

MARCO ANTONIO WOLFF

SOLDABILIDADE DOS AÇOS DUAL-PHASE 600 e 800
VIA PROCESSO DE SOLDAGEM A PONTOS MÉDIA
FREQUÊNCIA CORRENTE CONTÍNUA (MFDC) E
CORRENTE ALTERNADA (AC)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
2008

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

MARCO ANTONIO WOLFF

SOLDABILIDADE DOS AÇOS DUAL-PHASE 600 e 800 VIA
PROCESSO DE SOLDAGEM A PONTOS MÉDIA FREQUÊNCIA
CORRENTE CONTÍNUA (MFDC) E CORRENTE ALTERNADA (AC)

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho

UBERLÂNDIA – MG
2008

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

W855s Wolff, Marco Antonio, 1982-

Soldabilidade dos aços DUAL-PHASE 600 e 800 via processo de soldagem a pontos média frequência corrente contínua (MFDC) e corrente alternada (AC) / Marco Antonio Wolff. - 2008.
140 f. : il.

Orientador: Louriel Oliveira Vilarinho.

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Soldagem - Teses. I. Vilarinho, Louriel Oliveira. II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDU: 621.791

Agradecimentos

“Não to mandei eu? Sê forte e corajoso, não temas, nem te espantes, porque o Senhor, teu Deus, é contigo por onde quer que andares” Js 1.9. Este versículo resume a presença de Deus em minha vida e na realização deste trabalho, a quem agradeço em primeiro lugar.

Ao meu orientador, Prof. Louriel Vilarinho, pela amizade e serenidade demonstradas durante todo esse tempo. Pela confiança, paciência e pelas horas empenhadas em auxiliar na elaboração e desenvolvimento da dissertação.

A todos os professores, em especial aos Professores Valtair Ferraresi, pelo encorajamento e maneira otimista de enfrentar os problemas e Américo Scotti, pela cobrança e lições de comprometimento, que vão muito além do necessário para a elaboração de uma dissertação, mas que farão parte do caráter por toda uma vida.

À Universidade Federal de Uberlândia e à Faculdade de Engenharia Mecânica pela oportunidade de realizar este Curso.

Ao CNPQ, pela bolsa de estudos concedida e à USIMINAS S/A, pela doação do material empregado e financiamento do trabalho. Um agradecimento especial ao amigo Ramsés, pelas visitas e apoio laboratorial concedido e pelo conhecimento passado ao longo deste nosso convívio.

A minha família e namorada, pelo apoio incondicional e pela presença sempre constante, apesar da distância. A minha mãe pelo amor e preocupação e ao meu pai, pelo encorajamento e tranquilidade passados.

Aos técnicos e funcionários da Universidade e da Usiminas que tornaram possível a realização dos ensaios e que muitas vezes colaboraram com idéias sem as quais nada poderia ter sido feito.

Finalmente, meus agradecimentos aos amigos do Laprosolda, Daniel, André Catalão, Rômulo, Douglas, Vinícius, Saldanha, Márcio, José, Diandro, Demostenes e demais amigos que fizeram do tempo em que estive na Pós-graduação um período agradável e inesquecível. Talvez maior que o conhecimento adquirido durante este tempo seja as amizades construídas.

WOLFF, M. A. **Soldabilidade Dos Aços Dual-Phase 600 e 800 Via Processo De Soldagem a Pontos Média Freqüência Corrente Contínua (MFDC) e Corrente Alternada (AC)**. 2008. 150 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia/MG, Brasil.

Resumo

Os aços Dual-Phase vêm sendo desenvolvidos a fim de suprir a necessidade da indústria automobilística por materiais mais resistentes e que possibilitem a redução de peso e, por consequência, da emissão de poluentes de seus produtos. Em específico na sua soldagem por resistência a pontos (RSW), os equipamentos MFDC (Média Freqüência Corrente Contínua) têm sido introduzidos em grande escala na indústria automobilística, porém sem estudos científicos claros que comprovem os benefícios que os mesmos possam oferecer frente aos equipamentos AC (Corrente Alternada). Desta forma, este trabalho tem por objetivo realizar um criterioso estudo científico da soldabilidade dos aços DP 600 e 800 revestidos e não revestidos via RSW pelos equipamentos MFDC e AC, utilizando-se planejamento experimental. Nestes foram incluídos como fatores os equipamentos, corrente, tempo de soldagem e formato de onda, além da utilização de duas geometrias de eletrodos (dome e truncado). Foram obtidas como respostas o diâmetro dos botões de solda, indentação, resistência ao cisalhamento sob tração, microindentação, além de ensaios via MEV e metalografia. Campos de soldabilidade foram obtidos para os materiais ensaiados, exceto para os aços DP 800 não revestidos, embora o modo de fratura (parciais e interfaciais) tenha sido um problema, principalmente nos ensaios de cisalhamento. Os eletrodos truncados apresentaram os melhores resultados, mesmo convivendo com o desalinhamento nas pinças de soldagem, o que os fizeram preferíveis aos eletrodos de geometria esférica. O equipamento MFDC permitiu um maior crescimento dos botões de solda durante a aplicação dos níveis mais baixos de corrente, o que expandiu os campos de soldabilidade gerados por este equipamento, frente aos gerados pelo equipamento AC. Entretanto, a influência do equipamento de soldagem não foi estatisticamente significativa para todos os casos, embora uma tendência positiva tenha sido observada para todos eles, o que deixa ainda questões em aberto sobre as diferenças existentes entre ambos.

Palavras Chave: Soldagem por Resistência a Pontos. Aços Dual-Phase. Equipamento Média Freqüência Corrente Contínua. Equipamento Corrente Alternada.

WOLFF, M. A. **Weldability of 600 and 800 Dual-Phase Steels by Using Resistance Spot Welding Medium Frequency Direct Current (MFDC) and Alternating Current (AC)**. 2008. 150 f. MSc Thesis, Federal University of Uberlândia, Uberlândia/MG, Brazil.

Abstract

Dual-Phase steels have been developed to match the automotive-industry need of high-resistance materials that lead to weight reduction and, therefore, reducing emissions. Specifically, in the use Resistance Spot Welding (RSW) process, the Medium Frequency Direct Current (MFDC) equipment has been largely introduced in the automotive industry without, however, scientific studies about its benefits over the Alternating Current (AC) equipment. Thus, this work aims to accomplish a criterious and scientific study on the weldability of 600 and 800 Dual-Phase steels (coated and non-coated), by using RSW both on MFDC and AC equipment. Experimental design was carried out using as factors the equipments, current, welding time, wave shape and electrode geometry (dome and truncated). The assessed responses were spot size, indentation, shear resistance, microhardness, SEM, macro and micro analyses. Weld lobes were obtained, although the fracture mode (partial and interfacial) did not fully matched the standard, mainly on the shear tests. The truncated electrodes led to the best results over the dome ones, even with misalignment on the tip. The MFDC equipment allowed to larger spot growth during lower current levels, which expanded the lobe curves over the ones obtained with the AC equipment. However, the equipment influence was not statistically significative for all cases, although a positive tendency was observed for them. Therefore some open issues still remain concerning the real difference between those two equipments.

Keywords: Resistance Spot Welding. Dual-Phase Steels. Medium Frequency Direct Current Equipment. Alternating Current Equipment

Lista de Símbolos

DP – Dual-Phase;
MFDC – Equipamento Média Frequência Corrente Contínua;
AC – Equipamento Corrente Alternada;
CFC – Cloro-Fluor-Carbono;
CO₂ – Gás carbônico;
□ – Taxa de geração de calor;
I – Corrente;
Q – Calor Gerado por efeito Joule;
R – Resistência elétrica total;
T – Tempo;
SCR – Retificador controlado de silício;
AC – Corrente alternada;
IGRT – Transistores de alta potência;
DC – Corrente contínua;
B – Densidade do campo magnético;
N1 – Número de espiras no primário;
A – Área da seção transversal do núcleo do transformador;
E1 – Tensão no primário;
V – Tensão de entrada da rede;
 ω – Frequência de operação da rede elétrica;
L – Indutância elétrica;
HSS – Aços de Alta Resistência (High Strength Steel);
AHSS – Aços Avançados de Alta Resistência (Advanced High strength Steel);
HSLA – Aços Alta Resistência Baixa Liga (High Strength Low Alloy);
 σ_{DP} – Limite de Resistência à Tração;
V_F – Volume da Fase Ferrítica;
V_m – Volume da Fase Martensítica;
 σ_F – Resistência à Tração da Fase Ferrítica;
 σ_m - Resistência à Tração da Fase Martensítica;
IF – Intersticial Free;
 Φ – Diâmetro do botão de solda;
t – Espessura do material soldado;
ZAC – Zona Afetada pelo Calor;
HDGI – Hot Dip Galvanized;
HDGA – Hot Dip Galvannealed;
RMS – Root Mean Square;
MEV – Microscópio eletrônico de varredura;
EDS – espectroscopia de dispersão de energia.

SUMÁRIO

Agradecimentos	i
Resumo.....	ii
Abstract	iii
Lista de Símbolos.....	iv
CAPÍTULO I	1
INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II	4
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1 Geração de Calor Pelo Processo.....	6
2.2 Parâmetros do Processo	7
2.2.1 Corrente	7
2.2.2 Força.....	8
2.2.3 Tempo	9
2.3 Eletrodos	9
2.4 Refrigeração dos Eletrodos	12
2.5 Equipamentos de Soldagem.....	13
2.5.1 Fontes de Soldagem AC e MFDC	14
2.5.2 Equipamentos AC x MFDC.....	16
2.6 Aços Dual-Phase	20
2.6.1 Obtenção dos Aços Dual-Phase.....	21
2.6.2 Microestrutura Dual-Phase	24
2.6.3 Propriedades Mecânicas dos Aços Dual-Phase.....	25
2.6.4 Revestimento	28
2.6.5 Potencial para Redução de Peso	29
2.7 Soldabilidade	31
CAPÍTULO III	37
MATERIAIS E MÉTODOS	37
3.1 Equipamentos de soldagem.....	37

3.2 Materiais Utilizados para a Soldagem	38
3.3 Testes de Arrancamento	39
3.4 Medições dos Diâmetros dos Botões de Solda	40
3.5 Medições das Indentações	41
3.6 Testes de Cisalhamento por Tração	43
3.7 Dureza por Microindentação	44
3.8 Critérios de Comparação Entre os Equipamentos	45
3.8.1 Força de Soldagem	45
3.8.2 Corrente de Soldagem.....	48
3.8.3 Eletrodos	51
3.8.4 Sistema de Refrigeração.....	52
3.9 Matriz de Planejamento Experimental	58
CAPÍTULO IV	61
TESTES PRELIMINARES	61
4.1 Discussões dos Resultados dos Testes Preliminares.....	64
4.1.1 Modo de Fratura	64
4.1.2 Diâmetro dos Botões de Solda	64
4.1.3 Considerações Acerca das Indentações	68
4.1.4 Campos de Soldabilidade	73
4.2 Conclusões Parciais	76
CAPÍTULO V	78
DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	78
5.1 Resultados de Indentação	78
5.2 Resultados de Diâmetro dos Botões de Solda	83
5.3 Resultados de Cisalhamento sob Tração.....	89
5.4 Resultados de Dureza por Microindentação.....	93
5.5 Resultados Complementares	95
CAPÍTULO VI	102
CONCLUSÕES.....	102

CAPÍTULO VII	104
SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	104
CAPÍTULO VIII	106
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	106
ANEXO I	111
ANEXO II	112
ANEXO III	118
ANEXO IV	121
ANEXO V	125
ANEXO VI	134

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

O planeta passa atualmente por um processo de intensa mudança climática, possivelmente causada pela ação do homem. Aquecimento Global é o nome dado a este fenômeno, que consiste no aumento da temperatura da superfície da Terra e que influencia em todo o balanço climático do globo. Somente neste início de século a temperatura do planeta subiu quase 2 C. Acredita-se que este processo ocorra devido à aplicação de combustíveis fósseis e outros processos em nível industrial, que levam à acumulação na atmosfera de gases propícios ao Efeito Estufa, tais como o Dióxido de Carbono, Metano, Óxido de Azoto e CFCs. Cerca de 19 % da emissão de CO₂ de toda a Europa é proveniente de carros de passeio e veículos leves. O volume absoluto dos poluentes continua a crescer, devido ao contínuo aumento no número, tamanho e potência dos mesmos (Green Car Congress, 2007). A tentativa de conter o aquecimento, sem, porém, afetar o crescimento econômico mundial, fez com que os esforços no sentido de reduzir a emissão de poluentes recaíssem sobre os veículos automotores leves, com a criação de leis que reduzem paulatinamente o nível de emissões e até que propõem a proibição da comercialização de carros de alto desempenho, altamente poluentes.

O desenvolvimento de outras fontes energéticas menos poluentes, tais como os bicomustíveis, hidrogênio, ar comprimido, energia solar e elétrica, etc. vêm sendo um dos caminhos adotados pelas indústrias a fim de se adequarem às novas legislações. Porém, estes são caminhos muitas vezes caros e de desenvolvimento demorado, o que não leva a uma solução mais imediata do problema. O desenvolvimento de novos materiais e ligas, bem como a aplicação de novas técnicas de fabricação, como a “tailored blank”, foram alguns dos caminhos mais rápidos e acessíveis, em termos de custos e adaptabilidade ao

processo produtivo, encontrados na tentativa de se reduzir os impactos ambientais provocados pelos veículos automotores. Este objetivo é alcançado através da redução de peso das carrocerias, o que leva a uma redução do consumo de combustível e, conseqüentemente, a uma redução nas emissões.

Durante toda a história, os aços imperam na indústria automobilística como a principal matéria prima aplicada à fabricação de veículos e motocicletas. Nos últimos anos vêm se observando uma progressiva substituição destes por materiais mais leves e também resistentes, como o alumínio, compósitos, polímeros, etc. que apresentam vantagens em relação aos mesmos quanto à resistência à corrosão, consumo de combustível devido à redução de peso das carrocerias, etc. (Sabatini, 2007).

Visando recuperar mercado e garantir as vendas no futuro, a indústria siderúrgica tem procurado desenvolver a fabricação de aços de alta resistência. Estes aços são capazes de aliar alta resistência mecânica, redução de peso e maior capacidade de absorção de impacto, além de ser uma opção mais barata frente aos novos concorrentes citados no parágrafo anterior.

Dentre os aços de alta resistência, atualmente em estudo e projetados para a aplicação na indústria automobilística, estão os aços "Dual-Phase". Estes são aços contendo, comumente, duas fases microestruturais: uma matriz ferrítica e martensita nos contornos de grãos. A matriz ferrítica confere a boa ductilidade destes aços, ao passo que a martensita contribui para a alta resistência mecânica dos mesmos. O potencial destes aços, como substituto barato e de qualidade para os aços em utilização corrente na indústria é enorme, o que justifica um estudo mais aprofundado dos fatores relacionados aos processos de fabricação aos quais estes estarão sujeitos (conformação, soldagem, usinagem, etc.). A larga aplicação destes materiais na indústria automotiva tem se mantido inexpressiva devido ao conhecimento insuficiente de suas características de soldabilidade, o que explica o recente interesse pelo estudo dos mesmos (Ghost et al., 1991). Além disso, parâmetros de soldagem ainda não padronizados, sujeitam os pesquisadores e indústria a selecionar condições de soldagem de outros materiais, com resistência similar aos Dual-Phase, como uma primeira aproximação para os seus estudos (Poggio; Ponte; Gambaro, 2005). Esta dificuldade em se obter parâmetros para a soldagem destes materiais pode ser ressaltada ainda quando da primeira versão do manual do International Iron and Steel Institute (IISI, 2004), onde é apresentado um conjunto de parâmetros, que na subsequente revisão foi retirado (IISI, 2006).

Um dos processos de soldagem mais utilizados pela indústria automobilística é o processo de soldagem por resistência a pontos. Cada automóvel leva em média 3000 pontos de solda (Alenius et al., 2006), sendo de fundamental importância a garantia da qualidade destas soldas no que se refere à vida útil dos veículos, bem como à segurança dos passageiros. Este processo de soldagem, apesar de relativamente antigo e bem estudado para os equipamentos de corrente alternada (AC), ganhou novo fôlego e uma nova linha de pesquisas com o início da comercialização dos equipamentos de soldagem Média Freqüência Corrente Contínua (MFDC). Para estes equipamentos, ainda pouco estudados com metodologia e rigor científicos, quase nada se conhece sobre suas possíveis vantagens ou desvantagens em relação aos equipamentos AC, no que se refere à vida útil dos eletrodos, microestrutura gerada nas soldas, tempo de soldagem e economia de energia, além daquela pregada por fabricantes.

É com base na importância da soldagem por resistência a pontos para a indústria automobilística e na escassez de trabalhos em relação à soldabilidade dos aços de alta resistência para estes fins que se justifica um estudo mais aprofundado sobre o assunto. A meta é o estudo comparativo entre a aplicação de equipamentos MFDC (Média Freqüência Corrente Contínua) e AC (Corrente Alternada) sobre o comportamento micro estrutural e mecânico de soldas, realizadas pelo processo de soldagem por resistência a ponto, em aços Dual-Phase. Pretende-se, ainda, avaliar a soldabilidade destes materiais com diferentes limites de resistência (600 e 800 MPa), revestidos e não revestidos, sob diferentes configurações de eletrodos e ciclos de soldagem, como sistematizado na Fig. 1.1.

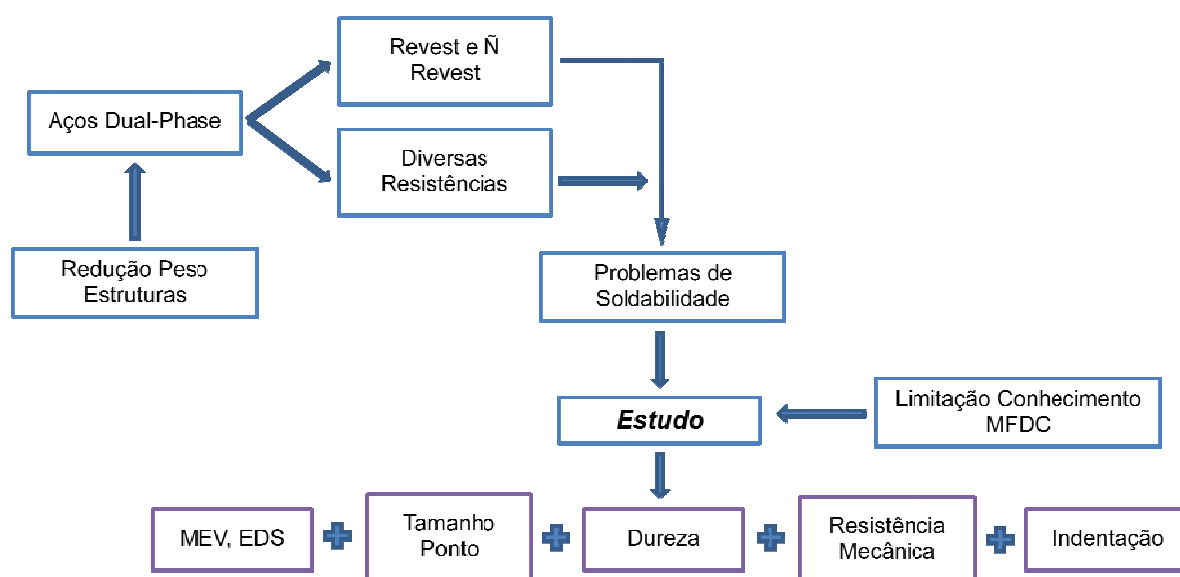


Figura 1.1 – Fluxograma do trabalho.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O processo de soldagem por resistência a pontos consiste na passagem de corrente elétrica, através das partes a serem unidas, entre eletrodos não consumíveis, que, ao mesmo tempo, aplicam a força de soldagem. A corrente de soldagem é aplicada pelos mesmos, em pulsos de alta corrente e baixa tensão que, segundo a lei de Joule, irão gerar a quantidade de calor necessária à fusão das interfaces entre as partes a serem unidas (Metals Handbook, 1983). A pressão é aplicada antes, durante e por um período após a passagem da corrente, a fim de permitir o contato entre as mesmas, conter o material fundido durante a soldagem e permitir o forjamento das partes após a passagem da corrente elétrica (Fig. 2.1) (Welding Handbook, 1991). As partes a serem soldadas devem ser sobrepostas, e no local da solda, devem ser planas e paralelas. Nenhum material de adição ou gás de proteção é necessário à soldagem por resistência, o que a difere dos demais processos de soldagem a arco elétrico e reduz a complexidade da metalografia das soldas obtidas (RWMA, 1989).

Aliando alta produtividade e baixo custo, a soldagem por resistência a pontos vem sendo utilizada pela indústria automobilística desde 1933 (Ohse; Harms; 2007), onde ganhou sua aplicação mais notável e que a fez conhecida como um dos principais métodos de soldagem existentes.

As soldas devem ser realizadas respeitando-se uma distância mínima das extremidades das chapas, o que irá evitar deformações e expulsão de material fundido da região da soldagem. No caso de soldas efetuadas em seqüência, uma distância mínima entre as mesmas deve ser também respeitada, a fim de se limitar a fuga de corrente através

das soldas realizadas previamente (circuitos paralelos), onde a resistência à passagem da corrente elétrica é menor (RWMA, 1989).

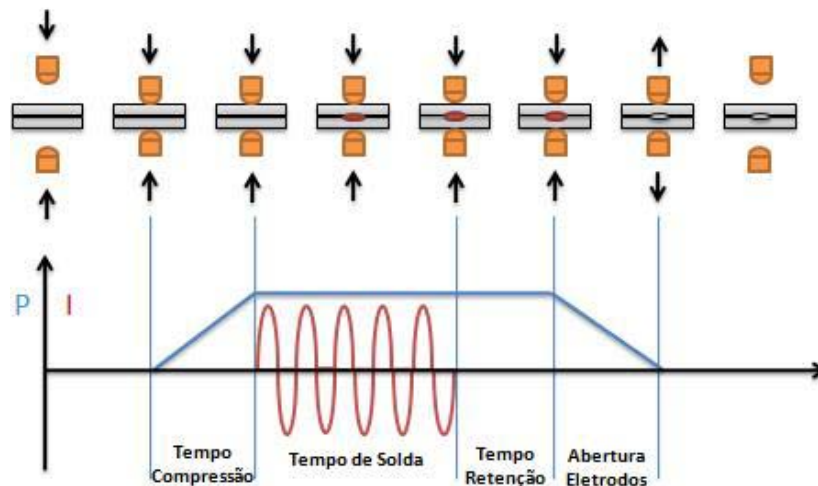


Figura 2.1 - Ilustração do Processo de Soldagem por Resistência a Pontos.

A espessura e a composição química das partes a serem soldadas não precisam ser as mesmas e a união de duas ou mais peças pode ser efetuada, ajustando-se as dimensões dos eletrodos ou até mesmo por meio da introdução de materiais intermediários (RWMA, 1989). O processo é capaz de realizar a soldagem de diversos tipos de materiais condutores, dentre eles os aços baixa liga e ao carbono, galvanizados, ligas inoxidáveis, prata, níquel, bronze, ligas de alumínio, magnésio e cobre.

A soldagem a pontos é utilizada na fabricação de armações de chapas metálicas com espessuras geralmente entre 0,40 mm e 3,2 mm, quando o projeto permite o uso de juntas sobrepostas. Ocasionalmente, este processo é usado para unir placas de aço com espessuras de até 6,35 mm ou mesmo mais espessas. Entretanto, a realização de tais juntas é limitada devido à adição de peso e custo à montagem mecânica, causada pela necessidade de sobreposição das partes a serem unidas. Quando se solda chapas com diferentes espessuras, a relação entre as mesmas não deve ser maior que 1:3 (RWMA, 1989).

O processo é usado como substituto à fixação mecânica (rebites e parafusos) e quando a desmontagem para manutenção não é exigida. Soldagem por resistência a ponto é extensivamente utilizada para unir componentes metálicos de chapas de aço baixo carbono em automóveis, aparelhos eletrodomésticos e produtos similares.

2.1 Geração de Calor Pelo Processo

A soldagem por resistência a pontos ocorre pelo aquecimento e fusão localizada das partes a serem unidas, a fim de que seja gerada a lente de solda, no momento em que a temperatura de soldagem é atingida. Para tanto, uma rápida geração de calor na região da soldagem é necessária para que uma quantidade mínima do mesmo seja dissipada, principalmente através de condução, para os materiais adjacentes (eletrodos e chapas). Para que isto ocorra é necessária uma alta taxa de geração de calor, o que é obtido pela passagem de uma elevada corrente elétrica pelo circuito em um pequeno intervalo de tempo. Além disso, o calor deve ser concentrado na região da solda, e não em outras partes do circuito secundário do equipamento (RWMA, 1989).

A taxa de geração de calor (\dot{Q}), devido à passagem de corrente (I), através de uma resistência elétrica (r) é dada por:

$$\dot{Q} = I^2 R \quad (2.1)$$

Se a corrente for aplicada em um intervalo de tempo t , a energia desenvolvida na resistência (Q) é dada pela Lei de Joule:

$$Q = I^2 RT \quad (2.2)$$

De acordo com a Eq. 2, a energia gerada pelo processo é diretamente proporcional à resistência do material, tempo e ao quadrado da intensidade da corrente. A corrente e tempo de soldagem são facilmente ajustadas pelo controle de soldagem. A resistência do material é considerada fixa para fins de parametrização, embora varie com a composição do metal, condição superficial, área de contato e força nos eletrodos (RWMA, 1989).

Desconsiderando as perdas e até certo limite, o ajuste desejado na energia de soldagem é assegurado através da variação da corrente e/ou tempo de soldagem. Entretanto, deve-se lembrar que a transferência de calor é dependente do tempo, e no desenvolvimento do diâmetro adequado das lentes de solda, este não pode ser diminuído indefinidamente, em detrimento ao aumento da corrente. Os primeiros efeitos de tempo insuficiente de soldagem são observados quando ocorre a geração muito rápida de calor nas três superfícies de contato (eletrodos/chapas e chapa/chapa), resultando em "pitting" e centelhamento na superfície, especialmente na superfície de contato dos eletrodos (RWMA, 1989).

A corrente elétrica é a mesma em todas as partes do circuito (circuito em série), independentemente da resistência instantânea em qualquer local do mesmo, mas o calor gerado é diretamente proporcional à resistência naquele ponto. Desta forma, a maior resistência deve se desenvolver na interface entre os materiais a serem soldados, para que a maior quantidade de calor se desenvolva nesta região. O calor gerado no restante do circuito secundário é perdido e dissipado por radiação, convecção ou condução sendo auxiliados pelo sistema de refrigeração dos equipamentos (RWMA, 1989).

2.2 Parâmetros do Processo

Parâmetros de soldagem são as condições estabelecidas para as variáveis do processo de forma que, em conjunto, possam produzir um resultado esperado, ou seja, soldas de qualidade de acordo com alguma norma de referência. A partir das considerações vistas acima, é evidente a importância do controle dos parâmetros de soldagem, que são:

- Amplitude de corrente;
- Força aplicada pelos eletrodos;
- Tempo de soldagem.

2.2.1 Corrente

A corrente de soldagem varia, dependendo da aplicação, desde valores muito baixos (soldagem de componentes eletrônicos) até valores bastante elevados, podendo atingir níveis superiores a 10000 A em algumas aplicações na indústria automobilística (Poggio; Ponte; Gambaro, 2005). Esta pode ser alternada (equipamentos mais antigos, porém intensamente utilizados pela indústria) ou contínua (equipamentos mais modernos, porém ainda pouco difundidos). A corrente deve ser suficiente para que a região da solda atinja a temperatura de fusão, porém não deve permitir o aquecimento excessivo das superfícies em contato com os eletrodos, o que poderia danificar os mesmos (Welding Handbook, 1998).

Densidade de corrente consiste na corrente de soldagem por unidade de área onde a mesma é aplicada. Densidades de corrente muito elevadas podem levar à expulsão do material fundido da lente de solda, resultando em vazios internos, ruptura e resistência mecânica inferior das mesmas. Além disso, uma corrente excessiva irá aquecer

demasiadamente o material de base, o que irá provocar o aumento da indentação, promovendo com isto, a aceleração da deterioração dos eletrodos pelo aumento da contaminação dos mesmos (RWMA, 1989). Para uma dada força de eletrodo, há um limite superior de densidade de corrente sobre o qual, pites e expulsão de material ocorrem nas superfícies dos materiais soldados, dando origem a soldas de baixa qualidade. A resistência máxima das soldas é obtida pela soldagem em densidade de corrente logo abaixo do valor no qual ocorre expulsão (RWMA, 1989).

2.2.2 Força

Uma força (pneumática, hidráulica, etc.) deve ser aplicada às peças a fim de posicionar as mesmas para a soldagem, suportar e confinar o metal fundido na região da solda e garantir a união da junta durante a solidificação da mesma (Hirsch, 1997). O perfeito ajuste das partes a serem soldadas se faz necessário a fim de garantir uma passagem suave da corrente, principalmente no início da soldagem, o que minimiza o risco de expulsão de material da região da solda e reduz a possibilidade da ocorrência de descontinuidades.

As superfícies das chapas a serem soldadas, em escala microscópica, são compostas por uma série de picos e vales. Quando submetidas a uma baixa força pelos eletrodos, o contato real chapa/chapa e eletrodos/chapas se dará apenas nos picos, o que se traduz em uma pequena porcentagem da área e em uma elevada resistência de contato. Esta resistência poderá causar expulsões de material e geração de calor em locais indesejados (interface eletrodos/chapas). Na maioria das aplicações, o material do eletrodo é mais macio do que as chapas. Conseqüentemente, uma aplicação adequada da força do eletrodo produzirá melhor contato nas interfaces eletrodo/chapa do que na interface chapa/chapa, minimizando a geração de calor nos eletrodos (RWMA, 1989).

A força de soldagem tem influência direta na qualidade das soldas obtidas. Forças menores que a necessária podem levar a expulsões, soldas inconsistentes (fugas de corrente ao redor da região da soldagem), expulsões externas, danos aos eletrodos (elevado aquecimento nas interfaces de contato eletrodos/chapas) e indentações excessivas (amolecimento excessivo do material de base devido à elevada geração de calor). Por outro lado, forças de soldagem exageradas, além de expulsões e excessivo desgaste dos eletrodos, acarretam também na redução do calor gerado na interface entre as chapas, formando soldas de pequena penetração e ductilidade (Hirsch, 1997).

2.2.3 Tempo

As soldas realizadas por este processo são extremamente rápidas (de frações de segundos para chapas finas até alguns segundos para espessuras maiores), o que demanda um controle bastante preciso dos tempos envolvidos no processo. Estes podem ser controlados por meios eletrônicos, mecânicos, manuais ou pneumáticos (Welding Handbook, 1998).

O ciclo de soldagem, tempo total para que uma solda seja realizada, é dividido basicamente em: tempo de compressão; soldagem; retenção e pausa. O tempo de compressão é o tempo utilizado antes da aplicação da corrente de soldagem, necessário para que os eletrodos atinjam a força nominal definida para a mesma. O tempo de soldagem é o tempo em que a corrente flui através dos eletrodos, incluindo as rampas de subida e descida de corrente. O tempo de retenção é o tempo dado após a interrupção da passagem da corrente, dado para que a lente de solda se solidifique. O tempo de pausa é o tempo em que a pinça de soldagem permanece aberta para o deslocamento da peça de trabalho, durante a realização de ciclos de solda repetitivos. A Fig. 2.2 apresenta um ciclo de soldagem, com os tempos envolvidos, aplicação de força e corrente de soldagem.

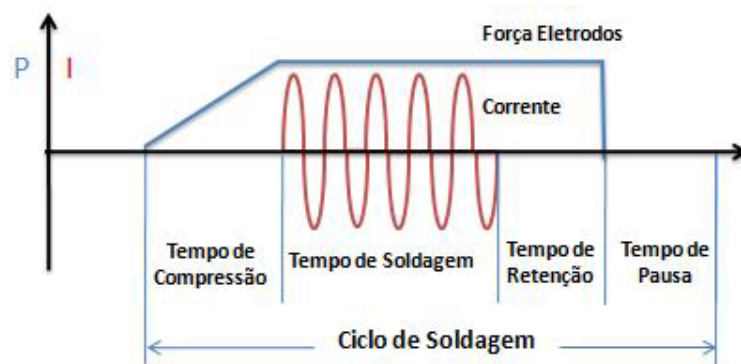


Figura 2.2 - Ilustração da seqüência típica de um ciclo de Soldagem por Resistência a Pontos.

2.3 Eletrodos

Os eletrodos, na soldagem por resistência a pontos, podem se apresentar sob diversas formas, mas todos têm as mesmas funções: transportar a corrente, aplicar a força

de soldagem, manter alinhadas as partes a serem soldadas e dissipar o calor gerado (Welding Handbook, 1998). Estes não são consumíveis do processo, mas se desgastam, devido às condições adversas a que estão submetidos, devendo ser periodicamente dressados ou substituídos.

O formato da face (ponta) dos eletrodos (Fig. 2.3) determina a densidade de corrente que passa através dos mesmos. Como visto acima, a densidade de corrente é a corrente elétrica que circula pela área da face do eletrodo e é a responsável pela distribuição e intensidade do calor gerado durante a soldagem. Assim, para materiais de condutividade maior, em que é difícil se concentrar calor para a soldagem, é preferível a utilização de eletrodos de área de face menores, que permitem uma maior densidade de corrente, o que facilita a soldagem. A concentração de calor, por sua vez, tende a provocar o aumento do afundamento dos eletrodos nas superfícies das partes a serem soldadas (indentação), o que também deve ser estudado durante a seleção de um determinado tipo de eletrodo (RWMA, 1989).

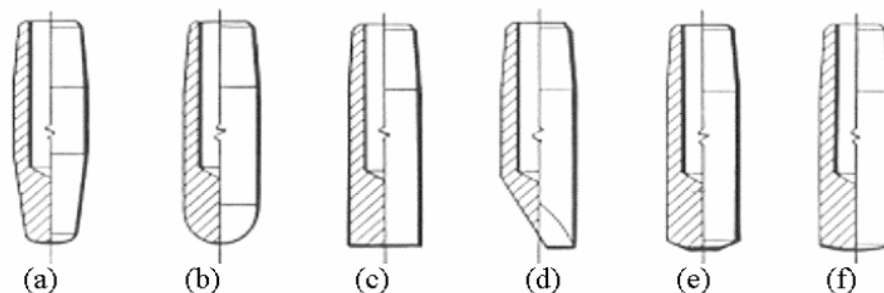


Figura 2.3 – Formatos dos eletrodos utilizados na Soldagem por Resistência a Pontos: (a) Tipo Apontado; (b) Tipo Dome; (c) Tipo Plano; (d) Tipo Cunha; (e) Tipo Tronco-Cônico e (f) Tipo Arredondado. (Adaptado de Metals Handbook, 1983)

Dadas as condições de soldagem desfavoráveis a que estão submetidos (altas intensidades de corrente, pressões e gradientes de temperatura elevados), os eletrodos devem possuir características especiais necessárias para o processo, que são:

- Alta condutividade elétrica e térmica;
- Resistência mecânica elevada;
- Baixa afinidade química com o material a ser soldado;
- Baixo custo;
- Desgaste reduzido.

Materiais com tais características não existem, mas ligas especialmente desenvolvidas para a fabricação de eletrodos estão disponíveis no mercado. Estas são função da

resistência mecânica, condutividade térmica, dimensões e revestimento dos materiais a serem soldados. A RWMA, Resistance Welder Manufacturers Association (RWMA, 1989), classifica os materiais utilizados para a confecção de eletrodos para a soldagem por resistência, dividindo-os em classes, de acordo com a Tab. 2.1. Destes materiais, os mais aplicados à soldagem por resistência a pontos são os das Classes 1, 2, 3 e 20, por apresentarem as melhores combinações de resistência mecânica, ao desgaste, condutibilidade elétrica e térmica necessárias ao processo, como apresentado abaixo:

Tabela 2.1 - Propriedades físicas dos materiais aplicados à fabricação de eletrodos para a Soldagem por Resistência a Pontos classificados pela RWMA. Grupos: A - Ligas a base de cobre; B - Materiais refratários e compósitos; C - Ligas especiais

Grupo	Classe	Condutividade (%IACS)	Dureza (Rockwell B)
A	Classe 1	80	65
A	Classe 2	75	75
A	Classe 3	45	90
A	Classe 4	20	33
A	Classe 5	12	88
B	Classe 10	45	72
B	Classe 11	40	94
B	Classe 12	35	98
B	Classe 13	30	69
B	Classe 14	30	85
C	Classe 20	75	75

Classe 1: É composta de materiais não traváveis termicamente e endurecidos por trabalho a frio, o que não influi em sua alta condutibilidade térmica e elétrica. São utilizados na soldagem de ligas de alumínio, ligas de magnésio, materiais revestidos, latão e bronze. Podem ser utilizados tanto na soldagem por resistência a pontos quanto na soldagem por costura.

Classe 2: É composta por materiais com propriedades mecânicas mais altas e condutibilidade elétrica e térmica mais baixas em relação aos eletrodos da Classe 1. São utilizados na soldagem por resistência a ponto ou por costura de aços laminados a frio e a quente, aços inoxidáveis, latão e bronze de baixa condutividade. Também são utilizados

como matrizes na soldagem por centelhamento e como eletrodos na soldagem de aços galvanizados.

Classe 3: É composta por materiais de propriedades mecânicas melhores e menores condutibilidade elétrica e térmica em relação aos eletrodos das Classes 1 e 2. Eletrodos para soldagem por resistência a ponto e por costura de materiais de alta resistência como aços inoxidáveis e aços níquel-cromo. São também empregados na soldagem por centelhamento, de topo e por projeção.

Classe 20: É composta por materiais com capacidade de resistir a altas taxas de calor e pressão, quando comparados aos materiais das Classes 1 e 2. São utilizados na soldagem de metais com revestimento metálico como aços galvanizados, aços doces e aços baixo carbono.

2.4 Refrigeração dos Eletrodos

A refrigeração dos eletrodos exerce grande importância sobre a vida útil dos mesmos. Uma vazão mínima de 4 l/min. é recomendada para a soldagem de aços não revestidos de até 3 mm de espessura, ao passo que vazões entre 6 e 7 l/min. são recomendadas caso os aços sejam revestidos (Welding Handbook, 1998). O jato de água deve incidir diretamente sobre a parte oposta à face de trabalho dos eletrodos, garantindo assim o máximo de eficiência do sistema de refrigeração (Fig. 2.4).

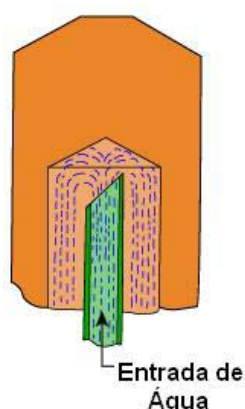


Figura 2.4 – Ilustração da refrigeração dos eletrodos na pinça de soldagem. [TWI, 2004]

As temperaturas de entrada e saída de água não devem exceder 20°C e 30°C, respectivamente. Para manter estes níveis de temperatura, o fornecimento de água de

refrigeração para os eletrodos deve ser independente do sistema de refrigeração do transformador e tiristor. Circuitos de refrigeração separados devem ser usados tanto para os eletrodos superiores quanto para os inferiores (RWMA, 1989). Ainda segundo a RWMA (1989), para que os eletrodos tenham uma boa vida útil é necessário que a velocidade de soldagem esteja na faixa de 20 a 30 pontos/min. (RWMA, 1989).

2.5 Equipamentos de Soldagem

Os equipamentos de soldagem por resistência são compostos, basicamente, por três componentes: sistema de controle, sistema mecânico e sistema elétrico (Metals Handbook, 1983).

- O sistema de controle é o responsável por gerir o processo de soldagem, controlando os tempos de abertura e fechamento da pinça, o tempo de aplicação da corrente e a intensidade da mesma, o tempo de aplicação e a intensidade da força nos eletrodos e o tempo de pausa entre uma solda e outra.
- O sistema mecânico é o responsável pela aplicação da força de soldagem. Este sistema deve ser capaz de promover a aproximação e afastamento dos eletrodos sobre a peça de trabalho, porém sem permitir o martelamento destes sobre a mesma; deve possuir rigidez suficiente para suportar as cargas de trabalho e, em muitos casos, deve ser leve o suficiente para permitir a automatização do processo.
- O sistema elétrico é o responsável por fornecer a energia necessária ao processo de soldagem. Este é composto por um transformador elétrico, cabos do circuito secundário, pinça e eletrodos de soldagem. A soldagem por resistência a pontos pode ser realizada por meio da utilização de dois tipos de fontes de soldagem que são: Fontes de soldagem de corrente alternada (AC) e fontes de soldagem de corrente contínua (MFDC).

Desde o início de sua comercialização, a utilização dos equipamentos DC foi limitada principalmente a aplicações especiais e de alta potência, como na soldagem por costura, de materiais de alta condutividade e de componentes aeroespaciais. A indústria automobilística, com poucas exceções, fez uso até bem pouco tempo, dos conhecidos e confiáveis equipamentos AC para a maioria de suas aplicações (Brown, 1987). Entretanto, a implantação de robôs para a soldagem, o que exigiu a construção de pistolas de soldagem com transformadores integrados, e o barateamento dos custos de fabricação, tem tornado

atraente a aplicação dos equipamentos DC também para a indústria automobilística. Desta forma, a soldagem por resistência pela tecnologia de Média Freqüência Corrente Contínua vem sendo introduzida em larga escala, na indústria automobilística e em outras áreas de manufatura, nos últimos quinze anos (Ruediger, 2004).

Existem significativas diferenças entre os equipamentos de soldagem MFDC os tradicionais equipamentos monofásicos AC. Estas diferenças influenciam a seleção dos equipamentos, planta elétrica, corrente de soldagem e outros aspectos relacionados ao processo de soldagem (CenterLine, 2002).

2.5.1 Fontes de Soldagem AC e MFDC

Nos equipamentos AC típicos, uma fonte monofásica é utilizada para alimentar o controlador. Dispositivos eletrônicos de alta potência, usualmente SCR's, são instalados em paralelo inverso para controlar a corrente fornecida ao transformador de soldagem. Os SCR's disparam alternadamente para cada ciclo positivo e negativo da corrente alternada, convertendo, no transformador, alta tensão e baixa corrente do circuito primário para alta corrente e baixa tensão no circuito secundário, que é desejado para o processo (CenterLine, 2002). A Fig. 2.5 apresenta o esquema elétrico geral para os equipamentos AC utilizando interruptores SCR's.

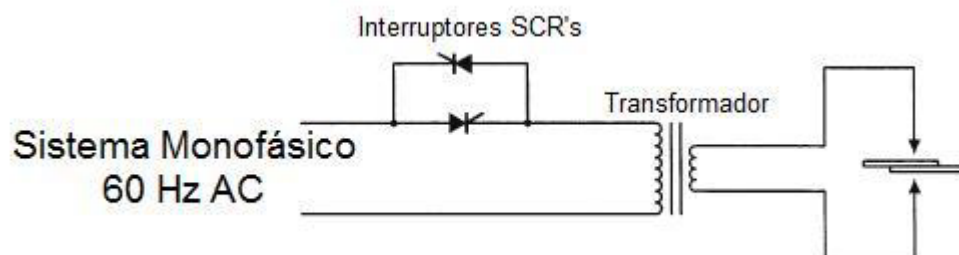


Figura 2.5 - Ilustração do funcionamento elétrico dos equipamentos Corrente Alternada AC com SCR's (Adaptado de CenterLine, 2002).

Nos controladores MFDC típicos, uma rede trifásica de corrente alternada é convertida em corrente contínua utilizando-se seis diodos retificadores. Junto aos diodos também é instalado um capacitor de alta potência que filtra a onda retificada e torna uniforme a tensão do circuito. A onda DC, por sua vez, alimenta quatro transistores de alta potência (IGRT's) conectados em uma configuração H. Estes dispositivos abrem e fecham em alta freqüência (400-1200 Hz) em pares opostos de forma a produzir uma onda quadrada AC, que flui em direção ao primário do transformador. Esta onda é convertida, no transformador, em baixa

tensão e alta corrente (CenterLine, 2002). A corrente é novamente retificada, através de diodos retificadores, a fim de se obter uma corrente direta de soldagem com perdas reativas no circuito secundário reduzidas (Ruediger, 2004). A Fig. 2.6 apresenta o esquema elétrico geral para os equipamentos MFDC.

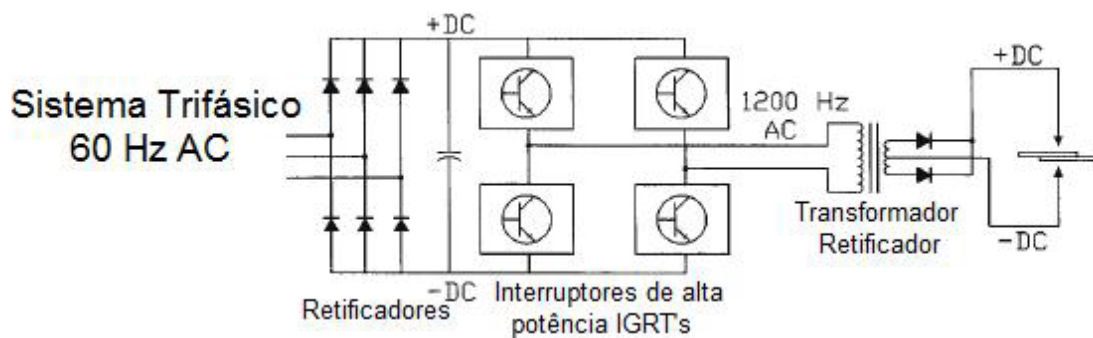


Figura 2.6 - Ilustração do funcionamento elétrico dos equipamentos Média Freqüência Corrente Contínua (Adaptado de CenterLine, 2002).

A alta freqüência de operação dos equipamentos MFDC possibilita a utilização de transformadores de soldagem menores. Esta redução de massa pode ser benéfica em sistemas portáteis ou robotizados de soldagem. A redução da massa nos transformadores é possível devido à relação existente entre a densidade do campo magnético e a freqüência do sinal elétrico. A densidade do campo magnético é dada por:

$$B = \frac{1}{N_1 * A} \int E_1 * dt \quad (2.3)$$

onde B é a densidade do campo magnético; N1 é o número de espiras no primário; A é a área da seção transversal do núcleo do transformador e E1 é a tensão no primário.

A tensão no primário é função da freqüência da rede elétrica e é dada por:

$$E_1 = V * \text{sen}(\omega t) \quad (2.4)$$

onde V é a tensão de entrada da rede e ω é a freqüência de operação da rede elétrica.

Combinando-se a Eq. 2.3 e a Eq. 2.4 tem-se:

$$B = \frac{1}{N_1 * A} \int V * \text{sen}(\omega t) dt = \frac{V}{N_1 * A * \omega} * \text{cos}(\omega t) \quad (2.5)$$

A corrente em vazio (I), consumo de energia sem a realização de trabalho, que ocorre devido à impedância na bobina primária do transformador, pode ser expressa por:

$$I = \frac{1}{L} \int V dt \quad (2.6)$$

Combinando-se a Eq. 2.4 e a Eq. 2.6 tem-se:

$$I = \frac{1}{L} \int V * \sin(\omega t) = \frac{V * \cos(\omega t)}{L * \omega} \quad (2.7)$$

onde L é a indutância elétrica.

Felizmente, a corrente em vazio também é função da frequência. Desta forma, é possível reduzir o número de espiras e/ou a área do núcleo do transformador através do aumento da frequência no sinal elétrico, sem que a corrente em vazio seja também aumentada. Segundo Ruediger (2004), frequências por volta de 1000 Hz apresentaram uma melhor relação entre rendimento e perda de potência e por isso são as mais utilizadas pelos equipamentos MFDC.

2.5.2 Equipamentos AC x MFDC

A seleção de um equipamento de soldagem é realizada através da comparação entre os custos e benefícios (qualidade das soldas, rapidez, confiabilidade, etc.) que cada um é capaz de oferecer. A análise destes dois fatores irá determinar qual será a melhor escolha para uma determinada aplicação.

Os custos envolvendo a soldagem por resistência abrangem os custos de instalação, manutenção e operação dos equipamentos. O investimento inicial de um sistema MFDC é aproximadamente 40% maior que o de um sistema AC monofásico. Os custos de manutenção são maiores para os equipamentos MFDC, devido à maior complexidade e custo superior dos seus componentes, embora os custos de substituição de partes desgastadas, como os cabos de corrente do secundário, sejam maiores para os sistemas AC. Os custos de operação envolvem o consumo de água de refrigeração, cerca de 50 a 70 % maior para os sistemas AC, e de energia, cerca de 15 % maior para estes mesmos sistemas segundo Ruediger (2004), e 10% maiores segundo Li; Feng; Cerjanec (2004).

Uma avaliação elétrica, comparando-se os sistemas monofásico AC e trifásico MFDC, revela que este promove uma linha de corrente balanceada entre as três fases da rede e opera com altos fatores de potência. Esta melhor distribuição elétrica faz com que o fator de potência para o processo MFDC seja superior a 90 %, o que é uma grande vantagem frente ao sistema AC, que possui fatores de potência variando entre 0,3 e 0,8 (Centerline, 2002 e Hofman et al., 2005). Esta é a mesma opinião de Malberg e Bay (1988), que afirmam que a

perda de potência nos equipamentos AC é maior devido à maior impedância nestes. Por outro lado, os inversores dos sistemas MFDC geram cargas harmônicas na rede elétrica, o que requer, por parte destes equipamentos, a instalação de uma rede industrial (Ruediger, 2004).

Em termos de vida útil dos eletrodos, acredita-se que os mesmos se desgastem menos quando utilizados nos equipamentos MFDC, devido à passagem suave e unidirecional da corrente, o que reduz a fadiga termo-mecânica sobre os mesmos (Centerline, 2002). Brown (1987) obteve os mesmos resultados, mas não encontrou diferenças significativas entre a média de difusão de Zn (dos revestimentos em chapas galvanizadas) para os eletrodos em equipamentos AC e MFDC, embora tenha percebido um desgaste maior para o eletrodo em pólo positivo que em pólo negativo neste equipamento.

O controle do processo de soldagem é melhor para os equipamentos MFDC, devido ao aumento da frequência de operação, o que melhora o tempo de resposta do controle da corrente para os mesmos. A explicação vem do funcionamento dos SCR's, que só atuam regulando a corrente uma vez por pulso elétrico. Desta forma, como a frequência de atuação dos mesmos é maior para os equipamentos MFDC (400 a 1200 Hz), o controle da corrente de soldagem nestes equipamentos é mais rápido e preciso (Ruediger, 2004). Esta não é uma vantagem tão significativa, uma vez que o controle realizado pelos equipamentos AC (60 Hz) não deixa de ser totalmente satisfatório.

Segundo Li; Feng e Cerjanec (2004), existe uma substancial diferença entre as resistências dinâmicas geradas pelos processos AC e MFDC, que diminui à medida que a corrente de soldagem aumenta. A vibração mecânica gerada no equipamento AC, devido às forças magnéticas alternadas, faz com que a resistência de contato entre as chapas se reduza rapidamente para este processo (Fig. 2.7), reduzindo a geração de calor entre as mesmas e causando uma diferença entre o crescimento das lentes de solda para os dois processos. Testes de simulação reforçam esta teoria, revelando que um mesmo tamanho e penetração de soldas foram encontrados quando uma mesma resistência de contato foi utilizada para ambos os processos. Joaquin; Elliott; Jiang (2007) também acreditam que o equipamento de soldagem afeta somente a formação e crescimento da lente, não seu processo de solidificação.

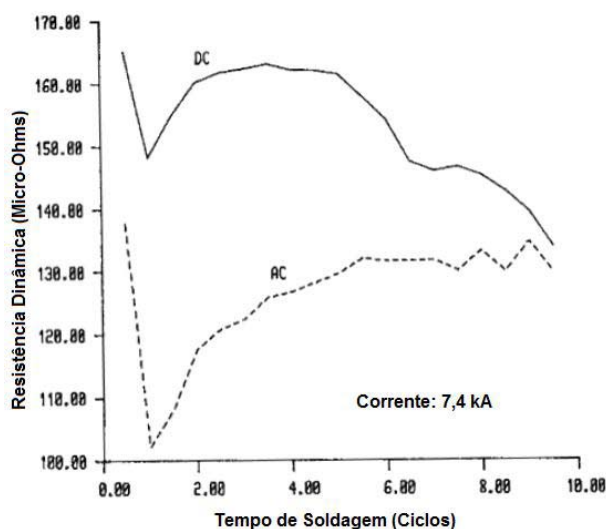


Figura 2.7 – Curvas de resistência dinâmica para os processos AC e MFDC para 10 ciclos de solda, corrente de 7,4 kA em aços não revestidos de 0,93 mm de espessura (Adaptado de Brown, 1987).

Quando a corrente aplicada é baixa, a geração de calor é mais lenta e contínua para os equipamentos MFDC, uma vez que a resistência de contato entre as chapas demora mais a cair para este processo. Desta forma, a geração de calor pelo mesmo é maior, quando comparada ao processo AC, que tem sua resistência dinâmica reduzida logo no início do ciclo de soldagem. Este fato faz com que, pelo processo MFDC, o botão de solda seja formado com menores correntes e em menor tempo. Entretanto, quando a corrente de soldagem é maior, a resistência de contato é destruída quase ao mesmo tempo para ambos os processos, e as diferenças entre as soldas geradas não se torna tão considerável (Li; Feng; Cerjanec, 2004).

Muitos pesquisadores têm observado campos de soldabilidade maiores para os equipamentos MFDC (Brown, 1987, Centerline, 2002 e Li; Feng; Cerjanec, 2004). Brown (1987) sugere que as mesmas idéias que explicam o porquê das soldas poderem ser realizadas em menos tempo para o processo MFDC, também explicam o porquê dos campos de soldabilidade serem maiores para o mesmo. A inexistência de picos de corrente faz com que as soldas realizadas em MFDC sejam menos suscetíveis à expulsão em correntes mais elevadas. Para duas formas de onda, AC e MFDC, com mesma corrente RMS, os valores de pico de corrente são maiores para o sistema AC (Fig. 2.8). Essa diferença nas formas de onda afeta a eficiência energética transferida para a solda (Centerline, 2002). Para o sistema MFDC, a pulsação quase retangular da corrente aumenta

a energia que pode ser aplicada em determinado tempo. Esta forma compacta de pulsação permite reduzir o tempo e/ou a corrente de soldagem, quando comparado ao sistema AC (Ruediger, 2004). Adicionalmente, a tendência da resistência dinâmica em permanecer mais alta, para este processo, acarreta na geração de soldas mais rapidamente, ou seja, permitindo uma menor corrente para um mesmo tempo de soldagem, possibilitando o aumento dos campos de soldabilidade.

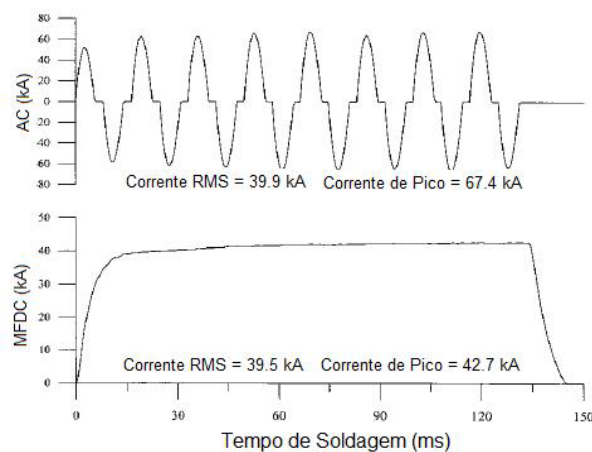


Figura 2.8 - Ilustração dos formatos de onda para os sistemas AC e MFDC com mesma corrente RMS (Adaptado de Centerline, 2002).

Equipamentos AC e MFDC não apresentaram diferenças significativas na qualidade das soldas, segundo o manual para aços de alta resistência da International Iron and Steel Institute IISI (2006). Ambos podem produzir soldas aceitáveis, para a soldagem de chapas com relação de espessura de até 2:1. Algumas vantagens são obtidas pela aplicação de equipamentos MFDC quando esta relação é superior, embora estas vantagens ainda não estejam claras. Também foi observado que o diâmetro dos botões de solda foi estatisticamente superior para o processo MFDC, para os mesmos parâmetros de soldagem. Outros estudos sugerem, entretanto, que houve condições de soldagem em que o equipamento AC produziu soldas maiores que as obtidas para o equipamento MFDC, embora para a soldagem de alumínio (Hehl et al., 1984).

Segundo Fernace; Vernier e Meesemaeker (1998), a pequena aplicação dos equipamentos MFDC na indústria automobilística se dá devido ao alto custo e baixa confiabilidade nestes equipamentos, uma vez que restam ainda muitas dúvidas em relação às vantagens destes sobre os sistemas AC, no que se refere a consumo de energia, qualidade das soldas, etc.

2.6 Aços Dual-Phase

Os esforços na busca por redução de peso dos veículos têm levado à introdução de novos materiais na indústria automobilística. Dentre estes, os aços Dual-Phase tem ganhado importância, pela combinação de alta resistência mecânica, ductilidade e conformabilidade (Marya; Gayden, 2005a). A boa ductilidade e conformabilidade são conferidas pela presença da ferrita (constituente macio) no aço, ao passo que a resistência mecânica é aumentada pela presença da martensita (constituente duro) dentro da matriz ferrítica (Carlsson; Larsson; Nilsson, 2005).

Os aços Dual-Phase começaram a ser desenvolvidos em 1937. No início da década de 70, devido às necessidades da indústria automobilística relacionadas ao desempenho mecânico e baixa densidade das ligas, ligadas à crise do petróleo, estes aços ganharam investimentos consideráveis em pesquisa e desenvolvimento (Brás et al., 2006).

Apesar da tecnologia de fabricação dos aços Dual-Phase não ser recente, sua aplicação na indústria automobilística praticamente se manteve inexistente até por volta do ano 2000 (Fig. 2.9). Somente agora, devido às exigências de controle na emissão de poluentes (obtida através da redução de peso na estrutura dos automóveis) e à segurança dos ocupantes (obtida através da utilização de estruturas mais leves e com boa capacidade de absorção de impacto), é que os mesmos vêm ganhando importância e aplicação crescente na indústria (Tumuluru, 2006).

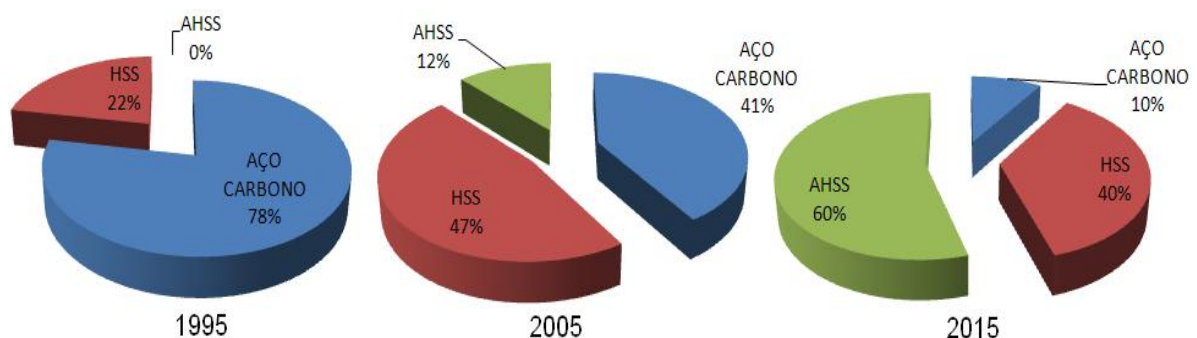


Figura 2.9 - Evolução da aplicação dos aços de alta resistência (HSS e AHSS), dentre os quais o Dual-Phase, na indústria automobilística (Adaptado de Tumuluru, 2006).

2.6.1 Obtenção dos Aços Dual-Phase

O processamento termo-mecânico tradicional, para a obtenção de aços baixo e médio carbono, consiste no resfriamento destes a partir de uma temperatura acima da temperatura crítica A3 do diagrama Fe-C, onde somente a austenita é estável (Fig. 2.10). A composição da liga e a taxa de resfriamento estabelecem as várias combinações de microestrutura e propriedades possíveis de serem obtidas. Por exemplo, aços baixo carbono, utilizados onde uma boa ductilidade é necessária, após serem laminados a quente como austenita, são resfriados a taxas que produzam microestruturas consistindo de ferrita primária e pequenas quantidades de carbonetos e perlita. Por outro lado, aços médio carbono, utilizados em aplicações onde alta resistência mecânica e ao desgaste são requeridas, são totalmente austenitizados e resfriados com velocidade suficiente para produzir microestruturas martensíticas (Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982). Para limites de elasticidade superiores a 210 MPa, alcançados geralmente através do aumento na quantidade de carbono e manganês, estes aços passam a ser denominados de HSS (High Strength Steels) (Carlsson; Larsson; Nilsson, 2005).

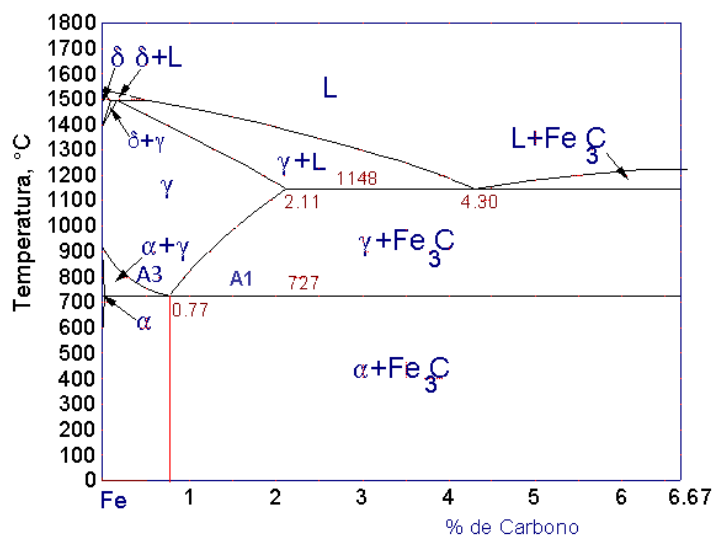


Figura 2.10 – Diagrama ferro carbono indicando a linha A3 a partir da qual o resfriamento dos aços baixo e médio carbono são tradicionalmente processados durante sua fabricação.

A introdução de elementos de liga e/ou laminação a quente controlada aumentou drasticamente a resistência dos aços baixo carbono, quando comparados aos aços obtidos tradicionalmente. Os aços produzidos por estes novos métodos são classificados como aços HSLA (High-Strength Low Alloy) e desenvolvem sua elevada resistência mecânica através do refinamento de grãos e precipitação de carbonitretos. A microestrutura dos aços HSLA,

entretanto, continua consistindo de ferrita com alguma perlita, geralmente formada a partir do resfriamento de estruturas completamente austeníticas. Embora estes aços tenham alta resistência, sua ductilidade é baixa se comparada à dos aços baixo carbono ferrítico-perlíticos, produzidos a partir dos métodos tradicionais, o que representa a maior limitação destes para a aplicação na produção de chapas, onde alta conformabilidade é geralmente requerida (Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982).

Métodos de fabricação de aços, diferentes dos métodos em que estruturas exclusivamente ferrítico-perlíticas ou martensíticas são obtidas, foram e continuam sendo desenvolvidos. Estes métodos incluem, dentre outros, a fabricação de aços com microestrutura consistindo de ferrita e martensita, conhecidos como Dual-Phase, embora pequenas quantidades de outras fases possam estar presentes nos mesmos, como perlita, bainita ou austenita retida. Os aços Dual-Phase são classificados, metalurgicamente, como AHSS (Advanced High Strength Steels), aços de alta resistência que consistem primariamente de microestrutura multi-fásica (Weber; Goklu, 2005 e IISI, 2006). São ainda classificados de acordo com seu limite de elasticidade e de resistência à tração, como por exemplo, os DP350/600, aços Dual-Phase com 350 MPa de limite de elasticidade e 600 MPa de limite de resistência (IISI, 2006 e ULSAB-AVC, 2002). Federici; Maggi; Rigoni (2004) classificam ainda estes aços pelo limite de resistência à tração como UHSS (Ultra High Strength Steels), classificação esta que não é muito aplicada a estes materiais.

Os aços Dual-Phase são produzidos através do tratamento térmico de recozimento intercrítico, com aquecimento entre as linhas A1 e A3, no campo ferrítico-austenítico do diagrama de fases, seguido de resfriamento controlado (Marya; Gayden, 2005a). Aços baixo carbono laminados a quente ou a frio podem ser empregados para a sua fabricação, onde a perlita é transformada em austenita, durante o aquecimento, que mantém grande parte da microestrutura ferrítica retida. Parte da austenita gerada se transforma então em martensita durante o resfriamento, dando origem à microestrutura ferrítica-martensítica típica destes materiais (Fig. 2.11) (Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982). Esses aços geralmente apresentam menos de 0,1% de carbono, o que garante uma elevada ductilidade da fase ferrítica (Trwosdale; Pritchard, 2007). Para compensar esse baixo teor de carbono, é adicionado manganês ao material, o que aumenta sua temperabilidade e o campo de estabilidade da austenita e, conseqüentemente, o volume de martensita gerada após o tratamento térmico (Chiaverini, 2005).

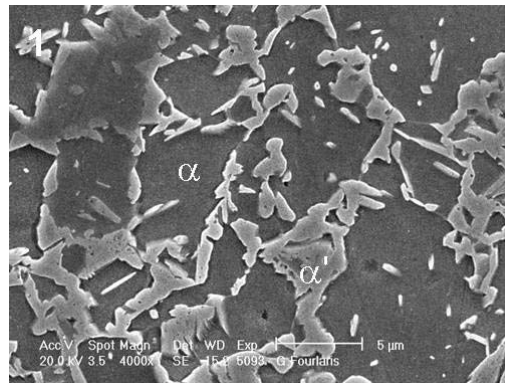


Figura 2.11 – Microestrutura de um aço Dual-Phase com 800 MPa de limite de resistência. Fase escura (α) Ferrítica e fase clara (α') Martensítica com porcentagem de 37%. Amp. 4000x (Tzormpatzidi; Fournalis, 2006).

Microestruturas Dual-Phase também podem ser formadas diretamente da laminação a quente de ligas que contém cromo e/ou molibdênio. Ferrita poligonal é formada diretamente da laminação e a austenita remanescente se transforma em martensita durante o resfriamento do material, mesmo este sendo lento, devido à alta temperabilidade causada pela adição destes elementos (Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982). A adição de manganês, vanádio e níquel também aumentam a temperabilidade dos aços Dual-Phase, bem como carbono e silício, que atuam em solução sólida com o ferro (IISI, 2006). Este processo de fabricação, segundo Trwosdale e Pritchard (2007), pode dispensar tratamentos térmicos ou a retirada de carepas, o que pode diminuir os custos de fabricação do material. Além disso, a fabricação de aços Dual-Phase por este método diminui a variação em suas propriedades mecânicas e melhora a dispersão entre as fases ferrítica e austenítica, uma vez que este é gerado diretamente do aço no estado líquido (Ghost et al., 1991).

A Fig. 2.12 compara curvas de tensão deformação de três aços, ao carbono, HSLA e Dual-Phase. A composição química dos aços Dual-Phase e HSLA são idênticas (0,1C-1,5Mn-0,5Si-0,1V). Estes apresentam o mesmo limite de resistência, porém com ductilidade superior para o aço Dual-Phase. O aço ao carbono apresenta uma resistência menor, porém sua ductilidade é bem superior à dos dois anteriores. Características das curvas tensão deformação dos aços Dual-Phase são a ausência de um ponto claro de escoamento e a alta taxa de encruamento que estes obtêm nos estágios iniciais de deformação. Dependendo do processo de fabricação, várias são as combinações possíveis de resistência e ductilidade para estes aços.

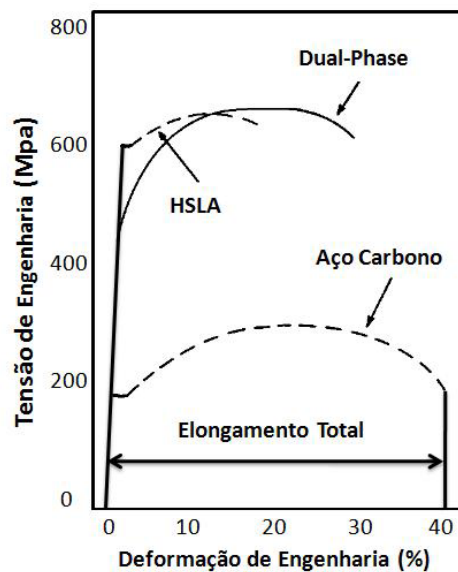


Figura 2.12 - Comparação entre as curvas de tensão deformação de um aço Dual-Phase em relação a um aço HSLA de mesma composição química (0,1C-1,5Mn-0,5Si-0,1V) e de um aço ao carbono (Adaptado de Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982).

2.6.2 Microestrutura Dual-Phase

Para uma dada condição inicial, cinco parâmetros controláveis determinam a microestrutura dos aços Dual-Phase, a saber, tempo de recozimento, microestrutura inicial do aço, temperatura e taxa de resfriamento a partir do recozimento e elementos de liga presentes no material (Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982).

O tempo em que o aço permanece à temperatura de tratamento é da ordem de minutos, para aplicações de interesse comercial, o que o torna relativamente constante. Já a microestrutura presente antes do tratamento é extremamente importante, particularmente para os aços laminados a quente, porque é ela quem vai fixar o tamanho do grão da ferrita e os sítios em que a austenita será formada (Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982). O aumento da quantidade de elementos de liga (deslocamento das curvas TTT para a direita, exceto para a adição de cobalto) e a redução da temperatura de recozimento, segundo Chiaverini (2005), aumentam a temperabilidade da austenita, deslocando as fronteiras de formação da martensita para taxas de resfriamento menores.

O esquema apresentado na Fig. 2.13 apresenta os efeitos extremos da taxa de resfriamento, a partir do tratamento térmico, na geração dos aços Dual-Phase. Altas taxas de resfriamento acarretam em uma transformação quase completa da austenita em martensita. Taxas de resfriamento intermediárias resultam em ferrita epitaxial e outros

produtos de decomposição da austenita, além da martensita, e taxas de resfriamento muito baixas acarretam na formação apenas de ferrita epitaxial e misturas de ferrita e carbetos (Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982).

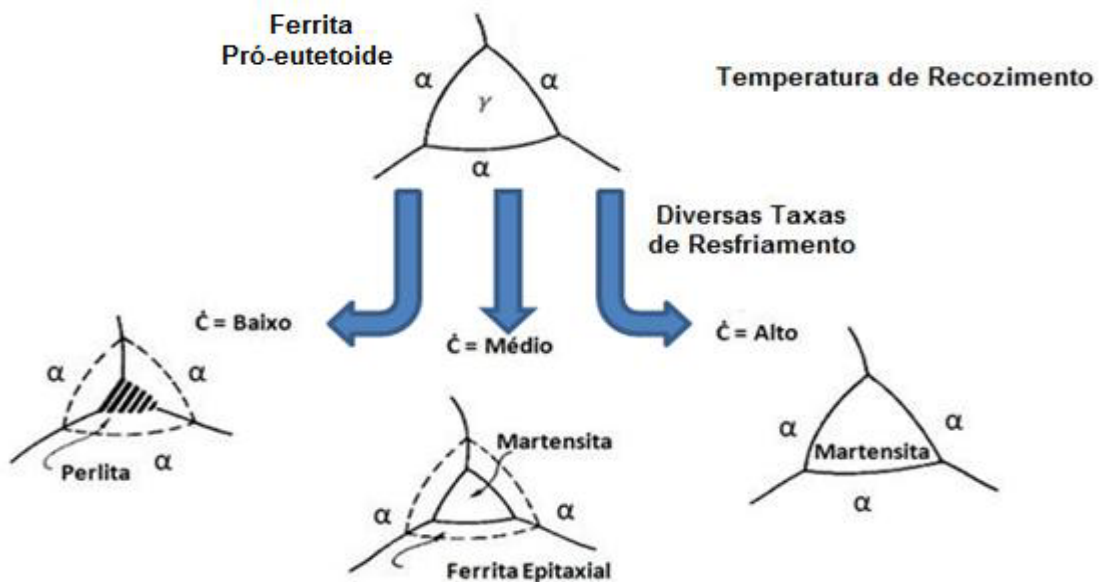


Figura 2.13 – Diagrama esquemático apresentando o efeito da taxa de resfriamento sobre a transformação do grão da austenita durante o resfriamento, a partir da temperatura de recozimento intercrítico até a temperatura ambiente (Adaptado de Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982).

2.6.3 Propriedades Mecânicas dos Aços Dual-Phase

As propriedades desenvolvidas pelos aços Dual-Phase, por exemplo, alto limite de resistência à tração e elevada capacidade de alongamento, são resultado de uma complexa interação entre escoamento e encruamento dos componentes microestruturais destes materiais (Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982).

Segundo Llewellyn; Hudd (1998), o limite de resistência à tração dos aços Dual-Phase pode ser aproximado pela seguinte fórmula, levando-se em consideração a fração de ferrita e martensita presentes no material:

$$\sigma_{DP} = V_F * \sigma_F + V_M * \sigma_M \quad (2.9)$$

onde V_F e V_M correspondem às frações em volume das fases ferrítica e martensítica e σ_F a resistência à tração do aço e das fases ferrítica e martensítica

Assim, é esperado um aumento na resistência dos aços Dual-Phase com o aumento da fração em volume da martensita presente nos mesmos, como também apresentado por Ferreira; Vieira (2006). Davies (1978) demonstrou que a resistência dos aços Dual-Phase (Fe-1.5Mn-C) cresceu linearmente com o aumento do volume da martensita, como mostrado na Fig. 2.14, independentemente da composição ou resistência da mesma. A fração em volume da martensita foi variada pela têmpera de uma série de aços de diferentes quantidades de carbono a uma temperatura constante. A composição da mesma foi variada através de alterações na temperatura de recozimento intercrítico.

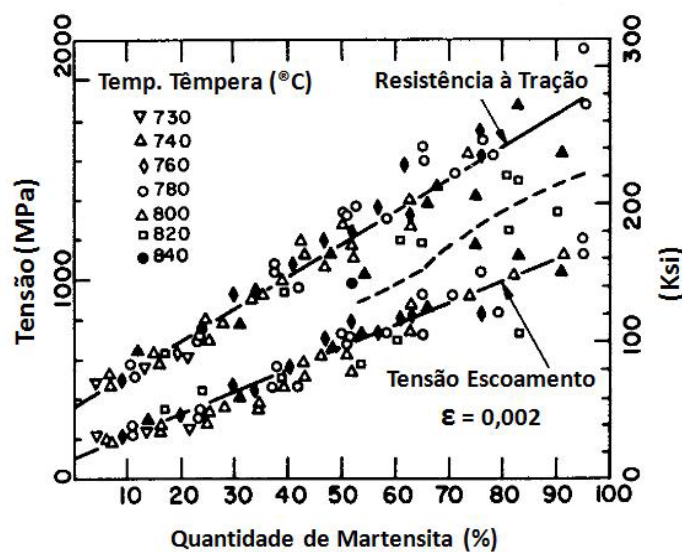


Figura 2.14 - Tensão de escoamento (0,2%) e resistência à tração em função da fração em volume de Martensita para ligas Fe-Mn-C. (Adaptado de Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982)

Uma análise mais detalhada da resistência dos aços Dual-Phase, entretanto, demonstrou que a composição, resistência, tamanho e distribuição da fase martensítica, ou a quantidade de ferrita epitaxial, também podem causar variações na resistência dos mesmos, o que justifica a dispersão de mais de 200 MPa nos resultados obtidos por Davies (Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982).

Outro parâmetro que contribui para o aumento da temperabilidade destes aços é a resistência da matriz ferrítica, a qual pode ser aumentada pelo refinamento dos grãos, precipitação e endurecimento por solução sólida. O refinamento dos grãos de ferrita pode ser obtido pela aplicação de uma microestrutura inicial mais refinada ou por uma temperatura de recozimento mais baixa. A Fig. 2.15 mostra o efeito do tamanho de grão da ferrita em aços Dual-Phase com fração em volume de martensita e quantidade de silício

constantes. Pode-se observar que a resistência aumenta linearmente com a redução do tamanho de grão da ferrita presente no aço (Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982).

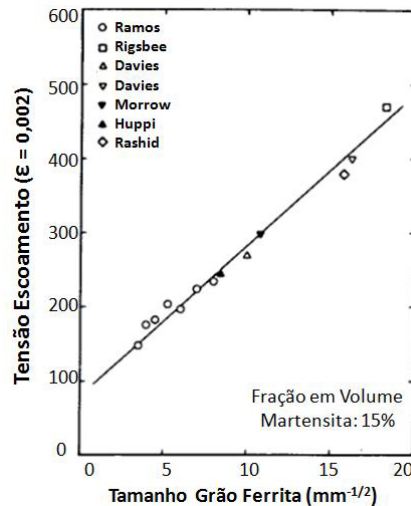


Figura 2.15 – Tensão de escoamento (0,2 %) em função do tamanho dos grãos de Ferrita para aços Dual-Phase com fração em volume de Martensita de 15 %. (Adaptado de Matlock; Zia-Ebrahimi; Krauss, 1982).

Elementos de liga nos aços Dual-Phase, além dos efeitos na temperabilidade, podem aumentar a resistência da ferrita por endurecimento por solução sólida ou precipitação. Davies (1978) demonstrou que um significativo aumento na endurecibilidade pode ser obtido pela adição de silício nos aços Dual-Phase Fe-C-Mn, sem a perda do alongamento uniforme dos mesmos. Este efeito benéfico do silício sobre a combinação resistência/ductilidade é atribuído à redução da quantidade de carbono na ferrita, o que leva a uma estrutura mais dúctil. Outros elementos, como vanádio e nióbio, também podem ser adicionados com o propósito de refinar a microestrutura destes materiais e, assim, elevar sua resistência.

O aumento na resistência mecânica de um aço, independentemente da maneira como foi alcançado, está usualmente ligado a uma redução em sua ductilidade. As propriedades dos aços Dual-Phase são função, dentre outros fatores, da taxa de resfriamento a que foram submetidos. Um aumento na taxa de resfriamento acarreta na redução do limite de escoamento e em aumento na resistência à tração. Para altas taxas de resfriamento, as resistências à tração e escoamento crescem rapidamente, ao mesmo tempo em que o alongamento decresce drasticamente. A melhor combinação de resistência e ductilidade é alcançada para uma taxa de resfriamento intermediária apropriada.

Os aços Dual-Phase apresentam uma boa conformabilidade, se comparados aos aços HSLA. Segundo Carlsson; Larsson e Nilsson (2005), é difícil ranquear materiais segundo sua conformabilidade. Isto ocorre devido ao conceito de conformabilidade, que envolve uma série de características do material como: dobramento, embutimento, dobramento reverso, expansão em furo, estiramento etc. Muito freqüentemente, a conformabilidade está relacionada ao alongamento total e ao coeficiente de endurecimento por deformação (n) do material. O alongamento total é geralmente medido em testes de tração, como sendo o alongamento percentual do corpo de prova antes da fratura. O valor de n é o expoente na Equação de Ludwik-Hollomon (2.10), determinado a partir da curva de tensão deformação do material, onde K é uma constante.

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (2.10)$$

Os aços Dual-Phase, no entanto, apresentam uma baixa capacidade de estampagem profunda. Esta é medida pela razão limite de conformação, que é medida pela relação entre o máximo diâmetro do *blank* de teste estampado sobre o máximo diâmetro do punção utilizado na estampagem, sem que haja fraturas ou rugas no corpo de prova. O indetador pressiona a chapa de teste, que se deforma, transformando-se em um “copo”. Relações mínimas de 2,5 são esperadas, o que não é atingido para os aços Dual-Phase, que apresentam relações de aproximadamente 2 para aços com resistência de 600 a 1000 MPa (Carlsson; Larsson; Nilsson, 2005).

A temperatura de transição dúctil-frágil destes materiais, por volta de -95°C , como pôde observar Chao; Ward; Sands (2005) para aços Dual-Phase 590, indica uma boa tenacidade à fratura para estes aços, o que os faz candidatos em aplicações sujeitas a baixas temperaturas.

2.6.4 Revestimento

Cerca de $\frac{1}{4}$ da produção mundial de aço se destina exclusivamente a repor material destruído pela corrosão (Telles, 1994). Dentre os processos de proteção contra a corrosão está a zincagem, ou galvanização como é mais conhecida. A galvanização, como meio para proteger os aços contra a corrosão, foi descoberta na França em 1741, mas permaneceu pouco utilizada até a segunda guerra mundial (ABCM, 2006). Existem dois processos básicos de galvanização, sendo os demais praticamente variantes destes. Assim, a galvanização pode ser realizada por eletrodeposição (Eletro galvanização) ou por imersão a quente (ou a Fogo).

O processo de eletrogalvanização consiste na imersão do material a ser galvanizado em uma solução química contendo zinco, a 25 C. A galvanização se dá através da eletrólise, que leva o zinco dissociado no banho a aderir à superfície do material. A eletrogalvanização oferece vida útil contra a corrosão menor que a oferecida pelos processos a quente (a serem vistos adiante), pois não existem camadas intermediárias de Fe-Zn no revestimento para este processo. Desta forma, uma vez rompida a camada de revestimento, o material de base está exposto e sujeito diretamente à corrosão.

Os aços Dual-Phase são geralmente comercializados com revestimento a quente ou a fogo, que podem ser: HDGI (Hot Dip Galvanized) ou HDGA (Hot Dip Galvannealed). O revestimento HDGI é realizado, tradicionalmente, com o aquecimento do aço e posterior imersão em um recipiente de zinco fundido, para que este possa ser revestido. Aços galvanizados por este processo contêm no revestimento essencialmente zinco puro contendo entre 0,3 e 0,6 % de alumínio (Tumuluru, 2006 e Silva; Vieira, 2005). No revestimento HDGA, além do banho de zinco, o material sofre tratamento térmico imediatamente após a saída do banho, em temperaturas entre 450-590 °C. Esta adição de calor possibilita a difusão do ferro do substrato para o revestimento, que passa a ser constituído de por volta de 90 % de zinco e 10 % de ferro. A quantidade de alumínio neste caso é menor, entre 0,15 e 0,4 % (Silva, Vieira, 2005 e Tumuluru, 2006).

O alumínio é adicionado ao revestimento com o intuito de reduzir, ou suprimir, a reação entre o ferro e o zinco, formando uma fina camada de Fe-Al-Zn entre o substrato e o revestimento, melhorando a aderência e pureza (Silva; Vieira, 2005). Em quantidades de até 0,006 %, esta adição tem por objetivo tornar mais brilhante a superfície da liga (ABCM, 2006).

2.6.5 Potencial para Redução de Peso

A alta resistência mecânica dos aços Dual-Phase pode ser aproveitada visando a redução de peso em estruturas. O potencial desta redução pode ser aproximado considerando-se dois modelos de carregamento em chapas: modelo de carregamento em chapas finas e em chapas grossas (Fig. 2.16).

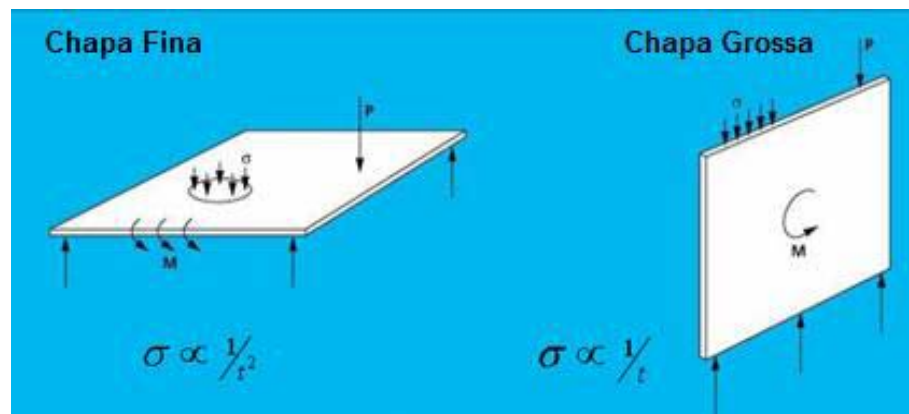


Figura 2.16 - Ilustração do carregamento em chapas grossas e em chapas finas. (Adaptado de Carlsson; Larsson; Nilsson, 2005)

No caso do carregamento em chapas finas, a tensão é inversamente proporcional à espessura da chapa, ao passo que sob carregamento em chapas grossas a tensão é inversamente proporcional ao quadrado da mesma. A Tab. 2.3 apresenta o potencial de redução de peso de estruturas para diferentes aços Dual-Phase com tratamento de envelhecimento (Carlsson; Larsson; Nilsson, 2005).

A possibilidade da redução de peso, para muitas aplicações reais, está entre os valores definidos pela Tab. 2.2 (Carregamento em chapas finas e grossas). Entretanto, os aços têm sua rigidez perdida à medida que sua espessura é reduzida, uma vez que, independentemente da resistência, possuem o mesmo Módulo de Elasticidade. Este é o fenômeno de instabilidade elástica do material, independentemente, portanto, da resistência do mesmo. Flambagem localizada poderá então ocorrer abaixo do limite plástico, limitando o potencial de redução de peso destes. Uma saída é a adição de enrijecedores, seções fechadas ou de geometrias que maximizem a rigidez nos locais onde os esforços são mais concentrados (Carlsson; Larsson; Nilsson, 2005).

Tabela 2.2 – Redução de peso possível através da aplicação de aços Dual-Phase.

Aço	Lim. Escoamento 2% Deformação (MPa)	Possível Redução de Peso Assumindo Carregamento em Chapas Finas (%)	Possível Redução de Peso Assumindo Carregamento em Chapas Grossas (%)
Baixo Carbono	200	-	-
DP 600	500	60	37
DP 800	650	69	45
DP 1000	850	76	51
Martensítico 1400	1350	85	62

2.7 Soldabilidade

Geralmente, os aços AHSS possuem campos de soldabilidade inferiores aos dos aços carbono ou dos HSLA, soldados por resistência a pontos. Aqueles tendem a apresentar altos índices de expulsão, a desgastar mais os eletrodos, a exibir elevada dureza na região da soldagem, o que fragiliza e causa trincas na mesma, e também a terem sua resistência à fadiga reduzida (Scotchmer, 20?).

Lentes de solda de diâmetros aceitáveis foram obtidas para os aços Dual-Phase 600, embora arrancamento parcial dos pontos tenham sido observados nos limites inferiores dos mesmos. Isto sugere que o problema envolvendo a soldabilidade destes aços não está na energia imposta ao processo, mas sim no modo de fratura observado (Fernace; Vernier; Meesemaeker, 1998). Os mesmos autores afirmam ainda não terem conseguido obter campos de soldabilidade aceitáveis para os aços Dual-Phase 600, de acordo com a norma francesa (NF A87-001).

De acordo com a norma da American Welding Society (AWS/SAE D8.9, 2002), os modos de fratura em soldagem por resistência são classificados em vários tipos, que levam em consideração a maneira como se comporta a lente de solda durante um teste de arrancamento. Desta forma, essa a norma de soldagem estabelece como critério de aceitação que somente lentes de solda arrancadas completamente de uma das chapas soldadas apresentam os requisitos mínimos de qualidade aceitáveis (Fig. 2.17). Este critério, criado para atender às expectativas em relação aos aços comuns ao carbono, onde fraturas interfaciais são geralmente associadas à falta da lente de solda, ao ser também adotado

para os aços de alta resistência, trouxe problemas com relação à soldabilidade destes, uma vez que existe uma maior dificuldade em se obter o arrancamento total da lente para estes aços e onde nem sempre a fratura interfacial está relacionada à falta da lente ou de resistência mecânica da junta, segundo Marya (2005^a) e Sun; Stephens e Khabel (2007).

<u>Modo de Fratura</u>	<u>Figura</u>
Modo 1 Arrancamento Total do Ponto	
Modo 2 Arrancamento Total e em Parte da Espessura	
Modo 3 Arrancamento em Parte da Espessura	
Modo 4 Interfacial com Arrancamento Total e em Parte da Espessura	
Modo 5 Interfacial com Arrancamento do Ponto	
Modo 6 Interfacial com Arrancamento Total	
Modo 7 Interfacial	
Modo 8 Sem Fusão	

Figura 2.17 - Modos de fratura em soldagem por resistência definidas pela Norma de Soldagem AWS/SAE D8.9 (2002).

Ainda segundo Fernace; Vernier e Meesemaeker (1998), o problema da fragilidade dos pontos de solda para os aços AHSS está relacionado à sensibilidade dos mesmos ao efeito de entalhe. Para entalhes agudos e sob microestrutura frágil (altas taxas de resfriamento durante a soldagem) a trinca se inicia e a fratura tende a se propagar no interior da lente (interfacial). Ainda citando os mesmos autores, os diâmetros de lentes medidos nos corpos de prova, onde houve fraturas interfaciais, são quase os mesmos

medidos para as soldas onde houve arrancamento total do ponto, mas com resistência bem inferior, para os aços Dual-Phase 600.

A norma AWS/SAE D 8.9 (2002) estabelece um valor mínimo para o diâmetro do botão de solda, definido como:

$$\Phi = 4\sqrt{t} \quad (2.11)$$

onde Φ é o diâmetro do botão de solda medida após ensaio de arrancamento e t a menor espessura do material soldado.

Resultados obtidos por Sun; Stephens e Khabel (2007) indicam que para os aços AHSS o tamanho mínimo da zona fundida de acordo com a Eq. (2.11) não garante o arrancamento total do botão de solda, em particular para os aços Dual-Phase 800. O tamanho crítico da zona fundida, para garantir o arrancamento total do botão, deve ser desenvolvido para cada material, baseado em suas propriedades mecânicas, tamanho da ZAC e propriedades das soldas para cada conjunto de parâmetros, segundo o autor.

Outro fenômeno associado aos aços AHSS, e que compromete a soldabilidade dos mesmos, é o fenômeno da expulsão de material fundido da região da soldagem (Fig. 2.18), o que reduz o tamanho da lente e também causa discontinuidades na mesma (Alenius et al., 2006). Este fenômeno é agravado pela alta resistividade elétrica destes aços, o que provoca uma geração de calor bem mais acentuada nos mesmos.

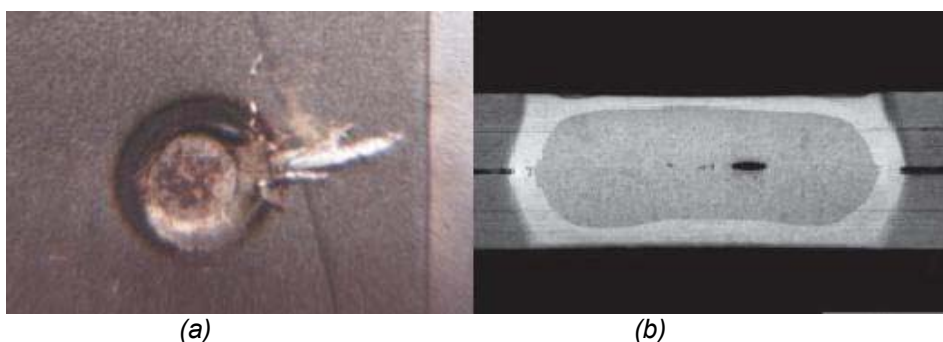


Figura 2.18 - Ilustração do fenômeno de expulsão (a) e descontinuidade gerada pelo mesmo (b) (Adaptado de Reichert; Peterson, 2007).

Mayra e Gayden (2005a) argumentam que o efeito dos parâmetros de soldagem, espessura das chapas, composição do aço e revestimento são todos importantes para se avaliar a soldabilidade dos aços Dual-Phase 600, pois todos estes fatores têm influência nas dimensões da solda, microestrutura e propriedades mecânicas (incluindo o modo de fratura das mesmas).

Em relação à microestrutura, os aços Dual-Phase são inteiramente martensíticos na zona fundida, o que geralmente independe dos parâmetros de soldagem utilizados (Fernace; Vernier; Meesemaeker, 1998). Isto se deve às altas taxas de resfriamento a que é submetida a zona fundida, em torno de 2000 °C/s para aços de espessura de 2 mm (Tumuluru, 2006) e também ao relativo alto teor de carbono em apresentam os AHSS, de 0,05 a 0,2 % (Sun; Stephens; Khabel, 2007).

Os aços Dual-Phase, considerando-se os parâmetros de soldagem, necessitam de menores correntes de soldagem se comparados aos aços ao carbono, devido à sua maior resistividade elétrica. Além disso, quanto maior a quantidade de elementos de liga presentes no aço maior também sua resistividade e menor a corrente recomendada. Estes aços requerem, ainda, forças mais elevadas entre os eletrodos (20 a 30 % superiores), devido à sua maior resistência mecânica. Esta força tem influência na etapa de solidificação da lente, evitando a ocorrência de vazios, e na determinação da geometria do entalhe, além de atuar sobre o campo de soldabilidade (Ferreira; Vieira, 2006).

Segundo Carlsson; Larsson e Nilsson (2005), ambos os equipamentos AC e MFDC podem ser utilizados para a soldagem de aços Dual-Phase. Hoffman et al. (2005) não encontraram diferenças significativas entre as propriedades mecânicas obtidas para aços DP 600 de 1 mm de espessura soldados pelos dois equipamentos. Já para aços DP 600 de 1,5 mm de espessura, houve um aumento nas resistências ao cisalhamento e tração cruzada para os aços soldados pelo equipamento MFDC frente aos soldados pelo aparelhamento AC, atribuídos ao aumento da lente de solda (medidas em testes de metalografia) em relação ao botão de solda (medidos em testes de arrancamento). A tendência atual da indústria automobilística em aumentar a aplicação de chapas mais finas faz com que estas diferenças entre os dois processos sejam cada vez mais minimizadas. Não foram encontradas diferenças significantes na geração de vazios de contração para a soldagem de aços DP 600 entre os processos AC e MFDC segundo Joaquin; Elliott, Jiang (2007).

O manual da IISI (2004) para aços AHSS aponta para a obtenção de maiores botões de solda para a soldagem utilizando-se o equipamento MFDC em comparação ao AC, para uma mesma corrente de soldagem (Fig. 2.19). Esta diferença seria devido à aplicação da corrente, contínua e unidirecional pelo aparelhamento MFDC, o que leva a um melhor controle e direcionamento do calor para a interface entre as chapas a serem soldadas, segundo o manual.

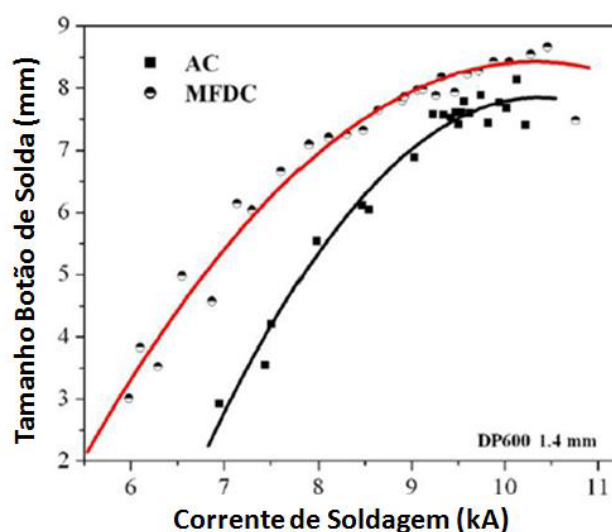


Figura 2.19 – Diâmetro dos botões de solda obtidos para a soldagem de aço DP 600 com 1,4 mm de espessura pelos processos MFDC e AC (Adaptado de IISI, 2004).

Li; Feng e Cerjanec (2004) observaram que para uma mesma corrente de soldagem o diâmetro dos botões de solda para os equipamentos AC e MFDC são diferentes e que esta diferença é maior para correntes de soldagem mais baixas, o que pode ser comprovado pela Fig. 2.19. Para correntes próximas às de expulsão, o diâmetro dos botões é similar para os dois processos. Isto se deve à redução mais rápida da resistência de contato entre as chapas no processo AC, especialmente para correntes mais baixas, uma vez que para correntes elevadas esta quebra ocorre rapidamente para dois processos, aproximando o diâmetro dos botões de solda em ambos, como discutido no Item 2.5.2.

O aumento no teor de elementos de liga dos aços de alta resistência (Shi; Westgate, 2003), aliado às altas taxas de resfriamento associadas à soldagem por resistência a pontos, difíceis de serem mensuradas na prática (Gould; Khurana; Li, 2006), podem levar a durezas bastante elevadas na região da soldagem para estes materiais. O equipamento de soldagem, AC ou MFDC, apresentou influência na dureza das soldas para diversos aços, que foi por volta de 50 HV maior para a soldagem pelo processo MFDC, segundo Weber e Goklu (2005), embora o autor não tenha trabalhado com aços Dual-Phase. A dureza da solda aumenta com o aumento do carbono equivalente do material (Oikawa; Murayama; Himatashi, 2006), que aumenta também a dureza da martensita presente no aço (Tumuluru, 2006).

O revestimento contra corrosão altera o comportamento em relação à soldagem dos aços de duas formas. A alta condutividade elétrica e o baixo ponto de fusão dos revestimentos reduzem a resistência de contato, conseqüentemente aumentam a corrente e

o tempo de soldagem para se atingir o mesmo diâmetro do botão de solda. Também ocorre o aumento do desgaste dos eletrodos (Shi; Westgate, 2003). Tumuluru (2006) demonstrou que aços revestidos pelo processo HDGA apresentam maior vida útil para os eletrodos, devido à menor quantidade de alumínio no revestimento, o que reduz a contaminação por difusão e fadiga dos mesmos, segundo o autor. Ambos os revestimentos, HDGI e HDGA, apresentaram campos de soldabilidade aceitáveis para a soldagem de aços DP 780, porém aços com revestimento HDGA apresentaram maiores campos de soldabilidade, além de necessitarem de menos corrente. Essa diferença na corrente de soldagem se dá, segundo ainda o autor, pela maior presença de alumínio no revestimento HDGI, o que leva à formação de alumina, refratária e de baixa condutividade, nos aços revestidos por este processo.

Finalmente, segundo Scotchmer (20?), aços de diferentes fabricantes são produzidos com diferentes composições químicas e por diferentes processos, gerando aços de mesma resistência, porém com diferentes características de soldabilidade, fato que deve ser levado em consideração quando se pretende avaliar as características de soldabilidade destes materiais.

CAPÍTULO III

MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Equipamentos de soldagem

Os experimentos foram realizados utilizando-se dois equipamentos de soldagem por resistência a pontos. O equipamento de corrente alternada (AC) é composto de um transformador (Soltronic HT75 2 MF, 440 V, 75 kVA, 170 A no circuito primário), um controlador (Fase Saldatura com potencia nominal de 54 kVA) e uma pinça de soldagem pneumática (pressões entre 730 e 2740 N) refrigerada a água (Fig. 3.1). A corrente de soldagem (no circuito secundário) varia entre 1 e 9,5 kA com 100 ciclos de solda máximos.



Figura 3.1 – Controlador (a) e pinça de soldagem pneumática (b) do equipamento de soldagem por Corrente Alternada (AC).

O equipamento média frequência corrente contínua (MFDC) é composto de um transformador (Bosch PSG 3100), um controlador (Bosch PSI6100.100L) e uma pinça de

soldagem pneumática (pressões entre 660 e 3700 N) refrigerada a água. A corrente de soldagem (no circuito secundário), para este equipamento, varia entre 1 e 20 kA (Fig. 3.2).



Figura 3.2 - Controlador (a) e pinça de soldagem pneumática (b) do equipamento de soldagem por Média Freqüência Corrente Contínua (MFDC).

3.2 Materiais Utilizados para a Soldagem

Para a realização dos testes, foram utilizados aços de alta resistência Dual-Phase, com 600 e 800 MPa de limites de resistência. Foram ensaiados aços não revestidos e revestidos, por galvanização a quente pelo processo “galvanized”, com espessura de camada de revestimento de 14 micrometros para o Dual-Phase 600 e 15 micrometros para o Dual-Phase 800. A medição da espessura da camada de revestimento foi realizada através do Medidor Digital de Camadas DIGI-DERM Modelo 979-745, marca Mitutoyo (Wolff, 2006). Os dados referentes aos materiais testados, espessuras, composição química e limites de resistência à tração, seguem apresentados no Anexo 1. Os ensaios de tração foram realizados de acordo com a Norma ASTM A 370 Sub Size (2003).

O material foi cortado em guilhotina, nas dimensões de 120 x 35 mm. As rebarbas foram aparadas e o óleo presente nas chapas retirado no momento da soldagem com o auxílio de um pano seco. Ressalta-se que visando um melhor aproveitamento do material, as dimensões utilizadas são menores que aquelas previstas na norma AWS/SAE D 8.9 (2002) para os testes de arrancamento (120 x 40 mm para chapas de espessura entre 0,9-1,29 mm e 140 x 50 mm para chapas de espessura entre 1,3 – 1,69 mm). A mesma dimensão foi também aplicada aos testes de cisalhamento, embora não sejam as dimensões de acordo com a norma JIS 3136 (1999) (100 x 30 mm para chapas de

espessura entre 0,8-1,3 mm e 125 x 40 mm para chapas de espessura entre 1,3 – 2,5 mm), utilizada como referência para os ensaios de cisalhamento.

3.3 Testes de Arrancamento

Os testes de arrancamento são realizados através da aplicação de uma força, predominantemente de tração, que resulta em uma sollicitação primariamente normal à interface entre as chapas soldadas (ISO/DIS 10447, 2005). Estes testes visam permitir a avaliação do diâmetro do botão de soldagem obtido e do modo de fratura apresentado pelo mesmo. Existem duas formas básicas de se proceder com o teste de arrancamento. Uma delas consiste na utilização de cinzéis ou talhadeiras, testes conhecidos como “chisel tests” (Fig. 3.3) e a outra consiste na utilização de dispositivos manuais (alicates, turquesas, etc.) ou mecânicos (prensas, máquinas de tração, etc.) de “descascamento” das soldas, conhecidos como “Peel Tests” (Fig. 3.4). O método de arrancamento selecionado para os trabalhos foi o método “Peel Test”, por ser este o método recomendado pela norma de referência (AWS/SAE D 8.9, 2002) e pela maior facilidade encontrada na aplicação do mesmo.

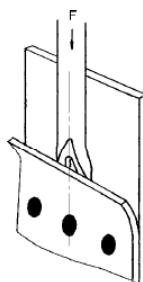


Figura 3.3 – Ilustração da rotina de arrancamento pelo Método “Chisel Test”. (Adaptado de ISO/DIS 10447, 2005)

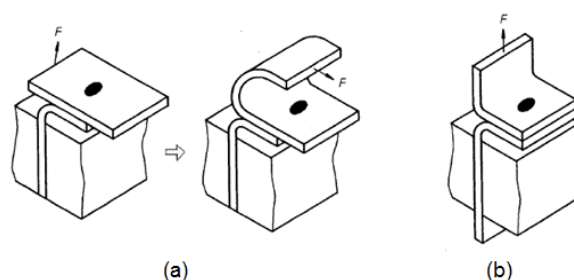


Figura 3.4 – Ilustração da rotina de arrancamento pelo método “Peel Test”, por técnicas manuais (a) e por técnicas mecânicas (b). (Adaptado de ISO/DIS 10447, 2005)

Dada a maior resistência mecânica dos aços Dual-Phase, o arrancamento manual ficaria bastante dificultado e esta opção foi imediatamente descartada. A aplicação de um equipamento universal de ensaios ficaria complicada devido à necessidade de um técnico para a realização dos mesmos e devido à grande quantidade a ser testada. Como opção, surgiu a idéia de desenvolver um sistema de arrancamento mecânico que pudesse realizar os testes de forma rápida, econômica e segura. A solução encontrada segue apresentada pela Fig. 3.5, onde uma girafa mecânica para elevação de carga foi adaptada para a realização dos ensaios. Dois dispositivos, fabricados a partir de perfis de aço fechados e correntes, prendem os corpos de prova à girafa, que é elevada com o auxílio de um macaco hidráulico, tracionando os mesmos e possibilitando o arrancamento do botão de solda.



Figura 3.5 – Sistema de arrancamento mecânico elaborado para facilitar o trabalho de medição do diâmetro dos botões de solda.

É importante observar que os corpos de prova sempre estarão sujeitos a tração pura, dados os graus de liberdade oferecidos pelos parafusos de fixação e pelas correntes. Isto faz com que o teste apresente uma boa repetibilidade, bem superior à que seria apresentada caso este arrancamento se procedesse de forma manual ou por dispositivos.

3.4 Medições dos Diâmetros dos Botões de Solda

O diâmetro dos botões de solda, medidos após teste de arrancamento, como visto acima, são uma resposta para se avaliar a qualidade das soldas obtidas. A medição do

diâmetro dos botões foi realizada com o auxílio de um paquímetro com 0,05 mm de resolução, onde foram tomadas as medidas do maior e menor diâmetro do botão de solda arrancado. Para modos de falha onde não houve o arrancamento total do botão, como em fraturas interfaciais ou parciais, foram tomadas as medidas do botão arrancado e também da lente de solda, colocada entre parênteses após a primeira medida.

O método de medição obedece às normas ISO/DIS 14323 (2005) e AWS/SAE D 8.9 (2002), seguindo ilustrado pela Fig. 3.6.

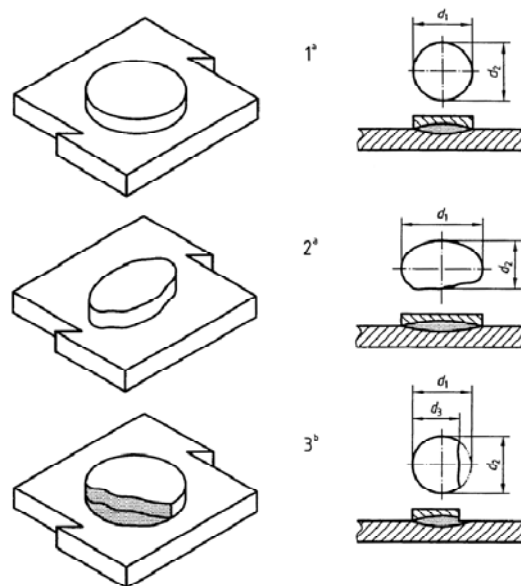


Figura 3.6 – Ilustração do método de medição dos botões de solda após Teste de Arrancamento, de Acordo com a Norma ISO/DIS 14323 (2005).

3.5 Medições das Indentações

A indentação, impressão deixada nas chapas soldadas devido à aplicação de corrente e pressão através dos eletrodos, não apresenta um limite para reprovação segundo a norma de soldagem adotada (AWS/SAE D 8.9, 2002). Indentações muito pequenas são um sinal de que as soldas não apresentam uma boa qualidade (solda fria) e indentações muito elevadas são sinal de parametrização indevida e deformação intensa da solda (ponto queimado). Da mesma forma, valores muito elevados de indentação reduzem a qualidade do acabamento das soldas, fazendo com que as mesmas apresentem um aspecto estético

não desejado. Neste caso, cabe ao usuário definir qual a indentação máxima permissível, de acordo com o acabamento desejável e resistência mecânica da junta.

As medidas das indentações foram realizadas com o auxílio de uma mesa de desempenho e um relógio comparador com 0,01 mm de resolução, conforme Fig. 3.7. O relógio comparador foi fixado a uma base magnética e colocado sobre a mesa de desempenho. O mesmo foi zerado no ponto mais profundo da indentação e as medições foram realizadas em cada lado da solda, fora da zona afetada pelo calor.



Figura 3.7 – Relógio comparador acoplado à base magnética para a realização das medições de indentação.

Quatro medições foram realizadas com o intuito de compensar possíveis empenamentos nas chapas, provocados pelo transporte das mesmas, corte em guilhotina e pelo próprio processo de soldagem (Fig. 3.8). Desta forma, a indentação medida é uma média entre os pontos 3 e 4 (buscando-se compensar o empenamento do corpo de prova no sentido 3-4) e entre os pontos 1 e 2 (buscando-se compensar o empenamento do corpo de prova no sentido 1-2).

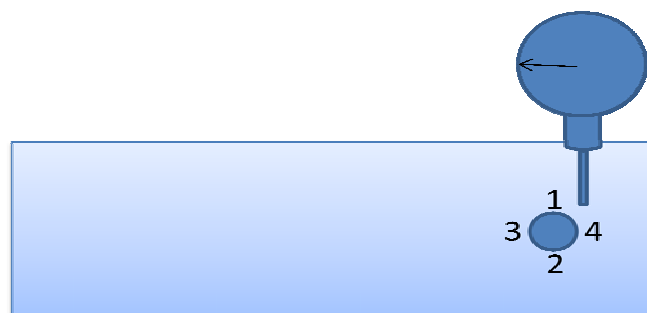


Figura 3.8 – Esquema da medição das indentações nas chapas soldadas.

3.6 Testes de Cisalhamento por Tração

A resistência mecânica das soldas foi avaliada através da realização de testes de cisalhamento, segundo a norma JIS Z 3136 (1999). Os testes foram realizados em um equipamento universal de ensaios, de acordo com a Fig. 3.9. Após os testes, foram anotados a resistência mecânica da junta soldada e o modo de falha observado.

É interessante observar as diferenças existentes entre as normas de cisalhamento ISO/DIS 14323 (2005) e JIS Z 3136 (1999) no que diz respeito à utilização dos apêndices laterais (“support/shim plates”) apresentados na Fig. 3.9. Estes apêndices visam garantir o alinhamento e esforço de tração pura durante os ensaios. A Primeira prevê a utilização destes dispositivos para os ensaios de chapas com espessuras inferiores a 3 mm, ao passo que a segunda requer a utilização para espessuras de chapas maiores que 3 mm. Foi adotada a norma JIS Z 3136 (1999) para a realização dos ensaios, por se acreditar que seja a opção mais adequada.

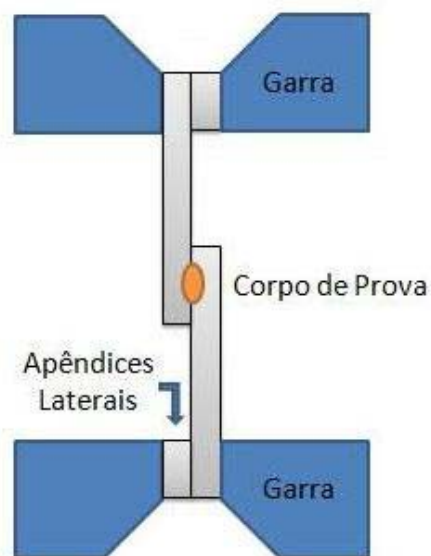


Figura 3.9 – Ilustração do ensaio de cisalhamento por tração de acordo com a Norma JIS Z3136 (1999) para chapas com espessura superior a 3 mm.

3.7 Dureza por Microindentação

Os ensaios de microindentação foram realizados em um microindentador Digital Microhardness Tester HVS-1000, com penetrador de piramidal de diamante de 120° graus de conicidade (Fig. 3.10a). As medidas foram realizadas com a movimentação do corpo de prova sobre a bancada do aparelho, com a observação através de uma lente de ampliação de 100 vezes. Foi utilizada uma carga de 4,9 N em 15 segundos de tempo de aplicação. Treze medidas foram tomadas no metal de base, zona afetada pelo calor e zona fundida, de acordo com o apresentado na Fig. 3.10b. Foi obedecida uma distância mínima entre os pontos de medição de 0,4 mm, de acordo com a Norma de referência (AWS/SAE D 8.9, 2002). A tomada da dureza foi realizada através da observação da impressão no corpo de prova por uma lente de ampliação de 400 vezes.

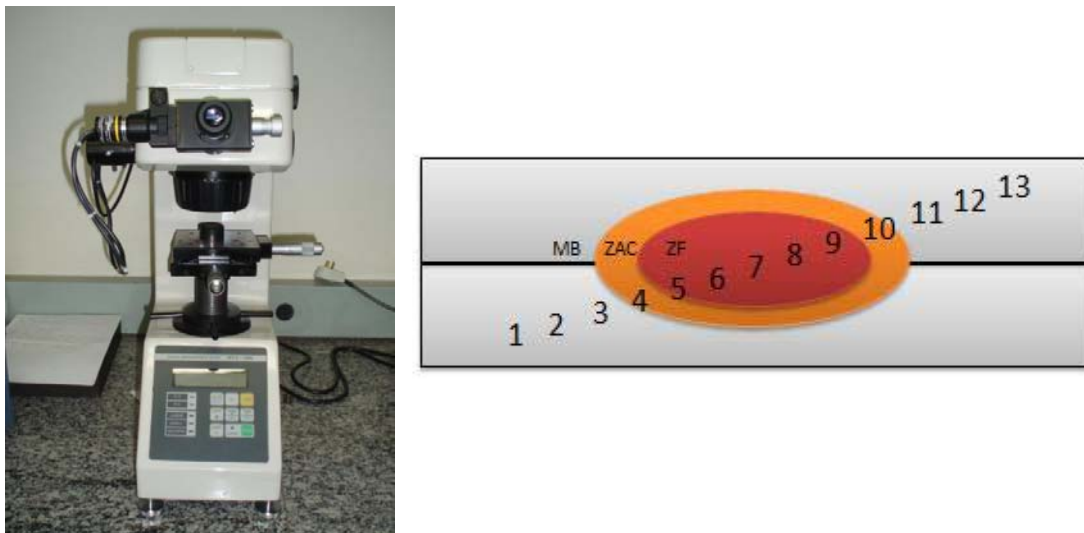


Figura 3.10 – Microindentador utilizado nos ensaios (a) e ilustração da localização onde as medidas foram realizadas (b), no metal de base (MB), zona afetada pelo calor (ZAC) e zona fundida (ZF).

O microindentador utilizado oferece uma grande dificuldade em se realizar a localização exata de onde a impressão será realizada. Esta limitação dificulta bastante a análise da zona afetada pelo calor, uma região de dimensões reduzidas na soldagem por resistência a pontos. Por esta razão, somente 2 das 13 medidas foram tomadas na mesma, apesar de ser a região onde a dureza praticamente dobra para os aços Dual-Phase.

3.8 Critérios de Comparação Entre os Equipamentos

Comparar significa examinar com atenção para estabelecer as semelhanças, diferenças ou relações existentes entre os objetos confrontados. Dentro deste conceito, os trabalhos envolvendo a soldagem devem possuir critérios que permitam, ao final do mesmo, uma avaliação dos resultados onde eles possam ser confrontados, a fim de que resultados coerentes e fundamentados possam ser encontrados.

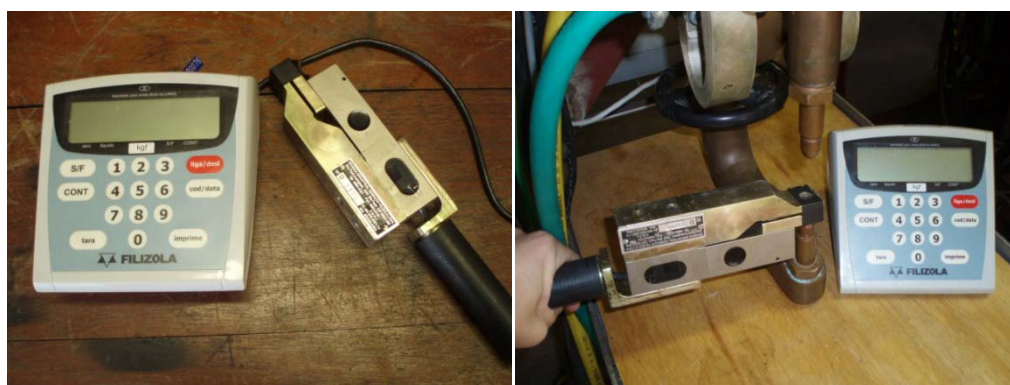
O objetivo do trabalho é comparar a soldabilidade dos aços Dual-Phase entre os equipamentos AC e MFDC. Desta forma, critérios que permitam a análise dos resultados, individualmente para cada equipamento, e também entre estes equipamentos devem ser estabelecidos, com o intuito de validar os resultados obtidos e de permitir que esta comparação esteja plausível.

Neste estudo, a comparação entre os equipamentos de soldagem AC e MFDC foi realizada estabelecendo-se a mesma força de soldagem, corrente RMS e os mesmos eletrodos, para ambos os equipamentos. Visto que as pinças de soldagem são diferentes para os mesmos, e que o sistema de refrigeração também o é, um estudo sobre a distribuição de temperaturas nos eletrodos também foi realizado a fim de se avaliar a influência do sistema de refrigeração de cada máquina sobre a soldagem.

3.8.1 Força de Soldagem

Foi realizada a calibração da força aplicada às pinças de soldagem para ambos os equipamentos. Esta calibração teve por objetivo definir a relação existente entre as forças de soldagem ajustadas nos controladores dos equipamentos e a força real existente nas pinças durante a soldagem.

O método utilizado consistiu na variação das forças, ajustadas nos programas de soldagem dos controladores de ambos os equipamentos e na medição destas forças nas pinças de soldagem, através do dinamômetro digital Crown Filizola (Fig. 3.11a). Este foi colocado entre os eletrodos das pinças com os painéis de controle ajustados no modo somente pressão, a fim de que a medição pudesse transcorrer livre da passagem de corrente elétrica (Fig. 3.11b).



(a)

(b)

Figura 3.11 - Dinamômetro utilizado (a) e posicionado para a realização das medidas nas pinças de soldagem (b).

Foi constatado que o tempo esperado para a realização das medições influencia os resultados obtidos, principalmente para o equipamento MFDC. As medidas foram então tomadas dois segundos após o início da aplicação das forças nas pinças, tempo este utilizado para que as mesmas se estabilizassem. Este tempo foi determinado com base no número de ciclos de aproximação e pré-pressão utilizados nos programas de soldagem dos experimentos, que foi de 110 ciclos no total, ou aproximadamente dois segundos, uma vez que um ciclo de soldagem corresponde a 16,6 ms.

Para a medição das forças na pinça AC foi necessário que se retirasse uma das capas dos eletrodos, pois o espaço era pequeno para que o dinamômetro pudesse se acomodar entre os braços da mesma portando os eletrodos. Como a força medida é proporcional à pressão aplicada pelo sistema pneumático do equipamento, os erros inerentes à retirada desta capa são insignificantes. O sistema de refrigeração também foi fechado para evitar vazamento de água e a danificação do dinamômetro ou do restante do equipamento.

As forças ajustadas nos controladores variaram entre 1,1 e 6,5 kN. O resultado médio das três medidas obtidas pelo dinamômetro, para cada valor ajustado nos controladores, segue apresentado na Tab. 3.1.

Para valores de força ajustados no controlador AC inferiores a 1,7 kN não foi observado o fechamento da pinça de soldagem, indicando ser este o valor mínimo de força possível de ser aplicado a este equipamento. Para valores ajustados superiores a 6,2 kN, percebe-se um exagerado vazamento de ar através dos retentores da pinça de soldagem, o que pode danificar o equipamento, limitando a força a valores inferiores a este. Para o

equipamento MFDC, o fechamento da pinça é observado em todo o campo de medição, sendo a força limitada pelos valores máximo e mínimo possíveis de serem ajustados no controlador de soldagem, a saber, 0,1 e 8 kN.

A partir das medidas de força, lidas através do dinamômetro, foi realizada uma curva de calibração para cada equipamento (Fig. 3.12 e 3.13), sendo assim estabelecido o critério de comparação entre as forças de soldagem para os mesmos.

Tabela 3.1 – Valores de força ajustados nos controladores de soldagem (kN) e valores de força lidos nas pinças de soldagem dos equipamentos AC e MFDC (kN).

Força Ajustada nos Controladores (kN)	Força Pinça AC (kN)	Força Pinça MFDC (kN)
1,1	-	1,04
1,4	-	1,16
1,7	0,73	1,28
2	0,87	1,42
2,3	0,99	1,50
2,6	1,13	1,63
2,9	1,24	1,75
3,2	1,38	1,89
3,5	1,51	1,99
3,8	1,67	2,10
4,1	1,79	2,23
4,4	1,93	2,35
4,7	2,05	2,44
5,0	2,19	2,57
5,3	2,34	2,70
5,6	2,48	2,80
5,9	2,61	2,92
6,2	2,74	3,04
6,5	-	3,13

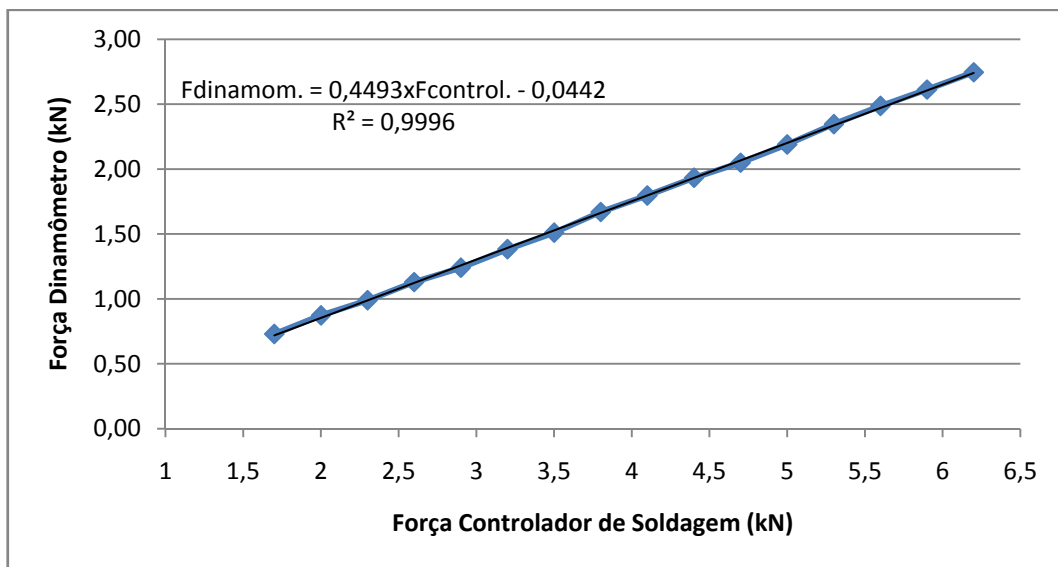


Figura 3.12 – Curvas de calibração das forças na pinça para o equipamento AC.

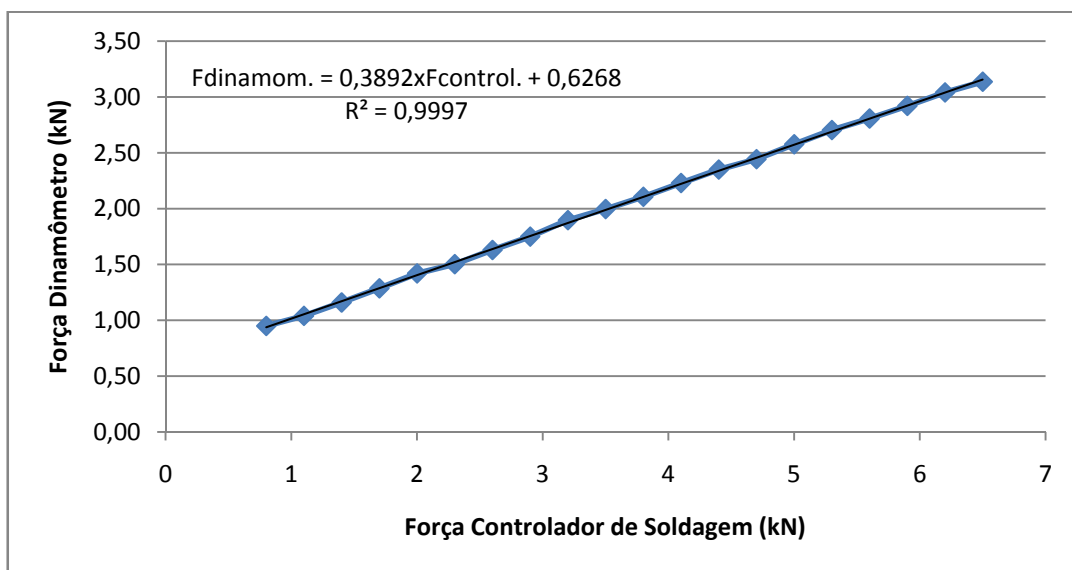


Figura 3.13 – Curvas de calibração das forças na pinça para o equipamento MFDC.

Pelos resultados obtidos da calibração das forças, a comparação entre os equipamentos só é válida para a aplicação de forças compreendidas entre 750 e 2700 N (limitadas inferiormente e superiormente pelo equipamento AC), forças estas possíveis de serem obtidas para ambos os equipamentos.

3.8.2 Corrente de Soldagem

A aplicação de uma mesma corrente RMS durante a soldagem, para ambos os equipamentos, é garantida através da utilização do analisador portátil de soldagem Miyachi MM-315A, capaz de medir a corrente de soldagem, tanto em corrente alternada quanto em corrente contínua e o tempo de soldagem, tanto em ciclos quanto em milissegundos (Fig. 3.14). Foi também utilizado o sistema de aquisição de dados, realizado em plataforma Labview, quando a aquisição dos formatos de onda de corrente e tensão se fizeram necessários.



Figura 3.14 – Analisador de soldagem Miyachi e bobina toroidal utilizada para as medições da corrente de soldagem.

O analisador Miyachi consiste em um aparelho de leitura direta de corrente e tempo de soldagem, conectado a uma bobina toroidal, que deve ser ajustada entre os cabos de corrente do secundário do equipamento (Fig. 3.14b). Vale ressaltar que o posicionamento da bobina nos cabos exerce influência sobre as medidas, devendo este ser fixado aos mesmos em uma posição definida durante a realização de todos os testes.

O sistema de aquisição de dados consiste em uma placa de aquisição de dados National Instruments A/D PCI 6036E 16 bits, ajustada para 25/2 kHz para os equipamentos AC/MFDC, bem como de dois programas elaborados em ambiente “Labview” pelo próprio Laprosolda (Nascimento, 2003). O primeiro programa (Fig. 3.15) é o responsável por realizar a aquisição dos dados da soldagem: corrente de soldagem, adquirida com o auxílio de bobinas toroidais; e a tensão de soldagem, medida diretamente na pinça por fios conectados aos eletrodo superior e inferior das mesmas. A partir dos dados obtidos pelo programa de aquisição, um segundo programa, de visualização e tratamento, permite realizar a visualização do processo através de gráficos de corrente e tensão, desenhados a partir dos sinais adquiridos no tempo durante o processo (Fig. 3.16). O programa permite, ainda,

realizar o cálculo da resistência dinâmica durante a soldagem (através do cálculo da resistência para cada ciclo de solda) e da corrente média aplicada à solda.

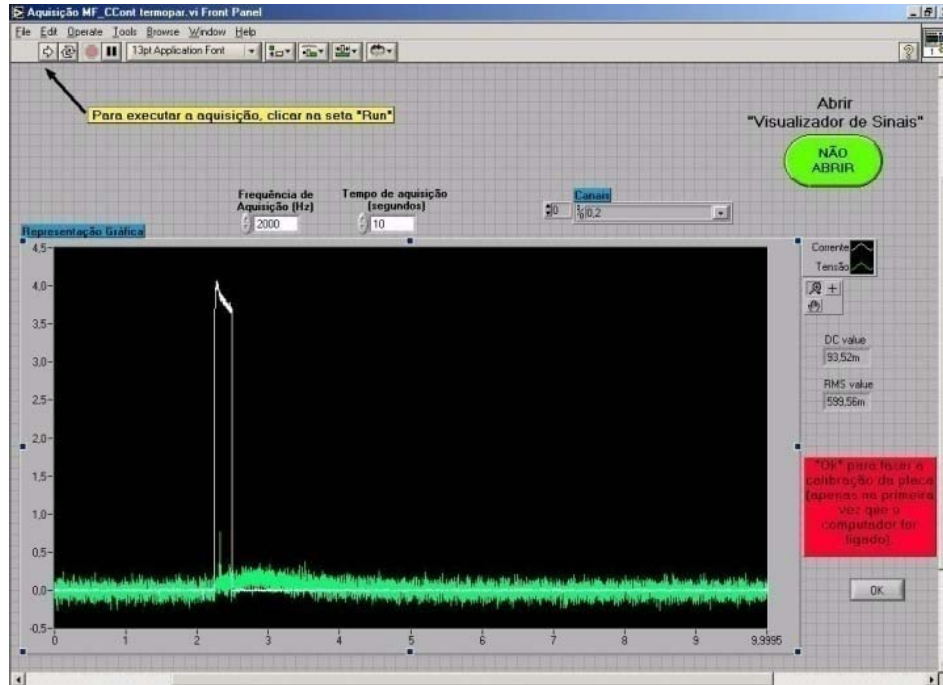


Figura 3.15 - Programa de aquisição de dados desenvolvido pelo Laprosolda, apresentando a aquisição de corrente e Temperatura do Eletrodo para o Equipamento MFDC.

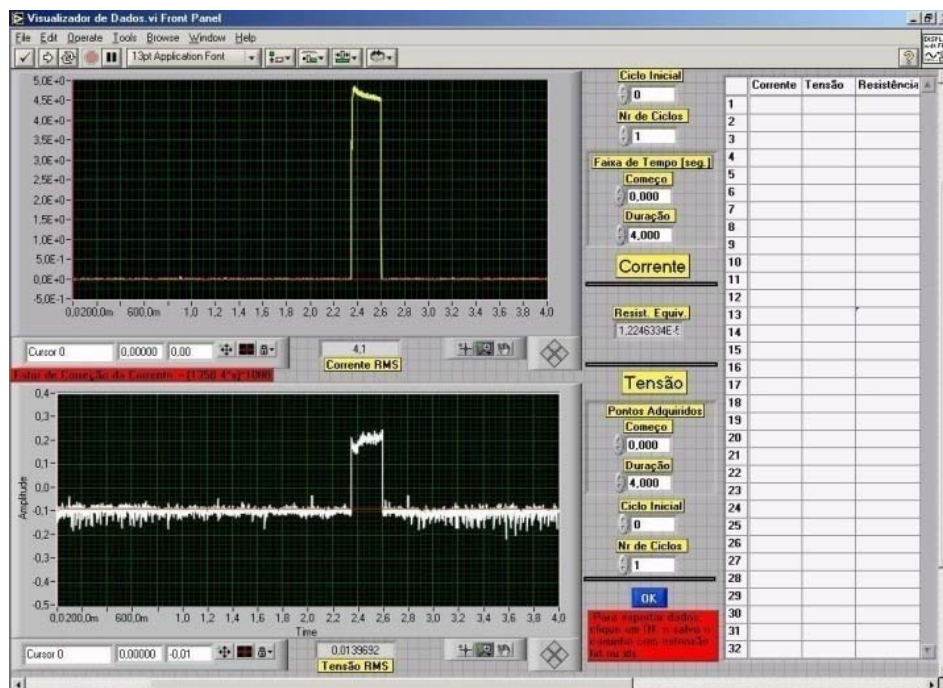


Figura 3.16 - Programa de Visualização de Dados Desenvolvido pelo Laprosolda, apresentando as ondas de corrente (acima) e tensão (abaixo) para o equipamento MFDC.

A utilização do critério de uma mesma energia de soldagem foi aplicada com a utilização de uma mesma corrente RMS para ambos os equipamentos. Visto que o formato de onda é uma característica de cada processo (AC ou MFDC), como analisado no item 2.5.2, as diferenças entre a transferência de energia às soldas por estes equipamentos foi objeto de análise por parte do estudo, não de comparação.

3.8.3 Eletrodos

Foram empregados no estudo os mesmos eletrodos para ambos os equipamentos. Eletrodos Nippert F16CS02 RWMA Classe 20 de formato dome, com 6 mm de raio de ponta. Eletrodos classe 20 foram utilizados pela característica de elevada resistência à aplicação de pressão, quando comparados aos eletrodos das classes 1 e 2, e por serem recomendados para a soldagem de aços revestidos (Item 2.3), o que são requisitos impostos pelo material a ser trabalhado. A uniformidade geométrica destes eletrodos é garantida pelo processo de fabricação dos mesmos, realizada a partir de matrizes de conformação, o que garante uma variação de forma muito pequena entre um e outro.

Foram empregados também eletrodos tronco-cônicos, que foram obtidos a partir da usinagem dos eletrodos dome, citados acima. O método de usinagem consistiu na aplicação de um dispositivo de fixação para eletrodos (Guedes, 2004), o qual foi acoplado à placa de um torno mecânico (Fig. 3.17). O primeiro eletrodo foi então usinado, tendo um diâmetro de face de aproximadamente 5 mm. O eixo de movimentação do torno, axial à direção do eletrodo, foi então travado na posição que originou estes 5 mm. Isso foi obtido através da ancoragem do carro porta ferramentas, permitindo o movimento de avanço somente no sentido radial do eletrodo. Desta forma, foi garantido que os demais eletrodos tronco-cônicos usinados tivessem o mesmo diâmetro de face do primeiro.

Um par de cada tipo de eletrodos foi aplicado em cada planejamento, para cada tipo de material ensaiado, após a realização de 50 pontos de solda para adequação dos mesmos antes do início dos experimentos.



Figura 3.17 – Método utilizado para a confecção dos eletrodos truncados a partir da usinagem dos eletrodos dome (a) e eletrodos antes e após a usinagem (b).

3.8.4 Sistema de Refrigeração

Uma máquina de soldagem por resistência está sempre exposta a temperaturas muito elevadas, devido às altas correntes de soldagem que são utilizadas e passam através de seus elementos. É para controlar estas altas temperaturas e garantir um bom funcionamento e vida útil para o equipamento que o sistema de refrigeração se faz necessário. O sistema de refrigeração, comum a ambos os equipamentos, funciona através de uma bomba d'água que bombeia de um reservatório o líquido refrigerante, no caso a água, a todo o sistema e recebe novamente este líquido em um circuito fechado de refrigeração. Este sistema inclui ainda uma válvula “by pass” (válvula de controle de vazão do sistema, que permite o retorno da água diretamente para o reservatório, após o bombeamento, sem passar pelos equipamentos de soldagem) e de mais duas válvulas que permitem o fechamento individual do sistema de refrigeração em cada equipamento, na tentativa de ampliar a vazão para o equipamento com sistema de refrigeração dedicado.

No equipamento AC, a água chega do reservatório pelo lado esquerdo de um compartimento de distribuição (Fig. 3.18a), de onde saem mangueiras para o transformador, pinça de soldagem 1 e pinça de soldagem 2 (pinça de trabalho), cabo de corrente 1 e cabo de corrente 2 (cabo de trabalho) e ainda para o abastecimento da parte hidráulica do acionamento de uma das pinças. Após percorrer todo o sistema a água retorna à parte direita do compartimento e se dirige novamente ao reservatório. No equipamento MFDC a refrigeração de todos os componentes é realizada em série (Figura 3.18b). A água refrigera inicialmente o eletrodo superior, depois o eletrodo inferior, o transformador de soldagem e, por fim, as placas de cobre de ligação entre o transformador e a pinça.

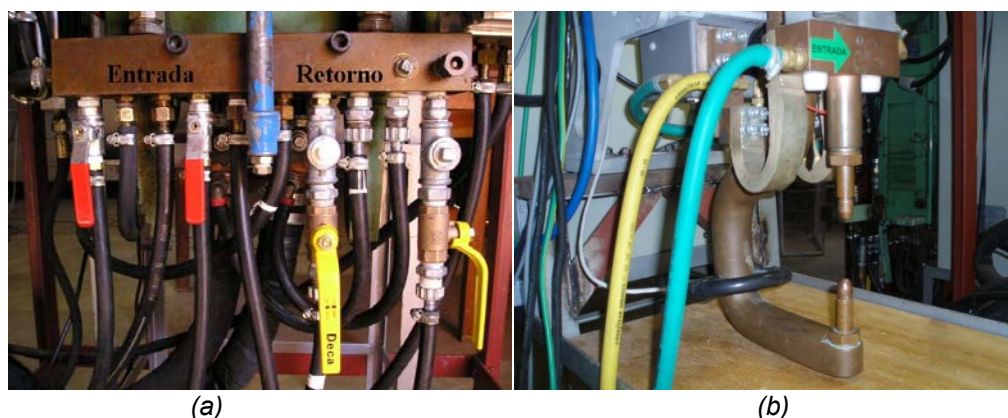


Figura 3.18 – Caixa de distribuição da água de refrigeração da máquina de Soldagem por Resistência a Ponto AC (a) e entrada (mangueira verde) e saída (mangueira amarela) da água de refrigeração do equipamento MFDC (b).

Em ambos os equipamentos, a mesma água de refrigeração é utilizada para resfriar o eletrodo superior e inferior da pinça de soldagem, passando inicialmente pelo eletrodo superior e posteriormente para o eletrodo inferior, o que não é recomendado (RWMA, 1989), mas que é uma característica de fabricação destes equipamentos.

Foram realizadas medidas de vazão em ambos os sistemas, tomadas na mangueira de retorno para o reservatório da pinça AC e na mangueira de saída do sistema de refrigeração MFDC, com a válvula “by pass” totalmente fechada. Estas medidas foram realizadas com a água de refrigeração aberta para os dois equipamentos (AC e MFDC), dedicada a somente um deles e também com a refrigeração aberta somente para a pinça e cabo de corrente de trabalho do equipamento AC. As medições foram feitas através de um recipiente graduado e um cronômetro. Os resultados obtidos seguem expostos nas Tab. 3.2 e 3.3.

Tabela 3.2 - Vazões medidas na mangueira de saída da pinça de trabalho do equipamento MFDC.

Condição da Medição	Medida de Vazão para o Equipamento MFDC (l/min)
Refrigeração para Equip. AC Fechada	6,08
Refrigeração para Equip. AC Aberta	5,31

Tabela 3.3 - Vazões medidas na mangueira de saída da pinça de trabalho do equipamento AC.

Condição da Medição	Medida de Vazão para o Equipamento AC (l/min)
Refrigeração para Equip. MFDC Fechada	1,95
Refrigeração para Equip. MFDC Aberta	1,9
Refrigeração para Equip. MFDC e Pinça 1 AC Fechadas	2,01

Os resultados revelaram que a vazão de água de refrigeração para o equipamento MFDC é bem superior, cerca de três vezes maior, que a vazão para o equipamento AC. Revelaram ainda que a vazão de água para o equipamento AC praticamente independe da vazão para o equipamento MFDC, ou para a outra pinça de soldagem AC. Os resultados de vazão para a pinça AC estão bem abaixo dos 6 l/min recomendados para a soldagem por resistência, conforme visto no Item 2.4.

Estes resultados sugerem diferenças térmicas nos eletrodos dos dois equipamentos, o que poderia interferir em qualquer tentativa de comparação envolvendo os mesmos. Assim, foram realizadas medidas de temperatura nos eletrodos de ambas as máquinas de soldagem, a fim de verificar a influência do sistema de refrigeração sobre a formação das soldas. Visando a redução da diferença de vazão entre os dois equipamentos, o sistema de refrigeração do equipamento MFDC, bem como a refrigeração para a pinça e cabo de corrente 1 do equipamento AC, foram mantidos fechados durante a soldagem por este equipamento. A refrigeração deste, por sua vez, foi mantida aberta durante a soldagem pelo equipamento MFDC.

As medidas de temperatura foram tomadas junto aos bicos dos eletrodos (capas) onde foi instalado um termopar (Fig. 3.19). Assim, buscou-se adquirir as temperaturas do fluido de refrigeração no momento mais crítico, que seria a saída da água das pinças de soldagem, após a refrigeração do eletrodo superior e inferior da mesma.



Figura 3.19 – Instalação do termopar junto à parede interna do eletrodo.

Os sinais medidos pelo termopar foram adquiridos através do sistema de aquisição apresentado acima (Item 3.8.2), amplificados através do Amplificador de Sinal – Laprosolda e convertidos em temperatura, através da curva de calibração do Termopar tipo K (cromel/alumel), realizada com dados do fabricante IOPE com junta fria a 0 °C. O sinal da corrente de soldagem foi sincronizado ao sinal do termopar, a fim de se avaliar a evolução da temperatura nos eletrodos frente ao ciclo de soldagem. Foram realizadas medidas de temperatura com a válvula “by pass” totalmente fechada para correntes de soldagem de 3 e 6 kA em ambos os equipamentos, com o sistema de refrigeração ligado. Nos programas de soldagem foram adotados 15 e 30 ciclos de solda sem rampas de subida e descida de corrente, com uma força nos eletrodos de 1800 N. Os resultados seguem ilustrados pelas Fig. 3.20 e 3.21.

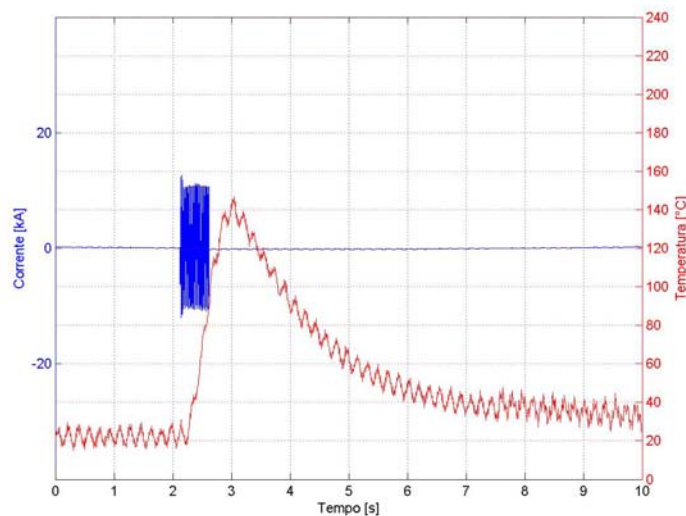


Figura 3.20 – Evolução de temperatura e corrente de soldagem para o equipamento AC. Corrente de 6 kA, 30 ciclos de solda e sistema de refrigeração ligado.

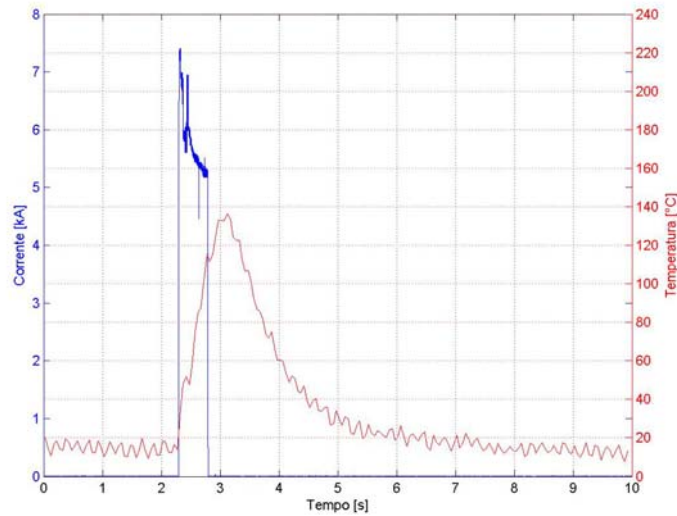


Figura 3.21 – Evolução de temperatura e corrente de soldagem para o equipamento MFDC. Corrente de 6 kA, 30 ciclos de solda e sistema de refrigeração ligado.

Pode-se verificar, através das Figuras 3.20 e 3.21, que o pico das temperaturas nos eletrodos só ocorreu após a interrupção da passagem da corrente, em 140 °C. Durante o ciclo de soldagem, a taxa de subida da temperatura é aproximadamente a mesma, bem como a temperatura ao final do ciclo, de aproximadamente 100 °C nos dois equipamentos. A taxa de resfriamento é maior para o equipamento MFDC, que possui uma maior vazão de água de refrigeração nos eletrodos. Isto sugere que o sistema de refrigeração pouco influencia o processo de soldagem para a realização de um único ponto de solda, sendo grande parte do calor gerado dissipada pelo próprio cobre dos eletrodos e não pela refrigeração dos mesmos. A fim de comprovar esta hipótese, testes foram realizados com o sistema de refrigeração dos equipamentos desligado. Os resultados são apresentados nas Fig. 3.22 e 3.23.

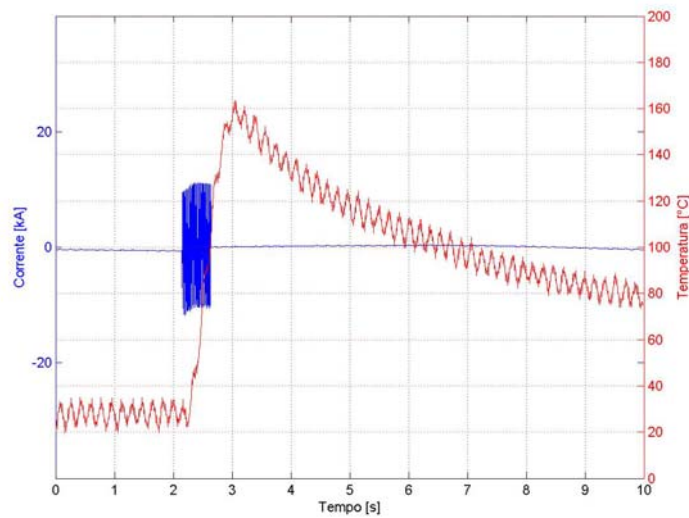


Figura 3.22 – Evolução de temperatura e corrente de soldagem para o equipamento AC. Corrente de 6 kA, 30 ciclos de Solda e sistema de refrigeração desligado.

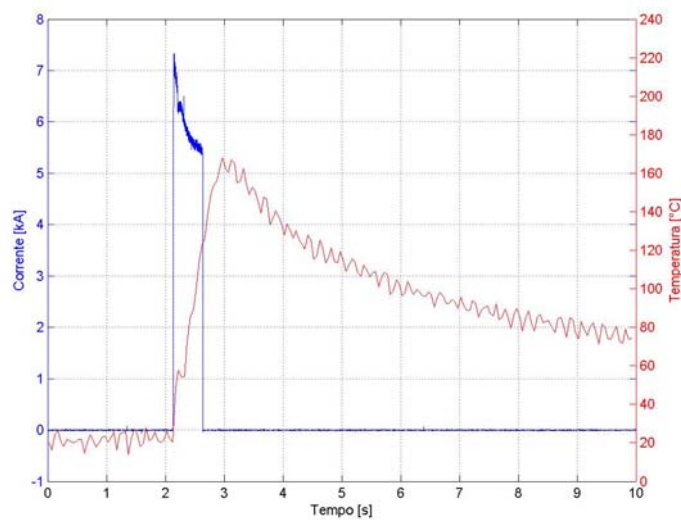


Figura 3.23 – Evolução de temperatura e corrente de soldagem para o equipamento MFDC. Corrente de 6 kA, 30 ciclos de solda e sistema de refrigeração desligado.

Pelas Fig. 3.22 e 3.23 pode-se observar que a taxa de escalada das temperaturas, para os dois equipamentos, permanece aproximadamente a mesma. Ao contrário dos resultados anteriores, entretanto, a taxa de resfriamento agora também é aproximadamente a mesma, o que revela o efeito da vazão de água de refrigeração, acelerando a queda desta

temperatura para o equipamento MFDC. Uma elevação de aproximadamente 20 °C no nível das temperaturas, que agora estão por volta de 120 °C ao final do ciclo e em 160 °C de pico, revela que a ausência do sistema de refrigeração acarreta em um deslocamento das curvas de temperaturas para cima, o que já era esperado. No entanto, o aumento nestas temperaturas foi de somente 20 °C, o que confirma a suspeita de que, para a realização de um ponto de solda único, o cobre dos eletrodos exerce uma influência bem superior à que exerce o sistema de refrigeração sobre o resfriamento do sistema.

Desta forma, fica descartada a possibilidade de que pinças de soldagem distintas possam interferir na comparação entre os equipamentos, para a realização de pontos de solda únicos, sob o ponto de vista de troca de calor entre a solda em formação e o equipamento. Para tanto, deve ser obedecido um tempo de resfriamento antes da realização de cada experimento, que deve ser consideravelmente superior a 10 segundos para o equipamento AC, conforme pode ser observado através da curva de resfriamento da Fig. 2.20. Para o equipamento MFDC, um tempo de aproximadamente 10 segundos já é suficiente, conforme ilustra a Fig. 3.21. Visto que a preparação das chapas de teste e programação do equipamento levam mais de 2 minutos para cada solda, este tempo é perfeitamente obedecido.

3.9 Matriz de Planejamento Experimental

Com base nas discussões até o momento, propõe-se a matriz experimental da Tab. 3.4 para se efetuar a análise comparativa entre os processos. Esta possui como fatores o equipamento (AC ou MFDC), a força, o tempo e a corrente de soldagem, bem como a distribuição da mesma durante o ciclo (formato de onda). O planejamento foi realizado para os quatro materiais estudados, Dual-Phase 600 e 800 revestidos e não revestidos, eletrodos dome e truncados, com cinco repetições para cada material e tipo de eletrodo. Destas, duas foram dedicadas à realização de testes de arrancamento, duas para ensaios de cisalhamento e uma para o ensaio de microindentação e macrografia. As medidas de indentação foram realizadas nas chapas soldadas para os ensaios de arrancamento.

Tabela 3.4 – Matriz de planejamento experimental apresentando os fatores propostos para o trabalho.

Experimento	Formato de Onda	Equipamento	Corrente (I)	Força (N)	Tempo (Ciclos)
1	1	AC	-1	-1	20
2	4	MFDC	-1	-1	20
3	3	AC	1	-1	20
4	2	MFDC	1	-1	20
5	2	AC	-1	1	20
6	3	MFDC	-1	1	20
7	4	AC	1	1	20
8	1	MFDC	1	1	20
9	4	AC	-1	-1	24
10	1	MFDC	-1	-1	24
11	2	AC	1	-1	24
12	3	MFDC	1	-1	24
13	3	AC	-1	1	24
14	2	MFDC	-1	1	24
15	1	AC	1	1	24
16	4	MFDC	1	1	24

Formato de onda:

- 1 – Um único impulso
- 2 – Dois impulsos, sendo que o primeiro é 25% do tempo total e intervalo de 2 ciclos.
- 3 – Dois impulsos, sendo que o primeiro é 75% do tempo total e intervalo de 2 ciclos.
- 4 – Dois impulsos, sendo que cada um é 50% do tempo total e intervalo de 2 ciclos.

Diferentes formatos de onda foram utilizados, visando a introdução de ciclos de resfriamento durante a realização da soldagem, buscando-se uma redução da indentação e também a verificação do efeito deste fator sobre o crescimento e resistência dos pontos de solda obtidos. Estudo semelhante já havia sido realizado por Scotchmer (20?), porém sem critério algum de comparação entre os formatos de onda empregados, como a manutenção de uma mesma energia de soldagem, por exemplo. A corrente e força de soldagem foi variada para cada material, de acordo com os campos de soldabilidade de cada um e formato de eletrodo empregado. Os demais fatores (tempo, formato de onda, equipamento e formato de eletrodo) foram mantidos constantes para todos os experimentos.

Os níveis propostos para os experimentos são decorrentes de ensaios preliminares, que serão abordados no próximo capítulo. Através destes ensaios, verificou-se que as soldas realizadas com eletrodos do tipo dome apresentaram uma grande quantidade de expulsões e elevada indentação, partindo-se então para a aplicação de eletrodos truncados, mesmo convivendo-se com alguns inconvenientes quando na aplicação dos mesmos (desalinhamento nas pinças e forças de soldagem insuficientes), como será discutido no Capítulo V. Os ensaios preliminares foram realizados com a soldagem de aços Dual-Phase 600, através dos quais se adquiriu a familiaridade necessária ao trabalho com estes materiais, facilitando a escolha direta (com poucos e aleatórios testes) para os aços Dual-Phase 800. Alguns ensaios de ajuste de parâmetros foram também realizados para a aplicação dos eletrodos truncados.

CAPÍTULO IV

TESTES PRELIMINARES

A primeira etapa do estudo consistiu na busca por informações sobre parâmetros de soldagem ideais a serem utilizados na soldagem dos aços a serem trabalhados. Analisando os dados adquiridos foi constatado para estes materiais (aços Dual-Phase), como discutido no Item 2.7, a necessidade da aplicação de forças entre eletrodos bem superiores às geralmente utilizadas na indústria. Estas forças superam em até 30 % as forças de soldagem usuais, o que representa um problema considerável para a soldagem destes aços, uma vez que são poucos os equipamentos de soldagem que atingem estes limites de operação. Com forças de soldagem chegando a 2,7 kN para o equipamento AC, foi verificado que os parâmetros encontrados na literatura não poderiam ser aplicados diretamente ao trabalho, dadas as limitações laboratoriais oferecidas pelos equipamentos.

Em concordância com estudos anteriores (Vargas, 2006), foi verificada ainda uma grande dificuldade em se alinhar perfeitamente o eletrodo superior e inferior da pinça de soldagem do equipamento AC (Fig. 4.1), para a realização dos testes. Esta dificuldade foi contornada adotando-se eletrodos dome, visando compensar possíveis desalinhamentos da pinça, embora estes eletrodos não tenham sido utilizados em nenhum trabalho observado na revisão bibliográfica. A utilização dos mesmos foi pensada também como uma forma de se reduzir as forças de soldagem, uma vez que a menor área de contato entre estes eletrodos e as chapas exige forças de soldagem menores, a fim de se evitar uma grande indentação e deformação nas mesmas.



Figura 4.1 – Pontos de solda realizados pelo equipamento AC, evidenciando o desalinhamento dos eletrodos durante a aplicação de eletrodos truncados.

Ensaio foram realizados com os aços Dual-Phase 600 e 800 com parâmetros selecionados baseados na literatura, com a utilização de eletrodos esféricos e forças de soldagem da ordem de até 2,6 kN, próximas às forças máximas oferecidas pelos equipamentos. Os resultados, como se pode observar através da Fig. 4.2, não foram satisfatórios. Com um nível bastante elevado de expulsão e com indentações elevadas nas superfícies das chapas soldadas, chegou-se à conclusão de que estes parâmetros deveriam ser revistos.

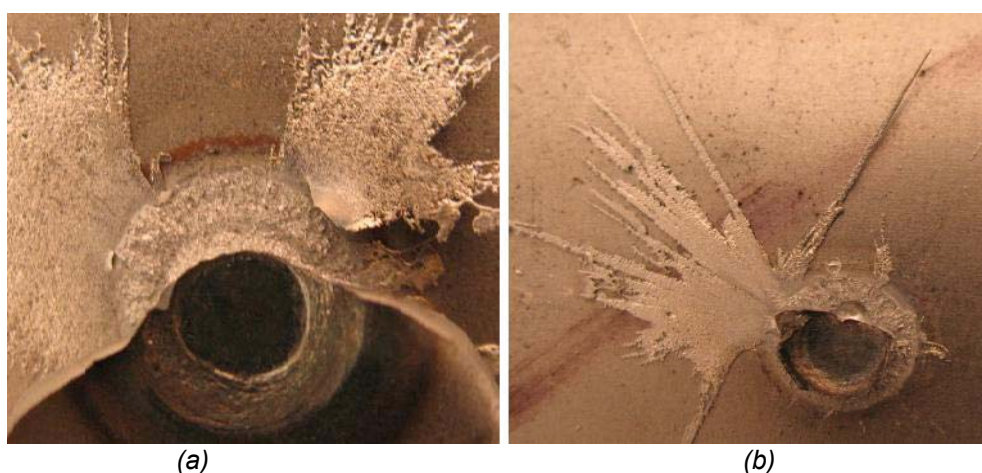


Figura 4.2 – Aspecto da fratura dos botões de solda realizados após teste de arrancamento para o aço DP 800 não revestido. (a) Soldagem com 9 kA, 25 ciclos de corrente e 2,6 kN de força nos eletrodos e (b) Soldagem com 7 kA, 15 ciclos de corrente e 1,6 kN de força nos eletrodos.

Dada a falta de informações sobre a soldabilidade dos aços Dual-Phase, para a aplicação dos eletrodos selecionados, e a restrição à aplicação dos parâmetros encontrados na revisão bibliográfica, além das limitações laboratoriais, houve a necessidade da realização de uma série de testes preliminares, a fim de que fossem obtidas informações acerca dos parâmetros para a realização da soldagem destes aços, sob as condições laboratoriais disponíveis. Para tanto, foi utilizado como referência o método de determinação de campos de soldabilidade da norma AWS/SAE D 8.9 (2002). Este método consiste basicamente, no aumento gradual da corrente de soldagem, desde um valor mínimo até os limites de expulsão de material.

Visando utilizar de forma racional o material e considerando as conclusões dos trabalhos publicados sobre o tema, de que os aços Dual-Phase 600 apresentam uma maior facilidade de soldagem frente aos Dual-Phase de maior resistência, conforme discutido no Item 2.7, os estudos se concentraram inicialmente em se determinar os parâmetros de soldagem para aqueles materiais.

Os testes preliminares consistiram na soldagem dos aços Dual-Phase 600, revestidos e não revestidos, com os seguintes parâmetros:

- Soldagem pelos equipamentos AC e MFDC;
- Aplicação de 3 níveis de força (1,6; 1,8 e 2,0 kN) e 3 níveis de tempo (15, 20 e 25 ciclos) ;
- Correntes variando em intervalos de 0,5 kA, desde um valor mínimo onde a formação da lente de solda foi observada, até a expulsão;
- Tempo de acostamento e pré pressão de 110 ciclos (1826 ms) e retenção de 10 ciclos (166 ms);
- Sistema de refrigeração com a válvula “by pass” aberta;
- Um conjunto de eletrodos dome classe 20, com 50 pontos de solda de adequação dos mesmos antes do início dos testes, para cada material.

A partir da realização da soldagem foi observado o modo de falha, o diâmetro dos botões de solda em testes de arrancamento e a indentação nas superfícies das chapas. Estes resultados serviram de base para uma análise inicial das características de soldabilidade dos aços Dual-Phase 600, com a utilização de eletrodos dome, e também para a elaboração dos campos de soldabilidade destes materiais. Entende-se por campos de soldabilidade as regiões em que os parâmetros de soldagem combinados produzem soldas aceitáveis, de acordo com a norma aplicável (modo de fratura, diâmetro dos botões de solda, resistência mecânica, indentação, etc.).

Tabelas completas dos testes preliminares, contendo os parâmetros utilizados nos experimentos, bem como as medidas das indentações, modo de falha e diâmetro dos botões de solda seguem apresentadas no Anexo 2.

4.1 Discussões dos Resultados dos Testes Preliminares

Os resultados dos testes preliminares para a soldagem dos aços Dual-Phase 600 seguem expostos abaixo, com a discussão dos resultados obtidos para o modo de falha, diâmetro dos botões, indentação, bem como através da representação dos campos de soldabilidade obtidos para estes materiais.

4.1.1 Modo de Fratura

O modo de fratura não apresentou problemas para a soldagem deste material com os parâmetros utilizados, como pode ser observado através das tabelas do Anexo 2. Fraturas parciais ou interfaciais foram observadas somente para as correntes de soldagem mínimas aplicadas, o que é aceitável devido à formação ainda incompleta da lente de soldagem para estes parâmetros. As demais soldas, ainda que com a presença de expulsão, apresentaram arrancamento total do botão. Demais considerações sobre o diâmetro dos botões de solda e as indentações seguem comentadas abaixo.

4.1.2 Diâmetro dos Botões de Solda

A análise do diâmetro dos botões de solda foi realizada após teste de arrancamento, como discutido no Item 3.3, medidos como apresentado no Item 3.4. Para tanto, foram construídos gráficos onde a média das duas medidas do diâmetro dos botões foi arranjada com todas as forças, tempos e correntes de soldagem. Os resultados mais significativos, bem como os gráficos mais representativos seguem expostos e discutidos abaixo.

O estudo da influência dos fatores analisados (corrente, força e tempo de soldagem) sobre o diâmetro dos botões de solda se mostrou bastante dependente do processo de expulsão. Este processo tende a diminuir a resistência da solda e a causar falhas por arrancamento parcial ou mesmo fraturas interfaciais, reduzindo assim, o diâmetro do botão medido. Este fenômeno é agravado para os aços de mais alta resistência, devido à grande

fragilidade gerada na solda e nas regiões próximas à mesma, induzindo, de antemão modos de fratura menos favoráveis. O modo de fratura, para este aço, não apresentou problemas, como visto acima, mas o diâmetro dos botões de solda foi influenciado pelas expulsões. Estes fatos geraram uma grande dispersão nos resultados, o que exigiria um maior número de ensaios para se tentar obter conclusões mais confiáveis, impraticável sob o ponto de vista do gasto de material para esta etapa do trabalho, onde o que se buscou foram os parâmetros para a realização das etapas posteriores.

Graficamente (Fig. 4.3 e 4.4), pode-se observar que a força de 1,6 kN foi claramente insuficiente para a soldagem destes materiais, pois apresentou elevados índices de expulsão para os dois equipamentos (AC e MFDC). Os pontos em asterisco (*) nos gráficos representam as soldas onde ocorreram expulsões. A faixa preta nos gráficos representa o diâmetro mínimo do botão de solda adotado pela norma de soldagem, de acordo com a Eq. (2.11), Item 2.6.

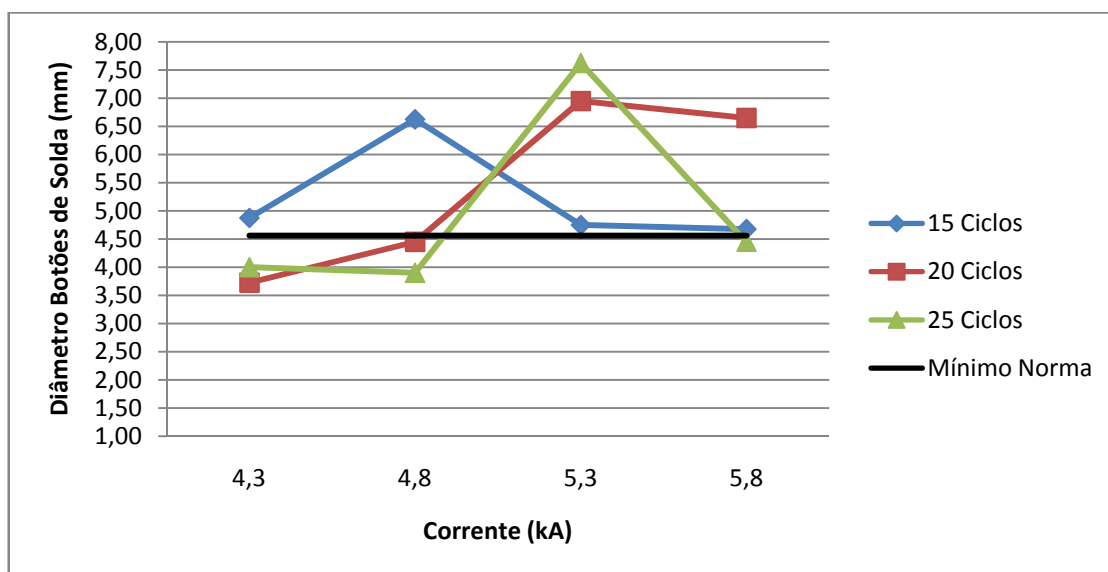


Figura 4.3 – Diâmetro dos botões de solda para a variação do tempo de soldagem (15, 20 e 25 ciclos) para o aço Dual-Phase 600 não revestido, soldado pelo equipamento AC, com força de 1,6 kN.

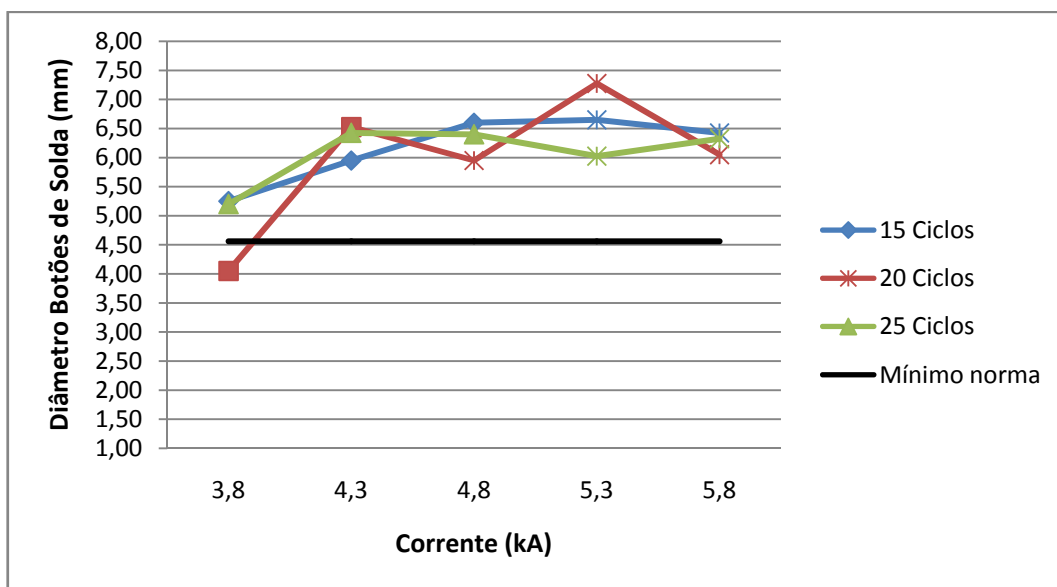


Figura 4.4 – Diâmetro dos botões de solda para a variação do tempo de soldagem (15, 20 e 25 ciclos) para o aço Dual-Phase 600 não revestido, soldado pelo equipamento MFDC, com força de 1,6 kN.

Forças de 2,0 kN, por sua vez, se mostraram ser mais apropriadas para a soldagem, apresentando menos pontos com expulsão (Fig. 4.5 e 4.6). Desta forma, pode-se concluir que este nível de força se mostrou o mais adequado para a soldagem dos aços Dual-Phase 600, não se devendo utilizar forças inferiores a 2,0 kN para a aplicação em conjunto com esses eletrodos nas etapas posteriores do trabalho. Entretanto, o aumento da força de soldagem para este material fica limitado pela indentação, já bastante elevada para estes níveis de força, como será discutido no item seguinte.

As soldas realizadas pelo equipamento MFDC obtiveram diâmetro dos botões de solda consideravelmente maiores que os obtidos para o processo AC, analisando-se os menores níveis de corrente utilizados no planejamento, em conformidade com a Fig. 2.19, Item 2.7. Isto pode ser observado na soldagem dos aços não revestidos, Fig. 4.3 e 4.4 acima, e também na soldagem dos aços revestidos, Fig. 4.5 e 4.6 abaixo. Para a aço revestido soldado pelo processo AC (Fig. 4.5), não foram realizados testes com a corrente de 3,8 kA, uma vez que para a corrente de 4,3 kA os diâmetros dos botões de soldagem já não foram satisfatórios.

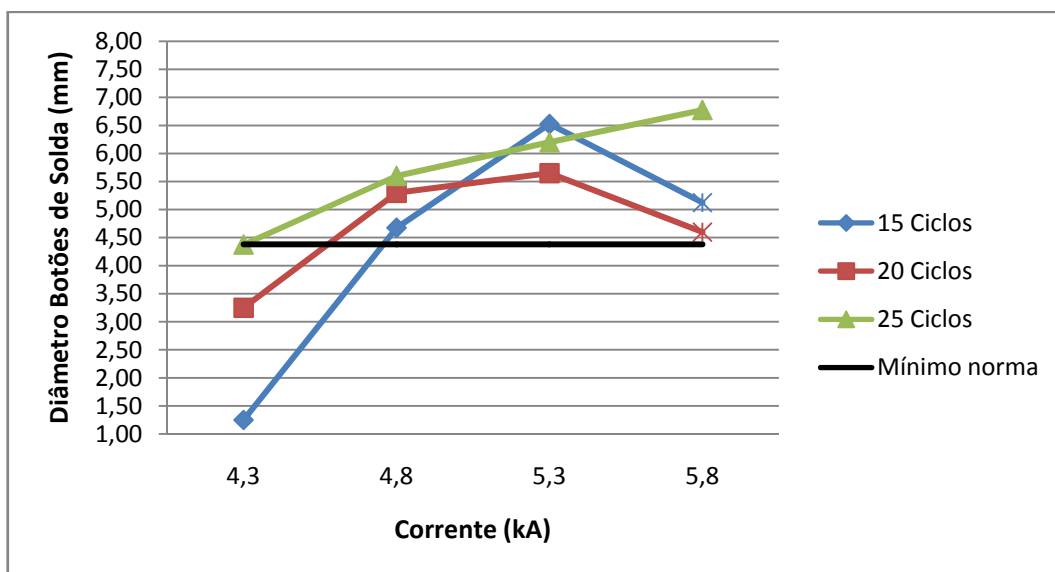


Figura 4.5 – Diâmetro dos botões de solda para a variação do tempo de soldagem (15, 20 e 25 ciclos) para o aço Dual-Phase 600 revestido, soldado pelo equipamento AC, com força de 2,0 kN.

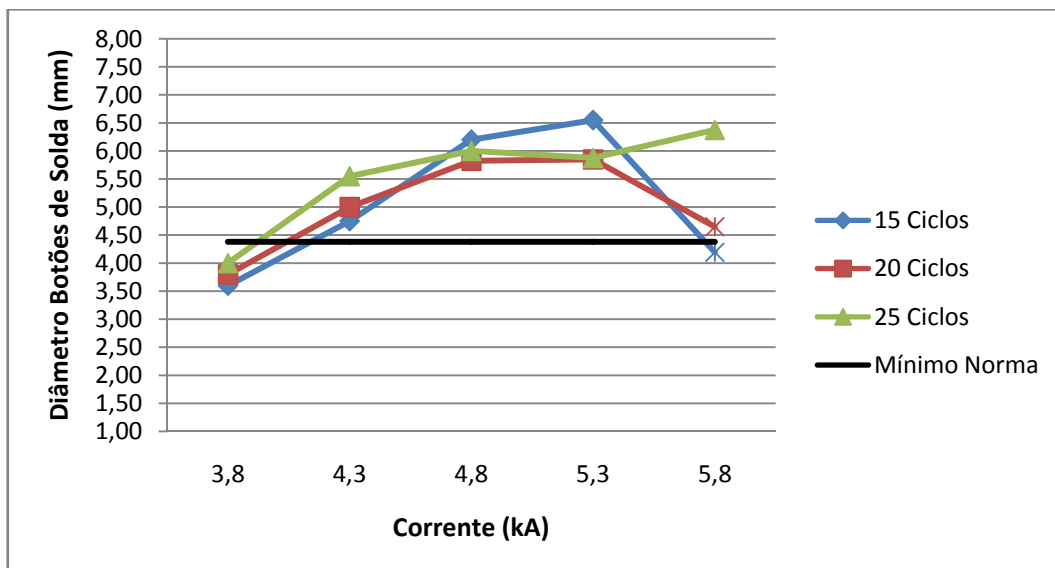


Figura 4.6 – Diâmetro dos botões de solda para a variação do tempo de soldagem (15, 20 e 25 ciclos) para o aço Dual-Phase 600 revestido, soldado pelo equipamento MFDC, com força de 2,0 kN.

Este fenômeno de crescimento diferenciado das lentes de solda observado para correntes de soldagem menores nos experimentos e demonstrado anteriormente na Fig.

2.19 do Item 2.7, pode ser explicado pela queda mais lenta da resistência de contato entre as chapas para o processo MFDC (Fig. 2.7, Item 2.5.2). Assim, mais calor é gerado na interface entre as mesmas nos ciclos iniciais de soldagem, permitindo um maior crescimento da lente de solda por este processo. Na soldagem pelo processo AC, a resistência de contato entre as chapas é reduzida rapidamente já nos primeiros ciclos de solda, mesmo para correntes baixas, diminuindo o calor gerado e por consequência, o diâmetro dos botões de solda. É como se em uma corrida, o processo MFDC largasse na frente do processo AC, no que se refere ao crescimento da lente de solda para baixas correntes. Para correntes maiores, essa queda na resistência de contato ocorre quase ao mesmo tempo para ambos os processos, diminuindo assim, a diferença notável no diâmetro da lente entre os mesmos.

Diâmetro de botões de solda aceitáveis foram encontrados para os dois equipamentos. O equipamento MFDC se mostrou mais eficiente em produzir pontos de solda maiores para menores correntes frente ao equipamento AC. Para os limites superiores de corrente testados, a grande quantidade de expulsões causou uma grande variabilidade nos resultados, além de reduzir os campos de soldabilidade por não serem aceitáveis pela norma de referência, embora em alguns casos o diâmetro dos botões de solda tenham sido satisfatórios mesmo com a presença de expulsão.

4.1.3 Considerações Acerca das Indentações

A análise das indentações foi realizada através da medição das mesmas em ambas as superfícies das chapas, conforme Item 3.5. A partir dos resultados, foram construídos gráficos em que as forças, correntes e tempos de soldagem foram plotadas em função da porcentagem da espessura das chapas indentadas. Os resultados mais significativos, bem como os gráficos mais representativos, seguem expostos e discutidos abaixo.

Foi observado um aumento nas indentações com o aumento da corrente e tempo de soldagem, para os aços Dual-Phase 600 revestidos e não revestidos, soldados pelos processos AC e MFDC (Fig. 4.7 e 4.8). A indentação está relacionada com a redução da resistência na região da soldagem, devido ao aquecimento e fusão desta para a formação da lente de solda, sob pressão. Desta forma, a indentação aumenta à medida que a energia de soldagem, diretamente relacionada com a corrente e tempo, aumenta (Lei de Joule). Isto ocorre devido à redução da resistência mecânica do material de forma mais extensa, proporcionando uma maior impressão dos eletrodos nas chapas. Os pontos em asterisco (*) nos gráficos representam as soldas onde ocorreram expulsões.

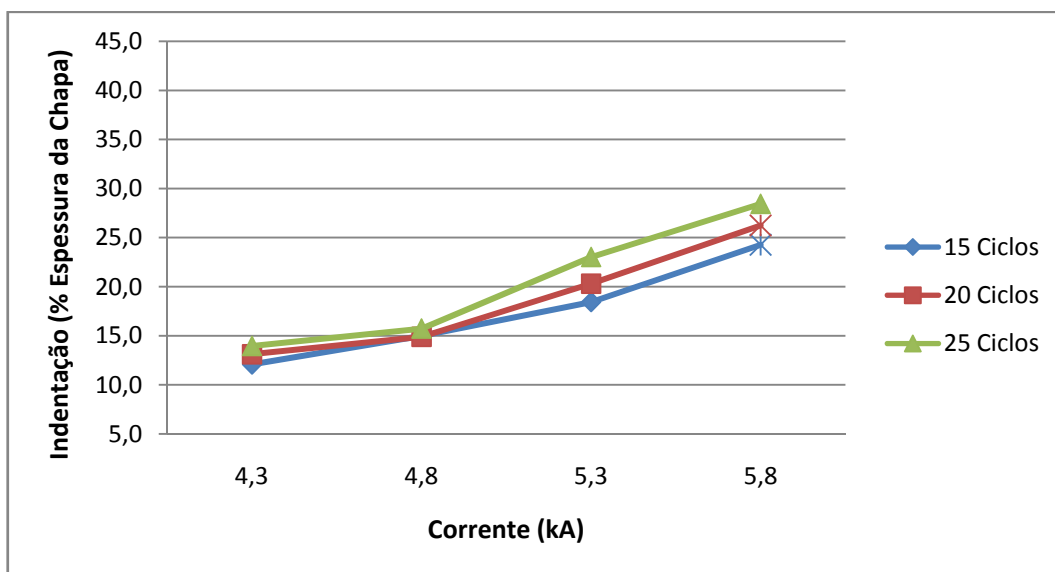


Figura 4.7 – Indentação para a variação do tempo de soldagem (15, 20 e 25 ciclos) para o aço Dual-Phase 600 Revestido, soldado pelo equipamento AC, com força de 2,0 kN.

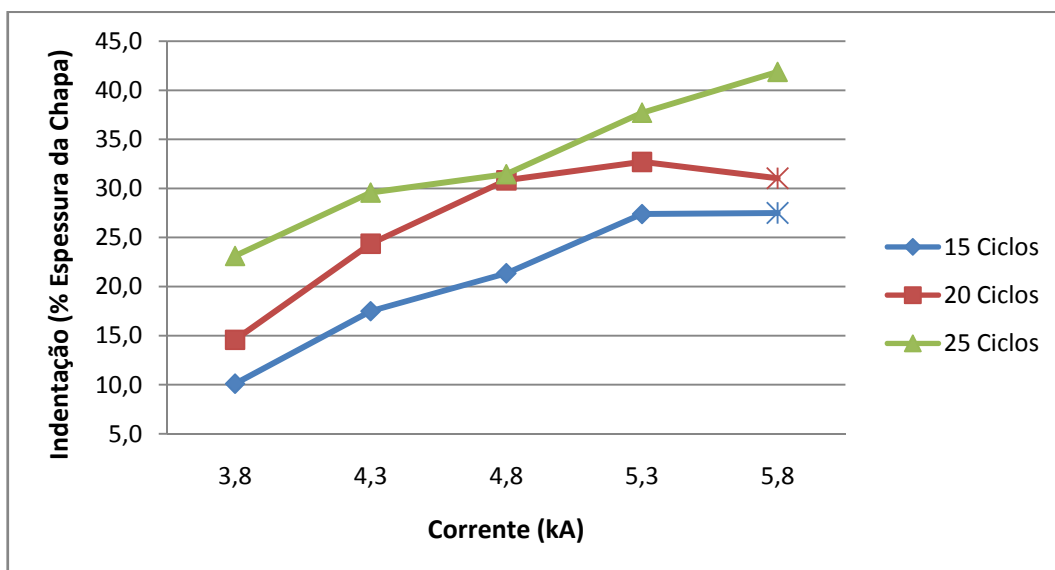


Figura 4.8 – Indentação para a variação do tempo de soldagem (15, 20 e 25 ciclos) para o aço Dual-Phase 600 revestido, soldado pelo equipamento MFDC, com força de 2,0 kN.

Comparando-se os gráficos acima, as indentações foram maiores para o processo MFDC frente ao processo AC, para uma mesma corrente e tempo de soldagem. Este fenômeno ocorreu principalmente para a soldagem dos aços revestidos. Isto se deve, possivelmente, ao melhor aproveitamento da corrente em MFDC, que gera uma maior

energia na região da soldagem (em função de uma maior resistência mostrada na Fig. 2.7, Item 2.5.2), proporcionando uma maior geração de calor e aumento da indentação para estes aços.

Foi observada também, a tendência de aumento das indentações com o aumento da força de soldagem para os aços Dual-Phase 600 revestidos e não revestidos, soldados pelo equipamento AC, como pode ser observado através da Fig. 4.9 (pontos em asterisco (*) nos gráficos representam as soldas onde ocorreram expulsões). Para o equipamento MFDC, esta tendência de aumento não pôde ser observada claramente (Fig. 4.10).

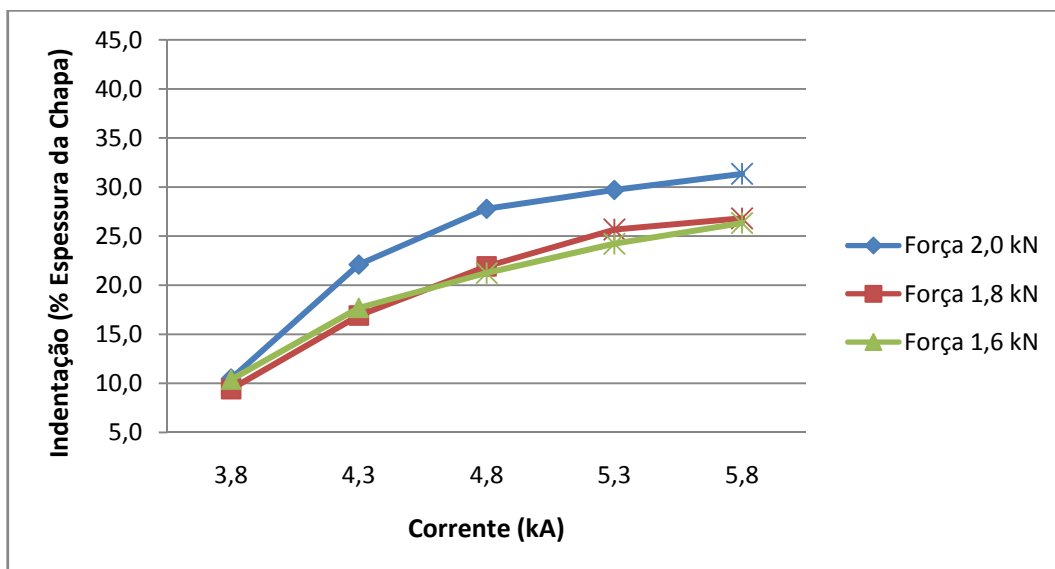


Figura 4.9 – Indentação para a variação da força de soldagem (1,6; 1,8; e 2,0 kN) para o aço Dual-Phase 600 não revestido, soldado pelo equipamento AC, com 20 ciclos de Solda.

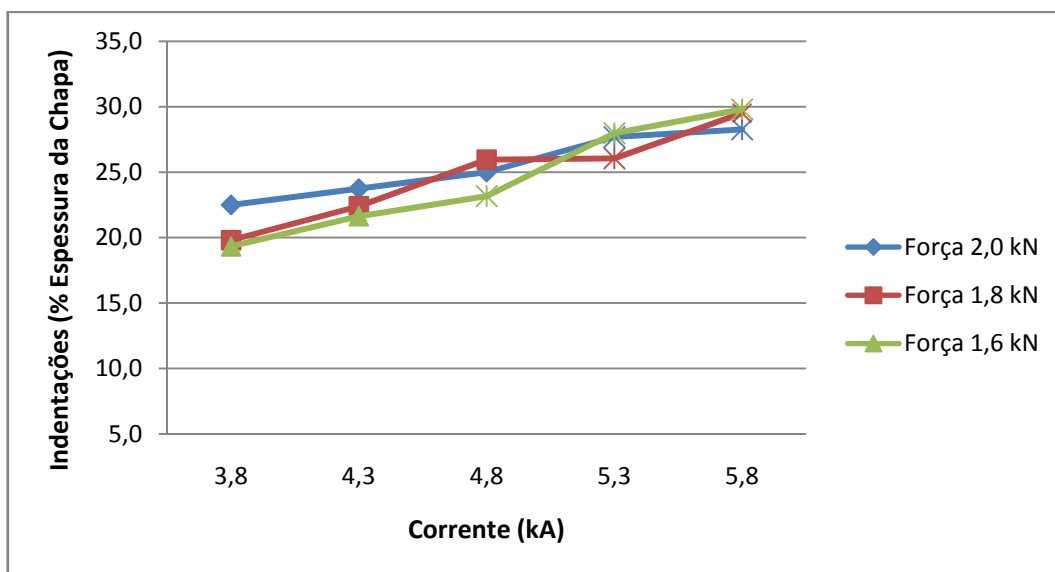


Figura 4.10 – Indentação para a variação da força de soldagem (1,6; 1,8; e 2,0 kN) para o aço Dual-Phase 600 não revestido, soldado pelo equipamento MFDC com 20 ciclos de solda.

Para os aços soldados pelo processo MFDC, observa-se que o aumento das indentações é menos influenciado pelo parâmetro de força dos eletrodos (Fig 4.10), quando comparado ao processo AC (Fig 4.9). Sugere-se que o comportamento observado deve-se às forças máximas e mínimas utilizadas, que estão numa faixa estreita de $\pm 11\%$ ($1,8 \pm 2,0$ kN), o que poderia ser diferente caso as mesmas estivessem numa faixa mais ampla.

Para a soldagem do aço Dual-Phase 600 não revestido pelo equipamento AC pôde-se observar uma significativa diferença entre as indentações nos lados superior e inferior das chapas soldadas, em relação ao observado para o processo MFDC (Fig. 4.11 e 4.12). Este fenômeno ocorreu devido ao alinhamento deficiente existente entre os eletrodos superior e inferior para este equipamento, o que se esperava ter sido resolvido pela aplicação de eletrodos dome para a soldagem. Este fenômeno é bem menos evidente para a soldagem dos aços Dual-Phase revestidos pelo processo AC, provavelmente devido ao aquecimento e alterações na camada de revestimento que mascaram o fenômeno. Para as soldas realizadas pelo processo MFDC este efeito não pôde ser percebido.

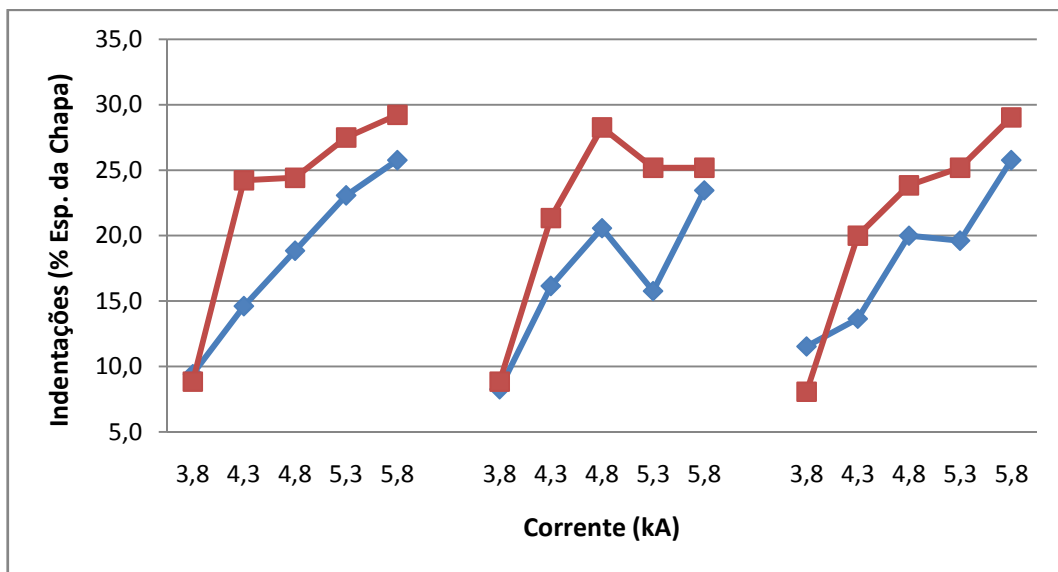


Figura 4.11 – Indentações nos lados superior e inferior das chapas soldadas para o aço Dual-Phase 600 não revestido, soldado pelo equipamento AC com 15 ciclos de solda.

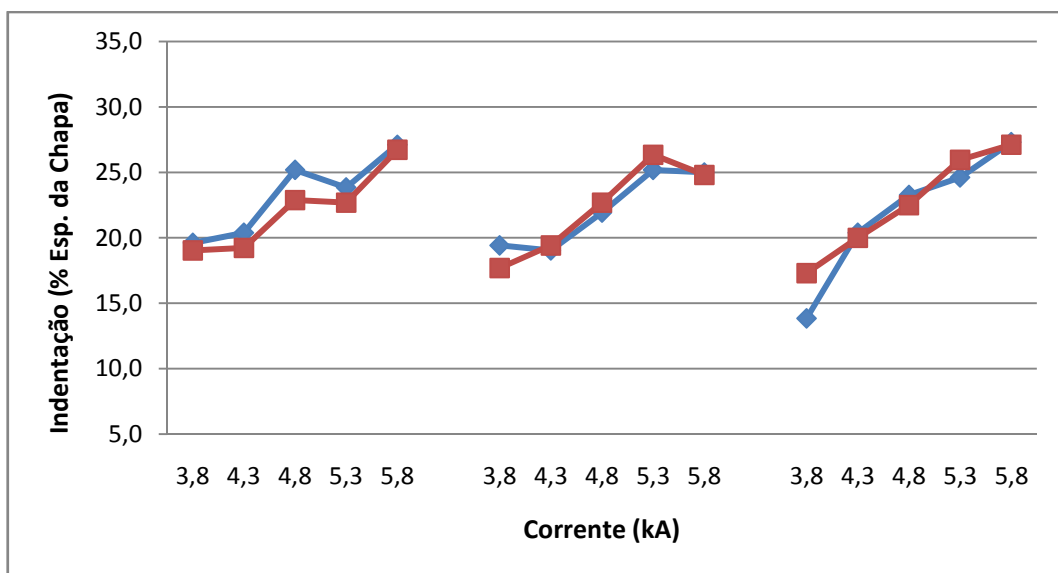


Figura 4.12 – Indentações nos lados superior e inferior das chapas soldadas para o aço Dual-Phase 600 não revestido, soldado pelo equipamento MFDC com 15 ciclos de solda.

As indentações observadas foram bastante expressivas, da ordem de até 40 % da espessura das chapas, o que pode interferir na resistência mecânica das soldas, além de serem inaceitáveis sob o ponto de vista estético das mesmas. Os eletrodos do tipo dome se mostraram ser os possíveis responsáveis pela elevada indentação, além de não resolverem completamente os problemas de alinhamento da pinça de soldagem.

4.1.4 Campos de Soldabilidade

As Figuras 4.13 a 4.16 apresentam os campos de soldabilidade obtidos para os aços Dual-Phase 600, revestidos e não revestidos, soldados com eletrodos dome, com a faixa de corrente em função da força e tempo de soldagem que produzem soldas aceitáveis para cada equipamento, de acordo com a norma de referência (AWS D 8.9). Pela norma, as soldas devem possuir diâmetro dos botão de solda mínimo (Eq. (2.11), Item 2.7) e apresentarem arrancamento total do botão de solda de uma das chapas, sem nenhuma presença de expulsão.

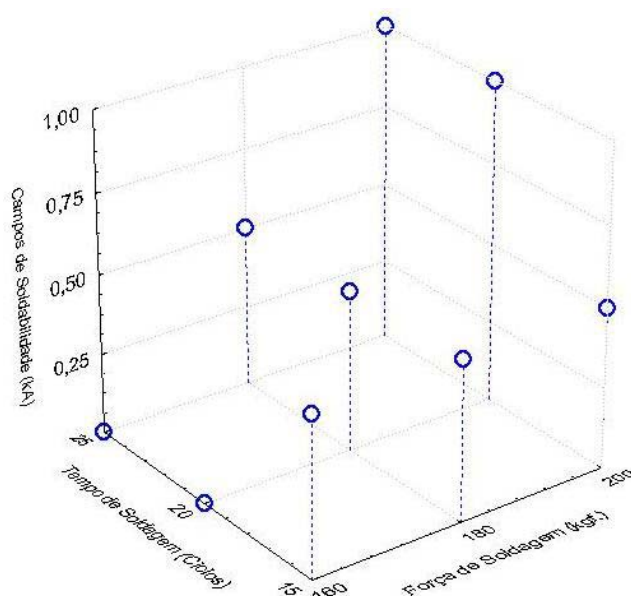


Figura 4.13 – Campos de soldabilidade para o aço Dual-Phase 600 não revestido soldado pelo equipamento AC.

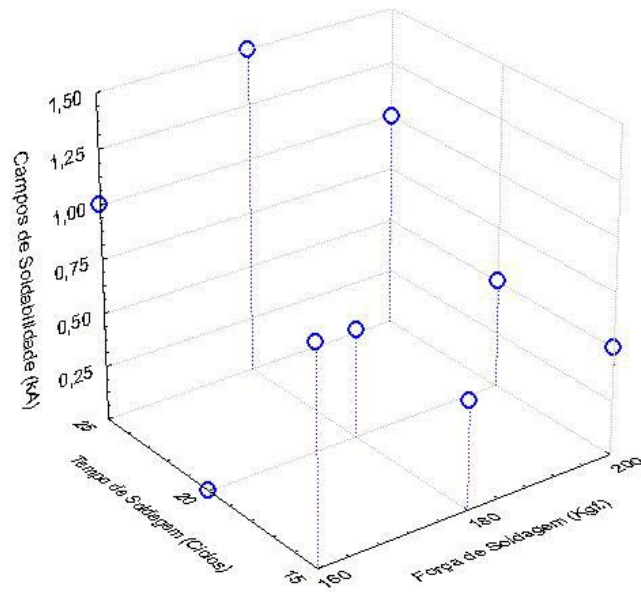


Figura 4.14 – Campos de soldabilidade para o aço Dual-Phase 600 não revestido soldado pelo equipamento MFDC.

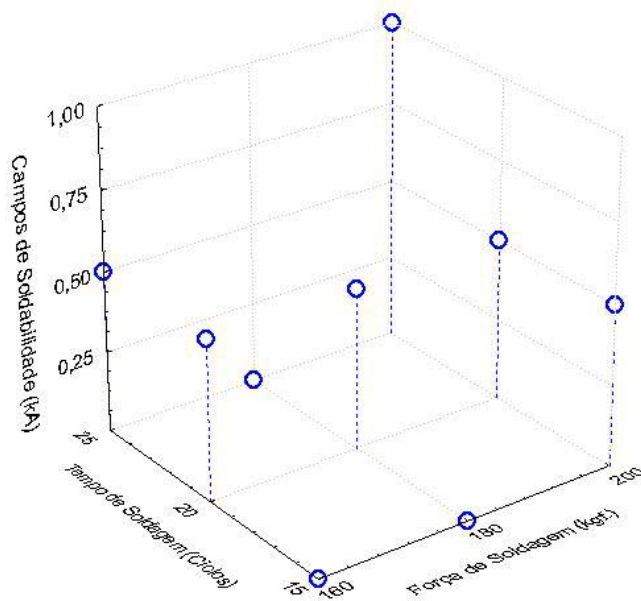


Figura 4.15 – Campos de soldabilidade para o aço Dual-Phase 600 revestido soldado pelo equipamento AC.

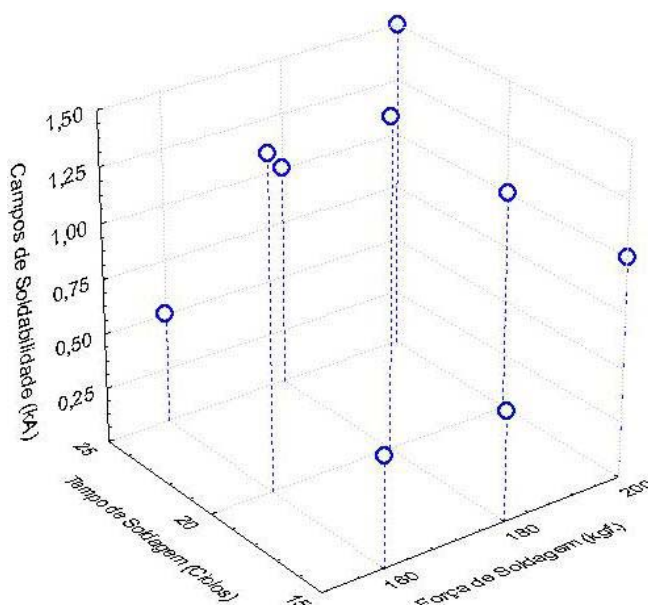


Figura 4.16 – Campos de soldabilidade para o aço Dual-Phase 600 revestido soldado pelo equipamento MFDC.

Os campos de soldabilidade obtidos para o equipamento MFDC foram maiores que os obtidos para o equipamento AC, analisando-se cada aço, revestido e não revestido separadamente. Com um número maior de conjuntos de parâmetros obtendo faixas de corrente aceitáveis de 1 kA, os experimentos seguiram a tendência observada pela literatura (Item 2.7). O maior crescimento do botão de solda para o equipamento MFDC, principalmente para correntes de soldagem menores, foi o responsável por este crescimento do campo, em relação ao processo AC.

A surpresa ficou com a soldagem dos aços revestidos pelo processo MFDC, apresentando campos de soldabilidade de até 1,5 kA, os maiores encontrados. Estes resultados, contrastantes com a literatura que afirma que a soldagem de aços revestidos é mais difícil que a de aços não revestidos, podem ser explicados pelo menor índice de expulsões encontrados na soldagem destes materiais, em relação aos aços não revestidos soldados pelo mesmo processo (Tab. Anexo 2). O menor índice de expulsões pode ter sido obtido pela menor resistência de contato entre as chapas, causada pelo revestimento, que permitiu uma passagem mais suave da corrente, evitando o problema. O maior crescimento dos botões de soldagem para o equipamento MFDC também fez com que os campos do mesmo fossem consideravelmente maiores que os encontrados para os aços revestidos soldados pelo equipamento AC.

Analisando-se a soldagem pelo equipamento AC, os aços não revestidos apresentaram campos de soldabilidade maiores, conforme a literatura. Para a soldagem com este equipamento, o baixo crescimento dos botões observados para a soldagem dos aços revestidos (Anexo 2) foi o responsável pelos baixos campos de soldabilidade. Este menor crescimento das lentes ocorre, possivelmente, devido à menor resistência de contato entre as chapas para os aços revestidos, que aliada à queda mais acelerada desta resistência (Fig. 2.7, Item 2.5.2), que é uma característica do processo, limita o crescimento das lentes.

Os eletrodos esféricos mostraram ser os possíveis responsáveis pelos relativos baixos campos de soldabilidade. Isto porque aumentam consideravelmente a densidade de corrente, concentrando a energia de soldagem em uma pequena área, limitando o crescimento das lentes de solda e causando muitas expulsões. Mais testes também deveriam ser realizados a fim de se refinar os campos de soldabilidade e aumentar a confiabilidade nos resultados, o que não foi objetivo desta etapa do trabalho.

4.2 Conclusões Parciais

Foram encontrados campos de soldabilidade para ambos os aços testados, Dual-Phase 600 Revestido e Não Revestido, para ambos os equipamentos de soldagem, obtidos para faixas de corrente de até 1,5 kA. Estes campos correspondem às faixas de corrente onde o modo de fratura, diâmetro do botão de solda e expulsão atendem à norma de soldagem utilizada como referência.

Maiores campos de soldabilidade foram obtidos para o equipamento MFDC. Este processo se mostrou ser mais sensível à alteração dos parâmetros de soldagem, principalmente nos limites inferiores dos campos de soldabilidade, apresentando maiores botões de soldagem em relação ao processo AC nestes casos.

Problemas foram encontrados em relação à indentação encontrada, muito elevada e possível motivo de reprovação das soldas, por uma questão estética ou de resistência das mesmas.

Os eletrodos esféricos se mostraram serem os possíveis responsáveis pelos relativos baixos campos de soldabilidade e também pela elevada indentação nas chapas e expulsão.

A força de soldagem de 2,0 kN se mostrou ser a mais eficaz para a soldagem dos aços Dual-Phase 600 testados, reduzindo a expulsão e apresentando um melhor comportamento em relação às medidas do diâmetro dos botões obtidos.

CAPÍTULO V

DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Após a realização dos testes preliminares, e de outros complementares utilizando-se eletrodos truncados e aços Dual-Phase 800, foram selecionados os níveis para a matriz de planejamento experimental discutida no Item 3.9. Esta matriz foi, então, executada para cada material utilizado no estudo, soldados pelos dois formatos de eletrodos, totalizando 6 planejamentos individuais. A planilha completa de cada planejamento, contendo os níveis utilizados para a soldagem de cada material e formato de eletrodo seguem expostas no Anexo 3.

A partir das soldas obtidas com a realização do planejamento, foram realizados ensaios de indentação, arrancamento, cisalhamento, microindentação, MEV, macrografia e micrografia, objetos de análise do trabalho. Esta análise consistiu no estudo das respostas obtidas, com o auxílio do software Statistica®, e também da observação direta dos resultados no caso de macrografias, micrografias e fraturas via MEV. Visto que o formato do eletrodo não foi um fator empregado na matriz de planejamento, um estudo comparativo entre os planejamentos foi também realizado, visando a análise da influência do formato dos mesmos sobre a soldabilidade destes materiais. Os resultados de cada ensaio seguem apresentados e discutidos abaixo.

5.1 Resultados de Indentação

As indentações variaram, nos aços Dual-Phase 600, por volta de 20 % da espessura das chapas, para a aplicação de eletrodos esféricos e em 12 % da espessura das chapas para a aplicação de eletrodos truncados. Para os aços Dual-Phase 800, as indentações ficaram por volta de 10 % da espessura das chapas, para a soldagem com eletrodos

esféricos (eletrodos truncados não foram utilizados para este material, devido à limitação de força máxima dos equipamentos). As medidas foram tomadas de acordo com o método apresentado no Item 3.5 e os resultados completos seguem nas planilhas apresentadas no Anexo 4. Abaixo serão discutidos os resultados principais, com a influência dos fatores do planejamento e do formato dos eletrodos sobre os mesmos. Ressalta-se que as tabelas com a análise de variância (ANOVA) encontram-se no Anexo 5, pg. 126.

A corrente de soldagem foi o único fator estatisticamente significativo sobre a indentação para todos os materiais e formatos de eletrodos utilizados. O aumento da corrente acarreta no aumento da indentação devido à redução mais ampla da resistência mecânica do material, durante o aquecimento e fusão do mesmo, na região da soldagem, como discutido no Item 4.1.3. O tempo de soldagem, apesar de não ter sido significativo para todos os materiais e formatos de eletrodos ensaiados, também apresentou tendência positiva, aumentando a indentação à medida que é aumentado. Estes resultados eram esperados uma vez que estes fatores colaboram para o aumento da energia de soldagem, como discutido no Item 2.1. A força nos eletrodos também apresentou a mesma tendência (Fig. 5.1), exceto para a soldagem do aço Dual-Phase 800 não revestido, onde a mesma teve influência negativa sobre a indentação (Fig. 5.2). Este resultado contraditório pode ter sido causado pela aplicação de forças de soldagem indevidas para este material, que foram insuficientes para a geração de soldas de qualidade para o mesmo. A aplicação de uma força menor que a necessária pode ter gerado o aquecimento mais generalizado do material, inclusive nas interfaces entre os eletrodos e as chapas, aumentando a indentação em relação ao maior nível de força aplicado, como comentado por Hirsch (1997), citado no Item 2.2.2, sobre a aplicação de forças indevidas para a soldagem. Vale lembrar que a aplicação das forças de soldagem foi limitada pela força máxima possível de ser aplicada pelos equipamentos de soldagem (Item 3.6.1), o que limitou a soldabilidade destes materiais.

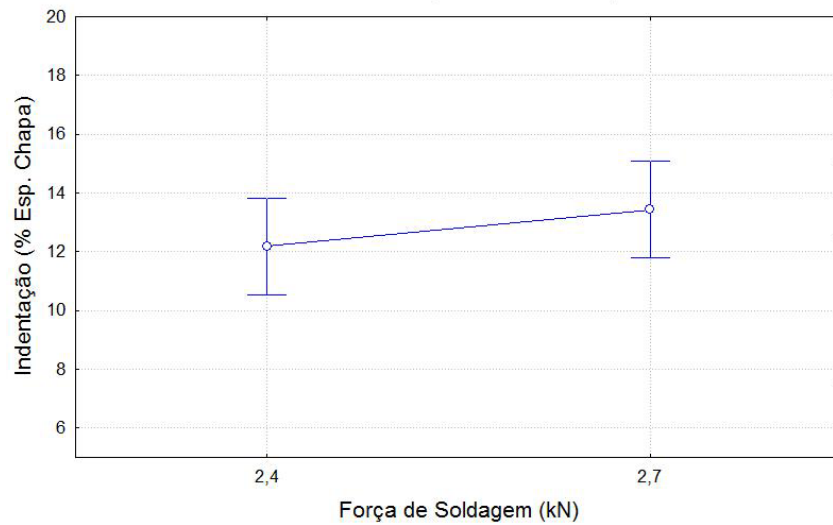


Figura 5.1 - Resultado das indentações em função da força de soldagem para o aço Dual-Phase 800 revestido soldado com eletrodo esférico.

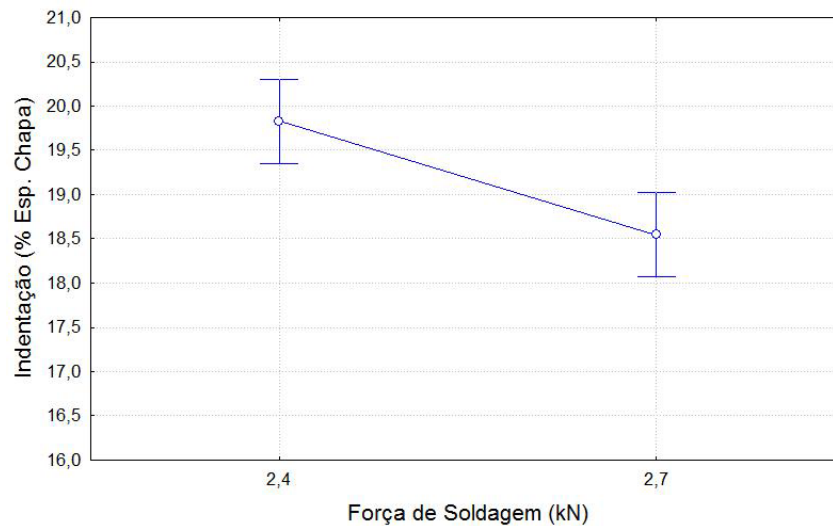


Figura 5.2 - Resultado contraditório das indentações em função da força de soldagem para o aço Dual-Phase 800 não revestido soldado com eletrodo esférico.

O formato de onda utilizado se mostrou estatisticamente influente somente para alguns casos (DP 600 não revestido eletrodo truncado, DP 600 revestido eletrodo esférico e DP 800 não revestido eletrodo esférico). O formato de onda 3 (dois impulsos, sendo o primeiro com 75 % do tempo total e intervalo de resfriamento de 2 ciclos) foi o responsável pelas menores indentações para todos os materiais e formatos de eletrodos, salvo para o aço DP 800 não revestido, onde a onda 4 apresentou os resultados com os menores valores. Assim, pode-se concluir que a introdução de ciclos de resfriamento entre pulsos de

corrente são uma saída para se reduzir a impressão deixada pelos eletrodos durante a soldagem, diminuindo a mesma em até 15 % em relação a um pulso único de corrente. Entretanto, o posicionamento destes ciclos de resfriamento também se mostrou influente sobre os resultados, devendo este ser mantido após a passagem do pulso mais longo de corrente, mais próximo ao final do ciclo de soldagem. A Fig. 5.3 apresenta o resumo do efeito do formato de onda sobre os resultados de indentações encontrados, para o aço Dual-Phase 600 Revestido Soldado com Eletrodo Esférico.

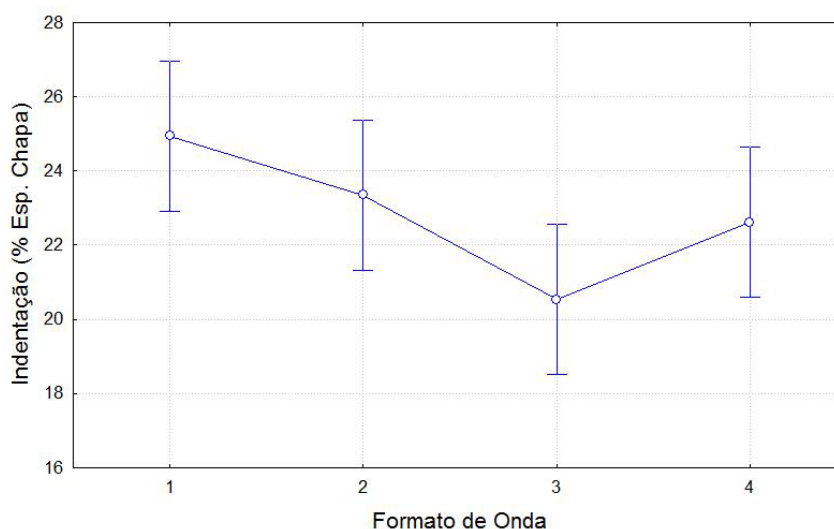


Figura 5.3 – Indentações em função do formato de aplicação da corrente para o aço Dual-Phase 600 revestido soldado com eletrodo esférico. Formato 1 com pulso único de corrente e demais formatos com ciclos de resfriamento entre 2 pulsos de corrente.

O fator equipamento de soldagem também se mostrou estatisticamente influente somente em alguns casos (DP 600 não revestido eletrodo truncado, DP 800 revestido e não revestido). Para todos os materiais e formatos de eletrodos testados, o aparelhamento MFDC apresentou tendência em gerar maiores indentações, exceto para o aço Dual-Phase 600 revestido soldado com eletrodos truncados, onde o que se observou foi o contrário. Entretanto, para este material e eletrodo o equipamento de soldagem não foi um fator estatisticamente influente, o que limita qualquer conclusão a respeito. Para o processo MFDC, uma parcela maior da energia aplicada é transformada em calor, devido à redução mais lenta da resistência de contato entre as chapas, segundo Li; Feng; Cerjanec (2004), o que faz com que as soldas realizadas por este equipamento estejam mais propensas a sofrer com o problema de indentações, conforme discutido no Item 4.1.3.

A adoção de eletrodos truncados se mostrou extremamente positiva no sentido de controlar as indentações durante a soldagem (Fig. 5.4), diminuindo consideravelmente as indentações observadas com a aplicação de eletrodos esféricos. A melhor distribuição da força aliada a uma menor concentração de calor, oferecida por estes eletrodos como discutido no Item 2.3, faz com que a sua aplicação seja uma alternativa melhor frente à adoção de ciclos de resfriamento durante a soldagem, quando se trata de reduzir a indentação. Isto porque apresentam resultados bem superiores aos obtidos com a introdução de ciclos de resfriamento, além de não provocarem o aumento do tempo de soldagem, parâmetro intensamente controlado no meio industrial.

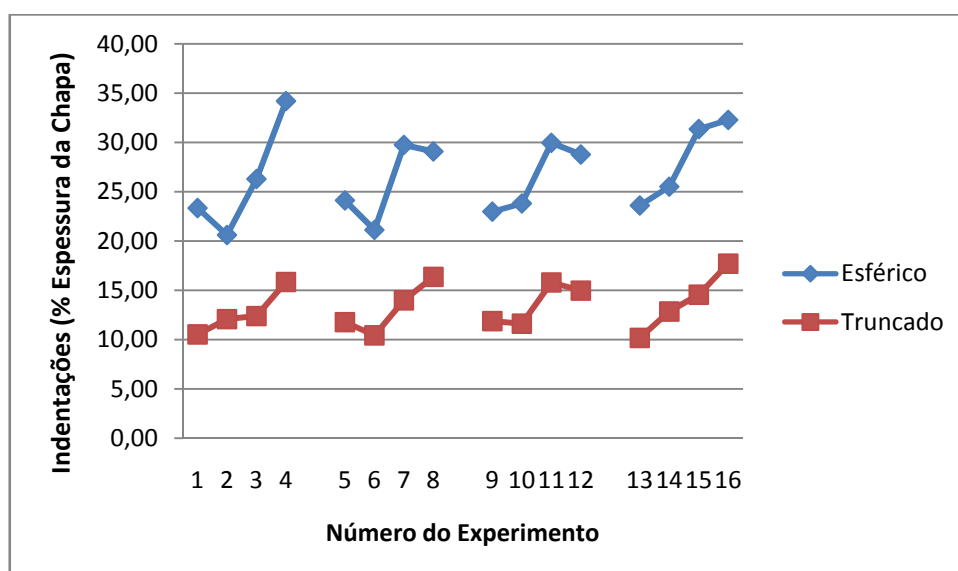


Figura 5.4 - Diferença observada nas indentações com a soldagem utilizando-se eletrodos esféricos e eletrodos truncados para o aço Dual-Phase 600 não revestido.

Os eletrodos truncados resolveram o problema das elevadas e inadmissíveis indentações observadas durante a realização dos testes preliminares. Apesar do desalinhamento existente nas pinças de soldagem, estes eletrodos são preferíveis, sob o ponto de vista de reduzir as indentações, em qualquer situação. Corrente, tempo e força de soldagem também influenciam o processo de indentação, porém são variáveis mais difíceis de serem alteradas, por serem as responsáveis pela própria formação das soldas e por estarem limitadas pelos campos de soldabilidade, relativamente pequenos para estes materiais. Uma alternativa que se mostrou positiva, porém menos eficaz que a alteração no

formato dos eletrodos, foi a aplicação de ciclos de resfriamento entre pulsos de corrente, que pode ainda ser maximizada com a aplicação dos mesmos no tempo correto.

5.2 Resultados de Diâmetro dos Botões de Solda

Resultados satisfatórios para o diâmetro dos botões de solda foram obtidos para todos os materiais, exceto para os aços Dual-Phase 800 não revestidos, onde as fraturas interfaciais dominaram o cenário. Os resultados foram obtidos através de testes de arrancamento, como explicado no Item 3.3 e medidos com o auxílio de um paquímetro, como apresentado no Item 3.4. A planilha contendo todas as medidas dos diâmetros dos botões de solda segue apresentada no Anexo 4. Abaixo serão resumidos e discutidos todos os resultados obtidos com a realização destes ensaios.

A corrente de soldagem foi o fator que mais influenciou o diâmetro dos botões de solda. Esta apresentou influencia positiva (aumento do nível aumenta a resposta) sobre o diâmetro dos botões de solda para todos os materiais e formato de eletrodos utilizados, embora tenha sido estatisticamente influente somente para os aços Dual-Phase 600 revestido e não revestido, soldados com eletrodo esféricos, e Dual-Phase 600 revestido soldado com eletrodo truncado. A corrente é a responsável direta pela geração de energia durante a soldagem (Item 2.1) e com o aumento da energia gerada aumenta-se também a região que sofre fusão e, conseqüentemente, o diâmetro dos botões de solda obtidos.

A força de soldagem, por sua vez, apresentou efeito contrário ao da corrente. O aumento da força provocou a diminuição do diâmetro dos botões de solda em todos os planejamentos. Este fator foi estatisticamente influente para os aços Dual-Phase 600 revestido e não revestido, soldados com eletrodo esféricos, e Dual-Phase 600 revestido soldado com eletrodo truncado. O aumento da força provoca a redução da resistência de contato entre as chapas facilitando a passagem da corrente e reduzindo a geração de calor nesta região (Hirsch, 1997). Esta redução acarreta na geração de lentes de solda menores e em botões de solda menores, após o arrancamento.

A aplicação de um pulso único de corrente, ou seja, sem ciclos de resfriamento, foi o formato de onda que apresentou os melhores resultados em relação ao diâmetro dos botões de solda obtidos, como pode ser ilustrado através da Fig. 5.5. A introdução de ciclos de resfriamento aumenta o tempo disponível para a dissipação do calor que é gerado na região

da soldagem, principalmente através dos eletrodos e chapas, diminuindo a energia disponível à geração da lente de solda, reduzindo o diâmetro dos botões de solda.

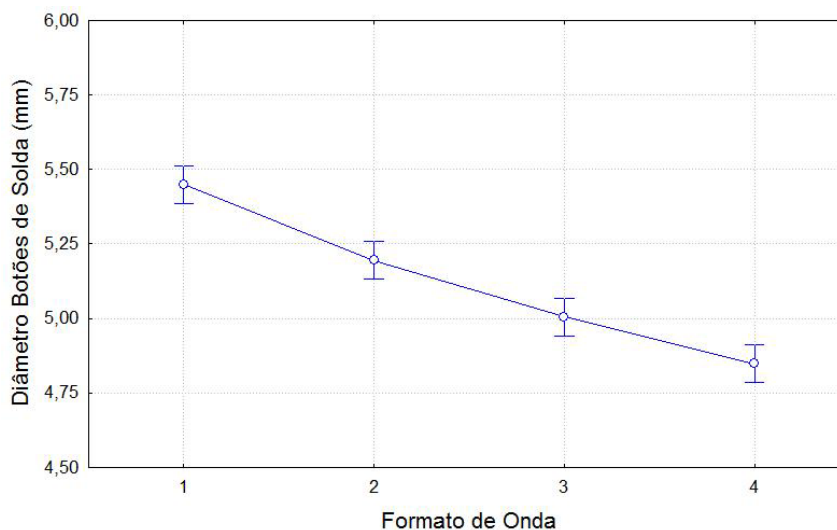


Figura 5.5 – Diâmetro dos botões de solda em função do formato de onda de corrente utilizado para o aço Dual-Phase 600 revestido, soldado com eletrodos esféricos. Formato 1 com pulso único de corrente e demais formatos com ciclos de resfriamento entre 2 pulsos de corrente.

O equipamento de soldagem, fator de maior interesse no estudo, foi estatisticamente significativo em somente dois dos planejamentos analisados, para o aço Dual-Phase 600 revestido e Dual-Phase 800 não revestido, ambos soldados com eletrodos esféricos. A tendência observada foi para a geração de um maior botão de soldagem com a utilização do equipamento MFDC, salvo para o aço Dual-Phase 800 não revestido (Fig. 5.6). Para este material, o grande número de fraturas interfaciais (diâmetro do botão igual a zero), maior para o equipamento MFDC, fez com que a média do diâmetro dos botões caísse para este aparelhamento, gerando uma falsa impressão de que o equipamento AC apresentou resultados mais satisfatórios. Este maior índice de fraturas interfaciais para o processo MFDC (duas a mais) não é um problema oferecido pelo processo, mas resultado da aplicação de parâmetros de soldagem insuficientes, especialmente o de força, devido à limitação oferecida pelos equipamentos. Os resultados obtidos, de um maior botão de soldagem para o equipamento MFDC, estão de acordo com a literatura, e podem ser explicados pela queda menos acentuada da resistência de contato entre as chapas que ocorre para este processo, levando à formação de soldas de maior diâmetro, como explicado no Item 4.2.1 e apresentado por Li; Feng; Cerjanec (2004) no Item 2.5.2.

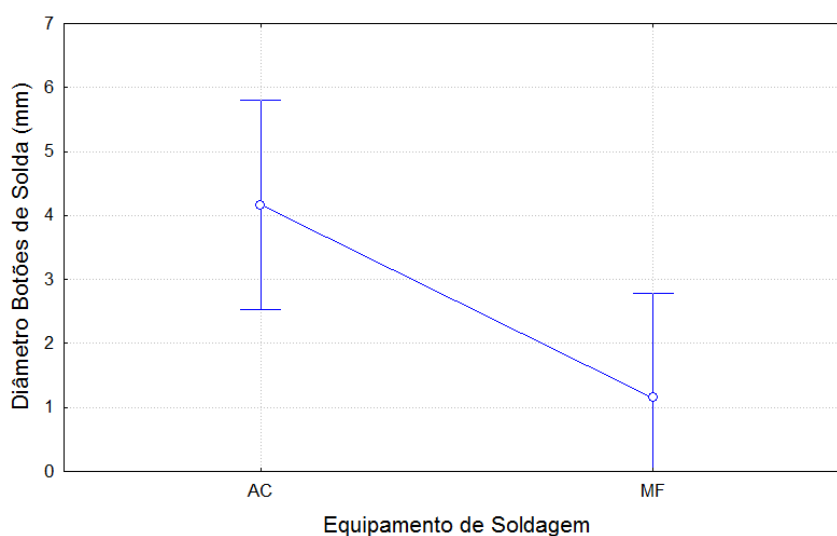


Figura 5.6 – Diâmetro dos botões de solda em função do equipamento de soldagem. Resultado gerado pelo maior número de fraturas interfaciais observadas para o equipamento MFDC na soldagem do aço Dual-Phase 800 não revestido.

O fator tempo de soldagem apresentou tendências tanto positiva quanto negativa, ambas estatisticamente significantes (Fig. 5.7 e 5.8). A tendência positiva, ou seja, o aumento do botão de solda com o aumento do tempo de soldagem já era esperada, devido à maior energia aplicada à lente de soldagem, como visto no Item 2.1. A tendência negativa, no entanto, foi uma surpresa. O que parece ter ocorrido neste caso foi a mudança no modo de fratura observado, partindo de uma falha em que parte da zona afetada pelo calor fica aderida ao botão de soldagem para o tempo de 20 ciclos (Fig. 5.9a), para uma falha bem rente à zona fundida para o tempo de 24 ciclos (Fig. 5.9b). Este fenômeno também foi observado para o aumento da corrente de soldagem em alguns casos, o que comprova a hipótese de que um aumento na energia de soldagem provoca alterações no material, provavelmente na zona afetada pelo calor. Sun; Stephens; Khabel (2007) observaram em seus estudos que o revenimento da zona afetada pelo calor pode ocorrer para os aços Dual-Phase, reduzindo a resistência da mesma e explicando, em parte, o fenômeno observado no trabalho. No entanto, não foi observada nenhuma queda de dureza na ZAC durante os ensaios de microindentação, como será discutido adiante, necessitando-se de um estudo mais aprofundado para maiores conclusões a respeito.

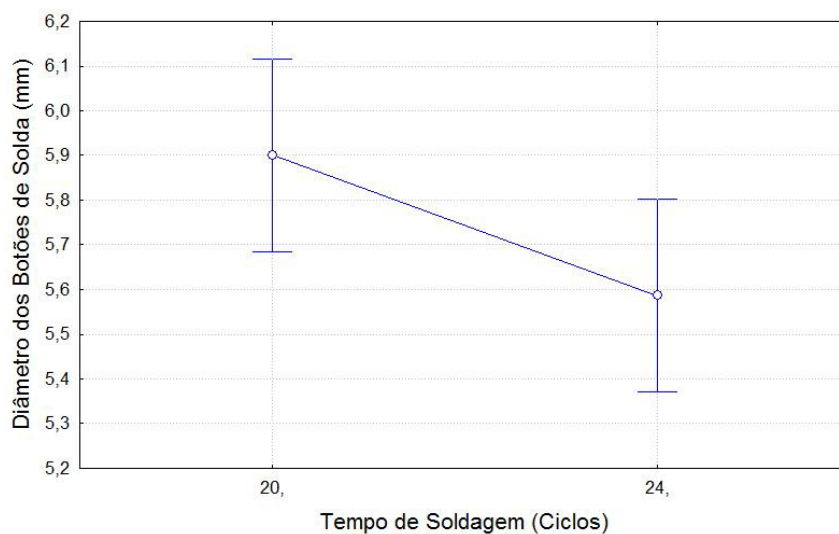


Figura 5.7 - Tempo de soldagem com influência negativa sobre o diâmetro dos botões para o aço Dual-Phase 600 não revestido soldado com eletrodo esférico.

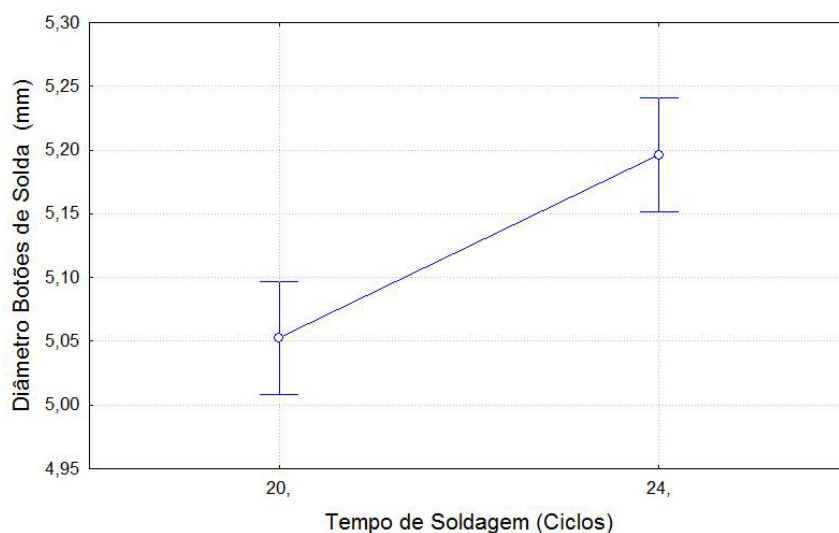


Figura 5.8 - Tempo de soldagem com influência positiva sobre o diâmetro dos botões para o aço Dual-Phase 600 revestido soldado com eletrodo esférico.



Figura 5.9 – Arrancamento do botão fora da zona afetada pelo calor contendo parte do metal de base (a) e Arrancamento do botão na zona afetada pelo calor rente à lente de solda (b).

A aplicação de eletrodos truncados se mostrou eficiente no aumento do diâmetro dos botões de solda (Fig 5.10). A distribuição da corrente por uma maior área (RWMA, 1989) faz com que a lente cresça mais facilmente que quando o calor é concentrado em uma área menor, principalmente para estes materiais, que possuem resistividade mais elevada e, portanto que geram calor mais prontamente na região da soldagem. É importante observar neste ponto que não houve uma preocupação em se determinar uma mesma energia ou densidade de corrente para se realizar a comparação entre os formatos dos eletrodos testados. Esta comparação foi realizada como um complemento ao trabalho, já que o foco principal do mesmo é o estudo comparativo entre os equipamentos de soldagem. No entanto, esta comparação foi feita dentro dos campos de soldabilidade obtidos para cada material, ou seja, a comparação entre os eletrodos foi realizada dentro das faixas em que cada um é capaz de trabalhar, o que inclui densidades de corrente semelhantes entre ambos para que não haja expulsão de material em nenhum deles.

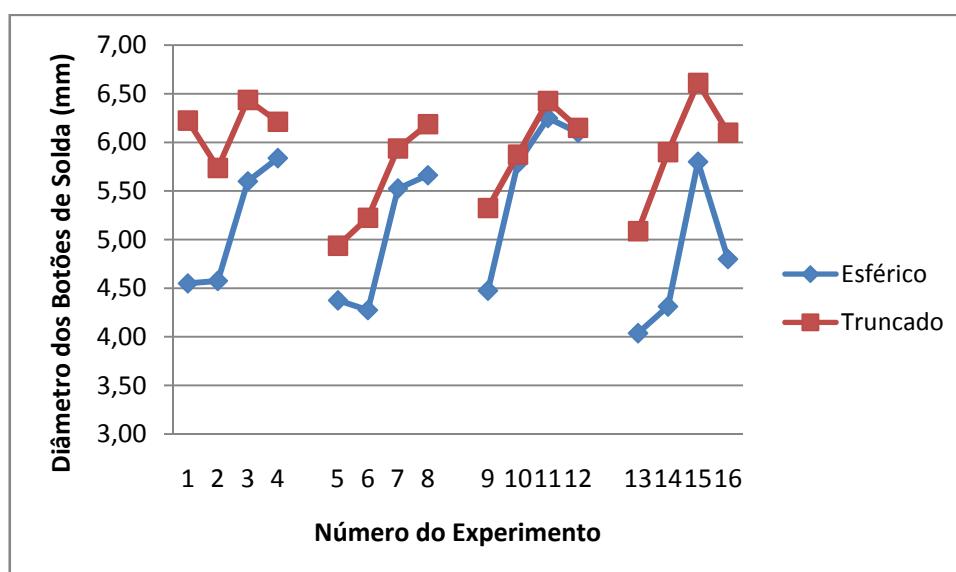


Figura 5.10 - Diferença observada nos diâmetros dos botões com a soldagem utilizando-se eletrodos esféricos e eletrodos truncados para o aço Dual-Phase 600 revestido.

A realização dos experimentos com os aços Dual-Phase demonstrou que estes materiais apresentam uma variabilidade muito grande nos resultados obtidos para os diâmetros dos botões de soldagem. Para um mesmo conjunto de parâmetros, diferentes modos de fratura e diâmetros de botão podem ser obtidos, o que requer a realização de um número bem maior de experimentos para que resultados conclusivos possam ser obtidos. A influência do equipamento de soldagem só foi significativa para um dos materiais testados (Dual-Phase 600 revestido soldado com eletrodo esférico), o que ainda deixa dúvidas quanto às afirmações da literatura de que o processo MFDC é capaz de oferecer maiores botões de soldagem, salvo para os limites inferiores dos campos de soldabilidade como visto no Item 4.1.2. Este fato pode ainda ser ressaltado lembrando-se que os aços Dual-Phase requerem uma menor corrente de soldagem por possuírem uma maior resistividade, o que deveria aumentar o efeito do equipamento MFDC sobre a soldabilidade dos mesmos, segundo a teoria da manutenção de uma menor resistência de contato entre as chapas para condições de soldagem mais baixas (Li; Feng; Cerjanec 2004), o que não foi observado.

5.3 Resultados de Cisalhamento sob Tração

Os ensaios de cisalhamento sob tração visaram a determinação da resistência mecânica das soldas obtidas e foram realizados de acordo com o Item 3.6. As forças de cisalhamento encontradas foram superiores a 10 kN, semelhantes aos valores encontrados por Silva e Vieira (2005) em seus trabalhos. Nesta etapa do trabalho foi analisado também o modo de fratura encontrado nos testes, que foram contrastados com os modos de falha obtidos nos ensaios de arrancamento e com os valores de resistência mecânica encontrados. As planilhas contendo na íntegra os resultados dos testes de cisalhamento seguem apresentadas no Anexo 4.

A corrente de soldagem, como nos resultados anteriores, foi o único fator estatisticamente influente para todos os materiais e formatos de eletrodos testados sobre a resistência ao cisalhamento. O aumento da corrente acarreta no aumento das lentes de solda, capazes de resistir a uma maior carga, aumentando os valores de resistência das mesmas, como também foi observado por Oikawa; Murayama; Himatashi (2006). O aumento do tempo de soldagem, por aumentar a energia entregue à solda, também aumenta o diâmetro dos botões de solda, aumentando a resistência ao cisalhamento da mesma forma que a corrente. Este fator foi estatisticamente influente, no entanto, somente para os aços Dual-Phase 800.

O formato de onda não apresentou influência significativa sobre os resultados, nem uma tendência clara que pudesse ser comentada. Sugere-se uma competição de mecanismos: a alteração de área transversal ao se alterar o diâmetro do botão e a alteração de concentração de tensão, ao se alterar a geometria do entalhe e indentação.

Já a força de soldagem, apesar de também não ter sido estatisticamente influente em nenhum dos planejamentos, seguiu os resultados obtidos por Weber e Goklu (2005), apresentando tendência negativa em todos os casos (Fig. 5.11), exceto para o aço Dual-Phase 800 não revestido (Fig. 5.12). Esta redução da resistência ao cisalhamento com o aumento da força se deve, possivelmente, a uma deformação mais acentuada nas chapas, gerando concentradores de tensão mais severos, o que facilita o rompimento durante os ensaios, ou ainda pela redução do diâmetro das lentes de solda causado pelo aumento das mesmas. Para a exceção, aço Dual-Phase 800 não revestido, o aumento da resistência ao cisalhamento com o aumento da força se dá devido à insuficiência da força no menor nível utilizado para a soldagem destes materiais. Desta forma, o que se sugere é que o maior nível de força aplicado foi o mais adequado à soldagem, culminando em uma resistência ao cisalhamento maior para o mesmo (lembrando que estes níveis de força foram selecionados

dada a limitação oferecida pelos equipamentos de soldagem). Resultados mais confiáveis teriam sido obtidos com o afastamento dos níveis de força utilizados nos experimentos, o que não foi possível pela limitação laboratorial e também dos campos de soldabilidade dos materiais.

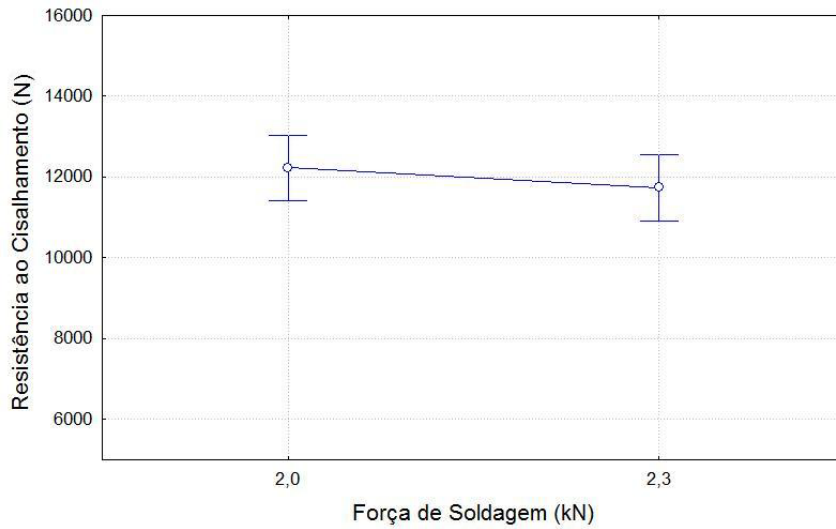


Figura 5.11 - Força de soldagem com influência negativa sobre a resistência ao cisalhamento sob tração para o aço Dual-Phase 600 não revestido soldado com eletrodo esférico.

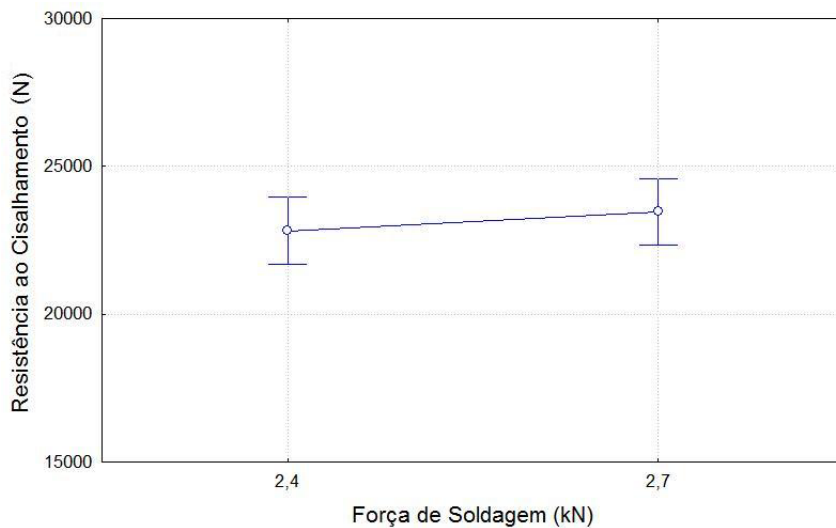


Figura 5.12 - Força de soldagem com influência positiva sobre a resistência ao cisalhamento sob tração para o aço Dual-Phase 800 não revestido.

O equipamento de soldagem MFDC gerou soldas de maior resistência nos ensaios de cisalhamento frente aos obtidos pelo equipamento AC para todos os planejamentos, embora este fator tenha sido significativamente influente somente para os aços Dual-Phase 800 e 600 revestidos soldados com eletrodos esféricos (Fig. 5.13). A explicação pode estar no diâmetro dos botões de solda obtidos, estatisticamente maiores na soldagem pelo equipamento MFDC para os aços Dual-Phase 600 revestidos. Botões de solda maiores aumentam a área útil para resistir à força de tração durante o ensaio, aumentando a resistência mecânica da junta. Entretanto, estas afirmações não estão claras, uma vez que, para o aço Dual-Phase 800 revestido, o equipamento de soldagem não foi estatisticamente influente sobre o diâmetro dos botões de solda, embora tenha tido tendência positiva sobre o mesmo, o que não deveria então ter levado o processo MFDC a gerar soldas de maior resistência para este caso. A resposta pode estar nos entalhes presentes nas soldas, provocados pelo desalinhamento dos eletrodos nas pinças de soldagem, que podem ter influenciado os resultados dos testes de cisalhamento, como será discutido adiante no Item 5.5.

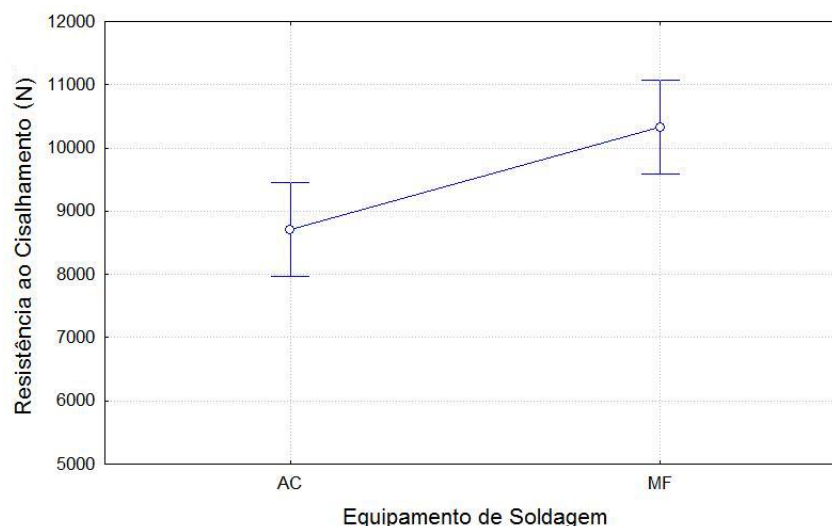


Figura 5.13 – Resistência ao cisalhamento em função dos equipamentos de soldagem AC e MFDC para o aço Dual-Phase 600 revestido soldado com eletrodo esférico.

As soldas realizadas com eletrodos truncados apresentaram resistência ao cisalhamento bem superiores às apresentadas pelas soldas realizadas com eletrodos esféricos (Fig. 5.14). O maior diâmetro dos botões foi significativo para esta melhora na resistência, devido ao aumento da área útil para resistir às cargas de tração.

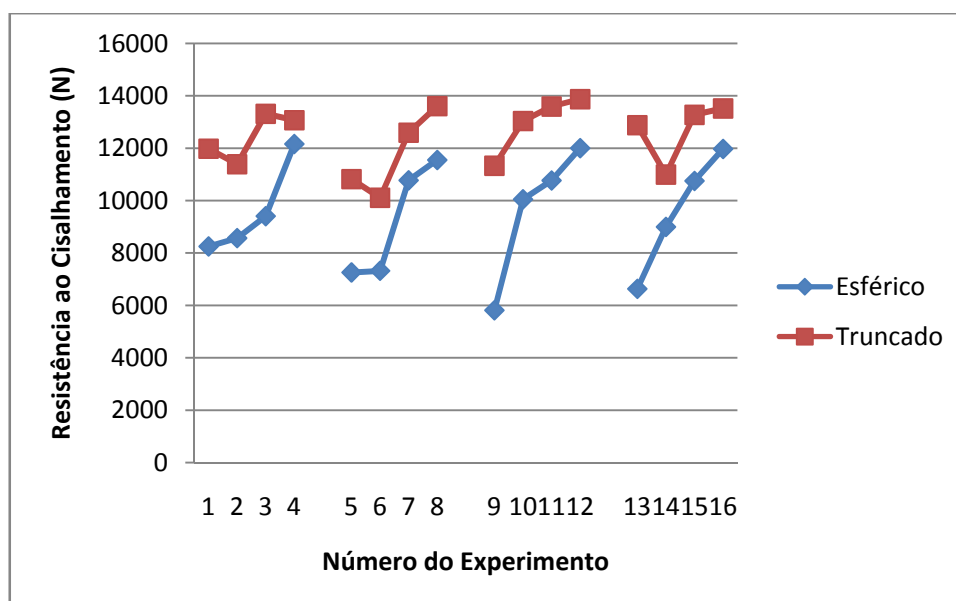


Figura 5.14 - Diferença observada na resistência ao cisalhamento com a soldagem utilizando-se eletrodos esféricos e eletrodos truncados para o aço Dual-Phase 600 revestido.

O modo de fratura, fator de reprovação das soldas segundo a norma de referência (AWS/SAE D 8.9, 2002), apresentou resultados bastante insatisfatórios para os testes de cisalhamento, em especial para a soldagem com eletrodos esféricos, apresentando em sua maioria fraturas interfaciais (Anexo 4). Estes resultados foram bem diferentes dos encontrados nos testes de arrancamento dos botões, realizados de acordo com o Item 3.3. O diâmetro dos botões, segundo Mayra e Gaiden (2005b), exerce influência direta sobre o tipo de fratura, como observado no trabalho, onde os modos de falha apresentados pelas soldas realizadas com eletrodos truncados, com diâmetro de botão maior, foram em sua maioria por arrancamento total. Alguns autores sugerem ainda uma alteração na norma, uma vez que as fraturas interfaciais não significam uma redução considerável na resistência mecânica dos botões para estes materiais (Fernasse; Vernier; Meesemaeker, 1998), como pôde ser observado através dos resultados obtidos no trabalho. No entanto, Sun; Stephens; Khabel (2007) afirmam em seu estudo que o modo de fratura apresentou influência significativa sobre a resistência ao impacto das soldas, sendo preferível o arrancamento total do botão como forma de aumentar esta resistência e reduzir a dispersão entre os resultados. Como nem todos os testes referentes à resistência mecânica das juntas foram

realizados, a proposta de uma alteração na norma de soldagem fica impraticável neste trabalho.

Mais uma vez os eletrodos truncados se mostraram superiores aos eletrodos esféricos para a soldagem dos aços Dual-Phase, apresentando uma maior resistência ao cisalhamento e também modos de fratura mais favoráveis. O equipamento MFDC também apresentou melhores resultados nestes ensaios, supostamente devido à geração de botões de solda maiores em relação ao equipamento AC e devido ao entalhe gerado nas soldas, como será discutido no Item 5.5.

5.4 Resultados de Dureza por Microindentação

Os ensaios de microindentação foram realizados de acordo com o Item 3.7. As planilhas contendo todas as medidas de microindentação seguem apresentadas no Anexo 6. Abaixo serão discutidos os resultados mais significativos, que resumem as conclusões obtidas a partir dos ensaios.

Nenhuma diferença significativa foi percebida entre as durezas medidas nas soldas realizadas pelos processos de soldagem AC e MFDC, ao contrário dos resultados obtidos por Weber e Goklu (2005), onde foi encontrada uma dureza por volta de 50 HV menor para as soldas realizadas pelo processo MFDC. Analisando-se as Tabelas no Anexo 6, pode-se observar que a dureza dos aços revestidos é cerca de 10 % inferior à observada para os mesmos aços não revestidos, no caso dos Dual-Phase 600, e cerca de 15 % inferior, no caso dos Dual-Phase 800. Esta diferença de dureza se dá devido à diferença na composição química entre os aços revestidos e não revestidos de mesma resistência (Anexo 1), ao contrário de algum efeito de queda de dureza provocado pelo processo de revestimento a quente do material, como se poderia sugerir.

Os parâmetros de soldagem, de um modo geral, não influenciaram os valores de dureza encontrados. As soldas obtidas para todos os materiais, Dual-Phase 600 e 800, revestidos e não revestidos, apresentam zona fundida e afetada pelo calor inteiramente martensíticas (Fig. 5.15), independentemente dos parâmetros aplicados, em concordância com Fernasse; Vernier; Meesemaeker (1998). É esta microestrutura frágil e dura a responsável pelo aumento considerável da dureza destes aços na região da soldagem (Fig. 5.16 e 5.17), acarretando em modos de fratura menos favoráveis e em fraturas mais frágeis. Este intenso aumento de dureza está associado às elevadas taxas de resfriamento

impostas pelo processo (Gould; Khurana; Li, 2006) e ao maior teor de elementos de liga presentes nos aços de alta resistência (Shi; Westgate, 2003), como discutido no Item 2.7.

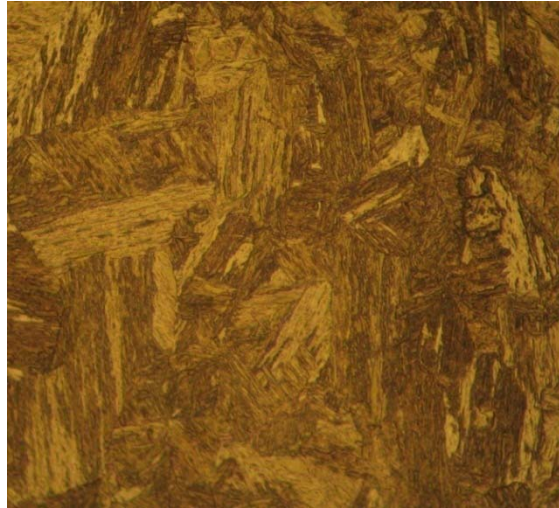


Figura 5.15 – Microestrutura da zona fundida aço Dual-Phase 600 obtida em microscópio óptico. Ampl. 400x, Nital 2%.

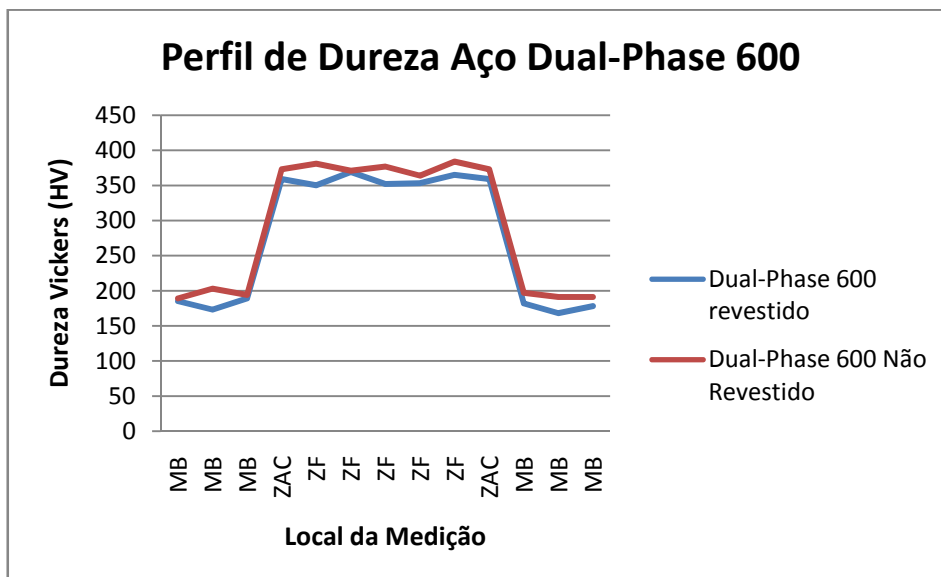


Figura 5.16 – Perfil de dureza para o aço Dual-Phase 600 revestido e não revestido.

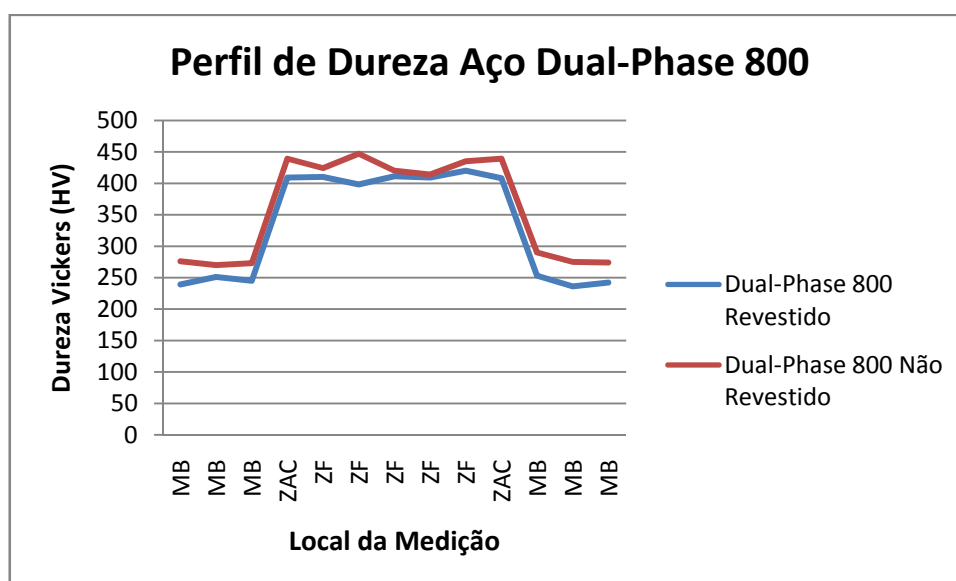


Figura 5.17 – Perfil de dureza para o aço Dual-Phase 800 revestido e não revestido.

Não foi observada a redução da dureza do material na zona afetada pelo calor devido a martensita revenida, fato que constitui uma característica da soldagem dos aços Dual-Phase, segundo alguns autores (Sun; Stephens; Khabel, 2007). Entretanto, testes de maior repetibilidade, com o levantamento de um perfil de durezas com mais pontos e com um instrumento que permita a realização dos mesmos com distanciamento entre pontos constante, devem ser realizados para maiores conclusões.

As durezas obtidas para os aços Dual-Phase 600 foram menores que as alcançadas para os aços Dual-Phase 800. Isto ocorre devido ao maior carbono equivalente e a maior fração de martensita presente nestes aços. A maior fração de martensita leva a uma maior dureza no metal de base, ao passo que a maior quantidade de elementos de liga leva a uma maior dureza da zona afetada pelo calor e zona fundida, regiões inteiramente martensíticas para ambos os materiais.

5.5 Resultados Complementares

Ensaio complementares via MEV e metalografia foram realizados na tentativa de esclarecer melhor os fenômenos discutidos nos itens anteriores. Foram realizadas macrografias de todos os corpos de prova destinados aos ensaios de microindentação e

MEV de algumas fraturas observadas nos ensaios de cisalhamento para os quatro materiais analisados.

O que se observou através das macrografias foi uma grande variabilidade nas geometrias de entalhe das soldas, variando desde geometrias quadradas (Fig. 5.18) até geometrias bastante agudas (Fig. 5.19), inclusive com a formação de trincas seguindo o entalhe das soldas, principalmente para os eletrodos truncados. Os eletrodos esféricos apresentaram geometrias de entalhe mais bem comportadas (Fig. 5.18), com uma repetibilidade muito boa e com pouca variação com os parâmetros de soldagem. Esta grande variabilidade, com a aplicação de eletrodos truncados, foi causada pelo desalinhamento dos eletrodos na pinça de soldagem, que provou ser bem mais crítica que o que se previa. Uma surpresa foi a alteração da geometria do entalhe também para a soldagem pelo equipamento MFDC, onde se pensava que não haviam problemas de alinhamento entre os eletrodos. A tentativa de se alinhar os eletrodos manualmente não se mostrou eficaz, mas a tentativa em se alinhar os mesmos, mesmo que seja difícil, deve ser sempre perseguida na tentativa de melhorar a qualidade das soldas obtidas.

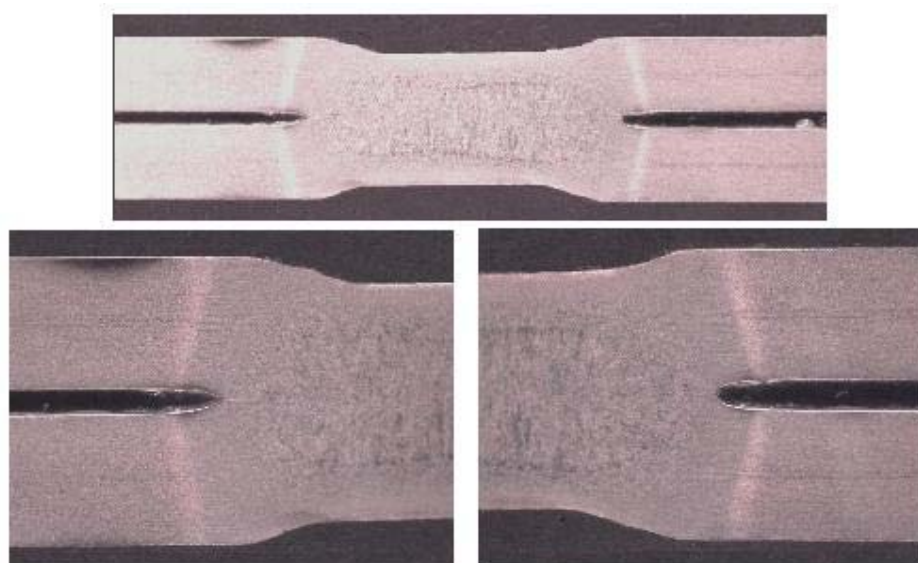


Figura 5.18 – Entalhes gerados na lente de uma solda realizada no aço Dual-Phase 600 revestido soldada através do equipamento MFDC com eletrodos esféricos (espessura da chapa 1,19 mm).

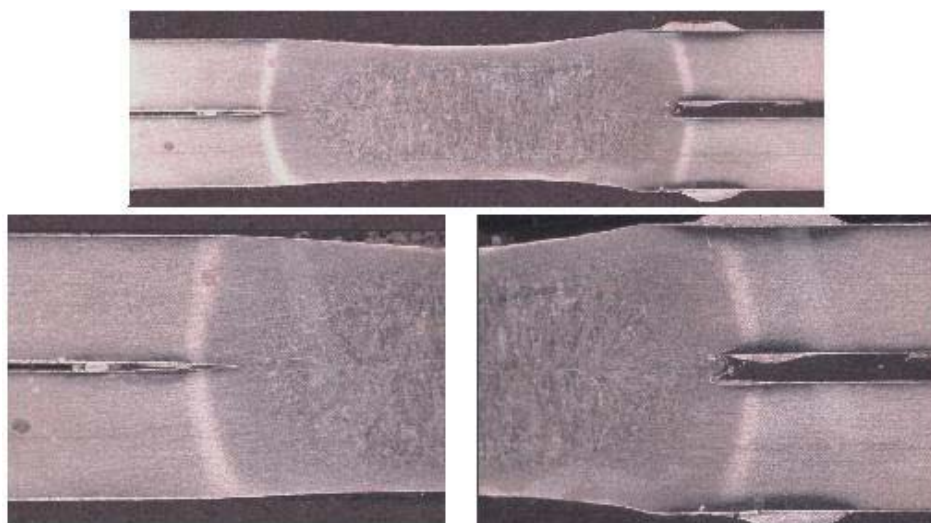


Figura 5.19 – Entalhes gerados na lente de uma solda realizada no aço Dual-Phase 600 revestido soldada através do equipamento AC com eletrodos truncados (espessura da chapa 1,19 mm).

Segundo Farnasse; Vernier; Meesemaeker (1998), o problema da fragilidade das lentes de solda para os aços AHSS está relacionada à sensibilidade dos mesmos ao efeito de entalhe, como discutido no Item 2.7, onde entalhes agudos tendem a diminuir a resistência das soldas. Entretanto, a resistência ao cisalhamento dos pontos, como pode ser observado no Anexo 4, foram maiores para as soldas realizadas com eletrodos truncados, onde os entalhes são mais agudos. Assim, pode-se concluir que o diâmetro dos botões de solda, maiores para os eletrodos truncados, apresentou efeito superior à geometria do entalhe no que diz respeito à resistência mecânica da solda, resultado de acordo com o encontrado por (Girvin, Peterson, Gould, 2004). Vale lembrar ainda que o equipamento MFDC, onde o desalinhamento dos eletrodos é menor, apresentou resistência ao cisalhamento superior à encontrada nas soldas realizadas pelo equipamento AC, sugerindo a influência do desalinhamento sobre a resistência das soldas.

A observação das fraturas confirmou os resultados da literatura (Tumuluru, 2006) de que a região da soldagem é inteiramente martensítica e que rompe por clivagem (Fig. 5.20). Entretanto, na região central da solda, de menor velocidade de resfriamento, algumas regiões contendo rompimento dúctil (*dimples*) puderam ser observadas (Fig. 5.21), inclusive nos aços Dual-Phase 800.

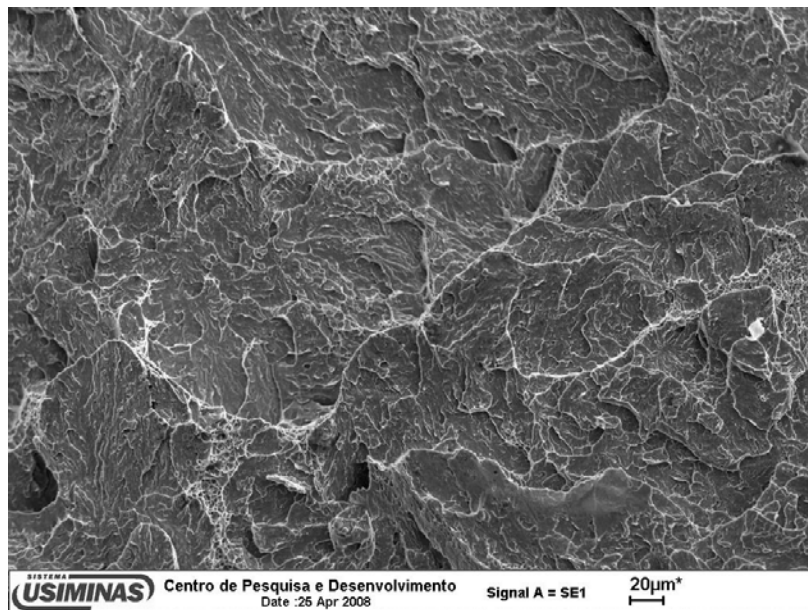


Figura 5.20 – Observação próxima à margem da fratura interfacial de uma solda realizada no aço Dual-Phase 600 não revestido, evidenciando o rompimento por fratura frágil. Ampl. 700x.

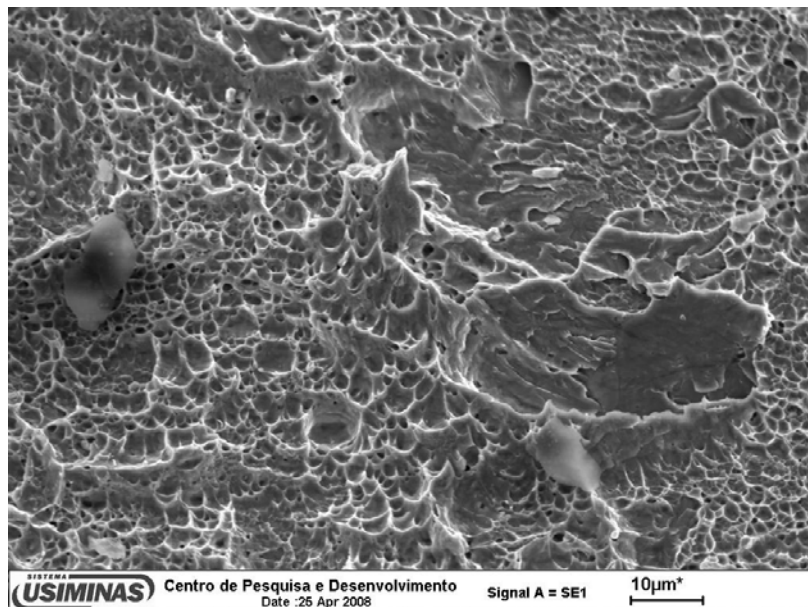


Figura 5.21 – Observação do centro da fratura interfacial de uma solda realizada no aço Dual-Phase 600 não revestido, evidenciando regiões de rompimento por fratura dúctil. Ampl. 2000x.

O efeito da expulsão sobre a qualidade das soldas pode ser observado através da Fig. 5.22. Descontinuidades foram geradas no centro da solda, devido à falta de material durante a solidificação da lente pela expulsão causada. Através da imagem podem ser vistas as dendritas de solidificação que não encontraram o outro lado das fissuras geradas.

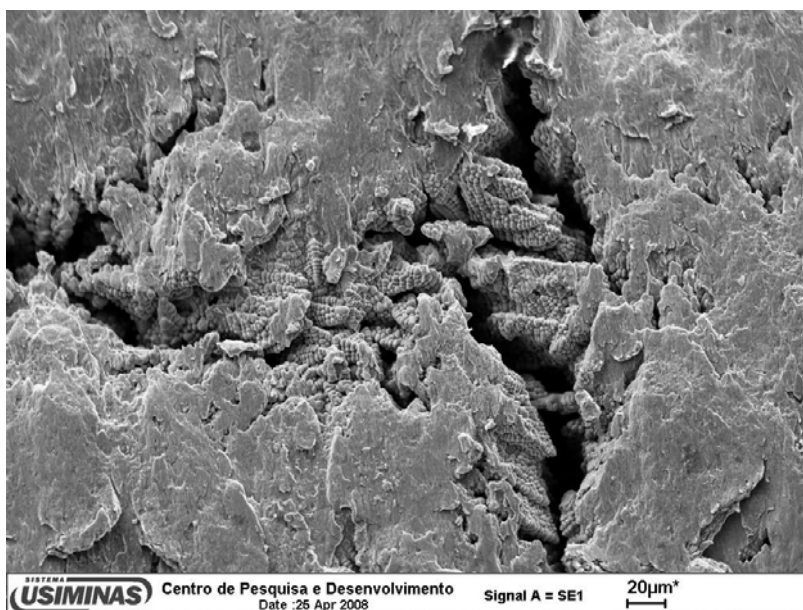


Figura 5.22 – Descontinuidade gerada por expulsão que ocorreu durante a soldagem para o aço Dual-Phase 800 não revestido. Ampl. 800x.

Foi realizada ainda a análise por EDS do centro, zona de ligação e da região posterior à zona de ligação de uma solda realizada em um aço Dual-Phase 600 revestido (Fig. 5.23). Pode-se observar que não existem evidências da presença de zinco do revestimento na zona fundida da solda (Fig. 5.24), mesmo sem nenhum ciclo inicial de “burn zinc”, permanecendo baixa também na zona de ligação (Fig. 5.25), vindo a crescer somente após a mesma (Fig. 5.26). Estes resultados estão de acordo com Wolff (2005), onde as filmagens em alta velocidade mostraram que o revestimento das chapas é retirado da região da soldagem antes mesmo da formação da lente, já nos primeiros ciclos de solda.

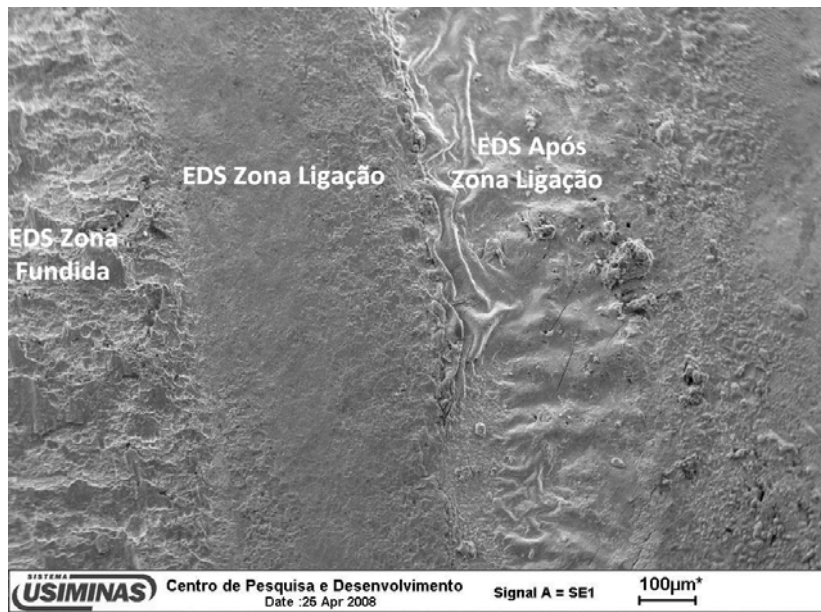


Figura 5.23 – Imagem identificando a localização das regiões de realização dos EDS's. Ampliação 230x.

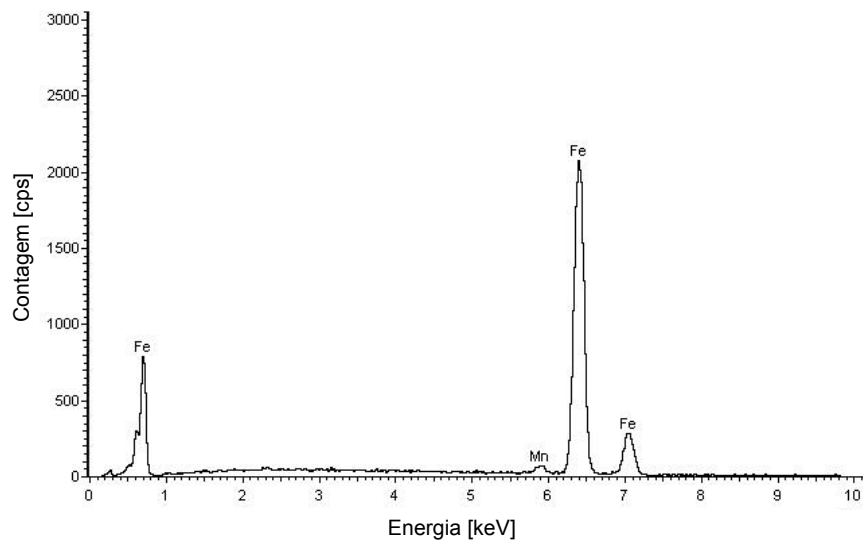


Figura 5.24 – EDS da região central de uma solda realizada no aço Dual-Phase 600 revestido, evidenciando a ausência de zinco na região.

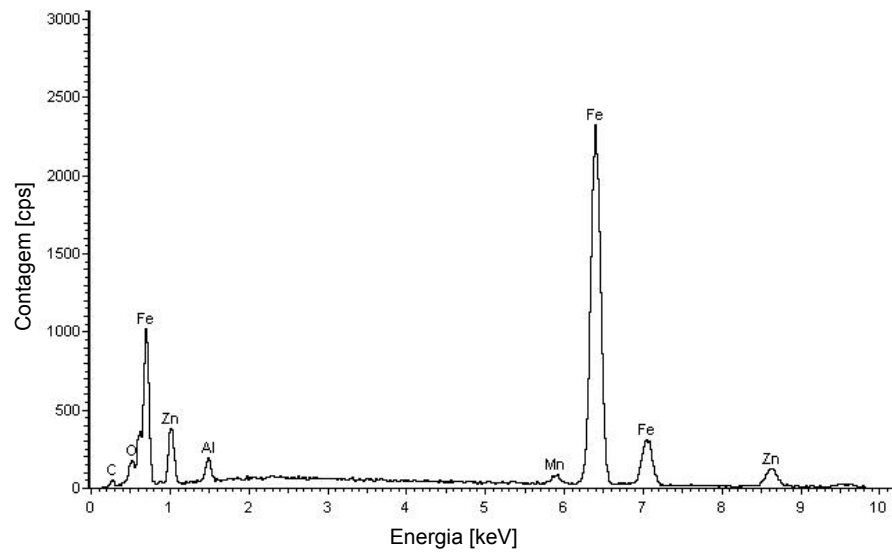


Figura 5.25 – EDS da zona de ligação de uma solda realizada no aço Dual-Phase 600 revestido, evidenciando a presença de uma baixa quantidade de zinco na região.

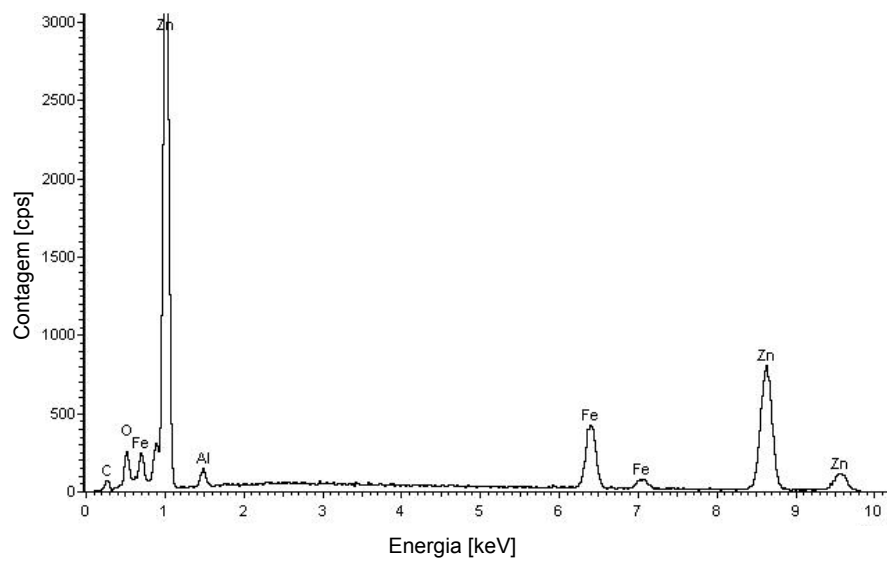


Figura 5.26 – EDS após a zona de ligação de uma solda realizada no aço Dual-Phase 600 revestido, evidenciando a presença do zinco retirado da zona fundida da solda na região.

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES

Baseado no que foi discutido nos Capítulos IV e V seguem as conclusões obtidas com a realização do trabalho, para a soldagem dos aços Dual-Phase 600 e 800, revestidos e não revestidos, soldados com eletrodos de formato esférico e truncado por equipamentos de soldagem por resistência a pontos Corrente Alternada (AC) e Média Frequência Corrente Contínua (MFDC):

Foram encontrados campos de soldabilidade para ambos os aços testados, com exceção dos aços Dual-Phase 800 não revestidos (forças de soldagem oferecidas pelos equipamentos insuficientes), para ambos os equipamentos de soldagem, com faixas de corrente de até 1,5 kA.

Maiores campos de soldabilidade foram obtidos para o equipamento MFDC. Este processo se mostrou mais sensível à alteração dos parâmetros de soldagem, principalmente nos limites inferiores dos campos de soldabilidade. Nestes casos, as lentes de solda apresentaram maiores diâmetros em relação às obtidas com o equipamento AC.

As indentações encontradas nas soldas obtidas com o uso do equipamento MFDC foram superiores às encontradas com a utilização do equipamento AC, para a mesma corrente e tempo de soldagem. O tipo de equipamento de soldagem, no entanto, somente se mostrou estatisticamente influente para alguns materiais analisados (DP600 não revestido e DP800 revestido e não revestido).

O equipamento de soldagem MFDC gerou soldas de maior resistência ao cisalhamento sob tração frente às obtidas pelo equipamento AC. Entretanto, este fator foi estatisticamente significativo somente para os aços DP600 e DP800 revestidos, soldados utilizando-se eletrodos esféricos.

Nenhuma diferença foi observada entre os modos de fratura e os perfis de dureza obtidos para as lentes de solda geradas pelos equipamentos AC e MFDC.

A corrente de soldagem foi o parâmetro de maior influência nas respostas analisadas (diâmetro do botão, indentação, cisalhamento). Este parâmetro se mostrou estatisticamente influente em todas as respostas. Os demais parâmetros apresentaram influência significativa somente para alguns materiais analisados.

A aplicação de eletrodos com maior diâmetro de face (truncados) e o uso de duplo pulso de corrente se mostraram boas soluções para a diminuição da indentação provocada pelo processo de soldagem. Entretanto, a utilização destes eletrodos mostrou-se mais eficiente do que a introdução de múltiplos pulsos de corrente, pois cumpre a função de reduzir a indentação sem provocar o aumento do tempo de soldagem.

O desalinhamento dos eletrodos nas pinças de soldagem se mostrou bem menos influente sobre a resistência ao cisalhamento sob tração das lentes de solda, que o diâmetro destas. Sendo assim, torna-se preferível a aplicação de eletrodos tronco-cônicos (mais difíceis de alinhar) a eletrodos esféricos (mais fáceis de alinhar), mesmo quando desalinhamentos estão presentes, uma vez que lentes de maiores diâmetros são obtidas com o uso de eletrodos truncados, quando do uso de densidade de corrente semelhante.

O modo de fratura variou bastante para os ensaios de resistência ao cisalhamento sob tração, para uma mesma condição de soldagem utilizada. Fraturas interfaciais também apresentaram uma boa resistência das soldas, comparáveis às apresentadas nas soldas rompidas por arrancamento total do botão.

CAPÍTULO VII

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

No decorrer do estudo foram sendo realizadas descobertas que motivaram o interesse por novos trabalhos, visando aprofundar a pesquisa sobre os resultados aqui obtidos. Assim, sugere-se os temas para trabalhos futuros a seguir, motivados pelos leques de estudos que foram abertos a partir desta dissertação.

- Estudo sistemático do efeito do desalinhamento dos eletrodos nas pinças de soldagem sobre a qualidade das soldas obtidas, através da quantificação do desalinhamento, posição e geometria dos entalhes gerados e efeito dos mesmos sobre a resistência ao cisalhamento e tração cruzada.
- Avaliação comparativa do consumo de energia elétrica para os equipamentos Média Freqüência Corrente Contínua e Corrente Alternada (primário, secundário, etc.).
- Realização do estudo das resistências dinâmicas durante a soldagem para ambos os equipamentos, com a avaliação das diferenças entre as mesmas e com a identificação dos limites de corrente em que estas ocorrem, identificando-se assim o limite inferior em que os equipamentos passam a apresentar diferenças entre si.
- Elaboração de novos campos de soldabilidade para os aços Dual-Phase estudados, com a utilização de equipamentos que permitam a aplicação de forças de soldagem superiores, visando à análise das diferenças que podem surgir nos modos de falha e limites de resistência observados.
- Comparação entre os equipamentos de soldagem para outros materiais, com diferentes revestimentos, inclusive com a soldagem de alumínio.

- Avaliação mais aprofundada do fenômeno do revenimento da zona afetada pelo calor para os aços Dual-Phase, com a realização de ensaios de microindentação mais criteriosos, visto que em alguns casos o maior nível de tempo de soldagem acarretou na redução do diâmetro do botão de solda, possivelmente devido a esse fenômeno.
- Estudo dos efeitos causados pela introdução de ciclos de tratamento térmico na soldagem sobre a resistência e diâmetro dos botões obtidos, realizando-se a ponderação entre os benefícios obtidos e o decorrente aumento do tempo de soldagem.
- Desenvolvimento da idéia do perfil de pressão aplicado pelos eletrodos sobre as chapas e estudo do seu efeito sobre o fenômeno de expulsão, para uma mesma densidade de corrente e diversas geometrias.

CAPÍTULO VIII

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Alenius et al. Exploring the Mechanical Properties of Spot Welded Dissimilar Joints for Stainless and Galvanized Steels. *Welding Journal*, USA, v.85, n.12, pp. 305s-313s Dec. 2006.

AWS/SAE D8.9M. Recommended Practices for Test Methods for Evaluating the Resistance Spot Welding Behavior of Automotive Sheet Steel Materials. International Standard Book Number: 0-87171-672-0. 2002. American Welding Society. 550 N. W. LeJeune Road, Miami, Florida 33126. Printed in the U.S.A. 2002.

Associação Brasileira de Construção Metálica: Comitê de Galvanização a Fogo, "O que é Galvanização a Fogo". Disponível em

<<http://www.abcem.org.br/galvanize/galvanizacao.php>> Acesso em: 03 mar. 2007.

AWS. *Welding Handbook*. Vol. 2: *Welding Process*, 8º ed. International Standard Book Number: 0-87171-354-3. American Welding Society. 1998. 550 N. W. LeJeune Rd., P.O. Box 351040, Miami, FL 33135. 1998.

ASTM A370. *Standard Test Methods and Definition for Mechanical Testing of Steel Products*. American Society for Testing and Materials, U.S.A, 1997, p.7-10.

Brown, B. M. A Comparison of AC and DC Resistance Welding of Automotive Steels. *Welding Journal*, USA, v. 66, n.1, pp. 18-23, Jan. 1987.

Brás, J. L., et al. Desenvolvimento e Aplicações dos Aços Dual-Phase. In: 61º Congresso Anual da ABM, 2006, Rio de Janeiro - RJ.

CenterLine (Windson) Limited. A Comparison of AC and Mid-Frequency DC Resistance Welding. Technical Brief, CL-TD-P-2-1102, 2002.

Carlsson, B.; Larsson, J.; Nilsson, T. Dual-Phase Steels for Auto Body: Design, Forming and Welding Aspects. SSAB Tunplåt AB, Borlänge, Sweden, 2005.

Chiaverini, V. Aços e Ferros Fundidos. 7^a ed. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, pp. 599, 2005.

Chao, Y. J.; Ward, J. D.; Sands, R. G. Charpy Impact Energy, Fracture Toughness and Ductile-Brittle Transition temperature of Dual-Phase 590 Steel. *Materials & Design*, v.28, pp. 551-557, Oct. 2005.

Davies, R. G. Influence of Martensite Composition and Content on the Properties of Dual-Phase Steels. *Metallurgical Transactions A.*, v. 9, pp. 671-679, May 1978.

Fernasse, S.; Vernier, P.; Meesemaeker, F. Resistance Spot Weldability of High Strength Steels for Use in Car Industry. *Welding in The World*, v. 41, pp. 177-195, 1998.

Federici, C.; Maggi, S.; Rigoni, S. The Use Of Advanced High Strength Steel Sheets in The Automotive Industry. In: *Fisita Congress*, 2004, Barcellona.

Ferreira, S. R.; Vieira, L. S. Avaliação da Soldabilidade a Pontos de Aços Dual Phase Revestidos. In: *XV Congresso e Exposição Internacionais da Tecnologia da Mobilidade*, 2006, São Paulo.

Green Car Congress: Energy, Technologies, Issues and Policies for Sustainable Mobility. "European Parliament Votes for 125g/km CO₂ Limits of New Vehicles by 2015". Disponível em: <<http://www.greencarcongress.com/2007/10/european-parlia.html>>. Acesso em: 20 fev. 2008.

Ghost et. al. Weldability of Intercritical Annealed Dual-Phase Steel With the Resistance Spot Welding Process. *Welding Journal*, v.69, n.1, pp. 7s-13s, Jan. 1991.

Gould, J. E.; Khurana, S. P.; Li, T. Prediction of Microstructures When Welding Automotive Advanced High Strength Steels. *Welding Journal*, v. 85, n.3, pp. 111s-116s, Mar. 2006.

Girvin, B.; Peterson, W.; Gould, J. Development of Appropriate Spot Welding Practice of Advanced High Strength Steels. OSTI ID: 840947. AISI/DOE – Technology Roadmap Program. Final Report, Set. 2004.

- GUEDES, J. B. P. Uma Contribuição ao Estudo da Soldabilidade de Aços Galvanizados pelo Processo Solda a Ponto por Resistência. 2004. 125f. Dissertação (Mestrado em Materiais e Processos de Fabricação). Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, 2004.
- Hirsch, R.B.; Leibovitz, R. The Effect of Tip Force on Weld Quality and Electrode Life. Society of Manufacturing Engineers. - Technical Report, pp. 1-8, Jan. 1997.
- Hehl, D. et al. Factors Affecting Temperature Distribution and its Calculation in the AC and DC Resistance Spot-Welding of Aluminum Sheet. *Welding and Cutting*, n.2, pp 25-27, 1984.
- Hofman et. al. AC or DC for Resistance Spot Welding Dual-Phase 600. *Welding Journal*, v.84, n.1, pp. 46-48, Jan. 2005.
- Internacional Iron And Steel Institute. Section 1: General Description of AHSS In: Advanced High Strength Steel Application Guidelines, Versão 3, Revisão em: 06 Abr. 2004.
- Internacional Iron And Steel Institute. Section 1: General Description of AHSS In: Advanced High Strength Steel Application Guidelines, Versão 3, Revisão em: 18 Jun. 2006.
- ISO/DIS 10447. Peel and Chisel Testing of Resistance Spot and Projection Welds, 2005.
- ISO/DIS 14323. Resistance Spot and Projection Welds – Debrute Testing for Welds – Specimen Dimensions and Procedure for Impact Shear and Cross Tension Testing, 2005.
- Joaquin, A.; Elliott, N. A.; Jiang, C. Reducing Shrinkage Voids in Resistance Spot Welds. *Welding Journal*, v.86, n.2, pp. 24-27, Feb. 2007.
- JIS - Z3136. Method of Tension Shear Test for Spot Welded Joint. Japanese Standards Association, 1999.
- Li, W.; Feng, E.; Cerjanec, D. Energy Consumption in AC and MFDC Resistance Spot Welding. In: XI Sheet Metal Welding Conference, Detroit, 2004, pp. 11-14.
- Llewellyn, D. T.; Hudd, R. C. *Steels: Metallurgy e Applications*. 3ª ed., 1998, pp. 400.
- Malberg, M.; Bay, N. Methods for Characterizing Electrical Systems of Resistance Welding Machines. *Welding Journal*, v.77, n.4, pp. 59-62, Apr. 1998.
- Marya, M.; Gayden, X.Q. Development of Requirements for Resistance Spot Welding Dual-Phase (DP-600) Steels Part 1 – The Causes of Interfacial Fracture. *Welding Journal*, v.84, n.11, pp. 172s-182s, Nov. 2005a.

Marya, M.; Gayden, X.Q. Development of Requirements for Resistance Spot Welding Dual-Phase (DP-600) Steels Part 2 – Statistical Analyses and Process Maps. *Welding Journal*, v.84, n.12, pp. 197s-204s, Dec. 2005b.

Matlock, D. K.; Zia-Ebrahimi, F.; Krauss, G. Structure, Properties, and Strain Hardening of Dual-Phase Steels. American Society of Metals, pp. 47-87, 1982.

NASCIMENTO, V. C. Instalação e Desenvolvimento de Software para Controle da Placa de Aquisição NI PCI6036E – Aplicação em Soldagem por Resistência. Relatório Interno LAPROSOLDA/UFU 2/2003. Uberlândia, MG: UFU, 2004.

Ohse, P.; Harms, A. Resistance Spot Welding and Projection Welding. Aachen University. Disponível em: <<http://www.isf-aachen.de/eng/arbeitsg/forschung/wider.html>>. Acesso em: 30 jul.2007.

Oikawa, H.; Murayama, G.; Hiwatashi, S. Resistance Spot Weldability of High Strength Steel Sheets for Automotive and Quality Assurance of Joints. In: IIW Commission III, Quebec, 2006, pp.1-11.

Poggio, S.; Ponte, M.; Gambaro, C. Resistance Spot Welding of Advanced High Strength Steel DP600. Università Degli Studi Di Genova, Facoltà de Ingegneria, 2005.

RWMA – Resistance Welding Manual, Resistance Welder Manufacturing Association. U.S.A., 4th Ed., Nov. 1989. 443 p.

Reichert, C.; Peterson, W. Inspecting RSW Electrodes and Welds With Laser-Based Images. *Welding Journal*, v.86, n.2, pp. 38-45, Feb. 2007.

Ruediger, G. Solda por Resistência com Média Frequencia: Benefícios e Campos de Aplicação. XXX Consolda, 2004, Rio de Janeiro.

Sabatini, J. Steel Never Sleeps. *Automotive Design & Production*. Disponível em: <<http://www.autofieldguide.com/articles/070007.html>>. Acesso em: 03 mar. 2007.

Silva, R. F. Araújo; C. S., Vieira, S. L. Avaliação da Soldabilidade a Pontos de Aços IF-GA e IF-GI com Diferentes Espessuras de Revestimentos. 60º Congresso Anual da ABM, 2005, Belo Horizonte - MG.

Scotchmer, N. Widening the Welding Lobe of Advanced High Strength Steels in the Resistance Spot Welding Process. Disponível em: <<http://www.huysindustries.com/articles/HuysArticle06.pdf>>. Acesso em: 03 mar. 2007.

Sun, X.; Stephens, E.V.; Khabel, M.A. Effects of Fusion Zone Size and Failure Mode on Peak Load and Energy Absorption of Advanced High Strength Steel Spot Welds. *Welding Journal*, v.86, n.1, pp. 18s-25s, Jan. 2007.

Shi, S. G.; Westgate, S. A. Resistance Spot Welding of High Strength Steel Sheet (600-1200 MPa). 767/2003. TWI – The Welding Institute, 2003.

Tumuluru, D. M. Resistance Spot Welding of Coated High-Strength Dual-Phase Steels. *Welding Journal, USA*, v.85, n.8, pp. 31-37, Aug. 2006.

Trwosdale, J. A.; Pritchard, S. B. Dual-Phase Steel - High Strength Fasteners Without Heat Treatment. Corus Construction & Industrial, Uk. Disponível em: <http://www.corusautomotive.com/file_source/StaticFiles/Microsites/Automotive/Technical/Final>. Acesso em: 24 Nov. 2007.

Tzormpatzidi, V.; Fourlaris, G. Microstructure-Mechanical Property Relationships During Processing of Experimental Dual-Phase (DP800) and TRIP 600 Strip Steels. In: *Microscopy and Microanalysis*, 2006, Chicago.

Telles, P. C. S. *Materiais para Equipamentos de Processo*. 5ª ed., Interciência, 1994, pp. 240.

ULSA-AVC Overview Rep., 2002. Disponível em: <<http://www.ulsab-avc.org/index.html>>. Acesso em: 03 mar. 2007.

VARGAS, J. E. Estudo da formação, geometria e Resistência do ponto na Soldagem por Resistência: Uma Abordagem Estatística. 2006. 164 f. Dissertação (Mestrado em Sistemas Mecatrônicos). Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília, 2006.

Weber, G.; Goklu, S. Resistance Spot Welding of Uncoated and Zinc Coated Advanced High-Strength Steels (AHSS). In: 58TH Annual Assembly of IIW, 2005, Prague, pp. 1-19.

WOLFF, M. A. Avaliação das Espessuras das Camadas de Zinco das Chapas Galvanizadas a Serem Soldadas por Resistência a Ponto. Relatório Interno LAPROSOLDA/UFU. Uberlândia, MG: UFU, 2006.

WOLFF, M. A.; VARGAS, J. E. ; ALFARO, S. C. A. ; VILARINHO, L. O. Comparação Entre os Processos RSW Corrente Alternada e Média Freqüência Contínua via Filmagem em Alta Velocidade. In: 4º Cobef - Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2007, Águas de São Pedro. CD-Rom do 4º Cobef - Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2007. p. 1-9.

ANEXO I

Tabela A1 - Composição Química dos Materiais Utilizados no Estudo.

Material	Análise Química (%)											
	C	S	N	Mn	P	Si	Cu	Ni	Cr	Mo	Nb	Al
DP 600 Ñ Revest.	0,088	0,005	0,0047	2,12	0,019	0,015	0,01	0,015	0,013	< 0,05	< 0,005	0,044
DP 600 Revest.	0,072	0,0058	0,0051	1,72	0,011	0,014	0,007	0,013	0,014	0,17	0,013	0,056
DP 800 Ñ Reves.	0,16	0,0015	0,0066	2,25	0,017	0,41	0,009	0,013	0,021	< 0,05	< 0,005	0,042
DP 800 Revest.	0,13	0,0039	0,0055	1,81	0,017	0,025	0,007	0,015	0,015	0,031	0,031	0,045

Tabela A2 – Espessura e Resultados os Ensaio de Tração dos Materiais Utilizados no Estudo.

Material	Ensaio de Tração				
	Ensaio	Espessura (mm)	Limite escoamento (MPa)	Limite Ruptura (Mpa)	Alongamento Máximo (%)
DP 600 Ñ Revest.	1	1,21	372	606	30,7
DP 600 Ñ Revest.	2	1,21	372	607	30,9
DP 600 Ñ Revest.	3	1,21	374	604	30,6
DP 600 Revest.	1	1,19	411	648	31,7
DP 600 Revest.	2	1,19	422	648	30,7
DP 600 Revest.	3	1,19	414	650	30,8
DP 800 Ñ Reves.	1	1,83	725	863	20,4
DP 800 Ñ Reves.	2	1,83	733	863	19,8
DP 800 Ñ Reves.	3	1,83	742	866	20,2
DP 800 Revest.	1	1,5	500	801	23,2
DP 800 Revest.	2	1,5	502	802	21,9
DP 800 Revest.	3	1,5	499	806	21,4

ANEXO II

Tabela A3 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado pelo Processo AC com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP600 Não Revestidos AC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	3,8	2,0	15	9,81	(+3,85)	Interfacial
2	4,3	2,0	15	20,87	6,18	Total
3	4,8	2,0	15	23,24	6,50	Total
4	5,3	2,0	15	27,17	6,28	Total
5	5,8	2,0	15	29,55	6,65	Total
6	3,8	1,8	15	9,19	3,23	Total
7	4,3	1,8	15	20,14	6,28	Total
8	4,8	1,8	15	26,24	6,30	Total
9	5,3	1,8	15	22,00	6,85	Total
10	5,8	1,8	15	26,14	6,55	Total
11	3,8	1,6	15	10,54	3,43	Total
12	4,3	1,6	15	18,08	4,88	Total
13	4,8	1,6	15	23,55	6,63	Total
14	5,3	1,6	15	24,07	4,75	Total
15	5,8	1,6	15	29,44	4,68	Total

Tabela A4 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado pelo Processo AC com Eletrodos Esféricos. (Continuação)

Experimentos DP600 Não Revestidos AC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	3,8	2,0	20	11,26	3,40	Total
2	4,3	2,0	20	23,76	6,13	Total
3	4,8	2,0	20	29,86	6,10	Total
4	5,3	2,0	20	31,92	6,58	Total
5	5,8	2,0	20	33,68	5,95	Total
6	3,8	1,8	20	10,12	3,68	Total
7	4,3	1,8	20	18,18	6,03	Total
8	4,8	1,8	20	23,55	6,30	Total
9	5,3	1,8	20	27,58	4,15	Total
10	5,8	1,8	20	28,82	7,08	Total
11	3,8	1,6	20	11,16	4,28	Total
12	4,3	1,6	20	19,01	3,73	Total
13	4,8	1,6	20	22,83	4,45	Total
14	5,3	1,6	20	26,03	6,95	Total
15	5,8	1,6	20	28,31	6,65	Total

Tabela A5 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado pelo Processo AC com Eletrodos Esféricos. (Continuação)

Experimentos DP600 Não Revestidos AC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	3,8	2,0	25	12,81	2,88 (3,7)	Parcial
2	4,3	2,0	25	23,14	5,38	Total
3	4,8	2,0	25	26,96	6,53	Total
4	5,3	2,0	25	31,30	7,45	Total
5	5,8	2,0	25	27,48	4,25	Total
6	3,8	1,8	25	13,02	3,48	Total
7	4,3	1,8	25	24,17	5,80	Total
8	4,8	1,8	25	27,07	6,73	Total
9	5,3	1,8	25	27,79	7,50	Total
10	5,8	1,8	25	30,89	6,78	Total
11	3,8	1,6	25	12,81	3,3 (3,95)	Parcial
12	4,3	1,6	25	20,87	4,00	Total
13	4,8	1,6	25	22,73	3,90	Total
14	5,3	1,6	25	29,44	7,63	Total
15	5,8	1,6	25	27,17	4,45	Total

Tabela A6 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado pelo Processo MFDC com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP600 Não Revestidos MFDC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	3,8	2,0	15	20,76	3,50	Total
2	4,3	2,0	15	21,28	6,00	Total
3	4,8	2,0	15	25,83	6,53	Total
4	5,3	2,0	15	25,00	5,63	Total
5	5,8	2,0	15	28,93	5,90	Total
6	3,8	1,8	15	19,94	3,98	Total
7	4,3	1,8	15	20,66	5,83	Total
8	4,8	1,8	15	23,97	6,43	Total
9	5,3	1,8	15	27,69	6,58	Total
10	5,8	1,8	15	26,76	5,70	Total
11	3,8	1,6	15	16,74	5,25	Total
12	4,3	1,6	15	21,69	5,95	Total
13	4,8	1,6	15	24,59	6,60	Total
14	5,3	1,6	15	27,17	6,65	Total
15	5,8	1,6	15	29,24	6,43	Total

Tabela A7 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado pelo Processo MFDC com Eletrodos Esféricos. (Continuação)

Experimentos DP600 Não Revestidos MFDC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	3,8	2,0	20	24,17	3,83	Total
2	4,3	2,0	20	25,52	6,58	Total
3	4,8	2,0	20	26,86	5,35	Total
4	5,3	2,0	20	29,75	5,73	Total
5	5,8	2,0	20	30,37	6,20	Total
6	3,8	1,8	20	21,28	3,90	Total
7	4,3	1,8	20	24,07	5,43	Total
8	4,8	1,8	20	27,89	6,85	Total
9	5,3	1,8	20	28,00	6,25	Total
10	5,8	1,8	20	31,71	6,68	Total
11	3,8	1,6	20	20,76	4,05	Total
12	4,3	1,6	20	23,24	6,53	Total
13	4,8	1,6	20	24,90	5,95	Total
14	5,3	1,6	20	30,06	7,28	Total
15	5,8	1,6	20	32,02	6,05	Total

Tabela A8 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado pelo Processo MFDC com Eletrodos Esféricos. (Continuação)

Experimentos DP600 Não Revestidos MFDC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	3,8	2,0	25	22,73	3,95	Total
2	4,3	2,0	25	29,03	6,08	Total
3	4,8	2,0	25	32,54	6,05	Total
4	5,3	2,0	25	35,95	6,00	Total
5	5,8	2,0	25	38,02	7,45	Total
6	3,8	1,8	25	23,24	4,55	Total
7	4,3	1,8	25	30,48	5,00	Total
8	4,8	1,8	25	30,68	5,60	Total
9	5,3	1,8	25	33,26	7,00	Total
10	5,8	1,8	25	37,40	7,00	Total
11	3,8	1,6	25	22,93	5,20	Total
12	4,3	1,6	25	26,45	6,43	Total
13	4,8	1,6	25	33,06	6,40	Total
14	5,3	1,6	25	35,33	6,03	Total
15	5,8	1,6	25	38,43	6,33	Total

Tabela A9 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado pelo Processo AC com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP600 Revestidos AC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	4,3	2,0	15	12,18	1,25	Total
2	4,8	2,0	15	15,13	4,68	Total
3	5,3	2,0	15	18,59	6,53	Total
4	5,8	2,0	15	24,47	5,13	Total
5	4,3	1,8	15	10,29	2,73	Total
6	4,8	1,8	15	11,45	5,25	Total
7	5,3	1,8	15	15,13	4,15	Total
8	5,8	1,8	15	23,11	5,35	Total
9	4,3	1,6	15	6,93	2,85	Total
10	4,8	1,6	15	10,08	4,53	Total
11	5,3	1,6	15	18,80	4,13	Total
12	5,8	1,6	15	20,80	4,73	Total

Tabela A10 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado pelo Processo AC com Eletrodos Esféricos. (Continuação)

Experimentos DP600 Revestidos AC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	4,3	2,0	20	13,24	3,25	Total
2	4,8	2,0	20	15,02	5,30	Total
3	5,3	2,0	20	20,48	5,65	Total
4	5,8	2,0	20	26,47	4,60	Total
5	4,3	1,8	20	12,08	2,43	Total
6	4,8	1,8	20	14,92	4,43	Total
7	5,3	1,8	20	19,01	5,35	Total
8	5,8	1,8	20	25,11	5,05	Total
9	4,3	1,6	20	11,34	2,68	Total
10	4,8	1,6	20	11,66	4,38	Total
11	5,3	1,6	20	18,28	6,15	Total
12	5,8	1,6	20	24,58	5,28	Total

Tabela A11 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado pelo Processo AC com Eletrodos Esféricos. (Continuação)

Experimentos DP600 Revestidos AC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	4,3	2,0	25	14,08	4,35	Total
2	4,8	2,0	25	15,86	5,60	Total
3	5,3	2,0	25	23,21	6,20	Total
4	5,8	2,0	25	28,68	6,78	Total
5	4,3	1,8	25	12,82	4,25	Total
6	4,8	1,8	25	13,45	5,78	Total
7	5,3	1,8	25	21,64	4,38	Total
8	5,8	1,8	25	26,68	5,83	Total
9	4,3	1,6	25	13,03	4,95	Total
10	4,8	1,6	25	19,01	5,60	Total
11	5,3	1,6	25	19,64	4,65	Total
12	5,8	1,6	25	19,75	5,03	Total

Tabela A12 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado pelo Processo MFDC com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP600 Revestidos AC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	3,8	2,0	15	10,19	3,60	Total
2	4,3	2,0	15	17,65	4,75	Total
3	4,8	2,0	15	21,53	6,20	Total
4	5,3	2,0	15	27,63	6,55	Total
5	5,8	2,0	15	27,73	4,20	Total
6	3,8	1,8	15	8,82	2,85	Total
7	4,3	1,8	15	20,69	5,35	Total
8	4,8	1,8	15	23,95	6,20	Total
9	5,3	1,8	15	23,00	4,15	Total
10	5,8	1,8	15	26,68	4,35	Total
11	3,8	1,6	15	11,13	4,28	Total
12	4,3	1,6	15	19,64	5,20	Total
13	4,8	1,6	15	22,69	6,20	Total
14	5,3	1,6	15	23,63	4,10	Total
15	5,8	1,6	15	23,42	4,58	Total

Tabela A13 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado pelo Processo MFDC com Eletrodos Esféricos. (Continuação)

Experimentos DP600 Revestidos AC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	3,8	2,0	20	14,71	3,80	Total
2	4,3	2,0	20	24,58	5,00	Total
3	4,8	2,0	20	31,09	5,83	Total
4	5,3	2,0	20	32,98	5,85	Total
5	5,8	2,0	20	31,30	4,65	Total
6	3,8	1,8	20	16,70	4,43	Total
7	4,3	1,8	20	23,63	5,08	Total
8	4,8	1,8	20	26,89	6,23	Total
9	5,3	1,8	20	32,46	6,38	Total
10	5,8	1,8	20	37,39	6,13	Total
11	3,8	1,6	20	18,80	4,53	Total
12	4,3	1,6	20	25,11	4,85	Total
13	4,8	1,6	20	27,94	5,40	Total
14	5,3	1,6	20	30,04	6,00	Total
15	5,8	1,6	20	31,20	4,90	Total

Tabela A14 – Planilha de Experimentos dos Testes Preliminares para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado pelo Processo MFDC com Eletrodos Esféricos. (Continuação)

Experimentos DP600 Revestidos AC						
Exp	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (Ciclos)	Média Identação (% esp. Chapa)	Média ϕ Botão (norma 4,4 mm)	Falha
1	3,8	2,0	25	21,43	4,00	Total
2	4,3	2,0	25	28,57	5,55	Total
3	4,8	2,0	25	32,25	6,00	Total
4	5,3	2,0	25	36,87	5,88	Total
5	5,8	2,0	25	39,71	6,38	Total
6	3,8	1,8	25	20,69	4,70	Total
7	4,3	1,8	25	26,37	5,50	Total
8	4,8	1,8	25	31,51	6,03	Total
9	5,3	1,8	25	36,66	5,98	Total
10	5,8	1,8	25	33,51	5,25	Total
11	3,8	1,6	25	23,11	4,25	Total
12	4,3	1,6	25	26,37	5,85	Total
13	4,8	1,6	25	33,61	5,38	Total
14	5,3	1,6	25	31,72	5,13	Total
15	5,8	1,6	25	35,40	6,18	Total

ANEXO III

Tabela A15 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP600 Revestidos Eletrodos Esféricos					
Exp	Formato Onda	Equipamento	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (ciclos)
1	1	AC	4,5	2,0	20
2	4	MF	4,5	2,0	20
3	3	AC	5,3	2,0	20
4	2	MF	5,3	2,0	20
5	2	AC	4,5	2,3	20
6	3	MF	4,5	2,3	20
7	4	AC	5,3	2,3	20
8	1	MF	5,3	2,3	20
9	4	AC	4,5	2,0	24
10	1	MF	4,5	2,0	24
11	2	AC	5,3	2,0	24
12	3	MF	5,3	2,0	24
13	3	AC	4,5	2,3	24
14	2	MF	4,5	2,3	24
15	1	AC	5,3	2,3	24
16	4	MF	5,3	2,3	24

Tabela A16 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP600 Não Revestidos Eletrodos Esféricos					
Exp	Formato Onda	Equipamento	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (ciclos)
1	1	AC	4,5	2,0	20
2	4	MF	4,5	2,0	20
3	3	AC	5,3	2,0	20
4	2	MF	5,3	2,0	20
5	2	AC	4,5	2,3	20
6	3	MF	4,5	2,3	20
7	4	AC	5,3	2,3	20
8	1	MF	5,3	2,3	20
9	4	AC	4,5	2,0	24
10	1	MF	4,5	2,0	24
11	2	AC	5,3	2,0	24
12	3	MF	5,3	2,0	24
13	3	AC	4,5	2,3	24
14	2	MF	4,5	2,3	24
15	1	AC	5,3	2,3	24
16	4	MF	5,3	2,3	24

Tabela A17 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados.

Experimentos DP600 Revestidos eletrodos Truncados					
Exp	Formato Onda	Equipamento	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (ciclos)
1	1	AC	6	2,3	20
2	4	MF	6	2,3	20
3	3	AC	6,8	2,3	20
4	2	MF	6,8	2,3	20
5	2	AC	6	2,6	20
6	3	MF	6	2,6	20
7	4	AC	6,8	2,6	20
8	1	MF	6,8	2,6	20
9	4	AC	6	2,3	24
10	1	MF	6	2,3	24
11	2	AC	6,8	2,3	24
12	3	MF	6,8	2,3	24
13	3	AC	6	2,6	24
14	2	MF	6	2,6	24
15	1	AC	6,8	2,6	24
16	4	MF	6,8	2,6	24

Tabela A18 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados.

Experimentos DP600 Não Revestidos Eletrodos Truncados					
Exp	Formato Onda	Equipamento	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (ciclos)
1	1	AC	5.7	2,4	20
2	4	MF	5.7	2,4	20
3	3	AC	6.5	2,4	20
4	2	MF	6.5	2,4	20
5	2	AC	5.7	2,7	20
6	3	MF	5.7	2,7	20
7	4	AC	6.5	2,7	20
8	1	MF	6.5	2,7	20
9	4	AC	5.7	2,4	24
10	1	MF	5.7	2,4	24
11	2	AC	6.5	2,4	24
12	3	MF	6.5	2,4	24
13	3	AC	5.7	2,7	24
14	2	MF	5.7	2,7	24
15	1	AC	6.5	2,7	24
16	4	MF	6.5	2,7	24

Tabela A19 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 800 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP800 Revestidos Eletrodos Esféricos					
Exp	Formato Onda	Equipamento	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (ciclos)
1	1	AC	5,8	2,4	20
2	4	MF	5,8	2,4	20
3	3	AC	6,6	2,4	20
4	2	MF	6,6	2,4	20
5	2	AC	5,8	2,7	20
6	3	MF	5,8	2,7	20
7	4	AC	6,6	2,7	20
8	1	MF	6,6	2,7	20
9	4	AC	5,8	2,4	24
10	1	MF	5,8	2,4	24
11	2	AC	6,6	2,4	24
12	3	MF	6,6	2,4	24
13	3	AC	5,8	2,7	24
14	2	MF	5,8	2,7	24
15	1	AC	6,6	2,7	24
16	4	MF	6,6	2,7	24

Tabela A20 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 800 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP800 Não Revestidos Eletrodos Esféricos					
Exp	Formato Onda	Equipamento	Corrente (I)	Força (kN)	Tempo (ciclos)
1	1	AC	5,1	2,4	20
2	4	MF	5,1	2,4	20
3	3	AC	5,9	2,4	20
4	2	MF	5,9	2,4	20
5	2	AC	5,1	2,7	20
6	3	MF	5,1	2,7	20
7	4	AC	5,9	2,7	20
8	1	MF	5,9	2,7	20
9	4	AC	5,1	2,4	24
10	1	MF	5,1	2,4	24
11	2	AC	5,9	2,4	24
12	3	MF	5,9	2,4	24
13	3	AC	5,1	2,7	24
14	2	MF	5,1	2,7	24
15	1	AC	5,9	2,7	24
16	4	MF	5,9	2,7	24

ANEXO IV

Tabela A21 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP600 Revestidos Eletrodos Esféricos						
Exp	Indentação	Diâmetro do botão		Cisalhamento	Falha Cisalhamento	
	% esp. Chapa	(norma 4,36)	Modo Falha	(N)	Falha 1	Falha 2
1	19,70	4,55	Total	8252	Interfacial	Interfacial
2	18,43	4,58	Total	8569,5	Interfacial	Interfacial
3	23,74	5,60	Total	9409	Interfacial	Interfacial
4	25,42	5,84	Total	12165,5	Interfacial	Total
5	18,43	4,38	Total	7258	Interfacial	Interfacial
6	15,97	4,28	Total	7320,5	Interfacial	Interfacial
7	24,68	5,53	Total	10776	Interfacial	Interfacial
8	29,57	5,66	Total	11553	Interfacial	Interfacial
9	16,91	4,48	Total	5811	Interfacial	Interfacial
10	20,64	5,79	Total	10052	Interfacial	Interfacial
11	27,52	6,25	Total	10769,5	Interfacial	Interfacial
12	24,21	6,10	Total	12005	Interfacial	Interfacial
13	18,22	4,04	Total	6632,5	Interfacial	Interfacial
14	22,01	4,31	Total	8997,5	Interfacial	Interfacial
15	29,83	5,80	Total	10753,5	Interfacial	Interfacial
16	30,46	4,80	Total	11974,5	Total	Interfacial

Tabela A22 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP600 Não Revestidos Eletrodos Esféricos						
Exp	Indentação	Tamanho do Botão		Cisalhamento	Falha Cisalhamento	
	% esp. Chapa	(norma 4,4)	Modo Falha	(N)	Falha 1	Falha 2
1	23,35	5,99	Total	11131	Interfacial	Interfacial
2	20,61	6,09	Total	12214	Total	Interfacial
3	26,29	6,49	Total	12079,5	Total	Total
4	34,19	6,49	Total	12948,5	Total	Total
5	24,12	4,04	Total	10296,5	Interfacial	Interfacial
6	21,13	4,51	Total	9779	Interfacial	Interfacial
7	29,75	6,76	Total	12767,5	Total	Total
8	29,08	6,83	Total	13165	Total	Total
9	22,99	5,43	Total	11058,5	Interfacial	Interfacial
10	23,81	4,90	Total	12302,5	Total	Interfacial
11	29,96	5,94	Total	13163,5	Total	Total
12	28,77	6,14	Total	12947	Total	Total
13	23,61	4,45	Total	10433,5	Interfacial	Interfacial
14	25,52	4,24	Total	12375	Interfacial	Total
15	31,35	6,81	Total	12575,5	Total	Total
16	32,28	6,78	Total	12483	Total	Total

Tabela A23 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados.

Experimentos DP600 Revestidos Eletrodos Truncados						
Exp	Indentação	Diâmetro do botão		Cisalhamento	Falha Cisalhamento	
	% esp. Chapa	(norma 4,36)	Modo Falha	(N)	Falha 1	Falha 2
1	11,82	6,23	Total	11981	Interfacial	Interfacial
2	9,61	5,74	Total	11387,5	Interfacial	Interfacial
3	12,92	6,44	Total	13316	Total	Total
4	12,76	6,21	Total	13070	Total	Total
5	11,92	4,94	Total	10820,5	Interfacial	Interfacial
6	7,09	5,23	Total	10106	Interfacial	Interfacial
7	11,34	5,94	Total	12594,5	Total	Interfacial
8	13,45	6,19	Total	13609	Total	Total
9	11,61	5,33	Total	11331	Interfacial	Interfacial
10	11,76	5,88	Total	13039	Total	Interfacial
11	15,23	6,43	Total	13592	Total	Total
12	12,08	6,15	Total	13876	Total	Total
13	11,19	5,09	Total	12882	Interfacial	Interfacial
14	10,98	5,90	Total	10994,5	Interfacial	Interfacial
15	16,81	6,61	Total	13276	Total	Total
16	15,18	6,10	Total	13519,5	Total	Total

Tabela A24 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados.

Experimentos DP600 Não Revestidos Eletrodos Truncados						
Exp	Indentação	Diâmetro do Botão		Cisalhamento	Falha Cisalhamento	
	% esp. Chapa	(norma 4,4)	Modo Falha	(N)	Falha 1	Falha 2
1	10,54	5,99	Total	13555,5	Interfacial	Total
2	12,09	6,38	Total	13020	Total	Total
3	12,40	5,48	Total	14166	Total	Total
4	15,86	6,48	Total	14870,5	Total	Total
5	11,78	4,08	Total	13495,5	Interfacial	Interfacial
6	10,43	5,93	Total	13116,5	Interfacial	Interfacial
7	14,00	6,66	Total	14077,5	Total	Total
8	16,37	6,43	Total	14718	Total	Total
9	11,88	4,90	Total	13777	Total	Total
10	11,62	5,43	Total	13742,5	Total	Total
11	15,81	6,46	Total	14294	Total	Total
12	14,98	6,16	Total	14717,5	Total	Total
13	10,18	4,49	Total	12712,5	Interfacial	Interfacial
14	12,86	5,68	Total	14043	Interfacial	Total
15	14,57	5,84	Total	15008	Total	Total
16	17,72	6,01	Total	14597,5	Total	Total

Tabela A25 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 800 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP800 Revestidos Eletrodos Esféricos						
Exp	Indentação	Diâmetro do botão		Cisalhamento	Falha Cisalhamento	
	% esp. Chapa	norma 4,9	Modo Falha	(N)	Falha 1	Falha 2
1	8,58	5,61	Total	12864,5	Interfacial	Interfacial
2	11,83	5,49	Total	14651	Interfacial	Interfacial
3	8,54	5,71	Total	15445,5	Interfacial	Interfacial
4	18,00	7,20	Total	19716	Interfacial	Interfacial
5	10,75	5,40	Total	14043	Interfacial	Interfacial
6	9,83	6,33	Total	13934	Interfacial	Interfacial
7	11,13	6,48	Total	13605,5	Interfacial	Interfacial
8	15,83	6,44	Total	16042,5	Interfacial	Total
9	8,71	4,86	Total	11820	Interfacial	Interfacial
10	14,13	5,33	Total	17182,5	Interfacial	Interfacial
11	13,13	6,59	Total	17728,5	Interfacial	Interfacial
12	14,54	7,66	Total	19180,5	Interfacial	Interfacial
13	7,75	5,25	Total	12669	Interfacial	Interfacial
14	16,50	6,35	Total	17136,5	Interfacial	Interfacial
15	18,25	6,93	Total	19490	Interfacial	Interfacial
16	17,46	6,45	Total	18418,5	Interfacial	Interfacial

Tabela A26 – Planejamento Final de Experimentos para o Aço Dual-Phase 800 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Experimentos DP800 Não Revestidos Eletrodos Esféricos								
Exp	Indentação	Diâmetro do botão		Diâmetro do botão		Cisalhamento	Falha Cisalhamento	
	% esp. Chapa	Medida 1	Falha 1	Medida 2	Falha 2	(N)	Falha 1	Falha 2
1	13,32	6,87	Total	6,92	Total	20560	Interfacial	Interfacial
2	16,29	(5,25)	Interfacial	(5,92)	Interfacial	21508	Interfacial	Interfacial
3	19,77	6,6	Total	6,52	Total	25839	Total	Interfacial
4	26,54	(5,17)	Interfacial	(5,57)	Interfacial	20001,5	Interfacial	Interfacial
5	15,06	(5,75)	Interfacial	(6,02)	Interfacial	19685	Interfacial	Interfacial
6	15,98	(6,2)	Interfacial	(6,2)	Interfacial	22169,5	Interfacial	Interfacial
7	18,20	(6,4)	Interfacial	(6,37)	Interfacial	24820,5	Interfacial	Interfacial
8	20,97	(6,95)	Interfacial	4,1 (6,85)	Parcial	24114	Interfacial	Interfacial
9	14,62	7,22	Total	(6,05)	Interfacial	23730,5	Interfacial	Interfacial
10	19,40	3,9 (6,55)	Parcial	(6,4)	Interfacial	23142	Interfacial	Interfacial
11	25,14	5,57	Total	4,75 (6,37)	Parcial	24811,5	Interfacial	Interfacial
12	23,53	(6,45)	Interfacial	(5,67)	Interfacial	22972	Interfacial	Interfacial
13	15,95	(5,82)	Interfacial	7,05	Total	21277	Interfacial	Interfacial
14	19,91	(6,3)	Interfacial	(6,9)	Interfacial	22762	Interfacial	Interfacial
15	22,71	7,77	Total	7,22	Total	26729	Total	Total
16	19,60	6,2 (6,75)	Parcial	3,95 (6,75)	Parcial	26141	Interfacial	Interfacial

ANEXO V

Tabela A27 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos. Resultado dos Testes de Indentação.

Experimentos Dual-Phase 600 Não Revestido Eletrodos Esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	26,67563	0,471764	56,54449	0,000012	25,17426	28,17699
Onda 1	3,54375	1,634237	2,16844	0,118630	-1,65712	8,74462
Onda 2	-3,45125	1,634237	-2,11184	0,125148	-8,65212	1,74962
Onda 3	-0,53625	1,634237	-0,32813	0,764378	-5,73712	4,66462
Equip.	0,49625	0,943527	0,52595	0,635324	-2,50647	3,49897
Corrente	7,06625	0,943527	7,48919	0,004931	4,06353	10,06897
Força	0,85875	0,943527	0,91015	0,429848	-2,14397	3,86147
Tempo	1,22125	0,943527	1,29435	0,286174	-1,78147	4,22397
Corr 1x2	1,24625	0,943527	1,32084	0,278271	-1,75647	4,24897
Corr 1x3	-0,70125	0,943527	-0,74322	0,511258	-3,70397	2,30147
Corr 1x4	0,12125	0,943527	0,12851	0,905879	-2,88147	3,12397
Corr 2x4	-0,45875	0,943527	-0,48621	0,660123	-3,46147	2,54397
Corr 3x4	0,94875	0,943527	1,00554	0,388720	-2,05397	3,95147

Tabela A28 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados. Resultado dos Testes de Indentação.

Experimentos Dual-Phase 600 Não Revestido Eletrodos Truncados						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	13,31813	0,108495	122,7530	0,000001	12,97284	13,66341
Onda 1	1,51875	0,375839	4,0410	0,027271	0,32266	2,71484
Onda 2	-2,64125	0,375839	-7,0276	0,005919	-3,83734	-1,44516
Onda 3	1,20875	0,375839	3,2161	0,048727	0,01266	2,40484
Equip.	1,34625	0,216991	6,2042	0,008438	0,65569	2,03681
Corrente	3,79125	0,216991	17,4720	0,000409	3,10069	4,48181
Força	0,34125	0,216991	1,5726	0,213851	-0,34931	1,03181
Tempo	0,76875	0,216991	3,5428	0,038288	0,07819	1,45931
Corr 1x2	0,69125	0,216991	3,1856	0,049878	0,00069	1,38181
Corr 1x3	0,36625	0,216991	1,6879	0,190022	-0,32431	1,05681
Corr 1x4	-0,16125	0,216991	-0,7431	0,511312	-0,85181	0,52931
Corr 2x4	0,34375	0,216991	1,5842	0,211324	-0,34681	1,03431
Corr 3x4	-0,08125	0,216991	-0,3744	0,732978	-0,77181	0,60931

Tabela A28 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos. Resultado dos Testes de Indentação.

Experimentos Dual-Phase 600 Revestido Eletrodos Esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	22,85875	0,317609	71,97134	0,000006	21,84798	23,86952
Onda 1	0,97250	1,100230	0,88391	0,441842	-2,52892	4,47392
Onda 2	-4,64750	1,100230	-4,22412	0,024261	-8,14892	-1,14608
Onda 3	-0,47750	1,100230	-0,43400	0,693606	-3,97892	3,02392
Equip.	0,96000	0,635218	1,51129	0,227891	-1,06155	2,98155
Corrente	8,14000	0,635218	12,81450	0,001025	6,11845	10,16155
Força	1,57500	0,635218	2,47946	0,089312	-0,44655	3,59655
Tempo	1,73250	0,635218	2,72741	0,072098	-0,28905	3,75405
Corr 1x2	0,01250	0,635218	0,01968	0,985536	-2,00905	2,03405
Corr 1x3	0,75250	0,635218	1,18463	0,321463	-1,26905	2,77405
Corr 1x4	0,25000	0,635218	0,39357	0,720205	-1,77155	2,27155
Corr 2x4	0,42000	0,635218	0,66119	0,555735	-1,60155	2,44155
Corr 3x4	1,23500	0,635218	1,94421	0,147104	-0,78655	3,25655

Tabela A29 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados. Resultado dos Testes de Indentação.

Experimentos Dual-Phase 600 Revestido Eletrodos Truncados						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	12,23438	0,310022	39,46287	0,000036	11,24775	13,22100
Onda 1	0,97625	1,073949	0,90903	0,430354	-2,44154	4,39404
Onda 2	-2,82875	1,073949	-2,63397	0,078059	-6,24654	0,58904
Onda 3	-0,59875	1,073949	-0,55752	0,616069	-4,01654	2,81904
Equip.	-1,24125	0,620045	-2,00187	0,139074	-3,21451	0,73201
Corrente	2,97375	0,620045	4,79602	0,017247	1,00049	4,94701
Força	0,02125	0,620045	0,03427	0,974813	-1,95201	1,99451
Tempo	1,74125	0,620045	2,80826	0,067390	-0,23201	3,71451
Corr 1x2	0,53375	0,620045	0,86082	0,452637	-1,43951	2,50701
Corr 1x3	0,10125	0,620045	0,16329	0,880667	-1,87201	2,07451
Corr 1x4	0,03125	0,620045	0,05040	0,962972	-1,94201	2,00451
Corr 2x4	0,46625	0,620045	0,75196	0,506693	-1,50701	2,43951
Corr 3x4	0,84875	0,620045	1,36885	0,264532	-1,12451	2,82201

Tabela A29 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 800 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos. Resultado dos Testes de Indentação.

Experimentos Dual-Phase 800 Não Revestido Eletrodos esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	19,18688	0,106230	180,6167	0,000000	18,84880	19,52495
Onda 1	4,95125	0,367991	13,4548	0,000888	3,78014	6,12236
Onda 2	-0,75875	0,367991	-2,0619	0,131260	-1,92986	0,41236
Onda 3	-4,01875	0,367991	-10,9208	0,001643	-5,18986	-2,84764
Equip.	2,18125	0,212460	10,2667	0,001970	1,50511	2,85739
Corrente	5,74125	0,212460	27,0228	0,000111	5,06511	6,41739
Força	-1,27875	0,212460	-6,0188	0,009191	-1,95489	-0,60261
Tempo	1,84125	0,212460	8,6664	0,003232	1,16511	2,51739
Corr 1x2	-0,97625	0,212460	-4,5950	0,019369	-1,65239	-0,30011
Corr 1x3	-1,04625	0,212460	-4,9245	0,016047	-1,72239	-0,37011
Corr 1x4	-1,17625	0,212460	-5,5363	0,011615	-1,85239	-0,50011
Corr 2x4	-0,46625	0,212460	-2,1945	0,115762	-1,14239	0,20989
Corr 3x4	0,14875	0,212460	0,7001	0,534255	-0,52739	0,82489

Tabela A30 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 800 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos. Resultado dos Testes de Indentação.

Experimentos Dual-Phase 800 Revestido Eletrodos Esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	12,81000	0,365438	35,05384	0,000051	11,64701	13,97299
Onda 1	3,57000	1,265914	2,82010	0,066733	-0,45870	7,59870
Onda 2	-5,29000	1,265914	-4,17880	0,024964	-9,31870	-1,26130
Onda 3	-1,05500	1,265914	-0,83339	0,465771	-5,08370	2,97370
Equip.	3,91000	0,730876	5,34975	0,012775	1,58403	6,23597
Corrente	3,60000	0,730876	4,92560	0,016037	1,27403	5,92597
Força	1,25500	0,730876	1,71712	0,184458	-1,07097	3,58097
Tempo	1,99750	0,730876	2,73302	0,071758	-0,32847	4,32347
Corr 1x2	-0,21500	0,730876	-0,29417	0,787809	-2,54097	2,11097
Corr 1x3	-0,97500	0,730876	-1,33402	0,274427	-3,30097	1,35097
Corr 1x4	-0,21250	0,730876	-0,29075	0,790186	-2,53847	2,11347
Corr 2x4	0,47250	0,730876	0,64648	0,564016	-1,85347	2,79847
Corr 3x4	1,10750	0,730876	1,51531	0,226942	-1,21847	3,43347

Tabela A31 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 600 Não Revestido Eletrodos Esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	5,74313	0,047941	119,7965	0,000001	5,59056	5,895694
Onda 1	-1,13125	0,166071	-6,8118	0,006471	-1,65976	-0,602737
Onda 2	-0,69125	0,166071	-4,1624	0,025226	-1,21976	-0,162737
Onda 3	1,04375	0,166071	6,2849	0,008135	0,51524	1,572263
Equip.	0,00875	0,095881	0,0913	0,933039	-0,29639	0,313887
Corrente	1,57375	0,095881	16,4135	0,000492	1,26861	1,878887
Força	-0,38125	0,095881	-3,9763	0,028448	-0,68639	-0,076113
Tempo	-0,31375	0,095881	-3,2723	0,046697	-0,61889	-0,008613
Corr 1x2	0,05125	0,095881	0,5345	0,630061	-0,25389	0,356387
Corr 1x3	0,06625	0,095881	0,6910	0,539256	-0,23889	0,371387
Corr 1x4	-0,15125	0,095881	-1,5775	0,212789	-0,45639	0,153887
Corr 2x4	0,08875	0,095881	0,9256	0,422914	-0,21639	0,393887
Corr 3x4	0,34875	0,095881	3,6373	0,035809	0,04361	0,653887

Tabela A32 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 600 Não Revestido Eletrodos Truncados						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	5,775000	0,202055	28,58139	0,000094	5,13197	6,418028
Onda 1	-0,200000	0,699937	-0,28574	0,793671	-2,42751	2,027514
Onda 2	-0,520000	0,699937	-0,74292	0,511415	-2,74751	1,707514
Onda 3	0,425000	0,699937	0,60720	0,586594	-1,80251	2,652514
Equip.	0,575000	0,404109	1,42288	0,249932	-0,71106	1,861056
Corrente	0,830000	0,404109	2,05390	0,132268	-0,45606	2,116056
Força	-0,270000	0,404109	-0,66814	0,551855	-1,55606	1,016056
Tempo	-0,307500	0,404109	-0,76093	0,502041	-1,59356	0,978556
Corr 1x2	-0,415000	0,404109	-1,02695	0,380008	-1,70106	0,871056
Corr 1x3	0,170000	0,404109	0,42068	0,702307	-1,11606	1,456056
Corr 1x4	-0,177500	0,404109	-0,43924	0,690202	-1,46356	1,108556
Corr 2x4	0,162500	0,404109	0,40212	0,714532	-1,12356	1,448556
Corr 3x4	0,037500	0,404109	0,09280	0,931915	-1,24856	1,323556

Tabela A33 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 600 Revestido Eletrodos Esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	5,124375	0,009915	516,8304	0,000000	5,092821	5,155929
Onda 1	0,141250	0,034347	4,1125	0,026041	0,031944	0,250556
Onda 2	-0,238750	0,034347	-6,9512	0,006107	-0,348056	-0,129444
Onda 3	-0,553750	0,034347	-16,1224	0,000519	-0,663056	-0,444444
Equip.	0,091250	0,019830	4,6016	0,019294	0,028142	0,154358
Corrente	1,146250	0,019830	57,8038	0,000011	1,083142	1,209358
Força	-0,548750	0,019830	-27,6727	0,000104	-0,611858	-0,485642
Tempo	0,143750	0,019830	7,2491	0,005415	0,080642	0,206858
Corr 1x2	-0,286250	0,019830	-14,4352	0,000721	-0,349358	-0,223142
Corr 1x3	-0,266250	0,019830	-13,4266	0,000893	-0,329358	-0,203142
Corr 1x4	0,016250	0,019830	0,8195	0,472563	-0,046858	0,079358
Corr 2x4	-0,063750	0,019830	-3,2148	0,048776	-0,126858	-0,000642
Corr 3x4	-0,368750	0,019830	-18,5956	0,000339	-0,431858	-0,305642

Tabela A34 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 600 Revestido Eletrodos Truncados						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	5,900625	0,044562	132,4126	0,000001	5,758808	6,042442
Onda 1	-0,061250	0,154369	-0,3968	0,718072	-0,552520	0,430020
Onda 2	-0,346250	0,154369	-2,2430	0,110653	-0,837520	0,145020
Onda 3	-0,246250	0,154369	-1,5952	0,208933	-0,737520	0,245020
Equip.	0,048750	0,089125	0,5470	0,622450	-0,234885	0,332385
Corrente	0,716250	0,089125	8,0365	0,004023	0,432615	0,999885
Força	-0,301250	0,089125	-3,3801	0,043088	-0,584885	-0,017615
Tempo	0,071250	0,089125	0,7994	0,482478	-0,212385	0,354885
Corr 1x2	-0,241250	0,089125	-2,7069	0,073358	-0,524885	0,042385
Corr 1x3	0,161250	0,089125	1,8093	0,168115	-0,122385	0,444885
Corr 1x4	0,093750	0,089125	1,0519	0,370095	-0,189885	0,377385
Corr 2x4	0,056250	0,089125	0,6311	0,572758	-0,227385	0,339885
Corr 3x4	0,278750	0,089125	3,1276	0,052161	-0,004885	0,562385

Tabela A35 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 800 Não Revestido, Soldado com Eletrodos esféricos. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 800 Não Revestido Eletrodos esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	2,65625	0,362769	7,32215	0,005262	1,50176	3,810744
Onda 1	-2,71250	1,256670	-2,15848	0,119747	-6,71178	1,286784
Onda 2	-0,26250	1,256670	-0,20889	0,847917	-4,26178	3,736784
Onda 3	-0,96250	1,256670	-0,76591	0,499475	-4,96178	3,036784
Equip.	-3,01250	0,725539	-4,15209	0,025391	-5,32149	-0,703512
Corrente	1,31250	0,725539	1,80900	0,168158	-0,99649	3,621488
Força	-0,76250	0,725539	-1,05094	0,370469	-3,07149	1,546488
Tempo	1,41250	0,725539	1,94683	0,146728	-0,89649	3,721488
Corr 1x2	-0,01250	0,725539	-0,01723	0,987336	-2,32149	2,296488
Corr 1x3	2,06250	0,725539	2,84272	0,065500	-0,24649	4,371488
Corr 1x4	-0,16250	0,725539	-0,22397	0,837166	-2,47149	2,146488
Corr 2x4	0,86250	0,725539	1,18877	0,320053	-1,44649	3,171488
Corr 3x4	2,08750	0,725539	2,87717	0,063676	-0,22149	4,396488

Tabela A36 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 800 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 800 Revestido Eletrodos Esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	6,130000	0,182479	33,59298	0,000058	5,54927	6,710728
Onda 1	0,510000	0,632124	0,80680	0,478812	-1,50170	2,521702
Onda 2	0,215000	0,632124	0,34012	0,756186	-1,79670	2,226702
Onda 3	-0,620000	0,632124	-0,98082	0,399010	-2,63170	1,391702
Equip.	0,552500	0,364957	1,51388	0,227279	-0,60896	1,713957
Corrente	1,105000	0,364957	3,02775	0,056411	-0,05646	2,266457
Força	0,147500	0,364957	0,40416	0,713184	-1,01396	1,308957
Tempo	0,095000	0,364957	0,26030	0,811473	-1,06646	1,256457
Corr 1x2	-0,042500	0,364957	-0,11645	0,914652	-1,20396	1,118957
Corr 1x3	-0,175000	0,364957	-0,47951	0,664364	-1,33646	0,986457
Corr 1x4	-0,012500	0,364957	-0,03425	0,974829	-1,17396	1,148957
Corr 2x4	0,355000	0,364957	0,97272	0,402438	-0,80646	1,516457
Corr 3x4	-0,012500	0,364957	-0,03425	0,974829	-1,17396	1,148957

Tabela A37 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 600 Não Revestido Eletrodos Esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	11982,47	180,5976	66,34901	0,000008	11407,73	12557,21
Onda 1	426,81	625,6083	0,68224	0,544045	-1564,15	2417,78
Onda 2	-1345,44	625,6083	-2,15061	0,120639	-3336,40	645,53
Onda 3	296,56	625,6083	0,47404	0,667838	-1694,40	2287,53
Equip.	588,56	361,1951	1,62949	0,201700	-560,92	1738,05
Corrente	1567,44	361,1951	4,33959	0,022582	417,95	2716,92
Força	-496,19	361,1951	-1,37374	0,263175	-1645,67	653,30
Tempo	369,69	361,1951	1,02351	0,381394	-779,80	1519,17
Corr 1x2	-349,19	361,1951	-0,96676	0,404978	-1498,67	800,30
Corr 1x3	-156,31	361,1951	-0,43276	0,694410	-1305,80	993,17
Corr 1x4	130,56	361,1951	0,36147	0,741704	-1018,92	1280,05
Corr 2x4	-317,56	361,1951	-0,87920	0,444025	-1467,05	831,92
Corr 3x4	95,06	361,1951	0,26319	0,809446	-1054,42	1244,55

Tabela A38 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 600 Não Revestido Eletrodos Truncados						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	13994,47	127,2879	109,9434	0,000002	13589,38	14399,56
Onda 1	362,56	440,9383	0,8223	0,471196	-1040,70	1765,83
Onda 2	-632,69	440,9383	-1,4349	0,246813	-2035,95	770,58
Onda 3	-252,94	440,9383	-0,5736	0,606397	-1656,20	1150,33
Equip.	217,44	254,5759	0,8541	0,455818	-592,74	1027,61
Corrente	1123,31	254,5759	4,4125	0,021599	313,14	1933,49
Força	-46,81	254,5759	-0,1839	0,865831	-856,99	763,36
Tempo	234,06	254,5759	0,9194	0,425680	-576,11	1044,24
Corr 1x2	122,06	254,5759	0,4795	0,664385	-688,11	932,24
Corr 1x3	77,94	254,5759	0,3061	0,779509	-732,24	888,11
Corr 1x4	109,81	254,5759	0,4314	0,695329	-700,36	919,99
Corr 2x4	-37,81	254,5759	-0,1485	0,891346	-847,99	772,36
Corr 3x4	4,31	254,5759	0,0169	0,987548	-805,86	814,49

Tabela A39 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 600 Revestido Eletrodos Esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	9518,69	164,4906	57,86768	0,000011	8995,21	10042,17
Onda 1	557,88	569,8120	0,97905	0,399756	-1255,52	2371,27
Onda 2	-1353,88	569,8120	-2,37600	0,097971	-3167,27	459,52
Onda 3	-471,88	569,8120	-0,82812	0,468329	-2285,27	1341,52
Equip.	1622,00	328,9811	4,93037	0,015995	575,04	2668,96
Corrente	3314,13	328,9811	10,07391	0,002083	2267,16	4361,09
Força	-221,00	328,9811	-0,67177	0,549834	-1267,96	825,96
Tempo	211,50	328,9811	0,64289	0,566052	-835,46	1258,46
Corr 1x2	-124,50	328,9811	-0,37844	0,730296	-1171,46	922,46
Corr 1x3	-515,63	328,9811	-1,56734	0,215028	-1562,59	531,34
Corr 1x4	643,63	328,9811	1,95642	0,145359	-403,34	1690,59
Corr 2x4	188,25	328,9811	0,57222	0,607241	-858,71	1235,21
Corr 3x4	151,13	328,9811	0,45937	0,677209	-895,84	1198,09

Tabela A40 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 600 Revestido Eletrodos Truncados						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	12462,16	213,5983	58,34389	0,000011	11782,39	13141,92
Onda 1	-685,81	739,9263	-0,92687	0,422361	-3040,59	1668,96
Onda 2	165,69	739,9263	0,22392	0,837199	-2189,09	2520,46
Onda 3	-508,06	739,9263	-0,68664	0,541623	-2862,84	1846,71
Equip.	-23,94	427,1966	-0,05603	0,958838	-1383,47	1335,59
Corrente	1788,94	427,1966	4,18762	0,024825	429,41	3148,47
Força	-473,81	427,1966	-1,10912	0,348295	-1833,34	885,72
Tempo	703,19	427,1966	1,64605	0,198306	-656,34	2062,72
Corr 1x2	347,94	427,1966	0,81447	0,475021	-1011,59	1707,47
Corr 1x3	-312,06	427,1966	-0,73049	0,517969	-1671,59	1047,47
Corr 1x4	110,94	427,1966	0,25969	0,811907	-1248,59	1470,47
Corr 2x4	-284,69	427,1966	-0,66641	0,552818	-1644,22	1074,84
Corr 3x4	182,31	427,1966	0,42676	0,698324	-1177,22	1541,84

Tabela A41 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 800 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 800 Não Revestido Eletrodos esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	23141,41	251,2142	92,11823	0,000003	22341,93	23940,88
Onda 1	-2652,81	870,2315	-3,04840	0,055498	-5422,28	116,65
Onda 2	-154,06	870,2315	-0,17704	0,870758	-2923,53	2615,40
Onda 3	1817,19	870,2315	2,08817	0,128001	-952,28	4586,65
Equip.	-580,31	502,4284	-1,15502	0,331731	-2179,26	1018,64
Corrente	2574,31	502,4284	5,12374	0,014393	975,36	4173,26
Força	641,69	502,4284	1,27717	0,291421	-957,26	2240,64
Tempo	1608,44	502,4284	3,20133	0,049282	9,49	3207,39
Corr 1x2	-1662,56	502,4284	-3,30905	0,045424	-3261,51	-63,61
Corr 1x3	1249,06	502,4284	2,48605	0,088793	-349,89	2848,01
Corr 1x4	197,56	502,4284	0,39322	0,720438	-1401,39	1796,51
Corr 2x4	-138,81	502,4284	-0,27628	0,800271	-1737,76	1460,14
Corr 3x4	-78,44	502,4284	-0,15612	0,885855	-1677,39	1520,51

Tabela A42 – Tabela de ANOVA para o Aço Dual-Phase 800 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos. Resultado dos Testes de Diâmetro do botão.

Experimentos Dual-Phase 800 Revestido Eletrodos Esféricos						
Fator	Efeito	Erro Padrão	t Student	Significancia	-95% Conf.	95% Conf.
Termo Indep.	15870,47	237,7168	66,76208	0,000007	15113,95	16626,99
Onda 1	2571,06	823,4752	3,12221	0,052381	-49,60	5191,73
Onda 2	-1126,44	823,4752	-1,36791	0,264796	-3747,10	1494,23
Onda 3	-2493,44	823,4752	-3,02795	0,056403	-5114,10	127,23
Equip.	2324,44	475,4336	4,88909	0,016367	811,40	3837,48
Corrente	3165,81	475,4336	6,65879	0,006904	1652,77	4678,85
Força	-406,19	475,4336	-0,85435	0,455707	-1919,23	1106,85
Tempo	1665,44	475,4336	3,50299	0,039396	152,40	3178,48
Corr 1x2	-552,44	475,4336	-1,16197	0,329292	-2065,48	960,60
Corr 1x3	-893,44	475,4336	-1,87921	0,156818	-2406,48	619,60
Corr 1x4	228,19	475,4336	0,47996	0,664079	-1284,85	1741,23
Corr 2x4	836,56	475,4336	1,75958	0,176711	-676,48	2349,60
Corr 3x4	856,81	475,4336	1,80217	0,169312	-656,23	2369,85

ANEXO VI

Tabela A43 – Resultados de microindentação do Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Microindentação Aço Dual-Phase 600 Revestido Eletrodos Esféricos													
Exp.	M. 1	M. 2	M. 3	M. 4	M. 5	M. 6	M. 7	M. 8	M. 9	M. 10	M.11	M. 12	M. 13
1	180	180	182	362	368	373	357	368	375	263	189	177	175
2	185	179	187	361	359	362	363	357	364	242	181	181	175
3	173	185	222	355	360	361	358	359	388	277	190	178	175
4	173	186	214	351	323	361	359	353	343	272	182	177	183
5	185	173	189	359	350	369	352	353	365	359	182	168	178
6	173	176	197	368	351	357	351	347	345	343	184	175	176
7	178	177	185	376	356	372	367	355	366	323	197	181	183
8	172	181	192	346	348	339	346	344	354	314	182	178	181
9	170	186	179	348	361	355	360	365	353	332	194	184	182
10	171	187	203	361	355	354	353	355	362	294	183	173	178
11	171	196	191	356	338	354	356	345	347	314	187	178	175
12	179	183	172	360	357	357	321	326	352	267	188	175	187
13	167	182	172	357	347	349	348	359	349	334	186	182	174
14	168	173	179	355	352	347	336	350	347	300	184	170	166
15	163	167	183	337	356	357	361	367	353	321	173	171	176
16	171	175	187	361	352	348	342	347	356	350	170	165	173

Tabela A44 – Resultados de microindentação do Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Microindentação Aço Dual-Phase 600 Não Revestido Eletrodos Esféricos													
Exp.	M. 1	M. 2	M. 3	M. 4	M. 5	M. 6	M. 7	M. 8	M. 9	M. 10	M.11	M. 12	M. 13
1	203	213	209	389	378	395	373	369	376	369	194	182	186
2	179	174	194	367	371	372	375	370	375	345	211	192	195
3	183	181	204	357	369	357	355	355	351	369	194	193	204
4	192	192	212	355	368	384	377	379	368	327	200	184	188
5	189	203	194	373	381	371	377	364	384	373	197	191	191
6	185	180	198	369	353	364	367	369	372	373	186	183	184
7	179	188	206	374	357	372	370	380	372	369	193	185	195
8	184	176	196	350	371	385	363	366	333	363	196	186	186
9	185	197	195	366	371	374	372	375	373	365	204	189	206
10	187	200	201	375	345	380	365	383	330	373	197	176	193
11	207	187	198	382	329	365	363	366	386	389	200	191	188
12	178	184	191	346	358	378	377	366	371	376	192	191	192
13	194	197	194	388	376	360	361	361	368	378	187	188	188
14	193	189	203	369	397	370	372	380	354	356	189	181	195
15	181	194	190	381	345	363	359	363	360	370	190	189	197
16	191	191	196	369	360	350	364	366	370	347	199	188	191

Tabela A45 – Resultados de Microindentação do Aço Dual-Phase 600 Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados.

Microindentação Aço Dual-Phase 600 Revestido Eletrodos Truncados													
Exp.	M. 1	M. 2	M. 3	M. 4	M. 5	M. 6	M. 7	M. 8	M. 9	M. 10	M.11	M. 12	M. 13
1	168	175	190	364	336	338	341	347	354	362	182	174	179
2	167	175	185	348	353	348	344	338	348	318	168	161	172
3	173	166	177	319	373	343	346	356	345	313	187	172	166
4	176	175	177	337	338	351	361	349	346	296	183	170	173
5	173	177	193	360	332	333	322	338	336	342	173	167	163
6	165	167	176	343	348	340	347	345	352	321	176	165	174
7	174	165	178	348	348	345	334	328	338	315	186	170	173
8	170	169	193	338	353	373	357	354	360	292	174	177	186
9	177	171	183	354	335	340	350	350	357	287	187	173	177
10	163	178	188	364	362	356	339	363	337	301	185	178	177
11	165	172	188	346	355	361	340	342	344	311	182	179	170
12	165	173	182	323	335	340	323	327	367	358	177	173	174
13	178	180	183	351	334	342	343	351	356	329	184	179	182
14	162	171	175	359	346	340	355	342	369	347	191	170	180
15	173	192	186	358	355	356	354	351	361	313	196	174	175
16	175	182	180	352	359	352	367	345	366	325	181	170	166

Tabela A46 – Resultados de Microindentação do Aço Dual-Phase 600 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Truncados.

Microindentação Aço Dual-Phase 600 Não Revestido Eletrodos Truncados													
Exp.	M. 1	M. 2	M. 3	M. 4	M. 5	M. 6	M. 7	M. 8	M. 9	M. 10	M.11	M. 12	M. 13
1	188	185	192	378	389	381	380	360	377	391	195	192	203
2	193	188	197	372	379	378	376	380	364	358	190	192	191
3	190	188	203	391	380	370	381	379	377	390	197	184	195
4	197	205	195	373	393	391	376	381	385	372	203	185	189
5	176	187	198	386	349	374	391	381	356	385	197	188	188
6	191	205	218	375	364	381	376	384	362	388	203	192	188
7	183	194	201	362	365	370	362	376	349	389	202	187	181
8	181	181	190	370	340	365	378	365	344	373	194	177	186
9	189	185	214	373	371	362	384	372	387	340	192	182	191
10	189	182	195	342	360	371	356	386	376	369	197	194	192
11	196	187	185	353	353	368	355	376	376	359	189	180	187
12	202	194	204	373	373	381	352	379	395	369	181	200	197
13	199	209	190	345	356	355	369	353	363	372	199	182	189
14	186	186	193	367	370	363	392	371	378	383	197	179	184
15	187	191	201	395	359	357	365	373	371	362	211	202	187
16	182	188	195	390	361	382	394	384	371	371	173	186	192

Tabela A47 – Resultados de Microindentação do Aço Dual-Phase 800 Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Microindentação Aço Dual-Phase 800 Revestido Eletrodos Esféricos													
Exp.	M. 1	M. 2	M. 3	M. 4	M. 5	M. 6	M. 7	M. 8	M. 9	M. 10	M.11	M. 12	M. 13
1	232	248	238	402	402	406	399	393	409	410	224	213	215
2	235	238	240	416	405	401	416	408	398	401	232	226	223
3	219	243	244	427	396	409	408	396	408	397	233	243	242
4	244	252	238	410	386	397	364	372	368	369	249	240	222
5	229	240	237	423	396	418	391	402	390	396	243	239	228
6	240	251	251	384	379	390	378	390	396	397	250	249	232
7	239	251	245	409	410	398	411	409	420	408	253	236	242
8	230	249	253	429	439	400	406	399	380	411	256	227	256
9	239	231	237	389	400	428	416	418	387	401	240	248	236
10	251	248	252	411	423	425	418	401	415	408	251	241	241
11	232	238	234	401	400	392	408	404	398	418	246	246	248
12	231	251	247	415	393	388	395	396	406	419	250	244	217
13	246	246	245	407	406	405	405	404	426	405	244	249	246
14	219	248	242	390	385	376	367	364	386	406	243	243	237
15	236	225	232	402	384	391	396	408	406	396	243	234	233
16	234	217	221	400	392	399	404	413	393	414	243	242	239

Tabela A48 – Resultados de Microindentação do Aço Dual-Phase 800 Não Revestido, Soldado com Eletrodos Esféricos.

Microindentação Aço Dual-Phase 800 Não Revestido Eletrodos Esféricos													
Exp.	M. 1	M. 2	M. 3	M. 4	M. 5	M. 6	M. 7	M. 8	M. 9	M. 10	M.11	M. 12	M. 13
1	281	275	287	441	423	429	437	421	442	427	291	277	304
2	277	261	277	430	416	421	406	438	426	446	266	287	273
3	271	297	254	463	424	441	442	448	435	456	296	274	256
4	278	288	300	444	447	453	485	460	452	462	297	286	265
5	283	262	267	423	411	409	419	466	435	431	272	283	270
6	273	273	271	423	400	395	407	429	437	450	281	281	299
7	284	277	275	427	418	405	399	406	409	396	260	307	250
8	278	277	293	468	416	425	457	444	432	447	271	287	261
9	267	277	265	452	476	415	451	439	422	415	304	275	275
10	258	309	290	448	399	411	419	420	457	448	267	273	295
11	283	281	287	418	420	409	401	435	419	436	287	260	269
12	275	269	277	476	415	402	407	409	419	442	264	283	264
13	268	278	274	382	389	385	394	393	407	444	281	278	270
14	276	270	273	439	424	447	420	414	435	439	290	257	258
15	291	276	305	400	400	420	392	422	418	426	286	270	305
16	288	278	282	448	432	450	472	468	425	442	289	277	282

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)