

PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DE MINAS GERAIS  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

**Wellington Augusto dos Santos**

**CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO NA CONFORMAÇÃO  
DE CHAPAS EM TAILOR WELDED BLANK (TWB) POR CURVA CLC**

**Belo Horizonte**

**2021**

**Wellington Augusto dos Santos**

**CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO NA CONFORMAÇÃO  
DE CHAPAS EM TAILOR WELDED BLANK (TWB) POR CURVA CLC**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Gilmar Cordeiro da Silva

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

**Belo Horizonte**

**2021**

FICHA CATALOGRÁFICA

Elaborada pela Biblioteca da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais

S237c Santos, Wellington Augusto dos  
Caracterização do comportamento mecânico na conformação de chapas em Tailor Welded Blank (TWB) por curva CLC / Wellington Augusto dos Santos. Belo Horizonte, 2021.  
139 f. : il.

Orientador: Gilmar Cordeiro da Silva  
Dissertação (Mestrado) – Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

1. Indústria automobilística. 2. Chapas de aço - Soldagem. 3. Juntas soldadas - Propriedades mecânicas. 4. Metais - Propriedades mecânicas. 5. Estampagem (Metais). 6. Aço - Forjamento. I. Silva, Gilmar Cordeiro da. II. Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

SIB PUC MINAS

CDU: 621.7.043

**Wellington Augusto dos Santos**

**CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO NA CONFORMAÇÃO  
DE CHAPAS EM TAILOR WELDED BLANK (TWB) POR CURVA CLC**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

---

**Prof. Dr. Gilmar Cordeiro da Silva (Orientador) – PUC Minas**

---

**Prof. Dr. Frederico de Castro Magalhães (Examinador externo) – UFMG**

---

**Prof. Dr. Jánes Landre Júnior (Examinador interno) – PUC Minas**

---

**Prof. Dr. Pedro Paiva Brito (Examinador interno) – PUC Minas**

**Belo Horizonte, 02 de julho de 2021.**

“Dedico esta nova conquista a toda minha família, e, especialmente, à minha esposa e filha, Bruna e Júlia, por todo apoio e força que me ofereceram ao longo deste período”;

## AGRADECIMENTOS

Agradeço a Aquele, que me permitiu tudo isso: Deus, mais do que me criar, deu propósito a minha vida, vem dele tudo o que sou o que tenho, o que espero a ele toda honra e toda glória.

A minha esposa Bruna e à minha princesa Júlia que entenderam minhas ausências, aceitaram minhas omissões, compartilharam de minhas lágrimas e sorrisos, dividimos, agora, o mérito desta conquista.

A vocês meus pais, Antônio e Maria, pois de vocês recebi o dom mais precioso do universo: a vida. Já por isso seria infinitamente grato.

Ao meu grande amigo Etiene Andrade, por ter me ajudado a superar as dificuldades, contribuído a melhorar as minhas habilidades acadêmicas e a tornar possível a realização de um sonho muito importante para mim.

Ao Prof. Dr. Gilmar Cordeiro da Silva, pela disponibilidade, paciência e grande orientação no desenvolvimento deste trabalho, pois sem a sua ajuda não teria superado esta prova de fogo.

Ao meu Gerente, Sr. Fabiano Borges pela oportunidade de trabalhar em uma grande empresa, como a Stellantis e proporcionar a minha participação neste programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica.

Agradeço à Usiminas, Ferrolene e colegas de trabalho da Stellantis pela ajuda na seleção dos materiais, ensaios mecânicos e dados técnicos para realização deste trabalho.

A quem não mencionei, mas fez parte do meu percurso eu deixo um profundo agradecimento, porque com toda certeza tiveram um papel determinante nesta trajetória da minha vida.

“A melhor maneira encontrada pelo homem para se aperfeiçoar é aproximando-se de Deus”  
(Pitágoras);

## RESUMO

O aumento de competitividade econômica e tecnológica faz a indústria automobilística buscar inovações em seus métodos e processos produtivos, visando produzir veículos mais leves, seguros e eficientes. O Tailor Welded Blank (TWB), é uma técnica de união de chapas de diferentes características por soldagem (com processos não convencionais), sendo um recurso interessante. Esta pesquisa avaliou o desempenho mecânico de chapas produzidas pela técnica de TWB, mediante a estampagem, a partir da determinação de Curvas Limite de Conformação (CLC), feitas em diferentes condições de inclinação da linha de solda. Utilizou-se blanks de aços livre de intersticiais, da Companhia Siderúrgica Nacional, de 0,65mm e 1,10mm de espessura, soldadas a laser. O TWB foi aplicado com a linha de solda variando, em relação à direção de laminação, de 0° a 90° (alternando de 15° em 15). Nos ensaios de tração encontraram-se a relação entre a carga de ruptura dos corpos de prova e sua deformação máxima e seu cisalhamento, sendo que o ângulo ótimo de inclinação relativa da linha de solda encontrado foi de 30°. As CLCs foram obtidas em corpos de prova deformados pelo ensaio Nakazima nas inclinações relativas da linha de solda (0°, 32° e 58°). Comparou-se a solda a 0° com os materiais de base e verificou-se se a teoria das deformações e tensões cisalhantes, para ângulos complementares eram similares. O comportamento obtido, para CLC de 0°, foi bem similar ao material de base de menor espessura: uma vez que a solda está qualificada, com o referido ângulo, o comportamento do TWB depende mais dos materiais de base do que da solda em si. Quanto às demais CLCs, para deformações verdadeiras positivas (estado de tração e/ou cisalhamento), os pontos obtidos quase se sobrepuseram, confirmando a teoria de mecânica da fratura. Conclui-se, que o critério da inclinação da linha de solda direciona os planos de cisalhamento internos dos materiais à uma orientação preferencial, conduzindo a falha e que os TWBs de aços livres de intersticiais são governados por critérios de fratura dúctil.

Palavras-chave: Tailor Welded Blank (TWB). Curvas Limite de Conformação (CLC). Direção de laminação.

## ABSTRACT

The increase in economic and technological competitiveness makes the automobile industry seek innovations in its production methods and processes, aiming to produce lighter, safer and more efficient vehicles. Tailor Welded Blank (TWB) is a technique for joining metal sheets of different characteristics by welding (with unconventional processes), being an interesting resource. This research evaluated the mechanical performance of sheets produced by the TWB technique, through stamping, from the determination of Forming limit diagrams (FLD), made under different conditions of inclination of the weld line. We used interstitial-free steel blanks from Companhia Siderúrgica Nacional, 0.65mm and 1.10mm thick, laser welded. The TWB was applied with the welding line varying, in relation to the rolling direction, from 0° to 90° (alternating from 15° to 15). In tensile tests, the relationship between the breaking load of the specimens, their maximum strain and their shear was found. The optimal angle of relative inclination of the weld line found was 30°. The FLDs were built based on specimens whose relative inclinations of the weld line were 0°, 32° and 58°. The 0° weld was compared with the base materials and it was verified if the strain theory and shear stresses for complementary angles were similar. The behavior obtained, for FLD of 0°, was very similar to the base material of smaller thickness: once the weld is qualified, with that angle, the behavior of the TWB depends more on the base materials than on the weld itself. As for the other FLDs, for true strain (tensile state and/or shear), the points obtained almost overlapped, confirming the theory of fracture mechanics. It is concluded that the weld line inclination criterion directs the internal shear planes of the materials to a preferential orientation, leading to failure and that the interstitial-free steel TWBs are governed by ductile fracture criteria.

Keywords: Tailor Welded Blank (TWB). Forming limit diagrams (FLD). Rolling direction.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1- Principais componentes de um equipamento para soldagem a laser .....	41
Figura 2- Razão entre o raio médio do laser sua distância de focalização .....	43
Figura 3- Ilustração esquemática do modo de deformação por estiramento .....	45
Figura 4- Ilustração esquemática do modo de deformação por dobramento.....	46
Figura 5- Ilustração esquemática das regiões de um copo embutido .....	48
Figura 6- Ilustração esquemática do modo de embutimento .....	49
Figura 7- Estado de deformações e tensões atuantes no copo durante o embutimento profundo .....	49
Figura 8- Orientações dos planos de corpos de prova .....	52
Figura 9- Esquematisação dos coeficientes de anisotropia em uma chapa laminada.....	54
Figura 10- Formação de “orelhas” após embutimento .....	55
Figura 11- Representação esquemática de uma curva CLC, destacando-se os conceitos básicos do comportamento do material. ....	57
Figura 12- Diagrama Limite de Conformação.....	58
Figura 13- Propriedades mecânicas dos aços .....	59
Figura 14- Grau de estampabilidade, conforme norma ABNT .....	60
Figura 15- Análise microestrutural de um Tailor .....	62
Figura 16- Perfil de microdureza.....	63
Figura 17- Princípio de um TWB .....	63
Figura 18- Partes de uma carroceria com aplicação em TWB .....	64
Figura 19- Esquematisação da movimentação da linha de solda correlacionada as espessuras dos blanks .....	66
Figura 20- Diâmetro primário e amostras embutidas com diferentes espessuras. a) blank inicial b) Amostras de 0,85mm e 1mm c) Amostras de 0,75mm e 1mm d) Amostras de 0,5mm e 1mm .....	66
Figura 21- Esquematisação do equilíbrio de forças transversais em relação a diferentes espessuras próximas à linha de solda “eA” e “eB” .....	67
Figura 22- Modos de falhas comuns em TWB.....	69
Figura 23- Linha de solda localizado em uma zona segura e critica .....	71
Figura 24 - Comparação de uma curva de conformação para diferentes razões de espessura de uma junta soldada.....	71
Figura 25- Configuração de um TWB aplicado na pesquisa de Zuki et al. (2008).....	72

Figura 26- CLCs de distintas angulações da linha de solda correlacionados ao sentido de laminação .....	73
Figura 27- Ferramentais utilizados nos ensaios de embutimento (a) Erichsen e Olsen (b) Swift e (c) Fukui .....	75
Figura 28- Ferramental adotado para aplicação do teste de Nakazima.....	75
Figura 29- Geometria das amostras utilizados por Hasek.....	76
Figura 30- Ferramental utilizado para ensaio de embutimento Erichsen.....	77
Figura 31- Altura "h" que indica o índice de embutimento Erichsen .....	77
Figura 32- Ferramental utilizado para ensaio de embutimento Olsen .....	78
Figura 33- Ferramental utilizado para ensaio de embutimento Swift.....	79
Figura 34- Solicitações de embutimento em um TWB.....	79
Figura 35- Razão de altura do domo para espessuras distintas .....	80
Figura 36- Altura do domo para diferentes razões de espessura (A) 1,25 (B) 1,7 e (C) 2,13..	80
Figura 37- Descrição das dimensões das amostras para ensaios em TWB.....	82
Figura 38- Diferentes angulações na linha de solda em correlação à DL .....	82
Figura 39- Amostras com linha de solda preparadas para teste de embutimento (norma ASTM E643) (a) solda centralizada (b) solda deslocada em 5mm do centro, em direção à chapa mais resistente e (c) solda deslocada 1,6mm do centro, em direção à chapa de menor resistência .	83
Figura 40- Materiais soldados de A e B quando a chapa soldada sofre deformação .....	84
Figura 41- Representação esquemática das tensões normal ( $\sigma'$ ) e cisalhante ( $\tau'$ ) aplicadas em um plano orientado de acordo com um ângulo em relação ao plano perpendicular de atuação da tensão $\sigma$ .....	85
Figura 42- Amostras preparadas para teste de tração com orientações dissemelhantes à linha de solda .....	86
Figura 43- Razões entre a carga de ruptura (A), carga puramente de tração (B), carga cisalhante (C), deformação verdadeira (D) ângulo de inclinação, para as amostras de tração de TWB. $\epsilon$ = Deformação verdade; N = Newtons .....	87
Figura 44- O fluxograma apresenta as etapas a serem desempenhados neste trabalho .....	89
Figura 45- Esquemática das amostras para os testes .....	90
Figura 46- Blank utilizado para remoção das amostras a serem ensaiadas.....	91
Figura 47- Dimensões das amostras extraídas do <i>blank</i> . Onde $\alpha$ é a inclinação da solda correlacionada direção de laminação .....	91
Figura 48- Amostras utilizadas no ensaio de tração uniaxial. Neste caso a inclinação correlativa da linha de solda é de 15° em 15° .....	92

Figura 49- Esquematização da extração das amostras com posição "diferenciada" da linha de solda.....	<b>93</b>
Figura 50- Equipamentos utilizados para o ensaio de tração. (A) Máquina de ensaios universal Instron 3382 (B) Garras de tração (C) Extensômetro de vídeo .....	<b>93</b>
Figura 51- Equipamento Erichsen utilizado para ensaio Nakazima.....	<b>95</b>
Figura 52- Aspecto superficial da chapa com a malha quadrada .....	<b>95</b>
Figura 53- Esquematização da extração das amostras de Nakazima com linha de solda com inclinação de 0°, 32°e 58° .....	<b>96</b>
Figura 54- Resultado qualitativo do ensaio de tração, para as três amostras diferenciadas, evidenciando a localização da linha de solda .....	<b>98</b>
Figura 55- Amostra com a linha de solda orientado a 90°, perfazendo toda a sua extensão, evidenciando perfil da fratura.....	<b>100</b>
Figura 56- Perfil de dureza em seção longitudinal da amostra, passando pelo cordão de Solda .....	<b>105</b>
Figura 57- Imagens obtidas por microscopia de Varredura Eletrônica por feixe de elétrons para a solda.....	<b>106</b>
Figura 58- Aspecto representativo da microestrutura na região soldada. Ampliação original :100x.....	<b>107</b>
Figura 59 - Imagens obtidas por microscopia de Varredura Eletrônica por feixe de elétrons para amostra com angulação correlativa da linha de solda a 30° .....	<b>108</b>
Figura 60- Imagens obtidas por microscopia de Varredura Eletrônica por feixe de elétrons para amostra com angulação correlativa da linha de solda a 90° .....	<b>109</b>
Figura 61- Corpos de prova de tração, extraídos das chapas nas quais foram tiradas as amostras para CLC, com inclinação relativa da linha de solda de (A) 38°, (B) 52° e (C)0° .....	<b>110</b>
Figura 62- Amostras extraídas do ensaio de Nakazima com orientação da linha de solda em 38° a direção de laminação da chapa .....	<b>111</b>
Figura 63- Amostras extraídas do ensaio de Nakazima com orientação da linha de solda em 52° a direção de laminação da chapa .....	<b>112</b>
Figura 64- Amostras extraídas do ensaio de Nakazima com orientação da linha de solda em 0° a direção de laminação da chapa .....	<b>112</b>
Figura 65- Amostra digitalizada no ensaio de Nakazima a 0° na DL .....	<b>113</b>
Figura 66- Similaridade nas fraturas das amostras 7B a 38° e 7C a 52° .....	<b>114</b>
Figura 67- Amostras digitalizadas no ensaio de Nakazima a 32° e 58° na DL.....	<b>114</b>

Figura 68- Nuvem de pontos para construção da CLC das amostras orientadas a 38° e 52°.	<b>116</b>
Figura 69- Curva CLC das amostras 38°, 52° e 0° a DL .....	<b>116</b>
Figura 70- CLC obtida para o aço FEP 05 com 0,65mm de espessura, sem a presença de linha de solda .....	<b>117</b>
Figura 71- CLC obtida para aços de baixo carbono, com chapas de diferentes espessuras...	<b>118</b>
Figura 72- Comparação da posição da fratura para amostras numéricas e experimentais de TWBs com diferentes larguras.....	<b>119</b>

## **LISTA DE GRÁFICOS**

Gráfico 1 – Ilustrativo entre a relação carga de ruptura e ângulo.....	<b>99</b>
Gráfico 2 – Ilustrativo entre relação carga de tração e ângulo .....	<b>101</b>
Gráfico 3 – Ilustrativo entre a relação carga cisalhante e ângulo .....	<b>102</b>
Gráfico 4 – Ilustrativo entre a relação de alongamento e ângulo .....	<b>103</b>

## **LISTA DE TABELAS**

Tabela 1- Composição química dos aços IF empregados ao TWB.....	<b>90</b>
Tabela 2- Propriedades mecânicas dos aços IF empregados ao TWB .....	<b>90</b>

## LISTA DE SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i> (Sociedade Americana de Testes e Materiais)
AWS	<i>American Welding Society</i> (Sociedade Americana de Soldagem)
CLC	Curva Limite de Conformação
CO <sub>2</sub>	Dióxido de carbono
CP	Corpo de prova
CSN	Companhia Siderúrgica Nacional
DIC	Correlação digital de imagem ( <i>Digital Image Correlation</i> )
DL	Direção de laminação
DP	<i>Dual Phase</i> (Duplas fases)
EDD	<i>Extra-deep Drawing</i> (Estampagem extra profunda)
FCA	FIAT Chrysler Automóveis
FIAT	<i>Fabbrica Italiana Automobili Torino</i> (Fábrica Italiana de Automóveis de Turim)
FLCF	<i>Forming Limit Curve at Fracture</i> (Curva Limite de Conformação na Fratura (CLCF))
FLCN	<i>Forming Limit Curve at Necking</i> (Curva Limite de Conformação na Instabilidade Plástica (CLCIP))
HSLA	<i>High Strength &amp; Low Alloy</i> (Aço de alta resistência e baixa liga)
HSS	<i>High Strength Steel</i> (Aço de alta resistência)
IF	<i>Interstitial Free</i> (Livre de Intersticiais)
ISO	<i>International Organization for Standardization</i> (Organização Internacional para Padronização)
LASER	<i>Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation</i> (Amplificação da luz por emissão estimulada de radiação)
LDH	<i>Limiting Dome Height</i> (Altura limite do domo)
LRT	Limite de Resistência à Tração
LSR	<i>Limit Strength Ratio</i> (Razão limite de resistência mecânica)
LTR	<i>Limiting Thickness Ratio</i> - (Razão de espessura limitante)

P	Carga total suportada pelo corpo de prova
ROM	<i>Rule of Mixtures</i> (Regra das Misturas)
TRB	<i>Tailor Rolled Blanks</i>
TTPS	Tratamento térmico pós soldagem
TWB	<i>Tailor Welded Blank</i>
ULSAB	<i>Ultra Light Steel Auto Body</i> (Carroceria automotiva ultraleve de aço)
WL	<i>Weld Line</i> (Linha de solda)
ZF	Zona Fundida
ZTA	Zona Termicamente Afetada

## SÍMBOLOS

### Letras Latinas

Ti	Titânio
Nb	Nióbio
R	Coefficiente de anisotropia
K	Coefficiente de resistência mecânica
n	Expoente de encruamento
e	Espessura
m	Metro

### Letras Gregas

$\lambda$	Comprimento de onda
$\sigma$	Tensão
$\epsilon$	Deformação
$\alpha$	Razão de tensões na CLC
$\beta$	Razão de deformações na CLC
$\mu$	Micro
$\tau$	Tensão cisalhante
$\Theta$	Ângulo do plano de corte
$\delta$	Ângulo de inclinação relativa da solda

### Subscritos

$S_{YB}$	<i>Yeld Strength for material B</i>	Tensão limite de escoamento do material B
$S_{TA}$	<i>Tensile Strength for material A</i>	Tensão limite de resistência à tração do material A
$t_{0A}$	<i>Initial thickness of material A</i>	Espessura inicial do material A
$t_{0B}$	<i>Initial thickness of material B</i>	Espessura inicial do material B
$A_s$	Área ocupada pela solda	
$e_s$	Espessura da solda	

$\sigma_w$	Tensão limite da resistência da solda
$\sigma_y$	Tensão de escoamento
$K_1$	Coeficiente de resistência mecânica do material 1 do TWB
$\varepsilon_1$	Deformação verdadeira do material 1 do corpo de prova do TWB
$\bar{\varepsilon}_p$	Deformação verdadeira
$\dot{\bar{\varepsilon}}_0$	Taxa de Deformação
$A_1$	Área da seção transversal do material 1 do corpo de prova do TWB
$K_2$	Coeficiente de resistência mecânica do material 2 do TWB
$\varepsilon_2$	Deformação verdadeira do material 2 do TWB
$r_m$	Anisotropia normal media
$\Delta r$	Anisotropia planar
$A_2$	Área da seção transversal do material 2 do corpo de prova do TWB
$\delta_{ij}$	Delta de Kronecker
$A_w$	Área da seção transversal da solda do corpo de prova do TWB

## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>37</b>
<b>1.1 Objetivos.....</b>	<b>39</b>
1.1.1 <i>Objetivo Geral</i> .....	39
1.1.2 <i>Objetivos Específicos</i> .....	40
<b>1.2 Justificativa .....</b>	<b>40</b>
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>41</b>
<b>2.1 Soldagem a Laser.....</b>	<b>41</b>
<b>2.2 Conformação Mecânica .....</b>	<b>44</b>
2.2.1 <i>Estiramento</i> .....	45
2.2.2 <i>Dobramento</i> .....	45
2.2.3 <i>Corte por Cisalhamento</i> .....	46
2.2.4 <i>Embutimento</i> .....	47
2.2.5 <i>Encruamento</i> .....	50
2.2.6 <i>Anisotropia</i> .....	53
2.2.7 <i>Curvas Limite de Conformação (CLCs)</i> .....	55
2.2.8 <i>Aços para Estampagem</i> .....	59
2.2.9 <i>Aços IF</i> .....	61
<b>2.3 Tailor Welded Blanks.....</b>	<b>63</b>
2.3.1 <i>Conformação de Tailor Welded Blanks</i> .....	65
2.3.2 <i>Curva Limite de Conformação em TWBs</i> .....	70
2.3.3 <i>Ensaio de Embutimento em TWBs</i> .....	74
2.3.3.1 <i>Método de Nakazima</i> .....	75
2.3.3.3 <i>Métodos Erichsen e Olsen</i> .....	76
2.3.3.4 <i>Método Swift</i> .....	78
2.3.4 <i>Ensaio de tração uniaxial</i> .....	81
<b>3 METODOLOGIA.....</b>	<b>88</b>
<b>3.1 Materiais.....</b>	<b>89</b>
3.1.2 <i>Ensaio de Tração Uniaxial</i> .....	90
3.1.3 <i>Determinação do perfil de microdureza</i> .....	94
3.1.4 <i>Microscopia de Varredura Eletrônica por feixe de elétrons (MEV)</i> .....	94
3.1.5 <i>Retiradas de corpos para caracterização da CLC</i> .....	94
<b>4 RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>98</b>
<b>4.1 Ensaio de Tração.....</b>	<b>98</b>
4.1.2 <i>Perfil de Microdureza</i> .....	104
4.1.3 <i>Microscopia de Varredura Eletrônica por feixe de elétrons (MEV)</i> .....	105
4.1.4 <i>Curva Limite de Conformação (CLC)</i> .....	109
<b>5 CONCLUSÃO.....</b>	<b>122</b>
<b>6 SUGESTÕES DE APLICAÇÃO PARA OS RESULTADOS.....</b>	<b>124</b>

<b>7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>126</b>
<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>128</b>
<b>APÊNDICE A - Dados de tração dos corpos de prova ensaiados.....</b>	<b>138</b>
<b>APÊNDICE B – Resultado das deformações (TWBs) obtidas pelo Método Nakazima</b>	<b>139</b>

## 1 INTRODUÇÃO

O aumento de competitividade econômica e tecnológica faz a indústria automobilística buscar inovações em seus métodos e processos produtivos, a fim de produzir veículos mais leves, seguros e eficientes. A pressão, por parte de legislações ambientais, para que veículos emitam cada vez menos poluentes e sejam mais seguros, demanda pesquisas e desenvolvimento de novas tecnologias. São considerados inovadores os materiais com maior resistência e menor densidade, como ligas de alumínio, titânio e magnésio.

Ainda assim, o material mais utilizado na carroceria veicular é o aço, em uma elevada gama de composições e variedades. E para isso, foi criada a ULSAB (*Ultra Light Steel Auto Body* – carroceria de aço ultraleve), que refere à uma estrutura composta de aços com elevada resistência mecânica, sem deixar de lado a conformabilidade. Destacam-se: HSLA (*High Strength & Low Alloy* (Aço de alta resistência e baixa liga) e HSS (*High Strength Steel* - Aço de alta resistência) avançados (SINGH, 2016; CALLISTER; RETHWISCH, 2016).

Os problemas de conformação são mais aparentes em peças de maior complexidade (DIETER, 1988). O comum é confeccionar estruturas com reforços localizados de alto desempenho estrutural, normalmente de aços nobres, e com maior espessura, conhecidos como batentes, e reforços (LI *et al.*, 2015).

Essa alternativa, no entanto, resulta em maior peso na carroceria. Uma técnica relativamente recente, capaz de conciliar os conceitos até então antagônicos de otimização de peso e incremento de desempenho estrutural, trata-se do *Tailor Welded Blank* (TWB), soldagem a topo (por processos não convencionais), de *blanks* de distintas características (espessura, material e/ou revestimento) (MERKLEIN *et al.*, 2014; ANDRADE *et al.*, 2017; SCHREK; ŠVEC; BRUSILOVÁ, 2017).

O TWB teve sua primeira patente registrada em 1964, mas pode ser considerado recente no que se refere a aplicações automobilísticas. Apenas em meados de 1990 o seu uso começou a ser difundido (MOHRBACHER, 2001, apud MERKLEIN *et al.*, 2014), contudo somente quatro anos mais tarde foram produzidas longarinas de caminhões nos EUA. Em 1979 a Volvo adotou o TWB em alguns de seus caminhões, mas as peças eram soldadas com o método de feixe de elétrons (AHMETOGLU *et al.*, 1995).

Somente em meados dos anos 80 é que iniciou-se a utilização da tecnologia de soldagem a laser para a fabricação de TWBs. Com início de uma parceria entre a Thyssen Krup, e a Audi para o seu modelo Audi 100, foram confeccionados os primeiros assoalhos automotivos baseados mediante a referida técnica. (PALLET; LARK, 2001).

A grande vantagem da utilização da técnica de TWBs é a capacidade de incrementação de rigidez à torção localizada, a qual o projetista pode desenvolver a partir da combinação de materiais mais nobres ou com revestimentos diferenciados (para incremento da resistência à corrosão), ou ainda, com espessura maior ou menor (para propagação direcionada da energia absorvida durante uma colisão) (AHMETOGLU *et al.*, 1995).

A união de TWBs para uso na indústria automotiva geralmente é realizada a laser, principalmente por possibilitar a automação e flexibilidade requeridas na produção seriada. O processo possui alguns termos técnicos diferentes dos comuns utilizados nas demais técnicas de soldagem. Como por exemplo, o chamado cordão de solda (*weld bead*) é denominado de “linha de solda” (*Weld line* – WL). Esse tratamento é diferenciado porque a solda em questão é estreita quando comparada aos processos convencionais. Outro termo utilizado é “orientação da linha de solda”, é referente à inclinação da linha de solda comparada à direção de laminação das chapas (WALSH, 2002; ZHOU; TSAI, 2007).

O maior problema em se utilizar a técnica em TWBs é prever sua estampabilidade, pois é significativamente influenciada pela presença da solda. Há heterogeneidade local, inerente às Zonas Termicamente Afetada (ZTA) e a Fundida (ZF), as quais geram diferenças de microestrutura e comportamento mecânico em comparação com o metal base, reduzindo (pela elevada rigidez e menor tenacidade), o potencial de conformação da chapa (DUAN *et al.*, 2016).

Há inúmeros estudos realizados para neutralizar os efeitos criados pela solda na conformação, trabalhando-se com técnicas de aplicação diferenciada de pressão no prensa chapas conforme He, Wu e Hu (2003), cálculo da razão ótima das espessuras de chapas (SAFDARIAN *et al.*, 2014), determinação de melhor conjunto de peças e compensação de forças no perímetro da estampagem (SURESH; REGALLA; GUPTA, 2016).

Os esforços supracitados visam diminuir um fenômeno definido por Fazli (2016), como movimentação da linha de solda. Este fenômeno consiste, na movimentação ou deslocamento da linha da solda em direção ao material de maior espessura, ocasionando assim estiramentos e fraturas no material base de menor espessura. Essas técnicas, no entanto, são relativamente empíricas e demandam vários ensaios experimentais e de alterações no ferramental. Nesse contexto surgem as simulações numéricas, as quais assumem um papel mais assertivo, atenuando a quantidade de ensaios experimentais e de protótipos (KARAJIBANI; HASHEMI; SEDIGHI, 2016).

Apesar de prática, as simulações numéricas de *blanks* singulares podem ser uma tarefa complexa, pela atribuição numerosa de variáveis e do tempo de processamento dos dados de entrada. A simulação numérica com TWBs eleva ainda mais essa complexidade, o que chega,

há vários momentos, a inviabilizar o processo (MEINDERS; VAN DEN BERG; HUÉTINK, 2000).

Com o objetivo de facilitar o emprego das simulações numéricas em TWBs, simplificações tendem a ser feitas. Uma das quais é desprezar a dimensão da linha de solda, devido a sua área reduzida. Alguns trabalhos afirmam que não existe nenhuma interferência ou importância nestas simplificações (LI *et al.*, 2013), enquanto outros defendem que estes dados não podem ser desprezados (ASSUNÇÃO; QUINTINO; MIRANDA, 2010). Uma simplificação grosseira, porém, amplamente utilizada, é construir a Curva Limite de Conformação (CLC) individual dos materiais de bases (*blanks*) que irão formar o TWB e afirmar a necessidade de trabalhar em uma região segura intermediária entre essas curvas.

Entretanto, há poucos trabalhos focados na representatividade dos dados experimentais oriundos do processo de estampagem. Isso gera relativa discrepância nas simulações numéricas e pode ocasionar a falhas não previstas. São poucos os trabalhos focados especificamente na construção de curvas limites de conformação (CLCs) de TWBs, o que facilitaria a previsão de falhas e melhoraria a assertividade de projetos de ferramentais, além de reduzir os índices de refugo (ANDRADE, 2019).

Este trabalho é fundamentado na construção de curvas limite de conformação para *blanks* confeccionados através da técnica TWB, que sejam capazes de simular ou reproduzir o seu comportamento durante a estampagem. Pretende-se avaliar, primeiramente, o ângulo apropriado em relação a direção de laminação para direcionar a linha de solda, confeccionar diferentes amostras e executar ensaios com o TWB em si, e não apenas com seus materiais de base.

Busca-se contribuir com os resultados nas etapas de simulações numéricas, melhorando a correlação entre os dados reais e os experimentais/simulados, reduzindo as falhas durante a estampagem de chapas fabricadas através da técnica *Tailor Welded Blanks* (TWB).

## **1.1 Objetivos**

### *1.1.1 Objetivo Geral*

Analisar, por meio da construção de curva limite de conformação (CLC), a influência da orientação da linha de solda em relação à direção de laminação (DL), na conformação de chapas obtidas a partir da técnica *Tailor Welded Blanks* (TWB).

### 1.1.2 Objetivos Específicos

- a) Avaliar o comportamento mecânico em tração, de corpos de prova obtidos a partir de chapas de TWB, sob diferentes angulações da linha de solda em relação à direção de laminação (DL) ( $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $75^\circ$  e  $90^\circ$ );
- b) Avaliar a uniformidade da linha de solda e a extensão da ZF e da ZTA por meio de ensaios de microdureza Vickers;
- c) Avaliar a microestrutura das fraturas na região da solda e amostra não fraturada a  $0^\circ$ , através da Microscopia de Varredura Eletrônica por feixe de elétrons (MEV);
- d) Analisar os efeitos da orientação da linha de solda no comportamento mecânico de chapas obtidas por meio do processo de *Tailor Welded Blanks* (TWBs);
- e) Analisar, a partir da orientação equivalente da linha de solda em relação a direção de laminação (DL), o conjunto de ângulos que melhor determinam essa orientação e seu efeito nas propriedades mecânicas e na distribuição de tensões durante diferentes solicitações;
- f) Averiguar o efeito dos ângulos de direção da linha de solda na conformação de *Tailor Welded Blanks*, através de curvas limites de conformação (CLCs).

## 1.2 Justificativa

O número de soluções que buscam redução da quantidade de protótipos e de custos operacionais é crescente na indústria automotiva. As simulações computacionais surgem como alternativa promissora e são cada vez mais precisas. Isso não ocorre, entretanto, com *Tailor Welded Blanks*. Na realidade, alguns dados são obtidos empiricamente, como a orientação da linha de solda, por exemplo. A curva limite de conformação, em boa parte das simulações, não é do TWB em si, mas dos materiais de base. Pensando nisso é que este trabalho foi proposto.

A atual pesquisa considera as solicitações de maiores esforços nas regiões críticas da solda (ZF e ZTA), avaliando a magnitude e modo de propagação desses esforços, conforme a geometria imposta pelo processo de estampagem profunda, governado por diferentes estados de tensão, como: tração, compressão, cisalhamento e a combinação mútua dos três.

Caracterizar o comportamento mecânico das chapas na conformação de *Tailor Welded Blank* é extremamente importante. Conforme apontado na pesquisa de Andrade (2019), a orientação da linha de solda, parece ter um ângulo ótimo em relação a direção de laminação (DL) para a estampagem. No entanto, houve questões relativas à estampabilidade, ainda não

respondidas. Assim faz-se necessário a determinação da CLC específica para o TWB, auxiliando as precisões numéricas. Desta forma, espera-se uma conformação de TWBs numa faixa segura, ainda que se trabalhe com contornos complexos. Será possível então melhor qualidade dimensional e ausência de estrições localizadas e/ou fratura.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

As bases teóricas relacionadas com a natureza desta pesquisa experimental, ou seja, conceitos gerais dos processos de soldagem a laser e conformação mecânica, são discutidos devido a sua importância para indústria automobilística, bem como a análise dos principais conceitos acerca de *Tailor Blanks*.

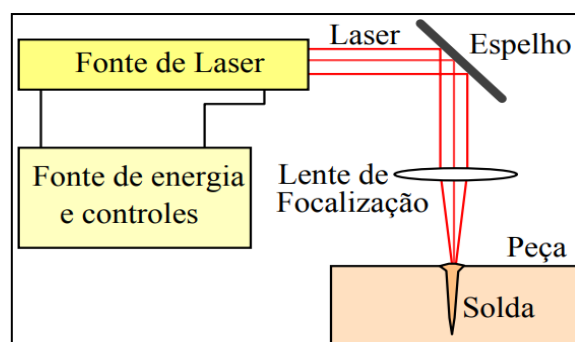
### 2.1 Soldagem a Laser

A definição clássica de soldagem da AWS (*American Welding Society* – Sociedade Americana de Soldagem) consiste na união de materiais pela coalescência localizada, produzida pelo aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem aplicação de pressão e/ou material de adição.

Os processos por soldagem a arco elétrico são os mais utilizados em escala industrial, em função de sua versatilidade e de seu baixo custo relativo. Apesar disso, no ramo automotivo é comum utilizar soldagem a ponto por resistência elétrica (HONG; SHIN, 2017).

A soldagem a laser, no entanto, ganha destaque e se mostra eficiente sobretudo por permitir, sem grandes complicações, o trabalho com materiais dissimilares. Na Figura 1 é apresentado o processo de um sistema comum para este tipo de soldagem.

**Figura 1- Principais componentes de um equipamento para soldagem a laser**



Fonte: Marques; Modenesi; Bracarense (2016).

Pode-se utilizar diversos equipamentos e tecnologias, sendo o modo como o feixe de laser é produzido o que os diferencia. Costuma-se utilizar também fontes de controle, unidades de potência, espelhos focais e, claro, o objeto de trabalho (peça). (KURYNTSEV; GILMUTDINOV, 2015).

Os sistemas comuns para esse processo operam na faixa de comprimento de ondas infravermelhas. Obtém-se alta energia de fótons e elevada absorção por materiais metálicos. Este é o princípio básico de operação desses dispositivos, os quais passam por inúmeras evoluções. A aplicação mais recente é a automotiva, com foco na produção de TWBs.

Cada montadora e/ou fornecedor podem trabalhar com seus critérios de validação, não havendo ainda um único parecer sobre a homologação e as normas utilizadas na aplicação da soldagem a laser em TWBS. Segundo Zhou e Tsai (2007), bastam apenas bom aspecto visual, penetração total e ausência de porosidades.

São avaliadas formas de se alterar parâmetros do processo, de maneira a se obter uma soldagem otimizada, atendendo a todos os requisitos de projeto e processo. Segundo Chen *et al.*, (2013), observa-se principalmente:

- a) Ângulo de incidência do feixe de laser;
- b) Velocidade de soldagem;
- c) Espessura das chapas;
- d) Largura do feixe de laser;
- e) Espaçamento (“gap”) entre as chapas/peças de trabalho.

Não há pleno consenso do que exatamente qualifica ou não uma solda a laser. Segundo Miyazak, Sakiyama e Kodama (2006), deve-se verificar:

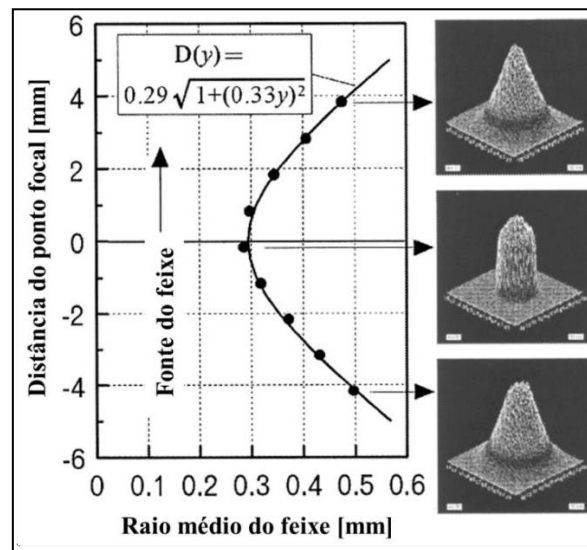
- a) Poros
- b) Falta de penetração
- c) Fusão parcial e/ou incompleta
- d) Inclusões
- e) Falta de fusão

Mesmo que apresente maiores custos relativos e maior complexidade, essa soldagem ganha destaque por ter elevada eficiência, reduzida ZTA, mínima distorção da solda, grande

possibilidade de automação e controle refinado. Pode-se também controlar com maior precisão a razão penetração pôr a largura da linha de solda (WANG *et al*, 2016; ZHANG *et al*, 2017).

Há possibilidade de focar o feixe num ponto específico, com 1mm ou menos de diâmetro, como se apresenta na Figura 2, na qual se apresenta também a propriedade de focagem perto do ponto focal quando um feixe de laser Nd-YAG de 6kW é condensado.

**Figura 2 - Razão entre o raio médio do laser sua distância de focalização**



Fonte: Adaptado de Miyazak; Sakiyama; Kodama (2006).

Dependendo da técnica utilizada e do equipamento, um aporte de calor pode ser até três vezes menor que dos processos convencionais a arco elétrico, cordões de solda bem mais estreitos (pelo menos 50% menores), 15% menos porosidades, até 25% mais resistência mecânica e melhor acabamento superficial (KIM *et al.*, 2016).

Ainda assim, há de se considerar sua elevada complexidade decorrente tecnologias, equipamentos e controle de variáveis de processos. Estudos realizados por Zhang *et al.* (2017), Hong e Shin (2017), Wang *et al.* (2016); Shi *et al.* (2017); Wei *et al.* (2015); Lu *et al.* (2015) e Miyazak, Sakiyama, Kodama, (2006), comprovam que o processo é sensível, sendo que o espaçamento entre as chapas, o comprimento de onda ( $\lambda$ ), o posicionamento do feixe e o tipo do laser podem influenciar na estabilidade do *keyhole*, interferindo na qualidade da solda.

## 2.2 Conformação Mecânica

A conformação mecânica pode ser definida como o processo de fabricação no qual a geometria inicial é modificada por deformação plástica, atribuído à aplicação de uma carga externa suficiente para assegurar que, depois de removida, haja uma conservação da forma desejada. (CALLISTER; RETHWISCH, 2016).

Segundo Kobayashi, Oh e Altan (1989), em um processo de conformação mecânica, o desenvolvimento do projeto baseia-se em:

- a) Priorizar os vínculos cinemáticos (geometria, velocidade e taxa de deformação) parâmetros entre a área deformada e não deformada;
- b) Priorizar os limiares de conformabilidade, ou seja, determinar que o produto a ser conformado suportará os carregamentos sem apresentar (afinamentos, enrugamentos, fraturas, etc.);
- c) Definir as tensões e forças necessárias para a conformação ideal do produto. Essa informação é extremamente necessária, no sentido de selecionar o melhor equipamento para a operação de conformação.

A estampagem é o processo de conformação mecânica, realizado geralmente a frio com relevância no setor automotivo (SURESH; REGALLA; GUPTA, 2016; DUAN *et al.*, 2016; LI *et al.*, 2015). Sua grande vantagem na manufatura é ter produtos, constituídos de chapas metálicas com baixo custo e a alta produtividade originadas pelo melhor aproveitamento do uso de matéria prima (SCHAEFFER, 2006). Segundo Guidi (2009) os processos de conformação de chapas metálicas podem ser divididos em:

- a) Estiramento;
- b) Dobramento;
- c) Cisalhamento;
- d) Embutimento.

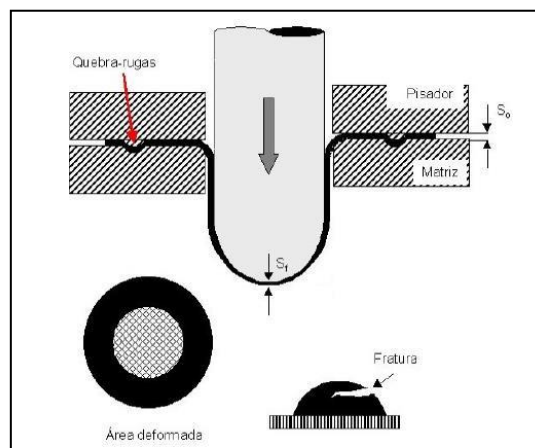
### 2.2.1 Estiramento

A conformação por estiramento em chapas metálicas se resume como, a imposição de forças trativas sob o material solicitado apoiado em uma ferramenta ou bloco modelo (Matriz) (PALMEIRA; HABIBE; JACOME, 2017). Segundo Dieter (1988), com este processo, o gradiente de tensões é praticamente uniforme, ou seja, assegura uma eliminação quase total do efeito mola. No entanto, por envolver tensões trativas, promove grandes deformações apenas em materiais mais dúcteis.

Em diversas situações refere-se unicamente à tração uniaxial, porém, na manufatura de peças, normalmente ocorre estiramento biaxial, com deformações positivas em quaisquer direções, no plano da chapa, e diminuição na espessura da mesma. (HOSFORD; CADDELL, 2011).

A Figura 3 ilustra a conformação de copos de fundos hemisféricos, onde o *blank* é submetido a um estado biaxial de tensões na zona central do punção. Ao aumentar a profundidade de penetração do punção e com a atuação do quebra rugas, que impede o escoamento da chapa, surge nesta região um estiramento ou afinamento do material reduzindo sua espessura e levando-o ao início da fratura, (DIETER, 1988).

**Figura 3 – Ilustração esquemática do modo de deformação por estiramento**



Fonte: Adaptado de Pereira (2005, p.7).

### 2.2.2 Dobramento

Na operação de dobramento de uma chapa metálica, segmentos retos se transformam em segmentos curvos. As superfícies externas são submetidas a esforços de tração, onde são mais deformadas que as fibras internas, e a tensão predominante é a de compressão. Estas duas

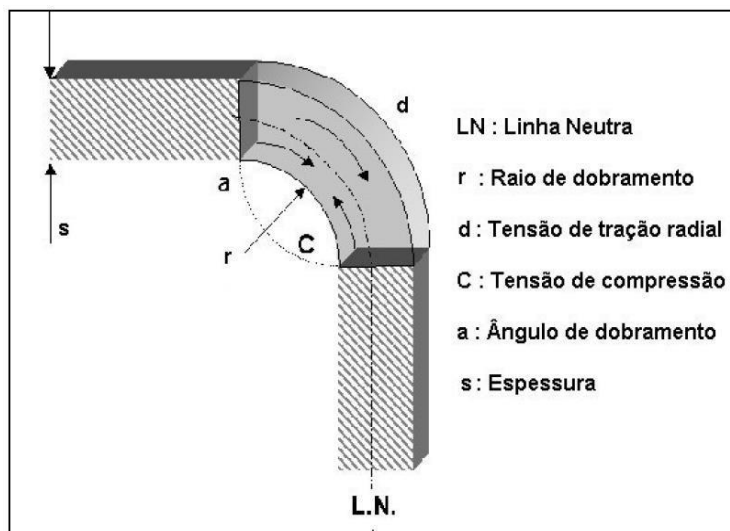
tensões em direções opostas, provocam a flexão e deformação plástica somente no perímetro de dobra. (BRESCIANI FILHO *et al.*, 2011).

No desenvolvimento ou factibilidade de novas ferramentas, os projetistas consideram o retorno elástico (*springback*). Para isso utilizam ângulos menores do que o projetado, de maneira que, depois do retorno elástico os ângulos do produto obtêm as dimensões finais.

Segundo Dieter (1988), o efeito mola depende principalmente: módulo de elasticidade, tensões de escoamento e máxima, espessura, raio de dobra e temperatura.

A deformação plástica existente no dobramento apresentado na Figura 4, provoca uma redução na espessura do *blank*, decorrente da ação de tensões de tração, em contrapartida, a espessura da chapa tende a aumentar sob esforços de compressão. O efeito dessa deformação concentra-se ao longo da espessura, onde a largura é maior que a espessura, causando pequenas distorções na seção transversal da chapa. Quando os esforços de tensão na superfície externa ultrapassam o limite de resistência à tração da chapa, existe possibilidade de fissuramento dessa região, porém, na parte interna há probabilidade de enrugamento devido aos esforços de compressão aplicados (BRESCIANI FILHO *et al.*, 2011).

**Figura 4– Ilustração esquemática do modo de deformação por dobramento**



Fonte: Adaptado de Pereira (2005, p.7).

### 2.2.3 Corte por Cisalhamento

O corte de chapas por cisalhamento é realizado por duas arestas cortantes, que se movimentam como se fossem uma tesoura. Essas arestas são chamadas de facas de corte, sendo

responsáveis pelo rompimento da chapa metálica, em contato com sua superfície cortante mediante a propagação da fratura iniciada pela intensa deformação plástica. A deformação plástica imposta na chapa pelas ferramentas promove trincas junto às bordas cortantes da matriz e punção e o corte estará completo quando as trincas se encontrarem.

Para um corte com rebarbas mínimas no produto e que não possam comprometer ou desgastar prematuramente as arestas cortantes do ferramental, é de suma importância determinar a folga de corte ideal, que varia com o tipo de material. No caso específico de chapas finas de aço de baixo carbono, a folga recomendada para o cisalhamento é de 3 a 5% da espessura da chapa (SCHAEFFER, 2009).

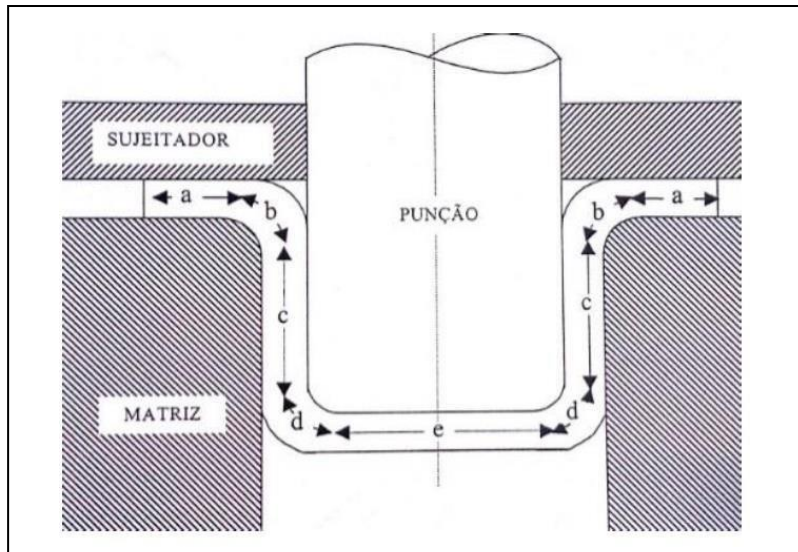
De acordo com Dieter (1988), há diversos grupos de operações realizados pelo processo de corte por cisalhamento entre eles estão:

- a) *Blanking* – consiste na preparação de discos planos (*blanks*), que servirão de matéria prima para outros processos de conformação;
- b) *Piercing ou Punching* – consiste na criação de furos em prensas, em que a região removida não será aproveitada;
- c) *Notching* – consiste na geração de entalhes nas bordas de uma chapa;
- d) Fendilhamento - consiste no corte para estabelecimento de fendas;
- e) *Trimming e Shaving* – consiste, respectivamente, na rebarbação e alisamento da chapa, como um processo de acabamento para retirada de excessos.

#### 2.2.4 Embutimento

O processo de embutimento ou estampagem profunda é comumente utilizado na produção de peças em série a partir da transformação de chapas planas em corpos ocos. Permite ótima relação entre tamanho, peso e consumo de matéria prima. Outro ponto positivo é a conformação de chapas com superfícies acabadas, ou seja, com redução de outras etapas ou operações de fabricação (SCHAEFFER, 2009). As regiões em um processo de embutimento profundo são identificadas pelas divisões na peça embutida, como mostra a Figura 5:

**Figura 5 - Ilustração esquemática das regiões de um copo embutido**

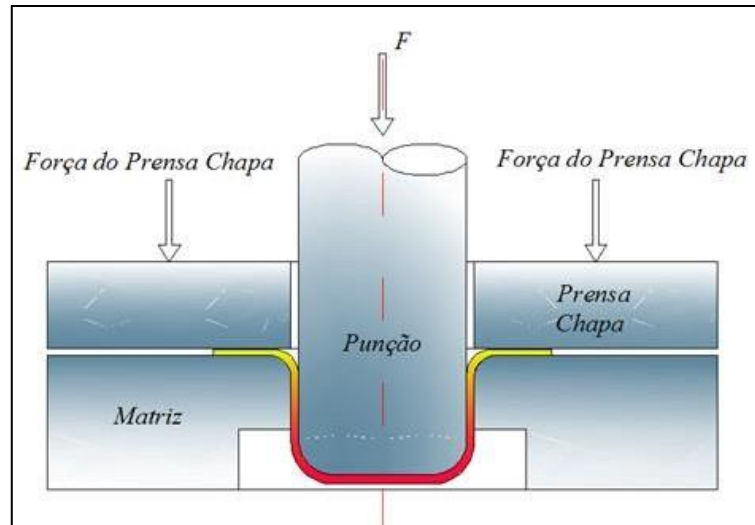


Fonte: Adaptado de Bresciani Filho *et al.* (2011, p. 65).

- a) Região da aba do copo;
- b) Região do dobramento da matriz;
- c) Região lateral do copo;
- d) Região do dobramento no punção;
- e) Região no fundo do copo.

O embutimento é executado a partir de uma força aplicada pelo punção a uma chapa ou *blank*, o qual é forçado a escoar pela cavidade da matriz, que possui a forma de um anel arredondado. Segundo Castro (2005), a parede do copo embutido terá de suportar uma tensão axial de tração solicitada, para puxar a chapa no sentido interno da cavidade da matriz. Para evitar o enrugamento no flange da peça é usado um prensa chapa, que exerce uma força compressiva na borda da chapa (SCHAEFFER, 2009). A Figura 6 apresenta as forças atuantes dentro do processo de embutimento profundo.

**Figura 6 - Ilustração esquemática do modo de embutimento**

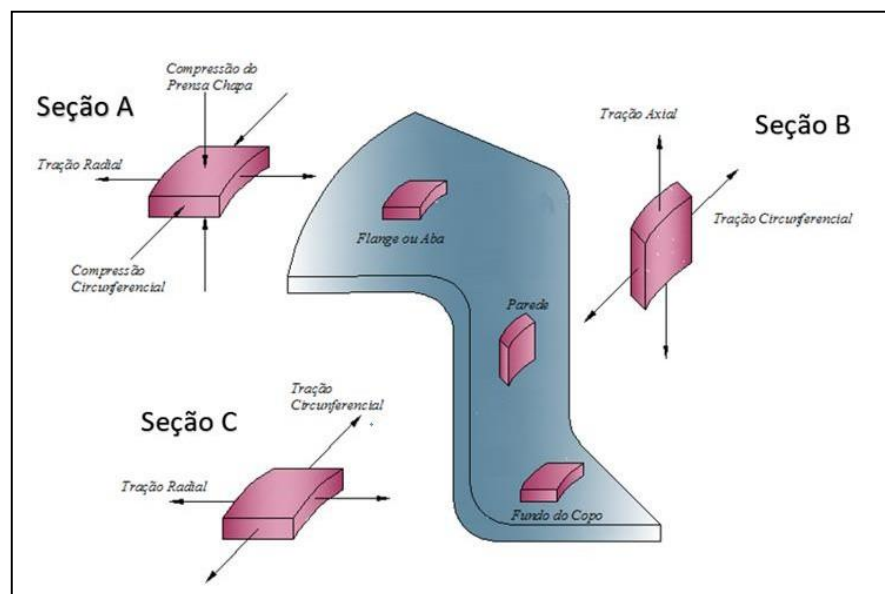


Fonte: Adaptado de Castro (2005, p.25).

Devido aos complexos estados de tensões, que atuam no processo de embutimento o produto final apresenta variações ao longo de sua espessura. Segundo Crivellaro (2003), vários são os componentes decisivos para tais variações, entre eles estão o atrito, as tensões de tração e compressão, tamanho de geratriz, raios das ferramentas e matrizes.

Para peças cilíndricas existem três diferentes estados de tensões: no flange, na lateral e no fundo do copo, como pode ser visto na Figura 7.

**Figura 7- Estado de deformações e tensões atuantes no copo durante o embutimento profundo**



Fonte: Adaptado de Castro (2005, p.25).

Conforme Crivellaro (2003), no processo de estampagem profunda o produto conformado sofre um estado de tensões multiaxiais, por isso é comum aparecerem vários estados de deformações. A Figura 7 seção A, representa um exemplo clássico de estampagem profunda, com a existência de tensões trativas radiais, provocadas pelo punção, quando empurra a chapa, que se escoia internamente na cavidade da matriz e das tensões compressivas pela redução do diâmetro. O resultado final é um aumento de espessura no flange, após conformado.

Na parede do copo Figura 7 seção B, os esforços são de tração na direção radial e circunferencial, devido à força resultante exercida no fundo do copo pelo punção e prensa chapas no flange. Segundo Crivellaro (2003), a parede do copo sofre uma tensão plana, responsável pelo afinamento do produto em detrimento ao estiramento uniforme criado pelo processo.

Na região do fundo do copo Figura 7 seção C, as tensões envolvidas são de estiramento biaxiais radiais, associadas à força exercida pelo punção sobre o material. Segundo Crivellaro (2003), o afinamento na região não é significativo, devido às solicitações locais serem menores que nas outras áreas do copo.

Em um processo de embutimento profundo, o material deve fornecer uma estampabilidade, onde deve atingir níveis de deformação sem o surgimento de estrição ou fratura. Por isso a anisotropia e o encruamento são propriedades mecânicas muito estudadas no processo de conformação a frio, pois podem modificar a estampabilidade das chapas metálicas (LOBÃO, 2003).

### *2.2.5 Encruamento*

O encruamento em um metal pode ser determinado como o aumento da resistência mecânica e dureza resultante da deformação plástica a frio. Trata-se de uma espécie de barreira que impede a movimentação das discordâncias ao longo do reticulado cristalino.

Segundo Andrade (2015), essa barreira ou interações levam uma redução na movimentação das discordâncias, sendo necessária maior tensão para se continuar a deformar o material plasticamente. Para a estampagem, por exemplo, o encruamento é comumente utilizado como recurso para melhoria e aumento da estampabilidade (DIETER, 1988).

Há diversas maneiras de mensurar o comportamento do material mediante a deformação e sua sensibilidade de endurecimento, no que prediz o encruamento.

Uma das relações é representada na Equação 1, a qual é chamada de equação de Hollomon:

$$\sigma = K \cdot \varepsilon^n \quad (1)$$

Onde:

- $K$  = Constante de resistência do material
- $\sigma$  = Tensão a qual o material está submetido [MPa];
- $\varepsilon$  = Deformação a qual se submete o material;
- $n$  = Expoente de encruamento;

Andrade (2015), esclarece que:

Essa equação prediz que o encruamento de um material pode ser calculado por meio do expoente de encruamento ( $n$ ), o qual é calculado através de uma curva de potência que relaciona os valores de tensão verdadeira e deformação verdadeira, correspondidos acima do início do escoamento, em geral 0,1 ou 10%. (ANDRADE, 2015, p.45).

Caso exista uma relação quantitativa entre a taxa de deformação e a tensão de escoamento pode-se utilizar o modelo de Ludwik, que é modificação da equação de Hollomon. No trabalho a frio, a tensão de escoamento é elevada em cada nível de deformação, principalmente em função do fenômeno de encruamento, por isso é acrescentado a tensão de escoamento a equação (AUGUSTO DOS SANTOS *et al.*, 2020, p. 4). A lei de Ludwik pode ser expressa como:

$$\bar{\sigma} = \sigma_y K \bar{\varepsilon}_p^n \quad (2)$$

Na qual:

- $\bar{\sigma}$  = tensão verdadeira
- $\sigma_y$  = tensão de escoamento
- $K$  = coeficiente de resistência
- $\bar{\varepsilon}_p$  = deformação verdadeira
- $n$  = expoente de encruamento

As equações podem ser utilizadas tanto para a conformação do TWBs, quanto ao metal de base da solda. Caso haja necessidade de considerar o material pré-tensionado, pode-se ainda

modificar o modelo de Ludwik (AUGUSTO DOS SANTOS *et al.*, 2020, p. 4). A lei de Ludwik é modificada e pode ser expressa como a Equação de Swift:

$$\bar{\sigma} = \sigma_y K(\bar{\epsilon}_p + \bar{\epsilon}_0)^n \quad (3)$$

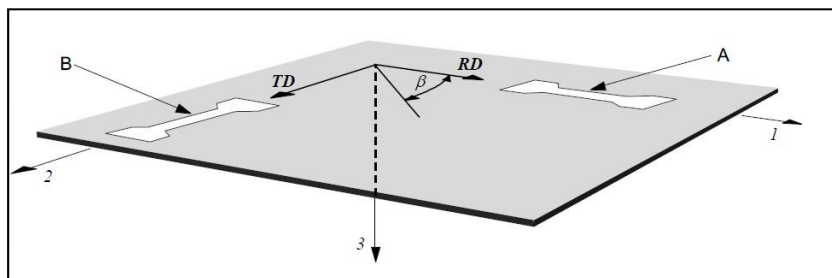
Na qual:

- $\bar{\sigma}$  = tensão verdadeira
- $\sigma_y$  = tensão de escoamento
- $K$  = coeficiente de resistência
- $\bar{\epsilon}_p$  = deformação verdadeira
- $\bar{\epsilon}_0$  = taxa de deformação
- $n$  = expoente de encruamento

As chapas de aço, devido ao processo de laminação, apresentam anisotropia significativa. Isso pode influenciar à entrada de dados para a simulação numérica, por isso é importante analisar o melhor critério de escoamento a ser utilizado nos testes experimentais (AUGUSTO DOS SANTOS *et al.*, 2020, p. 5).

A Figura 8 apresenta como são relacionados os critérios de anisotropia extraídos experimentalmente. A direção de laminação (RD) e a direção transversal à laminação (TD), determinam as direções que serão retiradas as amostras na chapa de aço. Com estes parâmetros são modelados os critérios experimentais dos ensaios dos TWBs.

**Figura 8 - Orientações dos planos de corpos de prova.**



Fonte: Adaptado de Chakrabarty (2012, p.11).

As constantes do material presentes no critério de Hill (F, G, H) estão relacionados aos parâmetros determinados experimentalmente RD e TD. Para  $R_0$  se tem:

$$R_{\beta=0} = R_0 = \frac{ds^p_{TD}}{ds^p_{33}} = \frac{ds^p_{22}}{ds^p_{33}} - \frac{F\sigma_2 + H(\sigma_2 - \sigma_1)}{F\sigma_2 + G\sigma_1} = \frac{H}{G} \quad (4)$$

No caso o modo seja estirado na segunda direção TD, temos o valor de  $R_{90}$ :

$$R_{\beta=90} = R_{90} = \frac{ds^p_{RD}}{ds^p_{33}} = \frac{ds^p_{11}}{ds^p_{33}} - \frac{G\sigma_1 + (H\sigma_1 - H\sigma_2)}{F\sigma_2 + G\sigma_1} = \frac{H}{F} \quad (5)$$

No caso de anisotropia normal, a versão de tensão plana do critério de rendimento de Hill 1948, pode ser escrita como:

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \frac{R}{1+R} \sigma_1 \sigma_2 = \sigma_{y,1}^2, R_{90} = R_0 = R_{45} \quad (6)$$

Materiais que apresentam um alto valor de  $n$  influenciam de maneira positiva na conformabilidade, pois tende a deformar-se uniformemente, até mesmo sob tensões não uniformes. Assim, para um bom estiramento e embutimento, um alto expoente de encruamento,  $n$ , é desejável.

No processo de estampagem um alto encruamento do material é fundamental, o que reduzirá a chance de o produto final apresentar rugas, pois com o aumento da resistência, uma maior força no prensa chapas pode ser utilizada com o propósito de se obter um estiramento máximo no embutimento. (ANDRADE; SANTOS; BRACARENSE, 2017)

### 2.2.6 Anisotropia

Durante a fabricação de chapas metálicas pelo processo de laminação a frio, a microestrutura é deformada e como consequência os grãos cristalinos do material ficam mais alongados na direção de laminação. Segundo Santos (2017), comumente os materiais policristalinos apresentam orientação preferencial, que é chamada de textura. A textura cristalográfica trata-se da orientação preferencial dos grãos de um material policristalino (que é o caso dos aços) em relação à algum referencial plano e direcional, como por exemplo, a superfície da chapa ou a direção de laminação (DL).

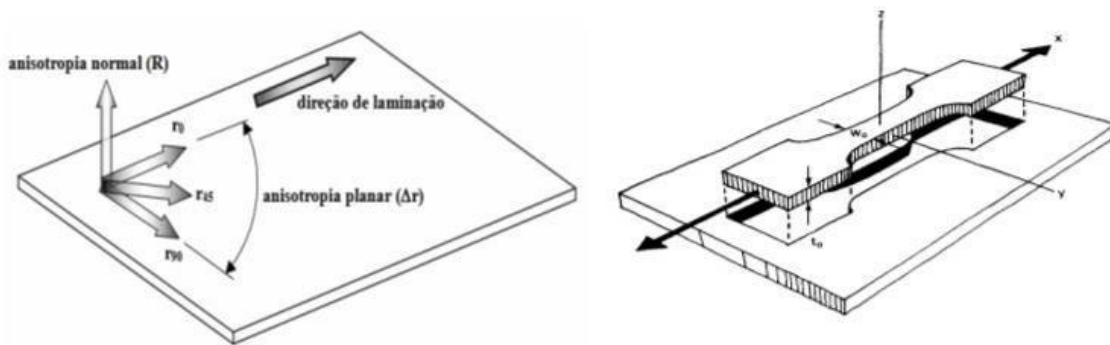
A textura é responsável pela variação das propriedades físicas em diferentes direções, nesse caso o material passa a se chamar anisotrópico. Essa diferença apresentada na microestrutura pode ser mensurada através do índice de anisotropia plástica ( $r$ ) também conhecido como coeficiente de Lankford. O critério pode ser definido como a razão entre a

deformação na direção da largura ( $\epsilon_w$ ) e a direção da espessura ( $\epsilon_t$ ) em um corpo submetido à tração, e pode ser descrita pela equação (7):

$$r = \frac{\epsilon_w}{\epsilon_t} \quad (7)$$

Para a mensuração da anisotropia em chapas metálicas é necessário utilizar o ensaio de tração uniaxial em corpos de provas nas orientações de  $0^\circ$  (longitudinal),  $45^\circ$  (Transversal) e  $90^\circ$ , em correlação a direção de laminação da chapa (DL). Segundo os resultados dos ensaios, são obtidos os coeficientes de anisotropia normal e planar. Na Figura 9 é apresentado a esquematização dos coeficientes de anisotropia em uma chapa laminada.

**Figura 9 - Esquematização dos coeficientes de anisotropia em uma chapa laminada**



Fonte: Adaptado de Reis (2002).

A anisotropia normal média ( $r_m$ ) representa a resistência do material ao afinamento. Para estimar o valor do coeficiente é preciso calcular a média das três direções, o que demonstra a equação (8):

$$r_m = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (8)$$

Santos (2017), esclarece que:

Quando  $r_m < 1$ , o material tende a escoar na direção da espessura; quando  $r_m = 1$ , o material apresenta um escoamento isotrópico; e quando  $r_m > 1$ , o material apresenta grande resistência a se deformar plasticamente na direção da espessura, fluindo no plano da chapa. Posto isto, um elevado coeficiente de anisotropia normal torna o material capacitado a resistir a elevadas deformações sem apresentar afinamento. (SANTOS, 2017, p. 6).

Existe ainda o cálculo do coeficiente de anisotropia planar, que é dado pela equação (9) relativo a direção de laminação (DL):

$$\Delta r = \frac{r_0 + 2r_{90} - 2r_{45}}{2} \quad (9)$$

Outra característica importante observada em chapas embutidas é o aparecimento de “orelhas” nas bordas de copos embutidos. Este fenômeno aparece, quando o coeficiente planar for diferente de zero. Apresentando valores positivos e negativos, ou seja, o valor desejado para um embutimento profundo é aproximadamente de ( $\Delta r \approx 0$ ). Na Figura 10 é evidenciada a Formação de “orelhas” após estampagem.

**Figura 10 – Formação de “orelhas” após embutimento**



**Fonte: Adaptado Suwas; Ray (2014).**

Normalmente, para se obter uma boa estampabilidade na operação de embutimento profundo, um coeficiente de anisotropia normal ( $r_m$ ) com altos valores é desejado, pois impossibilita o *blank* apresentar redução significativa de espessura durante a estampagem, ou seja, oferece uma elevada resistência ao afinamento, reduzindo assim falhas no produto final. A principal maneira de se avaliar a conformabilidade de materiais metálicos é por meio das chamadas Curvas Limite de Conformação (CLCs).

#### 2.2.7 Curvas Limite de Conformação (CLCs)

A quantidade de deformação plástica que uma chapa pode suportar antes de apresentar uma estricção localizada ou fratura, é um tema de grande importância na estampabilidade de

chapas (MOREIRA, 2003). Com base em resultados experimentais, o conceito de Diagrama Limite de Conformação (DLC) foi inicialmente inserido por Keeler (1965), para os valores positivos da menor deformação principal no plano da chapa.

Posteriormente, Goodwin (1968) e Woodthorpe et al. (1969), estenderam os conceitos aos domínios de deformações situados entre os estados de tração uniaxial e estiramento biaxial. Diante destes conceitos, surgiram pesquisas dedicadas à avaliação experimental e numéricas dos limites de deformações em chapas.

O diagrama (DLC) é definido nos eixos das menores ( $\varepsilon_2$ ) e maiores ( $\varepsilon_1$ ) deformações principais obtidas no plano da chapa, onde a curva estabelecida por meio de trajetórias lineares de deformação, é conhecida como Curva Limite de Conformação (CLC).

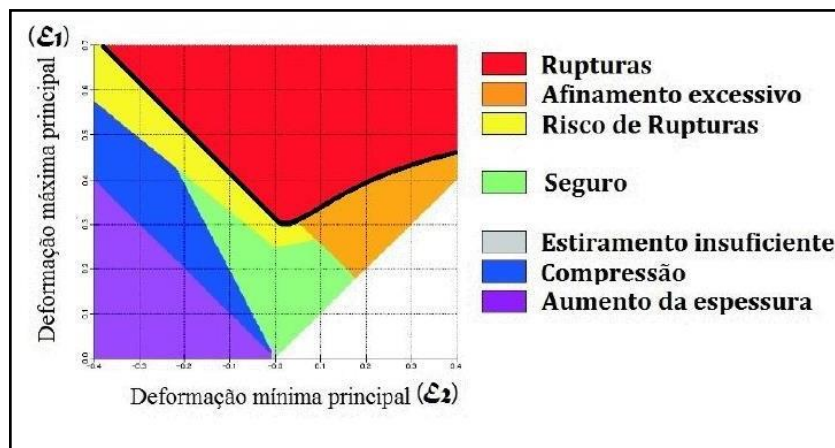
Esta premissa, segundo Korouyeh, Naeini e Liaghat (2012), é fundamental no projeto dos ferramentais, pois prevê a máxima deformação que o *blank* pode apresentar até o instante onde ocorre a ruptura, garantindo a qualidade do produto final e resultados mais próximos da realidade.

Uma teoria análoga foi estudada por Safdarian *et al.* (2014), onde adotaram que a obtenção de uma curva CLC é uma ferramenta útil, tanto na apreciação do comportamento plástico de chapas, quanto no projeto do ferramental, a fim de solucionar problemas de manufatura nas etapas de tentativas de erros-e-acertos ou análogo à fissura da chapa.

Desta forma, o desenvolvimento e conhecimento são fundamentais, para que o processo de estampagem em escala industrial não exceda um percentual de deformação em uma faixa segura. Existem três modos de se obter tais curvas: Numérica, Analítica e Experimental. Porém o mais indicado é a curva experimental. Os modelos analíticos e numéricos podem apresentar discrepâncias.

A análise da curva é através da plotagem de um gráfico, que mostra os valores possíveis das combinações de deformação do corpo de prova, o qual aponta sinais de início de estricção. A curva pode ser interpretada através da análise de uma fronteira entre regiões de falha e segurança. Uma curva típica pode ser vista na Figura 11, como um descritivo dessas curvas.

**Figura 11 – Representação esquemática de uma curva CLC, destacando-se os conceitos básicos do comportamento do material.**



Fonte: Auto Form (2011).

Dentre os principais métodos utilizados para a construção das Curvas Limites de Conformação citam-se: análise de bifurcação, análise de modelo de dano e análise de Marciniak e Kuczynski (GAIED *et al.*, 2009; DIETER, 1988; CETLIN; HELMAN, 2005).

Segundo Narayanan e Narasimhan (2008):

Muito se evoluiu na predição de CLCs. Inicialmente trabalhava-se apenas com o critério de Hill, baseado no estado plano de tensão. Mais tarde Marciniak e Kuczynski introduziram um critério (M-K) baseado na heterogeneidade de espessura e na taxa na qual ocorre deformação localizada em chapas menos resistentes. Havia, no entanto, restrições nesse critério que limitavam a obtenção de CLCs mais precisas. Esse efeito foi corrigido posteriormente por Hutchinson e Neale, os quais avaliaram efeitos de diversos ângulos e parâmetros de processo na deformação e no estado de deformação de chapas. Isso permitiu com que se complementasse as CLCs (Narayanan; Narasimhan, 2008, p.2).

Segundo Gaied *et al.* (2009):

A Análise de bifurcação foi iniciada através do trabalho de Hill e Hutchinson (1975), seguida por Støren e Rice (1975) e Hutchinson e Neale (1977). A análise do modelo de dano supõe microcavidades no material e o limite de conformação é previsto quando a evolução dessas microcavidades atinge um limite. O modelo matemático proposto por Marciniak e Kuczynski supõe que a localização da deformação, no caso do esforço biaxial, aparece na área de uma heterogeneidade geométrica da chapa metálica (EVANGELISTA *et al.*, 2002 apud GAIED *et al.*, 2009, p. 388).

Entretanto, mesmo com aplicação de tais curvas, a avaliação de estampabilidade de um determinado material pode ser difícil, devido à complexidade das deformações introduzidas ao

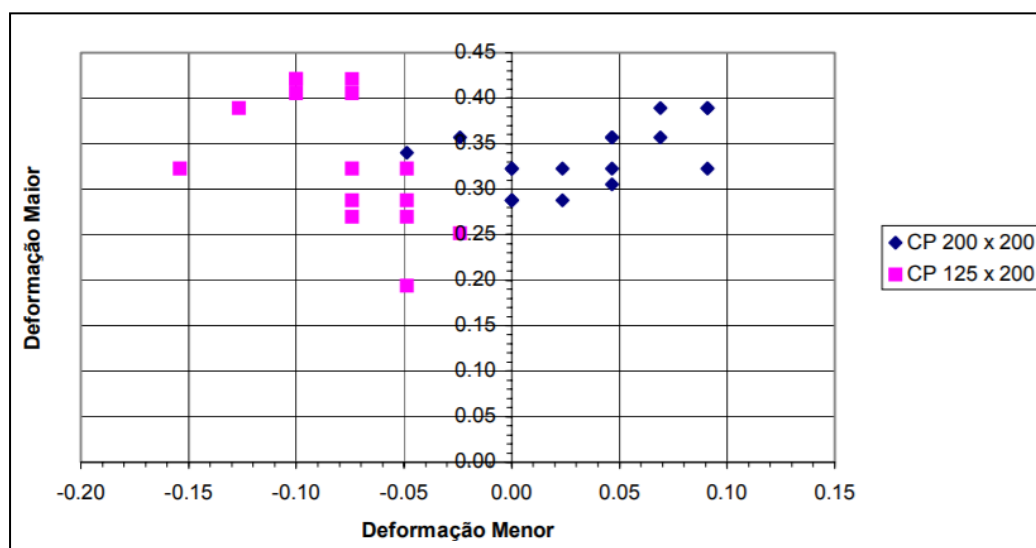
decorrer do método escolhido para a construção da CLC (CERCEAU, 2004). Isso porque uma mesma peça conformada geralmente pode apresentar um estado de estiramento, compressão, tração uni e multiaxial, a depender da região analisada (GUIDA, 2006).

Durante a estampagem, por exemplo, a chapa ao ser conformada é submetida a vários estados de tensões, tais como: tração uniaxial nas paredes verticais, a região plana sofre redução de área devido a tensão de compressão e nas regiões curvas há uma combinação de tensões de compressão, cisalhamento e tração (CETLIN; HELMAN, 2005; DIETER, 1988).

Ao se construir uma curva limite de conformação, condições críticas em diferentes situações são representadas num mesmo gráfico, permitindo uma comparação direta dos limites de conformabilidade. Segundo Guida (2006), a curva separa o plano em duas regiões distintas, sendo que a CLC limita as regiões de estrição (região acima da curva) ou não (região abaixo da curva). Analisando-se com maior criticidade as curvas, há também uma faixa de incerteza, na qual não é possível prever com exatidão o comportamento do material.

Para construir uma curva limite de conformabilidade utiliza-se distintos modelos de malha (quadriculadas ou circulares). Submete-se a amostra a deformação previamente estabelecida (tração, estiramento ou embutimento), mensura-se ao longo do plano da chapa, onde ocorreu a fratura do material. Desta forma, denota-se um conjunto de pontos experimentais, correspondentes às deformações verdadeiras nas direções x e y do plano,  $\varepsilon_1$  e  $\varepsilon_2$ , respectivamente. A Figura 12 ilustra um tipo de nuvens de pontos que podem ser obtidos por este procedimento.

**Figura 12 – Diagrama Limite de Conformação**



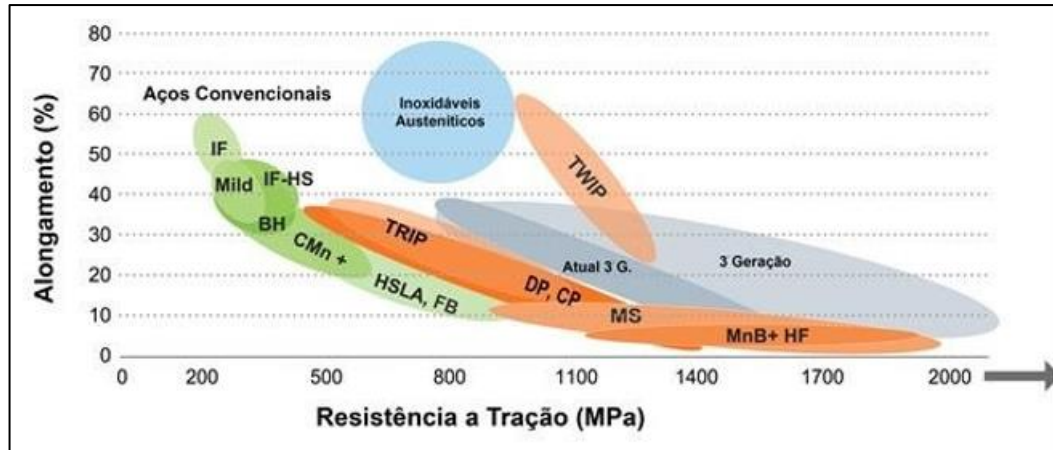
Fonte: Ravilson (2004).

Na construção de uma CLC podem ser aplicadas várias formas de ensaios experimentais, desde os de tração uniaxial aos mais complexos, de embutimento ou mesmo se estampar uma peça, na prática e mensurar suas deformações. Os métodos mais comuns, no entanto, são os testes de embutimento, destacando-se o de Nakazima e o *Swift* (CERCEAU, 2004; GUIDA, 2006).

### 2.2.8 Aços para Estampagem

Com o crescimento da competitividade industrial entre as montadoras automobilísticas e a exigência em desenvolvimento de carros mais leves, alavancam-se a suma importância do domínio no conhecimento da estampabilidade dos aços. Desta forma, fica evidente o desenvolvimento de aços mecanicamente mais resistentes e com boa ductilidade, o qual é de extrema relevância, devido à severidade das deformações exigidas no processo de estampagem. A Figura 13 apresenta a relação de alongamento e resistência mecânica dos aços encontrados atualmente.

**Figura 13 – Propriedades mecânicas dos aços**



Fonte: Adaptado de Giancesini; Schaeffer (2018).

Na estampagem de chapas metálicas para componentes móveis da carroceria veicular (como portas, capôs e teto) é utilizado amplamente os aços com baixo percentual de carbono.

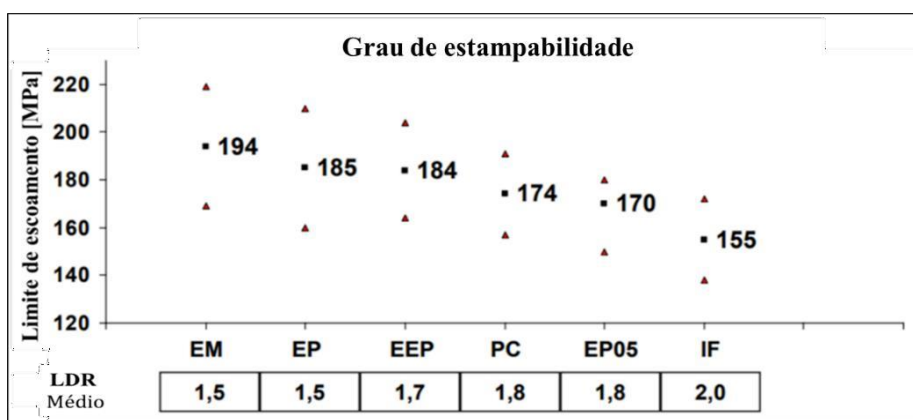
Segundo Lobão (2003):

O percentual de carbono em chapas para estampagem é geralmente limitada a 0,10% ou menos para melhorar a estampabilidade. A adição de carbono no aço aumenta o limite de resistência e de escoamento e, diminui o alongamento, consequentemente reduzindo sua estampabilidade. Estes efeitos são causados pela formação de cementita / perlita. (LOBÃO, 2003, p.27).

Segundo a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), os aços apresentam classificações, conforme suas variações químicas, diferentes propriedades mecânicas e consequentemente o grau de estampabilidade. As classificações são baseadas nas propriedades mecânicas como, limite de escoamento, no expoente de encruamento e no coeficiente de anisotropia de Lankford (R) (TIGRINHO, 2005).

A Figura 14 apresenta as propriedades mecânicas dos aços, conforme norma ABNT e segundo o grau de estampabilidade.

**Figura 14– Grau de estampabilidade, conforme norma ABNT**



Fonte: Marcondes (2019).

No gráfico apresentado na Figura 13 tem-se no eixo vertical o limite de escoamento médio dos aços com suas passíveis variações. No eixo horizontal tem - se o limite de embutibilidade (LDR-*Limite Drawing Rate*). Na norma ABNT NBR 5906 (2008) e NBR 5915-1 (2013) as classificações segundo o grau de estampabilidade são definidas como:

- EM – Estampagem moderada
- EP - Estampagem profunda
- EEP – Estampagem extra profunda
- EEP-PC – Estampagem extra profunda em peças críticas
- EEP-IF - Estampagem extra profunda em aço IF (Interstitial Free)

De acordo com Marcondes (2019), os aços convencionais para a estampagem, apresentam a sua microestrutura composta basicamente por ferrita / perlita e presença de precipitações (carbonetos, nitretos, etc.). E dentre os mecanismos que melhoram e aumentam sua resistência mecânica estão: solução sólida, encruamento (discordâncias), endurecimento por precipitação, transformação de fases e tamanho de grão.

Dentro da classificação do grau de estampabilidade, destacam-se os aços para estampagem Extra Profunda (EDD - *Extra Deep Drawing*) e IF (*Interstitial Free* – Livre de Intersticiais). Pois são aços com baixos teores de elementos intersticiais, que suportam grandes solicitações mecânicas, quando são exigidos a uma alta conformabilidade e soldabilidade. (ANDRADE, 2019; PANDA; KUMAR, 2009).

### 2.2.9 Aços IF

A sigla inglesa IF significa *Interstitial Free*, e é o nome utilizado para os aços de Livres de Intersticiais, que se destacam na estampagem automobilística moderna, pois apresentam valores típicos de coeficiente de encruamento ( $n$ ) aproximadamente de 0,30 e de anisotropia normal ( $r_m$ ) em níveis consideráveis, normalmente superiores a 2 (SANTOS, 2017). O que significa que este material apresenta uma deformação uniforme, facilitando a conformação de peças estampadas com geometrias complexas, quando comparado a aços de baixo carbono convencionais.

Segundo Andrade (2019), um dos principais aços usados na indústria automobilística são os livres de intersticiais (IF – *Interstitial Free*), em função de seu baixíssimo teor de carbono, o qual confere excelente conformabilidade. Assim, pode ser aplicado em peças de geometrias complexas, como: (portas, capôs, tetos, paralamas e laterais).

Santos (2017), diz que os aços livres de intersticiais, são classificados dessa maneira porque apresentam um acréscimo controlado de partículas intersticiais na matriz, tornando-se um aço extremamente dúctil. A sua matriz ferrítica, apresenta uma estrutura CCC, com uma composição ultrabaixo de teor de carbono e nitrogênio (inferior a 0,003% peso).

Os aços IF provêm da característica de não possuírem átomos de carbono e nitrogênio livres, para se locomoverem entre os interstícios da rede cristalina de átomos de ferro. Santos (2017), esclarece, que essa característica do aço é obtida por grande redução do teor de carbono e adição de elementos microligantes formadores de carbonitretos estáveis tais como nióbio e titânio.

Andrade (2019), aponta os aços IF como diferenciados pelo elemento utilizado na estabilização dos solutos intersticiais, e assim classificados principalmente em: estabilizados por titânio (IF-Ti), por nióbio (IF-Nb) e por titânio e nióbio (IF-TiNb).

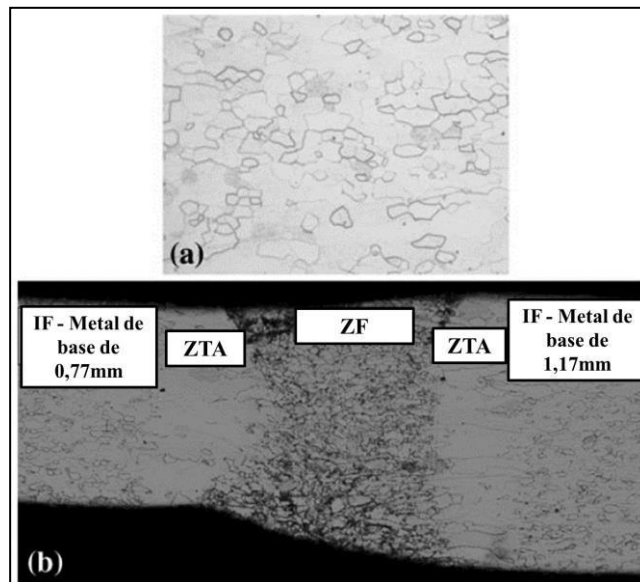
Um problema que poderá ocorrer por incumbência da estrutura ferrítica, é a perda de resistência mecânica. Desta forma, como solução, poderão ser adicionados novos elementos de

liga (como fósforo, silício e manganês, em solução sólida) ou se trabalhar os tratamentos térmicos para garantir o aumento de dureza necessário (SANTOS, 2017).

Para determinar a aplicação e conformabilidade dos aços IF é extremamente essencial o controle em suas etapas de produção, como por exemplo: composição química, temperatura, tempo e percentual de redução (SANTOS, 2017).

Andrade (2019), aponta ainda que, devido à versatilidade e seu baixo custo, o aço IF tem sido incorporado a aplicações em TWBs. Na Figura 15, pode ser visto uma microscopia de um TWB de aço IF.

**Figura 15– Análise microestrutural de um Tailor**

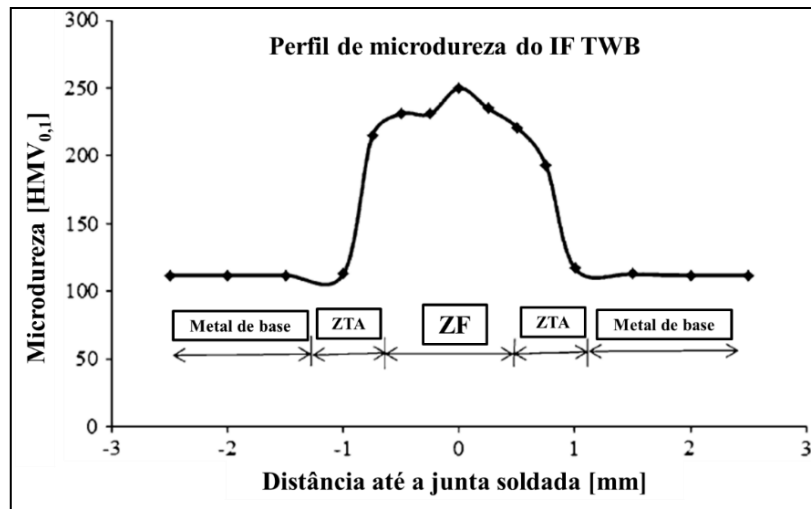


Fonte: Adaptado de Korouye; Naeini; Liaghat (2012.).

As pesquisas de Andrade (2019), sugerem que os aços IF possuem características conhecidas que são os grãos de ferrita. E na soldagem a laser sua microestrutura apresenta três diferentes áreas (material de base, zona termicamente afetada e zona fundida) e como é esperado na soldagem deste material, há o aumento de grãos na zona termicamente afetada. Na zona fundida, os grãos apresentam tamanho e forma diferentes, porém é evidenciado uma boa penetração da linha de solda. Na zona fundida, espera-se o acréscimo de maior dureza, caracterizado pela formação de bainita, ferrita e precipitados (ANDRADE, 2019).

Após as definições, na Figura 16 é evidente perceber o perfil traçado de micro dureza de um *Tailor Welded Blank* realizado com aço IF.

**Figura 16– Perfil de microdureza**

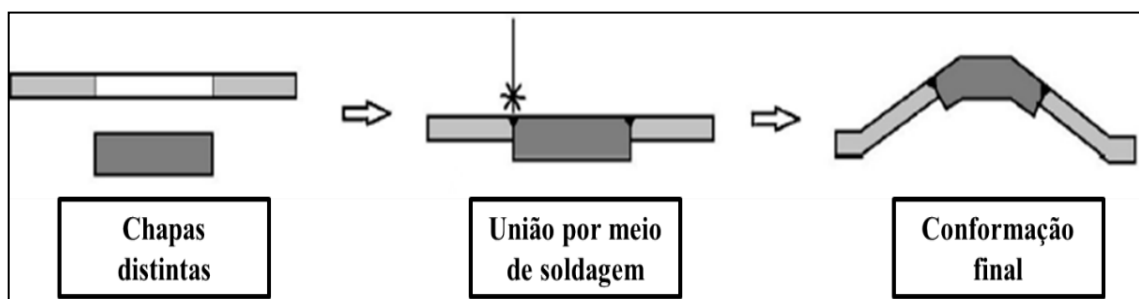


Fonte: Adaptado de Korouyeh; Naein; Liaghat (2012).

### 2.3 Tailor Welded Blanks

O *Tailor Welded Blank* (TWB) é uma união de duas ou mais chapas metálicas soldadas em um mesmo plano, empregando geralmente soldagem a laser, como apresenta a Figura 17. Pode-se trabalhar com chapas de diferentes materiais, espessuras, propriedades mecânicas e revestimentos, o que alavancou o mercado mundial de diversos setores e principalmente o segmento automotivo, devido à vantagem de diminuir o custo de produção, redução de peso e melhoria no desempenho estrutural do veículo (MIYAZAK, SAKIYAMA, KODAMA, 2006).

**Figura 17– Princípio de um TWB**

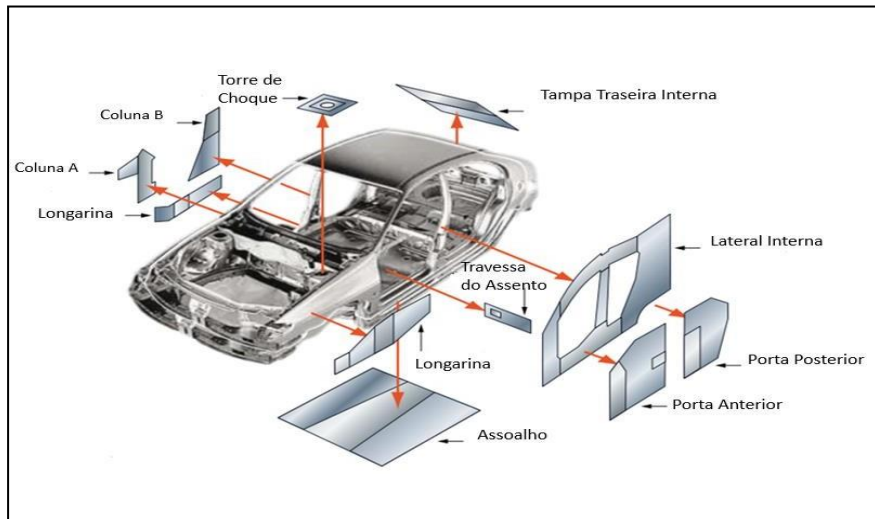


Fonte: Adaptado de Zhang *et al.* (2016).

O desenvolvimento do método impulsionou na aplicação em diversas peças nas carrocerias automotivas como mostra a Figura 18, possibilitando através do TWB a rigidez

mecânica, conforme a necessidade do veículo e de comportamento da peça adicionada (MEINDERS; VAN DEN BERG; HUÉTINK, 2000).

**Figura 18- Partes de uma carroceria com aplicação em TWB**



**Fonte: Adaptado catalogo Arcelor Mittal Europe (2009 p.6).**

Segundo Meinders, Van Den Berg e Huétink (2000), ao substituir peças de uma só espessura por TWB em um veículo automotivo, além de reduzir o número de componentes e peso, destaca-se posteriormente a mudança a uma redução acentuada de consumo de combustível e conseqüentemente em emissão de gases poluentes, alavancando assim uma aplicação que se adequa a necessidade exigidas no século XXI.

A possível união através da técnica de soldagem se tornou a alternativa recorrível para a metodologia empregada, por proporcionar a efetiva junção esperada, onde segundo Merklein *et al.* (2014), as propriedades mecânicas e químicas podem sofrer pequenas modificações na região da zona termicamente afetada (ZTA) e zona fundida (ZF) em relação ao material de base.

No entanto, algumas desvantagens revelam a complexidade da metodologia em relação as influências da geometria do *blank*, características das deformações plásticas na ZTA e ZF ou até mesmo de tensões residuais. O que resulta em rupturas nas regiões próximas a união com a linha de solda ou rompimento parcial da solda.

Dentre um modo de prevenir ou identificar falhas antecipadamente, a simulação por modelamento virtual e numérico pode auxiliar antes mesmo do produto ir para sua produção final. Mas quando se fala de simulação virtual em TWB existe certa complexidade para gerar resultados reais com a prática devido à ZTA e ZF gerada ambas pela técnica de soldagem, a

probabilidade em aproximar o real comportamento da região com o virtual se dá através da adição de parâmetros de propriedades da região gerados em análises e ensaios mecânicos.

Assim é de extrema relevância avaliar as deformações plásticas por meio dos ensaios experimentais como tração, Erichsen, curva limite de conformação (CLC) e análises metalográficas, e também a verificação da região na chapa soldada suscetível à ruptura.

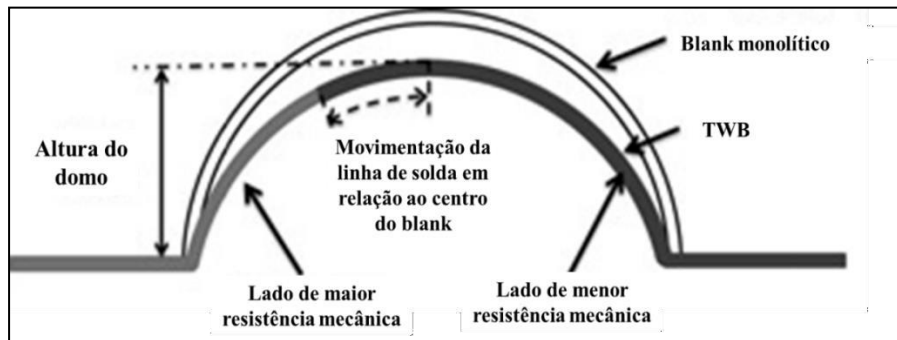
### 2.3.1 Conformação de Tailor Welded Blanks

O grande desafio no desenvolvimento de TBWs é a reduzida conformabilidade dos *blanks*, onde o material menos espesso, que é o de menor resistência mecânica, pode deformar-se preferencialmente e romper prematuramente, decorrendo em um movimento indesejado da linha de solda. Safdarian (2016), esclarece, que o indesejado problema chamado de “movimentação da linha de solda” conforme é apresentado na Figura 19 é sem dúvidas um dos parâmetros importantes na conformação de um TWB.

O problema quase sempre ocorre com o movimento da linha de solda se deslocando em sentido ao *blank* de maior espessura, ocasionando assim estiramentos e fraturas no *blank* de menor espessura. Isto se explica devido à resistência mecânica distintas dos dois materiais, pois o material de menor espessura predispõe a ser deformado mais facilmente, que o de maior espessura (ZADPOOR *et al*, 2008).

Shi, Pickett e Bhatt (1993), concluiu em seu estudo, que a quantidade de movimento da linha de solda na direção ao material mais resistente, gera um maior acúmulo de tensões localizadas no material de base de menor resistência mecânica. E ainda que o movimento da linha de solda depende da razão de limite de resistência mecânica e localização dos materiais de base, e não do tipo e largura de solda. Este fenômeno de movimento da linha de solda também é danoso à matriz do estampo, que pode vir a sofrer descontinuidade ou desgaste por abrasão em sua superfície, tornando assim susceptíveis a estiramentos no *blank* após conformado.

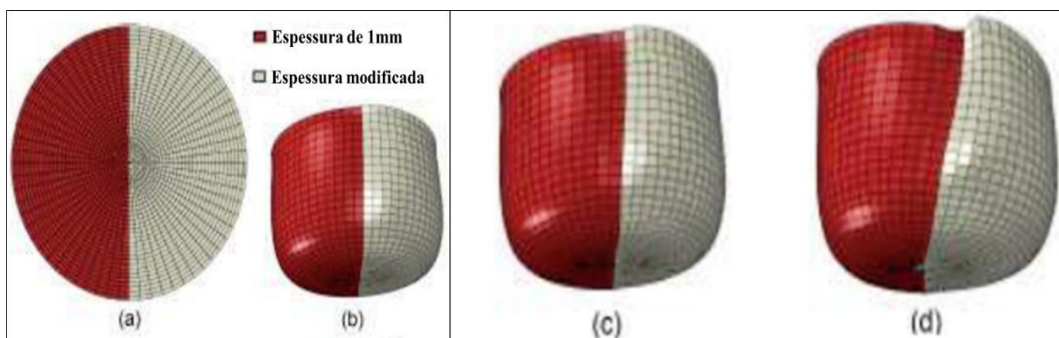
**Figura 19 – Esquemática da movimentação da linha de solda correlacionada as espessuras dos blanks**



Fonte: Adaptado de Hariharan *et al.* (2014).

Na Figura 20 apresenta-se a influência do movimento da linha de solda na altura do domo LDH – (Limit Dome Height). Quando se trabalha com TWBs, que apresentam diferenças nas propriedades mecânicas e espessuras das chapas, quanto maior a diferença entre os limiares de resistência à tração e escoamento dos materiais de base, menor o LDH e, conseqüentemente, pior a estampabilidade.

**Figura 20– Diâmetro primário e amostras embutidas com diferentes espessuras.**  
 a) blank inicial b) Amostras de 0,85mm e 1mm c) Amostras de 0,75mm e 1mm d) Amostras de 0,5mm e 1mm.



Fonte: Adaptado de Fazli (2016).

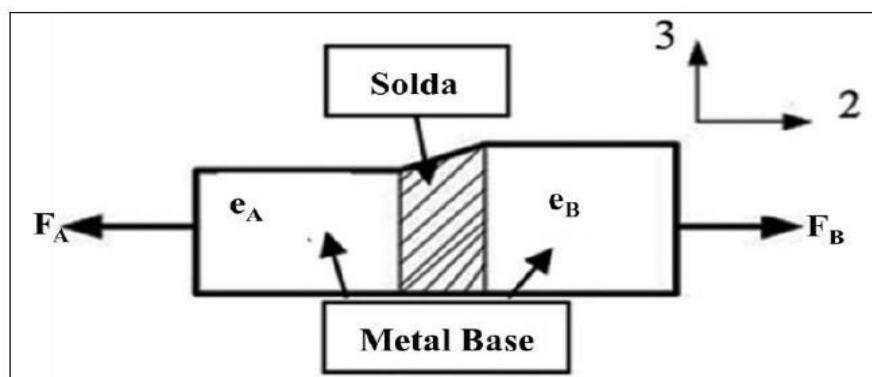
Segundo Meinders, Van Den Berg e Huétink (2000), à proporção que a linha de solda se movimenta na direção da chapa mais resistente na operação de embutimento, a conformação do *blank* diminui. Em alguns estudos desenvolvidos para controlar esta situação, foram realizados vários testes para diminuir a deformação no material menos espesso, desde aumentar o movimento da chapa de maior espessura ou até mesmo reduzir a força de sujeição no material de menor resistência mecânica. Para isso, são utilizados conceitos de *drawbeads* (quebra rugas) e controlados pontos de pressão em quadrantes isolados do prensa chapas.

Além dos efeitos mecânicos, existem também as questões microestruturais em razão da ZF, que podem influenciar negativamente a conformação dos TWBs devido a formação de estruturas martensíticas. Tais transformações devido à zona afetada pelo calor podem gerar desde um amaciamento localizado da martensita a complexas transformações de fases em condições fora do equilíbrio (CALLISTER; RETHWISCH, 2016; KRAUSS, 1990).

As conformações TWBs são bem distintas em referência à estampagem de chapas individuais (MA; GUAN; YANG, 2015; KOROUYEH; NAEINI; LIAGHAT, 2012). As condições de conformação de TWBs podem ser bem distintas em referência à estampagem de chapas individuais, seja em função de se conjugar materiais distintos, cada qual com sua conformabilidade, ou da presença da linha de solda (MA; GUAN; YANG, 2015; KOROUYEH; NAEINI; LIAGHAT, 2012).

Existem limitantes, que devem ser seguidos, a fim de reduzir o impacto dessas dissimilaridades. Ainda não existe consenso de como exatamente avaliar essas limitações, mas um dos critérios mais utilizados é o adotado por Safdarian (2016). Leva-se em consideração o equilíbrio de forças e o Limite de Resistência à Tração (LRT) dos materiais de base, que compõem os *blanks* utilizados. A partir desse critério, pode-se definir as espessuras mínimas, máxima das chapas do TWB e assim reduzir a propensão a falhas durante a conformação. Esse parâmetro é útil porque, a depender dos valores de LRT e da espessura dos *blanks*, enquanto o material de menor espessura e/ou resistência mecânica se encontra no regime plástico, o material de maior resistência mecânica e espessura pode limitar-se ainda no regime elástico com pouco ou quase nada deformado. Conseqüentemente, o material menos resistente pode vir a fraturar antes do término da conformação. Na Figura 21 é esquematizada a atuação das forças.

**Figura 21- Esquematização do equilíbrio de forças transversais em relação a diferentes espessuras próximas à linha de solda “eA” e “eB”**



Fonte: Adaptado de Safdarian (2016).

O critério é calculado quando a chapa começa a deformar se plasticamente (Tensão atuante maior que o limite de escoamento), e a outra chapa atinge o limite de conformabilidade (Tensão máxima). Este critério foi introduzido como um limiar de conformação útil. O limiar desenvolvido é a razão entre os modelos de resistência mecânica dos materiais que integram o TWB e também entre as espessuras das chapas.

Estudos mostram que a operação de conformação será bem-sucedida caso não seja ultrapassado um valor crítico de limite de espessura (LTR – *Limit Thickness Ratio*, Razão de espessura limitante) e nem de resistência (LSR - *Limit Strength Ratio*, Razão limite de resistência mecânica). Safdarian (2016), esclarece que a relação de espessura ou relação de resistência de dois materiais caso excederem um determinado valor, o material com maior espessura (maior resistência mecânica) pode ser limitado à deformação elástica ou baixa deformação plástica na direção perpendicular à solda, embora o material com menor espessura (menor resistência mecânica) exceda seu limite de conformação perto da solda.

Quando a relação de espessura é menor que a LTR e a relação de resistência é menor que a LSR, a deformação plástica ocorre nos dois *blanks*. Essa relação pode ser calculada com base em princípios básicos de mecânica de materiais. Porém é de suma importância entender que o limiar não é padronizado e varia segundo os materiais que serão empregados nos *blanks* (SAFDARIAN, 2016).

Segundo Nalli *et al.* (2017), Safdarian (2016) e Ahmetoglu *et al.* (1995), sobre os dois materiais existe um equilíbrio de forças atuantes  $F_A = F_B$  (conforme Figura 21). Portanto, desconsiderando os efeitos metalúrgicos, o limiar é descrito pela equação 14:

$$LSR = \left( \frac{\sigma_{YB}}{\sigma_{TA}} \right) = \left( \frac{t_{0A}}{t_{0B}} \right) \quad (14)$$

Onde:

- $LSR = \text{Limit Strength Ratio} =$  Razão limite de resistência mecânica
- $\sigma_{YB} = \text{Yeld Strength for material B} =$  Tensão limite de escoamento do material B
- $\sigma_{TA} = \text{Tensile Strength for material A} =$  Tensão limite de resistência à tração do material A
- $t_{0A} = \text{Initial thickness of material A} =$  Espessura inicial do material A
- $t_{0B} = \text{Initial thickness of material B} =$  Espessura inicial do material B

O limiar representado pelo LSR depende da razão de espessura dos dois materiais. Caso o limiar não seja respeitado, o produto final poderá desenvolver sérios problemas de qualidade.

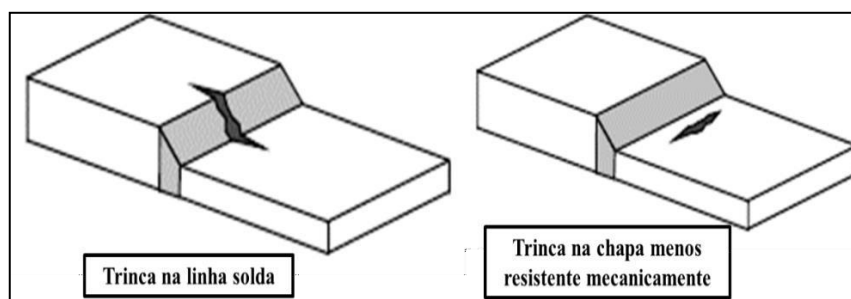
Segundo Andrade (2019), o limiar possui dois critérios que são extremamente importantes a serem considerados no desenvolvimento do TWB. O primeiro é respeitar a razão de espessuras para os blanks que irão formar o TWB e o segundo é não trabalhar com propriedades mecânicas distintas. O não cumprimento das premissas pode acarretar problemas de rupturas no material menos espesso, movimento na linha de solda ou rupturas na linha de solda durante a conformação (ANDRADE, 2019).

Podem ocorrer dois modos de falhas na estampagem de TWBs, que estão correlacionados a orientação da linha de solda e à direção da solicitação principal, bem como as propriedades mecânicas dos materiais de base. Os principais modos de falhas estão esquematizados na Figura 22. (ABBASI *et al.*, 2012; MEINDERS; VAN DEN BERG; HUÉTINK, 2000):

- a) Modo 1 - Falha gerada na linha de solda: é causado por uma tensão paralela à linha de solda que se rompe devido à sua baixa ductilidade. Nesse caso, a linha de solda provavelmente não foi bem executada;

Modo 2 - Falha iniciada na extensão do *blank* de menor espessura: o esforço principal se concentra perpendicularmente à linha de solda. A tensão será localizada no material base menos resistente, pois a solda tem uma maior tensão de escoamento do que os materiais de base. Portanto, a conformabilidade nessa direção depende das propriedades mecânicas dos materiais de base.

**Figura 22- Modos de falhas comuns em TWB**



Fonte: Adaptado de Meinders, Van Den Berg e Huétink (2000).

Segundo Zadpoor *et al.* (2008), existem três condições importantes relacionados ao fluxo das chapas, que pode vir acontecer na conformação:

- a) A movimentação da linha de solda no sentido do material mais espesso. Pode gerar fratura de modo 1 no material menos resistente;
- b) A falta de folga entre o material mais espesso e o prensa chapas. Pode gerar enrugamento no material de menor espessura;
- c) Na estampagem extra profunda a linha de solda pode mover-se no sentido do material menos resistente. O que pode gerar falha por ruptura na solda.

Os resultados de algumas pesquisas indicam que a conformação de um TWB é segura (sem ocorrência de falhas), quando a razão de espessuras e de resistências dos materiais que o compõe é menor que o valor limite calculado. Para a aplicação correta de um TWB é de fundamental importância que se entenda sua conformabilidade. Para isso costuma-se lidar e analisar as curvas limite de conformação (CLCs).

### 2.3.2 Curva Limite de Conformação em TWBs

A forma apropriada de antecipar a reação dos blanks de TWBs, submetido a vários estados de tensões é, conforme já mencionado, através de CLCs. Segundo Korouyeh *et al.* (2013), a determinação de uma curva CLC é extremamente importante para o aprimoramento dos projetos dos ferramentais, pois com a construção da curva é possível distinguir antecipadamente situações que causariam à instabilidade plástica, ou mesmo à falha do material.

Segundo Safdarian *et al.* (2014), a CLC no ponto de empescoçamento (*Forming Limit Curve at Necking – FLCN*) é utilizada para antecipar a conformabilidade. A curva descreve as deformações máximas e mínimas no ponto de proximidade da falha (no início da estricção, ou empescoçamento). A outra abordagem refere-se da mensuração dessas deformações após a ocorrência da fratura (*FLCF – Forming Limit Curve at Fracture*).

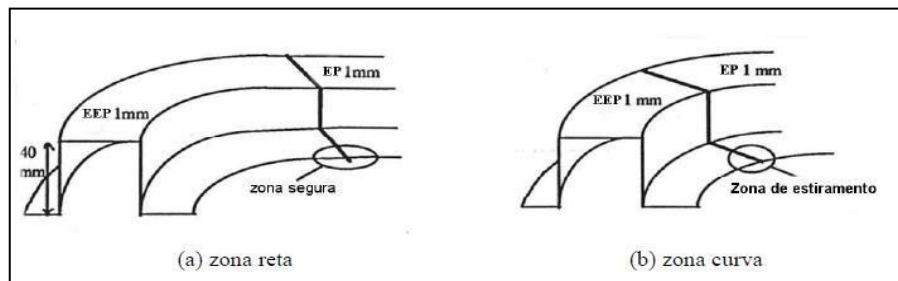
Nas pesquisas realizadas por Cayssials (1998), foram empregues chapas soldadas circulares e retangulares. As amostras ensaiadas mostraram uma relação entre as propriedades mecânicas dos materiais, que afetaram a conformabilidade e também a construção da curva CLC. Foi evidenciado que a deformação máxima excedeu os pontos de estricção, e a falha catastrófica apareceu paralelamente à linha de solda e perpendicular a deformação principal, ou seja, conforme o modo de falha 2 no *blank* de menor resistência mecânica.

Cayssials (1998) esclarece que, para atingir o ponto máximo na curva, é necessário reduzir a deformação no material de base de menor resistência mecânica. Esse ponto

compreende a região na qual a linha de solda não está em deformação severa por estiramento biaxial. As deformações são controladas por parâmetros definidos pela razão entre o limite de escoamento na condição de deformação plana e o delimitado em tração biaxial simétrica. Isso se explica devido ao movimento da linha de solda no sentido ao material mais espesso, o que implica em uma redução na plasticidade do material mais espesso e aumenta a deformação por estiramento no material de base menos resistente.

Na Figura 23(a) e (b) mostra como a localização da linha de solda afeta a conformabilidade de um TWB. Quando a linha de solda se apresenta em uma zona de estiramento severa induz o componente soldado a uma falha de modo 2.

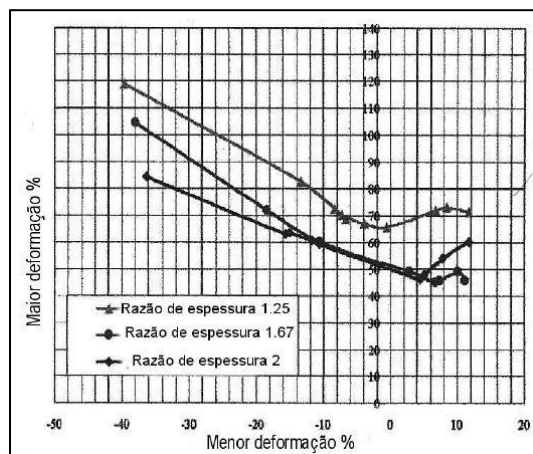
**Figura 23– Linha de solda localizado em uma zona segura e crítica**



Fonte: Adaptado de Cayssials (1998).

Safdarian (2016), esclarece que, tanto quanto maior a diferença de espessuras e de resistência mecânica entre os materiais integrantes do TWB, maior será a movimentação da linha de solda. Conseqüentemente, menor será a sua estampabilidade, o que é refletido nas curvas de CLCs, as quais tendem a deslocar-se para baixo, por exemplo. A Figura 24 apresenta à comparação de uma CLC para diferentes razões de espessura de uma junta soldada.

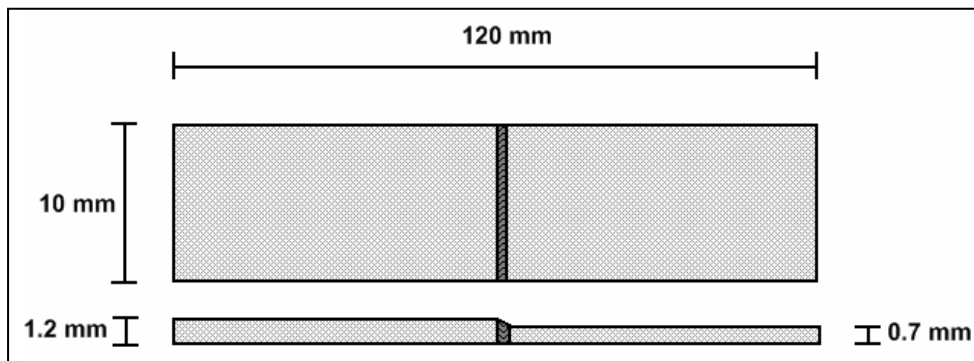
**Figura 24– Comparação de uma curva de conformação para diferentes razões de espessura de uma junta soldada**



Fonte: Adaptado de Chan; Chan; Lee (2003).

Em geral o que se busca, são métodos numéricos mais assertivos (simulações virtuais próximas aos resultados experimentais), a fim de se mensurar o nível de tensões residuais em TWBs. Estudos são feitos esperando, de maneira abrangente, que a falha aconteça no material de menor espessura. No trabalho desenvolvido por Zuki *et al.* (2008), foram confeccionados *blanks* com espessuras de 0,7mm e 1,2mm conforme se apresenta na Figura 25.

**Figura 25– Configuração de um TWB aplicado na pesquisa de Zuki et al. (2008)**



Fonte: Adaptado de Zuki *et al.* (2008).

Antes de se definir qual o método de avaliação e quais os dados serão utilizados nas simulações numéricas, deve-se lembrar que a especificação dos aços empregados no TWB desempenha um papel importante em influenciar os resultados a serem obtidos. As propriedades físico-químicas e mecânicas dos materiais variam em função de sua composição; assim, aços completamente diferentes em termos de aplicações e propriedades podem ser produzidos alterando apenas os teores de determinados elementos, como o carbono. O nível de tensão da amostra é afetado pela própria composição química, do que pelo plano de corte oblíquo. Os parâmetros significativos para o comportamento mecânico dos TWBs são a extensão de seção transversal e o tipo de aço, quando submetidos a testes de tração (ZUKI *et al.*, 2008).

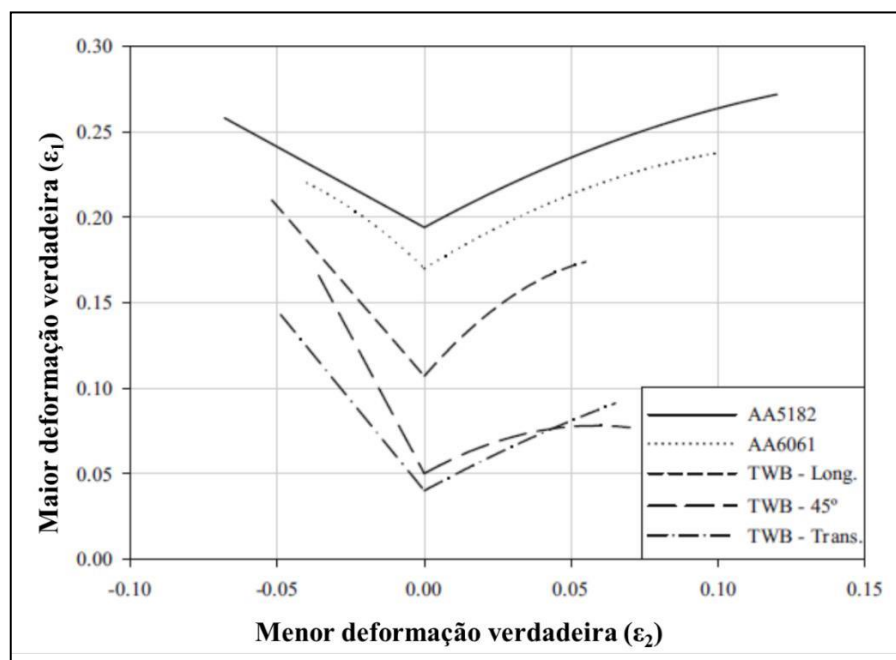
Outro fator que ainda gera controvérsias é a direção da linha de solda, que pode desempenhar um papel importante na conformabilidade de TWBs. Vários métodos com diferentes graus de complexidade têm sido usados para estimar a conformabilidade de TWBs, como os testes de tração uniaxial, de embutimento Erichsen, ou a estampagem cilíndrica em profundidade, por exemplo, (PARENTE *et al.*, 2015).

A pesquisa realizada por Parente *et al.* (2015) esclarece, que testes de dureza Vickers foram feitos na seção transversal das soldas usando uma carga de 0,1kg durante 15s. Em seguida, as amostras soldadas foram preparadas conforme o método de Hasek para construção das curvas de limite de conformação (CLCs). O diagrama de conformação foi obtido separando as amostras limitadoras seguras da zona insegura contendo as elipses fraturadas. Os testes de

conformação de estiramento biaxial foram efetuados segundo o procedimento sugerido por Hecker.

Parente *et al.* (2015), em sua pesquisa utilizaram o método de Hasek na determinação da CLC, com TWBs em ligas de alumínio AA5182 / AA6061 e espessuras de 2mm. Em seu trabalho, as soldas longitudinais a  $0^\circ$  obtiveram maiores valores de deformações entre 0,1, a 0,05. Já os TWBs transversais a  $45^\circ$  apresentaram problemas na estampabilidade com menores valores de deformação a 0,05. Isso está relacionado ao carregamento perpendicular à linha de solda e o aumento crítico das tensões de cisalhamento nos planos internos do material. Essa instabilidade plástica ocorre paralelamente na região da linha solda sendo conhecida como “empescoçamento”. Os referidos resultados para CLC encontram-se descritos na Figura 26.

**Figura 26 – CLCs de distintas angulações da linha de solda correlacionados ao sentido de laminação**



Fonte: Adaptado de Parente *et al.* (2015).

A simulação numérica pode auxiliar no desenvolvimento de um produto, caso haja a validação conforme os resultados experimentais. Porém, quando se pensa em simulação virtual de um TWB, existe certa complexidade para gerar resultados reais com a prática, devido à zona termicamente afetada e zona fundida gerada na soldagem, a possibilidade de aproximar o real comportamento da região com o virtual se dá através da adição de parâmetros de propriedades da região gerados em análises e ensaios mecânicos.

### 2.3.3 Ensaio de Embutimento em TWBs

Os testes de fabricação procuram avaliar as condições de conformação que evitem defeitos como rugas, trincas de bordas (na conformação de copos), entre outros. Também são úteis para determinar os esforços envolvidos entre a ferramenta de estampagem e o *blank* nas diferentes situações existentes em um processo (BATALHA, 2003).

Ao utilizar a caracterização mecânica de um material, o ensaio padrão é o de tração uniaxial. Todavia, a partir dele não se consegue reproduzir com exatidão ao complexo estado de tensões que um *blank* se submete durante a operação de estampagem.

Scopel (2014), esclarece que uma chapa pode apresentar diversas pequenas heterogeneidades, que não afetariam o resultado de ductilidade obtido no ensaio de tração. Mas, ao ser deformado a frio, essa chapa pode apresentar pequenas trincas em consequência dessas heterogeneidades.

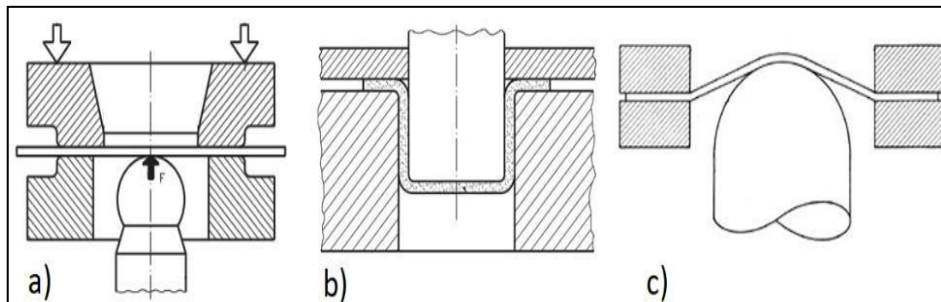
Com o propósito de tentar prever com precisão o desempenho dos materiais durante a estampagem e outros estágios de conformação, foram desenvolvidos os chamados ensaios de embutimento. Avalia-se a conformabilidade de materiais, relacionando propriedades mecânicas e estruturais com as máximas deformações possíveis (BATALHA, 2003).

Segundo Batalha (2003), os referidos ensaios podem ser realizados tendo por base diferentes normas, como ASTM E643-84 (1995), NBR5902 e ISO 20482 (2003). Os testes mais realizados são o de Erichsen, Olsen, Swift, Nakazima (ou Nakajima) e Fukui, sendo esse último não muito utilizado.

Segundo Zadpoor *et al.* (2008), para a análise de conformabilidade de TWBs, todos os ensaios de embutimento utilizados estipulam a altura limite do domo (LDH – *Limit Dome Height*), também conhecido como “copo”. É o modo mais comumente de avaliação, devido à rápida variação de tensões e de espessura no ponto de fratura (“empescoçamento” – *necking point*).

Apesar de algumas diferenças dentre os ensaios, o ferramental é semelhante entre os ensaios, conforme se apresenta na Figura 27.

**Figura 27 - Ferramentais utilizados nos ensaios de embutimento (a) Erichnsen e Olsen (b) Swift e (c) Fukui**



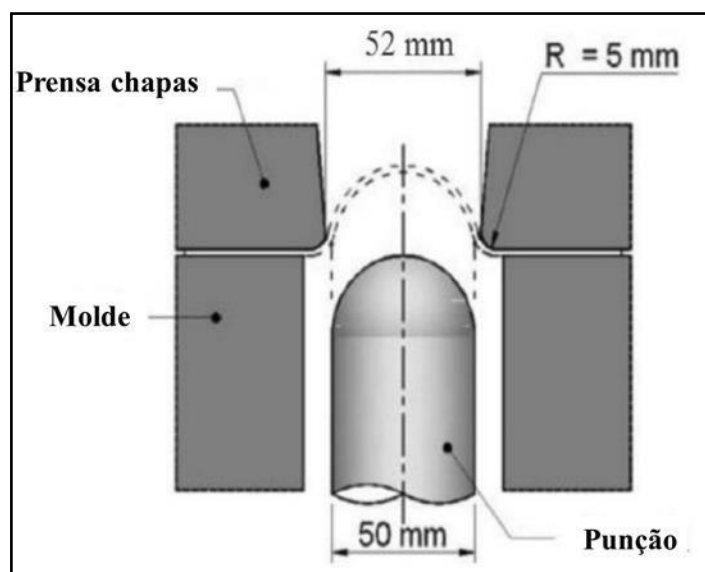
Fonte: Adaptado de Bittencourt (2014).

### 2.3.3.1 Método de Nakazima

O ensaio de Nakazima consiste na estampagem de amostras com diferentes larguras de chapas, utilizando um punção cilíndrico com fundo semiesférico, numa matriz que possui um sistema de retenção prensa-chapas, que impede o escoamento do material para dentro da matriz. A simplicidade dos dispositivos e a abrangência do método, que percorre deformações no ensaio uniaxial, deformação plana e deformações biaxiais, torna este método um dos mais utilizados na construção das CLCs (BATALHA, 2003).

Os ensaios podem, segundo Habibi *et al.* (2016), ser feitos de diferentes modos, costuma-se utilizar a norma ISO 12004 (2008), cujo ferramental é esquematizado na Figura 28.

**Figura 28 –Ferramental adotado para aplicação do teste de Nakazima**



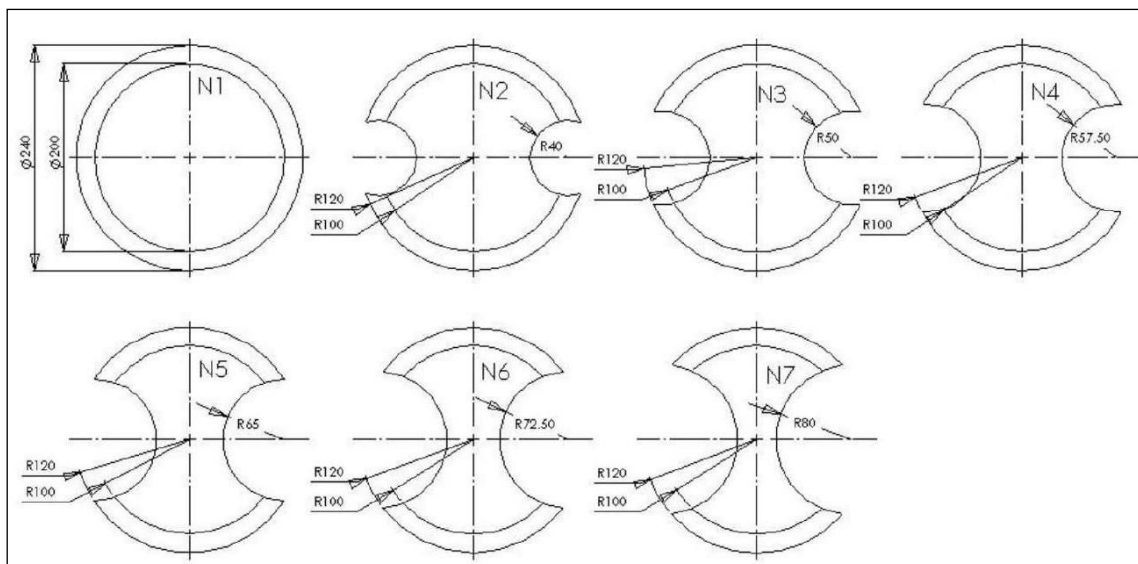
Fonte: Adaptado de Habibi *et al.* (2016).

### 2.3.3.2 Método de Hasek

O método de Hasek foi criado a partir da análise das recorrentes falhas nos modelos dos ensaios de embutimento, tais como: enrugamento, fratura nas amostras próximos aos raios de concordância da matriz e prensa chapas (RENCK, 2005).

Hasek (1978), utilizou um punção hemisférico com 100mm de diâmetro e chapas metálicas com entalhes semicirculares, que tiveram raios distintos, conforme apresentado na Figura 29. Foram empregues a quantidade de 7 amostras no ensaio, o que possibilitou contornar todos os estados de tensões para o levantamento de uma curva limite de conformação (CLC).

**Figura 29 - Geometria das amostras utilizados por Hasek**



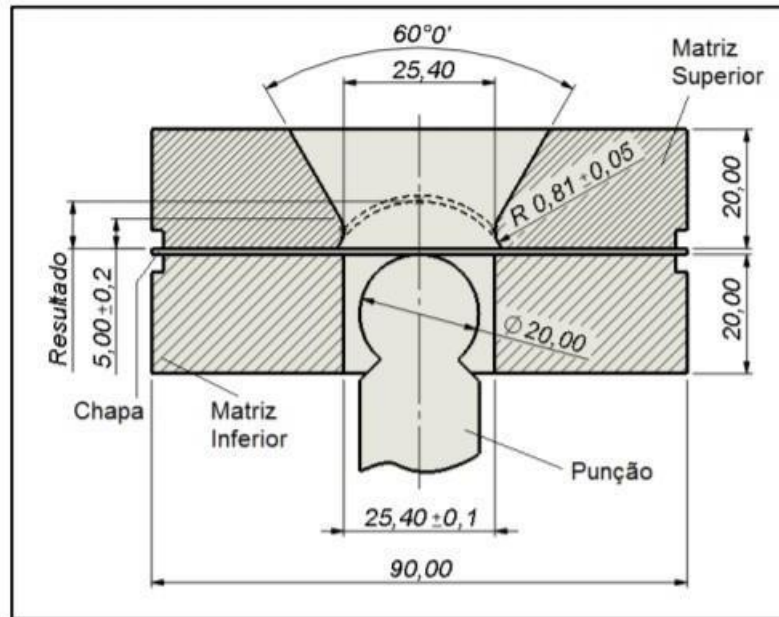
Fonte: Adaptado de RENCK (2005).

### 2.3.3.3 Métodos Erichsen e Olsen

O ensaio de embutimento Erichsen consiste na deformação de uma tira metálica fixada a uma matriz com um punção esférico (BATALHA, 2003).

Deforma-se o *blank* até a fratura (constatada visualmente), aplicando uma força sobre um punção cilíndrico de cabeça esférica, de diâmetro 20mm. A matriz cilíndrica tem um diâmetro de 27 mm e o raio de concordância de 0,74 mm, conforme se apresenta na Figura 30.

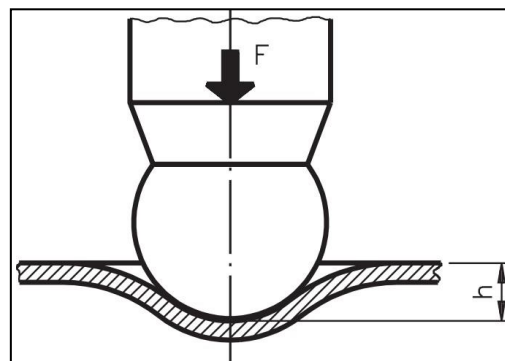
**Figura 30 – Ferramental utilizado para ensaio de embutimento Erichsen**



Fonte: Adaptado de Scopel (2014).

Aplica-se uma carga de 10.000 N no prensa-chapas, e as duas faces do blank e o punção é lubrificado com graxa grafitada, com a intenção de se evitar interferência do atrito nos resultados. Trata-se de um ensaio qualitativo, em que se mede a altura do domo da peça, após a deformação e fratura. A grandeza medida é a altura da calota, que representa o índice Erichsen (IE), medida normalmente em milímetros no momento da fratura da chapa, conforme se apresenta na Figura 31 (GUIDA, 2006; BITTENCOURT, 2014).

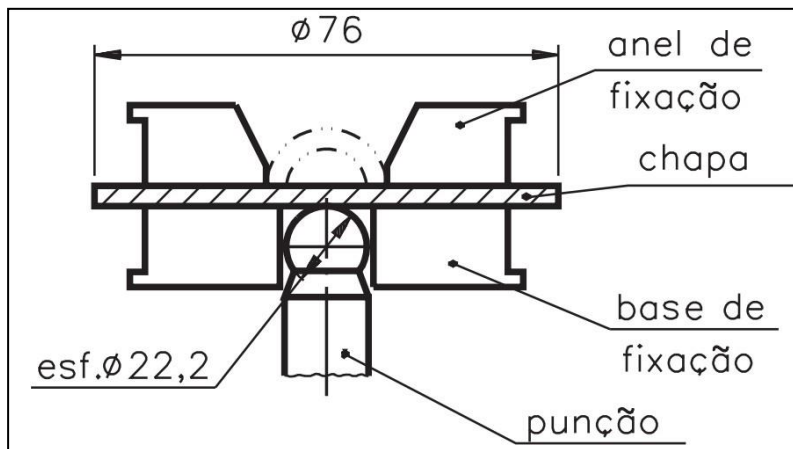
**Figura 31 – Altura "h" que indica o índice de embutimento Erichsen**



Fonte: Adaptado de Scopel (2014).

Segundo Batalha (2003), o ensaio Olsen nada mais é que um Erichsen, com algumas alterações nas dimensões do equipamento, conforme se apresenta na Figura 32.

**Figura 32– Ferramental utilizado para ensaio de embutimento Olsen**



Fonte: Adaptado de Watfe (2004).

Utiliza-se um punção esférico de 22,2mm de diâmetro e as amostras são discos de 76mm de diâmetro. Olsen verificou que duas chapas supostamente semelhantes, pois apresentaram a mesma medida de copo quando ensaiadas, precisavam de cargas diferentes para serem deformadas: uma delas necessitava do dobro de carga aplicado à outra, para fornecer o mesmo resultado de deformação. Por isso, Olsen determinou a imposição de medir o valor da carga no instante da trinca (WATFE, 2004.).

#### 2.3.3.4 Método Swift

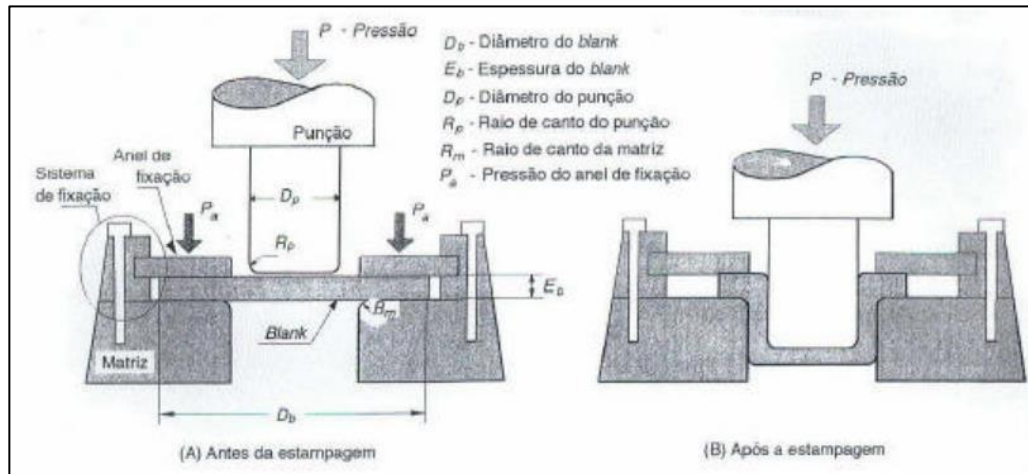
O método *Swift* é muito adotado para construção das CLCs (GUIDA, 2006). Baseia-se essencialmente em conformar um copo cilíndrico por intermédio de um *blank* (geralmente circular), utilizando um punção de fundo plano. A força no prensa chapas é a mínima para impedir o aparecimento de rugas na parede do cilindro.

Esse ensaio simula os estados de deformação e tensão presentes no embutimento puro. São conformados copos, através de diâmetros “d” crescentes das amostras, em incrementos de 0,4mm (opção Acesita), até que não se consiga conformar mais copos devido à fratura.

O valor de “d escolhido” é o maior diâmetro de um copo sem estricção localizada e trinca, aceitando o resultado quando forem conformados pelo menos cinco copos com sucesso. A partir deste ponto, define-se o valor de  $d_{\text{máx}}/d_0$ , sendo  $d_0$  o diâmetro do punção e  $d_{\text{máx}}$ , o maior valor de diâmetro que se conseguiu estampar com sucesso. O que o torna um ensaio demorado. A repetibilidade é também crítica, apesar dos diversos intentos de normalização realizados

(GUIDA, 2006). Na Figura 33 é apresentado um esboço de execução do ensaio de embutimento Swift.

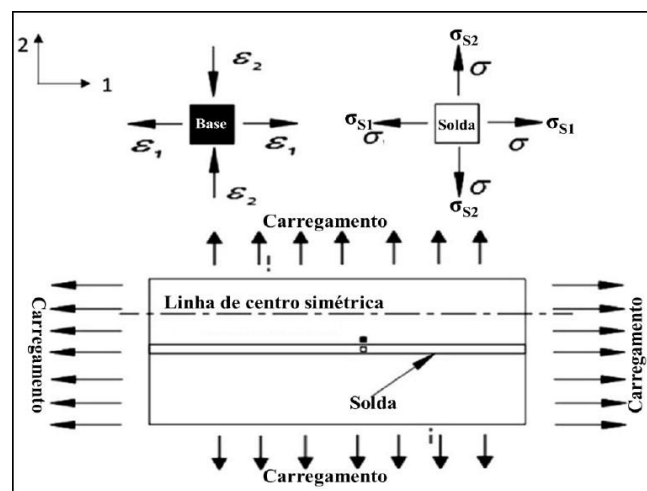
**Figura 33– Ferramental utilizado para ensaio de embutimento Swift**



Fonte: Adaptado de Batalha (2003).

Independente do ensaio realizado, as semelhanças por meio dos resultados sempre são que a fratura se propaga em direção perpendicular à linha de solda do Tailor Welded Blank. Tal situação é explicada pela solicitação imposta de estiramento, conforme Figura 34.

**Figura 34– Solicitações de embutimento em um TWB**



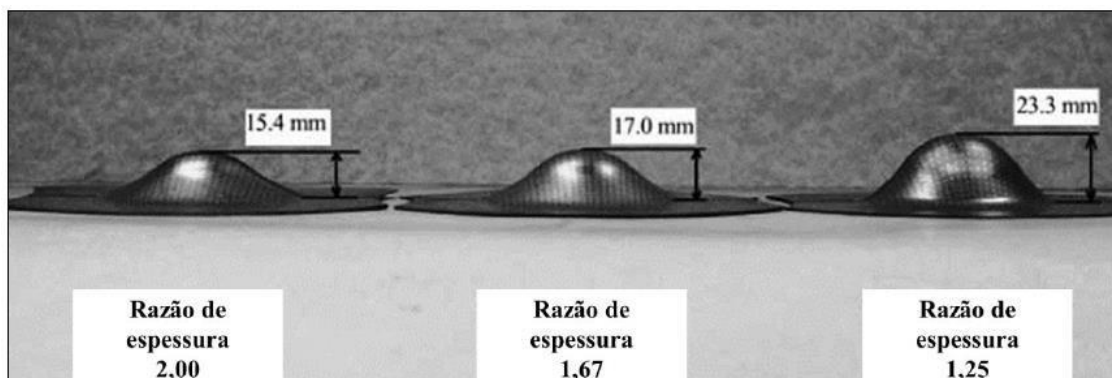
Fonte: Adaptado de Li; Lin (2015).

Conforme a Figura 34, é considerado a deformação do TBW sob estiramento biaxial, o que é explicado pela restrição na direção 1, à deformação é homogênea na linha de solda e

região de metal base. Porém, na zona próxima à linha de solda, a deformação do material de base na direção 2 é superior comparado à direção 1 (LI; LIN, 2015).

Este problema é uma deficiência na conformação de TBWs. Além da possibilidade de gerar concentrações de tensões residuais nas interfaces superficiais soldadas, sem dizer que a linha de solda pode ter formado microestruturas complexas em sua ZF e ZTA ou até mesmo perda de ductilidade, o que reduz consideravelmente a conformabilidade do *blank* (DUAN *et al.*, 2016). Na pesquisa desenvolvida por Cheng, Chan e Chow (2007), em aços inoxidáveis 5182 e 5754, eles relacionam o LDH com a razão de espessuras. O resultado do seu experimento, pode ser visto na Figura 35.

**Figura 35–Razão de altura do domo para espessuras distintas**

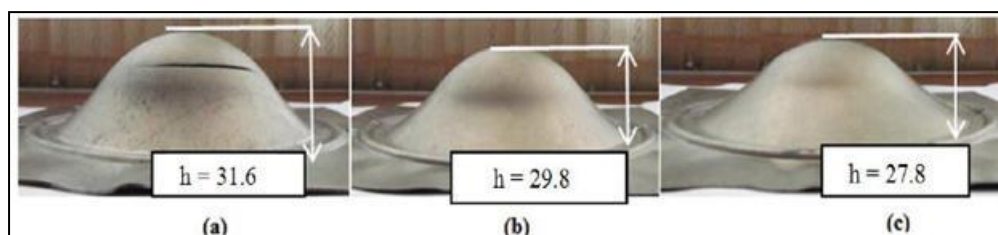


Fonte: Adaptado de Chan; Chan; Lee (2003).

Chan; Chan; Lee (2003), esclarecem que, isto ocorre, pois existe grande diferença entre as espessuras, o que representa uma atenuada deformação plástica. Tal solicitação implica em estiramentos ou até mesmo rupturas durante a estampagem.

Porém Safdarian (2016), explica que a grande diferença de espessuras e de resistência mecânica entre os materiais que constituem o TWB, corrobora para maior movimentação da linha de solda. Por consequência, menor será a sua conformação, o que é refletido numa menor altura limite do domo. Os resultados obtidos são mostrados na Figura 36.

**Figura 36–Altura do domo para diferentes razões de espessura (A) 1,25 (B) 1,7 e (C) 2,13**



Fonte: Adaptado de Safdarian (2016).

Os pesquisadores se divergem sobre a interferência da orientação da linha da solda, mas é nítido que nos dois experimentos a interferência da razão de espessuras foi crucial para a variação na altura do domo. O domo com menor variação de espessura apresentou uma melhor conformação, no experimento de Chan; Chan; Lee (2003), em 23,3mm e no experimento de Safdarian (2016), com 31,6mm de altura.

Assim como Safdarian (2016), também Zadpoor *et al.* (2008), acredita que a orientação da linha de solda tem relação diretamente na conformabilidade do TWB, e em sua pesquisa relata que em situações de estiramento a linha de solda se comporta melhor orientada a 45° em relação à direção de laminação (DL).

Para obter resultados expressivos é necessário realizar testes de embutimento com variações distintas de espessuras de blanks, e orientação em suas linhas de solda. Porém para caracterização das propriedades mecânicas do TWB é essencial utilizar os ensaios de tração (MEINDERS; VAN DEN BERG; HUÉTINK, 2000; TAN; MORIE; ABE, 2008; XU *et al.*, 2014).

#### 2.3.4 Ensaios de tração uniaxial

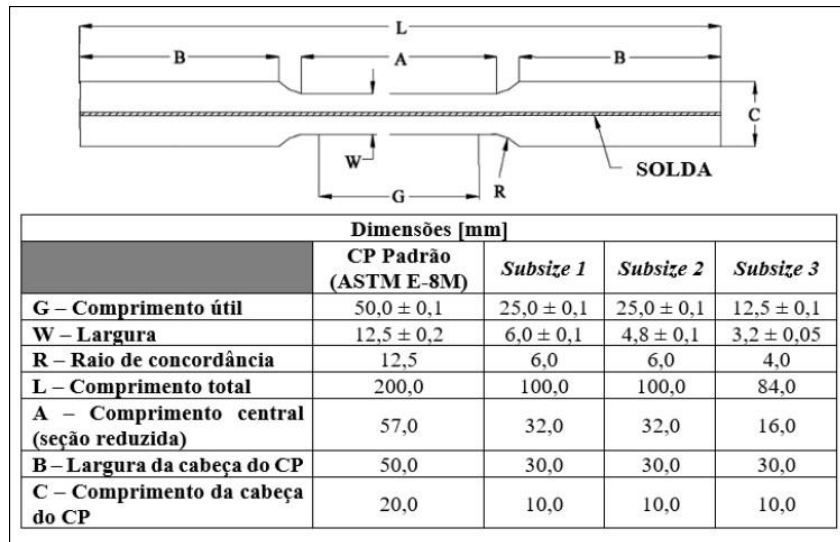
Os ensaios de tração na indústria automotiva são amplamente utilizados, como uma forma rápida de caracterização mecânica de *Tailor Welded Blanks*, além da obtenção das curvas de fluxos para os softwares numéricos e ainda o confronto dos resultados com a chamada Regra das Misturas, apresentada na equação (15) (KHAN; SURESH; REGALLA, 2014).

$$\sigma_w = \frac{P - (K_1 \cdot \varepsilon_1^{n_1}) \cdot A_1 - (K_2 \cdot \varepsilon_2^{n_2}) \cdot A_2}{A_w} \quad (15)$$

- $\sigma_w$  = Tensão limite de resistência da solda [MPa]
- P = Carga total suportada pelo corpo de prova [N]
- $K_1$  = Coeficiente de resistência mecânica do material 1 do TWB [MPa]
- $\varepsilon_1$  = Deformação verdadeira do material 1 do corpo de prova do TWB
- $A_1$  = Área da seção transversal do material 1 do corpo de prova do TWB [mm<sup>2</sup>]
- $K_2$  = Coeficiente de resistência mecânica do material 2 do TWB [MPa]
- $\varepsilon_2$  = Deformação verdadeira do material 2 do TWB
- $A_2$  = Área da seção transversal do material 2 do corpo de prova do TWB [MPa]
- $A_w$  = Área da seção transversal da solda do corpo de prova do TWB [mm<sup>2</sup>]

Segundo Andrade (2019), para obter uma caracterização com resultados assertivos, utiliza-se a norma ASTM E-8M (ASTM, 2016). Na Figura 37 é apresentado, simplificada, as dimensões das amostras utilizadas neste ensaio.

**Figura 37- Descrição das dimensões das amostras para ensaios em TWB**

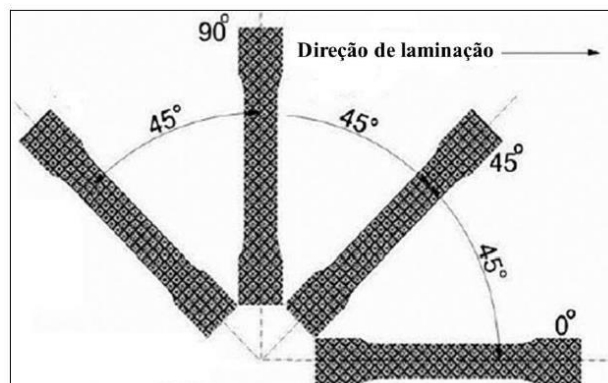


Fonte: Adaptado de Abdullah *et al.* (2001).

Para avaliação ou caracterização dos materiais que farão a composição do TWB é necessário a retirada de amostras conforme as propriedades mecânicas, que se deseja a avaliar.

Na pesquisa de Gong *et al.* (2016), foram confeccionadas amostras para o teste de tração a 0°, 45° e 90° em correlação à direção de laminação (DL). A mesma premissa foi realizada para o estudo de SCHREK; ŠVEC; BRUSILOVÁ (2017). A técnica referida de confecção de amostras para o ensaio de tração é um método bem utilizado para determinar os coeficientes de anisotropia, curvas de fluxo e textura de laminação. A Figura 38 é apresentada à técnica.

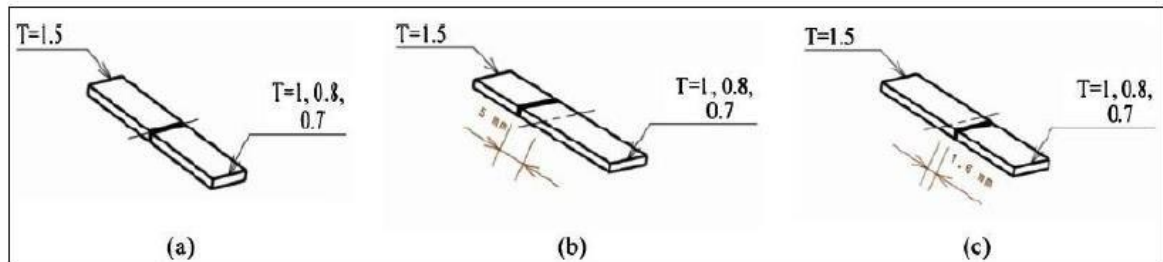
**Figura 38- Diferentes angulações na linha de solda em correlação à DL**



Fonte: Adaptado de Schrek; Švec; Brusilová (2017).

Riahi *et al.* (2012), em sua pesquisa mostra a influência da orientação da linha de solda na conformação de TWBs, como apresenta-se na Figura 39.

**Figura 39- Amostras com linha de solda preparadas para teste de embutimento (norma ASTM E643) (a) solda centralizada (b) solda deslocada em 5mm do centro, em direção à chapa mais resistente e (c) solda deslocada 1,6mm do centro, em direção à chapa de menor resistência**



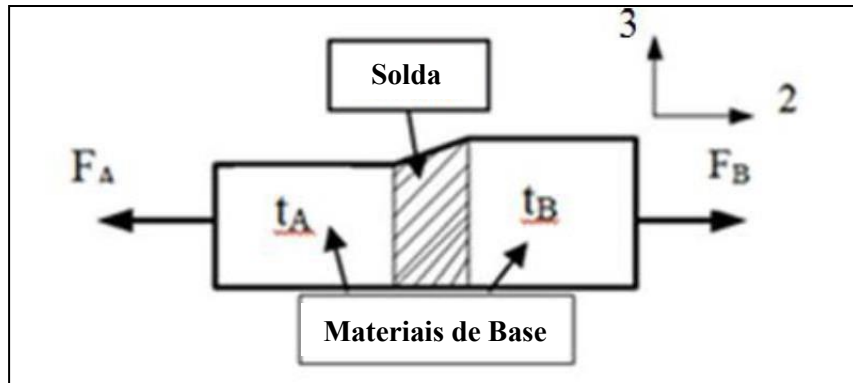
Fonte: Adaptado de Riahi *et al.* (2012).

As conclusões da pesquisa de Riahi *et al.* (2012), mostram que as reduções das espessuras dos *blanks* dos TWBs aumentaram a estampabilidade. Outra percepção foi que, com o movimento da linha de solda em correlação ao *blank* de maior espessura, as conformações dos TWBs também aumentaram.

As diferenças entre as espessuras operam dentro de um limite, localizado especificamente onde a chapa de maior resistência mecânica continua se deformando em uma região elástica, enquanto a outra chapa já está no regime plástico. Este limiar é caracterizado com a razão ou diferença de espessura Limitante. (LTR – *Limiting Thickness Ratio*) (KOROUYEH *et al.*, 2013).

O cálculo da LTR pode ser definido usando uma análise mecânica simples, conforme EQ. (16), considerando que o material “B” é mais espesso ou resistente que o material “A”. A Figura 40, mostra dois materiais de base diferentes soldados A ( $T_A$ ) e B ( $T_B$ ) quando o *blank* soldado sofre deformação. (KOROUYEH *et al.*, 2013; ASSUNÇÃO; QUINTINO; MIRANDA, 2010; RIAHI *et al.*, 2012).

**Figura 40- Materiais soldados de A e B quando a chapa soldada sofre deformação**



Fonte: Adaptado de Safdarian (2016).

A equação de equilíbrio (sem a presença do atrito) na direção transversal pode ser expressa como:

$$LTR = \left( \frac{t_{0B}}{t_{0A} \text{ limite}} \right) = \frac{\sigma_{TA}}{\sigma_{YB}} \quad (16)$$

Onde:

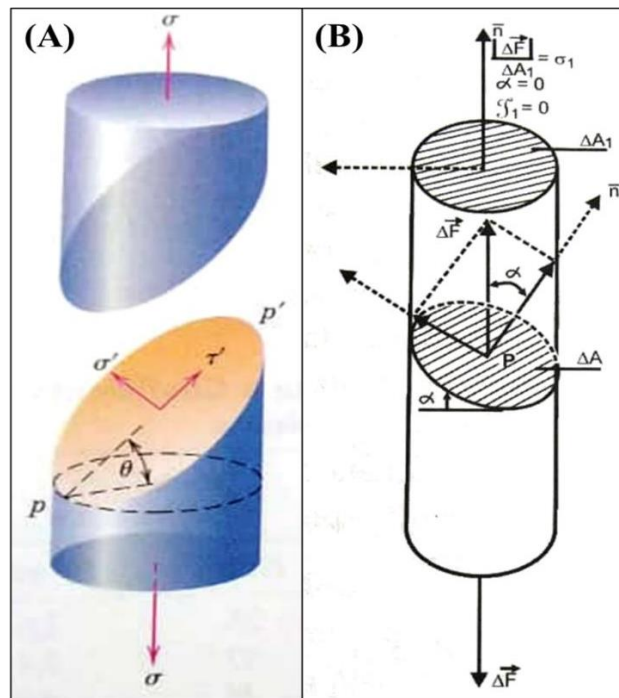
- $t_{0B}$  = Espessura inicial do material B
- $t_{0A}$  = Espessura inicial do material A

O LTR depende da resistência à tração no material de menor espessura e da resistência ao escoamento na maior espessura do material, enquanto o LSR depende da proporção de espessura dos dois materiais.

Segundo a pesquisa de Andrade *et al.* (2019), com intuito de avaliar e caracterizar a ação do sentido angular relativo da solda foram confeccionadas amostras conforme ASTM E - 8M (2015). As amostras possuem angulações diferentes a localização original da solda. As análises das amostras tinham os ângulos relativos há 15°, 20°, 25°, 30°, 40°, 45° e 60° a direção de laminação (DL). É utilizado à decomposição de carga de ruptura em carga puramente de tração e em carga cisalhante que está fundamentada no surgimento de alteração da tensão/carga com a angulação na seção da área. Tal decomposição foi baseada na tensão cisalhante máxima para materiais dúcteis, onde analisou se de forma criteriosa o plano de trabalho e a carga máxima aplicada aos materiais (CALLISTER; RETHWISCH, 2016; CETLIN; HELMAN, 2005).

Andrade *et al.* (2019), esclarece ainda em sua pesquisa, que um modelo simples, porém, preciso, de se aplicar esse fator é decompor exclusivamente a tensão e/ou a carga, de acordo com o ângulo de orientação em que se realizou o plano de corte. Na Figura 41 apresenta-se a decomposição das tensões no plano de trabalho.

**Figura 41- Representação esquemática das tensões normal ( $\sigma'$ ) e cisalhante ( $\tau'$ ) aplicadas em um plano orientado de acordo com um ângulo em relação ao plano perpendicular de atuação da tensão  $\sigma$**



Fonte: Adaptado de (A) CALLISTER, RETHWISCH (2016) e (B) CETLIN; HELMAN (2005)

E dessa decomposição tem-se as seguintes equações:

$$\sigma' = \sigma \cos^2 \theta \quad (17)$$

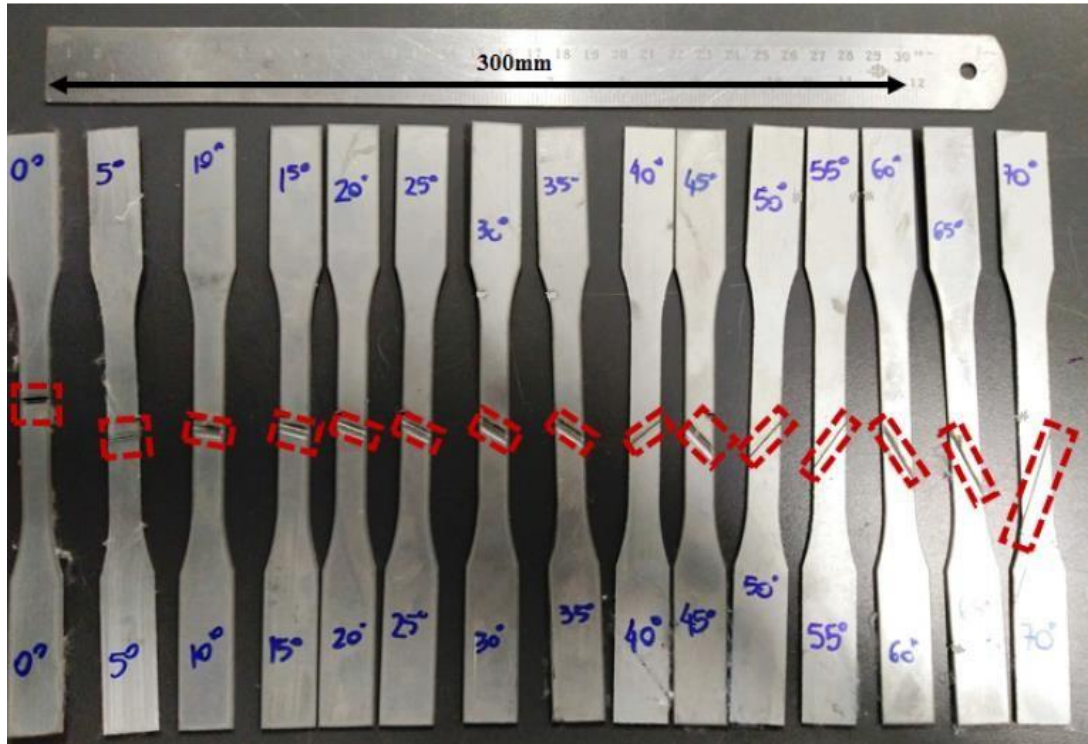
$$\tau' = \sigma \sin \theta \cos \theta \quad (18)$$

Onde:

- $\sigma$  = Tensão puramente de tração
- $\sigma'$  = Tensão normal
- $\tau'$  = Tensão cisalhante
- $\theta$  = Ângulo relativo de inclinação do ângulo de corte

Na Figura 42 é evidenciada a orientação correlativa ao ângulo da solda, nas amostras submetidas a tração.

**Figura 42- Amostras preparadas para teste de tração com orientações dissemelhantes à linha de solda**

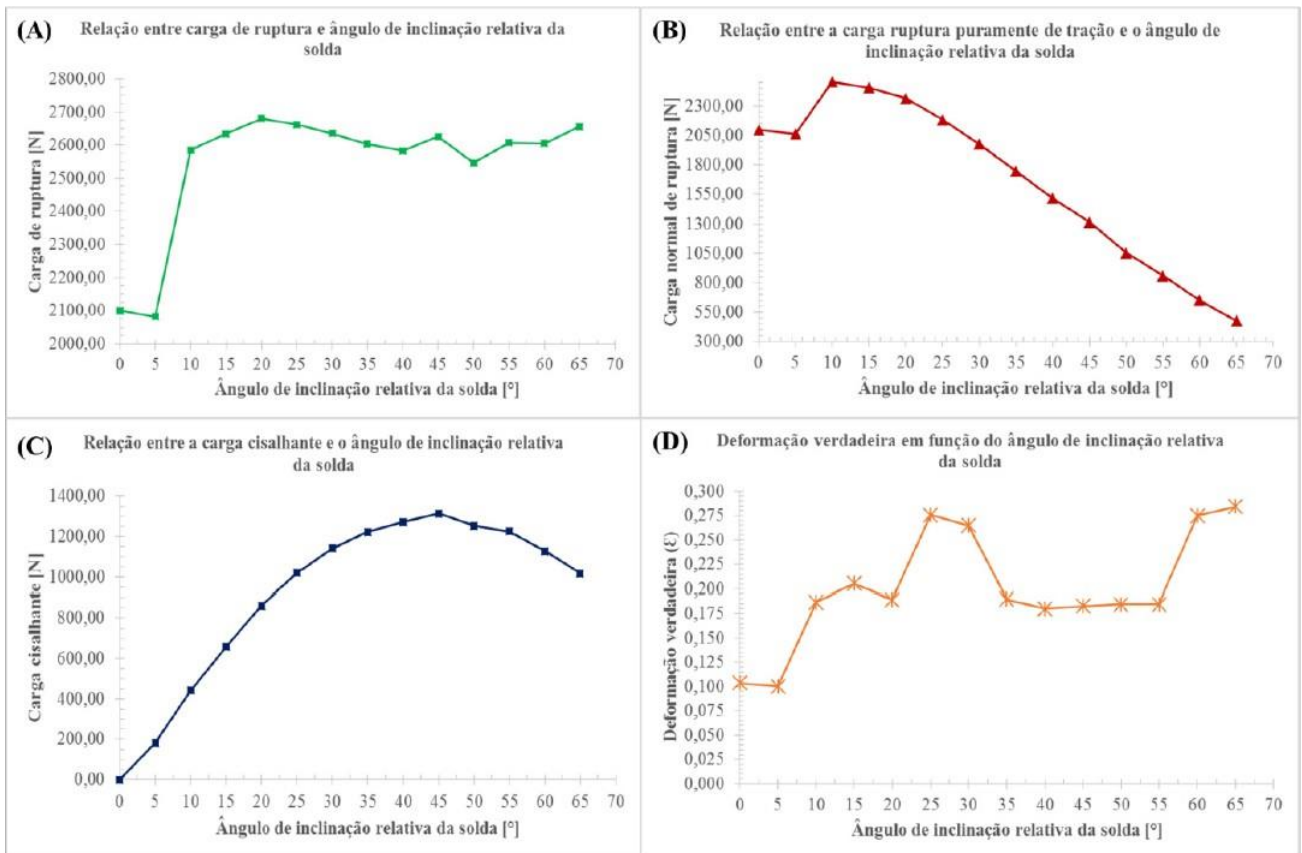


Fonte: Adaptado de Andrade *et al.* (2019).

As conclusões da pesquisa de Andrade *et al.* (2019), conforme Figura 43, sugerem que existem um forte indicio de um ângulo ideal para a direção da linha de solda, que outorga adequada deformação da chapa antes da ruptura e melhoria da resistência à tração ao cisalhamento. Esse ângulo ideal se encontraria entre 20° e 30°, sendo o comportamento em cisalhamento similar para ângulos complementares (25° e 65°, por exemplo), agravando-se a 45° (ANDRADE *et al.*, 2019).

Portanto, a máxima angulação ou inclinação correlativa, propende a ser a extensão preenchida pela solda. Assim é esperado que a solda aponte um máximo limite de resistência à tração que os materiais de base, a carga de ruptura propende logo a aumentar. Todavia, esse modo não é contínuo ou linear (ANDRADE *et al.*, 2019).

**Figura 43- Razões entre a carga de ruptura (A), carga puramente de tração (B), carga cisalhante (C), deformação verdadeira (D) ângulo de inclinação, para as amostras de tração de TWB.  $\epsilon$  = Deformação verdade; N = Newtons**



Fonte: Adaptado de Andrade *et al.* (2019).

Segundo Andrade *et al.* (2019), o ângulo ideal para satisfazer as severidades na estampagem é aproximadamente de 25°, o qual outorga uma boa correlação entre carga cisalhante e de ruptura. Segundo a pesquisa para conseguir uma boa conformidade de um TWBs é necessário inclinar a 25° a linha de solda em correlação à direção de laminação da chapa em sentido ao *blank* de maior espessura ou resistência mecânica.

Com o objetivo de corroborar ou justificar o sentido da linha de solda, os números de LE e LRT das amostras soldadas longitudinalmente são capazes de atingir 12% em superioridades que as soldadas transversalmente (ZADPOOR *et al.*, 2008).

Em razão disso é extremamente importante aliar as distintas técnicas de experimentos e testes com diversos formatos de amostras, com o objetivo de alimentar as simulações numéricas aproximando ao máximo do que acontece na prática. Portanto, é necessário abandonar o empirismo com a tentativa e erro, e conferir assertividade e tecnologia ao método. É o principal objetivo deste estudo.

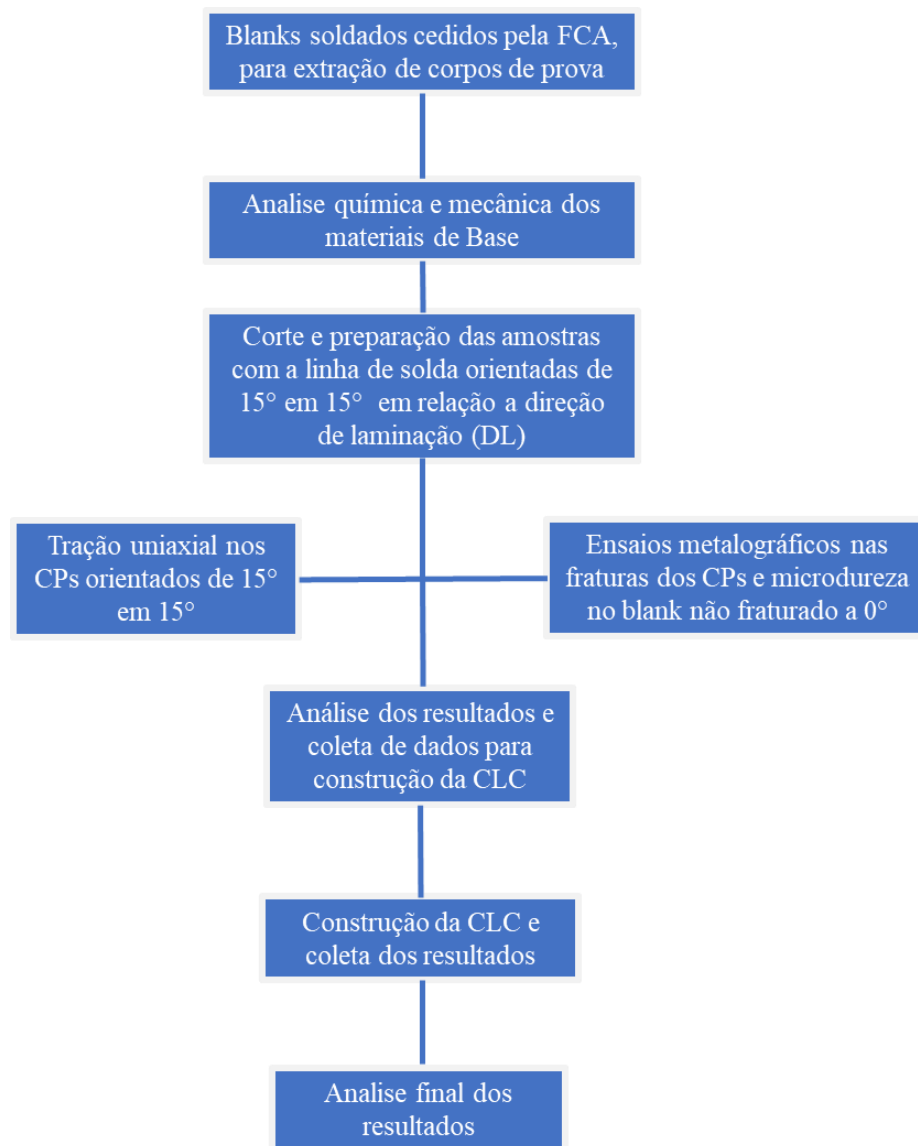
### 3 METODOLOGIA

Neste capítulo são apresentadas as principais técnicas utilizadas para caracterização dos *blanks* obtidos mediante da técnica de *Tailor Welded Blanks* (TWBs). Os *blanks* usados neste estudo foram cedidos, já soldados, pela FCA Brasil. Os critérios declarados para soldagem foram os seguintes:

- a) Equipamento: Laser de CO<sub>2</sub> *SoundRonic*<sup>®</sup>;
- b) Potência nominal: 8,0kW;
- c) Potência média utilizada: 65%;
- d) Gás de proteção: He puro, com vazão de 10L/min;
- e) Velocidade de soldagem: 6,5m/min.

Foram realizados testes de tração uniaxial (com o propósito de obter as propriedades mecânicas) e de microdureza (com o objetivo de avaliar a uniformidade da solda e da extensão da ZTA e da ZF). Fabricaram-se três amostras de cada corpo prova, para conferir mais precisão aos ensaios e reduzir erros experimentais. As análises microestruturais foram efetuadas com ajuda de um microscópio óptico. Na Figura 44 é apresentado o Fluxograma, com as principais etapas do desenvolvimento deste estudo.

**Figura 44- O fluxograma apresenta as etapas a serem desempenhadas neste trabalho**



**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

### 3.1 Materiais

Na Tabela 1 é descrita a composição química das chapas de IF FEP 05 (0,65mm de espessura) e IFFEE 210 (1,10 de espessura), utilizadas para manufatura dos *blanks* do TWB, produzidas pela Companhia Siderúrgica Nacional e na Tabela 2, suas propriedades mecânicas, também fornecidas pela CSN.

**Tabela 1 - Composição química dos aços IF empregados ao TWB**

Elemento % ppm	C	Mn	P	S	Si	N	Nb	Ti
<b>IF FEP 05</b>	0,0018	0,1350	0,0120	0,0100	0,0050	0,00420	0,0030	0,0570
<b>IF FEE 210</b>	0,0021	0,4320	0,0360	0,0120	0,0050	0,00360	0,0024	0,0260

Fonte: CSN (2019).

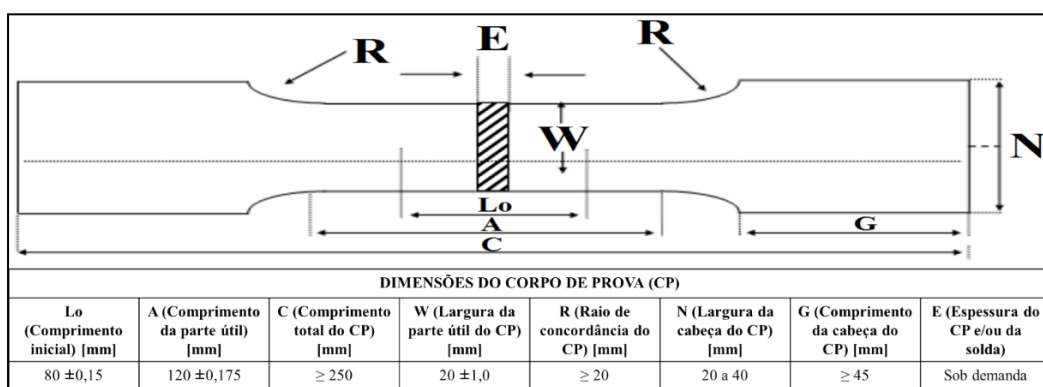
**Tabela 2- Propriedades mecânicas dos aços IF empregados ao TWB**

Material	LE [MPa]	LRT [MPa]
<b>IF CSN FEE 210</b>	<b>217</b>	<b>346</b>
<b>IF CSN FEP05</b>	<b>157</b>	<b>284</b>

Fonte: CSN (2019).

### 3.1.2 Ensaios de Tração Uniaxial

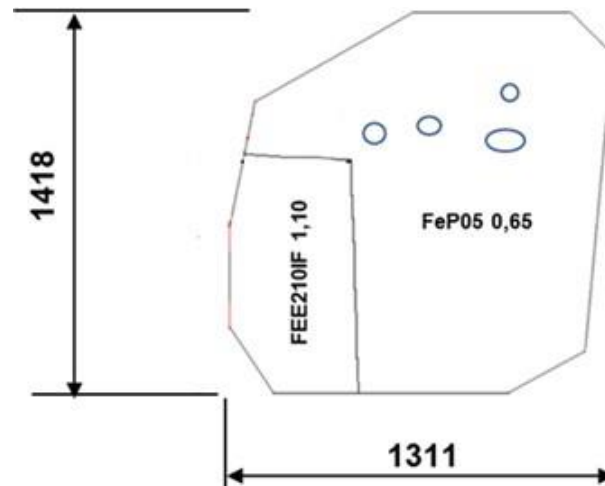
Os ensaios de tração foram executados conforme descrição da norma ISO 6892-1 (2016) e os dados dos resultados se encontram no Apêndice A. As dimensões das amostras estampadas estão representadas, na Figura 45.

**Figura 45-Esquemática das amostras para os testes**

Fonte: Adaptado da Norma ISO 6892-1 (2016).

Para remoção das amostras a serem ensaiadas foram selecionados, de forma arbitrária, diferentes chapas de uma estrutura de porta veicular, produzidas através da técnica de *Taylor Welded Blank*. O *blank* adotado para retirada dos CPs é descrito na Figura 46.

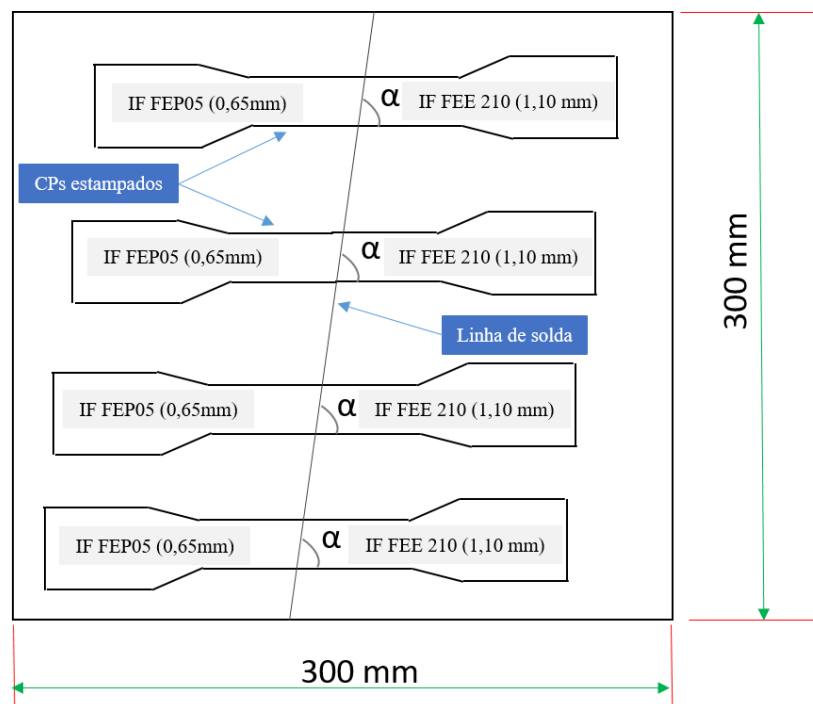
**Figura 46- Blank utilizado para remoção das amostras a serem ensaiadas**



Fonte: Elaborado pelo Autor.

O *blank* apresentado na Figura 47 foi cortado em chapas menores de 300mmx300mm e logo após estampado por uma matriz e punção de corte por cisalhamento. As dimensões dos CPs, seguiram conforme norma ISO 6892-1 (2016) e apontado na pesquisa de Andrade (2019), foram adotadas diferentes orientações para linha de solda, em relação a direção de laminação.

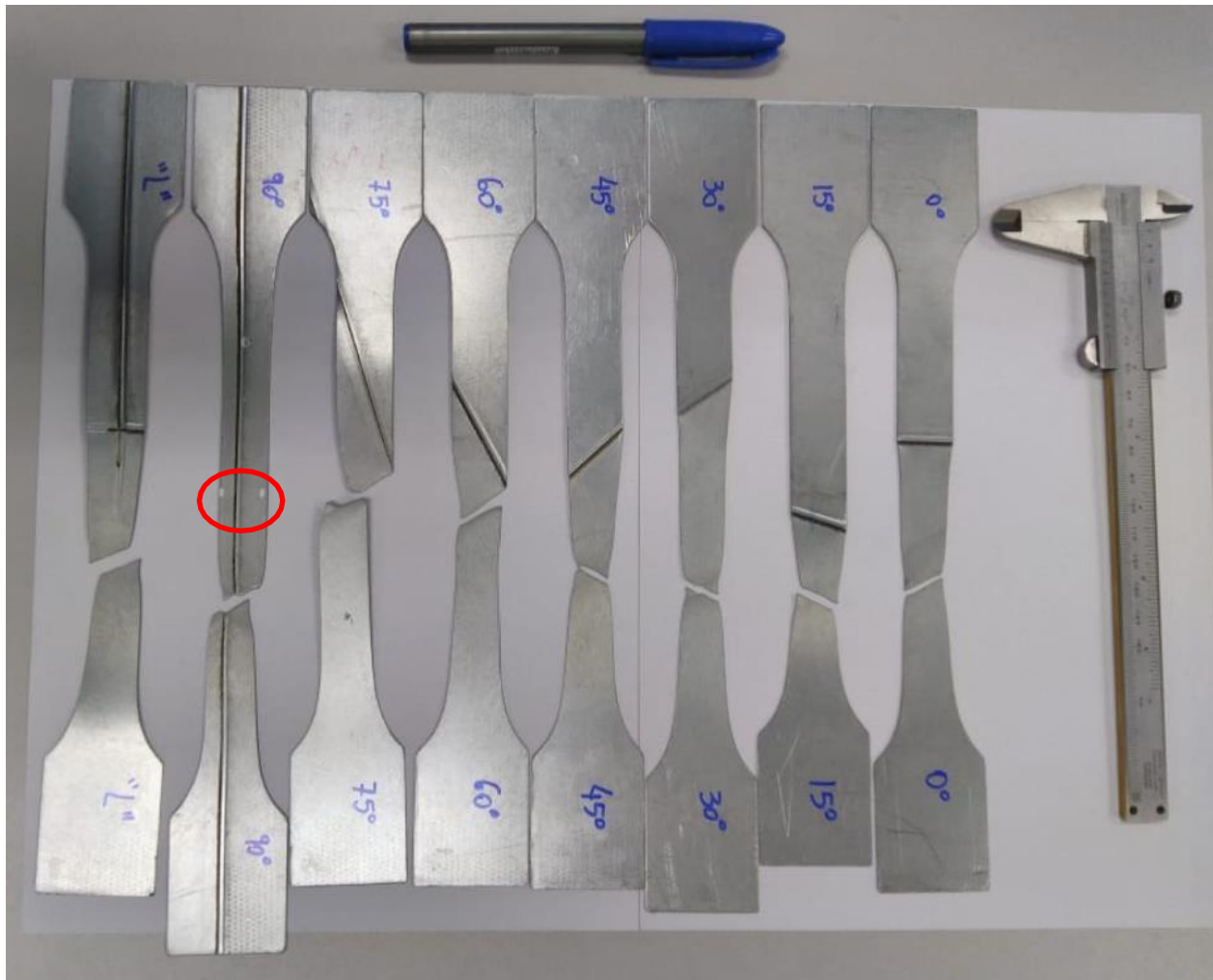
**Figura 47- Dimensões das amostras extraídas do *blank*. Onde  $\alpha$  é a inclinação da solda correlacionada direção de laminação**



Fonte: Elaborado pelo Autor.

O ângulo  $\alpha$  de inclinação correlativa da linha de solda variou entre  $0^\circ$  e  $90^\circ$  (com acréscimos de  $15^\circ$  em  $15^\circ$ ). Os corpos de prova utilizados no ensaio de tração estão demonstrados na Figura 48.

**Figura 48-Amostras utilizadas no ensaio de tração uniaxial. Neste caso a inclinação correlativa da linha de solda é de  $15^\circ$  em  $15^\circ$**

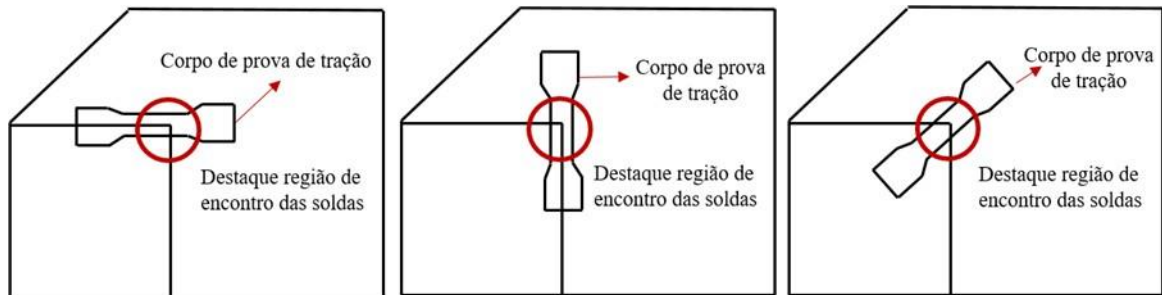


**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

As marcações brancas feitas sobre o CP serviram de base para alinhamento nas garras de tração da máquina. Foi utilizado uma máquina universal de ensaios<sup>®</sup> 3382, dotada de extensômetro de vídeo 2663-821 e *software* de aquisição de dados *BlueHill*<sup>®</sup>2, sendo a velocidade de movimentação do cabeçote superior de 1,2mm/s. Os ensaios eram interrompidos, de forma automática, assim que constatada a ruptura dos corpos de prova. Os equipamentos utilizados são apresentados na Figura 50.

Com a intenção de reproduzir a tração uniaxial até a fratura, que ocorrem durante a estampagem do *blank* da estrutura de porta, elegeu-se estampar amostras cuja a solda foi posicionada de forma diferenciada, conforme a descrição na Figura 49.

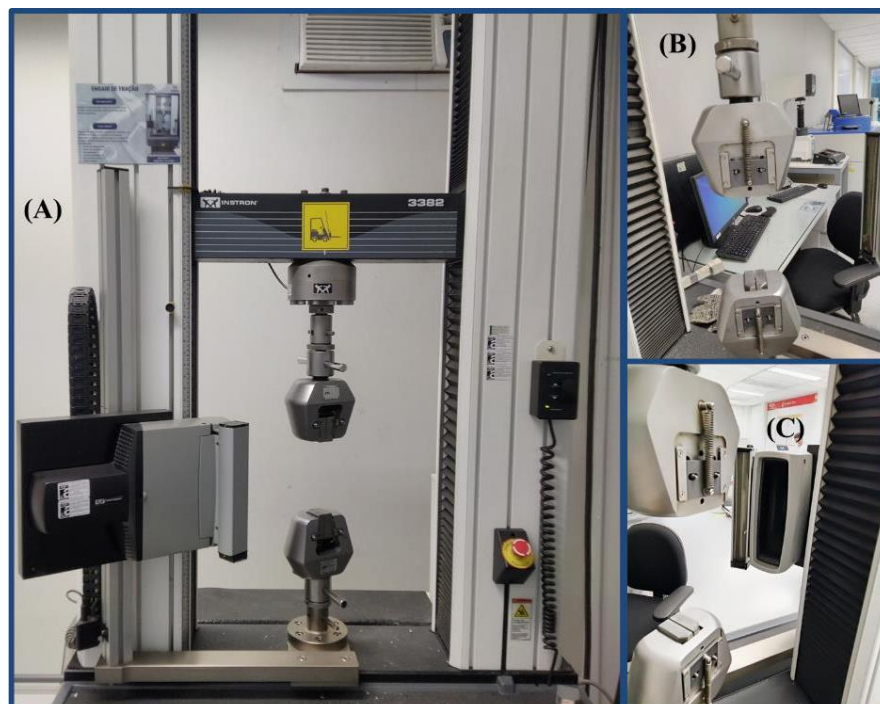
**Figura 49-Esquemática da extração das amostras com posição "diferenciada" da linha de solda**



Fonte: Elaborado pelo Autor.

Foram coletados dados referentes à carga de ruptura e ao alongamento máximo de cada um dos corpos de prova. A carga de ruptura foi decomposta em carga puramente de tração e carga de cisalhamento, conforme apontado pelas Equações (17) e (18), apresentadas na Revisão Bibliográfica.

**Figura 50- Equipamentos utilizados para o ensaio de tração. (A) Máquina de ensaios universal Instron 3382 (B) Garras de tração (C) Extensômetro de vídeo**



Fonte: Elaborado pelo Autor.

### 3.1.3 Determinação do perfil de microdureza

Para determinação do perfil de dureza foram realizados ensaios conforme previsto nas normas ASTM E-92 (ASTM, 2017) e ASTM E384 (ASTM, 2017). A microdureza da seção soldada, foi analisada ao longo da seção dos materiais de base até a linha de solda.

### 3.1.4 Microscopia de Varredura Eletrônica por feixe de elétrons (MEV)

Para realização da microscopia de varredura eletrônica por feixe de elétrons – MEV, fez-se o uso do microscópio eletrônico de varredura da marca QUANTA<sup>®</sup>, modelo FEG 250. Foi utilizado um feixe de 20kV com uma magnitude variando de 200X a 5000X e utilizada atmosfera de Nitrogênio líquido. Com o objetivo de comparação foram avaliadas as microscopias da solda a 0° do blank não fraturado, e de amostras fraturadas com inclinação correlativa da linha de solda de 30° e de 90°.

### 3.1.5 Retiradas de corpos para caracterização da CLC

O método utilizado para o levantamento das Curvas Limite de Conformação (CLC) foi o ensaio de Nakazima. Para isso foram confeccionados corpos de provas retangulares, com variações na largura e altura fixa de 230mm. Os resultados das deformações (TWBs), obtidas pelo Método Nakazima encontrasse no Apêndice B, dessa pesquisa.

Depois os corpos de provas foram usinados em diferentes configurações, conforme se apresenta na Figura 53. A linha de solda teve sua inclinação variando entre os ângulos de 0°, 32° e 58°. Esses ângulos foram obtidos fundamentados nos testes de tração obtidos nesta pesquisa. Foi utilizado o equipamento ERICHSEN modelo 145-60, com força de embutimento de até 600 kN. Para tanto, foi utilizada uma força de prensa chapas de 10 kN e uma velocidade de estampagem de 10 mm/minuto, conforme Figura 51.

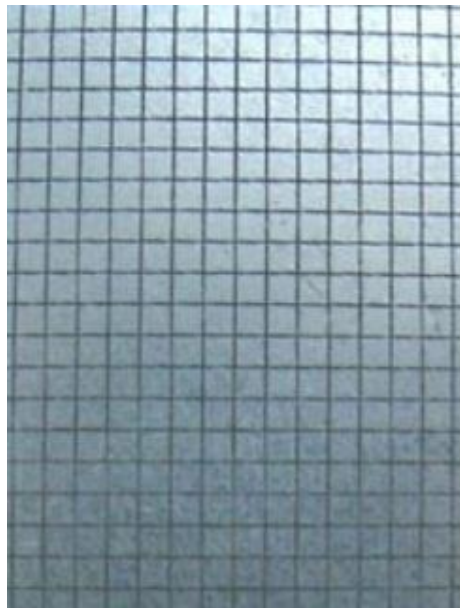
As metodologias de ensaio empregadas estão de acordo com as normas ISO 12004-1 e ISO 12004-2 (2020). As deformações das amostras foram avaliadas por meio do *AutoGrid Vario System*, que possui filmagem do ensaio por meio de 4 câmeras. Para a realização dos ensaios, foi necessário a confecção de calços para compensar a diferença de espessura entre os metais base utilizados no TWB durante a estampagem dos corpos de prova. As marcações das chapas foram realizadas por processo eletroquímico, com uma malha de referência quadrada com 2,5 mm de lado, conforme Figura 52.

**Figura 51 - Equipamento Erichsen utilizado para ensaio Nakazima**



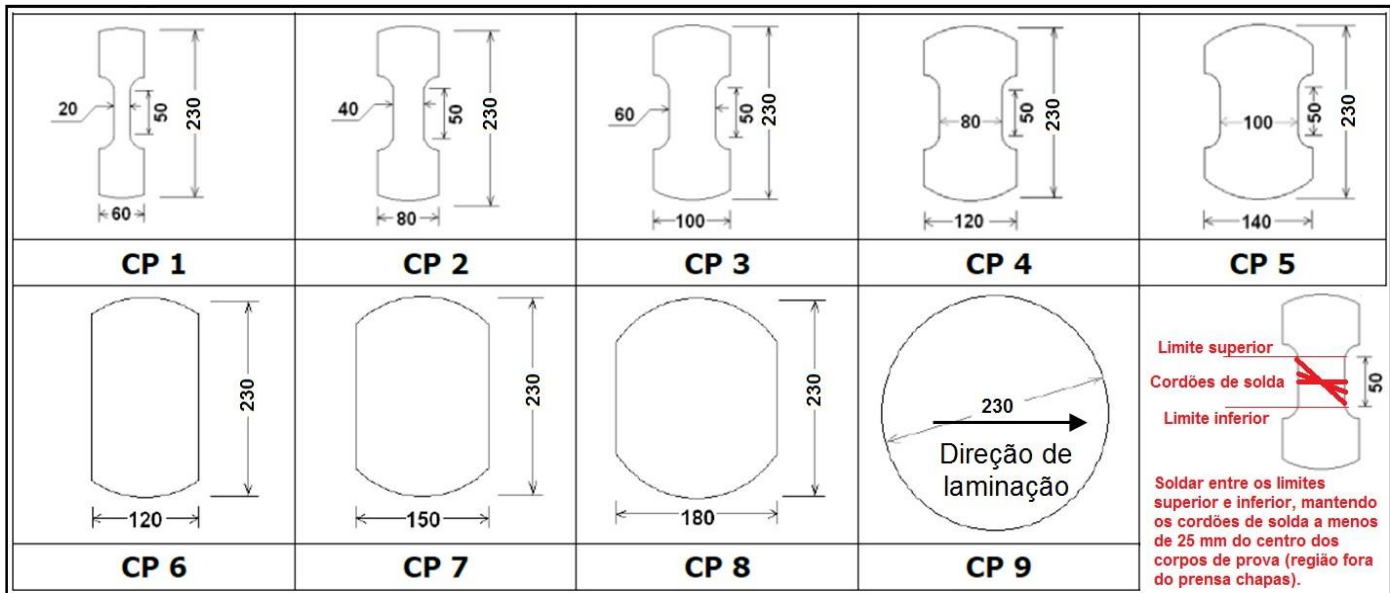
Fonte: Elaborado pelo Autor.

**Figura 52 – Aspecto superficial da chapa com a malha quadrada**



Fonte: Elaborado pelo Autor.

**Figura 53- Esquematização da extração das amostras de Nakazima com linha de solda com inclinação de 0°, 32° e 58°**



Fonte: Elaborado pelo Autor.

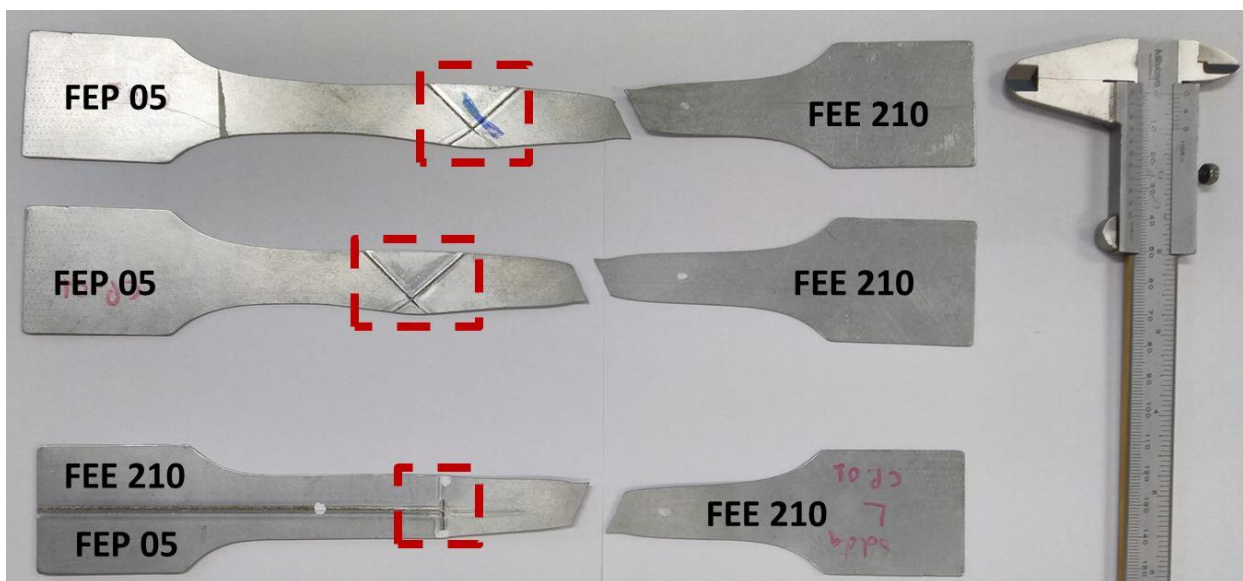
## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção são apresentados os principais resultados obtidos até o momento, os quais serão discutidos com base nas referências pesquisadas. Os resultados seguirão a mesma divisão proposta na Metodologia, sendo divididos em quatro seções.

### 4.1 Ensaios de Tração

Segundo a descrição da Figura 48, além dos ensaios com as amostras com variação de 15° em 15° foram também preparadas três amostras diferenciadas. O objetivo foi tentar reproduzir, na tração uniaxial, falhas que poderiam ocorrer durante a estampagem das chapas, na seção de bi linearidade da linha de solda. Os resultados (qualitativos), deparam-se expostos na Figura 54.

**Figura 54- Resultado qualitativo do ensaio de tração, para as três amostras diferenciadas, evidenciando a localização da linha de solda**



Fonte: Elaborado pelo Autor.

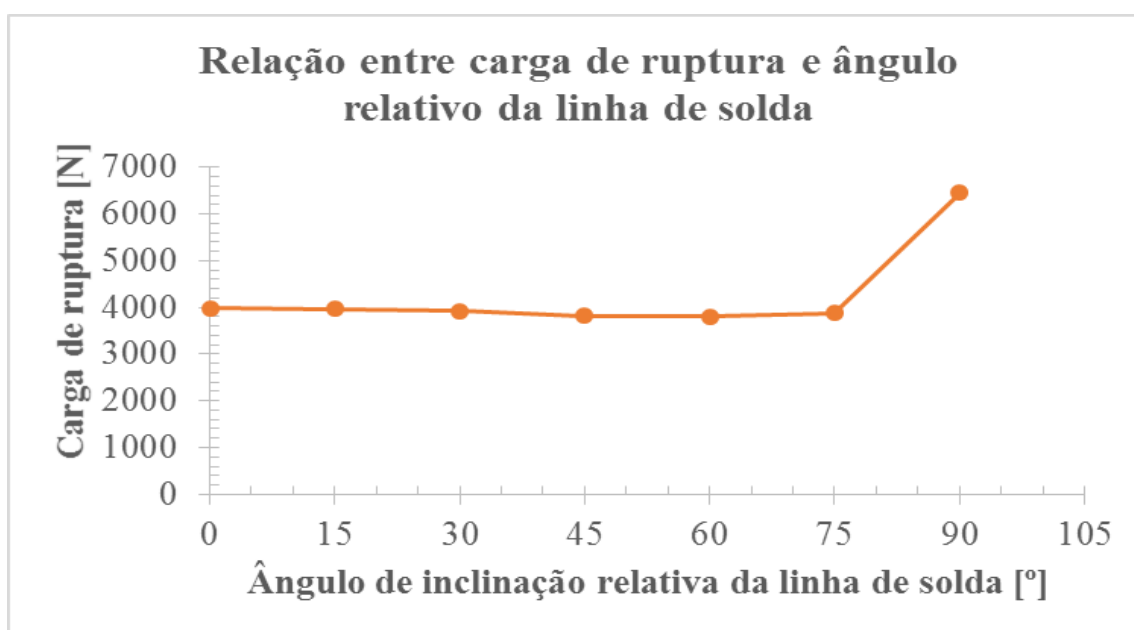
Percebe-se que, independentemente da disposição da linha de solda, a fratura constantemente acontece na chapa de menor espessura (e menor resistência mecânica), mesmo que, conforme previamente apontado por Andrade *et al.* (2017), a localização exata da fratura seja randômica.

Em comparação com linha de solda em “V”, percebe-se, que embora sutilmente, há um alargamento do corpo de prova na região da solda. O resultado é esclarecido pela pequena contribuição do material de base FEP 05 e pela maior resistência da solda à ruptura.

Para os testes de tração definiu-se por representar os resultados em função de carga e não de tensão. Isso porque os trabalhos examinados não deixam claro a metodologia utilizada para converter os dados de carga em tração (não evidenciando se o plano do corte oblíquo utilizado foi a da chapa de menor ou de maior espessura) e porque, em estampagem um dado crítico é a carga máxima suportada pelo material.

O gráfico correspondente à relação entre a carga de ruptura e o ângulo de inclinação correlativo à linha de solda é apresentado no Gráfico 1.

**Gráfico 1 – Ilustrativo entre a relação carga de ruptura e ângulo**



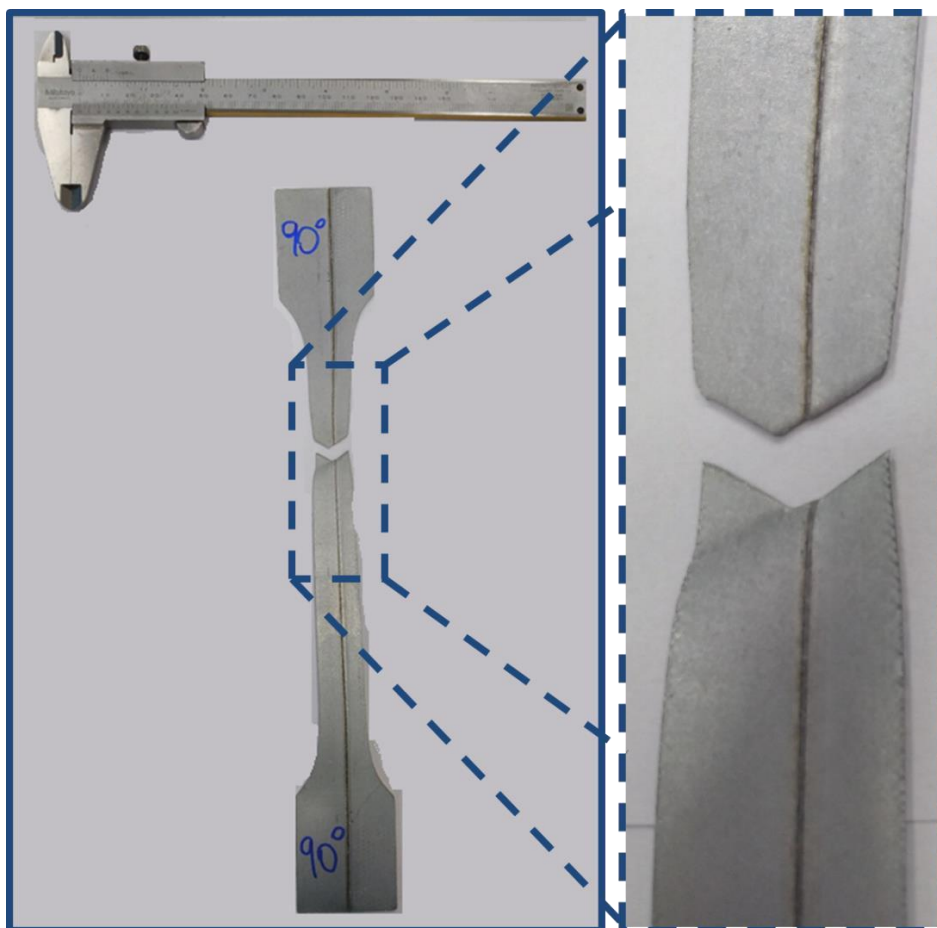
**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

O desempenho descrito para o perfil de carga de ruptura é condizente com o encontrado por Andrade (2019), reafirmando sua teoria em que a resistência máxima de um TWB independe da solda (desde que essa esteja previamente qualificada), ao encontro que é defendido por Safdarian (2016), Fazli (2016) e Gautam *et al.* (2018).

Evidencia-se que há relativa discrepância para o ângulo de 90°. Isso se deve a ocorrência que, nessa condição, da linha de solda é longitudinal ao corpo de prova. Assim, conforme Merklein *et al.* (2014) e Kumar; Reddy (2015), a solda passaria a ter efeito considerável nas

propriedades mecânicas caracterizadas pelo ensaio de tração. Esse fato pôde ser comprovado com início do ponto da ruptura desse corpo de prova, apresentado na Figura 55.

**Figura 55– Amostra com a linha de solda orientado a 90°, perfazendo toda a sua extensão, evidenciando perfil da fratura**



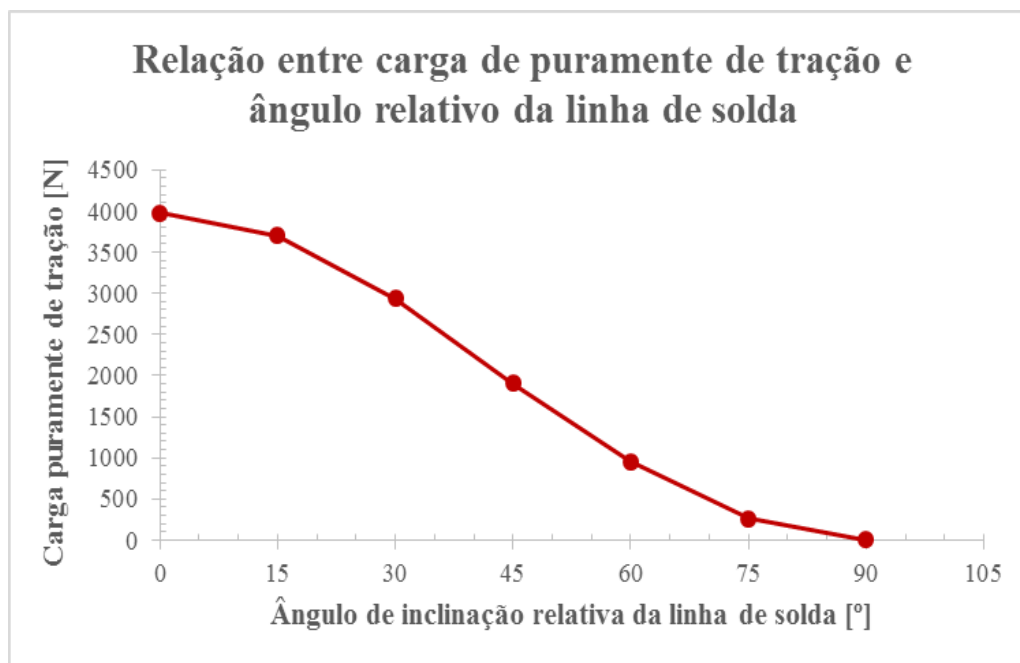
Fonte: Elaborado pelo Autor.

Logo inclui-se um método alternativo que, conciliado ao perfil de microdureza apontado por Assunção, Quintino e Miranda (2010), Andrade (2019), e Korouyeh *et al.* (2013) pode ser válido no levantamento das propriedades mecânicas da ZF e da ZTA. Reforça-se a necessidade então de se validar as metodologias propostas, com a finalidade de se caracterizar de maneira mais precisa as deformações na junta soldada do TWB.

A constatação de que a carga de ruptura de um *Tailor Welded Blank* é quase que independente da solda em si, associada à base da relação de dependência entre o ângulo do plano de corte e as tensões, apresentada por Cetlin e Helman (2005) e Callister e Rethwisch (2016), reforça o dever de se analisar o ângulo ótimo, que possibilite uma melhor relação entre a carga de ruptura, a carga puramente de tração e a cisalhante, aliadas a um melhor alongamento.

O gráfico 2 corresponde à relação entre a carga puramente de tração e o ângulo de inclinação correlativo à linha de solda.

**Gráfico 2 – Ilustrativo entre relação carga de tração e ângulo**

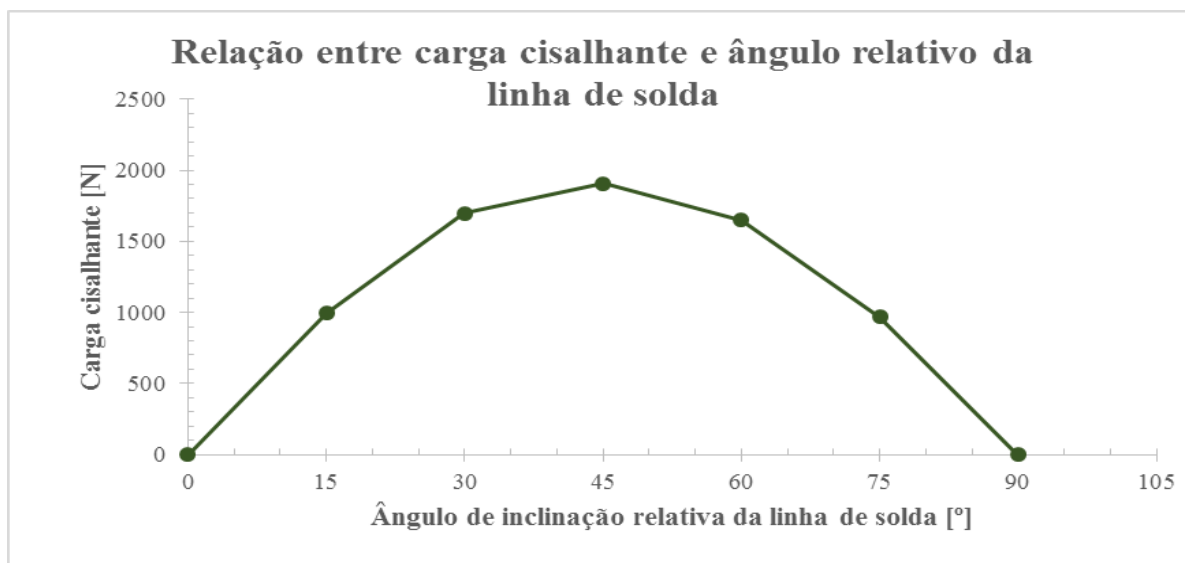


**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

Conforme apurado, a predisposição é de que a carga puramente de tração, sobre os materiais de base, chegue à nulidade. Assim pode ser confirmado conforme sugerido pelo trabalho de Li; Lin (2015), os quais defendem que uma caracterização efetiva da solda, por intermédio de testes de tração com corpos de prova de tamanho padrão, ocorre com a solda perfazendo toda a amostra. Daí, novamente a veracidade que não se depende, para falha, efetivamente da carga de tração, mas sim da combinação entre os fatores: cisalhamento, carga total e ângulo de inclinação correlativa da solda.

A carga puramente de tração é retratada na pesquisa de Khan *et al.*, (2014) como sendo importante para se determinar o comportamento da solda por intermédio da Regra das Misturas. Nos estudos de Andrade (2019), detectou-se que se considera exclusivamente fatores geométricos e que a presença da ZTA (diferente para cada um dos materiais de base) pode invalidar os resultados, o que realmente ocorreu.

Decidiu-se por analisar similarmente a carga cisalhante total sobre os corpos de prova. O gráfico correspondente à correlação através da carga puramente de cisalhamento e o ângulo de inclinação correlativa da linha de solda evidenciado no Gráfico 3.

**Gráfico 3 – Ilustrativo entre a relação carga cisalhante e ângulo**

Fonte: Elaborado pelo Autor.

Para o ângulo de 90° a tensão cisalhante, assim como a puramente de tração, deriva-se a ser nula sobre os *blanks* do TWB, indicando que a tensão atua primordialmente sobre a linha de solda. A nulidade dessa tensão para um ângulo de 0° indica que sobre a linha de solda e os materiais de base atuam apenas tensões trativas, o que confirma o apontado por (CETLIN; HELMAN, 2005; CALLISTER; RETHWISCH, 2016).

Percebe-se um comportamento típico, conforme indicado por Andrade (2019), determinado pelo círculo de Mohr: para ângulos complementares (como 15° e 75°, por exemplo), a tensão de cisalhamento é análoga. Por essa razão não depende apenas da Equação (18), que estima a importância do produto seno e cosseno (o qual é similar para ângulos complementares), mas também da carga de ruptura. Como essa propriedade está associada principalmente aos materiais de base e a solda se mostrou qualificada, o comportamento de similaridade da tensão cisalhante foi comprovado.

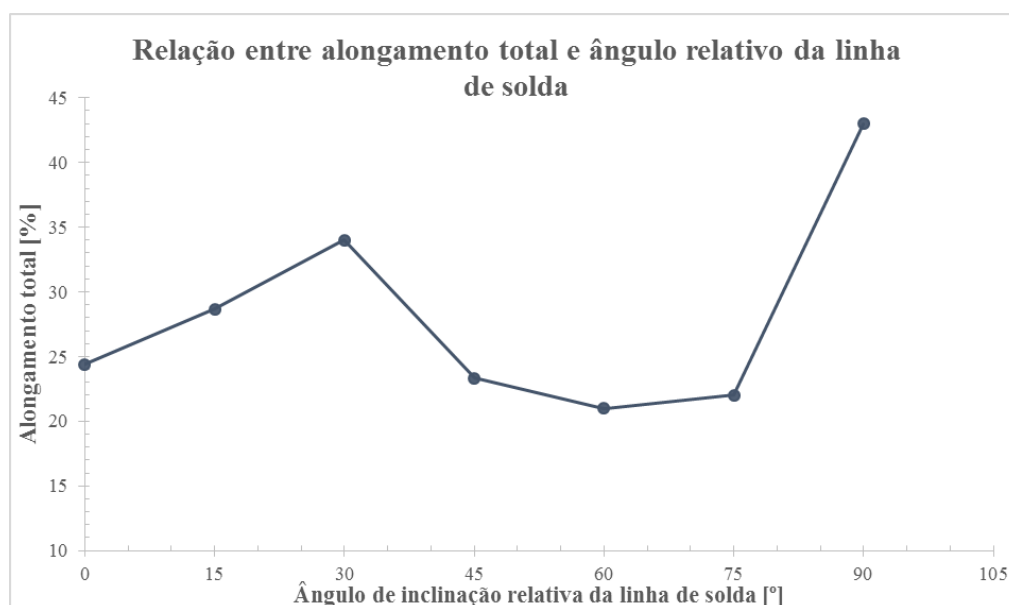
A intenção, ao desenvolver esta pesquisa com um número maior de condições e corpos de prova era comprovar o que foi investigado por Andrade (2019). Isso porque o padrão apontado não se achou em qualquer artigo pesquisado, nem mesmo nas pesquisas desenvolvidas por Riahi *et al.* (2012) e de Li; Lin (2015), que utilizaram diferentes orientações para a linha de solda. Acontece que não se enfatizou no estudo da tensão cisalhante, mas meramente na deformação.

Riahi *et al.* (2012), Safdarian (2016), Khan *et al.* (2014) e Assunção, Quintino e Miranda (2010), constataram apenas que a carga total sobre os corpos de prova não dependia de forma

significativa da orientação da linha de solda. Essa teoria foi comprovada neste trabalho. Outros trabalhos, como o de Safdarian (2016), mensuraram o deslocamento relativo ao centro da amostra ensaiada, da linha de solda, porém mantendo-a sempre perpendicular à direção de laminação das chapas. Foram encontradas diferenças perceptíveis apenas no chamado teste de altura limite do domo (LDH), focando-se principalmente em deformação total do domo.

A análise da deformação referiu-se por elementos dos dados de alongamento máximo das amostras ensaiadas. O gráfico correspondente à correlação entre o alongamento total e o ângulo de inclinação correlativa da linha de solda que é descrito no Gráfico 4.

**Gráfico 4 – Ilustrativo entre a relação de alongamento e ângulo**



**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

Na conformabilidade de um material, a análise necessária é a capacidade de se deformar sem apresentar qualquer tipo de falha. Um critério amplamente adotado é o que se chama de expoente de encruamento, obtido a partir de curvas de fluxo (CETLIN; HELMAN, 2005; HOSFORD; CADDELL, 2011). Para um TWB, como se tem materiais distintos, ainda não há consenso quanto ao que utilizar, ou seja, a caracterização específica do TWB ou dados de ambos os materiais de base (SAFDARIAN, 2016). Muitos trabalhos não detalham o método usado, nem deixam claro qual o melhor caminho (ANDRADE *et al.*, 2019; SAFDARIAN, 2019; SEPASI, GHADIRI, 2020). Neste trabalho foi utilizado dados tabelados dos materiais de base, dada a limitação dos métodos e softwares usados em se traçar a curva de fluxo.

Outro parâmetro importante na conformação se trata da deformação total até a ruptura do material (ou alongamento total). Esse dado foi pontuado de forma a verificar se a orientação

da linha de solda pode interferir na capacidade do TWB se deformar até a sua falha. Ainda que não haja uma tendência muito clara, conforme apresentado no gráfico 4, nota-se a predisposição de que a deformação máxima suportada pelas amostras aumente à medida em que se aumenta o ângulo de inclinação relativa da linha de solda, tendo-se obtido um valor ótimo a cerca de 30°.

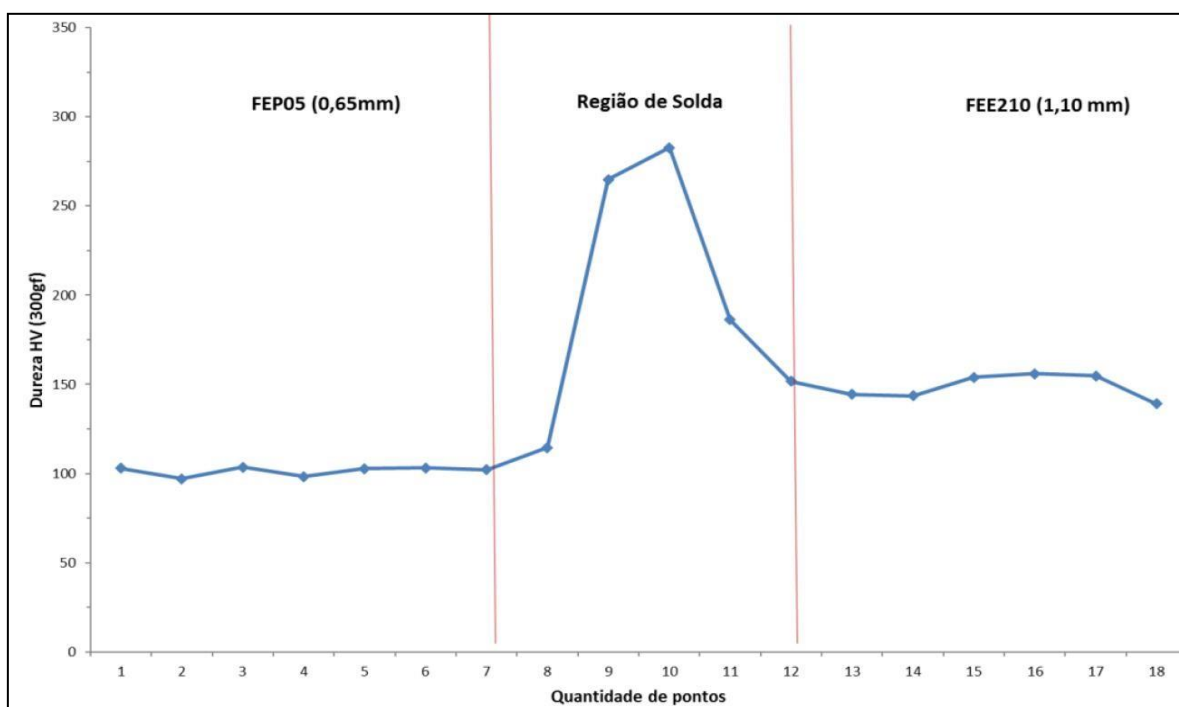
É capaz de se confirmar que parece haver um limiar para esse aumento de deformação, havendo um máximo por volta de 30° de orientação correlativa à linha de solda. Embora ainda não haja um consenso sobre angular ou não a linha de solda em um TWB, conforme estudos feitos por Assunção, Quintino e Miranda (2010) e Li *et al.* (2015). O que se pode dizer é que as tensões aplicadas ao longo do plano que contém a linha de solda variam, conforme sua orientação, segundo a tradicional abordagem do “Círculo de Mohr”, apresentada por (CETLIN; HELMAN, 2005); HOSFORD; CADDELL, 2011; e CALLISTER; RETHWISCH, 2016).

Essa observação comprova, novamente, o que foi pesquisado por Andrade (2019), e indica que há sim um ângulo ótimo a ser empregado, que proporciona uma boa correlação entre a carga de ruptura, as tensões puramente de tração e cisalhante e o alongamento total. No caso analisado este ângulo parece ser de cerca 30°.

#### 4.1.2 Perfil de Microdureza

O perfil de dureza avaliado conforme ilustra a Figura 56, apresenta diferença de dureza significativa entre os metais base e a solda, principalmente na interface com o aço FEP05 (0,65mm). O comportamento foi típico de um TWB e apresentou valores de durezas similares aos encontrados nas pesquisas de Korouyeh; Naeini e Liaghat (2012) e Min; Kim e Kang (1998), principalmente na zona afetada pelo calor (ZAC), provavelmente devido ao espaçamento entre os pontos de dureza, que foram maiores que a extensão da ZAC.

**Figura 56 - Perfil de dureza em seção longitudinal da amostra, passando pelo cordão de Solda**



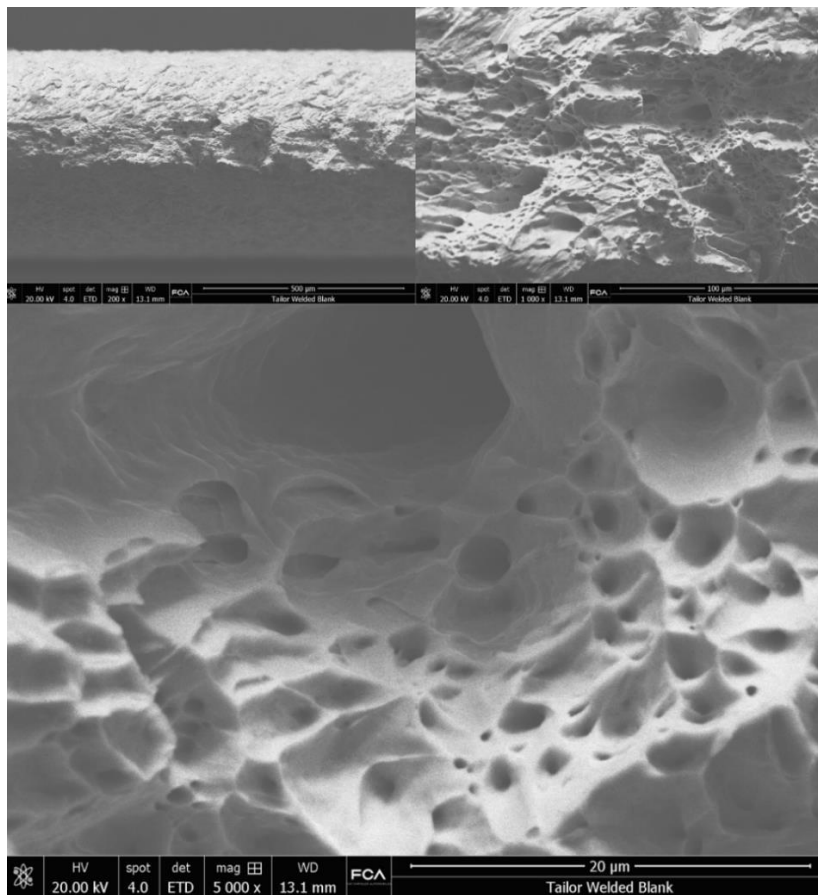
Fonte: Elaborado pelo Autor.

#### 4.1.3 Microscopia de Varredura Eletrônica por feixe de elétrons (MEV)

Na Figura 57 retratam-se as micrografias, obtidas por MEV, com diferentes ampliações (escalas), para a solda em si.

Segundo Kinsey e Wu (2011), são admitidas porosidades desde que seu diâmetro máximo não ultrapasse 30% da menor espessura dos *blanks* que formam o TWB (a menor espessura é de 0,65mm e a maior de 1,10mm, para este estudo). Há discontinuidades, como mordeduras, que são admitidas (desde que o ângulo da mordedura com a peça não ultrapasse os 90°). Nas imagens de MEV constata-se que a fratura ocorreu de forma dúctil (pela nucleação e crescimento dos chamados *dimples* (DHARAN; KANG; FINNIE, 2016; AFFONSO, 2013). Não são perceptíveis nem evidenciadas discontinuidades que desqualifiquem a solda. Isso, está conforme pesquisas de Andrade *et al.* (2019), Assunção, Quintino e Miranda (2010), o que confere aos ensaios mecânicos de tração boa representatividade, visto que a solda está qualificada.

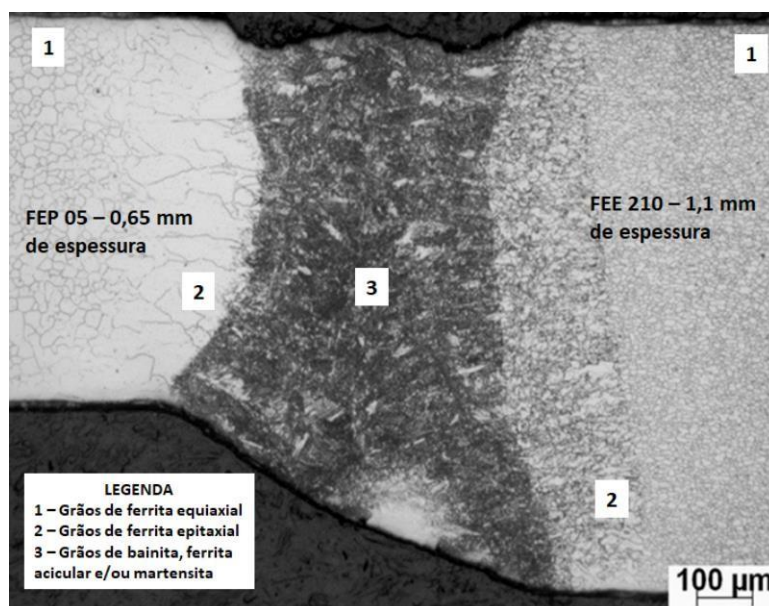
**Figura 57- Imagens obtidas por microscopia de Varredura Eletrônica por feixe de elétrons para a solda**



**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

Na Figura 58 percebe-se que os materiais de base possuem estrutura majoritariamente ferrítica, com grãos de ferrita uniformemente distribuídos e equiaxiais. Na ZTA ocorre crescimento competitivo (epitaxia) e grosseiro dos grãos, em função da taxa de resfriamento e dos fenômenos metalúrgicos presentes. Quanto à ZF, por haver fusão e rápido resfriamento do material, tende-se a formar novas microestruturas, que podem variar de bainita à ferrita acicular e martensita, a depender da região analisada. Em função da resolução da micrografia essa identificação não é precisa, nem trivial.

**Figura 58 - Aspecto representativo da microestrutura na região soldada. Ampliação original:100x**

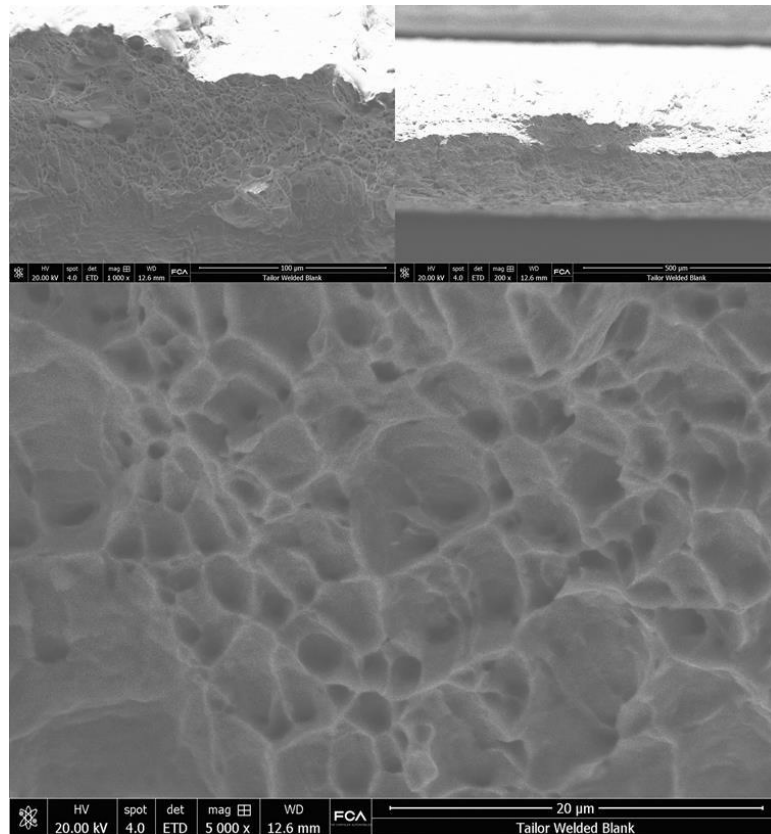


**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

Na Figura 59 são descritas as micrografias, obtidas por MEV, com diferentes ampliações (escalas), para a solda com inclinação relativa de 30°.

Nas imagens de MEV verifica-se que a fratura também ocorreu de forma dúctil (pela nucleação e crescimento dos chamados *dimples* (DHARAN; KANG; FINNIE, 2016; AFFONSO, 2013). Os *dimples* são aparentemente menores e mais homogêneos que na solda, evidenciando maior contribuição dos materiais de base. Neste caso, como a fratura ocorreu na chapa de menor espessura (IF FEP05 de 0,65mm), indica-se então boa ductilidade e homogeneidade do aço IF FEE 210 (1,10mm de espessura). Quanto à fratura, conforme pontuado por Andrade *et al.* (2017), Schrek *et al.* (2017) e Safdarian (2019), embora a falha sempre ocorra no material de menor resistência mecânica (geralmente o menos espesso), sua localização é randômica. No entanto, de acordo com a teoria de Mecânica da Fratura, apresentada por Dowling (2013), Dharan, Kang e Finnie (2016) e Affonso (2013), o perfil da fratura de corpos de prova de tração de materiais dúcteis pode indicar o local de início da falha. Isso é melhor visualizado quando a solda se orienta a 90°, perfazendo todo o corpo de prova, e a fratura está em "V", sendo seu vórtice o provável local de início da ruptura.

**Figura 59 - Imagens obtidas por microscopia de Varredura Eletrônica por feixe de elétrons para amostra com angulação correlativa da linha de solda a 30°**

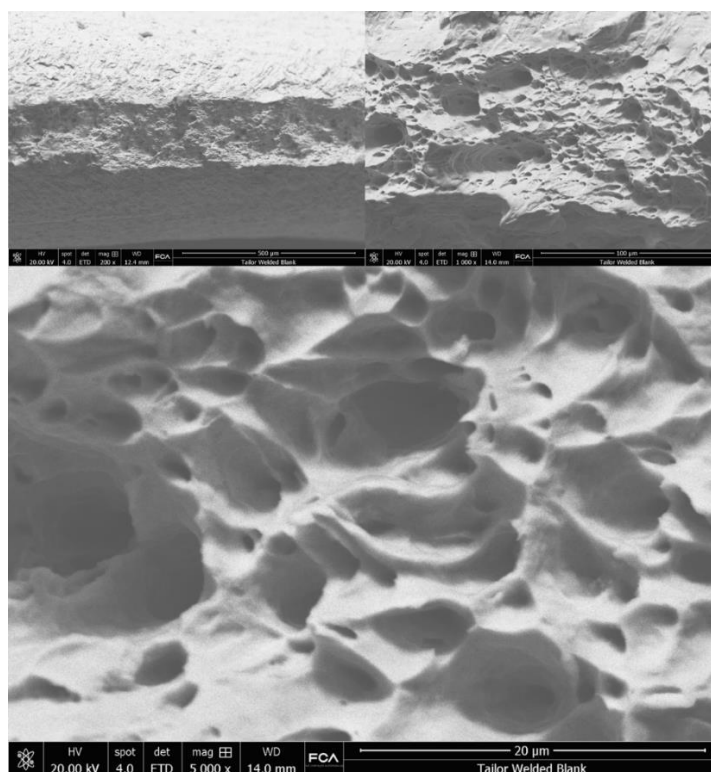


**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

É descrito na Figura 60 as micrografias, obtidas por MEV, com diferentes ampliações (escalas), para a solda com inclinação relativa de 90°.

Essa é a micrografia mais similar à da solda, dado que a ruptura da amostra ensaiada ocorreu em V, com a fratura iniciando na solda. A razão disso, está conforme o apontado nos testes de tração, que a linha de solda possui orientação relativa de 90°, o corpo de prova deixa de possuir comportamento mecânico intermediário entre os metais de base e passa a se comportar como a solda em si. Afinal de contas, nessa situação ela é a região de mais solicitação e de tração efetiva.

**Figura 60- Imagens obtidas por microscopia de Varredura Eletrônica por feixe de elétrons para amostra com angulação correlativa da linha de solda a 90°**



**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

Ainda assim, a fratura ocorreu de forma dúctil (pela nucleação e crescimento dos chamados *dimples* (DHARAN; KANG; FINNIE, 2016; AFFONSO, 2013). Porém, verifica-se maior irregularidade dos *dimples* e fratura mais contínua, evidenciando rápido crescimento, coalescimento e propagação dos *dimples*.

#### 4.1.4 Curva Limite de Conformação (CLC)

Antes de se executar os ensaios de conformação, conforme apontado na Metodologia, extraiu-se corpos de prova de tração das chapas, a fim de verificar a integridade das soldas. Esse procedimento também é defendido por Habibi *et al.* (2018). Na Figura 61 apresentam-se alguns dos corpos de prova testados.

**Figura 61- Corpos de prova de tração, extraídos das chapas nas quais foram tiradas as amostras para CLC, com inclinação relativa da linha de solda de (A) 38°, (B) 52° e (C) 0°**



**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

Verificam-se dois pontos:

- a) A fratura, conforme apontado por Andrade *et al.* (2017), ocorreu na chapa de menor espessura e limite de resistência à tração. Esse comportamento foi verificado em todos os corpos de prova de tração, estando a solda, portanto, qualificada nesse sentido;
- b) Houve, de certa forma, similaridade entre o perfil geométrico da fratura dos corpos de prova cujos ângulos de inclinação relativa da linha de solda eram complementares (38° e 52°). Isso vai de acordo à teoria de mecânica da fratura (Dowling (2013), Dharan, Kang e Finnie (2016), Affonso (2013)), que aponta que materiais predominantemente dúcteis tem fratura determinada primordialmente pelas tensões de cisalhamento que atuam em seus planos de deslizamento. Essa tensão cisalhante é similar para ângulos complementares, para uma dada carga de ruptura.

Reafirmadas essas constatações e verificada a integridade das soldas, foram feitos os testes para obtenção das CLCs. Nas Figuras 62, 63 e 64 são apresentadas as amostras dos ensaios de Nakazima com as angulações da linha de solda de 38°, 52° e 0° em relação a direção de laminação (DL). Os respectivos ângulos foram escolhidos, após as análises dos ensaios de tração desta pesquisa

**Figura 62- Amostras extraídas do ensaio de Nakazima com orientação da linha de solda em 38° a direção de laminação da chapa**



Fonte: Elaborado pelo Autor.

**Figura 63 – Amostras extraídas do ensaio de Nakazima com orientação da linha de solda em 52° a direção de laminação da chapa**



Fonte: Elaborado pelo Autor.

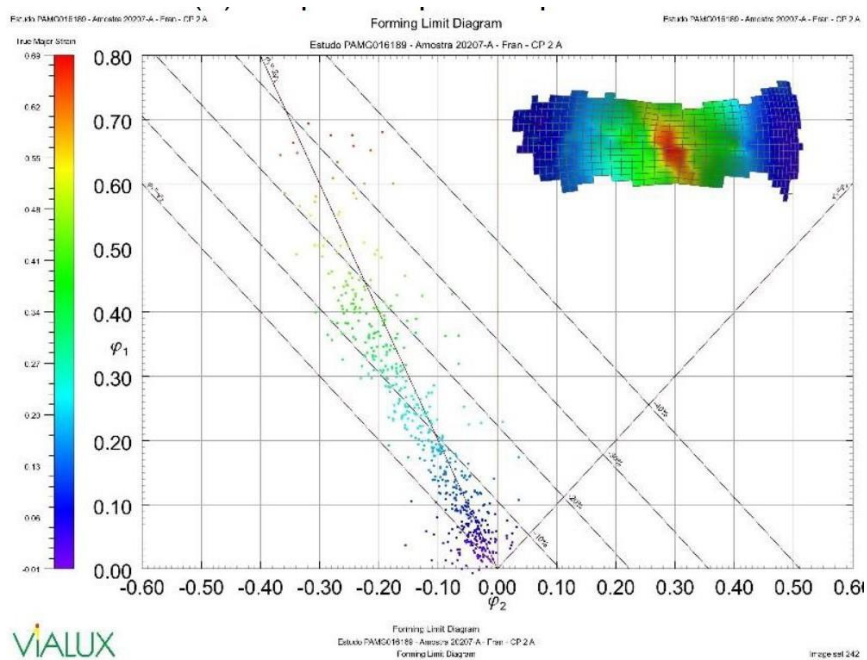
**Figura 64– Amostras extraídas do ensaio de Nakazima com orientação da linha de solda em 0° a direção de laminação da chapa**



Fonte: Elaborado pelo Autor.

As fraturas podem ser vistas após a mensuração das deformações, visando o levantamento da curva limite de conformação, para as amostras com  $0^\circ$  de inclinação em relação à direção de laminação, conforme apresenta a Figura 65.

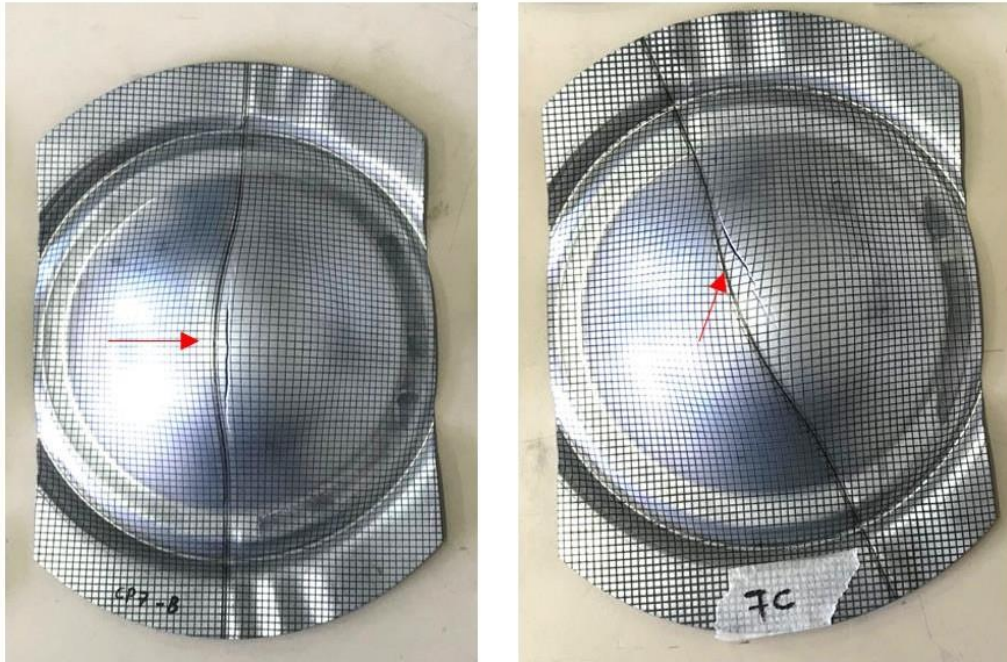
**Figura 65 – Amostra digitalizada no ensaio de Nakazima a  $0^\circ$  na DL**



**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

Na Figura 66 constata-se, que as amostras com a linha de solda orientada na direção de laminação a  $38^\circ$  e  $52^\circ$  manifestaram o comportamento típico dos materiais dúcteis, com a movimentação em seus planos de cisalhamento máximo, apresentando características macrográficas (geométricas) da fratura.

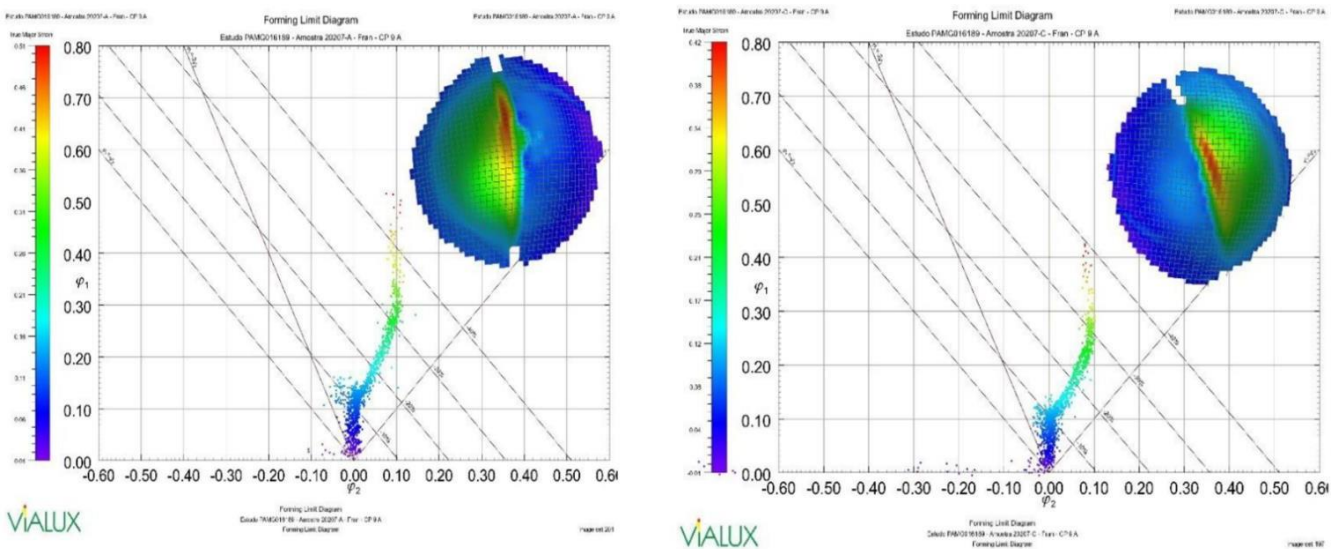
**Figura 66 – Similaridade nas fraturas das amostras 7B a 38° e 7C a 52°**



**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

As fraturas similares podem ser vistas após a determinação das deformações, visando o levantamento da curva limite de conformação, para as amostras com 38° e 52° de inclinação em relação à direção de laminação, conforme apresenta a Figura 67.

**Figura 67 – Amostras digitalizadas no ensaio de Nakazima a 32° e 58° na DL**



**Fonte: Elaborado pelo Autor.**

Importante verificar que, conforme apontado por Bamdad e Hashemi (2021), os resultados não necessariamente fornecem uma curva precisa e, ainda que normatizados, podem ser qualitativos e não quantitativos. Isso reforça o encontrado por Andrade *et al.* (2017) e Safdarian (2016).

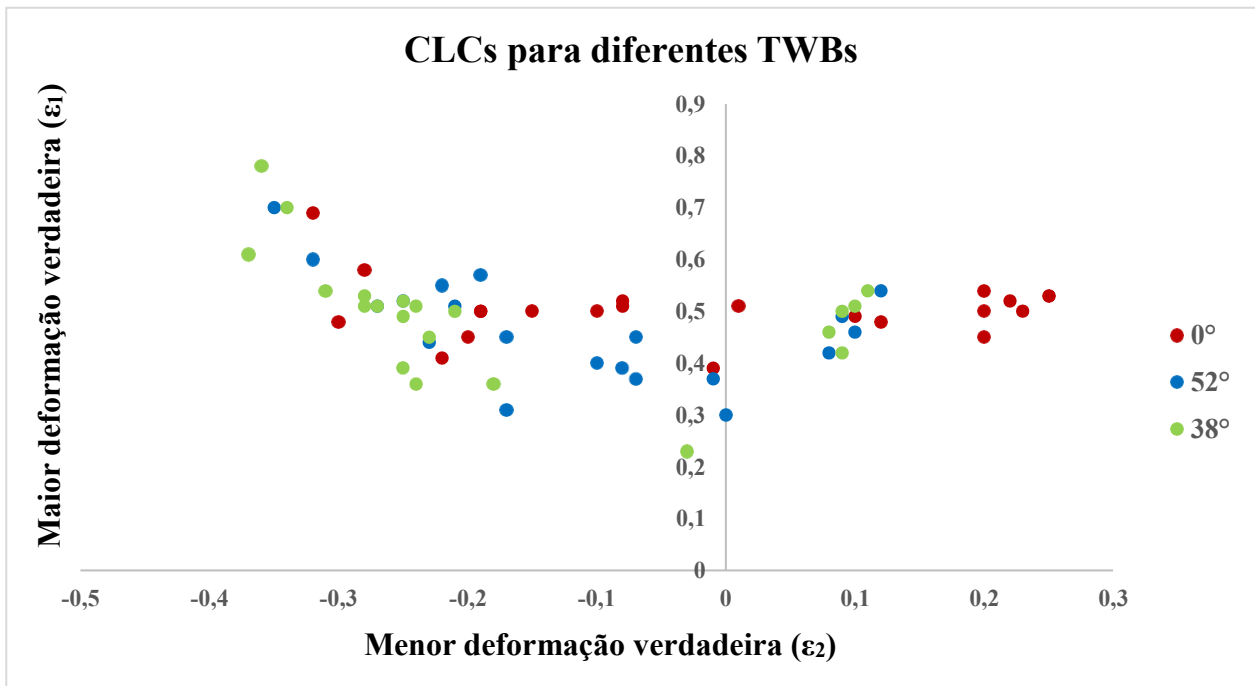
O referido comportamento pode ter advindo também do fato de que os corpos de prova apresentaram pelo menos uma das características de falha encontradas em TWBs, a saber:

- a) Movimentação da linha de solda
- b) Trinca na linha de solda
- c) Trinca na chapa menos resistente

Observou-se que algumas deformações mensuradas apresentaram trajetória linear. Outras, no entanto, tiveram trajetória de deformação plana, apresentando deformação também plana no metal base mais resistente (FEE210), estiramento no metal base menos resistente (FEP05) e ruptura na região do *drawbead* (quebra rugas). Esses fenômenos são apontados nos estudos de Korouyeh *et al.* (2013), Khan *et al.* (2014) e Zadpoor *et al.* (2008). Nesses casos, a ruptura ocorre longitudinalmente à linha de solda. Alguns autores Cheng (2010) e Narayanan e Narasimhan (2008), sugerem que há uma redução da conformabilidade local provocada pela presença do cordão de solda. Entretanto, não há consenso sobre o grau do impacto da presença do cordão, ou sua posição orientação, quanto à redução das deformações suportadas pelo TWB (ANDRADE *et al.*, 2019; BAMDAD; HASHEMI, 2021).

A nuvem de pontos obtida foi determinada pela técnica de Nakazima com mensuração de deformação limite em pontos vizinhos à fratura, segundo recomendações da norma ISO 12.004-2. Na Figura 68 apresentam-se os referidos pontos, para as amostras com a orientação relativa da linha de solda em 0°, 38° e 52°.

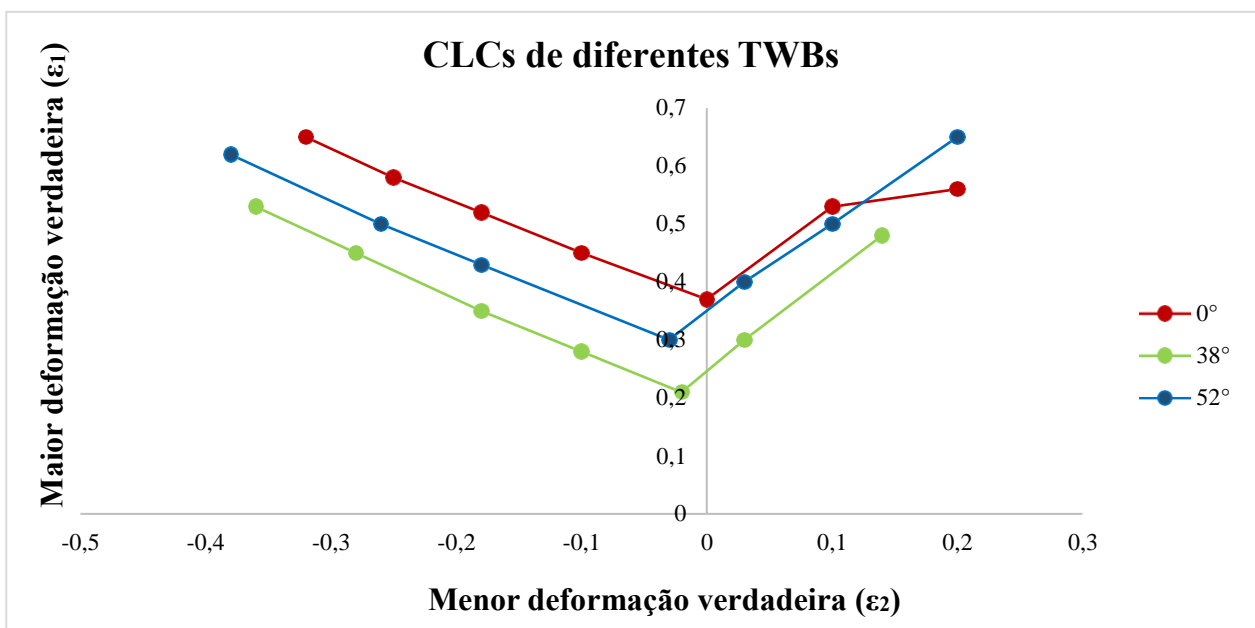
Figura 68 – Nuvem de pontos para construção da CLC das amostras orientadas a 38° e 52°



Fonte: Elaborado pelo Autor.

A CLC através das deformações mensuradas nas amostras orientadas a 38°, 52° e 0° em relação a direção de laminação (DL) são apresentadas na Figura 69.

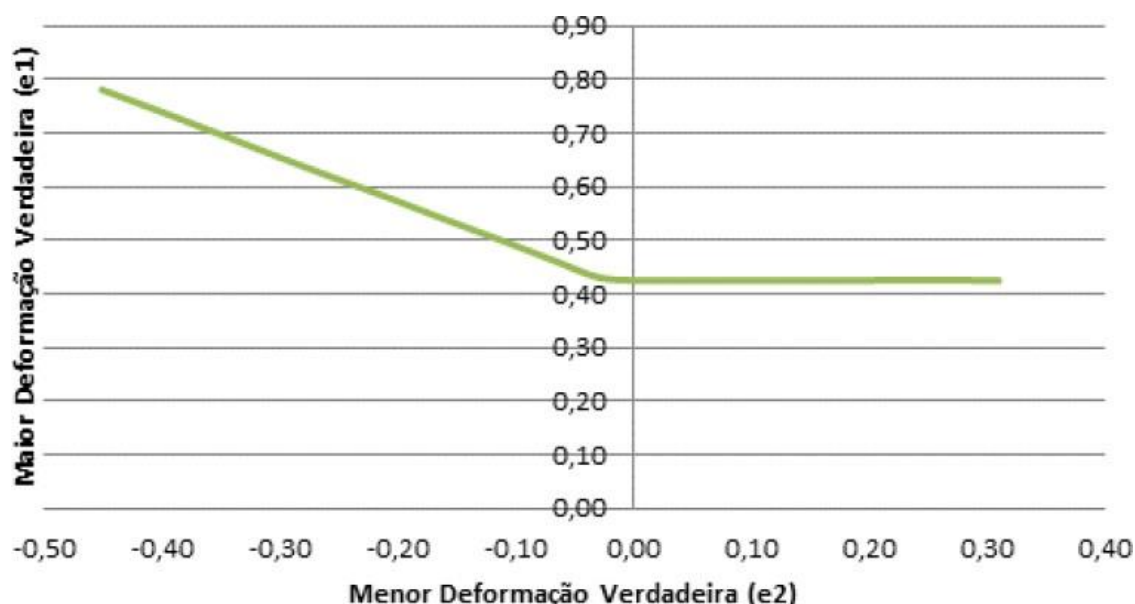
Figura 69 — Curva CLC das amostras 38°, 52° e 0° a DL



Fonte: Elaborado pelo Autor.

Para o corpo de prova cuja orientação relativa da linha de solda era de  $0^\circ$ , que é demonstrado na Figura 69, segundo Gaied *et al.* (2009), é esperado um comportamento bem delimitado, próximo ao da CLC do material de base menos resistente. Li; Lin (2015) também defendem esse fenômeno, o qual pode ser explicado com base na distribuição de deformações e tensões e no princípio de equilíbrio de forças proposto por Safdarian (2016). Isso é melhor verificado ao se observar a curva de conformação do FEP 0,5, com 0,65mm de espessura, apresentada na Figura 70.

**Figura 70 – CLC obtida para o aço FEP 05 com 0,65mm de espessura, sem a presença de linha de solda**



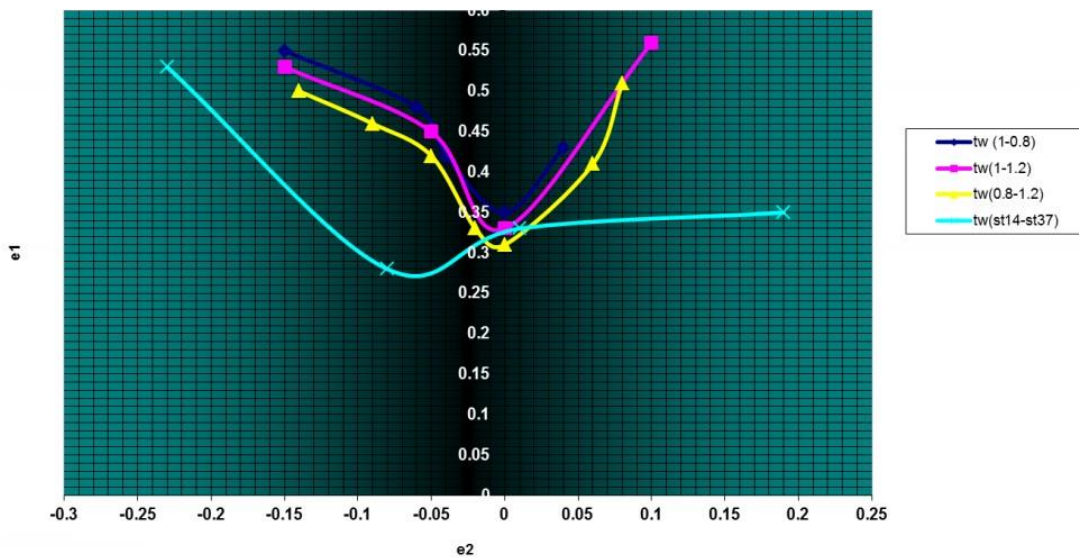
Fonte: Elaborado pelo Autor.

O ponto de inflexão do FEP 05, na CLC, o qual delimita o coeficiente (ou expoente) de encruamento é de pouco mais de 0,4. No caso do TWB a  $0^\circ$ , esse valor foi de pouco menos de 0,4 (o qual não é claramente visível na curva em função da sobreposição do ponto azul referente ao CP com inclinação relativa de  $52^\circ$  da linha da solda).

De acordo com os resultados de tração e também com os estudos de Ahmetoglu *et al.* (1995), Safdarian (2016), Nalli *et al.* (2017) e Andrade *et al.* (2019), isso ocorre porque a solda estava previamente qualificada e, neste caso, a ruptura se dá quase que em função apenas dos materiais de base. Não há uma orientação relativa preferencial, direcionada pela solda e os valores de deformação e de carga limite serão limitados pelas propriedades mecânicas dos materiais de base, especificamente do de menor resistência.

Os demais traçados não são bem delimitados, em função da diferença de espessura e de condições e limitações dos ensaios. Essa diferença pode ser evidenciada em outros trabalhos, como no de SEPASI; GHADIRI (2020), apresentado na Figura 71.

**Figura 71 – CLC obtida para aços de baixo carbono, com chapas de diferentes espessuras**



Fonte: Adaptado de Sepasi *et al.* (2020).

Na pesquisa realizada por Cheng; Chan; Chow (2007), também se alterou a linha de solda, trabalhando-se com a inclinação relativa de  $45^\circ$  e com a construção de CLC. Ocorreu a mesma questão com a nuvem de pontos, constatando-se que a orientação da solda pouco ou quase nada influenciou nos resultados.

Isso não pode ser, neste trabalho, considerado uma verdade, dados os resultados dos ensaios de tração e um fato curioso que se pode observar na região de deformação verdadeira positiva da CLC: os pontos obtidos quase se sobrepuseram. De acordo com Cetlin e Helman (2005), essa deformação é típica de condições de tração e/ou cisalhamento, nas quais o material experimenta estiramento e aumento relativo de seu comprimento.

Assim, a teoria de mecânica da fratura, apresentada por Dowling (2013), Dharan, Kang e Finnie (2016), Affonso (2013) pode ser considerada aplicável até mesmo nessas condições de CLC, o qual se mostrou mais uma vez válida.

No entanto, para deformações verdadeiras negativa (estado compressivo/embutimento), houve certa dispersão. Não há uma explicação clara para esse fenômeno na literatura. Mas, provavelmente isso ocorre em função de fenômenos microestruturais como aniquilação de

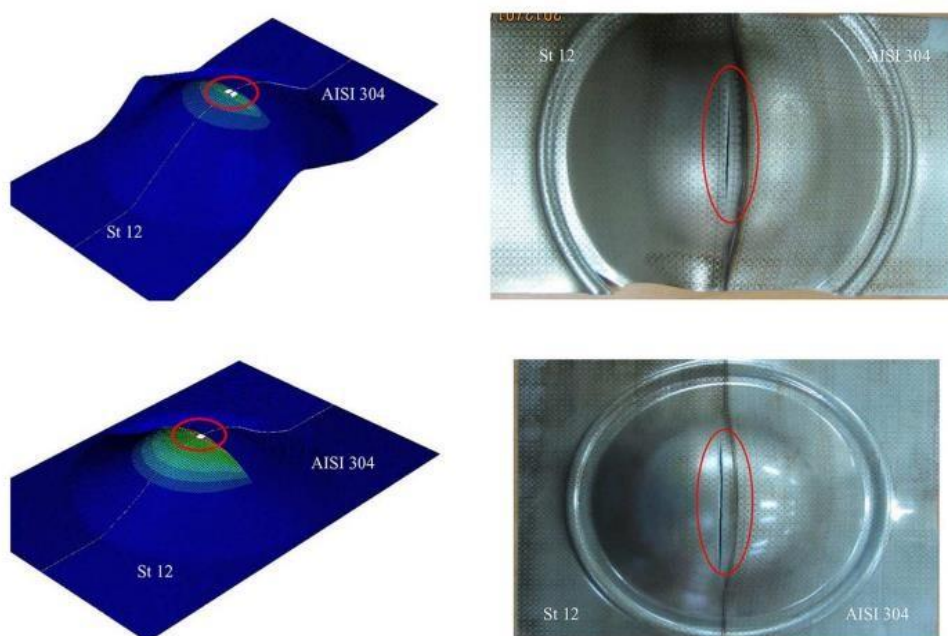
discordâncias, empilhamento e rearranjo de falhas e aspectos inerentes ao estado compressivo de tensões (LI; LIN,2015; GONG *et al.*, 2016; LI *et al.*, 2013; ASSUNÇÃO; QUINTINO; MIRANDA, 2010).

Com isso, verifica-se que a conformabilidade de um TWB tende a ser menor do que as dos materiais/chapas de base. Isso ocorre em função da diferença de espessuras e do processo de soldagem. A soldagem, conforme apontado por SEPASI; GHADIRI (2020) talvez seja a maior responsável, uma vez que TWBs de espessuras iguais, mas materiais diferentes, também apresentam baixa conformabilidade.

Ressalta-se que esse perfil encontrado nos corpos de prova é independente do critério de falha e dos materiais utilizados. Esse fato foi comprovado nos estudos de Safdarian (2019), os quais foram feitos com aços inoxidáveis e utilizaram o modelo de GTN (*Gurson–Tvergaard–Needleman*) para obter a CLC e efetuar simulações.

Alguns dos corpos de prova, cuja a fratura ocorreu próximo à linha de solda e têm perfil similar ao do presente trabalho, são apresentados na Figura 72.

**Figura 72– Comparação da posição da fratura para amostras numéricas e experimentais de TWBs com diferentes larguras**



Fonte: Adaptado de Safdarian (2019).

Safdarian (2016), em outro trabalho, diz que um fator importante, além do modelo adotado para construção da CLC, trata-se da razão limite de espessuras (LTR) e de resistência (LTR), das chapas que compõem o TWB. Para esse trabalho, tem-se as equações (19) e (20):

$$LSR = \left( \frac{\sigma_{YB}}{\sigma_{TA}} \right) = \left( \frac{t_{0A}}{t_{0B}} \right) = \frac{1,10}{0,65} = 1,69 \quad (19)$$

$$LTR = \left( \frac{t_{0B}}{t_{0A}} \right)_{\text{limite}} = \frac{\sigma_{TA}}{\sigma_{YB}} = \frac{346}{157} = 2,20 \quad (20)$$

Assim, o comportamento seguido, embora não muito claro/definido, está de acordo com o que se esperava para esse tipo de material. Afinal, TWBs não apresentam linearidade mecânica e têm conformabilidade não muito precisa e complexa de ser definida e determinada (AMINZADEH *et al.*, 2020).

No trabalho de AMINZADEH *et al.* (2020), inclusive, verificou-se que se deve sim preocupar com os parâmetros ótimos para a produção de TWBs, desde a soldagem até a inclinação da linha de solda e as questões de conformação. Um fenômeno que não ocorreu, ainda que as condições de ensaio não fossem as melhores possíveis, foi a movimentação da linha de solda. Assim, o enrugamento verificado nas chapas não pode ser atribuído à mudança de tensão ocasionada pela solda, que seria uma zona propensa a falhas, mas ao ensaio em si (HABIBI *et al.*, 2016).

As falhas que ocorreram nos ensaios são naturais, inerentes às chapas e ao processo de execução dos testes. Ainda assim, quando se constrói uma CLC com métodos experimentais, o índice de assertividade das simulações numéricas aumenta, devido a correção dos dados para *input no software* (HABIBI *et al.*, 2016).

Apesar de não se saber, ainda, quais as condições influenciaram nos resultados encontrados nesta pesquisa, os trabalhos de Abdolazimzadeh *et al.* (2018), sugerem que são necessários mais testes experimentais para confirmar a exatidão das simulações numéricas de estampagem por meio da CLC. Deve-se computar, de forma mais isolada, o efeito do punção e do raio da matriz. Isso porque a situação da linha de solda, a razão de espessura e os materiais que compõem o TWB foram levados em consideração e previamente analisados.

Um dos aspectos que deveria ter sido levantado, de acordo com ABDOLAZIMZADEH *et al.* (2018), era confeccionar calços de altura mais precisos para o prensa-chapas, o qual alcançaria melhores resultados ao compensar a diferença de espessuras das chapas. Evitando a perda de algumas amostras por rupturas pelo enrugamento no flange.

## 5 CONCLUSÃO

O objetivo deste trabalho foi construir uma curva limite de conformação (CLC) através das orientações da linha de solda em relação a direção de laminação (DL), de forma a verificar a possibilidade de um ângulo ótimo na conformabilidade de um TWB. No caráter inovador dessa metodologia adotada, conclui-se que:

- a) A angulação da solda não influencia de forma significativa na carga de ruptura, exceto no ângulo de  $90^\circ$ , devido a influência das propriedades da solda;
- b) A carga puramente de tração é máxima no ângulo de  $0^\circ$  e decai de acordo com o aumento da angulação, chegando a zero no ângulo de  $90^\circ$ ;
- c) As cargas cisalhantes máximas são para o ângulo de  $45^\circ$  e para os ângulos complementares os valores de cargas foram muito próximos;
- d) Há um aumento do alongamento entre os ângulos de  $0$  a  $30^\circ$ , logo após há um decaimento e um alongamento máximo no ângulo de  $90^\circ$ ;
- e) O ensaio de microdureza mostrou, que na região da solda a dureza é praticamente o dobro dos materiais de base. O que fica evidente, a boa ductilidade da solda, o que é um ponto positivo para a sua estampabilidade, desde que a solda esteja qualificada, conforme normas;
- f) De acordo com a microscopia óptica, a amostra não fraturada a  $0^\circ$  não apresentou descontinuidades, porosidades ou evidência de falha de aderência, ou seja, nenhuma morfologia de mecanismos de fratura, como *dimples* ou clivagem. O que deduz a qualificação da solda a laser;
- g) De acordo com a microscopia óptica é possível ver que no ângulo de  $30^\circ$  a fratura ocorre no material de menor espessura, já para o ângulo de  $90^\circ$  ocorreu uma fratura na solda e ambas fraturas se dão de formas dúctil, onde há coalescência de *dimples*;
- h) De acordo com os resultados encontrados há um ângulo ótimo, de  $30^\circ$ , que proporciona uma boa relação entre a carga de ruptura, as tensões puramente de tração e cisalhante e o alongamento total;
- i) O ângulo ótimo é influenciado pela razão LSR, o que conclui que as espessuras individuais também influenciam em tal ângulo, uma vez que uma pequena variação de 0,022 em LSR, em relação ao trabalho, gerou uma variação de  $5^\circ$  no ângulo ótimo.

Já na construção da curva de CLC constata-se que:

- a) Há um comportamento típico de ângulos complementares de orientação da linha de solda, sendo que o comportamento, em CLC, para  $38^\circ$  e  $52^\circ$  foi relativamente próximo. No entanto, como nos ensaios Nakazima a complexidade dos esforços e cargas atuantes sobre a solda é maior do que na tração, houve certa discrepância;
- b) Por meio da construção das CLCs, verificou-se comportamento similar ao obtido nos ensaios de tração: os materiais de base determinam a estampabilidade do TWB quando a solda se orienta a  $0^\circ$  em relação à direção de laminação;
- c) A angulação da linha de solda em relação a direção de laminação, interfere diretamente na distribuição das deformações e estampabilidade dos materiais de base que compõem o TWB;
- d) Não se pode definir um ângulo totalmente ideal para orientação da linha de solda, mas tanto os ensaios de tração, quanto as CLCs obtidos neste trabalho indicaram uma tendência de melhor comportamento para inclinações relativas próximas a  $30^\circ$ , com seu ângulo correspondente a  $60^\circ$ .

## **6 SUGESTÕES DE APLICAÇÃO PARA OS RESULTADOS**

- a) Utilizar os dados experimentais da CLC em softwares de simulações virtuais de estampagem e comparar a estampabilidade numérica com a experimental.

## 7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- a) Construir a CLC correspondente de TWB de materiais de alta resistência (TRIP, BH, DP);
- b) Utilizar os dados experimentais, para melhorar a correlação nas simulações numéricas igualando a teoria com a prática;
- c) Executar testes práticos com blanks por soldagem a fricção, o que pode ser benéfico para conformação de TWB devido à redução da ZTA;
- d) Confeccionar prensa chapas reguláveis em altura, devido a diferença de espessura do TWB.

## REFERÊNCIAS

ABBASI, Mahmoud; KETABCHI, M.; RAMAZANI, A.; ABBASIC, Mohammad; PRAHL, U.. Investigation into the effects of weld zone and geometric discontinuity on the formability reduction of tailor welded blanks. **Computational Materials Science**, [s.l.], v. 59, p.158-164, jun. 2012.

ABDOLAZIMZADEH, Saeed. ; MAZDAK, Siamak ; E. Sharifi ; MOHAMMAD Reza Sheykhholeslami. The Prediction of Weld Line Movement in Deep Drawing of Tailor Welded Blanks. **Journal of Stress Analysis**, v. 3, n. 1, p. 1-10, 2018.

ABDULLAH, Kassim.; WILD, Peter M.; JESWIET, Jacob J.; GHASEMPOOR, Ahmad. Tensile testing for weld deformation properties in similar gage tailor welded blanks using the rule of mixtures. **Journal of Materials Processing Technology**, [s.l.], v. 112, n. 1, p.91-97, maio 2001.

AFFONSO, Luiz Octavio Amaral. **Machinery failure analysis handbook: sustain your operations and maximize uptime**. Elsevier, 2013.

AHMETOGLU, Mustafa A; BROUWERS, Dirk; SHULKIN, Leonid; TAUPIN, Laurent; KINZEL, Gary L.; ALTAN, Taylan. Deep drawing of round cups from tailor-welded blanks. **Journal of Material Processing Technology**, [s.l.], v.53, p.684-694, mar. 1995.

AMINZADEH, Ahmad; PARVIZI, Ali; SAFDARIAN, Rasoul; RAHMATABADI, Davood. Comparison between laser beam and gas tungsten arc tailored welded blanks via deep drawing. **Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, [S.L.], v. 235, n. 4, p. 673-688, 8 out. 2020.

ANDRADE, Etiene Pereira de. **Caracterização mecânica e análise microestrutural de chapas obtidas pelo processo de Tailor Welded Blank (TWB)**. 2019. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2019.

ANDRADE, Etiene Pereira de; ASSUNÇÃO, Guilherme Souza; SANTOS, Wellington Augusto dos; BRACARENSE, Alexandre Queiroz; FELIZARDO, Ivanilza.. Caracterização Mecânica e Análise Microestrutural de Chapas Obtidas pelo Processo de Tailor Welded Blank (TWB). **Soldagem & Inspeção**, v. 24, 24:e2425, 2019. <https://doi.org/10.1590/0104-9224/SI24.252019>.

ANDRADE, Etiene Pereira de. **Estudo do efeito das condições de processamento mecânico na transformação de fases do aço inoxidável AISI**. 2015. Monografia (Engenharia de Materiais) - Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2015.

ANDRADE, Etiene Pereira de; SANTOS, Wellington Augusto dos; BRACARENSE, Alexandre Queiroz. Caracterização mecânica e análise de falhas de chapas fabricadas pelo processo de Tailor Welded Blank submetidas a estampagem profunda. **Anais do 54º Seminário de Laminação e Conformação**, p. 293-301, out. 2017.

ARCELORMITTAL. **Tailored Blanks: Catalogue-chapter**. 2009. Disponível em: [https://fce.arcelormittal.com/repository/fce/Tailored\\_Blanks/Catalogue-Chapter1.pdf](https://fce.arcelormittal.com/repository/fce/Tailored_Blanks/Catalogue-Chapter1.pdf). Acesso em: 15 de fevereiro 2019.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **ABNT NBR 5906**: Bobinas e Chapas Laminadas a Quente de Aço-Carbono para Estampagem, 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **ABNT NBR 5915**: Chapas e bobinas de aço laminadas a frio. Parte 2: Aços para estampagem, 2013.

ASSUNÇÃO, Eurico; QUINTINO, Luisa; MIRANDA, Rosa. Comparative study of laser welding in tailor blanks for the automotive industry. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 49, n. 1-4, p.123-131, 17 nov. 2010.

AUGUSTO DOS SANTOS, Wellington; ANDRADE, Etienne Pereira de; ASSUNÇÃO, Guilherme Souza; SILVA, Gilmar Cordeiro da. Finite and numerical simulations applied in Tailor Welded Blank. **Global Journal of Research in Engineering**, July 2020. ISSN 2249-4596. Available at: <<https://engineeringresearch.org/index.php/GJRE/article/view/2030>>. Date accessed: 14 July 2020.

AUTOFORM, PLUS. R3. 1®: Software for Sheet Metal Forming. **AutoForm Engineering GmbH**, 2011.

BAMDAD, Ah; HASHEMI, Ramin. Analytical and numerical investigation of wrinkling limit diagram in deep drawing of two-layer sheets with experimental verification. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials**, [S.L.], v. 235, n. 5, p. 974-990, 11 Jan. 2021.

BATALHA, Gilmar Ferreira. **Processos de fabricação: Junção, soldagem e brasagem**. Laboratório de Engenharia de Fabricação-Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2003. Disponível em: <http://sites.poli.usp.br/pmr/lefa/download/PMR2202-Estampagem.pdf>. Acesso em: 07 Jun. 2019.

BITTENCOURT, Thiago Rangel. **Avaliação da Conformabilidade e da Resistência à Indentação dos Aços Intersticial Free High Strength Steel (IFHSS) e Bake Hardenable (BH) da Classe de 260 MPa de Limite de Escoamento**. 2014. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2014.

BRESCIANI FILHO, Ettore (coord. rev.); SILVA, Iris Bento da; BATALHA, Gilma Ferreira; BUTTON, Sérgio Tonini. **Conformação plástica dos metais**. 6. ed. Campinas: Epusp, 2011. 254 p.

CALLISTER, William D.; RETHWISCH, David G.. **Ciência e engenharia de materiais: uma introdução**. 9. ed. São Paulo: LTC: GEN - Grupo Editorial Nacional, 2016. 912 p.

CASTRO, Frederico de Magalhães. **Estudo numérico e analítico das evoluções da força e da espessura em chapas de aço livre de intersticiais durante processamento por embutimento e ironing**. 2005. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2005.

CAYSSIALS, F. Specific Formit Limits Curves for Tailored Blanks 40 th. Mechanical. Working and Steel Processing – **ISS Technical Paper**, out. 1998 p.1-6.

CHAKRABARTY, Jagabanduhu. **Theory of plasticity**. Elsevier, 2012.

CERCEAU, Cristiano Roosevelt. **Estampabilidade de chapas finas laminadas a quente**. 2004. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia de Materiais, Rede Temática em Engenharia de Materiais - Redemat, Ouro Preto, 2004.

CETLIN, Paulo Roberto; HELMAN, Horácio. **Fundamentos da conformação: mecânica dos metais**. 2. ed. São Paulo: Artliber, 2005. 265 p.

CHAN, S.M; CHAN, Luen Chow; LEE, Taichiu C. Tailor-welded blanks of different thickness ratios effects on forming limit diagrams. **Journal of Materials Processing Technology**, [s.l.], v. 132, n. 1-3, p.95-101, jan. 2003.

CHEN, Genyu; LIFANG, Mei; ZHANG, Mingjun; ZHANG, Yi; WANG, Zujian. Research on key influence factors of laser overlap welding of automobile body galvanized steel. **Optics & Laser Technology**, [s.l.], v. 45, p.726-733, fev. 2013.

CHENG, Davy, C.H.; CHAN, Luen Chow; CHOW, Cheuk L. Weldment properties evaluation and formability study of tailor-welded blanks of different thickness combinations and welding orientations. **Journal of Materials Science**, v. 42, n. 15, p. 5982-5990, 2007.

CHENG, Chi-ho. **Formability of tailor welded blanks for rate dependent materials**. 2010. Dissertations - Hong Kong Polytechnic University (Materials Laser welding), Department of Industrial and Systems Engineering, Hong Kong, 2010.  
<https://theses.lib.polyu.edu.hk/handle/200/5882>

CRIVELLARO, Rafael Schilling, **Estudo da estampabilidade de Tailored Blanks soldadas a laser**. 2003. Dissertação (Mestrado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais-PPGEM, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2003.

CSN - COMPANHIA SIDERÚRGICA NACIONAL (Araucária). Galvanizados: Descrição Geral. 2019. Disponível em:  
[http://www.csn.com.br/conteudo\\_pti.asp?idioma=0&conta=45&tipo=59673](http://www.csn.com.br/conteudo_pti.asp?idioma=0&conta=45&tipo=59673). Acesso em: 10 junho 2019.

DHARAN, Hari C.K.; KANG, Beom S.; FINNIE, Iain. Cleavage and ductile fracture mechanisms: the microstructural basis of fracture toughness. In: **Finnie's Notes on Fracture Mechanics**. Springer, New York, NY, 2016. p. 201-213.

DIETER, George Ellwood. **Mechanical metallurgy**. 3 Ed. Boston: McGraw-Hill, 1988.

DOWLING, Norman E.. **Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue**. 4. ed. Londres: Pearson Education, 2013.

DUAN, Libin; XIAO, Ning-Cong; LI, Guangyao; XU Fengxiang; CHEN, Tao; CHENG, Aiguo. Bending analysis and design optimization of tailor-rolled blank thin-walled structures with top-hat sections. **International Journal of Crashworthiness**, [s.l.], v. 22, n. 3, p.227-242, 8 nov. 2016.

FAZLI, Ali. Investigation of The Effects of Process Parameters on The Welding Line Movement in Deep Drawing of Tailor Welded Blanks. **International Journal of Advanced Design and Manufacturing Technology**, v. 9, n. 2, p. 45-52, 2016.

GAIED, Sadok; ROELANDT, Jean-Marc; PINARD, Fabrice; SCHMIT, Francis; BALABANE, Mikhael. Experimental and numerical assessment of Tailor-Welded Blanks formability. **Journal of Materials Processing Technology**, [s.l.], v. 209, n. 1, p.387-395, jan. 2009.

GAUTAM, Vijay; RAUT, Vinayak Manohar; KUMAR, D. Ravi. Analytical prediction of springback in bending of tailor-welded blanks incorporating effect of anisotropy and weld zone properties. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: **Journal of Materials: Design and Applications**, v. 232, n. 4, p. 294-306, 2018.

GIANESINI, Giciano; SCHAEFFER, LÍrio. Forjamento de aços avançados de alta resistência (AHSS) para redução de peso em automóveis. Revista do Parafuso, [s.l.], v. 68, n. 1, abr. 2019. Disponível em: <http://www.revistadoparafuso.com.br/v1/modelo/noticia.php?id=1073>. Acesso em: 05 mai. 2019.

GOODWIN, G. M. Application of the strain analysis to sheet metal forming in the press shop. **La Metallurgia Italiana**, v. 8, p. 767-774, 1968

GONG, Hongying; WANG, Sifan; KNYSH, Paul; KORKOLIS, Yannis P.. Experimental investigation of the mechanical response of laser-welded dissimilar blanks from advanced- and ultra-high-strength steels. **Materials & Design**, [s.l.], v. 90, p.1115-1123, jan. 2016.

GUIDA, Roberto Bamenga. **Comparação da estampabilidade de chapas de aço inoxidável ferrítico estabilizado ao nióbio obtidas através de duas rotas de fabricação**. 2006. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2006.

GUIDI, Erick Siqueira. **Desenvolvimento de um programa paramétrico para simulação do processo de estampagem utilizando elementos finitos**. 2009. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2009.

HABIBI, Mostafa; HASHEMI, Ramin; SADEGHI Ehsan.; FAZAELI, Abolfazl; GHAZANFARI, Ahmad; LASHINI, Hadi. Enhancing the Mechanical Properties and Formability of Low Carbon Steel with Dual-Phase Microstructures. **Journal of Materials Engineering and Performance**, [s.l.], v. 25, n. 2, p.382-389, 14 jan. 2016

HABIBI, Mostafa; HASHEMI, Ramin; GHAZANFARI, Ahmad; NAGHDABADI, Reza; ASSEMPOUR, Ahmad. Forming limit diagrams by including the M–K model in finite element simulation considering the effect of bending. **Proceedings of the Institution of**

**Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials**, [S.L.], v. 232, n. 8, p. 625-636, 5 abr. 2016.

HABIBI, M.; HASHEMI, R.; TAFTI, M. Fallah; ASSEMPOUR, A.. Experimental investigation of mechanical properties, formability and forming limit diagrams for tailor-welded blanks produced by friction stir welding. **Journal of Manufacturing Processes**, [S.L.], v. 31, p. 310-323, jan. 2018.

HARIHARAN, Krishnaswamy; NGUYEN, Ngoc-Trung; CHAKRABORTI, Nirupam; LEE, Myoung-Gyu. Multi-Objective Genetic Algorithm to Optimize Variable Drawbead Geometry for Tailor Welded Blanks Made of Dissimilar Steels. **Steel Research International**, [s.l.], v. 85, n. 12, p.1597-1607, 8 abr. 2014.

HASEK, V., “**Untersuchung und Theoretische Beschreibung wichtiger Einflussgrößen auf das Grenzformänderungsschaubild**”, Institute of Metal Forming Report, Universidade de Stuttgart, Alemanha, 1978, pp. 213.

HE, Sijun; WU, Xin; HU, S. Jack. Formability Enhancement for Tailor-Welded Blanks Using Blank Holding Force Control. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 125, n. 3, p.461-467, 2003.

HONG, Kyung-min; SHIN, Yung C.. Prospects of laser welding technology in the automotive industry: A review. **Journal of Materials Processing Technology**, [s.l.], v. 245, p.46-69, jul. 2017.

HOSFORD, William F.; CADDELL, Robert M. **Metal forming: mechanics and metallurgy**. Cambridge university press, 2011.

ISO 6892-1. Materiais metálicos - Teste de tração. Descrição Geral. 2016. Disponível em: <https://www.zwickroell.com/industries/metals/metals-standards/tensile-test-iso-6892-1/>. Acesso em: 28 de abril 2019.

KARAJIBANI, Ehsan; HASHEMI, Ramin; SEDIGHI, Mohammad. Determination of forming limit curve in two-layer metallic sheets using the finite element simulation. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: **Journal of Materials: Design and Applications**, v. 230, n. 6, p. 1018-1029, 2016.

KEELER, S. P. Determination of the forming limits in automotive stamping. **Sheet Metal Industries**, v. 42, p. 683-691, 1965.

KHAN, Arman; SURESH, Sayta, V.V.N.; REGALLA, Srinivasa Prakash. Effect of Thickness Ratio on Weld Line Displacement in Deep Drawing of Aluminium Steel Tailor Welded Blanks. **Procedia Materials Science**, [s.l.], v. 6, p.401-408, 2014. Elsevier BV.

KIM, Jaehun; KIM, Sanseo; KIM, Keunug; JUNG, Wonyeong; YOUN, Deokhyun; LEE, Jangseok; KI, Hyungson. Effect of beam size in laser welding of ultra-thin stainless steel foils. **Journal of Materials Processing Technology**, [s.l.], v. 233, p.125-134, jul. 2016. Elsevier BV.

KINSEY, Brad L.; WU, Xin. **Tailor welded blanks for advanced manufacturing**. Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2011. 217 p.

KOBAYASHI, Shiro; OH, Soo-Ik; ALTAN, Taylan. Metal forming and the finite-element method. Oxford University Press on Demand, 1989.

KOROUYEH, Rasoul Safdarian; NAEINI, Hassan Moslemi; LIAGHAT, Gholamhosein. Forming Limit Diagram Prediction of Tailor-Welded Blank Using Experimental and Numerical Methods. **Journal of Materials Engineering and Performance**, [s.l.], v. 21, n. 10, p.2053-2061, 10 fev. 2012.

KOROUYEH, R. Safdarian; NAEINI, H. Moslemi; TORKAMANY, M.J.; LIAGHAT, Gh.. **Experimental and theoretical investigation of thickness ratio effect on the formability of tailor welded blank**. Optics & Laser Technology, [s.l.], v. 51, p.24-31, out. 2013. Elsevier BV.

KRAUSS, George. Steels: heat treatment and processing principles. **ASM International**, p. 497, 1990.

KURYNTSEV, Sergey, V.; GILMUTDINOV, Albert, Kh. Welding of stainless steel using defocused laser beam. Journal of Constructional Steel Research, [s.l.], v. 114, p.305-313, nov. 2015. Elsevier BV.

LI, Guangyao; XU, Fengxiang; HUANG, X.; SUN, Guangyong. Topology Optimization of an Automotive Tailor-Welded Blank Door. **Journal of Mechanical Design**, v. 137, n. 5, p.055001-055008, 5 mar. 2015.

LI, Jinglong; NAYAK, Sashank, S.; BIRO, Elliot.; PANDA, Sushanta, .K.; GOODWIN, Frank, E.; ZHOU, Norman, Y. Effects of weld line position and geometry on the formability of laser welded high strength low alloy and dual-phase steel blanks. **Materials & Design** (1980-2015), v. 52, p.757-766, dez. 2013.

LOBÃO, Mauricio Centeno. **Determinação de curvas de limite de conformação por procedimentos experimentais e simulação numérica do processo de estampagem**. 2003. Dissertação (Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, março de 2003.

LU, Fenggui; LI, Xibin; LI, Zhuguo; TANG, Xinhua; CUI, Haichao. Formation and influence mechanism of keyhole-induced porosity in deep-penetration laser welding based on 3D transient modeling. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, [s.l.], v. 90, p.1143-1152, nov. 2015.

NM, NM Zuki; RAHMAN, M. M.; NOOR, M. M.; KADIRGAMA, K.; REJAB, M. R. M. **An investigation into the effect of materials on joining for automotive panel using tailor welded blanks**. Regional Conference on Vehicle Engineering and Technology, Kuala Lumpur, v. 1, n. 8, p.22-26, jul. 2008.

MA, Xiangdong; GUAN, Yingping; YANG, Liu. Determination of elastoplastic mechanical properties of the weld and heat affected zone metals in tailor-welded blanks by

nanoindentation test. **Chinese Journal of Mechanical Engineering**, [s.l.], v. 28, n. 5, p.911-918, 27 abr. 2015.

MARCONDES, Paulo. **Aços para Estampagem**. Curitiba: UFPR - Labconf, 2019.

MARQUES, Paulo, V.; BRACARENSE, Alexandre, Q.; MODENESI, Paulo, J. **Soldagem fundamentos e tecnologia**. 4. ed. [s. l.]: Elsevier, 2016.

MEINDERS, Timo; VAN DEN BERG, Albert; HUÉTINK, J. Deep drawing simulations of Tailor Blanks and experimental verification. **Journal of Materials Processing Technology**, [s.l.], v. 103, n. 1, p.65-73, jun. 2000.

MERKLEIN, Marion; JOHANNES, Maren; LECHNER, Michael; KUPERT, Andreas. A review on tailor blanks—Production, applications and evaluation. **Journal of Materials Processing Technology**, [s.l.], v. 214, n. 2, p.151-164, fev. 2014.

MIN, K.B.; KIM, K.S.; KANG, S.S.. A study on resistance welding in steel sheets using a tailor-welded blank (1st report): Evaluation of upset weldability and formability. **Journal of Material Processing Technology**, [s.l.], v. 2000, n. 101, p.186-192, 1998.

MIYAZAKI, Yasunobu; SAKIYAMA, Tatsuya; KODAMA, Shinji. **Welding techniques for tailored blanks**. SHINNITTETSU GIHO, v. 385, p. 42, 2006.

MOREIRA, L. P.; SAMPAIO, A. P.; FERRON, G.; LACERDA, A. C. Análise numérica e experimentação da influência da espessura inicial nas deformações limites em chapas. VI **Conferência Nacional de Conformação de Chapas**, p. 39-49, 2003

NALLI, Filippo; SPENA, Russo; P.; CORTESE, Luca; REITERER, Daniel. Global-local characterization and numerical modeling of TWB laser welded joints. **In: ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition**. American Society of Mechanical Engineers, Flórida, Tampa: ASME, 2017. p. 1 - 8.

NARAYANAN, R. Ganesh; NARASIMHAN, K. Influence of the weld conditions on the forming-limit strains of tailor-welded blanks. **The Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, v. 43, n. 4, p. 217-227, 2008.

PANDA, Sushanta Kumar; KUMAR, D. Ravi. Study of formability of tailor-welded blanks in plane-strain stretch forming. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, [s.l.], v. 44, n. 7-8, p.675-685, 9 jan. 2009.

PALLET, R.J; LARK, Robert J. The use of tailor blanks in the manufacture of construction components. **Journal Of Materials Processing Technology**, v. 117, n. 1-2, p.249-254, nov. 2001.

PALMEIRA, Alexandre Alvarenga; HABIBE, Alexandre Fernandes; JACOME, Paulo André Dias. Técnicas de modelagem de conformação de chapas por elementos finitos. **Cadernos UniFOA**, v. 1, n. 1, p. 41-54, 2017.

PARENTE, Marco; SAFDARIAN, R.; SANTOS, Abel D.; LOUREIRO, Altino; VILACA, Pedro; NATAL JORGE, R. M.. A study on the formability of aluminum tailor welded blanks

produced by friction stir welding. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, [s.l.], v. 83, n. 9-12, p.2129-2141, 15 out. 2015.

PEREIRA, Rodrigo Barcelos. **Estudo da estampabilidade de chapas de aço na indústria automobilística utilizando a tecnologia de Tailored blanks**. 2005. Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica - Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, 2005.

REIS, Leonardo Camilo dos. **Estudo dos parâmetros de influência na simulação numérica de estampagem de chapas**. 2002. (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2002.

RENCK, Tiago Samuel, **Estudo das propriedades mecânicas de juntas soldadas em alta velocidade pelo processo de fricção e mistura mecânica**. 2005 Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais, Universidade Federal do rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2005.

RIABI, Mohammad; AMINI, Ahmad; SABBAGHZADEH, Jamshid.; TORKAMANI, Mohammad J. Analysis of weld location effect and thickness ratio on formability of tailor welded blank. **Science and Technology of Welding and Joining**, [s.l.], v. 17, n. 4, p.282-287, maio 2012.

SAFDARIAN, Rassoul; NATAL JORGE, R. M; SANTOS, Abel D.; NAEINI, H. Moslemi; PARENTE, M. P. L. A comparative study of forming limit diagram prediction of tailor welded blanks. **International Journal of Material Forming**, v. 8, n. 2, p.293-304, abr. 2014.

SAFDARIAN, Rassoul. The effects of strength ratio on the forming limit diagram of tailor-welded blanks. **Ironmaking & Steelmaking**, [s.l.], v. 45, n. 1, p.17-24, 27 set. 2016.

SAFDARIAN, Rasoul. Forming Limit Diagram Prediction of AISI 304–St 12 Tailor Welded Blanks Using GTN Damage Model. **Journal of Testing and Evaluation**, [S.L.], v. 48, n. 6, p. 20180069, 15 jan. 2019.

SANTOS, Andrea Pedroza da Rocha. **Análise de textura cristalográfica por difração de raios x em aços IF com diferentes adições de titânio, nióbio e fósforo** - 2017 Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2017.

SCOPEL, Tiago. **Avaliação da estampabilidade do alumínio (1100) no processo de estampagem profunda**. 2014. Monografia (Engenharia Mecânica), Universidade Caixias do Sul, Centro de Ciências Exatas e da Tecnologia, Caxias do Sul, 2014

SUWAS, Satyam; RAY, Ranjit Kumar. **Crystallographic texture of materials**. London: Springer, 2014.

SEPASI, Mehdi; GHADIRI, Faezeh. **Application of experimental investigation of forming limit diagrams of Tailor Welded Blanks in ship hull design**. Teerã: Iranian Ports and Maritime Organization (Ipmo), 2020. 39 slides, color.

SCHAEFFER, Lirio. **Manufatura por conformação mecânica**, Imprensa Livre Editora, Porto Alegre, Brasil 1º ed., 2006.

SCHAEFFER, Lirio. **Conformação mecânica**, Imprensa Livre Editora, Porto Alegre, Brasil 3° ed., 2009.

SHI, Hao; ZHANG, Q.; ZENG, Jian; CHEN; Yixin. Defects inhibition and process optimization for thick plates laser welding with filler wire. **Journal of Manufacturing Processes**, [s.l.], v. 26, p.425-432, abr. 2017. Elsevier BV.

SHI, Ming F.; PICKETT, Ken M.; BHATT, Kumar K.. **Formability Issues in the Application of Tailor Welded Blank Sheets**. Sae Technical Paper Series, p.1-11, 1 mar. 1993. SAE International.

SCHREK, Alexander.; ŠVEC, Pavol.; BRUSILOVÁ, Alena. Formability of Tailor-Welded Blanks From Dual-Phase and Bake-Hardened Steels with a Planar Anisotropy Influence. **Strength of Materials**, v. 49, n. 4, p.550-554, jul. 2017.

SINGH, Mayank Kumar. Application of Steel in Automotive Industry. **International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering**, [s.l.], v. 6, n. 7, p.246-253, jul. 2016.

SURESH, Sayta, V.V.N.; REGALLA, Srinivasa Prakash; GUPTA, Amit Kumar. Combined effect of thickness ratio and selective heating on weld line movement in stamped tailor-welded blanks. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 32, n. 12, p.1363-1367, 10 nov. 2016. Informa UK Limited.

TAN, Chinjoo .J.; MORI, Ken-ichiro; ABE, Yohei. Forming of tailor blanks having local thickening for control of wall thickness of stamped products. **Journal of Materials Processing Technology**, [s.l.], v. 202, n. 1-3, p.443-449, jun. 2008.

TIGRINHO, Luiz Maurício Valente. **Influência da lubrificação na estampagem via análise das deformações obtidas em uma chapa de aço de alta estampabilidade**. 2005. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal do Paraná, Setor de Tecnologia, Curitiba, 2005.

WANG, Jinfeng; YANG, Lijun; SUN, Mingsheng; LIU, Tong; LI, Huan. A study of the softening mechanisms of laser-welded DP1000 steel butt joints. **Materials & Design**, [s.l.], v. 97, p.118-125, maio, 2016.

WALSH, C. A. Laser welding—literature review. Materials Science and Metallurgy Department, University of Cambridge, England, v. 1, p.1-21, jul. 2002.

WATFE, Hudson Rodrigo. **Redesenho de rodas estampadas em aço** 2007. Monografia (Curso de Engenharia Mecânica), Universidade de São Paulo Escola, Politécnica Departamento de Engenharia Mecânica, 2007.

WEI, Chunhua; ZHANG, Jing; YANG, Shanglu; TAO, Wu; WU, Fengshu; XIA, Weisheng.. Experiment-based regional characterization of HAZ mechanical properties for laser welding. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, [s.l.], v. 78, n. 9-12, p.1629-1640, 13 jan. 2015.

WOODTHORPE, J., PEARCE, R. The effect of  $r$  and  $n$  upon the forming limit diagrams of sheet metal. **Sheet Metal Industries**. 1969, p. 1061 – 1067

XU, Fengxiang; SUN, Guangyong; LI, Guangyao; LI, Qing. Experimental investigation on high strength steel (HSS) tailor-welded blanks (TWBs). **Journal of Materials Processing Technology**, [s.l.], v. 214, n. 4, p.925-935, abr. 2014.

ZADPOOR, Amir Abbas; SINKE, Jos; BENEDICTUS, Rinze; PIETERS, Raph. Mechanical properties and microstructure of friction stir welded tailor-made blanks. **Materials Science and Engineering: A**, v. 494, n. 1-2, p.281-290, out. 2008.

ZHANG, Yan-Xi; HAN, Sang-Woo; CHEON, Jason; NA, Suck-Joo; GAO, Xiang-Dong. Effect of joint gap on bead formation in laser butt welding of stainless steel. **Journal of Materials Processing Technology**, [s.l.], v. 249, p.274-284, nov. 2017.

ZHANG, Hua-Wei; LIU, Xiang-Hua; LIU, Li-Zhong; HU, Ping; WU, Jia-Lu. Forming Limit and Thickness Transition Zone Movement for Tailor Rolled Blank during Drawing Process. **Journal Of Iron And Steel Research, International**, [s.l.], v. 23, n. 3, p.185-189, mar. 2016.

ZHOU, Jun; TSAI, Hai-lung. Porosity Formation and Prevention in Pulsed Laser Welding. **Journal of Heat Transfer**, v. 129, n. 8, p.1014-1024, 2007. ASME International.

## APÊNDICE A - DADOS DE TRAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA ENSAIADOS

DADOS DE TRAÇÃO - CORPOS DE PROVA EXTRAÍDOS DO TWB - MATERIAIS DE BASE IF FEP05 (0,65mm) / IF FEE210 (1,10mm) / SOLDA A LASER									
Ângulo [°]	Ângulo [rad]	Carga de ruptura [N]	Carga média de ruptura [N]	Carga puramente de tração [N]	Carga média puramente de tração [N]	Carga cisalhante [N]	Carga cisalhante média [N]	Alongamento total [%]	Alongamento médio [%]
0	0,00	3989,41	3979,77	3989,41	3979,77	0,00	0,00	23	24
0	0,00	3985,28		3985,28		0,00		24	
0	0,00	3973,64		3973,64		0,00		26	
0	0,00	3982,07		3982,07		0,00		25	
0	0,00	3968,47		3968,47		0,00		24	
15	0,26	3966,41	3969,20	3700,71	3703,31	991,60	992,30	28	29
15	0,26	3967,26		3701,50		991,81		34	
15	0,26	3973,92		3707,72		993,48		24	
30	0,52	3898,36	3920,51	2923,77	2940,39	1688,04	1697,63	34	34
30	0,52	3964,81		2973,61		1716,81		36	
30	0,52	3898,36		2923,77		1688,04		32	
45	0,79	3809,77	3817,15	1904,88	1908,57	1904,88	1908,57	19	23
45	0,79	3809,77		1904,88		1904,88		24	
45	0,79	3831,92		1915,96		1915,96		27	
60	1,05	3809,77	3809,77	952,44	952,44	1649,68	1649,68	21	21
75	1,31	3876,21	3876,21	259,66	259,66	969,05	969,05	22	22
90	1,57	6455,40	6455,40	0,00	0,00	0,00	0,00	43	43

Ângulo de inclinação relativa da solda [°]	Carga média de ruptura [N]	Carga média puramente de tração [N]	Carga cisalhante média [N]	Alongamento total médio [%]
0	3979,77	3979,77	0,00	24
15	3969,20	3703,31	992,30	29
30	3920,51	2940,39	1697,63	34
45	3817,15	1908,57	1908,57	23
60	3809,77	952,44	1649,68	21
75	3876,21	259,66	969,05	22
90	6455,40	0,00	0,00	43

Fonte: Elaborado pelo autor.

## APÊNDICE B – RESULTADO DAS DEFORMAÇÕES (TWBS) OBTIDAS PELO MÉTODO NAKAZIMA

Resultados das deformações obtidas com método de Nakazima TWB - IF FEP05 (0,65mm) IFFEE 210 (1,10)									
Corpos de prova		38°		52°		0°		Desvio Padrão	
		$\varepsilon_2$	$\varepsilon_1$	$\varepsilon_2$	$\varepsilon_1$	$\varepsilon_2$	$\varepsilon_1$	$\varepsilon_1$	$\varepsilon_2$
CP 1	A	-0,34	0,7	-0,35	0,7	-0,32	0,69	0%	1%
	B	-0,36	0,78	-0,32	0,6	-0,28	0,58	8%	3%
	C	-0,25	0,52	-0,25	0,52	-0,22	0,41	5%	1%
CP 2	A	-0,28	0,53	-0,19	0,57	-0,19	0,5	2%	4%
	B	-0,27	0,51	-0,27	0,51	-0,08	0,51	0%	8%
	C	-0,14	0,5	-0,11	0,45	0,01	0,51	2%	6%
CP3	A	-0,25	0,51	-0,12	0,4	-0,2	0,45	4%	5%
	B	-0,18	0,54	-0,07	0,45	-0,1	0,5	3%	4%
	C	-0,22	0,61	-0,08	0,39	-0,3	0,48	8%	8%
CP 4	A	-0,18	0,36	-0,07	0,37	-0,15	0,5	6%	4%
	B	-0,12	0,45	-0,01	0,37	-0,09	0,5	5%	4%
	C	-0,05	0,39	-0,01	0,44	0,08	0,5	4%	5%
CP 5	A	-0,24	0,36	-0,05	0,55	-0,12	0,53	8%	7%
	B	-0,25	0,49	-0,21	0,51	-0,1	0,49	1%	6%
	C	-0,24	0,51	-0,17	0,31	-0,22	0,43	7%	3%
CP 6	A	0,09	0,5	0,12	0,54	0,2	0,54	2%	4%
	B	-0,09	0,42	0,00	0,3	-0,19	0,5	7%	6%
	C	-0,03	0,33	0,10	0,46	-0,08	0,42	5%	7%
CP 7	A	0,08	0,46	0,08	0,42	-0,01	0,39	2%	4%
	B	0,11	0,54	0,09	0,49	0,12	0,48	2%	1%
	C	0,10	0,51	0,10	0,48	0,2	0,45	2%	4%
CP 8	A	-0,36	0,53	-0,38	0,62	-0,32	0,65	5%	2%
	B	-0,28	0,45	-0,26	0,50	-0,25	0,58	5%	1%
	C	-0,18	0,35	-0,18	0,43	-0,18	0,52	6%	0%
CP9	A	-0,10	0,28	-0,03	0,30	-0,1	0,45	7%	3%
	B	-0,02	0,21	0,03	0,40	0	0,37	8%	2%
	C	0,03	0,41	0,10	0,47	0,10	0,45	2%	3%
	A	0,14	0,48	0,20	0,65	0,2	0,56	6%	3%

Fonte: Elaborado pelo autor.