, em três fases, a energia utilizada num ciclo completo de corte (*piercing*). A primeira energia, E_1 , corresponde às zonas de arredondamento e às zonas de corte, até ao instante anterior, à formação de microfissuras. A segunda energia, E_2 , correspondente às regiões que começam com a formação de microfissuras, até à remoção do material cortado pelo sistema de extração da ferramenta, podendo envolver uma segunda zona de corte, caso esta surja. A última energia, E_3 , provém do recuo do punção, que tem de vencer a fricção resultante do contacto esmagamento entre as faces do punção com as faces cortadas da chapa. A Figura 2-9, demonstra e auxilia a localizar o que acabou de ser referido.

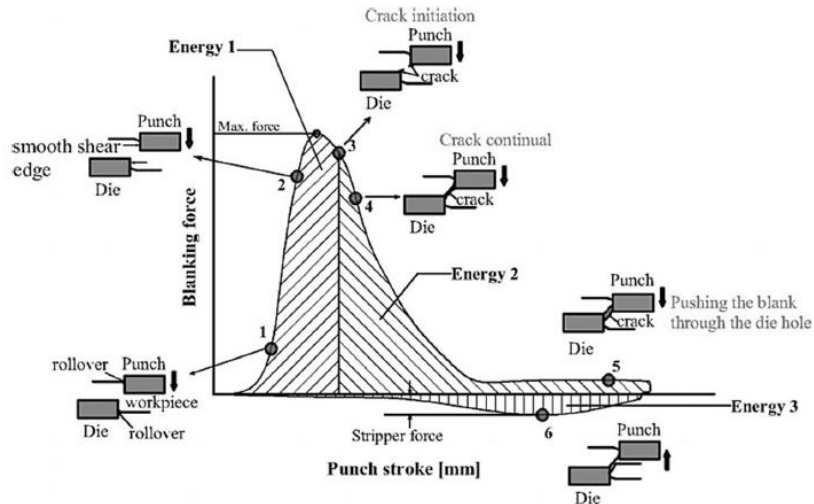


Figura 2-9 - Gráfico de força de corte em função do deslocamento da punção, com demonstração de etapas de corte, regiões de corte na face da chapa, e, energias envolvidas na operação (Chumrum et al., 2015).

O gráfico representado na Figura 2-9, é maioritariamente influenciado pela qualidade do aço da chapa e pela folga aplicada. A combinação de um aço de elevada resistência, com uma pequena folga aumentará a energia total requerida. (Chumrum et al., 2015), verificou que na situação anterior (com utilização de AHSS), E_2 e E_3 são as que aumentam. E_1 diminui devido à iniciação prematura de fissuras. E_2 aumenta pela formação de uma segunda zona de corte, e, E_3 aumenta pela energia requerida para vencer a fricção e forças de esmagamento a que a punção está sujeita.

2.2.4 Variáveis que influenciam o corte

A folga entre o punção e a matriz é, com toda a certeza, uma das características que mais influencia uma operação de corte. Influencia a qualidade do corte do produto e o desgaste da ferramenta de corte. A determinação de um valor ótimo para a folga entre o punção e a matriz, evita a adição de operações na linha de produção, para retirar as rebarbas ou melhorar a qualidade geométrica das faces de corte. Na mesma medida, conservaria a ferramenta, aumentando a vida útil da mesma e a outros componentes em serviço (Hambli, 2002).

O cálculo da folga tanto pode ser realizado pela equação (2.1) ou pode ser expressa por um valor percentual relativo à espessura da chapa.

$$c = 100 \times \frac{D_m - D_p}{2 \times t} (\%) \quad (2.1)$$

Sendo que, D_m , é o diâmetro do furo na matriz, D_p , é o diâmetro do punção, e, t , a espessura da chapa metálica.

Autores como (Hambli, 2002) demonstraram, através de aplicação de ferramenta *Design of Experiments* (DOE), que uma folga de 10% é suficiente para reduzir a força de corte ao valor mínimo, mas torna a ferramenta muito mais suscetível ao desgaste. Por outro lado, para minimizar o ângulo de corte e a profundidade de corte, é preferível uma folga de 5%. Numa outra perspectiva, (Fang et al., 2002), demonstrou que uma variação de folga de 0% a 20%, em relação à espessura da chapa, aumentaria a força de operação por 5,58% e, com uma folga menor, mas não nula, melhoraria a precisão de corte na peça de trabalho e geraria uma região de rebarba, fratura e de arredondamento muito menores. Seguindo a mesma lógica, (Chumrum et al., 2015), comprovou, através de ensaios experimentais, que após se atingir o valor máximo de força de corte, correspondente ao instante de penetração do punção sem microfissuração na chapa, há um decréscimo de magnitude de força, devido à microfissuração, bastante elevado para folgas entre 10% e 15%, enquanto para folgas de 2% e 5%, existiram dois decréscimos, devido à formação de duas zonas de corte. (Chumrum et al., 2015) verificou ainda que a zona de corte diminuiu com o aumento da folga da ferramenta. (Soares et al., 2013), demonstrou que para uma folga, correspondente a 15% da espessura da chapa é considerável e, conseqüentemente, resultaria na criação de uma segunda zona de corte, resultando num maior consumo de mais energia na operação para que a chapa fracture. Uma folga de 15%, gera um corte de baixa qualidade. Contudo, a análise da folga depende, consideravelmente, do material da chapa metálica, e exemplo disto se verifica nos aços avançados de alta resistência (AHSS), cujo corte é realizado com uma folga entre 10% a 14% da espessura da chapa, enquanto para aços macios, é aplicada uma folga de 6% (Altan & Tekkaya, 2012). Pode se concluir que, de maneira geral, um aumento da folga, não substancial para o tipo de material da peça de trabalho, resulta no aumento da zona de corte, zona de arredondamento, zona de rebarba, aumenta a profundidade da zona de corte, mas diminui a zona de fratura. Por outro lado, uma folga menor implica maior desgaste e aplicação de cargas superiores para realizar o corte. Uma folga excessiva pode levar a uma deformação plástica elevada, aumentando a zona de arredondamento e a profundidade da zona de fratura.

A espessura da chapa metálica é relevante, pois determina a energia necessária para efetuar o corte. À medida que rácio entre folga e espessura, c/t , aumenta, a energia requerida para o corte diminui. Observa-se ainda que este fator influencia diretamente

a folga, uma vez que as folgas são expressas em valores percentuais em função da espessura da chapa.

O desgaste da ferramenta é outro fator crucial no processo de corte. Este desgaste depende de vários fatores, como material da ferramenta, material da chapa metálica, folga, velocidade do punção, lubrificação e espessura do material. Normalmente, o desgaste provoca o arredondamento da aresta de corte do punção, o que, em ambiente industrial, pode exigir operações de manutenção para afinar o punção. Em muitos casos, são aplicados revestimentos às ferramentas de corte, seja por ser inconveniente utilizar um sistema de lubrificação, seja por incompatibilidade. Quando se utiliza revestimentos nas ferramentas de corte o desgaste é mais visível pela perda do revestimento do que pelo arredondamento da aresta de corte. No corte de chapas, o desgaste é evidenciado pelo aumento considerável da zona de rebarba, que se prolonga em comprimento. Isto deve-se ao facto do arredondamento da aresta de corte da ferramenta prolongar a deformação plástica na chapa (Altan & Tekkaya, 2012).

De acordo com (Chumrum et al., 2015), que realizou ensaios experimentais, verificou-se que quanto maior for a folga entre matriz e o punção, menor será o desgaste na face da ferramenta. No entanto, o desgaste, também é diretamente influenciado pela resistência do material, uma vez que, para um material de elevada resistência, será necessária mais energia de corte por parte do punção, resultando numa maior libertação de energia. (Chumrum et al., 2015), demonstrou ainda, que à medida que os ciclos de produção avançam, o aumento de efeito de desgaste leva a que seja necessária mais energia e força para executar a operação. O mesmo efeito foi observado no movimento de recuo, pois, com folgas reduzidas, o desgaste mais acentuado requer um maior esforço para que o punção retorne à sua posição inicial. Por outro lado, a aplicação de folgas mais reduzidas numa operação de corte resulta em pressões de contacto muito mais elevadas, e a zona de corte (correspondente à face de corte na chapa metálica) torna-se maior, produzindo um corte de qualidade superior.

A geometria da face de corte do punção é um fator de elevada relevância no processo de corte, pois influencia diretamente a força necessária para romper a matéria-prima, a energia despendida e a qualidade final do corte. Vários testes foram realizados para analisar o desempenho de punções com geometrias, na face de corte, distintas. Atualmente, a tendência é incorporar na face de corte dos punções, chanfros na face de corte dos punções, seja de forma parcial ou total. No primeiro caso, a aplicação de um chanfro em toda a face de corte do punção, como é estudado por (Pu, Zhou, et al., 2018)

resulta em geometrias como o punção cônico e *Rooftop*, onde a face de corte é constituída por dois chanfros que se encontram no centro do punção.

Através dos ensaios realizados, (Pu, Zhou, et al., 2018) verificou numa redução a rondar 80% na força de corte ao substituir o punção *flat* (liso) por um punção *Rooftop*, no corte de um aço DP1180 com 1,20 mm de espessura. No caso do punção cônico, não foram observadas diferenças significativas. O punção *Rooftop* também apresentou um efeito amortecedor logo após o corte da chapa, uma vez que a libertação de energia durante a pós corte ocorreu de forma muito menos agressiva. Outra conclusão do estudo é que, à medida que a espessura de chapa aumentava, o comportamento do punção cônico aproximava-se mais ao do punção *Rooftop*, ou seja, perdendo a sua capacidade característica de reduzir a força de corte.

No estudo de (Mackensen et al., 2010), o autor analisou os resultados de uma operação de corte em aços AHSS utilizando punções com diferentes ângulos de chanfro (0°, 2,5° e 5°). Os resultados demonstraram uma redução de 50% nas componentes de força longitudinal e transversal com o aumento do ângulo do chanfro no punção.

O autor (Cavusoglu et al., 2022), através de ensaios experimentais que combinaram diferentes ângulos no punção e espessuras de chapa, também analisou o efeito da velocidade e os seus efeitos no corte. Os resultados mostraram que a variação de velocidade não influenciava significativamente a magnitude das forças de corte, mas tinha impacto no nível de ruído da operação e na duração do processo.

No estudo de (Pu, Zhou, et al., 2018), foi analisada a influência da espessura da chapa e da folga, em combinação com a geometria do punção, na força de corte da ferramenta. Foram utilizados punções lisos (*flat*), cónicos, *Rooftop* para cortar aços avançados DP de diferentes espessuras. No corte de chapas com folgas de 6%, 12% e 20%, não se observou uma variação significativa na força de corte, exceto com o aumento da folga, que resultou num decréscimo da força necessária para o corte. Este comportamento foi consistente para várias espessuras de chapa, mostrando uma tendência de redução da força de corte à medida que a folga aumentava.

No estudo de (Mackensen et al., 2010) foram analisadas folgas de 5%, 10% e 15% em quatro tipos de aço, incluindo um macio e três tipos de AHSS. No caso do aço DP com um punção liso (*flat*), observou-se uma redução significativa na força de corte ao passar de uma folga de 5% para 10%, seguida de um ligeiro aumento para 15%. Para um

ângulo de 2.5° na chapa, a força de corte, no aço DP, aumentava para as folgas de 10% e 15%, e de 5% para 10%, mas, em comparação com o caso anterior, registou-se uma diminuição. Por fim, com o ângulo de 5°, a força de corte não sofreu variação significativa com a alteração da folga.

2.3 Mecanismos de Falha de Ferramenta

Na indústria da estampagem, diversos mecanismos de falha podem afetar as ferramentas e o processo de produção. Esses mecanismos são:

- Desgaste
- Deformação plástica
- Lascagem
- Fratura
- Escoriação

Deformação plástica, lascagem e fratura são os mecanismos de maior espontaneidade, de difícil previsão e que produzem maiores custos de manutenção. É recomendado tomar ação de maneira a evitar ao máximo estes três tipos de mecanismos de falha. Por outro lado, desgaste e escoriação, podem ser previstos e evitados criando para a ferramenta um plano de manutenção para evitar ações corretivas.

2.3.1 Desgaste

Desgaste é um fenómeno de perda progressiva de material que resulta do contacto e movimento relativo entre componentes durante a operação. Este é verificado pela perda de volume da ferramenta ou perda de revestimento que se resume à libertação de partículas. O desgaste revisto durante a operação da ferramenta tanto pode ser abrasivo como pode ser adesivo.

O desgaste abrasivo (Figura 2-12) ocorre pela ação cortante de partículas sólidas nas superfícies dos corpos.

Este fenómeno pode ser combatido pelo aumento da dureza superficial, uma vez que quanto mais se aproxima à dureza das próprias partículas mais difícil será destas cortarem a superfície, acabando por se denotar o efeito contrário e as partículas acabam por sofrer desgaste quando embatem nas superfícies. O alto volume de carbonetos também é visto como sendo um método de mitigação de desgaste abrasivo na ferramenta (Kumar Shailendra, 2011).

Em casos de lubrificação que podem transportar as próprias partículas deve haver filtragem dos lubrificantes.

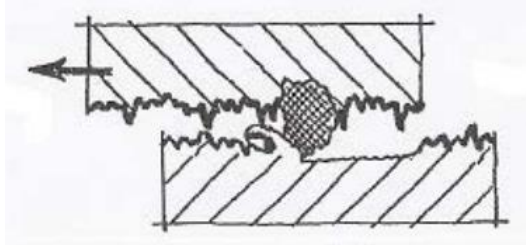


Figura 2-10 – Ilustração de desgaste abrasivo entre duas superfícies (Henrique P. Carinhas, 2010).

O desgaste adesivo é um fenómeno inerente ao contacto dinâmico entre materiais como está exemplificado na Figura 2-10. Este ocorre em 3 fases; i) adesão, ii) transferência de material, iii) arranque de partícula.

O primeiro estágio, adesão, ocorre por ação das forças de coesão existentes entre as duas superfícies em contacto. Estas forças estabelecem uma atração atômica originando uma microsoldadura. Quanto maior for a contaminação das superfícies ou se existir uma película de oxidação nas superfícies, mais difícil se estabelecerá a ligação atômica.

O segundo estágio, transferência de material ou arranque de material, ocorre com o movimento relativo de superfícies, resultando na fratura na raiz de uma das asperezas, onde se verifica a menor resistência ao corte. Posteriormente, ao corte a asperidade preserva-se soldada à outra superfícies, terminando a transferência de material.

O último estágio é o arranque de partícula, e é onde ocorre o desgaste. O movimento relativo que originou a separação da asperidade de uma das superfícies, no estágio anterior, agora é responsável pela separação da outra superfície.

O desgaste adesivo (Figura 2-11) pode ser minimizado através de utilização de materiais heterogéneos, uma vez que possuem menor tendência à adesão, tratamentos térmicos ou químicos que aumentem a dureza e/ou ductilidade resultando em partículas de desgaste com menores dimensões, e a adição de um lubrificante.



Figura 2-11 – Ilustração de como o desgaste adesivo se desenvolve entre duas superfícies (Henrique P. Carinhas, 2010).

É ainda importante referir que o desgaste abrasivo (exemplificado na Figura 2-12) é dominante quando a chapa metálica é dura e/ou contém óxidos ou carbonetos. Por outro lado, o desgaste adesivo, em circunstâncias de corte é só verificado quando se está perante materiais macios, como alumínio, cobre, aço inoxidável e aços com baixo teor de carbono.



Figura 2-12 – Exemplo de desgaste num punção (Uddeholm, 2018).

2.3.2 Deformação Plástica

A deformação plástica (Figura 2-13) ocorre quando a carga de operação excede a tensão de cedência à compressão da ferramenta e/ou dureza do material. Este fenómeno pode ser minimizado através do aumento da dureza ou pela escolha de um material que possua uma tensão de cedência superior (Altan & Tekkaya, 2012).



Figura 2-13 – Exemplo de deformação plástica num punção (Uddeholm, 2018).

2.3.3 Lascagem

Lascagem (Figura 2-14) é o resultado de acumulação de um evento de falha denominado de picagem. A picagem, por sua vez, é um fenómeno que ocorre devido à

fadiga de contacto. A fadiga de contacto surge da aplicação de cargas elevadas em áreas reduzidas. Nestas circunstâncias, facilmente, se inicia o processo de microfissuração (do interior da peça para a superfície) e propagação de fenda. A propagação, ocorre possível devido à aplicação cíclica de tensões na peça, ocorre em direção à superfície. Quando atinge a superfície, desprende-se da ferramenta um fragmento do componente.

A existência de partículas livres no sistema, ajudam na separação do fragmento do corpo da ferramenta, uma vez que podem entrar e começar a acumular nas fissuras. O lubrificante neste caso, iria provocar um efeito semelhante ao das partículas, sendo que ao contrário de partículas, não gemina fendas à superfície (Henrique P. Carinhas, 2010).

Para tentar reduzir este fenómeno, é sugerido selecionar um material de maior resistência e com ductilidade superior (Altan & Tekkaya, 2012).



Figura 2-14 – Exemplo de lascagem num punção (Uddeholm, 2018).

2.3.4 Fratura

A fratura do punção (Figura 2-15) resulta de tensões elevadas durante a operação da ferramenta. Este fenómeno é destrutivo, imprevisível e ocorre pela propagação de uma ou mais fissuras originadas por concentrações de tensões. As tensões verificadas ultrapassam a tenacidade à fratura.

Este fenómeno pode ser minimizado através da seleção de um material com tenacidade à fratura superior, e com dureza inferior. Também se aconselha ao arredondamento de cantos, bons acabamentos superficiais, limpeza, evitar ranhuras ou inclusões ou marcas de maquinação, uma vez que influenciam largamente a concentração de tensões.

As propriedades aconselhadas para que o punção não frature da maneira referida, é baixa dureza e tenacidade microestrutural superior. Contudo a redução da dureza, para evitar a fratura, iria conduzir a outros mecanismos de falha, daí não ser recomendado (Kumar Shailendra, 2011).



Figura 2-15 – Exemplo de fratura num punção (Uddeholm, 2018).

2.3.5 Escoriação

Escoriação (Figura 2-16) é o resultado de forças de fricção elevadas devido a contactos de escorregamento e natureza adesiva do material de trabalho. O mecanismo de escoriação é uma reprodução do desgaste adesivo em materiais macios. Um coeficiente de fricção reduzido é recomendado para reduzir o efeito de escoriação.



Figura 2-16 – Exemplo de escoriação num punção (Uddeholm, 2018).

2.4 Aços Ferramenta

A seleção de ferramentas para os processos de conformação é crucial, pois influencia diretamente o custo de manufatura e a qualidade do produto. O preço de manufatura, também envolve os custos de produção de matrizes e de ferramentas para produzir os componentes em questão, tal como está ilustrado na Figura 2-17. Através da seleção correta de ferramentas para processos de corte, pode-se reduzir em custos de ferramentas e em manutenção das mesmas e reduzir o tempo em que os equipamentos estão parados. O objetivo na indústria é de otimizar o processo de produção e aumentar a competitividade da empresa no ambiente em que se enquadra.

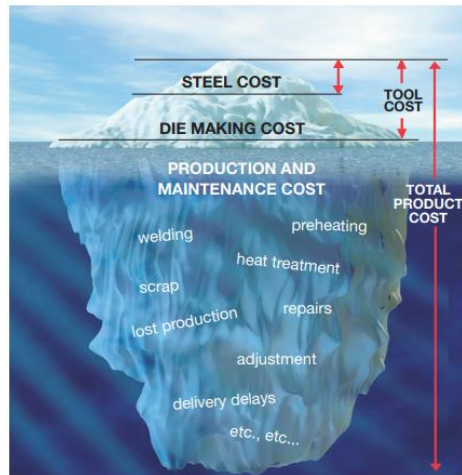


Figura 2-17 - Economia de Ferramentas (Uddeholm, 2018).

2.4.1 Princípios de Seleção

Durante a fase de projeto, a seleção de ferramenta correta, requer conhecimento dos fatores que influenciam o comportamento da mesma, para se optar pela que melhor que se adapta à situação em mão. A Figura 2-18 possui vários fatores que influenciam a vida útil da ferramenta, sendo que dos demais observados, nem todos são tidos em conta numa fase de projeto.

A seleção do punção vai para além do tipo de aplicação. É fundamental compreender o tipo de mecanismo de falha que predominará na operação. O objetivo é selecionar uma ferramenta que todos os mecanismos de falha sejam excluídos, à exceção do desgaste. O desgaste é um mecanismo de falha aceitável devido à capacidade de análise e previsão do mesmo, e manipulação da ferramenta face ao mesmo. Esta manipulação pode ocorrer por adição de lubrificantes, afiamento de arestas arredondadas por desgaste ou substituição de ferramenta, entre outros (Uddeholm, 2018).

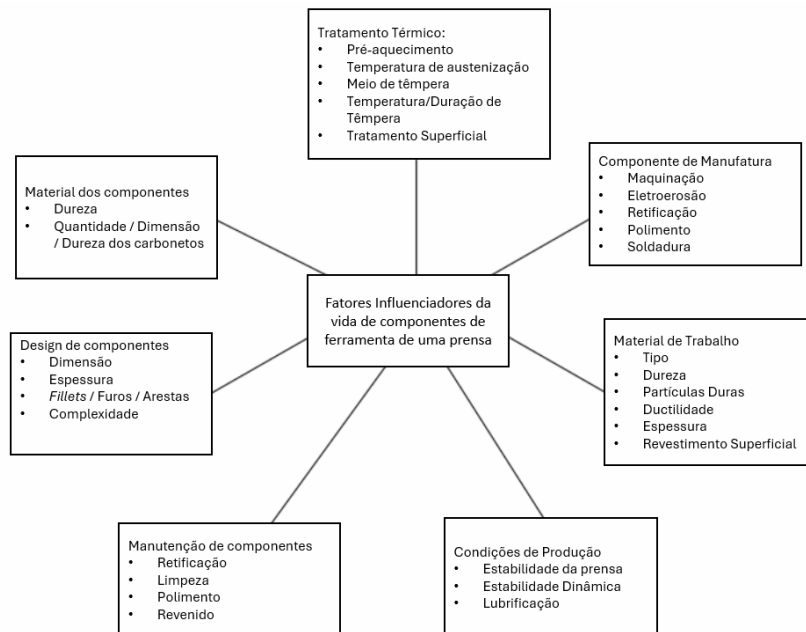


Figura 2-18- Fatores influenciadores na seleção de ferramentas, adaptado de (Kumar Shailendra, 2011).

Deve-se ainda ter em conta o tipo de matéria-prima da peça de trabalho, a espessura do material, e a dureza do mesmo, como já foi referido no subcapítulo 2.2.4. A complexidade geométrica das partes a serem produzidas também é um fator a ter em conta.

No primeiro passo pretende-se estabelecer qual será o desgaste predominante na operação (se abrasivo, adesivo ou ambos). Para esse efeito, considera-se os seguintes fatores: o tipo de material de chapa, a dureza do material de chapa e presença de partículas duras no material de chapa.

O segundo passo é a análise do risco de ocorrer lascagem. Caso o risco seja elevado, deve-se aumentar a ductilidade ou a dureza da ferramenta.

A análise de risco de fratura indica se o material é tenaz o suficiente e/ou se a dureza a utilizar tem de ser moderada. Para tal é tido em conta fatores como tipo de operação, geometria da parte a ser produzida, geometria da matriz e respetiva dimensão e espessura e dureza da chapa metálica.

Por último, define-se o objetivo de golpes (ciclo de vida) do punção. Ciclos de produção muito longos, podem requerer a utilização de aços de ferramenta de gama elevada. Contudo, para ciclos de produção mais curtos, pode-se utilizar aços liga como ferramentas.

2.4.2 Tipos utilizados pela Indústria

Atualmente, existe uma larga gama de materiais na indústria de conformação para ser aplicada em ferramentas. Os mais comumente utilizados são os expostos nas Figura 2-19 e Figura 2-20. A primeira figura, remete para um dos fornecedores mais recomendados e conhecidos na indústria; enquanto a segunda, pertence a um dos fornecedores da situação em mão. A designação dada pelos fornecedores aos aços ferramentas são únicas, sendo que existem algumas semelhanças e equivalências de produto para produto.

Uddeholm grade	Hardness/ Resistance to plastic deformation	Machinability	Grindability	Dimension stability	Resistance to		Fatigue cracking resistance	
					Abrasive wear	Adhesive wear	Ductility/ resistance to chipping	Toughness/ gross cracking
Arne (O1)	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████
Calmax	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████
Caldie (ESR)	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████
Rigor (A2)	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████
Sleipner	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████
Sverker 21 (D2)	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████
Sverker 3 (D6)	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████
Vanadis 4 Extra*	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████
Vanadis 8*	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████
Vanadis 23* (M3:2)	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████
Vancron*	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████	██████████

Figura 2-19 - Materiais de Uddeholm (Uddeholm, 2018).

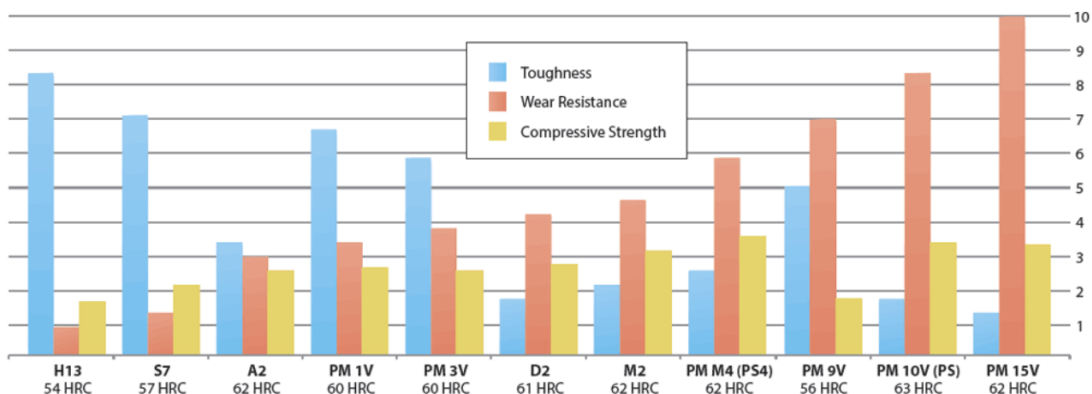


Figura 2-20 - Materiais da Dayton (Dayton, 2023b).

O aço **Calmax** possui elevada resistência à compressão, dureza superficial elevada e, posteriormente, ao endurecimento, boa tenacidade, boa resistência ao desgaste (adesivo) e boa capacidade de soldadura. Adequado para aplicações de ciclos produtivos curtos e médios, de trabalho a frio onde o desgaste adesivo predomina e onde o risco de lascagem e fratura é elevado. Ademais, o aço *calmax* possui a capacidade de absorver vibrações produzidas pelo efeito de tonelagem negativa que ocorre quando se dá a fratura do metal da chapa.

Aço Sverker 21 (AISI D2) é um aço ferramenta reconhecido pela resistência à compressão, pela elevada dureza superficial depois de ser endurecido, elevada resistência ao desgaste do tipo abrasivo. Este tipo de aço é aplicável a situações intermédias, como por exemplo, corte de chapas finas de materiais duros.

Aço Caldie, possui elevada resistência à compressão, boa resistência à lascagem, boa dureza e resistência ao desgaste adesivo e abrasivo. Este aço ferramenta é aplicável em situações de carga elevada de trabalho, sendo recomendada para ciclos de produção médio que requerem elevada resistência à compressão e elevada resistência à lascagem, à temperatura ambiente. É adequado para aços avançados de elevada resistência, como AHSS, e para geometrias complexas.

Vanadis 4 é um aço ferramenta obtido através de metalurgia de pós (*powder metallurgy-PM*) atribuindo à ferramenta uma elevada resistência à compressão, elevada dureza superficial depois de ser endurecido (propriedades satisfatórias, que permitem um endurecimento de boa qualidade), elevada resistência à lascagem e elevada resistência ao desgaste (adesivo). Estas características proporcionam a ferramenta a capacidade de ser utilizada em serviços de produção bastante longos onde a lascagem e fratura da própria ferramenta demonstram ser um risco bastante elevados. Este aço é ainda adequado para lhe ser aplicado revestimentos por deposição química a vapor (CVD).

Um segundo produtor de ferramentas, para o tipo de operação aqui em discussão, e que possui uma grande variedade em aços ferramenta obtidos por sinterização de pós é a Dayton, ao qual se irá referir bastante no próximo capítulo.

M2 é um aço com tungsténio e cobalténio, utilizado em operações de elevada velocidade. Possui uma ductilidade razoável e uma boa resistência ao desgaste.

O **PM M4** é um aço utilizado com excelente resistência ao desgaste, elevada resistência ao impacto e elevada resistência à flexão transversal. Esta última é uma característica importante para situações em que possa existir descentramento no punção.

PM10V (PS) é outro aço utilizado em casos de carga elevada, dado a percentagem de vanádio, partículas de carbono e a tripla tempera oferecendo-lhe a elevada resistência ao impacto e ao desgaste e um excelente substituto de carbonetos no trabalho a frio.

2.4.3 Tratamentos Térmicos

As ferramentas são sujeitas a tratamentos térmicos para que as suas propriedades mecânicas como dureza, resistência ao desgaste e à compressão sejam melhoradas. Por outro lado, com a aplicação de tratamentos térmicos surgem novos problemas como distorções a nível atômico, alterações dimensionais, carbonização e descarbonização, e precipitação na fronteira do grão.

As distorções podem ser associadas a tensões resultantes de maquinação, tensões térmicas associadas a aquecimentos repentinos e a taxas desiguais pelo seu corpo. É importante referir que o aquecimento tem de ser feito, lentamente, até à respetiva temperatura de endurecimento, de maneira que toda a ferramenta atinja uma esteja sujeita a uma temperatura igual em todo o seu volume.

A carbonização é um resultado da captação de carbono pela superfície do corpo da ferramenta. Esta captação resulta na formação de uma camada dura e frágil na superfície da ferramenta que aumenta a o risco de lascagem e fratura.

Têmpera, é um tratamento térmico responsável pela modificação do material, através de aquecimento e arrefecimento. Neste tipo de tratamento térmico, as variáveis a ter em conta são, temperatura, tempo, velocidade de arrefecimento e atmosfera, para evitar oxidação ou perda de algum elemento químico. Mais à frente ir-se-á falar do processo de têmpera com maior detalhe. Contudo, este processo, ocorre em três etapas, aquecimento até à temperatura de austenização, manutenção da temperatura para a uniformizar ao longo do corpo da peça e, arrefecimento rápido. Este processo resulta no aumento de dureza e fragilidade, causando um aumento de tensões residuais e fissuração.

Por norma, a seguir a uma têmpera, o componente é sujeito a revenido para reduzir as tensões residuais. Este tratamento térmico tem a vantagem de aumentar a ductilidade e a tenacidade, embora reduza a dureza.

Por fim, a nitruração, é um tratamento termoquímico superficial de uma peça. Este tratamento incorre um aumento de dureza, resistência ao desgaste e resistência à corrosão. A introdução de nitrogénio na superfície do componente, resulta na precipitação de nitretos, que são compostos bastante duros.

Atualmente, para aços produzidos a partir de pós metalúrgicos, é costume utilizar-se fornos a vácuo para realizar a têmpera. O arrefecimento é realizado pela injeção de gases, como nitrogénio, a temperaturas controladas para reduzir temperaturas dos componentes. A exposição prolongada dos aços a este gás pode provocar a absorção de nitrogénio à superfície.

2.4.4 Revestimentos

Atualmente, são utilizados dois métodos de deposição de revestimento nas ferramentas, sendo elas as seguintes: deposição física de vapor (*PVD*) e deposição química de vapor (*CVD*).

A primeira técnica, *PVD*, é utilizada para aplicar um revestimento, normalmente resistente ao desgaste na superfície do componente. Este método tem a vantagem de ser realizado a temperaturas mais baixas que a tecnologia de *CVD*. Contudo, as camadas depositadas são de menor espessura.

A segunda técnica, *CVD*, é utilizada para aplicar um revestimento resistente ao desgaste. Para finalizar a deposição do revestimento, o componente é sujeito a uma têmpera. Com este procedimento existe a desvantagem da ferramenta ficar inapta para certas aplicações devido a variações dimensionais, que ocorram durante o tratamento térmico.

Para a situação descrita, todos os tipos de revestimento são produzidos recorrendo ao método de *PVD*. Na Tabela 2-2, são apresentados alguns revestimentos com respetivas características utilizados em punções:

Tabela 2-2 - Características dos revestimentos indicados para utilizar na operação em causa (MiSUMI Group Company, 2022).

Material do Revestimento	Microdureza (HV 0.05)	Coefficiente de Fricção	Temperatura Máxima de Serviço (C°)	Estrutura de Revestimento	Espessura do Revestimento (μm)
TiN	2300	0.4	600	Mono - camada	3 ± 1
TiCN	3000	0.30	400	Multicamada	3 ± 1
TiAlN	3300	0.30-0.35	900	Nano-estrutura	3 ± 1
AlCrN	3200	0.35	1100	Mono-camada	4 ± 2

Nitreto de titânio (TiN), segundo a Tabela 2-2, é um revestimento com excelente resistência ao desgaste e capacidade auto-lubrificante. É um revestimento com aplicação geral e de boa qualidade.

Carbonitreto de titânio (TiCN), segundo a Tabela 2-2, é um revestimento bastante fino, mas de elevada dureza. Providencia uma melhor lubrificação e resistência ao desgaste que o revestimento anterior.

Nitreto de titânio e alumínio (TiAlN), segundo a Tabela 2-2, este revestimento é ideal para situações em que o movimento relativo e contacto entre corpos produza calor. Adicionalmente, possui uma elevada resistência que o torna propício para o uso com metais de dupla fase, TRIP ou HSLA.

Nitreto de alumínio e crómio (AlCrN), segundo a Tabela 2-2, oferece maior resistência ao desgaste abrasivo e excelente lubrificação, oferecendo uma elevada resistência a temperaturas altas e a choques térmicos. Entre os referidos, este é indicado como sendo o de melhor qualidade para aplicações onde predominam resistência ao desgaste.

2.5 Estudos Relevantes

Ao analisar trabalhos que se alinham com o âmbito desta dissertação, destacam-se os estudos de (Zeidi et al., 2021), (Suraj Desai et al., 2017), (Chaus et al., 1997) e (Sergejev et al., 2011). Estas obras adotam uma abordagem prática para a análise do problema, que se assemelha ao problema em questão: fratura de punções. No entanto, as conclusões obtidas nessas pesquisas podem não ser diretamente aplicáveis ao presente estudo.

Focando inicialmente na obra de (Suraj Desai et al., 2017), que analisa experimentalmente a fratura de um punção de aço rápido M35. A investigação foi conduzida por meio de análises experimentais, como fractografias, aplicação de *scanning electron microscope* (SEM), análise química, análise da dureza, microestrutura e austenite retida, com o objetivo de determinar a condição da ferramenta que fraturou. O autor constatou que se tratava de uma falha moderadamente dúctil, e que se propagou por meio de fadiga. Na zona de rutura eram visíveis estriações e várias fendas devido à deformação plástica excessiva, levando a concluir que se tratou de uma falha rápida. Foi ainda verificado que a fissuração iniciou na superfície e se desenvolveu para o interior do componente. A direção de fissuração provocou a separação de vários pedaços do corpo principal, que segundo (Randelius, 2008), tal poderia ser evitado

através do aumento de ductilidade da ferramenta. Ainda no artigo de (Suraj Desai et al., 2017), foram observadas várias marcas de desgaste superficial na ferramenta, sendo o ponto de origem das fissuras e, simultaneamente, agindo como zonas de concentração de tensões. O estudo ficou concluído que a falha do punção era proveniente de um desalinhamento entre ferramentas, que provoca contacto entre ferramentas, levando a desgaste na superfície do punção e causando assim um aumento excessivo de tensões na superfície.

Seguindo a mesma metodologia (Zeidi et al., 2021), analisou, experimentalmente, os mecanismos de fadiga e desgaste de um punção de aço AISI D2. Através da análise microestrutural do punção, verificou-se uma distribuição não homogênea dos carbonetos de maior dimensão no punção. Adicionando a esta observação, o facto de que, segundo (Suraj Desai et al., 2017), as fissuras desenvolvem-se à volta de carbonetos e inclusões duras não-metálicas na matriz de aço, devido a concentrações de tensões. Uma distribuição não homogênea pode simplificar e comprometer a capacidade da ferramenta numa situação de fadiga. Através da comparação entre um punção novo e um usado, (Zeidi et al., 2021), detetou junto à zona de corte, dimensões diferentes, concluindo assim, que o punção é plasticamente deformado. Foi ainda observado um aumento de microdureza do punção utilizado para o punção novo, sendo que o autor aponta a deformação plástica excessiva como a razão para esta variação de microdureza.

Nos dois artigos acima foi referido o aparecimento de grãos de tamanho considerável de carbonetos que segundo, (Chaus et al., 1997), o tamanho e quantidade define o grau de plasticidade da ferramenta. Os carbonetos têm ainda a capacidade de influenciar a resistência ao impacto, elevando a importância do tratamento térmico a que as ferramentas são sujeitas.

(Sergejev et al., 2011), desenvolveu sobre a influência que os carbonetos possuem e como as propriedades mecânicas dissimilares entre os carbonetos e a matriz, em que se encontram, afetam a microfissuração na ferramenta. Diferenças de Diferentes coeficientes de expansão térmica e módulos de *Young* entre matriz e os carbonetos, posteriormente, a um tratamento térmico, provoca tensões residuais resultantes na fronteira entre os carbonetos e a matriz que são ampliadas por tensões cíclicas da operação. Contudo, embora os carbonetos possuam um papel preponderante na fadiga e falha, não têm qualquer efeito no que toca a mecanismos de desgaste.

3 Caso de Estudo

3.1 Descrição da Peça

A peça de trabalho consiste num braço de controlo inferior de uma suspensão pertencente a um automóvel de gama média-alta que se encontra à venda. Esta peça é responsável pela conexão e fixação das rodas ao chassi, da direção à roda e pelo suporte de todos os outros componentes que se encontram ligados à roda (ilustrado na Figura 3-1), nomeadamente, quando esta se move verticalmente (Abolorunke, 2016).

A manufatura deste componente possui vários requisitos, tais como: i) elevado nível de qualidade ao longo da sua produção (para que não surjam indentações, ou fissuras no componente e comprometam a resistência à fadiga); ii) bom comportamento face ao embate e boa capacidade de absorção e transmissão de choques; e, iii) cumprimento de todas as especificações estabelecidas no projeto pelo cliente. Combinando este último ponto com o papel que a peça tem na estabilidade e segurança do veículo, é de afirmar o escrutínio a que a empresa é sujeita pelo cliente e fornecedores de matéria-prima.

Este componente é produzido a partir de aço de fases complexas (CP) (obtido por laminagem a quente). Na Tabela 3-1, está apontada a composição química normalizada do aço CP. Com uma percentagem bastante elevada de sílica e manganês. Na Tabela 3-2, as propriedades mecânicas normais para o aço CP indicam um incremento entre limite inferior e superior para tensão de cedência e rotura bastante elevados.

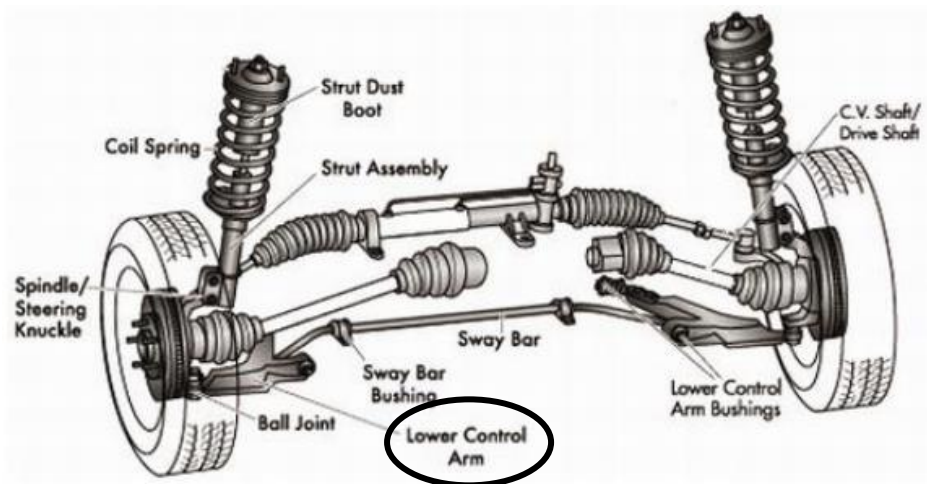


Figura 3-1 - Identificação da localização do braço de controle da suspensão (Abolorunke, 2016).

Tabela 3-1 - Composição Química do aço HR660Y760T-CP (Voestalpine Steel Division, 2022).

Aço	C	Si	Mn	P	S	Al	Ti+Nb	Cr+Mo	B	Cu
	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
HR660Y760T-CP	≤ 0,18	≤ 1,00	≤ 2,20	≤ 0,050	≤ 0,010	0,015-1,2	≤ 0,250	≤ 1,00	≤ 0,005	≤ 0,20

Tabela 3-2- Propriedades mecânicas do aço HR660Y760T-CP (Voestalpine Steel Division, 2022).

Aço	Tensão de Cedência	Tensão de Ruptura	Elongação			BH_2 [MPa]
	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A %	Tipo 1	Tipo 2	
HR660Y760T-CP	660-820	760-960	≥ 13	Tipo 1	Tipo 2	Tipo 3
				$A_{50\text{ mm}}$ %	$A_{80\text{ mm}}$ %	$A_{50\text{ mm}}$ %
				≥ 11	≥ 10	≥ 11

3.2 Operação de Corte

A peça é conformada a partir de uma bobine de chapa metálica, com 3,54 mm de espessura, sendo que a bobine é proveniente de dois fornecedores distintos e, por vezes, ocorre alguma variação na qualidade da chapa.

A prensa utilizada na conformação é uma prensa mecânica (Figura 3-2) com capacidade máxima de força de 3300 kN. Na prensa conseguem ser colocadas 3 mesas de

trabalho/ferramentas. Consoante o tamanho e a operação as mesas podem acomodar mais do que uma operação.

A transferência de peças entre cada estágio ocorre por auxílio de um sistema automático, denominado de sistema *transfer*, que torna o processo ainda mais económico, eficiente, flexível e seguro.



Figura 3-2 - Prensa Mecânica com capacidade de 3300kN.

Cada mesa de trabalho é constituída pelos componentes apresentados abaixo na Figura 3-3.

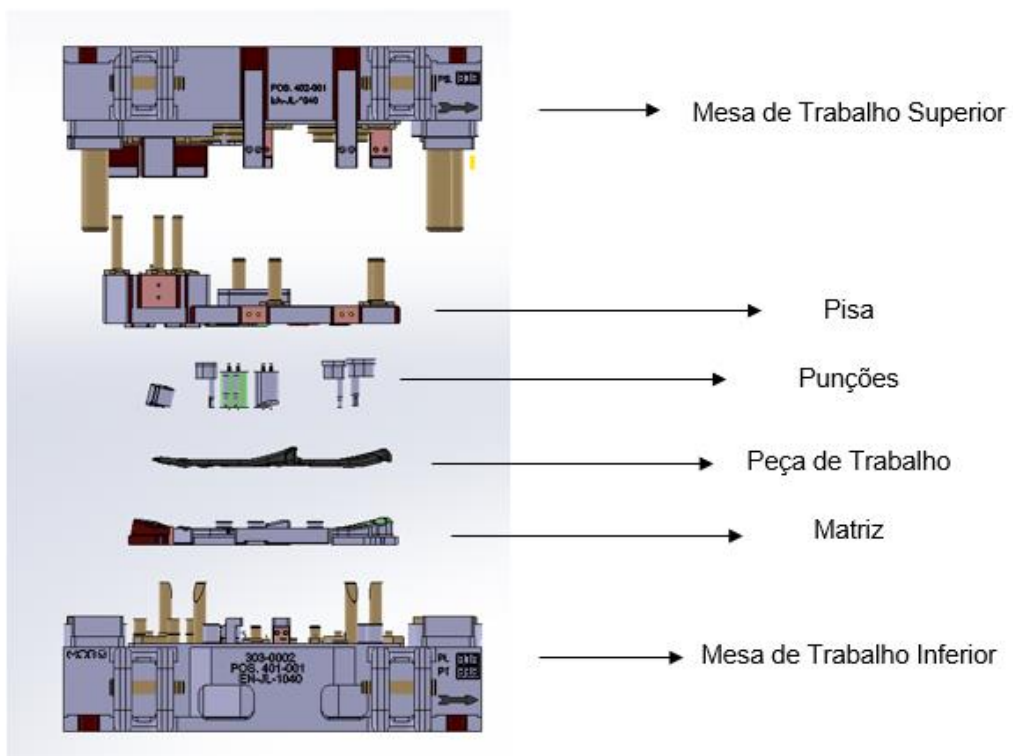


Figura 3-3- Componentes do estágio de corte por punção na prensa mecânica 3300kN.

Das mesas de trabalho, a inferior é fixa e a superior é móvel no eixo z. O pisador, ou encostador, é fixado na mesa superior. Da mesa superior, o pisador é o primeiro elemento a tocar na peça, mas está ligado por amortecedores e molas à mesa superior. Este mecanismo faz com que haja bloqueio da peça segundo a força que o pisador está programado a fazer, devido às molas. Portanto, quando as molas do pisador atingem o valor máximo, provocam o movimento do resto da mesa, a ir ao encontro do pisa, e os punções que se encontram na mesa superior, atravessam o pisador pelos furos designados e furam a chapa.

Na mesa inferior, tem-se a matriz, que recebe a peça e foi desenvolvida, para a não deixar movimentar ou deslizar, quando o sistema *transfer* a posiciona no elemento.

A operação de corte é realizada através dos seguintes parâmetros de corte (Tabela 3-3). A força ($F_{m\acute{a}x}$) e energia de corte (W) foram obtidas analiticamente, pelas equações (3.1) e (3.2), respetivamente, uma vez que não havia sensores que permitissem realizar uma leitura da força real do punção. Para obter a força, utilizou-se a constante C que para aços costuma variar entre 0,7 e 0,8. A tensão de rotura σ_R do aço CP, o perímetro do furo (P) e a espessura da chapa (t).

$$F_{m\acute{a}x} = C \times \sigma_R \times P \times t \quad (3.1)$$

$$W = \frac{2}{3} \times F_{m\acute{a}x} \times t \quad (3.2)$$

Tabela 3-3 - Parâmetros de operação de corte.

Parâmetros	Valor
Velocidade de corte	10 golpes por minuto
Força (analítica)	143 kN
Energia (analítica)	339 kN mm
Espessura da chapa	3,54 mm
Folga matriz-punção	0,3 mm
Folga pisa-punção	0,5 mm

O ciclo produtivo começa pelo sistema de alimentação à prensa. Este sistema tem por objetivo desenrolar a chapa da bobine e endireitar a mesma, para que não entre na prensa com curvaturas. A entrada de chapa mal alimentada é prejudicial à qualidade do produto, mas acima de tudo às ferramentas.

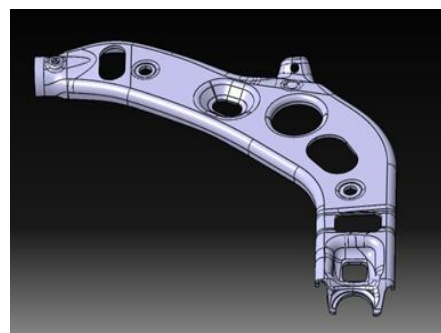
Posteriormente, ao entrar na prensa, é pulverizada por uma camada limite de lubrificante. A utilização de lubrificantes na operação de conformação foi muito limitada, pelo facto de a jusante, esta lubrificação condicionar operações de soldadura. Chegando à primeira mesa da prensa, a matéria-prima é sujeita a uma operação de *blanking*, recortando a área da chapa necessária para conformação da peça e abertura de 2 furos para entrada de posicionadores.

As duas operações seguintes são de estampagem, atribuindo à sua peça a geometria pela qual é reconhecida. Chegando à operação seguinte, a peça é cortada por 6 punções. Por fim, a peça passa por mais uma operação de estampagem, para acabamentos geométricos e sai da prensa, pelo mecanismo *transfer*, para um tapete rolante. São recolhidos por operadores, visualmente avaliadas, caso não sejam a primeira ou última peça a sair da prensa pós paragem. Caso seja o caso, de ser a primeira ou última peça a sair da prensa pós paragem, é colocada num calibre e são analisados desvios, com recurso a um relógio comparador, em pontos definidos pelo cliente. Para os furos, são utilizados passa não passa.

As duas partes da peça, são sujeitas a procedimentos semelhantes de estampagem, mas não igual, dadas as suas diferenças geométricas. Mais a jusante da linha, são combinadas a parte inferior e a parte superior da peça e soldadas com tecnologia MIG/MAG, formando o componente final. Para o presente estudo, interessa a parte superior do componente, visível na Figura 3-4.



a)



b)

Figura 3-4 – Braço de suspensão: a) parte superior; e, b) parte inferior.

3.3 Ferramenta

A ferramenta *TuffPunch* AJOF 13 19100, visível na Figura 3-5, é uma das ferramentas apresenta falhas e para a qual se busca compreender a razão da falha. Esta ferramenta é fornecida pela Dayton, embora a empresa também utilize ferramentas de outra empresa, Royhme. No decorrer do estudo o foco foi maior no primeiro fornecedor por duas razões: em primeiro lugar, as amostras as ferramentas analisadas eram fornecidas pela Dayton, e em segundo, os produtos dos dois fornecedores são bastante similares. Além disso, a Dayton dispõe de muito mais informação referente aos seus produtos que o segundo fornecedor. É ainda importante referir que independentemente do fornecedor, o problema perdura.

TuffPunch corresponde a uma gama de punções que são, por norma, aplicados em condições de alta carga, pelo facto de possuírem uma geometria que lhes concede características como: i) a redução de carga que têm de sustentar em operação; e, ii) capacidade de transmissão de tensões ao longo da ferramenta que, por sua vez, conduz a uma redução da probabilidade de fraturar prematuramente, ou seja, a um aumento do tempo de vida útil (Dayton, 2023c).



Figura 3-5 - Ferramenta de punção.

A geometria da ferramenta de punção é caracterizada pelas dimensões observáveis na Figura 3-6 – a) Dimensionamento do Punção em mm; e, b) Área de secção transversal em mm, segundo o catálogo da Dayton (Dayton *PressFit*, 2023). Possui um comprimento total de 100 mm (L), sendo que a ponta mais estreita possui 23 mm de comprimento (L_1) e o diâmetro médio é de 13 mm. A ponta mais estreita corresponde à parte da ferramenta que realiza o corte na peça.

A Figura 3-6 – a) Dimensionamento do Punção em mm; e, b) Área de secção transversal em mm, segundo o catálogo da Dayton (Dayton *PressFit*, 2023), corresponde à face de encosto à peça e efetua o corte. Consequentemente, é a parte mais solicitada em toda a ferramenta. De realçar que esta face é oval, tendo um comprimento (P) de 11.650 mm e uma largura (W) de 10.150 mm.

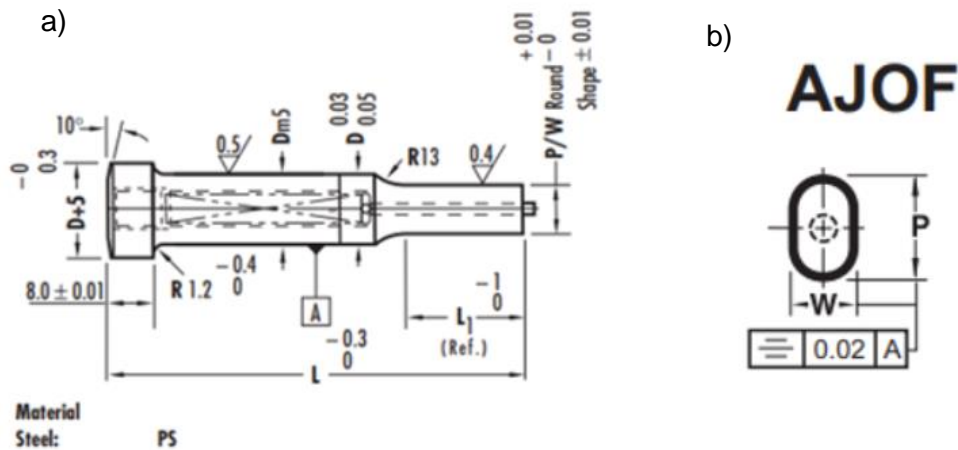


Figura 3-6 – a) Dimensionamento do Punção em mm; e, b) Área de secção transversal em mm, segundo o catálogo da Dayton (Dayton *PressFit*, 2023).

A ferramenta é equipada com um extrator no seu interior, denominado de *Jekthole*, que é constituído por uma mola e uma guia de elevada resistência mecânica. Este mecanismo é considerado, pelo fornecedor, de ótima aplicabilidade para serviços de carga elevada. Quando o punção entra em contacto com a chapa, o extrator fica ao nível da face do punção. A sua aplicabilidade é justificada para evitar que os retraços fiquem colados à face de corte do punção, e saiam da ferramenta (Dayton, 2022a).

A cabeça do punção, visível na Figura 3-7, é projetada ao detalhe, uma vez que é responsável por uma fixação segura da ferramenta no seu suporte. Da sua geometria sobressai o chanfro com 10° de inclinação, que possui duas vantagens:

- Em primeiro lugar, sempre que a chapa da peça de trabalho fratura, são libertadas elevadas quantidades de energia, que resultam na vibração da ferramenta. Neste sentido, caso não existisse este chanfro, iriam ser verificadas microfissuras nas arestas da cabeça, o que resultaria numa maior instabilidade da ferramenta.
- Em segundo lugar, o aumento da área de contacto entre a ferramenta e o seu suporte conduz a uma transmissão de tensões muito mais eficiente da peça (Dayton *Press Fit*, 2023) para a prensa. De salientar que a dureza da cabeça é

menor (40HRC - 55HRC, no exemplo das figuras) que a da zona de corte (63HRC - 65HRC).

Adicionalmente, a cabeça do punção possui um perne que serve para instalar e desinstalar o sistema de extração.

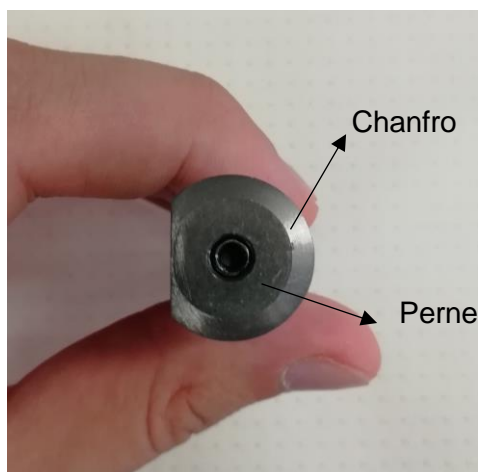


Figura 3-7 - Cabeça de fixação da ferramenta de punção.

Da informação recolhida do fornecedor, as ferramentas são sujeitas a tratamentos térmicos rigorosos, seguindo as etapas (realizado no forno ilustrado na Figura 3-8):

1. **Separação:** A primeira etapa foca na segregação do material, que consiste na análise do tamanho de grão e constituição de fases na microestrutura. Esta análise indica: i) a melhor taxa de calor a aplicar; ii) o período de tempo a que a peça deve ser mantida à temperatura do pré-aquecimento; e, iii) a estipulação de parâmetros influenciadores na têmpera, de modo a serem obtidas as melhores propriedades mecânicas. Adicionalmente, o suporte à peça é adequado de modo que esta seja exposta uniformemente ao calor e arrefecimento.
2. **Pré-aquecimento e Austenização:** Em segundo lugar, ocorre o pré-aquecimento, que conduz a uma elevação uniforme da temperatura das ferramentas, de modo a evitar distorções ou microfissuras. Após o aquecimento, a ferramenta fica a estagiar à temperatura máxima até se dar início à precipitação de elementos de liga.
3. **Têmpera:** A terceira etapa é a têmpera e respetivo arrefecimento repentino, que provoca a transformação da austenite presente na microestrutura em martensite, a fim de aumentar a dureza da ferramenta.
4. **Revenido:** A quarta etapa é o revenido, isto é, aquecimento da ferramenta até uma temperatura abaixo da temperatura crítica, com foco a aliviar algumas

tensões residuais e melhorar a tenacidade. Contudo, este procedimento sacrifica parte da dureza, uma vez que a martensite resultante da etapa anterior é bastante frágil. Segundo, o produtor, esta etapa é realizada entre os 200 °C e os 550 °C.

5. **Arrefecimento criogénico:** A quinta e última etapa é a fase criogénica que se baseia num processo de arrefecimento repentino. Ocorre entre os 100°C negativos e os 190°C negativos (Dayton, 2023b), com duração variável. A sua função consiste na transformação do resto da austenite em martensite, aumentando assim a dureza e aliviando a superfície de tensões residuais.

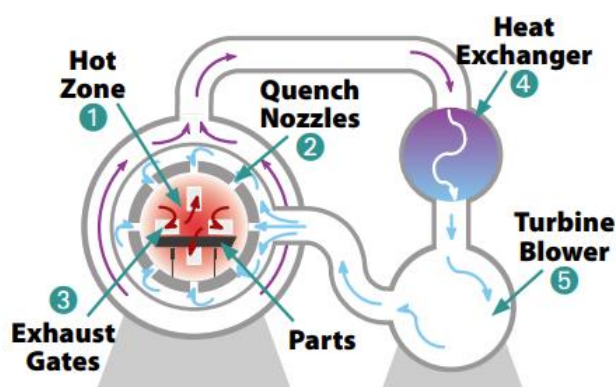


Figura 3-8 - Forno a vácuo utilizado para o tratamento térmico da Dayton (Dayton, 2023b)

É ainda relevante, apontar para o facto de o forno, onde ocorre a tempera das ferramentas, ser arrefecido pela injeção de gás nitrogénio a temperatura ambiente. Este, posteriormente a entrar na câmara do forno, é expulso para um permutador de calor, de modo a arrefecer. Efetivamente, a utilização de nitrogénio tem as suas vantagens e desvantagens, mas devido à falta de conhecimento técnico de como o processo em si é realizado pelo produtor, não é possível retirar qualquer conclusão baseada ou explorar o caso.

Por fim, o revestimento que é colocado na zona que tem contacto direto com a peça de trabalho, observável na Figura 3-5 (zona mais escura), é de carbono-nitreto de titânio (TiCN), sendo que é aplicado por deposição de física de vapor. Este revestimento tem os seguintes objetivos:

- Aumentar a dureza a valores bastante elevados - A dureza da superfície da ferramenta aumenta para cerca de 3000 na escala de *Vickers*, (Dayton, 2022b);
- Aumentar a resistência da ferramenta ao desgaste abrasivo; e,
- Gerar alguma lubrificação (Dayton *Press Fit*, 2023).

A ferramenta fica montada em porta-punções, como se verifica na Figura 3-9. Estes dispositivos têm por objetivo trazer a máxima estabilidade possível ao punção para que este não tenha tendência de fletir na operação. Estes, são produzidos a partir de aços macios. Os porta-punções têm 30 mm de altura e ficam fixos por um parafuso M10. Estes equipamentos ficam montados em cima de calços.



Figura 3-9 - Dispositivo de retenção de punção.

A Dayton realizou uma análise experimental para demonstrar as vantagens de utilizar esta ferramenta ao invés de uma outra regular. Embora se saiba que um punção regular não se enquadra no serviço sob análise, é importante compreender a capacidade da ferramenta utilizada. Os dados extrapolados e observados na Figura 3-10 - Comparação de serviço entre um punção regular e um punção *jekthole* para o número de golpes entre afinações de punções e vida útil do punção em golpes, para a) e b), respetivamente (Dayton, 2023a) demonstram a diferença em golpes entre o punção em uso e um regular e as necessidades de afiamento (Dayton, 2023a). Deve ficar claro, que embora a marca diga que este tenha sido um estudo em condições iguais para ambos os punções, não indica que condições foram essas.

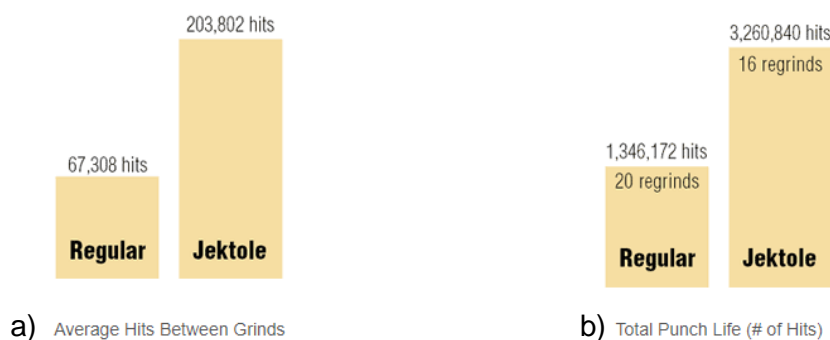


Figura 3-10 - Comparação de serviço entre um punção regular e um punção *jekthole* para o número de golpes entre afinações de punções e vida útil do punção em golpes, para a) e b), respetivamente (Dayton, 2023a).

3.4 Descrição do Problema Industrial

Desde o início da produção desta peça, tem se vindo a averiguar um problema com a fratura prematura e imprevisível entre os punções no estágio de corte. Este fenómeno afeta as peças que produz e as ferramentas envolvidas no processo, uma vez que pós fratura, realiza um corte de baixa qualidade ou nem realiza o corte. Quando tal acontece, o ciclo produtivo tem de ser interrompido para se realizar uma operação de manutenção corretiva, que engloba: i) paragem da prensa; ii) evacuação das mesas de trabalho da máquina; iii) análise do problema, a fim de determinar a ação corretiva que pode ser tomada para remediar a situação; e, iv) reinício de operação e afiamento de sistemas auxiliares.

Esta situação conduziu a que os custos de operação aumentassem bastante e a eficiência do processo reduzisse. Os ciclos de vida do punção nunca foram estáveis, ou seja, houve punções que fraturavam ao fim de 8 mil golpes, outros que fraturavam ao fim de 12 mil e os que conseguiam melhores resultados, aguentavam cerca de 20 mil. Contudo, não existia nenhum padrão de valores de ciclo de vida útil que pudesse nem estabilização de valores. De qualquer maneira, estes valores são bastante baixos. É ainda importante referir que as ferramentas, entravam na prensa a fim de realizar uma produção, que significa utilizar uma bobine inteira, e, posteriormente, saiam para dar entrada a ferramentas de outra peça. Uma produção por norma simboliza cerca de mil e duzentas partes.

Este estudo foi focalizado na ferramenta já referida no 3.3, a fim de facilitar a compreensão do problema. A ferramenta de punção, realiza o furo circundado na Figura 3-11.

Desde o momento em que a ferramenta de punção começou a comprometer o bom funcionamento operativo do chão de fábrica, realizaram-se várias alterações, tais como: i) material da ferramenta da punção; iii) revestimento; iii) tratamento térmico da ferramenta; e, iv) alterações nos procedimentos de manutenção de ferramentas. No entanto, embora se tenham verificado pequenas oscilações ao nível da vida útil da ferramenta, não se atingiu resultados palpáveis. De realçar que não houve um registo das alterações efetuadas nem dos resultados obtidos, sendo que seria crucial na análise do problema.



Figura 3-11 – Furo realizado pelas ferramentas de corte em questão.

Até à presente data, foram verificados dois tipos de fratura:

1. Junto à cabeça da ferramenta (Figura 3-12) – Ocorre pontualmente; e,
2. Na zona de corte da ferramenta (Figura 3-13) – Ocorre frequentemente.

Fratura junto da cabeça da ferramenta do punção: suspeita-se que ocorra por ação das forças de esmagamento da chapa contra a punção, imediatamente, a seguir ao corte, quando a ferramenta tenta recuar à sua posição inicial. Durante o movimento descende e posteriormente à perfuração da peça de trabalho, a chapa recupera algum do arrebatamento criado nos instantes iniciais do processo. Isto conduz a que as faces cortadas estabeleçam contacto com o punção e criem, para além do atrito resultante do desgaste, forças de esmagamento de elevada magnitude contra o mesmo. Dada a alta velocidade do movimento de ascensão da punção combinado com a dureza excessiva na cabeça da ferramenta e a baixa ductilidade, o punção fica preso na chapa.



Figura 3-12 - Fratura junto da cabeça do punção.

Fratura na zona de corte do punção: Esta fratura, por sua vez, ocorre com elevada frequência e tem muitas causas plausíveis. Dada a sua complexidade e frequência o foco irá ser em torno da análise desta fratura visível na Figura 3-13. Esta fratura será o foco deste estudo.

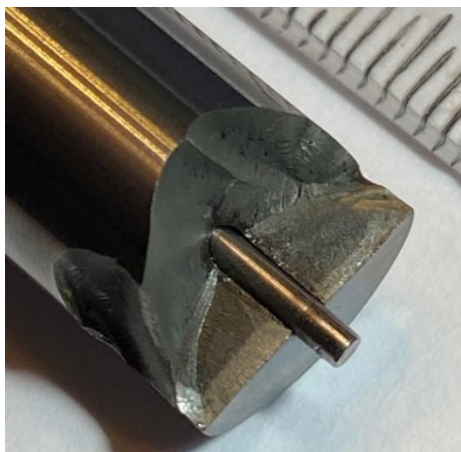


Figura 3-13 - Fratura junto à zona de corte do punção.

A peça quando chega ao estágio de corte possui uma camada limite de lubrificante e é posicionada por um conjunto de autômatos (sistema *transfer*) numa matriz inferior, como demonstra a Figura 3-14.

Na Figura 3-15 é visível o pisador. O pisador, realiza força (normalmente corresponde a 10% da força de corte) para assegurar o encosto e promover o máximo constrangimento da peça de maneira a evitar qualquer movimento da mesma durante a operação.



Figura 3-14 - Matriz inferior do processo de corte.

O movimento descendente do punção irá ser realizado no instante em que a prensa tiver maior disponibilidade para realizar tal esforço. Deste modo, o instante de corte foi definido para que a maior parte do esforço que a prensa produz esteja a ser dedicado ao corte da chapa.

Com o corte realizado, são libertadas grandes quantidades de energia (efeito de tonelagem negativa), que correspondem às tensões de corte e de compressão acumuladas localmente até a chapa fraturar. O deslocamento máximo do punção é cerca de 3 mm depois de atravessar a chapa.

As arestas do pisador e da matriz inferior [no furo onde passa a punção] não são arredondadas. São arestas vivas que, para a natureza da operação, são essenciais para provocar o rompimento.



Figura 3-15 - Pisa do processo de corte.

No início de produção deste componente, foi utilizado um lubrificante apropriado para este tipo de operações. O óleo puro para estampagem, RENOFORM EMP 190P, com uma viscosidade de 90 *cSt* à temperatura de 40°C, de acordo com a norma DIN 51 562. É aconselhado, pelo fornecedor, que este óleo seja aplicado tal como é fornecido, circule pelo sistema através de uma bomba adequada à viscosidade. Também é aconselhado a utilização de um sistema de filtragem para retirar partículas do óleo.

Este óleo é característico de uma grande capacidade lubrificante, prolongando o tempo de vida útil das punções e das matrizes. Para ainda mais, o lubrificante tem uma capacidade anticorrosiva, protegendo as ferramentas da oxidação.

Todavia, esta lubrificação deixou de ser utilizada pelo facto de, na peça, ser estampada um código QR que será lido por robôs de soldadura e, a utilização deste lubrificante compromete a leitura do mesmo. A ficha técnica do lubrificante aqui referido é está disponível no Anexo A.

3.5 Descrição da 1ª Fratura

Consolidando observações realizadas no chão de fábrica, com as amostras de punções fraturados e com informações obtidas do próprio fornecedor de ferramentas, realizou-se uma primeira análise às causalidades para a primeira fratura (Figura 3-12 e Figura 3-16). Para cada tipo de fratura comum de ocorrer para ferramentas de corte por estampagem, o fornecedor aponta algumas causas que levem ao fenómeno destrutivo da ferramenta. Na Tabela 3-4, foram isoladas as causas mais plausíveis de causar a fratura do punção na sua cabeça.



Figura 3-16 – Vista detalhada da 1ª Fratura.

Tabela 3-4 – Causas e efeito da fratura na cabeça da punção (Dayton Lamina Corporation, 2021).

Fratura na cabeça do punção	Recuo do Punção
	Chanfro insuficiente no dispositivo de retenção do punção
	Cabeça do punção é demasiado dura
	Impactos e cargas compressivas de elevada magnitude na cabeça
	Raio debaixo da cabeça é demasiado pequeno

O recuo do punção foi inserido, dado que a fratura ocorre no movimento ascendente e não no movimento descendente do punção (de avanço). O recuo pode ser comprometido, pelo esmagamento que é provocado contra o punção pela chapa,

posteriormente ao corte. Estas forças de esmagamento são provocadas por razões como retorno elástico da chapa. Um outro ponto que pode influenciar o retorno elástico da chapa, negativamente, é o nível de constrangimento local da peça. Resumidamente, caso existe material “livre”, ou que não está devidamente constrangido pelo pisador, tem liberdade para se movimentar. Este material pode ser deformado pelo punção desde o momento inicial de corte ao momento final e não sobressair do domínio elástico.

A segunda razão, aponta para o chanfro simétrico ao já descrito no subcapítulo 3.3, mas no porta-punções. Isto implica grande instabilidade no punção em duas instâncias, no corte solicitado à compressão e no instante imediatamente ao corte e é sujeito à libertação do efeito de tonelagem negativa.

Focando neste pormenor de estabilidade uma maneira convencional para melhorar este problema, é utilizar porta-punções mais alto, de maneira a conterem uma altura superior da ferramenta e a controlarem a tendência de fletirem.

Como já foi referido, a dureza da ferramenta varia, junto à ponta de corte é elevada enquanto para a zona de fixação mais reduzida. Embora não se conheça o procedimento para conseguir esta diferença de dureza, pode-se assumir que mesmo assim a zona da cabeça ainda seja dura e frágil demais. O desconhecimento relevante aos procedimentos limita as assunções possíveis de realizar.

3.6 Descrição da 2ª Fratura

Das observações realizadas dos punções da segunda fratura (Figura 3-17), aponta-se para os seguintes fenómenos presentes, picagem, fratura e desgaste adesivo e *gailling*. Focando primeiramente, nas possíveis causas sugeridas pelo fornecedor, tem-se a Tabela 3-5 e Tabela 3-6.

A Tabela 3-5, que foca em fenómenos que induzem picagem na ferramenta, aponta para problemas nos elementos como punção e pisador. O elevado impacto e falha compressiva já foi discutida na secção anterior. O desalinhamento, que neste pode ser aplicado a ambos os elementos sugere, que a sua instalação e afinação ficou incorreta, reservando um desvio de décimas da posição estabelecida em projeto. Este desvio, provoca contacto e embate entre elementos, que não devia ocorrer e, conseqüentemente, gera desgaste superficial de ambos. A movimentação da peça, aponta para falta de força ou inadequação da sua forma à da peça. Os restantes pontos já foram abordados.



Figura 3-17 - 2ª fratura.

Tabela 3-5- Causas e efeitos para a fratura da punção na face de contacto (Dayton Lamina Corporation, 2021).

	Impacto elevado ou falha compressiva
	Desalinhamento que resulta em forças laterais
	Movimentação da peça de trabalho
Picagem do Punção e Fratura	Dureza da punção demasiado baixa
	Controlo material inadequado
	Material do punção incorreto
	Dano de afinação ou afiamento de arestas
	Folga punção-pisador inadequado

Seguindo para a Tabela 3-6, vai ao encontro do que já foi referido adicionando a falta de lubrificação na peça. O ponto de lubrificação também já foi referido, anteriormente.

Tabela 3-6 - Causas e efeitos para o desgaste da punção na face de contacto (Dayton Lamina Corporation, 2021).

	Folga punção-pisa demasiado pequeno
Desgaste do Punção e Gailling (desgaste adesivo)	Entrada do punção demasiadamente profunda
	Desalinhamento
	Arestas afiadas
	Falta de Lubrificação na <i>peça</i>

Combinando a pesquisa feita com observações realizadas e discussões com operadores e engenheiros familiarizados e conhecedores do projeto, chegou-se à criação de uma teoria que justifique a fratura. Esta teoria, desenvolve-se em torno de uma sequência de problemas que possam provocar a destruição da ferramenta.

Iniciando na perda de alguma forma da peça de trabalho na transição do estágio de estampagem para o estágio de corte, característica do retorno elástico (*Springback Effect*). Este fenómeno provoca a perda de área de contacto entre a matriz e a peça de trabalho, que é efetivamente um problema grave. Neste sentido, suspeita-se que o pisador não tem capacidade de forçar o encosto da peça à matriz inferior. Isto poderá levar a que a peça de trabalho esteja livre (menos restringida do que seria suposto) desde o instante em que o punção começa o movimento descendente até ao instante posterior ao contacto.

O fenómeno de corte com a peça de trabalho em suspensão resulta num impacto prematuro da punção na chapa e inicia um arrebatamento (deformação elástica) de uma área superior na peça, ao contrário do que aconteceria se houvesse contacto total entre a peça e a matriz. Este arrebatamento (menos estrangulado) origina um deslocamento sem qualquer restrição do aço da peça criando a oportunidade para que no ato de deformação elástica pelo punção, a ferramenta perca a sua perpendicularidade desejada, ou seja, se crie uma inclinação dentro do intervalo permitido pela folga entre o pisador e a ferramenta.

Este desalinhamento influencia largamente a qualidade de distribuição de tensões ao longo ferramenta, dado que a face de corte não fica paralela ao da chapa, resultando em áreas da ferramenta mais solicitadas que outras e provocando um modo de propagação de fissuras do tipo 2. Isto gera um desgaste desigual e aumenta a probabilidade de microfissuração nas zonas mais solicitadas. Este fenómeno pode ainda ser influenciado pelas vibrações na prensa, uma vez que no mesmo estágio os punções estão a alturas diferentes, levando a que no instante de encosto deste punção existam outros que estejam a terminar o corte.

Durante a visita ao chão de fábrica, foi denotado que, em ferramentas não-fraturadas que foram retiradas, é-lhes característica um desgaste não uniforme de maior intensidade em uma das zonas da ferramenta, tema abordado no subcapítulo 4.5. E, tendo em conta que a ferramenta é instalada no dispositivo de fixação sempre com a mesma orientação dada a forma geométrica da cabeça da punção, poder-se-ia considerar que o desgaste abrasivo foi muito superior na zona por ter eliminado o revestimento da superfície. Nas ferramentas fraturadas, não existe esta zona sem revestimento, uma vez que a zona fraturada é a zona onde ocorreu maior desgaste abrasivo.

4 Análise Experimental

Neste capítulo serão apresentados os procedimentos experimentais de análise da qualidade da chapa, bem com outros métodos e observações que contribuíram para a formulação da teoria mencionada no subcapítulo 3.6. Por fim, será efetuada uma análise do próprio punção. A ordem dos procedimentos foi escolhida para facilitar o acesso aos mesmos e seguir o fluxo de produção, desde a chegada do material até a fabricação das peças e manutenção das ferramentas.

4.1 Ensaio à tração

O ensaio à tração foi realizado utilizando o equipamento visível na Figura 4-1, seguindo a metodologia descrita na norma ISO6892-1:2016. Em alguns casos, o provete é fornecido pelo próprio fornecedor, embora seja comum aproveitar o fim de banda de uma bobine para cortar os provetes com uma guilhotina. O programa utilizado para recolher os dados do equipamento e gerar a curva tração-deformação é denominado de *Trapezium*.

O provete (Figura 4-2), quando obtido a partir da bobine, é cortado em uma guilhotina de acordo com as dimensões estipuladas pela norma ISO. Neste sentido, foram colocadas umas marcas nos provetes para medir a deformação máxima ou o alongamento máximo.



Figura 4-1 - Equipamento Shimadzu AG-IC 100kN para realização dos ensaios de tração.

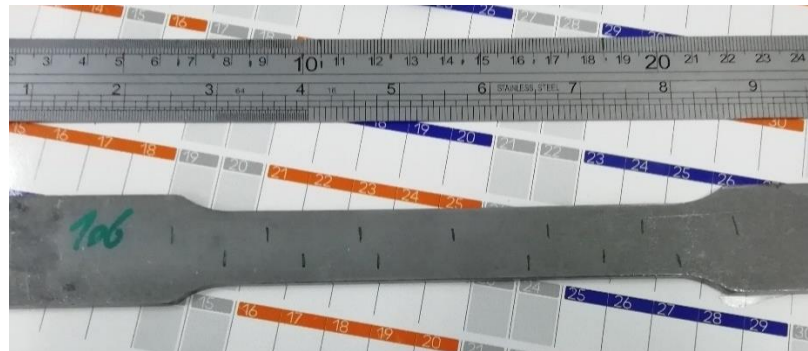


Figura 4-2 - Provete utilizado no teste de tração.

Com a preparação do provete concluída, o mesmo foi colocado no equipamento (Figura 4-3), posicionando as extremidades nas garras. A garra inferior permanece fixa, enquanto a superior se move para cima a uma velocidade de $10\text{ mm}/\text{min}$. O extensómetro, localizado no meio do provete, tem como objetivo capturar e quantificar a deformação na região onde ocorre a estrição. É importante referir que, infelizmente, o extensómetro disponível não permite detetar a tensão de rutura real, e, por conseguinte, assim que se passe a zona de tensão de cedência do material, o *software* solicita a remoção do extensómetro.

Após a conclusão do ensaio, foi realizada a leitura manual da deformação, medindo a distância entre os traços desenhados durante a preparação. O provete fraturado encontra-se visível na Figura 4-4, a partir da qual se pode concluir que o aço em questão possui uma ductilidade moderada, já que não apresenta muito alongamento nem estrição significativa.

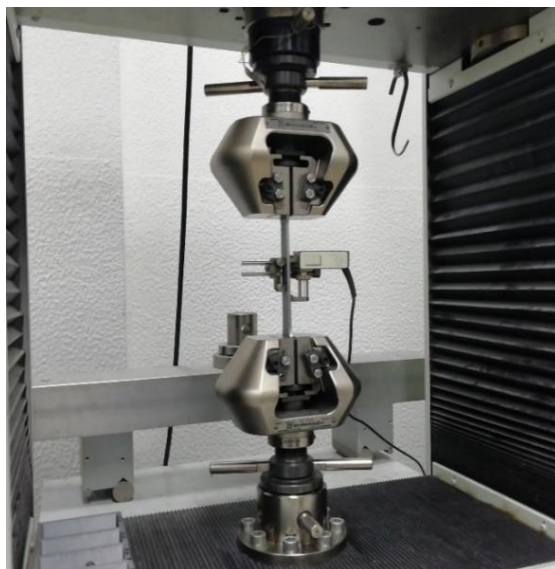


Figura 4-3 - Provete instalado no equipamento.

Os valores registados para este ensaio estão apresentados na Tabela 4-1, e a curva correspondente pode ser vista na Figura 4-5:

Tabela 4-1 - Resultados obtidos para o teste de tração.

	Tensão de Cedência $R_{p0,2\%}$ [MPa]	Tensão de Ruptura R_m [MPa]	Alongamento $A_{50\text{ mm}}$ %
Provete	721,97	814,42	17,34



Figura 4-4 - Provete fraturado pós-ensaio à tração.

Através da curva apresentada na Figura 4-5 é possível verificar que o material em questão é um metal moderadamente dúctil. O pico observado na figura, quando a extensão nominal atinge cerca de 1% , é um erro proveniente do equipamento, que não interfere na interpretação dos resultados.

Comparando os resultados obtidos com os valores expostos, na Tabela 4-1, com os valores da Tabela 3-2, verificamos que não existe nenhum desvio de resultados para a norma. A empresa preserva registos dos resultados obtidos nos ensaios de tração aos quais provetes da chapa são submetidos e, embora se verifique alguma oscilação, estes permanecem sempre dentro dos limites estipulados pela norma.

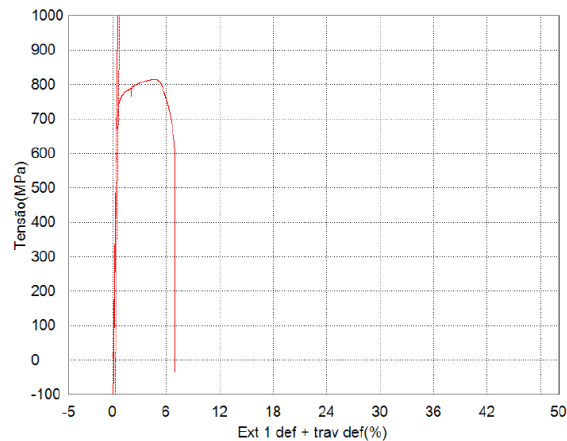


Figura 4-5 - Ensaio de tração realizado com a remoção do extensómetro no início do domínio plástico.

Devido à limitação em descrever o material pela falta de leitura do extensómetro para monitorar a deformação no domínio plástico, recorreu-se ao Instituto Superior Técnico (IST) para superar este desafio. Com recurso a três provetes, foram realizados ensaios de tração na máquina Instron 8502, visível na Figura 4-6.

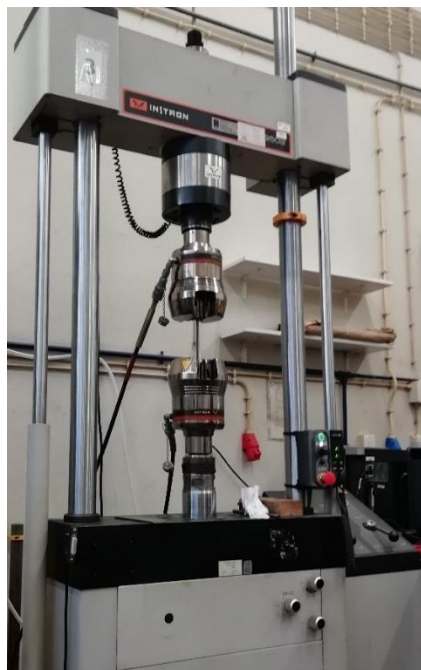


Figura 4-6 - Equipamento utilizado para os ensaios à tração.

As curvas geradas pelos ensaios encontram-se visíveis na Figura 4-7. Os *outputs* do equipamento envolviam tempo (segundos), número total de ciclos, carga (*Newtons*) e, por fim, a posição linear (mm).

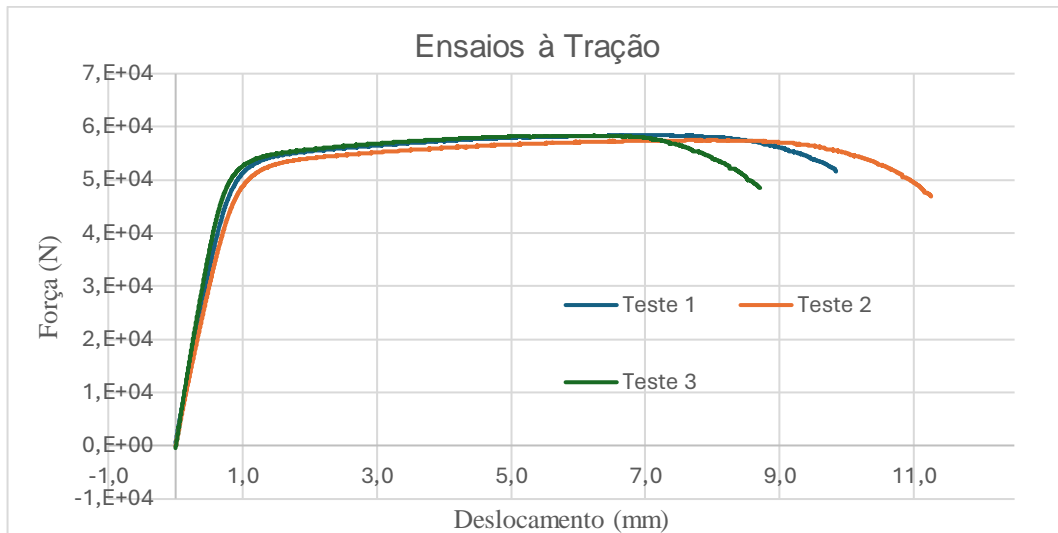


Figura 4-7 - Ensaio à tração realizados no IST.

Para obter os dados de deformação (*Tensile Strain*) e tensão (*Tensile Stress*) foram utilizadas as dimensões dos provetes como constantes nas equações (4.1) e (4.2), respetivamente. Para a deformação, considerou-se o comprimento (l) da região com mais estreita do provete, que iria sofrer deformação, desconsiderando as partes em contacto com as garras, correspondendo a 120 mm. Para a tensão, foi utilizada a área da secção transversal, obtida pela multiplicação da largura (w) de 20 mm pela espessura (e) de 3,6 mm.

$$Strain = \frac{Deslocamento}{l} [mm/mm] \quad (4.1)$$

$$Stress = \frac{P}{w \times e} [MPa] \quad (4.2)$$

A partir destas curvas, foi possível obter as curvas verdadeiras de tensão e extensão através da aplicação das equações (4.3) e (4.4), respetivamente. Os resultados permitiram gerar as curvas de tensão verdadeira-extensão verdadeira, demonstradas na Figura 4-8.

$$\bar{\sigma} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (4.3)$$

$$\bar{\varepsilon} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (4.4)$$

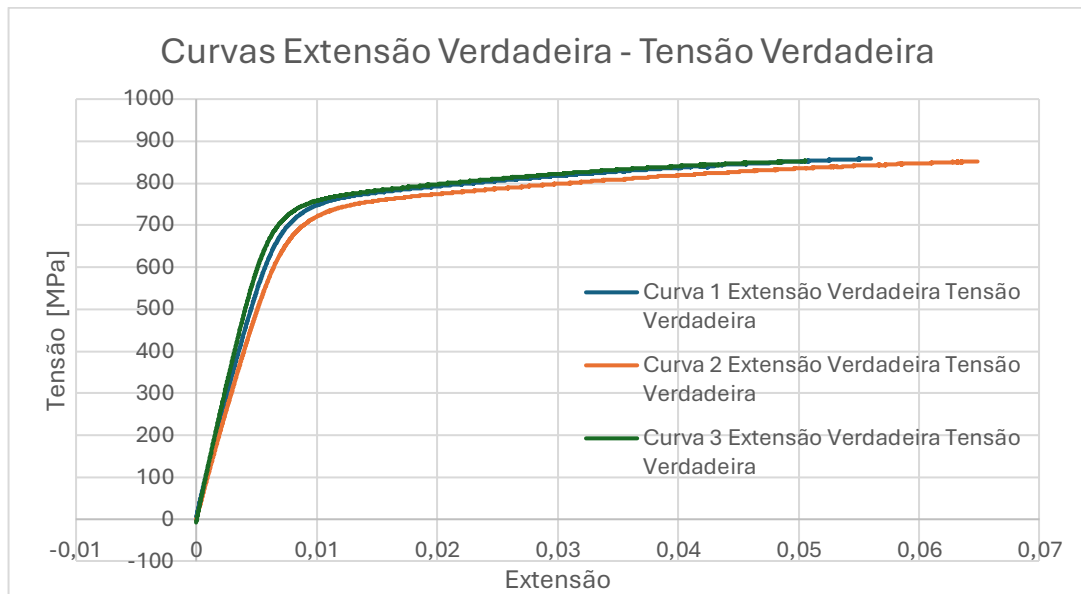


Figura 4-8 - Curvas Extensão Verdadeira - Tensão Verdadeira, dos testes 1, 2 e 3

Como a curva 1 está posicionada entre as curvas dos testes 2 e 3, foi considerada ideal para utilização neste trabalho.

O módulo de *Young* foi determinado pelo cálculo do declive da curva no domínio elástico, sendo que foram selecionados apenas os pontos que apresentavam a maior linearidade possível. Assim, foi obtido um módulo de *Young* de 208 *GPa*.

A tensão de rutura foi considerada como sendo a tensão máxima observada no espectro de valores obtidos pela aplicação da Equação (4.3), resultando em 812,30 *MPa*. Para a tensão de cedência, foi traçada uma curva paralela (curva elástica presente na Figura 4-9) que permitiu obter a tensão de cedência, com uma translação de 0,2% no sentido positivo do eixo horizontal. A interseção entre a reta e a curva verdadeira permitiu obter o valor da tensão de cedência, que corresponde a 732 *MPa*.

Por fim, a extensão plástica foi calculada usando a equação (4.5). Embora todos os valores obtidos anteriormente para a extensão verdadeira ($\overline{\varepsilon}_{tot}$) sejam utilizados no cálculo, a curva de plasticidade é definida apenas a partir da tensão de cedência até à tensão de rutura.

$$\overline{\varepsilon}_p = \overline{\varepsilon}_{tot} - \frac{\bar{\sigma}}{E} \quad (4.5)$$

Na Figura 4-9, é possível observar que a curva plástica inicia-se antes da linha elástica, apesar de começar com um valor de tensão verdadeira igual ao de tensão de cedência.

Este desvio é explicado pelos valores de baixa magnitude no domínio elástico, que provocaram um deslocamento da curva e resultaram nesse desvio. Dar nota que a curva plástica será utilizada posteriormente na parte de simulação.

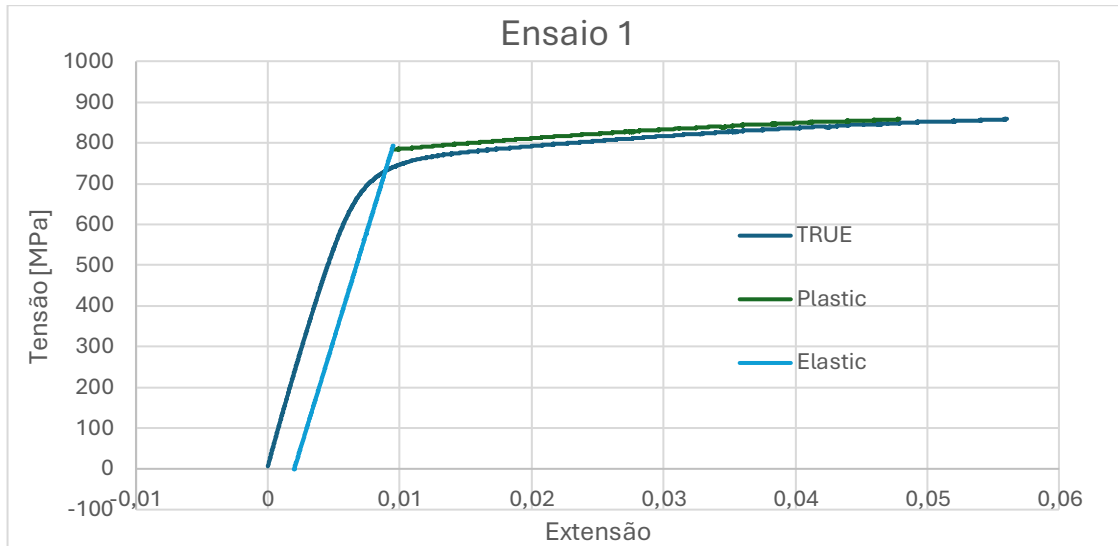


Figura 4-9- Gráficos de extensão verdadeira- Tensão verdadeira, curva plástica e curva elástica do Ensaio 1.

Ao analisar a fratura nos três provetes, constatou-se que a fratura ocorreu em posições diferentes em cada caso. Além disso, observou-se que os provetes 1 e 2 fraturaram com um ângulo, que não foi medido, enquanto o provete 3 fraturou perpendicularmente ao sentido de expansão, conforme visível na Figura 4-10.



Figura 4-10 - Provetes fraturados [a] provete 1, b) provete 2, c) provete 3].

As fraturas com inclinação nos provetes 1 e 2 podem ser justificadas por várias razões. Primeiramente, é relevante mencionar que os provetes foram produzidos a partir de uma guilhotina, o que pode ter gerado defeitos nas faces cortadas e concavidades nos

próprios provetes. Em segundo lugar, embora este fenómeno possa estar relacionado com a microestrutura do material, não há evidências concretas que sustentem esta hipótese.

4.2 Ensaio Químico

O ensaio químico tem como objetivo a caracterização das quantidades percentuais de elementos existentes na composição do aço. Para tal, utilizou-se o equipamento visível na Figura 4-11.

Os provetes utilizados nos ensaios de tração foram expostos a uma chama, que queimava o aço. Através da análise dos fumos libertados, é possível identificar os elementos presentes no material da chapa.



Figura 4-11 - Equipamento utilizado no ensaio químico Bruker Q2 ION.

Os resultados obtidos estão demonstrados na Tabela 4-2. Os valores na segunda linha são valores normalizados para as quantidades químicas existentes no aço, como já foram observados na Tabela 3-1.

Através da comparação dos resultados obtidos com os valores normais é possível concluir que a chapa se encontra dentro das normas e não apresenta anomalias químicas.

Tabela 4-2 - Resultados obtidos na análise química à chapa.

	C	Mn	P	S	Al	Ti+Nb	Cr+Mo	B	Cu
	%	%	%	%	%	%	%	%	%
Norma									
Valor	0,180	2,200	0,050	0,0100	1,200	0,250	1,000	0,0050	0,200
Máximo									
Leitura	0,095	1,682	0,017	0,0073	0,037	0,076	0,231	0,0011	0,014

Os dois testes realizados são os principais métodos utilizados pela empresa para avaliar a qualidade da matéria-prima fornecida e processada.

4.3 Ensaio de Dureza

Os aços de fases complexas apresentam um comportamento que é difícil de prever e caracterizar. Portanto, é crucial compreender bem o material em questão. Em um contexto industrial como o deste projeto, é essencial realizar uma série de ensaios mecânicos para identificar possíveis falhas na qualidade do material e obter uma compreensão mais precisa das suas características.

O ensaio de dureza realizado é o de *Brinell*, na qual se penetrou uma esfera de aço temperado de 0,092 mm na superfície do aço complexo pela ação de uma carga P . Esta foi aplicada gradualmente por um intervalo de tempo. Após o final do teste fica uma indentação do teste de dureza que será tanto maior quanto menor for a dureza (Carlos A. G. De Moura Branco, 2011).

O valor de dureza na escala de Brinell, segundo a norma ISO 6506, (ISO 6506-1, 2014) é obtido pela equação (4.6) entre a força aplicada (kg) e a área da impressão (mm^2), tal como a expressão abaixo:

$$HB = \frac{P}{\pi \times D \times h} \quad (4.6)$$

Em que D é o diâmetro da esfera e h a profundidade da impressão. Como este último elemento é de difícil medição pode utilizar-se d , que corresponde ao diâmetro da impressão, como se verifica na equação (4.7):

$$HB = \frac{2P}{\pi D(D - (D^2 - d^2)^{1/2})} \quad [kg/mm^2] \quad (4.7)$$

Na Figura 4-12 verifica-se a indentação deixada na chapa no teste de *Brinell*. O valor obtido para a dureza foi 272.16 *HB*. Este valor pode ser traduzido para a escala de *Vickers* por equivalências tabeladas (ver Anexo B), obtendo um valor de 287,22 *HV*. Utilizando tabelas de conversão, converteu-se a dureza para a escala de dureza Rockwell C, que resultou numa dureza superficial de 28,12 *HRC*.

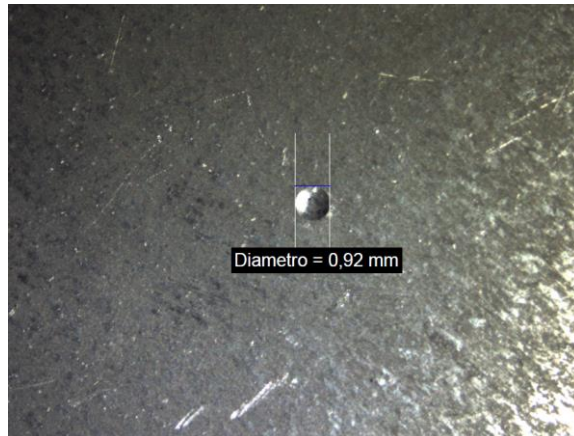


Figura 4-12 - Indentação resultante do ensaio de dureza de *Brinell*.

4.4 Medições de pontos de altura

As medições de pontos de altura visam compreender a deformação plástica do material provocado pela operação de corte. Adicionalmente, o deslocamento real pode ser superior ao capturado pelas medições, uma vez que a deformação elástica acaba por ser recuperada pelo fenómeno de recuperação elástica ou *springback*.

Também é importante observar que o deslocamento de material verificado pode não se dever exclusivamente ao punção. O próprio encosto do pisador á chapa pode contribuir para esse deslocamento.

As medições referidas foram realizadas na mesma região de duas peças. Uma delas foi retirada à saída da prensa, enquanto a outra foi retirada da operação imediatamente anterior à de corte, quando o equipamento foi parado para manutenção (peça incompleta), como se pode verificar na Figura 4-13. A segunda peça foi retirada do estágio imediatamente anterior ao estágio onde se realizam os furos por ação dos punções.

As medições realizadas tiveram como objetivo verificar se existe alguma diferença entre uma peça furada e uma peça ainda a ser furada. Esta diferença pode ser um sinal denunciador de deformação plástica excessiva e indesejada.



Figura 4-13 - Peça incompleta (à esquerda) e peça completa (à direita).

Para realizar as medições, colocou-se a peça em cima de um cavalete magnético e um suporte parafuso. O instrumento de medição, denominado por graminho, está ilustrado na Figura 4-14 e serve para medir a altura a partir de um zero definido pelo utilizador. O ponteiro utilizado no primeiro ensaio foi o que está demonstrado na Figura 4-14. Contudo, este ponteiro permite uma margem de erro considerável e não tem em conta da força de encosto. Desta maneira, a ponteira foi substituída por um relógio comparador, como é visível na Figura 4-15.

O zero atribuído ao instrumento de medição de altura foi definido por encosto do ponteiro à superfície do suporte magnético. Embora o ensaio tenha sido realizado, a repetibilidade da posição da peça nos suportes foi bastante complexa. De qualquer forma, este procedimento teve como objetivo apenas verificar a existência de qualquer desvio na casa decimal do milímetro.



Figura 4-14 - Instrumento de leitura com ponteiro.



Figura 4-15 - Medição de altura da peça com utilização de um relógio comparador.

Os resultados apresentados na Tabela 4-3 correspondem às leituras realizadas com o relógio comparador, sendo que demonstram que existe uma diferença de quase quatro décimas de milímetro, indicando a necessidade de uma avaliação mais detalhada da peça.

Contudo, estas medições indicam apenas diferenças nas leituras de ponto para ponto. Assim, não é possível comparar com o projeto e, simultaneamente, é difícil quantificar o erro do procedimento, que teria em conta tanto o erro do instrumento como erros relativos a um posicionamento indevido da peça nos cavaletes magnéticos.

Tabela 4-3 - Resultados da medição.

	Altura da Aresta do furo [mm]	Altura da Superfície do furo [mm]
Peça Incompleta	10.75	9.63
Peça Completa	11.13	10.01

Para melhor rigor de medições, foram retiradas da prensa uma peça que iria para o estágio de corte e outra que tinha sido acabada de cortar. Vale ressaltar que a peça concluída, utilizada anteriormente, ainda foi sujeita a um estágio de estampagem após o corte; no entanto, o projeto excluí qualquer modificação na área ao redor do furo em análise.

Neste sentido, as medições foram realizadas em uma mesa de medição (Figura 4-16), onde as peças foram posicionadas de modo que diferenças nas geometrias não causassem erros nas leituras das alturas. A utilização da mesa oferece vantagens, como maior repetibilidade no posicionamento das peças. Peças de PLA foram aparafusadas à mesa para restringir qualquer movimento das peças. O graminho foi equipado com um relógio comparador, tal como anteriormente, com vista a obter maior precisão nas leituras e garantir melhor controle no contacto entre a agulha e a superfície da peça.

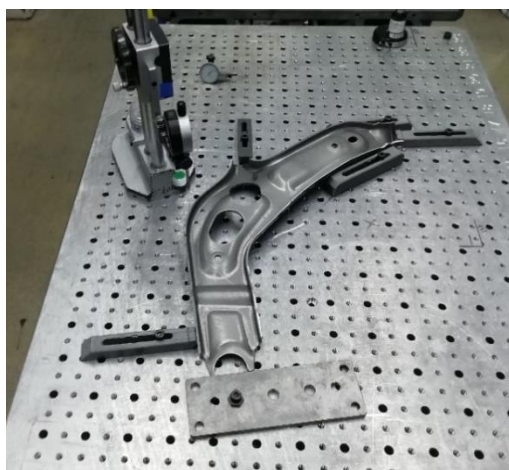


Figura 4-16 – Fixação da peça na mesa de medição, com peças em PLA e uma peça metálica. Visível ainda o graminho equipado com o relógio comparador.

Além disso, foram marcados manualmente 15 pontos (como mostra a Figura 4-17), que serviram de pontos para encosto da ponteira do graminho. A marcação dos zeros foi realizada com a utilização de um paquímetro para garantir a replicação precisa do distanciamento entre os pontos.



Figura 4-17 - Pontos colocados na peça para retirar as medidas de altura.

Relembrando que as peças são posicionadas na matriz, conforme ilustrado na Figura 4-13, e considerando os resultados obtidos e apresentados na Tabela 4-4, concluiu-se que há uma variação geométrica de uma peça para outra no estágio de corte. Resta verificar se é devido ao punção ou ao pisador.

Tabela 4-4 - Valores obtidos pela medição de alturas na peça.

Eixo	Posição	Peça Não Furada [mm]	Peça furada [mm]	Desvio [mm]
Transversal	1	46,89	47,25	0,36
	2	47,59	47,87	0,28
	3	48,76	49,2	0,44
	4	49,44	49,81	0,37
	5	48,92	49,22	0,3
	6	47,02	47,15	0,13
	7	43,95	43,92	-0,03
Horizontal	8	42,37	42,38	0,01
	9	46,41	46,9	0,49
	10	48,59	48,72	0,13
	11	49,24	49,54	0,3
	12	49,05	49,33	0,28
	13	48,32	48,6	0,28
	14	45,63	47	1,37
	15	42	42,26	0,26

Ao se fixar a peça conforme já demonstrado e verificar as alturas em pontos geométricos coexistentes nas peças, foi possível posicioná-las de maneira mais replicável. Contudo, o método utilizado possui a desvantagem de nem todos os pontos serem posicionados exatamente nos mesmos locais, incorrendo um erro de leitura significativo, como é suspeito de se verificar no ponto 15.

Através da utilização de um perfilómetro foi possível verificar a ocorrência de uma certa planicidade na zona de furação. Os pontos 3, 4, 11 e 12 são pontos que, por sua vez, foram posicionados de maneira a coincidir com a aresta do furo e o plano detetado pelo perfilómetro.

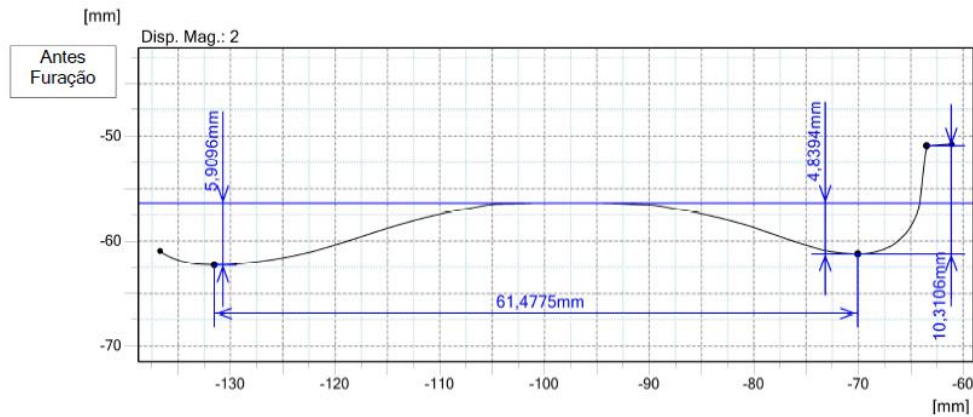


Figura 4-18 - Perfil desenhada pelo perfilómetro da chapa.

A tendência verificada pela furação, conforme mencionado anteriormente, é consistente com o de fundamento estabelecido. Esta expressão retrata a deformação plástica que ocorre numa fase de corte por punção. Para quantificar esta deformação plástica, realizou-se a média de desvios dos pontos 3, 4, 11 e 12, resultando num desvio de 0.3475 mm .

4.5 Verificação do Contacto por via Manual

Análise de contacto por via manual consiste na análise entre o contacto da chapa com os outros elementos de operação, nomeadamente a: matriz fora da prensa, ou seja, sem ação da prensa.

Para este procedimento, utilizou-se a peça de trabalho que permaneceu na ferramenta quando foi retirada da prensa. A peça foi cortada atravessando o furo e o perfil embutido em que este se encontra, como se pode verificar na Figura 4-19. Para este efeito, foi utilizada uma rebarbadora e uma lima para eliminar quaisquer rebarbas resultantes do corte. A existência de rebarbas poderia causar erros na análise de contacto e comprometer a segurança de quem manuseava a peça.



Figura 4-19 - Peça de Trabalho cortada.

Para realizar a análise de contacto entre a matriz e a chapa, aplicou-se uma tinta espessa de cor azul na superfície da matriz, utilizando um pincel, conforme demonstrado na Figura 4-20.



Figura 4-20 – Matriz com tinta azul para verificar o contacto.

As duas partes da peça foram posicionadas e, utilizando um martelo, pressionou-se a peça contra a matriz para que as áreas já em contacto captassem a tinta, facilitando assim a obtenção de resultados.

Após o levantamento e análise dos resultados, constatou-se que a tinta depositou-se apenas nos raios de curvatura dos perfis embutidos, tal como se verifica na Figura 4-21. Foi ainda verificada uma pequena quantidade de tinta depositada nas abas. Isto indica que os raios estão estrangidos e que os planos estão levantados e possivelmente encurvados. Isto pode dificultar o encosto à matriz pelo pisador pelo facto de o material estar estrangido nos raios, dificultando o deslocamento do material e encosto.



Figura 4-21 – Delimitação de zonas onde ocorre contacto entre a matriz e a peça.

Além disso, passaram-se chapas de várias espessuras entre a peça e a matriz, na região próxima à zona de furação, verificando-se a existência de uma distância de aproximadamente 6 décimas de milímetro entre as superfícies.

Adicionalmente, mediu-se a diferença de nível do *bushing* para a superfície da própria matriz e foi verificada uma diferença de 1.30 mm. O *bushing* (Figura 4-22), é um componente inserido na matriz, pelo qual os punções passam.

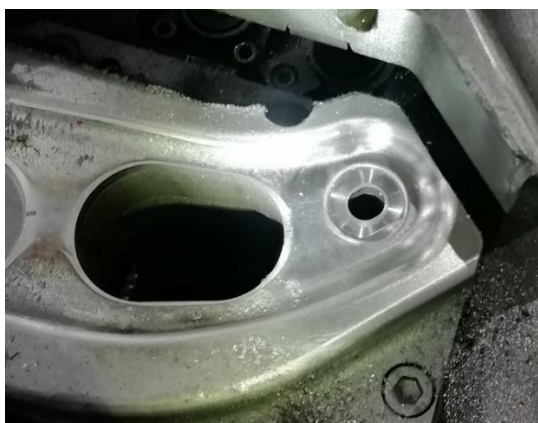


Figura 4-22 - *Bushing* na matriz.

Ao analisar o furo da matriz, não foram identificados problemas. As arestas estavam afiadas, não se verificaram sinais de fissuras e o *bushing* estava imóvel, sem folga e

corretamente posicionado. Por outro lado, observou-se a deposição de resíduos (não retrações, mas poeiras) resultantes do corte de chapa em um dos lados do furo, enquanto no outro lado não se verificou tal acúmulo. Acredita-se, porventura, que a acumulação destas partículas não afeta o processo de corte.

Durante a análise do punção, realizada durante operações de manutenção, constatou-se que um dos lados apresentava um desgaste extremo (Figura 4-23), claramente indicativo de desgaste abrasivo. A mancha observada pela falta de revestimento possuía um comprimento de quase 3 mm. Em relação à aresta de corte, não foi observado arredondamento, pelo menos macroscopicamente, exceto na zona onde ocorreu o desgaste. A guia do sistema de extração não demonstrava nenhum tipo de falha ou sinal de desgaste. No restante da aresta e na face do punção, não foi verificado nenhum desgaste adicional.



Figura 4-23 - Demonstração do desgaste no punção.

Por fim, foi analisado o pisador. Esta ferramenta, junto à zona de furação, estava bastante degradada (Figura 4-24). Inicialmente, verificou-se uma quantidade elevada de material acumulado nas paredes do furo por onde o punção passa, semelhante ao que foi constatado na matriz. Além disso, foram identificadas fissuras, zonas com falta de material e plasticamente deformadas. É ainda importante referir que o material do pisador é diferente do utilizado na matriz. Enquanto a matriz é feita de um material temperado, o aço do pisador é macio.

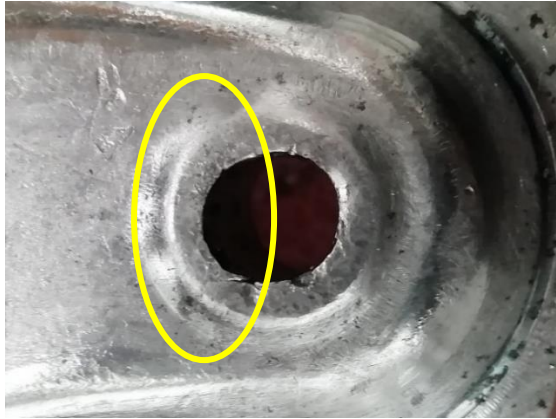


Figura 4-24 - Furo no pisador.

Combinando as observações feitas no punção com as do pisa, percebe-se que a parte mais desgastada do punção passaria pela zona do furo destacada na Figura 4-24. Ao examinar a zona interior do furo, visível na Figura 4-25, é possível notar a quantidade de riscos e a perda de material no próprio pisador. Além disso, destaca-se que a superfície interna do furo apresenta um brilho ligeiramente maior em comparação com a superfície geral e com algumas secções dos furos.



Figura 4-25 - Zona do furo do pisador, correspondente ao local onde o punção realiza maior desgaste.

Por outro lado, ao analisar a outra metade do furo do pisador (Figura 4-26), conclui-se que não existe uma zona riscada com a mesma intensidade de riscos encontrada na Figura 4-25, indicando que a frequência de contacto entre o punção e o pisador não é tão elevada.

As zonas planas do furo oval não apresentam o mesmo desgaste que as zonas com raio. As picagens observadas no furo do pisador são bastantes comuns e são criadas por efeitos de tonelagem negativa.

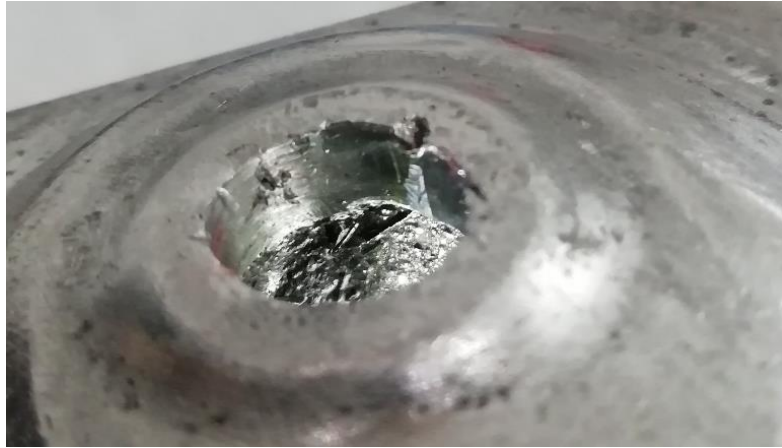


Figura 4-26 - Outra metade do furo do pisador.

Após o serviço, denotou-se uma acumulação significativa de resíduos na face horizontal da ferramenta, onde ocorre o aumento de diâmetro (detalhe observado no corte de secção da Figura 4-27). Acredita-se que os resíduos são resultantes do corte da chapa e do desgaste das ferramentas, ficando aderidos ao punção devido ao lubrificante da chapa. Quando o punção atinge a sua posição de repouso (posição superior), esses resíduos caem. Esta acumulação só é possível devido à geometria do local.

Por outro lado, este furo é crucial para a aplicação de massa lubrificante e para reduzir o desgaste entre as ferramentas durante a operação. Contudo, ao abrir a ferramenta, constatou-se que a massa lubrificante havia desaparecido rapidamente, indicando que se consome muito rapidamente. Combinando o facto de se colocar massa neste local com o facto de ser um local propício a acumulação de partículas resulta em um efeito nefasto. Todavia, considerando o desgaste observado no punção, não se acredita que isso seja o principal fator. O desgaste verificado nas paredes do pisador poderá ser sinónimo de embate do punção nas mesmas e do fenómeno de desgaste descrito anteriormente. No entanto, o desgaste observado nas faces do pisador, e não no punção, deve-se às diferenças de dureza entre os dois; o punção possui uma dureza superficial muito superior, enquanto o pisador é feito de um material mais macio e sem tratamento térmico.

A aplicação de uma outra geometria para tornar esta transição de diâmetro mais suave não só evitava a acumulação de partículas, mas também teria uma influência positiva no guiamento do punção para o furo de menor diâmetro.

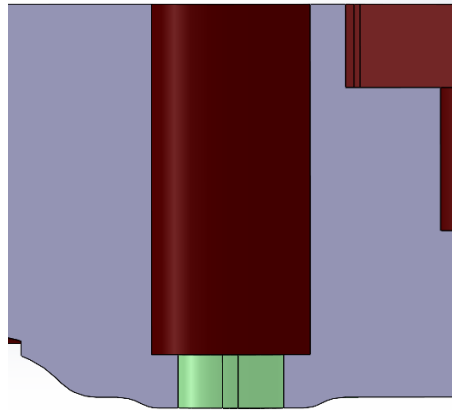


Figura 4-27 - Corte de secção do pisador.

No que toca à situação da matriz, esta subdivide-se em duas partes: a matriz e o *bushing*. O último elemento é o que tem contacto com o punção e o retraço e fica fixo na matriz através de toleranciamento dimensional que gera travamento mecânico e é colocado na matriz pela parte inferior, como ilustra a Figura 4-28.

Das observações efetuadas quer do *CAD* quer da análise de ferramenta, pode-se concluir que existe um desnível entre a superfície de topo do *busching* para a da matriz em cerca de 1,3 *mm* no *CAD* e na ferramenta. Esta diferença está correlacionada com o facto de haver uma pequena embutissagem na zona de corte da chapa e este desnível serve para acomodar essa característica geométrica. Por outro lado, o contacto manual denunciou uma folga de 6 décimas de milímetro.

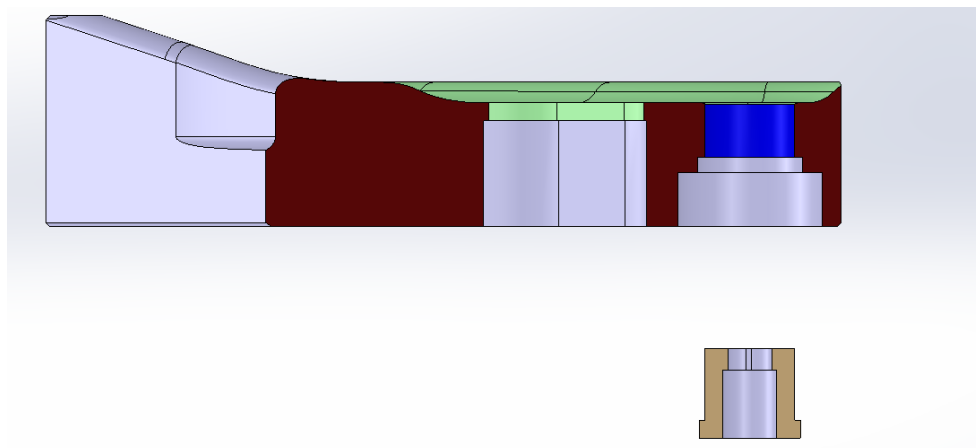


Figura 4-28 - Vista de secção e explodida da matriz e *bushing*.

Pode-se concluir que, embora a matriz e o *bushing* não apresentem problemas visíveis, seria útil realizar um furo cónico no *busching*, com o diâmetro mínimo no topo e máximo na parte inferior do furo. Isso reduziria a necessidade de o punção ter de avançar tanto para empurrar o retraço para fora.

4.6 Análise da Fratura da Ferramentas

Seguindo o (P.E. Sachs, 2021), um componente que tenha falhado devido a fadiga, deve possuir um aspeto semelhante ao ilustrado na Figura 4-29. Para além do mais, pode combinar-se a análise da fratura nas ferramentas com as várias etapas da lei de Paris.

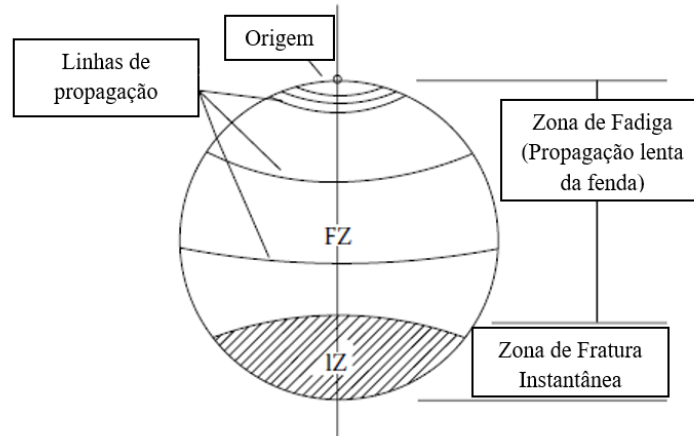


Figura 4-29 - Esquemática do aspeto de uma falha por fadiga (P.E. Sachs, 2021).

Começando pelo exemplo da amostra A, visível na Figura 4-30, é possível observar características comuns à falha por fadiga. Verificam-se várias linhas de propagação com várias alterações de direção. Nota-se, igualmente, em zonas bastante lisas e zonas bastante rugosas. Pela Figura 4-30 b), é possível concluir que a fratura ocorre ao longo do comprimento da secção transversal da ferramenta, percorrendo uma distância maior.

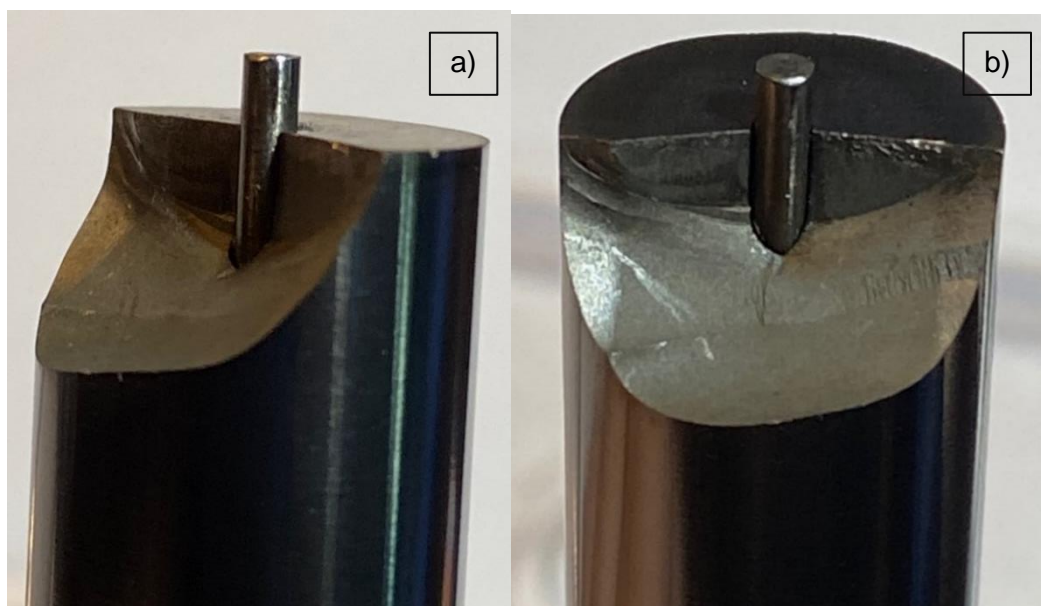


Figura 4-30 - Amostra A (a) vista lateral, b) vista frontal, figura).

Segundo (P.E. Sachs, 2021), tendo em conta a dimensão do grão e qualidade do mesmo, quanto mais lisa for a superfície de fratura mais lenta esta se propaga. Outra característica a ter em conta e de valor são as linhas de propagação. As linhas de propagação não só apontam para um possível aumento de velocidade de propagação da microfissura como podem denunciar uma mudança de tensões principais na solicitação do componente.

A zona de corte instantânea coincide com a zona onde ocorre a fratura final, ou seja, onde a capacidade de carga do equipamento é inferior à carga que este suporta. A zona de fratura tanto pode ser dúctil como pode ser frágil, sendo que, maioritariamente, é frágil (P.E. Sachs, 2021).

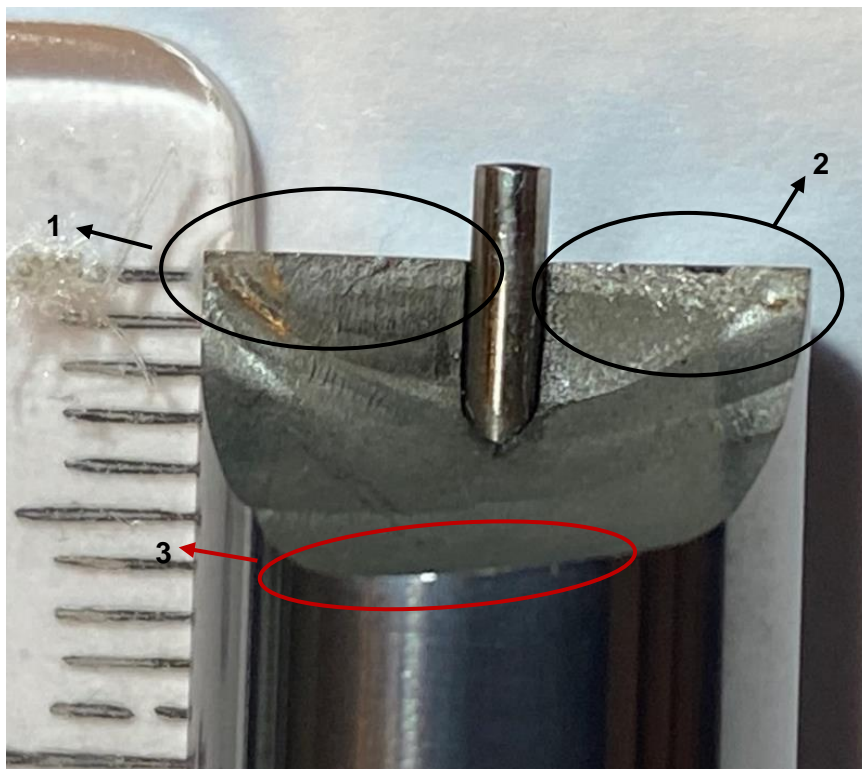


Figura 4-31 - Vista frontal da amostra A, com 3 regiões destacadas.

Na Figura 4-31, foram identificadas três zonas de interesse. As zonas 1 e 2 correspondem às zonas de iniciação de fenda. É possível observar a olho nu a presença de uma diferenciação de cor entre essas zonas iniciais e o restante da fratura. O brilho característico da microfissuração provém do contacto entre grãos, gerado pelas cargas cíclicas responsáveis por separá-los. Após a separação física dos grãos e em função das solicitações que geram pequenas movimentações de uma das partes, ocorre desgaste nos grãos adjacentes. Este desgaste provoca um polimento, tornando a zona de iniciação da fissura mais brilhante. Isto não é observável no restante da fatura, uma

vez que, após o estágio de iniciação, a fissura se propaga de maneira mais intensa e rápida.

Nas Figura 4-32 e Figura 4-33 são observáveis ampliações das zonas 1 e 2, respetivamente, discutidas anteriormente e destacadas na Figura 4-31. No seguimento do raciocínio anterior, a Figura 4-32 revela que a zona mais brilhante está muito próxima do furo onde passa o extrator. As marcas de propagação da fratura mostram uma certa distância crescente entre elas à medida que o plano da fratura se altera.



Figura 4-32 - Ampliação da Zona de Iniciação (Zona 1) da Amostra A.

Junto ao furo de passagem da guia do extrator, encontra-se uma pequena zona mais clara e rugosa. Abaixo da zona de iniciação, referindo ao espaço liso acima das marcas de propagação, observa-se uma faixa escura para a qual não foi encontrado fundamento. Suspeita-se que essa faixa possa ser resultado de entrada de micropartículas provenientes do corte da chapa na microfissura, o que provocou um desgaste das faces da fissura. Na Figura 4-33, também é visível uma zona rugosa próxima ao furo (por onde passa o extrator) e ao topo do punção, semelhante à verificada na Figura 4-32. Estas zonas têm características de fraturas frágeis.

Além disso, é importante notar as variações de tons de cor no próprio plano da fratura. Na Figura 4-32 e Figura 4-33, é claramente visível uma zona com tons cinzentos mais claros, contrastando com o restante da fratura, que apresenta tons mais escuros.

Por fim, na Figura 4-32 e Figura 4-33, observa-se uma marca de propagação quebrada, com leves marcas perpendiculares à marca de propagação. Estas marcas foram observadas em vários locais e também em outros punções. As mesmas marcas podem ser verificadas na Figura 4-31.

Ainda nas mesmas figuras, devido à ampliação, verifica-se com mais clareza que a zona mais rugosa é muito perto da superfície da face de corte do punção. À medida que se afasta da zona de microfissuração, a distância entre linhas de propagação é maior. Verifica-se ainda, na Figura 4-30, que existe uma mudança na direção da curvatura da linha de propagação, podendo sugerir que a velocidade de crescimento da fissura não foi uniforme. Esta variação pode ocorrer por variação a nível de tensões ou pela variação da resistência à fratura na secção transversal na ferramenta.

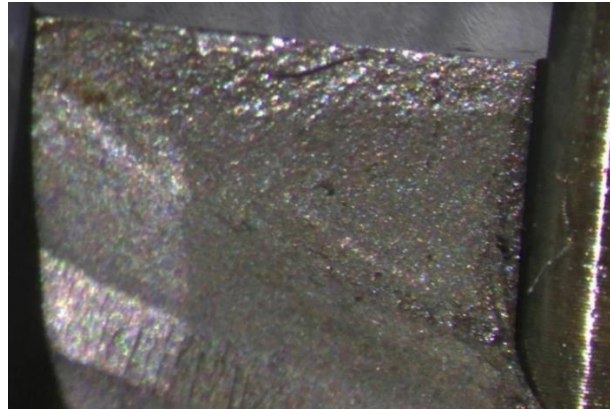


Figura 4-33 - Ampliação da Zona de iniciação (zona 2) da Amostra A.

É ainda digno de acrescentar que as observações já feitas vão de encontro à descrição realizada por (González-Velázquez, 2018). Este acredita que estas figuras acima vão ao encontro da etapa I da Lei de Paris, cuja microfissuração é consequência da microestrutura do próprio material em questão. Contudo, é igualmente visível o início da segunda etapa de Lei de Paris.

A zona de rutura, como é possível observar na Figura 4-34, é bastante lisa e a distância entre linhas de propagação é superior a todas as distâncias entre as linhas de propagação. Tal é indicativo de que esta parte da fratura já se encontra na etapa 3 da Lei de *Paris*. A rutura, mais especificamente a separação de material do corpo principal (observável na Figura 4-34), não é do tipo frágil, mas sim dúctil. Esta conclusão é assente na protuberância verificada no fim da zona de rutura do punção.

No local de rutura final da ferramenta (Figura 4-34), observa-se uma característica conhecida como *Shear Lips*. Esta característica pode indicar se a ferramenta estava sob um estado de tensão ou de deformação no momento da fratura. As *Shear lips* são protuberâncias afiadas no limite da zona de rutura da fratura dúctil, causadas por tensões de corte bastante elevadas em conjunto com alterações abruptas no estado de

tensão da ferramenta. A altura desta protuberância está diretamente dependente da resistência à fratura (González-Velázquez, 2018).



Figura 4-34 - Zona de rotura (zona 3) da Amostra A.

Através de análise da fratura, verificou-se que a protuberância é paralela à frente de propagação da fenda, permitindo concluir que, no instante final de rotura, a ferramenta estava em um estado plano de deformação. Consequentemente, as três componentes de tensão máxima principal são nulas.

A zona em torno ao furo onde a guia, do sistema de extração, está instalada não possui qualquer marca que denuncie uma possível concentração de tensões ou iniciação de rotura.

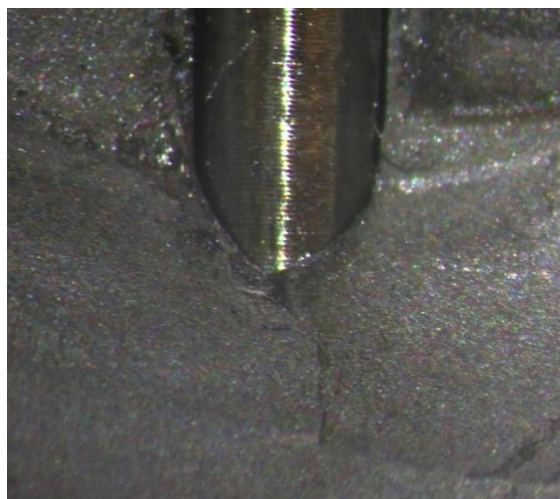


Figura 4-35 - Ampliação do furo passante para passagem da guia.

Ao analisar a amostra B (Figura 4-36), observa-se uma fratura com um alcance destrutivo superior ao visível na amostra A (Figura 4-31). É evidente que a fissura se iniciou no mesmo local, visivelmente destacado pela superfície cristalina.

Além disso, as linhas de propagação na amostra B Figura 4-37 – Amostra B a) Distribuição desigual de linhas de propagação na superfície de fratura e b) ângulo entre vertical e horizontal no punção. não estão distribuídas de forma tão uniforme pela superfície de fratura como na amostra A, e a transição da orientação vertical para a horizontal não é tão suave. Isto é, enquanto na amostra A se verifica uma curvatura, na amostra B observa-se um ângulo. Tal é possível observar na Figura 4-37 – Amostra B a) Distribuição desigual de linhas de propagação na superfície de fratura e b) ângulo entre vertical e horizontal no punção..

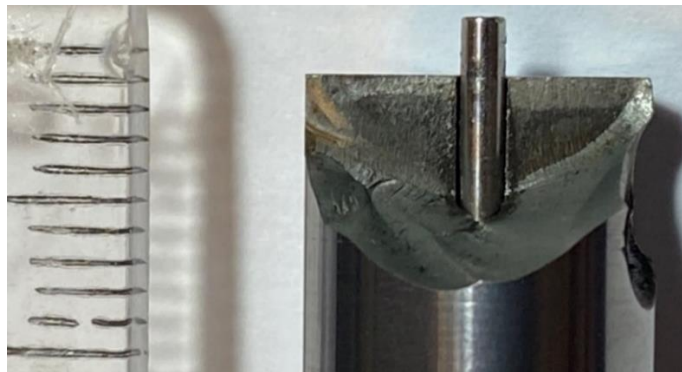


Figura 4-36 - Amostra B.

Adicionalmente, na amostra B, observa-se o surgimento de um número significativamente maior de *rachet marks*. Estas são fissuras que se formam em planos diferentes, mas muito próximos, interconectando-se através de pequenas fendas secundárias. O aparecimento dessas marcas ocorre quando a tensão efetiva aumenta a ponto de ultrapassar a resistência à fadiga, promovendo seu surgimento. Quanto maior a tensão efetiva em relação à resistência à fadiga, mais dessas marcas aparecem.

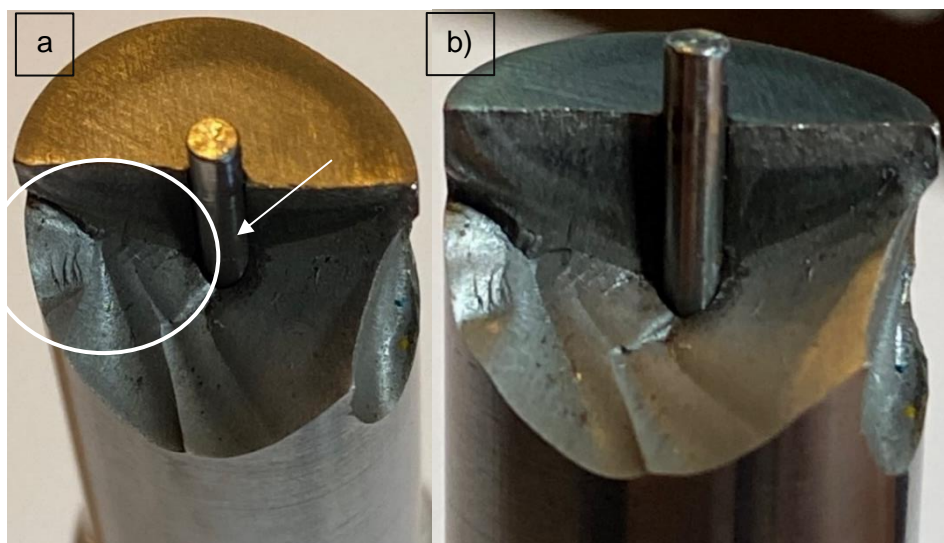


Figura 4-37 – Amostra B a) Distribuição desigual de linhas de propagação na superfície de fratura e b) ângulo entre vertical e horizontal no punção.

Estas marcas são visíveis na Figura 4-37 – Amostra B a) Distribuição desigual de linhas de propagação na superfície de fratura e b) ângulo entre vertical e horizontal no punção., ampliadas e mais claramente destacadas na Figura 4-38. Com base na mesma figura, é possível identificar que a fratura se encontra no segundo estágio da curva de Paris, caracterizado por um crescimento cíclico e altamente influenciado pelo ambiente, uma vez que a fratura não é tão brilhante.

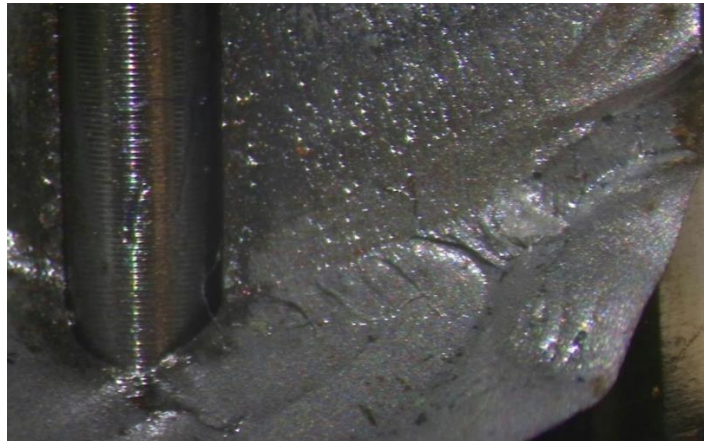


Figura 4-38 - Ratchet Marks na amostra B.

Para além da fratura principal, é observável uma secundária, Figura 4-39, (visível no lado direito do punção na Figura 4-36) e uma fissura à superfície, que caso a ferramenta continuasse a funcionar daria lugar à próxima fratura (Figura 4-40).

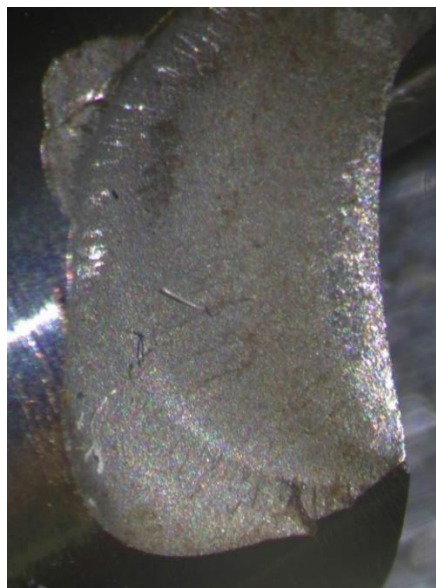


Figura 4-39 - Fratura secundária (lascagem), amostra B.

Na zona de fratura, não foram observados *shear lips*, e devido à extensão da fratura, não é possível determinar com precisão a localização exata da zona de rutura.

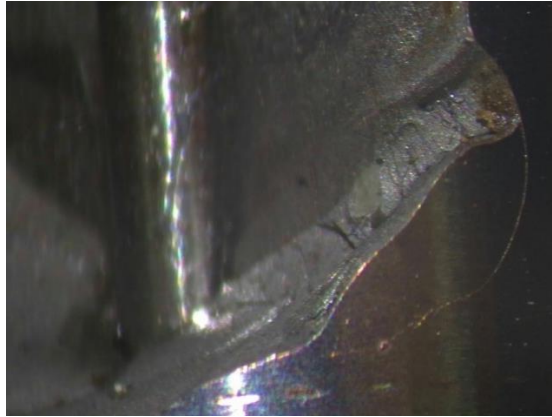


Figura 4-40 - Fenda Superficial, amostra B.

Concluindo a análise das fractografias nos punções, e considerando a operacionalidade da ferramenta, pode-se afirmar que essa fratura se assemelha bastante a uma fratura por compressão. Ademais, embora a separação entre o punção e o restante corpo apresente características dúcteis, como evidenciado pela protuberância observada, a fratura inicialmente se desenvolve de forma frágil, possuindo uma textura rugosa.

A partir da análise verificou-se que as microfissuras se iniciaram nas arestas de corte dos punções, devido ao facto de, tal como foi enunciado atrás, ser a zona mais brilhante. Este brilho resulta do deslizamento entre grãos numa etapa que a fissura ainda é microscópica. Este deslizamento entre os planos da fissura sugere a existência de tensões de corte no mesmo corpo, conduzindo para a conclusão de que o desenvolvimento da microfissura ocorre segundo o modo II. A existência deste modo de propagação de fissura realça parte da teoria descrita anteriormente, que apontava para uma distribuição não uniforme de tensões pelo corpo do punção, consequência ou de mau contacto entre o punção e a chapa ou de levantamento da chapa.

Adicionalmente, foram identificadas várias marcas na fratura, sendo que a maior parte se considera como sendo resultantes da propagação da fissura por fadiga (marcas de paragem). No entanto, a presença de outras riscas perpendiculares às referidas indica a possível existência de um esforço adicional durante a operação, sugerindo uma combinação do modo II com o modo III de propagação de fenda. Uma observação adicional que apoia essa conclusão é a transição de plano.

É importante relembrar que, além das tensões à compressão, a ferramenta também é submetida a tensões de tração. Isto ocorre porque, durante o movimento ascendente após o corte, existe a tendência de a ferramenta ficar presa no próprio furo devido ao retorno elástico que ocorre na própria chapa. Por outro lado, caso ocorra mau contacto

entre a face de corte do punção e a chapa, ou o contacto se iniciar com a chapa no ar, o punção pode ser deslocado de sua posição natural e sofrer flexão. Além disso, ferramentas que são sujeitas a vários tratamentos térmicos para aumentar dureza do componente tendem a perder resistência à flexão. Embora a flexão da ferramenta seja reduzida, esta pode provocar um impacto significativo.

A microfissura inicia-se ao longo da altura da secção transversal do punção, e não ao longo do comprimento, devido à menor quantidade de material nessa área, resultando em menor resistência.

Uma teoria que pode explicar como a microfissuração ocorre envolve a possível presença de carbonetos duros e frágeis de grandes dimensões na microestrutura. Estes carbonetos podem agir como concentradores de tensão, provocando uma localização de deformação plástica na matriz microscópica da ferramenta. Esta deformação em torno dos carbonetos pode induzir a fratura dos próprios carbonetos, levando à formação de fissuras naturais de fadiga.

Estes carbonetos são normalmente detetáveis por oscilações na microdureza do aço, sendo que estes tendem a possuir uma dureza relativamente superior à da matriz em que estão inseridos. Considerando as características geométricas da própria ferramenta (corpo oco, com forma oval), o seu aparecimento pode ter ocorrido a partir do tratamento térmico. A microfissuração em torno dos carbonetos é uma das principais causas de fratura em punções, conforme indicado pela pesquisa. Além disso, deficiências relacionadas com o *design* da própria ferramenta, como a falta de consideração para a transmissibilidade de tensões ou a ausência de uma geometria de alívio de tensões como, por exemplo, raios, podem contribuir para essas fraturas (Medrea et al., 2018).

Outra análise de punção fraturados, foi realizado por (Cassio Barbosa et al., 2015), e concluiu que a causa raiz para a iniciação de microfissuração do punção estava correlacionado, com marcas provenientes da maquinação da ferramenta. O autor suspeita que as marcas de maquinação, deixadas na superfície do punção, produziam concentração de tensões ao agir como descontinuidades. Foi ainda observado pelos mesmos autores que junto aos carbonetos ocorreu fratura frágil, mas, devido a outros indicadores, a fratura foi classificada como mixa dúctil e frágil. Por fim, retiraram os valores de microdureza do material do punção para uma matriz do mesmo material, que indicou uma diferença de 100 Vickers do punção para a matriz. Por outro lado, não existe qualquer indício de maquinação no punção, sendo esta premissa inválida.

4.7 Análise Comparativa de Microdureza entre punções

Neste subcapítulo, serão examinadas as alterações na microestrutura durante que ocorrem durante a operação. Para tal, foram utilizadas duas amostras: uma utilizada e fraturada e uma nova. Ambos os punções são do mesmo material e fornecedor. Os punções foram cortados a cerca de 20 mm da ponta de corte usando uma serra de disco, como mostra a Figura 4-41. O corte gerou pequenas rebarbas, que foram removidas com uma lixa. As amostras finais estão apresentadas na Figura 4-42.



Figura 4-41 - Serra de disco utilizada para cortar os punções.

Com os punções cortados, foram preparadas as amostras para análise da microdureza. Para tal, utilizaram-se moldes de silicone para inserir as pontas, visíveis na Figura 4-42, com as superfícies de interesse voltadas para cima. A mistura dos dois componentes (na Figura 4-43) produziu uma resina acrílica ideal para este tipo de análise.

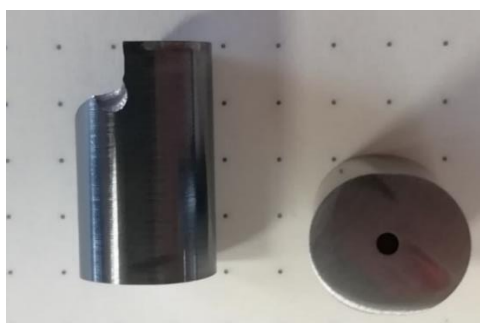


Figura 4-42 - Amostras finais a utilizar na análise à microestrutura.

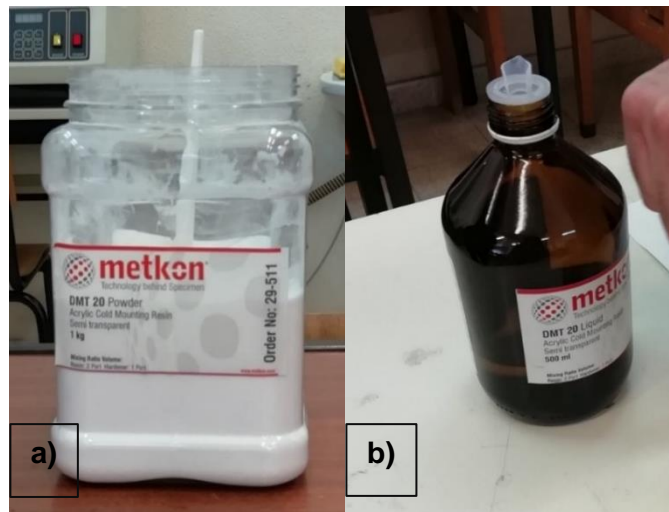


Figura 4-43 - Pó acrílico (a) e catalisador (b) utilizado na produção da resina para as amostras.

Com a resina acrílica concluída, introduziu-se a mesma nos moldes com as pontas dos punções cortados, conforme visível na Figura 4-44. Em seguida, uma reação exotérmica ocorreu, solidificando a resina em cerca de 15 min.

Com a resina solidificada, as amostras foram retirados dos moldes. O passo seguinte envolveu a preparação superficial das amostras por desgaste abrasivo da superfície de maior interesse. Como ilustrado na Figura 4-44, as superfícies dos punções foram posicionadas para baixo para garantir que, após a solidificação da resina, estas superfícies ficassem o mais plana e regular possível. Em contraste, a superfície superior, visível na amostra da Figura 4-44, apresentou uma certa concavidade.



Figura 4-44 - Introdução da resina acrílica nos moldes com as pontas dos punções cortados.

O polimento das superfícies de interesse das amostras foi realizado utilizando um equipamento com discos rotativos, visível na Figura 4-45, no qual foram instaladas lixas. Devido à natureza da resina, foi necessário abrir a torneira para evitar a deposição do material da resina na lixa. Foram utilizadas quatro lixas para o processo de polimento: começou-se com uma lixa de $320 \mu m$, a mais agressiva, para remover o material em excesso. Posteriormente, utilizaram-se discos de $600 \mu m$, $1000 \mu m$ e $2500 \mu m$ para polimento e acabamento, resultando em um acabamento espelhado na ponta do punção.

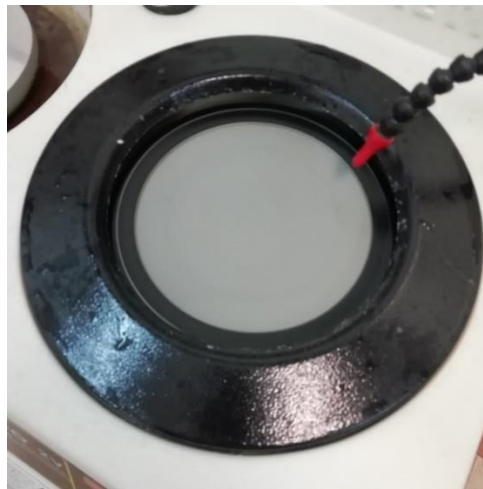


Figura 4-45 - Disco utilizado para polimento da amostra (equipado com lixa de 600).

Quando concluído, as amostras C e D observavam-se tal e qual como demonstradas na Figura 4-46.



Figura 4-46 - Amostra C e D, respectivamente, no final do polimento.

Após o polimento com uma pasta de diamante ($6 \mu m$), a limpeza com álcool etílico e a secagem, iniciou-se o processo de indentação. As indentações foram realizadas utilizando o equipamento observado na Figura 4-47. Foram realizadas duas linhas de

indentação em cada amostra, com pontos equidistantes. Em um dos punções, foi adicionada uma linha extra na horizontal. Uma das linhas percorre o comprimento da área de secção do punção, enquanto a outra atravessa a largura, cruzando-se no centro do furo passante do punção.



Figura 4-47 - Equipamento utilizado para realizar as indentações nas amostras.

As indentações foram feitas a uma distância de $500 \mu m$ entre si e com uma carga de $500 g$, que corresponde a uma força de $4,903 N$. É possível verificar um exemplo de uma indentação na Figura 4-48.

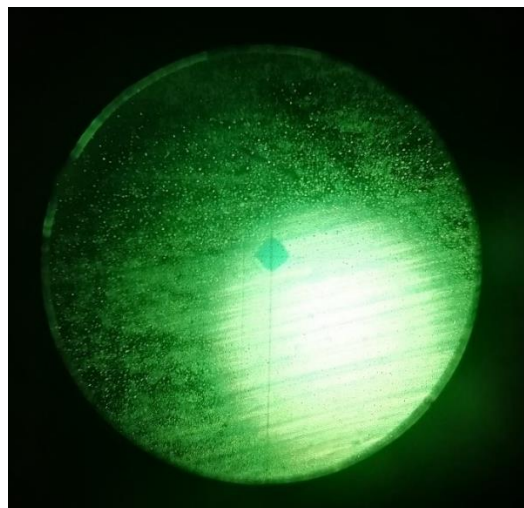


Figura 4-48 - Exemplo de Indentação.

Posteriormente à realização das indentações, as mesmas foram fotografadas e medidas com recurso a um *software* denominado por *ImageJ*. Na Figura 4-49, é observável um exemplo de uma indentação, de onde foram obtidas duas medições. Contudo,

inicialmente, foi realizada a calibração do sistema de medição do *ImageJ* com base na escala presente em cada fotografia, utilizando a escala de 50 μm visível no canto inferior direito da mesma figura. As medidas das indentações, destacadas com linhas amarelas em traço descontinuo na figura, foram usadas para calcular a microdureza através da Equação (4.8).

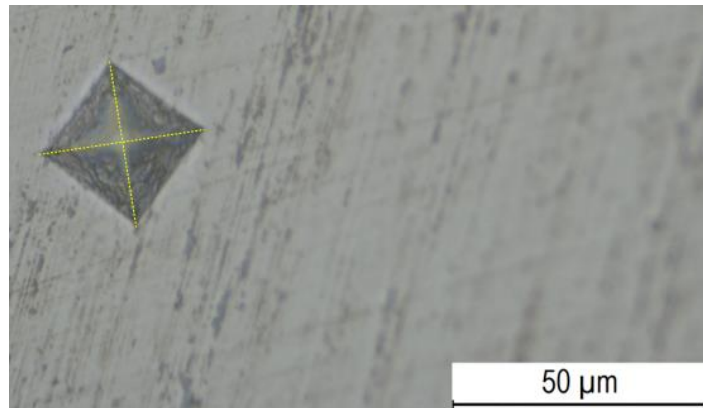


Figura 4-49 - Exemplo de indentação com linha vertical e horizontal de medição e escala utilizada para calibrar de sistema de medição no *software ImageJ*.

Os resultados obtidos para a microdureza enquadram-se na escala de *Vickers* (HV). O cálculo da microdureza foi realizado segundo (*ISO 6507-1:2023(en), Metallic materials — Vickers hardness test — Part 1: Test method*). De acordo com a equação (4.8), a força utilizada para realizar as indentações foi de 4,903 *N*. A variável d^2 refere-se à média das duas diagonais, conforme indicado pela linha amarela descontinua na Figura 4-49. Dar nota que as unidades de medição foram convertidas de micrómetros para milímetros.

$$HV = \frac{F (Kgf)}{A(mm^2)} = \frac{1}{g_n} \times \frac{2 \times F \times \sin \frac{136^\circ}{2}}{d^2} \approx 0,1891 \times \frac{F(N)}{d^2} \quad (4.8)$$

No punção fraturado, foram realizadas duas linhas para analisar os efeitos da fissura identificada. Como resultado, obtiveram-se duas linhas de resultados na direção horizontal, uma localizada acima e outra abaixo da fissura. As Figura 4-50 e a Figura 4-51 mostram as amostras com as indentações e referenciais para facilitar a compreensão dos resultados e das diferenças denotadas.

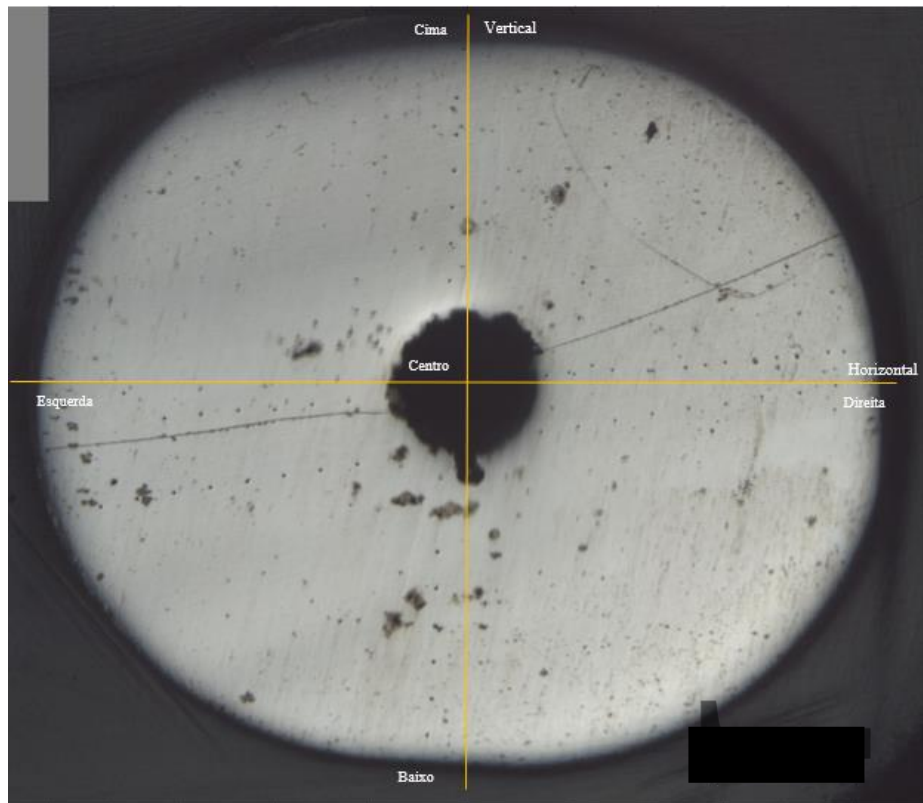


Figura 4-50 - Punção Fraturado, com duas linhas de indentações horizontais e uma vertical.

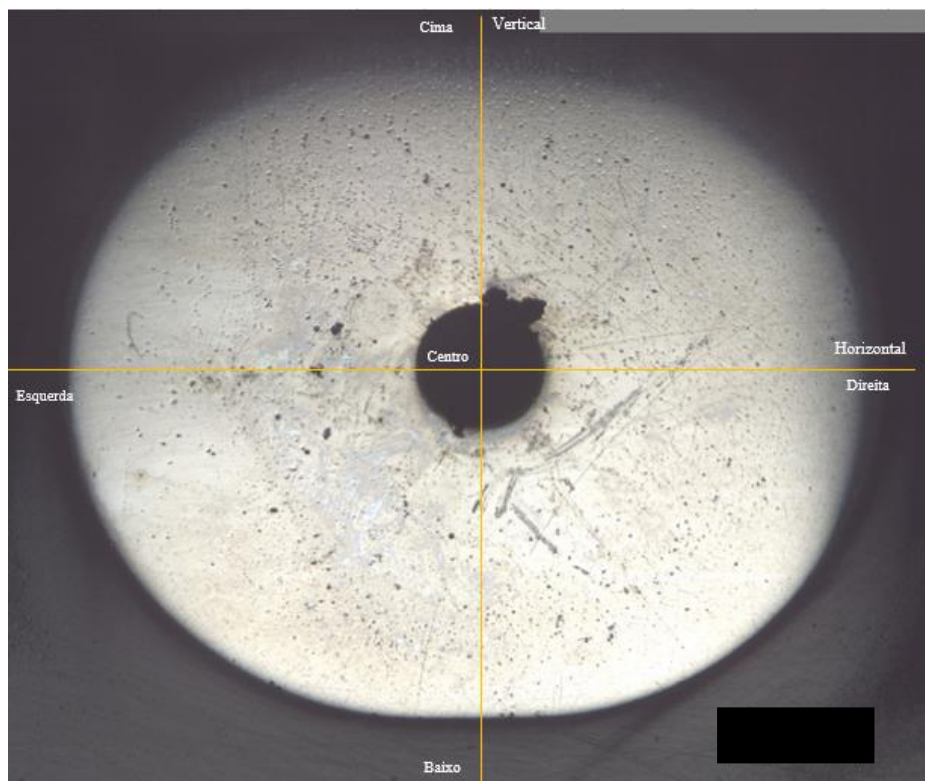


Figura 4-51 - Punção não Fraturado, com uma linha de indentações horizontal e uma vertical.

Com a organização dos resultados de microdureza na escala de *Vickers*, foi possível observar onde ocorrem as maiores diferenças de valores de dureza entre o punção fraturado e o punção não fraturado. Os resultados da microdureza foram organizados segundo os referenciais dispostos na Figura 4-50 e na Figura 4-51. Subdividiu-se os resultados em 4 gráficos: dois para a direção horizontal, um com sentido esquerda até centro do punção e outro do centro do punção até à extremidade direita; e, dois para a direção vertical, um de cima até ao centro do punção e outro do centro do punção até baixo.

Analisando os resultados da linha horizontal, do lado esquerdo para o centro do punção (Figura 4-52), observa-se que houve uma redução do punção inteiro, que não foi utilizado, para o punção que fraturou. Os valores do punção novo oscilam entre 853,11 *HV* (64.6 *HRC*) e 942,58 *HV* e preservam uma média de 891,9 *HV*. Por outro lado, o punção fraturado tem um comportamento de aumento de valores de microdureza do exterior (esquerda) para o centro do punção. Ambas as linhas preservam médias bastante distintas, sendo a da linha horizontal acima da fissura 735.77 *HV* e abaixo da fissura 611,73 *HV*. Abaixo da fissura os valores não ultrapassam os 650 *HV*, verificando-se uma redução local máxima de 33,4 % e uma redução média de 31,4 %.

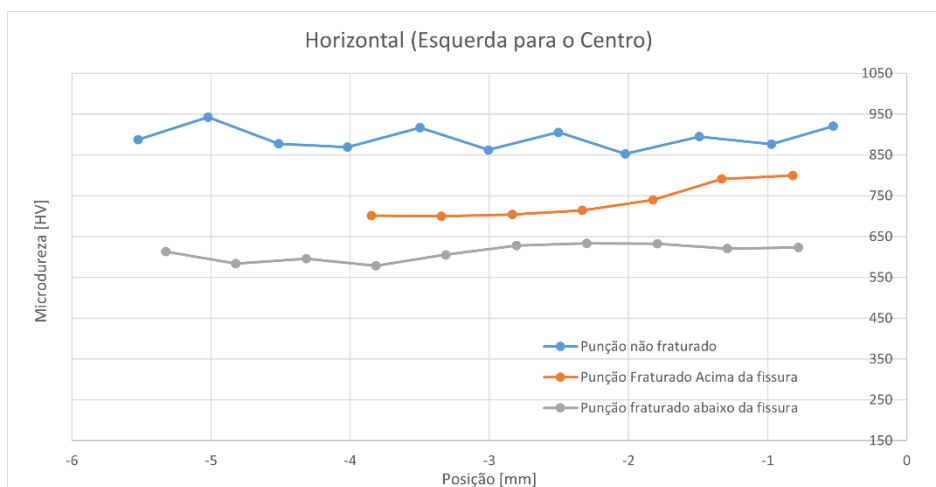


Figura 4-52 - Linhas Horizontais da esquerda para o centro no punção fraturado e inteiro.

Analisando o segundo gráfico da linha horizontal que vai do centro até à extremidade direita do punção, conforme exibido na Figura 4-53, observa-se que os valores do punção fraturado se aproximam dos valores do punção inteiro, preservando uma diferença de cerca de 57 *HV*. Em contraste com o que foi verificado no caso anterior, a microdureza no punção fraturado aumenta em direção à extremidade do punção. Os maiores valores de perda de dureza são registados na linha abaixo da fissura, junto ao centro.

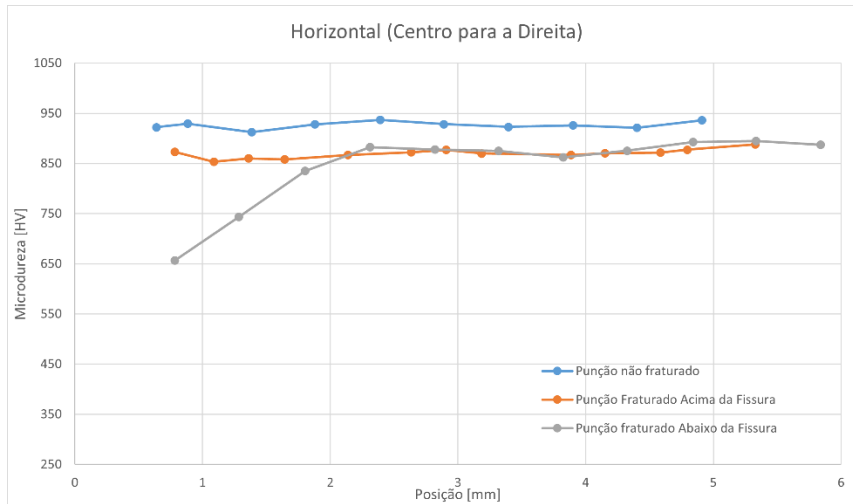


Figura 4-53 Linha Horizontal do centro para a direita no punção fraturado e inteiro.

A linha vertical possui menos pontos, uma vez que corresponde à zona de menor espessura do punção. Esta linha foi dividida em dois gráficos. O primeiro gráfico, apresentado na Figura 4-54, representa a análise dos resultados dos pontos ao longo da direção vertical, de cima para o centro do punção. A partir da observação do gráfico, nota-se uma diminuição da microdureza no meio caminho, enquanto os valores nas extremidades se aproximam dos valores originais. O valor mínimo de microdureza no punção fraturado é de 714,15 HV, que representa uma perda de 20,64 % em comparação com a microdureza pré-fratura. Nas extremidades, esta redução não ultrapassou os 9 %. É ainda possível observar que, ao longo desta linha, os valores de microdureza do punção inteiro apresentam menor variação, tendo uma média de 911,72 HV.

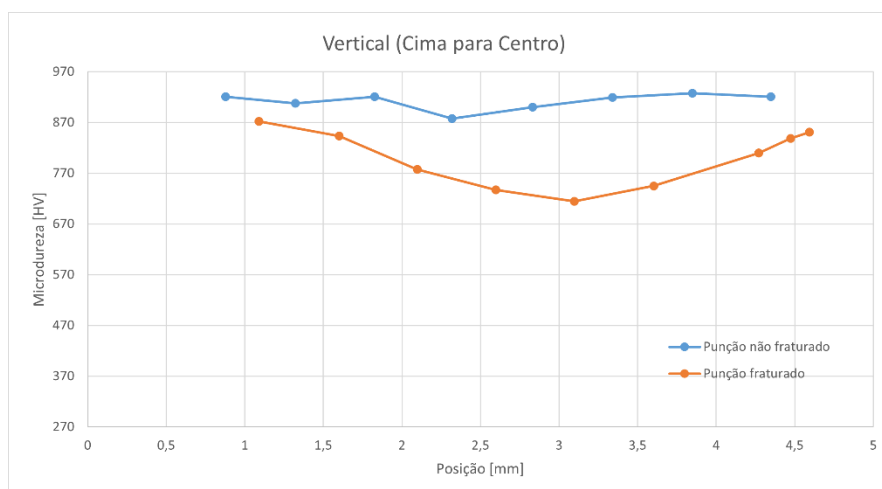


Figura 4-54-Linhas Verticais de cima para o centro do punção fraturado e inteiro.

Por fim, nas linhas verticais que vão do centro para baixo, conforme evidenciado na Figura 4-55, verifica-se uma perda substancial logo no início (junto ao centro), com uma

redução de cerca de 47,92 %. A partir do ponto com menor microdureza (472,37 HV), os valores tenderam a se aproximar dos valores originais à medida que se dirigiam para a extremidade do punção. Na presente linha, a microdureza média do punção inteiro é de 908,37 HV. É importante notar que esta linha apresenta uma média de microdureza mais reduzida em comparação com a linha exibida na Figura 4-54.

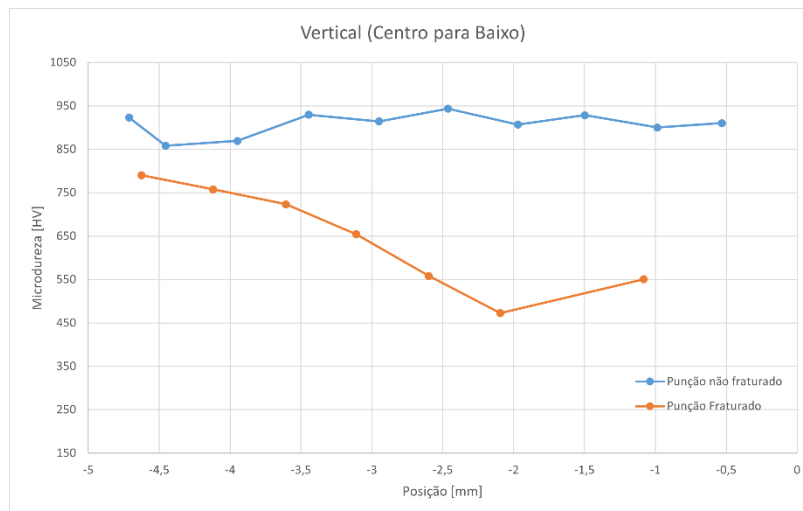


Figura 4-55 - Linhas Verticais do centro para baixo do punção fraturado e inteiro.

Com base nas observações realizadas durante a análise de fratura da ferramenta e nas medições de altura do furo na chapa, é possível concluir que o local onde se verifica a maior perda de dureza coincide com o local onde ocorreu o maior deslocamento de material na chapa (medição de altura). Isso sugere que o punção suportou um esforço maior ao cortar a chapa nesse ponto. Além disso, na mesma área de maior deslocamento, foi identificado um desgaste superficial significativo no punção. Vale destacar que esse desgaste foi especialmente pronunciado nesse ponto específico, sendo o único local sem revestimento.

Este fenómeno de desgaste superficial, que expõe a superfície do aço e elimina a camada protetora de revestimento, tem um impacto negativo significativo. Segundo (Spuzic et al., 1995), aços submetidos a compressão uniaxial tendem a sofrer deformações plásticas com mais facilidade quando perdem o revestimento, que proporciona elevada dureza superficial. Isso pode ocorrer, por exemplo, devido a indentações por micropartículas resultantes do processo de corte. Este fenómeno merece atenção, pois, como foi observado um desgaste excessivo e localizado, este pode atuar como um fator que agrava a microfissuração.

(Fukaura et al., 2004), verificou que ferramentas temperadas a 560 °C sofriam, perante solicitações cíclicas, um amaciamento à medida que o número de ciclos aumentava, enquanto ferramentas temperadas a 200 °C endureciam. Foi ainda verificado um aumento de deformações plásticas comparativamente ao aço da ferramenta tratado a uma temperatura mais baixa. Outra fonte (Hertzberg & Hauser, 1977) complementa que o amaciamento cíclico depende de uma relação entre a tensão à ruptura e da tensão de cedência. O autor afirma que para uma relação acima de 1,4 o metal irá perder dureza ao longo da sua vida útil, enquanto para uma relação de 1,2 ou inferior irá endurecer. Por outro lado, se o aço se encontrar entre 1,4 e 1,2 não sofrerá qualquer mudança.

Adicionalmente, o efeito de Bauschinger o qual se desenvolve em torno da perda de resistência à ruptura face à aplicação de tensões cíclicas no componente pode ser a causa que justifique o amaciamento verificado no próprio punção, uma vez que existe uma correlação entre os valores de microdureza com a tensão de resistência à ruptura. De qualquer maneira, este fenómeno está muito mais virado e desenvolvido para análise da própria chapa que é conformada do que as ferramentas que são utilizadas na sua conformação. De um ponto de vista cíclico, as tensões que caracterizam a solicitação real do punção incluem compressão, tração e corte.

A análise da oscilação observada em certas áreas do punção novo (não fraturado) destaca um ponto importante, já anteriormente referido, que merece atenção. A presença de carbonetos na microestrutura, com características mecânicas significativamente diferentes da matriz em que estão inseridos, pode ser uma questão relevante. Como mencionado anteriormente, estes carbonetos são propícios a criar microfissuras e podem ser detetados através de análises de microdureza. Por outro lado, para um estudo mais aprofundado, seria necessário utilizar equipamentos adequados para investigar esta questão de maneira mais detalhada.

Segundo, (Blaha et al., 2002), ferramentas produzidas a partir de pós metalúrgicos, embora possuam uma microestrutura mais homogénea que aços convencionais, a sua composição química, parâmetros de produção e temperatura de austenização podem provocar a precipitação de carbonetos. Estes, por sua vez, provocam uma redução na resistência à propagação de fissuras na microestrutura. Não só os carbonetos, mas também a distância entre estes afetam a resistência à fratura. O mesmo autor concluiu que, embora as durezas superficiais do aço ferramenta fossem sempre ao encontro do expectável, as características como resistência à fratura não possuíam a mesma repetibilidade e eram muito distintas.

Por fim, pode-se concluir que a distribuição de carbonetos pela ferramenta pode influenciar a sua operacionalidade. No entanto, devido às limitações atuais, não é possível afirmar com certeza que tal seja o caso específico, o que deixa a questão em aberto para investigações futuras. Neste contexto, é importante destacar que, embora as operações de corte com ferramentas de estampagem exijam elevada dureza, uma boa tenacidade também é crucial. Encontrar um equilíbrio entre características como tenacidade, resistência ao desgaste e resistência mecânica é essencial para selecionar o aço ferramenta ideal para a aplicação, evitando o excesso de dimensionamento e acréscimo de custos desnecessários.

4.8 Ação de melhoria

Através da aplicação de afiamentos ou chanfros no punção, como ilustrado nas Figura 4-56 e Figura 4-57, observou-se uma melhoria na operação da ferramenta. Esta melhoria foi evidente não apenas na redução de desgaste superficial, mas também do número de golpes realizados

Um dos problemas anteriores prendia-se com a fratura imprevisível da ferramenta, que impedia a determinação de um padrão de durabilidade. Com a aplicação do afiamento, conseguiu-se não só aumentar o número de ciclos de produção, mas também reduzir imprevisibilidade da sua vida útil.



Figura 4-56 - Afiamento do punção, vista de topo.

Estudos sobre este tipo de geometria em punções indicam benefícios como a redução da força de corte e a diminuição da energia necessária para o corte (Pu, Jia, et al., 2018).



Figura 4-57 - Afiamento do punção, vista lateral.

5 Simulação Numérica

Neste capítulo, serão desenvolvidos procedimentos com recurso do *software* LS-Dyna para compreender como o punção se comporta em condições originais e analisar o impacto de alterações em algumas variáveis de operação, com os devidos parâmetros do processo em consideração. Para esta fase, o *software* selecionado foi o *Ansys LS-Dyna*, conhecido por sua complexidade e versatilidade na construção e condicionamento de problemas.

A escolha do *Ansys LS-Dyna* foi feita após considerar outros dois *softwares* STFC *Deform 2D* e *Abaqus*, como mostra a Tabela 5-1. O STFC *Deform 2D* foi avaliado e tido em consideração por não ter limitações no número de nós por simulação e por ser especialmente desenvolvido para analisar processos como o caso em estudo. O *Abaqus*, por sua vez, é amplamente reconhecido pela precisão de resultados em problemas com respostas não lineares, mas impõe um limite de 1000 nós por simulação, o que poderia comprometer a precisão dos resultados e a complexidade do modelo. Assim, o *Ansys LS-Dyna* foi escolhido como um compromisso adequado entre as duas alternativas.

Tabela 5-1 - Tabela de seleção de *softwares*.

Software	Licença	Limite de nós
Ansys LS-Dyna	Estudante	125000
STFC Deform 2D	Profissional (Pago)	(não tem)
ABAQUS	Estudante	1000

5.1 Introdução ao LS-Dyna

O *software* ANSYS LS-Dyna foi escolhido para desenvolver este trabalho, utilizando a versão R13 *student*. Desenvolvido pela *Livermore Software Technology Corporation* (LSTC), estabelecida em 1987 em Livermore, California, Estados Unidos da América, este *software* destacou-se no mercado por suas características versáteis. Ele é amplamente utilizado em diversas aplicações, desde simulações de conformação até simulações de acidentes de veículos, devido à sua capacidade de se adaptar a diferentes situações.

O ANSYS LS-Dyna possui uma vasta biblioteca de modelos de materiais, condições de fronteira e outras definições, permitindo ao usuário criar e resolver problemas complexos com o nível de detalhe necessário. Ele é particularmente ideal para simulações dinâmicas que envolvem grandes deformações, altas taxas de deformação e materiais com comportamentos difíceis de descrever e prever, além de outros desafios não lineares.

Além de sua ampla gama de materiais, o *software* gera malhas altamente adaptáveis e de fácil implementação. Também oferece condições de fronteira e controle específicas para problemas de conformação e corte por punção.

O funcionamento deste *software* funciona com a inicialização do problema no *LS-PrePost*, que atua como pré-processador. Nesta etapa, a geometria (arquivos *STEP* ou *IGES*) é importada, embora também seja possível criar uma no próprio *software*, apesar de essa opção não ser muito intuitiva.

Em seguida, são definidos os parâmetros do problema, incluindo o material, as condições de fronteira, e os corpos rígidos. A malha é aplicada e refinada conforme necessário para se ajustar adequadamente à peça ou superfície. Também são configuradas outras variáveis do problema, como o movimento de um corpo (por exemplo, um punção).

Ainda no *Pre-Post*, determina-se o tipo de *output* desejado do *solver* (ou, pós-processador), como a frequência de cálculo dos resultados ao longo da simulação, os dados dos corpos a serem analisados (se de nós ou de elementos), e o tempo de simulação. Esta etapa é conhecida como pré-processamento.

Os ficheiros gerados pelo pré-processamento possuem o formato *Keywords*, que se assemelham a um bloco de notas, contendo todas as informações do problema organizadas por ordem alfabética. As descrições e características no *Keyword* são codificadas, e sua interpretação geralmente requer consulta aos manuais do *software*.

Por fim, após a execução da simulação, inicia-se a fase de pós-processamento, onde os resultados e dados obtidos são analisados. Os ficheiros gerados durante o pós-processamento podem ter o formato *3DPlot*, que corresponde a um pequeno vídeo da deformação, ou *Binary plot*, que contém todos os dados de deformação, tensão, entre outros, na zona gráfica. Além destes, existe também o formato ASCII, cujos resultados são, normalmente, curvas de uma característica específica, como por exemplo a tensão von Mises em função do tempo de simulação.

É igualmente importante destacar que, independentemente do *software* utilizado, podem ocorrer dois tipos de erros na aplicação de ferramentas numéricas para a análise de elementos finitos. O primeiro tipo são os erros de modelação, que surgem devido a problemas na construção do modelo por parte do utilizador. Exemplos deste tipo de erro são:

- Identificação do processo mais apropriado para a simulação, como definição do problema em bidimensionalidade (2D) ou tridimensionalidade (3D), utilização de planos de simetria, utilização correta das condições de fronteira, caracterização do material incorreta;
- Caracterização do material, por vezes há falta de propriedades dos materiais o que leva à extrapolação de dados obtidos por ensaios mecânicos ou adoção de outras fontes; e,
- Caracterização tribológica, pode ser uma fonte de erros por ser negligenciado. A interface de contacto entre a chapa e outros elementos, como a punção, refere à utilização de um coeficiente de atrito dinâmico e estático.

O segundo tipo de erro refere-se a erros numéricos, que podem resultar da escolha do tipo de elemento aplicado, da formulação selecionada para esses elementos, do incremento de tempo, dos critérios de convergência ou da regeneração de malhas.

Dado o exposto sobre os erros e as suas fontes, torna-se necessário considerar a validação dos resultados. Existem duas abordagens para isso: a analítica e a experimental. No contexto da utilização deste *software*, a aplicação de métodos

analíticos para validação de resultados pode ser excessivamente complexa. No entanto, isso não significa que os métodos analíticos sejam inviáveis para certas partes do problema. No que diz respeito à validação experimental, é essencial dispor de equipamentos adequados para tal. Além disso, existem várias verificações que podem ser realizadas durante o pré-processamento e o pós-processamento para avaliar a coerência das simulações, como a análise da estabilidade da simulação.

Dito isto, é crucial decidir como o problema será definido a partir deste ponto. No *LS-Dyna*, a formulação de problemas pode ser feita por meio de formulação implícita ou explícita. A formulação implícita não toma o tempo como base principal do problema; em vez disso, o processo avança com base na definição de incrementos, quer de força, quer de deslocamento. Contudo, não é correto assumir que o tempo não é considerado nesta formulação, uma vez que este método visa preservar o estado de equilíbrio ao calcular o estado do problema de um incremento para outro. Assim, conclui-se que a formulação implícita é mais adequada para situações estáticas, de deformação lenta e linear, onde a taxa de deformação não é muito elevada, ou seja, ocorre num intervalo de tempo considerável.

Por outro lado, a formulação explícita envolve o tempo de forma direta, de tal modo que a definição do problema não se baseia em incrementos (*increment steps*), como no caso anterior, mas sim em intervalos de tempo (*time step*). O tamanho máximo do incremento temporal é determinado pela seguinte equação:

$$C = \frac{c\Delta t_{max}}{\Delta x} \approx \sqrt{\frac{E}{\rho}} \frac{\Delta t_{max}}{\Delta x} \leq 1 \quad (5.1)$$

Em que Δx é a menor dimensão do elemento finito, ρ é a densidade do material, E é o módulo de elasticidade do material, c é a velocidade de propagação de som nesse material e C é o número de *Courant*, que deve ser menor que 1 para garantir a estabilidade do método numérico. Esta condição impõe que o produto $c\Delta t_{max}$ seja inferior a Δx . Segundo (Schäfer, 2022), quanto maior for o elemento, maior será o incremento que garante a estabilidade da simulação.

Assim, para calcular o *timestep* (Δt_{max}), basta relacionar o tamanho de elemento com a velocidade do som no material (c).

No que diz respeito à avaliação da qualidade da simulação explícita, esta é realizada no pós-processamento, durante a análise dos resultados. A simulação é considerada correta quando, ao analisar os gráficos de velocidades nodais ou tensões nos elementos, não se observa vibração excessiva. O balanço energético no sistema é fundamental para comprovar a estabilidade do sistema, sendo que, por norma, procura-se que os valores de energia cinética sejam consideravelmente inferiores aos de energia interna, e que exista uma relação entre ambas em torno de um valor unitário percentual.

5.2 Modelos

Os modelos de simulação para a análise de elementos finitos subdividem-se em dois cenários, com a complexidade aumentando progressivamente em cada um deles.

No primeiro cenário, o objetivo é recriar uma simulação de um corte por punção teoricamente perfeito, utilizando-se as tolerâncias operacionais e uma velocidade de avanço do punção próxima à real. O contacto entre os elementos será ideal, e as folgas serão respeitadas ao longo do processo. O cenário ou modelo I pode ser visualizado na Figura 5-1.

O modelo II, ilustrado na Figura 5-2, tem como objetivo simular a ausência de contacto entre os elementos. As folgas entre os componentes e a velocidade de avanço do punção permanecem inalteradas. Neste cenário, foi definida uma distância de $0,06mm$ entre as matrizes e a chapa. Além disso, será aplicado um deslocamento como condição inicial nos pisadores para simular a fixação da chapa entre o pisador e a matriz.

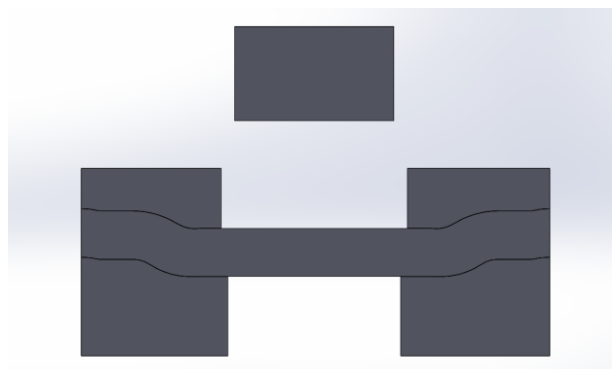


Figura 5-1 - Modelo I.

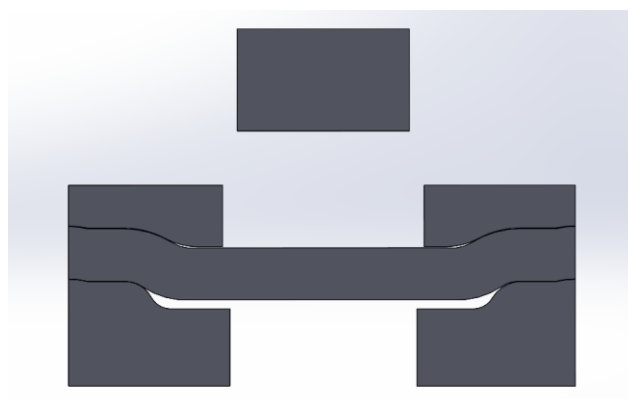


Figura 5-2 - Modelo II.

Nestes dois cenários, duas variáveis foram alteradas ao longo das simulações, e os dados resultantes foram organizados para compreender a evolução do comportamento face à variação das variáveis de operação. As duas variáveis selecionadas para o estudo foram a geometria do punção e as folgas entre as ferramentas, nomeadamente entre o punção e a matriz, sendo que a folga radial de 0,5 *mm* foi preservada.

Em relação aos chanfros atribuídos ao punção, visíveis na Figura 5-3, os ângulos considerados foram: 0° (punção liso), 5°, 10°, 15° e 20°. O comprimento do cateto adjacente ao ângulo foi mantido constante em 2,96 *mm* para todos os chanfros, alterando apenas o comprimento do cateto oposto.

Relativamente às folgas utilizadas entre o punção e a matriz, a Tabela 5-2 apresenta as folgas analisadas para avaliar o comportamento do punção.

Tabela 5-2 - Folgas utilizadas na simulação numérica.

Folga Radial Punção – Matriz [mm]	Folga percentual face à espessura da chapa	Diâmetro do Furo na matriz [mm]	Folga Radial Punção – Pisa [mm]	Diâmetro do Furo no Pisa [mm]
0,3	10%	12,25		
0,389	11%	12,42		
0,42	12%	12,49	0,5	12,65
0,46	13%	12,57		
0,5	14%	12,65		

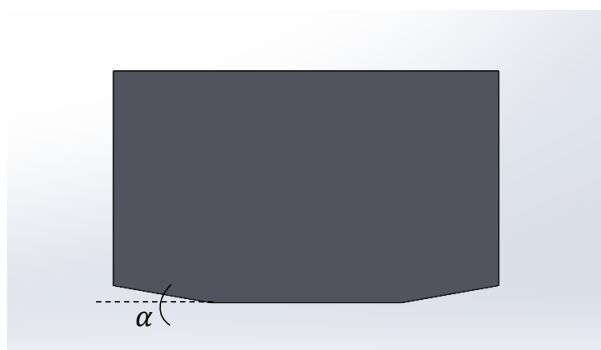


Figura 5-3 - Chanfros aplicados ao punção.

Os valores apresentados foram escolhidos considerando que, conforme mencionado no subcapítulo 2.2.4, a folga das ferramentas se deve situar entre os 10% e 15% para aços avançados de elevada resistência. Na Figura 5-4, estão assinaladas as folgas em estudo sendo que a folga entre o pisador e o punção se preservaram.

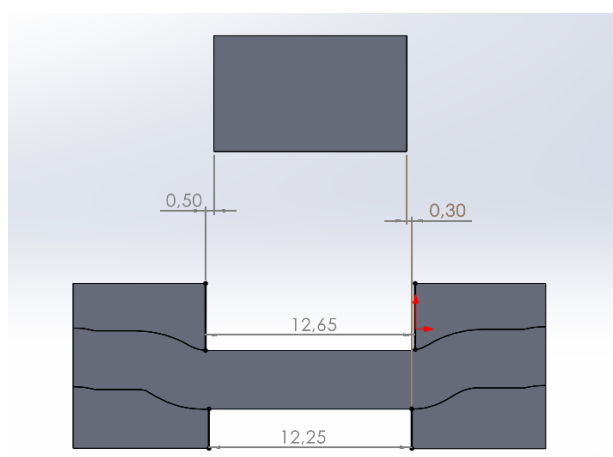


Figura 5-4 - Demonstração das Folgas Punção-Piso (0,5 mm) e Punção-Matriz (0,3 mm).

Em todas as simulações, foi realizada uma análise combinada das duas variáveis: os ângulos e as folgas. Esta análise foi aplicada a ambos os cenários para observar as consequências e diferenças no comportamento do punção, especialmente quando existe liberdade de movimento da chapa (isto é, quando o material não fica totalmente em contacto com a matriz, uma vez que o pisador encosta na chapa, mas não exerce força suficiente para pressioná-la contra a matriz).

O LS-Dyna oferece uma ampla gama de opções de parametrização. Neste sentido, desde o início, é fundamental definir corretamente as unidades a serem usadas ao longo da simulação. Qualquer erro na escolha das unidades pode resultar em resultados incorretos ou em uma interpretação equivocada. A Tabela 5-3 apresenta as unidades utilizadas.

Tabela 5-3 - Unidades utilizadas nas simulações em LS-DYNA.

Massa	Comprimento	Tempo	Força	Tensão	Energia
<i>ton</i>	<i>mm</i>	<i>s</i>	<i>N</i>	<i>MPa</i>	<i>N – mm</i>

5.3 Malha

A malha é um dos pilares de simulação no LS-DYNA, influenciando diretamente os resultados obtidos. Assim, foi realizada uma análise das malhas utilizadas, considerando estudos de convergência de malha e analisando parâmetros como *Aspect Ratio*, *Jacobian Ratio*, e outros rácios relevantes na avaliação de qualidade das mesmas.

As partes envolvidas, neste caso o pisador e a matriz, foram desenvolvidas no *Solidworks* e importadas para o *LS-Dyna* como ficheiros *.step*. A partir dos sólidos, apenas uma face de cada componente foi malhada, criando assim os cenários 2D. Dada a quantidade de simulações a serem realizadas, utilizou-se a ferramenta de malha *Automesher* para este procedimento. O refinamento das malhas foi utilizado de forma global na peça, sem aplicação de refinamento local. O *automesher* gera malhas de acordo com a forma e o tamanho indicados pelo utilizador, podendo criar malhas mistas (com elementos quadriláteros e triangulares) ou compostas exclusivamente por elementos triangulares.

Para os elementos que representam o pisador (esquerdo e direito) e a matriz (esquerda e direita), as malhas possuem um tamanho de elemento mínimo de *0,15 mm*. Estas partes foram parametrizadas como rígidas em todos os cenários, justificando a escolha de uma malha menos refinada às partes. Outra razão para o uso desta ferramenta de malha é a forma complexa de cada parte, especialmente nos raios, o que tornaria muito trabalhoso criar manualmente uma malha refinada. Além disso, esta abordagem contribuiu para a redução do custo de simulação.

A chapa e os punções foram malhados manualmente, utilizando a ferramenta 2D *Mesher*. Foi realizado o desenho bidimensional das partes, atribuindo-se uma malha de *0.12 mm*. A escolha desta ferramenta justifica-se pelo maior controlo sobre a malha, resultando numa malha de melhor qualidade. Com esta ferramenta, em contraste com o *Automesher*, foi possível obter uma malha mais homogénea em termos de elementos e das suas dimensões, e com uma qualidade superior. O punção foi realizado da mesma forma, mas à medida que o ângulo do chanfro aumentava, tornou-se mais difícil malhar

junto à sua aresta. Por conseguinte, com o aumento da malha, o foco foi colocado na zona próxima à aresta de corte, onde, como é visível nas figuras, a malha se apresenta regulada, controlada, refinada e homogênea.

O tamanho dos elementos da chapa e do punção são idênticos e menores do que o tamanho dos elementos atribuídos a outras partes, como o pisador e a matriz. Mais uma vez, os elementos que representam o pisador e a matriz são rígidos, enquanto os da chapa e do punção são deformáveis. Além disso, ao definir contactos, é importante que as partes que entram em contacto durante a simulação e sofrem deformações em consequência desse contacto tenham uma malha semelhante, para evitar penetração de elementos das diferentes partes.

Os resultados dos estudos de convergência, Figura 5-5, foram organizados de acordo com os ângulos dos punções, uma vez que a variação da folga não afeta nenhuma malha deformável e, por isso, a variação de diâmetro nas matrizes não é relevante.

Na Figura 5-5, observou-se a convergência da malha utilizando os valores de tensão de von Mises. Nota-se que, para o punção com um ângulo de 20° , houve uma pequena oscilação no valor da tensão para um tamanho de elemento de 8 mm, mas, de qualquer forma, a tendência esperada de convergência foi confirmada. O mesmo fenómeno foi verificado para o punção com um ângulo de 10° .

Para além das tensões de von Mises, foi realizada uma análise de convergência para os valores de energia global do sistema (energia gerada pelo contacto entre o punção e a chapa, e das forças no punção). Em todas as situações, a convergência foi constatada, validando a malha e indicando que a simulação é estável e fiável. É importante referir que este tipo de simulação envolve muitos cálculos e requer um poder computacional significativo.

Apesar de o estudo de convergência ter sido realizado com tamanhos de elementos até $0,08\text{ mm}$, decidiu-se utilizar um tamanho de $0,12\text{ mm}$ por se considerar que oferece uma boa relação entre custo e qualidade.

Na Figura 5-6, observa-se a evolução de valores de energia total no sistema face à redução do tamanho de elemento, além de se observar a convergência dos valores, é importante notar algumas oscilações. Estes gráficos servem para ilustrar a estabilidade das relações entre todas as malhas. Qualquer diferença significativa entre pontos pode indicar uma possível instabilidade de energia cinética. No entanto, as oscilações

observadas no estudo de convergência para os valores de energia não devem ser interpretadas como indícios de falta de convergência, uma vez que os valores de energia total estão intrinsecamente relacionados com a malha, que é alterada durante o estudo de convergência.

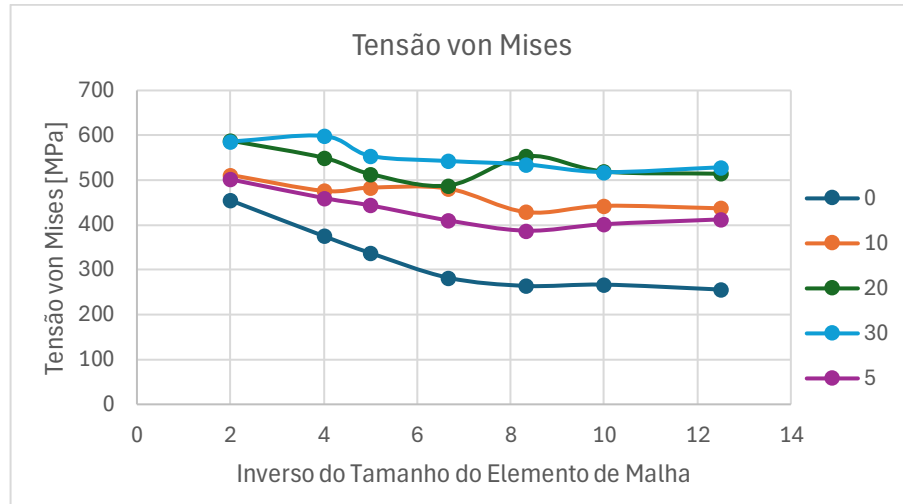


Figura 5-5 - Convergência de Malha com Tensões von Mises.

No estudo de convergência, também se analisou a evolução dos valores de pressão e de força nos contactos. Os resultados deste estudo de convergência estão disponíveis no Apêndice. Para cada nível de refinamento, foi necessário atualizar o *timestep* de acordo com a equação (5.1), cujo valor é diretamente influenciado pelo comprimento do menor tamanho do elemento deformável no sistema. Os *timesteps* para simulações com punções do mesmo ângulo mantêm o mesmo valor. A Tabela 5-4 apresenta os valores nominais de *timestep* utilizados para cada nível de refinamento da malha realizado.

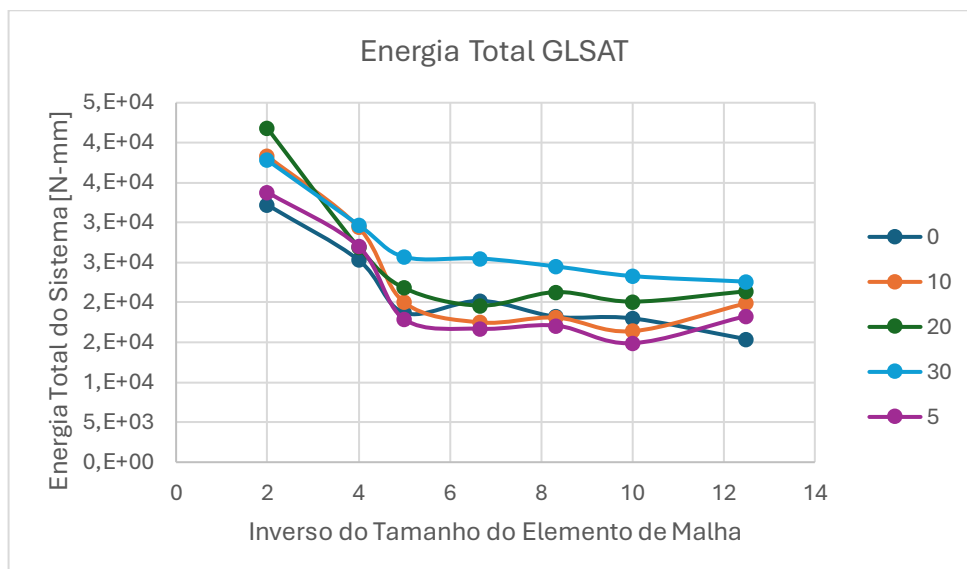


Figura 5-6 - Convergência do Malha com energia total no sistema.

Tabela 5-4 - Valores de *timestep* nominais utilizados nos estudos de convergência para cada elemento.

Dimensão do elemento [mm]	0.50	0.25	0.20	0.15	0.12	0.10	0.08
<i>Timestep</i>	1.280e - 05	1.240e - 05	1.212e - 05	1.310e - 05	1.190e - 05	9.030e - 06	6.600e - 06

Embora a geometria do punção influencie a malha e o tamanho dos elementos, é natural observar alguns desvios nos valores exibidos na Tabela 5-4. No entanto, esses desvios não são suficientemente significativos para serem notados.

No decurso das simulações realizadas com uma malha de 0,12 mm, foi utilizado um *timestep* de 1.200e - 05. Este valor segue a lógica mencionada anteriormente, adequando-se a todas as geometrias do punção e respeitando a regra estabelecida na equação (5.1).

Os indicadores selecionados para avaliar a qualidade da malha encontram-se denotados na Tabela 5-5. Os valores presentes na tabela referem-se aos modelos globais (incluindo a matriz, o pisador, o punção e a chapa), e não apenas ao punção ou à chapa. Os dados foram organizados de acordo com o ângulo do chanfro do punção, uma vez que essa alteração geométrica tem um impacto maior do que o aumento do diâmetro da matriz, que é um elemento rígido na simulação. Estes valores correspondem à malha selecionada com base no estudo de convergência.

Tabela 5-5 - Análise da qualidade da malha dos modelos.

Ângulo do Chanfro do Punção	0°	5°	10°	15°	20°
-	Max - Min	Max-Min	Max - Min	Max-Min	Max - Min
<i>Aspect Ratio</i>	2.28 - 1	2.28 - 1	2.34 - 1	2.28 - 1	2.34 - 1
<i>Taper</i>	0.462 - 0	0.462 - 0	0.464 - 0	0.462 - 0	0.464 - 0
<i>Jacobian Ratio</i>	1 - 0.584	1 - 0.584	1 - 0.59	1 - 0.584	1 - 0.59
<i>Characteristic Length</i>	0.179 - 0.0659	0.179 - 0.0659	0.187 - 0.0656	0.179 - 0.0659	0.187 - 0.0629
Nº de Nós	18532	17870	17990	17956	17912
Nº de Elementos	17799	17141	17262	17230	17188

Com base nos dados retirados do pré-processador, foi possível confirmar que as malhas se encontravam dentro das condições necessárias para se poder prosseguir com as simulações.

Em suma, como se pode constatar, o número de nós e elementos é semelhante entre as simulações, com uma ligeira redução à medida que o ângulo do chanfro aumenta.

5.4 Elemento

Os elementos quadriláteros e triangulares, gerados tanto automaticamente quanto manualmente, são todos do tipo *Shell* (ou elemento casca). Embora este tipo de elemento não seja considerado o mais fiável para estudos deste género, é escolhido devido à sua eficiência em termos de custo computacional. Ao longo da pesquisa, foi constatada, em diversas instâncias, a utilização de elementos sólidos para simulações semelhantes às realizadas neste estudo. No entanto, tendo em conta os fatores previamente mencionados, optou-se pela aplicação do elemento casca.

O algoritmo de formulação de elementos escolhido foi o Elform 12 *Plane Stress* (Figura 5-7), diferindo do que é frequentemente utilizado em estudos similares, como o de (Gustafsson et al., 2023), que aplica o Elform 13 *Plane Strain*. Neste caso, o autor recorre ao Elform 13 para tratar a malha da simulação com base no fenómeno de estado plano de deformação. Contudo, o foco do estudo de Gustafsson é o corte da chapa, e não o punção em si. O autor utiliza a formulação Elform 13 para calibrar o corte da chapa com base na morfologia do corte, comparando os resultados com imagens microscópicas do corte da chapa. Desta forma, a própria ferramenta de corte foi definida como um elemento rígido.

Embora o corte da chapa seja um elemento crucial do estudo, não foi possível aplicar diferentes formulações dentro do mesmo problema. Como o foco principal é o comportamento do punção, optou-se por utilizar a formulação que trata o problema como um estado plano de tensões. Além disso, a escolha pela formulação Elform 12 foi influenciada pelo facto de a Elform 13 não extrapolar resultados de tensões, mas apenas de deformações, no ASCII, que foi a ferramenta utilizada para capturar os valores e resultados da simulação.

Existem ainda outras opções de formulação para elementos *Shell*, como o Elform 14 e 15 [*Axisymmetric solid (xy-plane, y-axis of symmetry) – area weighted*; e, *Axisymmetric*

solid (y-axis of symmetry) - volume weighted]. No entanto, estes não foram utilizados, considerando que os modelos criados não possuem simetria.

Em relação à formulação, também é possível atribuir pontos de integração ao longo da espessura (z), embora esta espessura é fictícia, sem qualquer impacto nos resultados ou no comportamento do modelo bidimensional. Esta espessura fictícia pode ser definida para cada nó do elemento casca. Para a primeira situação, utilizou-se o valor predefinido pelo pré-processador, e no caso da espessura fictícia, não foi atribuído qualquer valor específico.

The screenshot shows the ANSYS software interface for defining shell element properties. The window title is '*SECTION_SHELL_(TITLE) (1)'. At the top, there are buttons for 'NewID', 'Draw', 'RefBy', 'Sort/T1', 'Add', 'Accept', 'Delete', 'Default', and 'Done'. Below these are checkboxes for 'Use *Parameter' and 'Comment', and a 'Setting' button. The main area contains a 'TITLE' input field. Below it is a table with two rows of data. The first row is for the element type and material properties, and the second row is for integration points. The table has columns for SECID, ELFORM, SHRE, NIP, PROPT, QR/IRID, ICOMP, SETYP, T1, T2, T3, T4, NLOC, MAREA, IDOF, and EDGSET. The 'Repeated Data by Button and List' section is empty, and there are 'Data Pt.' buttons for 'Replace', 'Insert', 'Delete', and 'Help'.

1	SECID	ELFORM	SHRE	NIP	PROPT	QR/IRID	ICOMP	SETYP
1	1	12	0.8333000	2	1	0	0	1
2	T1	T2	T3	T4	NLOC	MAREA	IDOF	EDGSET
2	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0

Figura 5-7 - Formulação do elemento casca.

5.5 Materiais de Ferramentas

Em termos de parametrização, foram selecionados três modelos de materiais para a simulação. Para os elementos rígidos, selecionou-se o cartão *Mat_Rigid (020)*, caracterizado pelo módulo de *Young*, coeficiente de *Poisson* e tensão de cedência, conforme ilustrado na Figura 5-8. Para este material, foram atribuídas propriedades gerais de aços comumente utilizados em ferramentas de estampagem, já que lhes na simulação estes elementos foram tratados como rígidos.

Figura 5-8 - Parametrização do Material Rígido.

Para o punção, optou-se pelo modelo *MAT_Power_Law_Plasticity (018)*, representado na Figura 5-9, preenchendo-se apenas os parâmetros de tensão de cedência, módulo de *Young* e coeficiente de *Poisson*. Estes dados foram obtidos a partir de (Nielsen & Martins, 2021), que fornecem as propriedades mecânicas (detalhadas na Tabela 5-6) de um punção com a mesma designação. No entanto, não é garantido que o método de produção do punção utilizado neste estudo assegure as mesmas propriedades que o punção referido pelos autores, uma vez que provém de um produtor diferente.

Figura 5-9 - Parametrização do material do Punção.

Na pesquisa bibliográfica, foram identificadas várias caracterizações do aço ferramenta M2, embora o método de produção não fosse especificado, exceto pela temperatura de têmpera utilizada. Dadas as propriedades associadas à natureza do aço, seja ele convencional forjado ou pós-metalúrgico, optou-se por utilizar os dados apresentados na Tabela 5-6 fornecidos por um produtor de ferramentas com produtos muito semelhantes aos da Dayton e Royhme.

Tabela 5-6 - Propriedades mecânicas do Punção M2 (Nielsen & Martins, 2021).

Material do Punção	Dureza [HRC]	Módulo de Young [GPa]	Resistência à compressão [MPa]
M2	65	220	2450

A chapa foi definida utilizando o cartão de material *MAT_Piecewise_Linear_Plasticity_2D (024)* (Figura 5-10). Este modelo de material é amplamente utilizado em simulações mais simplificadas, devido à sua facilidade de parametrização. Para além da massa volúmica, do módulo de *Young*, do coeficiente de *Poisson* e da tensão de cedência, foram também introduzidos dados derivados do tratamento das curvas dos ensaios à tração, conforme referido no Subcapítulo 4.1.

Além disso, na Figura 5-10, está definido o modo de falha da malha na chapa, determinando que, quando o valor de deformação atinge o critério de falha estipulado, o elemento é eliminado da simulação. Quanto à definição do *ETAN*, este representa o declive da curva plástica.

The screenshot shows the material property definition window for *MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY_2D (024)*. The window includes a title field, a table of material parameters, and a table of plasticity data points. The parameters are as follows:

MID	RO	E	PR	SIGY	ETAN	FAIL	TDEL
4	7.780e-09	2.080e+05	0.3000000	731.25311	3266.8259	0.0479250	0.0

EPS1	EPS2	EPS3	EPS4	EPS5	EPS6	EPS7	EPS8
0.0	0.0041635	0.0057889	0.0087332	0.0147924	0.0172743	0.0324172	0.0479250

ES1	ES2	ES3	ES4	ES5	ES6	ES7	ES8
731.26788	759.92383	769.65382	781.09290	798.46667	804.73871	837.03021	859.12268

Figura 5-10 - Caracterização do material da Chapa.

Após se ter obtido a curva plástica do material da chapa (obtidas no subcapítulo 4.1), foram selecionados 8 pontos dessa mesma curva para serem introduzidos na parametrização. Na Figura 5-11, compara-se a curva plástica obtida com a curva utilizada no LS-DYNA. Com a inclusão da própria curva no modelo de material, surgiam erros relacionados com o comportamento da chapa à medida que esta se deformava, devido à existência de pontos fora da tendência na curva.

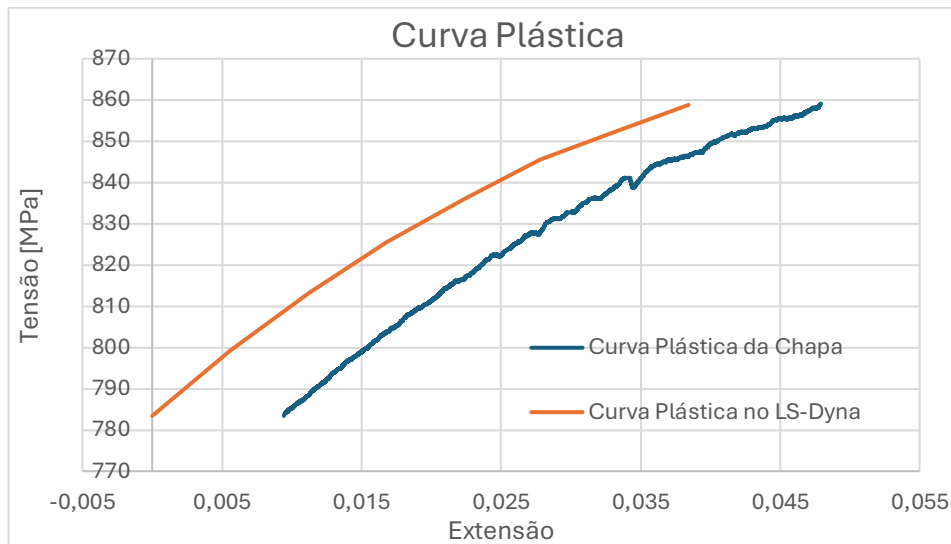


Figura 5-11- Comparação entre a curva plástica obtida, no tratamento de dados, e a curva plástica utilizada no LS-DYNA.

5.6 Condições de Fronteira, Curvas e GDL

Através do estabelecimento de um modelo com seis partes, cada uma com malhas independentes e sem nós partilhados, iniciou-se a definição dos graus de liberdade para cada nó pertencente a cada malha. Para os elementos rígidos, considerados como a matriz, não foi atribuído nenhum grau de liberdade, tendo sido todos bloqueados. Por outro lado, as partes representativas dos encostadores possuem um grau de liberdade no eixo y no segundo modelo, que reflete o seu movimento descendente e, conseqüentemente, o esmagamento da chapa. No primeiro cenário, esse grau de liberdade foi restringido, uma vez que o encosto entre a chapa, a matriz e o encostador está representado pelo posicionamento das peças, conforme ilustrado na Figura 5-1.

A chapa possui graus de liberdade de translação nos eixos x, y e z. Inicialmente, o grau de liberdade no eixo x foi bloqueado, mas tal restrição afetou a recolha de dados no pós-processador. Ao libertar esse grau de liberdade, evitou-se tal problema. A mesma condição de graus de liberdade foi aplicada ao punção, que também possui liberdade de movimento nesses eixos. A chapa mantém graus de liberdade no eixo y, não apenas por serem esperados movimentos nessa direção, mas também para compreender, no modelo II, o comportamento da mesma face ao espaço entre a chapa e a matriz.

A movimentação do punção foi controlada através de uma curva tempo-deslocamento. Embora as curvas dos modelos I (Figura 5-12) e II (Figura 5-13) sejam distintas, ambas preservam a mesma velocidade. A diferença entre os dois modelos reside apenas no posicionamento do punção em relação à chapa. O deslocamento máximo do punção

face à superfície inferior da chapa, ou seja, o avanço máximo do punção, é idêntico em ambos os cenários, sendo de 3 mm.

No modelo II, foi adicionado o movimento do pisador, que ocorre ao longo de 0.8 segundos e representa um deslocamento máximo de 2,06 mm (Figura 5-14). Este deslocamento resulta num encosto e até num pequeno esmagamento dos elementos. No entanto, o esmagamento não é suficiente para eliminar elementos da malha da chapa, ou seja, para atingir o critério de falha previamente estabelecido. O movimento do punção no modelo II só se inicia quando os encostadores alcançam a sua posição final. Esta abordagem foi adotada para garantir que o contacto entre o punção e a chapa ocorra num estágio de mínima vibração.

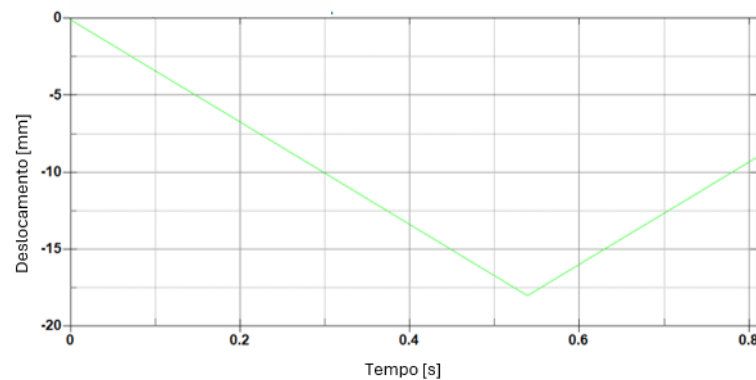


Figura 5-12- Movimento do punção para o Modelo I (Tempo [s] - deslocamento [mm]).

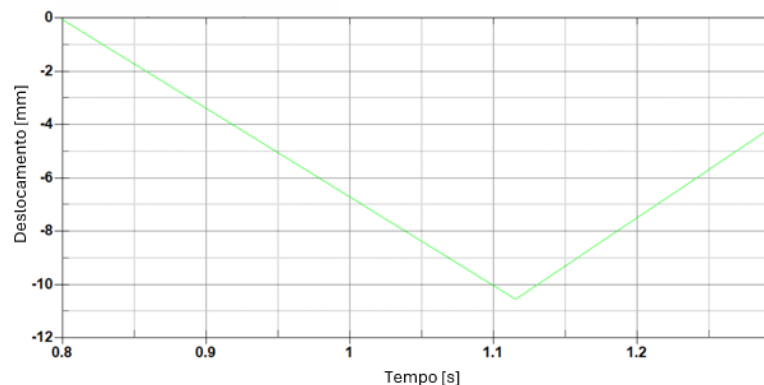


Figura 5-13- Movimento do punção para o Modelo II (Tempo [s] - deslocamento [mm]).

Com os graus de liberdade e as curvas de deslocamento definidos, foi atribuído o comando *PRESCRIBER_MOTION_RIGID* aos encostadores e *PRESCRIBED_MOTION_SET* à ferramenta (punção) em ambos os modelos. Estes comandos são responsáveis por aplicar as curvas de deslocamento e os graus de liberdade a cada corpo.

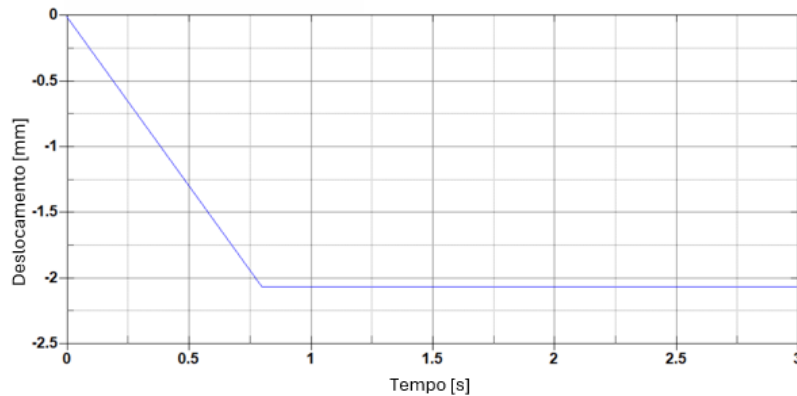


Figura 5-14- Movimento do pisador no Modelo II (Tempo [s] - deslocamento [mm]).

Os contactos determinam o tipo de interação entre as malhas. Utilizou-se o comando *CONTACT_2D AUTOMATIC _ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE* (Figura 5-15) para os cinco contactos estabelecidos. Este comando permite a transferência de cargas compressivas entre os nós do corpo que deforma e o corpo que será deformado. O contacto é configurado para análise unidirecional, o que significa que examina penetrações da malha deformada (neste caso, a chapa) causadas pela malha que deforma (o punção), sem considerar interações em ambas as direções. Esta configuração indica uma malha de alta qualidade.

Além da relevância do comando selecionado, o coeficiente de fricção estático (COFS) e o coeficiente de fricção dinâmico (COFD) são cruciais para avaliar a energia gerada pela fricção entre as partes. Para este propósito, não foi realizada uma pesquisa extensiva sobre coeficientes de fricção, utilizando-se os valores apresentados na Tabela 5-7 para cada contacto definido na simulação. Estes coeficientes de fricção foram aplicados considerando uma situação sem lubrificação, destacando-se que a ausência de lubrificante é uma das complexidades da operação.

Tabela 5-7 - Coeficiente de fricção estático (COFS) e dinâmico (COFD) utilizado para cada contacto (Aguilera Camacho et al., 2017) (Coefficient of Friction, Engineering Library).

	COFS	COFD
<i>Sheet Punch</i>	0,5	0,38-0,30
<i>Sheet Die</i>	0,5-0,8	0,42
<i>Sheet Blankholder</i>	0,16	0,03 – 0,12

Por fim, foi aplicado à chapa o comando *HOURLASS*, cujo objetivo é mitigar as deformações que não geram resultados de tensão e conferir maior rigidez à malha da chapa para evitar tais deformações. Estas deformações podem ocorrer devido a

vibrações ou elementos excessivamente deformados e grosseiros. Dentro das várias opções para parametrizar o comando de *HOURGLASS* (Figura 5-16), é possível ajustar o modelo para ter um comportamento mais visco plástico ou mais rígido. Neste caso, optou-se por um comportamento mais rígido, utilizando o tipo 4.

CID	TITLE
1	sheet metal punch

SURFA	SURFB	SFACT	FREQ	FS	FD	DC
6	1	1.0000000	50	0.5000000	0.3300000	0.0

TBIRTH	TDEATH	SOA	SOB	NDA	NDB	COF	INIT
0.0	1.000e+20	1.0000000	1.0000000	0	0	0	0

VC	VDC	IPF	SLIDE	ISTIFF	TIEDGAP	IGAPCL	TIETYP
0.0	10.0000000	0	0	0	0.0	0	0

SLDSOA	SLDSOB	TDPEN
0.0	0.0	0.0

Figura 5-15 - Parametrização do contacto entre o punção e a chapa.

HGID	IHQ	QM	IBQ	Q1	Q2	QB/VDC	QW
4	0	0.35	0	1.5000000	0.0600000	0.1000000	0.1000000

Figura 5-16 - Parametrização do Hourglass.

5.7 Validação do Material da Peça de Trabalho

Validação do material da peça de trabalho, neste caso da chapa, consiste na verificação de resultados produzidos pela definição/parametrização do modelo utilizado num ensaio à tração. Se os resultados obtidos na simulação produzirem um desvio baixo, relativamente, aos resultados do gráfico força extensão produzidos no ensaio à tração, então considera-se que o modelo está bem construído e os valores obtidos nas simulações mais à frente são fidedignos.

Para este procedimento utilizou-se a parametrização do material da chapa referida no subcapítulo 5.5.

No que diz respeito ao desenho do provete, este foi construído no LS-Dyna utilizando a ferramenta 2DMesh, que permite desenvolver uma geometria bidimensional e,

simultaneamente, combinar com a malha. A geometria do provete foi elaborada e malhada por partes, de modo a garantir a melhor qualidade de malha possível. No final, os nós partilhados foram fundidos num só através da ferramenta *DuplicateNodes*, o que permitiu que o provete, inicialmente subdividido em várias geometrias, fosse unificado numa única geometria, como ilustrado na Figura 5-17. No Apêndice, encontra-se disponível um desenho 2D, realizado em *Solidworks*, com as dimensões atribuídas ao provete.

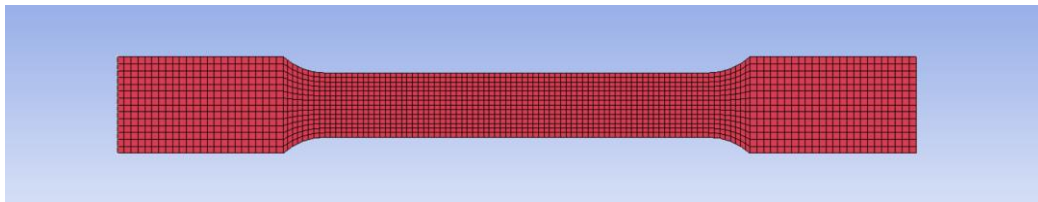


Figura 5-17 - Provete desenvolvido no LS-Dyna.

Relativamente à malha, composta por 2040 nós e 1876 elementos, verificou-se que o menor elemento possui uma dimensão de 1.42 mm, enquanto o maior elemento apresenta uma cota de 2.14 mm. Os elementos de maior dimensão estão localizados nas áreas fixas pelas garras, enquanto os elementos refinados encontram-se na zona onde ocorrerá a fratura. O método utilizado para o desenvolvimento do provete no LS-Dyna justifica-se pela dificuldade em aplicar uma malha de qualidade nas zonas de variação de largura devido aos raios.

No que respeita à qualidade da malha, foram seleccionados o *Aspect Ratio* e o *Jacobian Ratio* como critérios determinantes. O valor máximo do *Aspect Ratio* na malha foi de 1,51, enquanto o valor mínimo foi de 1,01, como ilustrado na Figura 5-18.

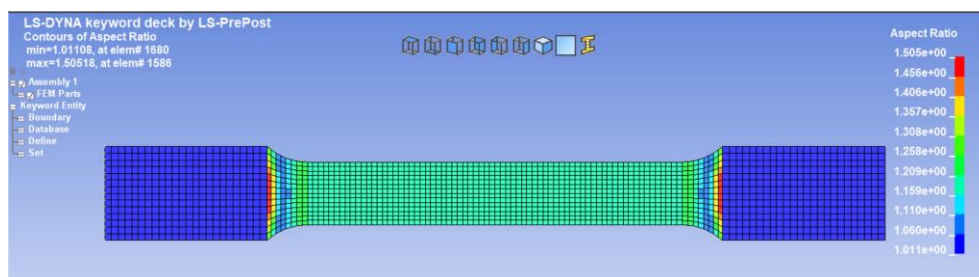


Figura 5-18 - Análise do *Aspect Ratio* na malha do provete.

No que concerne ao *Jacobian Ratio* (Figura 5-19), os valores mínimos registados no provete foram de 0,797, enquanto os máximos atingiram 1. Importa destacar que, na zona de interesse, se manteve o elemento com a dimensão ideal, correspondente a um rácio de 1.

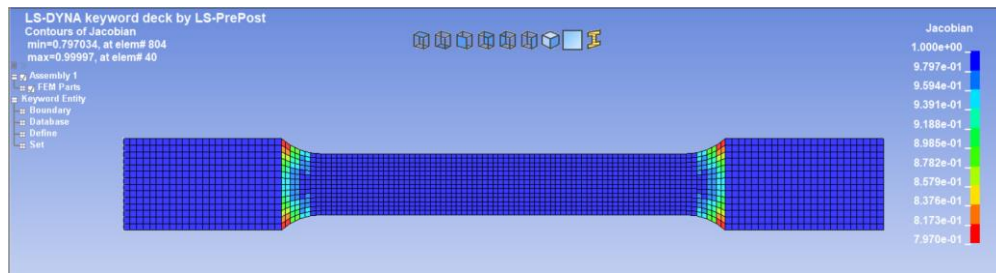


Figura 5-19 - Análise do *Jacobian Ratio* na malha do provete.

No âmbito desta simulação, foram selecionados os nós correspondentes às extremidades dos provetes. Os graus de liberdade foram completamente restringidos para todos os nós na extremidade esquerda, enquanto na extremidade direita foi atribuído o grau de liberdade em x, permitindo a deslocação do provete nessa direção.

Foi desenvolvida uma curva que descreve a velocidade do ensaio de tração, calculada com base nos resultados previamente obtidos. Com uma velocidade de $0,0417 \text{ m/s}$ ao longo de 195 segundos, o provete será tracionado pela extremidade direita.

No que respeita à secção, foi selecionada a opção *Section Shell*, com o algoritmo de cálculo *Belytschko-Tsay*, que é apresentado no LS-Dyna como uma opção comum para este tipo de elemento. A utilização desta formulação, em consonância com o restante das simulações, está correlacionada com o objetivo de calibrar o modelo de material utilizado.

Os controlos aplicados incluíram a conversão de unidades, passando da unidade de massa em toneladas para quilogramas. O comando *control_Termination* foi utilizado para definir o término da simulação, estabelecendo-se uma duração de 195 segundos.

Por fim, foram aplicados os comandos *Database_Ascii* e *Database_Binary_D3Plot* para extrair os resultados desejados e definir o intervalo de tempo e o *step time* da simulação. Com base nos resultados obtidos, foi possível construir um gráfico de força (N) versus alongação (mm) e identificar o modelo com o menor desvio. A validação foi realizada com estas características, uma vez que a extensão verdadeira e a tensão verdadeira foram parâmetros utilizados na modelação do material. Assim, na Figura 5-20, é apresentada a curva experimental (obtida no ensaio à tração) e as curvas força versus alongação obtidas para os dois modelos.

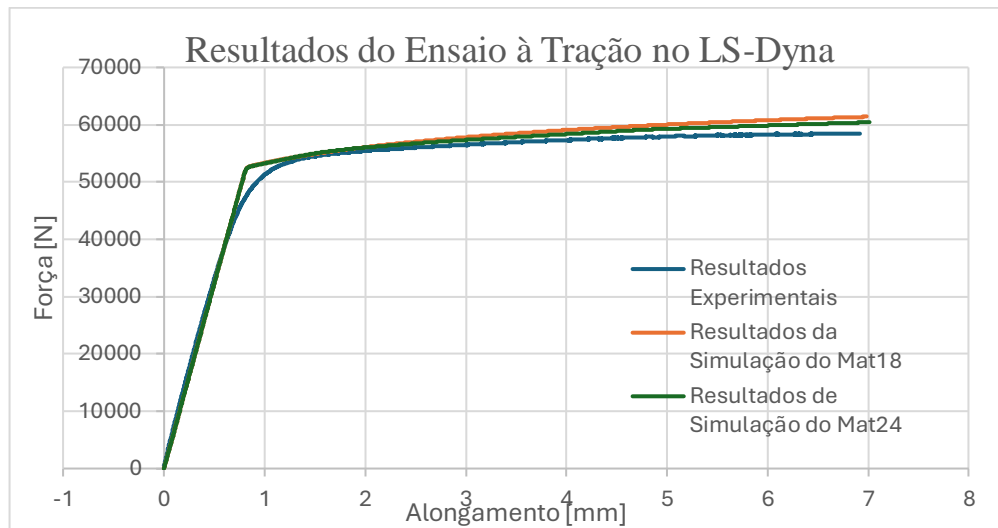


Figura 5-20- Comparação de gráfico experimental real, com modelo Power Law Plastic e modelo Piecewise Linear Plasticity.

Através da análise dos gráficos e dos resultados obtidos na simulação, foram identificados os desvios apresentados na Tabela 5-8. É relevante mencionar que a simulação foi configurada para terminar quando o provete, no ensaio de tração, atinge a sua resistência máxima à tração. Assim, deduz-se que os últimos valores obtidos na simulação correspondem a essa propriedade. Ao comparar os desvios entre os últimos valores de tensão obtidos na simulação com a tensão de rutura do provete, observa-se um desvio de 0,403% no modelo *Power Law Plasticity* e 0,337%, no modelo *Piecewise Linear Plasticity*. Com base nestes resultados, será utilizado o modelo *Mat_24 Piecewise Linear Plasticity 2D* nos trabalhos subsequentes.

Tabela 5-8 - Desvio entre valores experimentais de Força e Elongação e resultados obtidos em simulação.

		Desvio Relativo (%)
<i>Power Law Plasticity</i>	Elongação [mm]	0,939310737
	Força [N]	4,974548758
<i>Piecewise Linear Plasticity</i>	Elongação [mm]	1,328451519
	Força [N]	3,319948344

5.8 Resultados e Discussão

Com base nos resultados, é possível realizar duas análises. A primeira análise incide sobre ambos os modelos, com e sem encosto, para todas as folgas, sem considerar o chanfro, ou seja, analisa apenas os resultados para punções com ângulo de chanfro

nulo (*flat punch*) liso. Esta análise inicial foca-se exclusivamente na variabilidade das forças e da energia resultante da alteração das folgas. Os desvios foram analisados tomando como referência o modelo com 10% de folga, sem chanfro.

A segunda análise visa compreender o comportamento dos punções com chanfros de 5%, 10%, 15% e 20%, dentro de cada folga, para ambos os modelos, e determinar se a utilização desta geometria pode ser vantajosa. Os pontos de referência são os punções lisos (sem chanfro) para a respetiva folga.

Concluída a introdução à organização e às análises dos resultados das simulações, é possível iniciar uma breve e geral análise dos resultados obtidos.

Iniciando pela observação da fratura da chapa, constatou-se que, na maioria das simulações, esta ocorre em momentos distintos: primeiramente no lado direito e, posteriormente, no lado esquerdo. Este fenómeno encontra-se evidenciado nas Figura 5-21 e Figura 5-22, onde a primeira ilustra o corte no instante 0,382989 s com o lado direito fraturado, enquanto a segunda apresenta o corte no instante 0,388991 s com o lado esquerdo fraturado. Importa referir que tal comportamento não teria sido identificado caso o modelo adotasse a formulação *Shell Axisymmetric*, conforme discutido no Subcapítulo 5.4.

O fenómeno descrito foi observado em praticamente todas as simulações. Importa também notar que, com o aumento da folga, verifica-se um aumento no desfaseamento entre a fratura do lado direito e a fratura do lado esquerdo, evidenciando que este fenómeno se acentua.

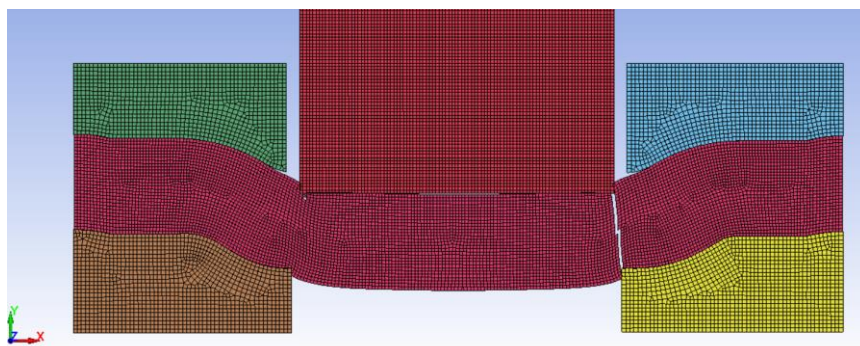


Figura 5-21 - Simulação do corte por punção (Modelo I, 10% de folga e sem chanfro) para $t=0,382$ s.

Ao analisar as tensões von Mises nos elementos que constituem os dois vértices do punção, verifica-se numa ligeira diferença entre as tensões. Esta discrepância pode estar na origem do fenómeno que provoca a fratura do punção, ao criar condições propícias para a solitação do Modo II. No vértice do lado direito, que é o primeiro a romper, as tensões de von Mises atingem cerca de 1140 MPa , enquanto no vértice do lado esquerdo do punção, as tensões registada são de 680 MPa . Como consequência, este fenómeno resulta num deslocamento em x do punção, com um valor máximo de aproximadamente $0,1 \text{ mm}$ no sentido positivo.

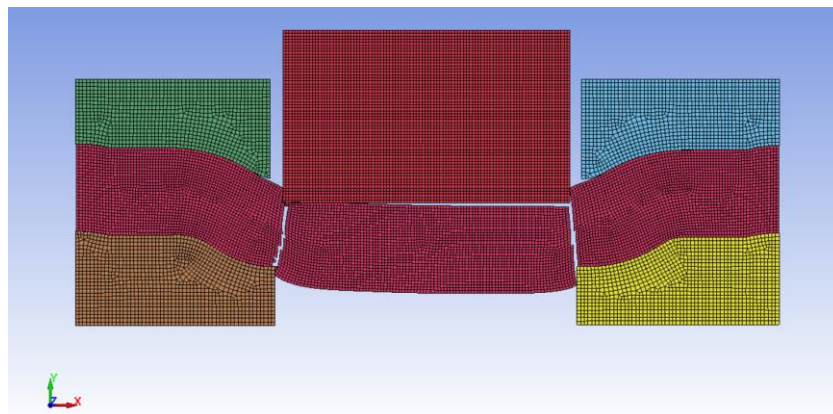


Figura 5-22 - Simulação do corte por punção (Modelo I, 10% de folga e sem chanfro) para $t=0,388 \text{ s}$.

Por outro lado, no modelo II, embora o fenómeno esteja presente, não é tão visível nem tão influente sob as mesmas condições (folga de 10% e sem chanfro). As tensões de von Mises entre os vértices do punção diferem por cerca de 100 MPa , e o deslocamento verificado em x para este modelo foi de $-0,03 \text{ mm}$.

Focando nas faces de corte da chapa após o corte, observa-se que as faces do lado direito são mais lisas, enquanto as do lado esquerdo tendem a apresentar uma geometria mais irregular.

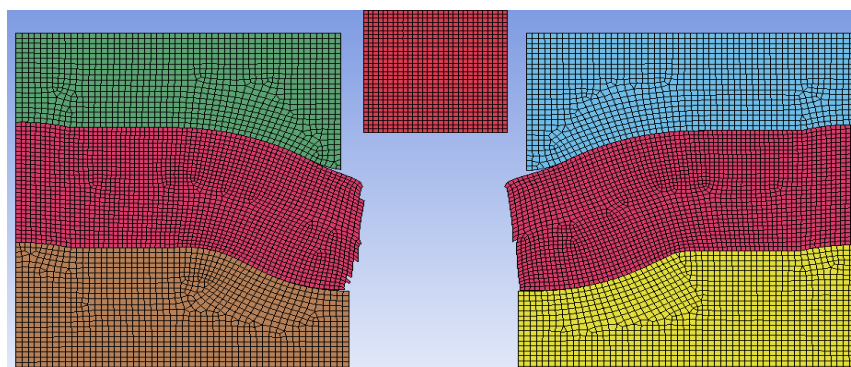


Figura 5-23 - Chapa Furada (Modelo I com folga de 10% e sem chanfro).

Na Figura 5-24 é possível identificar a zona de arredondamento, a zona de fratura e a zona de corte. Em ambos os cortes, a morfologia das novas faces da chapa apresenta diferenças. Esta variação pode ser atribuída ao fenómeno já mencionado, que provoca, no lado esquerdo, tensões de corte com direções diferentes do eixo y, que seria o esperado no corte, resultando, em vez disso, num arrancamento. Este comportamento foi confirmado pela zona plasticamente afetada no lado esquerdo, que se revelou maior em comparação com o lado direito.

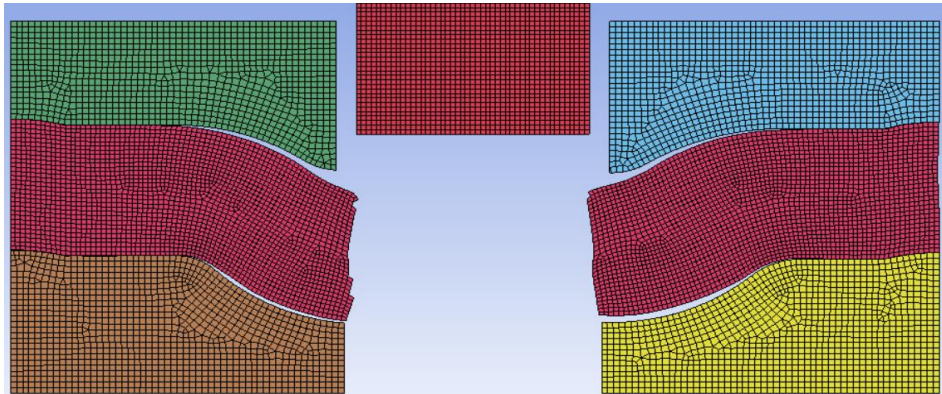


Figura 5-24 - Chapa Furada (Modelo II com folga de 10% e sem chanfro).

A zona de rutura aumentou especialmente nas simulações que incluíam chanfros com ângulos elevados e folgas amplas (verificado nas Figura 5-26 e Figura 5-27). Nesses casos, observou-se que a morfologia da fratura da chapa inverteu, posicionando a zona de rutura no topo, sendo também significativamente maior. A zona de corte tornou-se mais reduzida, e não se verificou nenhuma zona de arredondamento. A fissura na chapa iniciou junto dos cantos da matriz e só se propagou na parte superior quando os cantos exteriores do punção entravam em contacto com a chapa.

Em termos quantitativos, analisou-se a força de contacto entre o punção e a chapa para o Modelo I, com uma folga de 10% e sem chanfro, que apresentou uma força de $37,17 \text{ kN}$ (conforme ilustrado na Figura 5-25). Utilizando a expressão **(3.1)** para o cálculo da força de corte e considerando a espessura, obteve-se uma força de corte de $40,13 \text{ kN}$, o que representa um erro de 7,37% entre os valores da simulação e os analíticos.

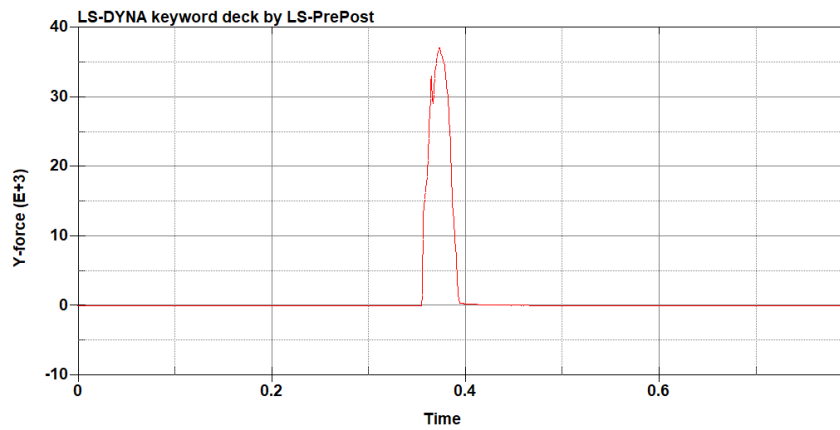


Figura 5-25 – Tempo[s] - Força de corte em [kN], para o Modelo I com folga de 10% e sem chanfro.

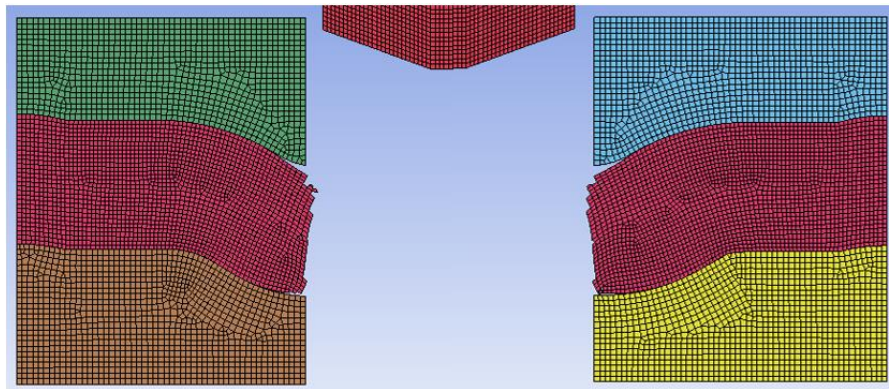


Figura 5-26 - Chapa cortada no Modelo I com folga de 10% e chanfro de 20°.

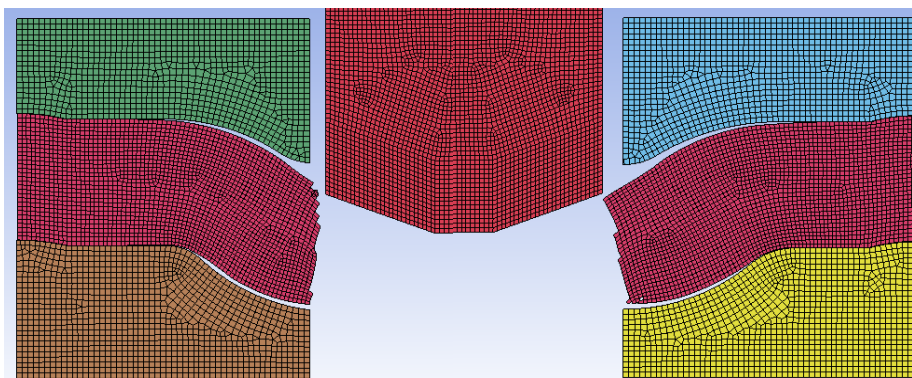


Figura 5-27 - Chapa cortada no Modelo II com folga de 10% e chanfro de 20°.

Análise 1

Ao comparar os resultados das simulações com os resultados experimentais de (Chumrum et al., 2015), onde o autor analisou o efeito da folga na força de corte de aços AHSS e concluiu que, para folgas de 15%, ocorria uma redução máxima de 5% na força de corte. Além disso, o autor demonstrou uma redução na energia de corte à medida que a folga aumentava.

Nos resultados das simulações realizadas, foram analisados todos os dados correspondentes às simulações com punção sem chanfro (punção liso). Mantendo constante a variável do ângulo do chanfro, foi possível compreender o efeito da folga sobre a força de corte.

Para o Modelo I, com encosto perfeito, observou-se uma redução máxima de 4.053% na força de corte para a folga máxima de 14% (Figura 5-28). Por outro lado, no Modelo II, com falta de encosto, verificou-se um ligeiro aumento nas forças de corte para as folgas de 11%, 12% e 13%, enquanto para a folga de 14% se observou uma redução de 1,62%, conforme ilustrado na Figura 5-28. A perda de energia de corte não foi medida diretamente, mas sim inferida através de cálculos analíticos utilizando a equação (3.2). Com esses dados, obteve-se a energia de corte, que apresentou uma tendência semelhante à da força de corte para ambos os modelos.

Outro dado obtido a partir do pós-processamento foi a energia gerada pela fricção e contacto entre os elementos do punção e os elementos da chapa. No Modelo I, verificou-se uma redução gradual da fricção à medida que a folga aumentava, sendo a folga de 11% a que apresentou os melhores resultados. Por outro lado, no Modelo II, observou-se um aumento do contacto entre a folga de 10% e 11%, seguido de uma redução até à folga de 14%. Esta análise é relevante, pois permite correlacionar a redução do desgaste nas faces do punção com a variação da folga, como já foi mencionado no estudo anterior.

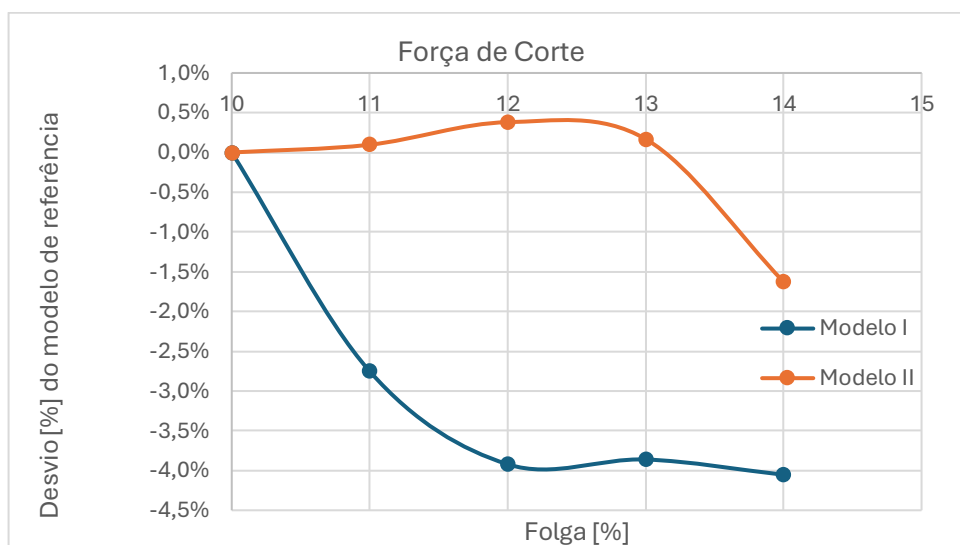


Figura 5-28 - Força de corte para o Modelo I e Modelo II sem chanfros para as folgas de 10%, 11%, 12%, 13% e 14%.

Uma outra característica que sustenta a redução da fricção e contacto entre os elementos do punção e os da chapa é o aumento do diâmetro do furo na chapa com o aumento da folga, o que resulta numa maior percentagem de material da chapa não estrangido, gerando um furo maior e de pior qualidade, conforme demonstrado por (Hambli, 2002). Este autor mostrou que, quanto maior a folga, maior a profundidade e o ângulo da zona de fratura na chapa, e menor o desgaste no punção.

Foi verificado que, com mais material da chapa livre, maior é o diâmetro do furo e menor a sua qualidade. No Modelo I, a folga de 14% revelou um aumento de 1,951% no diâmetro, enquanto no Modelo II se observou um aumento de 2,15% no diâmetro máximo. É importante notar que estes valores percentuais são referentes às simulações dos Modelos I e II, respetivamente, com uma folga de 10% e sem chanfro.

No que respeita às pressões e tensões von Mises registadas nos elementos em contacto com a chapa, observou-se um aumento gradual com o aumento da folga entre as ferramentas. Para a folga de 14%, verificou-se um aumento de 6,051% na pressão e um aumento de 6,325% nas tensões von Mises. No entanto, no Modelo II, a tendência foi semelhante, mas menos pronunciada, com os valores máximos atingidos para a folga de 13% em vez de 14%. Neste modelo, a pressão e a tensão von Mises aumentaram 3,29% e 2,66%, respetivamente, para a folga de 13%.

Relativamente ao fenómeno anteriormente mencionado, em que a chapa rompe primeiro do lado direito e só depois do lado esquerdo, gerando tensões superiores no no vértice direito do punção, constatou-se que este fenómeno foi fortemente influenciado pela variação da folga. Ao focar nos elementos individuais que constituem o vértice do punção, verificou-se que as tensões no eixo y, no vértice direito, diminuem 2,441% no Modelo I e 2,335% no Modelo II, enquanto as tensões no eixo y no vértice esquerdo aumentam 3,5% no Modelo I e 11% no Modelo II. Quanto às tensões von Mises, apenas no Modelo II foi observada uma redução no vértice direito.

Análise 2

Esta segunda análise pode ser comparada a dois estudos interrelacionados de (Pu, Jia, et al., 2018) e (Pu, Zhou, et al., 2018), que investigaram o efeito de três punções com diferentes geometrias e folgas no corte de aços DP com diferentes espessuras, através de estudos experimentais.

No primeiro estudo, (Pu, Zhou, et al., 2018), foi analisada a redução da força de corte e a diminuição do efeito de tonelagem negativa com a mudança de geometria do punção. O autor concluiu que, para o aço de maior resistência e com espessura de 1,2 mm, houve uma redução significativa na força de corte ao utilizar um punção de formato *rooftop* para uma folga de 6% (relativa à espessura da chapa), embora as folgas de 12% e 20% também tenham reduzido consideravelmente a força (na ordem dos 80%). Em contraste, a geometria cônica teve pouca influência na redução da força. Foi também observado que, para aços DP de menor resistência e maior espessura, a redução da força era menos acentuada. O estudo concluiu que a geometria *rooftop* tem um impacto mais significativo em aços AHSS do que em aços dúcteis.

Nas simulações realizadas, não foram observadas reduções na força de corte dessa magnitude. No Modelo I, conforme visível na Figura 5-29, com encosto perfeito, verificou-se uma redução da força para todos os chanfros do Modelo I com 10% de folga (sendo a redução máxima de 8% para o chanfro com 10°). No Modelo I com 13% de folga, houve uma redução até ao chanfro com 10° (na ordem dos 2%). Já no Modelo I com 12% de folga, apenas o chanfro de 20° apresentou um aumento de 2% para o modelo com 11% de folga e de 4% para o modelo com 14% de folga.

Focando no Modelo II, os resultados diferiram, uma vez que se observaram maiores reduções na força de corte para folgas de 10% a 13% em chanfros de maior ângulo, conforme ilustrado na Figura 5-30.

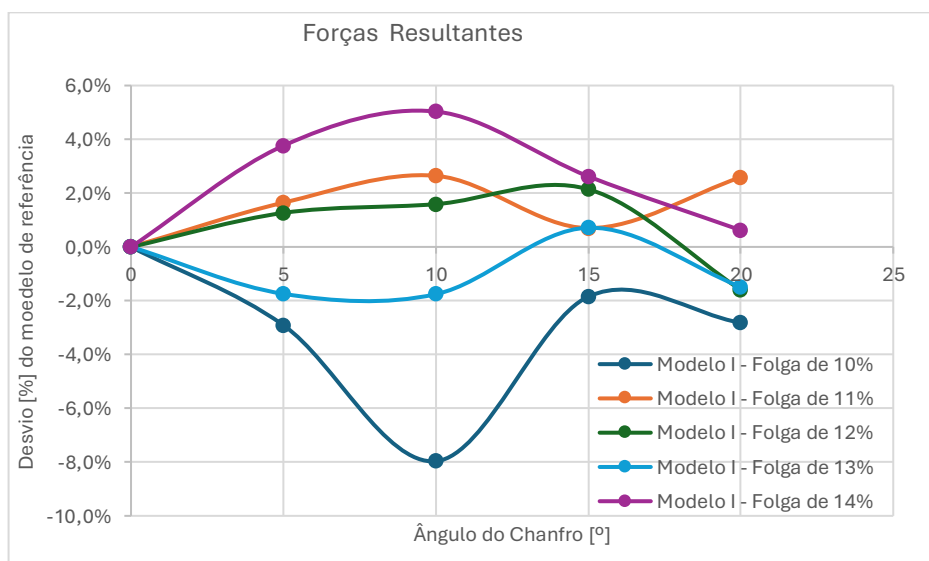


Figura 5-29 - Evolução da força de corte para cada folga do Modelo I e diferentes ângulos de chanfro.

Começando por destacar as diferenças entre o estudo experimental exposto acima e a simulação realizada, é importante notar que no estudo experimental, tanto o material utilizado como a sua espessura são diferentes, além de não se conhecerem os parâmetros de operação utilizados. Por outro lado, a simulação bidimensional pode não ser o método mais adequado para replicar o impacto que o chanfro exerce no processo de corte. Isto deve-se ao facto de que as tensões desenvolvidas pelo afiamento do punção se estendem para além de um estado simples de compressão e tensão, como é observado em cortes realizados com punções lisos.

Focando agora no segundo artigo, de (Pu, Zhou, et al., 2018), que analisa a variação geométrica do furo na chapa para as três geometrias de punção, verificou-se que, para materiais menos dúcteis (os mesmos materiais estudados no primeiro artigo, sob as mesmas condições), ocorrem variações consideráveis entre o punção *rooftop* e os punções lisos e cónicos. A geometria *rooftop* produz furos com diâmetros superiores para folgas de operação maiores.

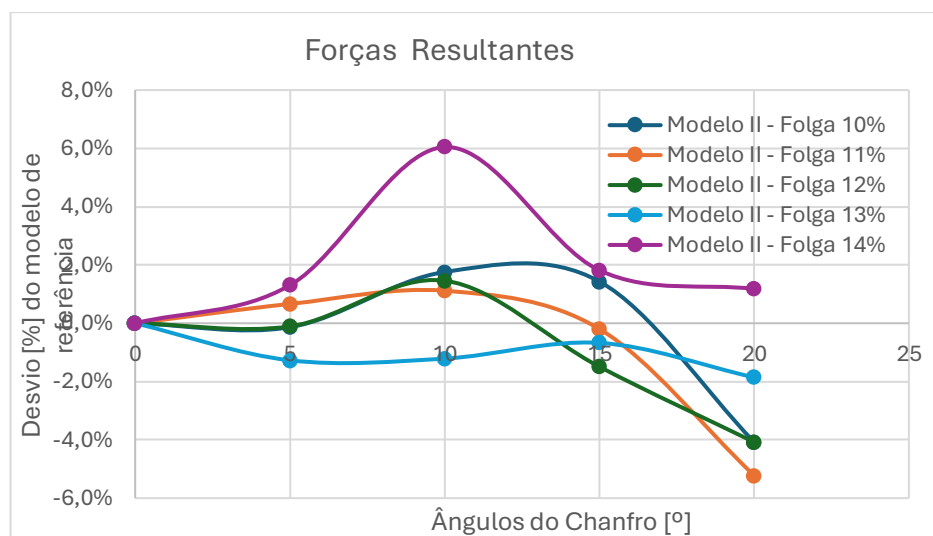


Figura 5-30 - Evolução da força de corte para cada folga do Modelo II e diferentes ângulos de chanfro.

No final de cada simulação, foram medidos dois diâmetros: um na superfície superior da chapa (entrada do punção) e outro na superfície inferior (saída do punção). No Modelo I, o diâmetro máximo, que geralmente se encontra na parte inferior da chapa, apresentou um aumento máximo de 5%, enquanto o diâmetro mínimo, usualmente na superfície superior da chapa, aumentou até 12%. No Modelo II, estes aumentos foram mais reduzidos, sendo de 3,5% e 4,5%, respetivamente.

As diferenças observadas em relação ao estudo experimental podem ser justificadas pela diferença nos materiais utilizados, espessuras mais finas ou condições operacionais como a velocidade do punção, que são desconhecidas e, possivelmente, diferentes. Por outro lado, isso pode indicar que o grau de liberdade em x, que permite a translação da chapa nesse sentido, pode comprometer os resultados, ou que o critério de falha utilizado, neste caso, o deslocamento máximo dos elementos da chapa, pode influenciar os resultados.

Ao analisar a evolução dos valores de pressão e tensão von Mises nos vértices do punção, foram retiradas as seguintes conclusões: com o aumento do ângulo dos chanfros, verificou-se um aumento de pressão nos vértices interiores (mais próximos do interior do punção), enquanto os vértices exteriores (na superfícies do punção) apresentaram uma redução de pressão.

Esta oscilação está relacionada com o fenómeno já descrito, que provoca a fratura da peça em instantes diferentes. Comparando os resultados do Modelo I com o Modelo II, verificou-se que, no Modelo II, houve um aumento mais limitado das pressões nos vértices interiores e uma redução mais significativa nas pressões dos vértices exteriores. Relativamente à pressão média, o Modelo I (Figura 5-31) apresentou aumentos mais significativos, enquanto o Modelo II (Figura 5-32) atingiu o seu pico no chanfro de 15°. No Modelo I, com 10% de folga, as pressões médias mais altas foram observadas nos chanfros de 5° e 20°, sendo que o menor valor foi registado no chanfro de 10°. Combinando esta informação com o facto de ocorrer uma redução no diâmetro máximo e um ligeiro aumento no diâmetro mínimo (a proximidade entre estes valores é indicativa de um furo de boa qualidade), e ainda com a redução da energia gerada por fricção/contacto entre elementos, pode-se concluir que o chanfro de 10° é uma boa opção para esta folga.

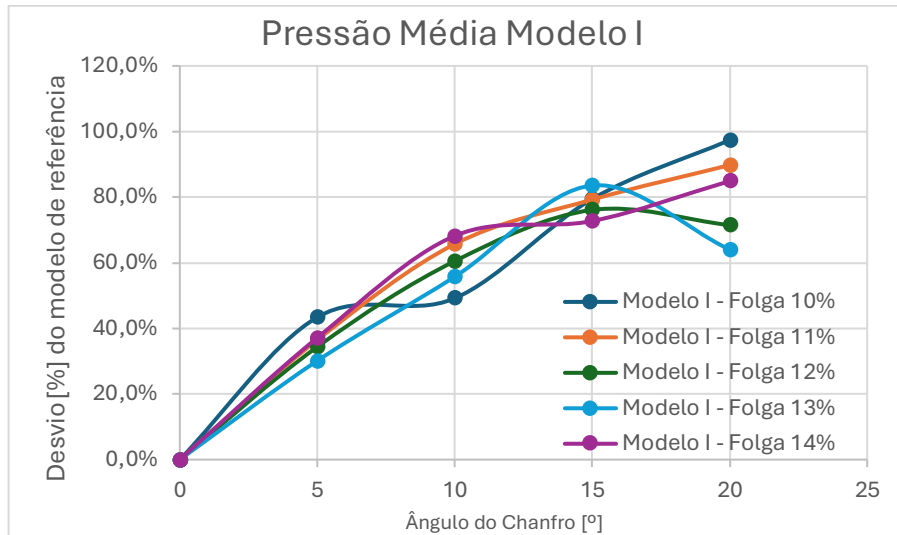


Figura 5-31- Evolução da pressão média para cada folga do Modelo I e diferentes ângulos de chanfro.

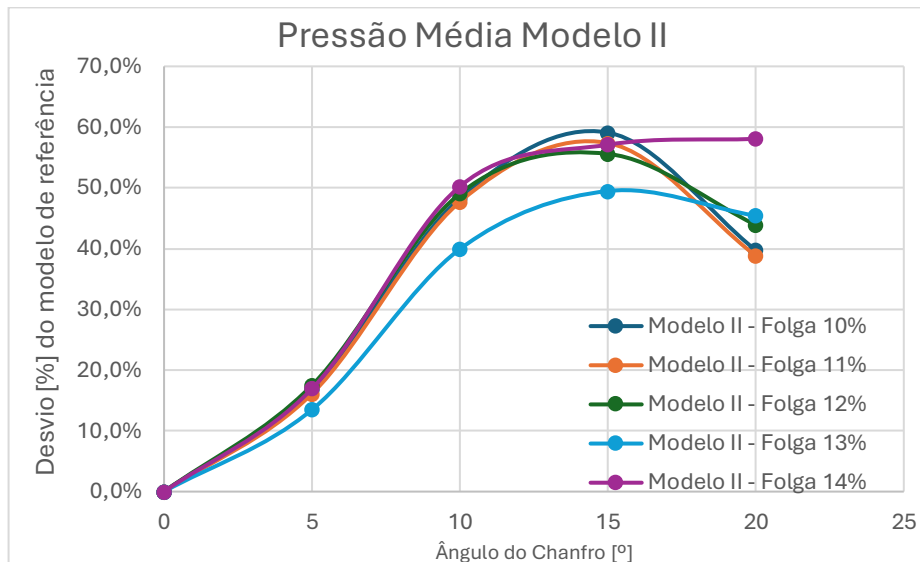


Figura 5-32- Evolução da pressão média para cada folga do Modelo II e diferentes ângulos de chanfro.

Em relação às tensões médias de von Mises, observou-se um aumento com o incremento do ângulo do chanfro para o Modelo I (ver Figura 5-33), com a tensão média mais elevada a atingir $584,649 \text{ MPa}$ para o Modelo I, com folga de 10% e chanfro de 20° . Para as simulações do Modelo I com outras folgas, foi identificada a tensão média de von Mises máxima no punção com chanfro 20° , embora com magnitudes inferiores. Por outro lado, no Modelo II (ver Figura 5-34), verificou-se uma estabilização das tensões em todas as folgas para ângulos de chanfro iguais ou superiores a 10° . A tensão média de von Mises mais elevada no Modelo II foi registrada na simulação com folga de 10% e chanfro de 20° , atingindo $454,62 \text{ MPa}$.

Foram também analisadas as tensões em y (tensões compressivas) para cada vértice dos punções. Nos punções sem chanfro, existem 2 vértices exteriores, enquanto nos punções com chanfro existem 2 vértices exteriores e 2 vértices interiores. Constatou-se que, para os vértices exteriores, há uma diminuição das tensões compressivas, enquanto para os vértices interiores, observou-se um aumento de tensões em y. Este aumento foi mais pronunciado no Modelo II do que no Modelo I, o que pode ser explicado pelo facto de o punção estar em contacto com a chapa e deforma-la até atingir a matriz. Relativamente à redução de tensões em y nos vértices exteriores, esta foi mais significativa no vértice do lado direito, que fratura primeiro e apresenta tensões superiores. Esta redução também foi observada no gráfico de tensões von Mises do vértice externo direito.

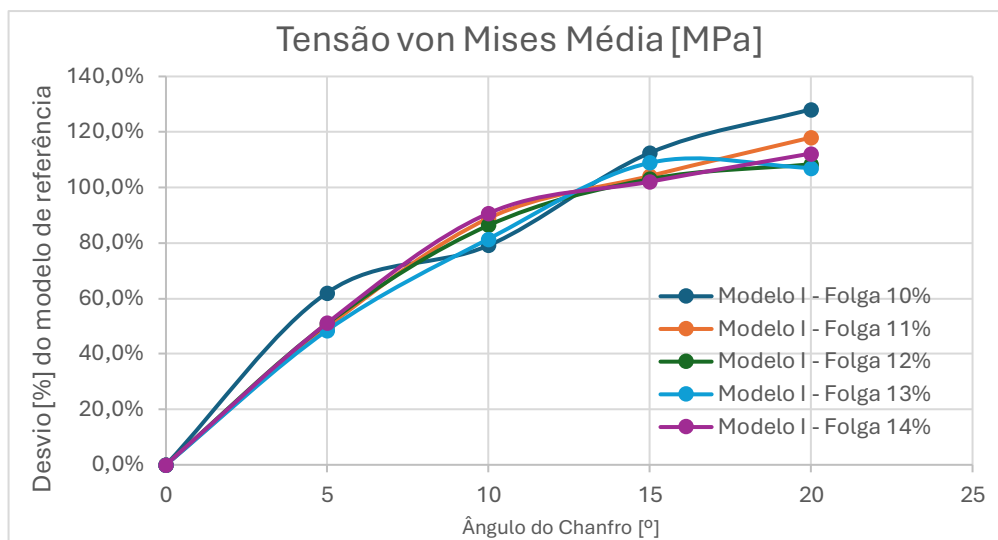


Figura 5-33- Evolução da tensão von Mises média para cada folga do Modelo I e diferentes ângulos de chanfro.

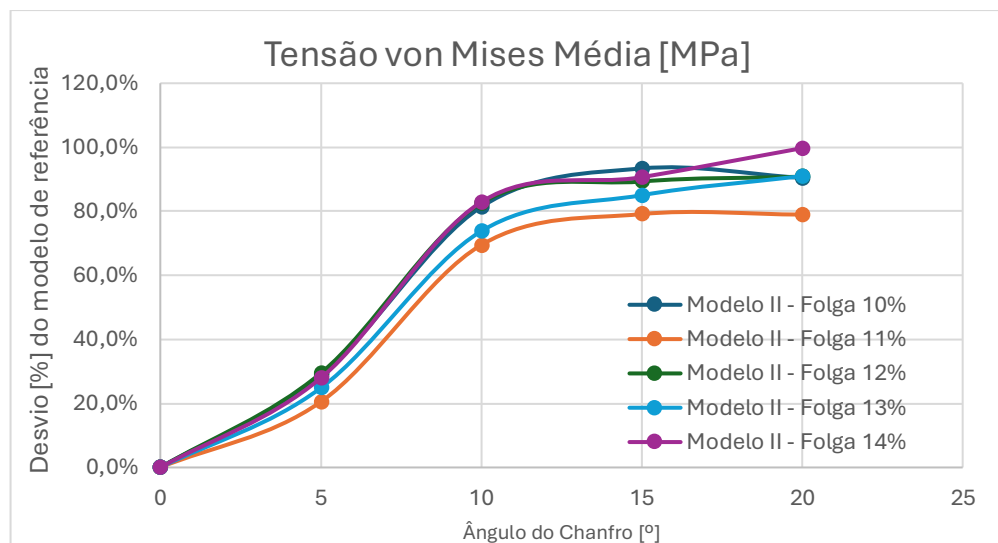


Figura 5-34 - Evolução da tensão von Mises média para cada folga do Modelo II e diferentes ângulos de chanfro.

6 Conclusões

Na dissertação foram analisadas as fraturas do punção. A primeira fratura, descrita no subcapítulo 3.5, foi identificada com base no conhecimento do processo, do material, em observações realizadas no local e como resultante do retorno elástico da chapa após o corte. Este retorno provocava a retenção do punção na chapa, levando à fratura na zona de menor dureza e maior concentração de tensões. Relativamente, à segunda fratura, apresentada no subcapítulo 3.6, desenvolveu-se uma teoria sustentada por observações e testemunhos. Para validar esta teoria iniciou-se a análise da qualidade da chapa por ensaios à tração, análise química e testes de dureza, que confirmaram estar dentro do estipulado pelas normas. Observou-se, na fase de corte, uma deformação plástica excessiva próxima da zona de corte, coincidindo com a área de desgaste superficial acentuado. A fratura foi analisada através de fractografias, complementadas pelo estudo da microdureza no punção para avaliar alterações nas propriedades do aço-ferramenta. Adicionalmente, recorreu-se à simulação numérica para investigar o impacto da folga e identificar possíveis melhorias no processo de corte do aço.

Dando seguimento ao mencionado anteriormente, considera-se que a segunda fratura está diretamente ligada a condições de operação, nomeadamente à falta de estabilidade da ferramenta. Esta instabilidade permite o contacto com outras ferramentas, provocando desgaste superficial localizado, flexão da ferramenta, má distribuição de folga. É digno mencionar que a utilização de uma face de corte lisa não se apresenta como a melhor solução. Assim, conclui com algumas sugestões que podem melhorar as condições de operação e, conseqüentemente, prolongar a vida útil da ferramenta.

Em primeiro lugar, relativamente ao pisador, atualmente fabricado em aço macio, devido à economia de projeto, seria recomendável que os furos por onde passa o punção fossem elementos separados, à semelhança do que acontece na matriz. A inclusão de

bushings no pisador, tal como na matriz, permitiria o uso de materiais mais rígidos e resistentes ao desgaste. Além disso, em caso de dano, seria necessário substituir apenas o *bushing*. Propõe-se também uma alteração na geometria do furo do pisador, introduzindo uma conicidade em vez de uma transição abrupta de diâmetros internos, como ocorre atualmente. Esta conicidade apresentaria duas vantagens: i) facilitaria a condução do punção, que, em caso de vibrações, chocaria contra uma parede cônica em vez de arestas; e ii) minimizaria o acúmulo de partículas provenientes quer do desgaste do punção quer do corte da chapa, graças à geometria cônica.

Outra recomendação para o pisador seria a aplicação de um tratamento térmico superficial, como nitruração, com o objetivo de aumentar a dureza superficial e melhorar a resistência ao desgaste. Como resultado, a forma do pisador manter-se-ia por mais tempo, devido ao aumento da resistência ao impacto e à compressão.

Relativamente ao porta-punção, embora não tenha sido amplamente explorado neste trabalho, é um elemento de grande importância. Recomenda-se a substituição do porta-punção por outro de altura superior, de forma a aumentar a área de contacto entre este elemento e o punção. Esta alteração permitiria aumentar a resistência à flexão do sistema punção - porta-punção.

As observações feitas à matriz revelaram que esta se encontra em boas condições de operação após o processo de produção. No entanto, sugerir-se-ia que o *bushing* da matriz tivesse uma conicidade, para facilitar a expulsão do retraço sem que o punção necessite de realizar um avanço tão grande.

Relativamente ao punção, dada a relação entre tensão de cedência e tensão de rutura discutida no subcapítulo 4.7, recomenda-se a experimentação de um punção com uma tensão de cedência mais baixa, para melhor resistir à flexão. Adicionalmente, é aconselhável manter o afiamento dos punções, considerando os resultados obtidos até agora. Seria pertinente avaliar se a utilização de retificadoras, substituindo as rebarbadoras, no afiamento dos punções traria vantagens, uma vez que grande parte das microfissuras se iniciam devido a defeitos induzidos durante a maquinação. Quanto ao revestimento, não foram identificados problemas, sendo que o desgaste observado está relacionado principalmente com o contacto entre ferramentas e com o fenómeno já descrito de deslocamento da chapa no momento do corte

No que se refere à matéria-prima, seria vantajoso investir na avaliação da qualidade da mesma e no aprimoramento do processamento de dados relacionados. Seria igualmente interessante utilizar os dados obtidos a partir da análise de qualidade da

matéria-prima para compará-los com os dados utilizados na fase de projeto, de modo a identificar eventuais diferenças e verificar o que muda.

Por fim, relativamente à simulação numérica, embora a primeira análise (efeito da folga na operação de corte, sem chanfro) tenha sido conclusiva, a última não foi. Foi, contudo possível observar o efeito da adição do chanfro no modelo que mais se assemelha ao que acontece, à variação de força de corte e fricção entre partes.

6.1 Trabalhos Futuros

Para futuros trabalhos, seria interessante analisar o efeito do aumento da temperatura no punção sobre a sua vida útil, uma vez que não foi possível medir a temperatura da ferramenta durante este estudo.

Dada a quantidade de partículas que aderem ao punção devido à ação do lubrificante na chapa que intensifica o efeito do desgaste abrasivo e adesivo nas ferramentas durante o contacto entre elementos, a conicidade do furo do pisador pode não ser suficiente para melhorar a situação. Assim, seria recomendável a criação de um sistema de limpeza para o punção, que atue quando este retornasse à sua posição inicial após o corte.

Quanto à simulação numérica, sugere-se para trabalhos futuros a parametrização da anisotropia e do fluxo de matéria-prima, o que pode ser feito através de vários ensaios mecânicos e do tratamento dos respetivos resultados. Isto traria mais detalhes à simulação e, acima de tudo, aumentaria o seu realismo.

Seria relevante estender a análise do efeito do chanfro no corte por punção, por meio da simulação de um modelo tridimensional que demonstrasse o comportamento de todas as componentes da força de corte face à variação do ângulo do chanfro. Por último, recomendaria a análise à fadiga do punção nesse mesmo modelo tridimensional com o objetivo de compreender qual o tempo de vida útil para a ferramenta e se poderá ter alguma diretamente afetada pelo ângulo do chanfro.

Referências bibliográficas

- Abolorunke, F. (2016). A TECHNICAL REPORT ON STUDENT INDUSTRIAL WORK EXPERIENCE SCHEME (S.I.W.E.S) UNDERTAKING AT SPECIAL GIFT TECHNICAL SERVICES GUDU DISTRICT, FCT ABUJA.
- Aguilera Camacho, L. D., García Miranda, S., & Moreno, K. J. (2017). Tribological performance of uncoated and TiCN-coated D2, M2 and M4 steels under lubricated condition. *Journal of Iron and Steel Research International*, 24(8), 823–829. [https://doi.org/10.1016/S1006-706X\(17\)30122-X](https://doi.org/10.1016/S1006-706X(17)30122-X)
- Altan, T., & Tekkaya, A. E. (2012). *Sheet Metal Forming: Processes and Applications*. ASM International.
- ASM International. (2006). *ASM HandBook Volume 14B: Metalworking: Sheet Forming (Vol. 14B)*. ASM International.
- Awasthi, A., Saxena, K. K., & Arun, V. (2021). Sustainable and smart metal forming manufacturing process. *Materials Today: Proceedings*, 44, 2069–2079. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.12.177>
- Berladir, K., Hovorun, T., I., P., G., R., & I., M. (2017). Modern materials for automotive industry. *Journal of engineering sciences*, 4, F8–F18. [https://doi.org/10.21272/jes.2017.4\(2\).f8](https://doi.org/10.21272/jes.2017.4(2).f8)
- Blaha, J., Kremaszky, C., Werner, E. A., & Liebfahrt, W. (2002). Carbide Distribution Effects In Cold Work Tool Steels. 289–298.
- Carlos A. G. De Moura Branco. (2011). *Mecânica dos Materiais (5ª Edição)*. Fundação Calouste Gulbenkian.
- Cassio Barbosa, Ibrahim de Cerqueira Abud, Tatiana Silva Barros, & Sheyla Santana de Carvalho. (2015). Failure Analysis of Tool Steel-Based Compaction Punch Used in Powder Metallurgy. 104–108. <https://doi.org/DOI 10.1007/s11668-015-0049-y>
- Chaus, A. S., Rudnitskii, F. I., & Murgas, M. (1997). Structural inheritance and special features of fracture of high-speed steels. *Metal Science and Heat Treatment*, 39(2), 53–56. <https://doi.org/10.1007/BF02467662>
- Chumrum, P., Koga, N., & Premanond, V. (2015). Experimental investigation of energy and punch wear in piercing of advanced high-strength steel sheet. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 79(5), 1035–1042. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-6902-z>

- Coefficient of Friction | Engineering Library. (sem data). Obtido 26 de setembro de 2024, de <https://engineeringlibrary.org/reference/coefficient-of-friction>
- Dayton. (2022a). High Tensile Strength Steel Stamping Solutions. <https://www.daytonlamina.com/high-tensile-strength-steel-stamping-solutions>
- Dayton. (2022b). High-Performance Treatments and Coatings. Dayton. https://file.daytonlamina.com/pdf/8085_High-Performance_Treatments_and_Coatings.pdf
- Dayton. (2023a). Jektole Clearance. <https://www.daytonlamina.com/jektole-clearance>
- Dayton. (2023b). Tool Steels. <https://www.daytonlamina.com/tool-steels>
- Dayton. (2023c). TuffPunch Jektole Punches. <https://www.daytonlamina.com/8057m/tuffpunch-jektole-punches-metric>
- Dayton Lamina Corporation. (2021). Problem Solving Guide. <file:///C:/Users/nugom/Zotero/storage/BQ8FRN62/problem-solving-guide.html>
- Fang, G., Zeng, P., & Lou, L. (2002). Finite element simulation of the effect of clearance on the forming quality in the blanking process. *Journal of Materials Processing Technology*, 122(2), 249–254. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00056-0](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00056-0)
- Fukaura, K., Yokoyama, Y., Yokoi, D., Tsujii, N., & Ono, K. (2004). Fatigue of cold-work tool steels: Effect of heat treatment and carbide morphology on fatigue crack formation, life, and fracture surface observations. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 35(4), 1289–1300. <https://doi.org/10.1007/s11661-004-0303-5>
- González-Velázquez, J. L. (2018). *Fractography and Failure Analysis (Vol. 3)*. Springer International Publishing. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-76651-5>
- Gustafsson, D., Parareda, S., Ortiz-Membrado, L., Mateo, A., Jiménez-Piqué, E., & Olsson, E. (2023). Simulation of metal punching and trimming using minimal experimental characterization. *Journal of Materials Processing Technology*, 321, 118148. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2023.118148>
- Hambli, R. (2002). Design of Experiment Based Analysis for Sheet Metal Blanking Processes Optimisation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 19(6), 403–410. <https://doi.org/10.1007/s001700200041>
- Henrique P. Carinhas. (2010). *Manual de Tribologia (1.^a ed., 1–1)*. Instituto Superior de Engenharia de Lisboa.

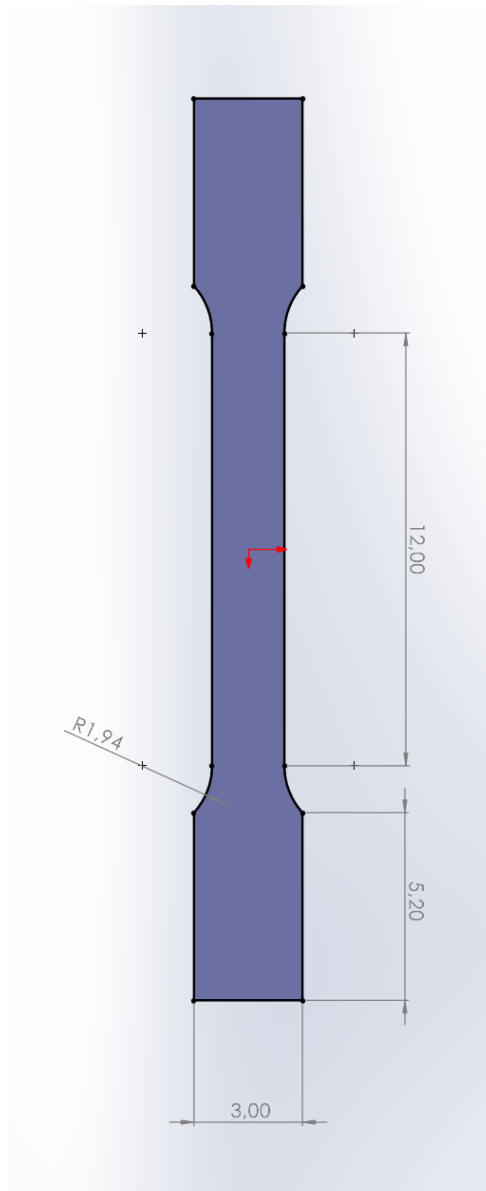
- Hertzberg, R. W., & Hauser, F. E. (1977). Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 99(1), 96. <https://doi.org/10.1115/1.3443416>
- Hilditch, T. B., de Souza, T., & Hodgson, P. D. (2015). 2—Properties and automotive applications of advanced high-strength steels (AHSS). Em M. Shome & M. Tumuluru (Eds.), *Welding and Joining of Advanced High Strength Steels (AHSS)* (pp. 9–28). Woodhead Publishing. <https://doi.org/10.1016/B978-0-85709-436-0.00002-3>
- Hoile, S. (2000). Processing and properties of mild interstitial free steels. *Materials Science and Technology*. <https://doi.org/10.1179/026708300101506902>
- ISO 6506-1:2014. (2014). ISO. <https://www.iso.org/standard/59671.html>
- ISO 6507-1:2023(en), Metallic materials—Vickers hardness test—Part 1: Test method. (sem data). Obtido 3 de maio de 2024, de <https://www.iso.org/obp/ui/#iso:std:iso:6507:-1:ed-5:v1:en>
- Kumar Shailendra. (2011). An Intelligent System For Selection Of Materials For Press Tool Components. *Journal of Engineering Research and Studies*, 2(2), 119–130.
- Kuziak, R., Kawalla, R., & Waengler, S. (2008). Advanced high strength steels for automotive industry. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 8(2), 103–117. [https://doi.org/10.1016/S1644-9665\(12\)60197-6](https://doi.org/10.1016/S1644-9665(12)60197-6)
- Mallick, P. K. (2012). 2 - Advanced materials for automotive applications: An overview. Em J. Rowe (Ed.), *Advanced Materials in Automotive Engineering* (pp. 5–27). Woodhead Publishing. <https://doi.org/10.1533/9780857095466.5>
- Medrea, C., Fragkos-Livanios, L., Giannakopoulos, K. I., & Statharas, D. (2018). Failure analysis of two cold-working cutting tools. Case studies. *MATEC Web of Conferences*, 188, 04026. <https://doi.org/10.1051/matecconf/201818804026>
- Nielsen, C. V., & Martins, P. A. F. (2021). Tool design*. Em C. V. Nielsen & P. A. F. Martins (Eds.), *Metal Forming* (pp. 277–370). Academic Press. <https://doi.org/10.1016/B978-0-323-85255-5.00009-1>
- Pathak, N., Butcher, C., Adrien, J., Maire, E., & Worswick, M. (2020). Micromechanical modelling of edge failure in 800 MPa advanced high strength steels. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 137, 103855. <https://doi.org/10.1016/j.jmps.2019.103855>

- P.E. Sachs. (2021). *Practical Plant Failure Analysis—A Guide to Understanding Machinery Deterioration and Improving Equipment Reliability* (1st ed.). CRC Press.
- Press Fit. (sem data). Obtido 13 de outubro de 2023, de https://www.daytonprogress.de/files/dayton/downloads/kataloge-dayton-progress/Englisch/EN-PressFit_202308.pdf
- Pu, C., Jia, Y., Zhou, D., Makrygiannis, P. (John), Zhu, F., Wu, W., Du, C., & Wang, Y. (2018). Effects of Punch Shapes and Cutting Configurations on the Dimensional Accuracy of Punched Holes on an AHSS Sheet (SAE Technical Paper 2018-01-0800). SAE International. <https://doi.org/10.4271/2018-01-0800>
- Pu, C., Zhou, D., Makrygiannis, P. (John), Wu, W., Jia, Y., Zhu, F., Du, C., & Wang, Y. (2018). A Comprehensive Study of Hole Punching Force for AHSS (SAE Technical Paper 2018-01-0802). SAE International. <https://doi.org/10.4271/2018-01-0802>
- Randelius, M. (2008). Influence of microstructure on fatigue and ductility properties of tool steels. <https://urn.kb.se/resolve?urn=urn:nbn:se:kth:diva-4624>
- Sarkar, B., Deva, A., S.Mukhopadhyay B.K.Jha, Mukerjee, D., & Mathur, A. S. (2010). Processing and application of interstitial free(IF) grade steel: Prospects in SAIL.
- Schäfer, M. (2022). Time Discretization. Em M. Schäfer (Ed.), *Computational Engineering—Introduction to Numerical Methods* (pp. 171–188). Springer International Publishing. https://doi.org/10.1007/978-3-030-76027-4_7
- Sergejev, F., Peetsalu, P., Sivitski, A., Saama, M., & Adoberg, E. (2011). Surface fatigue and wear of PVD coated punches during fine blanking operation. *Engineering Failure Analysis*, 18(7), 1689–1697. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2011.02.011>
- Soares, J. A., Gipiela, M. L., Lajarin, S. F., & Marcondes, P. V. P. (2013). Study of the punch–die clearance influence on the sheared edge quality of thick sheets. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 65(1), 451–457. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4184-2>
- Spuzic, S., Strafford, K. N., Subramanian, C., & Green, L. (1995). Influence of stress state on abrasive wear of steels. *Wear*, 184(1), 83–86. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(94\)06553-5](https://doi.org/10.1016/0043-1648(94)06553-5)

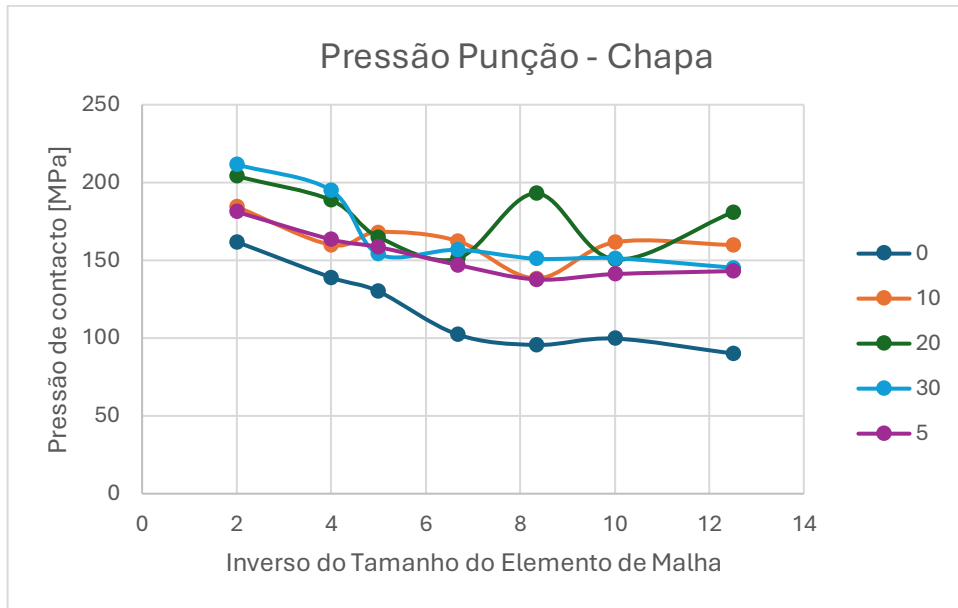
- Suraj Desai, B.V. Dilip Kumar Bhat, Guruvinder Singh, G.J. Naveen, P. Rangasamy, B. Jayadeva, P. Sampathkumaran, S. Seetharamu, G. Venkataramudu, & H.B. Niranjana. (2017). Failure Analysis of HSS Punch Tool: A Case Study. Springer.
- Uddeholm. (2018). Uddeholm Tool Steels For Cold Work Tooling. UDDEHOLMS a voestalpine company. <https://www.uddeholm.com/app/uploads/sites/46/2019/10/Tech-Uddeholm-Cold-work-EN.pdf>
- Uddeholm a voestalpine company. (2018). Tooling Solutions For Advanced High Strength Steels. Uddeholm. <https://www.uddeholm.com/app/uploads/sites/44/2019/09/Tech-Uddeholm-Tooling-solutions-AHSS-EN.pdf>
- Voestalpine Steel Division. (2022, outubro). Complex-phase steels. Voestalpine.
- Zeidi, Abdelwaheb., Ben Saada, Fatma., Elleuch, Khaled., & Atapek, Hakan. (2021). AISI D2 punch head damage: Fatigue and wear mechanism. Engineering Failure Analysis, 129, 105676. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2021.105676>

Apêndice

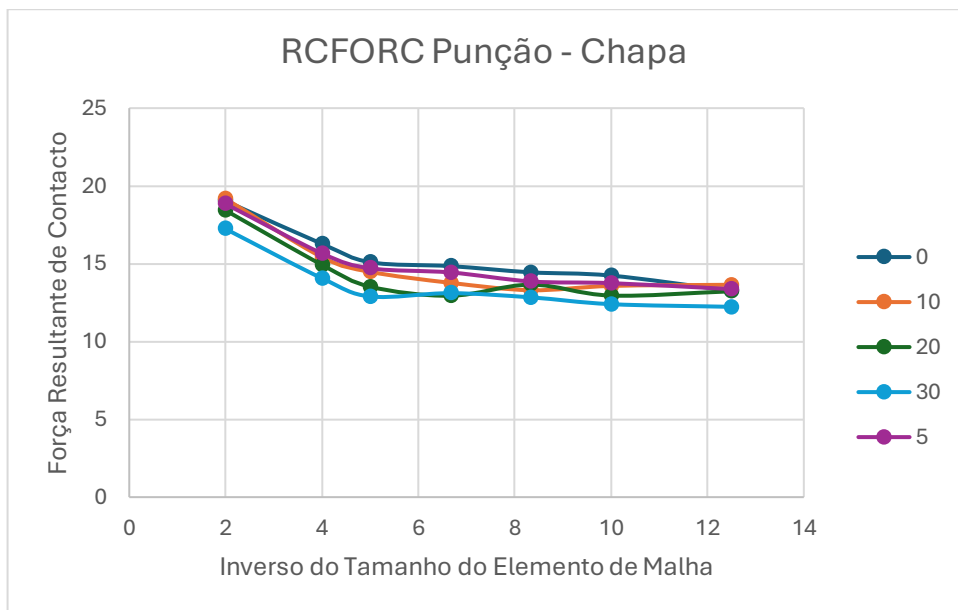
Dimensões do provete utilizado [mm].



Resultados do estudo de convergência de malha para as simulações com valores de pressão.



Resultados do estudo de convergência de malha para as simulações com os valores de Força de contacto.



Anexo

Ficha técnica do lubrificante utilizado na operação de corte.

Ficha Técnica



RENOFORM EMP 190 P

Óleo puro para estampagem.

Aplicação

O RENOFORM EMP 190 P é um produto formulado para actuar como lubrificante em estampagens profundas de aço de alta e média percentagem em carbono.

É recomendado para estampagens medias e especialmente desenvolvido para a estampagem de banheiras.

Modo de Emprego

O RENOFORM EMP 190 P deve utilizar-se puro, tal como é fornecido, deixando-o recircular através de um sistema de bomba adequado à sua viscosidade. É conveniente que o depósito tenha uma filtração para a separação de partículas metálicas e outras impurezas.

Vantagens / Benefícios

- O RENOFORM EMP 190 P tem uma grande capacidade lubrificante e, como consequência, consegue-se uma longa duração das matrizes e punções, uma vez que se obtêm excelentes acabamentos superficiais.
- O RENOFORM EMP 190 P tem uma elevada capacidade anti-corrosiva, suficiente para proteger as peças da oxidação durante alguns meses.



Características

Propriedades	Unidade	Valor	Norma
Aspecto		liquido límpido	
Cor		castanho	
Viscosidade a 40 °C	cSt	90	DIN 51 562
Densidade a 15 °C		0,902	

AGO.06/AC (01) _DC/005/08 Pág. 1/1