

CENTRO UNIVERSITÁRIO DO INSTITUTO MAUÁ DE TECNOLOGIA

REPARO EM UMA JUNTA AUTOMOTIVA DE TRÊS CHAPAS

SÃO CAETANO DO SUL

2014

ISOTILIA COSTA MELO

REPARO EM UMA JUNTA AUTOMOTIVA DE TRÊS CHAPAS

Monografia apresentada ao curso de pós-graduação em Engenharia de Soldagem da Escola de Engenharia Mauá do Centro universitário do Instituto Mauá de Tecnologia, para obtenção do título de Especialista.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Alexandre Tirelli

SÃO CAETANO DO SUL

2014

Melo, Isotilia Costa

Reparo em uma junta automotiva de três chapas / Isotilia Costa Melo.
São Caetano do Sul, SP: Centro Universitário do Instituto Mauá de
Tecnologia, 2014.
143p.

Monografia — Especialização em Engenharia de Soldagem. Centro
Universitário do Instituto Mauá de Tecnologia, São Caetano do Sul, SP,
2014.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Alexandre Tirelli

1. Soldagem 2. Automotivo 3. Junta Sanduíche I. Melo, Isotilia Costa
Melo. II. Instituto Mauá de Tecnologia. Centro Universitário. Centro de
Educação Continuada. III. Reparo em uma junta automotiva de três
chapas.

DEDICATÓRIA:

Dedico este trabalho ao Professor Samuel Irati Novaes Gomes da Escola de Engenharia de São Carlos, quem primeiro me ensinou sobre soldagem.

AGRADECIMENTOS:

Agradeço a Deus, sem O qual nada seria possível.

Agradeço aos meus pais, Demerval de Melo e Auzenda Francisca da Costa, que sempre fizeram de tudo pela minha educação e me ensinaram a importância do pensamento independente.

Agradeço ao meu orientador Marcelo Tirelli.

Agradeço aos amigos que sempre me apoiaram e me ajudaram a superar meus limites: André Salomão de Brito, Gabriel Luiz Baldini Michigami, Bruno Kim de Medeiros César, Luzia Romanetto, Fernanda Ramaglia e Carolina Miharu Nagai.

Agradeço às pessoas da empresa, entre muitas, que mais me ajudaram a fazer esse trabalho: José A. Castillo, Marcelo Tirelli, Flávio Costa, Denis Andrade, Marcelo Maturano, Rita Binda, Dulce Sato, Roberto Piovatto, Karsten Rehländer, Júlio Silva, Luiz Wanzo, Nilson Pinto, Valmir Modesto, Alexandre Sousa, Robson Monteiro, Leonardo Ceregatti e Heloísa Lourenço.

RESUMO

Este trabalho tem como finalidade apresentar uma revisão bibliográfica da soldagem automotiva, discutir os procedimento de reparo mais comuns para solda ponto e apresentar testes em bancadas com juntas de três chapas (ditas juntas sanduíche) confeccionadas na General Motors de acordo com parâmetros de produção visando a entender como o reparo afeta o desempenho do componente automotivo. Foram confeccionadas juntas de solda ponto e juntas de reparadas com solda MIG, conforme procedimento de solda tampão usado pela montadora, as amostras foram submetidas a testes de tração e cisalhamento e análise metalográfica. Os resultados indicam que a solda normal de produção tem comportamento distinto (significamente melhor ou pior) da solda reparada em vários casos de carregamento. A decisão entre o reparo e o descarte da peça deve ser analisado cuidadosamente.

Palavras-chave: Soldagem automotiva. Solda ponto. Reparo em Carroceria. Solda tampão.

ABSTRACT

This work aims to present a review of automotive welding, to discuss the most common repair procedure for spot welding failure and to present test results of three-sheet joints (so-called sandwich joint) made in accordance with the General Motors production parameters. The goal is to understand difference between repaired and standard joints in automotive body. Samples were manufactured with spot welding and repaired with MIG butt welding according to inner procedure used by automaker, the samples were subjected to tensile and shear tests and metallographic analysis. The results indicate that the normal production weld and repaired weld present, under different loads, significantly better or worse behavior. The decision between repairing and scrapping of a part must be analyzed carefully.

Keywords: Automotive welding. Spot weld. Repair in automotive body. Butt weld.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Junta soldada com adesivo estrutural segundo Chang, Shi e Dong (1999).....	22
Figura 2 - Comparação esquemática entre processos TIG e plasma (Arco transferido e não transferido segundo Wainer (2010).....	26
Figura 3 - Esquema do processo Friction Stir Welding segundo Barnes e Pashby (2000).	28
Figura 4 - Esquema das resistências na soldagem a ponto segundo Aslanlar (2006)....	32
Figura 5 - Esquema das regiões que constituem um ponto de solda segundo Aslanlar (2006).....	33
Figura 6 - Representação esquemática da resistência à tração de dois pontos de solda no sentido e ortogonalmente ao alinhamento dos pontos, quando comparado à resistência de um único ponto.....	35
Figura 7 - Exemplos de testes de tração e cisalhamento segundo Donders et al. (2005).....	36
Figura 8 - Exemplo de pescoço durante o cisalhamento, exemplo de trinca oriundo do teste cisalhante (esquerda) e exemplo de trinca do teste de tração (direita) segundo Donders et al. (2005).....	36
Figura 9 - Região de início da trinca por fadiga, chamada pico de raiz.....	38
Figura 10 - Exemplo de trinca devido à falha por fadiga, tensão da região é significativamente menor que as de testes de tração segundo Kuo, Jayasuriya e Wung (2003).....	38
Figura 11 - Exemplo de trinca circunferencial ao ponto de solda segundo Kuo, Jayasuriya e Wung (2003).....	39
Figura 12 - Exemplo de trinca dentro da área do ponto de solda segundo Kuo, Jayasuriya e Wung (2003).....	39
Figura 13 - Distribuição de tensão teórica em um ponto de solda segundo Donders et al. (2005).....	40
Figura 14 - Distribuição de tensão teórica no pico de um ponto de solda, sendo ρ , o raio segundo Donders et al. (2005).....	41
Figura 15 - Exemplo de corpo de prova para teste de tração segundo Madasamy et al. (2003).....	43
Figura 16 - Exemplos de corpos de prova em U (à esquerda) e em L (à direita) segundo Madasamy et al. (2003).....	43
Figura 17 - Testador de impacto em queda acelerada (equipamento protótipo) por Peterson e Borchelt (2000).....	44
Figura 18 - Fixador adaptado para permitir a aplicação da carga em várias direções segundo Madasamy et al. (2003).....	45
Figura 19 - Amostra sujeita a teste de tração pura segundo Madasamy et al. (2003).....	45
Figura 20 - Amostra sujeita a teste combinado de tração cisalhamento segundo Madasamy et al. (2003).....	45
Figura 21 - Ilustração do estudo de degradação proposto por Kuo, Jayasuriya e Wung (2001) - Modelo1.....	47
Figura 22 - Ilustração de furo para realizar a solda tampão no lugar onde antes havia uma solda ponto defeituosa segundo Durffy e Scharff (2004).....	49

Figura 23 - Ilustração de como é realizado o preenchimento com o arco em uma soldagem tampão segundo Durffy e Scharff (2004).....	49
Figura 24 - Sequência do processo de soldagem tampão segundo Durffy e Scharff (2004).....	50
Figura 25 - Exemplo de solda tampão de reparo num veículo zero quilômetro, visível ao consumidor final.....	51
Figura 26 - Preparo para uma junta-sanduíche segundo Durffy e Scharff (2004).....	52
Figura 27 - Solda tampão sendo realizada com arco MIG segundo Durffy e Scharff (2004).....	52
Figura 28 - Região da carroceria onde será estudado o melhor procedimento de reparo para o ponto de união de três chapas, mostrado no detalhe.....	53
Figura 29 - Três configurações de furos possíveis para o reparo com tampão.....	54
Figura 30 - Comparação entre aços de alta resistência avançada (em cores), aços de baixa resistência (em cinza-escuro) e aços de alta resistência (em cinza-claro) segundo World Auto Steel (2009).....	56
Figura 31 - Esquema dos novos aços de alta resistência utilizando composições químicas, processamentos e microestruturas únicas para ganhar características específicas de propriedades e conformação segundo World Auto Steel (2009).....	56
Figura 32 - Diagrama do Efeito BH2 segundo ArcelorMittal Europe (2012).....	58
Figura 33 - Microestrutura de um aço BH 180, igual ao usado neste estudo segundo ArcelorMittal Europe (2012).....	58
Figura 34 - Curvas Wöhler para aços 180 HB e 260 HB depois de 2% de pré-tensionamento e tratamento térmica segundo ArcelorMittal (2012).....	59
Figura 35 - Fotografia da microestrutura de um aço de fase dual segundo Kuziak, Kawalla e Waengler (2008).....	60
Figura 36 - Fotografia da microestrutura de um aço de transformação plasticidade induzida segundo Kuziak, Kawalla e Waengler (2008).....	61
Figura 37 - Comportamento da microestrutura de um aço de transformação plasticidade induzida quando sujeito à tração segundo Kuziakm Kawalla e Waengler (2008).....	61
Figura 38- Energia livre por unidade de volume (Gv) em função da temperatura para um metal puro segundo Wainer (2010).....	65
Figura 39 - Curva de resfriamento para um metal puro mostrando o superresfriamento ΔT necessário para o início da solidificação.....	65
Figura 40 - Diagrama CTS de um aço de alta resistência segundo Gould, Khurana e Li (2006).....	66
Figura 41 - Transformações metalúrgicas em um ponto de solda por resistência.....	70
Figura 42 - Metalografia de um aço de alta resistência segundo Kuziak, Kawalla e Waengler (2008).....	72
Figura 43 - Configurações montadas para corpos de prova.....	74
Figura 44 - Máquina Düring de solda ponto por resistência da série X para frequências de 50/60 Hz figura de Düring (2014)	75
Figura 45 - Chapas adicionais de mesmo material e espessura (em amarelo), necessárias para realizar teste de tração.....	77
Figura 46 - Configuração do teste de arrancamento	77

Figura 47 - Ilustração dos pontos onde ocorreu a medição de dureza Vickers nas amostras.....	79
Figura 48 - Amostras de solda ponto na configuração A após teste de tração.	80
Figura 49 - Amostras de solda ponto na configuração A após teste de tração que rompeu na região próxima à solda.	81
Figura 50 - Amostras de solda ponto na configuração A após teste de tração que não rompeu na região próxima à solda.	81
Figura 51 - Amostras de solda ponto na configuração B após teste de tração.	83
Figura 52 - Amostras de solda ponto na configuração C após teste de tração.	84
Figura 53 - Vista lateral das amostras de solda ponto na configuração C após teste de tração.	85
Figura 54 - Amostras de solda tampão na configuração A (simulando retrabalho) após teste de tração.....	87
Figura 55 - Amostra de solda tampão na configuração A (simulando retrabalho) após teste de tração mostrando a deformação na zona próxima a solda.	87
Figura 56 - Amostras de solda tampão na configuração B (simulando retrabalho) após teste de tração.....	88
Figura 57 - Amostra de solda tampão na configuração B (simulando retrabalho) após teste de tração mostrando a deformação na zona próxima a solda.	89
Figura 58 - Amostras de solda tampão na configuração C (simulando retrabalho) após teste de tração.....	90
Figura 59 - Vista lateral das amostras de solda tampão na configuração C (simulando retrabalho) após teste de tração.....	90
Figura 60 - Sobreposição dos intervalos de confiança para teste de arrancamento em soldas ponto e tampão.	96
Figura 61 - Sobreposição dos intervalos de confiança para teste de tração em soldas ponto e tampão.	96
Figura 62 - Sobreposição dos intervalos de confiança para teste de tração para todas as configurações (o símbolo ‘~’ representa um corte na proporcionalidade das distâncias).	98
Figura 63 - Amostras de solda tampão analisadas à lupa. O triângulo indica as regiões com falta de penetração.	101
Figura 64 - Amostras de solda tampão analisadas à lupa. O círculo indica incrustação e o triângulo indica falta de penetração.....	102
Figura 65 - Amostras de solda tampão e solda ponto analisadas à lupa. Os círculos indicam falta de penetração.	103
Figura 66 – Chapa 1 (superior) e chapa 3 (inferior), da esquerda para a direita observa-se o MB, claramente delimitado RS e a região IC.....	105
Figura 67 – Da direita para esquerda: RS, região GF, região de GG, fronteira e ZF (chapa 1).	105
Figura 68 – Da direita para esquerda: ZF, GG, GF e pequena área da RI (chapa 3)....	106
Figura 69 - Fronteira de fusão das chapas 2 e 1.....	106
Figura 70 - Fronteira de fusão das chapas 1 e 2.....	107

Figura 71 - Amostra CTA11 - Observa-se a falta de fusão entre a ZF e ZAC da chapa 2 (superior nesta configuração).....	108
Figura 72 - CTA11- Fronteira entre a ZAC da chapa 1 (meio) e a ZF. Observa-se a diferente granulometria conforme a distribuição térmica do processo.	108
Figura 73 - CTA12 – À esquerda visualiza-se a junção entre a ZF e a ZAF da chapa 3.	109
Figura 74 - CTA13 – Mostra que em alguns momentos a ZF penetrou no espaço entre as chapas.....	109
Figura 75 - CTA14 – Fronteira entre ZF e ZAF das chapas 2 (em cima) e chapa 1 (em baixo).	110
Figura 76 -CTA15 – Fronteira entre ZF e chapa 1.....	110
Figura 77 - CTA15 - Detalhe da ZAC da chapa 3.....	111
Figura 78 - CTA16 – Detalhe da ZAC da chapa 3, a ZF está visível no canto superior esquerdo, tornando claro sentido da dispersão de calor.....	111
Figura 79 - CTA17 – Fronteira entre a ZF e as ZAC das chapas 2 (superior) e 1 (inferior).	112
Figura 80 - CTA18 – ZAC da chapa 3 com diferentes granulações conforme às variações de temperatura que a peça foi solicitada.....	112
Figura 81 - CTA19 – Fronteira entre a ZF e a chapa 3 (abaixo), observa-se o início da fusão entre a ZF e chapa 1 à cima à esquerda.....	113
Figura 82 - Fusão parcial entre chapa 2 e ZF.	113
Figura 83 - CTB11 – Fronteira entre ZF e chapa 1.....	114
Figura 84 - CTB12 – Falta de fusão entre chapa 2 e ZF, ZAC da chapa 3 abaixo.....	114
Figura 85 - CTB13 – ZAC da chapa 3, fusão parcial com a ZF.....	115
Figura 86 - CTB14 – ZF à esquerda e chapa 1.....	115
Figura 87 - CTB 14 – ZF, chapa 3 e chapa 2 com fusão parcial.	116
Figura 88 - CTB13 – Detalhe da ZAC na chapa 2.....	116
Figura 89 - CTB13 – Detalhe da ZAC na chapa 3.....	117
Figura 90 - CTB16 – ZAC da chapa 1 (superior e mais fina) e chapa 2 (inferior mais espessa).....	117
Figura 91 - CTB17 – ZF e chapa 1 fundido e chapa 2 não fundida.....	118
Figura 92 - CTB18 – Falta de fusão entre a chapa 3 e a ZF e fusão entre a chapa 2 e a ZF.....	118
Figura 93 - CTB 19 - Diferentes granulometrias na Zona Afetada pelo Calor na chapa 3.	119
Figura 94 - CTB20 – Fusão das chapas 2 (inferior) e 1 (superior).	119
Figura 95 - CTC11 – ZF e ZAC da chapa 4.....	120
Figura 96 - CTC16 – ZF e chapas 3 (fundida) e 1 (sem fusão).	120
Figura 97 - CTC16 – ZF e chapa 1 (sem fusão) e chapa 4 (com fusão).	121
Figura 98 - CTC16 – Chapa 1 e Zona Fundida (fusão parcial).....	121
Figura 99 - CTC11 – Detalhe da ZAF da chapa1.....	122
Figura 100 - CTC13 – Detalhe ZAC da chapa 4.....	122
Figura 101 - CTC14 – Zona Fundida na chapa 3.	123

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Parâmetros de soldagem por resistência a ponto em aços 180 BH.....	59
Tabela 2 - Composição química das chapas de aço dos corpos de prova, conforme norma interna da empresa.	74
Tabela 3 - Propriedades mecânicas das chapas de aço dos corpos de prova, conforme norma interna da empresa.	74
Tabela 4 - Amostras embutidas em cada baquelite.	78
Tabela 5 - Condensação dos resultados de tração e deslocamento para amostras de solda ponto na configuração A.....	82
Tabela 6 - Condensação dos resultados de tração e deslocamento para amostras de solda ponto na configuração B.....	84
Tabela 7 - Vista lateral das amostras de solda ponto na configuração C após teste de tração.	86
Tabela 8 - Consolidação dos resultados das amostras de solda tampão (A) sujeitas à tração.	88
Tabela 9 - Consolidação dos resultados das amostras de solda tampão (B) sujeitas à tração.	89
Tabela 10 - Consolidação dos resultados das amostras de solda tampão (C) sujeitas à tração.	91
Tabela 11 - Resultados dos testes de tração para amostra de solda ponto e de solda tampão para a configuração A.	94
Tabela 12- Resultados dos testes de arrancamento para amostra de solda ponto e de solda tampão para a configuração A.....	95
Tabela 13 - Resultados dos testes de tração para amostra de solda ponto e de solda tampão para a configuração B.	97
Tabela 14 - Resultados dos testes de tração para amostra de solda ponto e de solda tampão para a configuração C.	98
Tabela 15 - Resultados do teste de dureza Vickers para amostras retrabalhadas e soldas ponto em diversas regiões.....	99

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AHSS	Advanced High Strength Steel
BH	Bake Hardening
CP	Complex Phases
DNIT	Departamento Nacional de Infra-Estrutura de Transportes
DP	Dual Phases
DPRF	Departamento de Polícia Rodoviária Federal
EGARA	European Group of Automotive Recycling Associations
ELVS	End of Life Vehicle Solutions
EUA	Estados Unidos da América
FSSW	Friction Spot Stir Welding
FSW	Friction Stir Welding
GF	Região Granular Fina
GG	Região Granular Grossa
HSS	High Strength Steel
IC	Região Intercrítica
LSW	Laser Steam Welding
MAG	Metal Arc Gas
MB	Metal de Base
MIG	Metal Inert Gas
PAW	Plasma Arc Welding
RS	Região Subcrítica
RSW	Resistance Spot Welding
TIG	Tungsten Inert Gas
TWI	The Welding Institute
UHSS	Ultra High Strength Steel
YAG	Yttrium Aluminium Garnet
ZAC	Zona Afetada pelo Calor
ZF	Zona Fundida

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO:.....	16
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA:.....	19
2.1 PROCESSOS DE SOLDAGEM NO SETOR AUTOMOTIVO:.....	19
2.1.1 Soldagem por Resistência:.....	20
2.1.2 Soldagem MIG/MAG:.....	22
2.1.3 Soldagem TIG:.....	23
2.1.4 Soldagem a Laser:.....	23
2.1.5 Soldagem a Plasma:.....	25
2.1.6 Friction Stir Welding (FSW):	28
2.1.7 Brasagem e Processos Afins:.....	29
2.2 SOLDAGEM POR RESISTÊNCIA DE CHAPAS AUTOMOTIVAS:.....	31
2.2.1 Testes de Desempenho Funcional:	35
2.3 REPARO EM CARROCERIAS AUTOMOTIVAS: SOLDA TAMPÃO	48
2.4 CLASSIFICAÇÃO DE AÇOS AUTOMOTIVOS:.....	55
2.4.1 Aços de alta resistência convencional vs. aços de alta resistência avançada:	56
2.4.1.2 Aços de alta resistência convencional:	57
2.4.1.3 Aços de alta resistência avançada:.....	60
2.4.2 Soldagem com chapas de aços dissimilares:.....	62
2.5 CARACTERIZAÇÃO MICROESTRUTURAL E MORFOLÓGICA DE UM PONTO DE SOLDA:.....	63
2.5.1 Solidificação da poça de fusão:	64
2.5.2 Transformações no estado sólido do aço-carbono:	67
2.5.3 Transformações da ZAC:.....	70
3.0 MATERIAIS E MÉTODOS:.....	73
3.1 CORPOS DE PROVA:.....	73
3.2 CONFECÇÃO DAS AMOSTRAS DE SOLDA POR RESISTÊNCIA:	74
3.3 CONFECÇÃO DAS AMOSTRAS DE PONTOS DE SOLDA REPARADOS:	76
3.4 PREPARAÇÃO PARA TESTES DE TRAÇÃO:.....	76
3.5 PREPARAÇÃO PARA TESTE DE ARRANCAMENTO:.....	77
3.6 PREPARAÇÃO PARA METALOGRAFIA:	77
3.7 TESTE DE DUREZA:.....	78

4.0 RESULTADOS E DISCUSSÕES:	80
4.1 AMOSTRAS DE SOLDA PONTO SUBMETIDAS AO TESTE DE TRAÇÃO: ..	80
4.1.1 Configuração A:	80
4.1.2 Configuração B:	82
4.1.3 Configuração C:.....	84
4.2 AMOSTRAS DE SOLDA TAMPÃO SUBMETIDAS AO TESTE DE TRAÇÃO: ..	86
4.2.1 Configuração A:	86
4.2.2 Configuração B:	88
4.2.3 Configuração C:.....	89
4.2.4 Cálculo da Resistência para solda tampão:.....	91
4.3 COMPARANDO TESTES DE TRAÇÃO E CISALHAMENTO PARA CONFIGURAÇÃO A:	93
4.4 COMPARANDO TESTES DE TRAÇÃO PARA TODAS AS CONFIGURAÇÕES:	96
4.5 RESULTADOS DE DUREZA:	99
4.6 METALOGRAFIA:.....	101
4.6.1 Análise Macrográfica:	101
4.6.2 Solda ponto (Configuração A, apenas):	103
4.6.3 Solda tampão:.....	107
4.6.3.1 Configuração A:	108
4.6.3.2 Configuração B:	113
4.6.3.3 Configuração C:.....	120
5.0 CONCLUSÃO:.....	124
6.0 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS:	126
APÊNDICE A:.....	130

1 INTRODUÇÃO:

Há pouca literatura disponível sobre reparo de solda ponto em carrocerias automotivas. Quais os impactos no desempenho de uma carroceria quando se repara um ponto de solda defeituoso com uma solda tampão com furo de apenas um dos lados da junta? Qual o melhor diâmetro para se fazer o furo em uma junta de três chapas com acesso por apenas um dos lados? A solda tampão MIG é a melhor alternativa de reparo?

Durffy e Scharff (2004), até o momento o único livro conhecido dedicado exclusivamente ao tema de reparo em carroceria automotiva, dizem que para reparar uma solda ponto deve-se: seguir as recomendações do fabricante do veículo, quando existirem; ou utilizar-se de solda MIG tampão. Para o segundo caso, Durffy e Scharff (2004) recomendam furar a região do ponto a ser reparada (chapa externa) e depois preencher com solda MIG da região externa para o centro. O resfriamento deve ser feito à temperatura ambiente. O diâmetro do furo deve ser o dobro do diâmetro original da solda ponto, caso não haja nenhuma recomendação do fabricante em contrário. Para o caso de junta com três chapas, Durffy e Scharff (2004) recomenda que cada chapa tenha um diâmetro diferente, sendo a chapa interna não perfurada, a chapa do meio com uma perfuração menor que a chapa externa. Os autores não especificam quais deveriam ser esses diâmetros, não especificam qual deve ser o arame de solda MIG para esse reparo e não discutem o impacto de um ponto reparado no desempenho e durabilidade de uma carroceria. Também não discutem qual o impacto de se remover o reforço da solda MIG (para casos em que o reparo fica aparente e esteticamente pode ser mais interessante a remoção) na durabilidade do reparo.

Por outro lado, há diversos trabalhos, principalmente patrocinados pela Ford Motors, como Madasamy et al. (2003) e Chen et al. (1999), que estabelecem a relação entre testes de bancada para pontos de solda e o comportamento esperado numa durabilidade em veículo. Mas esses trabalhos são restritos a pontos de solda excelentes, feitos sob condições experimentais com todos os parâmetros controlados. Os trabalhos não abordam pontos de solda feitos em escala de produção industrial e não aborda a viabilidade destas metodologias para testar reparos com tampão.

O presente trabalho tem por objetivos: ser uma obra técnica (talvez a primeira) sobre reparo de carroceria automotiva em língua portuguesa; revisar o cenário atual da soldagem automotiva e discutir suas perspectivas futuras; sugerir recomendações para o reparo de um ponto de solda defeituoso (numa junta de três chapas, com acesso por apenas um dos lados, por ser o caso mais complexo); realizar testes físicos (arrancamento,

cisalhamento e dureza) e metalográficos no ponto reparado para estimar qual o comportamento esperado em uma carroceria real.

Pela introdução do trabalho de Barnes e Pashby (2000), entende-se que é a indústria automotiva sofre duas pressões em sentidos opostos, uma pela maior qualidade e durabilidade dos veículos e outra pela redução dos custos para produzir os mesmos. No competitivo setor automotivo, a produção acelerada de veículos (com 3.000 a 4.000 pontos de solda em cada segundo Yang e Lee (1999)) faz com que nem todos os pontos tenham a qualidade de um procedimento realizado em laboratório sob condições ideais. Essa divergência da produção com o mundo teórico pode levar a necessidade de reparo do ponto dentro da indústria. Obviamente esse reparo deve garantir a mesma confiabilidade e durabilidade à carroceria do projeto original. Logo é importante ter um procedimento de reparo validado para orientar a manufatura sobre como proceder em caso reparo.

Além disso, após uma colisão veicular, vários pontos de solda podem se soltar, sem necessariamente ser necessário a troca da peça. Uma orientação confiável para as oficinas mecânicas deve ser baseada em testes experimentais de peças reparadas. Segundo DNIT e DPRF (2010) aconteceram 317.711 acidentes de trânsito em rodovias federais naquele ano.

Existe uma forte cobrança para que os veículos sejam mais ecologicamente corretos. Como resposta a essa cobrança do mercado, algumas montadoras estão começando a reciclar veículos e a projetá-los pensando em sua reutilização. Como pode ser evidenciado pela existência de associações como a European Commission (2014) e EGARA (2014) na Europa, a ELVS (2014) nos Estados Unidos.

Este projeto foi escolhido porque durante o desenvolvimento de um veículo, são construídos muitos protótipos. Durante a validação às vezes é necessário reutilizar uma mesma carroceria para vários testes. Em casos extremos uma carroceria pode ser testada por 3 ou 4 vidas veiculares. Quando isso acontece muitos pontos podem se romper e é necessário repará-los. Além do reparo, é necessário julgar se a região reparada irá ou não afetar o resultado dos testes em outras regiões. Por exemplo, se um reparo no capô poderia afetar o teste de durabilidade da porta e vice-versa, camuflando resultados. Para fazer esse julgamento com precisão é necessário ter mais dados experimentais vindos de trabalhos como o presente.

Além disso, os procedimentos de reparo validados pela montadora envolvem a realização de solda tampão dos dois lados da peça. Isso é inviável para algumas geometrias. O presente estudo visa a entender os impactos de reparar com furo tampão por apenas um dos lados.

A literatura sobre junta de três chapas é escassa. Por isso, o trabalho atual foca no caso de reparo mais complexo, junta de três chapas com acesso por apenas um dos

lados, visando ao entendimento do processo de reparo e à extração dos conceitos básicos para casos mais simples.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA:

O setor automotivo utiliza amplamente a soldagem por resistência a ponto. Porém as variações de processo durante a produção podem ocasionar pontos de solda reprovados no padrão de qualidade necessário ao produto. Neste caso, é necessário fazer um reparo do ponto ou descartar toda a carroceria (esta é uma solução muito onerosa para um mercado competitivo, por tanto, impraticável). Não é possível voltar a soldar com solda ponto na mesma região, pois isso ocasionaria expulsão de material prejudicando a junta. Para reparar esses pontos falhados, usa-se normalmente a soldagem tampão pelo processo MIG.

Este trabalho visa a entender o procedimento de reparo tampão com MIG, comparando sua resistência à tração de corpos de prova feitos por esse processo versus corpos de prova feitos com pontos de solda por resistência aprovados no processo produtivo. Além disso, foi feita uma análise metalográfica dos mesmos para entender como o reparo afetou a microestrutura do material, consequentemente se suas propriedades mecânicas não comprometem o uso normal da carroceria.

Os corpos de prova soldados e os reparados são sempre uma junta de três chapas com diferentes materiais e espessuras. Pois é necessário estabelecer se o reparo pode ser feito (entenda-se: se ele mantém propriedades mecânicas confiáveis) para todas as espessuras de aços da carroceria de um veículo comercial e para todos os materiais usuais para esta aplicação.

Este capítulo é uma introdução aos conceitos básicos que envolvem o caso estudado. No Tópico 2.1 serão discutidos os principais processos de soldagem usados no setor automotivo e as perspectivas para a solda no setor automotivo em um futuro próximo. O Tópico 2.2 discute mais detalhadamente o processo de solda ponto por resistência, o processo físico-químico envolvido, os testes empregados para validar o resultado final, os modos esperados de falha e suas implicações dentro do âmbito do projeto automotivo. O Tópico 2.3 discute o reparo em pontos de solda numa carroceria, cabe ressaltar, que a maior parte dos processos de reparo foi estabelecida empiricamente, portanto, não há uma teoria aprofundada desenvolvida a respeito. O Tópico 2.4 discorre sobre a classificação dos aços automotivos, sua microestrutura e o que é esperado dos mesmos quando soldados. O Tópico 2.5 é uma breve introdução à metalurgia da soldagem, seus principais fenômenos e como isso afeta diretamente as propriedades mecânicas do aço e o desempenho do veículo.

2.1 PROCESSOS DE SOLDAGEM NO SETOR AUTOMOTIVO:

A indústria automotiva trabalha para balancear requisitos antagônicos: de um lado, requisitos ambientais e redução de custo e, de outro lado, a demanda dos clientes por produtos mais luxuosos e seguros. Um significativo esforço está direcionado para o aumento do uso de alumínio e do uso de elementos estruturais como peças extrudadas ao invés do convencional monocoque de aço (visando à redução de peso).

O sucesso dessas propostas no setor automotivo está intimamente ligado ao desenvolvimento de processos de produção, entre eles a soldagem, que possam atender grandes volumes com boa confiabilidade e qualidade, além de investimentos iniciais e custos operacionais compatíveis com o mercado segundo Barnes e Pashby (2000).

Dentre vários processos de produção, a soldagem é o foco deste estudo. Os processos de soldagem são classificados segundo Mendez e Eagar (2001) pela intensidade do calor gerado pela fonte.

Essa classificação revela tendências importantes:

- A penetração (medida através da razão da largura pelo comprimento na seção transversal da solda) aumenta drasticamente quanto mais intensa for à fonte de calor;
- Um processo mais eficiente requer menos calor imposto para a mesma junta, resultando em uma solda mais robusta. Processos com fontes de calor mais eficientes requerem menor tempo de fusão para soldagem. O menor tempo de fusão que pode ser controlado manualmente é de aproximadamente 0.3s. Portanto, processos de fusão mais eficientes são obrigatoriamente automáticos, aumentando os custos de processo;
- Processos de soldagem com fontes de calor mais concentradas criam um menor Zona Afetada pelo Calor (ZAC) e menores distorções após a soldagem. No entanto, os custos de investimento e processo são diretamente proporcionais à intensidade da fonte de calor.

Também segundo Barnes e Pashby (2000) indústria automotiva é caracterizada pela produção em larga escala, baixo custo de produção, em alguns casos relativamente baixa confiabilidade e qualidade, se comparada a setores como o aeronáutico. No entanto, ela é pressionada pelo mercado a investir em novas tecnologias com projetos mais leves, luxuosos, confortáveis e seguros. Portanto busca-se um equilíbrio entre todos os processos de soldagem listados a seguir, utilizando cada processo na aplicação mais adequada.

2.1.1 Soldagem por Resistência:

Nesse processo, segundo Barnes e Pashby (2000), as chapas são unidas pelo calor gerado por uma resistência com o uso de uma corrente elétrica entre os eletrodos e, simultaneamente, estes também pressionam as chapas. É a técnica de soldagem mais

usada no setor automotivo, por ser bem conhecida, versátil, rápida e de muito fácil operação. Suas principais limitações são: de acordo com Barnes e Pashby (2000) só soldar chapas sobrepostas com acesso a ambos os lados, restringindo as construções estruturais da carroceria e, de acordo com Mendez e Eagar (2001), apresentar grandes dificuldades para soldar chapas de alumínio.

O estúdio automotivo (*body shop*) tipicamente realizam 3000 a 4000 pontos de solda nos painéis automotivos, empregando 250 a 300 robôs, inúmeras pistolas e equipamentos de controle para a fabricação de um único veículo, segundo Yang e Lee (1999).

Segundo Barnes e Pashby (2000), os equipamentos atuais de solda por resistência não fazem apenas um ponto de solda por vez, eles trabalham com robôs articulados em ferramentas multisolda chamadas, em inglês, *clamshell framing bucks*. Esse equipamento é capaz de aplicar simultaneamente até 240 pontos usando 70 pistolas, isso reduz significativamente o tempo de processo. No entanto, esses equipamentos costumam ser fabricados para a montagem de peças específicas e não possuem versatilidade para serem usados em múltiplos produtos ou em peças com materiais diferentes. No caso do alumínio, ainda existe o agravante da pressão exercida na solda por resistência ser demasiado alta, ocasionando sobreaquecimento e desgaste excessivo dos eletrodos. Um eletrodo para soldar alumínio precisa ser trocado a cada 400-2000 pontos, enquanto para soldar aço, a cada 10000 pontos.

2.1.1.2 Soldagem por Resistência com Adesivo Estrutural:

A junta soldada com adesivo estrutural é uma técnica híbrida que une as vantagens da solda a ponto com as do adesivo estrutural (Figura 1) segundo Chang, Shi e Dong (1999).

A concentração de tensão na periferia do ponto de solda é reduzida e o desempenho em fadiga é significativamente aumentado com a aplicação do adesivo. O problema de corrosão na superfície inferior da junta é também minimizado. Comparado a juntas adesivadas, as juntas soldadas com adesivo apresentam maior resistência ao destacamento e maior confiabilidade. No momento, devido ao seu excelente desempenho, as juntas soldadas com adesivo são amplamente utilizadas na aviação e no setor automotivo segundo Chang, Shi e Dong (1999).

Nas juntas soldadas com adesivo, tanto o ponto de solda como o adesivo contribuem para a resistência da junta. A resistência à flambagem, à tração e ao cisalhamento da junta é determinada por vários fatores, como o formato e tamanho da junta

além das propriedades mecânicas do adesivo e do metal de base. Muitos estudos experimentais mostraram que as propriedades do adesivo usado na junta têm forte impacto no modo de fratura e na robustez da mesma de acordo com Shang, Shi e Dong (1999).

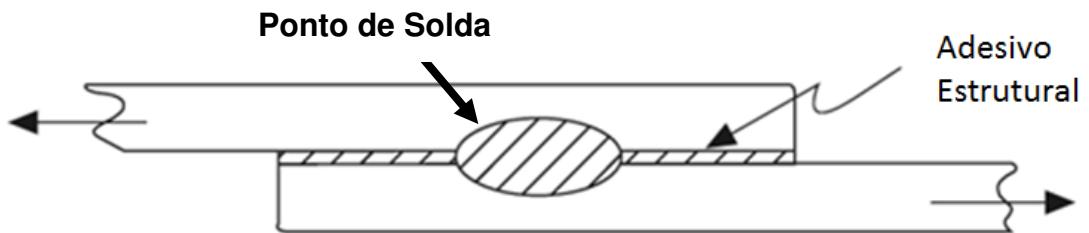


Figura 1 - Junta soldada com adesivo estrutural segundo Chang, Shi e Dong (1999).

2.1.2 Soldagem MIG/MAG:

MIG/MAG é um processo de soldagem por arco elétrico, protegido por gás inerte (MIG) ou ativo (MAG). É a soldagem mais difundida em todo o mundo, devido a sua flexibilidade e baixo custo, segundo Mendez e Eagar (2001). Para o setor automotivo, os processos a arco apresentam a grande vantagem de necessitar de acesso por apenas um dos lados da peça para soldá-la. E uma vez estabelecido o projeto e os parâmetros da junta, esse processo garante boa qualidade e integridade da junta soldada. O processo MIG é o mais utilizado dentre os processos a arco, pois existe um grande conhecimento disponível sobre o mesmo. Além disso, o processo pode ser automatizado com facilidade (grande vantagem para as montadoras), embora ainda existam aspectos a serem melhorados na automação segundo Mendez e Eagar (2001).

Processos a arco têm uma fonte de calor maior e mais dispersa do que processos a laser ou plasma, consequentemente têm um custo menor segundo Mendez e Eagar (2001). Devido a essas características de aquecimento, são desvantagens dos processos a arco:

- Suscetibilidade a trincas: ao soldar de maneira autógena (sem adição de material), há uma tendência em rodas de alumínio para a formação de zonas granulares maiores próximas à solda. As trincas ocorrem devido à segregação entre material fundido e as impurezas na região granular;
- Distorção termicamente induzida: o calor introduzido geralmente leva a distorções relativamente altas na peça. Para tornar a resistência da junta similar à do material de base e eliminar distorções, torna-se necessário o pós-aquecimento, encarecendo o processo;
- Problemas relacionados ao ambiente: esse processo pode ocasionar fumos. Como o ambiente automotivo é fechado e com ventilação relativamente baixa, esse

processo pode pôr em risco a saúde do operador, principalmente ao soldar peças de alumínio segundo Barnes e Pashby (2000).

Apesar das desvantagens, os processos a arco foram amplamente utilizados na montagem de peças extrudadas na estrutura do Audi A8. Além disso, a segunda geração de carros Audi em alumínio optou pela continuação desse processo segundo Barnes e Pashby (2000). Também é usado na junção das dobradiças nas portas laterais do veículo para posterior fixação na carroceria segundo Zhu, Xu e Zheng (2010).

2.1.3 Soldagem TIG:

TIG vem do nome em inglês *Gas Tungsten Arc Welding*, soldagem a arco com eletrodo de tungstênio (não consumível) e gás inerte de proteção. Também é um processo a arco suscetível a todos os defeitos listados na seção anterior, no entanto, a fonte de calor TIG é muito mais concentrada do que a do processo MIG/MAG produzindo menores distorções por um custo de processo equivalente. No entanto, o processo TIG raramente pode ser automatizado (grande desvantagem para a produção em série) segundo Mendez e Eagar (2001).

TIG é um processo comumente usado em materiais de soldagem mais difícil como aço inoxidável, alumínio, cobre, magnésio, entre outros. No setor automotivo pode ser um processo utilizado no sistema de exaustão segundo Durgutlu (2004).

Há uma tendência mundial entre as montadoras de utilizar ligas de magnésio, pois comparado a outros materiais, ligas de magnésio representam uma redução de peso de 20% a 70%. A Porsche foi a primeira a utilizar magnésio em 1928. Depois a Volkswagen aplicou magnésio nas rodas do Fusca. Em 1996 Audi e Volkswagen ressuscitaram a tendência do uso de magnésio experimentando-o no câmbio, no bloco do motor, na transmissão, em partes do chassi, em partes estruturais extrudadas e em chapas internas e externas da carroceria segundo Friedrich e Schumann (2001). Para realizar a junção em uma peça ligada com magnésio inicialmente usavam-se parafusos, mas a dilatação térmica do magnésio a temperaturas superiores a 100 °C causou vários problemas nas junções. Atualmente os processos mais usados para juntas são MIG, TIG e laser YAG segundo Kulekci (2008).

2.1.4 Soldagem a Laser:

Um átomo de um material fluorescente pode passar para um nível energético mais elevado recebendo energia elétrica ou luminosa. Isso acontece quando um átomo

colide com um fóton externo. Este fóton externo tem que possuir a mesma energia do fóton que seria emitido pelo átomo para voltar ao seu nível de energia normal. Ao voltar para o estado normal de energia, acontece à emissão de um fóton pelo átomo, quando este fóton possui a mesma fase do fóton que promoveu a emissão, diz que há *coerência espacial*. Além da coerência, o laser tem a propriedade de ser uma radiação direcional, ou seja, uma *fonte de calor focada*, em outras palavras, o laser é um feixe de alta energia de luz coerente e direcional segundo Wainer (2010).

Os tipos de lasers mais usados para soldagem e corte são os gerados por uma mistura gasosa contendo CO₂ e os gerados por YAG (*yttrium aluminium garnet*) no estado sólido segundo Wainer (2010).

A soldagem a laser (LSW) oferece uma combinação única de alta velocidade, penetração e baixa distorção devido ao calor, comparado aos processos de soldagem convencionais. Essa combinação de vantagens é especialmente atraente para a indústria automotiva. Até agora as montadoras usaram amplamente a soldagem por resistência (RSW), porém este processo requer várias máquinas de solda devido a problemas geométricos e estruturais. Já a solda a laser, representa uma economia no custo de equipamentos, por não possuir as mesmas limitações espaciais segundo Yang e Lee (1999).

Os desenvolvimentos recentes de lasers CO₂ de alta potência e controle robótico aceleraram a aplicação do processo laser na fabricação e montagem de estruturas veiculares. Especialmente porque o laser apresenta inúmeras vantagens: pouco calor imposto, pequena zona afetada pelo calor (ZAC), pequena distorção na solda, soldagem no local exato com alta velocidade. Após o surgimento das novas tecnologias, Nd de alta potência para lasers de CO₂ e YAG e fibra ótica, o setor automotivo está reavaliando o processo de fabricação de carrocerias segundo Yang e Lee (1999).

Por outro lado, as principais limitações da solda a laser ainda são:

- Custo de investimento relativamente alto, muitas vezes proibitivo para o orçamento reduzido da indústria automobilística;
- Penetração reduzida, particularmente para alumínio (2 a 4 mm);
- Para soldar alumínio, laser apresenta a mesma sensibilidade a trincas que processos a arco;
- O raio tem um diâmetro muito reduzido, isso significa que o sistema não aceita variações (maiores que 10% da espessura) no dimensional da peça a ser soldada. Isso significa que para uma chapa automotiva de 0,65 mm de espessura é necessário garantir que ela não tenha variações maiores que 0,065 mm em seu comprimento, o que é economicamente inviável para carrocerias;

➤ O risco de acidente de trabalho, particularmente nos olhos, em caso de explosão, requer muito cuidado com os procedimentos de segurança e treinamento do operador segundo Barnes e Pashby (2010).

Mesmo assim a montadora Opel na Alemanha já introduziu o processo a laser nas vigas da carroceria e no capô desde o lançamento do modelo Astra. A justificativa para a escolha deste processo foi uma maior qualidade no acabamento superficial da solda, maior repetitividade do processo e maior velocidade de fabricação.

Na Volvo, o sistema a laser (CO₂ e YAG) está incorporado na produção da série 850, as justificativas foram maior robustez da carroceria, economia de material, redução de peso e maior flexibilidade para a fabricação de projetos mais arrojados segundo Barnes e Pashby (2010).

Além disso, recentes tecnologias como a híbrida MIG- laser vem sendo estudada e desenvolvida visando à junção das características positivas de cada técnica: a alta velocidade, o baixo aporte de calor da técnica laser, o baixo custo e a grande tolerância a variações dimensionais da MIG. Em particular o híbrido laser Nd: YAG-MIG é amplamente estudado para chapas finas do setor automotivo segundo Campana et al. (2007).

2.1.5 Soldagem a Plasma:

O processo de soldagem a plasma (PAW) é uma extensão do processo por soldagem TIG, onde a coluna do arco elétrico sofre uma constrição, obtida fazendo o arco passar por um orifício de diâmetro reduzido e de parede fria (cobre refrigerado à água). Dois tipos de arco são utilizados:

➤ Arco transferido, onde o arco principal é estabelecido entre o eletrodo e a peça a ser soldada. A taxa de transferência de energia para a peça é maior, pois sofre a influência de duas fontes de calor: mancha anódica em sua superfície e jato de plasma incidente;

➤ Arco não transferido, onde o arco é estabelecido entre o eletrodo e o orifício de constrição no interior da tocha, o arco de plasma é forçado através do orifício com a pressão do gás e a peça a ser soldada não faz parte do circuito elétrico do arco segundo Wainer (2010).

A Figura 2 compara o processo TIG com os processos a Plasma com Arco Transferido e Arco Não Transferido.

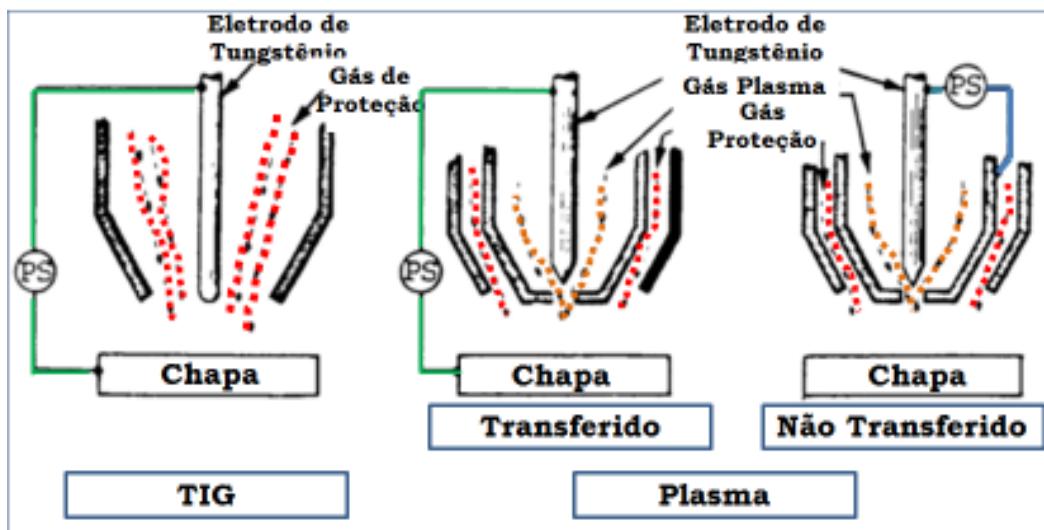


Figura 2 - Comparação esquemática entre processos TIG e plasma (Arco transferido e não transferido segundo Wainer (2010).

As vantagens e desvantagens deste processo são muito similares às do laser. Com exceção do fato do processo a plasma também pode ser usado para fazer tratamento superficial. Nesta área, ele tem se mostrado promissor para a indústria automobilística.

O tratamento superficial com plasma é utilizado em peças sujeitas a constantes e intensas pressões ou devido a necessidades tribológicas do mecanismo. As lanternas modernas têm maior transparência, e maior complexidade de refletores do que há uma década. Isso só foi possível com a tecnologia plasma para corte e tratamento superficial dos componentes plásticos da lanterna, principalmente refletores. Atualmente 50% das lanternas da Volkswagen Europa já são feitas com plasma.

Outro exemplo europeu: a legislação para motores diesel se tornou muito mais rigorosa, exigindo a diminuição de emissões. Para isso, é necessário filtrar o diesel. Ao filtrar os elementos poluentes do combustível, perdem-se também os elementos lubrificantes do mesmo, tornando o motor e seus componentes sujeitos ao desgaste precoce. Para contornar este problema, a solução alcançada foi usar o plasma, como corte e tratamento superficial nos cilindros, no virabrequim, no eixo de comando de válvula, nos mecanismos de injeção de combustível e seus subcomponentes e nas polias do motor.

As justificativas para a escolha desse processo foram as seguintes:

- Possibilidade para diferentes modificações de superfície (grau de porosidade, tamanho dos grãos, etc.);
- É possível o tratamento em apenas uma pequena área da superfície da peça;
- Ativação da superfície via bombardeamento iônico (tratamento de rodas de aço cromado);
- Acabamento final esteticamente agradável;

- Possibilita alta resistência ao desgaste (principalmente nos casos de pistões de alumínio), aliada à alta resistência à corrosão;
- Pode-se utilizar essa técnica para fundir uma grande variedade de materiais distintos;
- Alta eficiência do processo;
- Baixo calor imposto à peça;
- O tratamento térmico interno do componente é viável.

Além disso, a indústria automotiva é cobrada para projetar carros mais silenciosos. No momento atual, se tornou necessário reduzir o ruído de abertura e fechamento das portas, para isso, peças feitas a plasma têm se mostrado mais eficientes do que as feitas em processos convencionais.

Na atualidade, embora tecnicamente muito apreciado pela indústria automotiva, esse processo só é utilizado quando restrições legais ou requisitos de aparência impostos pelo mercado tornam o plasma praticamente mandatório para a produção do componente. Os requisitos de ruído durante o fechamento ainda não chegaram ao ponto de tornar-se o plasma um processo mandatório para fechaduras.

As principais dificuldades para o uso em larga escala do plasma pelas montadoras são:

- A abundância de diferentes mecanismos e subdivisões do processo plasma e sua constante evolução, que faz as montadoras se tornarem receosas em investir numa máquina plasma devido ao risco da rápida obsolescência. Nesse caso, existe o risco do investimento não se pagar;
- O grande número de patentes para cada parte do processo plasma. Embora a patente seja um direito válido de proteção da propriedade intelectual, o elevado número de patentes torna o processo excessivamente caro. Dessa forma, apenas um ou dois fornecedores no mundo são capazes de usar essa tecnologia. Pensando em questões comerciais e estratégicas, é muito perigoso para as montadoras, depender de apenas um fornecedor;
- Componentes comuns a todos os veículos necessitam da produção de até 20.000 peças diárias para atender a demanda. O processo plasma não atende essa escala de produção;
- Embora o processo plasma tenha uma qualidade superior, quando comparado a processos convencionais, é muito mais dispendioso. Como a indústria automotiva é sempre cobrada pela redução de custo, as opções convencionais se tornam mais viáveis.

Mesmo assim, alguns autores acreditam que o plasma terá ampla empregabilidade na indústria automotiva caso as pressões para reduzir a emissão do motor

aumente ou o número de peças de plástico e alumínio aumente (visando à redução de massa) tudo isso segundo Lampe, Eisenberg e Cabeo (2003).

2.1.6 Friction Stir Welding (FSW):

FSW, ou Soldagem por Fricção Rotativa, em tradução livre, é um processo criado pelo TWI (*The Welding Institute*, Cambridge, Inglaterra) em 1991 segundo Mendez e Eagar (2001). Uma ferramenta não consumível simples gira em linha reta na união de duas chapas a serem unidas. O calor gerado pela fricção faz o material plasticizar, resultando em soldagem segundo Barnes e Pashby (2000).

Um esquema básico do sistema é ilustrado pela Figura 3.

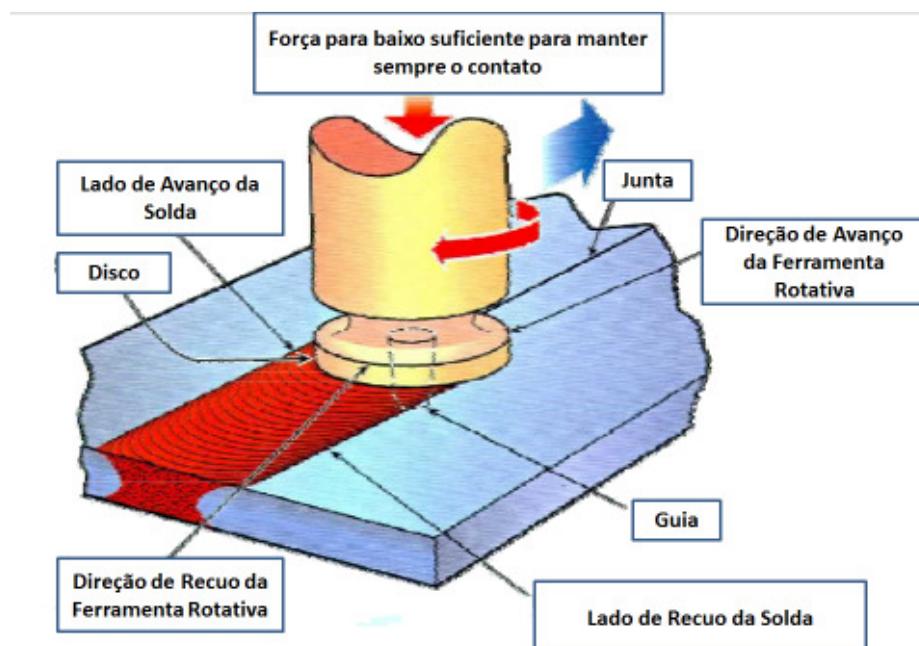


Figura 3 - Esquema do processo Friction Stir Welding segundo Barnes e Pashby (2000).

As únicas variáveis do processo são a velocidade de rotação, a velocidade de deslocamento, o formato da ferramenta do FSW (punção), a orientação e a posição da ferramenta. Uma vez determinadas as variáveis, o processo garante alta qualidade e repetitividade segundo Smith, Hinrichs e Ruehl (2003).

O processo FSW pode ser usado na soldagem de várias configurações de juntas, em qualquer posição (inclusive sobre cabeça), uma vez que a gravidade não o afeta. A falta de fusão no processo garante maior qualidade da solda em comparação a processos mais tradicionais como MIG, MAG, TIG, Laser, Plasma e Solda por Resistência.

Como uma regra geral para as aplicações da indústria automotiva, o processo FSW é 20% mais barato que os processos a arco. A qualidade envolve a geometria da

solda, a consistência da penetração, aumento das tensões de escoamento e cisalhamento, assim como o aumento da vida da peça sujeita à fadiga. As vantagens de menores custos resultam do não uso de consumíveis, menos reparos, menos retrabalhos, não ser necessária a preparação prévia do material e da necessidade reduzida de proteção ambiental (ausência de ruídos, fumos, luz UV, respingos, etc.).

Há também uma variante deste processo chamada *Friction Stir Spot Welding*, Soldagem a Ponto por Fricção Rotativa, em tradução livre. Esse processo envolve uma punção e contração da ferramenta durante o processo (rotação, fricção e avanço), formando solda em ponto. Esse processo possui as mesmas qualidades de soldagem do FSW, pode ser aplicado em todos os locais onde hoje é usado à soldagem por resistência na indústria automotiva, com a vantagem de ser até 25% mais barato.

Até o momento, a única aplicação no setor automotivo desses processos foi na manufatura de tanques de veículos e caminhões. Porém FSW e FSSW já são amplamente utilizados no setor aéreo, náutico e ferroviário. Acredita-se que sua utilização no setor automotivo também é uma opção para a manufatura de chassis, transmissões, funilaria, capôs, suspensão, entre muitos outros. Esses processos permitem a soldagem de materiais mais difíceis como alumínio, titânio, magnésio, etc. Acredita-se que com o maior uso desses materiais, o processo FSW se tornará mais comum na indústria automotiva segundo Smith, Hinrichs e Ruehl (2003).

2.1.7 Brasagem e Processos Afins:

Brasagem é um processo de união cuja temperatura de fusão do material de adição é aproximadamente 450 °C, isto é, muito abaixo do ponto de fusão do metal de base. É similar a outros processos de soldagem por fusão, exceto pelo fato de que o metal de base não se funde. O metal de adição se espalha pela superfície do metal de base devido a sua capilaridade e usufruindo da molhabilidade deste último. A brasagem produz junções equivalentes às soldadas por fusão, mas mantendo as características do metal de base. Além disso, suas principais vantagens são: poder unir materiais dissimilares, minimizar as distorções por calor e reduzir o pré-aquecimento. Além disso, um efeito adicional da brasagem é a eliminação de estresse residual, muito comum nas soldas por fusão e principal fonte de trincas e corrosão segundo Chovet e Guiheux (2006).

A brasagem inicialmente era feita através de processos mais convencionais como o TIG ou MIG, chamados *TIG-brasagem* e *MIG-brasagem*, respectivamente segundo Chovet e Guiheux (2006). Mas existem diversas formas de brasagem, por exemplo, a brasagem por indução, que aquece o material de adição através da indução de uma

corrente elétrica próxima à peça. Já foi provado que a brasagem por indução é um processo mais eficiente que a MIG-brasagem para a manufatura de dutos metálicos no setor automotivo segundo Nicoara (2010). Em 1970 o processo da brasagem a vácuo foi desenvolvido para solucionar os problemas dos processos mais convencionais. A partir de 1980, essa tecnologia ganhou ampla utilização na indústria automotiva para a fabricação de trocadores de calor, resfriadores e evaporadores. Até os dias de hoje esse é o processo preferido pelas montadoras, mas está sendo gradualmente substituído pela brasagem à atmosfera controlada segundo Miller, Chao e Wang (2000).

Na brasagem a vácuo, a liga do metal de base pode conter magnésio (0,2-1,5%), uma grande vantagem para as ligas que também contém alumínio. Durante o ciclo a vácuo, o magnésio se difunde até a superfície da peça e evapora através de fissuras na fina camada de óxido do alumínio. O vapor de magnésio cria uma atmosfera de purga contra o oxigênio residual e o vapor de água segundo Miller, Chao e Wang (2000).

Na brasagem à atmosfera controlada um fluxo (KAIF4) é usado para dissolver a camada de óxido do metal de base. O fluxo não é corrosivo e não é solúvel em água. A atmosfera deve ser controlada com alta pureza de nitrogênio (contendo menos de 40 ppm de oxigênio) e a temperatura de condensação deve estar abaixo de – 40 °C. O desempenho do fluxo é reduzido se a concentração de magnésio estiver acima de 0,3%, tornando esse método inadequado para ligas de alumínio segundo Miller et al. (2000).

O uso de aços de ultra alta resistência (*UHSS, Ultra High Strength Steels*) está crescendo rapidamente desde 1990. Nos recentes modelos, esse tipo de aço representa 50% do peso estrutural. Isso se deve à tendência de redução de peso e à necessidade de maior resistência em colisões. Do ponto de vista operacional, a soldagem por resistência não é adequada para esse tipo de aço, pois exigiria eletrodos mais fortes e processos para reduzir a dureza do material. A dificuldade para soldar chapas zincadas finas está em adaptar o processo de soldagem para chapas muito finas e limitar a vaporização da camada de zinco, deteriorando a qualidade e as propriedades corrosivas da peça em serviço. Nesse contexto, a brasagem é uma alternativa atrativa que permite reduzir o calor imposto em até 50% segundo Chovet e Guiheux (2006).

De acordo com o programa ULSAB-AVC, patrocinado por um consórcio de 35 produtores de aço, e o conceito *New Car Steel Body* da Thyssen, mais de 70% da estrutura de veículo pode ser feita de aços de alta resistência segundo Chovet e Guiheux (2006).

Além disso, a brasagem representa o ponto central da fabricação de peças em alumínio no setor automotivo, de acordo com Hoogovens Aluminium Walprodukte GmbH em Koblenz, Alemanha, maior produtor mundial de peças automotivas em alumínio. Esse processo já foi amplamente utilizado no Audi A8, Ford AIV, Honda NSX, protótipos da Chrysler com a Reynolds Metais do modelo Neon Lite, projeto Renault e Lotus do modelo

Spider, Jaguar XJ220, GM-EV1, Volvo HANV5182, SAAB 9-3 e sua aplicação tende a aumentar cada vez a mais segundo Miller (2000).

2.2 SOLDAGEM POR RESISTÊNCIA DE CHAPAS AUTOMOTIVAS:

A soldagem por resistência surgiu nos anos 50 e é hoje uma técnica de montagem proeminente na indústria automotiva. Os componentes do veículo (carrocerias, assoalho, portas) são feitos de finas chapas de metal conectas por solda por resistência, também chamada simplesmente, solda ponto.

Para criar uma solda ponto duas ou mais chapas são pressionadas juntas pelos eletrodos e uma corrente elétrica passa por eles. A resistência do material gera calor e as chapas são unidas por uma fusão local, num ponto apenas. Nenhum material é adicionado à soldagem segundo Donders et al. (2005).

A soldagem a ponto por resistência pode ser feita manualmente, roboticamente ou por uma máquina dedicada ao processo. A repetitividade dos pontos é obtida durante produção através do controle da corrente, da força do eletrodo e do tempo de soldagem. A voltagem baixa (5 - 20V) e a alta intensidade de corrente (2000-15000A) são obtidas por meio de transformadores e a pressão por meio de dispositivos hidráulicos, mecânicos ou pneumáticos segundo Aslanlar (2006).

A quantidade de calor (Q em J) gerado depende de três fatores:

- Corrente (I em A);
- Resistência dos condutores (R em Ω);
- Duração da corrente (t em s).

E obedece Equação 1:

$$Q = I^2 \cdot R \cdot t$$

Equação 1 - Quantidade de calor gerada em uma solda ponto.

O circuito secundário de resistências da máquina de soldagem e a peça a ser soldada constitui uma série de resistências (em Ω). O total de resistências no caminho da corrente afeta a magnitude da mesma. Há pelo menos cinco resistências em série que afetam a temperatura, a soma delas está representada na Figura 4.

$$R = R_1 + R_2 + R_3 + R_4 + R_5$$

Equação 2 - Resistência total em uma solda ponto.

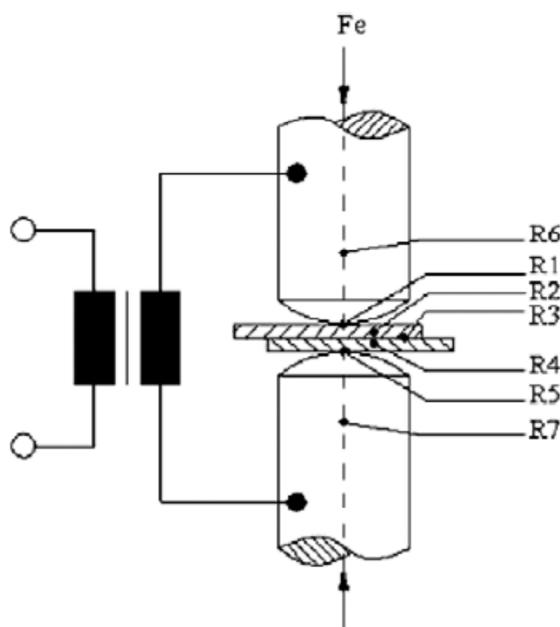


Figura 4 - Esquema das resistências na soldagem a ponto segundo Aslanlar (2006).

Fe = Força do eletrodo (N).

R1= Resistência da chapa superior (Ω).

R2= Resistência no contato entre a chapa superior e o eletrodo superior (Ω).

R3= Resistência no contato entre a chapa superior e a chapa inferior (Ω).

R4= Resistência da chapa inferior (Ω).

R5= Resistência no contato entre a chapa inferior e o eletrodo inferior (Ω).

R6= Resistência do eletrodo superior (Ω).

R7 = Resistência do eletrodo inferior (Ω).

A resistência requerida para a fusão da soldagem é a R3. Quanto maior o valor dessa resistência, maior a soldabilidade da junta. A magnitude dessa resistência depende das condições de superfície do metal de base e do eletrodo, o tamanho e o contorno da face do eletrodo e a força do mesmo. Esse é um ponto de grande geração de calor, no entanto, as superfícies do metal de base não atinge a temperatura de fusão durante a passagem da corrente devido à alta condutividade térmica dos eletrodos, os quais são normalmente refrigerados à água.

A resistência R, na fórmula do calor, é influenciada pela pressão de soldagem e seu efeito no contato das superfícies entre as peças. As peças a serem soldadas devem ser unidas na posição para permitir a passagem da corrente. Mantendo-se os outros parâmetros, quando se aumenta a pressão de soldagem, consequentemente a corrente também aumenta até certo limite. O tempo de soldagem é de aproximadamente 1 segundo Aslanlar (2006).

Um ponto de solda consiste em três regiões que tem diferentes propriedades do material:

- A *pepita*, zona fundida com formato cilíndrico no centro do ponto, cujo diâmetro e altura são representados por d_n e h_n respectivamente, na Figura 5;
- A *zona afetada pelo calor (ZAC)* ao redor da pepita, representado como HAZ na Figura 5;
- O material das chapas.

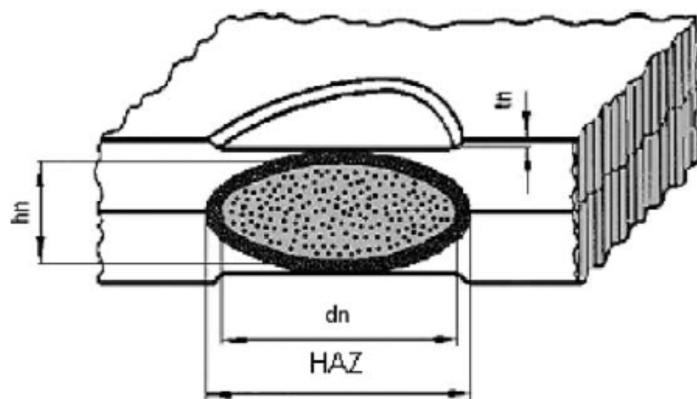


Figura 5 - Esquema das regiões que constituem um ponto de solda segundo Aslanlar (2006).

Por definição, a tensão de escoamento na pepita é de mais de três vezes a do material e as propriedades da zona afetada pelo calor não são homogêneas.

Devido à pressão exercida pelos eletrodos durante a soldagem, a espessura da pepita é frequentemente menor que a soma das espessuras das chapas de metal. Isso é chamado *endentação* da pepita (representada por t_n na Figura 5), não é muito pronunciado para chapas de cerca de 1 mm, mas é bastante visível em chapas mais grossas. Concentrações de tensão devem ocorrer na zona de transição das espessuras, o que normalmente pode resultar em trincas. O aquecimento e resfriamento transientes do material resultam em maior dureza, essa pré-tensão continua a existir após o resfriamento da peça.

Como se pode ver, o ponto e suas características são resultado de infinitas variáveis de processo. Mas dentre essas, as que mais se destacam são as seguintes:

- **Força do Eletrodo:** o propósito da força é comprimir as chapas para se unirem. Isso requer muita força, o que compromete a qualidade da solda. Por outro lado, quando se diminui a força do eletrodo, o calor de soldagem cai drasticamente. Isso significa que uma grande força necessita de uma alta corrente, mas quando a corrente é alta, acontecem expulsões de material que comprometem a qualidade da solda e a vida útil do eletrodo. Outro problema é que a área de contato com o eletrodo irá mudar durante a

soldagem, para manter sempre a mesma área de contato é preciso aumentar a força gradualmente durante o tempo de soldagem (cerca de 1 segundo). Como isso é praticamente impossível, na prática, escolhe-se um valor médio de força e o formato mais adequado para a cabeça do eletrodo (cônico, oval, etc.) tentando minimizar o problema;

➤ **Corrente de soldagem:** o transformador do sistema determina o limite máximo de corrente para a máquina, o percentual de corrente que pode ser controlado, determina a corrente máxima que poderá ser efetivamente usada na solda. Percentuais baixos de corrente não são normalmente recomendados, pois eles podem impactar na qualidade. Ao se determinar uma corrente, aumenta-se a mesma gradualmente até que as primeiras expulsões ocorram. Isso indica que a corrente ideal foi alcançada;

➤ **Tempo de soldagem:** o tempo de compressão é o tempo entre a aplicação da força pelos eletrodos até a primeira passagem de corrente. É necessário adiar a corrente até que a força do eletrodo tenha atingido o patamar desejado. Depois disso, o tempo de soldagem é medido e ajustado através de voltagem linear, assim como se ajustam todas as funções de tempo (em ciclos). Quando este é muito longo, a quantidade de metal fundido aumenta e material é expelido, consequentemente uma série de picos e vales pode ser vista no microscópio e a estrutura cristalina muda. Quando os eletrodos são removidos muito rapidamente, o calor se dissipá e a superfície de contato se torna escurecida. Após a soldagem os eletrodos devem ser mantidos durante certo tempo sobre o ponto para garantir a solidificação da pepita, mas esse tempo também não pode ser demaisado, pois há o risco da chapa aquecer o eletrodo, deteriorando-o. Ao se soldar aços galvanizados, recomenda-se que os eletrodos repousem sobre o ponto por um tempo maior segundo Aslanlar (2006).

A distância ótima entre dois pontos sucessivos é determinada pelas espessuras da chapa. O diâmetro do ponto varia de 3 a 7 mm, na média 6 mm. O processo de manufatura impõe restrições ao posicionamento e à localização dos pontos, nem todas as soldas são eficientemente realizadas. Nem sempre o processo é perfeito, algumas vezes os pontos estão faltantes e outros se quebram logo nos primeiros dias de uso do veículo segundo Donders et al. (2005).

Entre vários estudos que tentam entender o melhor posicionamento para os pontos de solda e o quanto este posicionamento afetaria o desempenho de outros pontos, destacam-se:

➤ Um estudo da Nissan de acordo com Yamaguchi et al. (2008) para um número de pontos de solda pré-determinado, foi usado o método de aproximação topológica para determinar qual configuração dos pontos resultaria na melhor relação entre resistência da carroceria e redução de massa (reduzindo a espessura das chapas). Na carroceria estudada, a realocação dos pontos com a aplicação dessa técnica, resultou numa carroceria 10% mais robusta contra torsão e deformação lateral e vertical. A partir daí, foram reduzidas

as espessuras das chapas até que o veículo voltasse à mesma robustez da carroceria atual. Ao final, a carroceria redesenhada teve uma redução de massa de 20%. Esse resultado é muito promissor para o uso da técnica, no entanto, ainda será necessário testar se essa carroceria resistiria a um teste de colisão assim como a anterior;

➤ Um estudo do Departamento de Engenharia Mecânica da *University of South Carolina* em parceria com General Motors segundo Miller, Chao e Wang (2000) testou um corpo de prova com dois pontos de solda alinhados. Foi aplicada em algumas amostras, uma força de tração no sentido do alinhamento dos pontos, em outras amostras o sentido da força foi perpendicular ao alinhamento dos pontos. Ao contrário do senso comum, a resistência de dois pontos não era duas vezes maior que a de um ponto. Na verdade quando a força era perpendicular, dois pontos em chapas de aço representaram um aumento de 64% da resistência em comparação a apenas um ponto, para chapas de alumínio, esse valor foi de 85%. Quando a tração se dava no sentido do alinhamento dos pontos, o aumento da resistência foi de apenas 38% para chapas de aço e de 100% para chapas de alumínio. Esse estudo contribui para melhor compreensão do comportamento dos pontos de uma carroceria e sua otimização. Figura 6 é um resumo esquemático das conclusões desse estudo:

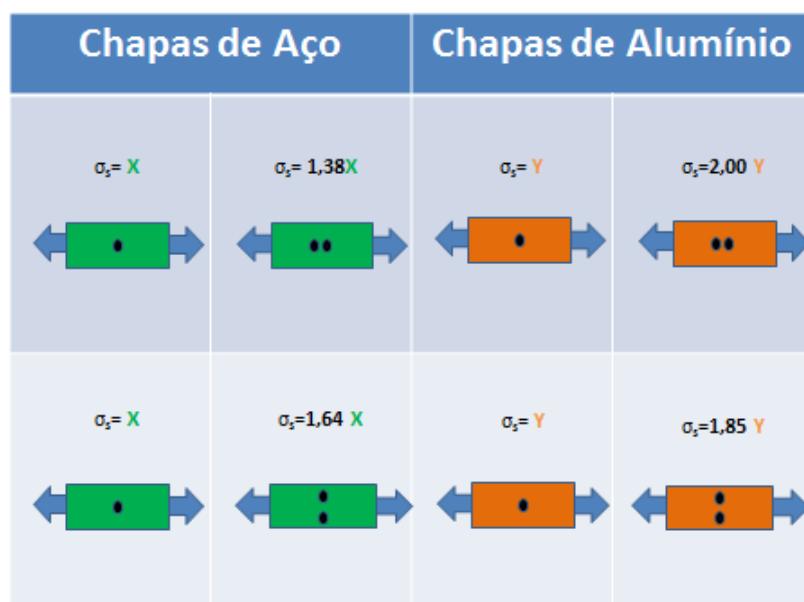


Figura 6 - Representação esquemática da resistência à tração de dois pontos de solda no sentido e ortogonalmente ao alinhamento dos pontos, quando comparado à resistência de um único ponto.

2.2.1 Testes de Desempenho Funcional:

2.2.1.1 Força e Rígidez:

Há dois modos distintos de fratura para a solda a ponto:

➤ *Modo interfacial (ou fratura na pepita)*: fratura na pepita, na direção da solda, é o modo mais comum de falha para pontos de diâmetro muito reduzido;

➤ *Modo de destacamento da pepita (ou fratura da folha)*: fratura da chapa ao redor do ponto de solda, enquanto a pepita permanece intacta, mais comum em pontos de grande diâmetro segundo Donders et al. (2005). Esse modo de falha também é atribuído à porosidade na pepita segundo Chao (2003).

Pontos no setor automotivo devem ter um diâmetro suficientemente grande para que o destacamento da pepita seja o modo de falha mais frequente. Testes de resistência com diferentes cargas estáticas podem ser realizados das seguintes maneiras:

➤ *Na direção do cisalhamento*, onde a pepita gira para se alinhar com a direção da carga. Quando a carga aumenta forma-se um pescoço (drástica redução de espessura) em regiões localizadas próximas ao ponto. A fratura se inicia em um desses pescoços quando a carga atinge o limite de ductilidade do material de base. Embora o cisalhamento seja aplicado, a folha se dá pelo mecanismo de tração, como ilustram nas Figura 7 e Figura 8;

➤ *Na direção de tração*, uma força normal é aplicada. O mecanismo de falha é devido cisalhamento ao redor da pepita do ponto de solda.

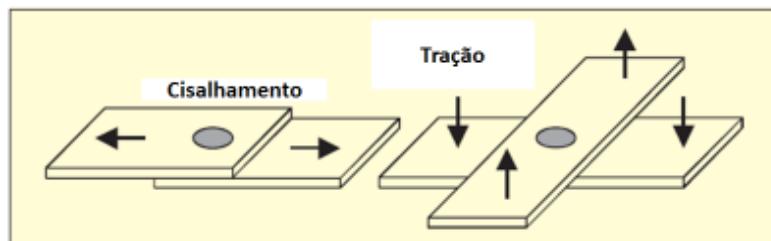


Figura 7 - Exemplos de testes de tração e cisalhamento segundo Donders et al. (2005)

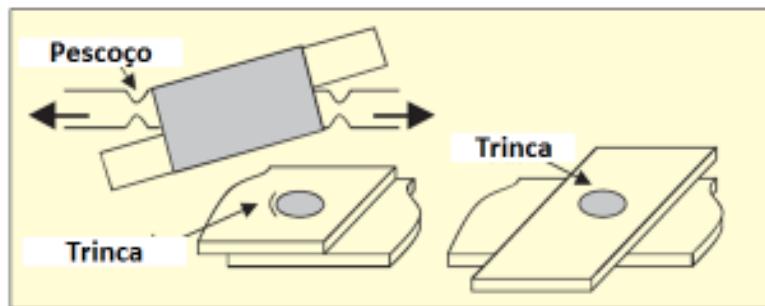


Figura 8 - Exemplo de pescoço durante o cisalhamento, exemplo de trinca oriundo do teste cisalhante (esquerda) e exemplo de trinca do teste de tração (direita) segundo Donders et al. (2005).

Dados os mecanismos de falha acima, nota-se que eles têm propriedades inversas, isto é, um ponto em carga sujeita à tração, falha com uma carga menor que um ponto sujeito a cisalhamento segundo Donders et al. (2005). Isso é amplamente conhecido

pela indústria, e já foi provado que a carga de falha por tração corresponde a 74% da carga até a falha por cisalhamento segundo Chao (2003).

2.2.1.2 Ruído e Vibração:

Os itens de ruído e vibração são tipicamente analisados globalmente. Pontos de solda individuais transmitem forças de tração e contração, cisalhamento e momento, consequentemente o número e a posição dos pontos influenciam o desempenho vibroacústico (base modal, funções da frequência de resposta, etc.) do veículo. Em geral a função dos pontos é transmitir e atenuar as vibrações, mas esse sistema é bastante complexo. Pontos de solda são considerados filtros, com transmissibilidade dependente da frequência, reflexibilidade e propriedade de absorção da energia vibratória segundo Donders et al.(2005).

2.2.1.3 Fadiga:

Durabilidade é o requisito funcional mais interligado com a qualidade e o posicionamento dos pontos de solda. A maioria das falhas de durabilidade ocorre próxima aos pontos de solda. O modo de falha mais frequente é o destacamento, como explicado no item 2.2.1.1. De modo geral, esse modo de falha acontece em um ponto de solda que une duas chapas de espessura e material idênticos, quando:

$$d \geq 5 \cdot t^{1/2}$$

Equação 3 - Regra empírica para a estimativa do diâmetro de um ponto de solda que pode romper em durabilidade.

Sendo, d = diâmetro do ponto de solda em mm e t = espessura da chapa em mm segundo Donders et al. (2005).

O diâmetro do núcleo pode ser obtido ajustando a intensidade de corrente versus o tempo de soldagem. Quando o tempo se mantém curto, o diâmetro do núcleo diminui. Ao contrário quando se aumenta o tempo, aumenta-se a região fundida e a zona afetada pelo calor, disso resulta uma junta com menor resistência mecânica e mais fragilizada segundo Aslanlar (2006).

O processo de falha por fadiga acontece em duas fases: *início da trinca e propagação da trinca*. A trinca se inicia próxima ao pico da raiz da interface entre as chapas inferior e superior (onde o ciclo principal de tensão ocorre). A Figura 9 ilustra essa região crítica:

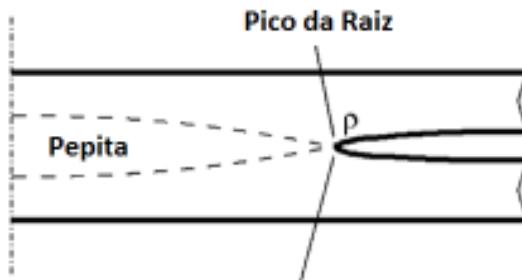


Figura 9 - Região de início da trinca por fadiga, chamada pico de raiz.

Logo a trinca se propaga na direção da espessura de uma das folhas e, quando a trinca atinge a superfície, ela se propaga ao redor do perímetro do ponto, essa falha está ilustrada pela Figura 10. Trincas também podem se iniciar dentro da pepita, ficando restrita dentro da área soldada (Figura 11), nesse caso, isso representa uma falha durante o processo de soldagem e um mau dimensionamento do ponto de solda, na maioria das vezes, esse modo de falha não é aceito para o setor automotivo. Falhas de fadiga ocorrem quando os pontos estão sujeitos a tensões significativamente menores que as tensões críticas dos testes de tração. Um escoamento significativo ocorre nas regiões sujeitas a tensões relativamente baixas. A aplicação de numerosos ciclos de carga baixa pode resultar em falhas por fadiga, a Figura 12 ilustra um exemplo típico de região exposta à falha por fadiga segundo Donders et al. (2005).



Figura 10 - Exemplo de trinca devido à falha por fadiga, tensão da região é significativamente menor que as de testes de tração segundo Kuo, Jayasuriya e Wung (2003).



Figura 11 - Exemplo de trinca circunferencial ao ponto de solda segundo Kuo, Jayasuriya e Wung (2003).



Figura 12 - Exemplo de trinca dentro da área do ponto de solda segundo Kuo, Jayasuriya e Wung (2003).

Ao contrário da vibração, que é um fenômeno que envolve todo o veículo, a fadiga é um fenômeno localizado. As previsões da vida de uma peça em fadiga são normalmente calculadas tomando como base as tensões localizadas e as deformações próximas aos pontos de solda segundo Donders et al. (2005).

Há quatro maneiras distintas de se calcular a vida de uma peça submetida a fadiga. As duas últimas requerem fatores equivalentes de intensidade de tensão, os quais são estimados levando-se em conta a ductilidade do material, a geometria da peça e os tipos de carga.

- *Método Tensão-Vida:* relaciona o nível de tensão S , com o número de ciclos de carga N (numa curva $N-S$);
- *Método Deformação-Vida:* relaciona o nível de deformação ϵ com o número de ciclos de carga N (numa curva $\epsilon-N$);

➤ *Método da vida pelo fator equivalente da intensidade de tensão* (curva ΔK_{eq} -N): relaciona a vida em fadiga com fatores de intensidade de tensão;

➤ *Mecanismos de Fratura* (curva da $dN-\Delta K$): relaciona o comprimento da propagação da trinca por número de ciclos com fatores de intensidade de tensão ΔK segundo Donders et al. (2005).

O fator de intensidade de tensão é um parâmetro local de tensão, assim como a tensão estrutural a quente, tensão de ponta ou a integral J. Todos eles são parâmetros apropriados para se caracterizar a concentração de tensões, pois esses parâmetros são os que melhor se relacionam com resultados de testes de fadiga em vários corpos de prova com diferentes tamanhos de ponto de solda. Muitos modelos de elementos finitos foram desenvolvidos para evolução numérica desses parâmetros de tensão localizada. Fórmulas aproximadas, isto é, aproximações analíticas dos parâmetros de tensão localizada, também estão disponíveis para chapas de material e espessuras mais comuns. No entanto ainda há falta de um método que permita determinar diretamente os parâmetros de tensão localizada num ponto de solda, principalmente devido à baixa acessibilidade dentro das chapas próximo do ponto, visto que as chapas estão sobrepostas sem espaço suficiente entre si. Métodos destrutivos já foram propostos para se realizar essas medições, porém o fato de se cortar as chapas afeta a distribuição de tensão original e introduz mais incertezas ao processo. ZHANG da Daimler Chrysler foi o primeiro a propor um método não destrutivo com *strain gauges* com chapas de mesma espessura e mesmo material de acordo com Zhang (2003), considerando que as tensões no ponto de solda se distribuem conforme ilustrados nas Figura 16 e Figura 17. Mas este método ainda não foi validado fisicamente, até o momento as montadoras continuam investindo muito em construção de protótipos para validação do veículo em fadiga segundo Donders et al. (2005).

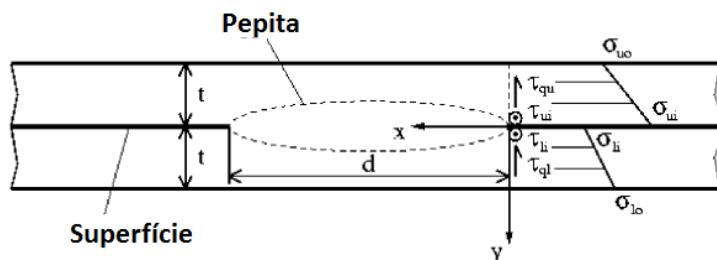


Figura 13 - Distribuição de tensão teórica em um ponto de solda segundo Donders et al. (2005).

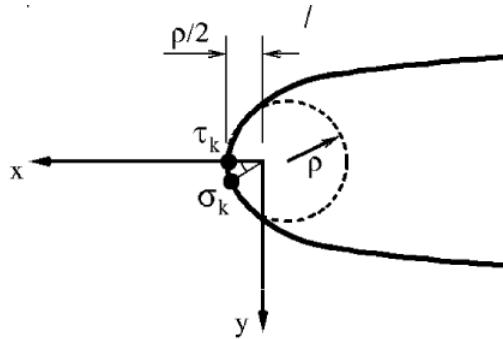


Figura 14 - Distribuição de tensão teórica no pico de um ponto de solda, sendo p , o raio segundo Donders et al. (2005).

2.2.1.4 Complexidade do projeto de solda:

O desempenho funcional de um ponto de solda depende de vários fatores internos inerentes ao material, como tensões residuais, descontinuidades do material, espessuras da chapa, propriedades do material, zona afetada pelo calor (ZAC), material base e seus revestimentos, e fatores externos, como parâmetros de soldagem, disposição dos pontos de solda, carregamentos, entre muitos outros.

A montagem de apenas um veículo envolve o uso de milhares de pontos de solda, o que torna o problema ainda mais complexo. Nota-se que a disposição dos pontos de solda deve obedecer às limitações impostas pelo processo de manufatura em série. Durante a vida do veículo, conexões intermediárias são possíveis, um ponto de solda com uma trinca se propagando não está totalmente desconectado do veículo nem totalmente conectado ao mesmo.

Assim fica claro que mesmo com um número predeterminado de pontos, o número de configurações possíveis é quase infinito, para a montagem de um veículo inteiro. O fato de o número ótimo de pontos para um veículo ser desconhecido, aumenta a complexidade ainda mais.

Parâmetros desconhecidos ou incertos do processo de manufatura, também dificultam o projeto dos pontos de solda. Haverá variações na localização, área, espessura, diâmetro, etc., se comparado o projeto ideal com o produto final feito pela manufatura. Um projeto verdadeiramente robusto tem que contemplar todas essas variações.

Para isso, é usual na indústria automotiva a construção de protótipos dispendiosos para validação dos projetos de solda. Paralelamente, vários estudos com simulação computacional têm sido desenvolvidos visando a uma maior otimização dos veículos e a redução de gastos com protótipos segundo Donders et al. (2005).

2.2.1.5 Testes de Impacto:

A regulamentação governamental dos EUA, assim como a brasileira, exige que o veículo passe por teste de colisão frontal a 15 m/s. Montagens estruturais automotivas usam grupos de pontos de solda para transferir a carga para a estrutura durante uma colisão. Adicionalmente, os pontos também são usados para iniciar o rasgo da carroceria a absorver energia de impacto. Dependendo do projeto, a integridade do ponto pode ser importante para a integridade do veículo. Pontos de solda são postos em várias condições de carregamento e estados de deformação; no entanto, nem todos os pontos reagem na mesma magnitude para cargas similares.

Quando uma carga dinâmica para um determinado ponto excede um valor crítico, o ponto se separa da chapa inferior deixando um ‘botão’ de material soldado na chapa inferior e um furo na chapa superior. Usualmente a análise da qualidade dos pontos acontece através de inspeções após o teste de colisão. Falhas dentro da massa soldada são inaceitáveis.

A caracterização adequada da força e energia de impacto é importante para que o projeto do veículo atenda aos requisitos legais e para a redução de peso do mesmo. Simulação computacional para modelar um ponto de solda durante uma colisão é difícil porque não há dados suficientes sobre as propriedades dinâmicas do ponto de acordo com Perterson e Borcherlt (2000).

Pontos de solda são normalmente testados para a força de cisalhamento em amostras de tração como as ilustradas pela Figura 15. Para esse modo de testes a amostra recebe tanto tração como cisalhamento, no entanto, seus resultados não podem ser usados em elementos finitos diretamente. Modos de tração puros são geralmente testados a partir do corpo de provas em U (Figura 16). Esses corpos de prova simples, no entanto, não fornecem respostas robustas para todas as amostras. Outra maneira é o corpo de provas em L (Figura 16) que combina força de destacamento com o momento aplicado no ponto. Uma vez que a geometria desses corpos de prova é diferente para diferentes modos de teste, os dados obtidos não são consistentes para serem usados em simulações de elementos finitos. Esses dados são geralmente utilizados apenas para estimar a rigidez da junta e não representam o comportamento do ponto em colisão segundo Madasamy et al. (2003).

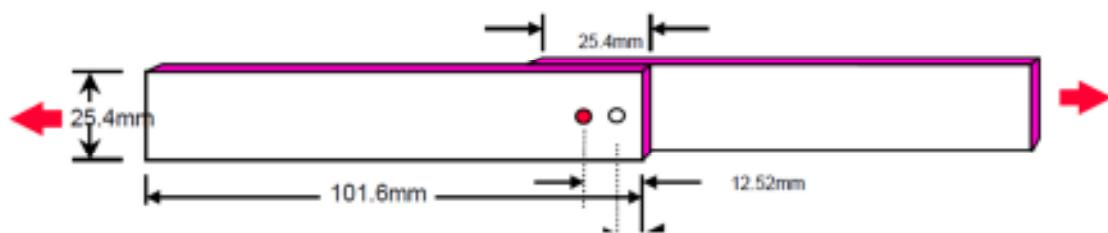


Figura 15 - Exemplo de corpo de prova para teste de tração segundo Madasamy et al. (2003)

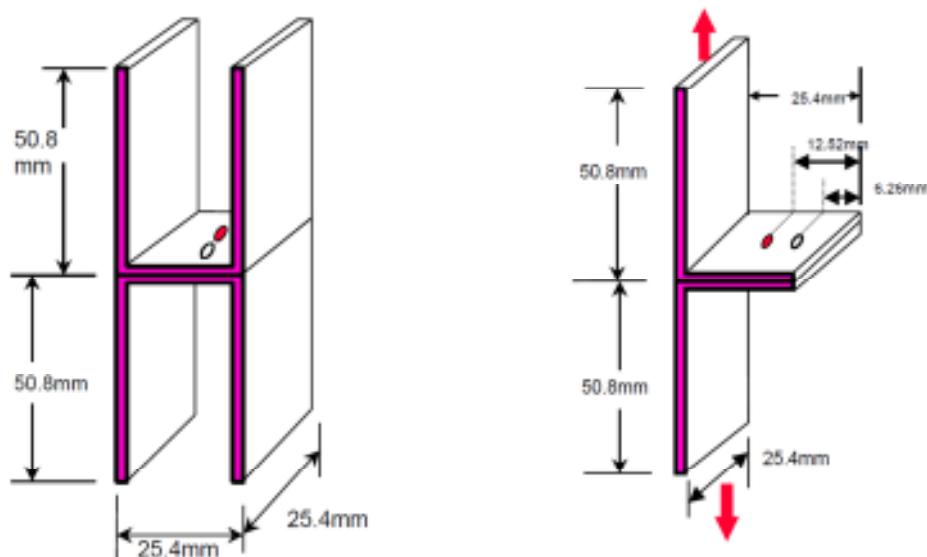


Figura 16 - Exemplos de corpos de prova em U (à esquerda) e em L (à direita) segundo Madasamy et al. (2003).

De maneira geral, há falta de aparelhos e equipamentos que consigam medir várias velocidades, cargas dinâmicas e deslocamentos. Estudos recentes indicam que novos aparelhos e equipamentos são projetados para a coleta de dados dinâmicos do ponto de solda, como o protótipo testador de impacto em queda acelerada, ilustrado na Figura 17 de acordo com Peterson e Borchelt (2000).

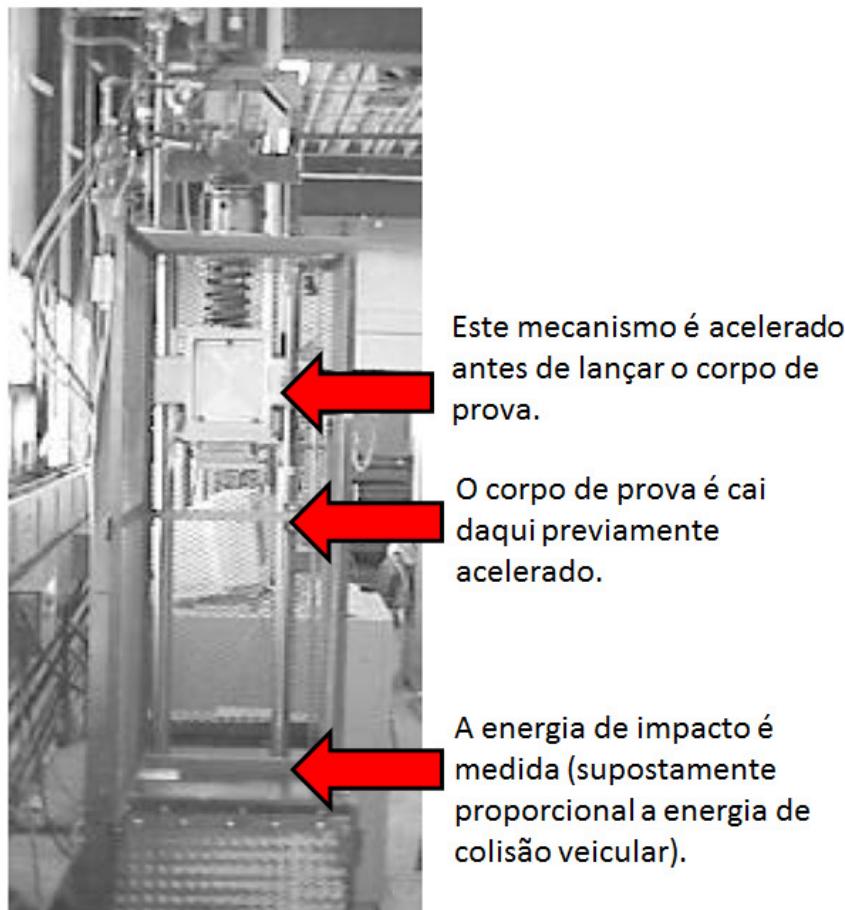


Figura 17 - Testador de impacto em queda acelerada (equipamento protótipo) por Peterson e Borchelt (2000).

Mas esta fonte não fornece muitos detalhes sobre aquisição de dados para o teste de colisão. O método de testes para pontos de solda sujeitos à colisão mais detalhado, confiável e preciso foi sugerido pela Ford segundo Madasamy et al. (2003). Esse método requer a medição de cargas estáticas e dinâmicas em dois equipamentos desenvolvidos pela empresa, antes do uso dos dados em simulação de elementos finitos:

➤ *Testes Estáticos:* A Ford usou uma máquina Tinius Olsen com um fixador adaptado (Figura 18) que permite várias posições de fixação e aplicação de carga em um corpo de provas em U. Para a simulação computacional foram registrados os valores de carga em tração pura (0° , Figura 19), cisalhamento puro (90°) e combinações de tração e cisalhamento (30° e 60° , Figura 20);

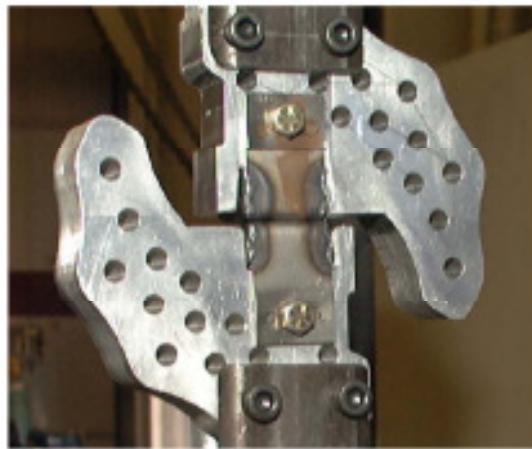


Figura 18 - Fixador adaptado para permitir a aplicação da carga em várias direções segundo Madasamy et al. (2003).



Figura 19 - Amostra sujeita a teste de tração pura segundo Madasamy et al. (2003).

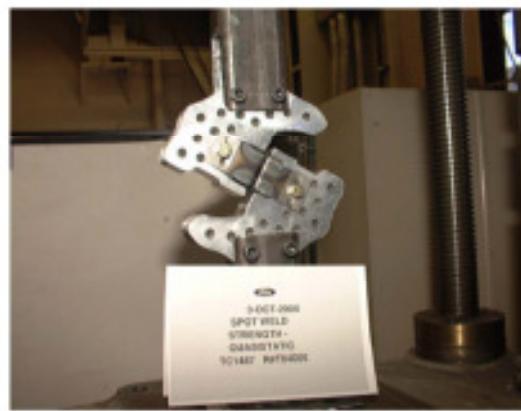


Figura 20 - Amostra sujeita a teste combinado de tração cisalhamento segundo Madasamy et al. (2003).

➤ *Testes Dinâmicos:* O teste de impacto foi feito numa máquina Bendix adaptada. O teste de impacto envolve um mecanismo impactante, instrumentação, uma

estrutura que se desloca e uma estrutura fixa. Uma parte do corpo de provas é presa à estrutura móvel e o outro lado na fixa. Quando o mecanismo impactante atua sobre a peça, ela se deforma devido a sua fixação. A instrumentação fornece o tempo e comprimento de deformação. Instrumentos de medição (células de carga, acelerômetros, etc.) redundantes foram utilizados para assegurar a medição correta. O teste apresentou resultados coerentes para vários tipos de juntas e foi utilizado para alimentar o banco de dados da simulação computacional, resultando numa alta correlação com os testes físicos de colisão dessa montadora segundo Madasamy et al. (2003).

2.2.1.6 Deterioração:

Extensivos trabalhos têm sido feitos para entender o comportamento de escoamento, ruptura e fadiga de pontos de solda novos. Mas poucos trabalhos são fundados no entendimento dos modos de degradação do ponto de solda conforme o uso do veículo: *perda de função, envelhecimento e corrosão* segundo Kuo, Jayasuriya e Wung (2001) e segundo Chen et al. (1999). Os modos de degradação podem não apresentar falhas visíveis como as falhas por fadiga, mas afetam igualmente a integridade dos pontos de solda segundo Kuo, Jayasuriya e Wung (2001). Um estudo de Chen et al. (1999) financiado pela Ford estudou quais os melhores métodos de teste para detectar modos de degradação e concluiu que o método mais confiável são as imagens por raios X.

Além de trincas visíveis (característica típica do processo de fadiga), os pontos de solda podem perder sua funcionalidade através de outras formas, quando expostos ao envelhecimento, desgaste e corrosão. Entre essas formas, estão: as trincas invisíveis (micro trincas), mudança de geometria e alteração das propriedades físicas dos materiais. Sendo que, apenas as microtrincas podem ser verificadas através do método de raios X. Todas essas alterações têm impacto direto no desempenho do ponto de solda, o Gráfico 1 compara o desempenho em teste de tração e cisalhamento de pontos de solda em um carro zero e num carro usado segundo Kuo, Jayasuriya e Wung (2001). Observa-se claramente no gráfico que a resistência do ponto de solda à fadiga cai com o tempo. Isso ressalta a importância dos testes de durabilidade veicular durante o desenvolvimento de um novo veículo. Este teste não consegue ser substituído por outros testes (virtuais ou físicos) satisfatoriamente.

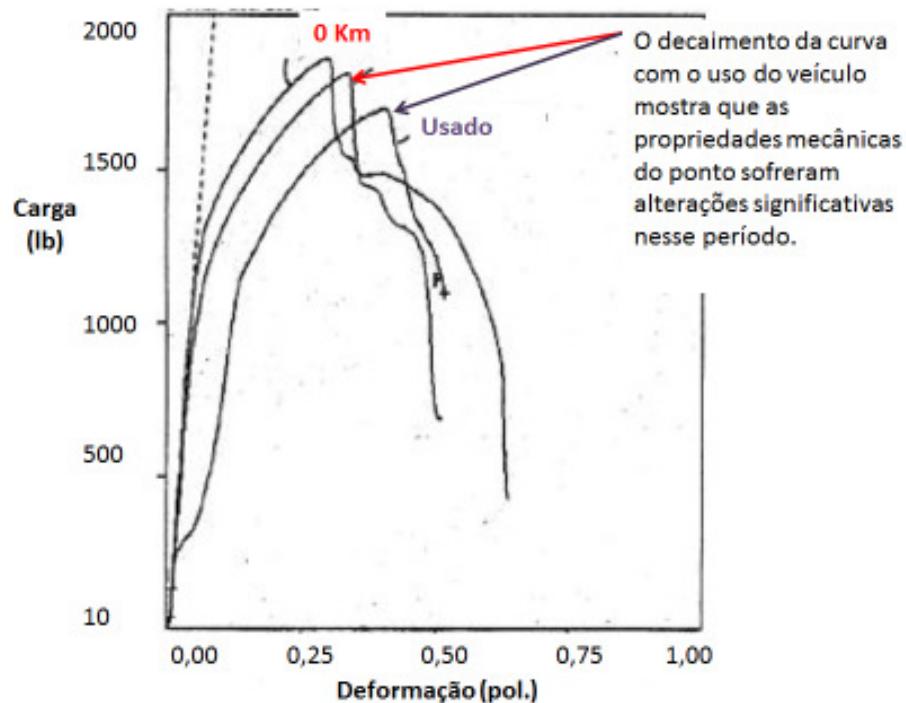


Gráfico 1 - Resistência do ponto de solda específico num veículo 0 km versus num veículo usado segundo Kuo, Jayasuriya e Wung (2001).

Kuo, Jayasuriya e Wung (2001) propõem dois modelos teóricos para entender qual dos modos de degradação tem o maior impacto na rigidez da junta. São eles: Modelo 1 e Modelo 2;

Para o modelo 1, uma junta T com quatro pontos, como mostrada pela Figura 21

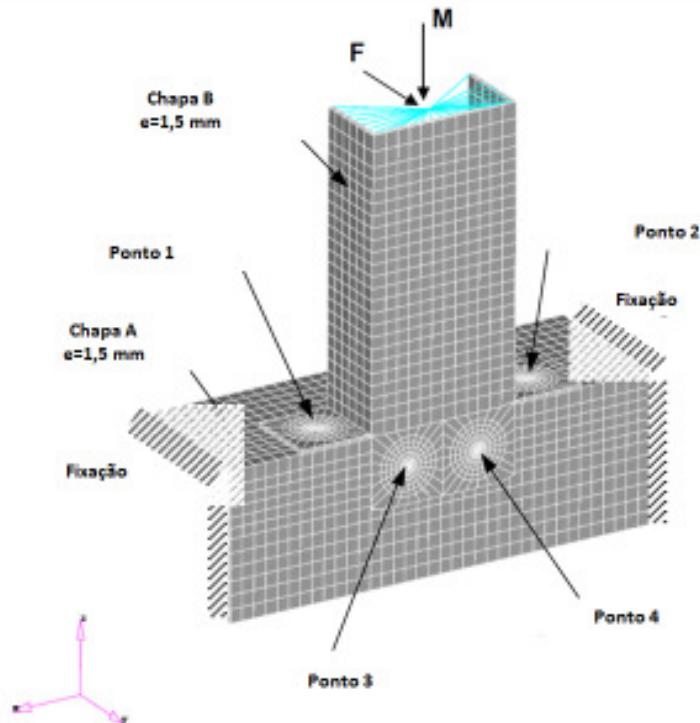


Figura 21 - Ilustração do estudo de degradação proposto por Kuo, Jayasuriya e Wung (2001) - Modelo 1.

Foram estudados os seguintes mecanismos de degradação e o seu impacto na rigidez da junta:

- *Diminuição do diâmetro da pepita*: não foi constatado impacto significativo na rigidez da junta;
- *Micro trincas na interface entre a pepita e a folha de metal*: efeito insignificante, a não ser que, todas as pepitas estejam cercadas por um número grande de microtrincas iniciadas na interface entre as folhas de metal;
- *Mudança nas propriedades do material ao redor da pepita (redução do coeficiente de Poisson)*: a redução tem que ser drástica (maior que 10%) para ter algum impacto sobre a rigidez.
- *Macro trincas de fadiga parcialmente ao redor das pepitas na chapa A e totalmente ao redor das pepitas da chapa B*: as trincas foram induzidas através de alta concentração de tensão que ocorre na região dos pontos 1 e 2 e se propagam pela chapa. A queda de rigidez é significativa quando a degradação é próxima ao total destacamento da chapa base nesses dois pontos;
- *Destacamento do ponto de solda*: foi descoberto que o total destacamento do ponto tem o maior impacto sob a rigidez da junta.

Já no Modelo 2, para examinar a importância da distribuição dos pontos na rigidez da junta, um pilar B e sua fixação ao teto de um veículo real foram estudados. Nesse modelo foram aplicados os seguintes mecanismos:

- Remoção dos pontos de solda mais sujeitos a cisalhamento;
- Remoção dos pontos de solda sujeitos à maior força de tração;
- Remoção dos pontos de solda com menores forças de tração e cisalhamento.

Os pontos de solda sujeitos às maiores forças de tração e cisalhamento, quando removidos, tiveram o maior impacto na rigidez da junta. Por outro lado, os pontos com menores tração e cisalhamento, quando removidos, tiveram o menor impacto na rigidez da junta.

Essas descobertas implicam no fato de que o projeto de uma boa junta é aquele em que a distribuição dos pontos está balanceada de tal forma que nenhum deles esteja sobre carregado em comparação aos outros segundo Kuo, Jayasuria e Wung (2001).

2.3 REPARO EM CARROCERIAS AUTOMOTIVAS: SOLDA TAMPÃO

A soldagem tampão (em inglês, *plug welding*) é a alternativa de reparo para pontos de solda feitos por resistência, porque basicamente, essa solução pode ser usada em qualquer parte da carroceria. Seu uso não é restrito e transmite plena robustez à junta

reparada. Também pode ser usada como uma alternativa para reparos cosméticos de chapas danificadas apenas superficialmente.

A soldagem tampão substitui totalmente o ponto defeituoso anteriormente feito pelo processo por resistência. O processo consiste em fazer um furo na peça, removendo todo material anteriormente soldado (Figura 22), as chapas devem se manter próximas durante todo o processo. É preciso manter a tocha (MIG, MAG ou TIG) em um ângulo reto com relação à superfície, mantendo o fio do arame dentro da área do furo e engatilhando o arco enquanto realiza movimentos circulares com a tocha até o centro do furo (Figura 23 e Figura 24) segundo Durffy e Scharff (2004).

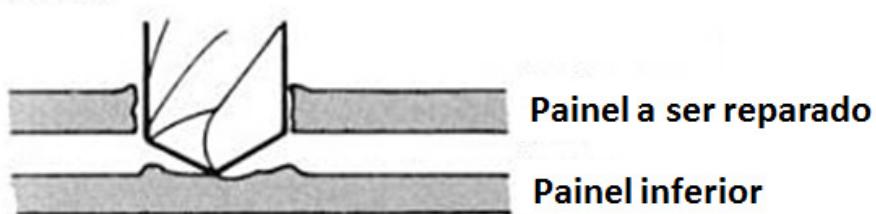


Figura 22 - Ilustração de furo para realizar a solda tampão no lugar onde antes havia uma solda ponto defeituosa segundo Durffy e Scharff (2004).

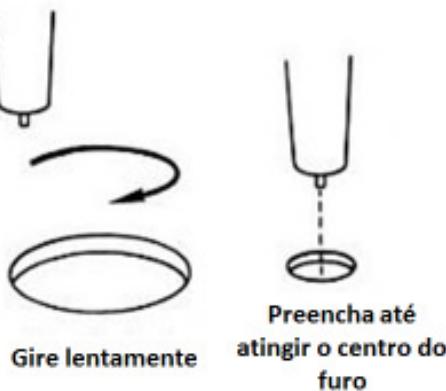


Figura 23 - Ilustração de como é realizado o preenchimento com o arco em uma soldagem tampão segundo Durffy e Scharff (2004).

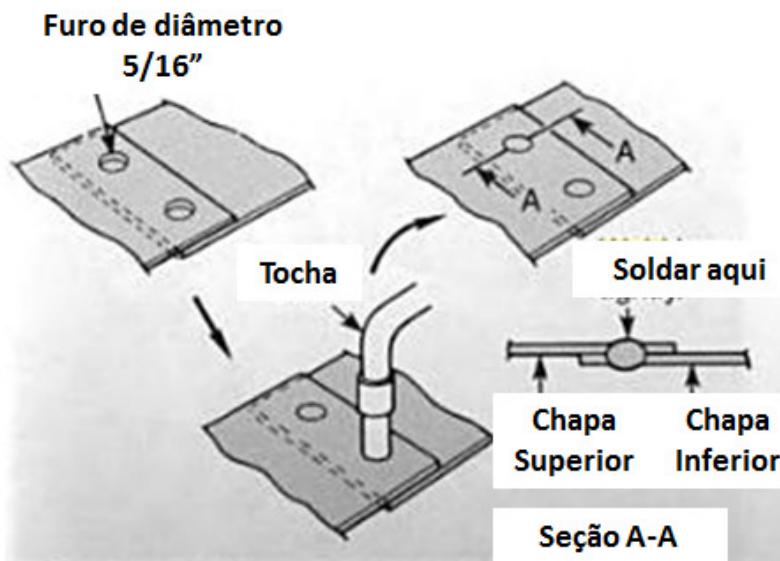


Figura 24 - Sequência do processo de soldagem tampão segundo Durffy e Scharff (2004).

Ao reparar com tampão, é recomendável o uso do dobro do número de pontos e de pepitas com o dobro de diâmetro. O furo punçado ou feito através de máquina furadeira não deve ser maior que o diâmetro da pepita da solda defeituosa. Seguindo as especificações dos fabricantes de veículos, recomendam-se furos de 5 mm a 9 mm.

Começando pela borda do furo, o reparo é feito preenchendo o furo em movimento circular até preencher totalmente o mesmo. Um furo de 8 mm de diâmetro atende a maioria dos reparos devido à colisão. Os furos de diâmetro 5 mm são mais recomendados para chapas muito finas e o diâmetro de 9 mm é mais recomendados para chapas de metais mais pesados. É recomendável lixar a superfície reparada após o reparo, para não ser visível ao consumidor final. A Figura 25 ilustra um reparo com solda tampão em um veículo zero quilômetro sem o devido cuidado com a aparência.



Figura 25 - Exemplo de solda tampão de reparo num veículo zero quilômetro, visível ao consumidor final.

Para o reparo numa união de três chapas (chamada *sanduíche*) em linhas de montagem, cada montadora tem seus próprios procedimentos cuja divulgação é vedada. Em oficinas mecânicas, onde o reparo é em pequena escala, o furo é punçado ou manufaturado em todas as chapas exceto na chapa mais inferior. Os furos são feitos progressivamente menores a cada camada subsequente. Isso é feito para atingir melhor fusão entre as camadas de chapa.

Combinações típicas de furos são: para juntas sanduíche, uma chapa com furo de 9 mm e outra com furo de 8 mm. Para juntas de quatro chapas usam-se furos de 6 mm, 8mm e 9 mm (Figura 26).

Quando a solda MIG é usada para o preenchimento pelo processo solda tampão (Figura 27), é recomendável:

- Seguir as recomendações do fabricante para o tamanho, número e localização das soldas tampão;
- Se esta informação não estiver disponível, duplicar o número de pontos, tamanho e localização dos pontos de solda original, com tampão.

Também é importante lembrar que a soldagem intermitente causa formação de camada de óxido na superfície, o que pode gerar porosidades. Quando isso ocorre, é camada deve ser removida com uma escova metálica segundo Durffy e Scharff (2004).

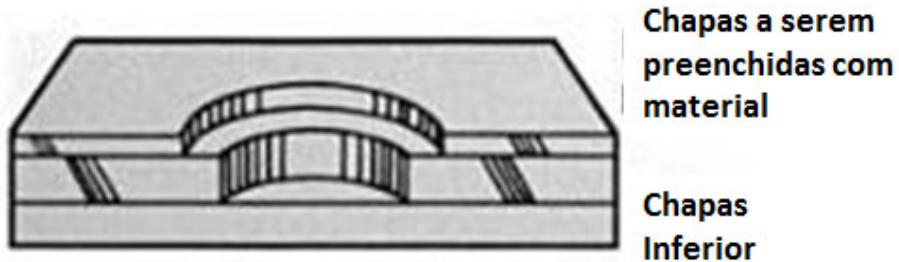


Figura 26 - Preparo para uma junta-sanduíche segundo Durffy e Scharff (2004).

Um arame de diâmetro adequado é fundamental para uma boa solda tampão. Se o comprimento do arame fora da pistola for muito longo, o arame também não vai fundir adequadamente, resultando numa soldagem inferior. A qualidade será melhorada se a pistola for mantida mais próxima da área a ser soldada. É necessário garantir penetração na chapa mais inferior. Uma protuberância redonda do outro lado da chapa é sinal de que a mesma está adequada.

Deve-se deixar a região soldada sujeita ao resfriamento natural. Áreas ao redor da solda não devem ter um resfriamento forçado por correntes de ar ou água. O resfriamento natural evita distorções nas chapas e mantém a rigidez especificada entre elas.

Quando chapas de diferentes espessuras são unidas, um furo maior é feito sempre na chapa mais fina, para assegurar que a chapa mais fina se fundirá primeiramente. Quando unindo chapas de diferentes espessuras, recomenda-se que a chapa de menor espessura esteja no topo.

A soldagem tampão usando um soldador MIG pode requerer uma quantidade mínima de tempo, criando a temperatura mínima para gerar a adesão de todas as chapas. Por outro lado, ao soldar pontos adjacentes, os mesmos não devem ser feitos imediatamente, a área deve resfriar naturalmente antes de se soldar uma região próxima segundo Durffy e Scharff (2004).



Figura 27 - Solda tampão sendo realizada com arco MIG segundo Durffy e Scharff (2004).

Muito do que se sabe sobre reparo em carroceria é baseado unicamente na experiência das oficinas. Este trabalho visa a um estudo sistemático de qual a melhor maneira para se realizar uma solda tampão e como o reparo pode afetar o desempenho do veículo. Para isso, foi escolhida uma composição de três chapas igual a existente em um veículo do mercado (região traseira, Figura 28). O acesso para reparar a junta só pode ser feito por um dos lados devido ao desenho da carroceria, impossibilitando o procedimento de reparo validado pela montadora. Além disso, esse ponto está sujeito à tração, fadiga e corrosão devido a sua proximidade com os amortecedores da tampa traseira.

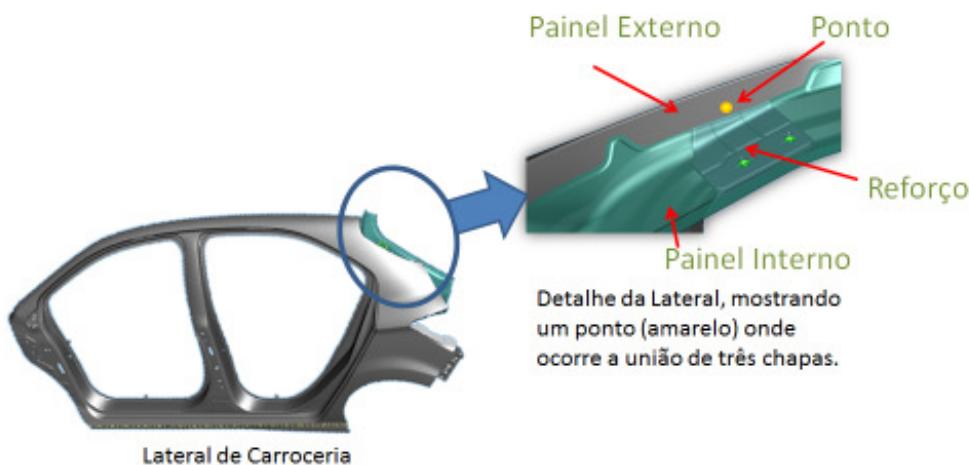


Figura 28 - Região da carroceria onde será estudado o melhor procedimento de reparo para o ponto de união de três chapas, mostrado no detalhe.

Esse estudo é feito com juntas-sanduíches de duas chapas de aços de baixa resistência, com diferentes espessuras, e uma chapa aço convencional de alta resistência (endurecido por cozimento), com espessura menor. Os furos devem ser proporcionais às espessuras perfuradas e as três configurações de reparo possíveis estão ilustradas na Figura 29. Esta pesquisa visa a validar a configuração A como um procedimento válido de reparo, comparando-a com um ponto de solda não reparado. Embora a literatura sugira que a configuração B é a mais resistente, ela não é viável para reparos nas linhas de produção, pois o operador pode errar e perfurar muito mais do que o necessário. Já a configuração C, validada pela montadora, não permite o reparo no caso acima, pois não há acesso de ambos os lados da peça.

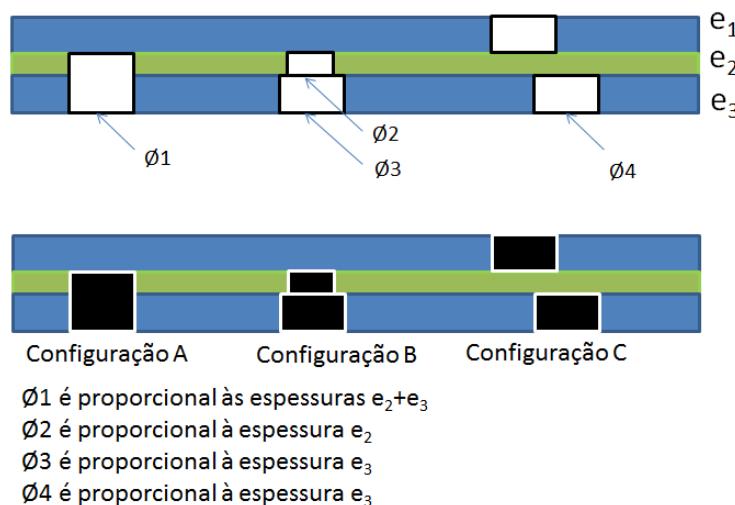


Figura 29 - Três configurações de furos possíveis para o reparo com tampão.

Na ausência de literatura específica, é necessário assumir que uma solda *tampão* feita por processo MIG tem o mesmo desempenho de uma solda MIG aplicada de outras maneiras.

Neste caso, a durabilidade de uma solda MIG no setor automotivo é verificada medindo-se a resistência à torsão e deformação, cargas e tensões suficientemente distantes da área soldada. É suficiente para o teste, uma área que não foi termicamente afetada pela soldagem. Na ausência de informações sobre fadiga para aplicações automotivas, modelos sólidos de solda em aço são utilizados e para as tensões superficiais usa-se uma camada muito fina de elementos bidimensionais para a simulação. Essas tensões são analisadas usando-se uma ferramenta típica para análise de fadiga em folhas metálicas com propriedades que simulam a condição de uma peça soldada. Um fator de cunha pode ser usado para simular as áreas afetadas pelo calor (ZAC). Esses métodos não são confiáveis uma vez que muitas variáveis não são consideradas de acordo com Potukuchi et al. (2004).

Ao se fazer um reparo, é bastante conhecido que devido ao calor altamente localizado e ao resfriamento induzido pelo processo, os maiores efeitos impactantes na fabricação e na integridade da peça podem ser summarizados abaixo:

- As propriedades do material mudam tanto na zona afetada pelo calor quanto no metal de adição, *particularmente nas aplicações de aço de alta resistência*;
- Defeitos de solda, como micro trincas, porosidades e outras descontinuidades, podem se desenvolver;
- Estresses residuais podem atingir magnitudes tão altas quanto o escoamento, impactando diretamente na vida em fadiga;
- Deformações induzida por soldagem não afetam unicamente a manufatura do componente, mas contribui significativamente para a variação dimensional da carroceria montada.

Estimar a vida em fadiga de uma peça reparada é complexo, dispendioso e de longa duração devido a essas complicações fundamentais do processo MIG. Por isso, para evitar uma análise complexa e dispendiosa, tradicionalmente, é usada simulação computacional com a mesma abordagem da solda por resistência (conforme abordado na Seção 2.1.1.3), embora divergências possam ser constatadas também de acordo com Potukutchi et al. (2004).

2.4 CLASSIFICAÇÃO DE AÇOS AUTOMOTIVOS:

Aços automotivos podem ser classificados de diversas maneiras. Uma delas é a designação metalúrgica. Comumente usam-se os termos *aços de baixa resistência (low strength steels*, subdivididos em: *intersticial-livre* e *aços quentes*), *aços convencionais de alta resistência* ou HSS (subdivididos em: *carbono-magnésio*, *endurecidos por cozimento*, *alta resistência com intersticial-livre*, *aços de baixas ligas*) e os recentes *aços avançados de alta resistência* ou AHSS (subdivididos em: *fase dual*, *transformação por plasticidade induzida*, *fase complexa* e *aços martensíticos*). Adicionalmente aos aços de alta resistência para o mercado automotivo, incluem-se também os aços: *ferríticos-bainíticos*, *torcionais plástico-induzidos*, *formados a quente* e *pós-formados com tratamento térmico*.

Um segundo método de classificação é o pela resistência do aço. No entanto, esse trabalho usará os termos HSS e AHSS para todos os aços de alta resistência. Contrariamente, a maior parte da literatura atual define ranges de resistência para classificar os aços. Nesse sistema, os aços de alta resistência convencionais, HSS, são definidos como aqueles cujos limites de escoamento estão entre 210 e 550 MPa e a resistência à tração entre 270 a 700 MPa, enquanto aços de ultra alta resistência, UHSS, aqueles cujos limites de escoamento estão acima de 550 MPa e os limites de tração acima de 700MPa. Esse range arbitrário sugere uma mudança descontínua de formabilidade movendo-se de uma categoria para a outra. Contudo a mudanças das propriedades desses aços formam um contínuo através de um grande leque de resistências. Havendo inclusive muitos aços que têm um leque tão grande de resistência que abrangem simultaneamente as duas classificações.

Um terceiro método de classificação apresenta várias propriedades mecânicas ou parâmetros de conformação, como alongamento total, expoente n de endurecimento ou a razão de expansão do furo. Por exemplo, a Figura 30 compara o alongamento total, propriedade relacionada à conformabilidade, para diferentes tipos metalúrgicos de aço. A Figura 31 ressalta alguns dos novos aços de alta resistência no mercado automotivo. Ambas

as figuras ilustram apenas a comparação relativa a aços de diferentes graus e não as diferentes variações de um mesmo tipo de aço segundo World Auto Steel (2009).

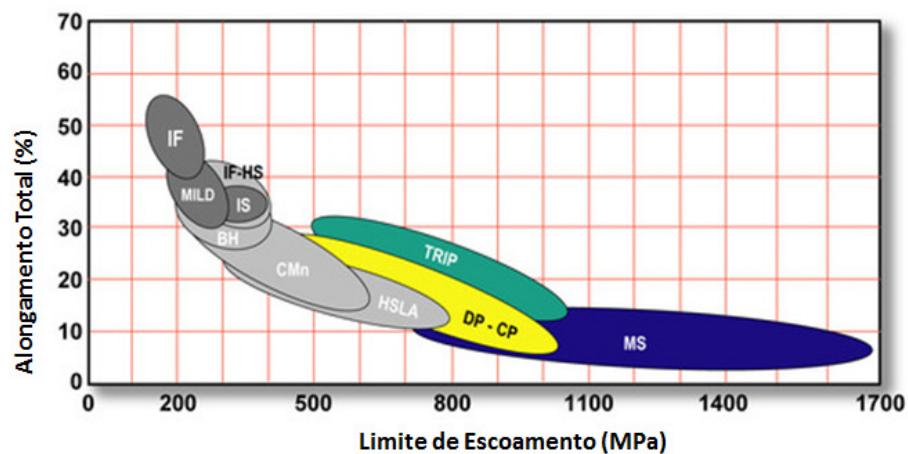


Figura 30 - Comparação entre aços de alta resistência avançada (em cores), aços de baixa resistência (em cinza-escuro) e aços de alta resistência (em cinza-claro) segundo World Auto Steel (2009).

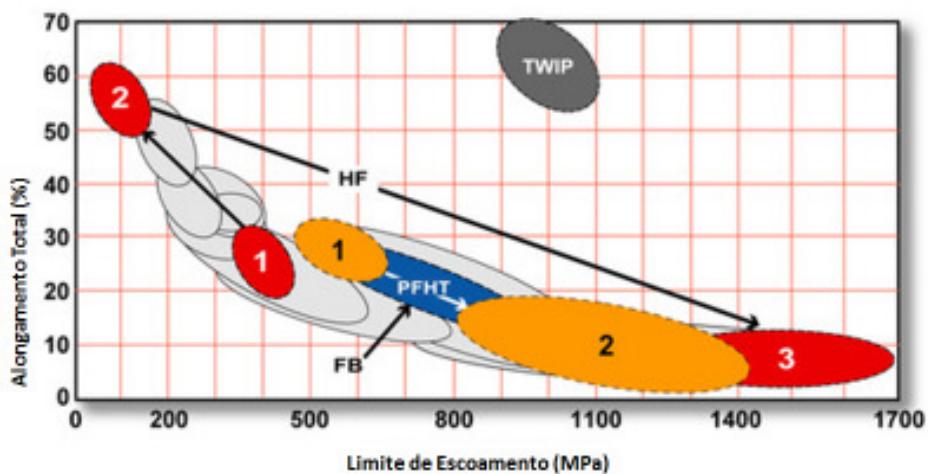


Figura 31 - Esquema dos novos aços de alta resistência utilizando composições químicas, processamentos e microestruturas únicas para ganhar características específicas de propriedades e conformação segundo World Auto Steel (2009).

2.4.1 Aços de alta resistência convencional vs. aços de alta resistência avançada:

A principal diferença entre os aços convencionais de alta resistência e os aços avançados de alta resistência é a microestrutura dos mesmos. Aços convencionais possuem fase única de ferrita. Os aços avançados são primariamente aços multi-fases, que contém ferrita, martensita, bainita e/ou austenita retida em quantidades suficientes para alterar as propriedades mecânicas. Alguns aços avançados têm maior resistência à deformação, resultando num equilíbrio entre ductilidade e resistência superior a aços de resistência

convencional. Outros têm resistência ultra alta e também tem o comportamento de endurecimento por cozimento segundo World Auto Steel (2009).

2.4.1.2 Aços de alta resistência convencional:

Dentre os vários tipos de aços de alta resistência convencional, este estudo é focado em aços endurecidos por Cozimento, porque ele é amplamente utilizado no veículo em questão (Tópico 2.3).

Aços endurecidos por cozimento são aços com alto limite de escoamento e alta resistência à tração.

A composição e o processamento desses aços são projetados para aumentar significativamente o limite de escoamento durante o tratamento térmico à baixa temperatura, particularmente durante a cura da pintura. O aço ganha um adicional de limite de escoamento durante o *endurecimento por cozimento* (BH, sigla em inglês), esse adicional é geralmente maior que 40 MPa. Esses aços oferecem duas vantagens quando comparados a aços convencionais:

- Aumenta a resistência contra impacto em partes expostas, como capô, portas, etc.;
- Possível redução substancial de peso para a mesma resistência equivalente (redução da espessura da chapa devido ao aumento da resistência do aço devido ao tratamento térmico) segundo ArcelorMittal Europe (2012).

Endurecimento por Cozimento (em inglês, *Bake Hardening*) é um fenômeno de envelhecimento controlado relacionado à presença de carbono e/ou nitrogênio numa solução sólida do aço. O parâmetro BH2 é usado para medir o aumento de resistência resultante no aço. Ele é dado por: $BH2 = LYS + 2\%PS$, sendo LYS, o menor limite de escoamento medido após o tratamento térmico e PS, o limite de escoamento medido após 2% de pré-tensão plástica inicial, todas as unidades em MPa. A medida BH2 é um meio confiável e reproduzível de quantificar a dureza e resistência do aço durante um uma catástrofe.

A Figura 32 mostra o mecanismo de endurecimento por cozimento e o reposicionamento dos átomos de carbono durante o tratamento térmico, tipicamente de 170 °C, durante 20 minutos. Esse deslocamento atômico aumenta o limite de escoamento do material. A Figura 33 ilustra microestrutura de um aço BH180 igual ao que está sendo usado neste estudo também segundo ArcelorMittal (2012).

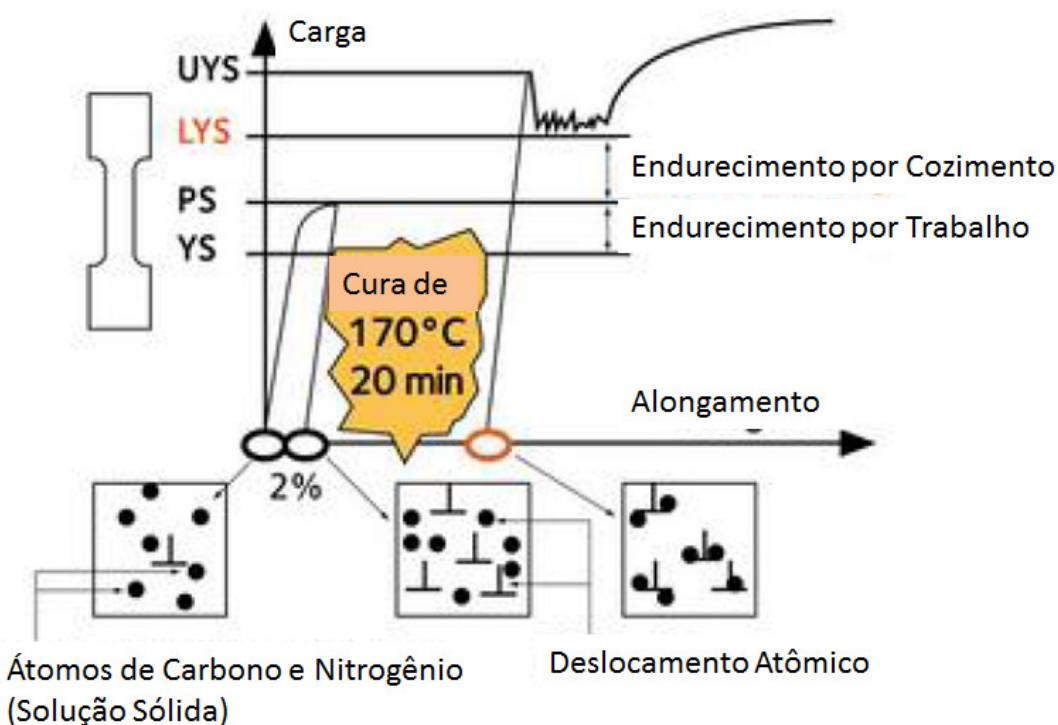


Figura 32 - Diagrama do Efeito BH2 segundo ArcelorMittal Europe (2012)

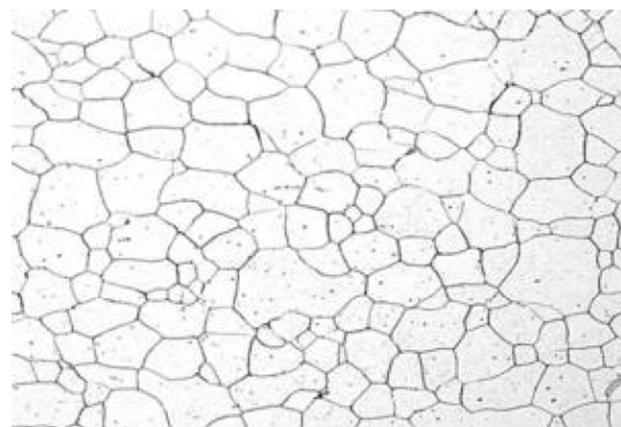


Figura 33 - Microestrutura de um aço BH 180, igual ao usado neste estudo segundo ArcelorMittal Europe (20120.

É importante ressaltar que embora a maioria absoluta dos estudos sobre aços endurecidos por cozimento afirma que eles devem ser cozidos por 20 minutos a 170 °C, a Tata Motors realizou um estudo conclusivo segundo Ghosal et al. (2008) que prova que o melhor tempo e temperatura para otimizar as propriedades do aço são 190 °C durante 25 minutos. Também foi provado que a temperatura acima de 250°C faz decrescer as propriedades do aço. A soldagem atinge mais de 1000°C, logo ela afeta as propriedades do material. A combinação ótima para a máxima resistência também envolve uma pré-tensão de 2% a 3% na peça.

A família de aços endurecidos por cozimento exibe uma boa conformabilidade para todos os modos de deformação. Sua conformabilidade é equivalente aos aços IF (intersticialmente livres) de limites de escoamento similares.

A soldabilidade desses aços é determinada pelos métodos estabelecidos em normas específicas da área. A Tabela 1 mostra exemplos de parâmetros de soldagem por resistência a ponto para alguns aços 180 BH (Ez, eletrogalavanizado e nu, sem revestimento), de espessura 0,75 mm, laminados a frio, muito semelhantes a este caso de estudo, que tem espessura 0,60 mm.

Aço	Corrente de Soldagem (kA)
180 BH Ez	1,4
180 BH nu	1,6

Tabela 1 - Parâmetros de soldagem por resistência a ponto em aços 180 BH.

A resistência à fadiga normalmente é expressa como o limite de resistência (tensão máxima). A Figura 34 ilustra exemplos de resistência à fadiga depois de $5 \cdot 10^6$ ciclos em tensão e compressão a uma taxa de carregamento, $R = 1.0$. Curva Wöhler é o mesmo que método N-S explicado no tópico 2.2.1.3. Observa-se que ambos aços BH exibem o mesmo comportamento.

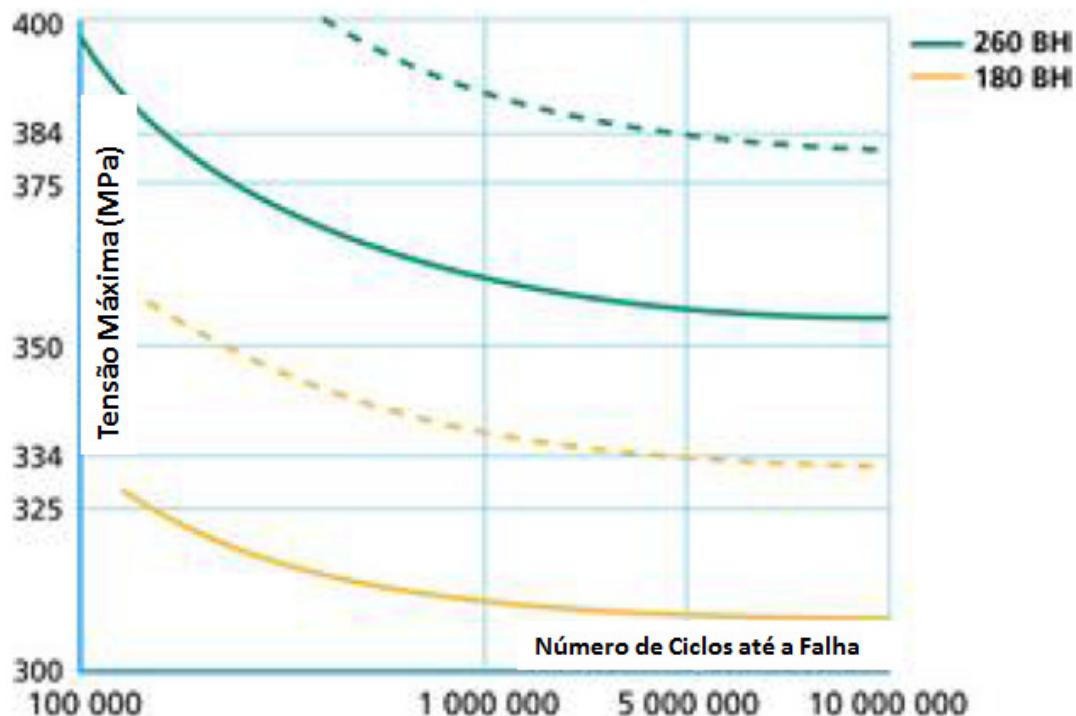


Figura 34 - Curvas Wöhler para aços 180 HB e 260 HB depois de 2% de pré-tensionamento e tratamento térmica segundo ArcelorMittal (2012).

2.4.1.3 Aços de alta resistência avançada:

Os aços de alta resistência avançada disponíveis hoje têm resistência à tração de 300 a 1500 MPa. Estes aços empregam vários mecanismos de endurecimento. Os ranges mais baixos dessa resistência geralmente estão nas soluções sólidas endurecidas, particularmente com adições de fósforo. Graus intermediários são geralmente compostos de aços de fase dual (DP), cuja microestrutura está ilustrada pela Figura 35, usando uma fina estrutura de grãos, mistura das fases ferrita e martensita. Variantes mais modernas incluem os aços de transformação da plasticidade induzida (TRIP), cuja microestrutura e o comportamento em tração estão ilustrados pelas Figura 36 e Figura 37 respectivamente, e aços de fase complexa (CP). Os primeiros usam uma mistura de ferrita e austenita na microestrutura, enquanto os CP empregam diferentes composições da mistura de ferrita, bainita e martensita.

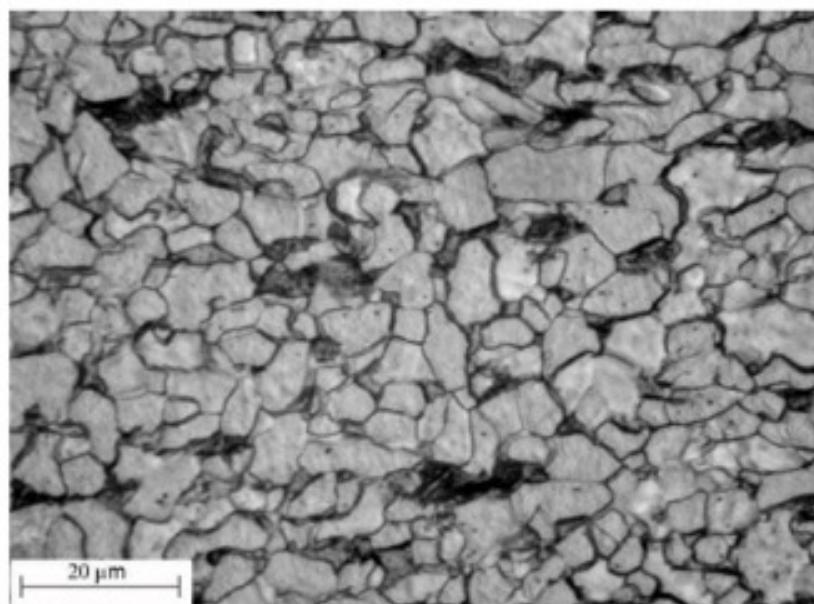


Figura 35 - Fotografia da microestrutura de um aço de fase dual segundo Kuziak, Kawalla e Waengler (2008).

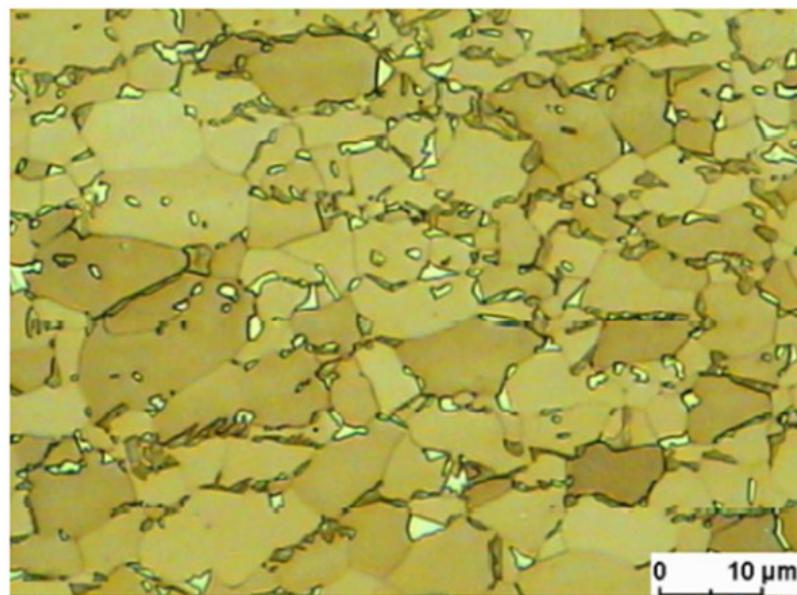


Figura 36 - Fotografia da microestrutura de um aço de transformação plasticidade induzida segundo Kuziak, Kawalla e Waengler (2008).

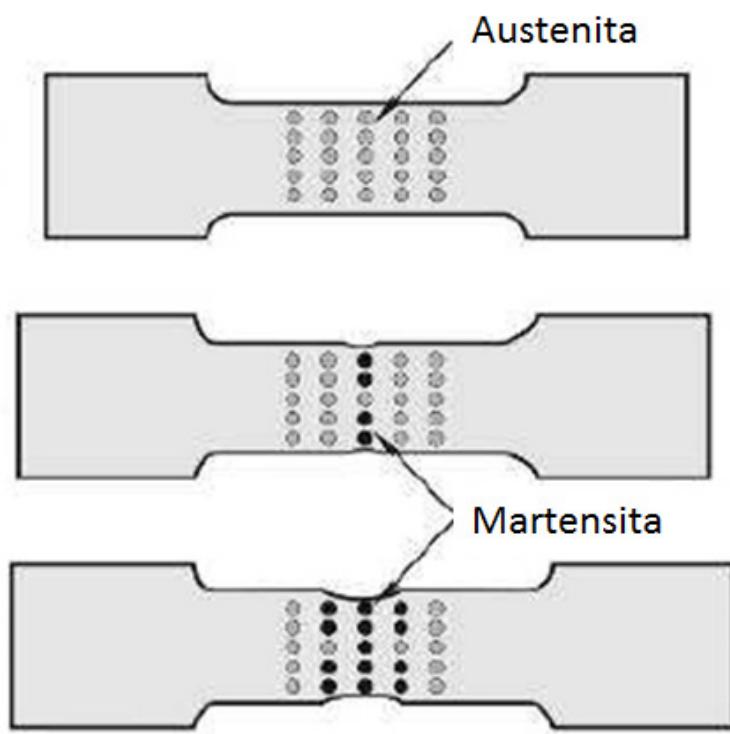


Figura 37 - Comportamento da microestrutura de um aço de transformação plasticidade induzida quando sujeito à tração segundo Kuziakm Kawalla e Waengler (2008).

Esses materiais oferecem avanços consideráveis para a redução de peso veicular. Atualmente a espessura da chapa automotiva está em torno de 0,8 mm, usando AHSS é possível trabalhar com espessuras de 0,6mm. Além disso, a substituição do material das chapas pode representar um aumento da resistência ao impacto e à fadiga, além da redução de peso segundo Gould, Khurana e Li (2006).

Mas a soldagem desses aços continua sendo um desafio. Já foi demonstrado que a falha na solda desses aços em carregamento está intimamente associada à formação de martensita dentro da pepita de solda e que essa formação é consequência direta da velocidade de resfriamento. O estudo de Gould, Khurana e Li (2006) mostrou que esses aços têm um potencial maior de formação de martensita quando o processo de solda é por resistência ou a laser e um potencial um pouco menor para os processos MIG/MAG. Também foi notado que a suscetibilidade à falha nesses aços está mais relacionada ao processo de soldagem do que aos diferentes tipos de AHSS.

2.4.2 Soldagem com chapas de aços dissimilares:

Há escassos estudos sobre a junção de aços BH com outros materiais. O estudo de segundo Hayat (2011) compara as junções feitas com solda por resistência a ponto entre BH e aço intersticial livre (IF) e entre BH e um aço austenítico (SS), alternando o tempo de soldagem. Todas as chapas tinham 0,8 mm de espessura. O presente estudo difere do de segundo Hayat (2011) porque estuda a junção de três chapas e não de apenas duas e considera espessuras diversas de chapas e não se limita a apenas uma.

A capacidade de se soldar através de solda ponto é diferente de material para material. Essa diferença é causada por diferentes propriedades físicas e mecânicas dos materiais. O aspecto de aumentar o tempo de soldagem foi investigado por Hayat (2011) seu primeiro efeito foi constatado no calor imposto a peça. O Gráfico 2 mostra que o calor imposto à junta de BH com SS foi muito superior ao de BH com IF para o mesmo tempo de soldagem. Isso é explicado devido ao fato de que a resistência de um material contra uma corrente elétrica é inversamente proporcional à condutividade elétrica do material. A condutividade elétrica e coeficiente de transmissão de calor nos aços BH e IF estão próximos de $1,42 \cdot 10^{-5} \Omega/\text{cm}$. No entanto a do aço austenítico é muito maior, cerca de $7,20 \cdot 10^{-5} \Omega/\text{cm}$, portanto, exige-se uma imposição de calor muito maior para se realizar a mesma soldagem.

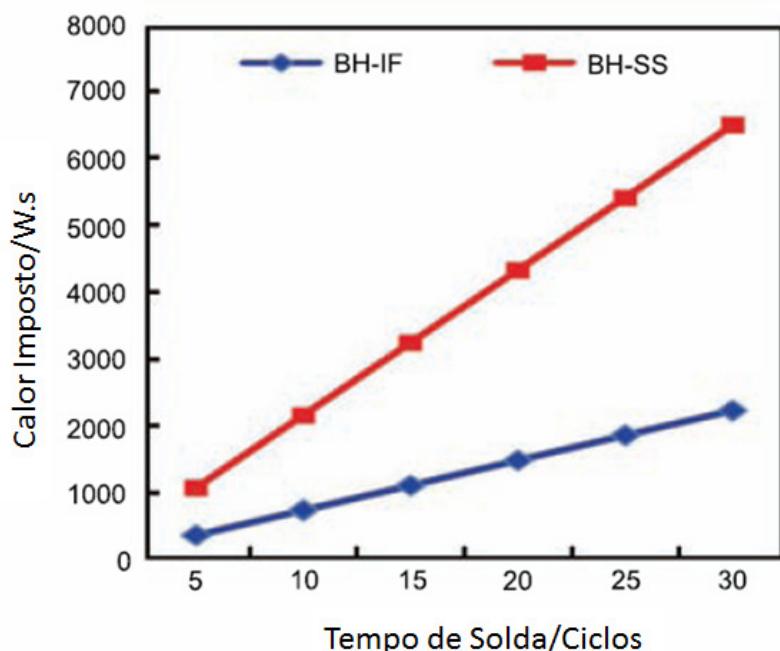


Gráfico 2 - Variação do calor imposto pelo tempo de soldagem segundo Hayat (2011).

Nesse mesmo estudo de Hayat (2011) notou-se que o aço austenítico tinha uma pepita de diâmetro menor que outros aços. A resistência à tração tendeu a aumentar proporcionalmente ao tempo de soldagem *até o limite de 25 ciclos*, a partir deste ponto, os valores decaem. Também foi observado que a junta BH e SS tenderam a resultados um pouco maiores na resistência à tração e maior dureza.

2.5 CARACTERIZAÇÃO MICROESTRUTURAL E MORFOLÓGICA DE UM PONTO DE SOLDA:

Para entender os efeitos da microestrutura no desempenho mecânico da solda, é importante reconhecer as diferenças micro estruturais nas várias regiões do ponto. Isso inclui o *Metal Base* (MB), a *Zona Afetada pelo Calor* (ZAC) e a *Zona Fundida* (ZF).

A ZF surge devido ao aquecimento acima do ponto de fusão, enquanto o material ZAC é constituído de sub-regiões formadas a partir do decaimento progressivo dos ciclos térmicos a partir da fronteira de fusão. Em outras palavras, sabe-se que as temperaturas mais quentes estão no centro (na pepita) do ponto de solda, onde se trabalha acima da temperatura de fusão, surge a ZF. A partir da ZF, há um decréscimo gradual dos ciclos de temperatura. A região que é micro estruturalmente afetada por essas temperaturas é chamada ZAC, ela se divide em várias sub-regiões conforme os ciclos de temperatura. Em algumas dessas sub-regiões, a microestrutura pós-soldada é diretamente dependente da

estrutura do MB. Já no MB em si, os efeitos de transformação microestrutura são menos evidentes, porque os picos de temperatura do ciclo estão muito acima da temperatura crítica (A_{c3}).

É importante desenvolver claramente o entendimento da história térmica dessas regiões e seus efeitos na microestrutura, para entender como esse ponto de solda se comportará na vida útil do veículo segundo Ghosal et al. (2008).

2.5.1 Solidificação da poça de fusão:

A solidificação é uma transformação de fase que ocorre na passagem do estado líquido para o estado sólido, envolvendo uma mudança na estrutura cristalina. É geralmente acompanhada de uma contração no volume, e no caso de ligas metálicas, ocorre também uma mudança de composição química no sólido, devido ao fenômeno de micro e macro segregação. Essa transformação determina as propriedades mecânicas, físicas e químicas, bem como o aparecimento de trincas nas estruturas brutas de fusão. A solidificação dos metais ocorre através de um processo de nucleação, crescimento e redistribuição do soluto, que serão discutidos nos próximos tópicos segundo Wainer (2010).

2.5.1.1 Nucleação:

O núcleo forma-se primeiro e pode crescer ou não dependendo do seu tamanho. Se ele se formar no interior do líquido, sem a interferência de agentes externos, diz-se que a nucleação é homogênea. Caso ela se forme na presença de impurezas, inoculantes ou superfícies externas, como a do molde, a nucleação é denominada heterogênea.

A Figura 38 é a representação esquemática da energia livre por unidade de volume (G_V) em função da temperatura em um metal puro, nos estados líquido e sólido; são mostradas as curvas de energia livre em função do raio do sólido formado. Com o abaixamento da temperatura, ocorre a transformação da fase do estado líquido para o sólido a uma temperatura de solidificação T_s . Essa temperatura é diminuída quanto menor for o raio do sólido formado segundo Wainer (2010).

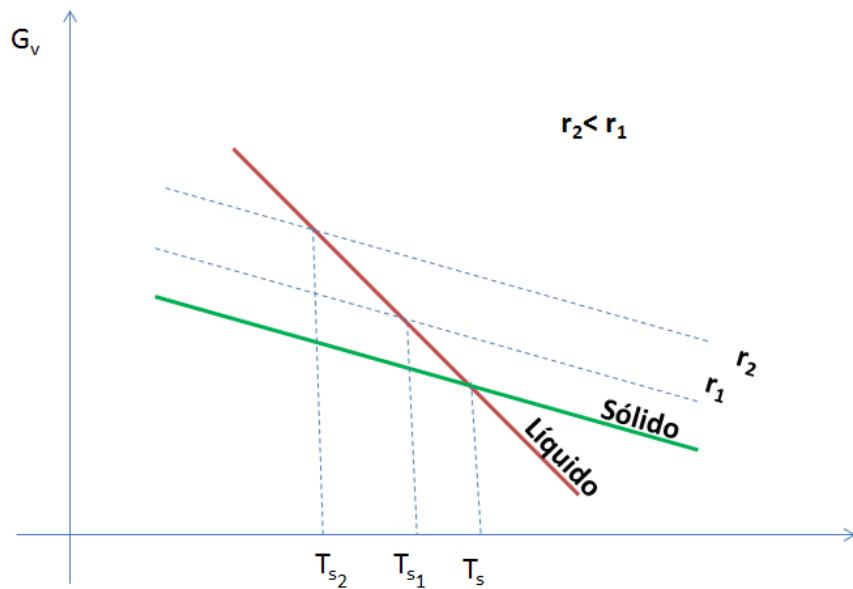


Figura 38- Energia livre por unidade de volume (Gv) em função da temperatura para um metal puro segundo Wainer (2010).

Fazendo-se uma curva de resfriamento, percebe-se que, num metal puro, a solidificação não acontece imediatamente numa temperatura T_s ; o líquido tem que ser super-resfriado para que tenha início a solidificação, como ilustrado pela Figura 39.

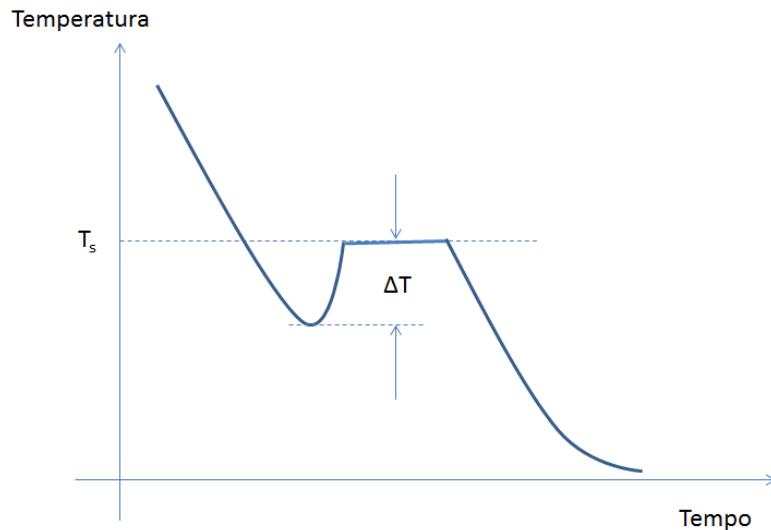


Figura 39 - Curva de resfriamento para um metal puro mostrando o superresfriamento ΔT necessário para o início da solidificação.

A dureza do material soldado está diretamente associada à taxa de resfriamento implícita no processo de soldagem. Essas taxas são difíceis de medir para muitos processos de soldagem no setor automotivo, devido à rapidez da produção em série. Alguns estudos têm demonstrado que a taxa de resfriamento deve ser aproximadamente 10^5 °C/s. O acesso às mudanças micro estruturais a essas taxas de resfriamento é muito difícil. No entanto, nos últimos anos, a decomposição da austenita no aço foi modelada com ferramentas que

permitem prever micro estruturas da soldagem nessas taxas de resfriamento. Essas aproximações são baseadas tanto na termodinâmica do processo quanto na análise do fenômeno em si, e são capazes de prever diagramas da Transformação em Contínuo Resfriamento (CTR) para uma ampla gama de aços e taxas de resfriamento, como ilustrado na Figura 40 segundo Gould, Khurana e Li (2006).

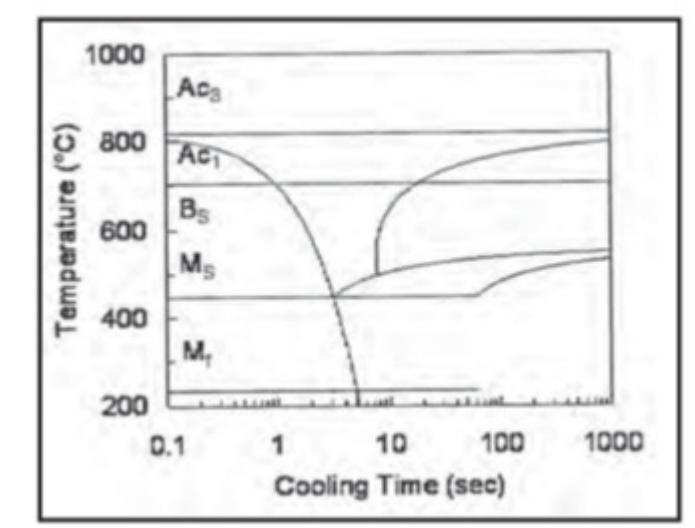


Figura 40 - Diagrama CTS de um aço de alta resistência segundo Gould, Khurana e Li (2006).

2.5.1.2 Crescimento:

A interface sólido/líquido pode ser: atomicamente difusa ou atomicamente plana. A primeira, caso (a), ocorre geralmente na solidificação de metais e ligas; ela apresenta, para o mesmo ΔT , um crescimento contínuo e mais rápido (para o caso de solda ponto por resistência, esse processo acontece nas zonas 2 e 3 da Figura 41). A interface atomicamente plana, caso b, ocorre geralmente na solidificação de não metais; o crescimento pode ser lateral, por degraus e necessita que a nucleação ocorra em duas direções segudno Wainer (2010). O superresfriamento para que ocorra o crescimento é dado por:

$$\Delta T = \Delta T_G + \Delta T_\sigma + \Delta T_K$$

Equação 4 - Superresfriamento necessário para que ocorra o crescimento do grão.

Onde:

ΔT_G = Superresfriamento que ocorre devido ao enriquecimento do soluto no líquido interdendrítico (em °C).

ΔT_σ = Superresfriamento devido ao raio da curvatura (em °C).

ΔT_K = Superresfriamento cinético, considerado desprezível para metais (em °C).

2.5.1.3 Redistribuição do Soluto:

Dada uma ligação composta de dois elementos químicos A e B, de composição C_0 (adimensional), existe uma diferença de composição química entre as partes líquida e sólida, dada por:

$$k = C_S / C_L$$

Equação 5 - Diferença de composição química (adimensional) entre as partes líquida e sólida de uma ligação composta por dois elementos.

O acúmulo do soluto na frente da interface faz com que a temperatura *liquidus* seja mais baixa que o valor registrado em C_0 . Ocorre então um superresfriamento na solidificação, gerado pelo acúmulo de soluto, denominado *superresfriamento constitucional*. Este desestabiliza a superfície plana, fazendo com que cresça uma protuberância na interface sólido/líquido e, consequentemente, a interface deixa de ser plana. Essa instabilidade pode ser gerada por um efeito termodinâmico ou cinético.

O superresfriamento é controlado por:

- C_0 , porcentagem de soluto na liga;
- G , gradiente térmico externo imposto;
- R , velocidade de solidificação, estando essa relacionada com a variação de temperatura *liquidus*.

Se R for muito grande, o resfriamento constitucional é praticamente zero. O mesmo acontece com G , se ele for muito grande, mesmo havendo variação na temperatura *liquidus*, o superresfriamento constitucional tende para zero.

Os parâmetros G e R servem também para determinar o tamanho do espaçamento d entre os braços das dendritas. Um grão é composto de uma única dendrita, que tem milhares de braços ramificados com orientação muito próxima entre si. O espaçamento entre as ramificações determina as propriedades mecânicas da solda.

Na solidificação também ocorrem variações de composição química entre líquido e sólido. A esse fenômeno dá-se o nome de micro ou macrossegregação, quando ocorre em níveis micro ou macroscópicos respectivamente, podendo causar incrustações e porosidades no material segundo Wainer (2010).

2.5.2 Transformações no estado sólido do aço-carbono:

A microestrutura final do metal de solda depende de: teor de elementos de liga; concentração, composição química e distribuição de tamanho de inclusões não metálicas (resultantes da macrossegregação durante o resfriamento); microestrutura de solidificação; tamanho do grão da austenita anterior; e ciclo térmico de soldagem. Esse trabalho é focado

no estudo de juntas multichapas de aços diferentes entre si, consequentemente, com variações das localizações dos elementos de liga (a serem discutidos no próximo tópico), os quais têm impacto direto na microssagração segundo Wainer (2010).

2.5.2.1 Microconstituintes do metal de solda em aços ferríticos:

Os microconstituintes mais comuns e conhecidos na solda são:

- Ferrita primária (*primary ferrite*) = PF – Pode ocorrer em ferrita de contorno de grão (*grain boundary ferrite*) = PF (G) ou como ferrita poligonal intragranular (*intragranular polygonal ferrite*) = PF (I);
- Ferrita acicular (*acicular ferrite*) = AF – É constituída por pequenos grãos de ferrita não alinhados no interior do grão de austenita anterior;
- Ferrita com fase secundária (*ferrite with second phase*) = FS – Pode ocorrer sob duas formas: ferrita com fase secundária alinhada (*ferrite with aligned second phase*) = FS (A) onde ocorrem duas ou mais ripas adjacentes e a relação comprimento/largura é maior que 4:1. Este tipo de ferrita pode ser identificado como ferrita de Windmanstätten (*side plate*) = FS (SP); bainita = FS (B); bainita inferior (*lower bainite*) = FS (LB); ou bainita superior (*upper bainite*) = FS (UB). A outra forma é a ferrita com fase secundária não alinhada (*ferrite with non aligned second phase*) = FS (NA), a qual circunda regiões de ferrita acicular;
- Agregado ferrita/carboneto (*ferrite carbide aggregate*) = FC – Estrutura de ferrita fina e carbonetos, que tanto pode ser uma precipitação interface, como perlita. Se o agregado for identificado como perlita, pode ser distinguido com FC (P);
- Martensita (*martensite*) = M – Este microconstituinte pode apresentar-se sob duas formas: martensita escorregada (*lath martensite*) = M (L) ou martensita maclada (*twin martensite*) = M (T).

Com essa classificação descrita consegue-se fazer a metalografia quantitativa dos diversos microconstituintes presentes no metal de solda e, consequentemente, prever o comportamento mecânico desta segundo Wainer (2010).

2.5.2.2 Ferrita acicular no metal de solda:

A ferrita acicular é um microconstituinte que se forma durante o resfriamento do metal de solda, na faixa de 650 °C a 5000 °C. Ela tem grande efeito nas propriedades mecânicas, sendo o limite de resistência aumentado devido ao tamanho da ripa de ferrita acicular, conforme prevê a relação de Halls-Petch (**Eq. 6**). Esse microconstituinte tem boa

resistência à clivagem, desde que baixo teor de carbono e não seja circundado por ilhas de martensita M ou ferrita de segunda fase. Para melhorar as propriedades mecânicas, a quantidade ideal de ferrita acicular deve estar na faixa de 65 a 80% segundo Wainer (2010).

A relação de Halls-Petch é:

$$\sigma_y = \sigma_0 + \frac{k_y}{\sqrt{d}}$$

Equação 6 - Relação de Halls-Petch.

Nessa expressão, σ_y é o limite de escoamento em MPa, d é o tamanho médio do grão em mm e k_y e σ_0 são constantes relacionadas ao material.

Além disso, a diminuição do tamanho do grão eleva a dureza em várias ligas, sendo possível escrever a relação empírica da seguinte forma:

$$H_y = H_0 + \frac{k_y}{\sqrt{d}}$$

Equação 7 - Equação empírica que relaciona a dureza do material com o tamanho do grão.

Onde H_y é a dureza em Vickers, d é o tamanho médio do grão em mm e H_0 e k_y são constantes relacionadas ao material segundo Osorio et al. (2002).

2.5.2.3 Fatores que influenciam a formação de ferrita acicular:

Entre outros, os fatores que mais influenciam a formação de ferrita acicular são: composição química do metal de solda; tamanho do grão de austenita anterior; velocidade de resfriamento; efeito de inclusões e outros sítios para nucleação.

Da composição química, parte-se do princípio que o elemento químico mais importante na determinação da microestrutura é o carbono. No metal de solda, seu teor deve ser geralmente entre 0,05% e 0,15%, para evitar a formação de martensita. Nesses teores, o carbono tem duas funções: evitar a precipitação intensa de carbonetos e refinar a microestrutura.

A presença de manganês torna a solidificação completamente austenítica, gerando uma microestrutura grosseira no metal de solda. Em teor de cerca de 1%, o manganês aumenta a quantidade de ferrita acicular, resultado que não é influenciado pela presença de oxigênio, desde que estejam em valores baixos, inferiores a 500 ppm. Além disso, o manganês reduz o tamanho da ripa de ferrita acicular, elevando as propriedades mecânicas. Possui também o efeito de baixar a temperatura de decomposição da austenita em ferrita, fazendo com que a temperatura de formação da ferrita primária em contorno de grão acabe ficando abaixo da temperatura de formação da ferrita acicular.

O silício tem um efeito controverso; sua influência é parecida com a do manganês, porém seu maior efeito é no produto de desoxidação do metal de solda. O

alumínio também tem efeito complexo, pois seu teor ideal no metal de solda está relacionado com o potencial de oxigênio do consumível utilizado.

Do tamanho do grão da austenita anterior, sabe-se que este desloca a curva de resfriamento contínuo de um aço. Quanto maior o tamanho do grão, menor a quantidade de contornos de grão por unidade de volume e mais lenta é decomposição da austenita em ferrita.

Da velocidade de resfriamento sabe-se que quanto maior esta, menor a temperatura necessária para ocorrer à decomposição da austenita. Porém existe a tendência de formação de uma estrutura martensítica se a velocidade de resfriamento for demasiadamente elevada segundo Wainer (2010).

2.5.3 Transformações da ZAC:

Ao contrário do metal de solda, na zona afetada pelo calor (ZAC) do metal-base, não se pode mudar a composição química; é necessário empregar-se de aços com teores de carbono e de elementos de liga tais que as propriedades mecânicas do projeto sejam obtidas. Acaba-se tendo numa junta soldada diversas curvas de resfriamento contínuo CRC.

Na Figura 41, cada sub-região numerada representa um tipo de transformação metalúrgica no ponto de solda por resistência.

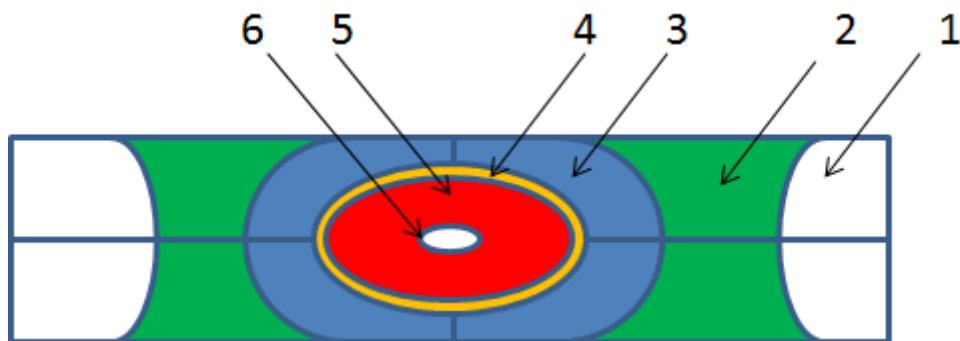


Figura 41 - Transformações metalúrgicas em um ponto de solda por resistência.

Região 1 – Metal Base, não afetada, pois a temperatura típica dessa região durante a soldagem se mantém abaixo de 200 °C, logo nenhuma transformação é ativada e os constituintes microestruturais não são afetados. Os valores de dureza do MB dependem principalmente do percentual de liga e dos processos de manufatura do aço segundo Kuziak, Kawalla e Waengler (2008).

A Zona Afetada pelo Calor se subdivide em:

Região 2 (Figura 41), ou Região Subcrítica (RS) ou Região de Esferoidização de Carbeto, zona onde se forma ferrita e austenita no aquecimento, podendo dar, no resfriamento, perlita e martensita, dependendo da velocidade de resfriamento. Os picos de

temperatura na RS estão abaixo de Ac_1 , para aços de alta resistência isso resulta na têmpera de bainita e ferrita metaestáveis, com eventual aglutinação de carbetas.

Região 3 (Figura 41), *Região Intercrítica* (IC) ou *Região Parcialmente Transformada*, conforme a temperatura atingida, pode haver homogeneização do grão de austenita e/ou crescimento de grão. Se o metal de base estiver encruado, pode haver recristalização. Os picos de temperatura ficam entre Ac_1 e Ac_3 . Para aços de alta resistência, quanto mais altos os picos de temperatura, maior a fração de ferrita dissolvida na austenita. O pós-resfriamento da soldagem, intensificado pelo contínuo resfriamento do eletrodo, pode resultar na transformação intercrítica dos grãos de austenita de volta na estrutura dual ferrita-martensita.

Região 4 (Figura 41), *Região Granular Fina* (GF) ou *Região do Refino do Grão*, onde há reações no estado sólido, difusão de carbono e outros elementos.

Região 5 (Figura 41), *Região Granular Grossa* (GG) ou *Região do Crescimento do Grão*, região fundida com formação de grão equiaxiais.

Nas GF e GG, os picos de temperatura são maiores que Ac_3 , resultando em uma estrutura local totalmente austenizada. Na GF, o pouco tempo acima de Ac_3 limita o crescimento do grão, produzindo uma estrutura ultrafina após o resfriamento. No entanto, as temperaturas em GG estão bem acima de Ac_3 e o crescimento do grão de austenita é facilitado pelo longo tempo a altas temperaturas. Um rápido resfriamento subsequente transforma a austenita em grandes microestruturas de martensita, com a transformação em martensita em função do aumento do grão de austenita segundo Kuziak, Kawalla e Waengler (2008). A Figura 41 ilustra a metalografia dessas regiões em um aço de alta resistência.

Temperaturas na Zona Fundida (*Região 6* da Figura 41) ultrapassa a linha *liquidus*, resultando em metal fundido durante a soldagem. Isso seguido de resfriamento promove uma solidificação epitaxial das dendritas com crescimento direcional através das linhas de centro. Quando os níveis de liga no aço são relativamente altos, a transformação da austenita, a altas taxas de resfriamento, geralmente resulta em martensita ou bainita segundo Kuziak, Kawalla e Waengler (2008).

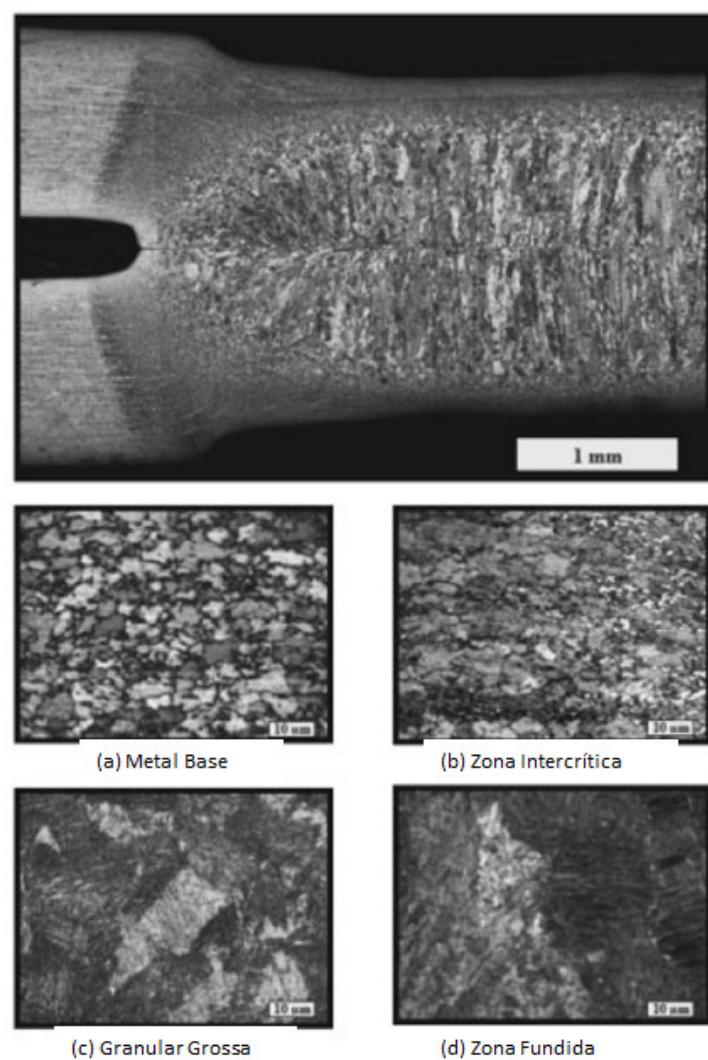


Figura 42 - Metalografia de um aço de alta resistência segundo Kuziak, Kawalla e Waengler (2008).

3.0 MATERIAIS E MÉTODOS:

3.1 CORPOS DE PROVA:

As amostras para testes de tração e cisalhamento para solda ponto e solda MIG tampão foram confeccionadas conforme ISO (2010).

Os corpos de prova foram feitos em condições de produção, usado o mesmo equipamento e os mesmos parâmetros usados para fabricação de veículos protótipos. Foram feitas três configurações de juntas sanduíche, iguais às encontradas em veículos de produção. São estas configurações:

- *Configuração A:* Chapa 2, aço endurecido por cozimento BH180, com espessura de 0,65 mm, Chapa 1 e Chapa 3, aço de baixa resistência com espessura de 1,00 mm;
- *Configuração B:* As mesmas chapas da configuração A, porém com a Chapa 2, entre as outras duas chapas (1 e 3);
- *Configuração C:* Chapa 4, aço de baixa resistência, com espessura de 1,2 mm, mais Chapas 1 e 3, também de baixo carbono, mas com espessura de 1,00 mm.

A Figura 43 ilustra as respectivas configurações adotadas, assim como o comprimento dos corpos de prova. Toda chapa é um retângulo de 70 mm x 30 mm. No total, os corpos de provas montados atingem as dimensões de 100 mm x 30 mm. Todos os corpos de prova (tanto os para ensaio de tração e arrancamento quanto os para análises metalográfica) foram feitos com dimensões iguais em um gabarito de montagem na linha de produção de veículos protótipos, no mesmo dia, com os parâmetros de processo determinados pela empresa e com o mesmo soldador.

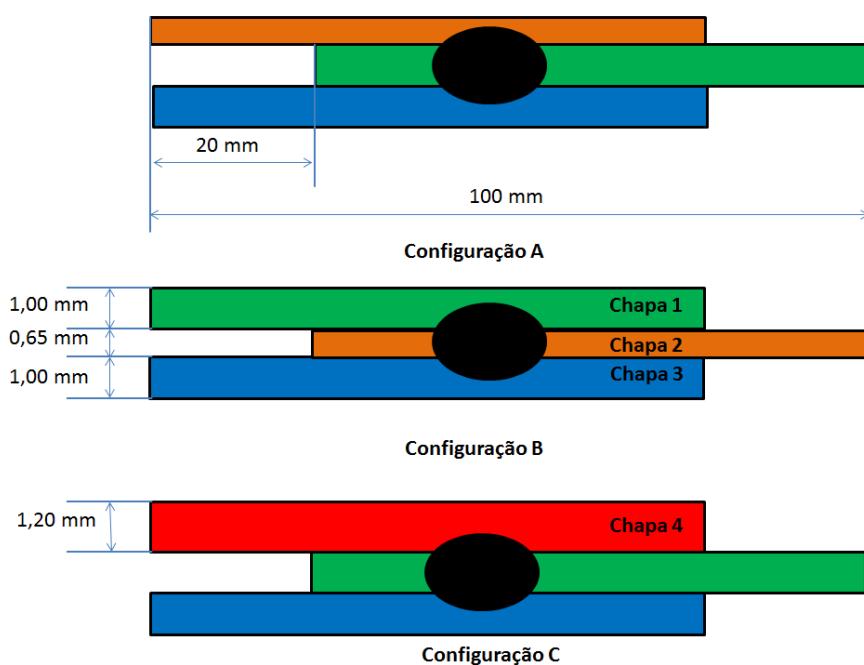


Figura 43 - Configurações montadas para corpos de prova.

A composição química de cada chapa está ilustrada na Tabela 2 e as propriedades físicas estão na Tabela 3.

Chapa	Espessura (mm)	C	Mn	P	S	Al	Si
Chapa 1	1,00	0,10	0,50	0,025	0,020	0,015	-
Chapa 2	0,65	0,06	0,70	0,080	0,025	0,015	0,500
Chapa 3	1,00	0,10	0,50	0,025	0,020	0,015	-
Chapa 4	1,20	0,10	0,50	0,025	0,020	0,015	-

Tabela 2 - Composição química das chapas de aço dos corpos de prova, conforme norma interna da empresa.

Chapa	Coeficiente de Escoamento	Resistência à Tração	Alongamento Total em 50 mm	Alongamento Total em 80 mm	r_m (mín)	r_{90} (mín)	n valor (mín)
Chapa 1	140 a 240 (MPa)	270 a 370 (MPa)	34% mínimo	34% mínimo	-	1,3	0,16
Chapa 2	180 a 240 (MPa)	300 MPa mínimo	35% mínimo	33% mínimo	1,3	-	0,19
Chapa 3	140 a 210 (MPa)	270 a 350 (MPa)	38% mínimo	38% mínimo	1,5	1,6	0,18
Chapa 4	140 a 240 (MPa)	270 a 370 (MPa)	34% mínimo	34% mínimo	-	1,3	0,6

Tabela 3 - Propriedades mecânicas das chapas de aço dos corpos de prova, conforme norma interna da empresa.

Todas as chapas foram laminadas a frio, as chapas 1 e 4 não possuem revestimentos, as chapas 2 e 3 são eletrogalvanizadas.

3.2 CONFECÇÃO DAS AMOSTRAS DE SOLDA POR RESISTÊNCIA:

Os pontos de solda por resistência foram feitos numa máquina manual Düring XP250, semelhante à ilustrada pela Figura 44 (retirada do catálogo do fabricante).



Figura 44 - Máquina Düring de solda ponto por resistência da série X para frequências de 50/60 Hz figura de Düring (2014)

As configurações de soldagem foram às mesmas para todas as configurações de corpo de provas. Foram feitos 10 corpos de provas para cada configuração, totalizando 30 corpos.

Os parâmetros de soldagem foram os recomendados pela empresa para esse tipo de junta no processo de produção:

- Controlador de solda com corrente constante: 60 Hz;
- Pinça de solda com trafo incorporado (trafogun): 54 kVA;
- Tempo de pré-pressão: 40 ciclos;
- Corrente de solda: 10 kA;
- Rampa de subida de corrente: 4 ciclos;
- Tempo de soldagem: 14 ciclos;
- Tempo de pós-pressão: 20 ciclos;
- Força de solda: 260 kgf.

Os eletrodos eram de cobre da marca Nippert e diâmetro nominal 8 mm. Para garantir o posicionamento das três chapas, foi usado um gabarito que fixa as posições de cada chapa, com furo de 12 mm de diâmetro na posição central. O eletrodo inferior, só pôde tocar as chapas passando pelo furo do gabarito. O posicionamento da pistola nos corpos de prova era manual. As configurações A e B não expulsaram material. As chapas C expulsaram um pouco de material na confecção das últimas chapas.

Os corpos de prova foram nomeados com caneta hidrográfica conforme configuração, A, B, C e ordem de fabricação. Por exemplo, a amostra A01, representa a

primeira amostra a ser feita na configuração A e a amostra C10, representa a décima amostra a ser feita na configuração C e assim por diante.

3.3 CONFECÇÃO DAS AMOSTRAS DE PONTOS DE SOLDA REPARADOS:

Os corpos de prova para solda tampão foram feitos nas mesmas configurações da solda ponto (A, B e C). As duas chapas superiores foram perfuradas, sendo que para as configurações A e B, o furo foi de 6 mm e para a configuração C, o furo foi de 8 mm, processo usual quando necessário um reparo na peça durante a produção. Todos os reparos foram feitos sobre uma mesa de borracha, na posição plana, fixando os corpos de prova no mesmo gabarito usado para fazer as soldas pontos.

Como metal de adição foi usado um eletrodo da marca Nippert (Luvata), de 0,9 mm, com revestimento de cobre. De acordo com o catálogo do fabricante Luvata (2014) o eletrodo (material 2.1461), atende as normas DIN1733 (SG-CuSi₃Mn), EN14640 (CuSi₃Mn), a condutividade elétrica é 3-4 Sm/mm², a densidade é 8,5 kg/dm³, temperatura Solidus, 910°C, temperatura Liquidus, 1025°C, resistência à tração 330-370 MPa e dureza 80 – 90 HB. O gás de proteção é uma combinação de 80% argônio e 20% gás carbônico.

A fonte usada é da marca Lincoln Electric Power MIG 350, tensão constante. Ela foi configurada para a função MIG sinérgico. A tensão de trabalho foi 16,5 V e a corrente atingiu em média durante a soldagem 6,5 A. O mesmo soldador fez todos os reparos.

As amostras foram numeradas seguindo a mesma lógica das soldas ponto, mas com os prefixos CTA, CTB, CTC para identificar solda tampão de cada configuração e número representam a ordem em que as amostras foram manufaturadas. Foram feitas 20 amostras de cada configuração. Totalizando 60 amostras.

3.4 PREPARAÇÃO PARA TESTES DE TRAÇÃO:

Os corpos de provas foram tracionados na máquina MTS810, com o cabeçote 647 *Hydraulic Wedge Grip* do mesmo fabricante. Como usual, o teste de tração consiste em fixar as extremidades da peça em garras planas e tracionar descendo o cabeçote inferior a uma velocidade específica. Para garantir que o teste seria feito com a mesma espessura, foram acrescentadas chapas nas áreas faltantes, como ilustra a Figura 45. As peças foram tracionadas a 10 mm/min. No total foram tracionadas, 5 amostras de solda ponto na configuração A, 5 na configuração B e 5 na configuração C. Em todos os testes, o lado em que o corpo de prova está diretamente em contato com a garra ficou para baixo. O mesmo processo foi feito para as amostras com solda tampão.



Figura 45 - Chapas adicionais de mesmo material e espessura (em amarelo), necessárias para realizar teste de tração.

3.5 PREPARAÇÃO PARA TESTE DE ARRANCAMENTO:

Devido à disponibilidade de amostras, foram feitos testes de arrancamento (*peeling*, em inglês) apenas da configuração A. Para realização deste, as bordas das chapas externas foram dobradas perpendicularmente à igual distância do centro do ponto (cerca de 30 mm) e foram presas a mesma máquina de tração sob as mesmas condições, porém com a força sobre o ponto sendo exercida de uma maneira mais realista, similar ao que acontece em veículo, como discutido no Tópico 2.2.1 e ilustrado na Figura 46. A chapa mais fina ficou voltada para cima em todos os testes.

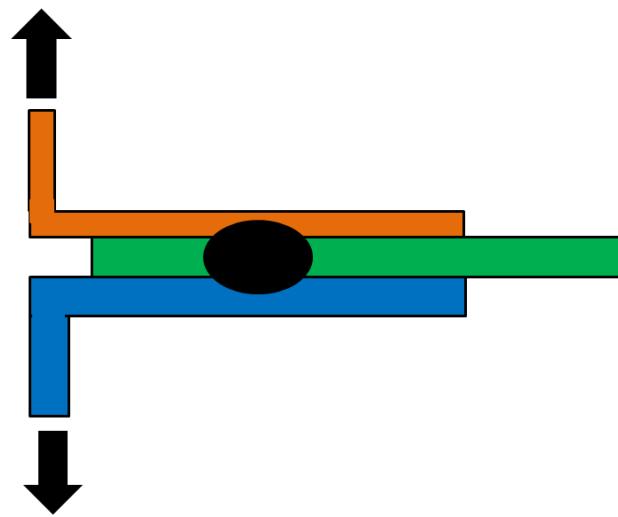


Figura 46 - Configuração do teste de arrancamento.

3.6 PREPARAÇÃO PARA METALOGRAFIA:

Os corpos de prova foram cortados ao meio no sentido paralelo ao lado mais estreito com uma serra de fita (Ergop). Depois foram embutidas com resina verde numa máquina Struers durante 10 minutos. O embutimento visa ao melhor manuseio das amostras. Foi feito o embutimento a quente, cujas etapas são aquecimento da resina até derretê-la, compressão da mesma e resfriamento, resultando em baquelites com as amostras embutidas verticalmente, expondo a região da solda em uma das faces do baquelite. As amostras receberam numerações (A11 à A20, B11 à B20, C11 à C16, P1 à P2). Cada baquelite foi numerado e uma seta indicava a ordem crescente das amostras embutidas nele. Em média, cada baquelite teve 4 amostras embutidas nele. A distribuição dos baquelites segue ilustrada na Tabela 4.

Baquelite	Amostras Embutidas
1	A11,A12,A13,A14
2	A15,A16,A17,A18
3	A19,A20
4	B11,B12,B13,B14
5	B15,B16,B17,B18
6	B19,B20
7	C11,C12,C13,C14
8	C15,C16,P1,P2

Tabela 4 - Amostras embutidas em cada baquelite.

Logo em seguida as amostras foram lixadas (mantendo o giro da lixa perpendicular à seta de cada baquelite) numa máquina rotativa AROTEC, modelo Aropol DB, com lixa 80. Ou seja, fez-se um lixamento plano visando a uma superfície plana com danos mínimos que possam ser facilmente removidos durante o polimento.

Depois as peças foram polidas manualmente numa máquina de giro circular (Stuers), com lixas com abrasivos de diamante. O trabalho manual consistia em mover a peça 90º (com relação à posição da seta) toda vez que o baquelite apresenta todas as marcas no mesmo sentido. Assim, apagando as marcas do sentido anterior, toda vez que se girava o baquelite 90º. As amostras foram polidas nas lixas de 250, 500 e 800. E por último foram deixadas por 30 minutos numa máquina de polimento automático em uma solução de alumina com uma carga aplicada de 25 N. Finalmente as peças foram secas e submetidas a um ataque químico com Nital a 2%, estando prontas assim para ser levadas à lupa (para medições mais grosseiras) e ao microscópio ótico para a metalografia.

3.7 TESTE DE DUREZA:

As medições de dureza foram feitas numa máquina de dureza Vickers. As durezas foram medidas em 7 pontos a partir do metal de base da chapa superior penetrando transversalmente ao ponto ou tampão, atingindo ZAC (Zona Afetada pelo Calor) e a ZF (Zona Fundida) até o metal de base da chapa inferior. A Figura 47 mostra o espaçamento e a posição dos pontos medidos, normatizado conforme ASTM E92.

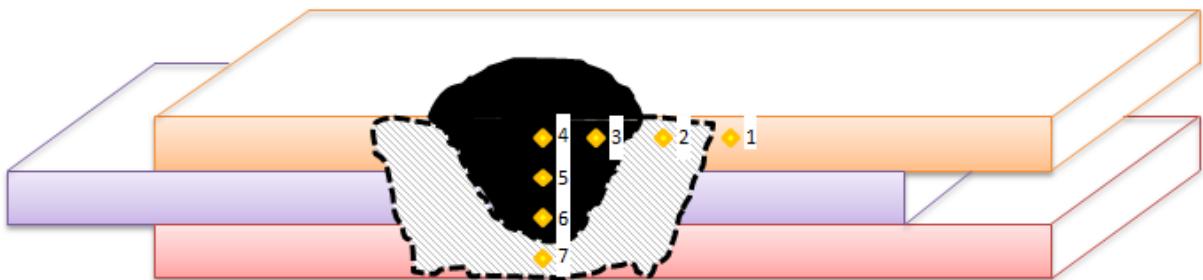


Figura 47 - Ilustração dos pontos onde ocorreu a medição de dureza Vickers nas amostras.

O método Vickers é baseado no princípio de que as impressões provocadas pelo penetrador possuem similaridade geométrica, independente da carga aplicada. Assim, cargas de diversas magnitudes são aplicadas na superfície da amostra, dependendo da dureza a ser medida. O número Vickers é dependente da carga e a área superficial da impressão.

O cálculo da dureza Vickers foi feito manualmente, medindo as diagonais do losango com auxílio do microscópio, de acordo com a fórmula:

D_1 e D_2 : diagonais da impressão do penetrador piramidal (μm)

$F = 9,81$ (N)

$$D = \frac{(D_1 + D_2) \cdot 1000}{2}$$

Equação 8 - Cálculo da Média das Diagonais (m).

$$HV = 0,1891 \cdot \frac{F}{D^2}$$

Equação 9 - Cálculo da Dureza Vickers.

4.0 RESULTADOS E DISCUSSÕES:

4.1 AMOSTRAS DE SOLDA PONTO SUBMETIDAS AO TESTE DE TRAÇÃO:

As amostras de solda ponto foram submetidas ao teste de tração a uma velocidade de 10 mm/min. Dado a uniformidade dos resultados, na maioria dos casos, foram testadas apenas 5 amostras. O gráfico de cada amostra pode ser visto no Apêndice deste trabalho. Devido ao reduzido número de amostras, optou-se pelo modelo T-Student de distribuição estatística. Por definição (**2.5 CARACTERIZAÇÃO MICROESTRUTURAL E MORFOLÓGICA DE UM PONTO DE SOLDA:**), a tensão de escoamento na pepita é de mais de três vezes a do material e as propriedades da zona afetada pelo calor não são homogêneas.

4.1.1 Configuração A:

Para a configuração A, foram feitos testes de tração em 5 amostras de solda ponto, as quais apresentaram ruptura (Figura 48) e/ou deformação (Figura 49) antes do ponto de solda (como mostra a Figura 50).

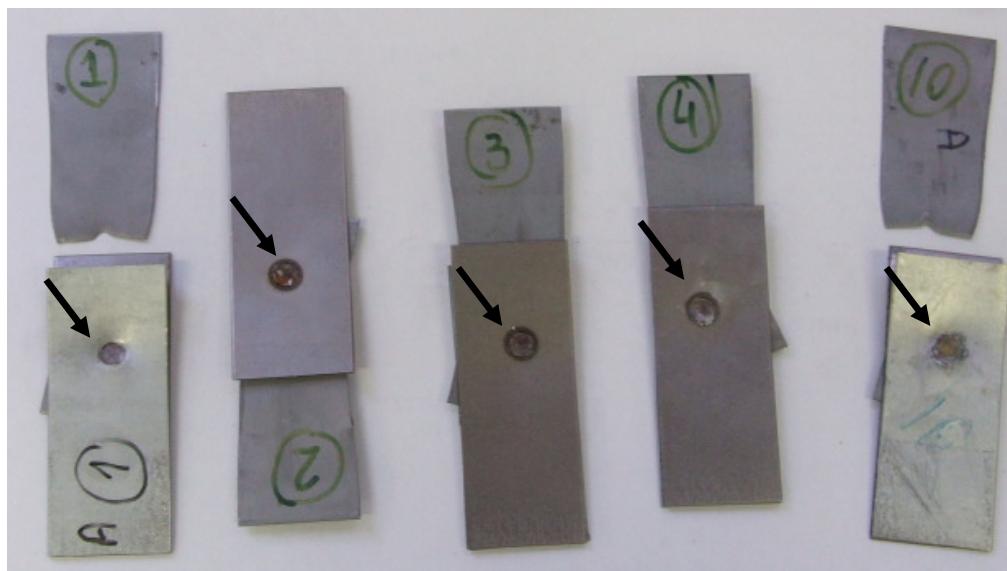


Figura 48 - Amostras de solda ponto na configuração A após teste de tração.

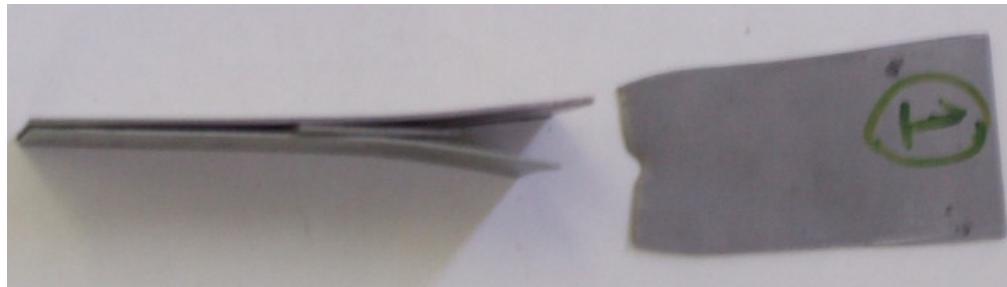


Figura 49 - Amostras de solda ponto na configuração A após teste de tração que rompeu na região próxima à solda.



Figura 50 - Amostras de solda ponto na configuração A após teste de tração que não rompeu na região próxima à solda.

Os resultados do teste de tração estão resumidos na Tabela 5. Conforme o item 3.1, considerando a tensão de ruptura para a chapa do meio igual à média dos extremos aceitos: $\sigma = (270+370) / 2 = 320$ MPa. A área transversal (A_1) da chapa do meio é $A_1 = 1,00$ mm x 30 mm = 30 mm². Logo, pela Equação 10, a tensão de ruptura, apenas da chapa do meio deveria ser $F_1 = 9600$ N. No entanto, trata-se um sanduíche de três chapas, o que deveria ocasionar muito mais robustez ao sistema. As duas outras chapas possuem áreas $A_2 = 0,65$ mm x 30 mm = 19,5 mm² e $A_3=30$ mm². Considerando para a chapa 2 a resistência mínima de 300 MPa e para a chapa 3 a média dos extremos de resistência $\sigma = (270+350) / 2 = 310$ MPa, obtém-se $F_2 = 5850$ N e $F_3 = 9300$ N.

$$\sigma (\text{MPa}) = \frac{F (\text{N})}{A (\text{mm}^2)}$$

Equação 10 - Tensão expressa matematicamente.

Amostra	Tensão de Ruptura (N)	Deslocamento (mm)
A01	8768	8,12
A02	8655	7,08
A03	8659	6,83
A04	8305	6,21
A05	8830	8,21
Mediana	8659	7,08
Média Harmônica	8639	7,21
Média Aritmética	8643	7,29
Variação	41354	0,7405
Desvio Padrão	203	0,8605
CV (%)	2,35%	11,80%
$t_{0,95}$	2,776	2,776
IC _{Inferior}	8391	6,22
IC _{Superior}	8896	8,36
Erro	252	1,0683

Tabela 5 - Condensação dos resultados de tração e deslocamento para amostras de solda ponto na configuração A.

Apesar de ser uma junta de três chapas, o sistema não se configurou em maior robustez, ao contrário, a chapa do meio rompeu com uma força muito menor do que o esperado. A resistência foi próxima à média entre as três chapas.

4.1.2 Configuração B:

Para a configuração B, foram feitos testes de tração em 5 amostras de solda ponto. Ao contrário da configuração A, de imediato, não ficou claro qual a zona afetada. Foi preciso cortar a amostra B01 para ter certeza que a ruptura não foi no ponto de solda e sim na Zona Afetada pelo calor (como mostra a Figura 51).

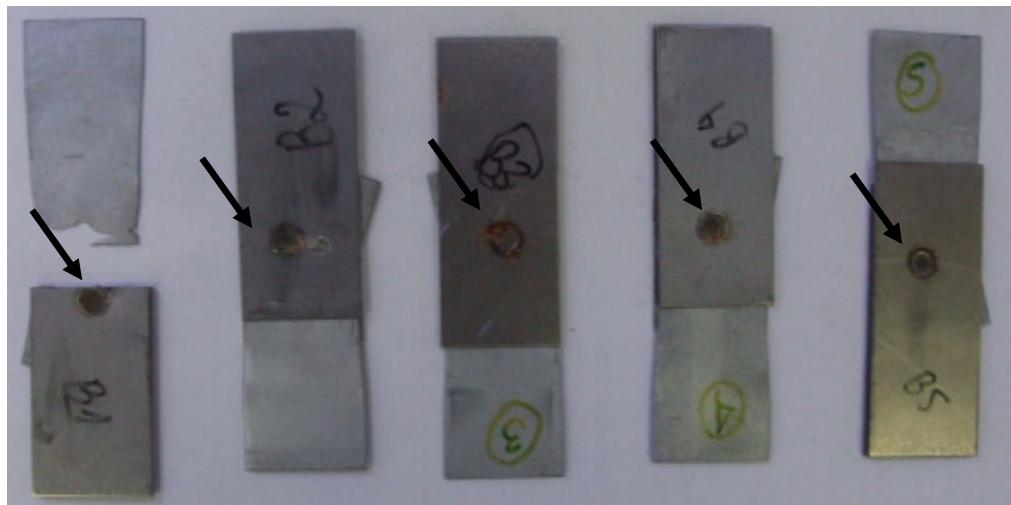


Figura 51 - Amostras de solda ponto na configuração B após teste de tração.

Os resultados do teste de tração estão resumidos na Tabela 6. Conforme o **3.1 CORPOS DE PROVA**: considerando a tensão de ruptura para a chapa do meio igual ao mínimo, $\sigma = 300$ MPa. A área transversal (A_1) da chapa do meio é $A_2 = 19,5$ mm 2 . Logo, pela Equação 10, a força apenas da chapa do meio deveria ser $F_1 = 5850$ N. No entanto, trata-se um sanduíche de três chapas, o que deveria ocasionar muito mais robustez ao sistema. As duas outras chapas possuem áreas $A_1 = A_3 = 30$ mm 2 e resistências de $\sigma = 320$ MPa e $\sigma = 310$ MPa, obtém-se $F_2 = 9600$ N e $F_3 = 9300$ N. Os resultados reais se aproximaram do valor de resistência da chapa do meio. No entanto, observa-se um deslocamento muito menor do que na configuração A.

Amostra	Tensão de Ruptura (N)	Deslocamento (mm)
B01	5908	4,67
B02	5401	3,41
B03	5889	4,62
B04	5951	4,08
B05	5797	3,96
Mediana	5889	4,08
Média Harmônica	5782	4,09
Média Aritmética	5789	4,15
Variação	50267	0,2679
Desvio Padrão	224,20	0,5176
CV (%)	3,87%	12,48%
$t_{0,95}$	2,776	2,776
IC _{Inferior}	5511	3,51
IC _{Superior}	6067	4,79
Erro	278	0,6426

Tabela 6 - Condensação dos resultados de tração e deslocamento para amostras de solda ponto na configuração B

4.1.3 Configuração C:

Para a configuração C, foram feitos testes de tração em 5 amostras de solda ponto. Elas apresentaram o modo de falha desejada, rompendo por destacamento no ponto de solda (Figura 52 e Figura 53).



Figura 52 - Amostras de solda ponto na configuração C após teste de tração.



Figura 53 - Vista lateral das amostras de solda ponto na configuração C após teste de tração.

Os resultados do teste de tração estão resumidos na Tabela 7. Conforme o item 3.1, considerando a tensão de ruptura para a chapa do meio igual, $\sigma = 320$ MPa. A área transversal (A_1) da chapa do meio é $A_1 = 30 \text{ mm}^2$. Logo, pela Equação 10, a força apenas da chapa do meio deveria ser $F_1 = 9600 \text{ N}$. No entanto, trata-se um sanduíche de três chapas, o que deveria ocasionar muito mais robustez ao sistema. As duas outras chapas possuem áreas $A_4 = 36 \text{ mm}^2$ e $A_3 = 30 \text{ mm}^2$ e resistências de $\sigma = 320 \text{ MPa}$ e $\sigma = 310 \text{ MPa}$, obtém-se $F_4 = 11512 \text{ N}$ e $F_3 = 9300 \text{ N}$. Observa-se que a configuração C teve o menor deslocamento e a maior resistência à tração. A resistência do ponto foi maior que a do material de maior resistência.

Amostra	Tensão de Ruptura (N)	Deslocamento (mm)
C01	13593	1,95
C02	12234	1,62
C03	11904	1,12
C04	13329	2,45
C05	12009	2,25
Mediana	12234	1,95
Média Harmônica	12575	1,74
Média Aritmética	12614	1,88
Variação	620761	0,28
Desvio Padrão	787,88	0,5286
CV (%)	6,25%	28,13%
$t_{0,95}$	2,776	2,776
IC _{Inferior}	11636	1,22
IC _{Superior}	13592	2,54
Erro	978	0,6562

Tabela 7 - Vista lateral das amostras de solda ponto na configuração C após teste de tração.

4.2 AMOSTRAS DE SOLDA TAMPÃO SUBMETIDAS AO TESTE DE TRAÇÃO:

As amostras de solda tampão foram submetidas ao mesmo teste de tração, na mesma máquina, com os mesmos parâmetros. Foram testadas 5 amostras de cada configuração. O gráfico de cada amostra pode ser visto no Apêndice I deste trabalho. Assim como no caso das amostras com solda a ponto optou-se por usar a distribuição estatística de T-Student.

4.2.1 Configuração A:

Para as amostras da configuração A, a chapa do meio se deformou durante a tração, mas não se rompeu, como pode ser visto nas Figura 54 e Figura 55. A falha foi no ponto conforme esperado.



Figura 54 - Amostras de solda tampão na configuração A (simulando retrabalho) após teste de tração.



Figura 55 - Amostra de solda tampão na configuração A (simulando retrabalho) após teste de tração mostrando a deformação na zona próxima a solda.

A Tabela 8 mostra a consolidação dos resultados obtidos. Nota-se que o resultado foi inferior à resistência isolada de qualquer uma das três chapas, assim como no caso da solda a ponto. Isso induz a crer que a configuração onde a chapa mais fina fica por cima (a configuração mais comum em automóveis) é a menos resistente a tração. Nota-se também que a dispersão da solda tampão (3,50%) foi ligeiramente superior à dispersão da solda ponto (2,35%), devido principalmente ao fato de que a solda tampão depende mais da habilidade manual do soldador, além de ter mais variáveis.

Amostra	Tensão de Ruptura (N)	Deslocamento (mm)
CTA01	6839	4,62
CTA02	6766	4,96
CTA03	6363	4,29
CTA04	6951	6,58
CTA05	6917	4,08
Mediana	6839	4,62
Média Harmônica	6760	4,77
Média Aritmética	6767	4,91
Variação	56106	0,9882
Desvio Padrão	236,87	0,9941
CV (%)	3,50%	20,26%
$t_{0,95}$	2,776	2,776
IC _{Inferior}	6473	3,67
IC _{Superior}	7061	6,14
Erro	294	1,2341

Tabela 8 - Consolidação dos resultados das amostras de solda tampão (A) sujeitas à tração.

4.2.2 Configuração B:

As amostras na configuração B apresentaram comportamento idêntico a da configuração A, como pode ser visto nas Figura 56 e Figura 57.

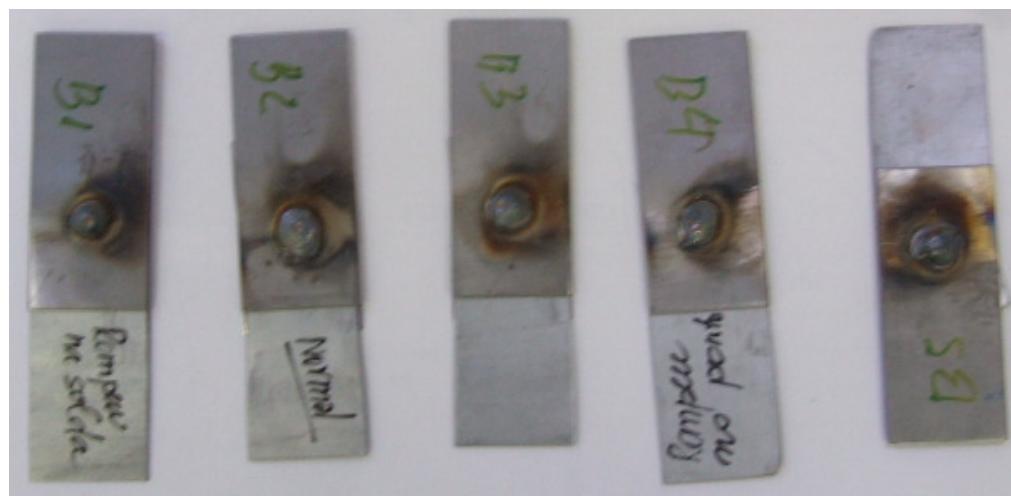


Figura 56 - Amostras de solda tampão na configuração B (simulando retrabalho) após teste de tração.



Figura 57 - Amostra de solda tampão na configuração B (simulando retrabalho) após teste de tração mostrando a deformação na zona próxima a solda.

A Tabela 9 mostra a consolidação dos resultados obtidos. Nota-se que os resultados apresentaram uma dispersão muito alta (19,88%), muito acima do aceitável para um reparo. Isso pode ser devido às variações do operador.

Amostra	Tensão de Ruptura (N)	Deslocamento (mm)
CTB01	4059	5,08
CTB02	6006	3,79
CTB03	5807	2,96
CTB04	4258	6,64
CTB05	4145	2,70
Mediana	4258	3,79
Média Harmônica	4712	3,79
Média Aritmética	4855	4,23
Variação	931404	2,6734
Desvio Padrão	965,09	1,6351
CV (%)	19,88%	38,61%
$t_{0,95}$	2,776	2,776
IC _{Inferior}	3657	2,21
IC _{Superior}	6053	6,26
Erro	1198	2,0299

Tabela 9 - Consolidação dos resultados das amostras de solda tampão (B) sujeitas à tração.

4.2.3 Configuração C:

As amostras na configuração C apresentaram uma deformação maior que as outras configurações, sendo que, ao contrário das outras, a deformação foi maior nas

chapas externas do que na interna, provavelmente porque a chapa interna é a mais grossa. As Figura 58 e Figura 59 mostram claramente que o rompimento foi na zona fundida.

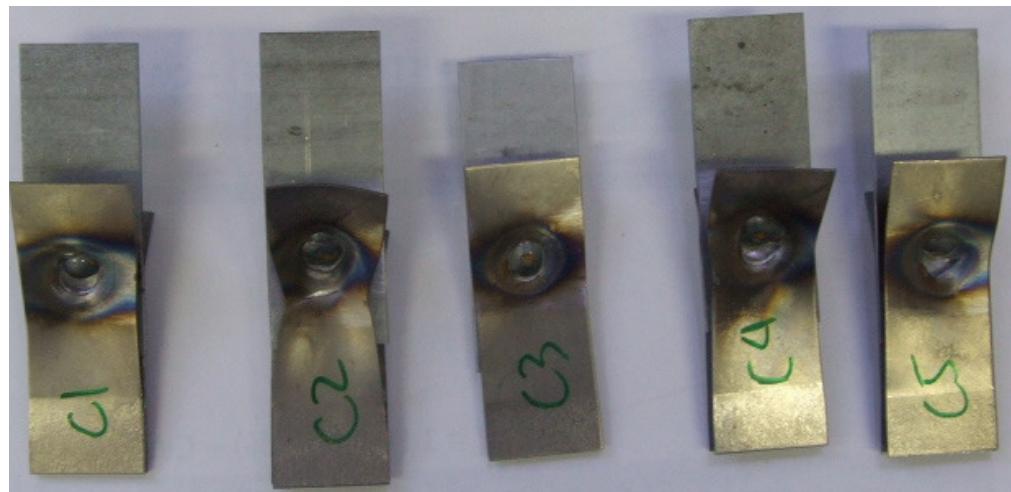


Figura 58 - Amostras de solda tampão na configuração C (simulando retrabalho) após teste de tração.



Figura 59 - Vista lateral das amostras de solda tampão na configuração C (simulando retrabalho) após teste de tração.

Amostra	Tensão de Ruptura (N)	Deslocamento (mm)
CTC01	14075	5,21
CTC02	14701	6,50
CTC03	11818	3,96
CTC04	14225	6,00
CTC05	12894	3,66
Mediana	14075	5,21
Média Harmônica	13457	4,82
Média Aritmética	13543	5,06
Variação	1371778	1,5343
Desvio Padrão	1171,23	1,2387
CV (%)	8,65%	24,46%
$t_{0,95}$	2,776	2,776
IC _{Inferior}	12089	3,53
IC _{Superior}	14997	6,60
Erro	1454	1,5377

Tabela 10 - Consolidação dos resultados das amostras de solda tampão (C) sujeitas à tração.

A Tabela 10 mostra a consolidação dos resultados obtidos para a configuração C. Nota-se que os resultados apresentaram uma dispersão um pouco mais alta (8,65%) que a solda ponto (6,25%), compatível com as variações de processo. Observa-se que todas as soldas tiveram dispersão maior que as soldas ponto.

4.2.4 Cálculo da Resistência para solda tampão:

Segundo a segundo Valenciani (1997), NBR 8800, as soldas de tampão em furos ou rasgos podem ser usadas para transmitir forças paralelas às superfícies de contato, em ligações por sobreposição, ou o que é mais frequente, não serem admitidas como solda estrutural, sendo especificadas apenas para impedir a flambagem ou a separação das partes sobrepostas. Este tópico foi inteiramente baseado na tese de mestrado de também segundo Valenciani (1997).

A resistência de soldas de tampão é baseada na área do plano de cisalhamento entre as partes conectadas. De acordo com Valenciani (1997) a NBR 8800 e o AISC/LRFD 93 presentam a resistência de cálculo de soldas de tampão, admitindo como solicitação resultante o cisalhamento na seção efetiva. Desta forma, dois estados limites são aplicáveis:

Ruptura da solda na seção efetiva:

$$\varphi R_n = \varphi \cdot A_w \cdot 0,60 \cdot f_w$$

Equação 11 – Equação de ruptura da solda na seção efetiva.

Onde:

$$\varphi = 0,75;$$

A_w = área efetiva da solda de tampão que deve ser tomada como área do furo;

f_w = resistência do eletrodo de solda.

Conforme discutido no tópico 3.3, $f_w = (330+370)/2 = 350$ MPa.

As áreas são:

$$A_{wA} = A_{wB} = 6(\text{mm}) \cdot 1,65(\text{mm}) = 9,9 \text{ mm}^2$$

$$A_{wC} = 8(\text{mm}) \cdot 2,2(\text{mm}) = 17,6 \text{ mm}^2$$

$$\varphi R_n = 0,75 \cdot 9,9 \cdot 10^6 \cdot 0,6 \cdot 350 \cdot 10^6$$

$$\varphi R_n = 1559 \text{ N} \text{ (para as configurações A e B)}$$

$$\varphi R_n = 2772 \text{ N} \text{ (para a configuração C)}$$

Como a ruptura das peças tracionadas não foi na seção efetiva, estes resultados são claramente divergentes dos encontrados, conforme esperado.

Escoamento do metal de base na face de fusão:

$$\varphi R_n = \varphi \cdot A_{MB} \cdot 0,6 \cdot f_y$$

Equação 12 – Equação do escoamento do metal de base na face de fusão.

onde:

$$\varphi = 0,9$$

A_{MB} = área teórica da face de fusão

Considerando a área afetada pelo calor, como mostrado no tópico 4.6.1:

$$A_{wA} = A_{wB} = 10(\text{mm}) \cdot 2,65(\text{mm}) = 26,5 \text{ mm}^2$$

$$A_{wC} = 12(\text{mm}) \cdot 3,2(\text{mm}) = 38,4 \text{ mm}^2$$

$$\varphi R_n = 5008 \text{ N} \text{ (para as configurações A e B)}$$

$$\varphi R_n = 7275 \text{ N} \text{ (para a configuração C)}$$

Observa-se que os resultados alcançados para a configuração A e B são 6767N e 4855N, respectivamente +35% e -5%, que o resultado teórico encontrado. Para o caso da configuração C, o resultado encontrado (13543N) é 86% maior que o resultado teórico. Este não é o procedimento de cálculo adequado para este tipo de junta com esta espessura de chapa.

Segundo o Valenciani (1997), o EUROCODE 3 determina a resistência de cálculo de uma solda de tampão em furo ou rasgo deve ser tomada como:

$$F_{w,Rd} = f_{vw,d} \cdot A_w$$

Equação 13 - Cálculo da resistência da solda tampão segundo Valenciani (1997).

onde:

$f_{vw,d}$ = resistência de cálculo ao cisalhamento da solda;

A_w = área efetiva da solda de tampão que deve ser tomada como a área do furo.

De acordo com Valenciani (1997), o AISC/ASD apresenta as tensões admissíveis para soldas de filete, de chanfro e de tampão, admitindo fator de segurança $FS = 2$. De acordo com a mesma norma, para solda tampão em furo o rasgo, considera-se cisalhamento (soma vetorial) na seção efetiva paralela às superfícies de contato 0,30 f_w , excetuando-se a tensão de cisalhamento no metal de base, que não deverá exceder 0,40 f_y . Encontra-se a nota: *Metal de solda com um nível de resistência igual ou inferior que o metal de solda compatível é permitido.* No presente caso, o metal de solda tem uma resistência aproximadamente igual ao material de base.

$F_{w,Rd} = 1040 \text{ N}$ (Configurações A e B - cisalhamento);

$F_{w,Rd} = 1848 \text{ N}$ (Configuração C - cisalhamento);

Como aqui se trata de cisalhamento, o resultado encontrado (933N) foi 10% menor que o de resultado teórico (1040N) mostrando que a norma não é suficientemente conservativa.

4.3 COMPARANDO TESTES DE TRAÇÃO E CISALHAMENTO PARA CONFIGURAÇÃO A:

Como o teste de tração isoladamente não representa as solicitações veiculares, também foi feito o teste de cisalhamento, conforme discutido no item 3.5 deste trabalho. As Tabela 11 e Tabela 12 mostram os resultados de tração e arrancamento (cisalhamento) respectivamente para amostras de solda ponto (A01- A10) e solda tampão (CTA01-CTA10). O tópico 2.2.1.1, afirma que: *um ponto em carga sujeita à tração, falha com uma carga menor que um ponto sujeito a cisalhamento segundo Donders et al. (2005) [...] já foi provado que a carga de falha por tração corresponde a 74% da carga até a falha por cisalhamento segundo Chao (2003).* Porém para os casos de solta a ponto, a falha por cisalhamento (975N) ocorreu a 11% da falha por tração (8643N) e para os casos de solda tampão a falha por cisalhamento (933N) ocorreu a 13% da falha por tração (6760N).

Devido ao tamanho pequeno das amostras ($n = 5$), optou-se pela distribuição t - *Student* com probabilidade de 95% para o estudo estatístico dos resultados (Equação 14,

Equação 15 e Equação 16). A dispersão foi medida pelo coeficiente percentual de variação (Equação 10).

$$CV(\%) = \frac{\hat{\sigma}}{\bar{X}} \cdot 100\%$$

$\hat{\sigma}$ = desvio padrão amostral

\bar{X} = média aritmética amostral

Equação 14 - Fórmula do coeficiente de variação percentual.

$$T = \frac{\bar{X} - \mu}{\hat{\sigma} / \sqrt{n}} \sim t_{n-1}$$

μ = média populacional

n = tamanho da amostra

Equação 15 - Fórmula da ‘estatística’ em distribuição t - Student.

$$P(t < T < -t) = \lambda$$

Para $\lambda = 95\%$, com 4 graus de liberdade, $t = 2,776$

Equação 16 - Equação da probabilidade em uma distribuição t - Student.

$$(\bar{X} - t \frac{\hat{\sigma}}{\sqrt{n}}, \bar{X} + t \frac{\hat{\sigma}}{\sqrt{n}})$$

Equação 17 - Intervalo de confiança (limite inferior; limite superior) para uma distribuição t-Student.

Amostra	Tensão de Ruptura (N)	Amostra	Tensão de Ruptura (N)
A01	8768	CTA01	6839
A02	8655	CTA02	6766
A03	8659	CTA03	6363
A04	8305	CTA04	6951
A05	8830	CTA05	6917
Mediana	8659	Mediana	6839
Média Harmônica	8639	Média Harmônica	6760
Média Aritmética	8643	Média Aritmética	6767
Variação	41354	Variação	56106
Desvio Padrão	203	Desvio Padrão	236,87
CV (%)	2,35%	CV (%)	3,50%
$t_{0,95}$	2,776	$t_{0,95}$	2,776
IC _{Inferior}	8391	IC _{Inferior}	6473
IC _{Superior}	8896	IC _{Superior}	7061
Erro	252	Erro	294

Tabela 11 - Resultados dos testes de tração para amostra de solda ponto e de solda tampão para a configuração A.

Amostra	Tensão de Ruptura (N)	Amostra	Tensão de Ruptura (N)
A06	814	CTA06	1065
A07	1156	CTA07	1013
A08	857	CTA08	829
A09	1120	CTA09	786
A10	839	CTA10	973
Mediana	857	Mediana	973
Média Harmônica	935	Média Harmônica	921
Média Aritmética	957	Média Aritmética	933
Variação	27657	Variação	14479
Desvio Padrão	166,30	Desvio Padrão	120,33
CV (%)	17,37%	CV (%)	12,89%
$t_{0,95}$	2,776	$t_{0,95}$	2,776
IC _{Inferior}	751	IC _{Inferior}	784
IC _{Superior}	1164	IC _{Superior}	1083
Erro	206	Erro	149

Tabela 12- Resultados dos testes de arrancamento para amostra de solda ponto e de solda tampão para a configuração A.

Observando as Tabela 11 e Tabela 12, nota-se que:

Em uma condição ideal onde as chapas só estivessem sujeitas a forças crescentes e alternadas de tração e cisalhamento (desprezando os efeitos de fadiga), elas falhariam primeiro por arrancamento.

Pois, apesar da alta dispersão dos resultados (CV>10%), o intervalo de confiança para arrancamento são consideravelmente inferiores aos de tração e não se sobrepõe aos mesmos (Figura 60 e Figura 61).

Analizando apenas o arrancamento (Figura 60), não é possível determinar qual tipo de solda falhará primeiro em arrancamento (solda ou tampão) com 95% de probabilidade, pois seus intervalos se sobrepõem. A tendência é que a solda ponto falhe mais vezes primeiro que a tampão, pois a sua dispersão é maior (CV=17,37%) e sua mediana (857N) é menor do que a da solda tampão (973N).

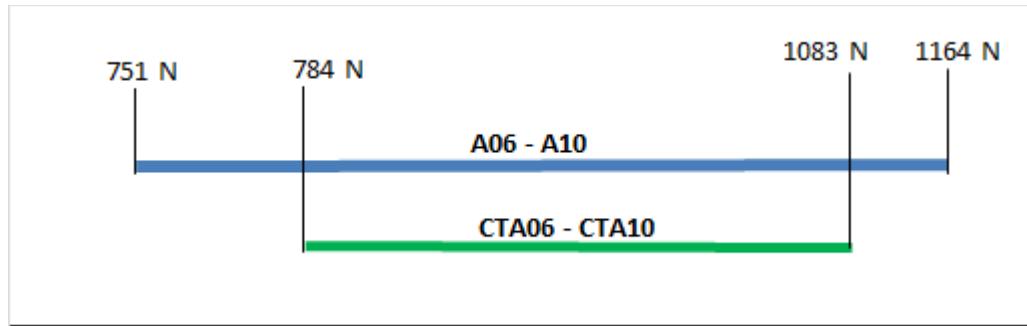


Figura 60 - Sobreposição dos intervalos de confiança para teste de arrancamento em soldas ponto e tampão.

Analizando apenas a tração (Figura 61), fica claro que a solda tampão falhará sempre antes da solda ponto, pois seu limite superior (7061N) é 16% menor do que o limite inferior da solda ponto (8391N). Essa diferença é maior que a margem de erro da distribuição t - Student.

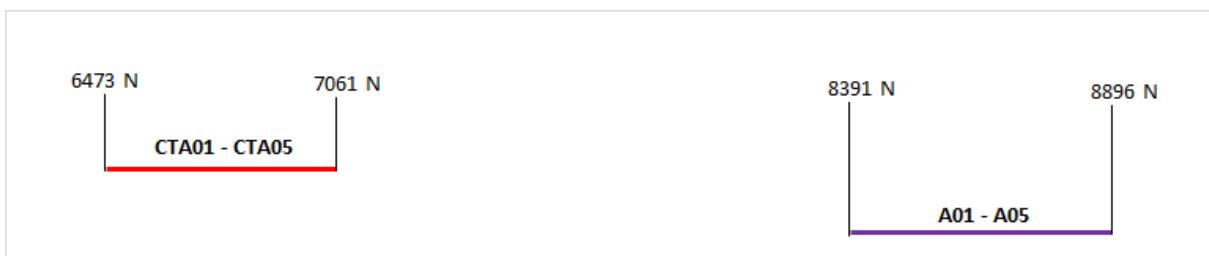


Figura 61 - Sobreposição dos intervalos de confiança para teste de tração em soldas ponto e tampão.

Com isso, conclui-se que apenas um teste (no caso, o teste de tração) não é suficiente para saber como um reparo se comportará no veículo (Visto que o teste de arrancamento é mais similar à solicitação do componente que o teste de tração e a amostra teve um desempenho melhor no primeiro). No entanto, para se estimar como essa peça se comportaria em fadiga (na realidade) foi feita uma análise da microestrutura das peças de melhor e piores resultados em cada configuração (A06, A09, CTA06, CTA09).

4.4 COMPARANDO TESTES DE TRAÇÃO PARA TODAS AS CONFIGURAÇÕES:

As Tabela 12, Tabela 13 e Tabela 14 mostram os resultados de tração nas configurações A, B e C respectivamente para amostras de solda ponto (prefixos A, B e C) e solda tampão (prefixos CTA, CTB e CTC).

Amostra	Tensão de Ruptura (N)	Amostra	Tensão de Ruptura (N)
B01	5908	CTB01	4059
B02	5401	CTB02	6006
B03	5889	CTB03	5807
B04	5951	CTB04	4258
B05	5797	CTB05	4145
Mediana	5889	Mediana	4258
Média Harmônica	5782	Média Harmônica	4712
Média Aritmética	5789	Média Aritmética	4855
Variação	50267	Variação	931404
Desvio Padrão	224,20	Desvio Padrão	965,09
CV (%)	3,87%	CV (%)	19,88%
$t_{0,95}$	2,776	$t_{0,95}$	2,776
IC _{Inferior}	5511	IC _{Inferior}	3657
IC _{Superior}	6067	IC _{Superior}	6053
Erro	278	Erro	1198

Tabela 13 - Resultados dos testes de tração para amostra de solda ponto e de solda tampão para a configuração B.

Com relação ao teste de tração, a ordem crescente de dispersão é: $CV_A < CV_{CTA} < CV_B < CV_C < CV_{CTC} < CV_{CTB}$. A configuração A tem menor dispersão para ambos os tipos de solda talvez porque esta é a única configuração onde a chapa do meio possui igual espessura de uma das laterais.

Amostra	Tensão de Ruptura (N)	Amostra	Tensão de Ruptura (N)
C01	13593	CTC01	14075
C02	12234	CTC02	14701
C03	11904	CTC03	11818
C04	13329	CTC04	14225
C05	12009	CTC05	12894
Mediana	12234	Mediana	14075
Média Harmônica	12575	Média Harmônica	13457
Média Aritmética	12614	Média Aritmética	13543
Variação	620761	Variação	1371778
Desvio Padrão	787,88	Desvio Padrão	1171,23
CV (%)	6,25%	CV (%)	8,65%
$t_{0,95}$	2,776	$t_{0,95}$	2,776
IC _{Inferior}	11636	IC _{Inferior}	12089
IC _{Superior}	13592	IC _{Superior}	14997
Erro	978	Erro	1454

Tabela 14 - Resultados dos testes de tração para amostra de solda ponto e de solda tampão para a configuração C.

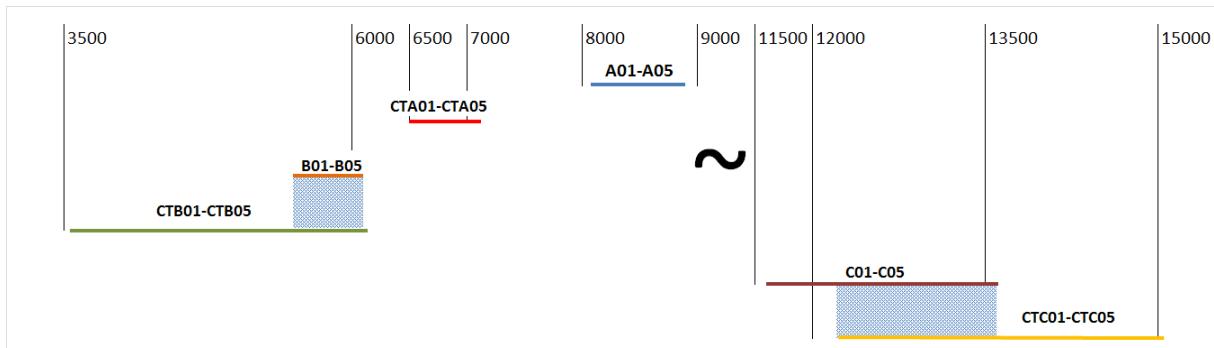


Figura 62 - Sobreposição dos intervalos de confiança para teste de tração para todas as configurações (o símbolo ‘~’ representa um corte na proporcionalidade das distâncias).

Observando a Figura 62 com os intervalos de confiança para cada amostra, consta-se que a resistência da junta foi proporcional a espessura da chapa do meio da junta ($e_B < e_A < e_C$). Avaliando apenas os resultados deste teste, conclui-se que o reparo da configuração A não é aceitável, considerando-se apenas o teste de tração, pois é matematicamente evidente que a peça retrabalhada falhará antes. Cabe ressaltar que esse estudo demonstra que apenas o teste de tração não é suficiente para prever o desempenho de uma peça, necessitando testes mais aprofundados. No caso da configuração B, existe a sobreposição dos intervalos de confiança dos dois tipos de solda, no entanto, a dispersão do reparo é muito maior do que do ponto, levando a crer que existe uma probabilidade maior do

reparo falhar primeiro. A configuração C apresentou um resultado significativamente melhor, onde o reparo só apresentou resultados superiores a solda ponto. Nota-se que o furo da configuração C é de 8 mm, ou seja, 2 mm maior que de outras configurações.

4.5 RESULTADOS DE DUREZA:

Como discutido no tópico 2.5.1.1, a dureza do material soldado está diretamente associada à taxa de resfriamento implícita no processo de soldagem. Os resultados do teste de dureza (Tabela 15) foram muito próximos e coerentes para todas as amostras.

Para a solda ponto, o valor médio de dureza para o Metal Base foi de 118 HV, para a Zona Afetada pelo Calor foi 167 HV (41% mais duro em relação à região anterior) e para a Zona Fundida foi 217 HV (30% mais duro em relação à ZAC). Isso pode ser claramente observado nos Gráfico 3 e Gráfico 4, pois a inclinação das amostras de solda tampão é muito maior.

Amostras Retrabalhadas							
Amostras	1 (MB)	2 (ZAC)	3(ZF)	4(ZF)	5(ZF)	6(ZAC)	7(ZAC)
CTA01	116,0	123,4	252,1	272,1	277,3	145,4	153,0
CTA02	131,9	129,0	243,2	239,0	226,0	138,2	111,7
CTA03	110,1	116,1	253,7	274,4	251,4	130,2	126,3
CTA04	108,0	122,3	235,7	315,6	234,7	147,9	131,6
Média Aritmética	116,5	122,7	246,2	275,3	247,4	140,4	130,7
Dévio Padrão	10,8	5,3	8,4	31,4	22,6	8,0	17,1
Erro	9,28%	4,31%	3,40%	11,40%	9,13%	5,67%	13,10%
Soldas Pontos							
Amostras	1 (MB)	2 (ZAC)	3(ZF)	4(ZF)	5(ZF)	6(ZAC)	7(MB)
A01	117,3	172,1	203,2	219,3	226,0	168,9	115,5
A02	117,7	159,5	209,5	222,9	217,8	166,4	119,8
Média Aritmética	117,5	165,8	206,4	221,1	221,9	167,7	117,7

Tabela 15 - Resultados do teste de dureza Vickers para amostras retrabalhadas e soldas ponto em diversas regiões.

Além disso, a diminuição do tamanho do grão eleva a dureza em várias ligas, sendo possível escrever a relação empírica da seguinte forma:

$$H_y = H_0 + \frac{k_y}{\sqrt{d}}$$

Equação 18 - Equação empírica que relaciona a dureza do material com o tamanho do grão.

Onde H_y é a dureza em Vickers, d é o tamanho médio do grão em mm e H_0 e k_y são constantes relacionadas ao material segundo Osorio et al. (2002). Observa-se no

Gráfico 3 que a região mais dura é a ZF. Isso se explica porque essa região se resfriou mais rapidamente, portanto formou martensita, logo ficou mais dura. Comparadas às peças retrabalhadas (Gráfico 4), a dureza é menor e variou menos, porque o processo de retrabalho é manual, depende da habilidade do soldador e é mais lento. A peça resfriou também na zona fundida mais rapidamente, mas o soldador pode ter ficado por tempos diferentes no meio do furo com a tocha ligada.

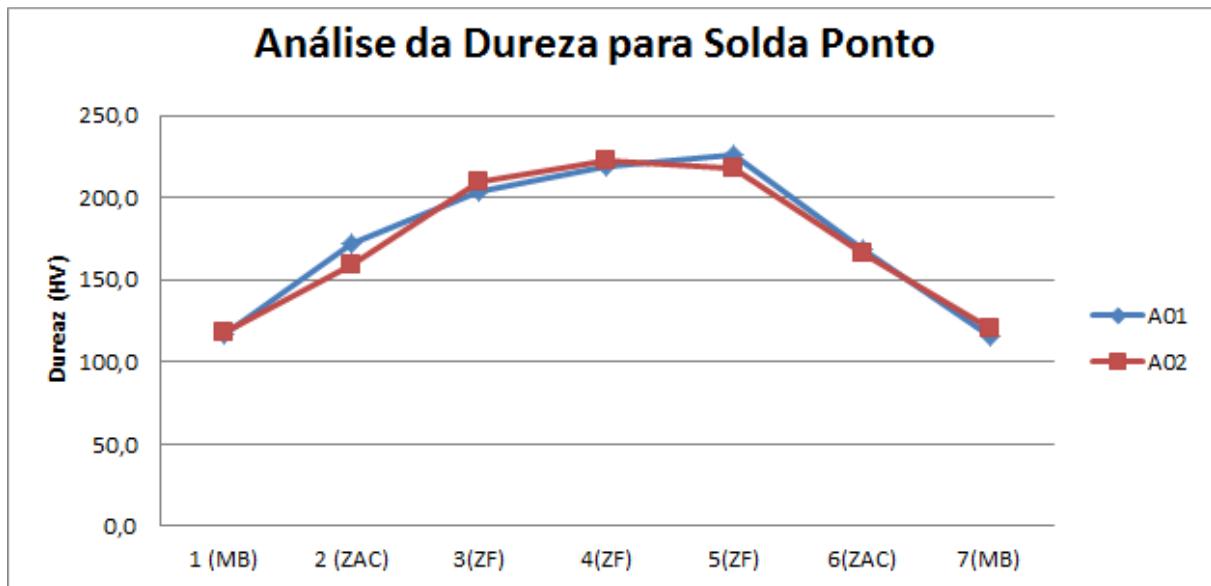


Gráfico 3 - Variação de dureza em função da região do ponto de solda.

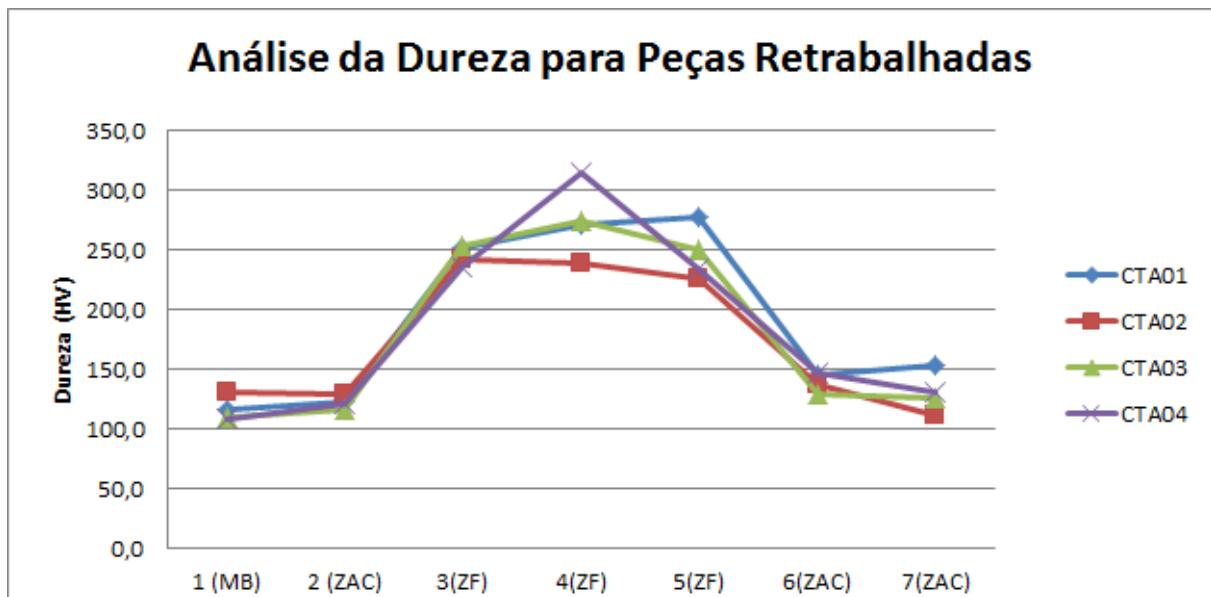


Gráfico 4 - Variação de dureza em soldas tampão em função da região.

4.6 METALOGRAFIA:

4.6.1 Análise Macrográfica:

As peças foram levadas à lupa (Figura 63, Figura 64 e Figura 65) e apresentaram falhas de preenchimento e processo inaceitáveis para uma solda de responsabilidade. Nas Figura 63, Figura 64 e Figura 65, o triângulo indica falta de penetração. Ele tem uma base de 2 mm e altura também de 2 mm, ou seja, sua área é de 2 mm². O círculo indica incrustação, ele tem diâmetro de 2 mm, isto é, uma área de 3,14 mm².

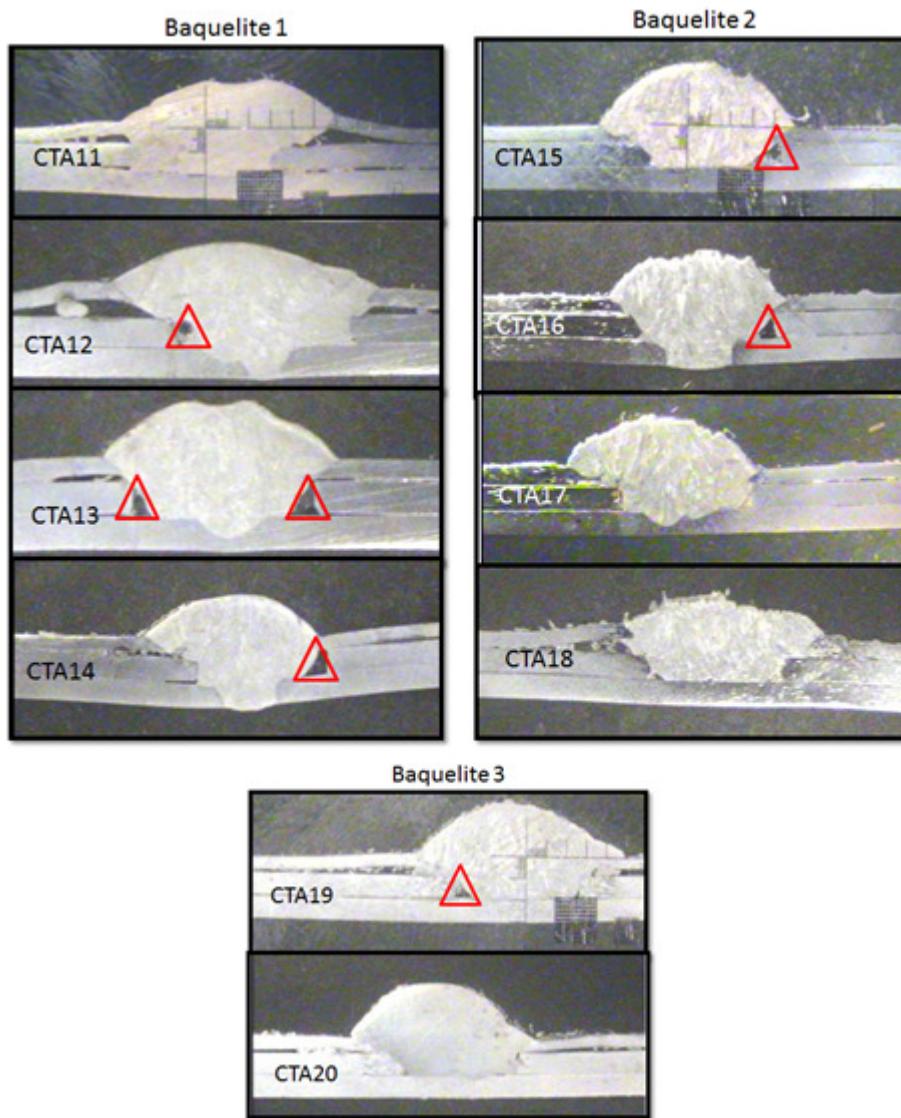


Figura 63 - Amostras de solda tampão analisadas à lupa. O triângulo indica as regiões com falta de penetração.

A Fig. 63 mostra falta de penetração na solda das amostras CTA12, CTA13, CTA14, CTA15, CTA16, e CTA19, ou seja, 60% das amostras analisadas.

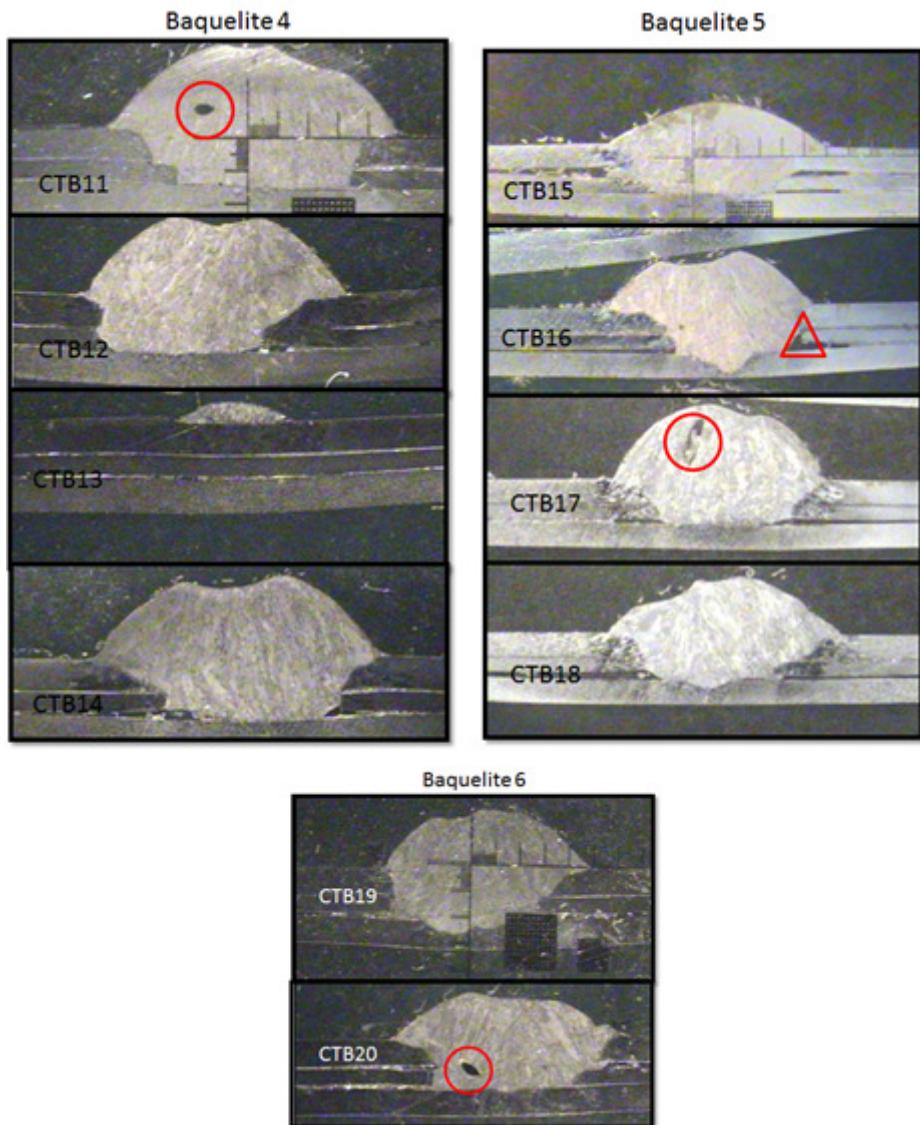


Figura 64 - Amostras de solda tampão analisadas à lupa. O círculo indica incrustação e o triângulo indica falta de penetração.

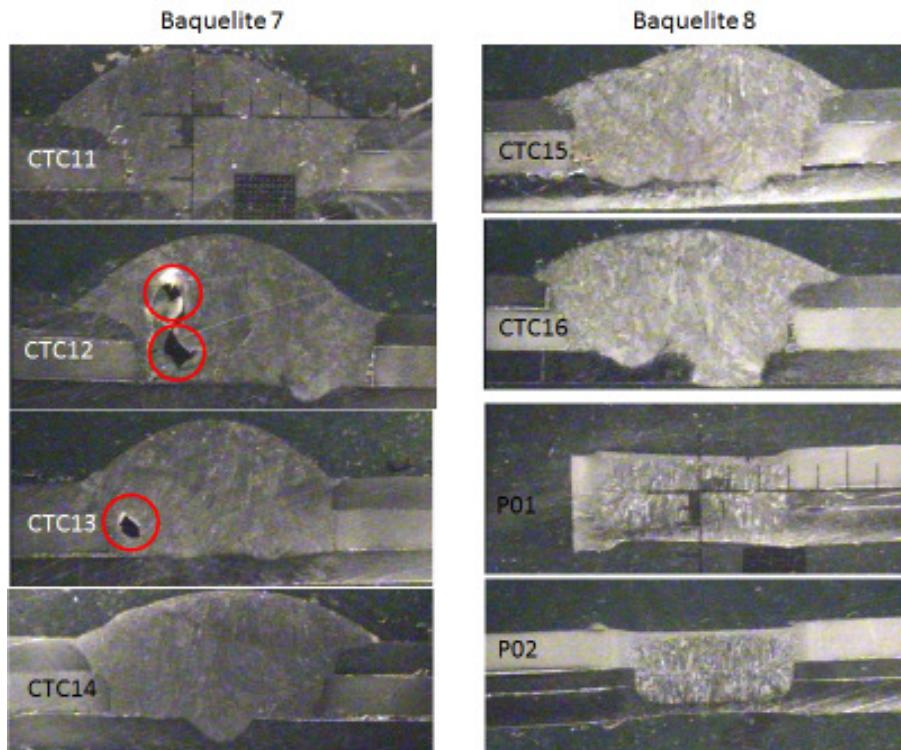


Figura 65 - Amostras de solda tampão e solda ponto analisadas à lupa. Os círculos indicam falta de penetração.

4.6.2 Solda ponto (Configuração A, apenas):

Como discutido no tópico **2.5 CARACTERIZAÇÃO MICROESTRUTURAL E MORFOLÓGICA DE UM PONTO DE SOLDA**: A ZF surge devido ao aquecimento acima do ponto de fusão enquanto o material ZAC é constituído de subrregiões formadas a partir do decaimento progressivo dos ciclos térmicos a partir da fronteira de fusão. Em outras palavras, sabe-se que as temperaturas mais quentes estão no centro (na pepita) do ponto de solda, onde se trabalha acima da temperatura de fusão, surge a ZF (Figura 67 e Figura 70). A partir da ZF, há um decréscimo gradual dos ciclos de temperatura. A região que é microestruturalmente afetada por essas temperaturas é chamada ZAC, ela se divide em várias sub-regiões conforme os ciclos de temperatura. Em algumas dessas sub-regiões, a microestrutura pós-soldada é diretamente dependente da estrutura do MB. Já no MB em si, os efeitos de transformação microestrutural são menos evidentes, porque os picos de temperatura do ciclo estão muito acima da temperatura crítica (A_{c3}).

Temperaturas na Zona Fundida ultrapassa a linha *liquidus*, resultando em metal fundido durante a soldagem. Isso seguido de resfriamento promove uma solidificação epitaxial das dendritas com crescimento direcional através das linhas de centro. Quando os

níveis de liga no aço são relativamente altos, a transformação da austenita, a altas taxas de resfriamento, geralmente resulta em martensita ou bainita (Figura 67, Figura 69 e Figura 70).

Sobre a Fronteira de Fusão, observou-se que as amostras tiveram comportamento diferente. As fronteiras da amostra 1 e parte da amostra 2 parecem estar muito mais conectadas a ZAC (Figura 67 e Figura 70) do que o outro lado da amostra 2 (Figura 69), que apresenta pouca fusão. Como era uma máquina de soldagem por resistência manual, isso pode ser devido a um pequeno mau posicionamento do operador para um dos lados da chapa, proporcionando maior calor em um dos lados. Ou os consumíveis estivessem mais desgastados de um lado do que do outro. Mesmo utilizando um gabarito para a confecção das amostras, ele não foi tão preciso ao ponto de evitar essas pequenas variações.

Com relação à Figura 66 e Figura 69, o diferente comportamento da granulação para a mesma distância da ZF, também pode ser explicado pelos diferentes coeficientes de transmissão térmica, o que ocasionou uma distribuição térmica diferente em cada chapa.

Conforme discutido no subtópico 2.5.3, a ZAC (entre o Metal de Base e Zona Fundida) se subdivide nas seguintes regiões:

➤ *Região Subcrítica (RS) ou Região de Esferoidização de Carbeto*, zona onde se forma ferrita e austenita no aquecimento, podendo dar, no resfriamento, perlita e martensita, dependendo da velocidade de resfriamento. Os picos de temperatura na RS estão abaixo de Ac_1 , para aços de alta resistência isso resulta na têmpera de bainita e ferrita metaestáveis, com eventual aglutinação de carbeto. No presente caso, não houve têmpera, como ilustrado pelos resultados de dureza e Figura 66.

➤ *Região Intercrítica (IC) ou Região Parcialmente Transformada*, conforme a temperatura atingida, pode haver homogeneização do grão de austenita e/ou crescimento de grão. Se o metal de base estiver encruado, pode haver recristalização. Os picos de temperatura ficam entre Ac_1 e Ac_3 . Para aços de alta resistência, quanto mais altos os picos de temperatura, maior a fração de ferrita dissolvida na austenita (extrema esquerda, Figura 66).

➤ *Região Granular Fina (GF) ou Região do Refino do Grão*, onde há reações no estado sólido, difusão de carbono e outros elementos (Figura 67, Figura 69 e Figura 70).

➤ *Região Granular Grossa (GG) ou Região do Crescimento do Grão*, região fundida com formação de grão equiaxial (Figura 67, Figura 69 e Figura 70 região mais próxima a ZF).

Nas GF e GG, os picos de temperatura são maiores que Ac_3 , resultando em uma estrutura local totalmente austenizada, compatível com os resultados registrados no tópico

4.5 RESULTADOS DE DUREZA:

Amostra 1:

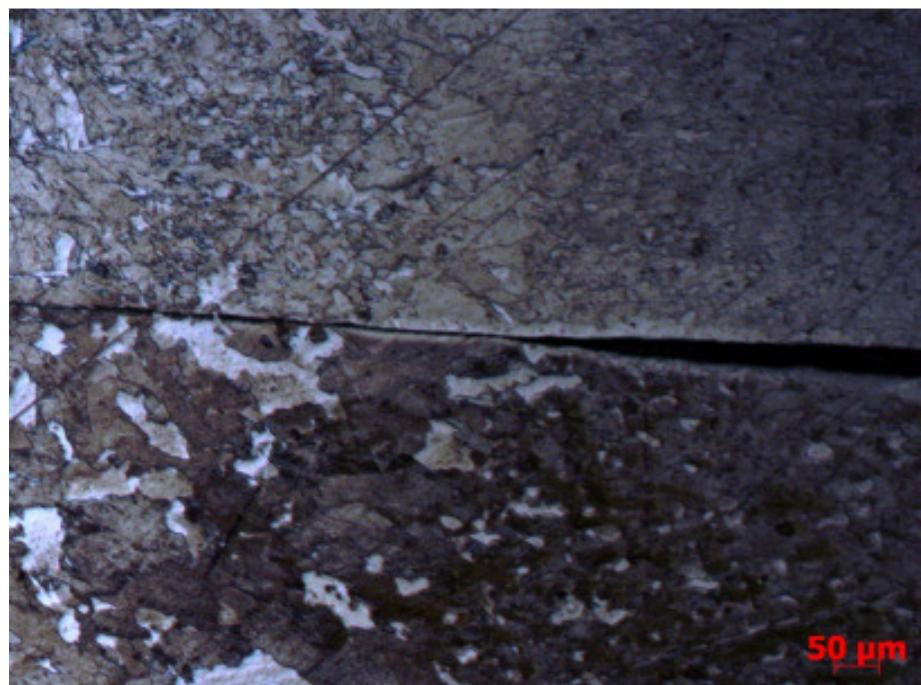


Figura 66 – Chapa 1 (superior) e chapa 3 (inferior), da esquerda para a direita observa-se o MB, claramente delimitado RS e a região IC.

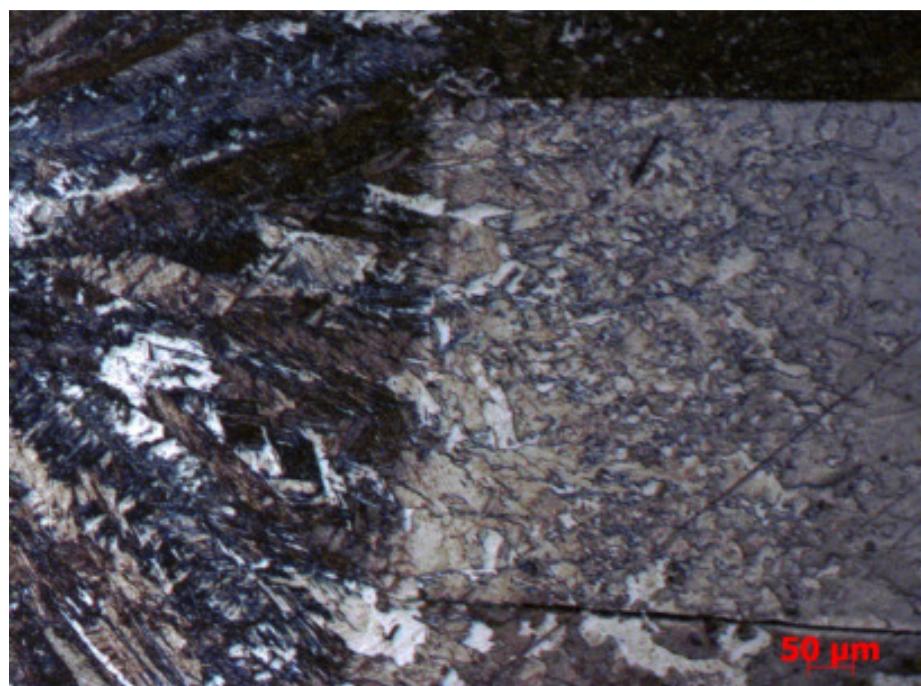


Figura 67 – Da direita para esquerda: RS, região GF, região de GG, fronteira e ZF (chapa 1).

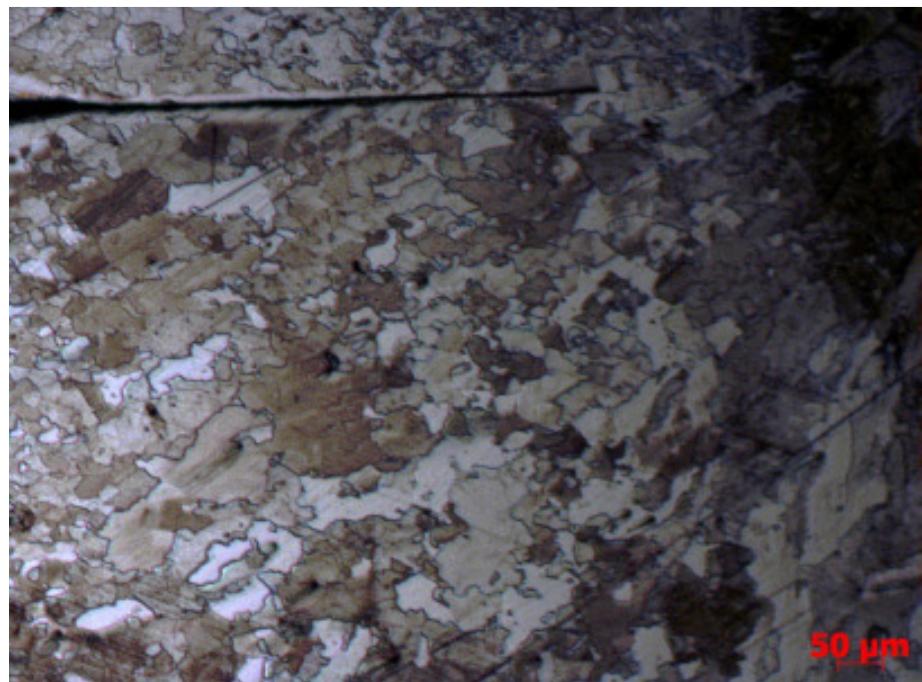


Figura 68 – Da direita para esquerda: ZF, GG, GF e pequena área da RI (chapa 3).

Amostra 2:

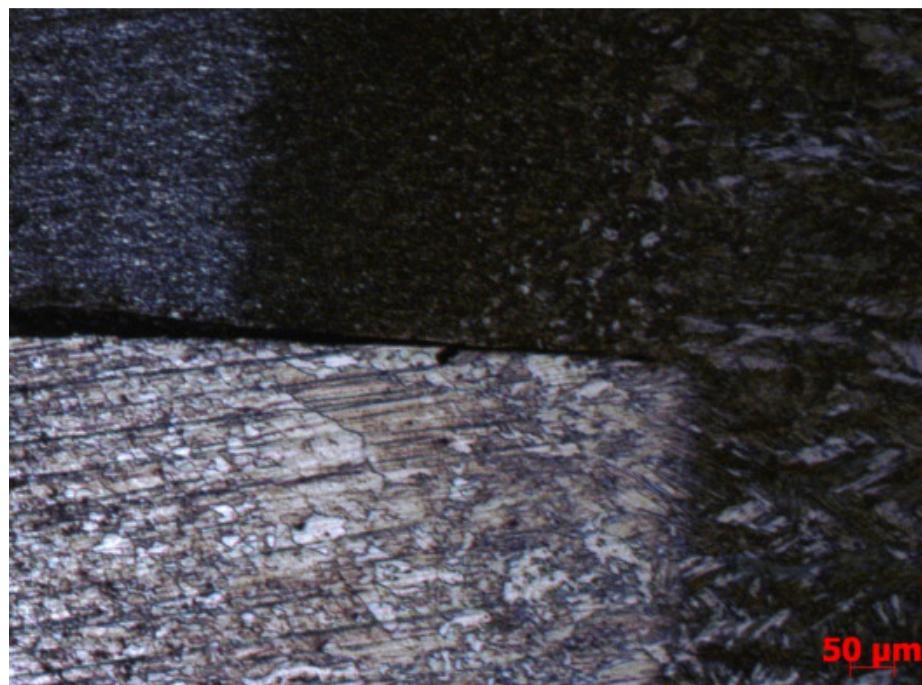


Figura 69 - Fronteira de fusão das chapas 2 e 1.

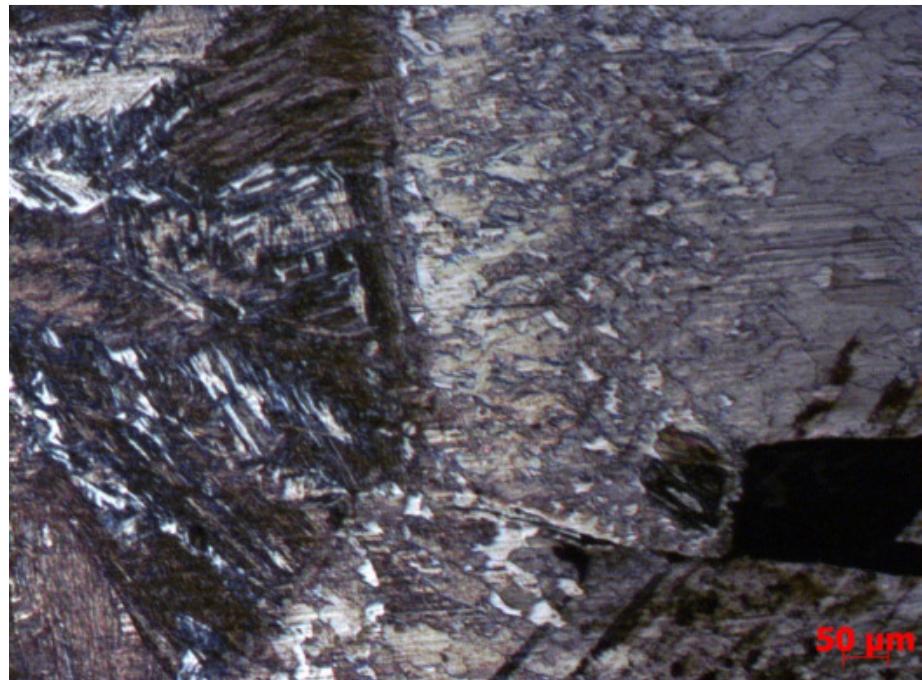


Figura 70 - Fronteira de fusão das chapas 1 e 2.

4.6.3 Solda tampão:

As Figura 71, Figura 74, Figura 75, Figura 81 e Figura 82 (configuração A) e as Figura 84, Figura 85, Figura 91 e Figura 92 (configuração B) e as Figura 96, Figura 97 e Figura 98 (configuração C) mostram a região entre a Zona Fundida e a chapa superior. Observa-se que há falta de fusão. Esse problema poderia ser resolvido, fazendo um furo com diferentes diâmetros para cada chapa, deixando a chapa superior com o maior diâmetro, como recomendado por segundo Durffy e Scharff (2004). Porém isso não é viável para um processo produtivo, pois é mais lento do que fazer um furo de diâmetro único para todas as chapas. Talvez esse problema não tivesse acontecido se o diâmetro fosse maior.

Como se trata de uma amostra pequena, o resfriamento foi rápido. Mas pelos resultados no teste de dureza discutido no **4.3 COMPARANDO TESTES DE TRAÇÃO E CISALHAMENTO PARA CONFIGURAÇÃO A**: não indicavam a formação de martensita. As Figura 79 e Figura 80 confirmam que de fato não ocorreu essa formação. Provavelmente devido à composição química das chapas. Os resultados do teste de tração para a chapa A foram superiores aos da chapa B. Pelo observado nas imagens Figura 84, Figura 85, Figura 91 e Figura 92 (configuração B), a configuração B apresentou mais problemas de falta de fusão do que a chapa A. Recomenda-se sempre o emprego da chapa mais fina por cima (no caso de junta com 3 chapas) para minimizar as dificuldades de soldagem.

4.6.3.1 Configuração A:

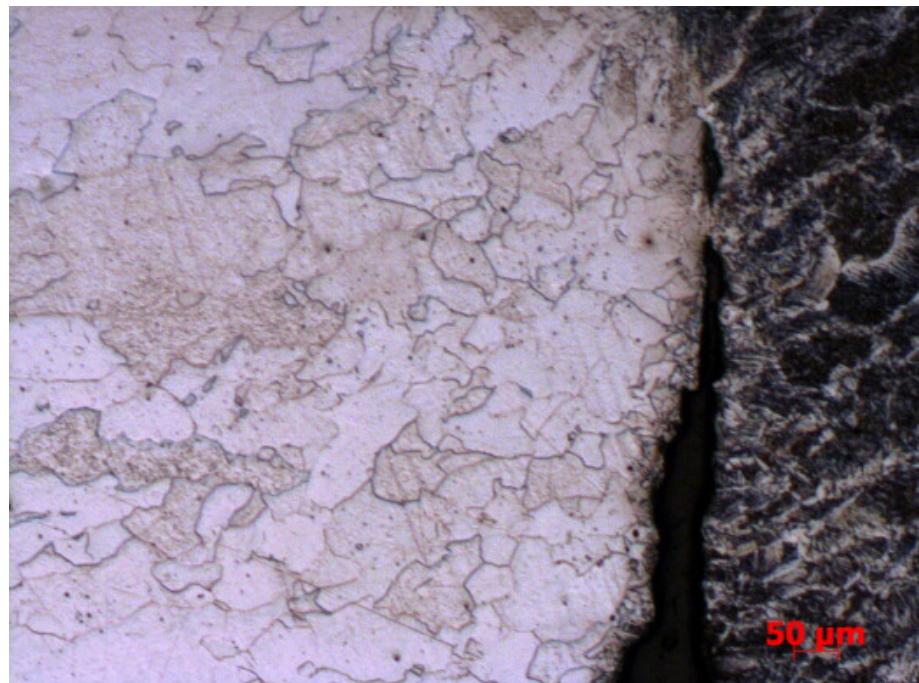


Figura 71 - Amostra CTA11 - Observa-se a falta de fusão entre a ZF e ZAC da chapa 2 (superior nesta configuração).

Na Figura 63 (macroscopia) não foi observado falta de fusão na amostra CTA11, porém com a ampliação microscópica observou-se que esta amostra também tem problemas de qualidade que podem afetar o resultado de testes funcionais.

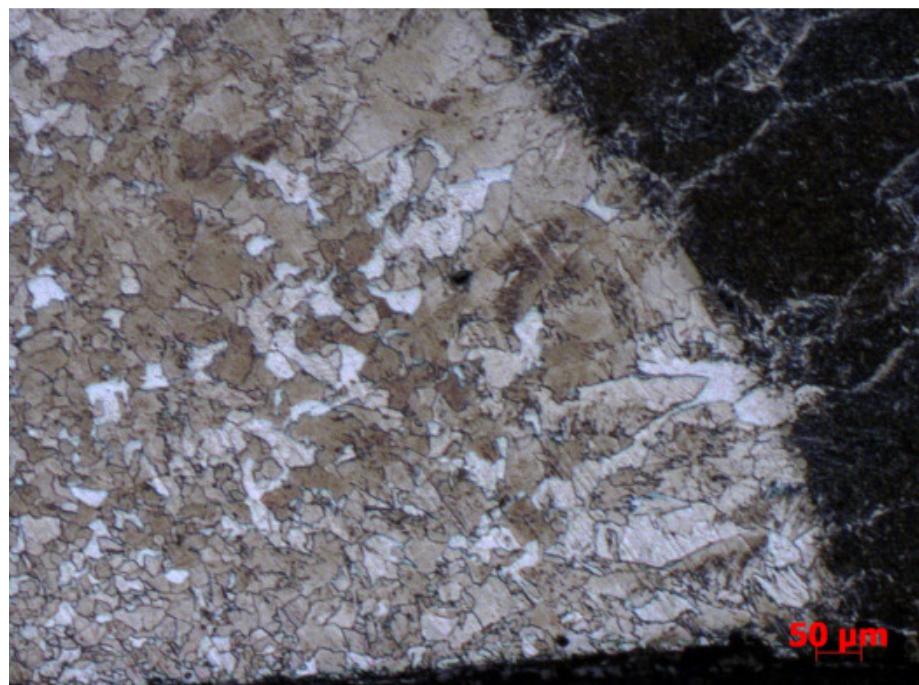


Figura 72 - CTA11- Fronteira entre a ZAC da chapa 1 (meio) e a ZF. Observa-se a diferente granulometria conforme a distribuição térmica do processo.

Os grãos voltam a ficar menores na borda inferior da Figura 73, provavelmente porque a peça esfriou mais rápido no vão entre as chapas.



Figura 73 - CTA12 – À esquerda visualiza-se a junção entre a ZF e a ZAF da chapa 3.

Na Figura 74, observa-se que os grãos aumentam na fronteira com ZF, depois diminuem e em seguida voltaram a crescer, sugerindo uma distribuição de calor irregular na peça.

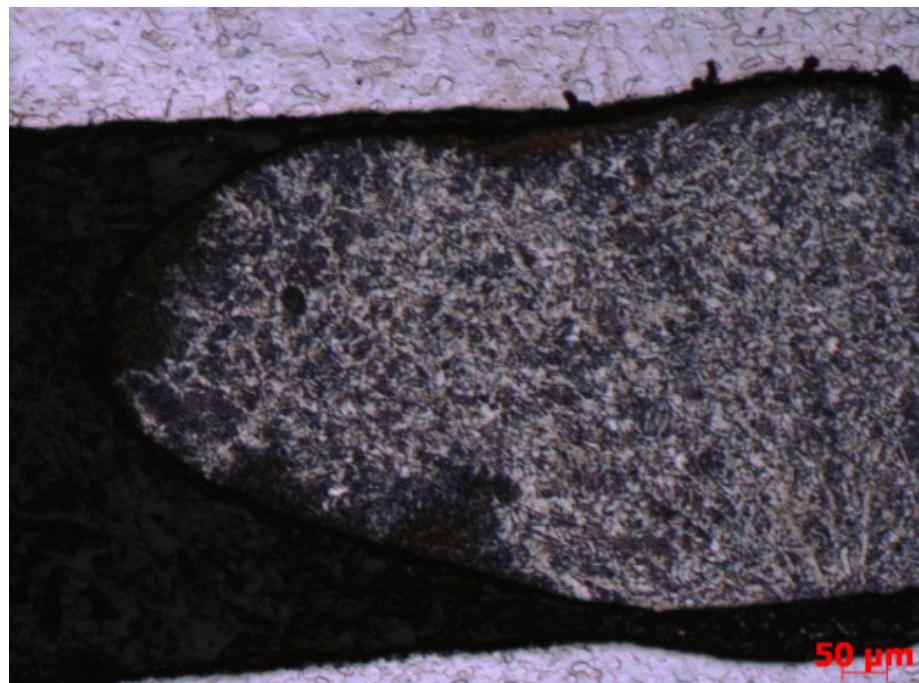


Figura 74 - CTA13 – Mostra que em alguns momentos a ZF penetrou no espaço entre as chapas.

Algumas vezes a ZF penetrou entre as chapas (Figura 74), afetando a distribuição de calor entre as mesmas, como no caso da Figura 69. Isso sugere que o gabarito deveria ter pressionado mais as chapas para garantir um reparo de melhor qualidade.

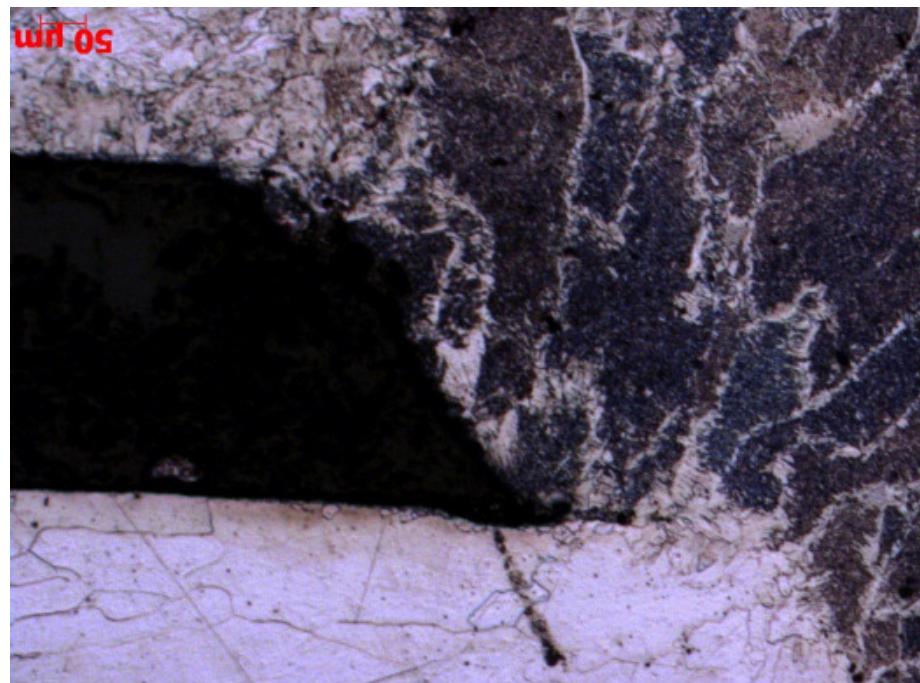


Figura 75 - CTA14 – Fronteira entre ZF e ZAF das chapas 2 (em cima) e chapa 1 (em baixo).

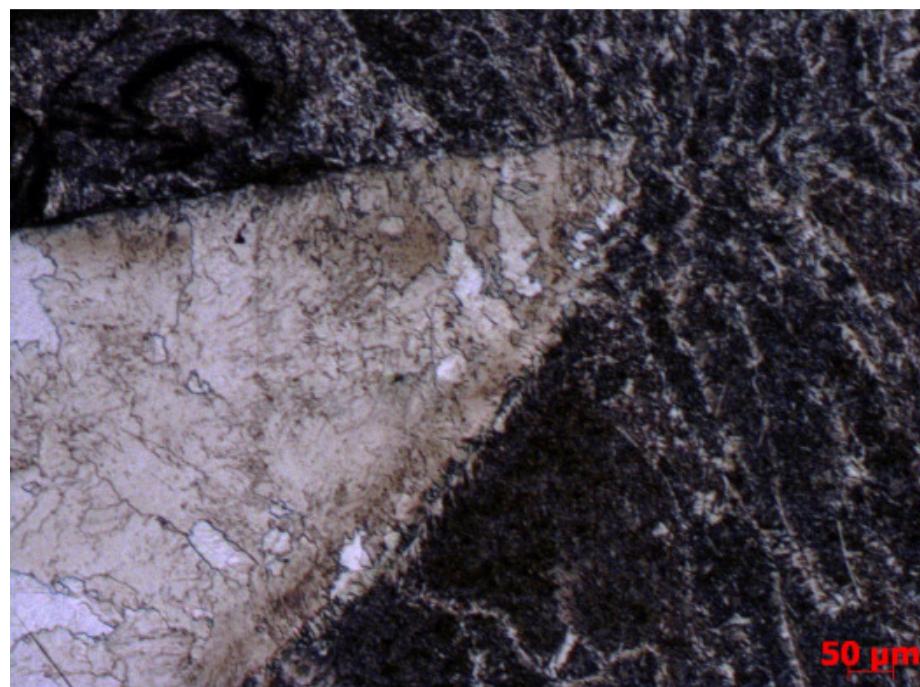


Figura 76 -CTA15 – Fronteira entre ZF e chapa 1.

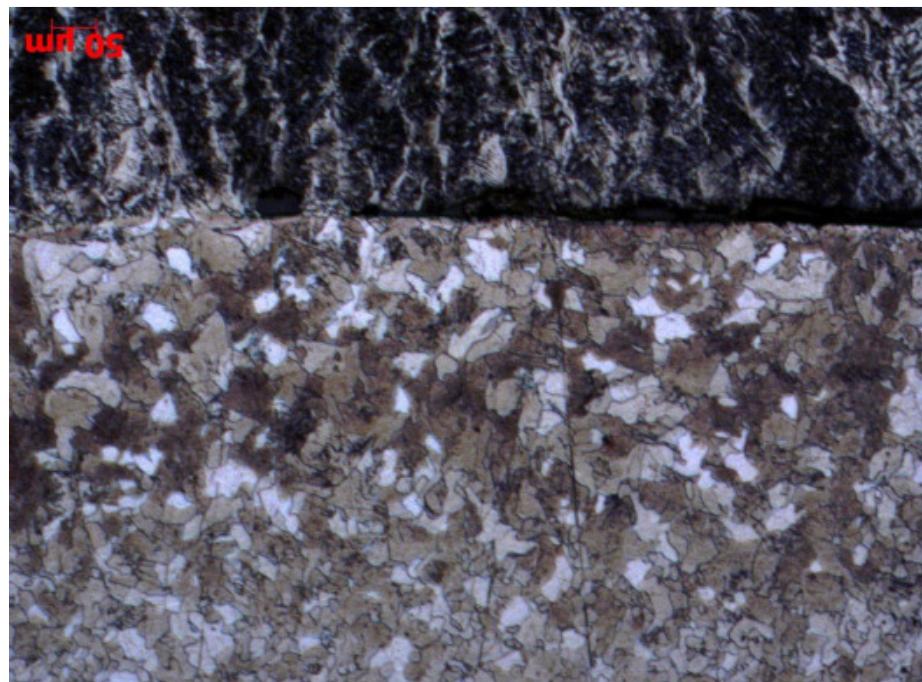


Figura 77 - CTA15 - Detalhe da ZAC da chapa 3.

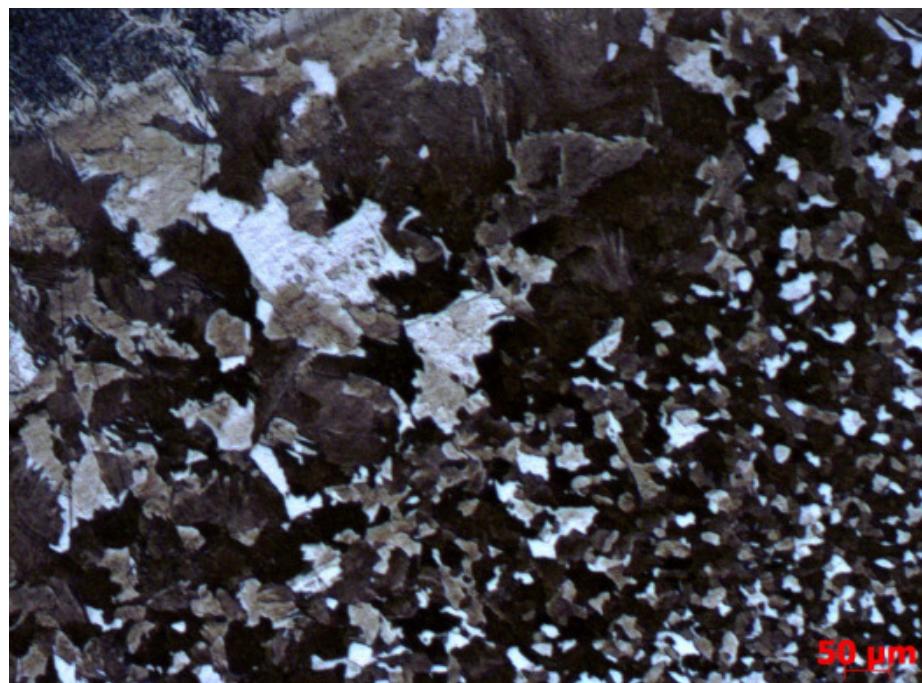


Figura 78 - CTA16 – Detalhe da ZAC da chapa 3, a ZF está visível no canto superior esquerdo, tornando claro sentido da dispersão de calor.

Observa-se que a chapa 3 teve um comportamento diferente no CTA16, 15 e CTA12, provavelmente por variações do operador.

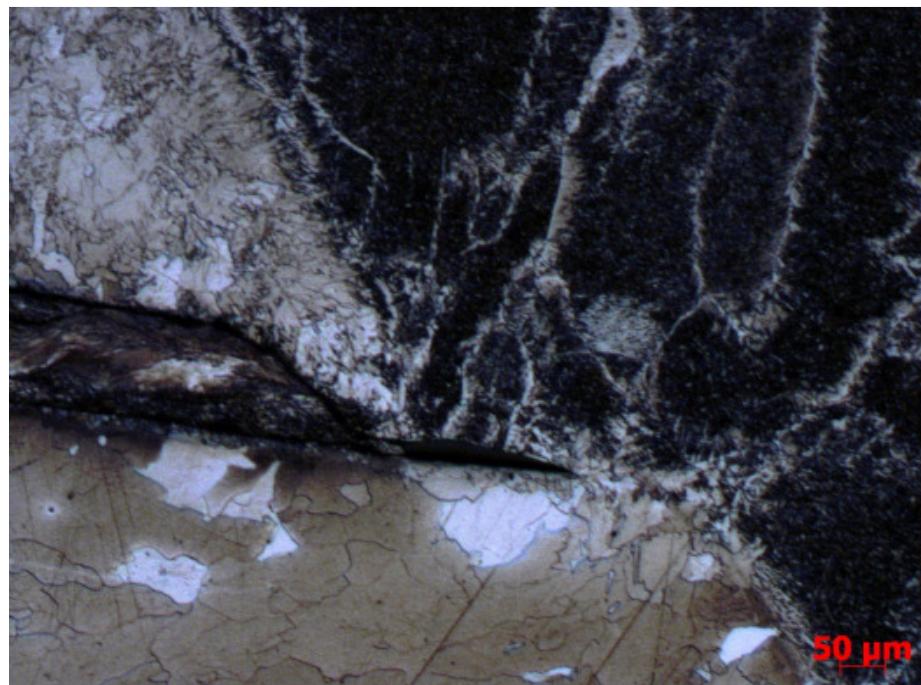


Figura 79 - CTA17 – Fronteira entre a ZF e as ZAC das chapas 2 (superior) e 1 (inferior).

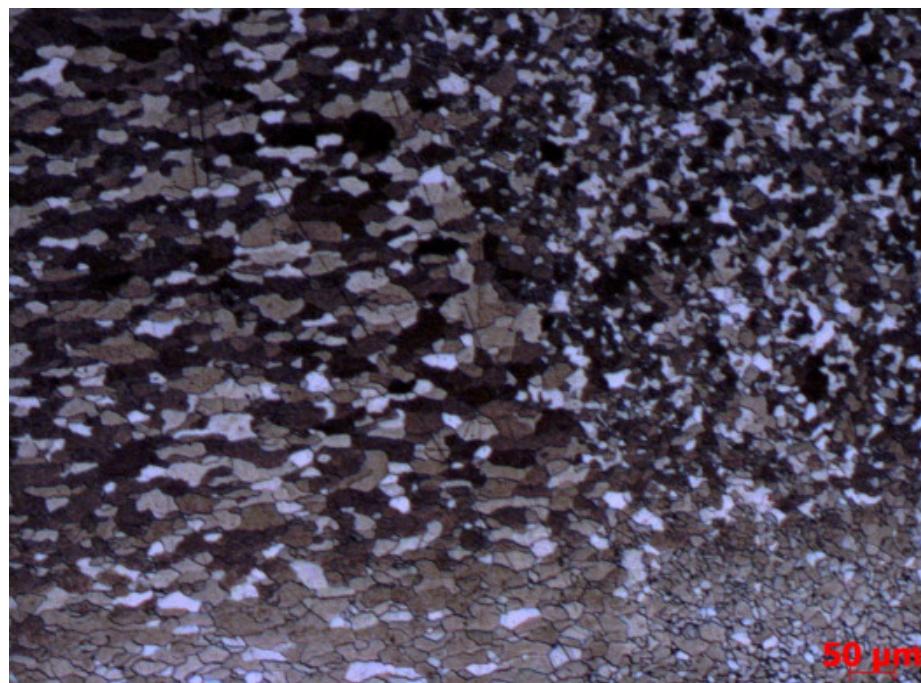


Figura 80 - CTA18 – ZAC da chapa 3 com diferentes granulações conforme às variações de temperatura que a peça foi solicitada.

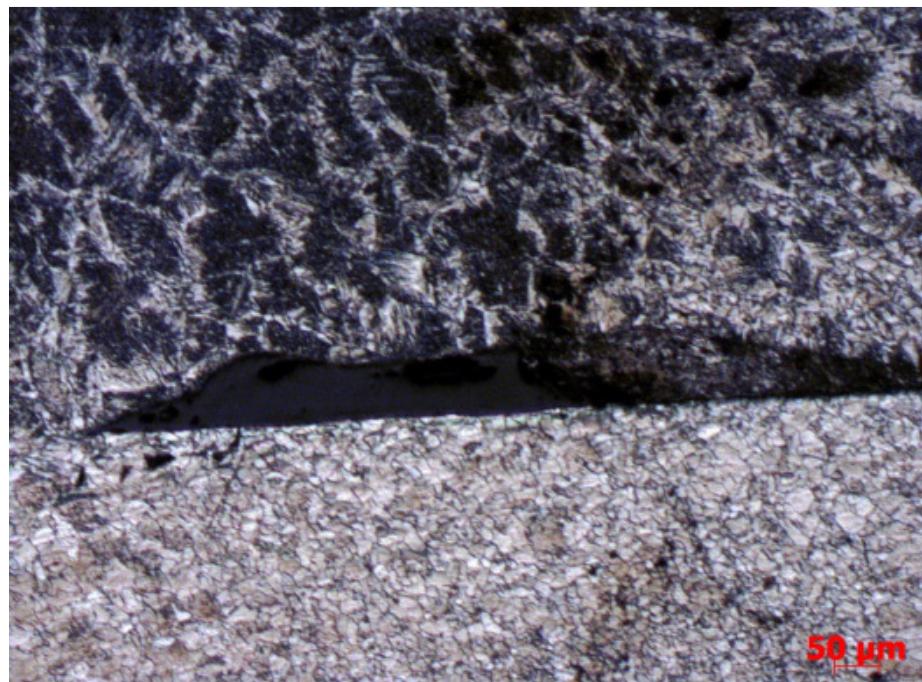


Figura 81 - CTA19 – Fronteira entre a ZF e a chapa 3 (abaixo), observa-se o início da fusão entre a ZF e chapa 1 à cima à esquerda.

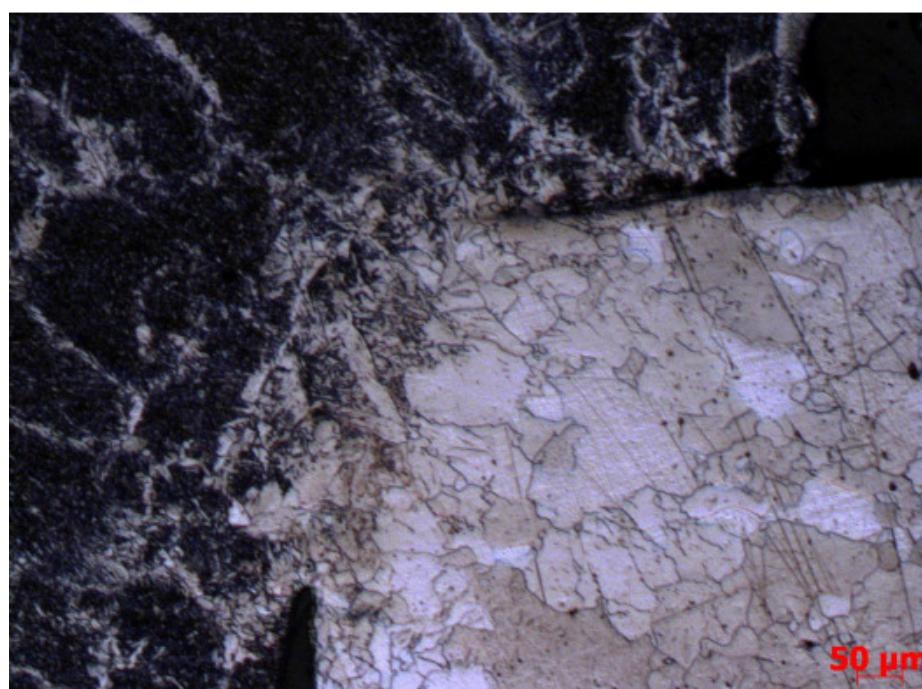


Figura 82 - Fusão parcial entre chapa 2 e ZF.

4.6.3.2 Configuração B:

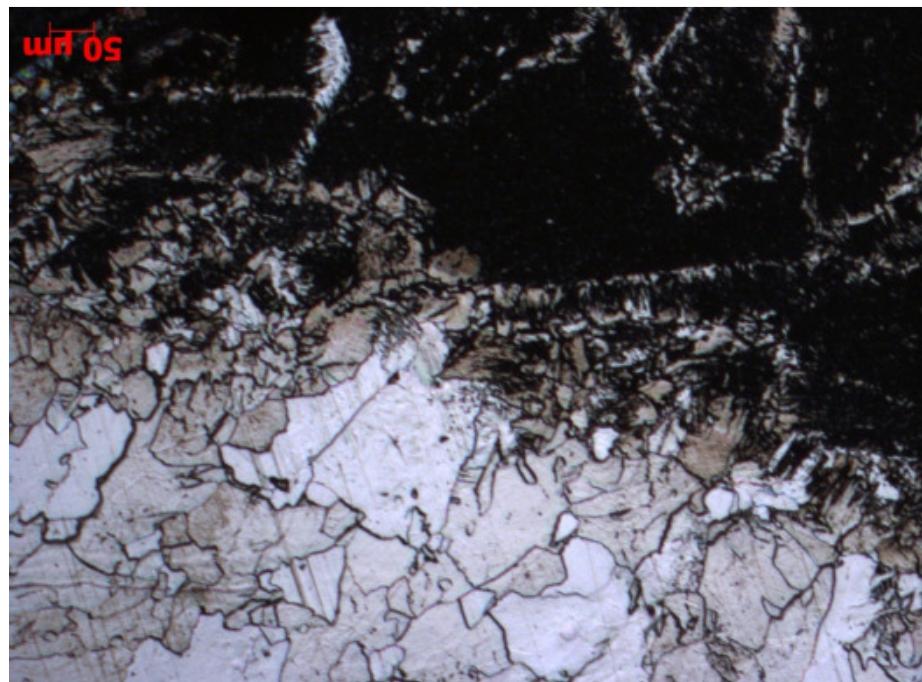


Figura 83 - CTB11 – Fronteira entre ZF e chapa 1.

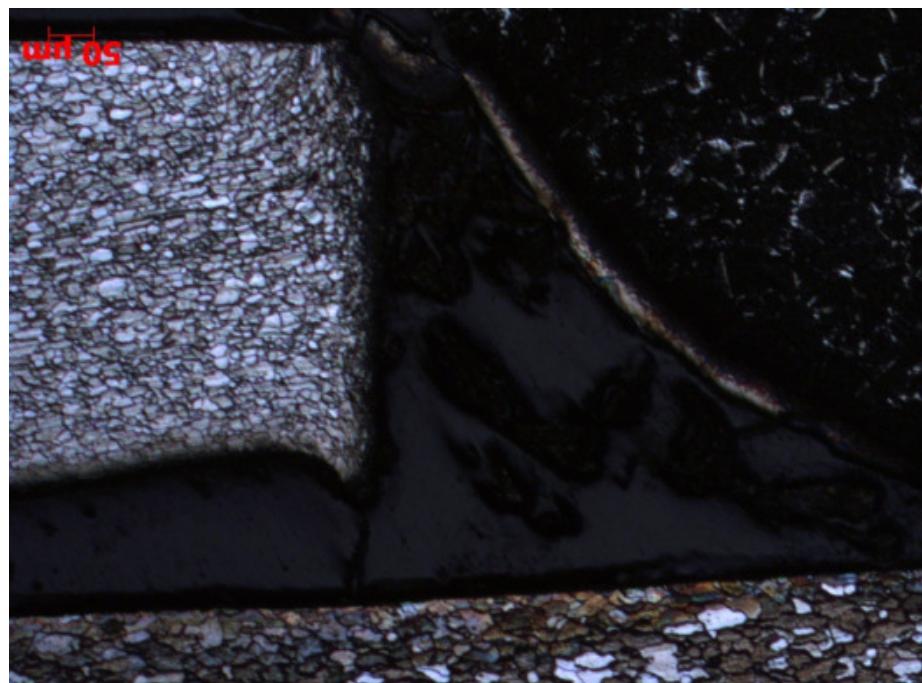


Figura 84 - CTB12 – Falta de fusão entre chapa 2 e ZF, ZAC da chapa 3 abaixo.



Figura 85 - CTB13 – ZAC da chapa 3, fusão parcial com a ZF.

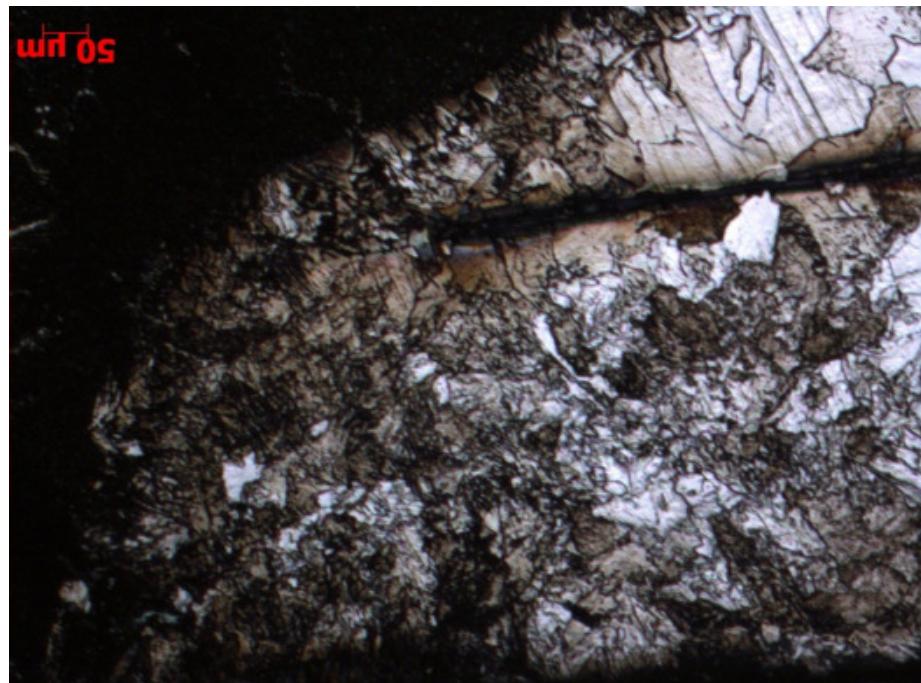


Figura 86 - CTB14 – ZF à esquerda e chapa 1.



Figura 87 - CTB 14 – ZF, chapa 3 e chapa 2 com fusão parcial.

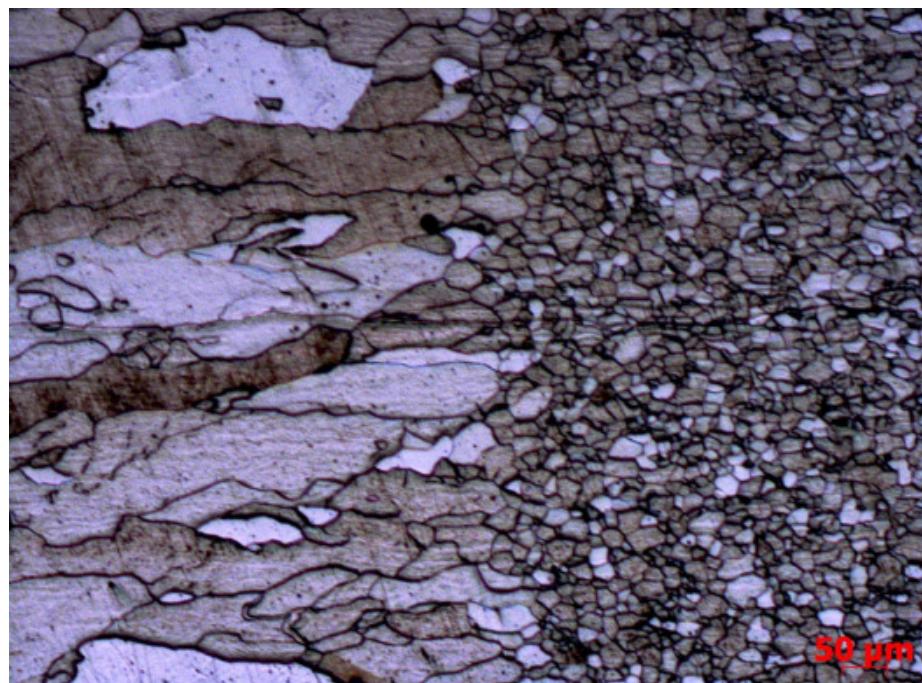


Figura 88 - CTB13 – Detalhe da ZAC na chapa 2.

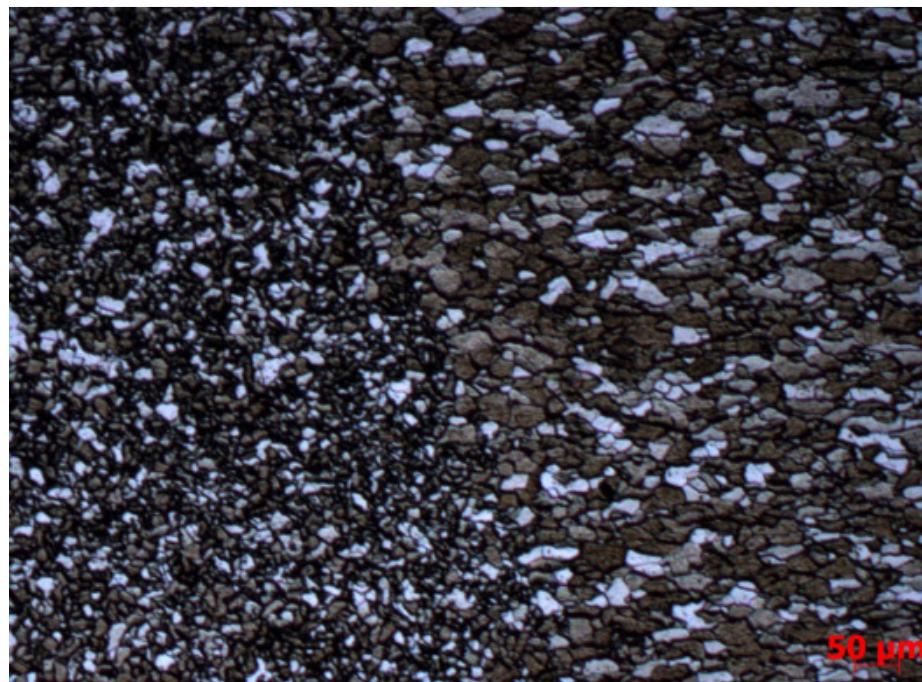


Figura 89 - CTB13 – Detalhe da ZAC na chapa 3.



Figura 90 - CTB16 – ZAC da chapa 1 (superior e mais fina) e chapa 2 (inferior mais espessa).

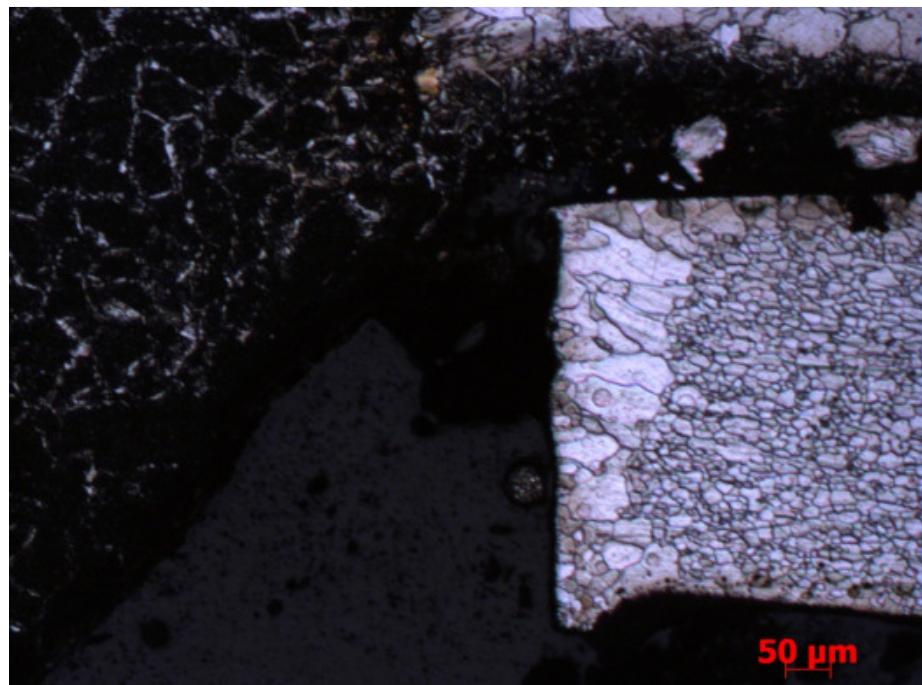


Figura 91 - CTB17 – ZF e chapa 1 fundido e chapa 2 não fundida.

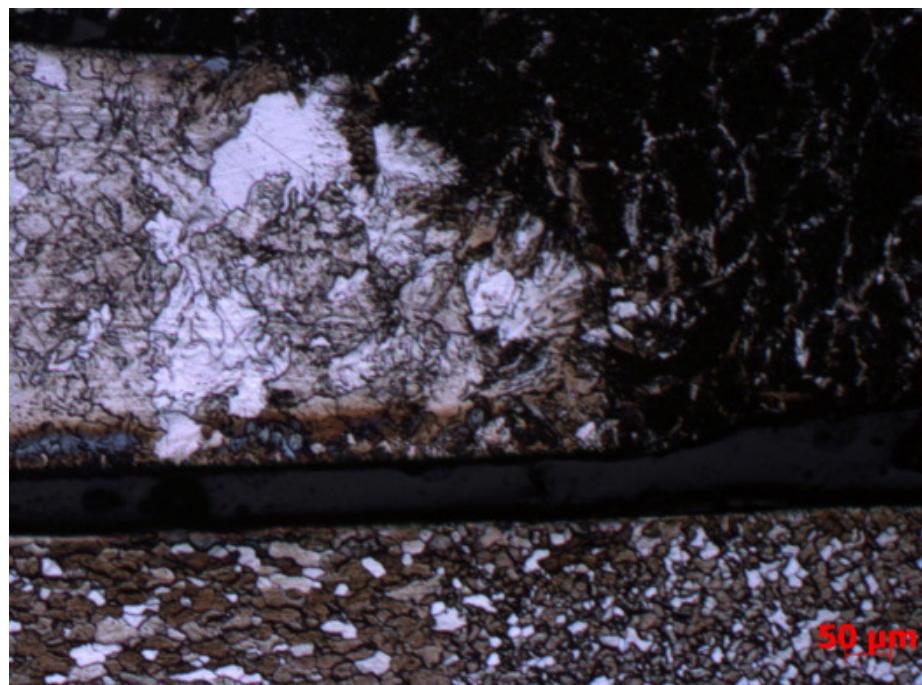


Figura 92 - CTB18 – Falta de fusão entre a chapa 3 e a ZF e fusão entre a chapa 2 e a ZF.

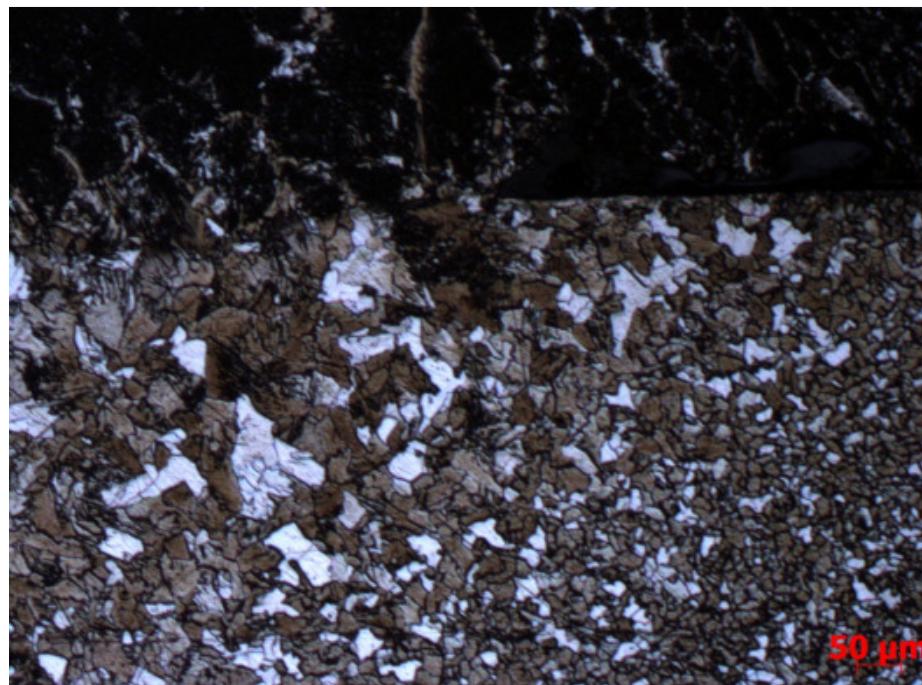


Figura 93 - CTB 19 - Diferentes granulometrias na Zona Afetada pelo Calor na chapa 3.

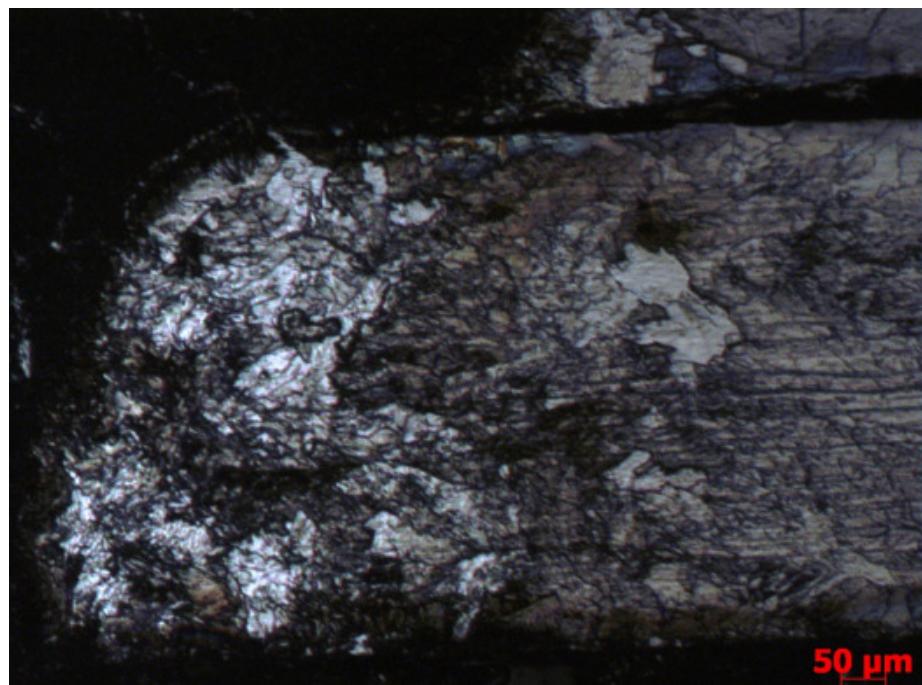


Figura 94 - CTB20 – Fusão das chapas 2 (inferior) e 1 (superior).

4.6.3.3 Configuração C:

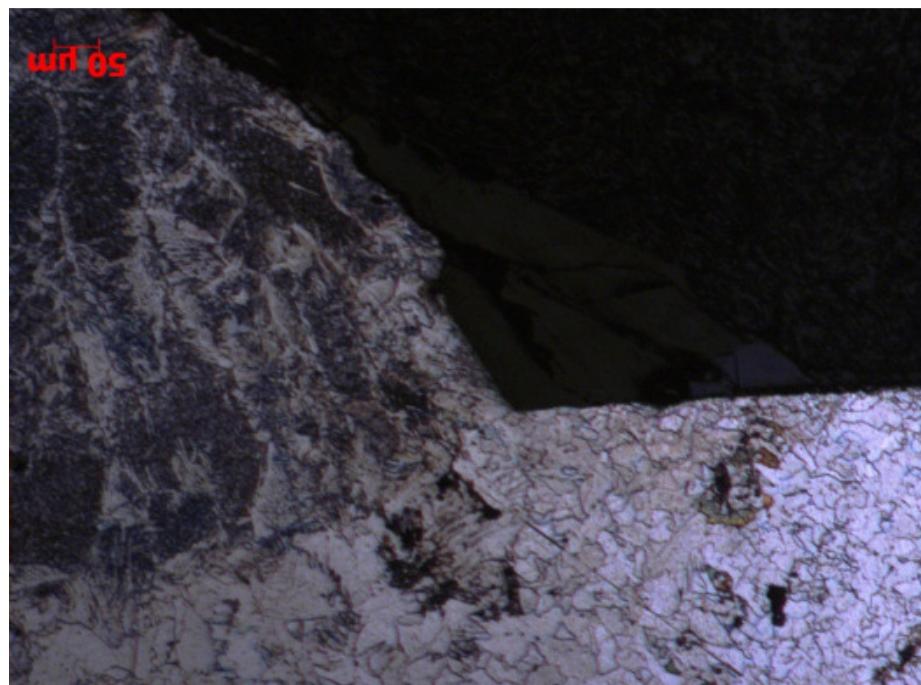


Figura 95 - CTC11 – ZF e ZAC da chapa 4.



Figura 96 - CTC16 – ZF e chapas 3 (fundida) e 1 (sem fusão).

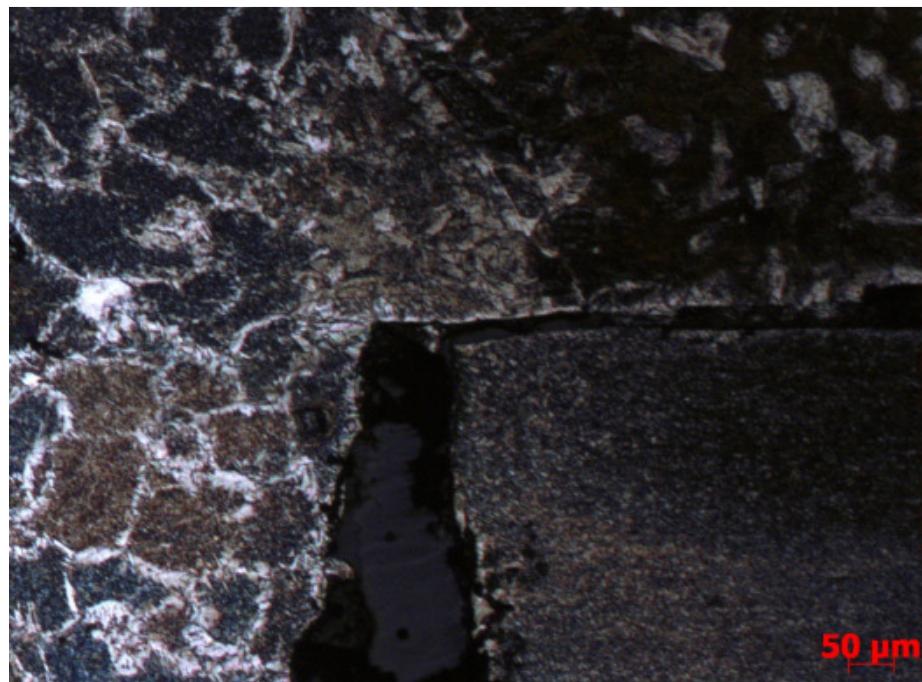


Figura 97 - CTC16 – ZF e chapa 1 (sem fusão) e chapa 4 (com fusão).

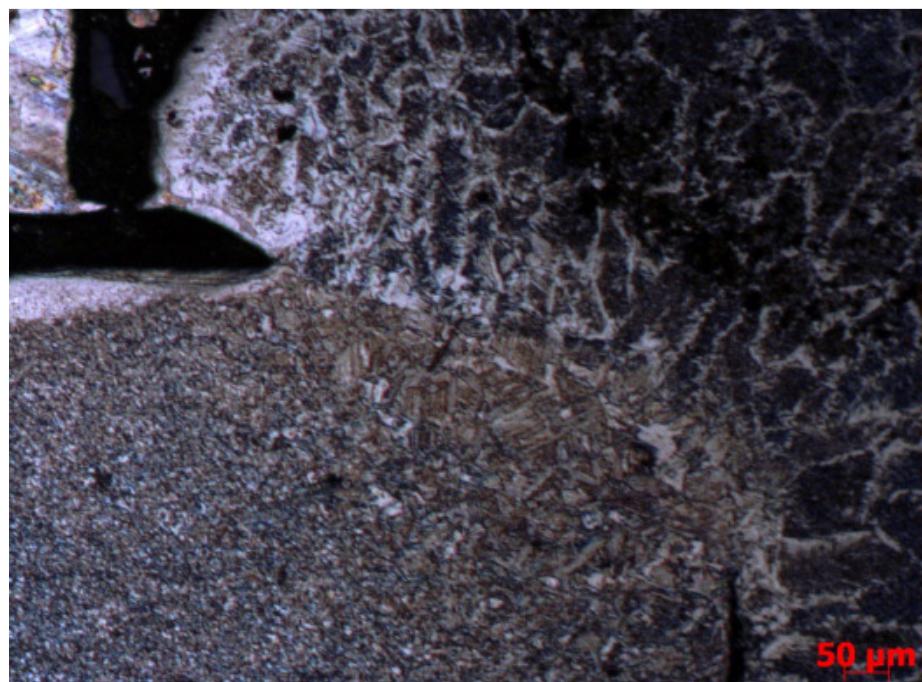


Figura 98 - CTC16 – Chapa 1 e Zona Fundida (fusão parcial).

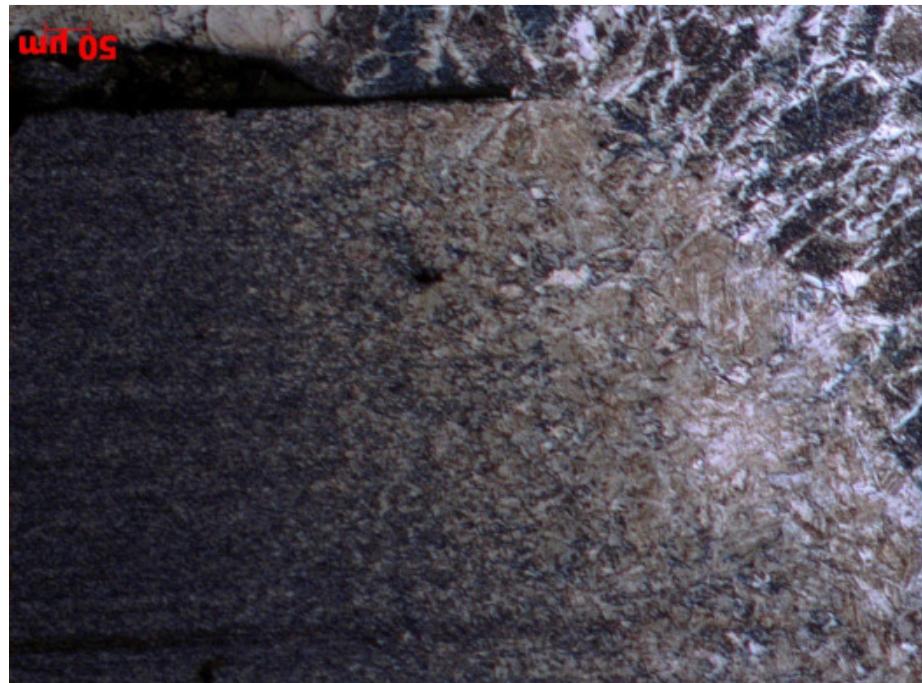


Figura 99 - CTC11 – Detalhe da ZAF da chapa1.



Figura 100 - CTC13 – Detalhe ZAC da chapa 4.



Figura 101 - CTC14 – Zona Fundida na chapa 3.

5.0 CONCLUSÃO:

Os resultados de tração para as juntas de três chapas com solda a ponto foram diferentes dos resultados esperados teoricamente. Conforme proposto na introdução, o presente trabalho teve por objetivos: ser uma obra técnica (talvez a primeira) sobre reparo de carroceria automotiva em língua portuguesa; revisar o cenário atual da soldagem automotiva e discutir suas perspectivas futuras; sugerir recomendações para o reparo de um ponto de solda defeituoso (numa junta de três chapas, com acesso por apenas um dos lados, por ser o caso mais complexo); realizar testes físicos (arrancamento, cisalhamento e dureza) e metalográficos no ponto reparado para estimar qual o comportamento esperado em uma carroceria real. Entende-se que o trabalho atingiu seus objetivos de aprendizado, uma vez que observou-se:

1. Nas configurações A e B a ruptura ocorreu na Zona Afetada pelo Calor e não nas proximidades Zona Fundida. Na configuração C, a ruptura ocorreu na região limítrofe a Zona Fundida, de maneira menos abrupta, demonstrando que os parâmetros de soldagem eram mais adequados para essa configuração;

2. Quanto mais carbono, mais difícil é a soldagem. Portanto era teoricamente esperado que as chapa 2 seja mais fácil de soldar que as demais. Na junta de três chapas não se observou nenhuma diferença prática na soldabilidade quando apenas uma das chapas tem um percentual menor de carbono. Fósforo e enxofre prejudicam a resistência da junta soldada. O impacto dos elementos de liga depende da composição da chapa. Se o conteúdo de carbono for suficientemente grande, a solda terá fratura frágil. O que não foi o caso. O impacto do enxofre pode ser contido pela presença de manganês. Idealmente o enxofre deve estar a menos de 0.035%. Observa-se que chapa 2 tinha maior percentual de enxofre e também tinha maior percentual de enxofre, alumínio e silício. Por tanto, não foram observadas variações consistentes devido à composição das chapas.

3. Comparando às folhas sem revestimento, as chapas zincadas requerem um controle mais acurado dos parâmetros de soldagem, pois a soldabilidade é reduzida. Na junta de três chapas, a configuração A tinha as duas chapas externas zincadas e as configurações B e C tinham apenas uma chapa externa zincada. Foram usados os mesmos parâmetros de solda e a configuração A apresentou um desempenho inferior. É precipitado afirmar que se deve apenas à essa questão, mas com certeza, os resultados reforçam o fato de que existe uma diferença notável entre soldar chapas com e sem revestimento.

4. A resistência da junta foi sempre proporcional à espessura da junta do meio. A resistência da junta só foi maior do que a resistência da chapa do meio (isolada) para configuração C. Isso sugere que existe uma espessura mínima para aplicação das teorias convencionais de resistência dos materiais e essa espessura é próxima de 1,2 mm. No

entanto a solicitação de um veículo é muito diferente da solicitação de um teste de tração puro, portanto, a escolha por uma junta com uma chapa do meio de menor espessura pode ser motivada pela necessidade de aumentar a resistência a outras solicitações (como cisalhamento ou fadiga, por exemplo);

5. O alongamento foi inversamente proporcional à espessura da chapa do meio;
6. A dispersão dos resultados foi não acompanhada à espessura da chapa.

7. Considerando os resultados de dureza, observa-se que a queda de dureza da Zona Afetada pelo Calor foi maior que a queda de dureza da Zona Fundida para a Zona Afetada pelo Calor (41% e 30% respectivamente para a configuração A). Para aços comuns é usual considerar a dureza proporcional à resistência. Se a variação de dureza for proporcional à variação de resistência, isso pode explicar as peças da configuração A terem falhado na ZAC. Para as peças da configuração C, que falharam mais próximas à ZF, espera-se uma queda de dureza menor entre as regiões da solda;

8. A macrografia (Baquelite 8) não mostrou nenhum erro ou variação de processo para a configuração A. Os resultados da micrografia não foram conclusivos, como os resultados de tração foram dependentes da espessura da chapa do meio, poderia ter sido mais produtivo ter medido apenas a dureza da chapa do meio e feito a metalografia focando nesta chapa. Comparando a chapa superior com a chapa do meio, observa-se que quando a chapa superior sofre redução do tamanho do grão, a chapa do meio apresenta granulação grosseira e assim sucessivamente sempre apresentando comportamento oposto entre a granulação da chapa do meio e as externas.

9. Conforme discutido no campo, 4.6.2 Solda ponto (Configuração A, apenas): o perfil das peças automotivas, muitas vezes inclinado para um dos lados, pode induzir o soldador ao erro, recomenda-se o uso de uma ferramenta para pressionar igualmente a região ao redor do reparo, garantindo que não haverá muito espaço entre as chapas, para o escoamento da ZF entre elas.

Propõem-se para trabalhos futuros: estudos reparos com diferentes diâmetros de furo; estudo com peça reparada em testes de durabilidade veicular; estudo de possibilidade de reparo com laser, plasma ou outros processos factíveis para indústria automotiva; estudo de reparo em peças de alumínio.

6.0 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS:

ArcelorMittal Europe. **Product Catalogue**. 2012. <<http://automotive.arcelormittal.com/saturnus/sheets/catalogue.pl?fn=list&language=EN>>. Acesso em 07 mai. 2014.

ASLANLAR, S. The effect of nucleus size on mechanical properties in electrical resistance spot welding of sheets used in automotive industry. **Material & Design**, New York, v. 27, p.125-131, 2006.

BARNES, T.; PASHBY, I.. Joining techniques for aluminium spaceframes used in automobiles: Part I - solid and liquid phase welding. **Journal Of Material Processing Technology**. New York, p. 62-71. mar. 2000. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013699003672>>. Acesso em: 22 fev. 2014.

CAMPANA, G. et al. The influence of arc transfer mode in hybrid laser-mig welding **Journal Of Material Processing Technology**. New York, p. 111-113. ago. 2007. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013607002014>>. Acesso em: 17 abr. 2014.

CHAO, Y.. Ultimate strength and failure mechanism of resistance spot weld subjected to tensile, shear or combined tensile-shear loads. **Journal Of Engineering Material And Technology**. Detroit, p. 125-132. abr. 2003.

CHANG, B.H.; SHI, Y.W.; DONG, S.J.. A Study on the role of Adhesives in Weld-Bonded Joints. **Welding Research Supplement**. Le Jeune Road, Miami, Fl, p.275-279. ago. 1999. Disponível em: <<http://www.aws.org/wj/supplement/aug99/CHANG.pdf>>. Acesso em 16 abr. 2014.

CHEN, F. et al. Nondestructive Evaluation of Spot Weld Integrity/Quality: Method Comparison. In: INTERNATIONAL CONGRESS & EXPOSITION, 1999., 1999, Detroit. **SAE Technical Papers**. Detroit: Sae, 1999. v. 1, p. 1 - 10. Disponível em: <<http://papers.sae.org/1999-01-0944/>>. Acesso em: 22 fev. 2014.

CHOVET, C.; GUIHEUX, S.. Possibilities offered by MIG and TIG brazing of galvanized ultra high strength steels for automotive applications. **La Metallurgia Italiana**, Milan, p.47-54, ago. 2006.

DENIT, Ministério dos Transportes; DPRF, Ministério da Justiça. **Anuário Estatístico das Rodovias Federais 2010**: Acidentes de Trânsito e Ações de Enfrentamento ao Crime. Brasília: República Federativa do Brasil, 2010. (683). Disponível em: <<http://www.dnit.gov.br/rodovias/operacoes-rodoviarias/estatisticas-de-acidentes/anuario-2010.pdf>>. Acesso em: 06 mar. 2014.

DONDERS, Stijn et al. The effect of spot weld failure on dynamic performance vehicle. Sound and Vibration, Leuven, p.16-24, abr.2005.

DURFFY, James E.; SCHARFF, Robert. **Auto Body Repair**. 4. ed. New York: Thomson Delmar Learning, 2004.

DURGUTLU, Ahmet. Experimental investigation of the effect of hydrogen in argon as shielding gas on TIG welding of austenitic steel. **Material & Design**, New York, v. 25, n. 1, p.19-23, fev. 2004. Disponível em:

<<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306903001663>>. Acesso em 17 abr.2014

DÜRING. **Producte**. Disponível em: <<http://www.duering-schweisstechnik.de/>> Acesso em:06 mai.2014.

EGARA. **European Group of Automotive Recycling Associations**. Disponível em: <<http://www.egaranet.org/>>. Acesso em: 06 mar. 2014.

ELVS. **End of Life Vehicle Solutions**. Disponível em: <<http://elvsolutions.org/>>. Acesso em: 06 mar. 2014.

European Commission. **End of Life Vehicles**. Disponível em: <http://ec.europa.eu/environment/waste/elv_index.htm>. Acesso em: 06 mar. 2014

FRIEDRICH, H.; SCHUMANN, S.. Research for 'new age' of magnesium in automotive industry. **Journal Of Materials Processing Technology**, New York, v. 123, n. 3, p.276-281, 23 nov. 2001. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013601007804>>. Acesso em 14 abr.2014.

GHOSAL, S. et al. Bake Hardening Steel (BH220) Characterization. **Sae International Technical Papers**. Detroit, p. 1-10. 07 out. 2008.

GOULD, J., KHURANA, S., & LI, T. Predictions of microstructures when welding automotive advanced high-strength steels. **Welding Journal**, Miami, p. 112-116, mai. 2006.

HAYAT, Fatih. Resistance spot weldability of dissimilar materials: BH180-AISI304L Steels and BH180-IF7123 Steels. **Journal of Materials, Science &Technology**, Pequim, vol. 27, n.11, p. 1047-1058, nov. 2011.

INTERNATIONAL STANDARDS. **ISO 14323**: Resistance spot welding and projection welds - - Destructive testing of welds -- Specimen dimensions and procedure for impact shear test and cross-tension testing. 2 ed. Switzerland: Iso Copyright, 2010. 12 p.

_____. **ISO 14329**: Resistance welding -- Destructive tests of welds -- Failure types and geometric measurements for resistance spot, seam and projection welds. Switzerland: Iso Copyright, 2010. 8 p.

KULEKCI, Mustafa Kemal. Magnesium and its alloys applications in automotive industry. **The International Journal Of Advanced Manufacturing Technology**, New York, v. 39, n. 9, p.851-865, nov. 2008.

KUO, A.; JAYASURIYA, A.; WUNG, P. The effect of high mileage spot weld in degradation on vehicle body joint stiffness. **Sae International Technical Papers**. Detroit, p. 1-10. 05 mar. 2001.

KUZIAK, R.; KAWALLA, R.; WANGLER, S. Advanced high strength steels for automotive industry. **Archives of Civil and Mechanics Engineering, Vol. 8, No. 2** Varsóvia, p.103-117, 2008.

LAMPE, Th.; EISENBERG, S.; CABEO, E. Rodríguez. Plasma surface engineering in automotive industry - trends and future perspective. **Surface And Coatings Technology**, Wolfsburg, p.1-7, jan. 2003.

LUVATA. Welding Wire Products. Disponível em:
<http://www.luvata.com/en/Products/Special-Products/Welding-Products/Welding-Wire-products/> Acesso em: 07 mai.2014.

MADASAMY, Chelliah et al. Methodology for Testing of Spot-Welded Steel Connections Under Static and Impact Loadings. In: SAE 2003 WORLD CONGRESS & EXHIBITION, 2003., 2003, Detroit. **SAE Technical Papers.** Detroit: Sae, 2013. v. 03, p. 1 - 10. Disponível em: <http://papers.sae.org/2003-01-0608/>. Acesso em: 22 fev. 2014.

MENDEZ, Patrício F.; EAGAR, Thomas W.. Welding Process for Aeronautics. **Advanced Materials & Processes.** Cambridge, Massachusetts, p. 39-43. maio 2001. Disponível em: <http://eagar.mit.edu/eagarpapers/eagar184.pdf>. Acesso em: 14 abr. 2014.

MILLER, K. W.; CHAO, Y. J.; WANG, P. C.. Strength of spot welded joint pairs as determined by layout. **Sae International Technical Papers.** Detroit, p. 1-10. 10 mar. 2000.

MILLER, W. S. et al. Recent development of aluminium alloys for automotive industry. **Material Science & Engineering.** New York, v.280, n.1, p.37-49, 15 mar. 2000.

NICOARA, Mircea et al. Optimization of energy consumption and microstructural aspects on brazing aluminium tubes for automotive industry. **Proceedings of the 11th WSEAS International Conference on Sustainability in Science Engineering.** 2010, Timisoara, Romênia, p. 325-329. Disponível em: <http://www.wseas.us/e-library/conferences/2009/timisoara/SSE2/SSE2-10.pdf>. Acesso em: 17 abr. 2014.

OSORIO, W. et al. Efeito das diferentes morfologias estruturais e tamanho de grão na resistência à corrosão em amostras de alumínio e zinco puros. **22º Congresso Brasileiro de Corrosão.** 2002.

PETERSON, W.; BORCHELT, J.. Maximizing cross tension impact properties of spor welds in 1.5 mm low carbon, dual-phase, and martensitic steel. **Sae International Technical Papers.** Detroit, p. 1-10. 03 out. 2000.

POTUKUTCHI, R. Fatigue analysis of steel MIG welds in automotive structure. **Sae International Technical Papers.** Detroit, p. 1-10. 08 mar. 2004.

SMITH, C. B.; HINRICHES, J. F.; RUEHLS, P. C.. Friction Stir Spot Welding - Lean, Mean and Green. **Friction Stir Link**, Westmound, p.1-7, abr. 2014. Disponível em: <http://frictionstirlink.com/publications/Pub14AWSSMCLeanMeanGreenpdf.pdf>. Acesso em: 17 abr. 2014.

VALENCIANI, Vitor César. **Ligações em Estruturas de Aços.** 1997. 352 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Civil, Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, São Carlos, 1997. Cap. 4.

YAMAGUCHI, A. et al. Spot-weld layout by optimization for body stiffness by topology optimization. **Sae International Technical Papers.** Detroit, p. 1-10. 14 abr. 2008.

YANG, W. S.; LEE, S. H.. A study on joining strength of laser spot weld on automotive applications. **Journal Of Materials Processing Technology.** New York, p. 151-156. 29 set. 1999. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013699000941>. Acesso em: 22 fev. 2014.

WAINER, Emílio; BRANDI, Sérgio Duarte; MELLO, Fábio Décourt Homem de. **Soldagem: Processos e Metalurgia**. 7. ed. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda, 2010. 494 p.

World Auto Steel. **AHSS Guidelines**. 2009. Disponível em: <<http://www.worldautosteel.org/projects/ahss-guidelines/>>. Acesso em: 07 mai. 2014.

ZHANG, S.. A Strain Gauge Method for Spot Weld Testing. **Sae International Technical Papers**. Detroit, p. 1-10. 03 mar. 2003.

ZHU, Wen-feng; XU, Chun.; ZENG, Lu.. Coupled finite element analysis of MIG welding assembly on auto-body high-strength steel panel and door hinge. **International Journal of Advanced Manufacturing Technologies**, v.51, p. 551-559. 2010. Disponível em: <http://download.springer.com/static/pdf/278/art%253A10.1007%252Fs00170-010-2646y.pdf?auth66=1397842760_e07dca2d058c29de310153141a519925&ext=.pdf>. Acesso em 16 abr. 2014.

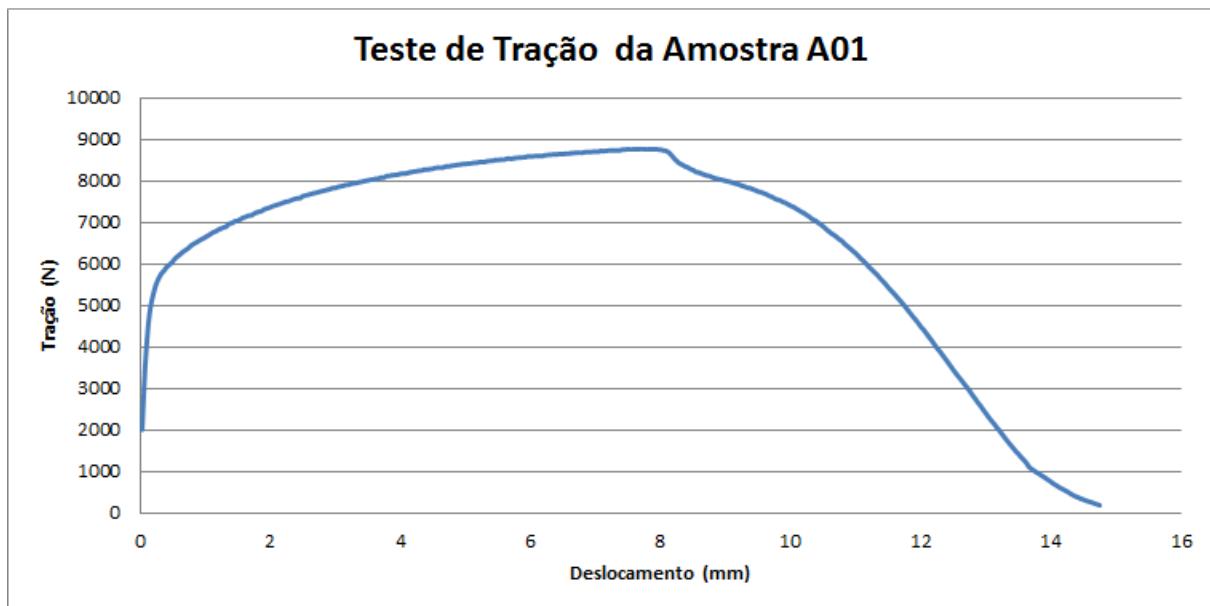
APÊNDICE A:

Gráfico 5 – Resultado do teste de tração da amostra solda ponto A01.

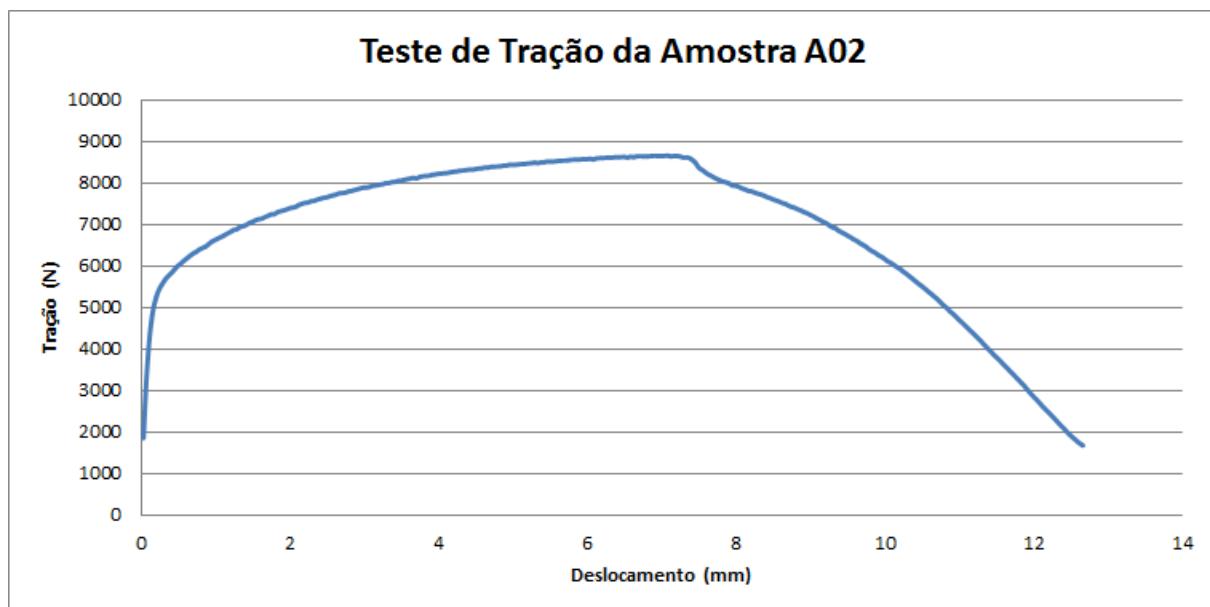


Gráfico 6 - Resultado do teste de tração da amostra solda ponto A02.

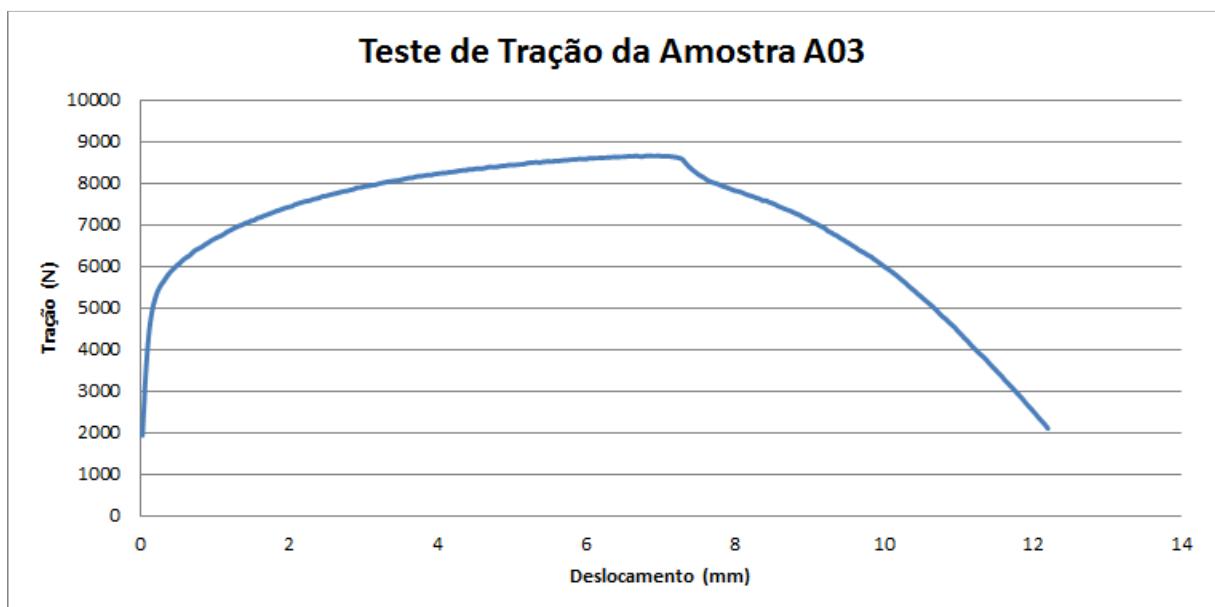


Gráfico 7 - Resultado do teste de tração da amostra solda ponto A03.

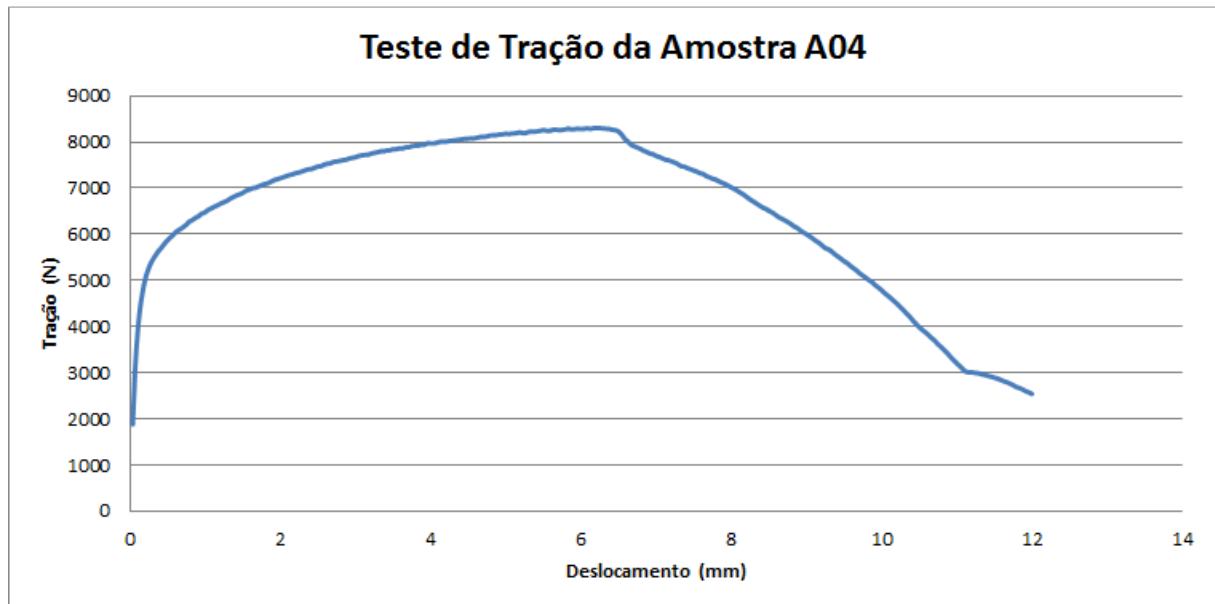


Gráfico 8 - Resultado do teste de tração da amostra solda ponto A04.

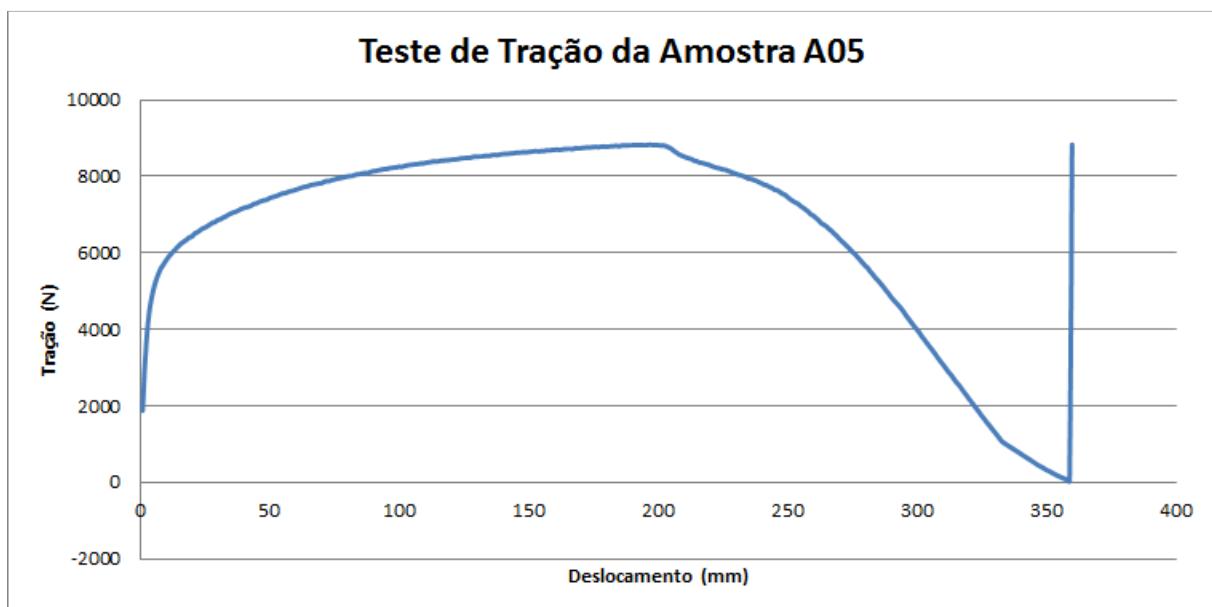


Gráfico 9 - Resultado do teste de tração da amostra solda ponto A05.

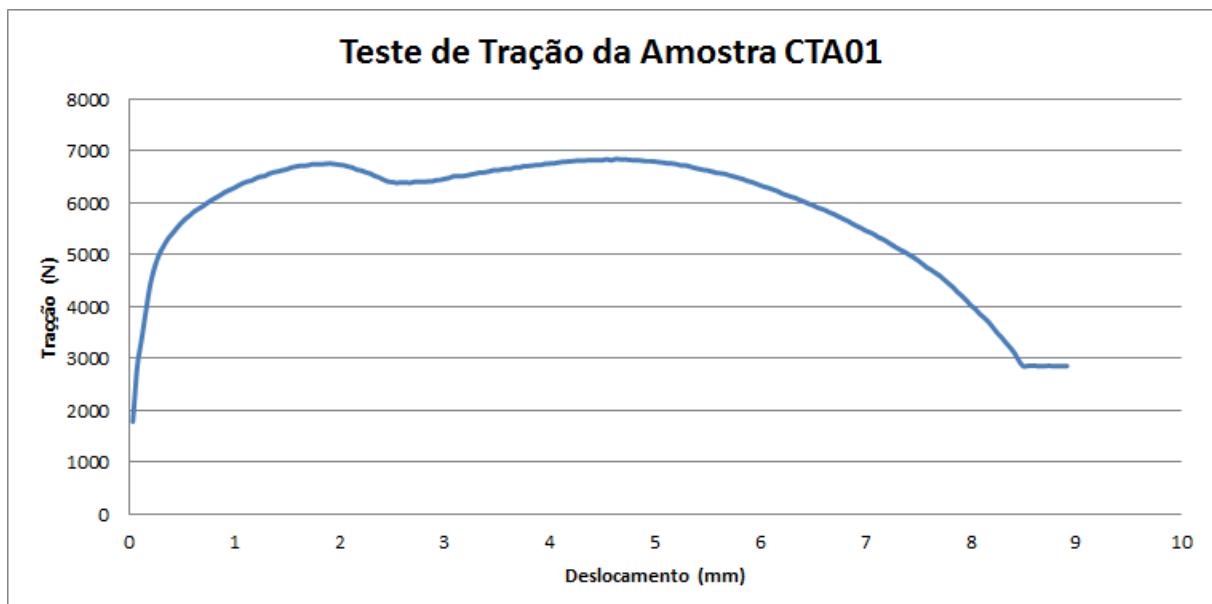


Gráfico 10 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTA01.

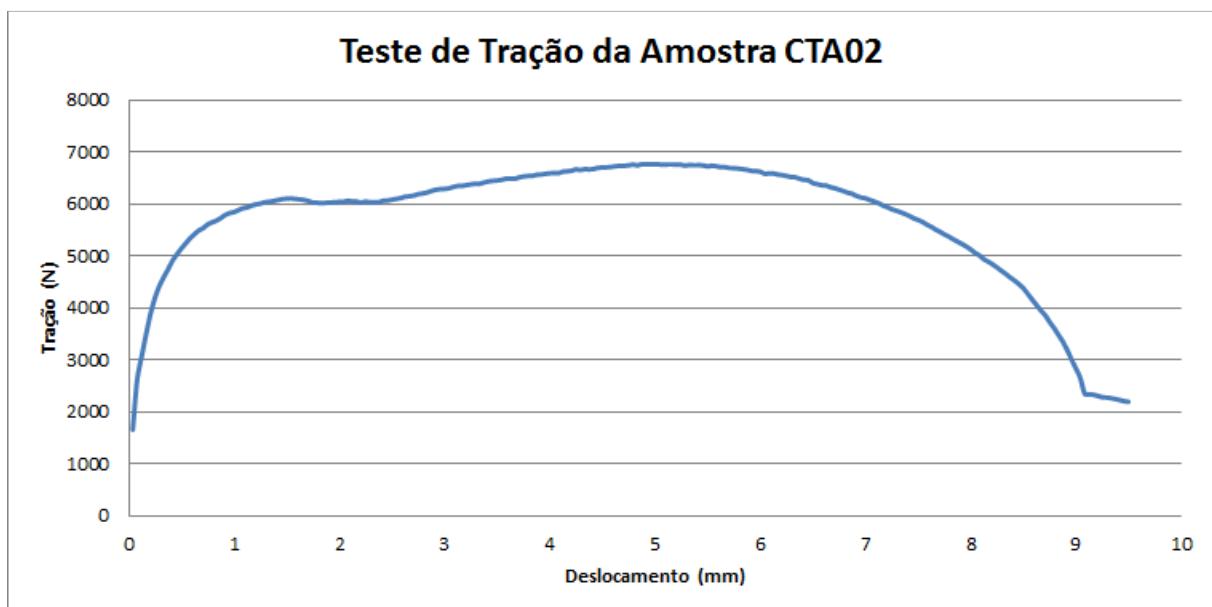


Gráfico 11 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTA02.

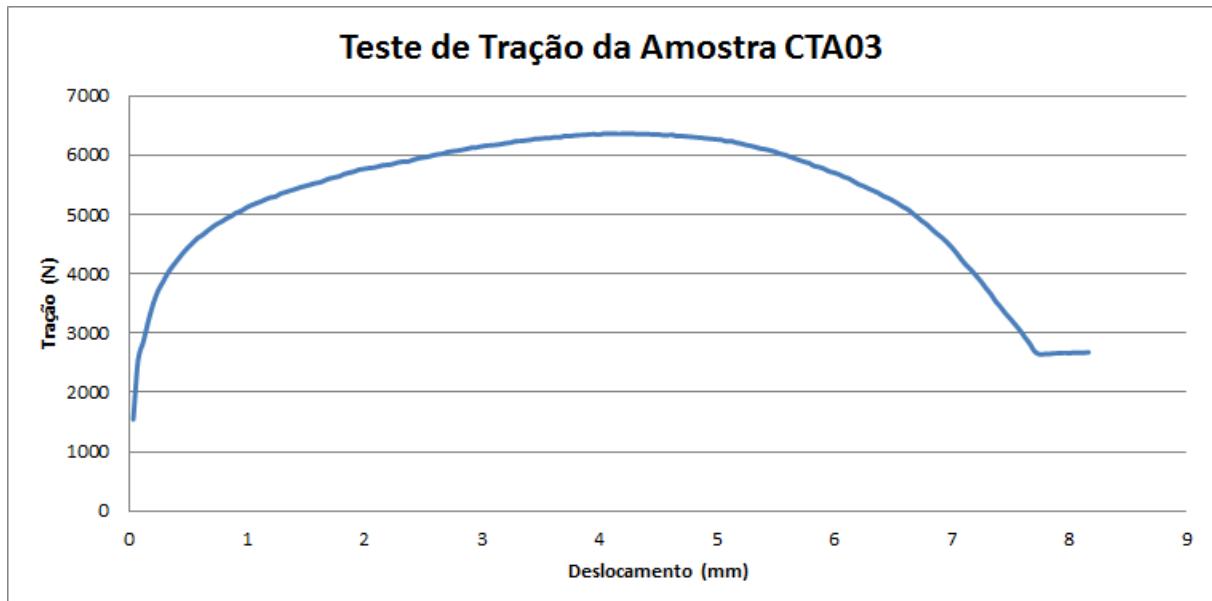


Gráfico 12 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTA03

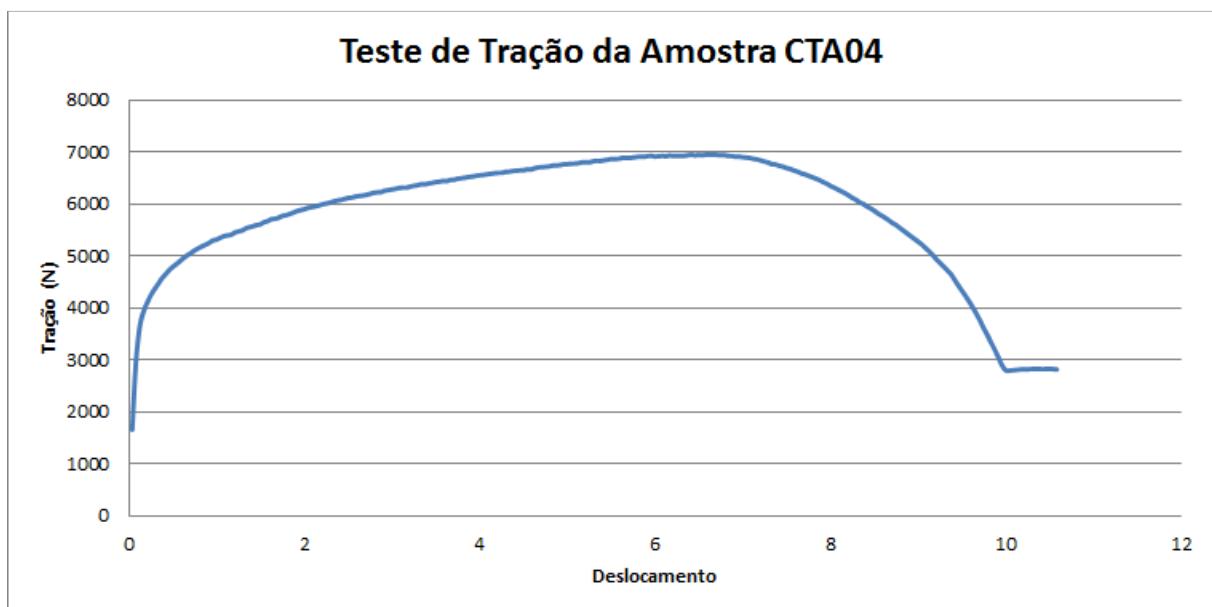


Gráfico 13 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTA04.

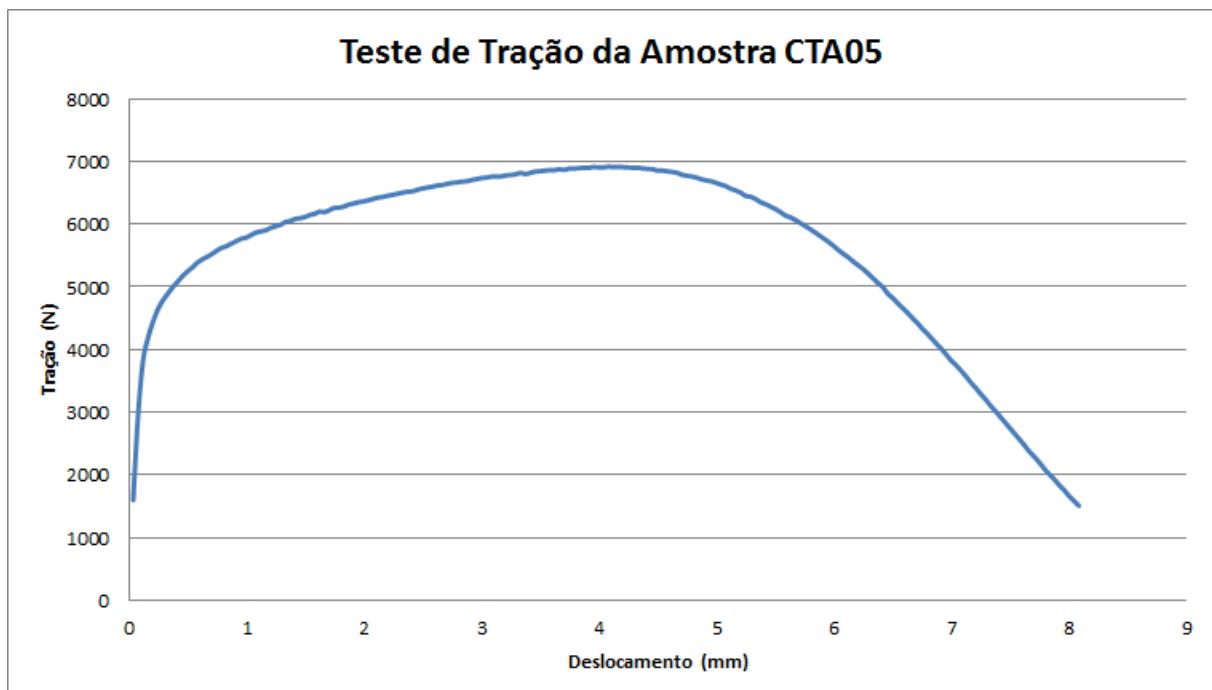


Gráfico 14 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTA05.

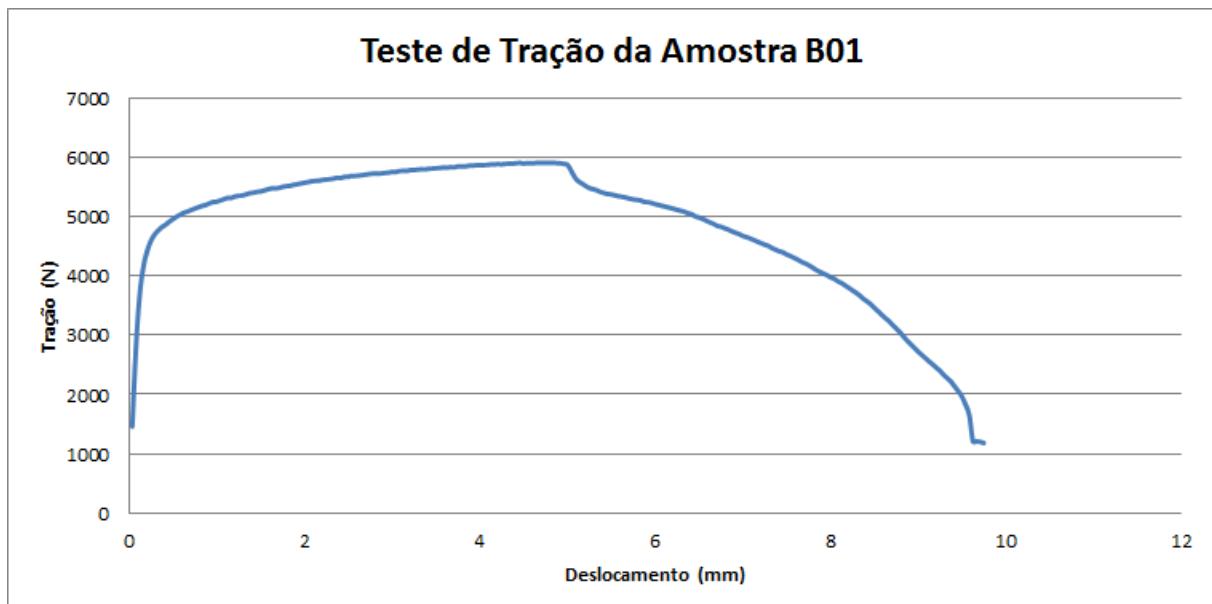


Gráfico 15 - Resultado do teste de tração da amostra ponto B01.

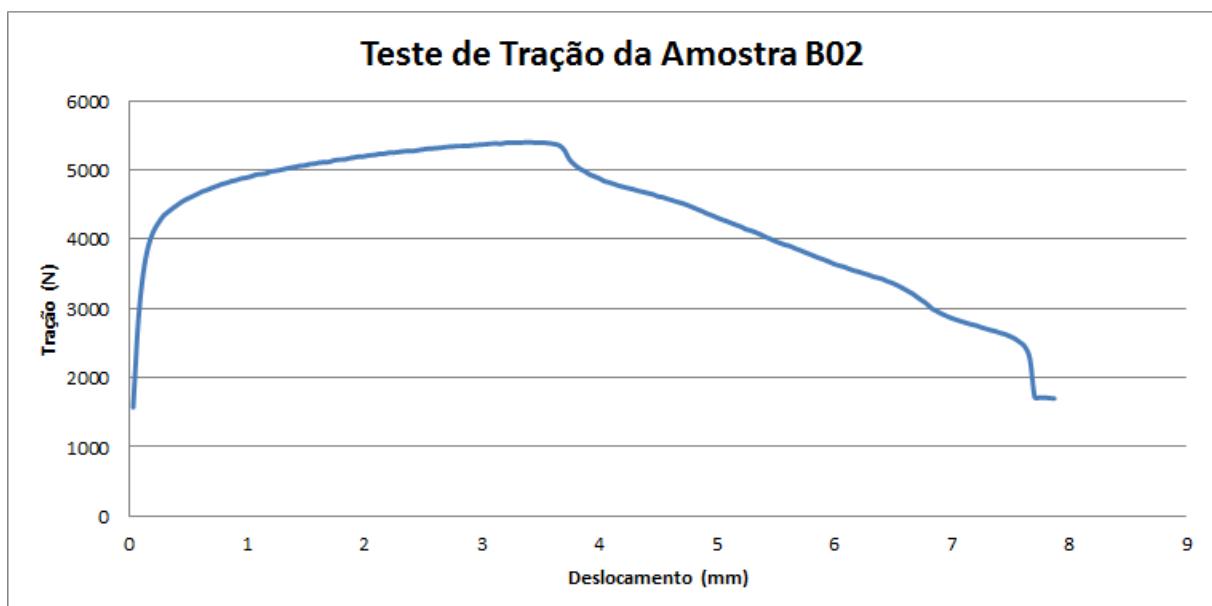


Gráfico 16 - Resultado do teste de tração da amostra ponto B02.

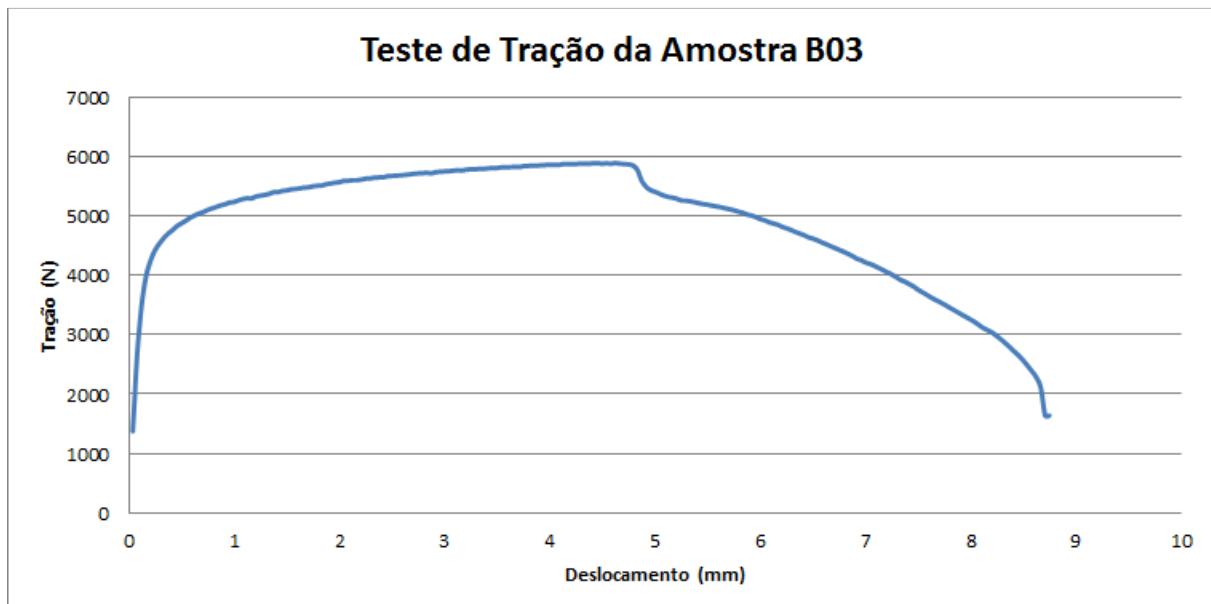


Gráfico 17 - Resultado do teste de tração da amostra ponto CTB03.

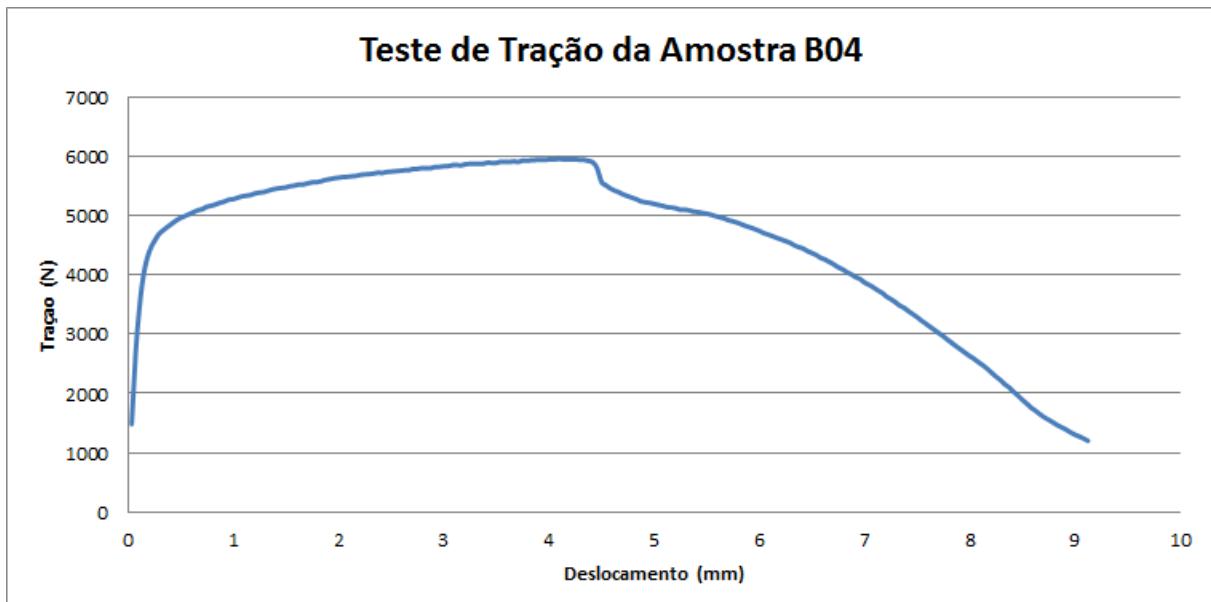


Gráfico 18 - Resultado do teste de tração da amostra ponto B04.

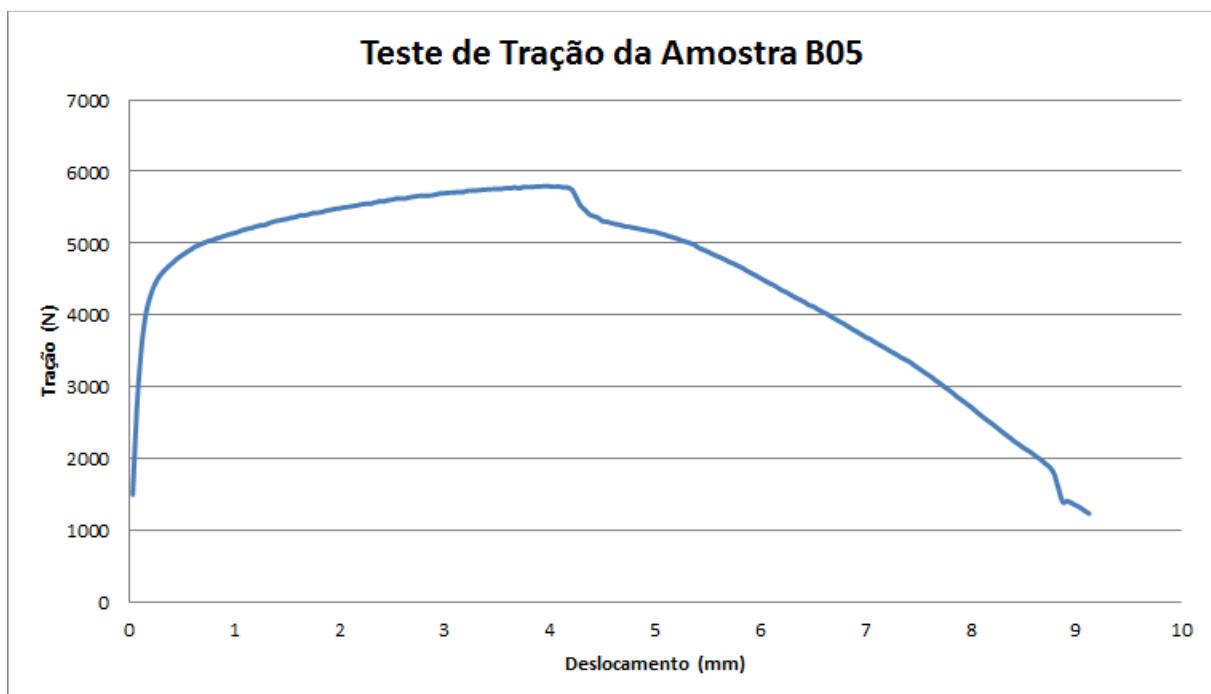


Gráfico 19 - Resultado do teste de tração da amostra ponto B05.

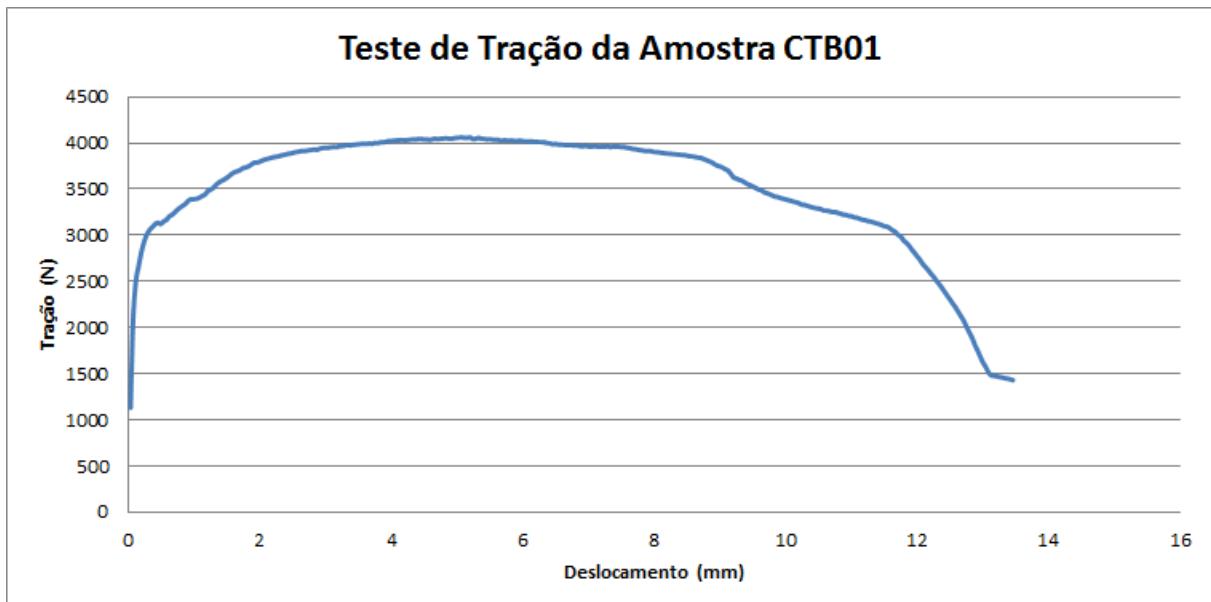


Gráfico 20 – Resultado do teste de tração da amostra tampão CTB01.

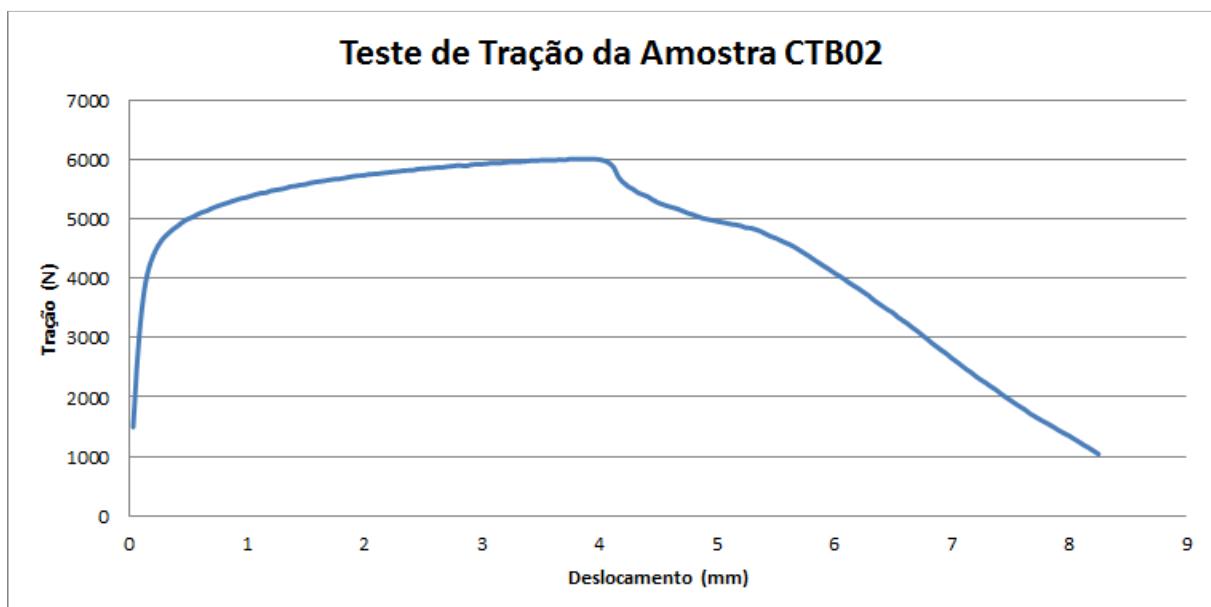


Gráfico 21 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTB02.

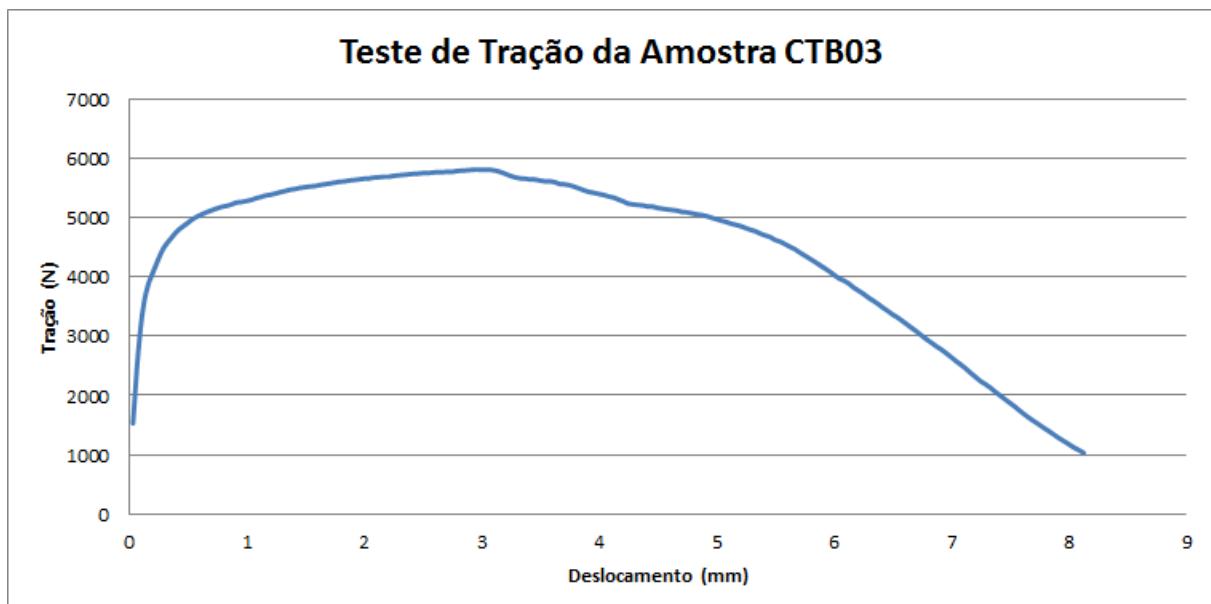


Gráfico 22 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTB03.

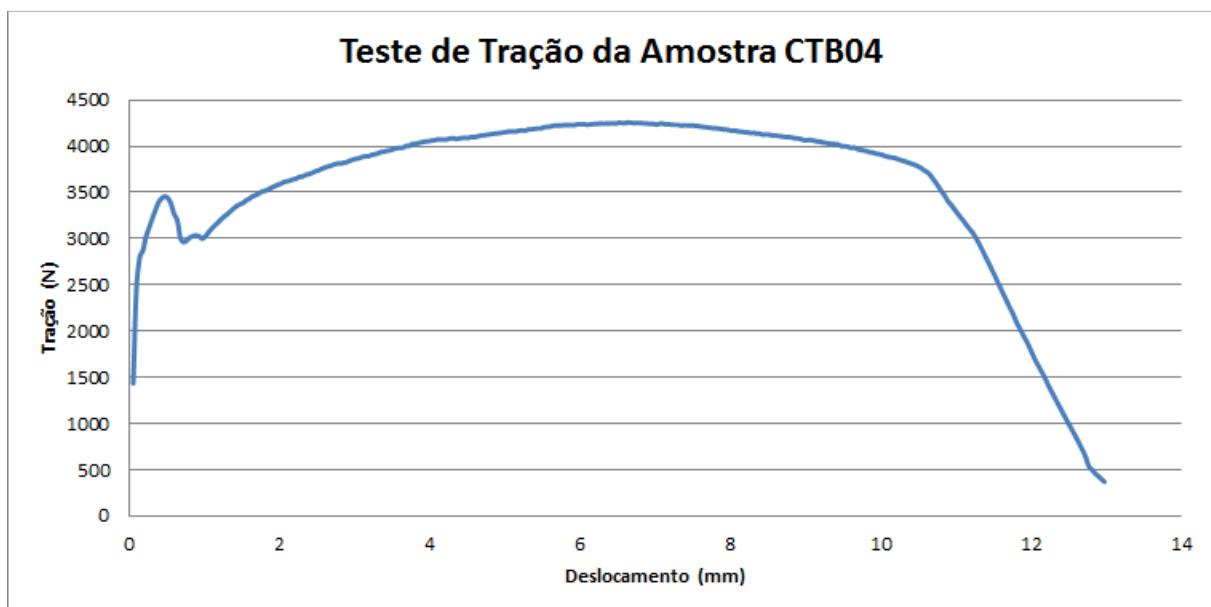


Gráfico 23 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTB04.

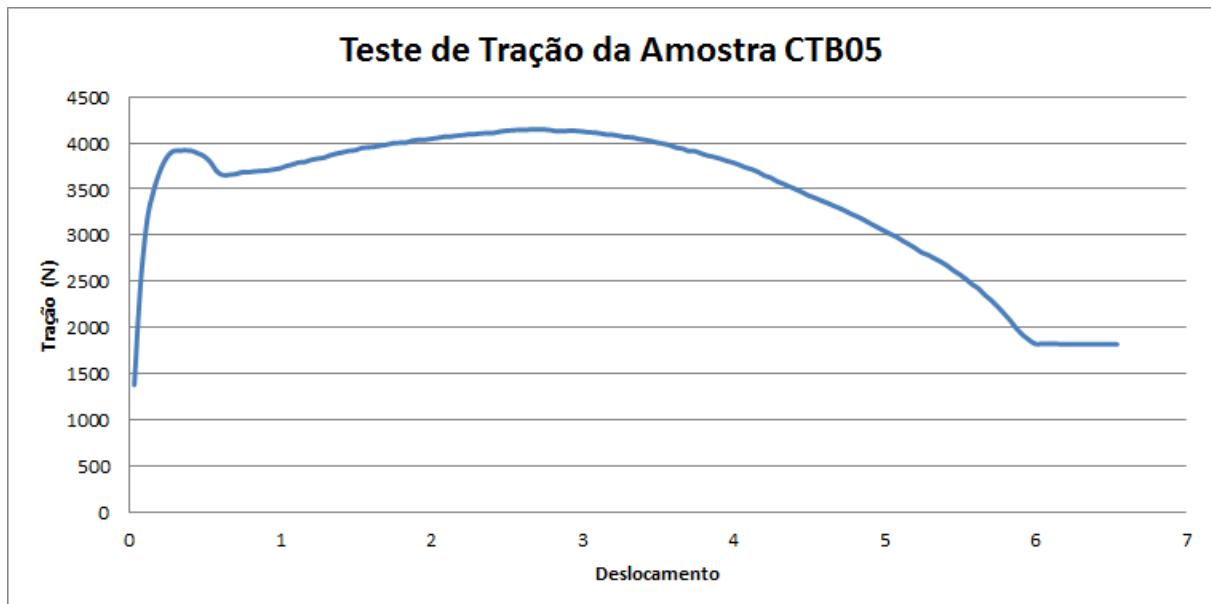


Gráfico 24 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTB05.

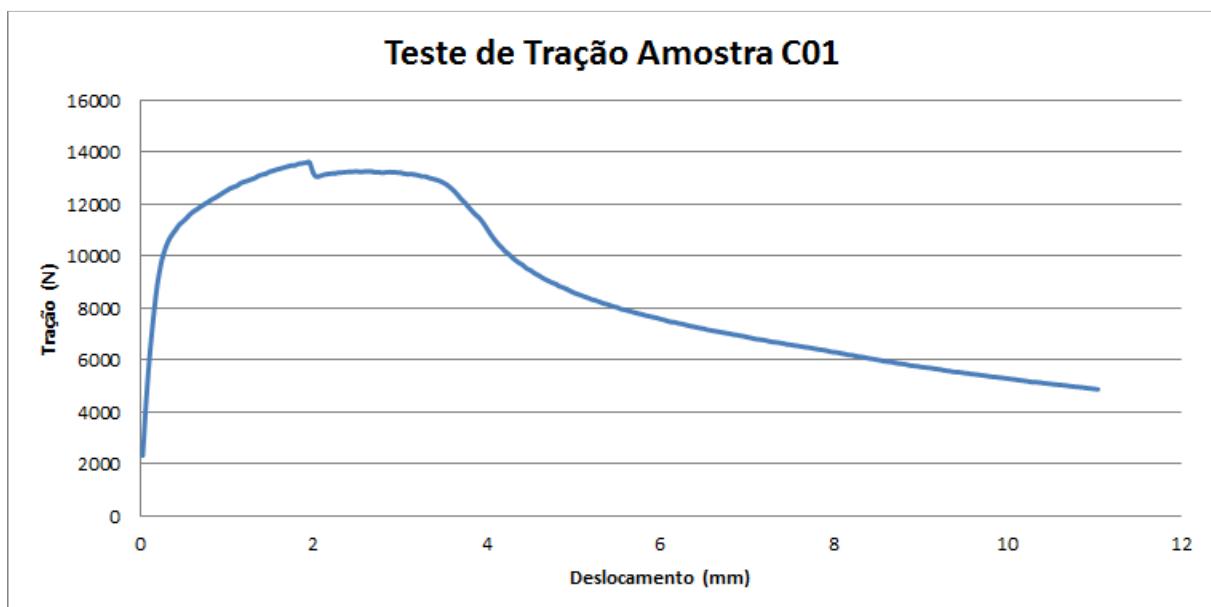


Gráfico 25 - Resultado do teste de tração da amostra ponto C01.

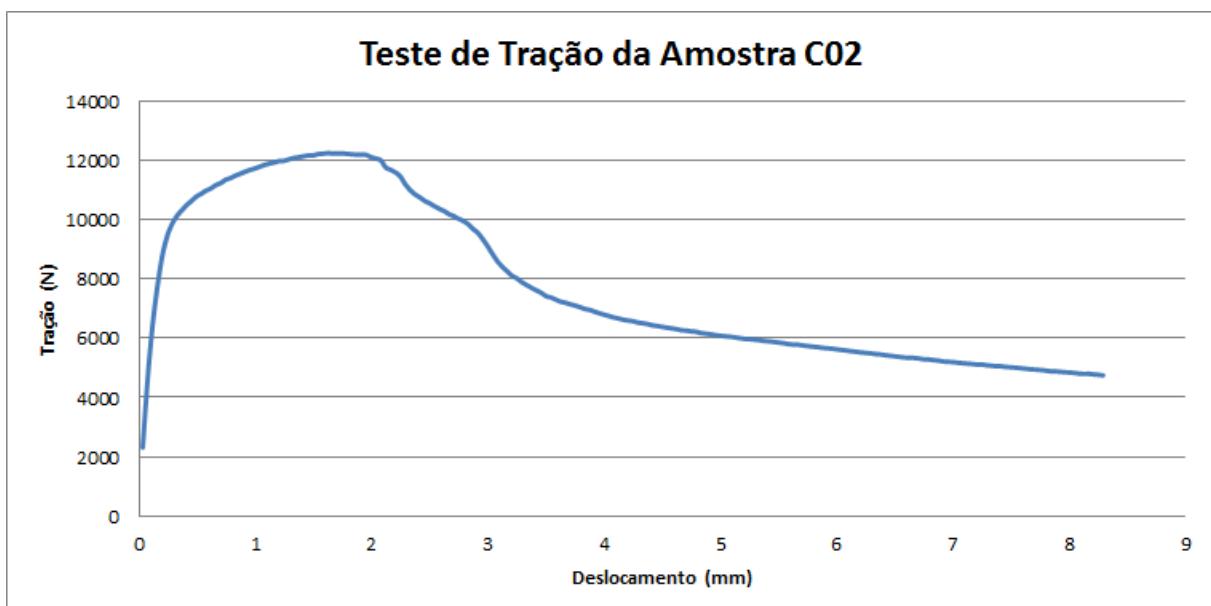


Gráfico 26 - Resultado do teste de tração da amostra ponto C02.

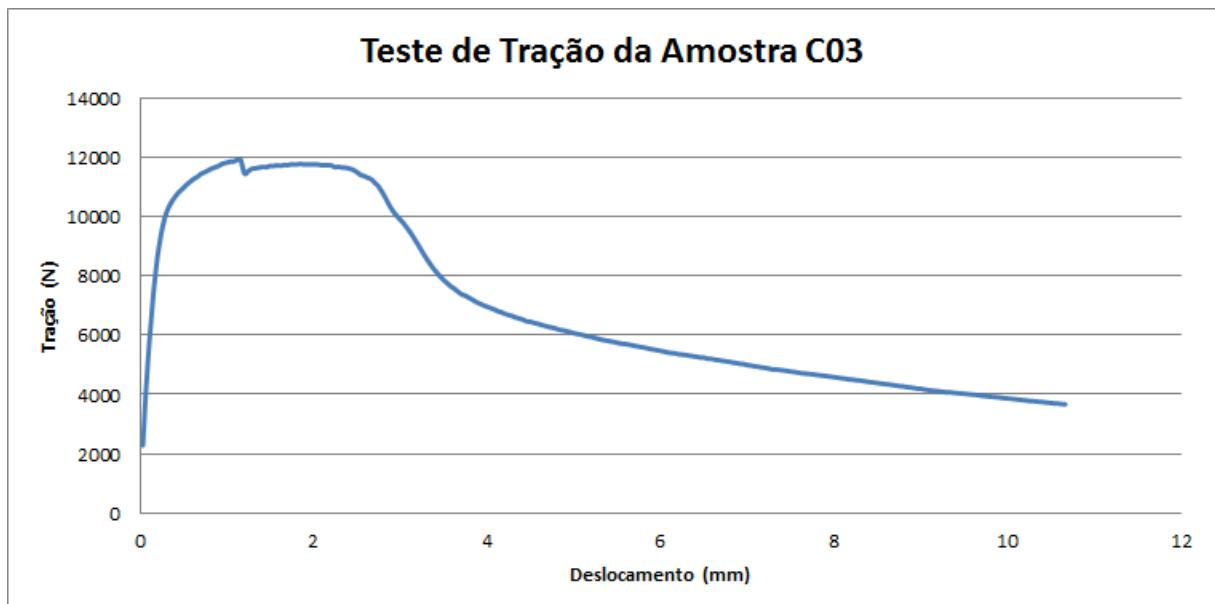


Gráfico 27 - Resultado do teste de tração da amostra ponto C03.

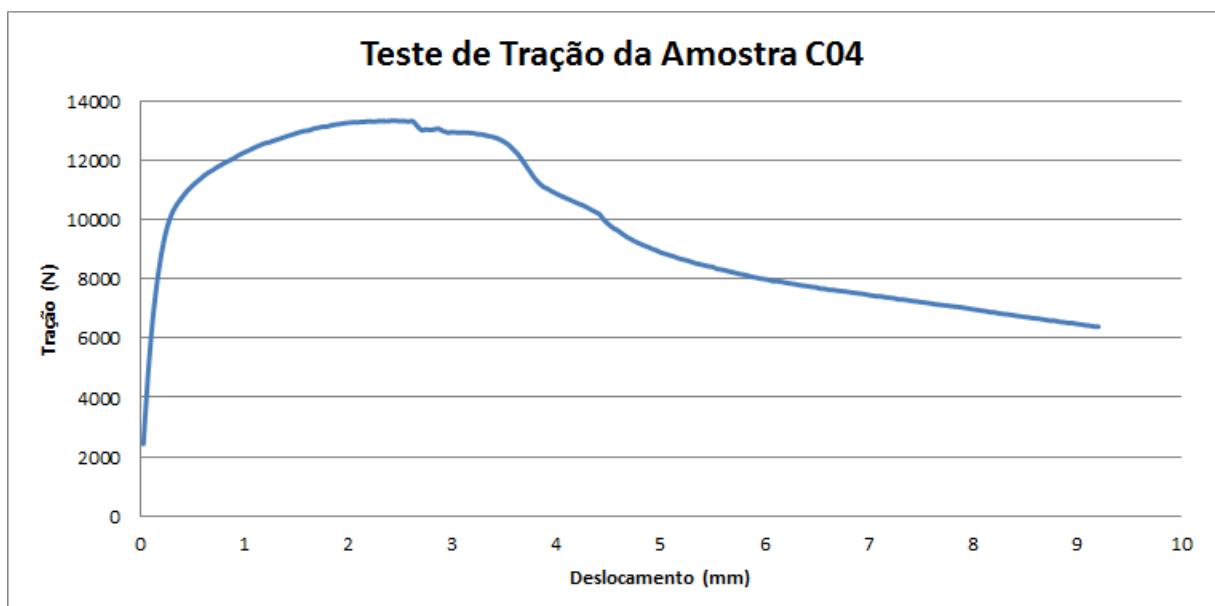


Gráfico 28 - Resultado do teste de tração da amostra ponto C04.

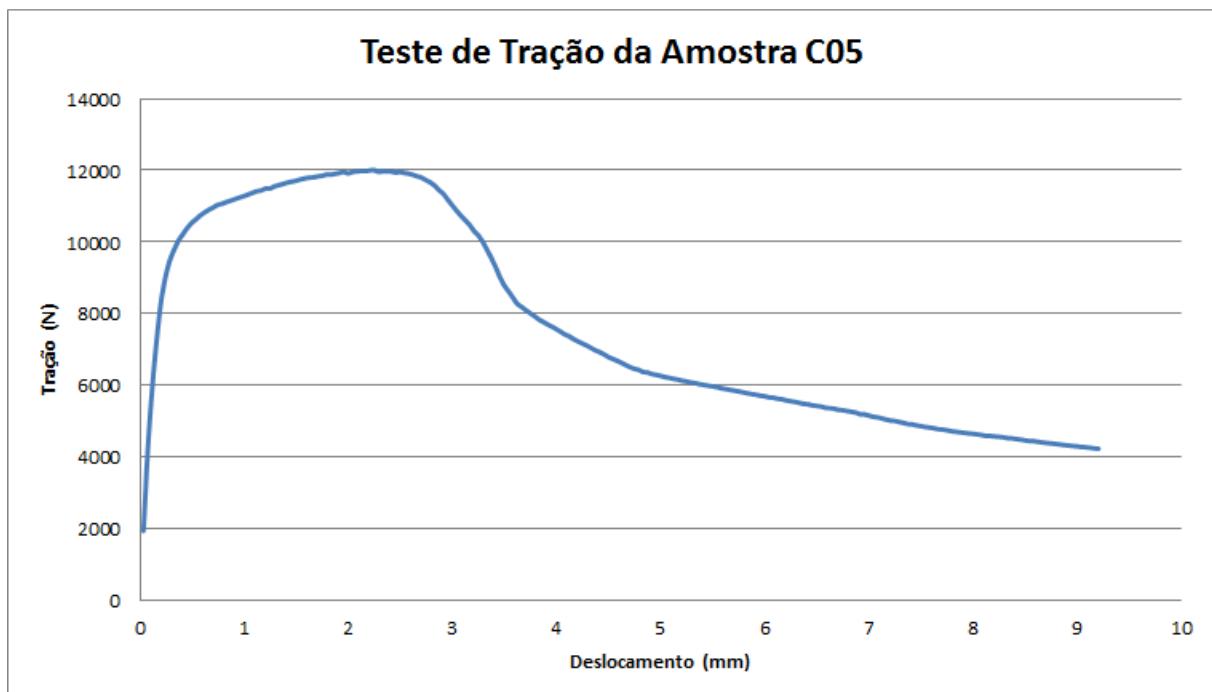


Gráfico 29 - Resultado do teste de tração da amostra ponto C05.

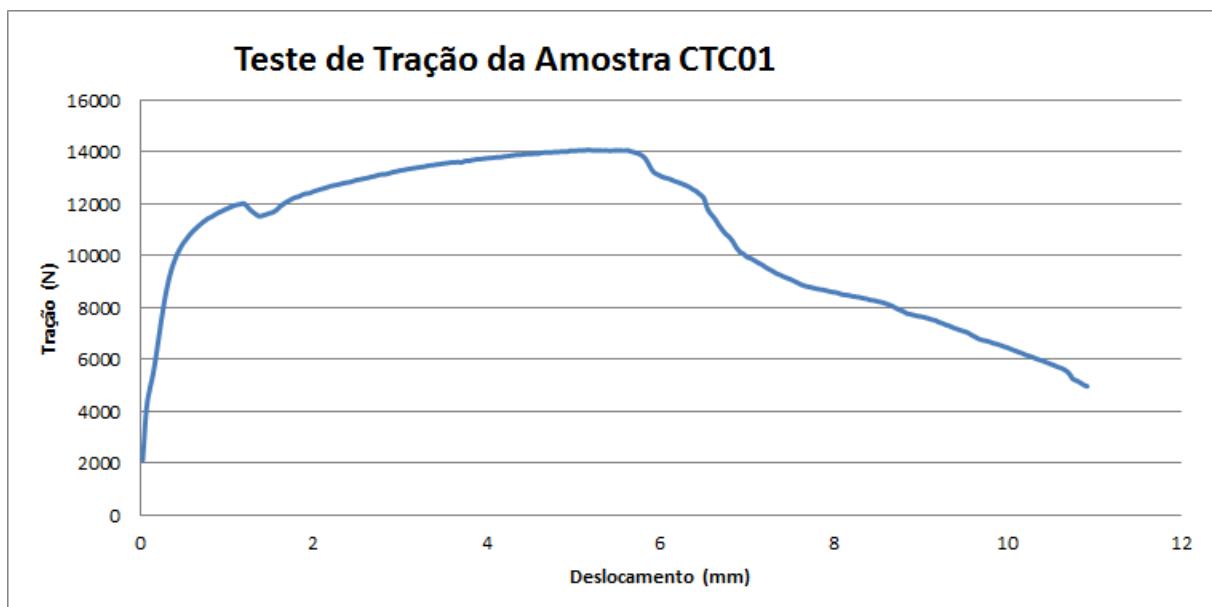


Gráfico 30 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTC01.

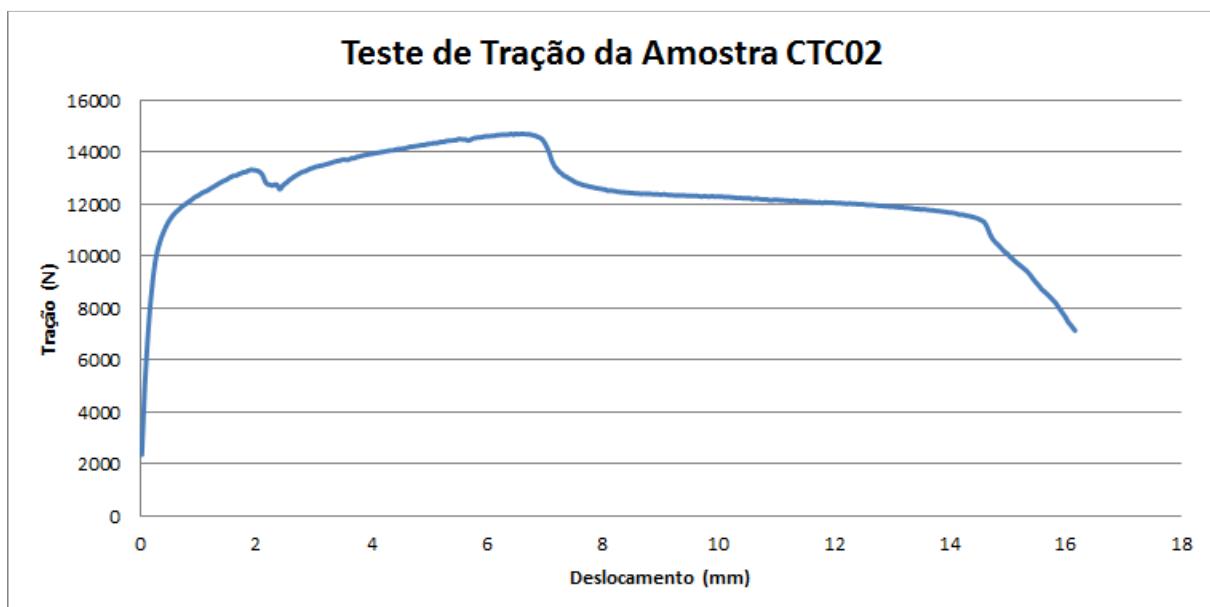


Gráfico 31 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTC02.

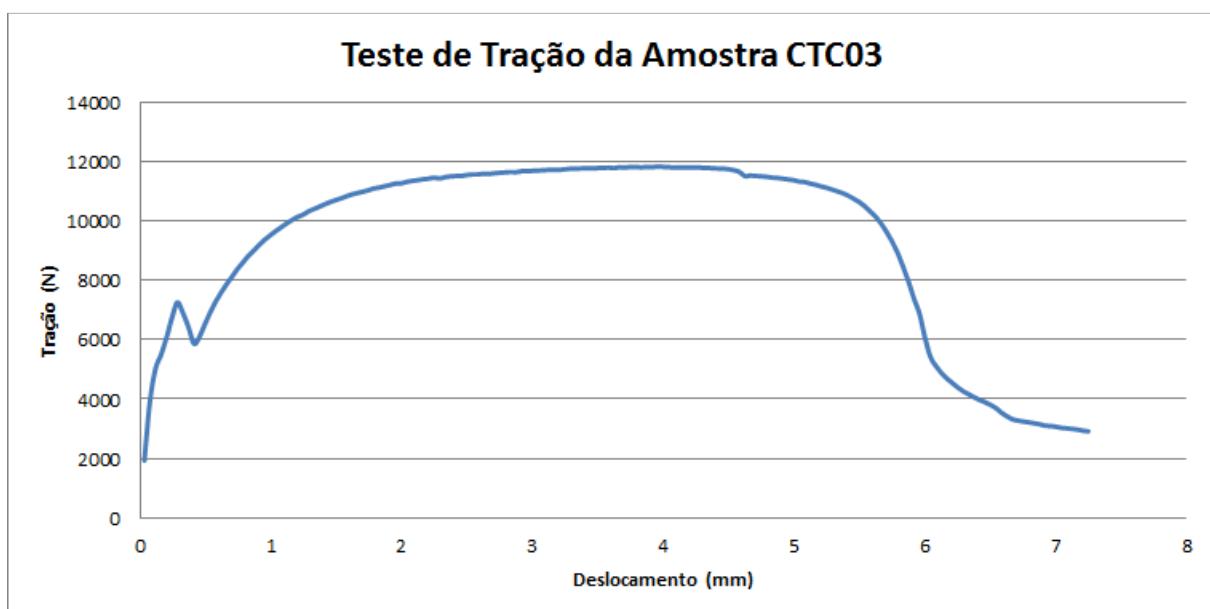


Gráfico 32 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTC03.

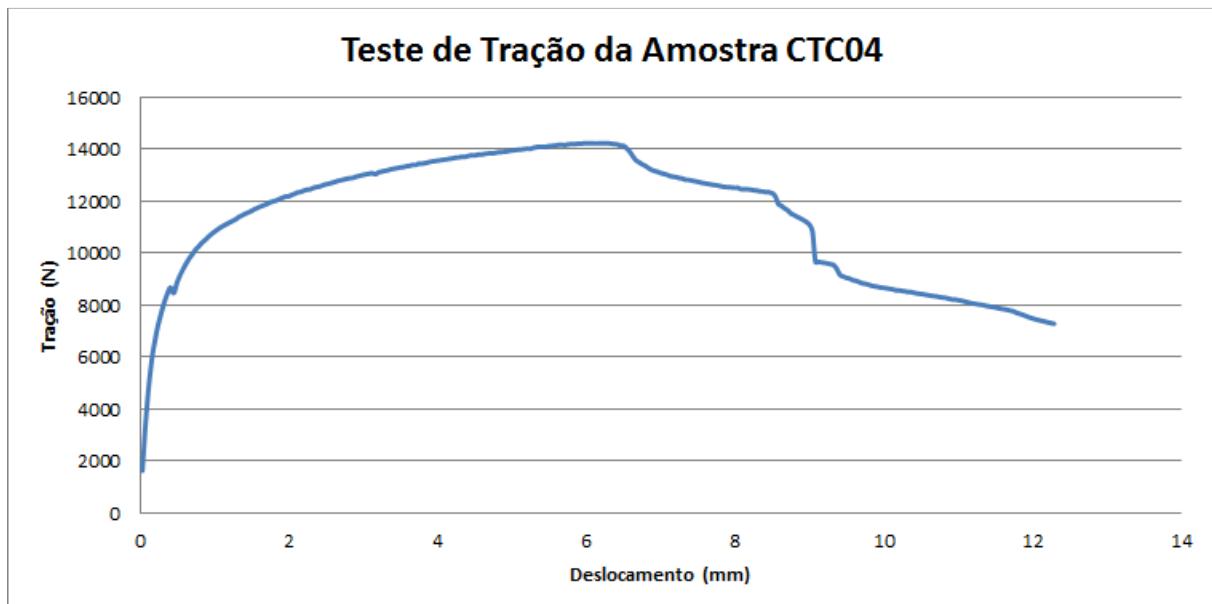


Gráfico 33 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTC04.

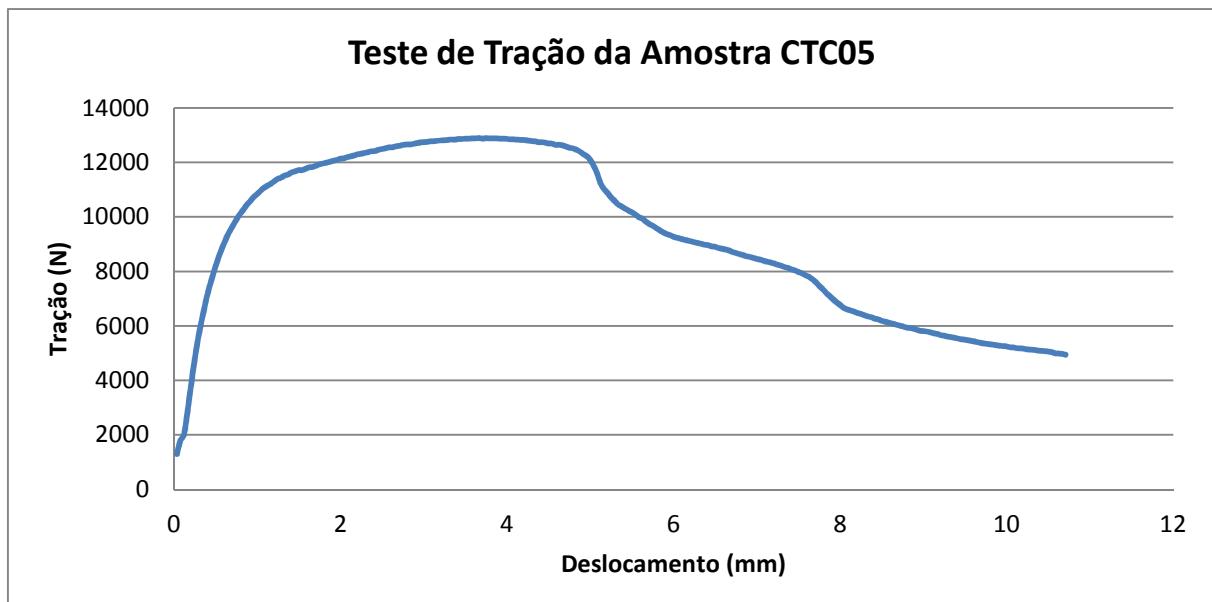


Gráfico 34 - Resultado do teste de tração da amostra tampão CTC05.