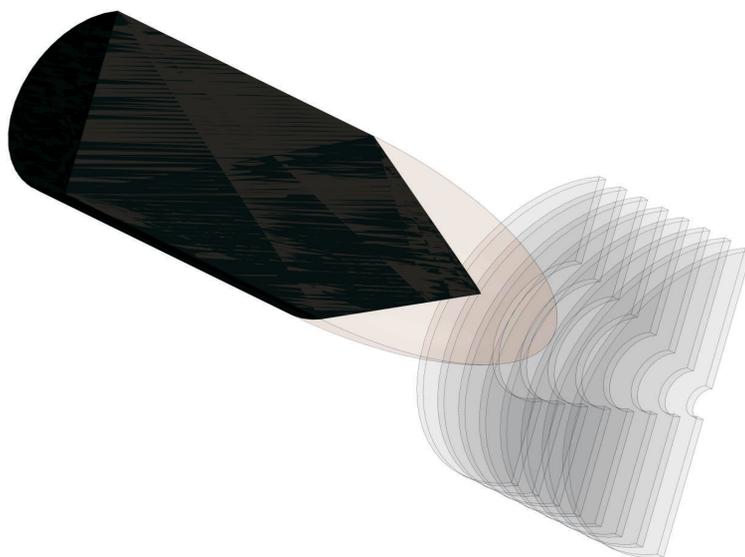


Conformabilidade Local em Processos de Fabricação por Conformação de Chapas Metálicas



Leandro Antônio Thesing

LEANDRO ANTÔNIO THESING

CONFORMABILIDADE LOCAL EM PROCESSOS DE
FABRICAÇÃO POR CONFORMAÇÃO DE CHAPAS
METÁLICAS

1a. Edição

BAGÉ
EDITORA FAITH
2018

Título: Conformabilidade Local em Processos de Fabricação por Conformação de Chapas Metálicas

Autor: Leandro Antônio Thesing

Arte da Capa: Leandro Antônio Thesing

Edição e Fechamento de Capa: Editora Faith

Diagramação: Editora Faith

Copyright: ©2018 todos os direitos reservados ao autor, sob encomenda à Editora Faith.

ISBN: 978-85-68221-35-8

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

T413c Thesing, Leandro Antônio
Conformabilidade local em processos de fabricação
de chapas metálicas / Leandro Antônio Thesing .--
Bagé,RS: Faith, 2018.
149p.

ISBN: 9785-85-68221-35-8

1.Engenharia mecânica 2.Chapas metálicas
3.Fabricação
I. Thesing, Leandro Antônio
II. Título

CDU 621.7

Direção Geral
Caroline Powarczuk Haubert

Corpo Editorial

Prof. Dr. Alfredo Alejandro Gugliano - UFRGS
Prof. Dr. Dejalma Cremonese - UFRGS
Prof.ª. Dra. Elisângela Maia Pessôa - UNIPAMPA
Prof. Dr. Fernando da Silva Camargo - UFPEL
Prof. Dr. Gabriel Sausen Feil - UNIPAMPA
Prof.ª. Dra. Patrícia Krieger Grossi - PUC-RS
Prof. Dr. Ronaldo B. Colvero - UNIPAMPA
Prof.ª. Dra. Simone Barros Oliveira - UNIPAMPA
Prof.ª. Dra. Sheila Kocourek - UFSM
Prof. Dr. Edson Paniagua - UNIPAMPA
Prof.ª. Dra. Maria de Fátima Bento Ribeiro – UFPEL
Prof.ª. Dra. Danusa de Lara Bonoto – UFFS
Prof.ª. Dra. Érica do Espírito Santo Hermel – UFFS
Prof. Dr. João Carlos Krause – URI – CAMPUS SANTO ÂNGELO.
Prof. Dr. Márcio Marques Martins -UNIPAMPA
Prof. Dr. Marcos Barros - UFPE
Prof.ª. Dra. Paula Vanessa Bervian – UFFS
Prof.ª. Dra. Sandra Nonenmacher – IFFAR

Sobre o autor

Bacharel e Mestre em Física pela Universidade Federal de Santa Maria (UFSM), Engenheiro Mecânico e Doutor em Engenharia pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS). Professor na Universidade Federal do Pampa (UNIPAMPA), campus Alegrete – RS.

Sumário

LISTA DE SÍMBOLOS.....	9
PREFÁCIO.....	11
1. INTRODUÇÃO.....	12
1.1 Generalidades	12
2. EXPANSÃO DE FUROS	16
2.1 Introdução	16
2.2 O teste de expansão de furos segundo a Norma ISO 16630	20
2.3 Variáveis que influenciam a razão de expansão de furos	21
2.3.1 Relação da Expansão de Furos com a Microestrutura e Composição Química	25
2.3.2 Anisotropia do material	28
2.3.3 Velocidade de deslocamento do punção	29
2.3.4 Influência do Processo de Obtenção do Furo	30
2.3.5 Forma alternativa de obtenção do furo	31
2.3.6 Limite de resistência do material	32
2.3.7 Puncionamento	33
2.3.8 Expansão de furos: estiramento e dobramento	34
2.3.9 Relação entre Ensaio de Tração e Expansão de Furos	35
2.3.10 Relação entre Curva Limite de Conformação e Expansão de Furos	35
2.3.11 Força para expansão de furos	36
2.3.12 Aplicações da Expansão de Furos	37
3. ENSAIO DE MICRODUREZA.....	40
4. AÇOS AVANÇADOS DE ALTA RESISTÊNCIA (AHSS).....	42
4.1 Introdução	42
4.2 AHSS: definição e nomenclatura	43
4.3 Subdivisões dos Aços Avançados de Alta Resistência (AHSS)	45
4.3.1 Aços bifásicos	47
4.3.2 Aços de Transformação Induzida por Deformação	49

4.3.3 Aços de Fase Complexa.....	50
4.3.4 Aços Ferrítico-Bainíticos (FB)	51
4.3.5 Aços com Plasticidade Induzida por Maclação (TWIP)	51
4.3.6 Aços para Estampagem a Quente (HF ou PHS)	52
4.3.7 Aços AHSS Martensíticos (MS)	52
4.3.8 DOCOL 190M.....	57
4.4 Desenvolvimento dos Aços Avançados de Alta Resistência (AHSS)	61
4.5 Conformabilidade dos Aços Avançados de Alta Resistência (AHSS) ...	62
4.6 Ferramentas de corte e estampagem para os AHSS	65
4.7 Rigidez estrutural com aços AHSS	69
4.8 Encruamento	70
5. SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL – O SOFTWARE I-FORM2D	71
5.1 Fratura e dano em materiais	73
6. EXPANSÃO DE FUROS DE UM AÇO AVANÇADO DE ALTA RE- SISTÊNCIA.....	76
6.1 Material utilizado.....	76
6.1.1 Curva de escoamento do material	76
6.1.2 Determinação da Equação de Hollomon	77
6.1.3 Determinação da anisotropia do material	79
6.1.4 Ensaio Erichsen	79
6.2 Planejamento do ferramental para expansão de furos	81
6.2.1 Matriz	82
6.3 Processos de obtenção dos furos	86
6.3.1 Corte por jato d'água	87
6.3.2 Corte por usinagem	87
6.4 Arredondamento da borda do furo	88
6.5 Lubrificação	89
6.6 Expansão em Etapas	90
6.7 Planejamento dos ensaios de expansão de furos	91
6.8 Avaliação da microestrutura da matéria prima	91
6.9 Determinação da microdureza da matéria-prima	94

6.9.1 Microdureza na região do furo antes da expansão	96
6.10 Simulação do Processo de Expansão de Furos	98
7. ANÁLISE EXPERIMENTAL E RESULTADOS.....	101
7.1 Furos obtidos por corte com jato d'água	101
7.2 Furos obtidos por usinagem	105
7.3 Furos obtidos por usinagem com bordas arredondadas	106
7.4 Furos obtidos por usinagem e expansão com uso de lubrificante	107
7.5 Furos obtidos por usinagem e expansão em etapas	109
7.6 Comportamento da força em função do deslocamento do punção	110
7.6.1 Comportamento da Força na Expansão em Etapas	112
7.6.2 Deformação elástica na expansão em etapas	113
7.6.3 Estimativa da Força de Expansão	114
7.6.4 Energia de Expansão de Furo	115
7.7 Efeitos da Geometria do Furo na Expansão de furos	115
7.8 Lubrificação	117
7.9 Visioplasticidade	119
7.10 Microdureza na região do furo após a expansão	123
7.11 Microdureza da chapa na região deformada após expansão de furo para furo obtido com jato d'água	125
7.12 Resultados da Simulação Computacional do Processo de Expansão de Furos	126
7.13 Determinação do dano crítico a partir da simulação computacional	130
7.14 Exemplo de aplicação: determinação do diâmetro de expansão máximo dado o diâmetro inicial do furo	132
8. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....	134
9. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	140
10. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	141

LISTA DE SÍMBOLOS

A_1, A_2, A_3	Pontos próximos à borda do furo	[-]
Al	Alongamento percentual no comprimento	[%]
A_{50}	Alongamento percentual no comprimento de medida original de 50 mm	[%]
d	Diâmetro do furo após a expansão	[mm]
D	Diâmetro médio do colar	[mm]
d_0	Diâmetro inicial do furo (na chapa)	[mm]
d^*_0	Diâmetro da matriz impressa (para visioplaticidade)	[mm]
d_1	Diâmetro do furo da matriz de expansão	[mm]
d_1^*, d_2^*	Medida da diagonal de impressão	[mm]
F_b	Força para expansão de furo	[N]
F_{pc}	Força do prensa chapas	[N]
H	Altura do colar	[mm]
h	Deslocamento do punção	[mm]
L_0	Comprimento de medida antes da aplicação da força (no ensaio de tração)	[mm]
n	Índice de encruamento	[-]
r	Raio de dobramento (raio da matriz)	[mm]
R_1, R_2	Raios da elipse, na geometria do punção elíptico	[mm]
R_{0°	Coefficiente de anisotropia a 0° da direção de laminação	[-]
R_{45°	Coefficiente de anisotropia a 45° da direção de laminação	[-]
R_{90°	Coefficiente de anisotropia a 90° da direção de laminação	[-]
R_{med}	Coefficiente de anisotropia médio	[-]
r_{90min}	Raio mínimo de dobra da chapa a 90°	[mm]
REF	Razão de expansão de furos	[-]
R_m	Limite de resistência à tração	[MPa]
r_m	Anisotropia normal	[-]
s	Espessura da chapa	[mm]

LISTA DE SÍMBOLOS GREGOS

ΔR	Coefficiente de anisotropia planar	[-]
δ	Razão de abertura do furo	[-]
ε	Deformação relativa ou de engenharia ou convencional	[-]
μ	Coefficiente de atrito	[-]
σ_e	Tensão de escoamento	[MPa]
σ_R	Tensão de ruptura	[MPa]
φ	Deformação verdadeira	[-]
τ	Tensão convencional ou de engenharia	[MPa]

LISTA DE ABREVIACOES

AHSS	Aços avançados de alta resistência (<i>Advanced High Strength Steels</i>)
CLC	Curva Limite de Conformaco
CP	Aço de fase complexa (<i>Complex Phase</i>)
CR	Laminado a frio (<i>Cold Rolled</i>)
DP	Aço de fase dupla (<i>Dual Phase</i>)
FB	Aço ferrítico-bainítico (<i>Ferritic-Bainitic</i>)
FLD	Curva Limite de Conformaco (<i>Forming Limit Diagram</i>)
FSV	Projeto de automóveis avançados (<i>Future Steel Vehicle</i>)
HF	Aço para estampagem a quente (<i>Hot Forming</i>)
HSLA	Aço de alta resistência e baixa liga (<i>High-strength low-alloy steel</i>)
LA	Aço baixa liga (<i>low alloy</i>)
MART	Aço martensítico (<i>Martensitic Steel</i>)
MEV	Microscópio Eletrnico de Varredura
REF	Razão de Expansão de Furo
TB	Tipo Bainita
TRIP	Aço com plasticidade induzida por transformaco (<i>TRansformation Induced Plasticity steel</i>)
TWIP	Aço com plasticidade induzida por maclao (<i>Twinning-Induced Plasticity</i>)
ULSAB	Projeto para construo de veículos leves (<i>Ultralight Steel Auto Body</i>)

PREFÁCIO

Os Aços Avançados de Alta Resistência ou AHSS (do inglês *Advanced High Strength Steels*) apresentam muitas vantagens mecânicas em relação aos aços convencionais. Seu uso crescente na indústria automotiva se deve principalmente à sua capacidade de possibilitar a redução de peso e, ao mesmo tempo, o aumento da segurança aos ocupantes do veículo em caso de colisões. No entanto, os AHSS apresentam maiores dificuldades no que se refere à conformabilidade (maiores níveis de sollicitação e desgaste das ferramentas de conformação, menor deformabilidade plástica, etc). Assim, alguns testes para avaliar a conformabilidade destes materiais ganham maior importância. É o caso do Teste de Expansão de Furos, cuja propriedade medida é a Razão de Expansão de Furos (REF), uma indicação da conformabilidade local do material.

Este trabalho aborda as características gerais e subdivisões dos aços AHSS e posteriormente trata das especificidades da conformabilidade local em um aço avançado de alta resistência do tipo martensítico.

1. INTRODUÇÃO

1.1 Generalidades

As exigências ambientais que vêm sendo impostas pelos governos e pela sociedade têm impactado também a indústria automotiva, que vem trocando os materiais empregados de forma a reduzir o peso (massa) do veículo e, com isso, diminuir o consumo de combustíveis. No entanto, juntamente com a redução do peso do veículo, as normas de segurança estão, também, cada vez mais exigentes. Muitos dos novos materiais que são desenvolvidos (ligas de alumínio, fibra de vidro, fibra de carbono, ligas de titânio, ligas de magnésio etc) atendem ou a uma ou a outra destas exigências. Ou atende perfeitamente à redução de peso e aumento de segurança, mas eleva em muito o preço do produto final.

Os aços sempre foram a matéria-prima mais utilizada pela indústria automotiva, e seus processos de utilização, tal como a Estampagem de Chapas, encontram-se bem consolidados. Para enfrentar a concorrência dos outros materiais e atender os requisitos ambientais e de segurança a indústria do aço vem desenvolvendo uma gama de aços de resistência mecânica elevada, como os Aços Avançados de Alta Resistência ou AHSS (do inglês *Advanced High Strength Steels*) (YOON et al., 2018). Estes aços apresentam muitas vantagens mecânicas em relação aos aços convencionais. No entanto, trazem consigo maiores dificuldades no que se refere à conformabilidade (maiores níveis de sollicitação e desgaste das ferramentas, menor deformabilidade plástica, etc). Assim, alguns testes para avaliar a conformabilidade destes materiais ganham maior importância. É o caso do Teste de Expansão de Furos (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017).

A expansão de furos é um processo no qual uma chapa com um furo central é rigidamente presa por um prensa-chapas e o furo central é expandido através da ação de um punção, levando à formação de um componente flangeado (FRA' CZ; STACHOWICZ; TRZEPIECIŃSKI, 2012). A medida do aumento do furo em relação ao furo inicial é conhecida com Razão de Expansão de Furos (REF) e será definida mais adiante.

Muitas vezes uma característica essencial para a aplicação de aços em

certas partes de um veículo é que este material possua, além de excelente estiramento, boas características de embutimento profundo e resistência à fadiga, também uma boa capacidade de sofrer expansão de furos (SUGIMOTO et al., 2002).

Existem diferentes testes para avaliar a conformabilidade de chapas metálicas. No entanto, não existe um teste único que seja capaz de fornecer todas as propriedades mecânicas das chapas. Por esse motivo, frequentemente, a chapa a ser estampada é submetida a diferentes testes a fim de se certificar que suas propriedades possibilitarão a fabricação de determinada peça.

Um indicativo da importância da Razão de Expansão de Furos para os aços avançados de alta resistência é que esta propriedade já é fornecida por produtores de aço e está inclusa nas normas da Federação Japonesa do Aço (*Japan Iron and Steel Federation*) (FUNAKAWA; FUJITA; YAMADA, 2013).

Conforme (UTHAISANGSUK; PRAHL; BLECK, 2009) os aços avançados de alta resistência, que em sua maioria são aços multifásicos, apresentam uma excelente combinação entre resistência a tração e boa conformabilidade. Estes aços, especialmente o DP e o TRIP são muito sensíveis a todas as operações de pós-processamento, como estampagem, solda-ponto, dobramento sob tensão e embutimento profundo, os quais levam a maiores dificuldades para descrever seu comportamento frente a fratura e para prever a ductilidade destes aços a partir de procedimentos convencionais, como a curva limite de conformação (CLC). A deformação e ruptura de aços multifásicos são significativamente influenciadas pelo tamanho de grão, pela fração volumétrica e pela distribuição das fases na microestrutura. Daí a necessidade de um maior entendimento do comportamento desses aços frente às mais diversas operações de conformação.

Conforme (BILLUR; ALTAN, 2011), após a estampagem, o excesso de material é aparado e posteriormente são executadas operações adicionais como flangeamento e dobramento para formar bordas (*hemming*). Durante estas operações de pós-processamento, ocorrem tensões de tração nas bordas, resultando em fraturas/rachaduras de borda. Muitos estudos têm mostrado que fraturas de borda, como é o caso da expansão de furos, não podem ser previstos pela CLC (BILLUR; ALTAN, 2011; TEPEDINO, 2014). A habilidade de uma chapa em se deformar na borda sem que haja falhas

pode ser medida através do teste de expansão de furos, onde um punção cônico é forçado através de um pré-furo, geralmente de diâmetro 10 mm, até que se inicie a formação de uma trinca.

A importância do estudo de expansão de furos também é enfatizada por Huang e Singh. O teste de expansão de furos é um dos métodos mais comuns para se avaliar a resistência ao trincamento de bordas/cantos (*edge cracking resistances*) para aços AHSS (HUANG; SINGH, 2014).

O flangeamento de furos é largamente utilizado para a produção de componentes de chapas finas para a subsequente junção com outros componentes (UTHAISANGSUK; PRAHL; BLECK, 2009).

A expansão de furos em chapas metálicas é usada, por exemplo, na indústria automotiva para inserir buchas de borracha nos braços de controle do sistema de suspensão de veículos (FRA' CZ; STACHOWICZ; TRZEPIECIŃSKI, 2012). (SUGIMOTO et al., 2002) também relata que em algumas partes de suspensão exigem aços que apresentem boa capacidade de expansão de furos.

A expansão de furos é uma importante parte do processo de fabricação do cubo da roda de um automóvel. Esta expansão de furo afeta a vida em fadiga e a segurança do veículo. Defeitos na etapa de obtenção de furo e na etapa de expansão diminuem abruptamente a vida útil desta peça. Assim, é de extrema importância a determinação do limite de expansão e a previsão de fratura do material no processo de expansão de furos (KO et al., 2007).

Em geral, os métodos para prever a fratura de um material durante o processo de conformação mecânica fazem o uso da deformação de ruptura obtida a partir do teste de tração, o limite de ruptura baseado na teoria da instabilidade plástica (BJÖRKLUND; LARSSON; NILSSON, 2013) e o critério da fratura dúctil (HUDGINS; MATLOCK, 2016). Mas o processo de expansão de furos é diferente de outros processos de conformação, uma vez que a face lateral do furo não possui restrições e a fratura se propaga através da face do furo da chapa durante o processo de expansão (STACHOWICZ, 2008).

O uso de aços de alta resistência na indústria automobilística tem aumentado muito nos últimos anos. Daí a importância de se conhecer o comportamento destes aços frente a esta particularidade no processo de conformação. O melhor entendimento do comportamento destes aços poderá,

inclusive, aumentar o leque de aplicações destes materiais que, em última análise, têm como um dos maiores méritos a redução no consumo de combustível e, conseqüentemente, a redução das emissões de gases nocivos ao meio-ambiente.

Ao final das pesquisas pretende-se ter um melhor entendimento acerca de como se dá a expansão de furos em chapas metálicas e sua dependência com o diâmetro do furo inicial e com a geometria do punção. Assim, acredita-se que este trabalho dará uma contribuição importante para o conhecimento na área de conformação de chapas de aços de resistência mecânica elevada.

2. EXPANSÃO DE FUROS

2.1 Introdução

A conformabilidade de chapas pode ser dividida em conformabilidade de volume (*bulk sheet formability*) e conformabilidade de borda (*edge formability*). A conformabilidade de volume pode ser descrita como a habilidade da chapa em ser conformada em uma peça sem que haja falha no corpo da peça devido à falta de ductilidade. Esta propriedade pode ser determinada através de curvas limite de conformação (CLC), experimentos de embutimento e medidas de ductilidade a partir de testes convencionais de tração. Por outro lado, a conformabilidade de borda pode ser descrita como a capacidade do material da chapa em ser estampado em uma peça sem que ocorra falha por fratura em uma borda ou furo. A conformabilidade de borda é avaliada por testes de expansão de furos, e a medida é conhecida com Razão de Expansão de Furos (REF) (PAUL et al., 2014b).

A propriedade de expansão de furos consiste em medir a porcentagem que um furo pode ser aumentado (por expansão) até que ocorra o início de ruptura do mesmo. É uma das mais importantes propriedades para descrever a conformabilidade de chapas de aço, especialmente na indústria automotiva (FANG et al., 2003a).

É importante destacar que a propriedade de expansão de furos não está diretamente relacionada às outras propriedades de conformabilidade. (SUGIMOTO et al., 2002) relata o caso de um aço que apresenta um bom embutimento profundo, bom estiramento, mas apresenta baixa capacidade de expansão de furos.

Como características essenciais para a aplicação de aços em certas partes de um veículo é que este material possua, além de excelente estiramento, boas características de embutimento profundo e resistência à fadiga, também uma boa capacidade de sofrer expansão de furos (SUGIMOTO et al., 2002). Este autor cita as chapas de aço multifásicas de baixo carbono associadas ao TRIP (“*TRIP-aided multi-phase (TMP) sheet steel*”), as quais foram especialmente desenvolvidas para a indústria automotiva e atendem a muitas demandas, tais como a capacidade de absorção de energia durante a deformação (barras de proteção lateral), no entanto, estes aços, apesar da

boa conformabilidade global, possuem baixa REF, o que dificulta a sua aplicação em algumas partes da suspensão, tais como braços de suspensão (SUGIMOTO et al., 2000, 2002).

A medida da conformabilidade global de chapas de aço tradicionalmente é obtida a partir de testes como o ensaio de tração e a curva limite de conformação (CLC) do material. Estes modos de deformação global incluem estiramento, estampagem e deformação plana, onde regiões relativamente grandes do material são deformadas simultaneamente (daí o nome “global”). A conformabilidade global caracteriza-se pela distribuição da deformação. São indicadores de boa conformabilidade global a CLC e propriedades mecânicas como o expoente de encruamento (n), o alongamento uniforme e o alongamento total. Em condições de conformabilidade global as deformações inicialmente estão distribuídas por grandes áreas, para então o material afinar-se e ocorrer a estricção, onde a carga passa a estar concentrada e a falha finalmente ocorre (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017).

Por outro lado, os modos de falha por conformabilidade local apresentam uma condição de falha inteiramente diferente, onde a fratura ocorre devido à aplicação de uma deformação concentrada (“local”). Modos de deformação localizada ocorrem, por exemplo, quando uma chapa é submetida a flangeamento por estiramento ou a um dobramento com raio pequeno (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017).

Muitas vezes o aumento da conformabilidade local de um aço com determinada resistência mecânica só pode ser obtido em detrimento de sua conformabilidade global e vice-versa. Assim, é muito importante conhecer o processo de manufatura ao qual o material deverá ser submetido a fim de selecionar o grau de aço mais apropriado ao processo.

Um dos testes mais utilizados para caracterizar a conformabilidade local é o teste de expansão de furos, o qual é tema central deste trabalho. Outro teste que também é utilizado para medir a conformabilidade local é o teste de dobramento sob raio muito pequeno, *tight-radius bending* (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017), o qual não será abordado neste trabalho.

A magnitude das deformações ocorridas na chapa quando submetida a uma operação de expansão de furos é caracterizada pela Razão de Expansão

de Furos (REF), também simbolizada por β (STACHOWICZ, 2008), e definida como sendo a razão entre o aumento no diâmetro interno do colar pelo diâmetro do furo inicial, conforme a Equação (1):

$$REF = \frac{d-d_0}{d_0} \times 100\% \quad (\text{Razão de Expansão de Furo (REF)}) \quad (1)$$

onde “d” é o diâmetro do furo após a expansão e “d₀” é o diâmetro do furo inicial. A Figura 1 apresenta um desenho esquemático do processo de expansão de furo. A chapa é firmemente presa à matriz por um prensa-chapas.

A Norma ISO 16630 recomenda que a força no prensa-chapas seja de 50 kN ou mais. Caso ocorra a deslizamento parcial da chapa para dentro da matriz (devido força insuficiente no prensa-chapas) o teste deverá ser descartado e outro teste deverá ser feito.

A Norma ISO 16630 prevê que sejam realizados pelo menos três testes válidos para cada material ou espessura de chapa avaliada. Um número maior de testes poderá ser acordado entre as partes.

O ângulo de 60° do punção cônico é previsto pela norma. A norma deixa livre a escolha do diâmetro da parte cilíndrica do punção. Apenas sugere que este seja suficiente para permitir a expansão do furo até o rompimento da borda. Ainda, segundo a norma, caso o diâmetro da parte cilíndrica do punção não seja suficiente para permitir a expansão do furo até o rompimento, poderá ser acordado entre as partes a redução do diâmetro do furo inicial (d₀) para algum valor que permita a expansão. Assim, por exemplo, se o equipamento disponível possui um punção com diâmetro da parte cilíndrica de 15 mm e a chapa possui uma REF (esperada) de 60%, o diâmetro do furo inicial da chapa deverá ser menor que 10 mm (no máximo 9,375 mm).

Muitas vezes a expansão de furos tem como objetivo a formação de um colar. Este colar pode ser usado para promover um suporte para a união através de parafusos, ou para permitir conexões soldadas com tubos (STACHOWICZ, 2008).

A altura do flange após o teste de expansão de furos (Figura 2) pode ser usada para propósitos de projeto. No entanto, a altura é função do diâmetro do furo inicial, não sendo a melhor forma para se caracterizar uma chapa.

Figura 1- Processo de expansão de furos em uma chapa. Pela norma ISO 16630 o furo é de 10 mm de diâmetro d_0 e o punção é de 60°. Fonte: Adaptado de (PAUL et al., 2014b)

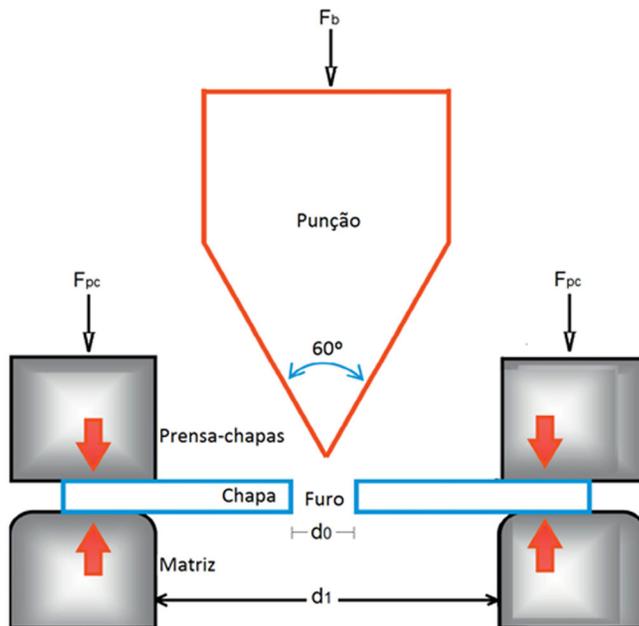
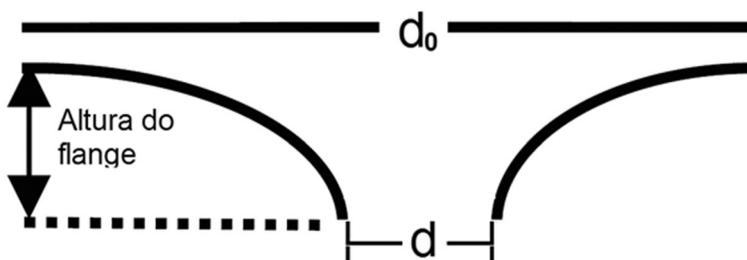


Figura 2 - Representação da vista lateral da chapa após a expansão de furo. Destaque para a altura do flange e o diâmetro do furo após a expansão.

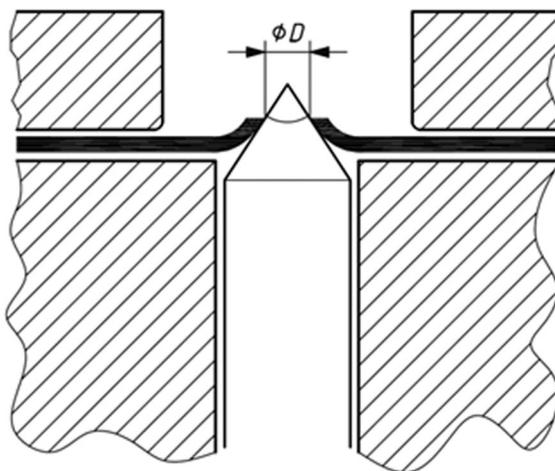


É importante destacar que o processo de expansão de furos difere dos processos de conformação mecânica tradicionais uma vez que a interface do furo não apresenta restrições para a propagação de trincas. Assim, os critérios de fratura dúctil do processo de expansão devem ser cuidadosamente examinados e novos critérios de fratura devem ser implementados a partir da comparação com resultados experimentais (KO et al., 2007).

2.2 O Teste de expansão de furos segundo a Norma ISO 16630

Conforme (FANG et al., 2003a), existem duas normas que tratam de testes para avaliar a expansão de furos. Uma destas normas é japonesa (JFS T 1001 – 1996) e a outra é a ISO 16630-2009. Conforme estes mesmos autores, a norma japonesa tem sido a preferida pelos pesquisadores, mas na indústria automobilística, particularmente na Europa, prevalece o uso da norma ISO 16630-2009 (Figura 3).

Figura 3 - Matriz para expansão de furos. Adaptado de ISO 16630.



O teste de expansão de furos consiste em duas etapas:

- obtenção do furo
- expansão do furo

A obtenção do furo deverá ser realizada por punção, com folga radial entre o punção e a matriz de 12% da espessura da chapa (ISO 16630-2009).

A ISO 16630-2009 prevê que a expansão seja realizada com um punção cônico de 60°. O diâmetro do furo deverá ser de 10 mm. Quanto ao diâmetro da matriz, sob a qual será alocada a chapa para expansão, este deverá ser de, no mínimo 40 mm e com raio de concordância entre 2 e 20 mm.

A velocidade do teste deve ser tal que o operador consiga parar o ensaio

assim que a primeira trinca aparecer. A norma recomenda que a velocidade de deslocamento do punção não deve ser superior a 1 mm/s.

A razão de expansão de furo (REF) é tomada como sendo a média do resultado de três testes, calculada através da equação (1).

Há diversas tentativas de automatizar o teste de expansão de furos. Dünckelmeyer et al. (2009), realizaram a instrumentação do teste de expansão de furos com a utilização de duas câmeras de vídeo e medição da força do prensa-chapas e da velocidade do punção para melhor acompanhamento da evolução dos testes. Por outro lado, Horvath e Batt (2016) também realizaram testes de expansão de furos com a gravação em vídeo; a determinação mais precisa do diâmetro do furo no momento da fratura é determinada eletronicamente a partir do vídeo e a razão de expansão de furos é calculada automaticamente; com isso elimina-se a variabilidade devido à leitura do operador.

2.3 Variáveis que influenciam a razão de expansão de furos

A expansão de furos é dependente de uma série de variáveis, algumas das quais serão abordadas neste trabalho. Apesar de todas estarem inter-relacionadas e várias delas serem citadas por um mesmo autor, em geral determinado autor restringe a experimentação a apenas uma variável, mantendo as demais variáveis fixas. A seguir são apresentadas algumas citações de autores que estudaram variáveis que influenciam a expansão de furos.

O valor limite da REF depende de diversos parâmetros (HASEGAWA et al., 2004; HUANG; CHIEN, 2001; HYUN et al., 2002; THIPPRAKMAS; JIN; MURAKAWA, 2007), dentre eles pode-se citar:

- a geometria do punção;
- a velocidade de deslocamento do punção;
- o diâmetro relativo do furo;
- a espessura da chapa;
- as condições de atrito;
- a qualidade superficial do furo inicial;
- o lado da rebarba (para cima ou para baixo), no caso de furos obtidos por puncionamento;
- propriedades mecânicas do material da chapa (entre elas o expoente

de encruamento e a anisotropia);

- pressão no prensa-chapas;
- a folga entre o punção e a matriz de corte, no caso de furos obtidos por puncionamento;
- diferença de dureza entre as fases que constituem o material;
- gradiente de deformação induzido pelo corte cisalhado;
- resistência do material à formação/propagação de trincas.

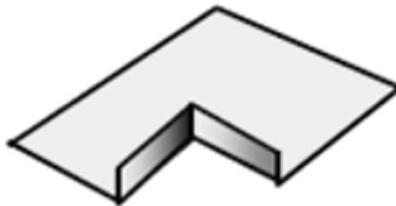
Três fatores que têm influência significativa na expansão de furos em chapas de aço são: inclusão de partículas não metálicas, a condição da borda do furo e a microestrutura do material (PAUL et al., 2014b).

Tomando um punção com dado diâmetro, a expansão de um furo é limitada a certo diâmetro do furo inicial, abaixo do qual uma falha pode ocorrer.

Ser capaz de prever a forma da peça após a expansão de um furo de um dado material, tal como o diâmetro do furo expandido e a altura do flange pode diminuir muito o tempo de projeto, em comparação com testes baseados na tentativa e erro (STACHOWICZ, 2008).

Conforme Sung (2007) e Dykeman (2009) até o momento não foi possível estabelecer uma relação direta entre falhas localizadas (como a expansão de furos) e propriedades como índice de encruamento “n”, anisotropia “ R_{med} ” e alongamento. Os materiais precisam ser testados sob os mais diversos estados de tensões, como o mostrado na Figura 4.

Figura 4 - Deformação localizada, exigindo do material alta capacidade de expansão de borda e dobramento. Fonte: (BILLUR; ALTAN, 2011).



Alguns dos desafios listados pela SSAB no que se refere à estampabilidade de chapas sujeitas a algum tipo de expansão de furos ou bordas são (SSAB., 2015):

- Rupturas em cantos/furos não podem ser previstos pela curva limite

de conformação;

- Rupturas em cantos/furos estão relacionadas com a qualidade de obtenção do furo inicial;
- Quanto maior é a resistência mecânica do aço, menor é a REF;
- A REF fica menor quando o furo é obtido por ferramentas gastas.

Stachowicz (2008) investigou a influência da geometria de três diferentes punções (cilíndrico, hemisférico e cônico) no limite de expansão de furos para três diferentes aços de espessura 1 mm (os quais o autor nomeia aço convencional para estampagem, aço para estampagem profunda e aço para estampagem extra-profunda). Este autor utiliza corpos de prova de 80x80 mm com um furo central de 10 mm. Portanto, este autor utiliza todos os corpos de prova com o mesmo diâmetro do furo inicial.

Quanto às propriedades mecânicas do material, Stachowicz (2008) observa que, qualquer que seja a geometria do punção, o diâmetro final do furo aumenta com o aumento do índice de encruamento “n”. Esta influência é ainda maior se o furo foi obtido por puncionamento. Isto pode ser verificado na Figura 5. O autor também verifica que há uma dependência da razão máxima de expansão com o tipo de punção utilizado (Figura 5), sendo o punção cônico o que apresenta o maior índice de REF e o punção cilíndrico o pior índice. Segundo o autor, para os punções cônico e esférico as bordas do furo estão em contato com a superfície do punção, o que produz um grande atrito na direção tangencial, reduzindo a diminuição da espessura da parede e protegendo a periferia do furo para que não haja empençoamento e fratura. Também, segundo o autor, o estado de tensões ao fazer o flangeamento com o punção cônico parece ser o mais benéfico, o que resulta também na menor altura de colar da flange, se comparado às outras geometrias de punções. Como pode ser observado na Figura 5, há uma clara relação entre a razão de expansão de furo e o método como o pré-furo (furo inicial) foi obtido: furos obtidos por puncionamento apresentam REF menor que furos com acabamento usinado. É importante destacar que o gráfico apresenta a razão d/d_0 , o que é diferente da REF, definida neste trabalho; deve-se subtrair uma unidade e multiplicar por 100% para se obter o valor da REF, conforme equação (2):

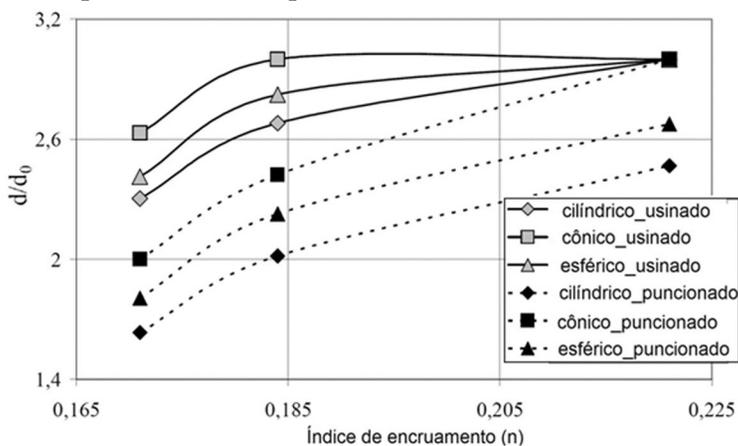
$$\frac{d-d_0}{d_0} = \frac{d}{d_0} - 1 \quad (2)$$

Deve-se notar que os materiais estudados pelo autor (STACHOWICZ, 2008) possuem limite de resistência à tração próximo aos 300 MPa, ou seja, não estão na categoria dos aços AHSS e possuem índice de encruamento entre 0,17 e 0,22.

Para o aço martensítico o índice de encruamento é de aproximadamente 0,07. Está abaixo do intervalo analisado no gráfico da Figura 5.

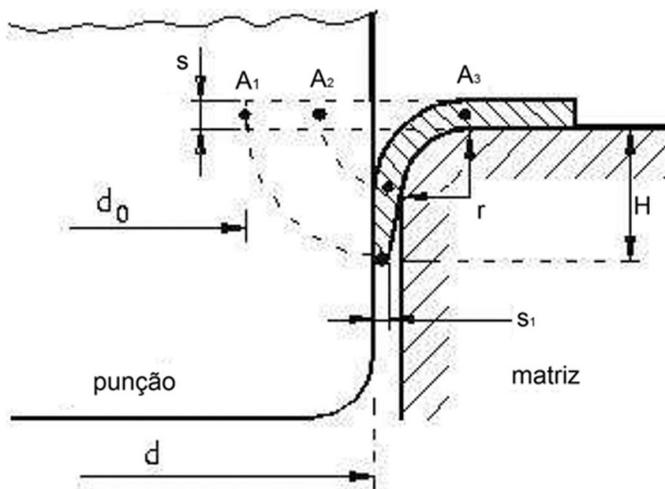
Por outro lado, é sabido que a conformabilidade de uma chapa metálica depende de suas propriedades mecânicas como, por exemplo, os índices de encruamento “n” e de anisotropia “ R_{med} ”, bem como da tecnologia de obtenção do furo inicial. Os pontos da chapa localizados nas proximidades do furo em expansão sofrem diferentes tipos de deformações. O ponto “ A_1 ” (Figura 6) apresenta fundamentalmente um estado uniaxial de tensões, e o valor da deformação verdadeira máxima neste ponto pode ser calculado por $\varphi = \ln(d/d_0)$ (STACHOWICZ, 2008). O autor observa que há uma diferença muito grande entre a deformação verdadeira máxima obtida no teste de tração uniaxial e a deformação verdadeira máxima na borda de um furo expandido, chegando a segunda a ser 3 vezes maior que a primeira (convém observar que esta relação depende do material e da tecnologia de obtenção do furo).

Figura 5 - Dependência do limite de expansão d/d_0 com o expoente de encruamento n e com o processo de obtenção do furo inicial (usinado ou puncionado). Adaptado de: (STACHOWICZ, 2008).



Na comparação entre um aço DP1000 e um CP1000 (limites de resistência similares), Frómeta et al. (2017) concluíram que o *dual phase* apesar de apresentar maior alongamento, o que indicaria maior ductilidade, e maior expoente de encruamento, geralmente associado a melhor conformabilidade, apresenta menor razão de expansão de furos que o aço *complex phase*. A microestrutura do CP1000, por ser mais homogênea, é menos susceptível à fratura localizada, o que eleva a sua capacidade de expansão de furos; mas possui menor endurecimento por trabalho a frio, o que leva ao menor alongamento no ensaio de tração.

Figura 6 - Diagrama esquemático da expansão de um furo (com punção cilíndrico).
Adaptado de: (STACHOWICZ, 2008)



2.3.1 Relação da expansão de furos com a microestrutura e composição química

Conforme Takahashi (2015), a combinação da microestrutura de aços deve ser determinada de acordo com as propriedades mecânicas desejadas. No caso dos aços Dual Phase, por exemplo, a microestrutura bifásica ferrita + martensita é selecionada para obter aços com alto alongamento, enquanto que a bainita é introduzida para melhorar a capacidade de expansão de furos.

O endurecimento por precipitação tem sido largamente usado para

vários tipos de aços de alta resistência. A introdução de precipitados finos pode levar a um aumento de 200 a 300 MPa na resistência mecânica destes aços. No entanto, este não é o único benefício do endurecimento por precipitação (TAKAHASHI, 2015). Os elementos de precipitação são usados, também, para aumentar a capacidade de expansão de furos de chapas de aços de alta resistência laminados a quente. É comum usar o endurecimento por precipitação para aços produzidos por laminação a quente, uma vez que todos os elementos ligantes podem ser facilmente dissolvidos na matriz martensítica durante o reaquecimento antes da laminação a quente. Uma parte destes átomos ligantes acabam se “perdendo” durante a laminação na região austenítica dependendo das características da laminação a quente, enquanto uma outra parte dos elementos de ligação pode ser usada para reforçar a matriz ferrítica por precipitação como partículas finas durante o resfriamento e após a rebobinagem. Baixas taxas de resfriamento após o rebobinamento são adequadas para o tratamento por precipitação. O endurecimento por precipitação para os aços destinados às aplicações automotivas tem sido obtido com o uso dos elementos de liga Nb, Ti, Mo e V (TAKAHASHI, 2015).

São muitos os fatores que influenciam a capacidade de expansão de furos em chapas de aço. Diferenças de dureza entre as diferentes fases, o número de fases duras, o conteúdo de C, inclusões alongadas, a textura cristalina, o valor de “ R_{med} ” e de “n” mudam a expansibilidade de furos. Embora os aços com microestrutura dupla, combinando as fases mole e dura, sejam preferidos, uma vez que melhoram a ductilidade, a expansibilidade de furos é melhorada quando a microestrutura é tão uniforme quanto possível através da escolha de microestruturas bainíticas ou martensíticas (TAKAHASHI, 2015); (FANG et al., 2003b). A cementita pode diminuir a REF. Já a adição de Ti melhora a REF.

A importância da uniformidade entre fases também é destacada por Hasegawa. Analisando propriedades que afetam a REF, o autor mostra que a diferença de dureza entre as fases ferrita e martensita entre dois aços é o fator dominante de influência na expansibilidade do aço *dual phase* analisado. Quanto maior a diferença na dureza entre as duas fases menor é a razão de expansão de furo (HASEGAWA et al., 2004).

Ainda, conforme Takahashi (2015), aços de menores resistências tam-

bém podem ter a REF melhorada através da adição de Si. O silício torna mais finas as partículas de cementita e, como resultado, alta expansibilidade de furos pode ser obtida em microestruturas de ferrita e bainita. É importante que as inclusões (tais como inclusões alongadas de MnS) sejam reduzidas ao mínimo, uma vez que funcionam como pontos de iniciação de trincas. Reduzindo-se o conteúdo de S melhora a REF. Assim como as inclusões, é importante também que segregações e impurezas sejam reduzidas a fim de que a capacidade de expansão de furos seja melhorada.

A composição química e a microestrutura, particularmente o tipo da segunda fase, têm grande influência na capacidade de expansão de furos. Assim, por exemplo, a REF de aços 0.05C-0.49Si-1.6Mn pode ser melhorada diminuindo-se o percentual de enxofre da composição ou controlando o tipo de inclusão através da adição de terras raras ou cálcio. A propriedade de expansão de furos também pode ser melhorada significativamente quando a perlita (para um aço HSLA) ou a martensita (em um aço DP) são substituídos por bainita. Este também seria o motivo para o crescente uso de aços compostos de ferrita e bainita pela indústria automotiva (FANG et al., 2003a).

FANG et al., (2003a) estudaram diferentes microestruturas de um mesmo aço C-Mn submetido a diferentes tratamentos térmicos e chegaram à conclusão de que as tensões residuais resultam em uma alta densidade de deslocamentos circundando as ilhas de martensita, o que facilita a formação de micro-trincas nas bordas de furos puncionados, as quais se propagam facilmente durante o processo de expansão de furos. Estas observações também foram feitas por FANG et al., (2003b) em outro trabalho no qual concluiu que a propriedade de expansão de furos de um aço pode ser melhorada ao reduzirem-se as tensões internas durante o tratamento térmico de revenido.

Maiores concentrações de silício parecem melhorar a capacidade de expansão de furos, enquanto que o carbono tem o efeito contrário. Possivelmente a razão para o silício melhorar a REF deve-se ao fato de que a presença de silício em solução sólida não só aumenta a resistência do aço, mas também que sua presença pouco afeta a ductilidade do material. A adição de silício geralmente resulta em melhores combinações de resistência mecânica e conformabilidade (FANG et al., 2003a).

Os conteúdos de silício e manganês foram estudados por Sugimoto et al. (2002) em aços TRIP do tipo bainíticos destinados a aplicações automotivas. O volume inicial de filmes de austenita retida na interface das agulhas (ripas) de bainita / ferrita foi aumentado através do aumento dos conteúdos de silício e manganês, acompanhados por uma redução da concentração de carbono na austenita retida. Verificou-se que os aços do tipo bainíticos apresentaram a melhor capacidade de estiramento-flangeabilidade dentre vários aços de alta resistência, principalmente quando austemperados em temperaturas abaixo de MS. Esta excelente flangeabilidade destas chapas de aço do tipo bainita (TB) é devida principalmente à estrutura fina de ripas da matriz e à pequena quantidade de filmes de austenita retida (2 a 4% em volume), a qual teria contribuído para evitar danos na borda dos furos e melhorar a expansão de furos através da minimização da iniciação e propagação de trincas. Os mesmos autores também verificaram que os aços austemperados em temperatura acima de TS possuem “blocos” de martensita, os quais servem como concentradores de tensão e/ou locais de iniciação de vazios, apresentando baixa capacidade de expansão de furos.

Fang et al. (2003a) ao estudar a relação entre as propriedades mecânicas de aços C-Mn e a REF, verificaram que a REF aumenta com o aumento da razão tensão limite de escoamento/tensão limite de ruptura. Segundo os mesmos autores, a matriz (ferrita) pode ser um dos maiores fatores que afetam a propriedade de expansão de furos em aços ao C-Mn. A diferença entre as propriedades mecânicas da fase dura e da fase mole pode ser uma das explicações para que os aços DP tenham uma baixa REF, em comparação com as amostras de aços de estrutura ferrita + perlita ou ferrita + bainita, onde a diferença entre as fases dura e mole não é tão acentuada.

2.3.2 Anisotropia do material

A anisotropia normal R_{med} define a habilidade do material em se deformar na direção da espessura em relação à deformação no plano da chapa. A chapa resiste ao afinamento para valores de R_{med} maiores que 1. Valores maiores que 1 são importantes para expansão de furos e embutimento profundo, dentre outras operações de conformação no qual a diminuição da espessura da chapa não é benéfico (KEELER; KIMCHI, 2014). Por outro

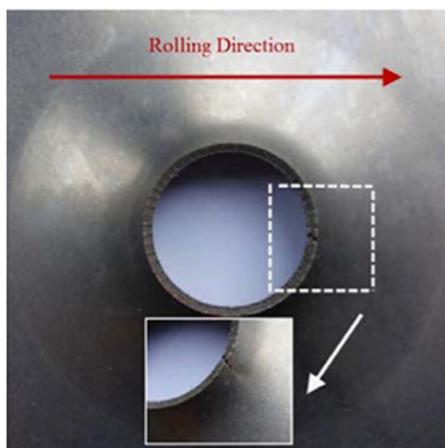
lado, Yu, Chen e Chen (2016b) afirmam que a razão de expansão de furos diminui sensivelmente quando a anisotropia da chapa é menor que a unidade e não tem influência significativa na expansão de furos para valores de R_{med} maiores que 1. O material estudado por estes autores é o DP 780, o qual possui:

$$R_{0^\circ} = 0,6791, R_{45^\circ} = 1,1574, R_{90^\circ} = 0,7167 \text{ e } R_{med} = 0,8175.$$

A ruptura ocorre paralela à direção de laminação (Figura 7), onde a coeficiente de anisotropia é o menor.

O aço DP 780 também é experimentado por Kuwabara et al. (2011), para o qual a ruptura também ocorre no ângulo em que o coeficiente de anisotropia do material é o menor, neste caso perpendicular à direção de laminação. A fratura na borda do furo de aços AHSS multifásicos também é sensível à direção de laminação (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017).

Figura 7- Ruptura paralela à direção de laminação (YU; CHEN; CHEN, 2016b)



2.3.3 Velocidade de deslocamento do punção

A literatura relata diferentes velocidades de deslocamento do punção nas quais os autores executaram os testes de expansão de furos. Velocidade do punção: (CHEN et al., 2014): 0,3 mm/s (=18 mm/min); (WANG; LUO; WIERZBICKI, 2014): 2 mm/min; (SUGIMOTO et al., 2002): 1 mm/min. Como cada pesquisador executou seus testes a uma única velocidade e como os materiais e espessuras de chapa não são as mesmas, não é

possível fazer uma relação entre a velocidade de deslocamento do punção e sua influência na REF.

A norma ISO 16630 prevê que a velocidade deve ser menor do que 1 mm/s ou seja 60 mm/min. Neste sentido, todos os autores citados procedem de acordo com a norma.

A velocidade do teste no presente trabalho é de 5 mm/min. Esta é a velocidade mínima indicada para o Ensaio Erichsen (ISO 20482, 2003). Permite que o ensaio seja interrompido imediatamente assim que a primeira trinca aparecer, minimizando a influência da inércia da máquina.

2.3.4 Influência do processo de obtenção do furo

Segundo a norma ISO 16630, os furos para o teste de expansão devem ser obtidos por puncionamento, com folga de 12% da espessura da chapa. A Norma não faz qualquer referência direta em relação à qualidade do furo. No entanto, diversos trabalhos relatam que a expansão de furos tem forte dependência com o método de obtenção dos furos e com a qualidade destes furos (BILLUR; ALTAN, 2011; KREMPASZKY et al., 2014; WANG; LUO; WIERZBICKI, 2014).

Wang, Luo e Wierzbicki (2014) analisaram a capacidade de expansão de furos dos aços DP780 para furos obtidos por três métodos: usinagem, corte por jato d'água e corte por puncionamento. A razão de expansão de furos foi de 38% para furos usinados e para furos obtidos através de corte com jato d'água, enquanto os furos obtidos por puncionamento obtiveram uma expansão de apenas 14%.

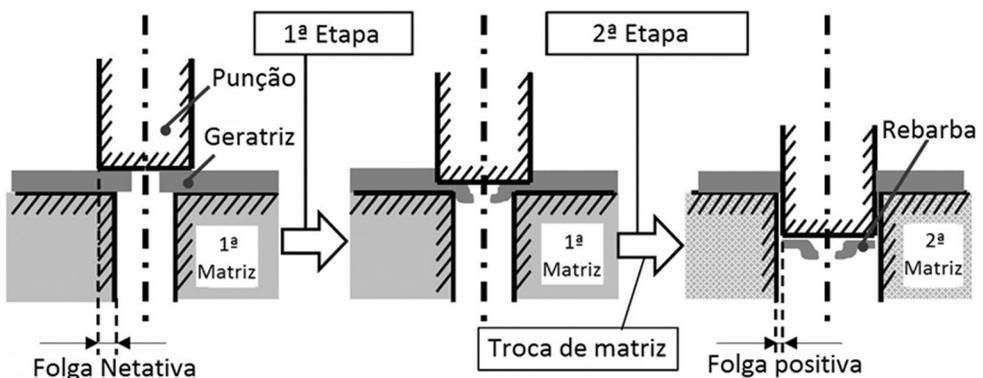
Krempaszky et al. (2014) realizaram a expansão de furos em dois materiais (CP800 e DP800) com furos obtidos por dois métodos: puncionamento (com folga de 15% da espessura) e eletroerosão. Para o DP800 os resultados de REF foram 35% e 80%, enquanto que o CP800 apresentou REF de 70% e 125%, para os furos obtidos por puncionamento e eletroerosão, respectivamente. Ou seja, a condição da borda do furo, que é dependente da forma de obtenção do furo, afeta diretamente a razão de expansão de furo.

2.3.5 Forma alternativa de obtenção do furo

A capacidade de expansão de furos é muito influenciada pelo método de obtenção do pré-furo. Na tentativa de melhorar a capacidade de expansão de furo, Katoh et al. (2014) realizaram experimentos de expansão de furos nos quais os pré-furos foram obtidos a partir de puncionamento em duas etapas. Na primeira etapa, parte do furo (um percentual da espessura da chapa) é realizado com o auxílio de uma matriz de oposição, fazendo com que o corte parcial ocorra por esmagamento (a folga da matriz é negativa, ou seja, o diâmetro da matriz é menor que o diâmetro do punção, o que provoca o esmagamento). Na segunda etapa da confecção do pré-furo, este é completado a partir do cisalhamento em outra matriz cuja folga punção/matriz é positiva. A Figura 8 ilustra a matriz utilizada para a obtenção do furo.

Como resultado destas duas etapas, o furo obtido apresenta duas regiões distintas. A primeira região não é endurecida pelo trabalho a frio, enquanto que a outra contém uma região encruada pelo trabalho a frio e outra fraturada. Os autores observaram que este método de obtenção do pré-furo aumenta em até 30% a capacidade de expansão do furo (KATOH et al., 2014). É importante destacar que o autor não deixa claro se foi tomado um cuidado quanto ao lado da rebarba em relação ao punção (mesmo lado ou oposto ao punção).

Figura 8 - Esquema do corte com matriz oposta. Adaptado de: (KATOH et al., 2014).

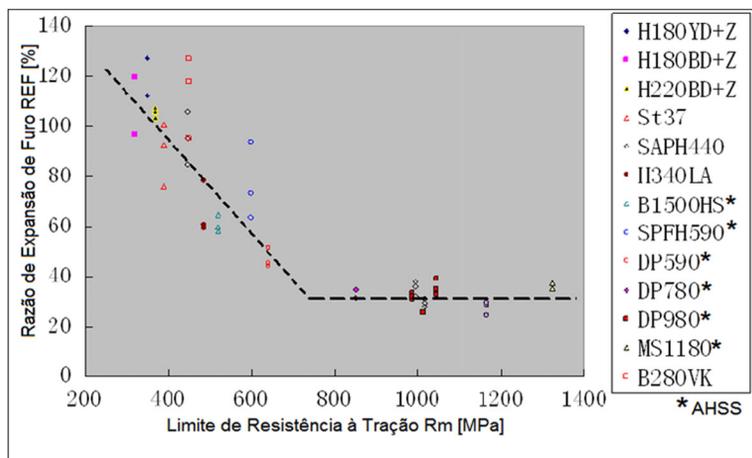


2.3.6 Limite de resistência do material

Chen et al. (2014), ao investigar a REF para aços de alta resistência e aços avançados de alta resistência, chegou a conclusão de que para aços com limite de resistência à tração menores que 640MPa, a capacidade REF decresce linearmente com o aumento do limite de resistência à tração (R_m) destes aços (Figura 9 página seguinte). Assim, há uma correlação inversa entre a REF e a resistência mecânica do aço. No entanto, para aços analisados com limite de resistência à tração superior a 840MPa, a REF tende a permanecer constante (entre 30 a 40%) com o aumento do limite de resistência à tração destes aços, conforme pode ser visualizado na Figura 9. Isto possivelmente deve-se ao fato de que quando a fase dura (martensita) atinge uma certa fração de volume, as micro-trincas entre a fase dura e a fase mole passam a ter uma energia de ruptura limitante.

Convém observar que os resultados da Figura 9 não são uma regra que pode ser aplicada a todos os aços. Alguns autores observam que a Razão de Expansão de Furos (REF) pode ser muito imprevisível e estar pouco correlacionada com as demais propriedades mecânicas dos aços (MEGA; HASEGAWA; KAWABE, 2004). A Tabela 1 apresenta os resultados obtidos por estes autores. Nota-se que é difícil fazer qualquer relação entre a REF e o alongamento ou o limite de resistência à tração do material. Alguns, apesar da elevada capacidade de alongamento, apresentam baixa REF. Outros, mesmo com baixo alongamento total, apresentam elevada REF

Figura 9 Correlação entre a razão de expansão de furos e o limite de resistência para uma série de aços. Adaptado de: (CHEN et al., 2014)



O DOCOL 190M se assemelha ao MS1180, o qual, de acordo com a Figura 9, tem razão de expansão de furo aproximadamente 40%.

Tomando-se como exemplo as ligas JFE-CA980Y2 e JFE-CA980SF2, cuja tensão de escoamento é, respectivamente, de 610 e 900MPa e tensão máxima 1010 e 1020MPa, respectivamente. Os alongamentos percentuais são, respectivamente, de 18 e 7. Analisando-se as propriedades mecânicas destas duas ligas, seria esperado que a Razão de Expansão de Furos (REF) da primeira seja maior que da segunda, principalmente em razão de aquela possuir um alongamento maior. No entanto, a REF para a primeira liga é de 30% enquanto que para a segunda liga é de 100%. Portanto, pode ser errôneo fazer qualquer conclusão acerca da REF analisando-se apenas propriedades mecânicas do material.

Tabela 1 - Expansão de furo para alguns aços. Adaptado de: (MEGA; HASEGAWA; KAWABE, 2004)

Norma*	Espessura(s) (mm)	Propriedades Mecânicas			
		σ_e (MPa)	R_m (MPa)	Al (%)	REF (%)
JFE-CA780Y2	1.4	430	810	22	30
JFE-CA780SF	1.2	600	830	19	80
JFE-CA980Y2	1.2	610	1010	18	30
JFE-CA980SF	1.2	740	1020	15	60
JFE-CA980SF2	1.2	900	1020	7	100
JFE-CA1180Y2	1.2	950	1210	14	30
JFE-CA1180SF	1.6	1030	1230	7	60
JFE-CA1370	1.6	1130	1450	7	60
JFE-CA1470	1.6	1200	1510	7	60

* Norma Japonesa (*Japan Iron and Steel Federation Standard*)

2.3.7 Puncionamento

No caso de expansão de furos obtidos por puncionamento, é muito importante observar o lado da rebarba em relação ao punção de expansão.

Sempre que possível, as operações de furação e de expansão devem ser feitas em direções opostas, a fim de que a rebarba fique localizada na parte interna do furo (rebarba do mesmo lado do punção). Rebarba na parte externa (rebarba do lado oposto ao punção) funciona como uma fonte de iniciação de trinca (KEELER; KIMCHI, 2014), (KONIECZNY; HENDERSON, 2007).

A folga da ferramenta de corte deve ser monitorada continuamente, especialmente quando se deseja comparar a razão de expansão de furos para materiais de diferentes espessuras; neste caso faz-se necessário o uso de matrizes de diferentes diâmetros para a obtenção dos furos. A norma ISO 16630 prevê que folga seja de 12% da espessura da chapa. O folga ideal, no entanto, no entanto, dependerá do material, da espessura da chapa e da condição das arestas de corte do punção e matriz de corte. Enquanto que para os aços convencionais uma a folga ideal no processo de corte é tido como 10% da espessura da chapa, para os aços AHSS esta valões está em torno de 13 a 15% (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017).

Especial atenção deve ser dada às ferramentas de corte a fim de manter as condições das bordas do furo consistentes de um furo para outro. As ferramentas de corte devem ser resistentes ao desgaste e, preferencialmente, devem ser obtidas por metalurgia do pó e revestidas.

Em geral, a remoção da rebarba acaba aumentando a REF, uma vez que a rebarba pode funcionar como ponto de nucleação de trincas (COMSTOCK; SCHERRER; ADAMCZYK, 2006).

É necessário destacar que a norma ISO 16630 prevê que a rebarba deve estar do lado oposto do punção, ou seja, a direção das operações de puncionamento e de expansão é a mesma.

2.3.8 Expansão de furos: estiramento e dobramento

No processo de expansão de um furo a chapa é dobrada duas vezes. Uma em torno do raio do punção e outra sobre o raio da matriz. As maiores deformações estão na periferia do furo expandido – a maior deformação aumenta o diâmetro do furo inicial enquanto a espessura é diminuída. No entanto, a tensão na direção circunferencial na borda do furo que passou por flangeamento é a principal causa da falha devido a fissuras ou rasgamento

(STACHOWICZ, 2008). Para Hyun et al. (2002), as tensões circunferenciais causam fratura por estricção e rasgamento nas arestas de furos expandidos.

Conforme (UTHAISANGSUK; PRAHL; BLECK, 2009), na expansão de furos ocorre uma situação de multicarregamento, com tensões tangenciais trativas e radiais compressivas. O modo de deformação na borda do furo é uma combinação de dobramento e estiramento (HUANG; CHIEN, 2001); (UTHAISANGSUK; PRAHL; BLECK, 2009). Como consequência, os testes convencionais de tração e CLC não são suficientes para determinar a razão de expansão de furos.

2.3.9 Relação entre ensaio de tração e expansão de furos

Nos testes de expansão de furos é comum que mais de uma trinca tenha início ao mesmo tempo em diferentes regiões da borda do furo. Quando uma área ao redor do furo começa a apresentar falhas, isso não afeta as demais áreas, especialmente na posição ao longo da borda, longe da área de falha. Portanto, múltiplas fissuras podem se desenvolver simultaneamente. Embora o estado de tensão da aresta do furo seja o mesmo que na tensão uniaxial, há apenas uma fratura durante o teste de tração uniaxial. A evolução do dano ao longo da borda em testes de tração uniaxial não é independente. Isso explica, pelo menos em parte, porque a razão de expansão de furos é diferente do alongamento no teste de tração uniaxial para o mesmo material (YU; CHEN; CHEN, 2016b).

2.3.10 Relação entre curva limite de conformação e expansão de furos

Gipiela et al. (2014) obtiveram as Curvas Limite de Conformação (CLC) convencional e com a presença do furo ($d_0 = 10$ mm) para os aços ABNT 1020 e HSLA 440. Conforme os autores, a presença do furo conduz a um aumento nos limites de deformação da chapa, quando comparado à CLC convencional. Isto confirma a afirmação de Stachowicz (2008) de que a curva CLC não é suficiente para a caracterização de chapas, principalmente as de alta resistência, submetidas estampagem com expansão de furos.

2.3.11 Força para expansão de furos

A força sobre o punção para a expansão de furos (F_b) é dada pela equação (3) (TSCHAETSCH, 2006):

$$F_b = 0,7 * s * d_1 * \delta * R_m \quad (3)$$

Esta força é dependente da espessura da chapa (s), do diâmetro do furo da matriz (d_1) e do pré-furo da chapa (d_0), da abertura do furo e do limite de resistência do material (R_m).

O autor também indica uma equação para o cálculo do diâmetro do pré-furo, quando são dados o diâmetro médio (D) e a altura do colar (H), o raio de dobramento da matriz (r) e a espessura da chapa (s):

$$d_0 = D - 2(H - 0,43 * r - 0,72 * s) \quad (4)$$

A altura do colar (H) pode ser estimada pela Equação (5) a partir do diâmetro do pré-furo (d_0), diâmetro médio do colar, raio de dobramento (r) e espessura da chapa:

$$H = \frac{D-d_0}{2} + 0,43 * r + 0,72 * s \quad (5)$$

A descrição das variáveis e as unidades de medidas são mostradas na Tabela 2 e representadas na Figura 10.

Tabela 2 - Variáveis para o cálculo da força.

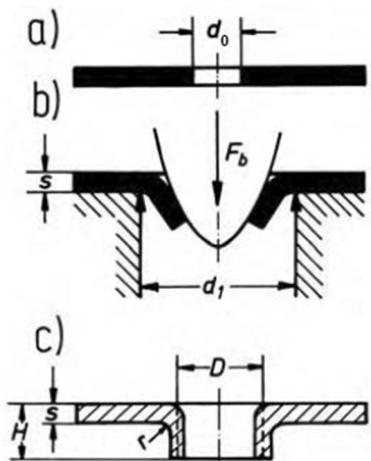
Variável	Unidade	Descrição
F_b	N	Força para expansão de furo
H	mm	Altura do colar, $H_{m\acute{a}x} = 0,12 * d_1 * s$
D	mm	Diâmetro médio do colar
s	mm	Espessura da chapa
r	mm	Raio de dobramento (raio da matriz)
d_1	mm	Diâmetro do furo da matriz, $d_1 \approx D + 0,3 * s$
δ	-	Relação de abertura, $\delta = \frac{d_1-d_0}{d_1}$
d_0	mm	Diâmetro do pré-furo
R_m	N/mm^2	Limite de resistência à tração

O autor (TSCHAETSCH, 2006) não indica em que momento da trajetória do punção ocorre a força máxima. É necessário destacar também que o punção passa completamente e o resultado da expansão é um flange cilíndrico, o que não é o caso dos experimentos realizados neste trabalho.

Mesmo assim, como será mostrado (página 105), estas equações preveem de forma aproximada o valor da força máxima para realizar a expansão de furos. Não foi encontrada, na literatura, qualquer outra tentativa de prever a força para a expansão de furos.

Figura 10 - Estimativa da força para a expansão de um furo. a) chapa com o furo inicial, b) durante a expansão e c) após a expansão do furo.

Fonte: (TSCHAETSCH, 2006)



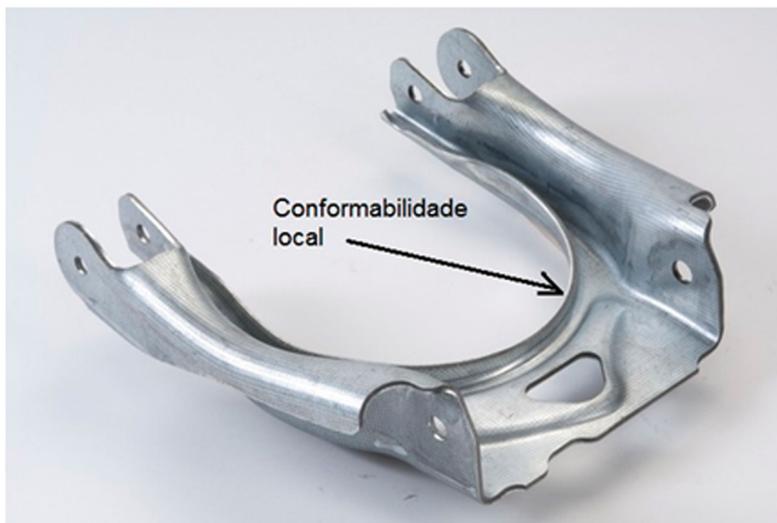
2.3.12 Aplicações da expansão de furos

Conforme destacado por (SCHEY, 1992), o teste de expansão de furos é um dos testes que tem uma boa correlação com o desempenho do material na produção, uma vez que este teste envolve o contato ferramenta/chapa, que simula condições similares às encontradas na produção de peças. Isto não ocorre, por exemplo, com o teste de tração.

A Figura 11 mostra uma peça utilizada na suspensão de veículos. Pode-se observar que a borda interna sofreu dobramento e expansão, exigindo do material propriedades de conformabilidade local. A expansão de furos em chapas metálica é usada, por exemplo, na indústria automotiva para inserir buchas de borracha nos braços de controle do sistema de suspensão de veículos (FRA' CZ; STACHOWICZ; TRZEPIECIŃSKI, 2012). (SUGIMOTO et al., 2002) também relata que em algumas partes de suspensão exigem aços que apresentem boa capacidade de expansão de furos.

Atualmente os aços avançados de alta resistência respondem por uma parte muito pequena dos materiais destinados à produção de rodas automotivas. No entanto, há pesquisas em andamento com o objetivo de aumentar sua participação (JHA et al., 2012; NAM, 2013; SMITH, 2013). Este aumento na participação depende em muito da liberdade do material em termos de *designs*, a qual exigirá aços que apresentem boa conformabilidade local. A Figura 12 mostra uma roda automotiva feita em aço avançado de alta resistência. Pode-se observar que há furos e bordas que passaram por uma condição de expansão/flangeamento. Esta expansão de furo afeta a vida em fadiga e a segurança do veículo. Defeitos na etapa de obtenção de furo e na etapa de expansão diminuem abruptamente a vida útil desta peça. Assim, é de extrema importância a determinação do limite de expansão e a previsão de fratura do material no processo de expansão de furos (KO et al., 2007).

Figura 11- Exemplo de peça onde a conformabilidade local é importante. Braço de Suspensão (FB 560 / ArcelorMittal).



A redução de peso (massa) de partes em rotação, como é o caso das rodas, tem uma influência muito maior na redução do consumo de combustível do que as demais partes do veículo, que sofrem apenas translação durante o movimento (KO et al., 2007).

A expansão de furos também é largamente utilizado para a produção

de componentes de chapas finas para a subsequente junção com outros componentes (UTHAISANGSUK; PRAHL; BLECK, 2009).

Figura 12 - Peça onde alguns dos furos são expandidos. Roda/aro de aço. Fonte: (SMITH, 2013).



3. ENSAIO DE MICRODUREZA

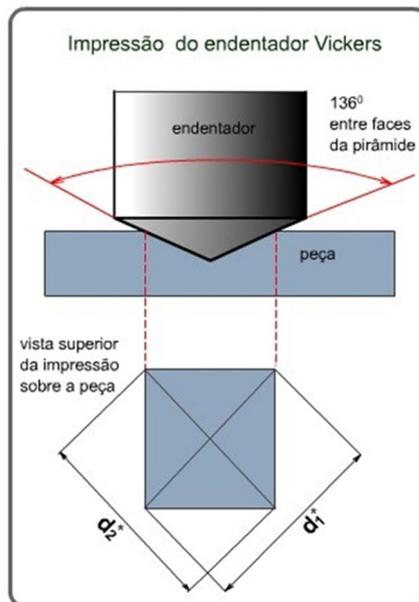
A dureza da peça foi determinada ao longo região deformada nas proximidades da borda do furo da peça. Através da microdureza será possível inferir o grau de deformação do material relativo à sua vizinhança. O conhecimento da microdureza borda do furo permitirá determinar se esta região sobre maior sollicitação do que o restante da peça.

A dureza consiste em uma medida da resistência do material a uma deformação plástica localizada. Quando se deseja determinar a dureza de regiões diminutas, fala-se em microdureza. Os ensaios de microdureza mais comuns são o Knoop e o Vickers. O Ensaio de Microdureza Vickers, usado neste trabalho, consiste na aplicação de uma carga, que varia entre 1gf e 1000gf, através de um penetrador de diamante com geometria piramidal quadrada com ângulo de 136° entre as faces (Figura 13). A partir da carga aplicada, P , e da média aritmética das duas diagonais, d_1^* e d_2^* , determina-se o número de microdureza através da equação (6):

$$HV = 1,854 P / [(d_1^* + d_2^*)/2]^2 \quad (6)$$

onde P é dado em quilogramas e d_1^* e d_2^* em milímetros.

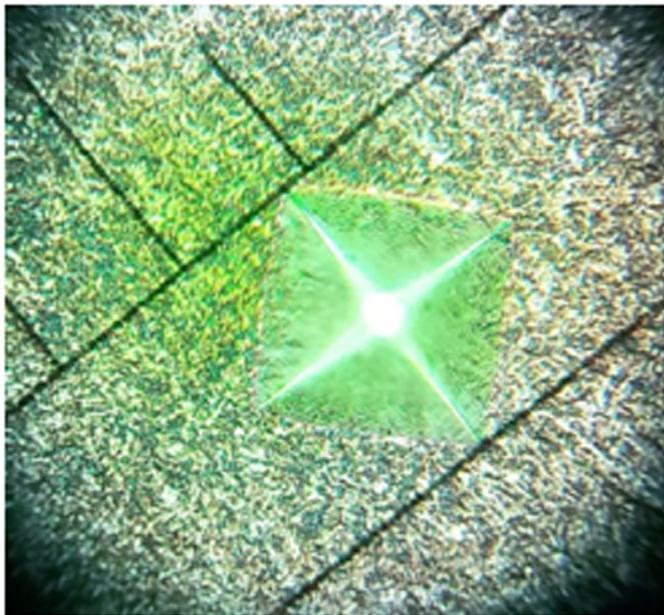
Figura 13 - Endentador Vickers e a impressão resultante.
Fonte: adaptado de CIMM.



O teste relaciona a área de impressão com a carga aplicada. A impressão resultante (ver Figura 14) é medida com o auxílio de um microscópio, geralmente integrado ao equipamento de teste. O microscópio apresenta uma precisão de $0,5\mu\text{m}$ na medida. Como exemplo, para uma carga aplicada de 1kg em um material cuja microdureza é 500 HV1, média das diagonais da impressão é de $60,9\ \mu\text{m}$ ($0,0609\ \text{mm}$).

Figura 14 - Microdureza Vickers. Vista das linhas para a medição das diagonais da impressão em microscópio com ampliação de 500 vezes.

Fonte: próprio autor.



4. AÇOS AVANÇADOS DE ALTA RESISTÊNCIA (AHSS)

Nesta seção faz-se uma breve revisão acerca dos aços avançados de alta resistência (do inglês *Advanced High Strength Steels* - AHSS), as motivações pelas quais estes aços foram desenvolvidos, as variações disponíveis destes materiais, suas principais características e aplicações típicas e algumas de suas limitações, entre as quais a capacidade de expansão de furos, a qual justifica os estudos deste trabalho.

4.1 Introdução

A crescente preocupação com o meio ambiente (sustentabilidade) tem levado a indústria automobilística a construir automóveis cada vez mais leves (TAKAHASHI, 2015); (QU; MICHAL; HEUER, 2013). Mas também as normas de segurança estão cada vez mais rígidas. Além de uma robustez operacional e vida longa em serviço, outros requerimentos, muitas vezes contraditórios, devem ser satisfeitos ao mesmo tempo, como robustez, baixo nível de vibrações, e baixo peso para minimizar o consumo de combustível. Os veículos também devem satisfazer normas que preveem rigorosos testes de colisão, que devem proteger os ocupantes. Assim, a redução no peso dos veículos deve ser acompanhada de um aumento na segurança. Esses dois objetivos geralmente são conflitantes, principalmente se os materiais a serem empregados continuarem os mesmos. Isso não pode ser conseguido sem que haja uma mudança nos materiais empregados na fabricação.

Diante disso, a indústria passou a testar novos materiais, tais como ligas de alumínio, fibra de carbono, polímeros. Leveza, segurança e preços competitivos são critérios difíceis de serem conciliados num mesmo material, mesmo assim alguns componentes têm sido trocados com sucesso, principalmente por ligas de alumínio.

A indústria do aço, temendo perder espaço na empregabilidade de sua matéria-prima, começou a investir mais fortemente no desenvolvimento de novos aços, os aços de alta resistência, e, com o intuito de provar que o aço continua sendo um material viável para o emprego nos automóveis, deu início ao programa ULSAB - *Ultralight Steel Auto Body* (ULSAB, 2014), o qual consiste no desenvolvimento de uma carroceria modelo a partir de

aços, especialmente aços AHSS, com peso reduzido e custo de produção competitivos.

Hoje os AHSS já correspondem à boa parte do aço usado na carroceria de um automóvel moderno. Como exemplo, pode-se citar o Ford Edge, veículo com aproximadamente 50% da carroceria é feita em aços do tipo AHSS (KREN, 2016).

Um dos problemas enfrentados é que os aços de alta resistência não apresentam uma conformabilidade tão boa quanto a dos aços normalmente empregados pela indústria. Assim, junto com o desenvolvimento desses aços, surge também a necessidade de desenvolvimento de novos métodos de conformação, principalmente na estampagem de chapas, uma vez que grande parte da estrutura do automóvel é feita a partir de chapas.

A escolha pela matéria-prima é enormemente influenciada por fatores ambientais, tal como nível de emissões de gases e reciclabilidade dos materiais. A necessidade estudos de reciclabilidade de novos de materiais (possíveis substitutos do aço) ao fim da vida útil do veículos, inércia governamental e outros interesses contribuem para que o aço continue a manter a liderança (DAVIES, 2012).

Um dos fortes concorrentes do aço é o alumínio. Quanto à reciclabilidade, alumínio e aço apresentam vantagens e desvantagens. O aço é mais tolerante quanto à mistura de diferentes aços, enquanto que para o alumínio, de preferência cada subtipo deveria ser separado antes de reciclar. Por outro lado, o aço apresenta um maior consumo de energia para que seja reciclado.

Talvez a maior contribuição do alumínio tenha sido no sentido de forçar a indústria do aço a repensar as suas ações, o que levou ao desenvolvimento de novos aços. A seguir será dada ênfase a alguns aspectos desses novos aços. O que há de positivo para a indústria automotiva e o que precisou/precisa ser melhorado nos processos de fabricação para que estes aços possam ser aplicados.

4.2 AHSS: definição e nomenclatura

Os convencionalmente denominados aços doces (mild steel) apresentam uma microestrutura ferrítica relativamente simples; tipicamente pos-

suem pouco carbono e uma quantidade mínima de elementos de liga. Como estes aços macios são amplamente utilizados, os mesmos muitas vezes servem de base para comparação com outros materiais. Os aços convencionais (de baixa até os de alta resistência) incluem os IF (Interstitial Free), BH (Bake Hardened), e HSLA (high-strength low-alloy). Estes aços geralmente apresentam resistência mecânica abaixo de 550 MPa e sua ductilidade é inversamente proporcional à sua resistência mecânica (TAMARELLI, 2011).

$$\text{Aços de Alta Resistência} \begin{cases} \text{HSS Convencionais (BH, HSLA)} \\ \text{AHSS} \end{cases}$$

Já os aços avançados AHSS são mais complexos, apresentando geralmente uma estrutura com mais de uma fase, o que permite combinar elevada resistência mecânica e boa ductilidade. Esta combinação adequada entre resistência e ductilidade permite atender a requisitos rigorosos de desempenho sem que a conformabilidade seja sacrificada. Estes aços também apresentam vantagens em outras propriedades mecânicas, tais como elevada capacidade de encruamento.

Uma das principais diferenças dos AHSS para os aços HSLA refere-se ao número de fases. Estes aços apresentam pelo menos mais de uma fase, além da ferrita, perlita ou cementita:

$$\text{Número de Fases} \begin{cases} \text{HSLA – monofásicos} \\ \text{AHSS: (Ferrita, perlita ou cementita) + outra(s) fases(s)} \end{cases}$$

Como os AHSS são relativamente novos, sua nomenclatura difere da classificação dos aços de alta resistência convencionais. A nomenclatura foi desenvolvida pelo consórcio ULSAB-AVC (Ultra-Light Steel Automotive Body – Advanced Vehicle Concept) e adota a especificação de ambas as tensões de escoamento e máxima, da seguinte forma (KEELER e KIMCH, 2014); (KUZIAK; KAWALLA; WAENGLER, 2008):

XX aaa/bbb, onde:

- XX = tipo do aço
- aaa = tensão de escoamento (mínima), em MPa
- bbb = limite de resistência à tração R_m (mínimo), em MPa

Assim, o aço Dual Phase com tensão de escoamento mínima de 600MPa e limite de resistência à tração mínima de 980MPa é denominado DP 600/980 e um aço Martensítico com tensão de escoamento 1030MPa e limite

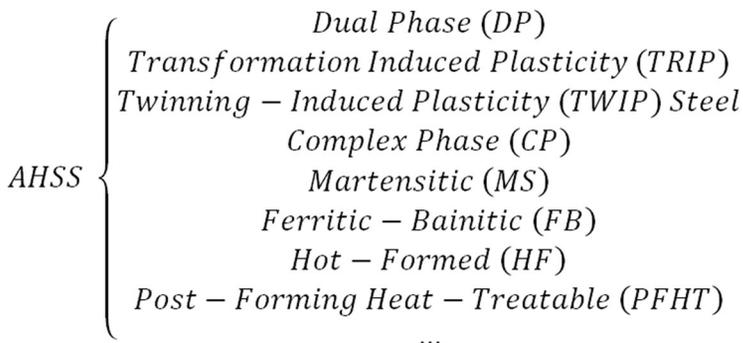
de resistência à tração de 1300MPa é denominado MS 1030/1300. Ressalta-se que estes valores são os mínimos que o material deverá apresentar. Portanto, ensaios geralmente mostrarão resultados maiores para as tensões de escoamento e limite de resistência à tração.

Os termos aços de “alta resistência” e aços “avançados de alta resistência” geralmente referem-se a aços que compartilham uma família de comportamentos. De forma geral, os AHSS são diferentes dos iniciais HSS (IF, BH, HSLA) porque foram desenvolvidos posteriormente com o objetivo de apresentar maior resistência mecânica e ductilidade, permitindo maior conformabilidade. A distinção entre HSS e AHSS é, de certa forma, arbitrária, uma vez que há uma distribuição contínua de tensões de escoamento/ruptura para os diversos graus de aços. Uma definição tipicamente adotada considera “aços de alta resistência” (HSS) os que apresentam limite de resistência à tração entre 210 e 550 MPa e “aços avançados de alta resistência” (AHSS) aqueles cujo limite de resistência à tração é maior que 550 MPa. Dentro dos AHSS também são feitas algumas sub-divisões: “ultra high-strength steels” UHSS para aços cujo limite de resistência à tração é maior que 780 MPa; “GigaPascal steel” para aços com limite de resistência à tração acima de 1000 MPa.

Tão importante quanto as tensões de escoamento e ruptura é alcançar uma combinação adequada entre conformabilidade, soldabilidade e outras características que se fazem necessárias para que o aço possa ser aplicado na indústria automotiva. Esta necessidade gera uma grande variedade de graus de aço, em diferentes estágios de desenvolvimento. Por exemplo, mais de 20 tipos de aço AHSS estão incluídos no programa FSV (*Future Steel Vehicle*); a expectativa é que todos estes aços estejam disponíveis comercialmente entre 2015 e 2020 (WORLD AUTOSTEEL, 2011). No programa “UltraLight Steel Auto Body – Advanced Vehicle Concepts” (ULSAB-AVC) em 2002 (ULSAB-AVC, 2014) estavam disponíveis 11 tipos de aços AHSS.

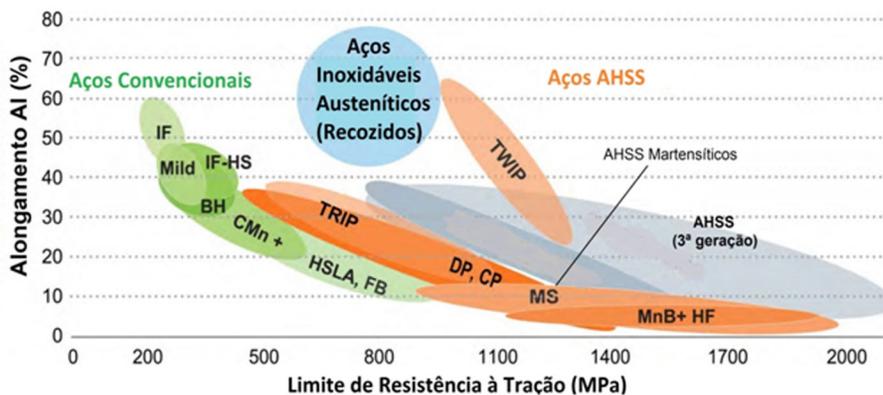
4.3 Subdivisões dos aços avançados de alta resistência (AHSS)

Os aços avançados de alta resistência costumam ser divididos em:



A Figura 15 situa os diversos tipos de aços num diagrama limite de resistência a tração (R_m) versus alongamento. Percebe-se que os aços avançados de alta resistência AHSS (DP, TRIP, CP, MS, TWIP, MnB, HF) apresentam excelentes níveis de resistência mecânica, mas um alongamento relativamente baixo.

Figura 15 - Diagrama de conformabilidade dos aços convencionais e aços AHSS.
Fonte: Adaptado de: (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017)



Os aços AHSS também costumam ser divididos em 3 gerações. Neste contexto os aços DP, TRIP, CP, MS são de primeira geração. O TWIP é de segunda geração, caracterizado por ótimos níveis de alongamento, mas de custo elevado. A terceira geração consiste no desenvolvimento de aços AHSS com alta deformabilidade, alta resistência mecânica (Figura 15) e custos competitivos (BILLUR; ALTAN, 2014). Incluem-se na terceira geração os Q&P (*quenching and partitioning*), nano aços (*NanoSteel*) e os TBF (*TRIP-aided bainitic ferrite*).

Todos os aços AHSS são obtidos através de um rigoroso controle de sua composição química e taxa de resfriamento desde a fase austenita (ou austenita + ferrita), seja na laminação (produtos laminados a quente), seja no forno de recozimento contínuo. A seguir são apresentadas as subdivisões dos aços AHSS, destacando sua microestrutura, propriedades mecânicas e principais aplicações.

4.3.1 Aços bifásicos

Os aços bifásicos ou DP (do inglês *Dual Phase*) consistem numa matriz ferrítica contendo uma segunda fase dura de martensita na forma de ilhas.

Aumentando-se a fração volumétrica da segunda fase geralmente é percebido um aumento na resistência mecânica. Aços DP (duas fases: ferrita + martensita) são obtidos através do controle da taxa de resfriamento da fase austenita (em produtos laminados a quente) ou a partir das fases ferrita + austenita (para laminação a frio continuamente recozida e produtos revestidos por imersão a quente) a fim de transformar parte da austenita em ferrita antes que um rápido resfriamento transforme a austenita em martensita. Pequenas quantidades de outras fases como bainita e austenita retida também podem estar presentes, em consequência do processo de produção. Alguns aços podem ter intencionalmente uma quantidade significativa de bainita para aumentar a sua capacidade de resistir à fratura em um canto que sofra expansão (geralmente medido através de capacidade que o material possui em deixar expandir um furo).

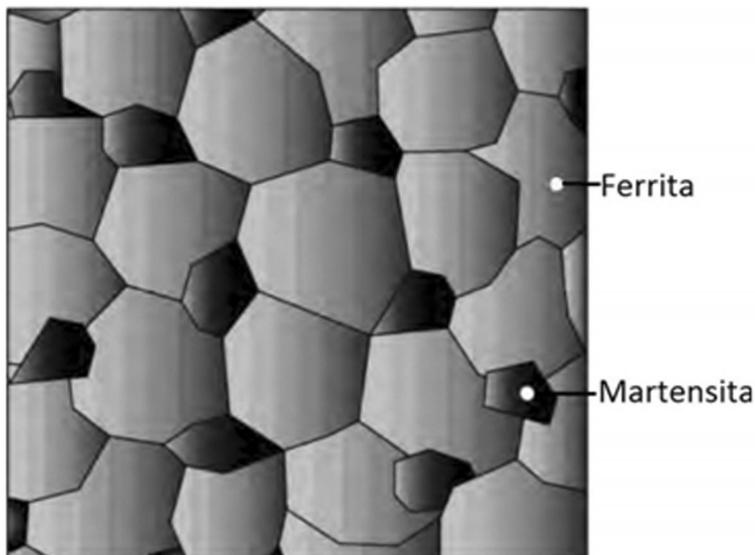
A Figura 16 mostra um esquema da microestrutura de um aço DP, que contém ferrita e ilhas de martensita. A fase mole de ferrita é geralmente contínua, o que leva estes aços a apresentarem excelente ductilidade. Durante a deformação destes aços, esta é concentrada na fase ferrítica (de menor tensão de escoamento) que circunda as ilhas de martensita, criando a alta taxa de endurecimento por deformação exibida por estes aços.

Esta taxa de endurecimento por deformação aliada à excelente capacidade de alongamento produz aços DP com limite de resistência à tração muito mais altas que aços convencionais com similar tensão de escoamento.

Percentualmente, a fração volumétrica das fases varia enormemente de acordo com o tipo de aço bifásico. O DP 1000, por exemplo, a fase martensítica representa 60%, enquanto que fase ferrita e austenita retida representa 40%. Já no DP 1200, cerca de 90% corresponde à fase martensítica e 10% à fase ferrítica (ROSADO, 2011).

Figura 16 - Figura esquemática mostrando ilhas de martensita em uma matriz ferrítica num aço DP.

Fonte: Adaptado de (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017)



Os aços DP (e outros aços AHSS) também possuem o efeito de endurecimento em forno (*bake hardening*) que é um benefício importante, se comparado aos aços convencionais de alta resistência. O efeito *bake hardening* consiste na elevação da tensão de escoamento do material quando este é mantido a uma temperatura elevada por certo tempo, geralmente em fornos de cura da pintura. Uma das vantagens deste mecanismo de endurecimento é que este só é obtido após a peça já ter sido estampada.

Atualmente a indústria automotiva está usando muito os aços DP para reduzir massa, reduzir o custo e aumentar a absorção de energia de impacto. Além disso, estes AHSS são ideais para partes sujeitas à fadiga e para painéis sujeitos a forças de amassamento, tais como a lataria externa.

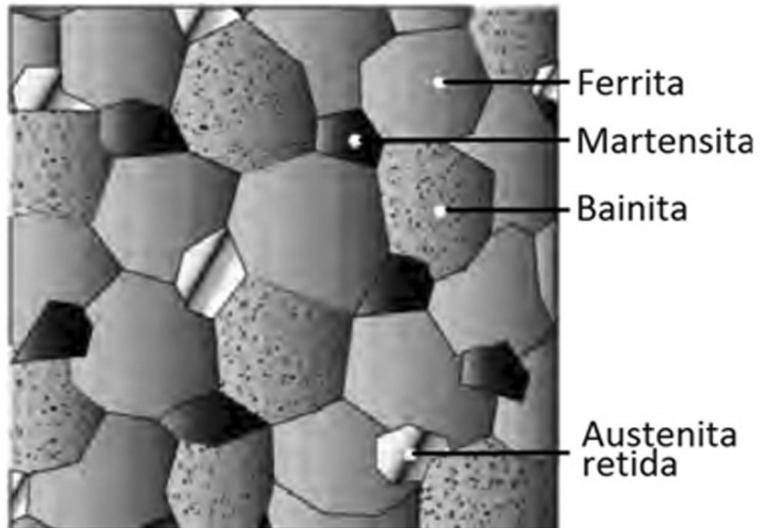
4.3.2 Aços de transformação induzida por deformação

A microestrutura dos aços TRIP (*Transformation Induced Plasticity*), ou seja, transformação induzida por deformação, consiste em austenita retida numa matriz de ferrita (Figura 17). Graus variados de fases duras tais como martensita e bainita estão presentes na austenita retida, a qual representa ao redor de 5% em volume. Aços TRIP geralmente necessitam ser mantidos isotermicamente a uma temperatura intermediária, o que produz certa quantidade de bainita. A maior quantidade de silício e carbono também propiciam maiores volumes de austenita retida.

A presença das fases duras dispersas na ferrita faz com que haja um alto endurecimento por deformação. Durante a deformação, em níveis mais altos, a austenita retida acaba se transformando progressivamente em martensita, aumentando o endurecimento por deformação. Isto pode ser observado na Figura 18. A figura apresenta uma comparação da curva tensão-deformação para os aços HSLA, DP e TRIP, cujas tensões de escoamento são similares. Percebe-se que o aço TRIP tem inicialmente um menor endurecimento por deformação se comparado ao aço DP, mas a taxa de endurecimento persiste até deformações mais elevadas.

Figura 17 - Além da ferrita e austenita, presentes nos aços DP, nos aços TRIP também estão presentes a bainita e a austenita retida.

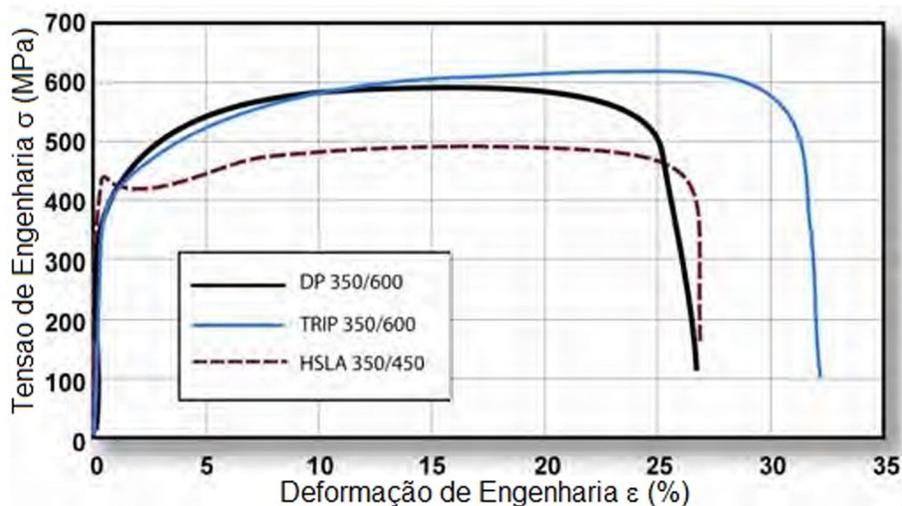
Fonte: (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017)



Os índices de encruamento para os aços TRIP são substancialmente maiores que as dos aços HSS convencionais, o que contribui para um maior estiramento desses aços.

Figura 18 - Observa-se nesta figura que inicialmente o DP e o TRIP apresentam um comportamento semelhante. Mas para altas deformações o TRIP continua aumentando seu endurecimento por deformação e apresenta uma deformação de engenharia maior que o DP.

Fonte: Adaptado de (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017)



4.3.3 Aços de fase complexa

Os aços CP (do inglês *Complex Phase*) geralmente possuem maior conformabilidade que os DP e além da martensita e ferrita, contém bainita (BILLUR e ALTAN, 2013).

O refinamento de grão é obtido pela adição de microligas de titânio, vanádio ou nióbio. Estes aços apresentam limite de resistência a tração de 800 a 1180 MPa e são comumente usados na estrutura de veículos (Europa). Aplicações típicas incluem reforços nas colunas A e B, suspensão, componentes de chassi. Também são usados em partes que visam à proteção dos passageiros, como reforço lateral nas portas, já que possuem alta capacidade de absorver energia em caso de impacto.

4.3.4 Aços ferrítico-bainíticos (FB)

Os aços Ferrítico-Bainíticos ou FB (do inglês *Ferritic-Bainitic*) possuem uma microestrutura de ferrita e bainita. A resistência elevada é obtida através do refinamento de grão e do endurecimento da segunda fase com bainita. Os aços FB estão disponíveis como produtos laminados a quente. Muitas vezes são utilizados em peças que tenham como requisitos o estiramento de flanges e expansão de furos.

A primeira vantagem dos aços FB sobre os aços HSLA e DP é a sua capacidade de estiramento em bordas cisalhadas, como medido pelo teste de expansão de furos. Comparado com aços HSLA com mesmo nível de resistência, os aços FB têm um expoente de encruamento “n” maior e um alongamento total maior.

Os aços FB também podem ser utilizados na forma de “*tailored blank*”, pois possuem boa soldabilidade. Apresentam também bom desempenho em colisões e resistência à fadiga. Dentre suas aplicações pode-se citar: braço do pedal de freio, braço de suspensão, para-choque.

4.3.5 Aços com plasticidade induzida por maclação (TWIP)

Os aços TWIP (*Twinning-Induced Plasticity*) ou de (CORJETTE, 2005) têm uma alta quantidade de manganês em sua composição química (entre 17 e 24%), o que possibilita que estes sejam austeníticos à temperatura ambiente. A formação de maclas de deformação possibilita que estes aços apresentem deformações relativamente grandes. A formação destas maclas (twinning) possibilita um alto índice de encruamento (alto valor de “n”) na medida em que a estrutura vai se refinando. Os aços TWIP apresentam uma massa específica cerca de 10% menor que as ligas comuns de ferro-carbono, característica importante que auxilia na redução de peso.

Estes aços combinam excelente resistência mecânica e alta capacidade de estiramento. O expoente de encruamento “n” cresce até um valor de 0,4 para uma deformação (de engenharia) de 30% e a partir daí se mantém constante até um alongamento uniforme e total de 50%. O limite de resistência à tração destes aços está acima de 1000 MPa. Dentre as aplicações pode-se citar as colunas A e B, e barras de proteção lateral nas portas.

4.3.6 Aços para estampagem a quente (HF ou PHS)

Os aços destinados para estampagem a quente (inglês: *Hot-Formed* – HF, ou *Press Hardened Steel* – PHS) são conformados acima da temperatura de austenitização, o que aumenta a sua conformabilidade, e resfriados/temperados na própria matriz, minimizando o retorno elástico. A estrutura final é martensítica. Tipicamente, a geratriz é levada a uma temperatura mínima de 850°C durante a conformação e resfriada a uma taxa mínima de 50°C/s. Estes aços geralmente contêm boro em sua composição, como por exemplo o 22MnB5, 27MnCrB5 e 37MnB4. O aço mais comumente usado em estampagem a quente é o 22MnB5 (KARBASIAN; TEKKAYA, 2010), o qual, após conformado a quente, possui tensão de escoamento de 1010 MPa e limite de resistência a tração 1480 MPa. Dentre suas aplicações destacam-se as colunas A e B de veículos.

4.3.7 Aços AHSS Martensíticos (MS)

Nos aços martensíticos, também conhecidos como MS (do inglês *Martensitic Steel*) ou MART, a austenita existente durante a laminação a quente ou o recozimento é transformada quase que totalmente em martensita na têmpera durante o processo de produção. Estes aços são caracterizados por uma matriz martensítica que contém pequenas quantidades de ferrita e/ou bainita. Entre os aços multifásicos, os MS são os que apresentam os maiores limites de resistência à tração. Os aços martensíticos apresentam os mais altos limites de resistência à tração (R_m), até 1700 Mpa (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017).

A Figura 19 apresenta a curva de escoamento de um aço martensítico cuja tensão de escoamento é de aproximadamente 1090MPa e limite de resistência à tração é 1315MPa. O alongamento deste material é de aproximadamente 4%.

A Figura 20 apresenta a microestrutura de um aço martensítico. A fase martensítica ($\acute{\alpha}'$) representa 99%, enquanto que a fase ferrítica ($\acute{\alpha}$) representa 1% em volume (ROSADO, 2011).

A adição de carbono aos aços MS aumenta capacidade de endurecimento e reforça a martensita. Manganês, silício, cromo, molibdênio, boro, vanádio, e níquel são também usados em várias combinações a fim de au-

mentar a dureza destes aços. A concepção dos aços martensíticos é baseada em uma composição química e tecnologia de processamento muito bem estabelecidas. Os aços MS são produzidos a partir de um rápido resfriamento (têmpera) da fase austenita durante a laminação ou o recozimento, transformando boa parte da austenita em martensita. Frequentemente, os aços martensíticos são submetidos a um revenimento pós-têmpera com o objetivo de melhorar a ductilidade e promover boa conformabilidade, mesmo para resistências muito elevadas (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017; KUZIYAK; KAWALLA; WAENGLER, 2008)

Figura 19 - Curva de escoamento de um aço martensítico. Fonte: SSAB.

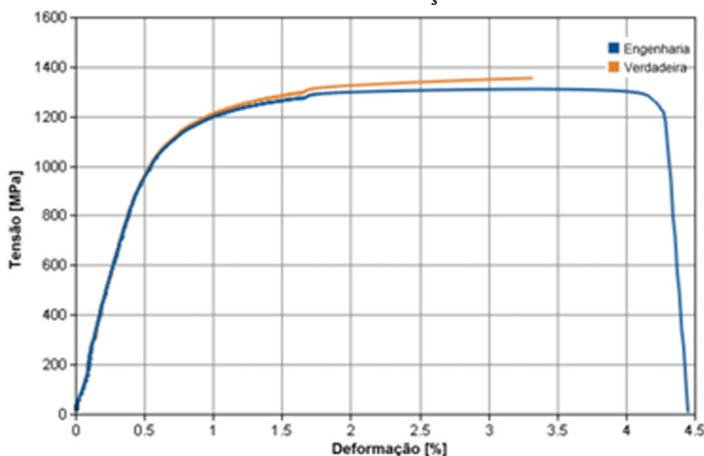
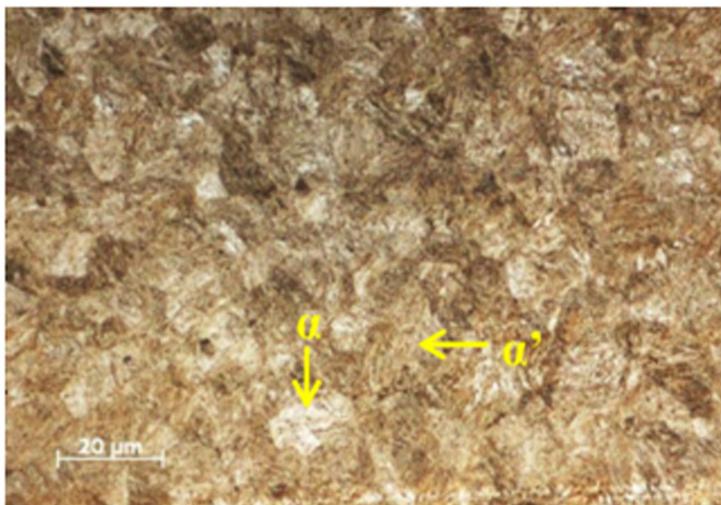


Figura 20 - Aço martensítico MS 1030/1300, destacando as fases presentes: martensítica (α') e ferrítica (α) (ROSADO, 2011).



Os aços martensíticos estão entre os materiais mais resistentes para aplicações estruturais (GALINDO-NAVA; RIVERA-DÍAZ-DEL-CASTILLO, 2016). Estes aços apresentam uma estrutura complexa, a qual é fortemente afetada pela composição química. Duas estruturas martensíticas diferentes são observadas em aços baixa-liga, dependendo da quantidade de carbono: martensita em ripas (*lath*) são formadas para uma composição entre 0 e 0,6% em massa de carbono; para quantidades de carbono maiores que 1% uma microestrutura de placas prevalece; estrutura mista composta de placas e ripas está presente para percentuais de carbono entre 0,6 e 1.

A austenita retida, cuja quantidade presente é fortemente afetada pelas condições de processamento do aço e pela quantidade de carbono, contribui para a melhora da tenacidade e da ductilidade. No entanto, sua presença reduz a dureza ou pode levar a instabilidades microestruturais durante o revenimento (GALINDO-NAVA; RIVERA-DÍAZ-DEL-CASTILLO, 2016). Para uma mesma composição química, a quantidade de austenita retida pode variar muito de acordo com as condições de têmpera.

A transformação espontânea da estrutura cúbica de face centrada (austenita) para a estrutura cúbica de corpo centrado envolvem substanciais deformações que são acomodadas pela introdução uma elevada densidade de defeitos numa estrutura denominada martensítica, com uma combinação de resistência mecânica e tenacidade muito interessante. A Figura 21 mostra uma estrutura martensítica. Conforme (KINNEY et al., 2014), a caracterização da martensita requer a sua descrição em três níveis: os cristais elementares (ripas) da fase martensita; a disposição local destas ripas em blocos e pacotes; e a arranjo microestrutural destes elementos em padrões que preenchem o que eram os anteriores grãos de austenita. Uma descrição mais detalhada pode ser encontrada em (KINNEY et al., 2014).

A soldabilidade dos aços martensíticos é considerada muito boa. A razão para tal é que os aços martensíticos possuem baixos conteúdos de elementos de liga em relação à sua resistência mecânica (SSAB, 2012). A resistência mecânica de juntas soldadas com aços martensíticos é superior às juntas soldadas de aços convencionais de alta resistência. O aço DOCOL 190M, que possui limite de resistência à tração (R_m) de 1300MPa, possui resistência de aproximadamente 1000MPa na junta soldada. Este fato é importante, pois torna o aço martensítico apto a ser usado com diferentes espessuras de chapas unidas por soldagem (*tailored welded blanks*)

(BANDYOPADHYAY et al., 2016).

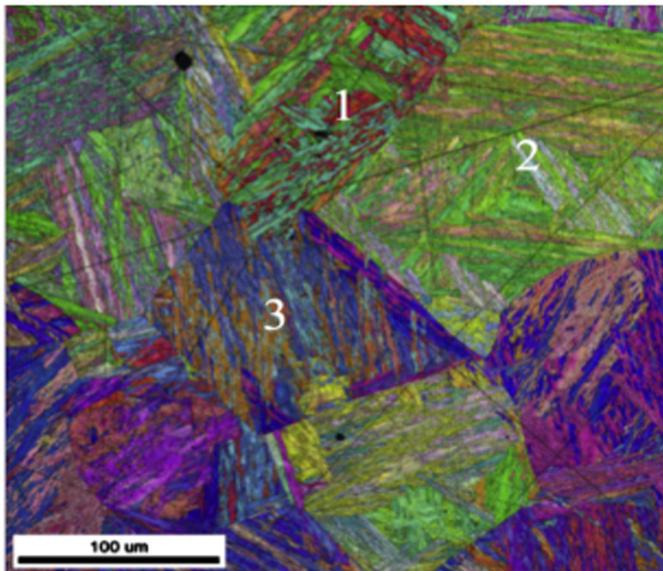
O fato de os aços martensíticos apresentarem uma excelente combinação entre resistência mecânica, conformabilidade e soldabilidade fazem deste material um forte candidato para reduzir peso e aumentar o desempenho dos veículos. Estas características, combinadas com o baixo custo da conformação a frio tornam este material muito atrativo para partes estruturais de automóveis, tais como barras de proteção lateral, para-choques e estrutura de assentos (SSAB, 2012) (AUTOSTELL, 2017).

Os aços martensíticos possuem elevada resistência mecânica. Além disso, este material possui um elevado endurecimento por deformação a frio e endurecimento em forno no processo de pintura. Normalmente o endurecimento por deformação a frio fica em torno de 150 MPa e o endurecimento em forno em 50 MPa.

Somado aos endurecimentos por deformação a frio (encruamento) e em forno (*bake hardening*), o aço martensítico apresenta endurecimento proporcional à velocidade de deformação. Este efeito corresponde a um aumento de aproximadamente 100 MPa em velocidades de deformação a que o material está sujeito localmente em condições típicas de colisões a que veículos estão sujeitos (SSAB, 2012).

Figura 21- Estrutura martensítica. Os números 1, 2 e 3 mostram os grãos de austenita que deram origem a estrutura martensítica.

Fonte: (KINNEY et al., 2014)

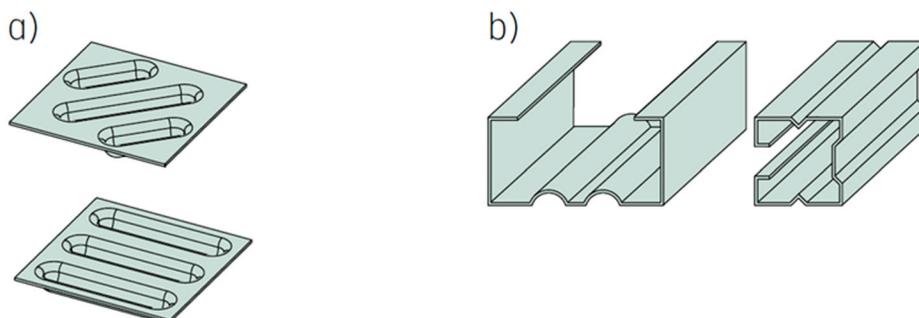


Os aços martensíticos são importantes na redução do peso dos veículos, de forma a atender a legislações relacionadas a questões ambientais. Ao se utilizar um material de maior resistência mecânica, pode-se reduzir a espessura do material sem afetar o seu desempenho.

No entanto, a diminuição da espessura sujeita as peças a possuírem menor resistência à flambagem. Isto pode ser compensado mediante reforços locais, tais como entalhasções, entalhes, sulcos, dobras em bordas, reforços adicionais. A Figura 22 mostra exemplos de peças com rigidez estrutural aumentada mediante a introdução de (a) entalhes e (b) sulcos e dobras. Estes reforços também podem restringir o flambagem local e reduzir o retorno elástico durante a conformação.

Uma das vantagens do aço martensítico é que este pode ser conformado a frio, muitas vezes da mesma maneira que o material ao qual este irá substituir (para diminuir o peso e/ou aumentar a segurança). Em muitos casos, no entanto, o desenho da peça deverá ser totalmente modificado para que a conformação seja possível. Nestes casos, a técnica que mais tem se mostrado promissora na conformação voltada à indústria automotiva é a conformação auxiliada por rolos (*roll forming*), a qual pode ser combinada com operações posteriores de puncionamento, soldagem e dobramento (AUTOSTELL, 2017).

Figura 22 - Exemplos de peças onde a rigidez foi aumentada. (a) entalhes, (b) sulcos e dobras. Adaptado de (SSAB, 2014).

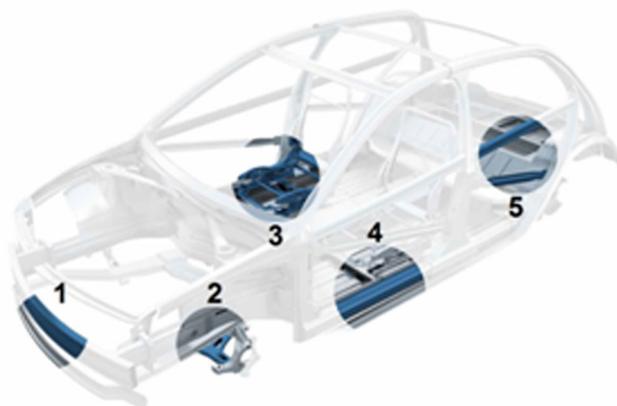


Em operações de embutimento a SSAB recomenda que os aços avançados de alta resistência, em especial os martensíticos, sejam embutidos com pressão no prensa-chapas apenas o suficiente para que não ocorra o

enrugamento na peça. Pressões elevadas no prensa-chapas devem ser evitadas pois o material não suporta altos níveis de estiramento (SSAB, 2016a).

Os aços martensíticos estão classificados pela empresa SSAB com o nome comercial Docol seguido de seu limite de resistência máxima (R_m) e da letra “M”. A linha Docol inclui também os aços *dual phase* e alguns aços especiais. A Figura 23 mostra algumas das aplicações automotivas sugeridas pela SSAB para os aços da linha Docol.

Figura 23 - Partes do automóvel onde é indicado o uso de aços da linha Docol: para-choque (1), componentes de chassi (2), assento (3), carroceria (4), barras de proteção lateral (5). Fonte: SSAB



4.3.8 DOCOL 190M

O DOCOL 190M é um aço avançado de alta resistência martensítico produzido pela empresa sueca SSAB. É fornecido com espessuras entre 0,50 e 2,10 mm, largura de até 1527 mm e comprimento de até 8500 mm.

Este aço pertence à classe CR 1030Y1300T-MS e atende a várias normas automotivas internacionais, conforme a Tabela 3, dentre elas a VDA¹ 239-100:2016. No que se refere às tolerâncias dimensionais, o material atende à norma EN 10131.

¹ A VDA (Verband der Automobilindustrie) é a Associação Alemã da Indústria Automotiva. É formada por mais de 600 empresas envolvidas na produção para a indústria automotiva alemã. Muitas possuem representantes ao redor do mundo. Um grande número de recomendações da VDA são emitidas todo ano. O objetivo é padronizar as especificações, procedimentos de teste, formatos de dados, propriedades de materiais e componentes ou compatibilidade dos materiais através de padronizações voluntárias.

Tabela 3 - Normas atendidas pelo aço DOCOL 190M (SSAB).

Classe do material	Normas atendidas
Docol CR1030Y1300T-MS	VDA 239-100:2016
	FORD WSS-M1A368
	GMW 3399M
	EN 10131

A designação CR1030Y1300T-MS significa que o material é laminado a frio (CR, *Cold-rolled*), com tensão de escoamento $\sigma_e = 1030\text{MPa}$ e limite de resistência à tração $R_m = 1300\text{MPa}$ e martensítico (MS). A classe Docol CR1030Y1300T-MS é uma nomenclatura interna da SSAB. Não foi encontrada nenhuma norma, como ISO, DIN, ASTM ou outra a respeito de aços AHSS.

Quanto ao recobrimento superficial, o material atende à norma europeia EN10152. As chapas são eletrogalvanizadas continuamente por eletro-deposição. A cobertura consiste em 99% de zinco. A eletrogalvanização permite uma excelente qualidade superficial uniformidade na espessura da cobertura (SSAB, 2016b).

Quanto aos tratamentos superficiais, todos estão de acordo com a diretiva RoHS (2011/65/EU) à qual prevê que o Cromo VI (Cr6+) não deve estar presente. A empresa alerta que os tratamentos superficiais garantem a proteção somente durante o transporte e armazenamento e que o material precisa permanecer seco (sem contato com umidade) para que não ocorra a corrosão. O material pode ser fornecido com as seguintes proteções superficiais: óleo, superfície quimicamente passivada e oleada ou superfície fosforetada. Há ainda a possibilidade do fornecimento do material sem qualquer proteção (SSAB, 2016b)

O aço martensítico DOCOL 190M é destinado à estampagem a frio, método no qual a indústria da conformação está acostumada a trabalhar e no qual os custos de produção e retorno de investimentos podem ser calculados com maior facilidade. A estampagem a quente, por outro lado, tem crescido rapidamente nos últimos anos. No entanto, este método de produção é de 40 a 60% mais caro. Com o objetivo de incentivar a produção de peças de elevada resistência com os métodos tradicionais, uma barra de

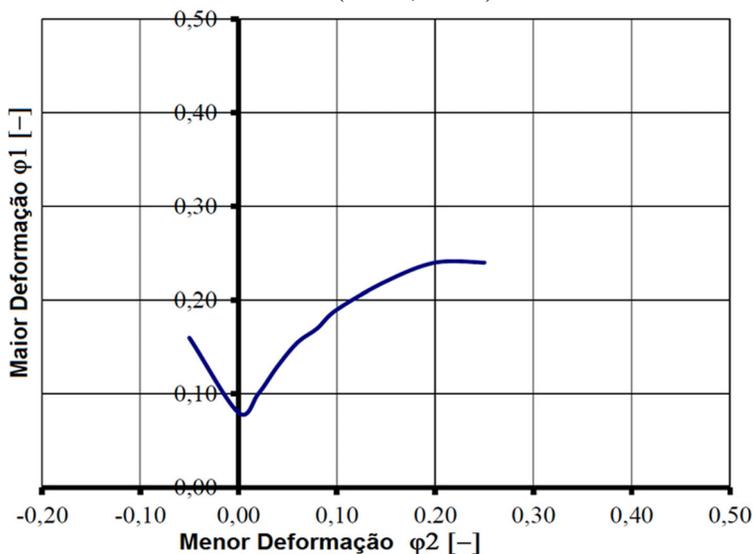
impacto lateral, que anteriormente era produzida por com um aço ao boro através da estampagem a quente, foi produzida a partir de um aço martensítico por estampagem a frio. A nova peça produzida (Figura 24) possui menor custo de produção e desempenho similar a anterior em testes de colisão (SSAB, 2014).

Figura 24 - Barra de proteção lateral. Fonte: (SSAB, 2014)



A Figura 25 apresenta a curva limite de conformação para o DOCOL 190M, fornecido pela SSAB.

Figura 25 - Curva limite de conformação do DOCOL 190M. Fonte: (SSAB, 2012)



No que se refere à folga de corte para os aços da linha DOCOL M (martensíticos), a SSAB recomenda folgas entre 10 e 12% da espessura da chapa para todos os aços da linha (SSAB, 2012, 2016b).

O material utilizado para a realização desta pesquisa é o aço avançado de alta resistência (AHSS) DOCOL 190M, de 1,2 mm de espessura. Este material foi doado pela empresa SSAB SWEDISH STEEL COMÉRCIO DE AÇO LTDA, com sede em Araucária-PR

O DOCOL 190M é um aço martensítico classificado como Docol CR1030Y1300T-MS que atende a várias normas automotivas internacionais. Segundo o fabricante, este é o aço AHSS laminado a frio de maior resistência mecânica disponível do mercado. Este material possibilita maior segurança em colisões, redução de peso e métodos de produção eficientes em termos de custos. Aplicações deste aço incluem barras de proteção lateral, para-choques e componentes estruturais.

Este aço é caracterizado por possuir uma boa conformabilidade para a sua resistência mecânica.

A composição química (valores típicos) está descrita na Tabela 4:

Tabela 4 - Composição química do material.

Composição química – DOCOL 190M									
C%	Si%	Mn%	P%	S%	Al%	(Nb+Ti)%	(Cr+Mo)%	B%	Cu%
0,16	0,4	1,8	0,02	0,01	0,015	0,1	1	0,005	0,2

A Tabela 5 mostra as propriedades mecânicas típicas do material laminado:

Tabela 5 - Propriedades mecânicas típicas do aço DOCOL 190M (SSAB, 2012).

Tensão de escoamento σ_e (Mpa)		Tensão de Máxima R_m (Mpa)		Alongamento A_{80} %	Raio mínimo de dobra a 90° (r_{90min})
min	máx	min	máx		
1030	1300	1300	1500	4	3,5 x s

Por ser um aço de alta resistência mecânica, aplicações típicas deste material incluem barras de proteção lateral e para-choques, os quais requerem tensões de escoamento elevadas (SPINDLER et al., 2005).

4.4 Desenvolvimento dos aços avançados de alta resistência (AHSS)

No início do século 20, os fabricantes de veículos já reconheciam que o segredo era “colocar o aço certo no lugar certo (TAMARELLI, 2011). Àquela época, a metalurgia moderna podia produzir uma variedade de graus de aços, a custos também variados, de modo que a produção dependia muito da demanda. A preocupação maior era com a conformabilidade; a resistência mecânica podia ser resolvida com o aumento na espessura. Quando novas prioridades surgiram, tais como desempenho em segurança, diminuição de custos, redução de massa (peso), menor consumo de combustível, surgiu também a demanda por novos materiais, incluindo novos aços.

Por volta de 1975, 61% do peso médio de veículo era aço, mas apenas 3,6% era aço de média e alta resistência (TAMARELLI, 2011). Nos anos 80, cresceu o uso de aços galvanizados e IF (*interstitial-free*) para peças complexas, onde parâmetros como corrosão e complexidade das peças eram levados em conta. O aço IF foi inicialmente desenvolvido para ser um material com alta conformabilidade, e foi usado extensivamente para aplicações que exigiam estampagem profunda (alta ductilidade e resistência ao afinamento). Mais tarde veio a se tornar a base para os aços galvanizados por imersão a quente, com os elementos de liga estabilizantes do IF prevenindo o envelhecimento. Um terceiro tipo de aço IF, com percentuais de nitrogênio ou outros elementos, pôde ser usado para melhorar a resistência à indentação e aumentar a tensão.

O programa UltraLight Steel Auto Body (ULSAB, 2016) iniciou em 1994, com o envolvimento de 34 empresas produtoras de chapas de aço. O objetivo era construir uma estrutura leve de aço para um automóvel, que também satisfaria diversos outros requisitos tais como segurança e desempenho. A estrutura foi validada em 1998. Após os anos 2000, uma nova geração de aços avançados de alta resistência AHSS, incluindo os destinados à estampagem a quente Hot Formed (HF) and Dual Phase (DP), foram incorporados a estrutura *body-in-white* (BIW) de veículos.

Outros projetos se seguiram ao ULSAB com o objetivo de demonstrar a capacidade do aço em satisfazer as demandas de maior segurança e consumo eficiente de combustíveis.

Em 2007, um veículo continha em média 11,6% de aços de média e alta resistência, de um total de 57% do veículo em aço. O desenvolvimento de novos processos e equipamentos para produzir e conformar os aços avançados de alta resistência foi essencial na expansão do uso deste material.

Os aços DP e TRIP são excelentes para serem aplicados na zona de impacto do automóvel devido à sua capacidade de absorver energia durante uma eventual colisão. Já para os elementos estruturais como o compartimento dos passageiros são usados aços de maior rigidez, tais como os martensíticos (MS) e aços ao boro estampados a quente (HF).

O uso de aços AHSS tem se expandido rapidamente na medida em que pesquisas no ramo progredem. Diversos programas, patrocinados por grandes produtores de aço, contribuíram para essa expansão. Pode-se citar os programas da “*WorldAutoSteel*”: ULSAB (*Ultra-Light Steel Automotive Body*), ULSAB-AVC (*Advanced Vehicle Concepts*) e FSV (*FutureSteelVehicle*), dentre outros (ULSAB, 2016).

O programa FSV demonstrou que através do uso de aços HSS e AHSS é possível reduzir em 35% a massa de um veículo. Além disso, este veículo supera os requisitos estruturais e de segurança atualmente em vigor (Europa). Se este veículo for combinado com um propulsor elétrico, proporcionaria uma redução de pelo menos 56% nas emissões em seu ciclo de vida.

4.5 Conformabilidade dos aços avançados de alta resistência (AHSS)

Neste item são traçados comentários gerais a respeito da conformabilidade dos AHSS. A curva de escoamento (Figura 19) e a curva limite de conformação (Figura 25) somente serão apresentadas para um aço AHSS martensítico.

Os aços AHSS foram desenvolvidos em parte devido à dificuldade de conformação dos aços convencionais de elevada resistência. Na medida em que os aços vão ficando mais resistentes, aumenta a dificuldade em conformá-los em peças automotivas. Já os AHSS, embora muito mais resistentes que os aços convencionais de elevada resistência, ainda têm a possibilidade de

endurecimento por deformação e o endurecimento em forno, características que permitem maior conformabilidade e oportunidades de otimização de projetos. Tanto o alongamento total como o alongamento local são importantes para a conformação; para algumas peças difíceis de conformar, é importante que o material apresente uma boa capacidade de estiramento em bordas.

Os aços AHSS apresentam maiores dificuldades de conformação que os aços comuns. No entanto, se comparado aos aços convencionais de alta resistência HSS (*High-Strength Steels*), como o BH (*bake hardenable*) e o HSLA (*high-strength low-alloy*), a conformação de aços avançados AHSS não é radicalmente diferente. A tecnologia de conformação de aços com resistências mais elevadas vem crescendo ano a ano na medida em que novos aços de resistência elevada vão sendo colocados à disposição no mercado.

Segundo o guia da WorldAutoSteel, os aços AHSS atendem duas necessidades distintas de indústria automotiva através de dois grupos distintos de aços. O primeiro grupo apresenta maiores níveis de resistência aliados a uma melhor conformabilidade e maior absorção de energia em colisões, se comparados aos atualmente disponíveis graus de aços HSLA. Este requisito é atendido pelos diferentes graus de DP, TRIP, FB e TWIP, os quais possuem elevados índices de encruamento (“n”). O segundo estende a disponibilidade dos aços em faixas de resistência acima dos graus de aços HSLA. Esta área é coberta pelos aços de fase complexa CP e martensíticos MS. No início os aços AHSS eram usados somente em chassis, suspensão e em componentes estruturais do veículo; hoje também estão sendo aplicados em portas e outros painéis externos. Novas variações na microestrutura são feitas para atender a requisitos específicos de processos, tais como estiramento em quinas, flangeamento, aumento da resistência após conformação ou tolerâncias mais apertadas em algumas propriedades.

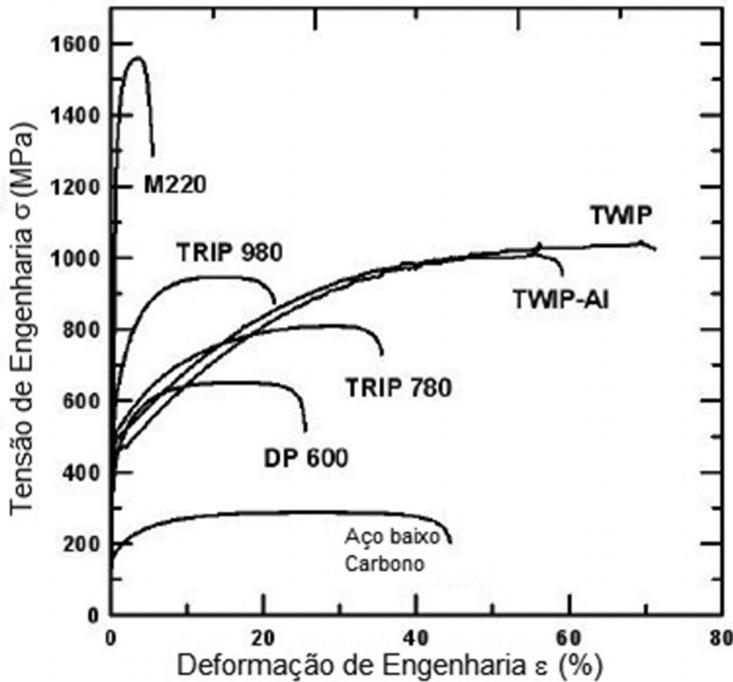
A melhora nas características dos aços AHSS em relação aos anteriores não traz novos problemas de conformação, mas reforça as dificuldades já existentes na conformação de aços de alta resistência. Estas dificuldades incluem maiores cargas nas prensas e ferramentas, maior energia de confor-

mação, maiores necessidades de controle do retorno elástico, dentre outras. Estes aços também têm maior tendência de enrugamento, se não houver um rigoroso controle da força do prensa-chapas.

Como o leque de graus de aços AHSS disponíveis é cada vez maior e cada vez mais são necessários maiores conhecimentos técnicos por parte de fornecedores e usuários de aço e interação entre os mesmos, a fim de que se possam combinar as melhores características microestruturais e propriedades mecânicas de um determinado grau de aço para satisfazer determinada aplicação. Como um exemplo específico, (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017) cita a diferença entre o alongamento total e alongamento local. O alongamento total tem sido medido através do teste de tração, o que dá uma medida da capacidade de estiramento do material em grandes áreas estampadas. Já o alongamento local ocorre em extensões mais reduzidas, como estiramento de flange, expansão de furos, estiramento de cantos/bordas da geratriz, etc. A modificação na microestrutura para obtenção de aços DP e TRIP com maior índice de encruamento, maior capacidade de deformação e de absorção de energia durante impactos e maiores alongamentos totais pode reduzir a capacidade de alongamento local.

A Figura 26 apresenta curvas tensão-deformação de engenharia para alguns aços AHSS e uma curva de um aço baixo carbono, para fins de comparação. Os aços Avançados de Alta Resistência Mecânica, como o próprio nome indica, apresentam resistência mecânica muito acima dos aços convencionais. Já a deformabilidade é muito variável. Os aços TWIP possuem excelente deformabilidade. Já os aços martensíticos, como o M220, apresentam baixos níveis de deformabilidade, mas uma resistência mecânica elevadíssima, acima de 1500MPa (FINDLEY, 2010). O aço DOCOL 190M apresenta características mecânicas semelhantes ao M220; alongamento levemente superior e resistência mecânica levemente menor. A seguir apresentam-se breves considerações a respeito de algumas dificuldades adicionais que os AHSS poderão apresentar no que se refere à conformação.

Figura 26 - Curvas tensão-deformação de alguns aços AHSS (Martensítico (M220), DP, TWIP e TRIP) e comparação com um aço baixo carbono (FINDLEY, 2010).



4.6 Ferramentas de corte e estampagem para os AHSS

O desgaste das ferramentas é causado pelo contato entre a superfície da matriz e a superfície da geratriz. O desgaste é afetado por diversos aspectos, dentre eles a resistência/dureza do material, a pressão de contato, o acabamento superficial do material em contato, a velocidade de deslizamento, a temperatura, o tratamento superficial da matriz e a lubrificação. Chapas de aços mais resistentes levam, portanto, a maiores desgastes de ferramenta, o que, por sua vez, pode levar a erros/descartes do produto estampado. Trocas mais frequentes de ferramentas levam a maiores custos de produção, seja pela parada para troca, seja pelo custo de novas matrizes.

No entanto, algumas ações podem ser tomadas no sentido de aumentar a vida útil das ferramentas destinadas à estampagem dos AHSS: novos materiais e tratamentos superficiais minimizam o desgaste. Para a conformação de alguns aços AHSS são recomendadas ferramentas feitas a partir da metalurgia do pó. Devem ser muito duras, mas sem comprometer a

tenacidade. A nitretação tem sido usada para melhorar as propriedades tribológicas superficiais. Também tem sido aplicado com sucesso, apesar de mais cara, a deposição de camadas alternadas de TiC, TiCN, e TiN através do deposição química a vapor (*Chemical Vapor Deposition - CVD*).

É importante destacar que as altas tensões de escoamento desses aços somadas ao índice de encruamento (principalmente dos DP e TRIP), podem levar a forças de conformação 3 ou 4 vezes superiores aos aços doces. Já a dureza superficial dos AHSS pode ser 4 ou 5 vezes superior aos aços doces.

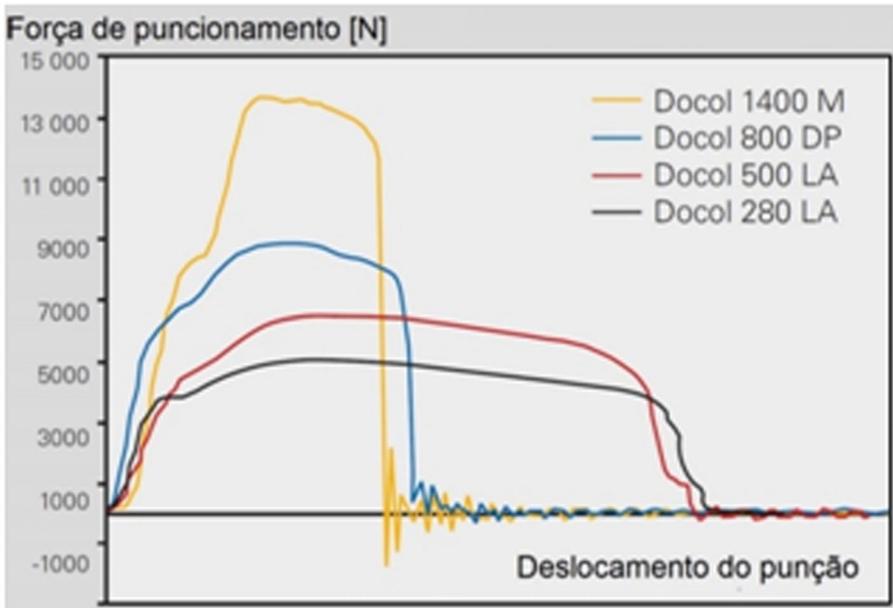
É importante também que o projeto da peça seja feito de forma a minimizar o enrugamento, pois este leva a cargas localizadas mais altas, o que promove maior desgaste da ferramenta.

Alternativas para contornar dificuldades de conformação com os aços AHSS incluem maiores raios de concordância das ferramentas e otimização do tamanho da geratriz (UDDEHOLM; SSAB, 2015). A dureza das ferramentas de conformação deverá ser superior a 58HRC para minimizar o desgaste. Já a rugosidade superficial deverá ser inferior a 0,2mm.

Os principais mecanismos de falhas em ferramentas envolvendo a conformação para AHSS são o desgaste abrasivo, a deformação plástica e a escamação (*galling*). A seleção de aço da ferramenta de conformação para os AHSS deverá levar em consideração: a dureza do material da chapa; a espessura da chapa; se a superfície da chapa é revestida ou não; a complexidade da operação de conformação; o número peças a serem produzidas. Tratamentos superficiais como a deposição química a vapor e a deposição química a vapor têm apresentados bons resultados em termos de vida útil da ferramenta (UDDEHOLM; SSAB, 2015).

As forças de conformação envolvendo aços AHSS, são extremamente elevadas. A Figura 27 mostra a força para realizar o puncionamento de chapas de espessura com furo de 5 mm de diâmetro de quatro aços, sendo dois AHSS (Docol 1400M e Docol 800DP, martensítico e dupla fase, respectivamente). Nota-se que as forças envolvidas são muito acima dos aços de baixa liga (LA, *low alloy*).

Figura 27- Força de puncionamento para um furo de diâmetro 5 mm. Chapa de espessura 1 mm e matriz com folga de 10% da espessura da chapa.



Como alternativa para a redução da força de puncionamento pode-se realizar um chanfro no punção (UDDEHOLM; SSAB, 2015), como mostrado na Figura 28. No entanto, o punção chanfrado não necessariamente reduzirá o desgaste da ferramenta. As principais vantagens são a redução da força e dos níveis de ruído.

As folgas ideais de puncionamento dependem da espessura da chapa (s). Quanto maior a espessura da chapa de aço AHSS, maior deverá ser a folga percentual Figura 29. Para uma chapa de espessura 1 mm, por exemplo, a folga recomendada está entre 5% e 7% da espessura.

Como os aços AHSS possuem uma deformação elástica maior, conseqüentemente, o retorno elástico em operações de conformação também será maior. A Figura 30 (a) compara a região elástica de um aço AHSS com um aço baixo carbono e a Figura 30 (b) apresenta duas peças dobradas em uma mesma matriz. O retorno elástico do AHSS é significativamente maior.

Figura 28 - Alternativa para redução da força de puncionamento: chanfro no punção (UDDEHOLM; SSAB, 2015).



29 - Folga recomendada entre punção e matriz de corte (UDDEHOLM; SSAB, 2015).

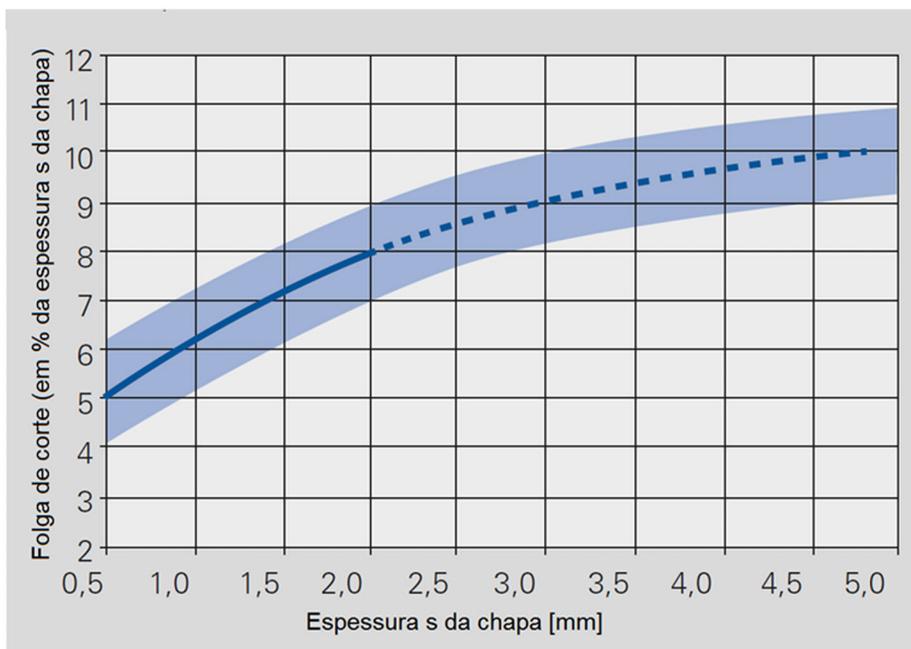
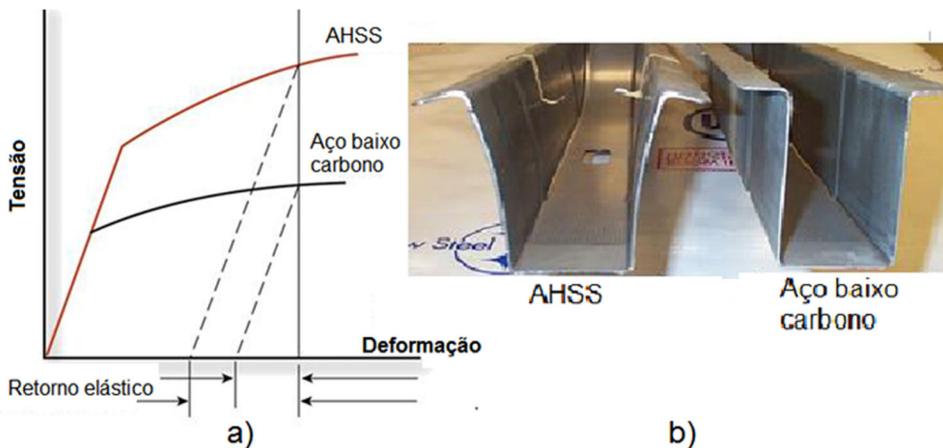


Figura 30 - O retorno elástico nos AHSS é maior que nos aços baixo carbono (BILLUR; ALTAN, 2011).



4.7 Rigidez estrutural com aços AHSS

A rigidez de uma estrutura é função da sua geometria e do módulo de elasticidade do material e está relacionada com segurança e também ruídos, vibrações, dentre outras. Embora o uso de aços AHSS ajuda a elevar a resistência mecânica da peça e diminuir o peso pois possibilita o uso de chapas mais finas, a rigidez estrutural poderá ser diminuída. A geometria da peça e, em particular, o momento de inércia de área da seção transversal, tem um papel importante na determinação da rigidez. Daí a importância de se ter projetos que permitam a flexibilização para ajustar geometrias e seções transversais de peças de forma a se obter um veículo que suporte melhor os diferentes tipos de carga. O uso de aços AHSS oferece vantagens, neste sentido, uma vez que seu alto grau de encruamento aumenta a conformabilidade, permitindo obter formas otimizadas de acordo com a aplicação (SHAW; ZUIDEMA, 2001). Adicionalmente, estes aços tipicamente possuem a “habilidade” do endurecimento em forno (*bake-hardening*), a qual pode melhorar a resistência final de um componente após a conformação e cura em forno de pintura.

O automóvel KIA Sportage 2017 tem 51% de sua carroceria feita em aços AHSS. Sua rigidez torcional foi aumentada em 39% (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017).

4.8 Encruamento

Muitos dos aços AHSS apresentam um índice de encruamento (n) que varia com a deformação, como é o caso do material utilizado neste estudo (ver Figura 36). Assim, é necessário obter os valores de “ n ” em função da deformação (“ n ” instantâneo) a fim de definir como se dará o estiramento destes novos aços. O índice de encruamento também tem um papel importante na determinação do estiramento total, o qual pode ser medido por diferentes limites de deformação, tais como curva limite de conformação, expansão de furos e dobramento sob tensão (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017).

5. SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL – O SOFTWARE I-FORM2D

Os programas de simulação numérica são aliados muito importantes na conformação mecânica moderna, uma vez que possibilitam a otimização do processo de fabricação e a redução de custos e tempos. Neste trabalho será utilizado o software I-FORM-2D.

Os programas de simulação precisam ser alimentados com dados experimentais para que os mesmos consigam prever corretamente a fratura em bordas sujeitas a algum tipo de expansão (KO et al., 2007). Neste sentido, programa de simulação I-FORM2D será utilizado para encontrar o dano crítico no momento da fratura na borda do furo. Serão utilizados vários danos críticos para o material até encontrar um valor para o qual o resultado expansão de furos com a simulação está de acordo com o resultado experimental. Esta abordagem também foi usada por Thipprakmas e colaboradores para validar suas simulações de expansão de furos com o software DEFORM-2D para o alumínio A1100-O (THIPPRAKMAS; PHANITWONG, 2012) e para o aço SAPH400 (THIPPRAKMAS; JIN; MURAKAWA, 2007).

O programa I-FORM2D, baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF), foi desenvolvido pelo Instituto Superior Técnico da Universidade Técnica de Lisboa. Não é objetivo do presente trabalho discorrer acerca do Método Elementos Finitos ou dos fundamentos nos quais está baseado o programa I-FORM2D. O leitor que desejar se aprofundar no assunto poderá consultar, dentre outros, os seguintes trabalhos: (RODRIGUES; MARTINS, 2005). Como exemplos de aplicação do programa I-FORM2D pode-se citar (ALMEIDA et al., 2006; BRITO, 2006).

Uma das grandes vantagens do I-FORM2D é que este possibilita ao usuário ter o controle de diversos parâmetros do processo (Figura 31), como a velocidade de deslocamento do punção, dados do material, o qual pode ser utilizado o banco de dados disponível ou o usuário pode carregar os dados do seu material. Também é facultado ao usuário optar pelo critério de dano/fratura que melhor atende ao seu processo, como Freudenthal,

Cockcroft-Latham, McClintck, Rice-Tracey, dentre outros.

O software I-FORM2D é dividido em quatro (4) subprogramas (Pré-processador, Processador, Pós-Processador e Remalhamento).

No I-FORM2D *Pre Processor* (Figura 32), como o próprio nome indica, faz-se as etapas de pré-processamento, no qual são construídas as geometrias das ferramentas/matrizes e da geratriz.

Geometrias simples de matrizes e da geratriz podem ser criadas no próprio programa a partir dos *templates* disponíveis (ver Anexo 1). Para geometrias mais complexas existe a possibilidade de instalação de uma barra de ferramentas no AUTOCAD, construir as peças neste programa e importá-las para o I-FOMR2D.

Uma vez definidas as geometrias das ferramentas e da geratriz, o material e as condições para a simulação, realiza-se o processamento no I-FORM2D *Processor*. Os resultados da simulação são visualizados no I-FORM2D *Post*. Existe a possibilidade de refinamento de malha no I-FORM2D *Remesh*.

Figura 31- Propriedades do material e controle da simulação.

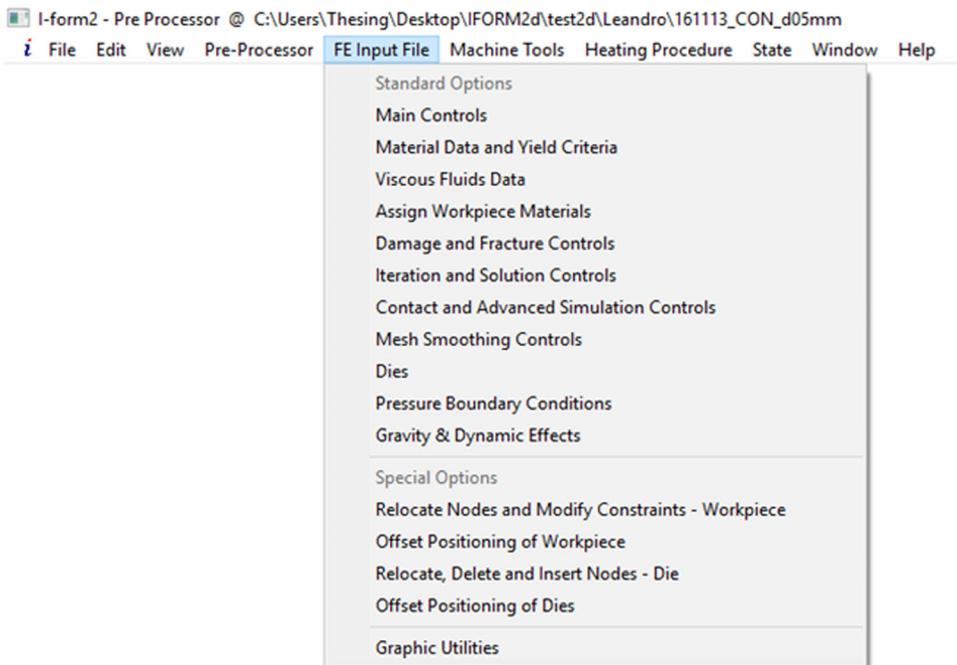
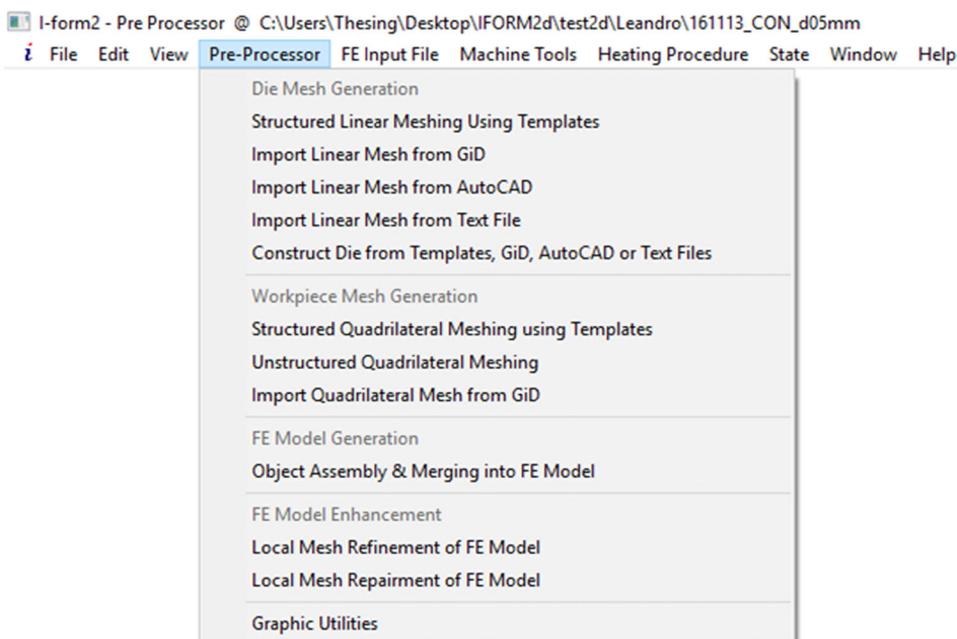


Figura 32 - I-FORM2D Pre-Processor. Visão de um dos sub-menús do programa.



5.1 Fratura e dano em materiais

A literatura apresenta diversas formas de se definir a localização e a iniciação de um trinca no material em deformação. Uma das maneiras é estabelecer um dano crítico, a partir do qual uma trinca deve ser iniciada no material (MALCHER, 2011).

A fratura dúctil em ligas metálicas geralmente é descrita como o estágio final de um mecanismo de dano progressivo (COPPOLA; IOB; CAMPANELLI, 2014). A falha dúctil em materiais geralmente consiste em três fases: (i) acúmulo de danos; (ii) iniciação de fratura; e (iii) propagação de trinca. Uma maneira de pensar no início da fratura é considerá-lo como o resultado do acúmulo de danos plásticos dúcteis. Microscopicamente, tais danos estão associados com nucleação, crescimento e coalescência, movimento de bandas de cisalhamento e propagação de micro-trincas. Macroscopicamente, a degradação do material exhibe uma diminuição da rigidez do material, resistência e uma redução da ductilidade remanescente. Essas mudanças físicas no material são usadas com frequência como indica-

dores para prever o início da fratura, seja com base no valor atual da mudança imposta ao material, seja de forma cumulativa. Na mecânica de dano contínuo, a deterioração do material é descrita por uma variável interna chamada “dano” (XUE, 2007).

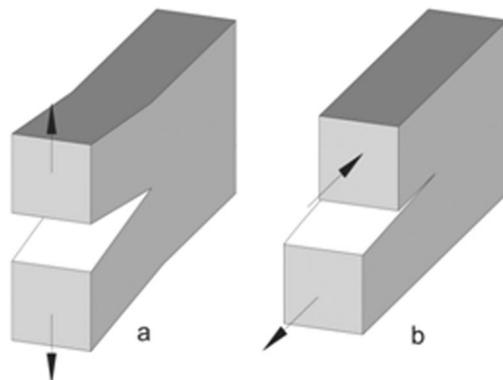
Embora o dano esteja associado com ductilidade ou deformação na fratura, não deve ser considerado como tal, visto que o dano é uma grandeza intrínseca interna o material e muitas vezes não pode ser medido diretamente. Para utilizar o dano acumulado como um critério para prever o início da fratura, a relação entre o dano e algumas quantidades mensuráveis deve ser estabelecida (XUE, 2007).

A tensão triaxial e a deformação plástica são fatores importantes para o início da fratura e propagação do dano (RIBEIRO; SANTIAGO; RIGUEIRO, 2016). Vários modelos de fratura foram propostos para quantificar os danos associados com a deformação do material e são usados para prever o início da fratura como, por exemplo, Cockcroft e Latham, 1968; McClintock, 1968; Rice e Tracey, 1969; Gurson, 1977; Wilkins et al., 1980; Johnson e Cook, 1985 (XUE, 2007).

O modelo a ser adotado em uma simulação deve levar em conta fatores como geometria do corpo de prova (chapa ou maciço) e o tipo de deformações predominantes impostas no processo.

Experimentos mostram que há dois tipos de fratura na conformação de chapas metálicas, dependendo das deformações impostas no processo. A fratura pode ocorrer por tensões trativas (Figura 33, a), como também por tensões de cisalhamento no plano (Figura 33, b), página seguinte.

Figura 33 - Modos de fratura em chapas. (a) tração e (b) cilhamento no plano. Adaptado de (MARTINS et al., 2014).



Yoon *et al.*, 2016 mostram que o estado de tensões na borda do furo é similar àquele observado no ensaio de tração uniaxial. A conexão entre a expansão de furos e o ensaio de tração também é sugerida por Chen *et al.* (2014), por Paul (2014) e por (YU; CHEN; CHEN, 2016a). Shi e Chen (2007) também observam que o estado de tensões na borda do furo é similar ao estado uniaxial de tensões.

Quando o modo predominante de falha ocorre por tração, que é caso do processo de expansão de furos, um dos modelos de dano utilizados é o de McClintock (MCCLINTOCK, 1968). Neste modelo a função peso é tomada como a normalização da tensão triaxial (MARTINS et al., 2014). O dano crítico (D_{crit}) é dado por

$$D_{crit} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} \quad (7)$$

onde $\bar{\epsilon}$ é a deformação verdadeira efetiva, $\bar{\epsilon}_f$ é a deformação verdadeira efetiva na fratura, σ_m é a tensão hidrostática e $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente de Von Mises. O modelo fratura de McClintock é um dos modelos de dano disponíveis no software I-Form2D e será utilizado neste trabalho. Neste trabalho, o dano crítico será determinado de forma inversa, ou seja, é o valor do dano para o qual a simulação reproduz os resultados experimentais de razão de expansão de furos. Neste sentido, os resultados experimentais servirão para calibrar o software.

6. EXPANSÃO DE FUROS DE UM AÇO AVANÇADO DE ALTA RESISTÊNCIA

Nesta seção são descritos o material em estudo e os procedimentos adotados para a realização dos testes de expansão de furos.

6.1 Material utilizado

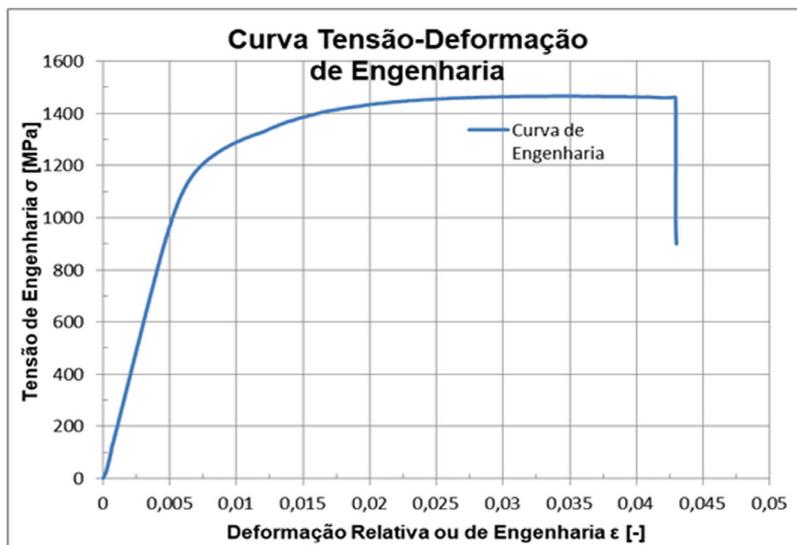
O material utilizado para a realização desta pesquisa é o aço avançado de alta resistência (AHSS) DOCOL 190M, de 1,2 mm de espessura. Este material foi doado pela empresa SSAB SWEDISH STEEL COMÉRCIO DE AÇO LTDA, com sede em Araucária-PR. O DOCOL 190M é um aço martensítico classificado como Docol CR1030Y1300T-MS.

6.1.1 Curva de escoamento do material

Realizou-se o Ensaio de Tração conforme NBR 6152 com três ensaios válidos para cada direção de laminação e determinaram-se as curvas tensão-deformação convencional e verdadeira do material, as quais são mostradas na Figura 34 e Figura 35, respectivamente, para a direção de laminação.

Figura 34. Relação tensão *versus* deformação de engenharia do DOCOL 190M.

Fonte: O autor.



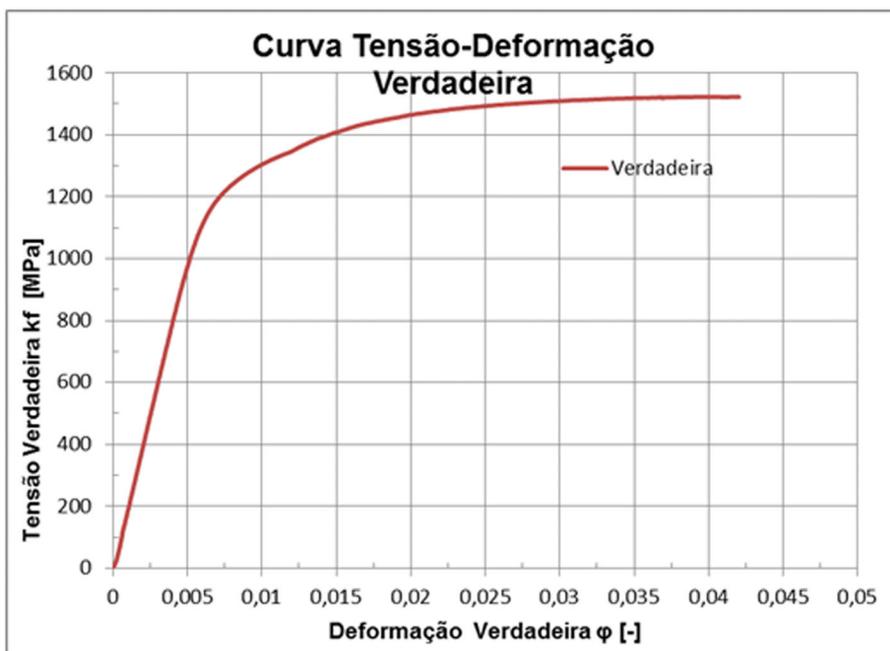
A tensão de escoamento determinada para o material é de 1125MPa e o limite de resistência a tração é de 1480MPa. O alongamento A_{50} é de 4,3%. Estes valores estão dentro das especificações do fornecidas pelo fabricante (ver Tabela 5).

Os corpos de prova para o ensaio de tração foram retirados a 0°, 45° e 90° da direção de laminação.

O módulo de elasticidade determinado para o material é de 205GPa.

Figura 35 - Curva de escoamento verdadeira do DOCOL 190M.

Fonte: O autor.



6.1.2 Determinação da equação de Hollomon

A equação de Hollomon² (1945, *apud* Hao et al. (2016)) é dada por:

$$k_f = C\phi^n \quad (8)$$

A determinação da Equação de Hollomon para o material seguiu (HAO et al., 2016) e (DAVIES, 2012). A partir do gráfico (Figura 36), o expoente

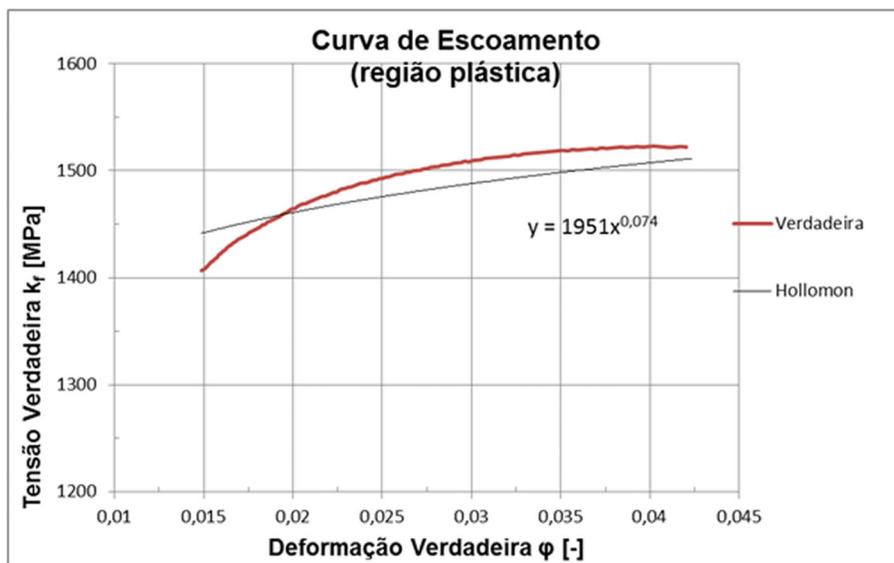
² J.H. Hollomon, Trans. AIME 162 (1945) 268–290

de encruamento n encontrado é 0,074 e a constante C é 1951MPa. Estes valores foram obtidos a partir de regressão utilizando-se o software Microsoft Excel. A equação de Hollomon torna-se:

$$k_f = 1951\varphi^{0,074} \quad (9)$$

A curva descrita pela equação (9) não reproduz fielmente a curva de escoamento do material. A correspondência ideal entre a curva experimental e a descrita pela equação (9) não é possível com a consideração de que índice de encruamento é constante.

Figura 36 - Linearização da Curva Tensão *versus* Deformação verdadeira para determinação do índice de encruamento. Fonte: O autor.



Na literatura não foi encontrado o valor do índice de encruamento (n) para o material deste trabalho. Kang et al encontraram índice de encruamento 0,079 para o aço martensítico MS1500, o qual possui tensão de escoamento 1449MPa, tensão máxima 1542MPa e $C=2148.7$ MPa, enquanto que o MS980, de tensões de escoamento e máxima de 778MPa e 1050MPa, respectivamente, possui expoente de encruamento 0,085 e $C=1376$ MPa (KANG et al., 2014). Por outro lado, (HAO et al., 2016) determinou índice de encruamento entre 0,04 e 0,09 para aços martensíticos sob diferentes condições de processamento.

Percebe-se que o uso da equação (9) não descreve com grande precisão o comportamento do material. No início da deformação plástica a tensão é superestimada e a partir de $\varphi = 0,02$ a tensão descrita pela equação é menor que a tensão verdadeira experimental.

6.1.3 Determinação da anisotropia do material

Com o objetivo de determinar a anisotropia do material, retirou-se três corpos de prova para as direções 0° , 45° e 90° em relação à direção de laminação, conforme ASTM E-517. Deformou-se o corpo de prova em 3% e mediu-se o comprimento final e a largura final. Para a determinação da espessura final usou-se a lei de constância de volume. Para cada direção de laminação realizou-se três testes válidos. A Tabela 6 apresenta os resultados encontrados.

Tabela 6 - Índice de anisotropia do material para cada direção, anisotropia média e coeficiente de anisotropia planar.

R_{0°	R_{45°	R_{90°	R_{med}	ΔR
0,85	1,09	0,92	0,99	-0,20

A literatura apresenta valores da anisotropia para alguns aços AHSS. Por exemplo, (YU; CHEN; CHEN, 2016b) apresenta $R_{med} = 0,82$ para o aço DP780. (NASSER et al., 2010) apresenta os seguintes valores: DP600 ($R_{med} = 1,010$, $\ddot{A}R = 0,001$), DP780 ($R_{med} = 0,869$, $\ddot{A}R = -0,062$), TRIP780 ($R_{med} = 0,7062$, $\ddot{A}R = -0,331$), DP780-CR ($R_{med} = 0,903$, $\ddot{A}R = 0,183$). Comparando-se os dados apresentados por ambos os autores, é interessante observar que há uma grande diferença entre os valores de anisotropia média encontrados para o DP780.

Não foram encontrados na literatura valores de anisotropia para aços AHSS martensíticos.

6.1.4 Ensaio Erichsen

A realização do Ensaio Erichsen seguiu a norma ISO 20482. A norma prevê que o diâmetro da matriz a ser usada depende da espessura da chapa

a ser ensaiada. Para espessuras entre 0,1 e 2 mm, que é o caso do material deste trabalho, o diâmetro da matriz deve ser de 27 mm.

A Figura 37 mostra um corpo de prova obtido a partir desta do ensaio com esta matriz. No entanto, como a expansão de furos foi realizada com uma matriz de diâmetro interno 40 mm, optou-se por realizar o Ensaio Erichsen também para este diâmetro de matriz (Figura 38). A velocidade de deslocamento do punção para ambos os testes foi de 5 mm/min. Realizaram-se 3 (três) testes para cada diâmetro de matriz, totalizando 6 (seis) testes.

Figura 37 - Ensaio Erichsen com diâmetro de matriz 27 mm. a) vista de topo; b) vista lateral. Fonte: O autor

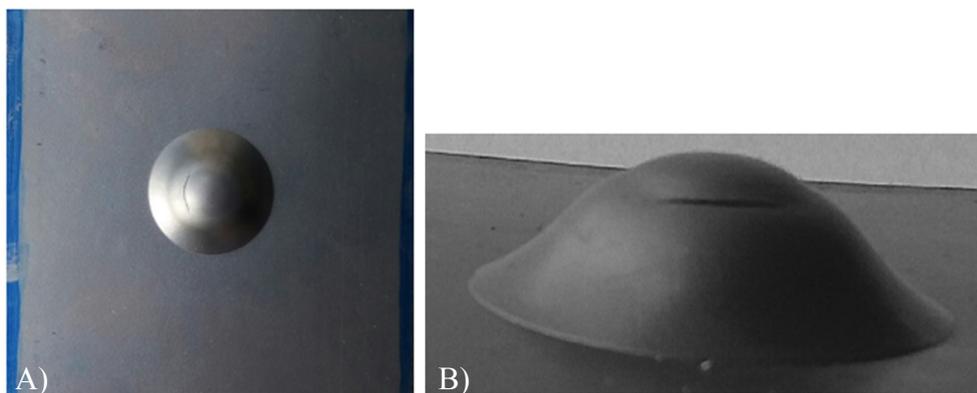
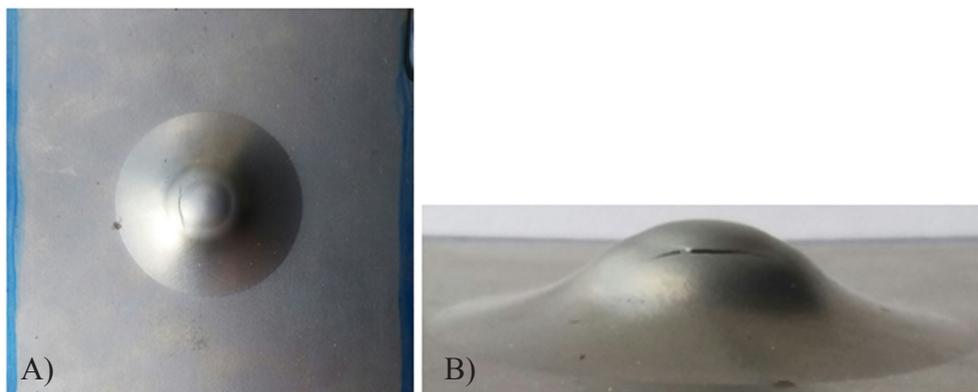


Figura 38 - Ensaio Erichsen com diâmetro de matriz 40 mm. a) vista de topo; b) vista lateral. Fonte: O autor.



Conforme Tabela 7, o índice Erichsen obtido é de 7,62 mm e 8,83 mm, para as matrizes de 27 e 40 mm, respectivamente.

Tabela 7 - Índice Erichsen para ambos os diâmetros de matrizes.

Diâmetro da matriz (mm)	27	40
Índice Erichsen (mm)	7,62	8,83

Em todos os ensaios o material rompeu na direção de laminação.

O Índice Erichsen é uma medida da deformação plástica do material por estiramento. Apesar de este material apresentar baixa deformabilidade no ensaio de tração (cerca de 4%), sob as condições de deformação do Ensaio Erichsen (estiramento) o material apresenta um bom desempenho.

Não foi encontrado na literatura nenhum artigo que apresentasse resultados de Ensaio Erichsen para aços avançados de alta resistência martensíticos para poder comparar com os resultados encontrados nos ensaios. Para aços *Dual Phase* e TRIP os valores estão entre 8 e 13 mm (AHMED et al., 2010). (BANDYOPADHYAY et al., 2016) obteve 8,3 mm para o DP980. (ZHANG et al., 2006) obteve valores entre 8 e 10 mm para três classes de aços TRIP estudados. No entanto, estes materiais apresentam alongamento total muito acima do material em estudo, geralmente entre 15 e 25% (LEVY; TYNE, 2012).

6.2 Planejamento do ferramental para expansão de furos

Os testes foram efetuados com o aço avançado de alta resistência (AHSS) Martensítico de espessura 1,2 mm e diâmetro externo 80 mm. Com o objetivo de verificar a relação entre o diâmetro do furo e a geometria do punção na REF, usou-se furos de diversos diâmetros entre 5 e 17,5 mm (Figura 39). Utilizou-se punções de duas geometrias, cônico de 60° (Figura 40-a) e elíptico de dimensões $R_1=14,95$ mm e $R_2=40,00$ mm) (Figura 40-b). A matriz tem diâmetro de 40 mm e um raio de arredondamento de 2 mm.

Figura 39 - Corpos de prova. Diâmetro externo: 80 mm. Diâmetro do furo: variável.
 Fonte: O autor.

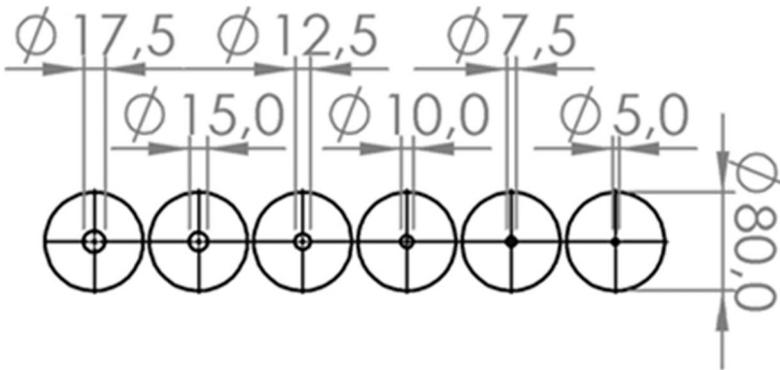
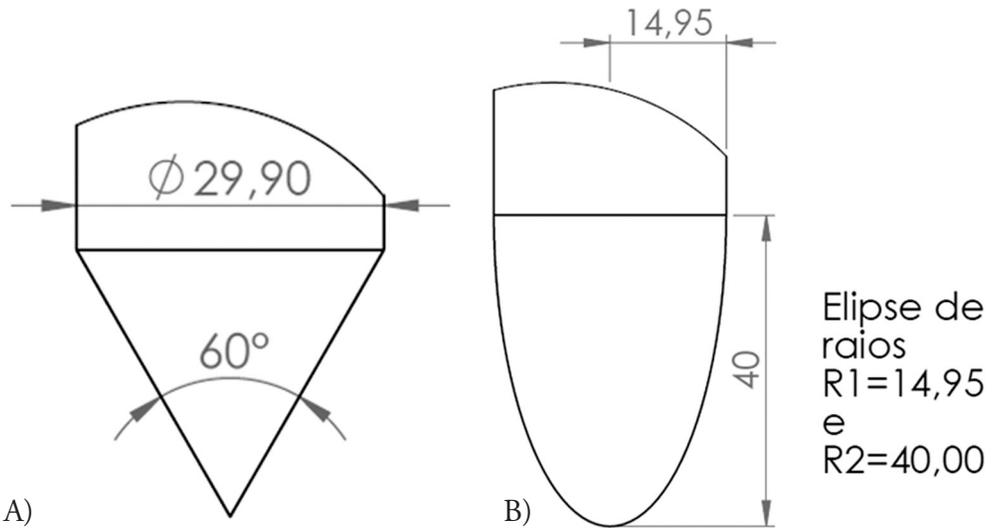


Figura 40 - Punção cônico (a) e punção elíptico (b). Fonte: O autor.

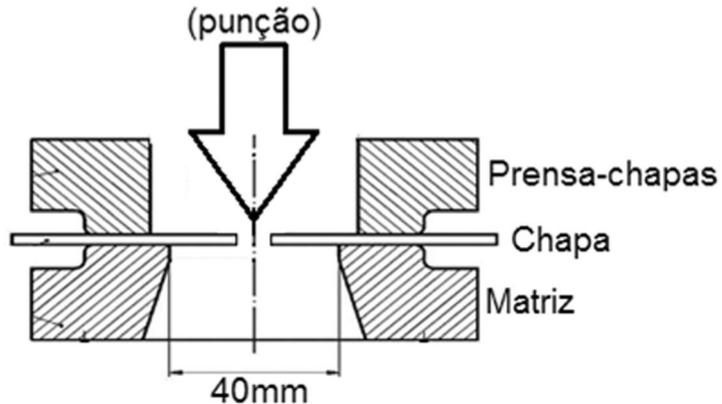


6.2.1 Matriz

A matriz utilizada para realizar os experimentos é a mesma utilizada para a realização do ensaio Erichsen para chapas grossas (Figura 41). O diâmetro interno da matriz é 40 mm e o raio de concordância é de 2 mm.

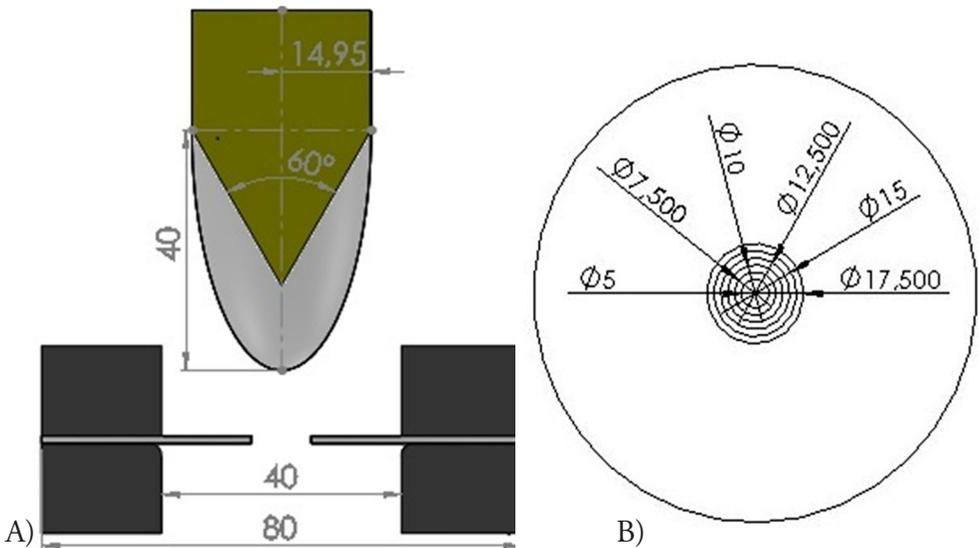
A matriz utilizada é a mesma em todos os ensaios, conforme Figura 42-a, onde também estão representados os dois punções sobrepostos.

Figura 41 - Matriz utilizada para realizar os ensaios de expansão de furos.



A Figura 42-b mostra uma chapa de diâmetro 80 mm e a representação dos diversos diâmetros, entre 5 mm e 17,5 mm, dos furos usados nos testes experimentais.

Figura 42 - Punções, matriz e chapa com os diversos furos. Fonte: O autor.



Os ensaios foram realizados na máquina de ensaios EMIC, com capacidade para 600 kN (Figura 43). O ferramental utilizado para o teste é o mesmo ferramental do Ensaio Erichsen, com exceção dos punções, que foram confeccionados à parte. Como ferramental, utilizou-se a matriz para o

Ensaio Erichsen, onde o punção do ensaio foi substituído pelo punção cônico ou pelo punção elíptico, de acordo com o teste efetuado.

Figura 43 - Máquina de ensaios EMIC, juntamente com o ferramental e o computador utilizado para comandar os ensaios. Fonte: O autor.



A figura apresenta em maiores detalhes o ferramental utilizado para o ensaio, á montado na máquina de ensaios EMIC.

A velocidade de deslocamento para os ensaios foi de 5 mm/min. Esta velocidade é compatível com a usada por outros autores [(CHEN et al., 2014) utilizaram 0,3 mm/s (=18 mm/min) ; (WANG; LUO; WIERZBICKI, 2014) utilizaram 2 mm/min; (SUGIMOTO et al., 2002): 1 mm/min]. A norma ISO 16630 prevê que a velocidade deve ser menor do que 1 mm/s ou seja 60 mm/min. Portanto, a velocidade adotada nos ensaios está de acordo com a norma.

Como critério de validação para a determinação do limite de expansão do furo considerou-se que a falha deve ser através de toda a espessura da chapa (Figura 45). Este critério foi o utilizado por (CHEN et al., 2014) e Paul et al (observação de um rasgo através da espessura (PAUL et al., 2014b)). Este critério é utilizado na norma ISO 16630:2009.

A Figura 46, abaixo, mostra um exemplo em que o deslocamento do punção foi excessivo, levando a rasgos excessivos nas bordas do furo. Estes ensaios não são resultados válidos e foram descartados.

Figura 44 - (a) Ferramental para o ensaio de expansão; (b) detalhe do punção e da matriz. Fonte: O autor.

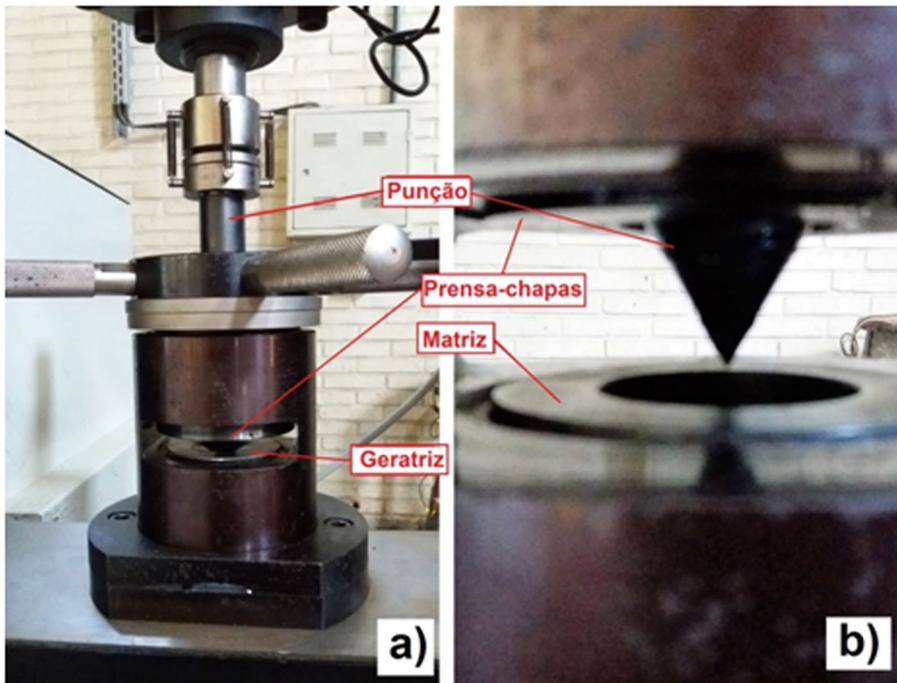


Figura 45 - (a) Ensaio válido. (b) Detalhe de um ensaio válido: rasgo através da espessura da chapa. Fonte: O autor.



Figura 46 - Deslocamento excessivo do punção, ocasionando um rompimento excessivo nas bordas do furo. Este ensaio deve ser descartado. Trinca muito grande.

Fonte: O autor.



Os punções foram fabricados em aço ferramenta AISI D6, temperado e revenido.

Figura 47- Punções. a) punção elíptico; b) punção cônico. Fonte: O autor.



6.3 Processos de obtenção dos furos

Os furos iniciais foram obtidos por dois métodos: por jato d'água e por usinagem. A ISO 16630:2009 norma prevê que os furos sejam obtidos por puncionamento. Os furos não foram obtidos por puncionamento, pois isso introduziria novas variáveis ao estudo (folga e desgaste da matriz de corte) e estas poderiam influenciar de maneira diferente os resultados de expansão

de furos de cada um dos diâmetros de furos. É preciso mencionar que cada diâmetro de furo exigiria uma nova matriz de corte.

6.3.1 Corte por jato d'água

O corte por jato d'água foi terceirizado, realizado na empresa Tecstamp, da cidade de Cachoeirinha-RS. O corte por jato d'água tem a vantagem de não apresentar nenhuma zona termicamente afetada e de não apresentar rebarbas.

Para este método foram confeccionados corpos de prova com os seguintes diâmetros de furo: 5; 7,5; 10, 12,5; 15; 17,5; 20 e 22,5 mm.

Na oportunidade também foram confeccionados geratrizes de diâmetro externo 80 mm, mas sem o furo central, onde, posteriormente, foram realizados furos por usinagem e posterior expansão de furos.

Começou-se os ensaios pelo punção elíptico com o diâmetro de furo 5 mm e, a partir daí, diâmetros sucessivamente maiores, com aumento de 2,5 mm em 2,5 mm. Ao fazer a expansão do furo de diâmetro 20 mm, a chapa ficou presa ao punção e enfrentou-se uma certa dificuldade para retirá-la, visto que o diâmetro do punção na base é de 29,5 mm e o furo expandido chegou próximo a este valor. Então, resolveu-se realizar a expansão apenas dos diâmetros menores que 20 mm, ou seja, de 5 a 17.5 mm.

6.3.2 Corte por usinagem

Os furos usinados foram obtidos com uma furadeira de bancada. A rotação empregada foi 300rpm e uma baixa velocidade de avanço. Utilizou-se fluido refrigerante para evitar qualquer aquecimento localizado na região de corte (borda do furo). Foram empregadas brocas de aço rápido.

As chapas foram empilhadas para a realização do corte, realizando-se a furação de 5 chapas de cada vez.

Para este tipo de furação foram obtidos furos de diâmetros 5, 10 e 15 mm, visto que com três diâmetros de furo já é possível ter linha de tendência satisfatória para a razão de expansão de furos em função do diâmetro do furo inicial.

6.4 Arredondamento da borda do furo

O acabamento na borda do furo influencia diretamente na razão de expansão de furo (PAUL et al., 2014b). Com o objetivo de confirmar e mensurar esta influência, realizou-se um acabamento arredondado da borda do furo para algumas amostras.

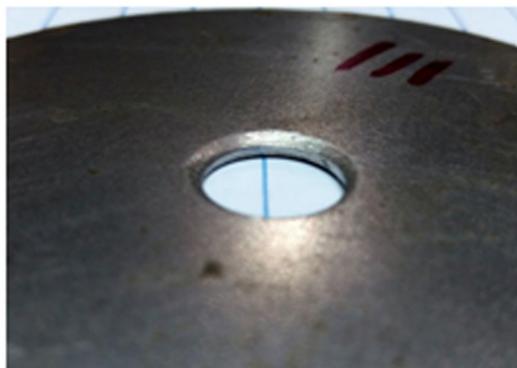
Uma ferramenta abrasiva, Figura 48, foi acoplada a uma furadeira e para realizar o desgaste na borda. Tomou-se o cuidado de realizar o desgaste da borda com baixa rotação da ferramenta de desgaste e mediante refrigeração com água para evitar o aquecimento localizado do material.

Figura 48 - Ferramenta abrasiva utilizada para desgastar a borda do furo. Fonte: O autor.



A Figura 49 mostra uma peça após passar pelo processo de desgaste na borda do furo.

Figura 49 - Borda do furo após passar por um processo de desgaste com a ferramenta da Figura 48. Fonte: O autor.

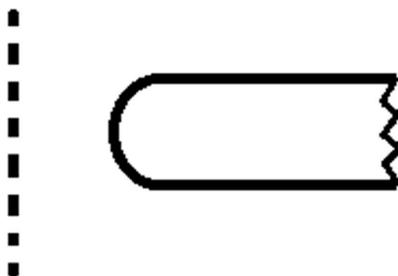


Em seguida a borda foi lixada manualmente com uma lixa de granulometria 800 para melhorar o acabamento, resultando em uma borda arredondada, que é mostrada esquematicamente na Figura 50.

Como será visto no Capítulo 4 (Análise Experimental e Resultados), através dos ensaios com furos de diferentes diâmetros foi possível verificar que há uma relação entre o diâmetro do furo inicial e a REF. Assim, optou-se por realizar este procedimento de acabamento apenas para furos usinados de diâmetro inicial 10 mm.

Através deste processo obtém-se uma peça em que a influência de possíveis concentradores de tensões advindos da etapa de corte dos furos é minimizada. Espera-se que este acabamento melhore a capacidade de expansão de furo.

Figura 50 - Furo arredondado nas bordas. Fonte: O autor.



6.5 Lubrificação

Com o objetivo de verificar qual é a influência da lubrificação no processo de expansão de furos, realizou-se testes com o punção e a chapa lubrificadas.

O lubrificante utilizado foi o Mobilgrease XHP 222. Este lubrificante é uma graxa de extrema pressão a base de lítio. Suas propriedades estão destacadas na Tabela 8.

Tabela 8 - Propriedades do lubrificante utilizado. Propriedades informadas pelo fabricante. Fonte: fabricante.

<i>Mobilgrease XHP 222 - Propriedades Típicas</i>	
Grau NLGI	2
Tipo de Espessante	Complexo de Lítio
Cor, Aspecto Visual	Azul Escuro
Penetração Trabalhada, 25°C, ASTM D217	280
Ponto de Gota, °C, ASTM D 2265	280
Viscosidade do Óleo Básico, ASTM D 445, cSt a 40 °C	220
Teste 4-Ball - Antidesgaste, ASTM D2266, cicatriz, mm	0.5
Teste 4-Ball, Carga de Solda, ASTM D 2596, kg	315
Carga Timken OK, ASTM D 2509, lb	40

6.6 Expansão em Etapas

Com o objetivo de verificar se a estampagem com deslocamento do punção em etapas (*step by step*) pode aumentar a razão de expansão de furos, realizaram-se alguns testes, como descrito abaixo.

Os testes foram realizados com corpos de prova de furo de diâmetro 10 mm obtidos por usinagem, com ambos os punções (cônico e elíptico).

Optou-se por realizar o teste em três etapas, da seguinte forma:

- ETAPA 1: deslocamento do punção da posição 0 mm até a posição 4 mm e retorno à posição 0 mm.
- ETAPA 2: deslocamento do punção da posição 0 mm até a posição 8 mm e retorno à posição 0 mm.
- ETAPA 3: deslocamento do punção da posição 0 mm até a ruptura da borda do furo.

Na primeira etapa, o ponto de partida do teste ocorre com o punção em contato com a borda do furo, e esta é considerada a posição zero.

As três etapas foram implementadas utilizando-se o mesmo punção e a mesma matriz. A literatura (GOLOVASHCHENKO; BESSONOV; ILINICH, 2011; KAWKA; KAKITA; MAKINOUCI, 1998; ZIMNIAK, 2000) relata a estampagem em etapas (*multi step*) onde as matrizes são adaptadas a cada etapa.

6.7 Planejamento dos ensaios de expansão de furos

Os ensaios de expansão de furos foram feitos com duas geometrias de punção e diversos diâmetros do furo inicial.

A maioria dos testes foi feita sem lubrificação. No entanto, com o objetivo de verificar a influência de uma possível lubrificação nos testes, foram feitos testes de expansão com lubrificação do punção e chapa, para ambas as geometrias de punção, mas apenas para o furo de diâmetro 10 mm obtido por usinagem.

A obtenção dos furos deu-se através dois métodos: jato d'água, usinagem.

A Tabela 9 mostra os diâmetros dos corpos de prova ensaiados, juntamente com a forma de obtenção do furo. Para os ensaios em que foi utilizado apenas um diâmetro de furo, optou-se pelo diâmetro 10 mm por este corresponder ao diâmetro da norma ISO 16630.

Tabela 9 - Quadro geral dos testes realizados, destacando-se a forma de obtenção do furo e os diâmetros dos furos dos corpos de prova ensaiados.

	Corpos de prova ensaiados				
	Jato d'água	Usinado	Usinado (borda arredondada)	Usinado (em etapas)	Usinado (lubrificado)
Diâmetros dos furos ensaiados [mm]	5	5	-	-	-
	7,5	-	-	-	-
	10	10	10	10	10
	12,5	-	-	-	-
	15	15	-	-	-
	17,5	-	-	-	-

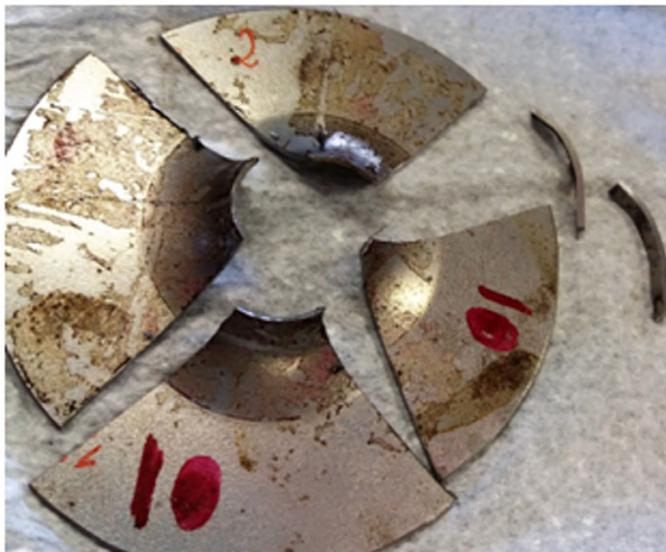
Todos os testes, conforme Tabela 9, foram realizados com ambas as geometrias de punção (cônico e elíptico) e um total de três ensaios para cada caso, totalizando 72 corpos de prova ensaiados.

6.8 Avaliação da microestrutura da matéria prima

A fim de avaliar a microestrutura presente na matéria prima, procedeu-se a avaliação metalográfica. Cortou-se ao meio uma peça de diâmetro

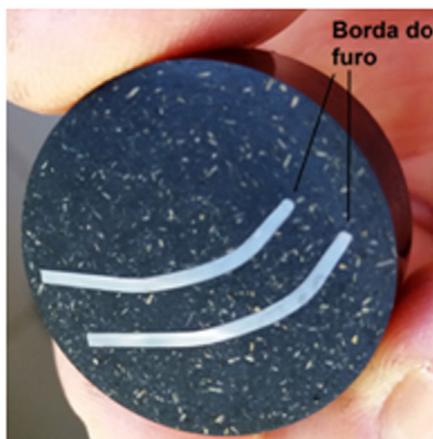
inicial de furo 10 mm (Figura 51) previamente expandida e daí retirou-se duas amostras para embutimento.

Figura 51- Retirada de corpos de prova para a análise metalográfica e posterior ensaio de microdureza. Fonte: O autor.



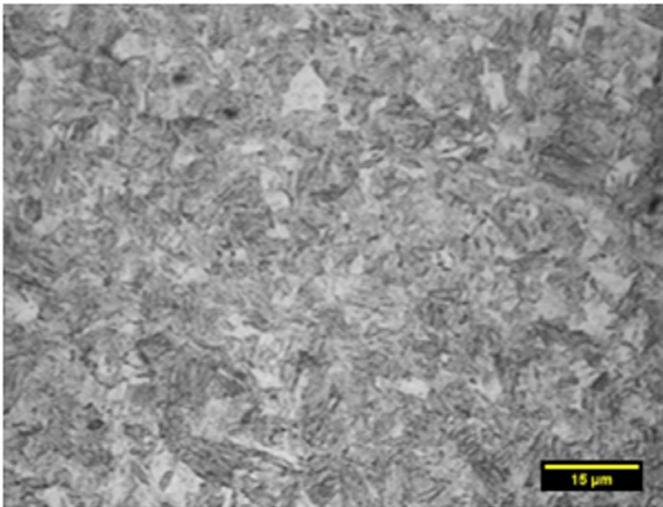
A preparação da amostra seguiu os procedimentos comumente utilizados para metalografia, como o embutimento a quente com baquelite, lixamento, polimento e ataque químico com Nital a 3% (3% ácido nítrico e 97% álcool etílico) (Figura 52).

Figura 52 - Amostras embutidas. Fonte: O autor.



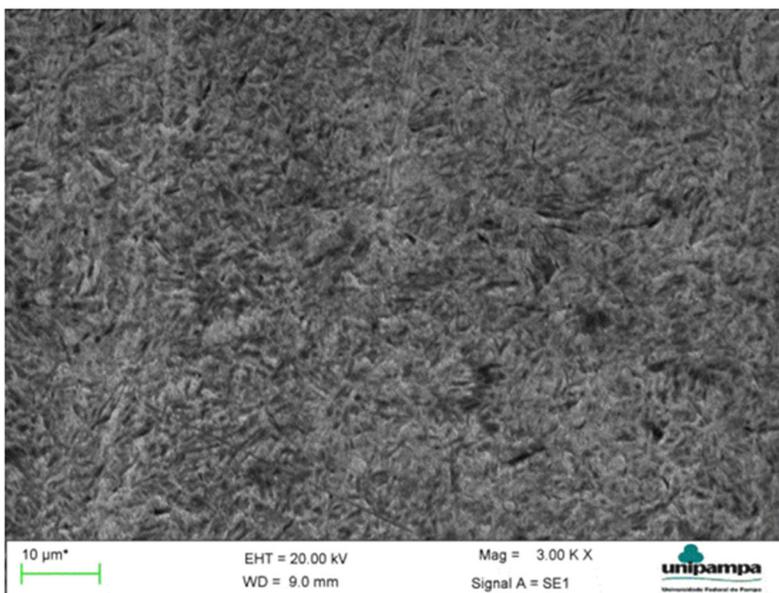
A Figura 53 mostra a microestrutura martensítica observada ao microscópio óptico com aumento de 800 vezes, onde se observa uma fração volumétrica muito próxima a 100% de martensita em ripas. A mesma região é mostrada foi visualizada no MEV com aumento de 3000 vezes (Figura 54). Há também uma pequena quantidade de ferrita e/ou bainita (regiões mais claras). Esta observação está de acordo com o observado por (ROSADO, 2011) e (MUŠÁLEK et al., 2008).

Figura 53 - Microestrutura do material observada ao microscópio óptico com aumento de 800 vezes. Ataque: Nital 3%. Fonte: O autor.



A Figura 54 mostra o material ao microscópio eletrônico de varredura com aumento de 3000 vezes.

Figura 54 - Imagem do material obtida com microscópio eletrônica de varredura. Ampliação: 3000 X. Ataque: Nital 3%. Fonte: próprio autor.



Observações feitas em diferentes regiões ao longo da espessura da chapa não mostraram diferenças significativas na microestrutura, o que demonstra a uniformidade do material ao longo da espessura.

6.9 Determinação da microdureza da matéria-prima

Foram realizados testes de Microdureza Vickers em algumas amostras. Os testes foram realizados com um microdurômetro marca Buehler, com carga de 1kg (Figura 55 - página seguinte).

Figura 55 - Microdurômetro Buehler utilizado nos ensaios de microdureza Vickers.
Fonte: próprio autor.



Os resultados a seguir referem-se a furos com diâmetro inicial de 10 mm.

O acabamento da borda do furo tem grande influência na capacidade de expansão de furo, pois é a região que apresenta as maiores deformações. Este acabamento tem grande influência do método de obtenção do furo. Os furos foram obtidos por meio de dois processos: corte por jato d'água e usinagem. A fim de verificar as propriedades mecânicas na borda do furo para estes dois tipos métodos de obtenção de furo, fez-se a medição da microdureza na região. Este ensaio tem por objetivo: verificar a microdureza na borda do furo para os diferentes métodos de obtenção do furo; avaliar a influência da microdureza na REF.

Ensaio de Microdureza Vickers foram realizados com o objetivo de verificar a microdureza na região dos furos, antes e após a expansão dos furos.

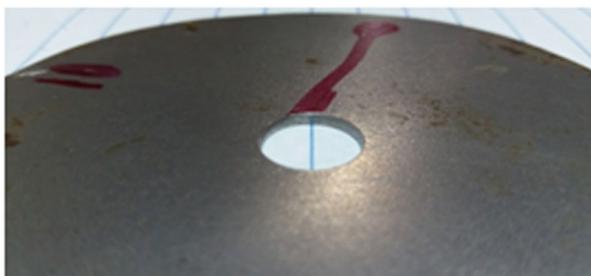
Para a análise da microdureza, realizaram-se ensaios no pré-furo e no furo expandido. Ainda, a microdureza foi obtida ao longo da espessura do

material na borda do furo e da borda do furo para pontos mais distantes da borda.

6.9.1 Microdureza na região do furo antes da expansão

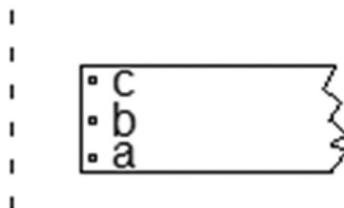
O processo de obtenção do furo influencia diretamente a razão de expansão de furos. Mediu-se a microdureza para os furos obtidos por jato d'água e por usinagem. A Figura 56 mostra geratriz com furo obtido por usinagem, antes de realizar-se a expansão.

Figura 56 - Furo antes da expansão. Mediu-se a microdureza na borda para as duas formas de obtenção do furo. Fonte: O autor.



A microdureza foi medida em três pontos ao longo da espessura da chapa, na borda do furo, designados pelas letras a, b e c (Figura 57), a uma distância aproximada de 0,1 mm da borda.

Figura 57- Pontos de medição da microdureza Vickers. Fonte: O autor.



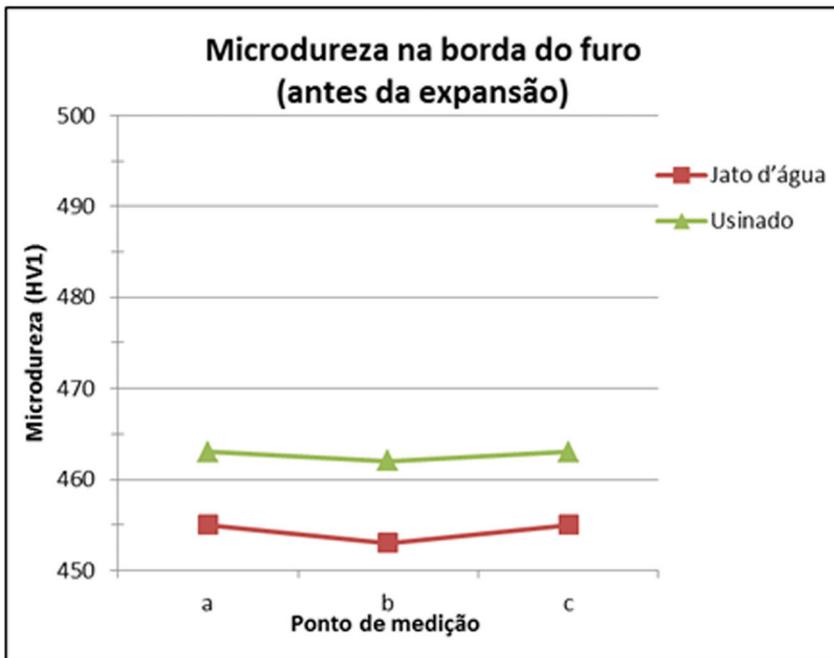
Os furos obtidos com corte com jato d'água e por usinagem apresentam uma microdureza praticamente uniforme ao longo da espessura antes de sofrer a expansão. Esta dureza é maior que a do material base, que é de 440 HV1, indicando que tanto o corte por usinagem quanto por jato d'água provocam deformação na região de corte.

Tabela 10 - Valores de microdureza Vickers ao longo da espessura da chapa na região de corte antes da expansão.

Microdureza (HV1)		
Ponto de medição	Jato d'água	Usinado
a	455	463
b	453	462
c	455	463

A Figura 58 apresenta o gráfico com os valores de microdureza Vickers ao longo dos pontos a, b e c. Observa-se que o furo obtido por usinagem apresenta uma dureza levemente superior. Isto se deve ao fato de que, durante a usinagem, o arranque de cavaco provoca a deformação plástica do material na proximidade da borda do furo. Portanto, o corte por jato d'água apresenta a menor deformação na região da borda do furo.

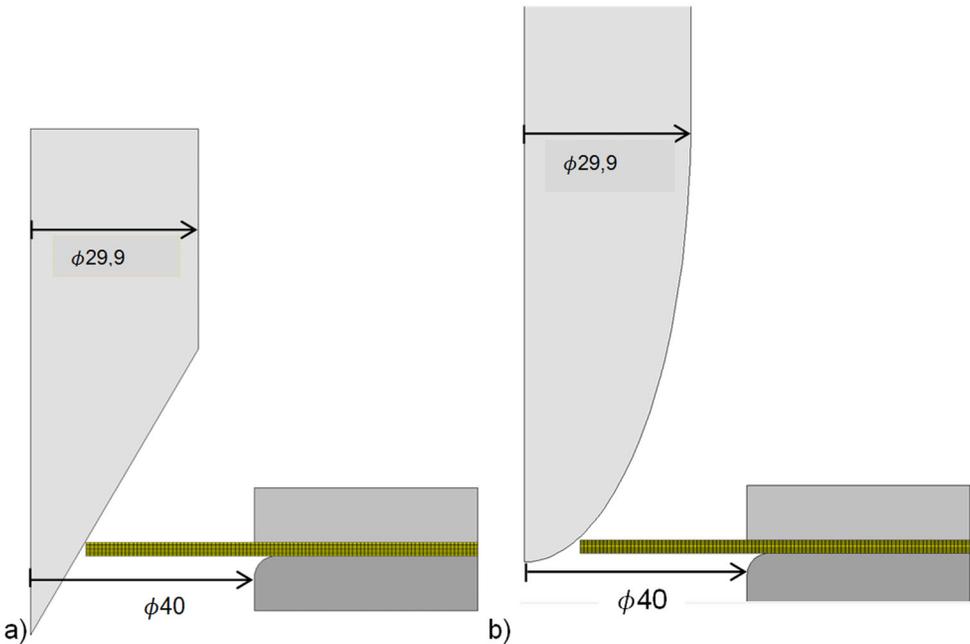
Figura 58 - Microdureza ao longo da espessura da chapa na borda do furo para as duas formas de obtenção de furo. Antes da expansão de furo.



6.10 Simulação do processo de expansão de furos

A matriz, os punções e as geratrizes (Figura 59) possuem simetria axial. Desta forma, os desenhos das peças foram construídos em duas dimensões e introduziu-se no programa de simulação a informação de que a geometria é axissimétrica.

Figura 59 - Desenho em duas dimensões das peças utilizadas na simulação. (a) punção cônico e (b) punção elíptico. Fonte: O autor.



As dimensões do ferramental são iguais ao experimental, ou seja, o diâmetro interno da matriz d_1 é 40 mm e o diâmetro da parte cilíndrica do punções é 29,9 mm. O punção cônico possui ângulo de 60° e o punção elíptico possui diagonais 80 mm e 29,9 mm (ver Figura 42).

A velocidade de deslocamento do punção utilizado nas simulações é de 5 mm/min, com incremento de tempo de 0,033 min e o número passos (número de incrementos de tempo) utilizados para a simulação foi de 100 a 150 passos, dependendo da geometria do punção e diâmetro do furo inicial.

A malha da geratriz foi construída com 1000 elementos, sendo 10

elementos na espessura e 100 elementos na direção radial.

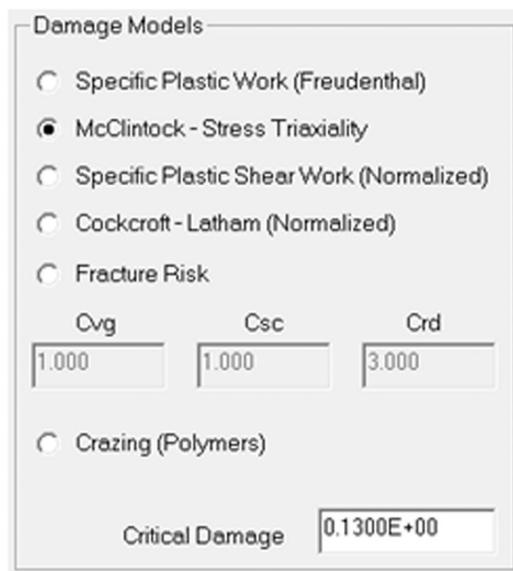
Apesar de o banco de dados do software I-FORM2D possuir uma extensa lista de materiais, não está presente nenhum aço avançado de alta resistência. Então, optou-se por definir um novo material baseado nas propriedades mecânicas determinadas para o DOCOL 190M. Como equação para a curva de escoamento do material utilizou-se modelo rígido-plástico de Ludwig-Hollomon (HOLLOMON, 1945), dado pela equação (10):

$$k_f = 1951\varphi^{0,074} \quad (10)$$

Portanto, $n = 0,074$ é o índice de encruamento do material (considerado constante neste trabalho) e k_f é a tensão de escoamento na deformação verdadeira φ . A tensão de escoamento no início da deformação plástica (K_{f0}) é 1125MPa.

Como modelo de dano utilizou-se McClintock (1968), o qual é baseado na triaxialidade das tensões. (Figura 60). Este modelo foi usado por Cristino et al.(2014) na simulação da expansão de furos por estampagem incremental. Foram testados diversos valores de dano crítico (*Critical Damage*), até encontrar um valor para o qual a REF da simulação correspondesse à REF observada experimentalmente.

Figura 60 - Modelos de dano disponíveis no I-FORM2D e o modelo utilizado.



O coeficiente de atrito (μ) utilizado foi de 0,1. Diversos trabalhos na literatura mostram valores próximos a este valor para aços avançados de alta resistência (TAKASHI et al., 2004; WANG et al., 2016). O coeficiente de atrito 0,1 também foi utilizado com sucesso para um aço SAPH400 laminado a quente empregado em estruturas de automóveis (THIPPRAKMAS; JIN; MURAKAWA, 2007).

7. ANÁLISE EXPERIMENTAL E RESULTADOS

A seguir serão apresentados os resultados dos ensaios realizados.

7.1 Furos obtidos por corte com jato d'água

A medida do diâmetro dos furos inicial e expandido deu-se a partir da média de três medidas, tomadas a 60° entre si.

Como será mostrado a seguir, a razão de expansão de furos (REF) apresentou resultados muito diferentes de um punção para outro, dependendo do diâmetro do furo inicial.

A expansão dos pré-furos foi maior para os menores diâmetros. O furo inicial de 5 mm é expandido para 10,9 mm o que dá uma razão de expansão de furo de 118% (Tabela 11 e Figura 61) para o punção elíptico, o que é 26% a mais que a expansão obtida para o punção cônico (diâmetro 9,6 mm após a expansão), ambos para o pré-furo de diâmetro 5 mm. Já para os pré-furos de 10 mm a REF foi de 57% e 54% para os punções elíptico e cônico, respectivamente. Ou seja, para o diâmetro de 10 mm, as expansões são muito próximas (15,7 e 15,4 mm, respectivamente).

Tabela 11 - Razão de expansão de furo (REF) para os punções cônico e elíptico para diversos diâmetros do furo inicial.

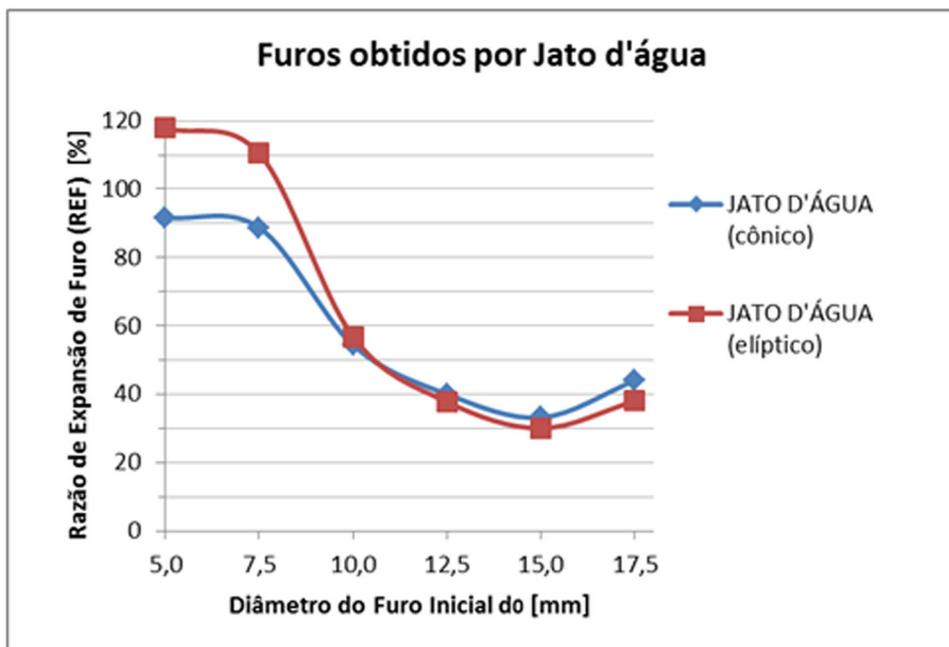
Furos obtidos por Jato d'água				
Diâmetro inicial	Diâmetro após expansão		Razão de Expansão de Furo	
d_o [mm]	$d_{cônico}$ [mm]	$d_{elíptico}$ [mm]	REF _{cônico} [%]	REF _{elíptico} [%]
5,0	9,6	10,9	92	118
7,5	14,2	15,8	89	110
10,0	15,4	15,7	54	57
12,5	17,5	17,2	40	38
15,0	20,0	19,5	33	30
17,5	25,2	24,2	44	38

No entanto, observa-se uma inversão da REF para diâmetros do pré-furo acima de 10 mm, na qual a razão de expansão de furos com o punção

cônico passa a apresentar valores levemente superiores aos do punção elíptico. Como pode ser observado na Figura 61, o punção cônico apresenta os melhores resultados, em relação ao elíptico, para o diâmetro do pré-furo de 17,5 mm, em que os valores de REF são de 44% e 38% (Tabela 11), respectivamente, com uma vantagem de 6% para os furos expandidos com o punção cônico.

A partir do gráfico (Figura 61) pode-se observar que a REF é muito sensível ao diâmetro do pré-furo. Os melhores resultados ocorrem para os menores diâmetros (5 mm). Na medida em que o diâmetro do pré-furo aumenta, há uma visível queda na REF, chegando a um valor mínimo para o diâmetro de 15 mm. A partir daí há uma leve tendência de elevação na REF.

Figura 61- Razão de Expansão de Furo em função do diâmetro e tipo de punção.



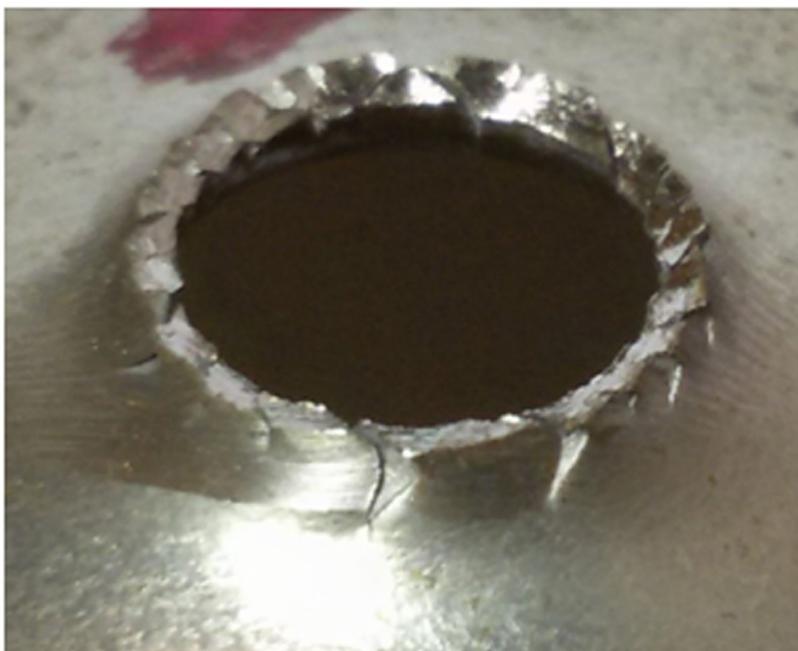
Como foi exposto na Revisão Bibliográfica, durante a expansão de furos a chapa metálica sofre estiramento e dobramento. No entanto, o dobramento será maior ou menor dependendo da geometria do punção que entra em contato com a chapa durante o processo.

Para o punção cônico o ângulo de contato é sempre de 60°. Durante a

expansão a chapa sofre estiramento e dobramento moderados. Mas o dobramento será mais acentuado para pequenos diâmetros de furos. Isto pode ser observado na Figura 62. Observa-se que a borda externa do furo apresenta trincas em toda a circunferência, consequência do dobramento ao redor do punção, o que contribui para a ruptura na borda do furo.

Figura 62 - Trincas observadas para furos expandidos com punção cônica, para diâmetro de 5 mm do pré-furo. Percebe-se que estas trincas são na face externa, consequência do dobramento da chapa ao redor do punção.

Fonte: O autor.



No entanto, o furo expandido com punção elíptico (principalmente para menores diâmetros) sofre inicialmente um estiramento, uma vez que o ângulo do punção em contato com o furo da chapa é praticamente plano (180°) no início da expansão. Estes resultados sugerem que o dobramento deve ser evitado na expansão de furos de pequenos diâmetros.

Conforme pode ser observado na Figura 61, a razão de expansão de furos diminui com o aumento do diâmetro do furo inicial. No entanto, há uma tendência de estabilização da REF tanto para furos de diâmetros acima de 15 mm como para furos com diâmetros iniciais abaixo de 7,5 mm.

Observa-se também que o furo de diâmetro 10 mm apresenta os mesmos resultados, tanto para a expansão com o punção cônico como para o punção elíptico.

Comparando-se a razão de expansão de furos para diferentes diâmetros, submetidos à expansão com o mesmo punção, observa-se que, independentemente do punção indicado, os resultados são melhores para os menores diâmetros dos pré-furos.

Observa-se uma convergência dos resultados para ambos os punções para furos iniciais acima de 7,5 mm.

Os resultados apresentam uma REF mínima para diâmetros do pré-furo em torno de 15 mm.

Para diâmetros acima de 10 mm, a REF passa por um mínimo para um furo inicial de 15 mm e REF em torno de 35% e novamente há um leve tendência de aumento. Para esta tendência de aumento suspeita-se da contribuição dos seguintes fatores:

- o dobramento ao redor do punção (que contribui negativamente) passa a ter cada vez menor influência na fratura, uma vez que o raio de dobramento, correspondente ao raio instantâneo do punção em contato com a borda do furo, é maior;

- o atrito passa a ter uma influência positiva, no sentido de impedir que ocorra a estricção do material (STACHOWICZ, 2008), uma vez que a superfície de contato é maior;

- o material está numa zona de transição entre a conformabilidade de borda (*edge formability*) e a conformabilidade de volume (*bulk sheet formability*), descrita por (PAUL et al., 2014b), e submetido a condições de deformações e atrito que tornam difícil qualquer previsão do que poderá acontecer com a REF para diâmetros maiores;

A geometria do punção, fundamentalmente, vai interferir no modo como a sollicitação acontece nas bordas do furo em expansão. Para pequenos diâmetros, o dobramento será maior ou menor de acordo com a geometria do punção. No caso do punção elíptico, o contato ocorre em ângulos maiores do que 60°, o que significa que há maior estiramento e menor dobramento, em relação ao punção cônico.

Portanto, os resultados dos testes experimentais mostram que a REF depende tanto da geometria do punção quanto do diâmetro do furo inicial.

7.2 Furos obtidos por usinagem

Com o objetivo de verificar se a expansão de furos seguiria a mesma tendência quando os furos fossem obtidos por outro método, realizaram-se experimentos com furos obtidos por usinagem. Neste caso, realizaram-se experimentos apenas com os furos de diâmetro inicial de 5 mm, 10 mm e 15 mm, todos com ambos os punções. Optou-se por realizar os testes para apenas estes diâmetros para diminuir o número de ensaios. Entende-se que estes testes já seriam suficientes para verificar a tendência no comportamento da razão de expansão de furos obtida por este método de obtenção de furo.

A Tabela 12 mostra diâmetro médio do furo após a expansão com o respectivo punção, juntamente com o cálculo da razão de expansão de furo.

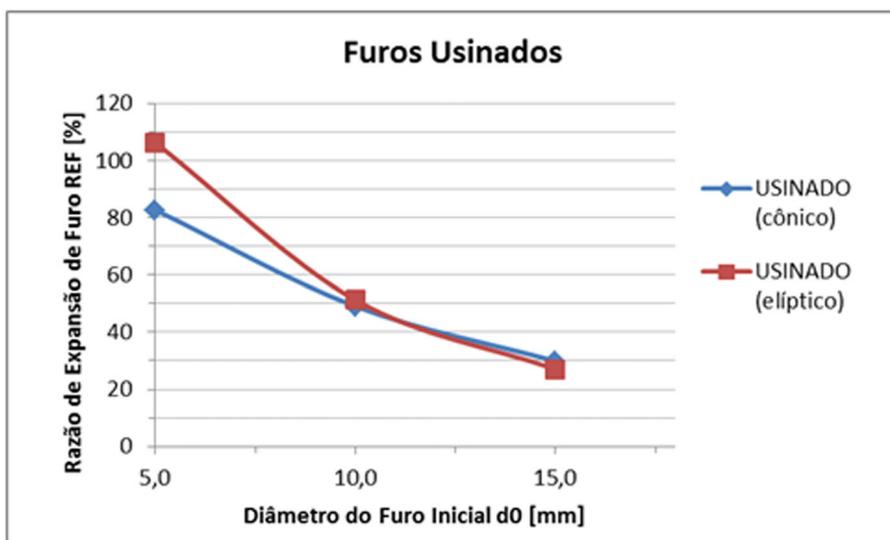
Tabela 12 - Razão de Expansão de Furo para furos obtidos por usinagem.

Furos obtidos por Usinagem				
Diâmetro inicial	Diâmetro após expansão		Razão de Expansão de Furo	
d_o [mm]	$d_{cônico}$ [mm]	$d_{elíptico}$ [mm]	REF _{cônico} [%]	REF _{elíptico} [%]
5,0	9,1	10,3	83	106
7,5	-	-	-	-
10,0	14,9	15,1	49	51
12,5	-	-	-	-
15,0	19,5	19,1	30	27
17,5	-	-	-	-

A partir da Figura 63 nota-se que os melhores resultados para a razão de expansão de furos também ocorrem para o furo com diâmetro inicial 5 mm. Para este diâmetro, o punção cônico apresenta uma REF de 83%, a expansão com o punção elíptico apresenta REF igual a 106%.

Os furos com diâmetro inicial 10 e 15 mm apresentam, ambos, razão de expansão de furos semelhante. O furo inicial de 10 mm é expandido até 14,9 mm (49%) e 15,1 mm (51%), enquanto que o furo inicial de 15 mm é expandido até 19,5 mm (30%) e 19,1 mm (27%), com os punções cônico e elíptico, respectivamente.

Figura 63 - Razão de expansão de furos para furos obtidos por usinagem. Fonte: O autor.



Portanto, para o furo inicial de 5 mm, o punção elíptico apresenta resultados superiores enquanto que o punção cônico apresenta resultados superiores para o furo inicial de diâmetro 15 mm.

7.3 Furos obtidos por usinagem com bordas arredondadas

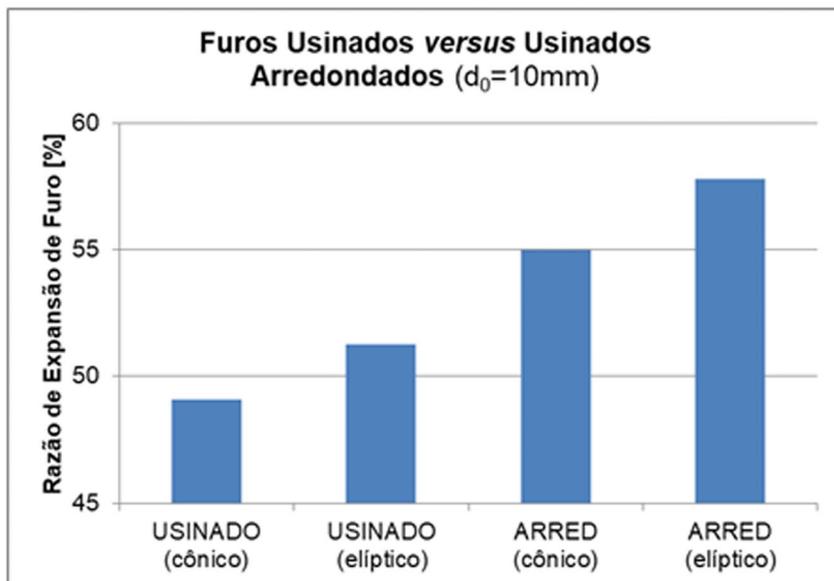
Com o objetivo de verificar a influência de um possível acabamento diferenciado na borda do furo, realizou-se um acabamento arredondado na periferia do furo. O procedimento foi realizado para furos de diâmetro 10 mm obtidos por usinagem. O diâmetro após a expansão foi de 15,5 mm para o punção cônico e 15,8 mm para o punção elíptico (Tabela 13).

Este resultado, em termos de REF, é de aproximadamente 12% superior aos encontrados para furos somente usinados (Figura 64). Este resultado reforça a importância do acabamento da borda do furo na razão de expansão. Através das bordas arredondadas minimizou-se os possíveis concentradores de tensão retardando a ocorrência da primeira trinca que daria origem à fratura na borda.

Tabela 13 - Resultados da expansão de furos com bordas arredondadas.

Furos obtidos por Usinagem (Arredondado)				
Diâmetro inicial	Diâmetro após expansão		Razão de Expansão de Furo	
d_0 [mm]	$d_{c\acute{o}nico}$ [mm]	$d_{el\acute{i}ptico}$ [mm]	REF _{c\acute{o}nico} [%]	REF _{el\acute{i}ptico} [%]
5,0	-	-	-	-
7,5	-	-	-	-
10,0	15,5	15,8	55	58
12,5	-	-	-	-
15,0	-	-	-	-
17,5	-	-	-	-

Figura 64 - Razão de expansão de furos. Furos somente usinados *versus* furos usinados com bordas arredondadas (ARRED). Fonte: O autor.



7.4 Furos obtidos por usinagem e expansão com uso de lubrificante

Com o objetivo de verificar se o uso de lubrificante tem influência no processo de expansão de furos, realizaram-se testes conforme a Tabela 14. Através do punção cônico conseguiu-se uma expansão até 15,2 mm, enquanto que o punção elíptico atingiu 15,8 mm de diâmetro do furo, o que

em termos de REF corresponde, respectivamente, a 52% e 58%. Esta é a maior diferença de resultados, de um punção para outro, para a expansão do diâmetro inicial de 10 mm, considerando as mesmas condições iniciais. Em termos de REF, há uma diferença de 6% para ambos os punções.

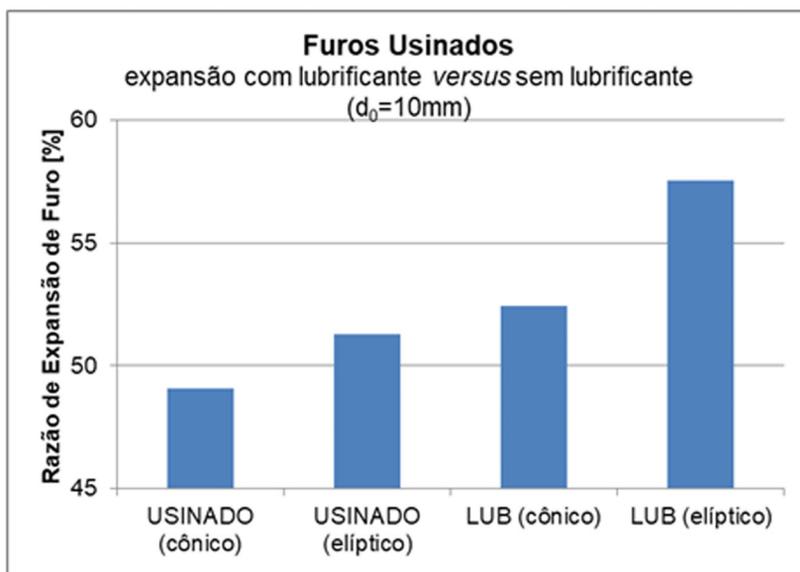
Tabela 14 - Resultados da expansão de furos com o uso de lubrificante.

Furos obtidos por Usinagem (com lubrificação)				
Diâmetro inicial	Diâmetro após expansão		Razão de Expansão de Furo	
d_o [mm]	$d_{cônico}$ [mm]	$d_{elíptico}$ [mm]	REF _{cônico} [%]	REF _{elíptico} [%]
5,0	-	-	-	-
7,5	-	-	-	-
10,0	15,2	15,8	52	58
12,5	-	-	-	-
15,0	-	-	-	-
17,5	-	-	-	-

O gráfico da Figura 65 faz um comparativo da expansão com o uso de lubrificante com a expansão sem o uso de lubrificante. Nota-se que o efeito do lubrificante é mais pronunciado para punção elíptico.

Figura 65 - Efeito do uso de lubrificante na Razão de Expansão de Furos.

Fonte: O autor.



A partir deste resultado pode-se inferir que o uso de lubrificantes é importante em processos que envolvam conformação de bordas, mas seu efeito vai ser muito dependente da geometria do punção e borda em expansão.

7.5 Furos obtidos por usinagem e expansão em etapas

A expansão em etapas deu-se através do deslocamento do punção, utilizado para realizar a expansão, em três etapas, como descrito na seção 6.6 - Expansão em Etapas.

Também para este caso de deslocamento do punção em etapas, a expansão foi realizada apenas para furos com diâmetro inicial 10 mm. O furo expandido apresentou diâmetro médio de 15,3 mm e 15,5 mm, o que corresponde à REF de 53% e 55% para os punções cônico e elíptico, respectivamente (Tabela 15).

Tabela 15 - Expansão em etapas.

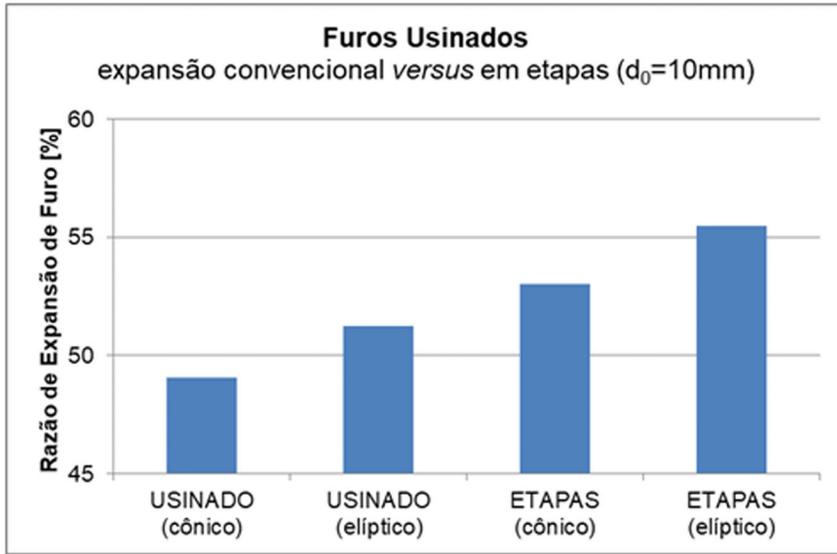
Furos obtidos por Usinagem (Expansão em Etapas)				
Diâmetro inicial	Diâmetro após expansão		Razão de Expansão de Furo	
d_o [mm]	$d_{cônico}$ [mm]	$d_{elíptico}$ [mm]	REF _{cônico} [%]	REF _{elíptico} [%]
5,0	-	-	-	-
7,5	-	-	-	-
10,0	15,3	15,5	53	55
12,5	-	-	-	-
15,0	-	-	-	-
17,5	-	-	-	-

Para ambos os punções houve um aumento de aproximadamente 8% na REF, comparando-se a expansão convencional em uma etapa e a expansão mediante o deslocamento do punção em três etapas.

Uma das possíveis explicações para este efeito de aumento da conformabilidade quando o deslocamento do punção é realizado em etapas está relacionada ao fato de que o alívio da pressão do punção sobre a borda do furo permite que ocorra uma melhor distribuição de tensão em torno da borda do furo, o que proporciona uma distribuição uniforme das deformações até a ruptura do material.

Figura 66 - Expansão convencional (em uma etapa) *versus* expansão em 3 etapas.

Fonte: O autor.



7.6 Comportamento da força em função do deslocamento do punção

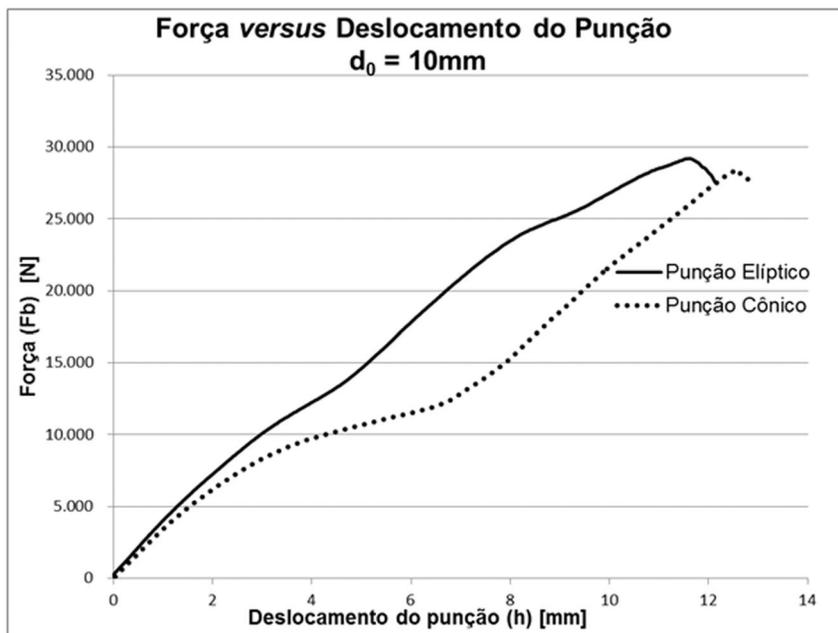
Com o objetivo de visualizar o comportamento da força (F_b) necessária para a expansão de furos em função do deslocamento (h) do punção, plotou-se no mesmo gráfico as curvas para os punções cônico e elíptico (Figura 67). Os dados referem-se a furos de diâmetro 10 mm obtidos por usinagem e expansão realizada em uma etapa e sem lubrificação.

O gráfico da Figura 67 mostra a curva da força em função do deslocamento do punção para os punções cônico e elíptico. No caso do punção elíptico, percebe-se que a força aumenta a uma taxa constante durante aproximadamente 2/3 do deslocamento do punção. A partir daí a força continua a aumentar, mas a uma taxa de variação menor (concavidade da curva voltada para baixo). A queda da força que se observa no final refere-se à ruptura da borda do furo, momento em que o deslocamento é interrompido.

Para o punção cônico, por outro lado, a força também aumenta durante todo o processo de expansão. No entanto, a taxa de variação da força em função do deslocamento do punção cônico é negativa até o desloca-

mento de aproximadamente 7 mm. A partir deste ponto vê-se um ponto de inflexão da curva e a força passa a crescer de forma aproximadamente linear.

Figura 67 - Força *versus* deslocamento do punção, para os punções cônico e elíptico.
Fonte: O autor.



A explicação para o comportamento diferenciado da força está relacionada à geometria do punção que está em contato com a borda do furo. No caso do punção elíptico a força cresce mais rapidamente no início do processo, visto que a expansão do furo elíptico será mais acentuada no início do processo e menor no fim do processo, uma vez que na medida em que o punção elíptico se desloca o ângulo de contato entre punção e borda do furo tende a 0° (ver Figura 71).

Por outro lado, para o punção cônico o ângulo de contato é constante. No entanto, a área de contato entre punção e borda do furo aumenta linearmente na medida em que o furo é expandido, refletindo-se no aumento linear da força necessária para a expansão. A explicação para a concavidade da curva voltada para baixo entre 0 e 7 mm pode estar relacionada ao dobramento da borda do furo, o qual ocorre de forma mais acentuada no início do processo de expansão.

A força máxima necessária para a expansão é de 29,21 kN para a ex-

pansão com o punção elíptico e 28,45 kN para punção cônico. O deslocamento do punção elíptico foi de 11,61 mm e do punção cônico de 12,58 mm.

7.6.1 Comportamento da força na expansão em etapas

O deslocamento em etapas foi realizado em 3 etapas. O ponto de partida do punção é considerado a partir do momento em que este toca a borda do furo. Na Primeira Etapa o punção avança 4 mm e então retorna ao ponto de partida; na Segunda Etapa o punção avança 8 mm e retorna ao ponto de partida; na Terceira Etapa o punção vai até o final do processo, ou seja, até início da ruptura da borda do furo. A seguir são apresentados os gráficos da força (F_p) em função do deslocamento (h) do punção obtidos na expansão em etapas para ambos os punções. Foram expandidos três corpos de prova para cada punção.

A Figura 68 apresenta uma curva da força *versus* deslocamento do punção característica para a expansão em etapas com o punção elíptico.

A Figura 69 apresenta uma curva força *versus* deslocamento do punção característica para a expansão em etapas com o punção cônico. Foram expandidos três corpos de prova.

Figura 68 - Força *versus* deslocamento para a expansão em etapas com punção elíptico. Fonte: O autor.

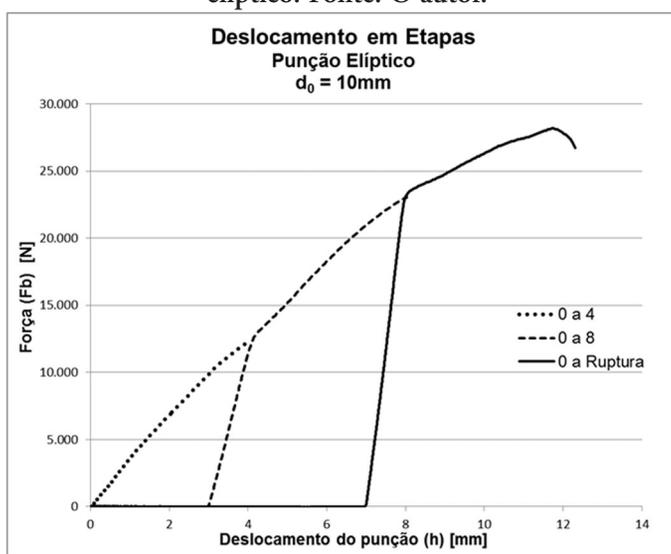
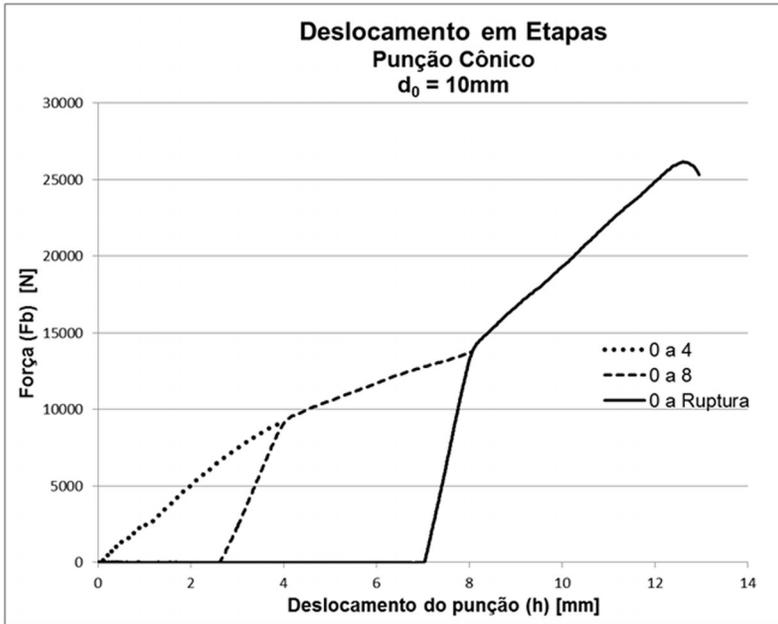


Figura 69 - Força versus deslocamento para a expansão em etapas com punção cônico. Fonte: O autor.



Em ambos os gráficos observa-se que os valores de força tendem a continuar a partir do ponto parada e retorno, seja na posição 4 mm, seja na posição 8 mm. Observa-se também que, tanto para o punção elíptico como para o punção cônico, as curvas apresentam a mesma forma das curvas de expansão em uma etapa (Figura 67).

No final da primeira etapa ($h = 4\text{ mm}$) a força (F_b) atinge 12,14 kN e 9,10 kN, para os punções elíptico e cônico, respectivamente. No final da segunda etapa ($h = 8\text{ mm}$) a força atinge 23,08 kN e 13,20 kN, para os punções elíptico e cônico, respectivamente. A expansão máxima ocorre com $h = 11,78\text{ mm}$ e $F_b = 28,21\text{ kN}$ para o punção elíptico, e $h = 12,71\text{ mm}$ e $F_b = 26,13\text{ kN}$ para o punção cônico.

7.6.2 Deformação elástica na expansão em etapas

A partir dos gráficos da Figura 68 e Figura 69 pode-se inferir que há uma deformação elástica associada à expansão em etapas e, indiretamente, associá-la ao retorno elástico da chapa no momento que o punção retorna, seja da posição 4 mm (Etapa 1) ou da posição 8 mm (Etapa 2).

Deve-se salientar que o sistema de aquisição de dados não apresenta os dados de força e deslocamento a partir do momento em que o punção inicia o retorno. Assim, o retorno elástico referente à Etapa 1 é inferido a partir da inclinação da curva força *versus* deslocamento do punção no início da Etapa 2. Este retorno elástico tem duas origens: o retorno elástico da borda do furo (diminuição do diâmetro do furo em expansão) e o retorno elástico da chapa como um todo, que está sendo estirada para dentro da matriz.

Nota-se também que as curvas referentes ao início da segunda etapa apresentam uma inclinação menor do que as curvas referentes ao início da terceira etapa. Isto significa que a deformação elástica é mais acentuada no início da segunda etapa. A explicação para isso é que no início do processo ocorre o estiramento parcial da chapa como um todo, juntamente com a expansão. No fim da segunda e início da terceira Etapas, por questões geométricas, a expansão de furo predomina sobre o estiramento proveniente do embutimento. Isso explica a menor deformação elástica no início da Etapa 3.

7.6.3 Estimativa da força de expansão

Estimativa da força (F_b) pelo método proposto por (TSCHAETSCH, 2006):

$$F_b = 0,7 * s * d_1 * \delta * R_m \quad (11)$$

Tomando-se como exemplo o cálculo da força para a expansão do furo de diâmetro $d_0 = 10$ mm, tem-se os seguintes dados:

$$d_0 = 10 \text{ mm}; s = 1,2 \text{ mm}; d_1 = 40 \text{ mm}; \delta = 0,75; R_m = 1310 \text{ N/mm}^2$$

o que resulta em:

$$F_b = 0,7 * 1,2 * 40 * 0,75 * 1310 = 33.012 = 33,01 \text{ kN} \quad (12)$$

Ou seja, a força é de aproximadamente 33 kN. Observando-se os gráficos da Figura 67, nota-se que a força estimada pela equação (12) está próxima do resultado experimental (~28 kN). Ou seja, a equação superestima a força em 14%.

É importante ressaltar que (TSCHAETSCH, 2006) não especifica a forma exata do punção. Também é necessário destacar que o método proposto pelo autor não especifica em que momento da trajetória do punção a força é máxima; se é em algum ponto intermediário ou se é próximo ao final. Também é necessário destacar que o equacionamento desenvolvido leva em conta que o punção passa totalmente pelo furo, e o diâmetro do furo expandido se aproxima do diâmetro da matriz, tendo o colar, portanto, a forma final cilíndrica. É necessário destacar que o estudo da expansão de furos não tem como objetivo a formação de um colar e sim a expansão de um furo. Também a força não é um parâmetro fundamental do estudo, servindo apenas como uma estimativa. O principal objeto de interesse na expansão de furos é a deformabilidade local na borda do furo.

7.6.4 Energia de expansão de furo

A energia necessária para o processo de expansão, que é o trabalho realizado pela força durante o deslocamento do punção, corresponde à área sob a curva força *versus* deslocamento do punção. A partir dos dados de força e deslocamento, realizou-se a integração numérica, baseado na Regra dos Trapézios (RUGGIERO; LOPES, 1998), utilizando-se o software Microsoft Excel. Obtiveram-se os seguintes resultados: 211,1 J e 206,4 J, para os punções elíptico e cônico, respectivamente.

Não foram encontrados trabalhos na literatura que avaliam a energia necessária para a expansão de furos com a capacidade de expansão de furos do material. A energia para a fratura associada ao ensaio de tração, no entanto, parece não ter relação com conformabilidade local (FRÓMETA et al., 2017).

7.7 Efeitos da geometria do furo na expansão de furos

Os resultados dos testes mostraram que a razão de expansão de furo é muito influenciada pela geometria do punção. A seguir serão elencadas algumas possíveis explicações.

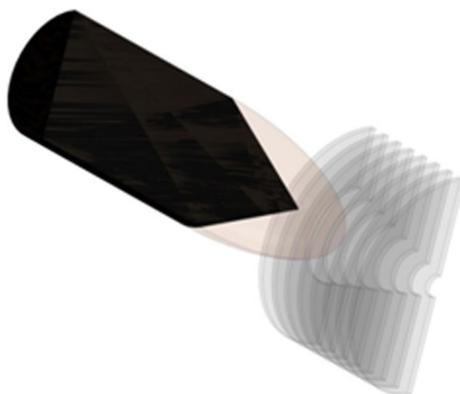
A primeira explicação toma por base o ângulo de contato entre punção

e matriz no decorrer da expansão do furo. Toma-se como ponto de partida um furo de diâmetro inicial 10 mm. Para o punção cônico de 60° , o ângulo de contato entre punção e matriz é constante durante todo o processo e é de 30° (metade do ângulo do punção), tomando-se como referência um eixo que coincide com a direção de deslocamento do punção.

Já o punção elíptico terá um ângulo variável de contato com a borda do furo. No caso do furo inicial de 10 mm o ângulo inicial é metade de $74,52^\circ$, ou seja, $37,26^\circ$. Na medida em que o punção elíptico avança e o furo se expande, o ângulo de contato vai diminuindo.

A Figura 70 auxilia a visualizar como se dá o contato entre punção e borda do furo para variados diâmetros de furos e para as duas geometrias de punção analisadas neste estudo.

Figura 70 - Visão das duas geometrias de punções e de diversos diâmetros iniciais dos furos. Fonte: O autor.



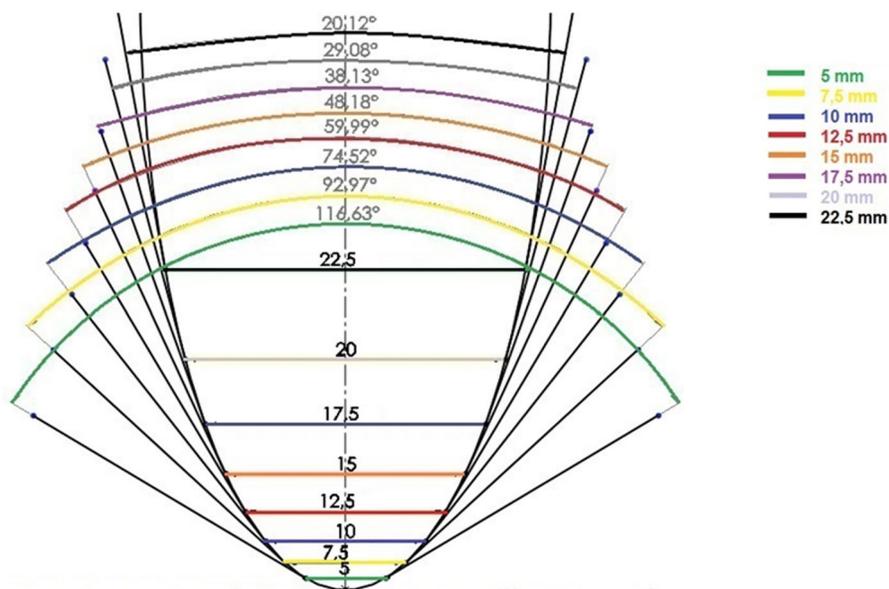
Através da Figura 71, mostram-se os diversos ângulos de contato entre o punção elíptico e a borda do furo. Pode-se notar que quanto menor o diâmetro, maior é o ângulo de contato.

Convém observar também que, para furos pequenos (em relação ao diâmetro do punção elíptico), um pequeno deslocamento do punção tende provocar uma grande expansão no furo. Por outro lado, para furos iniciais de diâmetro maior, a taxa de expansão de furo em relação ao deslocamento do punção decresce na medida em que o punção avança.

Quando o diâmetro de contato do punção elíptico é 12,5 mm, o ângulo de contato é de aproximadamente 30° (metade de 60°), como pode ser

observado na Figura 71. Neste estágio do deslocamento temos uma condição particular em que ambos os punções estariam em uma condição semelhante.

Figura 71 - Punção elíptico e os respectivos ângulos de contato entre punção e furo para diversos diâmetros dos furos. Fonte: O autor.



Para a expansão com punção cônico, a força tende a aumentar linearmente com o deslocamento do punção, pois a área de contato punção/chapa aumenta linearmente.

Por outro lado, para o punção elíptico, a área de contato aumenta, mas não de maneira linear. Seria uma função crescente, mas de derivada segunda (da força em relação ao deslocamento do punção) negativa, o que corresponde a uma função com concavidade voltada para baixo.

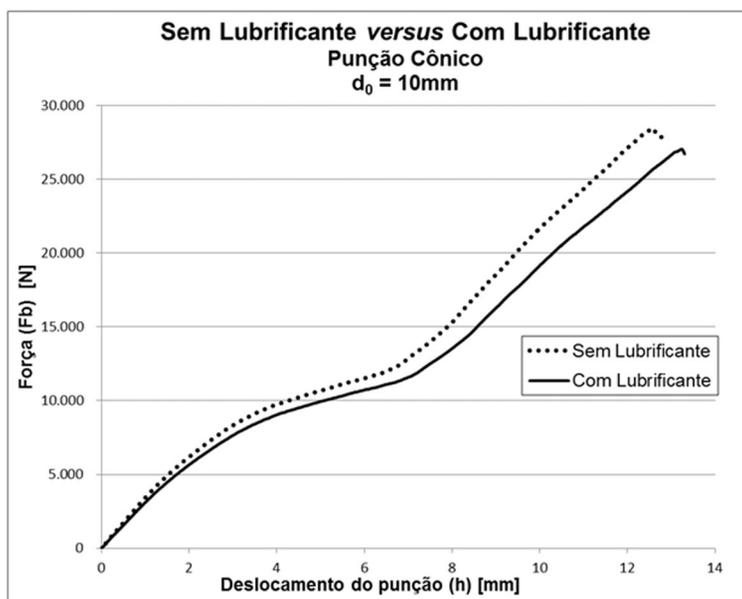
7.8 Lubrificação

Com o objetivo de verificar qual é a influência da lubrificação no processo de expansão de furos, realizaram-se testes com o punção e a chapa lubrificadas.

O lubrificante utilizado foi o *Mobilgrease XHP 222*, que é uma graxa de extrema pressão a base de lítio.

A Figura 72 apresenta o gráfico da força em função da deformação para um corpo de prova submetido ao teste sem lubrificação juntamente com um corpo de prova submetido a expansão com lubrificação. Nota-se que o deslocamento do punção é de aproximadamente 0,5 mm maior para a expansão com lubrificante. Por outro lado, a força é levemente diminuída pela lubrificação, principalmente da metade para o fim da expansão. A força máxima para a expansão com lubrificante é de 27,03 kN, enquanto que para a expansão convencional (sem o lubrificante) é de 28,45 kN

Figura 72 - Efeito lubrificante na força de expansão para punção cônico e diâmetro de furo de 10 mm. Fonte: O autor.



Apesar de aqui serem apresentadas apenas duas curvas, para melhor visualização, os demais testes apresentaram resultados semelhantes, com aumento no deslocamento do e diminuição na força de expansão. Ambos os corpos de prova são de diâmetro de furo inicial de 10 mm e o punção utilizado para realizar a expansão é cônico.

A diminuição do atrito mediante lubrificação diminui a força necessária para realização da expansão de furo.

É importante salientar que se utilizou apenas um tipo de lubrificante e que os testes foram realizados apenas para um diâmetro de furo (10 mm)

obtido por usinagem e para um material específico. Não é possível afirmar que estes resultados seriam válidos para qualquer material ou qualquer diâmetro de furo.

7.9 Visioplaticidade

A fim de determinar como ocorrem as deformações na chapa sujeita a expansão de furos realizou-se a marcação de uma grade circular em alguns corpos de prova (Figura 73). A diversidade de ensaios de expansão de furos realizados no decorrer deste trabalho tornaria inviável que uma amostra de cada variável fosse submetida à marcação e exame da visioplaticidade. Realizou-se a marcação de 14 amostras, todas com furo inicial de diâmetro 10 mm, obtido por corte por usinagem. Estas amostras foram submetidas aos seguintes testes, com ambas as geometrias de punções: expansão convencional (em uma etapa); expansão em três etapas; expansão com lubrificação.

Figura 73 - Corpos de prova marcados para o exame da visioplaticidade. Fonte: O autor.



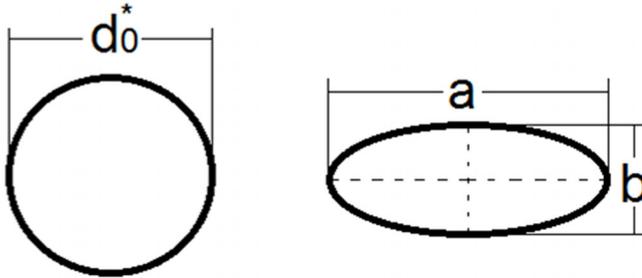
A Figura 74 mostra uma chapa com a malha para o exame da visioplaticidade após a expansão do furo. Num ensaio de expansão de furos a região de maior interesse é a borda do furo. A borda do furo é o local que apresenta as maiores deformações, como pode ser observado no detalhe da Figura 74.

Após o processo de expansão de furos, avaliaram-se as deformações através da rede impressa na chapa determinando-se as dimensões das elipses na borda do furo, conforme Figura 75.

Figura 74 - Corpo de prova marcado para o ensaio da visioelasticidade. À direita, destaca-se a região da borda do furo. Fonte: O autor.



Figura 75 - Dimensões da malha antes e após a deformação. À direita elipse resultante da deformação. Fonte: O autor.



O diâmetro d_0^* da circunferência impressa é de 2,5 mm. A partir destes dados, calculou-se a deformação verdadeira da chapa nos pontos considerados através das seguintes equações:

$$\varphi_a = \ln \left(\frac{a}{2,5} \right) = \varphi_1 \quad (13)$$

$$\varphi_b = \ln \left(\frac{b}{2,5} \right) = \varphi_2 \quad (14)$$

$$\varphi_s = -(\varphi_a + \varphi_b) = \varphi_3 \quad (15)$$

Onde φ_a corresponde à deformação circunferencial, φ_b à deformação radial e φ_s corresponde à deformação na espessura da chapa. Esta última é

determinada a partir da lei de constância do volume. A espessura da chapa deformada (s) também é calculada a partir da lei de constância do volume a partir da seguinte equação:

$$s = s_0 \exp(\varphi_s) \quad (16)$$

Onde S_0 é a espessura da chapa não deformada (1,2 mm).

As dimensões das elipses da grade impressa foram determinadas em 7 (sete) pontos distintos, conforme Figura 76. Os pontos 1 a 6 estão na região deformada, enquanto que o ponto 7 está na região não deformada plasticamente. O ponto 1 corresponde à elipse mais próxima da borda do furo.

Figura 76 - Localização dos pontos utilizados para determinar a deformação. Fonte: O autor.



A Tabela 16 apresenta as medidas dos comprimentos maior e menor das elipses e o valor correspondente da deformação verdadeira do material naqueles pontos. A chapa com furo cônico apresenta o diâmetro do furo expandido de 15,4 mm e a chapa com furo cônico possui o furo expandido de 15,7 mm de diâmetro.

Não se observou diferença, para uma dada geometria de punção, do deslocamento convencional do punção para o deslocamento em três etapas ou para o processo de expansão com o uso de lubrificante. Por este motivo, serão apresentados apenas os dados referentes a uma chapa submetida a expansão com o punção cônico e outra com o punção elíptico, ambas com diâmetro de furo inicial 10 mm.

Tabela 16 - Dimensões das elipses na rede deformada e a correspondente deformação plástica do material. Diâmetro inicial da malha:

$$d_0^* = 2,5\text{mm.}$$

Geometria do punção	Ponto de medição	Dimensões da elipse [mm]		Espessura da chapa [mm]	Deformação verdadeira		
		a	b	s	φ_1	φ_2	φ_3
Cônico	1	3,9	2,1	0,92	0,44	-0,17	-0,27
	2	3,5	2,2	0,97	0,34	-0,13	-0,21
	3	3	2,4	1,04	0,18	-0,04	-0,14
	4	2,7	2,6	1,07	0,08	0,04	-0,12
	5	2,6	2,7	1,07	0,04	0,08	-0,12
	6	2,5	2,6	1,15	0,00	0,04	-0,04
	7	2,5	2,5	1,2	0,00	0,00	0,00
Elíptico	1	4	2	0,94	0,47	-0,22	-0,25
	2	3,6	2,2	0,95	0,36	-0,13	-0,24
	3	3,1	2,5	0,97	0,22	0,00	-0,22
	4	2,7	2,8	0,99	0,08	0,11	-0,19
	5	2,6	2,8	1,03	0,04	0,11	-0,15
	6	2,5	2,7	1,11	0,00	0,08	-0,08
	7	2,5	2,5	1,2	0,00	0,00	0,00

Os furos expandidos pelos punções cônico e elíptico apresentam deformação verdadeiras (φ_1) de 0,44 e 0,47, respectivamente, na borda do furo (ponto 1), que é o ponto onde tem início a ruptura da chapa.

Através da análise das deformações, Tabela 16, verifica-se que o furo expandido com o punção elíptico apresenta maiores deformações em espessura na região intermediária, entre os pontos 2 e 6. Pode-se relacionar esta maior deformação naquela região com o ângulo do punção que está em contato com a chapa durante o processo de expansão. No início do processo o ângulo de contato é de $74,53^\circ$, conforme Figura 71, o que faz com que a chapa tenha maior estiramento. Quando a expansão é realizada com o

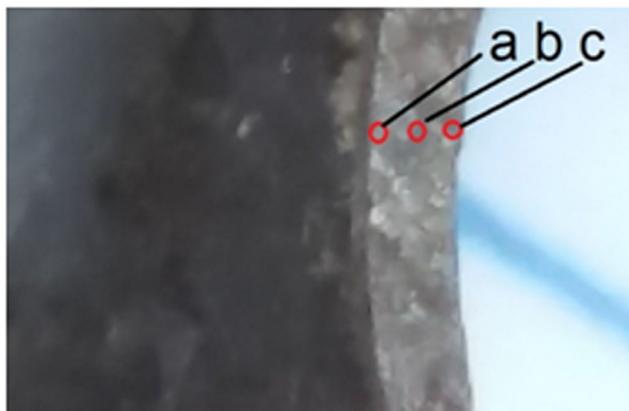
punção cônica, o ângulo de contato é de 60° durante todo o processo. Este ângulo favorece que o furo seja aumentado já a partir do início do deslocamento do punção e tem um menor favorecimento para a deformação da chapa fora da região de contato com o punção.

Depreende-se desse resultado que bordas sujeitas a expansão durante a conformação terão uma menor tendência a ruptura se o início do processo favorecer estiramento.

7.10 Microdureza na região do furo após a expansão

Como mencionado anteriormente, um furo em expansão sofre estiramento e dobramento, o que faz com que as deformações ao longo da espessura não sejam uniformes. Na parte interna do furo (ponto “c” na Figura 77) há uma concorrência entre o estiramento, o qual provoca aumento no diâmetro do furo, e a compressão devido ao dobramento e pressão do punção sobre chapa.

Figura 77 - Destaque para os pontos de medição da microdureza ao longo da espessura da chapa na borda do furo. O ponto “a” é oposto ao punção. Fonte: O autor.



Por outro lado, a parte externa do furo (ponto “a” na Figura 77) tem uma deformação maior que a parte interna pois ocorre estiramento e dobramento trativo. É o ponto de maior deformação e, por conseguinte, é esperado que apresente os maiores valores de microdureza.

As microdurezas nesta região foram medidas para duas formas de ob-

tenção de furo e encontram-se na Tabela 17 e na Figura 78.

As peças cujos furos expandidos foram obtidos por jato d'água e por usinagem apresentam microdurezas relativamente próximas nos pontos correspondentes, mas com valores mais elevados que antes da expansão.

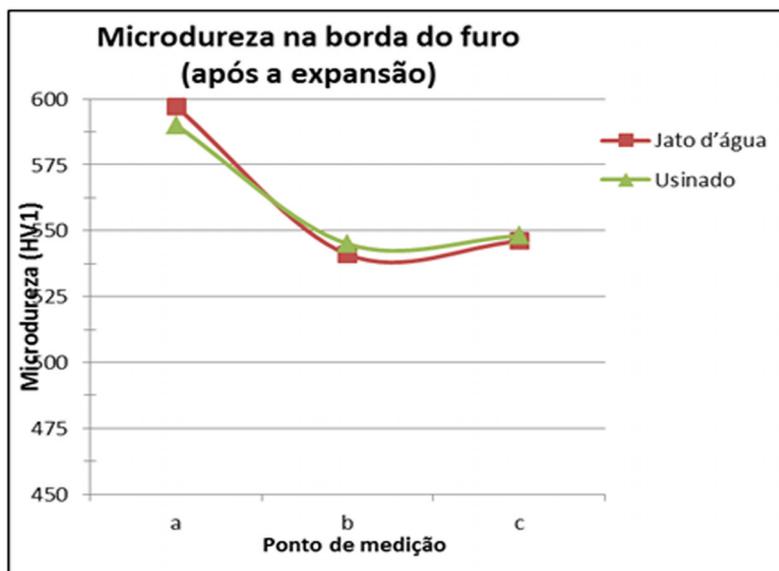
O furo usinado, por exemplo, apresenta os valores de 590, 545 e 548 HV1, nos pontos a, b e c, respectivamente. Já o furo obtido por corte com jato d'água apresenta os valores de 567, 541 e 546 HV1.

Tabela 17 - Microdureza Vickers na borda do furo antes e após a expansão para três pontos ao longo da espessura.

Microdureza (HV1)				
Ponto de medição	Antes da expansão		Após a expansão	
	Jato d'água	Usinado	Jato d'água	Usinado
a	455	463	597	590
b	453	462	541	545
c	455	463	546	548

Figura 78 - Microdureza ao longo da espessura da chapa na borda do furo para as três formas de obtenção de furo. Após a expansão do furo.

Fonte: O autor.



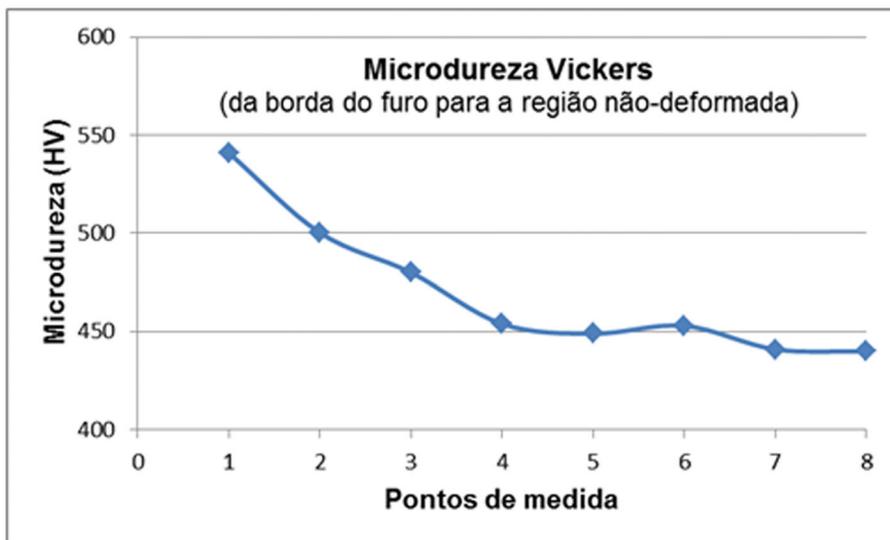
Portanto, a microdureza na borda do furo aumenta consideravelmente após o processo de expansão. No entanto, este aumento na microdureza não é uniforme, consequência da deformação plástica, que também não é uniforme ao longo da espessura da chapa na borda do furo.

Para pontos afastados da borda do furo, a microdureza não apresenta variação significativa ao longo da espessura da chapa. Infere-se que para esses pontos a deformação é dependente apenas do afastamento em relação à borda do furo.

7.11 Microdureza da chapa na região deformada após expansão de furo para furo obtido com jato d'água

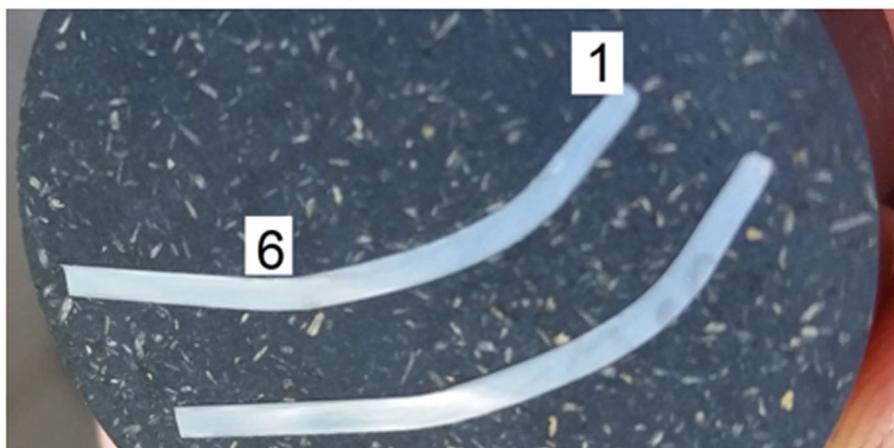
O gráfico da Figura 79 apresenta os resultados da microdureza Vickers medidos para um furo obtido com corte por jato d'água. O ponto "1" refere-se a um ponto localizado junto à borda do furo (ver Figura 80). Os demais pontos estão mais afastados da borda do furo. Todos os pontos de medição da microdureza estão localizados na região central da chapa em termos de sua espessura (linha média).

Figura 79 - Microdureza Vickers da borda do furo para o interior. Fonte: O autor.



Na borda do furo a microdureza atinge um valor de 541 HV1. Na medida em que se afasta da borda do furo, a microdureza do material reduz-se gradativamente, até se estabilizar em aproximadamente 440 HV1 (pontos 7 e 8), que é a dureza do material antes de sofrer qualquer deformação. A partir destes resultados, infere-se que a microdureza está diretamente relacionada com a deformação e o consequente encruamento sofridos pelo material. Nota-se que o ponto “6” (localização conforme Figura 80) apresenta um leve aumento na microdureza, o que destoa dos demais pontos próximos. Este aumento está relacionado ao dobramento sofrido pela chapa sobre a matriz. Nota-se também que a dureza do material base é menor do que a dureza do material após o corte por jato d’água e por usinagem (Tabela 17). Isso indica que até mesmo o corte por jato d’água gera deformações nas proximidades do corte.

Figura 80 - Amostras embutidas em baquelite para medida da microdureza, com destaque para a localização dos pontos “1” e “6”. Fonte: O autor.



7.12 Resultados da simulação computacional do processo de expansão de furos

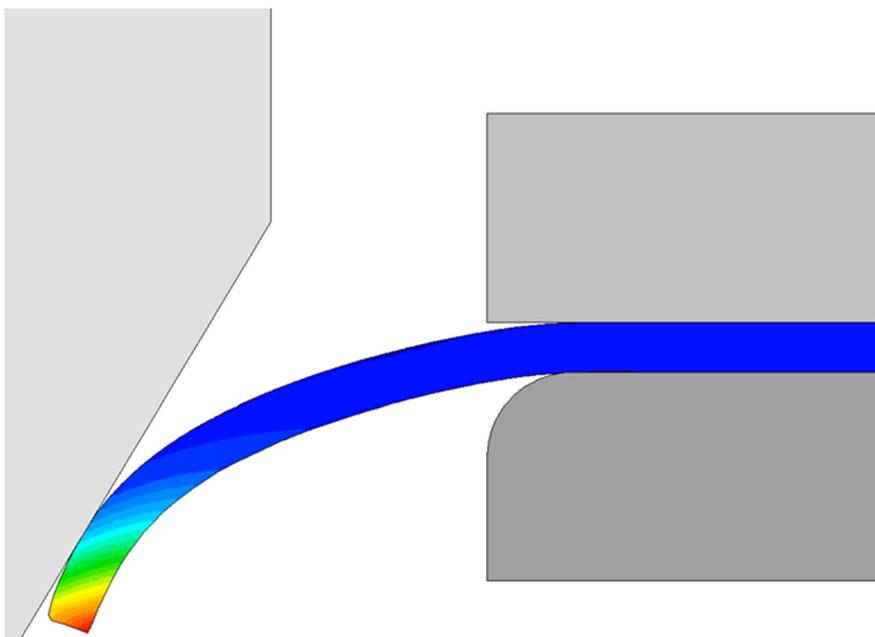
A simulação dos processos de expansão de furos com duas geometrias de punção e diferentes diâmetros do furo inicial foi realizada com o uso do software IFORM-2D. A seguir são apresentados os resultados obtidos.

O início da fratura na borda do furo é percebida, no I-FORM2D, através da exclusão de elementos do material. Considerou-se que o furo

atingiu a expansão máxima quando ocorre a abertura de trinca (elementos são suprimidos) sob toda a espessura do material. Neste estágio o diâmetro do furo expandido é medido e a razão de expansão de furos é calculada. Diversos danos críticos são testados até atingir um valor para o qual a simulação reproduz o resultado experimental.

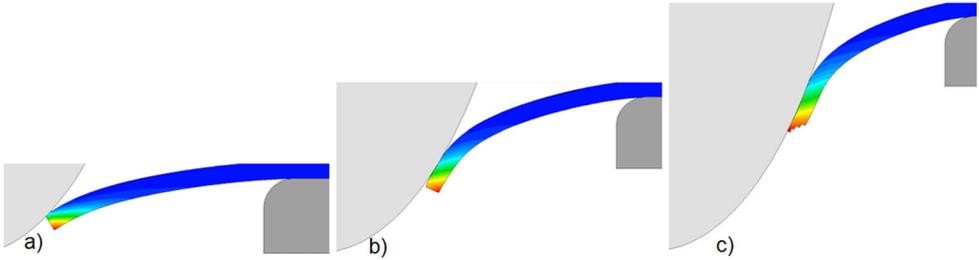
A Figura 81 apresenta a deformação circunferencial da chapa na expansão com o punção cônico. Percebe-se que a maior deformação ocorre na borda externa (vermelho). Uma peculiaridade observada na simulação refere-se ao “descolamento” da borda do furo (Figura 81) durante a expansão. Isto é observado na expansão com ambos os punções. No caso do punção elíptico ocorre para os furos iniciais de todos os diâmetros simulados e para o punção cônico somente acima de 10 mm, ou seja, 12,5, 15 e 17,5 mm.

Figura 81- Descolamento da borda do furo. Fonte: O autor.



É interessante observar que no fim do processo de expansão a borda volta a ficar junto ao punção (Figura 82, c). A fratura sempre tem início na borda externo do furo (Figura 82, c). Isso ocorre para a expansão com ambos os punções e para todos os diâmetros de furo.

Figura 82 - Descolamento na fase intermediária (b) da expansão. No início (a) e no final da expansão (c) a borda do furo está “colada” junto à superfície do punção elíptico. Fonte: O autor.



O refinamento da malha na região da borda do furo é de fundamental importância para descrever corretamente a deformação na região da borda do furo. Na Figura 83 (a) é apresentada uma configuração no estágio inicial de deslocamento do punção cônico para o furo inicial de 5 mm. Observa-se que há um esmagamento da borda do furo. Na medida em que o deslocamento do punção continua, ocorre uma fratura na borda interna (Figura 83, c). O esmagamento e ruptura na borda interna não são observados experimentalmente. No entanto, refinando-se mais a malha nesta região, como mostrado na Figura 84, a simulação descreve adequadamente a situação experimental.

Figura 83 - Malha grosseira na borda do furo. Ocorre o esmagamento e ruptura na borda interna do furo.

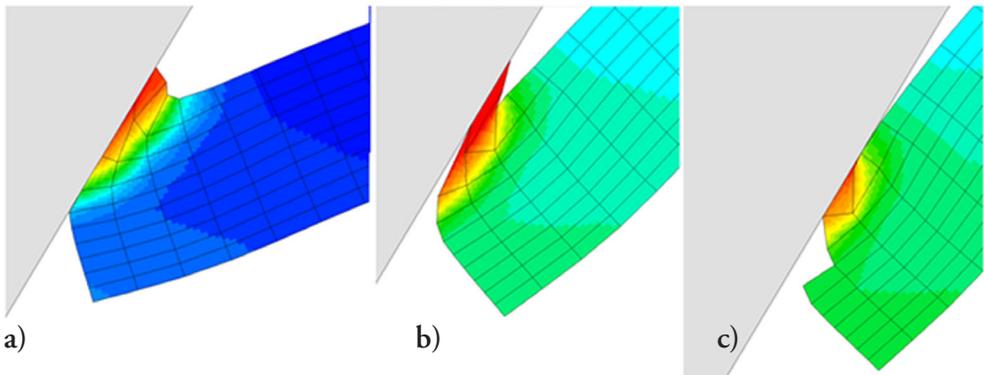
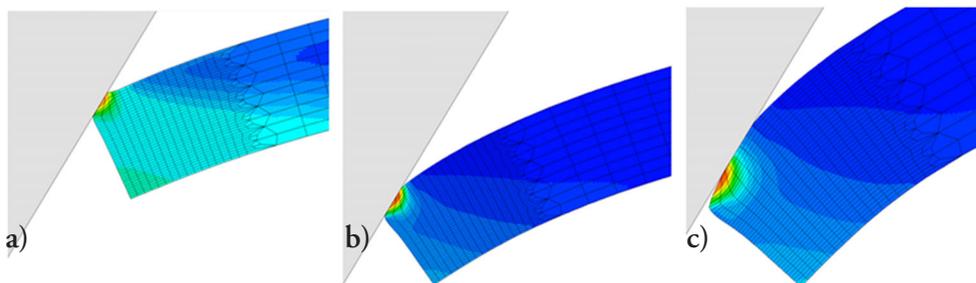
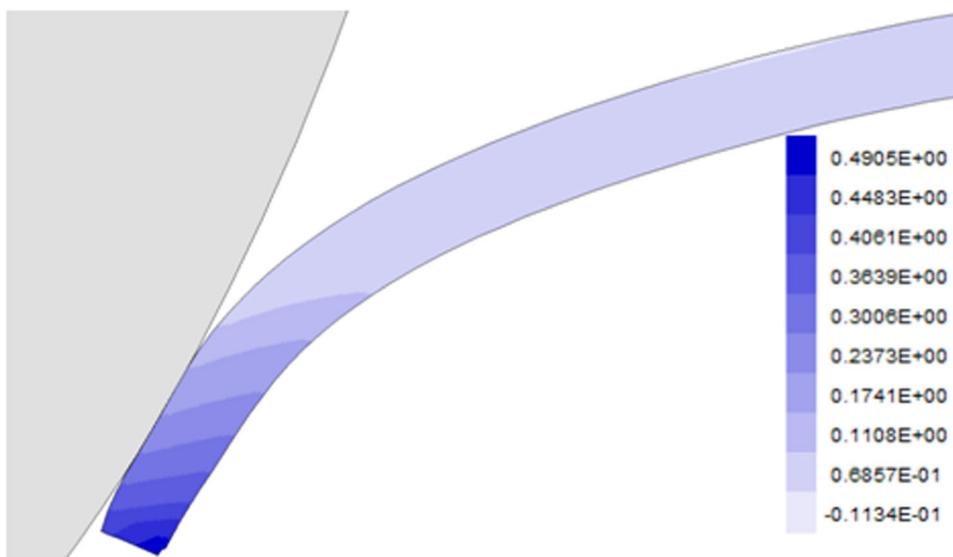


Figura 84 - Malha refinada na borda do furo. Reproduz a condição experimental.



A ruptura na borda do furo tem início quando a deformação máxima que o material suporta é atingida. O primeiro sinal de trinca tem início a partir da deformação verdadeira $\varphi_1 = 0,5$ na direção circunferencial (Figura 85). Os resultados da viscoplasticidade mostraram que a deformação verdadeira na borda do furo para a expansão com o punção elíptico foi de $\varphi_1 = 0,47$ na direção circunferencial. As deformações verdadeiras na espessura e na direção radial próximas à trinca correspondem a $\varphi_2 = -0,24$ e $\varphi_3 = -0,26$.

Figura 85 - Deformação da chapa na direção circunferencial. O início da ruptura ocorre para uma deformação verdadeira circunferencial igual 0,5. Fonte: O autor.

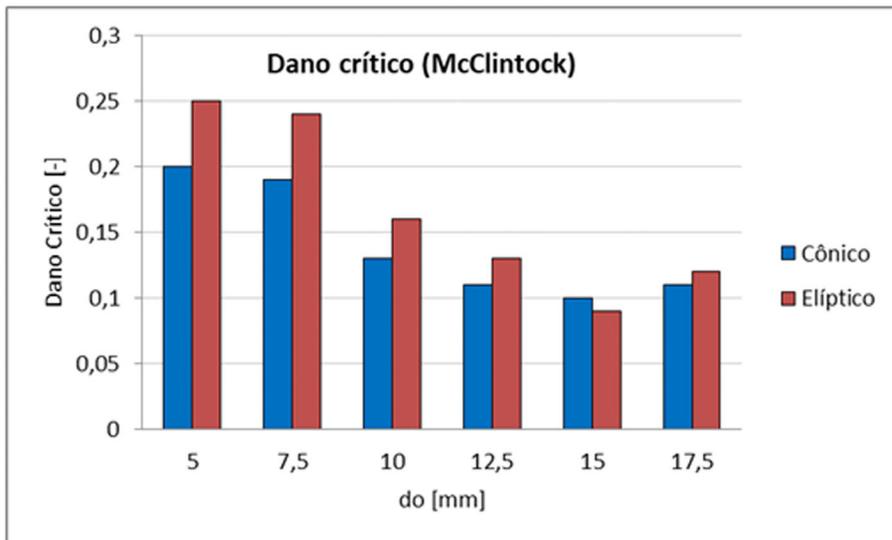


7.13 Determinação do dano crítico a partir da simulação computacional

O dano crítico de McClintock do material no momento da fratura foi determinado de forma inversa utilizando o software I-Form2D.

A Figura 86 apresenta o dano crítico de McClintock. O dano crítico é maior para o diâmetro de 5mm, apresentando o valor de 0,25 para a expansão com o punção elíptico e 0,20 para a expansão com o punção cônico. A diferença mais significativa também é observada para o diâmetro de 5mm; na medida em que o diâmetro do furo inicial aumenta o dano crítico tende a ser parecido para ambos os punções. Nota-se que, com exceção do diâmetro inicial de 15mm, o dano crítico é maior para a expansão de furos com o punção elíptico.

Figura 86 - Dano crítico (McClintock) na fratura em função do diâmetro inicial do furo.



A distribuição do dano crítico no material no estágio em que tem início a fratura na borda do furo é mostrada para os punções cônico (Figura 87) e elíptico (Figura 88). Há uma maior concentração do dano na borda externa para ambos os casos. Nota-se, porém, que o dano dúctil é distribuído de forma diferente para cada uma das expansões, consequência da geometria do respectivo punção.

Figura 87 - Dano dúctil. Diâmetro inicial 10 mm. Punção cônico.

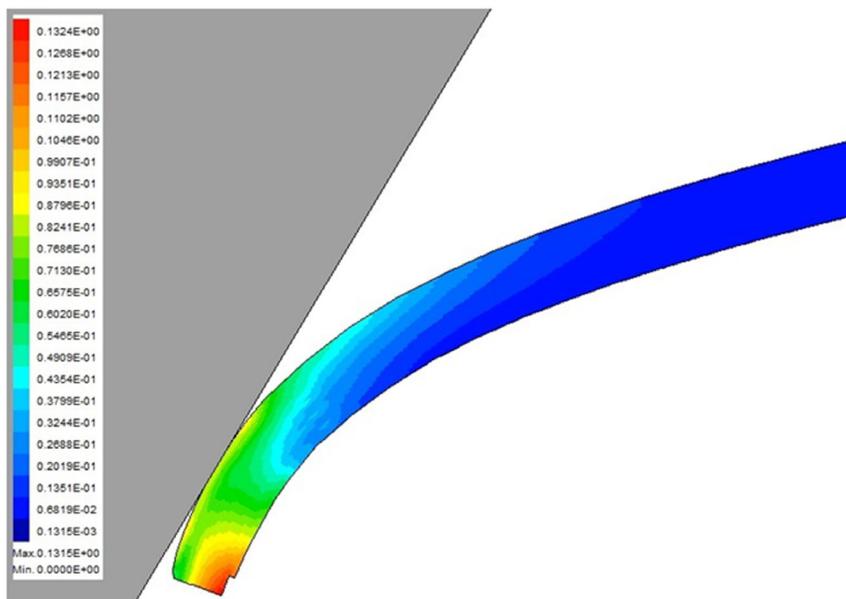
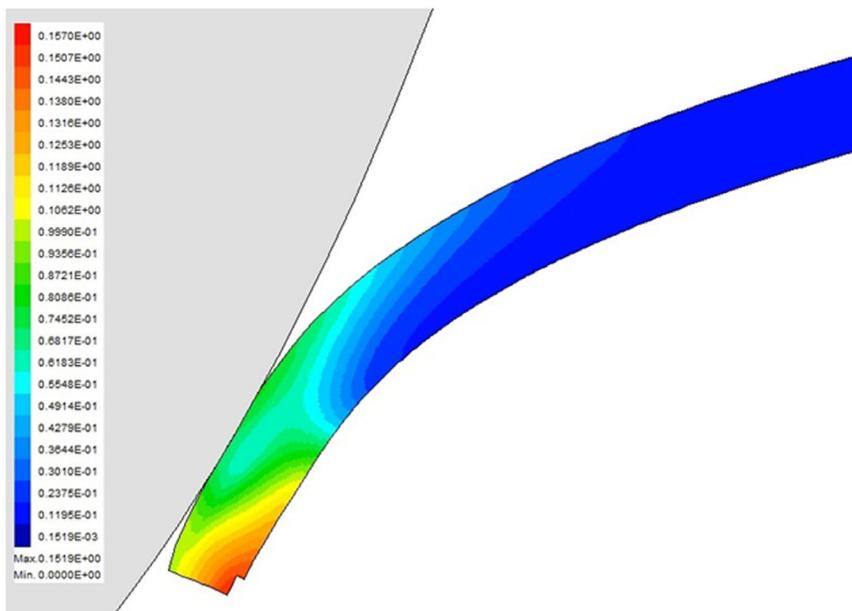


Figura 88 - Dano dúctil. Diâmetro inicial 10 mm. Punção elíptico.



7.14 Exemplo de aplicação: determinação do diâmetro de expansão máximo dado o diâmetro inicial do furo

A partir dos resultados dos testes experimentais é possível prever o diâmetro máximo do furo após a expansão de furo (d_{\max}) levando-se em conta a geometria do punção, o diâmetro do furo inicial (d_0) e a razão de expansão de furo (REF (%)) característica do processo e material. A expressão que descreve o diâmetro máximo que o furo pode ser expandido é dada pela equação (17):

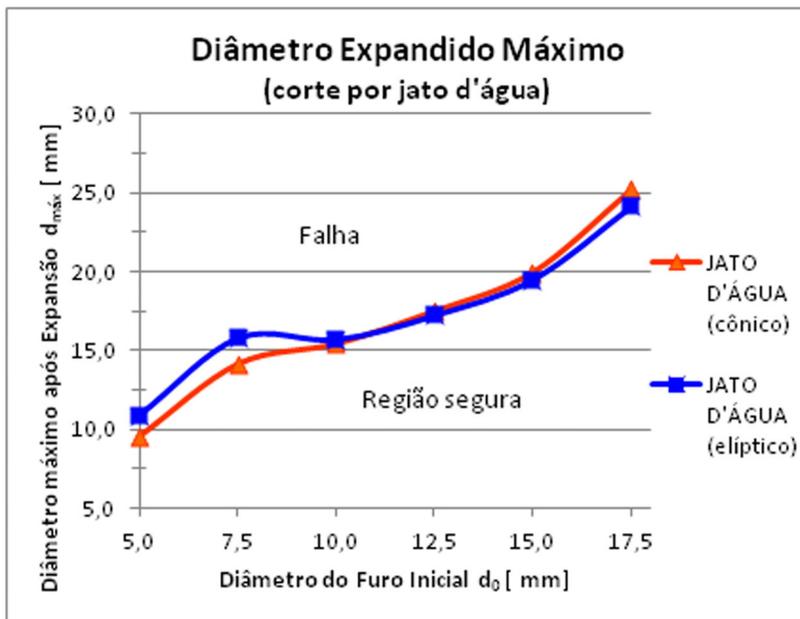
$$d_{\max} = \left(\frac{REF}{100} + 1 \right) d_0 \quad (17)$$

Onde:

REF = função (material, geometria do punção, forma de obtenção e acabamento do furo, lubrificação, d_0)

Para exemplificar, elaborou-se o gráfico da Figura 89. A região abaixo da curva mostra, para dada geometria de punção e acabamento de furo, quais serão os diâmetros máximos (d_{\max}) que podem ser obtidos por expansão de furo a partir de dado diâmetro inicial d_0 .

Figura 89 - Curvas experimentais com o diâmetro máximo do furo após a expansão e regiões de falha (acima da curva) e região segura (abaixo da curva). Fonte: O autor.



Supondo-se que se deseja um furo cujo diâmetro após a expansão seja de 15 mm e o furo inicial seja obtido por jato d'água. O gráfico da Figura 89 mostra que há várias possibilidades para se atingir o diâmetro desejado máximo. Pode-se, por exemplo, partir de qualquer diâmetro inicial entre 10 e 15 mm e expandi-lo com punção cônico ou elíptico. No entanto, partindo-se de um diâmetro inicial de 7,5 mm, a expansão até 15 mm somente seria possível com um punção elíptico.

Outra forma de analisar o gráfico é a partir do diâmetro inicial do furo. Para diâmetros iniciais abaixo de 10 mm, o punção elíptico permite maiores diâmetros finais. Por outro lado, a expansão com punção cônico permite atingir maiores diâmetros finais se o diâmetro inicial é maior que 15 mm. Diâmetros iniciais de furo entre 10 e 15 mm podem ser igualmente expandidos por ambos os punções, apresentando resultados semelhantes.

8. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

No presente trabalho realizou-se o estudo do processo de expansão de furos em um aço avançado de alta resistência martensítico DOCOL 190M produzido pela empresa sueca SSAB. Inicialmente realizou a caracterização do material com ensaios de tração, determinação da anisotropia, microdureza e ensaio Erichsen. A curva tensão *versus* deformação de engenharia do material está muito próxima da apresentada pelo fornecedor do material. Quanto à anisotropia, esta não foi divulgada pelo fabricante e não há na literatura informações a respeito. O índice de encruamento encontrado para o material, $n = 0,074$, está próximo aos apresentados na literatura para aços martensíticos com propriedades mecânicas próximas ao material estudado (0,079 e 0,085 para os aços martensíticos MS1500 e MS 980, respectivamente).

A conformabilidade local do aço avançado de alta resistência martensítico DOCOL 190M foi testada através de uma série de ensaios de expansão de furos, sob uma variedade de condições, elencadas abaixo:

- Duas formas de obtenção do furo;
- Duas geometrias distintas de punções;
- Diferentes diâmetros do furo inicial;
- Com e sem lubrificação;
- Com acabamento diferenciado da borda do furo;
- Expansão com deslocamento do punção em etapas; e
- simulação do processo de expansão para determinação do dano crítico a partir do conhecimento da razão de expansão de furos.

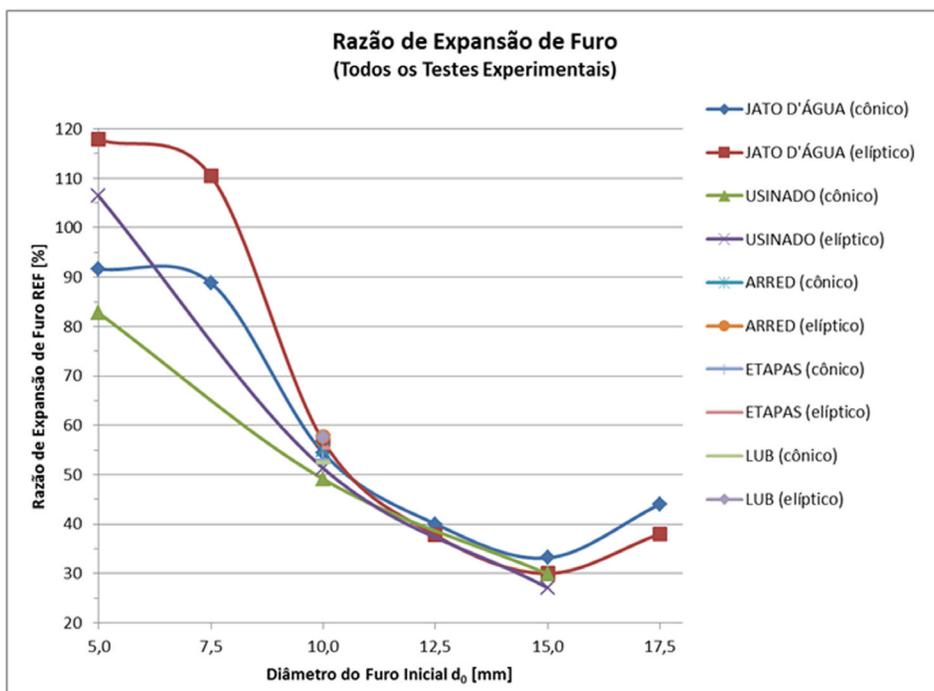
A Figura 90 exibe a razão de expansão de furos para todos os testes experimentais realizados. Percebe-se claramente que há uma maior dependência da REF com diâmetro do furo inicial.

A geometria do punção também apresenta uma relação importante com a razão de expansão de furo, especialmente para os menores diâmetros, onde o punção elíptico apresentou os melhores resultados REF.

Embora as condições de acabamento da borda do furo (jato d'água, usinado ou usinado com bordas arredondadas), condições de atrito/lubrificação ou expansão com deslocamento do punção em etapas não apresentem resultados muito diferentes entre si, sua influência é muito importante.

A fabricação de peças, em especial a partir de aços avançados de alta resistência na indústria automotiva, geralmente trabalha com tolerâncias conformabilidade apertadas e qualquer melhora nas condições de fabricação pode ser a diferença entre produzir uma peça com sucesso ou defeituosa. A Figura 91 mostra a razão de expansão de furos para todos os testes realizados com o diâmetro inicial de 10 mm, bem como a linha de tendência para as variações nas quais foram testados mais de um diâmetro de furo inicial.

Figura 90 - Gráfico comparativo com todas as variações experimentais dos testes de expansão de furo realizados.

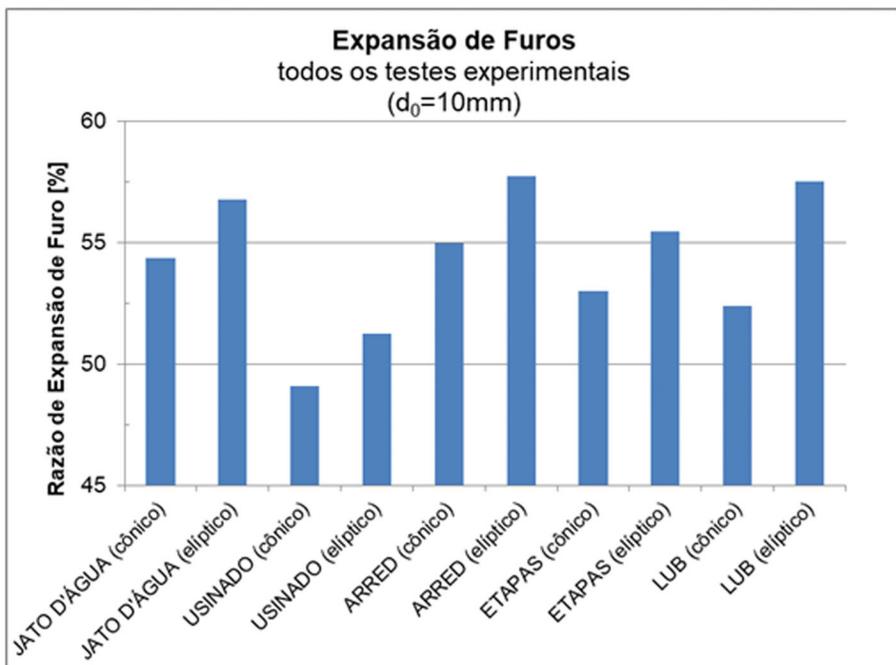


Para o diâmetro inicial de 10 mm, o melhor resultado foi atingido para a expansão com o punção elíptico, com o furo usinado arredondado e para o conjunto lubrificado, ambos com REF próximas a 58%. Já o pior resultado ocorreu para a expansão com o punção cônico, com o furo obtido por usinagem, sem qualquer tipo de acabamento, onde a REF atingiu apenas 49%. Em termos absolutos significa 9%; mas em termos relativos, a mu-

dança de geometria de punção aliada ao acabamento diferenciado do furo ou a lubrificação propiciaram uma melhora de aproximadamente 18% na REF.

A expansão de furos consiste em estiramento e dobramento (STACHOWICZ, 2008). A partir dos resultados dos testes é possível afirmar que, para pequenos diâmetros do furo inicial, o dobramento tem grande influência na razão de expansão de furos. Isso pode ser inferido a partir da constatação de que o punção elíptico apresenta os melhores resultados de REF e de que, para este punção, o furo é expandido inicialmente por estiramento, havendo pouco dobramento ao redor do punção. Já os furos de 5 mm expandidos com o punção cônico apresentam maior dobramento ao redor do punção, favorecendo o aparecimento de trincas na borda do furo (ver Figura 62). Portanto, para pequenos diâmetros, o dobramento ao redor do punção ocasiona uma diminuição da REF.

Figura 91 - Resultado dos testes experimentais para o diâmetro inicial de 10 mm



A inovação deste trabalho foi investigar o processo de expansão de furos variando-se a geometria do punção e o diâmetro inicial do furo. Através dos resultados apresentados no presente trabalho, a contribuição tecnológica que se pode deixar é um maior entendimento da conformabilidade localizada em bordas sob diferentes condições de processo, sejam de ordem geométrica (geometria do punção, do furo ou da borda do furo) ou de realização do ensaio (com ou sem lubrificação, em uma ou em três etapas de deslocamento do punção). Poderão, ocasionalmente, servir de inspiração por parte da indústria para modificar alguma geometria de peça ou de matriz de estampagem de modo a aumentar a conformabilidade local e melhorar a estampabilidade de peças que estejam apresentando dificuldades de fabricação.

(Keeler, Kimchi e J Mooney (2017) afirmam que furos expandidos por punção cônico apresentam maior REF do que quando expandidos por punção reto. Os resultados experimentais do trabalho com diferentes punções e diâmetros de furos sugerem que isso não é válido para furos com diâmetro menor que 10 mm. A partir deste trabalho nada pode ser afirmado para furos com diâmetros maiores que 10 mm, uma vez que o ângulo do punção em contrato com furo para o punção não cônico é o oposto do punção reto relatado pelo autor.

O aço martensítico apresenta ruptura na borda do furo paralela à direção de laminação. Conforme outros autores, isto também foi observado para aços bifásicos (KUWABARA et al., 2011; YU; CHEN; CHEN, 2016a) e multifásicos (KEELER; KIMCHI; J. MOONEY, 2017). Os corpos de prova ensaiados para o ensaio Erichsen também apresentaram fratura na direção de laminação. A partir destes resultados de início de fratura, convém observar que é muito importante, durante a fase de projeto de um componente estampado, que as bordas que serão submetidas a intensa deformação sejam localizadas perpendicularmente à direção de laminação. Também, é muito importante tomar o cuidado para que a direção laminação da chapa na fase de produção seja mantida mesma da fase de projeto.

A força necessária para a expansão de furos apresenta valor máximo no final do processo, próximo ao ponto em que ocorre a ruptura na borda do furo e corresponde a aproximadamente 28 kN. O cálculo teórico da força máxima baseado em (TSCHAETSCH, 2006) aponta para 33 kN, o que

corresponde a um erro de 14%, estimativa aceitável para fins de projeto.

Na realização da expansão em três etapas (*step by step*) houve um aumento de aproximadamente 8% na REF, se comparado à expansão convencional com o deslocamento do punção em uma etapa. Uma das possíveis explicações para este efeito de aumento da conformabilidade quando o deslocamento do punção é realizado em etapas está relacionada ao fato de que o alívio da pressão do punção sobre a borda do furo permite que ocorra uma melhor distribuição de tensão em torno da borda do furo, o que proporciona uma distribuição mais uniforme das deformações até a ruptura do material. Não há na literatura pesquisas que mencionam o deslocamento em etapas na expansão de furos. O comportamento da força em função do deslocamento do punção não é afetado pela expansão em etapas. Este assunto merece ser melhor entendido em trabalhos futuros.

Os resultados demonstram que a razão de expansão de furos é influenciada diretamente pelo diâmetro do furo inicial e pela geometria do punção, bem como por condições de lubrificação e acabamento do furo. Portanto, os resultados sugerem que a escolha do material adequado a determinado processo de conformação, que envolve conformabilidade local, não deve levar em conta apenas a razão de expansão de furo obtida pela Norma ISO 16630:2009, mas também as condições geométricas e de acabamento do processo em particular, sob o risco de descartar a possibilidade de emprego de materiais que poderiam ser mais adequados às especificidades de determinado processo em particular.

É preciso mencionar que não foram realizados testes com furos obtidos por puncionamento. O motivo é que a obtenção dos furos por puncionamento introduziria uma variável adicional ao processo: a folga entre punção e matriz. Neste caso, deveria a folga ser a mesma para todos os diâmetros de furo? Ou a folga deveria ser proporcional (direta ou inversamente) ao diâmetro do furo? Possivelmente, a folga ideal no puncionamento será dependente não apenas da espessura da chapa, mas também do diâmetro de furo inicial.

Não foram encontrados na literatura resultados de testes de expansão de furos para aços avançados de alta resistência do tipo martensítico. No

entanto para aços outros AHSS, tais como o DP, TRIP e TWIP há diversos trabalhos na literatura como, por exemplo (HU; SUN; GOLOVASHCHENKO, 2016; HUANG; ZHOU; SIEKIRK, 2008; HUDGINS; MATLOCK, 2016; MORI; ABE; SUZUI, 2010; PAUL, 2014; PAUL et al., 2014a; SADAGOPAN et al., 2003). Considerando-se que o material estudado neste trabalho possui alta resistência mecânica e baixa deformabilidade no ensaio de tração, se comparado aos demais aços, sua capacidade de expansão de furos pode ser considerada excelente.

Os resultados demonstram que a razão de expansão de furos é influenciada diretamente pelo diâmetro do furo inicial e pela geometria do punção, bem como por condições de lubrificação e acabamento do furo. Isto foi evidenciado nos testes pelo fato de o mesmo material apresentar diferentes razões de expansão de furos quando testado sob diferentes variáveis de processo (diâmetro de furo, geometria do punção, acabamento do furo, lubrificação, deslocamento do punção em uma ou três etapas). Portanto, os resultados sugerem que a escolha do material adequado a determinado processo de conformação que envolve conformabilidade local, não deve levar em conta exclusivamente a razão de expansão de furos obtida pela Norma ISO 16630:2009, mas também as condições geométricas e de acabamento da matriz/punção e da geratriz no processo em particular.

Conhecer a deformabilidade do material é de fundamental importância para que peças possam ser produzidas aproveitando-se ao máximo o potencial de aplicabilidade do material. Os resultados experimentais de expansão de furos sob diferentes geometrias de punção e de furos foram usados para calibrar o dano crítico na fratura do material pelo modelo de McClintock (MCCLINTOCK, 1968). Esse dano crítico aqui determinado poderá vir a ser acrescentado em programas de simulação computacional de estampagem de chapas para prever com maior acerto o início da fratura em locais sujeitos a expansão de furos ou bordas.

A simulação computacional mostrou que o refinamento da malha deve ser mais rigoroso na borda do furo, que é a região que apresenta as maiores tensões e deformações no processo de expansão de furos.

9. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste trabalho, investigou-se o processo de expansão de furos em uma chapa de aço avançado de alta resistência martensítico, denominado DOCOL 190M, sob as seguintes condições de processo:

- Duas formas de obtenção do furo (jato d'água e usinado);
- Duas geometrias distintas de punções (cônico e elíptico);
- Diversos diâmetros do furo inicial (5, 7,5, 10, 12,5, 15, 17,5 mm);
- Com e sem lubrificação;
- Com acabamento diferenciado da borda do furo; e
- Expansão com deslocamento do punção em etapas.

As geometrias de punções estudadas foram um punção cônico de 60° e um punção elíptico. A razão de expansão de furos, para um dado diâmetro de furo inicial, é dependente da geometria de punção. Considerando-se furos obtidos por jato d'água, o punção cônico apresenta os melhores resultados para diâmetros de furo maiores que 10 mm, enquanto que para furos de diâmetros menores que 10 mm os melhores resultados são obtidos quando o furo é expandido com o punção elíptico. Para o diâmetro de 10 mm ambos os punções apresentam resultados semelhantes.

O dobramento da chapa ao redor do punção ocorre em todos os testes de expansão de furos (para ambos o punções testados), mas a influência deste dobramento na razão de expansão de furos é mais pronunciada para o menor dos diâmetros testados (5 mm), para o punção cônico. O punção elíptico, em função do ângulo de contato com a borda do furo, leva inicialmente a um estiramento. Esta é a maior razão pela qual a razão de expansão de furos para este diâmetro (5 mm) é maior para o punção elíptico. Conclui-se que a expansão de furos possui uma estreita relação com a geometria do punção utilizado para a expansão, bem como com o diâmetro inicial, acabamento do furo e condições de lubrificação.

A partir dos resultados experimentais de expansão de furos foi possível realizar a calibração de um software de simulação computacional em relação ao dano crítico do material no momento da fatura na borda do furo.

10. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AHMED, E. et al. On formability of tailor laser welded blanks of DP/TRIP steel sheets. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 15, n. 5, p. 337–342, 2010.

ALMEIDA, B. P. P. et al. Expansion and reduction of thin-walled tubes using a die: Experimental and theoretical investigation. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 12–13, p. 1643–1652, 2006.

AUTOSTELL. **Steel is the Solution to Achieve 54.5 MPG by 2025**. Disponível em: <<http://www.autosteel.org/research/ahss-research.aspx>>. Acesso em: 16 fev. 2017.

BANDYOPADHYAY, K. et al. Microstructures and failure analyses of DP980 laser welded blanks in formability context. **Materials Science and Engineering A**, v. 652, n. 1, p. 250–263, 2016.

BILLUR, E.; ALTAN, P. D. T. Challenges in Forming Advanced High Strength Steels. **Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing (ERC/NSM)**, p. 285–304, 2011.

BILLUR, E.; ALTAN, T. Three generations of advanced high strength steels for automotive applications, Part III. **Stamping Journal**, 2014.

BJÖRKLUND, O.; LARSSON, R.; NILSSON, L. Failure of high strength steel sheets: Experiments and modelling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 213, n. 7, p. 1103–1117, 2013.

BRITO, A. G. **Análise Teórico-Experimental dos Processos de Expansão, Redução e Inversão de Extremidades de Tubos de Parede Fina em Matriz**. Tese de Doutorado—Porto Alegre: UFRGS, Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, 2006.

CHEN, X. et al. Hole Expansion Characteristics of Ultra High Strength Steels. **Procedia Engineering. 11th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP**, v. 81, n. 1, p. 718–723, 2014.

COMSTOCK, R. J.; SCHERRER, D. K.; ADAMCZYK, R. D. Hole Expansion in a Variety of Sheet Steels. **Journal of Materials Engineering**

and Performance, v. 15, n. 6, p. 675–683, 2006.

COPPOLA, T.; IOB, F.; CAMPANELLI, F. Critical Review of Ductile Fracture Criteria for Steels. **Procedia Materials Science**, v. 3, p. 1548–1553, 2014.

CRISTINO, V. A. et al. Fracture in hole-flanging produced by single point incremental forming. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 83, p. 146–154, 2014.

DAVIES, G. **Materials for Automobile Bodies, Chapter 2**. London: Elsevier, 2012.

DÜNCKELMEYER, M. et al. **Instrumented hole expansion test**. Proc. Int. Doctoral Seminar. **Anais...Smolenice Castle**, Slovakia: 2009

FANG, X. et al. The relationships between tensile properties and hole expansion property of C-Mn steels. **Journal of Materials Science**, v. 38, n. 18, p. 3877–3882, 2003a.

FANG, X. et al. Effects of tempering temperature on tensile and hole expansion properties of a C-Mn steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 132, n. 3, p. 215–218, jan. 2003b.

FINDLEY, K. **Mechanical Metallurgy - A Key to Optimizing Materials for Energy, Transportation, and Structural Applications**. **AZO Materials**, 2010.

FRA' CZ, W.; STACHOWICZ, F.; TRZEPIECIŃSKI, T. Investigations of thickness distribution in hole expanding of thin steel sheets. **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, v. 12, n. 3, p. 279–283, 2012.

FRÓMETA, D. et al. Assessing edge cracking resistance in AHSS automotive parts by the Essential Work of Fracture methodology. **Journal of Physics: Conference Series**, v. 896, n. 1, 2017.

FUNAKAWA, Y.; FUJITA, T.; YAMADA, K. Metallurgical features of NanohitenTM and application to warm stamping. **JFE Technical Report**, v. 18, n. 18, p. 74–79, 2013.

GALINDO-NAVA, E. I.; RIVERA-DÍAZ-DEL-CASTILLO, P. E. J. Understanding the factors controlling the hardness in martensitic steels.

Scripta Materialia, v. 110, n. 1, p. 96–100, 2016.

GIPIELA, M. L. . et al. **Experimental and numerical analysis on strain development during hole expansion**. 34° SENAFOR - 4ª Conferência Internacional de Conformação de Chapas - 1ºBDDRG - BRAZILIAN DEEP DRAWING RESEARCH GROUP. *Anais...*Porto Alegre-RS: 2014

GOLOVASHCHENKO, S. F.; BESSONOV, N. M.; ILINICH, A. M. Two-step method of forming complex shapes from sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 211, n. 5, p. 875–885, 2011.

HAO, Q. et al. Relation between microstructure and formability of quenching-partitioning-tempering martensitic steel. *Materials Science and Engineering A*, v. 671, p. 135–146, 2016.

HASEGAWA, K. et al. Effects of Microstructure on Stretch-flange-formability of 980 MPa Grade Cold-rolled Ultra High Strength Steel Sheets. *ISIJ International*, v. 44, n. 3, p. 603–609, 2004.

HOLLOMON, J. H. Transactions of the American Institute of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineers. *AIME*, n. 162, p. 268–290, 1945.

HORVATH, C.; BATT, E. **Hole Expansion Ratio Test Procedure with Design of Experiments**. Great Designs in STEEL Seminar. *Anais...*Autosteel, 2016

HU, X. H.; SUN, X.; GOLOVASHCHENKO, S. F. An integrated finite element-based simulation framework: From hole piercing to hole expansion. *Finite Elements in Analysis and Design*, v. 109, p. 1–13, 2016.

HUANG, M.; SINGH, J. A / **SP Standardization of Hole Expansion Test**. Great Designs in STEEL Seminar, AISI, Livonia, USA. *Anais...*2014

HUANG, M.; ZHOU, D. J.; SIEKIRK, J. **Stretch Flangeability of DP490**. Great Designs in STEEL Seminar. *Anais...*2008

HUANG, Y.; CHIEN, K. The formability limitation of the hole-flanging process. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 117, p. 43–51, 2001.

HUDGINS, A. W.; MATLOCK, D. K. The effects of property differences in multiphase sheet steels on local formability. *Materials Science*

and Engineering: A, v. 654, p. 169–176, 2016.

HYUN, D. . I. et al. Estimation of hole flangeability for high strength steel plates. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 130, n. 1, p. 9–13, dez. 2002.

JHA, G. et al. Development of hot rolled steel sheet with 600MPa UTS for automotive wheel application. **Materials Science and Engineering A**, v. 552, n. 1, p. 457–463, 2012.

KANG, W. et al. Numerical simulation and parameters analysis for roll forming of martensitic steel MS980. **Procedia Engineering**, v. 81, p. 251–256, 2014.

KARBASIAN, H.; TEKKAYA, A. E. A review on hot stamping. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 210, n. 15, p. 2103–2118, 2010.

KATOH, K. et al. Influence of Pre-hole Shearing Condition on Formability in Hole Expansion Utilizing Simplified Opposite Die Shearing Process. **Procedia Engineering**, n. 81, p. 1127–1132, 2014.

KAWKA, M.; KAKITA, T.; MAKINOUCI, A. Simulation of multi-step sheet metal forming processes by a static explicit FEM code. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 80, n. 1, p. 54–59, 1998.

KEELER, S.; KIMCHI, M. Advanced High-Strength Steels Application Guidelines Version 5.0. **WorldAutoSteel**, p. 276, 2014.

KEELER, S.; KIMCHI, M.; J. MOONEY, P. Advanced High-Strength Steels Application Guidelines Version 6.0. **WorldAutoSteel**, p. 314, 2017.

KINNEY, C. C. et al. The microstructure of lath martensite in quenched 9Ni steel. **Acta Materialia**, v. 69, n. 1, p. 372–385, 2014.

KO, Y. K. et al. Prediction of fracture in hub-hole expanding process using a new ductile fracture criterion. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 187–188, p. 358–362, 2007.

KONIECZNY, A. A.; HENDERSON, T. **Product Design Considerations for AHSS Displaying Lower Formability Limits in Stamping - With Sheared Edge Stretching**. Great Designs in STEEL Seminar, AISI, Livonia, USA. **Anais...2007**

KREMPASZKY, C. et al. Towards More Efficient Hole Expansion Testing. **IDDRG 2014 Conference**, p. 204–209, 2014.

KUWABARA, T. et al. Effect of anisotropic yield functions on the accuracy of hole expansion simulations. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211, n. 3, p. 475–481, mar. 2011.

KUZIÁK, R.; KAWALLA, R.; WAENGLER, S. Advanced high strength steels for automotive industry. **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, v. 8, n. 2, p. 103–117, jan. 2008.

LEU, D. K.; CHEN, T. C.; HUANG, Y. M. Influence of punch shapes on the collar-drawing process of sheet steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 88, n. 1, p. 134–146, 1999.

LEVY, B. S.; TYNE, C. J. VAN. Effect of a Strain-Hardening Rate at Uniform Elongation on Sheared Edge Stretching. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v. 21, n. 10, p. 2147–2154, 2012.

MALCHER, L. **Da Mecânica do Dano Contínuo/ : Uma Evolução do Modelo de Lemaitre para Fratura**. Brasília: Universidade de Brasília, 2011.

MARTINS, P. A. F. et al. Characterization of fracture loci in metal forming. **International Journal of Mechanical Sciences journal**, v. 83, p. 112–123, 2014.

MCCLINTOCK, F. . A criterion for ductile fracture by the growth of holes. **J. Appl. Mech. Trans. ASME**, v. 35, p. 363–371, 1968.

MEGA, T.; HASEGAWA, K.; KAWABE, H. Ultra High-Strength Steel Sheets for Bodies , Reinforcement Parts , and Seat Frame Parts of Automobile — Ultra High-Strength Steel Sheets Leading to Great Improvement in Crashworthiness. **JFE Technical Report**, v. 4, n. 4, 2004.

MORI, K.; ABE, Y.; SUZUI, Y. Improvement of stretch flangeability of ultra high strength steel sheet by smoothing of sheared edge. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 210, n. 4, p. 653–659, mar. 2010.

MUŠÁLEK, R. et al. Mechanical properties and fracture behavior of high-strength steels. **Strength of Materials**, v. 40, n. 1, p. 142–145, 2008.

NAM, J. B. **Development of New Auto Steels and Application Technology**. China Automotive Steel Conference. **Anais...**2013

NASSER, A. et al. Determination of the flow stress of five AHSS sheet materials (DP 600, DP 780, DP 780-CR, DP 780-HY and TRIP 780) using the uniaxial tensile and the biaxial Viscous Pressure Bulge (VPB) tests. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 210, n. 3, p. 429–436, fev. 2010.

PAUL, S. K. Non-linear Correlation Between Uniaxial Tensile Properties and Shear-Edge Hole Expansion Ratio. v. 23, n. October, p. 3610–3619, 2014.

PAUL, S. K. et al. Prediction of hole expansion ratio for automotive grade steels. **Computational Materials Science**, v. 89, p. 189–197, 2014a.

PAUL, S. K. et al. Prediction of hole expansion ratio for automotive grade steels. **Computational Materials Science**, v. 89, p. 189–197, jun. 2014b.

QU, H.; MICHAL, G. M.; HEUER, A. H. A 3rd Generation Advanced High-Strength Steel (AHSS) Produced by Dual Stabilization Heat Treatment (DSHT). **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 44, n. 10, p. 4450–4453, 18 jul. 2013.

RIBEIRO, J.; SANTIAGO, A.; RIGUEIRO, C. Damage model calibration and application for S355 steel. **Procedia Structural Integrity**, v. 2, p. 656–663, 2016.

RODRIGUES, J.; MARTINS, P. **Tecnologia Mecânica: Tecnologia da Deformação Plástica**. Lisboa: Editora Escolar, 2005.

ROSADO, D. B. **Comparação do efeito da fragilização por hidrogênio em aços com resistência à tração acima de 1000 MPa**. Porto Alegre: UFRGS, Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, 2011.

RUGGIERO, M. A.; LOPES, V. L. R. **Cálculo Numérico - aspectos teóricos e computacionais**. 2º ed. São Paulo: Editora Person, 1998.

SADAGOPAN, S. et al. **FORMABILITY CHARACTERIZATION OF A NEW GENERATION OF HIGH STRENGTH STEELS**.

Pittsburgh, PA, USA: [s.n.].

SCHEY, J. A. Formability determination for production control. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 32, p. 207–221, 1992.

SHAW, J. R.; ZUIDEMA, B. K. New High Strength Steels Help Automakers Reach Future Goals for Safety, Affordability, Fuel Efficiency and Environmental Responsibility. **SAE Paper**, v. 3041, n. 1, p. 01-3041, 2001.

SHI, M.; CHEN, X. Prediction of Stretch Flangeability Limits of Advanced High Strength Steels using the Hole Expansion Test 2007-01-1693, 2007, 3. **SAE Technical Paper**, p. 8, 2007.

SMITH, T. **Lightweight Steel Wheels Offer Stylish , Low Cost Solutions**. Disponível em: <<https://www.autosteel.org>>. Acesso em: 5 abr. 2018.

SOUSSI, H.; MASMOUDI, N.; KRICHEN, A. Analysis of geometrical parameters and occurrence of defects in the hole-flanging process on thin sheet metal. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 234, p. 228–242, 2016.

SPINDLER, H. et al. High Strength and Ultra High Strength Hot Rolled Steel Grades – Products for Advanced Applications. **1st International Conference on Super-High Strength Steels**, 2005.

SSAB. **Advanced High Strength Steels for the Automotive Industry**. DOCOL. Borlänge, SWEDEN, 2015.

SSAB. **Docol M - Cold reduced martensitic steels**. Borlänge, SWEDEN: EMEA AB, 2012.

SSAB. **Because green and safe cars will never go out of style**. **SSAB Automotive Brochure**, 2014.

SSAB. **Want to make your products lighter yet stronger than before?** Disponível em: <<https://www.ssab.com/>>. Acesso em: 14 dez. 2016a.

SSAB. **DOCOL the Automotive Steel**. **SSAB Data Sheet.**, p. 5–7, 2016b.

STACHOWICZ, F. Estimation of hole-flange ability for deep drawing

steel sheets. **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, v. 8, n. 2, p. 167–172, 2008.

SUGIMOTO, K. et al. Stretch-flangeability of a High-strength TRIP Type Bainitic Sheet Steel. **ISIJ International**, v. 40, n. 9, p. 920–926, 2000.

SUGIMOTO, K. et al. Retained Austenite Characteristics and Stretch-flangeability of High-strength Low-alloy TRIP Type Bainitic Sheet Steels. **ISIJ International**, v. 42, n. 4, p. 450–455, 2002.

TAKAHASHI, M. Sheet Steel Technology for the Last 100 Years/ : Progress in Sheet Steels in Hand with the Automotive Industry. v. 55, n. 1, p. 79–88, 2015.

TAKASHI, S. et al. Materials and Technologies for Automotive Use. **Jfe Technical Report**, v. 2, n. 2, p. 1–18, 2004.

TAMARELLI, C. M. AHSS 101: ADVANCED HIGH-STRENGTH STEELS FOR AUTOMOTIVE APPLICATIONS. **SMDI, Steel Market Development Institute**, 2011.

TEPEDINO, J. O. A. **Aplicação de Curvas Limite de Conformação na previsão de rupturas em bordas de peças estampadas**. Dissertação de Mestrado—Belo Horizonte-MG: UFMG, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas, 2014.

THIPPRAKMAS, S.; JIN, M.; MURAKAWA, M. Study on flanged shapes in fineblanked-hole flanging process (FB-hole flanging process) using finite element method (FEM). **Journal of Materials Processing Technology**, v. 192, n. 1, p. 128–133, 2007.

THIPPRAKMAS, S.; PHANITWONG, W. Finite element analysis of flange-forming direction in the hole flanging process. **Int J Adv Manuf Technol**, v. 61, n. 61, p. 609–620, 2012.

TSCHAETSCH, H. **Metal Forming Practise: Processes-Machines-Tools**. Dresden, Germany: Springer, 2006.

UDDEHOLM; SSAB. Tooling solutions for advanced high strength steels. **UDDEHOLM Tooling AB**, p. 1–39, 2015.

ULSAB. **UltraLight Steel Auto Body – Advanced Vehicle Concepts (ULSAB-AVC)**. Disponível em: <<http://www.worldautosteel.org/projects/>>

ulsab-avc-2/>. Acesso em: 15 fev. 2016.

UTHAISANGSUK, V.; PRAHL, U.; BLECK, W. Stretch-flangeability characterisation of multiphase steel using a microstructure based failure modelling. **Computational Materials Science**, v. 45, n. 3, p. 617–623, 2009.

WANG, K.; LUO, M.; WIERZBICKI, T. Experiments and modeling of edge fracture for an AHSS sheet. **International Journal of Fracture**, v. 187, n. 2, p. 245–268, 2014.

WANG, W. et al. A study on variable friction model in sheet metal forming with advanced high strength steels. **Tribology International**, v. 93, n. 1, p. 17–28, 2016.

XUE, L. Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids subject to triaxial loading. **International Journal of Solids and Structures**, v. 44, n. 16, p. 5163–5181, 2007.

YOON, J. I. et al. Factors governing hole expansion ratio of steel sheets with smooth sheared edge. **Metals and Materials International**, v. 22, n. 6, p. 1009–1014, 2016.

YOON, J. I. et al. Small-Scale System for Evaluation of Stretch-Flangeability with Excellent Reliability. **Jom**, v. 70, n. 6, p. 912–917, 2018.

YU, X.; CHEN, J.; CHEN, J. Influence of curvature variation on edge stretchability in hole expansion and stretch flanging of advanced high-strength steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 2016a.

YU, X.; CHEN, J. J.; CHEN, J. J. Interaction effect of cracks and anisotropic influence on degradation of edge stretchability in hole-expansion of advanced high strength steel. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 105, n. 1, p. 348–359, 2016b.

ZHANG, M. et al. Continuous cooling transformation diagrams and properties of micro-alloyed TRIP steels. **Materials Science and Engineering A**, v. 438, n. 1, p. 296–299, 2006.

ZIMNIAK, Z. Problems of multi-step forming sheet metal process design. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 106, n. 1, p. 152–158, 2000.