

ALDEMI COELHO LIMA

**ESTUDO DA APLICAÇÃO DE REVESTIMENTO DURO POR
SOLDAGEM COM ARAMES TUBULARES QUANTO À
RESISTÊNCIA AO DESGASTE DE FACAS PICADORAS DE
CANA-DE-AÇÚCAR**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

2008

ALDEMI COELHO LIMA

**ESTUDO DA APLICAÇÃO DE REVESTIMENTO DURO POR
SOLDAGEM COM ARAMES TUBULARES QUANTO À RESISTÊNCIA
AO DESGASTE DE FACAS PICADORAS DE CANA-DE-AÇÚCAR**

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

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Valtair Antonio Ferraresi

UBERLÂNDIA – MG

2008

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

- L732e Lima, Aldemi Coelho, 1963-
 Estudo da aplicação de revestimento duro por soldagem com arames
 tubulares quanto à resistência ao desgaste de facas picadoras de cana-de-
 açúcar / Aldemi Coelho Lima. - 2008.
 232 f. : il.
- Orientador:. Valtair Antonio Ferraresi.
 Tese (doutorado) – Universidade Federal de Uberlândia, Programa
 de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
 Inclui bibliografia.
1. Soldagem - Teses. I. Ferraresi, Valtair Antonio. II. Universidade
 Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia
 Mecânica. III. Título.

CDU: 621.791

“Conhecimento é experimentação, caso contrário é mera informação!”
(Albert Einstein).

A Deus

Aos meus pais e irmãos

À minha esposa Sílvia

Aos meus filhos Jéssica, Sérgio e Plínio

AGRADECIMENTOS

A Deus, pelas condições de saúde e inteligência, indispensáveis para esta realização.

Ao professor e orientador Valtair Antonio Ferraresi, pela amizade, pelos ensinamentos, pelo apoio, confiança e, acima de tudo, pela valiosa orientação.

Aos professores Américo Scotti e Louriel Vilarinho pelo exemplo de profissionalismo, competência, seriedade e compromisso na condução das atividades de ensino e pesquisa.

A todos os professores que ao longo da minha vida, com preciosos ensinamentos e com seu exemplo, me orientaram na construção do conhecimento.

Ao programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica da UFU, pelo suporte infra-estrutural, em especial ao LAPROSOLDA/UFU.

Às secretárias da SECPOSMEC, Janete, Inês e Kelly, pela competência e pela atenção dispensada no meu atendimento como aluno.

Aos colegas do LAPROSOLDA-UFU, Admílson, André Richetti, Fábio Moraes, Moisés Lagares, Vladimir Ponomarev, Alberto, Vinícius, Tereza, Celina, Daniel, Diandro, Márcio, Demóstenes, André, Temístocles, Eduardo, Alessandra, pela amizade, solidariedade e companheirismo.

À Direção do CEFET-GO, pelos incentivos, apoio e dispensa das minhas atividades.

Aos colegas professores da coordenação de Mecânica do CEFET-GO, em especial, o prof. Ildeu Lúcio Siqueira, pela amizade, companhia, apoio e colaboração.

Aos meus pais, à minha esposa Sílvia e aos meus filhos Jéssica, Sérgio e Plínio, pela credibilidade, incentivos, apoio e abdicação da minha presença nos momentos de estudos.

Aos amigos Adriano Cunha, Walter Szerwinsk, Adão Souza, Sebastião G. L. Júnior pelo apoio, incentivo e amizade.

Aos familiares e amigos da cidade de Minaçu, Goiás.

Ao professor Rafael Ariza do LTM/UFU e aos professores Rafael, Amado, Cedré, Pozo, Manuel, Alejandro, Ramonin, Arnaldo, Lorenzo, Duffus e Puchol da Universidad Central Marta Abreu de Las Villas, Santa Clara, Cuba, pelo apoio e amizade.

Aos bolsistas de IC, TCC e estagiários do laboratório de soldagem do CEFET-GO, Licurgo, Victor, Johnatan, Thiago, Daniela, Verônica, Helliell, Rubens, Leandro, Célio, Wilsonelton, Frâncis, pela colaboração nas atividades experimentais.

Ao CNPq, pelo apoio financeiro, tornando possível a realização deste trabalho.

SUMÁRIO

Resumo	xiii
Abstract	xiv
Lista de figuras	xv
Lista de tabelas	xxi
Lista de abreviaturas e símbolos	xxiii
 CAPÍTULO – Introdução	 01
 CAPÍTULO II – Revisão Bibliográfica	 07
2.1. Setor sucroalcooleiro	07
2.2. Equipamentos de extração do caldo da cana-de-açúcar	09
2.2.1. Mesa alimentadora	10
2.2.2. Picador	11
2.2.3. Desfibrador	12
2.2.4. Moendas	13
2.3. Desgaste dos equipamentos de preparo da cana	14
2.4. Soldagem de manutenção em indústrias de açúcar e álcool	15
2.5. Fundamentos do processo de revestimentos	17
2.5.1. Revestimentos de aços inoxidáveis (“cladding”)	17
2.5.2. Revestimentos de reconstrução (“build up”)	18
2.5.3. Amanteigamento (“buttering”)	18
2.5.4. Revestimentos duros (“hardfacing”)	19
2.6. Desgaste	19
2.6.1. Definição de desgaste	19
2.6.2. Classificação de desgaste	19
2.6.2.1. Desgaste por deslizamento	20
2.6.2.2. Desgaste erosivo	20
2.6.2.3. Desgaste por Impacto	21
2.6.2.4. Desgaste produzido pelo meio	21
2.6.2.5. Desgaste abrasivo	22
2.6.2.5.1. Classificação do desgaste abrasivo	22
2.6.2.5.2. Mecanismos de desgaste por abrasão	25
2.6.3. Avaliação de desgaste	27

2.6.3.1. Abrasômetro Pino sobre Disco (“Pin-on-Disc”)	28
2.6.3.2. Abrasômetro Suga	29
2.6.3.3. Abrasômetro Roda de Borracha (“Rubber Wheel Testing”)	30
2.6.3.4. Abrasômetro LTM	33
2.6.3.5. Abrasômetro com disco rotativo (roda de aço ou de borracha)	34
2.6.3.6. Abrasômetro Multi-estação Bloco em Anel Modificado	35
2.6.3.7. Abrasômetro Combinado (ensaio de abrasão e impacto)	36
2.7. Classificação das ligas de revestimentos duros	37
2.8. Propriedades do revestimento e resistência ao desgaste abrasivo	41
2.8.1. Microestrutura e resistência ao desgaste	42
2.8.2. Morfologia de carbonetos e resistência ao desgaste abrasivo	45
2.8.3. Dureza e resistência ao desgaste	48
2.8.4. Diluição e resistência ao desgaste	51
2.9. Variáveis operacionais de soldagem de revestimento	54
2.10. Soldagem a Arco Elétrico com Arames Tubulares	58
2.10.1. Transferência metálica de arames tubulares	61
2.10.2. Aplicações de revestimentos com arames tubulares	65
CAPÍTULO III – Procedimentos Experimentais	69
3.1. Escolha da empresa parceira	69
3.2. Equipamentos	71
3.2.1. Fonte de soldagem	71
3.2.2. Alimentador de arame	72
3.2.3. Tocha de soldagem	73
3.2.4. Bancada de soldagem	73
3.3. Materiais e consumíveis	73
3.3.1. Metal de base	73
3.3.2. Consumíveis	74
3.4. Metodologia	75
3.4.1. Definição da região de trabalho via modos de transferência metálica	75
3.4.2. Construção dos corpos de prova	76
3.4.3. Constante de deposição	76
3.4.4. Avaliação dos parâmetros de desempenho	76
3.4.4.1. Parâmetros geométricos do cordão de solda	77
3.4.4.2. Diluição	77
3.4.4.3. Rendimento de Deposição	78

3.5. Avaliação de desgaste em laboratório	79
3.6. Avaliação de desgaste em campo	80
3.6.1. Construção das facas	80
3.6.2. Aplicação do revestimento duro	81
3.6.3. Instalação das facas no picador	82
3.6.4. Avaliação de desgaste (perda de massa)	84
3.6.5. Desgaste relativo por tonelada de cana	85
3.6.6. Taxa de desgaste	85
3.6.7. Resistência ao desgaste	87
3.7. Avaliação microestrutural	88
3.8. Topografia de Superfície	88
3.9. Dureza e microdureza	88
3.10. Determinação da porcentagem volumétrica de carbonetos	88
3.11. Análise estatística	89
CAPÍTULO IV – Trabalhos Preliminares	91
4.1. Trabalho de Campo: Avaliação preliminar de desempenho de revestimento	91
4.1.1. Primeira etapa	96
4.1.1.1. Rendimento e Taxa de Deposição	97
4.1.1.2. Avaliação de desgaste	99
4.1.2. Segunda etapa	102
4.1.2.1. Avaliação de desgaste	102
4.1.2.2. Desgaste relativo	104
4.2. Verificação do mecanismo de desgaste de faca picadora	105
4.3. Comentários finais do capítulo	107
CAPÍTULO V – Definição da Região de Trabalho Via Modos de Transferência	109
Metálica	
5.1. Definição da distância bico de contato-peça	109
5.2. Mapeamento da transferência metálica do arame FeCrC	112
5.2.1. Identificação dos modos de transferência metálica	115
5.2.1.1. Transferência por curto-circuito (CC)	115
5.2.1.2. Transferência globular repulsiva (GLr)	117
5.2.1.3. Transferência globular (GL)	119
5.2.1.4. Região de transição globular repulsiva/curto-circuito (GLr-CC)	121
5.2.2. Mapas de transferência metálica	123

5.3. Influência dos modos de transferência no desempenho do arame FeCrC	125
5.3.1. Rendimento de deposição	128
5.3.2. Diluição	128
5.3.3. Influência dos modos de transferência na geometria do cordão	129
5.4. Comentários finais do capítulo	132
CAPÍTULO VI – Avaliação de Desempenho dos Três Arames na Região de Curto-circuito.	133
6.1. Delimitação da região de curto-circuito para os três arames tubulares	133
6.2. Avaliação de desempenho na região de curto-circuito	136
6.2.1. Diluição	138
6.2.2. Rendimento de deposição	141
6.2.3. Constante de fusão	143
6.2.4. Frequência de curto-circuitos	146
6.3. Ajuste fino dos parâmetros de soldagem	150
6.4. Comentários finais do capítulo	152
CAPÍTULO VII – Avaliação de Desgaste em Laboratório	155
7.1. Soldagem das chapas de testes	155
7.2. Diluição da solda	157
7.3. Dureza do revestimento	159
7.4. Desgaste	160
7.4.1. Preparação dos corpos de prova de desgaste	160
7.4.2. Avaliação de Pré-desgaste	162
7.4.3. Resultados de desgaste	163
7.4.4. Resistência ao desgaste “versus” dureza e diluição	166
7.4.5. Análise da trilha de desgaste	168
7.5. Microestrutura dos revestimentos	174
7.6. Porcentagem volumétrica de carbonetos totais	183
7.7. Comentários finais do capítulo	187
CAPÍTULO VIII – Avaliação de Desgaste em Campo	189
8.1. Construção das facas	189
8.2. Instalação das facas no picador	190
8.3. Avaliação do desempenho em campo	193
8.3.1. Avaliação de desgaste (perda de massa)	196

8.3.2. Resistência ao desgaste	200
8.3.3. Mecanismo de desgaste	203
8.3.4. Desgaste relativo	205
8.4. Desgaste em laboratório x desgaste em campo	207
8.5. Comentários finais do capítulo	209
 CAPÍTULO IX – Conclusões	 211
 CAPÍTULO X – Propostas para Trabalhos Posteriores	 213
 CAPÍTULO XI – Referências Bibliográficas	 215
 Anexo 1 – Facas desgastadas	 229

LIMA, A. C. **Estudo da Aplicação de Revestimento Duro por Soldagem com Arames Tubulares quanto à Resistência ao Desgaste de Facas Picadoras de Cana-de-açúcar.** 2008. 232 p. Tese de doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG.

RESUMO

O setor sucroalcooleiro brasileiro tem apresentado um expressivo crescimento nos últimos anos, entretanto, a manutenção das indústrias apresenta um elevado custo devido à perda de metal dos equipamentos por mecanismos de desgaste. O objetivo deste trabalho é estudar a aplicação de revestimentos duros por soldagem com arames tubulares quanto à resistência ao desgaste de facas picadoras de cana-de-açúcar. Além disso, busca-se também verificar se o ensaio por Roda de Borracha é eficaz para simular o desgaste que ocorre com esse tipo de ferramenta. Foram utilizados três arames tubulares de liga FeCrC, os quais diferem entre si pelos diferentes teores de C, Cr, Si e Mn, além da adição de Nb no segundo e Ti e Mo no terceiro. Um eletrodo revestido de reconhecida eficiência foi utilizado para a comparação com o desempenho dos arames tubulares. Fez-se o estudo da transferência metálica de forma a selecionar um conjunto de parâmetros com os arames tubulares dentro da região de curto-circuito para se efetuar a soldagem com mesma corrente média. Foram construídos corpos de prova para a avaliação de desgaste em laboratório com abrasômetro Roda de Borracha. Posteriormente, foram construídas facas picadoras de cana-de-açúcar, revestidas com as mesmas condições de soldagem e montadas no picador de uma destilaria de álcool. A avaliação de desgaste foi feita via perda de massa. O arame contendo Nb apresentou a maior resistência ao desgaste em laboratório e devido à presença de trincas e ao lascamento do revestimento, a menor resistência ao desgaste em campo. O arame FeCrC e o arame contendo Ti e Mo apresentaram resistência ao desgaste similar, com o pior desempenho em laboratório e o melhor em campo. Comparados ao eletrodo revestido, apenas o arame contendo Nb apresentou similar desempenho em laboratório e o arame FeCrC e o arame com adição de Ti e Mo, similar desempenho em campo. O desgaste abrasivo na indústria foi menos severo que em laboratório, sendo que o ensaio por Roda de Borracha não foi eficaz para representar o desgaste real das facas picadoras de cana-de-açúcar, por não simular a ocorrência de impacto.

Palavras-chaves: *Arame tubular autoprotégido. Revestimento duro. Faca picadora. Setor sucroalcooleiro. Resistência ao desgaste.*

LIMA, A. C. **A Study of The Hardfacing Application by Flux Cored Arc Welding on Wear Resistance of Sugar-Cane Chopping Knives.** 2008. 225 p. Doctor Thesis, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG.

ABSTRACT

The Brazilian alcohol and sugar industries were presented the large growth in the last years. However, the maintenance of industries presented high cost because the wear of equipments. This work aims to study hardfacings application by Flux Cored Arc Welding on wear resistance to the sugar-cane chopping knives. It also seeks verify whether the Rubber Wheel Test is effective or not to simulate the wear that occurs with this tool type. Three tubular wires FeCrC alloy were used, the which ones differ to each other by the different contents of C, Cr, Si and Mn. Besides ones differ to each other by the addition of Nb in second and Ti and Mo in the third. One shielded electrode of recognized efficiency was used for comparison with the tubular wires performance. Metal transfer modes was study to select a parameters set with the tubular wires in the short-circuit region by use the same welding current. Samples were made for the wear evaluation in laboratory with Rubber Wheel Test. Afterwards, they were fabricate sugar-cane chopping knives, hardfacing welded with same weldings parameters and set up in chopping equipment of an alcohol distillery. The wear evaluation were done by weight loss. The contend Nb wire presented the biggest wear resistance in laboratory and due to the crack presence and to fracture of the hardfacing, presented the minor wear resistance in industrie. The FeCrC wire and the contend Ti and Mo wire presented similar wear resistance with the worse performance in laboratory and the best performance in industrie. Compared to the shielded electrode, only the contend Nb wire presented similar performance in laboratory and the FeCrC wire and the wire with addition of Ti and Mo, presented similar performance in industrie. The industrie wear test was less severe who in laboratory and the Rubber Wheel Test wasn't effective to represent the sugar-cane chopping knives wear, because not simulating the impact occurrence.

Keywords: *Selfshielded tubular wires. Hardfacing. Knives cutting. Azucar and alcohol industrie. Wear resistance.*

LISTA DE FIGURAS

Nº Figura	Descrição da Figura	Página
Figura 2.1	Mapa da cana - Região Centro-sul	08
Figura 2.2	Representação esquemática dos equipamentos de preparo e extração do caldo	10
Figura 2.3	Detalhe da mesa alimentadora durante a parada e em operação	11
Figura 2.4	Vista interna do picador e detalhe de uma faca picadora	12
Figura 2.5	Vista interna do desfibrador e detalhe de um martelo desgastado	13
Figura 2.6	Vista das moendas em operação e em manutenção	14
Figura 2.7	Seqüência de reconstrução de um martelo desgastado	19
Figura 2.8	Tipo de desgaste abrasivo: a dois corpos e a três corpos	23
Figura 2.9	Mecanismos de desgaste por abrasão: abrasão de baixa tensão; abrasão de alta tensão e abrasão por arranque	24
Figura 2.10	Ilustração esquemática dos principais micromecanismos de desgaste abrasivo: microsulcamento; microcorte e microtrincamento	25
Figura 2.11	Micromecanismos de desgaste em liga de ferro-cromo-carbono e liga de carbonetos complexos	27
Figura 2.12	Abrasômetro Pino sobre Disco	29
Figura 2.13	Abrasômetro <i>Suga</i>	30
Figura 2.14	Abrasômetro Roda de borracha: esquema padronizado pela ASTM e equipamento construído por Stevenson and Hutchings (1996)	32
Figura 2.15	Abrasômetro LTM	33
Figura 2.16	Abrasômetro Disco Rotativo	34
Figura 2.17	Multi-estação bloco em anel modificado	36
Figura 2.18	Equipamento de ensaio de desgaste por abrasão e impacto	37
Figura 2.19	Microestrutura de revestimentos duros: rico em W e rico em carbonetos complexos	44
Figura 2.20	Resistência ao desgaste abrasivo em multi-camadas	44
Figura 2.21	Distribuição de partículas de TiC na camada de revestimento duro. micrografia ótica e morfologia MEV	45
Figura 2.22	Efeito do tamanho e fração volumétrica de carbonetos	46
Figura 2.23	Microestrutura de revestimento duro Fe-42Cr-5,3C em primeira, segunda e terceira camada	47

Figura 2.24	Microestrutura de revestimento duro liga Fe-Cr-C	48
Figura 2.25	Resistência ao desgaste “versus” dureza do revestimento	50
Figura 2.26	Parâmetros geométricos e diluição do revestimento	52
Figura 2.27	Diluição “versus” perda de volume	52
Figura 2.28	Efeito dos parâmetros de soldagem na geometria do cordão de solda e na diluição	56
Figura 2.29	Efeito do aporte térmico na dureza, na diluição e na perda de volume de revestimento duro de liga Fe-Cr-C	57
Figura 2.30	Representação esquemática do processo Arames Tubulares: com proteção gasosa e autoprotegido	58
Figura 2.31	Comparação entre os perfis de cordões de solda efetuados com arames sólidos e tubulares	61
Figura 2.32	Modos de transferência do arame tubular com proteção gasosa: transferência globular repulsiva (GL-RE) e transferência globular-goticular	63
Figura 2.33	Imagens de transferência metálica de arame tubular do tipo básico e gás de proteção 100% de CO ₂	64
Figura 2.34	Imagens de transferência metálica de arame tubular do tipo “ <i>metal cored</i> ”, com corrente de 240A e dois gases de proteção	65
Figura 2.35	Aspectos da transferência metálica de arames tubulares de 1,2mm: rutilico (350A) e “ <i>metal cored</i> ” (300A) com proteção de Ar+20%CO ₂	65
Figura 3.1	Parque industrial da unidade sucroalcooleira	71
Figura 3.2	Equipamentos de soldagem	72
Figura 3.3	Equipamentos de filmagem	75
Figura 3.4	Preparação para análise macrográfica e ilustração dos parâmetros geométricos dos cordões de solda, área fundida (S_{fund}) e área adicionada (S_{ad})	77
Figura 3.5	Dispositivo fotográfico	78
Figura 3.6	Esquema do procedimento utilizado para determinar o comprimento do arame alimentado	79
Figura 3.7	Abrasômetro Roda de Borracha utilizado para a realização dos ensaios de desgaste	80
Figura 3.8	Perfil e dimensões do bisel das facas	81
Figura 3.9	Detalhes da usinagem do bisel por fresamento	81
Figura 3.10	Fixação da faca picadora para a aplicação do revestimento no gume	82

Figura 3.11	Detalhes de fixação de faca picadora para a aplicação do revestimento na face do bisel superior e do bisel frontal	83
Figura 3.12	Detalhes de montagem das facas nos eixos do picador: Posição dos eixos no picador e ordem de montagem das facas por eixo	84
Figura 3.13	Seqüência para a determinação da perda de massa do metal de base	85
Figura 3.14	Esquema do picador mostrando a extensão do contato das facas com a cana	87
Figura 3.15	Microestrutura de revestimento duro: após ataque com Murakami e após tratamento da imagem e localização dos carbonetos	89
Figura 4.1	Detalhes da construção de uma faca e formação do bisel	92
Figura 4.2	Faca picadora destacando o movimento da tocha executado pelo soldador	94
Figura 4.3	Detalhes da aplicação do revestimento com o arame tubular AT1 e com o eletrodo revestido ER2	96
Figura 4.4	Peso médio do revestimento e tempo ativo de revestimento, em função do tipo de consumível	98
Figura 4.5	Rendimento e taxa de deposição em função do consumível	99
Figura 4.6	Perda de material por desgaste e relação peso do revestimento/desgaste, em função do consumível, na primeira etapa	99
Figura 4.7	Detalhe de desgaste em facas	100
Figura 4.8	Tendência de desgaste das facas nos eixos do picador	101
Figura 4.9	Perda de peso por desgaste e relação peso do revestimento/desgaste em função do consumível, na segunda etapa	103
Figura 4.10	Detalhe de desgaste em facas durante a segunda etapa	104
Figura 4.11	Desgaste relativo na primeira e segunda etapa	104
Figura 4.12	Região da faca onde foi retirada a amostra para análise e detalhe da região frontal de desgaste, ilustrando o metal de revestimento e o metal de base	105
Figura 4.13	Detalhes da superfície da amostra de uma faca desgastada	106
Figura 5.1	Avaliação da distância bico de contato peça: DBCP x Valim x Corrente média e Tensão x DBCP x Corrente média	112
Figura 5.2	Seqüência de imagens da transferência CC com intervalo de 5 ms entre quadros	116
Figura 5.3	Oscilograma ilustrativo da transferência CC	116
Figura 5.4	Seqüência de imagens da transferência GLr com intervalo de 1,0 ms entre quadros, ilustrando a rotação da gota	117

Figura 5.5	Oscilograma ilustrativo da transferência GLr	119
Figura 5.6	Oscilograma ilustrativo da transferência GLr	120
Figura 5.7	Oscilograma ilustrativo da transferência GL	121
Figura 5.8	Seqüência de imagens da transferência na região de transição GLr-CC com intervalo de 2,0 ms entre quadros	121
Figura 5.9	Oscilograma ilustrativo da transição GLr-CC	122
Figura 5.10	Mapa de transferência metálica com DBCP de 20 mm, tensão x velocidade de alimentação	123
Figura 5.11	Mapa de transferência metálica com DBCP de 20 mm, tensão x corrente média	123
Figura 5.12	Mapa de transferência metálica com DBCP de 35 mm, tensão x velocidade de alimentação	124
Figura 5.13	Mapa de transferência metálica com DBCP de 35 mm, tensão x corrente média	124
Figura 5.14	Ilustração dos testes realizados com DBCP de 20 mm	126
Figura 5.15	Ilustração dos testes realizados com DBCP de 35 mm	127
Figura 5.16	Rendimento de deposição x velocidade de alimentação para DBCP de 20 e 35 mm	128
Figura 5.17	Diluição x velocidade de alimentação para DBCP de 20 e 35 mm	129
Figura 5.18	Largura do cordão x velocidade de alimentação para DBCP de 20 e 35 mm	129
Figura 5.19	Reforço do cordão x velocidade de alimentação para DBCP de 20 e 35 mm	130
Figura 5.20	Penetração x velocidade de alimentação para DBCP de 20 e 35 mm	131
Figura 5.21	Relação reforço/largura x velocidade de alimentação para DBCP de 20 e 35 mm	132
Figura 6.1	Região CC para os três arames tubulares, tensão “versus” velocidade de alimentação	135
Figura 6.2	Região CC para os três arames tubulares tensão “versus” corrente média	135
Figura 6.3	Contornos da região de curto-circuito dos três arames tubulares, destacando os testes realizados	136
Figura 6.4	Diluição por tipo de arame, em função da tensão e em função da V_{alim}	139
Figura 6.5	Diluição x energia de soldagem e diluição média para os três arames	140
Figura 6.6	Rendimento de deposição, em função da tensão e em função da V_{alim}	141

Figura 6.7	Rendimento de deposição x energia de soldagem e Rendimento de deposição médio para os três arames	142
Figura 6.8	Constante de fusão por tipo de arame, em função da tensão e em função da V_{alim}	144
Figura 6.9	V_{alim} “versus” corrente média e constante de fusão média para os três arames	145
Figura 6.10	Frequência de curto-circuitos por tipo de arame, em função da tensão e em função de V_{alim}	147
Figura 6.11	Frequência de curto-circuitos x energia de soldagem e frequência média de curto-circuito para os três arames	148
Figura 6.12	Comparação dos oscilogramas de soldagens efetuadas com três diferentes arames tubulares, com os mesmos parâmetros de soldagem	150
Figura 6.13	Seção transversal do cordão de solda antes e após o ajuste da indutância	151
Figura 7.1	Localização do corpo de prova na superfície e na seção transversal da chapa de teste	156
Figura 7.2	Seção transversal das chapas revestidas com os quatro consumíveis	156
Figura 7.3	Detalhe da superfície das chapas revestidas	157
Figura 7.4	Análise comparativa de diluição dos CPs de desgaste por consumível	159
Figura 7.5	Análise comparativa de dureza média, máxima e mínima em função da faixa fornecida pelo fabricante	161
Figura 7.6	Detalhe dos Cps antes do desgaste	161
Figura 7.7	Avaliação de pré-desgaste	162
Figura 7.8	Análise comparativa de perda de massa por consumível	164
Figura 7.9	Análise comparativa de resistência ao desgaste por consumível	165
Figura 7.10	Análise comparativa de dureza, diluição e resistência ao desgaste do revestimento	167
Figura 7.11	Trilha de desgaste dos CPs para cada consumível	168
Figura 7.12	Imagens da trilha de desgaste por microscopia ótica (50X)	169
Figura 7.13	Imagens da trilha de desgaste feitas no MEV (1000X)	170
Figura 7.14	Perfil da trilha de desgaste por interferometria a laser	171
Figura 7.15	Desgaste em região com descontinuidades no revestimento (50X)	173
Figura 7.16	Microestrutura do arame FeCrC na interface com o MB e na superfície do revestimento (1000X)	175
Figura 7.17	Microestrutura e EDS do revestimento FeCrC (1000X)	176

Figura 7.18	Microestrutura do arame FeCrC+Nb na interface com o MB e na superfície do revestimento (1000X)	176
Figura 7.19	Espectro de EDS da matriz do revestimento FeCrC+Nb.	177
Figura 7.20	Microestrutura e EDS do revestimento FeCrC+Nb (1000X)	179
Figura 7.21	Microestrutura do arame FeCrC+Ti na interface com o metal de base e na superfície do revestimento (1000X)	180
Figura 7.22	Microestrutura e EDS do revestimento FeCrC+Nb (2000X)	181
Figura 7.23	Microestrutura do eletrodo revestido ER1 na interface com o metal de base e na superfície do revestimento (1000X)	182
Figura 7.24	Microestrutura e EDS do revestimento ER1 (1000X)	182
Figura 7.25	Porcentagem volumétrica de carbonetos totais	183
Figura 7.26	Detalhes da microestrutura para a determinação do PVCT, revestimento FeCrC e FeCrC+Nb	184
Figura 7.27	Detalhes da microestrutura para a determinação do PVCT, revestimento FeCrC+Ti e ER1	185
Figura 8.1	Detalhes das facas revestidas com cada consumível (antes da montagem dos mancais).	191
Figura 8.2	Detalhe de uma faca após a montagem do mancal	191
Figura 8.3	Vista interna do picador destacando a posição de montagem das facas	192
Figura 8.4	Facas desgastadas, com detalhe do canto de maior desgaste	194
Figura 8.5	Seção transversal do gume das facas com cada consumível	195
Figura 8.6	Desgaste total das facas e desgaste do revestimento por consumível	197
Figura 8.7	Histograma ilustrando o desgaste das facas por consumível	198
Figura 8.8	Resistência ao desgaste médio por consumível	200
Figura 8.9	Detalhe da superfície revestida de uma mesma faca antes e após o trabalho	201
Figura 8.10	Detalhes das facas após o desgaste	202
Figura 8.11	Detalhe da propagação de trinca na interface com o MB e próximo à superfície (50X)	203
Figura 8.12	Perfil da superfície desgastada das facas com os quatro consumíveis	204
Figura 8.13	Desgaste relativo por tonelada de cana na etapa final	206
Figura 8.14	Comparação da resistência ao desgaste em laboratório “versus” campo	208

LISTA DE TABELAS

Nº Tabela	Descrição da Tabela	Página
Tabela 2.1	Números do setor sucroalcooleiro na safra 2006/07	09
Tabela 2.2	Dados comparativos de revestimento em camisa de moenda com eletrodo revestido de 3,2 mm e arame tubular de 1,6 mm	66
Tabela 3.1	Dados dos consumíveis utilizados	74
Tabela 4.1	Dimensões e composição química nominal dos consumíveis, fornecida pelo fabricante	93
Tabela 4.2	Valores médios dos parâmetros de soldagem e dos principais parâmetros de desempenho	97
Tabela 5.1	Testes para definição da DBCP com arame FeCrC, diâmetro de 1,6 mm	111
Tabela 5.2	Parâmetros de soldagem e modos de transferência para os principais testes com DBCP de 20 mm	113
Tabela 5.3	Parâmetros de soldagem e modos de transferência para DBCP de 35 mm	114
Tabela 5.4	Parâmetros de soldagem, parâmetros geométricos, rendimento de deposição e diluição do metal base para os 14 testes realizados	127
Tabela 6.1	Parâmetros de soldagem e modos de transferência para delimitação da região de curto-circuito	134
Tabela 6.2	Parâmetros de soldagem dos testes realizados e parâmetros de desempenho	137
Tabela 6.3	Parâmetros de desempenho médios e desvio padrão para os três arames	138
Tabela 6.4	Parâmetros de soldagem para a soldagem das chapas de testes e confecção dos corpos de prova para ensaio de desgaste	152
Tabela 7.1	Resultados de diluição	158
Tabela 7.2	Resultados de dureza dos CPs	160
Tabela 7.3	Dados de desgaste por consumível	163
Tabela 7.4	Microestrutura básica dos revestimentos e microdureza das principais fases	174
Tabela 7.5	Porcentagem volumétrica de carbonetos totais (PVCT)	183

Tabela 7.6	Apresentação conjunta dos parâmetros avaliados	186
Tabela 8.1	Dados de desgaste das facas por consumível	196
Tabela 8.2	Dados de desgaste e resistência ao desgaste por consumível	198
Tabela 8.3	Desgaste relativo durante a etapa final	205
Tabela 8.4	Relação entre a resistência ao desgaste em laboratório e em campo	207

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

<i>AT</i>	= Arame tubular
<i>AWS</i>	= American Welding Society
<i>C</i>	= <i>Carbono</i>
<i>Cap.</i>	= <i>Capítulo</i>
<i>CC</i>	= Modo de transferência por curto-circuito
<i>CC/s</i>	= Curto-circuitos por segundo
<i>C_d</i>	= Constante de deposição
<i>C_f</i>	= Constante de fusão
<i>C_{f_m}</i>	= Constante de fusão média
<i>Cr</i>	= <i>Cromo</i>
<i>Cons</i>	= Tipo de consumível
<i>CP</i>	= Corpo de prova
<i>CSI</i>	= Condição de soldagem instável
<i>D</i>	= Diâmetro
<i>DBCP</i>	= Distância bico de contato-peça
<i>DDAT</i>	= Dispositivo de deslocamento automático da tocha
<i>Desg</i>	= Desgaste
<i>Desg_m</i>	= Desgaste médio
<i>Desg_{MB}</i>	= Desgaste do metal de base
<i>Desg_{rel}</i>	= Desgaste relativo por ton de cana
<i>Desg_t</i>	= Desgaste total por faca
<i>Desg_{t-m}</i>	= Desgaste total das facas por consumível (valores médios)
<i>d_l</i>	= Densidade linear do arame-eletrodo
<i>Dil</i>	= Diluição do eletrodo
<i>Dil_f</i>	= Diluição no final do corpo de prova
<i>Dil_i</i>	= Diluição no início do corpo de prova
<i>Dil_m</i>	= Diluição média
<i>Dist</i>	= Distância
<i>Dist_{camp}</i>	= Distância do ensaio em campo
<i>Dist_{lab}</i>	= Distância do ensaio em laboratório
<i>DP</i>	= Desvio padrão
<i>EDS</i>	= Espectroscopia de Energia Dispersiva de Raio-X

<i>ER1</i>	= Eletrodo revestido 1
<i>ER2</i>	= Eletrodo revestido 2
<i>Es</i>	= Energia de soldagem
<i>Fcc</i>	= Frequência de curto-circuitos
<i>Fcc_m</i>	= Frequência média de curto-circuitos
<i>FeCrC</i>	= Arame de liga ferro-cromo-carbono
<i>GL</i>	= Modo de transferência globular
<i>GL_r</i>	= Modo de transferência globular repulsiva
<i>GL_r-CC</i>	= Modo de transferência globular repulsiva/curto-circuito
<i>GT</i>	= Modo de transferência goticular ("spray")
<i>HV</i>	= Dureza Vickers
<i>I_m</i>	= Corrente média
<i>kd</i>	= Indutância de descida
<i>Ks</i>	= Indutância de subida
<i>L</i>	= Largura do cordão
<i>L_a</i>	= Comprimento de arame alimentado durante a soldagem
<i>Ma</i>	= Massa de arame alimentado
<i>M_c</i>	= Medida conhecida
<i>M_d</i>	= Massa de arame-eletrodo depositada
<i>MEV</i>	= Microscópio eletrônico de varredura
<i>Mo</i>	= Molibdênio
<i>Mn</i>	= Manganês
<i>M_r</i>	= Medida real
<i>M₇C₃</i>	= Carboneto hexagonal de cromo
<i>N</i>	= Número de rpm
<i>Nb</i>	= Nióbio
<i>+Nb</i>	= Liga FeCrC com adição de nióbio
<i>NbC</i>	= Monocarboneto de nióbio
<i>OMT</i>	= Outro modo de transferência
<i>p</i>	= Significância estatística em teste de hipótese
<i>P</i>	= Fósforo / Passo da solda
<i>P_{est}</i>	= Peso estimado de cana moído por faca
<i>P_{it}</i>	= Peso da faca no início do trabalho
<i>P_{it}</i>	= Peso da faca no final do trabalho
<i>P_{cana}</i>	= Peso total de cana processada no período
<i>Pn</i>	= Penetração

$Prev_m$	= Peso médio do revestimento
$PVct$	= Porcentagem volumétrica de carbonetos totais
$PVct_m$	= Porcentagem volumétrica média de carbonetos totais
Rd	= Rendimento de deposição
Rd_m	= Rendimento de deposição médio
$Rdesg$	= Resistência ao desgaste
$Rdesg_{lab}$	= Resistência ao desgaste em laboratório
$Rdesg_{campo}$	= Resistência ao desgaste em campo (na indústria)
Ref	= Reforço
S	= Enxofre
Sa	= Rugosidade superficial média
Sq	= Rugosidade superficial quadrática média
S_{ad}	= Área adicionada
S_{fund}	= Área fundida
Sku	= Coeficiente de achatamento superficial - <i>Kurtosis</i>
Si	= Silício
Ssk	= Coeficiente de simetria superficial - <i>Skewness</i>
t	= Tempo de ensaio
$Tdesg$	= Taxa de desgaste
T_{dep}	= Taxa de deposição
Ti	= Titânio
$+Ti$	= Liga FeCrC com adição de titânio e molibdênio
TiC	= Monocarboneto de titânio
T_{moag}	= Taxa de moagem de cana
t_{trab}	= Tempo de trabalho
$Transf$	= Modo de transferência
t_{sf}	= Tempo ativo de soldagem por faca
U_m	= Tensão média
U_r	= Tensão de referência
V	= Vanádio
$Valim$	= Velocidade de alimentação do arame
$Vsold$	= Velocidade de soldagem
W	= Tungstênio
μm	= Micrometro

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

O setor sucroalcooleiro vem apresentando grande expansão nos últimos anos no Brasil, em função da estabilidade do mercado mundial do açúcar e do aumento de consumo do etanol no mercado interno e pelo aumento da meta de utilização de biocombustíveis nos EUA, União Européia e Japão. O setor contava com 325 unidades produtoras operando na safra 2006/2007, 342 na safra 2007/2008, além da previsão de 373 em 2009/2010 e 412 na safra 2012/2013. Isso representa um aumento de 27% em 6 anos, sem contar os outros 61 projetos em estudos para implantação posterior.

A elevada capacidade produtiva com custos competitivos do setor sucroalcooleiro brasileiro, frente ao etanol de milho (americano) e ao de beterraba ou mandioca, além da grande quantidade de terra disponível para o cultivo da cana colocam o Brasil numa condição de liderança no mercado mundial do etanol. O País é, portanto, o maior produtor de açúcar do mundo e o segundo maior produtor de etanol, atrás apenas dos EUA, cuja produtividade, a partir do milho, é bastante inferior.

Por sua vez, a perda de material por mecanismos de desgaste representa um custo significativo para a operação de usinas de açúcar e destilarias de álcool, onde a deterioração das ferramentas é grande e a vida em serviço dos componentes é curta.

A redução da capacidade produtiva ocorre devido às paradas constantes para a substituição das peças desgastadas, bem como, pelos custos de recuperação das mesmas, envolvendo mão-de-obra, equipamentos e consumíveis de soldagem, dentre outros. Novas técnicas de soldagem e novos tipos de consumíveis (eletrodos) têm sido desenvolvidos para minimizar esses problemas.

A aplicação de revestimentos com o objetivo de reduzir o desgaste e, conseqüentemente os custos, busca o incremento da vida em serviço dos componentes e na redução das paradas para manutenção. Uma correta seleção do material depositado

permite, dentre outras coisas, transformar elementos descartáveis por desgaste em bens de capital recuperáveis, aumentar a resistência e prover as superfícies susceptíveis ao desgaste de características e propriedades desejadas e, em geral, aumentar a eficiência do processo em que tomam parte os elementos reconstruídos e/ou protegidos.

Foram feitas diversas visitas em usinas de açúcar e destilarias de álcool, com o objetivo de conhecer a realidade tecnológica do setor, identificando aspectos de operação e de manutenção dos equipamentos e ferramentas utilizadas no processamento da cana-de-açúcar, sua vida útil, ciclos de paradas programadas para manutenção, processos e técnicas envolvidas na recuperação de peças desgastadas, além da identificação dos equipamentos ou ferramentas mais afetados pelo desgaste. Verificou-se que os equipamentos que apresentam condições mais críticas do ponto de vista de desgaste abrasivo são: a mesa alimentadora, o nivelador, os roletes, as volandeiras, os mancais, o picador, o desfibrador e as moendas. Enquanto a maior parte dos equipamentos pode ser recuperada durante a entressafra (novembro a março, na região centro-sul), as facas picadoras e os martelos desfibradores precisam ser substituídos periodicamente, sendo os maiores responsáveis pelo curto ciclo de paradas programadas para sua substituição.

As facas picadoras, seguidas pelos martelos desfibradores, são as primeiras ferramentas a entrarem em contato com a cana-de-açúcar durante a preparação desta para a extração do caldo. Têm a função de cortar e desfibrar as células da mesma para possibilitar a maior eficiência na extração da sacarose nas moendas, estágio seguinte. Para aumentar a resistência ao desgaste, as ferramentas, geralmente construídas em aço carbono 1020 recebem a aplicação de uma camada de revestimento duro nas faces que entram em contato direto com a cana.

O desgaste acentuado dessas ferramentas se deve à elevada velocidade de impacto com a cana, na presença de elementos agressivos como areia, pedaços de madeira, raízes, pedras e ferro que são coletados durante o processo de carregamento. Além disso, acredita-se que fatores como a variedade da cana, a abrasividade do solo de cultivo, o método de colheita (manual ou mecanizada), a qualidade da lavagem da cana, dentre outros, possam ter influência relevante no volume de perda de massa das ferramentas.

O desgaste progressivo das facas picadoras e dos martelos desfibradores é responsável pela redução da eficiência na extração da sacarose, o que leva à realização das paradas programadas com o objetivo de realizar a sua substituição. Durante essas paradas, toda a produção é interrompida por um período de 8 a 12 horas, ocasionando uma significativa perda de produção, além do envolvimento de profissionais, materiais, ferramentas, equipamentos e consumíveis para a recuperação e substituição das ferramentas.

Após o período de trabalho, essas ferramentas são recuperadas por soldagem pela aplicação de revestimentos duros, utilizando-se diferentes processos, técnicas e consumíveis para a reposição do metal desgastado em serviço.

Tradicionalmente, a aplicação de revestimentos duros pelo setor industrial tem sido feita manualmente com o processo Eletrodo Revestido ou de forma automática com o processo Arco Submerso, quando a geometria ou dimensões das peças se adequam a essa aplicação. Devido à sua maior produtividade em relação ao primeiro, aliada à maior versatilidade quando comparado ao segundo, o processo Arame Tubular tem se tornado uma alternativa importante, contando com uma grande variedade de consumíveis para diferentes aplicações de revestimentos duros.

Diversos trabalhos já foram desenvolvidos investigando a resistência ao desgaste de depósitos de soldas de revestimentos duros, como Bálamo (1995), Martins Filho (1995), Hernandez (1997), Ribeiro (2004), Buchelly *et al* (2005), Buchanan, Shipway e McCartney (2007), Corrêa *et al* (2007), Carceller (2007), dentre outros. Entretanto, esses trabalhos ficaram restritos a avaliações em laboratórios e investigaram revestimentos aplicados com eletrodos revestidos ou com arames tubulares não recomendados para aplicação nos tipos de ferramentas que ora se propõe.

Neste trabalho foram utilizados três tipos de arames tubulares autoprotetidos de liga ferro-cromo-carbono indicados pelo próprio fabricante para aplicações no setor sucroalcooleiro, especialmente, em facas e martelos desfibradores. A diferença entre os arames refere-se aos diferentes teores de carbono, cromo, silício e manganês, além da adição de nióbio no segundo e a adição de titânio e molibdênio no terceiro.

Devido à carência de estudos que apontem qual o tipo de arame mais indicado para a aplicação citada ou mesmo que façam uma análise comparativa entre o desempenho dos arames tubulares com os eletrodos revestidos tradicionalmente utilizados pelo setor, este trabalho se propõe a apresentar contribuição nesse sentido.

O seu objetivo é, portanto, estudar a aplicação de revestimentos duros por soldagem com arames tubulares na resistência ao desgaste de facas picadoras de cana-de-açúcar. Isso é feito buscando apontar, a partir da identificação das particularidades da operação das facas picadoras e a partir de estudos iniciados em laboratório quanto ao comportamento dos arames durante a soldagem e quanto à resistência ao desgaste dos revestimentos, qual o arame com melhor desempenho em campo de forma comparativa com o eletrodo revestido considerado líder de mercado nessa aplicação.

Além disso, como objetivo secundário, busca-se também verificar se o ensaio por Roda de Borracha, empregado na maioria dos trabalhos que investigam revestimentos duros para aplicação em indústrias do setor sucroalcooleiro, é eficaz para simular os

mecanismos de desgaste em facas picadoras de cana-de-açúcar. Isso sendo comprovado contribuirá para a realização de estudos posteriores de avaliação de consumíveis ou condições de soldagem para esse fim.

Como a soldagem com arames tubulares apresenta maior produtividade que com eletrodos revestidos, caso se obtenha depósitos com resistência ao desgaste equivalente ou superior com o primeiro processo, esse pode se tornar uma opção economicamente viável ao revestimento de facas picadoras de cana-de-açúcar e, por extensão, de outros equipamentos do setor sucroalcooleiro que apresentem mecanismo de desgaste similar.

Foi efetuado um estudo da transferência metálica com os arames para conhecer particularidades do seu comportamento durante a soldagem e então, avaliada a influência dos modos de transferência, dos parâmetros de soldagem e do tipo de arame nos parâmetros de maior importância quanto à resistência ao desgaste dos depósitos de soldas. Após a realização de estudos e análises em laboratório, principalmente quanto à resistência ao desgaste, foi feita a aplicação de revestimento nas ferramentas de uma destilaria de álcool para avaliar o seu desempenho em situação real de trabalho.

Esta metodologia é importante porque no que se refere ao comportamento de desgaste, nem sempre os resultados de laboratório se repetem em campo, devido ao tribosistema mais complexo pela presença de outras variáveis e à combinação de diferentes mecanismos de desgaste. Por outro lado, uma experimentação direta em campo, sem análise anterior, poderia interferir nos processos produtivos, já que a aplicação de revestimento com baixo desempenho poderia provocar parada não programada da indústria e, conseqüentemente, transtornos nos processos de produção e prejuízos para a indústria.

Espera-se com a realização deste trabalho, propiciar uma avaliação mais ampla do desempenho dos arames tubulares para aplicações de revestimento duro com o objetivo de ampliar o universo de aplicações desse processo de reconhecida alta produtividade. Acredita-se que, aliando essa característica do processo Arame Tubular com técnicas ou tipo de arame que aumentem a resistência ao desgaste do revestimento duro em facas picadoras, poderá aumentar a vida útil das ferramentas, aumentar os intervalos entre paradas para reparo, diminuir os custos operacionais (manutenção e produção), além de contribuir para o aumento da produtividade e da competitividade do setor.

Dessa forma, as principais contribuições deste trabalho referem-se ao estudo da transferência metálica de arames tubulares autoprotetidos, à avaliação da resistência ao desgaste abrasivo de revestimentos aplicados com três arames tubulares em ensaio por Roda de Borracha, em comparação com um eletrodo revestido para revestimentos duros e, por último, a avaliação do desempenho dos consumíveis em situação real de trabalho, ou seja, na aplicação de revestimento em faca picadora de cana-de-açúcar.

O presente trabalho encontra-se dividido em 10 capítulos, tratando este, o Capítulo I, de uma breve introdução ao estudo proposto, apresentando os elementos motivadores e os objetivos da sua realização, de forma a inserir o leitor no contexto do trabalho.

O Capítulo II apresenta uma revisão bibliográfica, cuja fundamentação teórica alicerça o presente estudo. Inicia-se com informações básicas sobre o setor sucroalcooleiro, sobre desgaste (tipos e mecanismos), ligas de revestimento, microestrutura e resistência ao desgaste, fundamentos dos processos de revestimento, soldagem de manutenção, e processo de soldagem com arames tubulares. Os aspectos mais relevantes referentes ao estado da arte quanto aos assuntos abordados são apresentados ao longo do texto.

O capítulo III apresenta o desenvolvimento experimental, a descrição da metodologia adotada, dos materiais e equipamentos, desde o equipamento de soldagem, a bancada de testes, os arames tubulares e metal de base, até os ensaios de desgaste em laboratório e em campo, dentre outros.

O Capítulo IV apresenta os trabalhos preliminares realizados para o direcionamento da tese com suas respectivas análises e discussões.

No Capítulo V são apresentados os estudos para definição da região de trabalho via modos de transferência metálica. Nesse caso não se ambicionou esgotar os estudos referentes aos aspectos que regem a transferência metálica dos arames, nem tão pouco utilizar todo o ferramental tecnológico disponível no LAPROSOLDA para esse fim, mas de forma objetiva, identificar os modos de transferência e suas fronteiras para orientar a seleção da faixa de parâmetros de soldagem para a aplicação no trabalho.

O Capítulo VI apresenta a avaliação de desempenho dos três arames na região de curto-circuito, em termos de parâmetros geométricos do cordão de solda, diluição, rendimento de deposição, estabilidade do arco e constante de fusão.

No Capítulo VII são apresentados os resultados da avaliação de desgaste em laboratório, a microestrutura dos depósitos e a porcentagem volumétrica de carbonetos totais (PVCt).

No Capítulo VIII são apresentados os resultados da avaliação de desgaste dos revestimentos aplicados em facas picadoras de cana-de-açúcar e montadas no picador de uma destilaria de álcool para avaliação de desgaste em situação real de trabalho.

A apresentação das principais conclusões obtidas com o desenvolvimento do trabalho é feita no Capítulo IX, sendo que para a elucidação de questões não aprofundadas no mesmo, se apresentam no Capítulo X algumas propostas para estudos posteriores.

No Capítulo XI são apresentadas as referências bibliográficas responsáveis pela fundamentação teórica, bem como outras literaturas consultadas sobre os assuntos pesquisados, mas não citadas no texto.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é feita a revisão bibliográfica cuja fundamentação teórica alicerça o presente trabalho. Inicia-se com informações básicas sobre o setor sucroalcooleiro, equipamentos de extração do caldo da cana e ocorrência de desgaste nos mesmos, soldagem de manutenção em indústrias de açúcar e álcool, tipos de desgaste, mecanismos, desgaste abrasivo e métodos de avaliação de desgaste. Em seguida, faz-se uma abordagem sobre os fundamentos dos processos de revestimento, revestimentos duros, ligas de revestimento, propriedades dos revestimentos duros (microestrutura, dureza e diluição) e processo de soldagem com arames tubulares. Além disso, procura-se ao longo do texto, demonstrar o estado da arte referente aos assuntos de maior relevância abordados no trabalho.

2.1. Setor sucroalcooleiro

Nos últimos anos tem-se observado uma grande expansão do setor sucroalcooleiro no Brasil. Isso se deve ao surgimento dos veículos bi-combustível, da adição de álcool anidro na gasolina, do aumento das exportações de açúcar e álcool e, da substituição gradual do diesel pelo biodiesel, que requer no processo químico, a adição de álcool na proporção de 15%. As exportações de álcool saltaram de 700 milhões de litros em 2003, para 3 bilhões de litros em 2007 (US\$ 1,5 bilhão), principalmente, para os EUA, Coréia do Sul, Índia, Japão e Suécia, devido à preocupação maior dos países em reduzir a poluição e devido ao alto preço do petróleo no mercado internacional (Martins, 2005; JornalCana, 2008).

Segundo Alves Filho (2001), em 1983 o Brasil desenvolveu um sistema de moagem próprio, que veio a transformar-se no mais produtivo do mundo, substituindo os equipamentos de tecnologia australiana, introduzidos na década anterior. Entre 1980 e

1990, o setor iniciou o emprego de tecnologias para a redução dos custos de produção, iniciativa que foi consolidada na década seguinte. Na atualidade, o segmento trabalha em novos projetos, como a redução de perdas na fabricação de açúcar, a auto-suficiência energética, a melhoria da qualidade do açúcar e a diversificação da produção, principalmente por meio do aproveitamento do bagaço e da palha da cana, os quais podem ser aproveitados na produção de energia elétrica, de etanol e de celulose.

O álcool combustível nacional é bastante competitivo no cenário mundial, quanto ao quesito custo de produção, com preço de US\$ 0,20/l, contra US\$ 0,32/l nos Estados Unidos e US\$ 0,56/l na Europa, provenientes da cana-de-açúcar, milho e beterraba, respectivamente (Scandiffio, 2005).

O estado de São Paulo, seguido do Paraná, são os maiores produtores de cana-de-açúcar do Brasil, mas estão se esgotando as suas possibilidades de expansão. As novas fronteiras são os estados de Minas Gerais, Goiás e Mato Grosso. A Fig. 2.1 ilustra o mapa da cana da região Centro-sul, potencial de produção de cana-de-açúcar no Brasil. É formada pelo norte do Paraná, noroeste de São Paulo, Triângulo Mineiro, centro-sul de Goiás, região sudeste do Mato Grosso e região Centro-leste do Mato Grosso do Sul (Martins, 2005; Scandiffio, 2005).

A segunda maior fonte de energia do Brasil são os produtos da cana-de-açúcar, que representam 15,82% da matriz energética, ficando atrás somente dos produtos do petróleo (40,36%), mas à frente da energia hidráulica (14,49%) e da lenha (14,80%). Esses dados oficiais são de 2004 e é certo que em 2006, ano da auto-suficiência do petróleo no Brasil, a participação dos produtos da cana-de-açúcar, incluindo o etanol, tenha sido percentualmente ainda maior (Otto, 2006).



Figura 2.1 – Mapa da cana - Região Centro-sul

O setor que contava com 308 unidades industriais, responsáveis pelo cultivo de 5 milhões de hectares (em torno de 1,5% das terras agriculturáveis do Brasil), em 2001,

passou a operar com 334 unidades em 2005 e apresentou crescimento do mercado consumidor, em média, 10% ao ano durante cinco anos seguidos (Alves Filho, 2001; Santos *et al*, 2005). Estima-se a operação de 350 unidades sucroalcooleiras em 2007, sendo que pelo menos 90 usinas novas devem surgir até 2010 no Brasil, sem contar com a ampliação das existentes, para suprir à crescente demanda do mercado por seus produtos (Montanini, 2006). A Tab. 1 apresenta de forma ilustrativa os números do setor sucroalcooleiro no Brasil.

Em um cenário proposto por Scandifio (2005), de crescimento da oferta de álcool combustível de 5,6% ao ano, a capacidade instalada em 2004 (17.700 mil m³) seria triplicada em 20 anos, passando a 52.721 mil m³, em 2024.

Tabela 1 – Números do setor sucroalcooleiro na safra 2006/07 (JornalCana, 24/05/2008).

Movimenta	R\$ 41 bilhões
Representa	3,65% do PIB
Gera	4 milhões de empregos
Emprega	72.000 agricultores
Produção de cana	420 milhões de toneladas
Produção de açúcar	30 milhões de toneladas
Produção de álcool	17,5 bilhões de litros
Exportação de açúcar	19 milhões de toneladas/US\$ 7 bilhões
Exportação de álcool	3 bilhões de litros/US\$ 1,5 bilhão
Recolhimento de impostos	R\$ 12 bilhões
Investimento	R\$ 5 bilhões/ano
Compõe-se	344 unidades em operação + projetos

2.2. Equipamentos de extração do caldo da cana-de-açúcar

A extração do caldo da cana para a posterior produção do álcool ou do açúcar passa por várias etapas. Na primeira, após o descarregamento, a cana é lavada e alimentada em esteiras através da mesa alimentadora. Em seguida, passa pelo setor de preparo (nivelador, picador e desfibrador) e posteriormente pelas moendas (Copersucar, 2008).

Segundo Nogueira e Filho (2005), o “preparo” da cana para moagem consiste em um processo de desintegração, visando destruir a resistência da parede dura da cana (casca e nós), romper o maior número de células parenquimatosas que armazenam o caldo, bem como uniformizar o “colchão de cana” favorecendo a capacidade unitária do aparelho de extração. Tais procedimentos facilitam o trabalho da moenda, reduzindo as perdas inevitáveis de sacarose no bagaço. A quantidade de caldo extraído é função direta da

intensidade desse preparo. Assim, os equipamentos preparadores operam com alta velocidade e baixa pressão, sem, no entanto, extrair o caldo.

O objetivo básico do preparo da cana é aumentar a sua densidade, bem como, realizar o máximo rompimento das células para liberação do caldo nelas contido, obtendo-se, portanto, uma maior eficiência de extração (Copersucar, 2008). A Fig. 2.2 ilustra a representação esquemática dos equipamentos envolvidos. Em seqüência, os mesmos serão mais detalhadamente descritos.

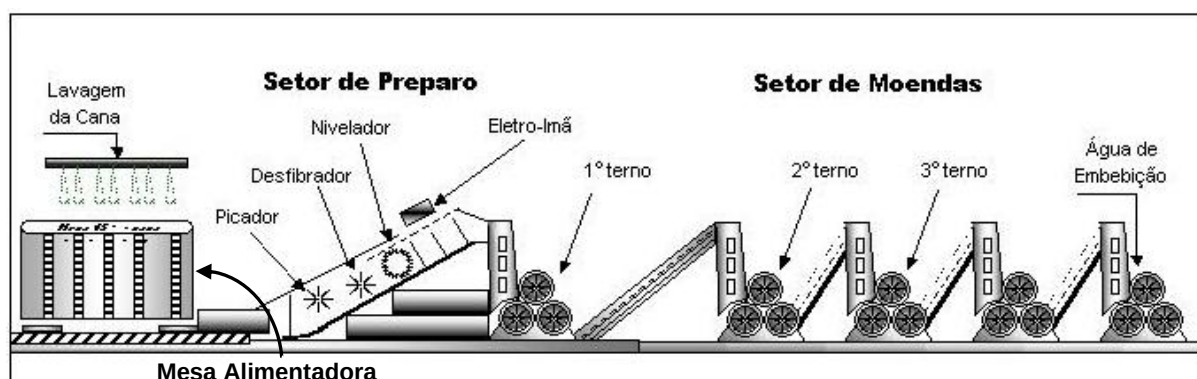


Figura 2.2 – Representação esquemática dos equipamentos de preparo e extração do caldo (Copersucar, 2008).

2.2.1. Mesa alimentadora

A mesa alimentadora é o primeiro equipamento a entrar em contato com a cana durante o beneficiamento da mesma e tem a função de controlar a quantidade de cana sobre a esteira. Recebe as cargas de cana do estoque, ou diretamente dos caminhões, transferindo-as a uma ou mais esteiras metálicas que a conduzem até as moendas, passando antes pelo setor de preparo (Vide Fig. 2.2). Apresenta uma parte rodante, formada por eixos, correntes e taliscas para a elevação da cana de forma a facilitar a operação de lavagem e alimentação mais uniforme da mesma sobre a esteira. Conforme a sua inclinação, pode ser classificada como convencional (inclinação de 5° a 17°) ou de grande inclinação (45°).

A lavagem da cana, efetuada sobre as mesas alimentadoras, visa a retirada de terra, areia e outros materiais estranhos, com a finalidade de obter um caldo de melhor qualidade e aumentar a vida útil dos equipamentos subsequêntes, pela redução dos agentes de desgaste. Essa lavagem não é feita na cana picada, colhida mecanicamente, pois isto provocaria um arraste muito grande de sacarose pela água.

A Figura 2.3 apresenta detalhes da mesa alimentadora durante a parada (Fig. 2.3a) e durante a operação (Fig. 2.3b), permitindo visualizar o processo de lavagem. A seta indica a posição da esteira de transporte da cana aos equipamentos de preparo.

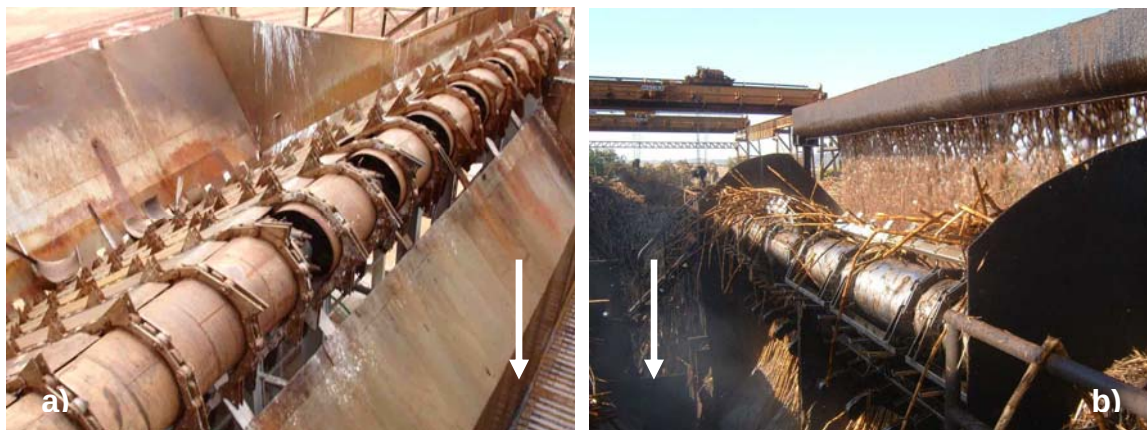


Figura 2.3 – Detalhe da mesa alimentadora durante a parada (a) e em operação (b).

2.2.2. Picador

O picador é constituído por um ou dois jogos de facas em seqüência (o primeiro, no caso de jogo duplo é apenas nivelador) que prepara a cana a ser enviada ao desfibrador. É um equipamento rotativo de facas oscilantes que opera a uma velocidade periférica em torno de 60m/s e tem por finalidade aumentar a densidade do colchão de cana, ao cortá-la em pedaços menores, preparando-a para o trabalho do desfibrador (Copersucar, 2008).

Segundo Nogueira e Filho (2005), as facas “picadoras” têm a função de retalhar, cortar e picar as canas, melhorando consideravelmente a alimentação da primeira unidade esmagadora. Essas facas são recobertas por um cofre metálico, munido de portas de acesso, o qual evita a projeção de pedaços de cana para fora da esteira. O acionamento das mesmas é feito por motor elétrico, por máquina a vapor de alta rotação ou por turbina a vapor.

Segundo Hugot (1986) *apud* Espinosa *et al* (2004), as facas picadoras devem ser construídas de um aço resistente ao desgaste e com boa resistência mecânica, como os aços de liga Cr-W-V, com uma resistência máxima à tração de 2100 MPa e dureza no fio de 57 a 58 HRC. Entretanto Espinosa *et al* (2004) afirmam que na atualidade, visando a redução de custos de fabricação, são utilizados aços de baixo carbono com resistência máxima à tração de 380 MPa e obtendo-se a dureza do fio de corte com a utilização de eletrodos de alta resistência e dureza.

Segundo Espinosa *et al* (2004), a fadiga, devido ao trabalho de picagem da cana, é uma importante causa de falha de facas picadoras de cana-de-açúcar quando essas são construídas em aço baixo carbono de baixa resistência. Nesses casos, por razões econômicas, utiliza-se material mais barato e reforça-se o fio de corte com revestimentos duros, descuidando-se da resistência volumétrica.

A Figura 2.4a mostra a vista interna de um picador de seis eixos e dez facas por eixo. É possível identificar a esteira que arrasta a cana contra o picador, na parte inferior da figura, bem como, a região de entrada da cana indicada pela seta. A Fig. 2.4b mostra detalhe de uma faca picadora desgastada, a qual tem espessura de 25 x 180 x 580 mm.

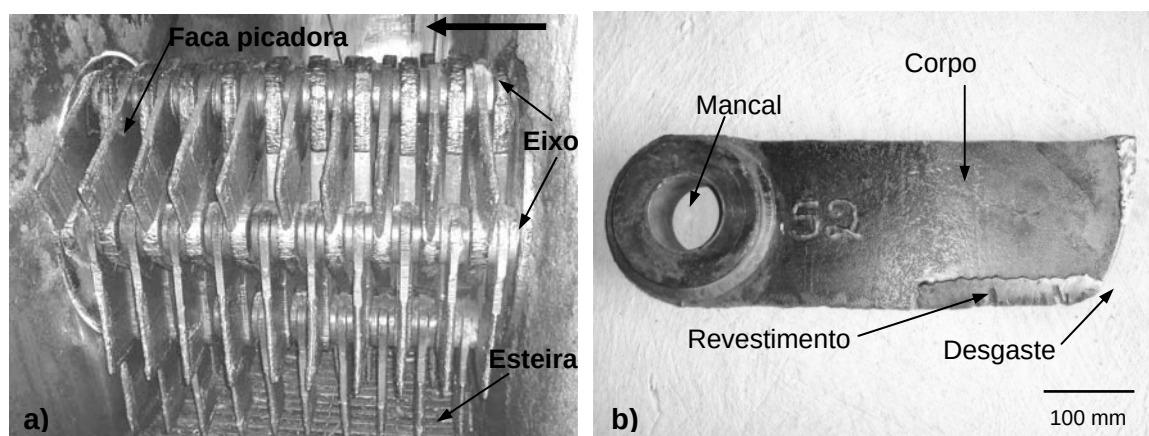


Figura 2.4 – Vista interna do picador (a) e detalhe de uma faca picadora (b).

2.2.3. Desfibrador

O desfibrador é formado por um tambor alimentador que compacta a cana à sua entrada. Em seguida, um rotor constituído por um conjunto de martelos oscilantes que gira em sentido contrário ao avanço da esteira, com velocidade periférica de 60 a 90m/s, forçando a passagem da cana por uma pequena abertura (1 cm) ao longo de uma placa desfibradora. O desfibrador é composto de martelos pesados com a função de desfibrar a cana para aumentar a eficiência na extração do caldo no estágio seguinte (setor de moendas), porém mantendo uma estrutura fibrosa longa (Copersucar, 2008). Para isso, possui maior número de ferramentas (martelos), gira em maior velocidade e os martelos possuem uma maior área de contato com a cana do que as facas picadoras (Nogueira e Venturini Filho, 2005).

A Figura 2.5a mostra detalhes internos de um desfibrador de oito eixos e dez martelos por eixo. A vista é do lado posterior do desfibrador (saída da cana). A seta indica o tambor alimentador, parcialmente encoberto pelo conjunto de martelos. Na parte superior do desfibrador encontra-se a placa desfibradora, não visível na imagem. A Fig. 2.5b apresenta detalhe da extremidade de um martelo, desgastada pela operação.

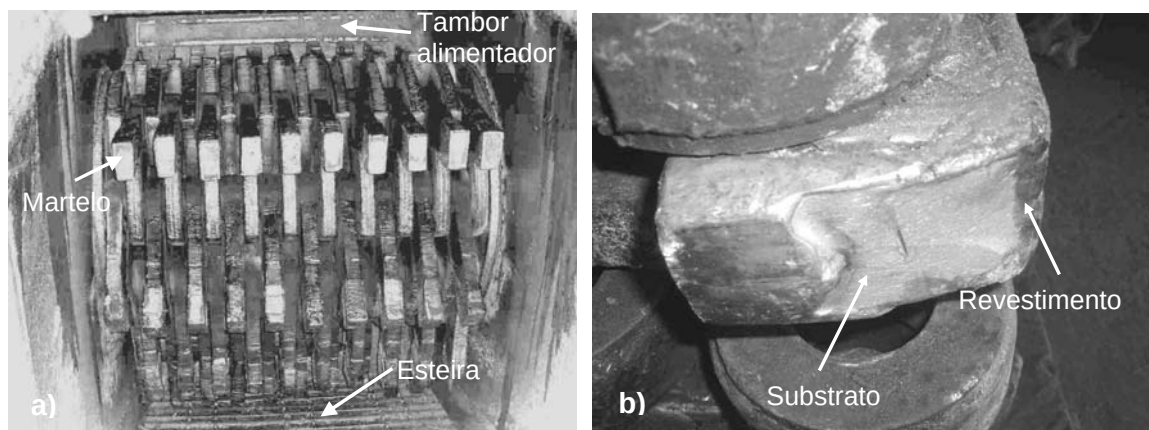


Figura 2.5 – Vista interna do desfibrador (a) e detalhe de um martelo desgastado (b).

2.2.4. Moendas

A moagem da cana é um processo que visa extrair o máximo do caldo contido na cana já desfibrada ao fazê-la passar entre dois rolos submetidos à determinada pressão e rotação, aumentando o rendimento de extração e dessa forma produzindo um bagaço final em condições de propiciar uma rápida queima nas caldeiras (Copersucar, 2008).

A moenda é constituída de 3 cilindros ranhurados, os quais têm os seus centros ligados, formando um triângulo isósceles. Cada conjunto de rolos de moenda, montados numa estrutura denominada "castelo", constitui um terno de moenda. O número de ternos utilizados no processo de moagem varia de quatro a sete e cada um deles é formado por três rolos principais denominados: rolo de entrada, rolo superior e rolo de saída (Ver detalhe também na Fig. 2.2). Normalmente as moendas contam com um quarto rolo, denominado rolo de pressão, que melhora a eficiência da alimentação. A carga que atua na camada de bagaço é transmitida por um sistema hidráulico que atua no rolo superior (Nogueira e Venturini Filho, 2005; Copersucar, 2008). A Fig. 2.6 apresenta uma visão geral das moendas, sendo a Fig. 2.6a, uma moenda em operação e a Fig. 2.6b, durante processo de manutenção.

Como já no primeiro terno a quantidade de caldo, que era de sete partes para cada uma de fibra, cai para uma relação de dois a dois e meio, o processo de embebição é

utilizado, diluindo o caldo residual e aumentando a extração de sacarose para o próximo terno. Isto permite a extração de 92 a 96 % da sacarose para a produção de açúcar e álcool, além de bagaço com umidade final de aproximadamente 50% (IPT, 1990 e Higa, 2003).

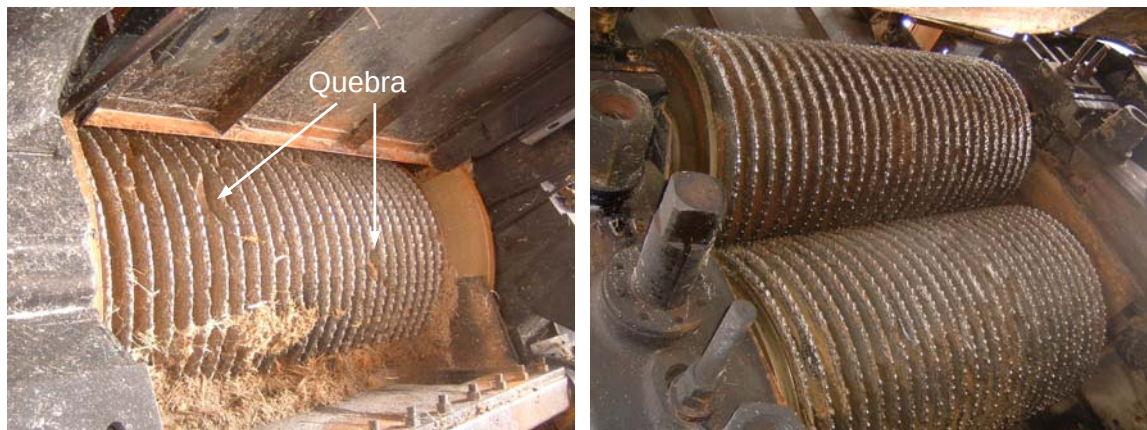


Figura 2.6 – Vista das moendas em operação e em manutenção.

Como acessórios principais das moendas, destacam-se os “pentes” ou “raspadores” e a “bagaceira”, cujas finalidades são de manter as ranhuras dos cilindros limpas e conduzir a cana parcialmente esmagada para um segundo esmagamento. A operação de extração propriamente dita consiste em passar a cana preparada através da primeira unidade e encaminhar o bagaço resultante através de esteiras intermediárias para outras unidades, a fim de ser submetido a novas compressões. A baixa extração é consequência, principalmente, da má regulagem da moenda, da deficiência no preparo da cana ou de alimentação irregular (Nogueira e Filho, 2005).

2.3. Desgaste dos equipamentos de preparo da cana

Durante o serviço, os rolos de moendas, construídos em ferro fundido, sofrem elevado desgaste que provocam paradas de máquinas e, como consequência, redução da produtividade e elevação do custo de produção. O desgaste é provocado pelo deslizamento de vários materiais na superfície dos rolos, como sucatas, refugos, o próprio bagaço da cana, areia, terra e outros materiais estranhos, bem como, pela corrosão devido à acidez do caldo da cana (Buchanan, Shipway and McCartney, 2007).

Segundo Prisco (1993), por meio de um revestimento por soldagem com ligas especiais, é possível se conseguir com a técnica de revestimento preventivo, proteger e aumentar a durabilidade do rolo em serviço em até 300%. As usinas, até a década de 70, funcionavam com a moagem direta, usando rolos de ferro fundido ou aço SAE 1045, os quais duravam em média a metade da safra e exigindo a parada do equipamento para a

substituição da moenda e a recuperação da peça desgastada. Atualmente, os rolos revestidos são capazes de operar continuamente por toda uma safra (sete meses).

Na unidade de preparo da moagem da cana (recebimento, corte, desfibrção) o desgaste é de natureza mecânica, enquanto na moagem ocorre também o desgaste corrosivo, devido à acidez do caldo. Nas unidades subseqüentes de tratamento do caldo e de fabricação do açúcar, o desgaste por corrosão é predominante, sendo agravado pela erosão provocada por sólidos em suspensão. Existem muitos parâmetros que contribuem para o desgaste das peças, como o tipo de solo, tipo de colheita, eficiência de lavagem, qualidade da matéria prima, dentre outros (Prisco, 1993; Santos et al, 2005).

Os equipamentos considerados críticos são classificados em dois grupos principais, segundo o tipo de desgaste apresentado por seus componentes: dentre os que apresentam desgaste mecânico estão a mesa alimentadora, o nivelador, o picador (facas), o desfibrador (martelos), as moendas, os roletes, a volandeira e os mancais; por outro lado, na coluna refrigeradora, na coluna de sulfitação, no evaporador, na cozedora, no aquecedor e nas tubulações predomina o desgaste corrosivo (Prisco, 1993; Santos et al, 2005).

Dentre os equipamentos de preparo, as facas e os martelos desfibradores são os primeiros a entrarem em contato com a cana. Devido ao atrito com a casca da cana e com outros elementos estranhos ao processo, como pedaços de ferro, madeira, pedras, areia e outros, aliado à alta velocidade de impacto (até 1200 RPM), essas ferramentas sofrem acentuado desgaste abrasivo. Em função disso, as facas e martelos construídos em aço baixo carbono devem receber uma camada de revestimento duro para prover resistência ao desgaste abrasivo (Prisco, 1993; Espinosa *et al*, 2004; Santos et al, 2005). Não se obteve, na bibliografia consultada, maiores informações sobre o desgaste em facas picadoras de cana-de-açúcar.

2.4. Soldagem de manutenção em indústrias de açúcar e álcool

As usinas brasileiras param com o processo de moagem, durante a entressafra (período em torno de cinco meses, geralmente entre novembro e abril, na região Centro-Sul e março a agosto, nas regiões Norte e Nordeste), desmontam todos os conjuntos e realizam a operação de manutenção geral, onde aproximadamente 70% dos equipamentos são recuperados por soldagem, através de diversos procedimentos específicos. A solda de manutenção corretiva é aplicada após a peça ter sido tirada do trabalho pelo excessivo desgaste sofrido. Durante a solda de manutenção preventiva, aplica-se na superfície sujeita ao desgaste da peça nova, um revestimento duro, cujas características de resistência ao desgaste são superiores às do metal base (Prisco, 1993; Santos et al, 2005).

O setor sucroalcooleiro tem se apresentado como o grande filão do mercado de insumo para soldagem, segundo afirmações dos fabricantes de consumíveis, com principal foco na soldagem de revestimentos duros (Santos et al, 2005).

A soldagem nas usinas de açúcar e destilarias de álcool, antes aplicadas apenas em caráter emergencial e sem procedimentos qualificados, tem levado as empresas do setor a qualificarem seus procedimentos de soldagem e a utilizar técnicas de ensaios não destrutivos (líquidos penetrantes, partículas magnéticas e ultra-som). Isso tem sido feito para prevenir paradas ou garantir maior qualidade da solda. Entretanto, nessa área de manutenção corretiva envolvendo recondicionamento por soldagem, existe uma grande heterogeneidade no modo de agir das empresas do setor.

Existem unidades sucroalcooleiras que optam em não utilizar soldas de recondicionamento, optando por substituir peças trincadas ou desgastadas por peças novas. Outras empresas procuram realizar esses reparos utilizando-se de mão-de-obra própria, na maioria das vezes sem qualificação, sem acesso a procedimentos qualificados e, com frequência, sem a noção dos cuidados requeridos para a soldagem dos materiais. Uma opção muito utilizada é a contratação de empresas especializadas em recondicionamentos que executam os reparos de peças de grande porte nas instalações da própria usina (Santos et al, 2005).

A soldagem tem papel fundamental na fabricação e manutenção em todos os segmentos industriais, inclusive no setor sucroalcooleiro. Os equipamentos envolvidos na etapa inicial de fabricação do açúcar e do álcool - a extração do caldo - são submetidos a severos mecanismos de desgaste, devido à ação abrasiva do bagaço da cana e outros elementos estranhos, e necessitam de reparos constantes. Assim, peças como facas, martelos e moendas, dentre outras, sofrem desgaste e são recuperadas por soldagem. Dessa forma, a soldagem ganhou uma importância significativa no aumento da vida útil dos equipamentos usados na indústria sucroalcooleira (Paranhos, 2003).

O uso da soldagem no setor sucroalcooleiro não pára por aí: muitas outras peças e equipamentos são fabricados ou recuperados por soldagem, como os eixos que acionam as moendas, engrenagens de acionamento, bagaceiras, tubulações em toda a usina, e a fabricação de equipamentos (caldeiraria). A tecnologia da soldagem evoluiu a tal ponto que, hoje em dia, ligas especiais resistentes ao desgaste foram desenvolvidas e são usadas no revestimento destas peças, que oferecem vida útil até 10 vezes superior ao metal de base ou substrato (normalmente aço ou ferro fundido), sem esse revestimento. Atualmente várias peças são previamente revestidas por soldagem antes de entrar em operação, pois aumentam sobremaneira a vida útil dos equipamentos, minimizando paradas da linha de fabricação para substituição de peças, e aumentando a produtividade das usinas (Paranhos,

2003).

Em outro procedimento bastante utilizado no setor, não se espera a peça sair do trabalho após o desgaste total: durante o trabalho, faz-se o revestimento por solda, evitando a parada do equipamento, aumentando a durabilidade e a sua vida útil. O exemplo mais típico é o “chapisco”, o qual consiste na aplicação de revestimento nos rolos de moendas com o equipamento em operação, através de eletrodos à base de carboneto de cromo e ferro. O eletrodo é capaz de operar no meio do caldo com grande estabilidade, fazendo um depósito em forma de “spray”, que aumenta a rugosidade da superfície e proporciona uma maior “pega” do bagaço. A consequência é uma maior produtividade do processo de moagem e maior vida útil das moendas. Essas técnicas permitem que as moendas trabalhem por toda a safra. Entretanto as facas e os martelos desfibradores ainda constituem “gargalo” das empresas, pois forçam a realização de paradas mensais para a sua substituição (Prisco, 1993; Santos et al, 2005).

Apesar de alguns dados na literatura tratando da aplicação de revestimento em rolos de moendas, pouco ou nada se encontra no que se refere ao revestimento das facas picadoras e martelos desfibradores. Cujos dados técnicos aparentam ficar restritos às empresas que prestam serviços de manutenção ao setor ou então de posse de cada unidade sucroalcooleira, as quais desenvolvem técnicas específicas para o atendimento de suas próprias necessidades.

2.5. Fundamentos do processo de revestimentos

Habitualmente as operações de revestimento são definidas como a deposição de metal de aporte sobre a superfície de um metal base, com o propósito de prover as propriedades e/ou dimensões requeridas da peça em condições de serviço. Existem várias categorias de revestimentos que são utilizadas de acordo com as propriedades que se desejem obter, conforme descrito a seguir:

2.5.1. Revestimentos de aços inoxidáveis (“cladding”)

São utilizados, geralmente, para depositar uma capa de metal de aporte sobre um aço ao carbono de baixa liga com o propósito de prover na superfície uma proteção contra a corrosão ambiental, quando em geral, a resistência do revestimento não é incluída no projeto do componente. Esse tipo de revestimento pode ser aplicado para resistir à corrosão localizada (“pitting”), gretas de corrosão, corrosão intergranular e corrosão de baixas tensões. A resistência à corrosão do revestimento, em muitos casos, é o fator limitante na

vida do componente, sendo, portanto, a primeira consideração a ser levada em conta para selecionar a liga, o processo de soldagem e o procedimento a utilizar (Conde, 1986).

2.5.2. Revestimentos de reconstrução (“build up”)

Refere-se à adição de metal por soldagem, na superfície do metal base, com o objetivo de restaurar as dimensões originais no componente. A resistência da solda é um importante pré-requisito que deve ser considerado no projeto (Conde, 1986).

2.5.3. Amanteigamento (“buttering”)

Aplicação de um ou mais passes de solda na face da junta. A diferença do caso anterior está no fato de ser usado por razões metalúrgicas e não por controle dimensional. Um exemplo clássico é a deposição de ligas de alto níquel sobre uma base de aço de baixa liga. A parte amanteigada pode ser usada na condição como soldada ou sofrer tratamento térmico posterior para a obtenção de propriedades especiais (Conde, 1986).

2.5.4. Revestimentos duros (“hardfacing”)

Segundo Hutchings (1992), entende-se por revestimento duro, uma liga homogeneamente depositada por soldagem, na superfície de um material mole, geralmente um aço de baixo ou médio carbono, com o propósito de aumentar a sua dureza e resistência ao desgaste, sem provocar perda significativa de ductilidade e tenacidade do substrato. Conde (1986) afirma que os revestimentos duros são empregados com o fim de reduzir o desgaste por abrasão, erosão, impacto ou cavitação.

Usualmente são aplicados pelos processos de soldagem Oxiacetilênico (OFW) a Arco Elétrico com Eletrodos Revestidos (SMAW), MIG/MAG (GMAW), Arco Submerso (SAW) e Arames Tubulares (FCAW). Os eletrodos revestidos são utilizados devido ao seu baixo custo e facilidade de aplicação, enquanto os arames tubulares têm sido preferidos pela alta produtividade aliada à alta qualidade de solda (Buchely et al, 2005). A Fig. 2.7 ilustra um exemplo típico, em forma seqüencial, da reconstrução e aplicação de revestimento duro em um martelo triturador de material.

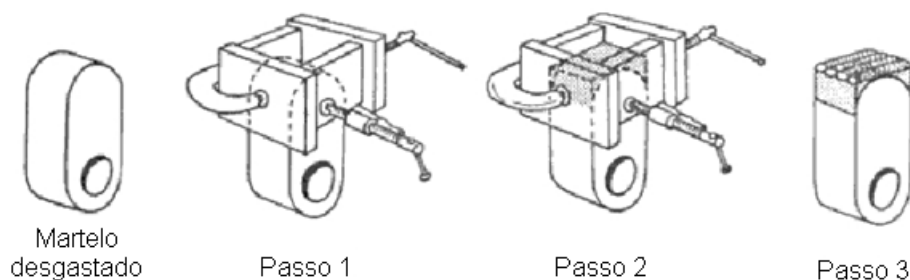


Figura 2.7 – Seqüência de reconstrução de um martelo desgastado (Conde, 1986).

2.6. Desgaste

2.6.1. Definição de desgaste

Existem diversas definições para desgaste na literatura especializada, com pequenas variações entre elas. Segundo a ASTM (1990), desgaste pode ser definido como “a deterioração ou dano de uma superfície sólida, geralmente com perda de material, devido ao movimento relativo desta superfície em contato com outra ou com outras substâncias”. Stoeterau (2004) define desgaste como a “indesejável e cumulativa mudança de dimensões motivada pela remoção gradual de partículas discretas da superfície em contato e com movimento relativo, devido, predominantemente, às ações mecânicas”. Na realidade, a corrosão, muitas vezes interage com o processo de desgaste modificando as características das superfícies sob desgaste, através da reação com o meio ambiente.

2.6.2. Classificação de desgaste

Devido à complexidade dos fatores envolvidos no desgaste, procura-se estabelecer classificações que facilitem o estudo do fenômeno e a sua prevenção. Entretanto, a classificação dos vários tipos de desgaste é difícil, pois há muita divergência entre os mesmos e seus efeitos. Existem situações onde um tipo de desgaste muda para outro, ou onde dois ou mais tipos podem operar juntos (Eyre, 1991).

Budinski (1987) faz a seguinte classificação dos tipos de desgaste: desgaste por abrasão, erosão, adesão ou fricção e fadiga térmica. Em geral pode-se dizer que os metais em serviço estarão expostos a algum grau de corrosão como consequência das condições ambientais, de maneira que películas ou produtos de corrosão, invariavelmente, modificarão o processo de desgaste.

Em ambientes industriais, de uma forma geral, o desgaste e respectiva porcentagem de ocorrência podem-se apresentar como: abrasão (50%), adesão (15%), erosão (8%),

fricção (8%) e corrosão (5%). Compreende-se, também, que a resistência à solicitação de desgaste não é propriedade intrínseca de um material, mas sim, característica do sistema ou do equipamento ao qual o componente está ligado mecanicamente e do seu meio operacional (Eyre, 1991).

Serão apresentados conceitualmente, a seguir, os principais tipos de desgaste. Entretanto, devido à sua predominância no desgaste dos equipamentos do setor sucroalcooleiro, em especial nos de preparo da cana, de maior interesse neste trabalho, em seqüência dar-se-á maior ênfase à apresentação e discussão do desgaste abrasivo.

2.6.2.1. Desgaste por deslizamento

O termo desgaste adesivo é usado algumas vezes, segundo Hutchings (1992), para descrever o desgaste por deslizamento (denominação preferida), mas seu uso pode ser um equívoco. Adesão representa um importante papel nesse tipo de desgaste, mas é apenas um dos vários processos físicos e químicos envolvidos. Dentre esses processos, apesar de divergências entre a denominação usada na Europa e nos EUA, citam-se o desgaste por rolamento ("*Scuffing*"), o riscamento por atrito ("*Scoring*") e a descamação ("*Galling*").

Para Conde (1986), o desgaste por deslizamento é ocasionado predominantemente por rolamento entre os metais. Existe uma variedade de fatores que intervêm quando dois metais friccionam entre si, sendo os principais, a *adesão* e a *delaminação*. A *adesão* ocorre quando os picos e asperezas de uma superfície aparentemente polida entram em contato entre si e se soldam. A consequência imediata é o arrancamento e ruptura do metal e ao mesmo tempo a transferência de metal de uma peça à outra. Por outro lado, a *delaminação* apresenta um mecanismo de remoção diferente, apesar de ser produzido também por contato entre as asperezas. Nesse caso, a fricção repetida, principalmente entre metais similares, origina fissuras e gretas superficiais que, ao unirem-se umas às outras, fazem desprender pequenas lâminas de metal da superfície. O desgaste obtido por deslizamento dependerá tanto da característica dos metais a friccionar quanto da capacidade de formar soldas localizadas. Nos metais que apresentam pouca tendência a aderir-se predominará a fadiga superficial como resultado de deformações elásticas e plásticas.

2.6.2.2. Desgaste erosivo

O desgaste erosivo origina-se usualmente no transporte de fluidos, onde a carga é distribuída em um grande número de pequenas partículas, as quais golpeiam a superfície,

geralmente em altas velocidades. O impacto de gotas de líquido e de partículas sólidas é outra forma de erosão (Conde, 1986).

Segundo Hutchings (1992) a erosão por partículas sólidas ocorre quando discretas partículas sólidas golpeiam uma superfície, sob a ação de diversas forças de diferentes origens. Apesar da importância da força da gravidade, a força dominante é a força de contato exercida pela superfície. A extensão do desgaste depende da quantidade e da massa individual das partículas, além da sua velocidade de impacto. A erosão de metais geralmente envolve deformação plástica. Entretanto, em materiais frágeis o desgaste pode ocorrer junto com fratura, dependendo das condições de impacto.

2.6.2.3. Desgaste por Impacto

Apesar de não mencionado nas classificações anteriores, o desgaste por impacto será apresentado pela sua singular importância. Segundo Conde (1986), o choque entre dois corpos produz uma deformação na área de contato, cuja magnitude estará associada à energia consumida no impacto. Atuam nesse tipo de desgaste, dois mecanismos que dependem da dureza e tenacidade dos materiais. O primeiro mecanismo implica na *deformação* superficial e subsuperficial em ambas as superfícies de contato devido à momentânea carga de compressão que se traduz em fluxo plástico. O segundo é a *fratura* do material por efeito da fadiga resultante de repetidos impactos.

2.6.2.4. Desgaste produzido pelo meio

Este tipo de desgaste, presente em muitos equipamentos do setor sucroalcooleiro, se deve normalmente a dois fatores que ocorrem na superfície do material: *corrosão ambiental* e *fadiga térmica*. A *corrosão* ocorre simultaneamente com outros mecanismos, podendo ser localizada ou estendida a toda a superfície. Geralmente se deve ao ataque de um meio agressivo em contato com o metal, produzindo-se reações químicas e eletroquímicas. A *fadiga térmica* também se associa a algum outro mecanismo de desgaste. Uma prolongada operação a altas temperaturas ou mudanças bruscas de temperatura deteriorará a superfície do metal. Isso traz como consequência uma forte oxidação que conduz a fragmentação e fratura da superfície. A geometria, o tamanho e a dureza da partícula de óxido formado podem, em muitos casos, acelerar o processo de desgaste (Conde, 1986).

2.6.2.5. Desgaste abrasivo

São encontradas na literatura diversas definições de desgaste abrasivo, que permitem contradições entre si quanto à real natureza dos fenômenos envolvidos na sua ação.

Segundo Zum Gahr (1987), “desgaste abrasivo é o deslocamento de material causado pela presença de partículas duras entre duas superfícies que possuem movimento relativo. Essas partículas podem estar entre as superfícies ou incrustadas em uma delas. O desgaste abrasivo pode ainda ser ocasionado pela presença de protuberâncias duras em uma, ou nas duas superfícies móveis”. Ou, como a definição de Hutchings (1992): “No desgaste abrasivo, o material é removido ou deslocado da superfície de um corpo por partículas duras, ou protuberâncias duras no contra-corpo. Essas partículas são forçadas e deslizadas contra a superfície do corpo”.

Gates (1998) define desgaste abrasivo como “o desgaste no qual asperidades duras sobre um corpo que se move contra outro corpo submetido a uma determinada carga, penetra e remove material do corpo de menor dureza, levando à formação de sulcos e/ou riscos”. Essas asperidades podem ser, de fato, pequenas partículas duras ou asperidades presentes no contra-corpo. Stachowiak (2001) define desgaste abrasivo simplesmente como “a perda de material pela passagem de partículas duras sobre a superfície”.

Para Stoeterau (2004), essa forma de desgaste ocorre quando “uma superfície rugosa e dura, ou uma superfície mole contendo partículas duras, desliza sobre uma superfície mais mole, provocando uma série de ranhuras nesta superfície”. O material das ranhuras é deslocado na forma de partículas de desgaste, geralmente soltas.

Dentre estas definições a idéia principal é que o desgaste abrasivo ocorre entre superfícies móveis em contato, sob a atuação de uma carga, onde a presença de protuberâncias duras nos corpos (ou em um deles) ou de partículas duras no meio, promove interações físicas que deformam a superfície, podendo levar à remoção de material.

2.6.2.5.1. Classificação do desgaste abrasivo

Uma classificação largamente utilizada na literatura divide o desgaste abrasivo em abrasão a dois corpos e abrasão a três corpos. De acordo com esta definição, o “primeiro corpo” é a amostra, o “segundo corpo” é o contra-corpo e o “terceiro corpo” é o abrasivo, como ilustrado esquematicamente pela Fig.2.8 (Gates, 1998; Trezona, Allsopp and Hutchings, 1999; Adachi e Hutchings, 2003).

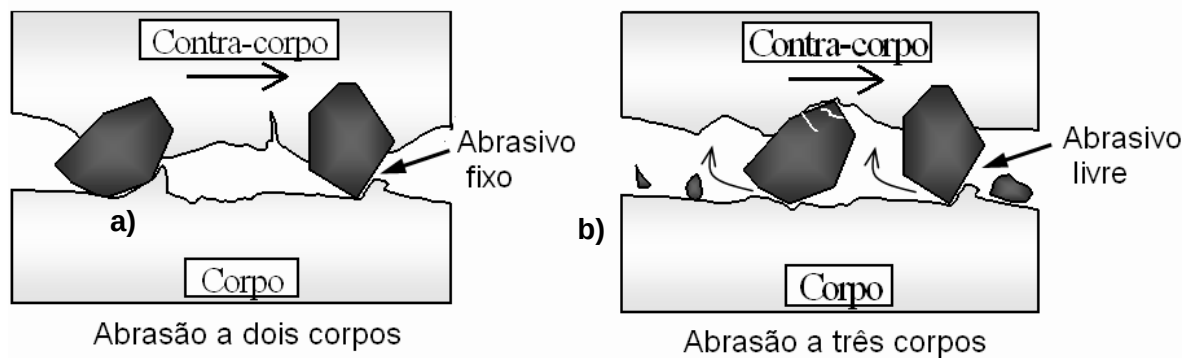


Figura 2.8 – Tipo de desgaste abrasivo: (a) a dois corpos e (b) a três corpos (Gates, 1998).

Gates (1998) afirma que ocorre desgaste a dois corpos quando as partículas ou asperidades estão rigidamente fixadas no contra-corpo, possibilitando, assim, riscos mais profundos no primeiro corpo (amostra). Um exemplo de abrasão a dois corpos é o desgaste provocado no sistema amostra-lixo. No desgaste a três corpos as partículas abrasivas estão livres, o que permite o rolamento destas entre a amostra e o contra-corpo que, conseqüentemente, gastam apenas parte do tempo atuando no riscamento da superfície.

A literatura mostra que testes de desgaste abrasivo a dois corpos produzem taxas de desgaste de uma a três ordens de grandeza maiores que a abrasão a três corpos, quando estão sob condições de carga comparáveis (Hutchings, 1992 e Stachowiak, 2001).

Outra classificação muito encontrada na literatura subdivide o desgaste abrasivo em três categorias: abrasão suave ou de baixa tensão (*“low-stress abrasion”*), abrasão severa ou de alta tensão (*“high-stress abrasion”*) e abrasão extrema ou por arranque (*“gouging abrasion”*), como descrito a seguir (Hutchings, 1992 e Gates, 1998; Trezona, Allsopp and Hutchings, 1999).

a) Abrasão de baixa tensão (suave)

O metal é desgastado gradualmente pela ação de pequenas partículas abrasivas, produzindo em sua superfície um raiado ou polido, em geral, levando ao sulcamento da superfície (Hutchings, 1992 e Gates, 1998). Na interação abrasivo-metal (abrasivo não engastado), onde as partículas de areia, cimento ou pós se deslocam em velocidades variadas, essas partículas não são fraturadas (Conde, 1986). Segundo Bolton e Davies (1980), esse tipo de abrasão ocorre freqüentemente na superfície de equipamentos que direta ou indiretamente manuseiam terras, areias, minérios ou carvão, tais como, máquinas agrícolas, equipamentos de escavação, transporte, manuseio de minérios, etc. Segundo Eyre (1991), esse é o tipo de desgaste que mais ocorre nos equipamentos e peças das indústrias, sendo o responsável por mais de 50% dos fenômenos de desgaste ocasionados.

Na indústria sucroalcooleira, por exemplo, esse tipo de desgaste é o que mais propicia a deterioração de peças e equipamentos. A Fig. 2.9a ilustra o desgaste abrasivo de baixa tensão.

b) Abrasão de alta tensão (severa)

O abrasivo é forçado a penetrar entre as superfícies de dois metais e, por serem três os elementos envolvidos é também denominada de “abrasão a três corpos” (metal-abrasivo-metal). A Fig. 2.9b ilustra como o abrasivo é forçado a penetrar entre as duas superfícies dos metais, como no caso das moendas de cana-de-açúcar. Dadas às forças de compressão aplicadas, neste caso as partículas abrasivas se fraturam como também, as partículas duras de segunda fase, presentes na matriz metálica (Eyre, 1991). A ação do abrasivo provoca riscamento/sulcamento e indentações sobre a superfície (Hutchings, 1992 e Gates, 1998).

c) Abrasão por arranque (extrema)

A abrasão extrema caracteriza-se pela ação de impacto que as partículas submetem à superfície do metal, produzindo desta forma, a remoção. Em todos os casos, a superfície desgastada apresenta um aspecto de raiado ou rasgado, dependendo do dano produzido na mesma. A presença de umidade durante o desgaste ajuda a ação abrasiva e incrementa a taxa de desgaste em um fator que pode variar de 2 a 4 (Eyre, 1991). Segundo Gates (1998) e Hutchings (1992), a abrasão por arranque, ilustrada na Fig. 2.9c, é causada pela ação de rochas sobre o metal onde as deformações ocorrem em escala macroscópica na superfície.

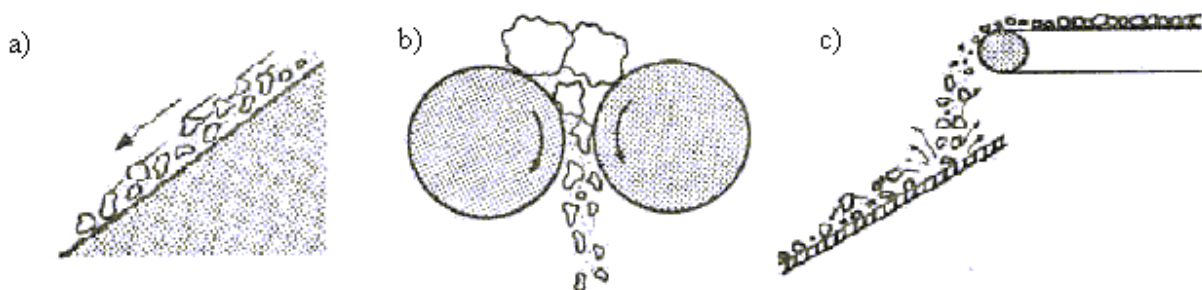


Figura 2.9 – Mecanismos de desgaste por abrasão: a) abrasão de baixa tensão; b) abrasão de alta tensão e c) abrasão por arranque (Eyre, 1991).

2.6.2.5.2. Mecanismos de desgaste por abrasão

No estudo dos fenômenos tribológicos associados à abrasão é importante identificar os “micromecanismos de desgaste”, ou simplesmente “mecanismos de desgaste”, os quais definem os processos de interação entre o abrasivo (ou asperidade dura) e a superfície desgastada (Hutchings, 1987 e Stachowiak, 2001). Segundo Eyre (1991), os micromecanismos de desgaste abrasivo podem ser dúcteis (microsulcamento e microcorte) ou frágeis (microtrincamento ou lascamento), como descritos a seguir e ilustrados pela Fig. 2.10.

a) Microsulcamento

No *microsulcamento* (Fig. 2.10a e 2.10b) ocorre a interação entre a partícula e o abrasivo em condições dúcteis, provocando o deslocamento total do volume de material (ou fase), o deformando plasticamente para as laterais do sulco e formando saliências. Durante a primeira etapa do *microsulcamento* não há perda de material efetivo, entretanto pela interação simultânea e sucessiva de várias partículas, as condições de desgaste (carga, tipo de material e abrasivo) podem levar à perda de material (Hutchings, 1987; Eyre, 1991 e Stachowiak, 2001).

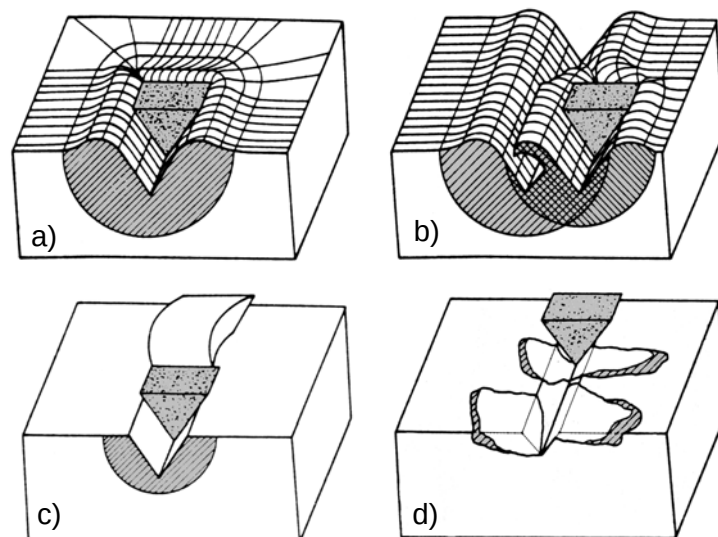


Figura 2.10 – Ilustração esquemática dos principais micromecanismos de desgaste abrasivo: microsulcamento (a e b); microcorte (c) e microtrincamento (d) (Zum Gahr, 1998).

b) Microcorte

Entretanto, se as condições de desgaste não permitem grandes níveis de deformação plástica do material, ocorrerá o mecanismo chamado *microcorte* ou

microriscamento, como ilustrado pela Fig. 2.10c. Nesse tipo de mecanismo a perda de massa ocorre devido ao corte do material pelo abrasivo. Se as condições favorecem o *microcorte* puro o volume de material perdido é igual ao volume do risco produzido (Hutchings, 1987 e Stachowiak, 2001). Segundo Eire (1991), quando a tensão de cisalhamento imposta pelo deslocamento da partícula abrasiva sobre a superfície é suficientemente elevada para a remoção do material (ou fase) dúctil, esse é removido em forma de pequenos cavacos.

c) Microtrincamento

Quando altos níveis de concentrações de tensão são impostas ao material pelas partículas, particularmente na superfície de materiais duros ocorrerá o *microtrincamento*, ilustrado pela Fig. 2.10d. Nesse mecanismo, típico de condições frágeis de desgaste, a interação entre a partícula e o material leva ao destacamento de grandes fragmentos, os quais podem ser maiores que a dimensão do próprio risco devido à formação e a propagação de trincas durante o evento (Hutchings, 1987 e Stachowiak, 2001). Segundo Eire (1991), o processo de fragmentação da superfície frágil pela formação e crescimento de trincas devido à ação da partícula abrasiva pode, também, ser denominado de *lascamento*.

A transição da abrasão suave para severa está sempre associada com a transição dos mecanismos de desgaste, como a mudança do microsulcamento para o microcorte e/ou microtrincamento (Hutchings, 1987 e Stachowiak, 2001). Segundo Gates (1998), se estiver ocorrendo o microcorte, por exemplo, para diminuir a severidade do sistema existem duas possibilidades prováveis: mudar as condições de contato (carga, velocidade, etc.) ou simplesmente aumentar a dureza da superfície para diminuir a profundidade de penetração.

Kelly e Hutchings (2001) quantificaram a perda de massa no desgaste abrasivo em função dos mecanismos de desgaste predominantes, ou melhor, nas características físicas do sistema de desgaste que influenciam esses mecanismos.

A Figura 2.11 ilustra a trilha de desgaste de corpos de prova de revestimento duro ensaiados em equipamento Roda de Borracha por Buchely *et al* (2005), para avaliação dos micromecanismos de desgaste. A Fig. 2.11a mostra a trilha de desgaste de uma liga de ferro-cromo-carbono (60Fe-35Cr-4,3C), cujos mecanismos de desgaste são constituídos de microcorte e microsulcamento; na Fig. 2.11b, de uma liga de carbonetos complexos (57Fe-23Cr-4,2C-3,5W-5,4Nb-4,1Mo), predominou o microcorte pela ausência de segunda fase de carbonetos massivos na microestrutura, devido à soldagem em camada única (nessa liga, os carbonetos complexos praticamente se formam a partir da segunda camada de revestimento); na Fig. 2.11c, de uma liga rica em tungstênio (67,4Fe-26W-4,5C-2,1Mn) observa-se carbonetos do tipo MC quebrados pela passagem das partículas abrasivas.

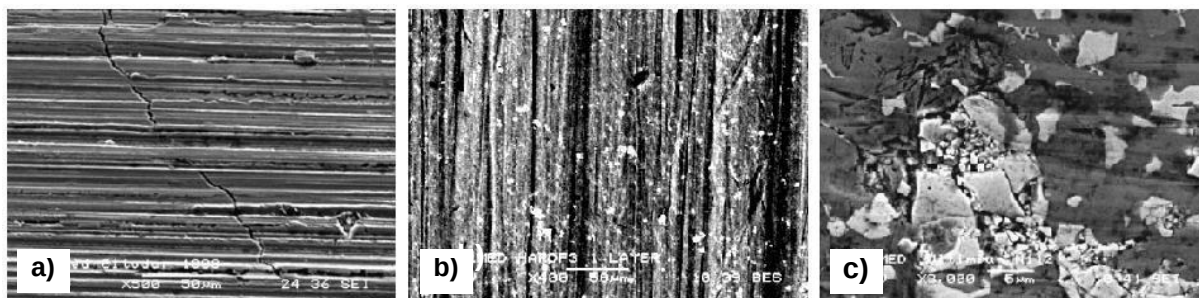


Figura 2.11 – Micromecanismos de desgaste em (a, b) liga de ferro-cromo-carbono e (c) liga de carbonetos complexos (Buchely *et al*, 2005).

Comparando-se os micromecanismos com a resistência ao desgaste verifica-se que a maior resistência foi obtida pela liga rica em tungstênio em que os carbonetos massivos se opuseram à passagem das partículas abrasivas (Fig. 2.11c); o segundo melhor resultado foi obtido pela liga rica em Cr, cujo micromecanismo foi a combinação de microcorte e microsulcamento; a menor resistência ao desgaste foi obtida pela liga rica em elementos formadores de carbonetos mas que pela ausência de carbonetos massivos predominou o microcorte (Buchely *et al*, 2005).

Fisher (1996) afirma que em materiais contendo fases duras o desgaste ocorre predominantemente por indentação ou rolamento de partículas (abrasão a três-corpos), pela dificuldade das partículas abrasivas riscarem o metal.

2.6.3. Avaliação de desgaste

Dada a multiplicidade de fatores que intervêm nos processos de desgaste, é difícil prever com um único ensaio o comportamento em serviço de um material. O que normalmente se faz é analisar a influência das variáveis mais significativas do fenômeno e planejar em laboratório o ensaio ou os ensaios mais representativos em cada caso particular. Nos materiais submetidos a desgaste abrasivo, é comum que se avalie seu desempenho em função do tempo de serviço (medido em horas, dias, meses, etc.), em termos de custos efetivos. Sem dúvida, é possível separar e avaliar mediante ensaios de laboratórios, a medida do desgaste, a taxa de desgaste ou o mecanismo de desgaste. Isso também pode ser feito através da criação de condições similares de operação ou também diretamente em serviço (Eyre, 1991).

Os ensaios de laboratório usualmente se realizam para estudar os mecanismos de desgaste, desenvolver melhorias nos materiais e para selecionar materiais para as condições de serviço. Noble (1984) afirma que existe uma grande dificuldade na

comparação dos resultados experimentais obtidos em trabalhos de pesquisa de resistência ao desgaste, devido à variação dos métodos e difícil controle de certos fatores de ensaios. Considerando especificamente o desgaste abrasivo, a complexidade do fenômeno ainda não viabilizou a determinação de um único ensaio universal.

Muitos ensaios foram idealizados e desenvolvidos visando a simulação das condições de desgaste, alguns dos quais são normalizados e têm rígidos procedimentos de execução, como o Britador de Mandíbulas para ensaios de abrasão por goivagem, o Roda de Borracha para ensaios de abrasão de baixa tensão e o Pino sobre Disco para ensaios de abrasão de alta tensão (Noble, 1984).

Especificamente para reproduzir o desgaste abrasivo, existem diversos tipos de ensaios científicos, cujo equipamento utilizado é conhecido como “*abrasômetro*”. Em geral o desgaste abrasivo é avaliado via perda de massa, entretanto, testes mais recentes utilizam a variação de volume do material desgastado para permitir a comparação com outros materiais. Alguns abrasômetros possuem sensores que medem a força de atrito associada à abrasão (Da Silva, 2007).

Em seqüência é apresentado um estudo dos principais equipamentos para a realização de ensaio de desgaste abrasivo, com o objetivo de orientar a escolha do método de ensaio a ser utilizado neste trabalho. Dentre os equipamentos pesquisados citam-se o abrasômetro *Pino sobre Disco*, abrasômetro *Suga*, abrasômetro *Roda de Borracha*, abrasômetro *Disco Rotativo*, abrasômetro *LTM*, abrasômetro *Bloco em Anel modificado* e abrasômetro *Combinado* (abrasão e impacto).

2.6.3.1. Abrasômetro Pino sobre Disco (“Pin-on-Disc”)

No abrasômetro pino sobre disco, um motor elétrico aciona o contra-corpo fazendo-o girar a uma rotação constante de 25 rpm. Através de um sistema de engrenagens, o mesmo motor aciona também o braço que sustenta o sistema de fixação da amostra, possibilitando o movimento simultâneo desta em direção ao centro do disco e fazendo com que o pino descreva sobre o contra-corpo, uma trajetória espiral. É possível adaptar uma lixa sobre o contra-corpo utilizando um anel de fixação. Outro motor elétrico é acoplado ao sistema de fixação da amostra, fazendo com que esta também gire independentemente do movimento do contra-corpo. O esquema de funcionamento do abrasômetro “pino sobre disco”, ou “pino sobre lixa” está apresentado no diagrama da Fig. 2.12 (Franco, Zumpano e De Mello, 1989).

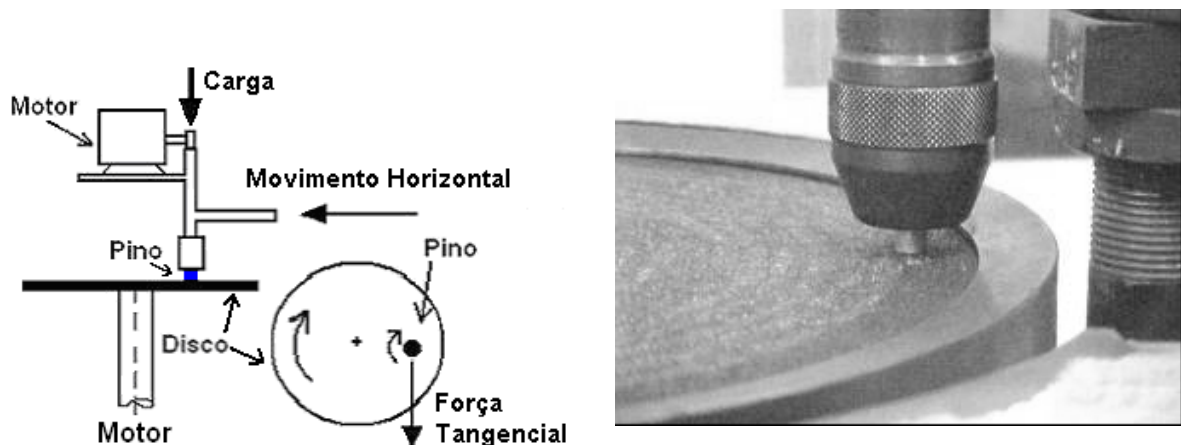


Figura 2.12 – Abrasômetro Pino sobre Disco (Franco, Zumpano e De Mello, 1989).

A carga é aplicada via peso morto sobre o sistema de fixação da amostra. A força tangencial resultante do movimento do sistema é medida via célula de carga e adquirida por um computador. A amostra descreve uma trajetória espiral sobre o contra-corpo, percorrendo uma distância de 3220 mm até o final do ensaio, quando a lixa é trocada. Esse tipo de movimento faz com que sempre estejam atuando abrasivos novos na interface amostra-lixas. Os abrasivos são fixos (lixas) e somente deslizam sob a amostra, independentemente da carga e da granulometria, simulando o desgaste de dois corpos. Pela disponibilidade de diversos tipos de lixas, pode-se realizar ensaios variando-se o tipo de abrasivo, a granulometria e o aglomerante. Os eventos (sulcos ou indentações) formados devido a movimentação da amostra sobre o contra-corpo não apresentam tendência a um direcionamento e o desgaste é avaliado via perda de massa (Franco, Zumpano e De Mello, 1989; Da Silva, 2007).

2.6.3.2. Abrasômetro Suga

O abrasômetro Suga é utilizado para o ensaio de abrasão a alta tensão. Possui uma configuração disco sobre plano, onde a superfície do disco é recoberta com lixa abrasiva de granulometria definida. Um motor provoca um movimento cíclico horizontal da amostra, quando um sistema de engrenagens promove uma pequena rotação do disco abrasivo a cada ciclo, de forma que existam sempre abrasivos novos presentes na interface de desgaste. O ensaio tem a duração de 400 ciclos, que corresponde a uma rotação completa do disco abrasivo. A carga é aplicada via peso morto, que, através de um sistema de alavancas, atua sobre o eixo do disco abrasivo e o desgaste é determinado via perda de massa (Dasgupta *et al*, 1999; Da Silva, 2007).

Nesse ensaio é possível somente o mecanismo de deslizamento das partículas abrasivas, uma vez que os abrasivos estão fixos no contra-corpo (lixa). Os eventos formados possuem direção bem definida devido ao movimento cíclico da amostra sobre a superfície da lixa. A Fig. 2.13 ilustra o funcionamento do “abrasômetro Suga” (Jacomini, 2004).

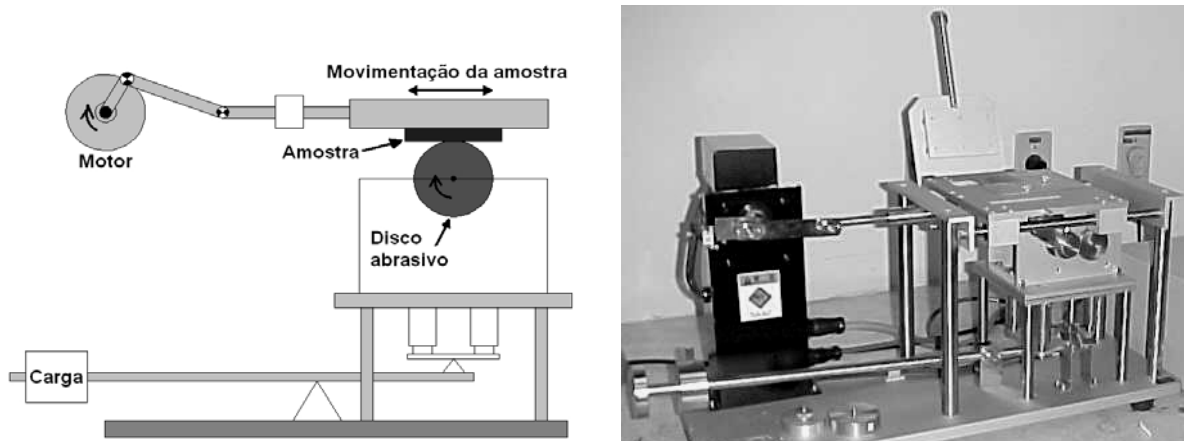


Figura 2.13 – Abrasômetro *Suga* (Jacomini, 2004).

2.6.3.3. Abrasômetro Roda de Borracha (“Rubber Wheel Testing”).

O equipamento para teste abrasivo *Roda de Borracha* é o mais utilizado para ensaios de abrasão a baixa tensão, cujo procedimento é estabelecido pela norma ASTM G65-00. O seu princípio de funcionamento consiste em esmerilhar um corpo de prova padronizado, com areia cujo tamanho de grão e a composição são controlados. O abrasivo é introduzido entre o corpo de prova e um anel de borracha de dureza especificada, provocando o riscamento (ASTM G 65-00, 2001).

Nesse equipamento, um motor de corrente contínua aciona o contra-corpo, que consiste de um disco metálico recoberto por um anel de borracha (estireno-butadieno) de dureza 60 Shore A. A amostra é fixada a um sistema de alavanca que permite a aplicação de uma força normal à amostra via peso morto, enquanto o fluxo de abrasivo escoar por gravidade através de um tubo até a interface de desgaste, permitindo somente a presença de abrasivo novo durante a realização do ensaio de desgaste. A configuração deste sistema, que permite a aplicação de alta carga e utilização de um contra-corpo com baixa dureza, promove o deslizamento das partículas abrasivas na interface de desgaste. Os eventos resultantes da movimentação das partículas abrasivas apresentam um forte direcionamento de acordo com o movimento do contra-corpo (ASTM G 65-00, 2001).

O desgaste é quantificado via perda de massa pela pesagem dos corpos de prova antes e após o ensaio. Devido à grande diferença entre a densidade dos materiais, para possibilitar a comparação entre esses, torna-se necessário converter a perda de massa para perda de volume, em milímetros cúbicos (ASTM G 65-00, 2001), o que pode ser feito pelo uso da Eq. 2.1 e da Eq. 2.2.

$$P_{vol} = \frac{P_{massa}}{\delta} \cdot 1000 \quad (2.1)$$

$$P_{va} = P_{vol} \cdot \frac{D_{pad}}{D_{uso}} \quad (2.2)$$

Onde:

P_{vol} = Perda de volume (mm³);

P_{massa} = Perda de massa (g);

δ = Densidade do material (g/cm³);

P_{va} = Perda de volume ajustado;

D_{pad} = Diâmetro do disco padrão (228,6mm);

D_{uso} = Diâmetro do disco em uso (mm).

Zumpano, Cornachioni e De Mello (1989) construíram um abrasômetro deste tipo, versão na qual se introduziu um sistema de refrigeração forçada do conjunto porta-amostra para minimizar o efeito do aquecimento do contato com conseqüente melhoria da reprodutibilidade dos testes. Stevenson and Hutchings (1996) detectaram algumas restrições ao método padronizado pela ASTM, como o grande tamanho das amostras, a recomendação de realização de somente um teste por amostra e a longa duração do teste. Desta forma, foi construído um equipamento em cuja configuração a amostra era posicionada sobre o disco e a carga era aplicada na direção normal a este. A Fig. 2.14a ilustra a configuração do equipamento normalizado pela ASTM G 65-00, enquanto a Fig. 2.14b, a configuração do equipamento construído por Stevenson and Hutchings (1996), permitindo constatar que o último tornou mais fácil a determinação e aplicação da carga, mas dificultou a alimentação do abrasivo.

Villabón e Sinatora (2006) construíram e validaram um abrasômetro instrumentado do tipo Roda de Borracha, em acordo com a norma ASTM G 65-00, cujo sistema de aplicação de carga e monitoração de parâmetros permite medir coeficiente de atrito e temperatura com boa reprodutibilidade. Com isso, possibilitaram uma melhoria na qualidade dos estudos do desgaste abrasivo de materiais, pela associação aos mecanismos de desgaste, das forças de atrito correspondentes.

Diversos trabalhos têm sido realizados para investigar o desgaste abrasivo de baixa tensão em diferentes materiais e condições, com o abrasômetro Roda de Borracha, desde a sua proposição em 1949 e padronização em 1991 (ASTM G 65-91), como Zumpano, Cornachioni e De Mello (1989); Stevenson and Hutchings (1996); Grigoroudis and Stephenson (1997); Ma, Liu e Li (2000); Costa e De Mello (2001); Elalem and Li (2001); Chatterjee and Pal (2003); Sevilla, Pineda e Toro (2004); Buchely *et al* (2005); Ribeiro, Ventrella e Gallego (2005), dentre outros.

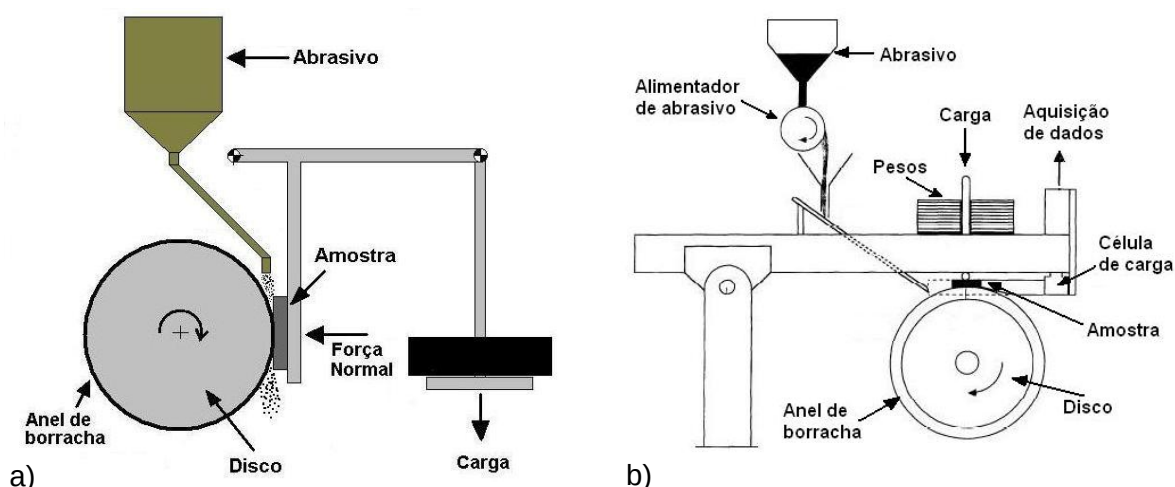


Figura 2.14 – Abrasômetro Roda de borracha: (a) esquema padronizado pela ASTM (ASTM G 65, 2000) e (b) equipamento construído por Stevenson and Hutchings (1996).

Segundo Stevenson e Hutchings (1996), a perda de massa no ensaio por Roda de Borracha é máxima para velocidades de deslizamento em torno de 0,5 m/s, cresce linearmente com a carga aplicada e com o aumento da dureza da borracha. Esta, por sua vez tem a dureza reduzida com o aumento da temperatura.

Além disso, a taxa de desgaste abrasivo a baixa tensão estabiliza a partir de certo tempo de ensaio e tende a diminuir com o aumento da dureza do material (Costa, Klein e De Mello, 2001). Por outro lado a perda de material ocorre de forma proporcional à quantidade de abrasivo (Grigoroudis and Stephenson, 1997), podendo ser inversamente proporcional à velocidade de deslizamento e à carga aplicada se a dureza do material for maior que a dureza do abrasivo, pela deterioração deste último (Elalem and Li, 2001).

Segundo Ma, Liu e Li (2000), para muitas aplicações industriais se utiliza o ensaio de abrasão para comparar diferentes materiais sob mesma condição de carga e velocidades de deslizamento pré-fixadas. Em seu estudo mostram que quando isso ocorre pode-se chegar a resultados imprecisos, pois alguns materiais podem mudar o seu comportamento de desgaste com a mudança dessas duas variáveis.

2.6.3.4. Abrasômetro LTM

Nesse tipo de ensaio são testadas três amostras cilíndricas ao mesmo tempo, as quais são acomodadas em cavidades eqüidistantes em um disco para garantir a mesma distância em relação ao centro do mesmo e, conseqüentemente, a mesma distância percorrida durante o ensaio. O disco com as amostras é colocado dentro de um cilindro metálico e sobre essas é aplicada a carga através de um peso morto. Dessa forma a carga é distribuída uniformemente sobre as três amostras durante o movimento (Costa, Klein e De Mello, 2001). A Fig. 2.15 mostra o esquema de funcionamento do abrasômetro LTM.

O contra-corpo pode ser um disco de ferro fundido temperado e revenido a 250° C por 1h, dureza 751 HV (ASTM 532IIIA) ou revestido em borracha (estireno-butadieno) de dureza 60 Shore A, similar à utilizada no abrasômetro Roda de Borracha. O seu movimento é dado por um motor elétrico que gira a uma rotação fixa de 25 RPM, fazendo com que o compartimento das amostras gire em torno do próprio eixo simultaneamente (Costa, Klein e De Mello, 2001).

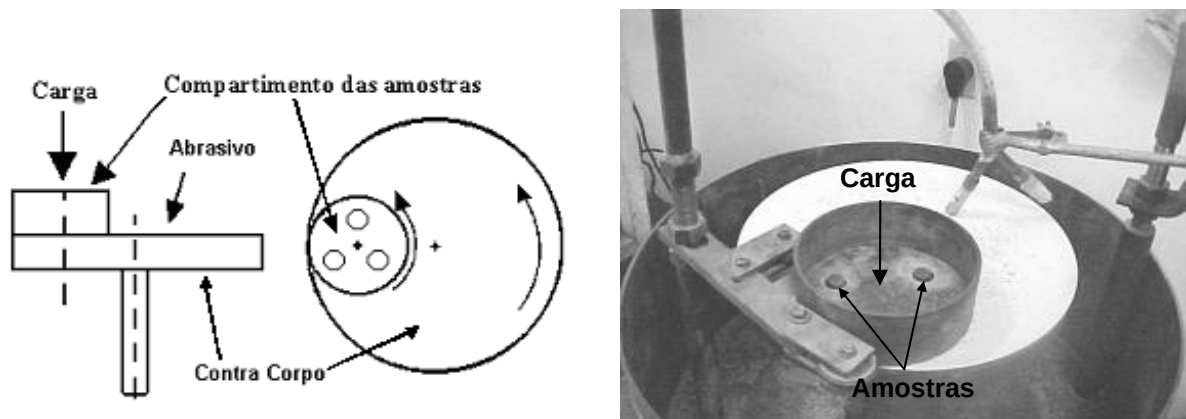


Figura 2.15 – Abrasômetro LTM (Costa, Klein e De Mello, 2001).

O sistema é alimentado por um fluxo contínuo e uniforme de abrasivo, de modo que a rotação do contra-corpo garanta a renovação do abrasivo na interface de contato. A dinâmica do ensaio favorece o rolamento das partículas abrasivas, mas para cargas mais altas e contra-corpo de borracha, obtém-se um regime misto onde o abrasivo rola ou desliza. O ensaio pode ser realizado a seco ou com fluído e a quantificação do desgaste é obtida via perda de massa (Costa, Klein e De Mello, 2001).

A área ensaiada no abrasômetro LTM é menor que no abrasômetro Roda de Borracha. Em função disso, Costa, Klein e De Mello (2001), buscando comparar os dois métodos em condições idênticas de ensaio, determinaram com equações da estática,

cargas a serem utilizadas nos ensaios usando-se o abrasômetro LTM, de modo a obter-se a mesma pressão média utilizada nos ensaios Roda de Borracha. Entretanto, a perda de massa observada no abrasômetro LTM foi inferior (não mensurada precisamente com balança de 10^{-5} g), o que sugeriu que as equações utilizadas não foram adequadas. As condições de ensaio do abrasômetro LTM seriam bem menos severas que as impostas pelo abrasômetro Roda de Borracha. Em função disso, os autores sugerem que o equipamento deva ser mais apropriado para avaliação de camadas de revestimento, fato comprovado quando Costa, Klein e De Mello (2001) ensaiaram com sucesso o desgaste abrasivo de camadas nitretadas.

2.6.3.5. Abrasômetro Disco Rotativo (roda de aço ou de borracha)

Esse equipamento é utilizado para a realização de ensaio de desgaste abrasivo utilizando-se roda de borracha ou roda de aço e abrasivo seco ou úmido. O seu funcionamento é parecido com o abrasômetro Roda de Borracha apesar de neste caso o disco ser fixo no braço basculante e a amostra no suporte do equipamento, inclinada com ângulo de 40° para facilitar a alimentação do abrasivo, como pode ser visto pelo esquema da Fig. 2.16. A alimentação de água no misturador permite a utilização de abrasivo úmido (Wirojanupatump & Shipway, 2000).

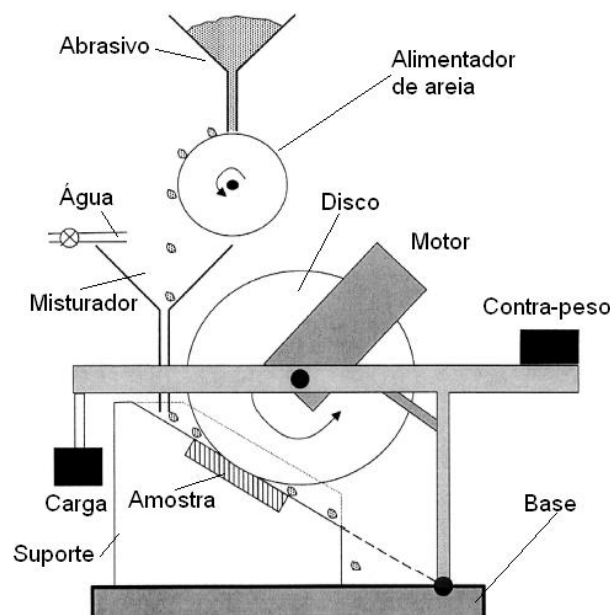


Figura 2.16 – Abrasômetro Disco Rotativo (Wirojanupatump & Shipway, 2000).

Segundo Wirojanupatump & Shipway (2000), o comportamento de um material em ensaio de desgaste em abrasômetro de disco rotativo depende não somente das propriedades intrínsecas da amostra, mas também das condições do teste, como a natureza do abrasivo (tipo, tamanho, forma, dureza e fragilidade), a natureza do disco (dureza e rigidez) e a natureza do ambiente. O teste abrasométrico com roda de borracha produz abrasão de baixa tensão, onde geralmente o abrasivo permanece intacto após o ensaio enquanto com roda de aço, a abrasão é severa e as partículas abrasivas tendem a fraturar durante o processo.

Nos ensaios de desgaste abrasivo em aço médio carbono, efetuados por Wirojanupatump & Shipway (2000), verificou-se que na presença de abrasivo úmido as partículas pequenas e arredondadas podem ser bem lubrificadas com água, resultando em menor taxa de desgaste e menor fragmentação das mesmas, tanto em disco de borracha quanto de aço. Além disso, a presença de umidade no abrasivo resultou em efetiva lubrificação, reduzindo a incrustação das partículas sobre a amostra e promovendo mais deslizamento de partículas (comportamento de dois-corpos) que rolamento de partículas (comportamento de três-corpos). Outro aspecto observado foi a redução da fragmentação das partículas em todos os casos, demonstrando uma redução da tensão sobre as mesmas.

2.6.3.6. Abrasômetro Multi-estação Bloco em Anel Modificado (“block-on-ring machine”)

Segundo Buchanan, Shipway and McCartney (2007), esse equipamento (modificação do Disco Rotativo apresentado anteriormente) foi desenvolvido pelo Phoenix Tribology U.K. visando simular o ensaio de desgaste em revestimentos duros aplicados em ferro fundido cinzento, utilizado em rolos de moendas de cana-de-açúcar. Um disco de ferro fundido revestido gira contra um bloco construído com bagaço de cana de 15 x 20 x 90 mm com carga de 80 a 150 N sob a ação de abrasivo na interface a uma taxa constante de 22 g/min. Um bloco de bagaço novo é utilizado para cada teste e a velocidade do disco é de 524 mm/s, similar à velocidade dos rolos de moendas. A distância percorrida é de aproximadamente 7500 m (tempo de quatro horas, em 4 etapas de uma hora). A perda de material é avaliada pela diferença de peso do disco, antes e após o ensaio. A Fig. 2.17 ilustra o equipamento de ensaio.

Nos experimentos de Buchanan, Shipway and McCartney (2007) se observou que os revestimentos de liga Fe-Cr-C em ferro fundido cinzento apresentaram aumento da perda de metal em ensaio por Bloco em Anel Modificado de forma linear ao aumento da carga aplicada e da distância de deslizamento.

Adicionalmente, Buchanan, Shipway and McCartney (2007) observaram que no ensaio de desgaste abrasivo de baixa tensão via úmida, a perda de material foi ligeiramente inferior que no ensaio a seco, principalmente para as cargas maiores. Com cargas menores, o desgaste a seco foi menor ou equivalente. Além disso, a contribuição da corrosão para o desgaste do revestimento hipereutético foi significativa com baixas cargas, mas de menor importância em cargas altas, onde ocorria fratura severa dos carbonetos.

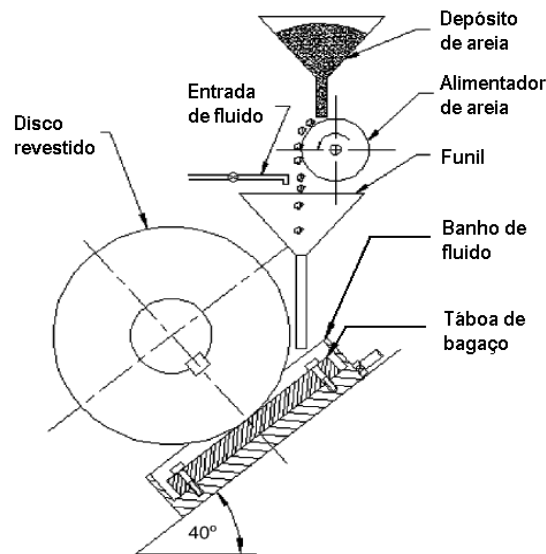


Figura 2.17 – Multi-estação bloco em anel modificado (Buchanan, Shipway and McCartney , 2007).

2.6.3.7. Abrasômetro Combinado (ensaio de abrasão e impacto)

Um abrasômetro para a realização de ensaio combinado de abrasão e impacto (desgaste por goivagem) foi desenvolvido e utilizado por Kennedy & Hashmi (1996). O dispositivo foi projetado para permitir tanto o ensaio individual de cada tipo de desgaste, quanto o ensaio combinado. Quando do ensaio de impacto, deve permitir a realização do choque em qualquer ponto ao longo da pista abrasada. A ponta abrasiva foi produzida de carboneto de tungstênio com diâmetro de 4 mm. O esquema do mesmo é ilustrado pela Fig. 2.18.

Nesse ensaio o corpo de prova é fixado a uma mesa de trabalho que é posicionada a uma base, presa a quatro pilares através de guias deslizantes. Para ensaios de impacto a mesa move-se verticalmente nos eixos de guia através de cames, forçando o corpo de prova contra a ponta abrasiva fixa acima do mesmo. Para ensaios de abrasão, ocorrem movimentos no plano horizontal onde a ponta abrasiva é movimentada horizontalmente

sobre a amostra por meio de um ajustador excêntrico. Tanto as condições de abrasão quanto de impacto são dirigidas pelo mesmo motor.

Os resultados de ensaios em amostras de aço e alumínio mostraram os efeitos de abrasão e impacto com diferentes velocidades e compararam os efeitos de abrasão e impacto juntos e em separado. Verificou-se que no ensaio combinado, a perda de metal foi superior à realização do ensaio de abrasão e impacto conduzidos separadamente (Kennedy & Hashmi, 1996).

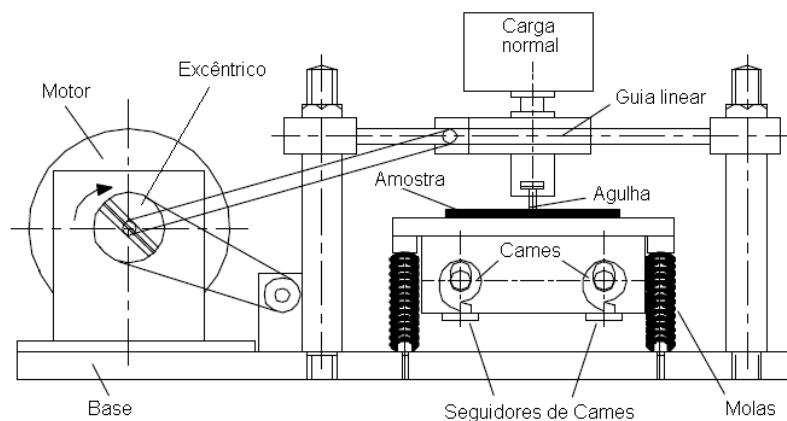


Figura 2.18 – Equipamento de ensaio de desgaste por abrasão e impacto (Kennedy e Hashmi, 1996).

2.7. Classificação das ligas de revestimentos duros

A maioria das ligas para resistir ao desgaste é produzida por consumíveis depositados por soldagem para serem utilizados em situações críticas. A faixa de dureza se encontra normalmente entre 40 e 60 HRC (Conde, 1986).

Segundo Wainer, Brandi e De Mello (1991), não existe uma classificação de metal de adição que envolva a maioria das ligas utilizadas para revestimento duro. As classificações existentes são baseadas na composição química do metal de adição depositado sem nenhuma diluição. Spencer apud Wainer, Brandi e De Mello (1991) desenvolveu uma classificação baseada na composição química, dividindo as ligas ferrosas em cinco classes:

- Classe 1 – Aços de baixa e média liga com 2 a 12% de elementos de liga;
- Classe 2 – Aços de alta liga, incluindo aços rápidos e aços ao manganês;
- Classe 3 – Ligas a base de ferro com 25 a 50% de elementos de liga;
- Classe 4 – Ligas à base de cobalto, níquel e níquel-cromo;
- Classe 5 – Ligas de carbonetos de tungstênio (38 a 60%) em matriz dúctil.

Por sua vez, Gregory (1980) apresenta uma classificação das ligas de revestimento em quatro grupos: as ligas à base de ferro com menos de 20% de elementos de liga, as com mais de 20%, as ligas à base níquel e/ou cobalto e o quarto grupo, formado pelas ligas que contêm carbonetos de tungstênio. As principais especificações dos materiais a serem depositados podem ser obtidas em AWS-A5.4, 5.6, 5.7, 5.11 e 5.22. As ligas de aço martensítico são as mais usadas e são caracterizadas pelo baixo custo e largo intervalo de propriedades, dependendo da composição. Elas contêm, além do carbono, quantidades variáveis de Cr, Mo, Ni e pequenas adições de W e V, além de Mn e Si, como elementos desoxidantes.

Segundo Gregory (1980), as ligas de ferro fundido austeníticas e martensíticas de alto cromo são freqüentemente referidas como ligas à base de carbonetos de cromo. Contêm cerca de 30% de Cr e a microestrutura consiste de carbonetos de cromo numa matriz austenítica ou martensítica, ou uma mistura destas, dependendo da composição. Além disso, W, Mo ou V podem ser adicionados para aumentar a dureza a quente e a resistência à abrasão. Estas ligas são disponíveis na forma de varetas fundidas ou em tubos de aço extrudados contendo partículas de carbeto no interior do arame.

Carceller (2007) afirma que as ligas ricas em Ni proporcionam elevada resistência mecânica e as de Cr permitem incrementos na resistência à abrasão, corrosão e moderados valores de impacto. De outra forma, quando as peças precisam resistir a elevados impactos deve-se preferir as ligas ricas em Mn, porém o autor não cita os percentuais do elemento.

As ligas à base níquel e cobalto são usadas para aplicações em altas temperaturas e oferecem a melhor combinação de alta resistência à corrosão ou calor, aliada com resistência ao desgaste abrasivo, desgaste metal-metal ou desgaste por impacto. Entretanto, essas ligas são muito mais caras que as ligas à base ferro (Wang *et al*, 2005).

Conforme Buchely *et al* (2005), eletrodos ricos em cromo são grandemente usados para a aplicação de revestimentos duros, devido ao seu baixo custo e disponibilidade. Entretanto, ligas ricas em vanádio e tungstênio, apesar de mais caras, oferecem melhor desempenho devido à boa combinação entre dureza e tenacidade. Eletrodos ricos em carbonetos complexos (diferentes dos CrC) também são usados, especialmente quando o desgaste abrasivo é acompanhado por outros mecanismos de desgaste.

Sapate e Ramarao (2006) afirmam que ligas de ferro fundidos ao alto cromo exibem de 20 a 25 vezes maior resistência ao desgaste abrasivo que o aço baixo carbono em situações de desgaste a dois e três corpos, quando as partículas abrasivas são menos duras que as partículas de carbonetos. Diversos autores (Noble, 1984; Berns and Fischer, 1986; Zum Gahr, 1987; Sapate e Ramarao, 2006) complementam ainda que a excelente

resistência à abrasão dos ferros fundidos ao alto cromo é atribuída à presença de grande fração em volume de carbonetos M_7C_3 (1300-1800 HV) na microestrutura.

Buchanan, Shipway and McCartney (2007) recomendam que ao escolher uma liga para revestimento duro deve-se levar em conta a sua soldabilidade, os custos e a compatibilidade metalúrgica. Dentre as diversas ligas desenvolvidas, os revestimentos à base de ferro são os mais populares na indústria sucroalcooleira, devido ao seu custo relativamente baixo e à fácil aplicação. A sua composição é freqüentemente de uma estrutura hipoeutética ou hipereutética e a resistência ao desgaste, atribuída a uma microestrutura de carbonetos duros dispersos em uma matriz relativamente macia. As ligas com alto Fe-Cr-C são particularmente atrativas porque os carbonetos podem formar uma grande variedade de micro-constituintes, provendo um aumento da resistência à abrasão.

Entretanto, Corrêa *et al* (2007) afirmam que as ligas Fe-Cr-C são susceptíveis às trincas de solidificação, as quais aliviam as tensões de soldagem, mas, no caso de aplicações onde o componente está sujeito à vibração ou impacto, podem levar à fragmentação do revestimento. Em função disso, se busca incessantemente a obtenção de ligas que apresentem um bom desempenho de resistência ao desgaste e tenacidade.

Buchely *et al* (2005) denominam ligas de carbonetos complexos àquelas que além do sistema Fe-Cr-C, apresentam a adição de W, Nb, Mo, V e outros elementos metálicos e, em função disso, proporcionam revestimentos com partículas duras ricas nesses elementos dispersos na matriz.

A aplicação das ligas da série Fe-Cr-C para revestir componentes expostos a certo nível de impacto é limitada, devido à presença de grandes carbonetos de cromo duros e frágeis. À medida que os carbonetos são removidos da matriz durante o processo de desgaste, a perda de material da superfície se torna mais intensa. Para melhorar a tenacidade dessa liga são adicionados elementos como Nb, Ti, V e W, os quais formam carbonetos fortes do tipo MC, que são bem mais duros, porém mais finos que os carbonetos de cromo (Atamert and Badeshia, 1988). Conseguindo-se uma distribuição uniforme e pequeno espaço entre os mesmos, as partículas abrasivas não podem efetivamente penetrar na matriz mais tenaz, levando a uma melhoria da resistência ao desgaste em combinação com uma maior tenacidade (Corrêa *et al*, 2007).

Segundo Wang *et al* (2005), para melhorar as propriedades das ligas à base de ferro, estas podem receber a adição de TiC, que apresentam maior dureza e estabilidade que os CrC. O sistema Fe-Ti-C é muito ativo e complexo, pois o carbono migra muito facilmente do TiC para o Fe e vice-versa, dependendo das condições de reação, como temperatura e atividade dos elementos.

Economou *et al* apud Wang *et al* (2005) reportaram que materiais reforçados com TiC têm cadeias fortes, podendo exceder a 58 MPa, além de resistência ao desgaste por deslizamento de 20% superior aos revestimentos de WC-Co e até 100% superior aos revestimentos de Stellite 6. Segundo Wang *et al* (2005), a formação de partículas TiC no revestimento pode ser feita pela adição direta dessas partículas na poça de fusão ou podem ser formadas por reação metalúrgica de ferro-titânio (FeTi) e grafite durante a soldagem a arco.

Berns and Fischer (1997) estudaram as ligas de Fe-Cr-C com adição de Nb e Ti e verificaram que pela sua adição, a fração em volume de fases duras aumenta devido à solidificação adicional de monocarbonetos desses elementos. Os carbonetos primários de Ti (monocarbonetos cúbicos de face centrada) estudados alcançaram dureza entre 2500 a 3300 HV e teor de carbono de 20,1%. Por sua vez os monocarbonetos de Nb com mesma estrutura apresentaram teor de carbono de 11,1% e dureza de 1900 a 2400 HV. Ambas as fases duras (carbonetos de Nb e Ti) dissolvem pequena quantidade de outros elementos metálicos, mas os teores de Ti e Nb são superiores a 98% e 85% do teor metálico, respectivamente. Entretanto, dentro do hexagonal carboneto de cromo do tipo M_7C_3 mais da metade do teor metálico pode ser substituído pelo ferro.

O Nb tem maior afinidade que o Cr pelo C e então, teoricamente, a reação do C com o Nb ocorre mais rapidamente que com o Cr (Metals Handbook, 1990). Depois da solidificação primária dos monocarbonetos de Nb ou de Ti, as ligas de Fe-Cr-C-Nb/Ti solidificam de acordo com o sistema Fe-Cr-C. A fração em volume de fases duras e massivas varia de 6 a 41% de carbonetos do tipo MC (1900 a 3300 HV), junto com 0 a 28% de carbonetos de cromo do tipo M_7C_3 (1090 a 1650 HV). Os monocarbonetos de Nb e Ti solidificam primariamente com temperatura em torno de 3000°C, agindo como núcleos para os carbonetos de cromo do tipo M_7C_3 , os quais solidificam com temperaturas em torno de 1450 °C. As fases duras de Ti, os carbonetos do tipo MC e os boretos do tipo MB_2 (pela adição de boro) são completamente insolúveis uma na outra e podem alcançar dureza da ordem de 4000 HV (boretos) em uma matriz de baixa dureza (Berns and Fischer, 1997).

Conforme a afirmação de Berns and Fischer (1997), a dureza do eutético dessas ligas varia de 900 a 1300 HV e o metal da matriz solidifica-se com estrutura austenítica (430 a 600 HV), martensítica (400 a 900 HV) ou martensítica com austenita retida. Teoricamente é possível combinar elevada dureza da fase dura de titânio com elevada dureza do eutético. Entretanto isso requer elevada quantidade de carbono, boro e titânio fazendo com que uma liga dessas não possa ser fabricada por processos convencionais. Além disso, uma elevada quantidade de titânio faz com que a soldabilidade da liga seja bastante prejudicada.

Segundo (Corrêa *et al*, 2007), embora pós metálicos convencionais Fe-Nb e Fe-Ti sejam frequentemente adicionados às ligas de revestimento duro Fe-Cr-C a fim de se ter finos carbonetos MC duros na microestrutura e, conseqüentemente, melhorar a resistência ao desgaste destas ligas, há poucos relatos na literatura da utilização dos pós de carbonetos complexos como reforços nas ligas Fe-Cr-C. Essa carência de publicação é, provavelmente, porque a adição desses pós de carbonetos complexos pode não ser ainda economicamente viável. No entanto, em muitas aplicações, ligas ferrosas de revestimento duro modificadas com estes carbonetos complexos podem ser vantajosas à medida que a presença desses reforços na microestrutura da liga pode melhorar consideravelmente a resistência ao desgaste sem comprometer a sua tenacidade.

2.8. Propriedades do revestimento e resistência ao desgaste abrasivo

Segundo Conde (1986) é muito difícil estabelecer, sem uma análise prévia, uma simples correlação entre as condições de serviço e as propriedades que deverá reunir o revestimento. O resultado de qualquer operação deverá garantir o aumento da vida em serviço do componente. As propriedades que devem reunir os revestimentos podem ser resumidas nos seguintes pontos: dureza, resistência à abrasão, resistência ao impacto, resistência a quente e propriedades à fricção. Dentre os pontos mencionados se deverá ter em conta ainda, a geometria da superfície a ser revestida, o custo de material de revestimento, as técnicas necessárias para prevenir a ruptura do revestimento ou a distorção devido às tensões térmicas de soldagem. Finalmente, a qualidade requerida dependerá da sua posterior e particular aplicação.

Noble (1984) e Wainer, Brandi e De Mello (1991) afirmam que a dureza, o tamanho e a forma do abrasivo são fatores importantes no processo de desgaste, bem como, as características do projeto (tipo de estrutura, distribuição de cargas, solicitações, lubrificação, temperatura, meio ambiente, etc.), as condições operacionais (área de contato, pressão de contato e condições superficiais). Além desses, a composição química, a microestrutura e as propriedades do material, como dureza, módulo de elasticidade, propriedade de escoamento (encruamento), propriedade de fratura (tenacidade) são igualmente importantes.

É consenso na literatura que a resistência ao desgaste é fortemente influenciada pelas propriedades dos revestimentos duros, como a microestrutura, a morfologia dos carbonetos, a dureza e a diluição, como descrição a seguir, com ênfase ao desgaste abrasivo.

2.8.1. Microestrutura e resistência ao desgaste

Existem muitos trabalhos disponíveis na literatura, abordando o efeito da microestrutura na resistência ao desgaste. A maioria dos autores é unânime em afirmar que a microestrutura dos revestimentos tem papel preponderante no seu desempenho em termos de resistência ao desgaste abrasivo.

Kotecki e Ogborn (1995) afirmam que os revestimentos duros à base de ferro formam um grande número de microestruturas e composições que provêm diferentes graus de resistência à abrasão. Fiore, Kosel e Fulcher (1983) complementam que as ligas de ferro fundido branco ao alto cromo possuem inúmeras vantagens em aplicações de desgaste abrasivo, pois suas composições podem ser ajustadas para que elas contenham quantidades moderadas de cromo. Dessa forma produzem, na solidificação, microestrutura rica em carbonetos de cromo massivos e uma matriz austenítica de temperabilidade suficiente para ser transformada em martensita com tratamentos térmicos relativamente simples.

Os carbonetos afetam as propriedades mecânicas dos materiais por sua presença dentro dos grãos e em seus contornos. Dependendo da composição da liga e do tratamento térmico recebido podem se apresentar distintos tipos de carbonetos, como MC, M_6C , M_7C_3 , $M_{23}C_6$ e Cr_2C_3 , onde “M” representa um ou mais tipos de átomos metálicos (Fiore, Kosel e Fulcher, 1983).

Segundo Paranhos, Mello e Payão Filho (1998), o aumento dos teores de C e Cr reduz a possibilidade de formação de austenita primária e favorecem o aumento da formação de microestrutura composta de carboneto primário do tipo M_7C_3 e eutético austenita-carboneto (M_7C_3), a microestrutura que apresenta maior resistência à abrasão de baixa tensão.

Sevilla, Pineda e Toro (2004) afirmam que os revestimentos duros ricos em cromo com carbonetos primários em matriz eutética apresentam melhor resistência ao desgaste abrasivo que aqueles compostos por constituintes eutéticos e austenita. Buchely *et al* (2005) complementam que os carbonetos de cromo do tipo M_7C_3 (~1800 HV) têm um importante papel na resistência ao desgaste abrasivo devido à sua ação como barreira ao corte e ao sulcamento provocado pelas partículas abrasivas.

No estudo de Hernandez (1997) com arames tubulares de liga Fe-Cr-C, a microestrutura do revestimento com maior resistência à abrasão foi a formada por carboneto primário numa matriz eutética de carbonetos mais austenita, obtidas em revestimento com maior teor de Cr e C. Isso teria ocorrido pelo aumento da fração volumétrica dos carbonetos (revestimentos hipereutéticos) e pela diminuição da largura das dendritas de austenita

(revestimento hipoeutético), as quais ficaram menos expostas à ação das partículas abrasivas.

Buchanan, Shipway and McCartney (2007) afirmam que tanto revestimentos hipereutéticos quanto hipoeutéticos são usados no revestimento de rolos de moendas de cana-de-açúcar, mas com pouca compreensão dos mecanismos que dominam a degradação dessas duas classes de materiais. Ao avaliar o comportamento dos dois tipos de ligas verificaram que o material hipoeutético atingiu a sua resistência ao desgaste através da dispersão de carbonetos dentro da matriz e a sua resistência à deformação com conseqüente aumento da resistência ao microsulcamento e microcorte. Por outro lado, a resistência ao desgaste do material hipereutético se dá em virtude dos carbonetos primários e dos carbonetos eutéticos. Os altos valores de carbono e cromo do eletrodo produziram um elevado volume de carbonetos que aumentaram a resistência ao desgaste.

Para Martins Filho (1995), na soldagem de revestimento duro com liga Fe-8,2Cr-0,7C-2,0Mn-0,32V que proporciona depósitos hipoeutéticos de carbonetos em matriz austenítica, a maior resistência ao desgaste abrasivo de baixa tensão dessa liga é obtida pelos ensaios com menor aporte térmico, que ao mesmo tempo proporcionam depósitos com maior teor de austenita e, além disso, isentos de trincas.

De acordo com Gregolin *apud* Hernandez (1997), as ligas do sistema Fe-C-Cr-Nb apresentam essencialmente o mesmo tipo de contraste de microestrutura das ligas contendo apenas Fe-C-Cr, formando-se dendritas de austenita ou carbonetos M_7C_3 massivos, além da presença de carbonetos NbC, na forma primária, e/ou em frações mais finas, oriundas de reações mais complexas do sistema quaternário. Ensaaios abrasivos com sílica à baixa tensão em ligas fundidas desse sistema indicaram que é possível obter um menor desgaste de ligas austeníticas fundidas contendo $(Fe,Cr)_7C_3$, pela substituição parcial desse carboneto de cromo por carbonetos NbC, para certas porcentagens de fases e características microestruturais.

Diferentemente dos revestimentos ricos em Cr, o revestimento rico em W pode proporcionar uma muito boa resistência ao desgaste abrasivo na primeira camada pela formação de microestrutura composta por carbonetos duros do tipo M_6C (1600 HV) e carbonetos massivos MC (2500 HV) em uma matriz eutética (Fig. 2.19a) e na presença de alguma martensita (Buchely *et al*, 2005).

Outro tipo de revestimento estudado por Buchely *et al* (2005) trata de depósitos efetuados com eletrodos revestidos ricos em carbonetos complexos. Na primeira camada observou-se uma matriz eutética com partículas duras ricas em Nb e Mo finamente dispersas. Na segunda e terceira camada a microestrutura foi similar à primeira, incluindo carbonetos ricos em cromo (M_7C_3), ricos em nióbio (MC), ricos em molibdênio (M_2C) e rico

em tungstênio (WC), como ilustrado pela Fig. 2.19b.

A Figura 2.20 compara a resistência ao desgaste abrasivo em ensaio Roda de Borracha dos revestimentos estudados por Buchely *et al* (2005), onde se observa a superioridade dos carbonetos complexos na terceira camada, seguido do revestimento rico em cromo (segunda camada). Nos revestimentos em primeira camada, o melhor resultado foi da liga rica em W, seguido da liga rica em Cr e por fim da liga rica em carbonetos complexos (NbC, M_7C_3 , Mo_2C). As primeiras camadas apresentaram resistência ao desgaste inferior às camadas posteriores.

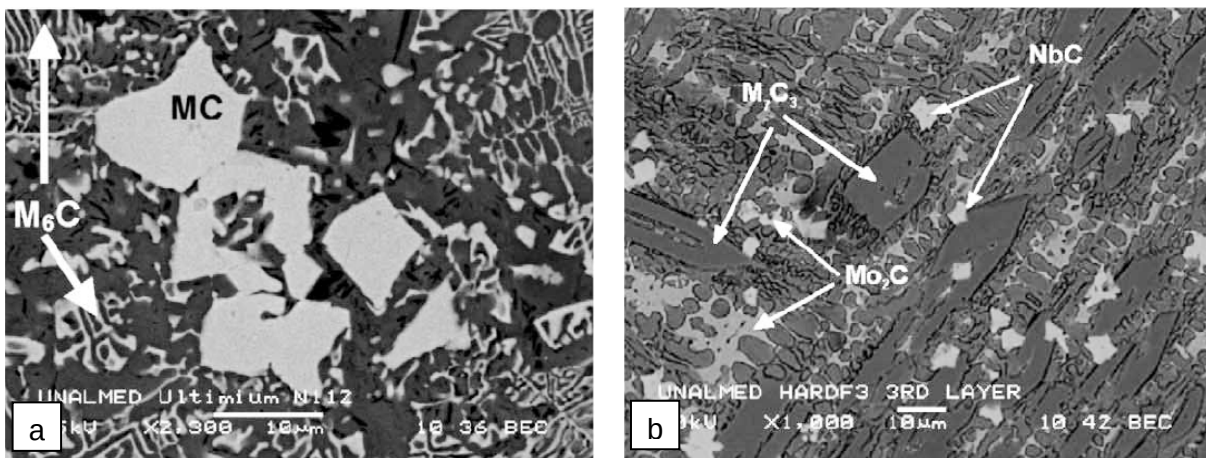


Figura 2.19 – Microestrutura de revestimentos duros: a) rico em W e b) rico em carbonetos complexos (Buchely *et al*, 2005).

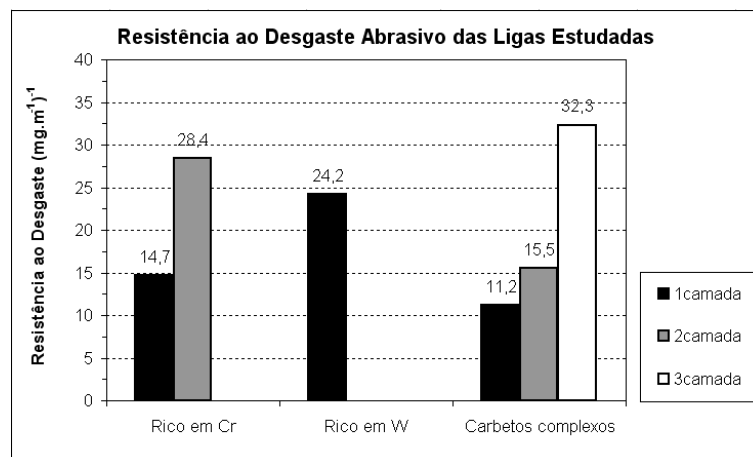


Figura 2.20 – Resistência ao desgaste abrasivo em multi-camadas (Buchely *et al*, 2005).

Segundo Wang *et al* (2005), no que se refere ao reforço do revestimento duro com carboneto de titânio (TiC), a composição do fluxo do eletrodo é o fator chave que afeta a estrutura, a quantidade de TiC e as propriedades do revestimento. Com o aumento da

quantidade de FeTi e TiO_2 , a formação de reações metalúrgicas de TiC aumenta no revestimento. Como resultado do reforço do revestimento com carbonetos de titânio, a dureza também é aumentada, levando a um significativo aumento da sua resistência ao desgaste. Entretanto, devido à difusão de partículas de TiC, a sua quantidade aumenta na escória sobre o cordão de solda. A Microestrutura do revestimento duro é composta por partículas de TiC irregularmente esféricas, uniformemente distribuídas e separadas de cada outra pela matriz martensítica e austenita retida, como ilustrado pela Fig. 2.21.

Segundo Kotecki e Ogborn (1995), a microestrutura é um fator mais importante que a dureza na resistência ao desgaste, tendo em vista que diferentes microestruturas de revestimentos com dureza similar podem apresentar resistência ao desgaste diferentes.

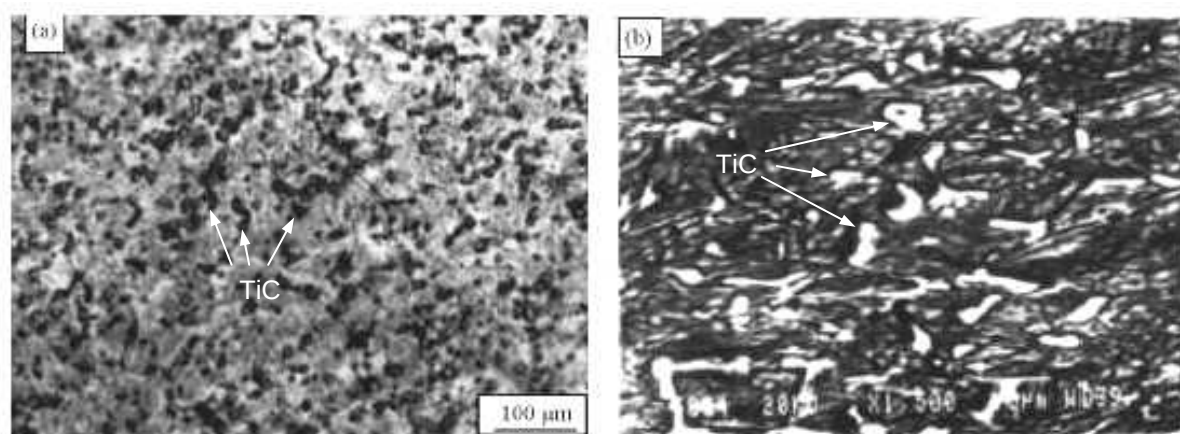


Figura 2.21 – Distribuição de partículas de TiC na camada de revestimento duro. a) micrografia ótica e b) morfologia MEV (Wang *et al*, 2005).

2.8.2. Morfologia de carbonetos e resistência ao desgaste abrasivo

Respeitadas algumas especificidades de cada caso, observam-se algumas discordâncias quanto o efeito da distribuição de carbonetos na resistência ao desgaste abrasivo. Por exemplo, Conde (1986) ressalta que o tamanho e a distribuição dos carbonetos na matriz apresentam um aspecto fundamental e que a maior quantidade e homogeneidade, aliada ao menor tamanho desses resultam em maior resistência ao desgaste. Hutchings (1992) concorda que para uma determinada fração volumétrica de carbonetos, a resistência ao desgaste abrasivo é aumentada para carbonetos finamente distribuídos com um pequeno espaço entre partículas.

Por outro lado, Carceller (2007) afirma que em depósitos de fundição branca ao cromo e aços ao cromo, quando se aumenta o tamanho e a quantidade dos carbonetos primários e totais se tem um incremento da resistência ao desgaste abrasivo. Entretanto, o

efeito é contrário quando se aumenta o tamanho e a dispersão dos carbonetos secundários.

Concordando com essa afirmação, Buchely *et al* (2005) citam que os carbonetos de cromo do tipo M_7C_3 agem como barreira ao corte e ao sulcamento provocados pelas partículas abrasivas, sendo que em desgaste abrasivo de baixa tensão esta ação é incrementada quando esse tipo de carboneto apresenta fração volumétrica e tamanho superior. Observa-se, entretanto, que os autores não avaliaram isoladamente as variáveis tamanho e fração volumétrica de carbonetos de forma a identificar o seu efeito individual. É provável que, como constatado em outros trabalhos, o aumento da fração em volume tenha sido o efeito mais significativo.

Hutchings (1992) afirma que muitos materiais expostos ao desgaste abrasivo possuem fases duras dentro de uma matriz macia. O desempenho desses materiais depende do tamanho da região de fase dura em comparação com a escala de deformação causada por individuais partículas abrasivas (área de penetração da partícula sobre o metal). Se a dimensão das fases duras (carbonetos, por exemplo) for substancialmente menor que a escala de danos então o material se comportará como um sólido homogêneo (Vide Fig. 2.22a). Por outro lado, se as partículas de carbonetos são comparáveis em tamanho, ou maiores que o dano causado, o material responderá heterogeneamente, como ilustrado pela Fig. 2.22b. Ou seja, nesse último caso a ação da partícula abrasiva na região de fase dura poderá levar à deformação plástica ou à fratura desta, dependendo da carga por partícula, da geometria, do tamanho e das propriedades mecânicas da partícula abrasiva, da fase dura ou da matriz.

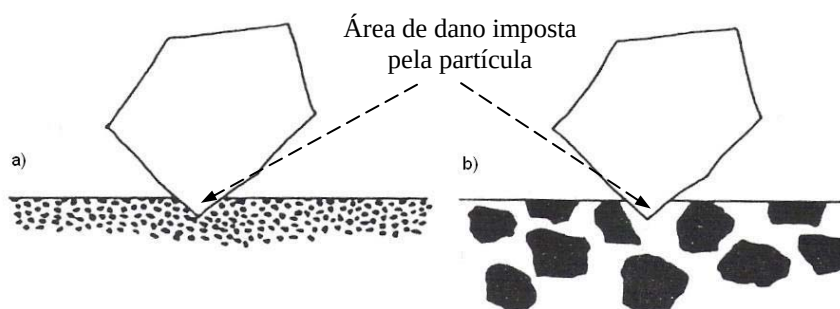


Figura 2.22 – Efeito do tamanho e fração volumétrica de carbonetos (Hutchings, 1992).

Na literatura corrente se verifica a importância das fases duras e de suas características e propriedades para prover incremento da resistência ao desgaste abrasivo dos revestimentos. Entretanto, verifica-se que a combinação de propriedades das fases duras com as propriedades da matriz é decisiva para cada tipo de solicitação. Por exemplo,

Chatterjee and Pal (2003) afirmam que a resistência à abrasão de ligas de revestimentos duros depende de muitos outros fatores tais como o tipo, a forma e a distribuição das fases duras, mas também da tenacidade e do comportamento de encruamento da matriz. Segundo Polido e Gallego (2006) os carbonetos são frágeis, e o modo pelo qual estão presos na matriz pode desempenhar um papel importante na ocorrência ou não de trincas durante a abrasão. Por sua vez Hutchings (1992) acrescenta que, em geral, uma elevada fração de volume de carbonetos é desejável para se ter elevada resistência à abrasão, entretanto, a matriz deverá conter uma adequada tenacidade, caso contrário o material se desgastará por mecanismo de fratura.

Segundo Bálsamo (1995), a composição química dos eletrodos é altamente correlacionada com os parâmetros microestruturais dos cordões de solda, representados pela porcentagem volumétrica de carbonetos, quando o carbono é mais importante que o cromo (liga FeCrC, com C variando de 2% a 6% e Cr de 25% a 35%) no aumento da porcentagem volumétrica de carbonetos totais e carbonetos primários.

A Figura 2.23 ilustra a microestrutura de revestimento duro da liga Fe-42Cr-5,3C em primeira, segunda e terceira camada, destacando o aumento da porcentagem volumétrica de carbonetos e aumento do tamanho dos mesmos da primeira para a última camada (Polido e Gallego, 2006). A afirmação é concordante com Buchelly et al (2005), segundo os quais em segunda camada, a fração em volume e o tamanho médio dos carbonetos de cromo são maiores que em primeira camada.

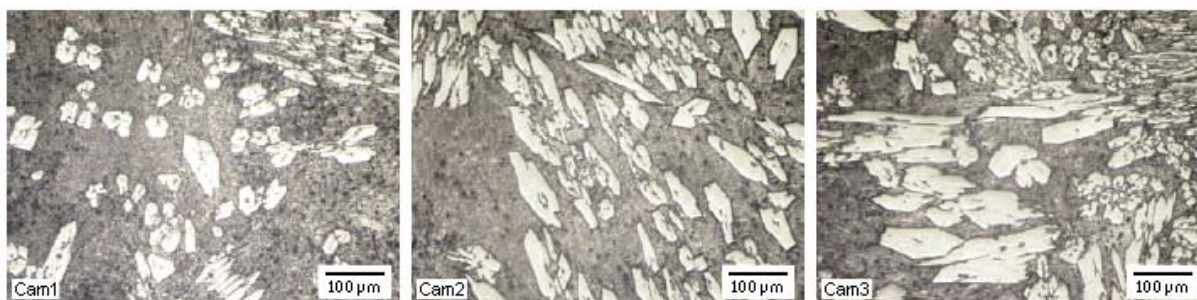


Figura 2.23 – Microestrutura de revestimento duro Fe-42Cr-5,3C em primeira, segunda e terceira camada (Polido e Gallego, 2006).

Segundo Bálsamo, Scotti e De Mello (1995), o aporte de energia tem grande influência na morfologia da microestrutura dos revestimentos duros, em particular no tamanho médio da mesma, quando o menor aporte térmico e, conseqüentemente, a maior velocidade de solidificação levam ao refinamento da microestrutura.

A Figura 2.24 ilustra o efeito do teor de carbono e do aporte térmico na microestrutura e no tamanho dos micro-constituintes. Observa-se que a Fig. 2.24a e 2.24b

são constituídas predominantemente por carbonetos primários do tipo M_7C_3 (morfologia hexagonal) em uma matriz eutética de austenita mais carboneto, enquanto que nas Fig. 2.24c e 2.24d, devido ao menor teor de carbono, a microestrutura é composta por dendritas de austenita em matriz eutética. Verifica-se comparativamente que nas ligas soldadas com menor aporte térmico (Fig. 2.24b e 2.24d), tanto os carbonetos M_7C_3 quanto as dendritas de austenita apresentam maior refino devido à maior velocidade de solidificação (Bálsamo, Scotti e De Mello, 1995).

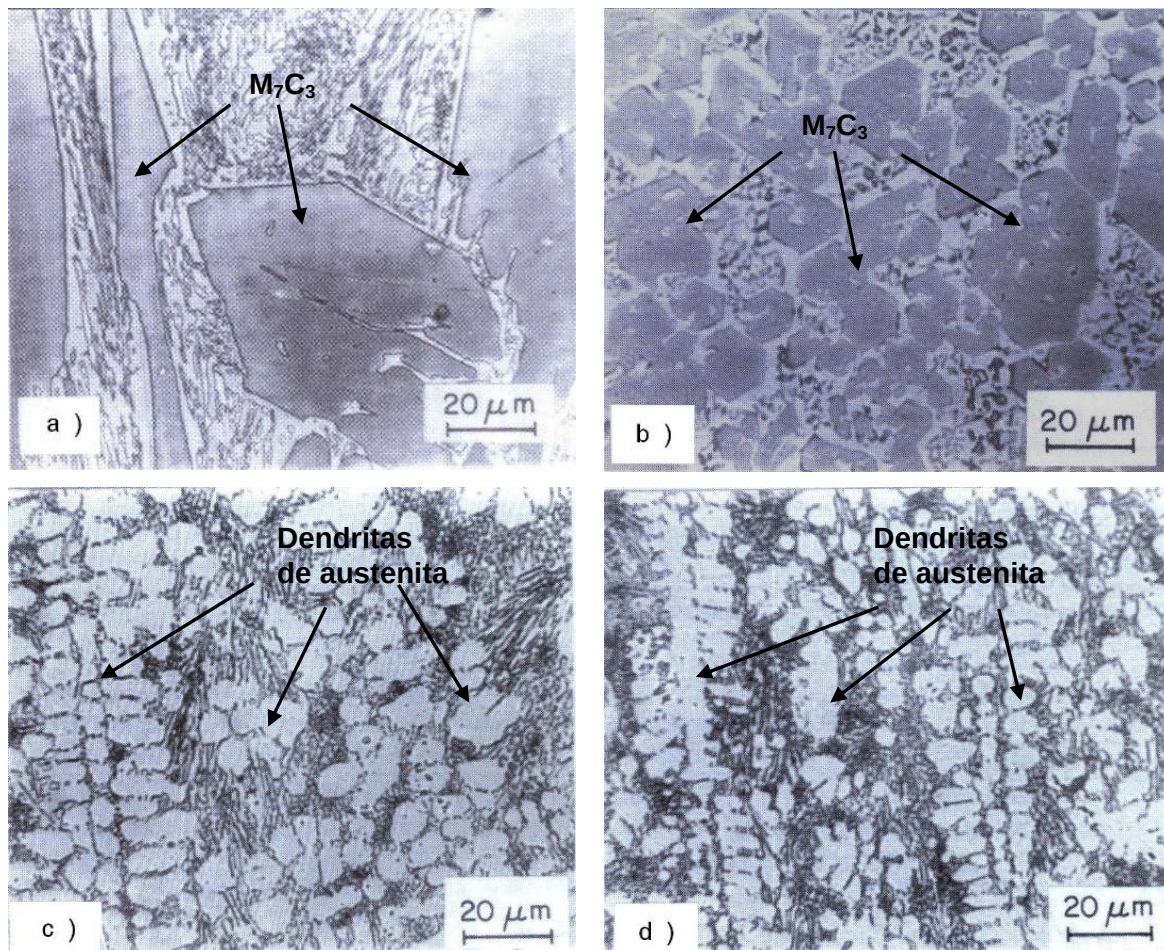


Figura 2.24 – Microestrutura de revestimento duro liga Fe-Cr-C: a) liga 30Cr5,5C – 28,8 kJ/cm; b) liga 30Cr5,5C – 18,1 kJ/cm; c) liga 30Cr1,7C – 30,5 kJ/cm; d) liga 30Cr1,7C – 17,8 kJ/cm (Bálsamo, Scotti e De Mello, 1995).

2.8.3. Dureza e resistência ao desgaste

Segundo Scotti e Rosa (1997), a dureza dos revestimentos é mais influenciada pela microestrutura, a qual, por sua vez depende do calor imposto e da composição química. Embora se espere que revestimentos com maior dureza tenham conseqüentemente maior

resistência ao desgaste, observam-se algumas contradições na literatura corrente, como apresentado em sequência.

Como a taxa de desgaste depende do grau de penetração do abrasivo na superfície, é, portanto, função da dureza deste. Se a dureza do abrasivo é muito superior à dureza da superfície, o desgaste é severo. Caso contrário, a taxa de desgaste é pequena (Marino, Patrone y Bortoni apud Hernandez, 1997).

Por sua vez, Fiore, Kosel e Fulcher (1983) analisam a resistência ao desgaste em função da dureza dos carbonetos, afirmando que embora o alto nível de dureza dos carbonetos de cromo do tipo M_7C_3 contribua para a resistência ao desgaste, os carbonetos são frágeis e dependem da forma que são suportados pela matriz para definir o seu desempenho durante a abrasão.

Quanto à dureza do material, é comum pensar-se que maiores durezas fornecerão sempre menores taxas de desgaste. Mas há controvérsias quanto a esta afirmação, quando diversos autores afirmam que a dureza do material não está, necessariamente, relacionada com a sua resistência ao desgaste. Segundo Marino, Patrone y Bortoni apud Hernandez (1997), isto é verdadeiro em condições de abrasão à baixa tensão, tal como areia deslizando numa superfície, onde a maior resistência ao desgaste é obtida com o emprego de ligas de elevada dureza. Entretanto, materiais com valores de dureza iguais podem ter resistência ao desgaste diferente, como consequência de diferenças microestruturais.

Segundo Paranhos (1998), a macrodureza tem sido relacionada equivocadamente com a resistência ao desgaste abrasivo, pois os ensaios de dureza realizados são quase estáticos e as durezas obtidas não se correlacionam muito bem com o desgaste sob condições em que a superfície metálica é atingida por partículas em velocidades relativamente elevadas.

Kotecki e Ogborn (1995) estudaram soldas de revestimento duro com oito microestruturas diferentes (ferrita-bainita, ferrita-perlita, martensita, martensita com austenita retida, aço austenítico ao manganês, austenita primária com eutético austenita-carbeto, quase eutético de austenita-carbeto e carbeto primário com eutético austenita-carbeto), ensaiando cerca de duzentos corpos de prova, através da medição de dureza e avaliação da resistência ao desgaste abrasivo de baixa tensão. Concluíram que a dureza não é um parâmetro seguro para se avaliar a resistência ao desgaste abrasivo à baixa tensão de ligas Fe-Cr-C.

Segundo Kotecki e Ogborn (1995), embora o aumento da dureza possa melhorar a resistência ao desgaste, particularmente quando se trata de revestimento duro aplicado sobre substrato de aço médio carbono, diferentes revestimentos com dureza similar podem apresentar resistência ao desgaste diferente.

Wainer, Brandi e De Mello (1991) afirmam que o desgaste de materiais puros é diretamente proporcional à sua dureza, enquanto que nas ligas essa proporcionalidade pode valer até um determinado valor de dureza, a partir do qual a resistência ao desgaste cresce com menor intensidade, podendo até mesmo diminuir.

Martins Filho (1995) considerou o parâmetro dureza importante para o provimento de maior resistência ao desgaste em uma mesma liga. Bálsamo (1995), em seu trabalho, justificou que o aumento da porcentagem volumétrica de carbonetos primários leva a um aumento da dureza do depósito e a uma melhora do desempenho em abrasão de baixa tensão.

Segundo Wang *et al* (2005), como resultado do reforço do revestimento com carbonetos de titânio, a dureza também é aumentada, levando a um significativo aumento da sua resistência ao desgaste.

Nas ligas estudadas por Buchely *et al* (2005), a menor dureza foi obtida em revestimentos que apresentaram microestrutura eutética, caso da primeira camada soldada com consumível formador de carbonetos complexos ou na liga com carbonetos ricos em cromo. Nesse caso observou-se uma tendência de maior resistência ao desgaste abrasivo para os revestimentos de maior dureza, quando a resistência ao desgaste praticamente dobrou quando a dureza aumentou de 52 a 55 HRC (primeira camada) para 58 a 60 HRC (terceira camada), como pode ser visto pela Fig. 2.25. Entretanto, apesar de não enfatizado pelo autor, seguramente a microestrutura também foi modificada. A dureza na primeira camada foi em torno de 10% inferior à terceira camada.

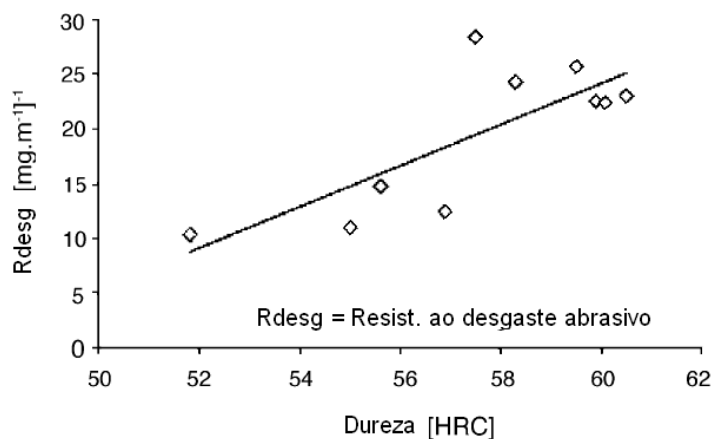


Figura 2.25 – Resistência ao desgaste “versus” dureza do revestimento (Buchely *et al*, 2005).

Nos estudos de Corrêa *et al* (2007) de desgaste abrasivo de baixa e de alta tensão

com diversas ligas do sistema Fe-Cr-C demonstra-se que em algumas ligas de maior dureza se obtém maior resistência ao desgaste, mas em outras, o comportamento pode inclusive ser oposto.

Resultados similares também foram obtidos por Ribeiro (2004), em depósitos Fe-Cr-C em uma camada, quando os revestimentos mais duros apresentaram maior resistência ao desgaste abrasivo de baixa tensão. Nos depósitos em duas camadas os resultados de resistência foram aleatórios. Entretanto, neste último caso, a variação da dureza foi menor que nos depósitos em uma camada.

Segundo Buchanan, Shipway and McCartney (2007), em ensaio de desgaste de disco revestido contra um bloco de bagaço de cana, apesar da maior dureza do revestimento hipereutético (710 HV₃₀₀) sobre o hipoeutético (450 HV₃₀₀) em liga Fe-Cr-C, não se observou clara superioridade deste sobre o menos duro, reforçando que não é a dureza, mas a microestrutura é que governa as propriedades de resistência ao desgaste, especialmente o abrasivo de baixa tensão investigado. Entretanto, neste caso seria esperada a superioridade da liga hipereutética pela presença de carbonetos primários em matriz eutética austenita-carbonetos.

As contradições citadas quanto ao efeito da dureza na resistência ao desgaste, reforçam que a dureza é um parâmetro importante, mas não o mais importante, no que se refere ao desgaste abrasivo, não devendo, portanto ser avaliado independentemente de outras variáveis, como a microestrutura do revestimento.

2.8.4. Diluição e resistência ao desgaste

A diluição é definida como a mudança na composição química de um metal de adição para soldagem causada pela sua mistura com o metal base ou metal de solda anterior. Na soldagem de revestimento não há necessidade de alta penetração, mas somente uma boa ligação entre o metal de solda e o metal de base. Desde que a composição química e as propriedades dos revestimentos são usualmente diferentes do metal de base, baixa diluição é desejada (Wainer, Brandi e De Mello, 1991).

Diversos autores têm sido unânimes em afirmar a importância da diluição na soldagem de revestimento duro. Conde (1986), Kannan e Murugan (2006), dentre outros, afirmam que provavelmente a principal diferença entre a soldagem de junta e a soldagem de revestimento é que a segunda modalidade é afetada em maior grau pela diluição (ilustração na Fig. 2.26). Segundo os autores, nesse caso é desejável baixa diluição para não influenciar fortemente a composição e as propriedades do revestimento, pois quando isso ocorre (baixa diluição), a composição final do depósito é mais próxima da composição do

metal de adição utilizado e, portanto, as propriedades mais próximas do valor desejado.

A maior resistência à abrasão, de acordo com Hernandez (1997) ocorre para a soldagem com menor aporte térmico e menor diluição do cordão de solda. Igualmente, Ribeiro (2004) verificou que a perda de volume em ensaio de desgaste abrasivo de baixa tensão foi menor para revestimentos Fe-Cr-C com menor diluição. Entretanto, como apresentado na Fig. 2.27, na soldagem em uma camada essa relação foi mais evidente que em duas camadas de solda. Isso ocorre, segundo Scotti e Rosa (1997), pois no último caso (duas camadas) o cordão de solda posterior refunde o primeiro, sofrendo então menor influência do metal de base.

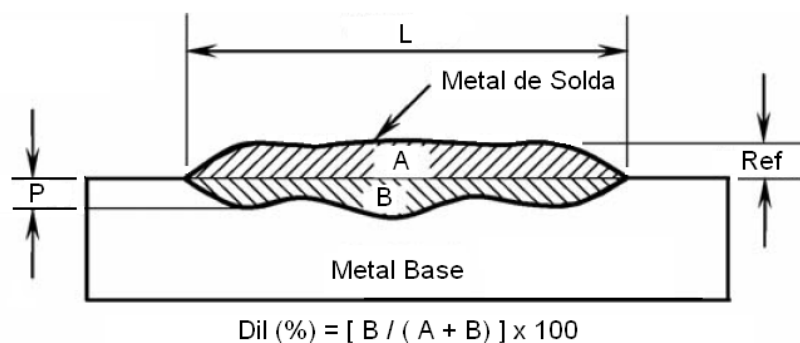


Figura 2.26 – Parâmetros geométricos e diluição do revestimento (Kannan e Murugan, 2006).

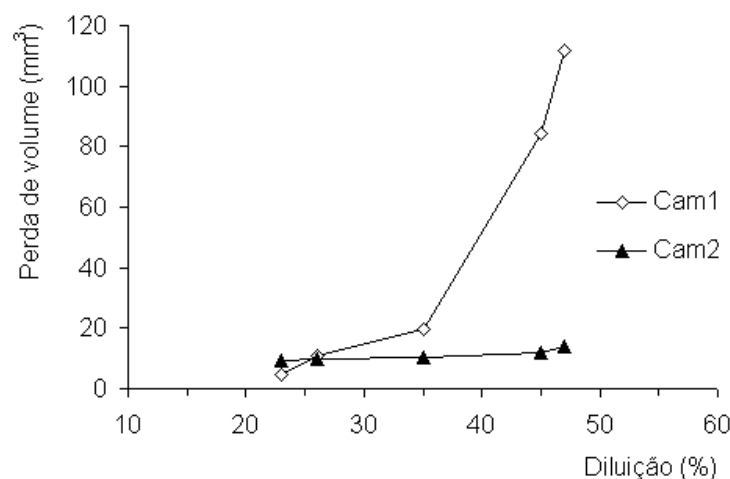


Figura 2.27 – Diluição “versus” perda de volume (Ribeiro, 2004).

Sevilla, Pineda e Toro (2004) afirmam que para melhorar a resistência ao desgaste abrasivo é aconselhável a deposição de uma segunda camada de revestimento para minimizar o efeito da diluição na microestrutura do depósito. Buchely *et al* (2005) concordam com essa afirmação e sugerem que em camadas posteriores, o aumento da fração

volumétrica e do tamanho dos carbonetos de cromo do tipo M_7C_3 (1800 HV) possa ser responsável pelo incremento na sua maior resistência ao desgaste. Como discutido anteriormente, os autores não avaliaram individualmente o efeito do tamanho dos carbonetos e de sua fração em volume.

Do ponto de vista metalúrgico, a composição e as propriedades do revestimento são fortemente influenciadas pela diluição obtida. De acordo com essa influência, a diluição que se obterá com cada processo de soldagem deverá ser considerada a fim de selecionar a combinação mais conveniente entre o metal de adição e o processo requerido para uma dada aplicação. As variáveis do processo de soldagem que mais afetam a diluição serão discutidas a seguir, segundo Conde (1986):

- a) *Corrente*: o uso de corrente contínua e polaridade direta (eletrodo negativo) proporciona menor penetração e, em consequência, menor diluição que com polaridade inversa (eletrodo positivo);
- b) *Diâmetro do eletrodo*: com eletrodo de menor diâmetro se utiliza menor corrente e, portanto, se obtém menor diluição;
- c) *Comprimento do eletrodo ("Stickout")*: nos processos com eletrodos consumíveis, um maior comprimento do eletrodo produz menor diluição, porque aumenta a quantidade fundida do eletrodo ($I^2 \cdot R$) e a energia do arco é aplicada de forma difusa sobre o metal base.
- d) *Espaçamento entre os cordões*: cordões mais superpostos tendem a reduzir a diluição, pois os cordões realizados anteriormente fundirão antes do metal base e, principalmente, entrará na composição do último cordão de solda.
- e) *Oscilação do eletrodo*: a regra é que uma maior oscilação e uma maior frequência de oscilação levam à redução da diluição; os melhores resultados são obtidos com a oscilação sem movimento pendular, com velocidade constante;
- f) *Velocidade de soldagem*: uma baixa velocidade de soldagem determina uma baixa quantidade de metal base fundido, com relação à quantidade de metal de adição e, além disso, ocorre menor penetração, pois a energia do arco é incidida sobre a poça de fusão e menos sobre o metal base. Tem-se, como consequência, menor diluição.
- g) *Posição de soldagem e inclinação da peça*: considerando uma soldagem com velocidade de deslocamento constante, a diluição decrescerá para as seguintes posições de soldagem, em ordem: vertical ascendente, horizontal, inclinada ascendente, plana e inclinada descendente;
- h) *Inclinação do eletrodo (ângulo de avanço)*: a inclinação do eletrodo para frente, na direção de soldagem (empurrando a poça) produz, geralmente, cordões mais planos, mais largos e com menor penetração;

- i) *Proteção do arco*: o meio protetor gasoso ou através de fluxo tem um efeito significativo na diluição, em ordem decrescente: hélio (mais alto), dióxido de carbono, argônio, fluxo granular sem elementos de liga e, com a menor diluição, o fluxo granular com elementos de liga;
- j) *Metal de adição*: a adição extra de metal de solda pode reduzir muito a diluição. Este pode ser adicionado em forma de pós, arames, fitas ou fluxos;
- k) *Processo de soldagem*: os processos de soldagem utilizados na aplicação de revestimentos apresentam diferentes níveis de diluição. O processo de soldagem a Arco Submerso apresenta o maior valor de diluição (10 – 40%), seguido, em ordem decrescente pelos processos Arames tubulares e Eletrodos revestidos (10 – 30%), Oxi-acetilênico (< 5%) e metalização a plasma ou a chama, sem diluição.

2.9. Variáveis operacionais de soldagem de revestimento

A seleção incorreta dos parâmetros de soldagem para a aplicação de revestimentos duros resistentes ao desgaste abrasivo pode resultar na obtenção de soldas com propriedades indesejáveis e de baixo desempenho .

Bálsamo, Scotti e De Mello (1995), após a soldagem com eletrodos revestidos de diferentes teores de cromo e carbono e variando a energia de soldagem, afirmam que a energia de aporte durante o procedimento de soldagem não muda a microestrutura básica de uma liga de revestimento duro, mas afeta consideravelmente a sua morfologia, em particular, o tamanho médio da mesma, pela mudança na taxa de resfriamento.

Segundo Paranhos, Mello e Payão Filho (1998), a tensão do arco elétrico e a intensidade de corrente exercem grande influência sobre a microestrutura e, conseqüentemente, na resistência ao desgaste abrasivo de baixa tensão de ligas Fe-Cr-C, enquanto a velocidade de soldagem apresenta um efeito menor. O aumento da tensão e a redução da corrente levam a um incremento considerável dos elementos de liga sob o metal de solda. O aumento dos teores de C e Cr reduzem a possibilidade de formação de austenita primária e aumento da formação de microestrutura composta de carboneto primário do tipo M_7C_3 e eutético austenita-carbeto (M_7C_3), a microestrutura que apresenta maior resistência à abrasão de baixa tensão.

Brandim, Alcântara e Paranhos (1999) verificaram que a adição de pós metálicos, a sobreposição dos cordões, a oscilação da tocha e a utilização de intensidade de corrente inferior foram efetivas na redução da diluição de soldas de revestimento duro de ligas Fe-Cr-C, na soldagem por arco submerso. Observaram ainda, que a diluição afetou na microestrutura dos revestimentos, principalmente no volume do eutético e no tamanho das

dendritas. Segundo AWS (1991), Wainer, Brandi e De Mello (1992) e Brandim, Alcântara e Paranhos (1999), a oscilação da tocha de soldagem, além de permitir a atenuação da diluição, serve também para elevar a produtividade pela obtenção de cordões mais largos e, portanto, reduzir o número de passes para revestir dada superfície.

No estudo de Carceller (2007) verificou-se que na primeira camada o aumento da energia de soldagem provoca uma redução da resistência ao desgaste abrasivo, mas na segunda e terceiras camadas o resultado é oposto, ocorrendo ainda, redução na rugosidade da superfície abrasada. Os materiais com menor resistência ao desgaste abrasivo apresentam um aumento da rugosidade à medida que vão deteriorando a superfície.

Kannan e Murugan (2006) fizeram uma ampla investigação dos efeitos das variáveis de soldagem (corrente, velocidade de soldagem, distância bico de contato-peça e ângulo de inclinação da tocha para a frente) com arames tubulares sobre os parâmetros geométricos (largura, reforço, penetração) e diluição da solda de revestimento de aço inoxidável. A Fig. 2.28 ilustra o efeito dos parâmetros de soldagem na geometria do cordão de solda e na diluição.

As principais constatações de Kannan e Murugan (2006) foram:

- A diluição e a penetração da solda aumentaram tanto com o aumento da corrente (Fig. 2.28a), quanto da velocidade de soldagem (Fig. 2.28c) e diminuíram com o aumento da DBCP (Fig. 2.28b) e do ângulo de inclinação da tocha (Fig. 2.28d);
- A diluição decresceu com o aumento da DBCP para todos os níveis de corrente de soldagem, mas a taxa de queda caiu significativamente com a redução da corrente (Fig. 2.28e);
- A diluição reduziu com o aumento do ângulo da tocha para velocidades de soldagem superiores a 30 cm/min, mas a taxa de queda foi maior para velocidades maiores. Com velocidade de soldagem inferior a 30 cm/min, a diluição aumentou com o aumento do ângulo da tocha (Fig. 2.28f);
- O reforço aumentou com o aumento da corrente e da DBCP (Fig. 2.28a e 2.28b), e reduziu com o aumento da velocidade de soldagem e ângulo da tocha (Fig. 2.28c e 2.28d);
- A largura do cordão aumentou com o aumento da corrente de soldagem, DBCP e ângulo da tocha (Fig. 2.28a, 2.28b e 2.28d) e reduziu com o aumento da velocidade de soldagem (Fig. 2.28c);
- Além disso, verificaram que a largura aumentou com a corrente em todos os níveis de velocidade de soldagem, mas a taxa de aumento da largura decresceu com o aumento da velocidade de soldagem. E que o aumento no ângulo da tocha reduziu

a penetração quando a velocidade de soldagem era alta, mas provocou um leve aumento para baixas velocidades.

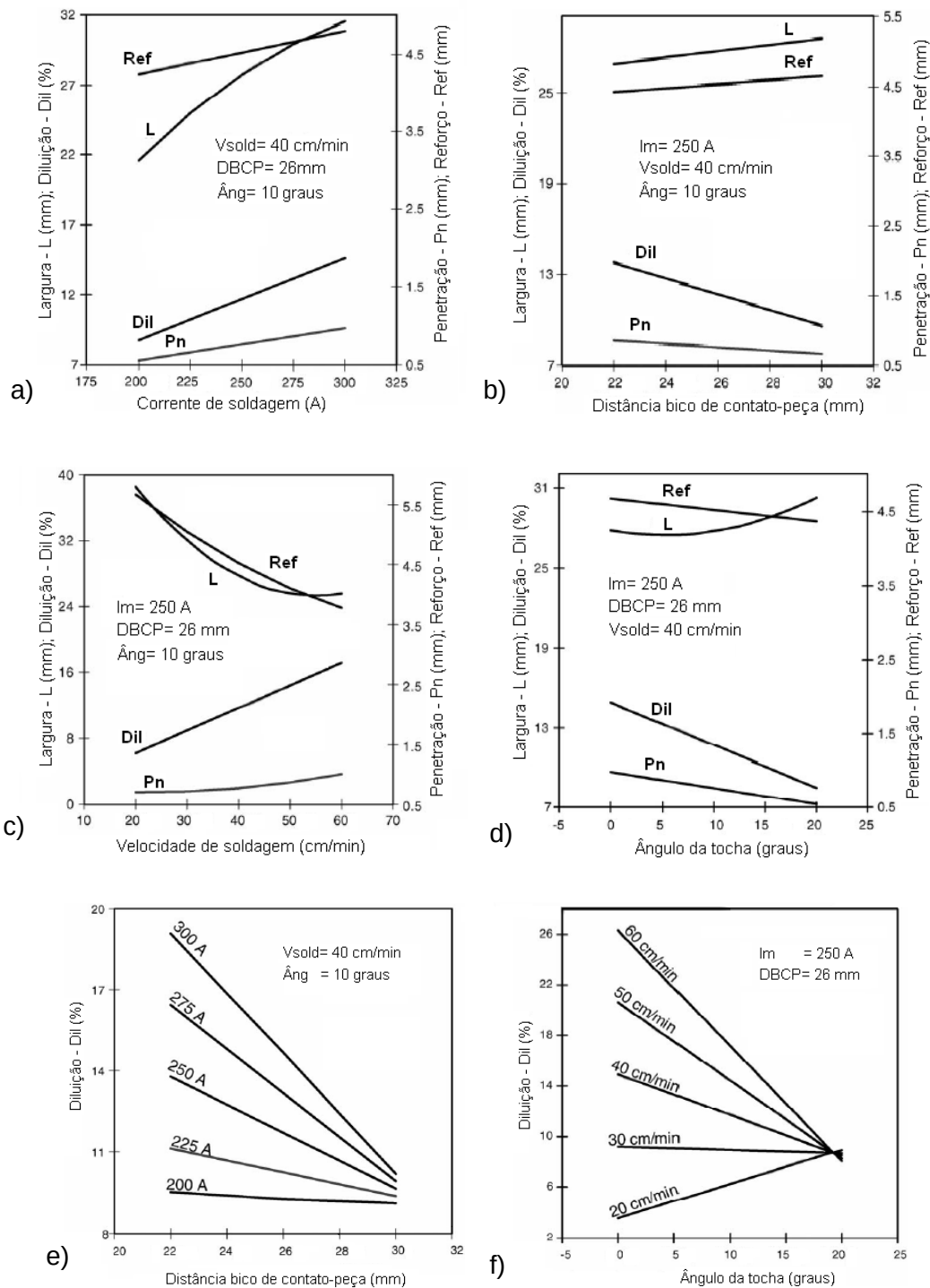


Figura 2.28 – Efeito dos parâmetros de soldagem na geometria do cordão de solda e na diluição (Kannan e Murugan, 2006).

Ribeiro, Ventrella e Galego (2005) avaliaram o efeito do aporte térmico na diluição, na dureza e na perda de volume de revestimentos duros (desgaste abrasivo de baixa tensão) depositados em camada única com eletrodo revestido de liga ferro-cromo-carbono, cujos dados obtidos são apresentados pela Fig. 2.29.

Pela Figura 2.29 observa-se que a diluição do revestimento é diretamente proporcional ao aporte de calor utilizado, e que a dureza tem comportamento inverso, ou seja, enquanto a diluição aumenta com o aumento do aporte térmico, a dureza do depósito tende a cair. Como consequência da maior diluição do consumível e da menor dureza do revestimento, a resistência ao desgaste é reduzida com o aumento do aporte térmico, levando a uma maior perda de metal.

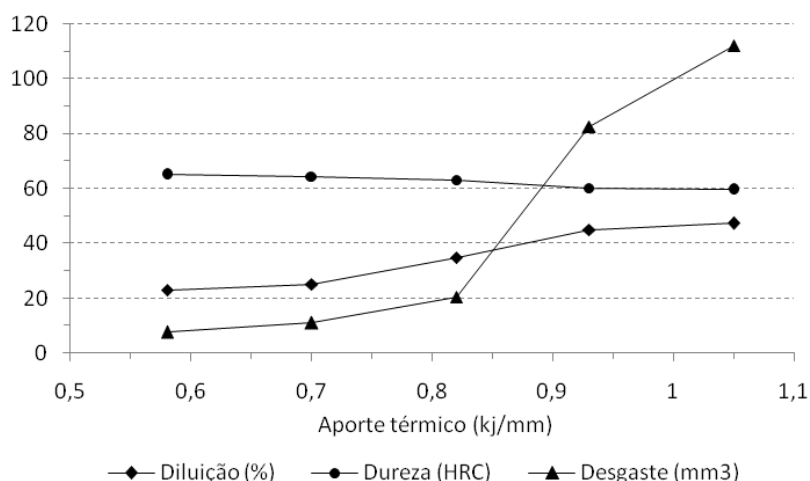


Figura 2.29 – Efeito do aporte térmico na dureza, na diluição e na perda de volume de revestimento duro de liga Fe-Cr-C (Ribeiro, Ventrella e Gallego, 2005).

Scotti e Rosa (1997) citam que os revestimentos duros são muito frágeis e que durante o processo de soldagem pode ocorrer o aparecimento de trincas. Estas trincas não são, necessariamente, indicadores de redução na resistência ao desgaste, podendo até ser favoráveis por reduzirem as tensões internas. As trincas são indesejáveis nos casos de revestimentos estanques ou sob esforços dinâmicos que levem à fadiga e, conseqüentemente, ao arrancamento do revestimento. A amplitude de oscilação do eletrodo e a realização de pré-aquecimento têm papel importante na redução das trincas, as quais ocorrem em maior número na segunda camada de revestimento que na primeira. Isso ocorreria pela menor diluição na segunda camada.

Buchely *et al* (2005) afirmam que os revestimentos ao alto cromo são mais susceptíveis ao surgimento de trincas de solidificação que os revestimentos ricos em

tungstênio ou em carbonetos complexos, como M_7C_3 , Mo_2C ou NbC . Martins Filho (1995) verificou que os melhores resultados de resistência ao desgaste abrasivo de baixa tensão de revestimentos Fe-Cr-C-V foram obtidos pelos ensaios isentos de trincas em soldagem com menor aporte térmico.

2.10. Soldagem a Arco Elétrico com Arames Tubulares

O processo de soldagem Arame Tubular utiliza o calor gerado no arco elétrico para a fusão do metal e do eletrodo, um arame tubular alimentado continuamente. A proteção da solda é feita por meio de um fluxo contido dentro do arame, podendo ter ou não a proteção adicional de um gás suprido externamente (AWS, 1991).

O processo oferece duas variações que diferem no método de proteção do arco e da poça de fusão da contaminação atmosférica. No tipo *autoprottegido* a proteção do metal fundido é feita pela decomposição e vaporização do fluxo do eletrodo pelo calor do arco. No outro tipo, *com proteção gasosa*, faz-se uso de um jato de gás protetor em adição à ação do fluxo do eletrodo. Em ambos os métodos o material do fluxo do eletrodo protege o arco elétrico da contaminação atmosférica, pode atuar como desoxidante, acrescentar elementos de liga ao metal de solda, estabilizar o arco, além de fornecer um recobrimento substancial de escória para proteger a solidificação do metal de solda (AWS, 1991). A Fig. 2.30 ilustra uma representação esquemática do processo Arame Tubular nas suas versões, com proteção gasosa e autoprottegido.

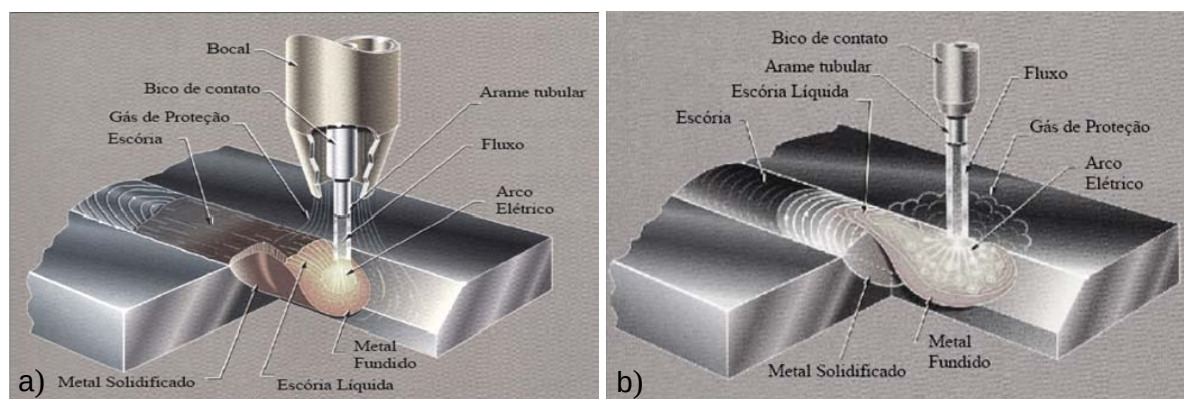


Figura 2.30 – Representação esquemática do processo Arames Tubulares: a) com proteção gasosa e b) autoprottegido (AWS 1991).

O equipamento básico é semelhante, para ambos os métodos, diferenciando-se pelo fornecimento e dosagem do gás na versão com proteção gasosa. A fonte é do tipo tensão constante e fornece corrente contínua, similar às fontes usadas para o processo MIG/MAG. A taxa na qual o arame é alimentado ao arco determina a corrente de soldagem. Se a taxa

de alimentação do eletrodo é modificada, a máquina de soldagem ajusta-se automaticamente para manter a voltagem do arco pré-fixada (AWS, 1991).

Segundo Martínez e Pérez (2000), na soldagem com proteção gasosa, o gás que promove uma barreira de isolamento para proteger o eletrodo, o arco e o banho de fusão do ar circundante pode ser inerte (argônio, hélio), ativo (dióxido de carbono, hidrogênio) ou misturas desses. Na versão de soldagem autoprotetida, a proteção do banho é obtida como resultado da vaporização dos ingredientes do núcleo que levam ao deslocamento do ar e pela composição dos minerais produtores de escória (desoxidantes e desnitrificantes) e carbonatos que a altas temperaturas se decompõem formando o CO₂ necessário para efetivar a proteção.

As principais vantagens da utilização de arames autoprotetidos se devem à possibilidade de se obter depósitos com elevado teor de elementos de ligas e a baixo custo, à sua elevada produtividade e ao enchimento de juntas irregulares. Por outro lado, as suas maiores restrições referem-se à produção de grande volume de gases e fumos que requerem eficiente sistema de exaustão, além da desuniformidade e aparência irregular dos cordões (Martínez e Pérez, 2000).

A soldagem com arame tubular possui inúmeras semelhanças com relação ao processo MIG/MAG no que diz respeito aos equipamentos e princípios de funcionamento. Este fato lhe permite compartilhar o alto fator de trabalho e a taxa de deposição característicos da soldagem MIG/MAG. Por outro lado, através da soldagem com arames tubulares é possível obter a alta versatilidade da soldagem com eletrodos revestidos no ajuste de composição química e facilidade de trabalho em campo (AWS, 1991).

Kannan e Murugan (2006) acrescentam que o processo Arame Tubular tem sido preferido pelo setor industrial devido às seguintes características: alta taxa de deposição, especialmente para soldagens fora da posição plana; maior versatilidade que o processo Arco Submerso; requer menor habilidade que o processo MIG/MAG; apresenta maior produtividade que o processo Eletrodo Revestido, além da boa aparência da solda, bom padrão de qualidade radiográfica e mínimo desperdício de eletrodo.

Aloraier, Ibrahim e Thomson (2006) citam ainda que com o processo Arame Tubular totalmente automático pode-se ter também custos inferiores aos outros processos comumente utilizados, devido à sua alta taxa de deposição, quando se alia a adição de fluxos à simplicidade do processo MIG/MAG. Entretanto, para Svensson (1994), apesar dos arames tubulares terem vantagens quanto à elevada produtividade, penetração e qualidade do metal de solda e redução de respingos (dependendo do tipo de gás de proteção e do modo de transferência), a substituição dos arames sólidos pelos arames tubulares se

justifica principalmente pela mudança nas propriedades da solda, já que os arames sólidos são mais baratos.

A densidade de corrente dos arames tubulares é, segundo Svensson (1994), muito maior que nos arames maciços porque a corrente percorre uma secção transversal muito menor nos primeiros. É possível, ainda, usar distância bico de contato-peça (DBCP) superior, o que provoca o aquecimento do eletrodo por efeito joule, contribuindo para a alta taxa de fusão e alta produtividade do processo. Segundo a AWS (1991), a DBCP para arames autoprotégidos pode variar de 19 a 95 mm.

O enchimento do núcleo do arame tubular é feito principalmente com pó de ferro, elementos ligantes e desoxidantes, produzindo os "*Metal Cored Wires*" que tem como fluxo somente pó metálico; usando minerais similares aos usados nos eletrodos revestidos, produzem-se os "*Flux Cored Wires*", os quais podem ser básicos ou rútilicos, mas sem a necessidade de utilização de silicatos, o que proporciona baixo nível de hidrogênio, menos de 10ml/100g para os rútilicos e menos de 5ml/100g para os arames básicos; os arames autoprotégidos ("*Self-shielded wires*") podem ser do tipo rútilico, para a soldagem de chapas finas em alta velocidade, ou do tipo básico, para a soldagem de chapas grossas. Para possibilitar a autoproteção do arco esses arames contêm desoxidantes extras (frequentemente alumínio) e elementos formadores de gases, além de materiais formadores de escória, minerais e ferro-ligas. Em função disso podem ser utilizados sem gás de proteção, em aplicações em campo, mas geram maior quantidade de fumos que os arames com proteção gasosa (Svensson, 1994).

Segundo Fortes (2004), os ingredientes do fluxo promovem a estabilidade do arco, influenciam nas propriedades mecânicas do metal de solda, bem como no perfil e geometria do cordão. Os cordões podem ser mais largos e com melhor perfil que os produzidos por arames sólidos, como ilustrado na Fig. 2.31. Isso ocorre porque o arco de soldagem dos arames tubulares é, geralmente, mais largo. As gotas espalham-se e criam uma área de projeção maior, distribuindo a energia de soldagem mais uniformemente. A penetração dos arames tubulares tem uma forma mais rasa, porém mais larga, possibilitando uma tolerância maior para desalinhamentos da tocha em relação à junta e reduzindo o risco de defeitos de falta de fusão.

Para a obtenção de maiores informações quanto ao processo Arame Tubular, sugere-se a consulta à bibliografias como AWS (1991), Marques (1991), Svensson (1994), Martinez e Perez (2000), Araújo (2004), Fortes (2005), dentre outras.

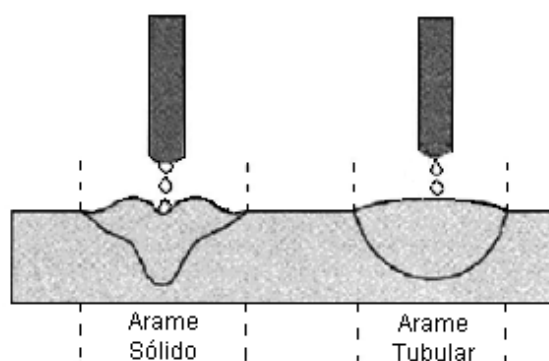


Figura 2.31 – Comparação entre os perfis de cordões de solda efetuados com arames sólidos (maciços) e tubulares (Fortes, 2004).

2.10.1. Transferência metálica de arames tubulares

A transferência metálica pode ser definida como o transporte de gotas metálicas da ponta do eletrodo à poça de fusão, sendo que o tamanho e a característica dessas gotas definem diferentes modos de transferência. Além disso, a forma pela qual o metal fundido transfere-se da ponta do arame eletrodo para a poça de fusão influencia diversos aspectos operacionais da soldagem. Em particular, o nível de respingos e fumos, a capacidade do processo ser utilizado fora da posição plana, o formato do cordão e, enfim, a estabilidade e o desempenho operacional do processo. Dependendo das condições de soldagem e do processo utilizado pode-se observar diferentes modos de transferência metálica. Várias técnicas são utilizadas para investigar os modos de transferência metálica na soldagem, destacando-se dentre estas, o sistema de "Shadowgrafia" por laser com uma câmara de vídeo de alta velocidade (1000 a 14000 quadros por segundo). As investigações levaram à classificação de 12 tipos de transferência metálica observadas no processo MIG/MAG, feita pelo IIW - "International Institute of Welding". Classicamente, contudo, consideram-se quatro formas básicas de transferência: curto-circuito (CC), globular (GL) e goticular ou "spray" (GT) e goticular com alongamento (GTE) (Scotti, 2000; Modenesi, 2001; Ferraresi, Figueiredo e Hiap Ong, 2003).

Muito embora possa ser verificada a incidência de modos "puros" de transferência para essas duas classes, muitos outros modos podem coexistir com características desses modos "puros", caracterizando-se como modos mistos. Tais modos de transferência ocorrem nas regiões que delimitam os modos "puros", seria uma fase de transição de um tipo de transferência a outro. Tais modos ainda podem ser passíveis de mudança em função do gás de proteção utilizado na soldagem (Scotti, 2000; Luz *et al*, 2004).

A transferência metálica que ocorre nos processo de alimentação contínua seria classificada em duas categorias, sendo elas a transferência gerada por curto-circuito e a gerada por vôo livre. Essas duas classes de transferência podem ainda ser classificadas segundo o modo como a gota formada na extremidade livre do arame é direcionada e transferida à poça de fusão (Modenesi, 2001).

O mapeamento dos modos de transferência metálica visa estabelecer os contornos da transferência em termos de variáveis de soldagem, tais como, tensão e/ou comprimento do arco, corrente e/ou velocidade de alimentação. A transferência metálica pode ser determinada por métodos, tais como, nível de respingo, e dados do arco de soldagem, como som, sistema de imagem a laser, inspeção visual direta, grau de luminosidade e aquisição de dados referentes aos sinais de corrente e tensão (Lin, Li e Simpsom, 2001).

Muitos estudos têm sido feitos nos últimos anos quanto à transferência metálica de arames maciços. Entretanto, menos trabalhos são encontrados na literatura quanto à transferência metálica de arames tubulares, onde a maior ênfase é dada aos arames tubulares com proteção gasosa, como os trabalhos de Luz, Bálsamo e Ferraresi (2005), Starling e Modenesi (2005); Izutani *et al* (2006). No caso dos arames tubulares autoprotetidos os dados na literatura são ainda mais restritos, denotando uma área bastante promissora para estudos.

Comparando a transferência metálica do processo MIG/MAG com a do Arame Tubular a literatura corrente considera este último a mais complicada de se estudar devido às interações fluxo/metal. Além disso, a área metálica da seção transversal de um arame tubular é muito menor que a área de um arame maciço de mesmo diâmetro. Isso leva a uma densidade de corrente muito alta para as mesmas condições de soldagem e acarreta em uma maior sensibilidade dos parâmetros de soldagem para a determinação dos seus modos de transferência (Wang, Liu and Jones, 1995).

Segundo Modenesi (2001), como o fluxo nos arames tubulares fica localizado no interior da parte metálica do arame e sendo esta a responsável pela condução da maior parte da corrente elétrica até o arco, a qual ocorre externamente ao fluxo, as condições de fusão são menos favoráveis que em outros processos. Portanto, a forma de transferência tem forte dependência das características do fluxo, como ocorre no processo de soldagem com arco submerso e com eletrodos revestidos. Arames do tipo “*metal cored*” com núcleo de pó metálico e com poucas adições não metálicas se comportam de forma similar aos arames maciços. A presença de adições capazes de estabilizar o arco, na soldagem com eletrodo negativo, possibilita a operação com transferência não repulsiva. Arames rútilicos operam normalmente a altas correntes com transferência “*spray*” projetado não axial, enquanto nos arames básicos predomina a transferência globular não axial em correntes

elevadas e curto-circuito com correntes menores. Por outro lado, nos arames tubulares autoprotetidos, as transferências por curto-circuito e globular repulsivas são mais características.

Luz, Bálsamo e Ferraresi (2005) investigaram a transferência metálica de um arame tubular com proteção gasosa, com dois tipos de gases de proteção, respectivamente, argônio com 2% de oxigênio ($\text{Ar}+2\%\text{O}_2$) e $\text{Ar}+5\%\text{O}_2$. A Fig. 2.32 ilustra o modo de transferência globular repulsiva e o modo globular-goticular, obtidos pelos autores.

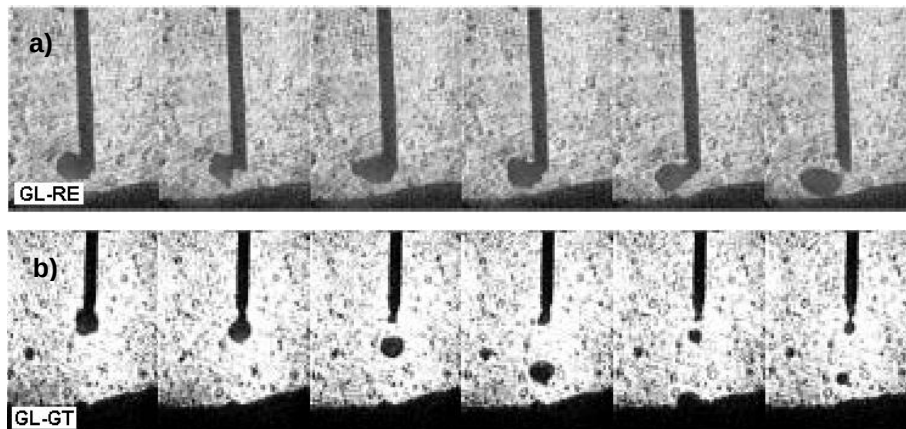


Figura 2.32 – Modos de transferência do arame tubular com proteção gasosa: a) transferência globular repulsiva (GL-RE) e b) transferência globular-goticular (GL-GT) (Luz, Bálsamo e Ferraresi, 2005).

Starling e Modenesi (2005) estudaram a transferência metálica de arames tubulares do tipo básico, rutílico e “*metal cored*”, com dois tipos de gases de proteção, respectivamente CO_2 puro e argônio (Ar) com 25% de CO_2 . Concluíram que, de uma forma geral, o aumento na corrente de soldagem resulta em redução no tamanho médio das gotas de metal e em um aumento na frequência de destacamento das mesmas.

Para o arame básico na soldagem com os dois gases, a transferência metálica é do tipo globular repulsiva para menores níveis de corrente. Para maiores níveis de corrente, a transferência de metal se mantém globular repulsiva na soldagem com CO_2 e passa a ser globular, na soldagem com $\text{Ar}+25\%\text{CO}_2$. Também nota-se, na soldagem com os dois gases, a formação de uma coluna de fluxo projetada em direção à poça. Na soldagem com CO_2 , o aumento da corrente torna o processo mais instável, com várias gotas sendo repelidas para longe da poça de fusão. A Fig. 2.33 ilustra a projeção da coluna de fluxo em direção à poça.

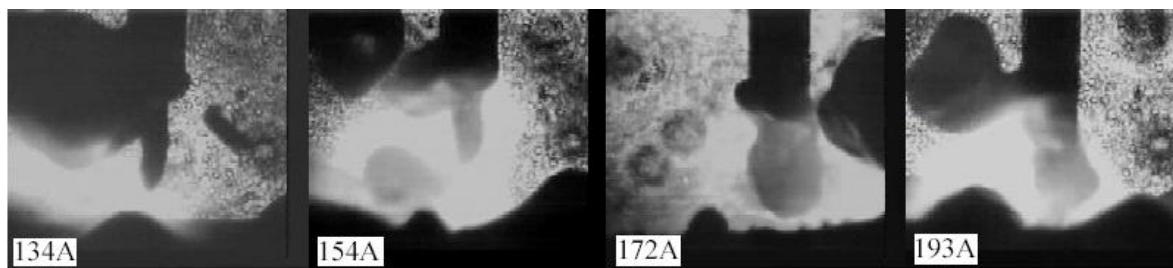


Figura 2.33 – Imagens de transferência metálica de arame tubular do tipo básico e gás de proteção 100% de CO₂ (Starling e Modenesi, 2005).

Segundo Starling e Modenesi (2005), na soldagem com os dois gases (CO₂ puro e Ar com 25% de CO₂), o arame rutílico apresentou transferência metálica do tipo globular com a formação de uma coluna de fluxo projetada em direção à poça, sendo que na soldagem com Ar+25%CO₂ para valores mais baixos de corrente, essa coluna de fluxo em vários momentos toca a poça de fusão antes de se quebrar e se transferir para a mesma.

Na soldagem com o arame “*metal cored*”, nota-se que o metal fundido (proveniente da fita metálica) está intimamente misturado ao fluxo do arame (constituído por adições metálicas). Na soldagem com CO₂, a transferência é do tipo globular repulsiva, enquanto na soldagem com Ar+25%CO₂, para valores mais baixos de corrente, a transferência é do tipo globular com a presença de alguns curto-circuitos. Para valores intermediários de corrente, além da redução no diâmetro médio da gota (passando a ser similar ao do eletrodo) observa-se que a transferência ocorre de forma axial com um pequeno empescoçamento do arame, indicando que a mesma é similar ao modo “*spray*” projetado. Para maiores valores de corrente, o diâmetro médio da gota diminui e já se nota a formação de um pequeno filamento na ponta do eletrodo, indicando que um aumento subsequente na corrente poderia mudar a transferência para “*spray*” em fluxo. A Fig. 2.34 apresenta detalhes da transferência metálica do arame “*metal cored*” com dois gases de proteção, em soldagem com corrente de 240 A (Starling e Modenesi, 2005).

Segundo o estudo de Izutani *et al* (2006), a classificação dos modos de transferência na soldagem com arame tubular pode obedecer ao sistema de classificação tradicional da soldagem MIG-MAG, introduzido pelo IIW. Verificaram que na soldagem com arame tubular do tipo básico, na polaridade direta (eletrodo negativo) e proteção com CO₂ ou Ar+20%CO₂ predominam a transferência de gotas explosivas. Com o aumento da corrente de soldagem, as gotas tendem a serem transferidas mais violentamente, mas sem mudar o modo de transferência. No caso da proteção com CO₂, o tamanho das gotas transferidas é maior com arame maciço, seguida do arame “*metal cored*” e do arame rutílico.

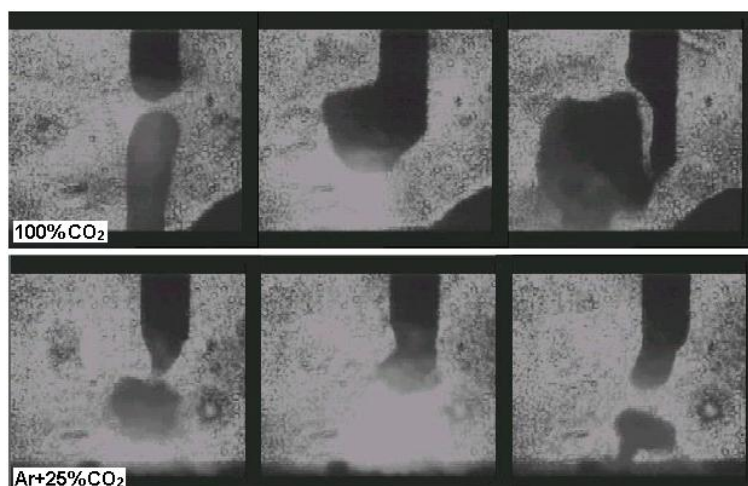


Figura 2.34 – Imagens de transferência metálica de arame tubular do tipo “metal cored”, com corrente de 240 A e dois gases de proteção (Starling e Modenesi, 2005).

Por outro lado, o modo de transferência por curto-circuito é mais facilmente obtido com arame maciço, seguida do rutílico e “metal cored”. A forma de transferência da gota no arame maciço e tubular difere entre si, pois no segundo, com destaque ao arame rutílico, a gota tende a transferir para a poça de fusão através da coluna de fluxo e girando em torno desta, como pode ser observado nos primeiros quadros da Fig. 2.35.

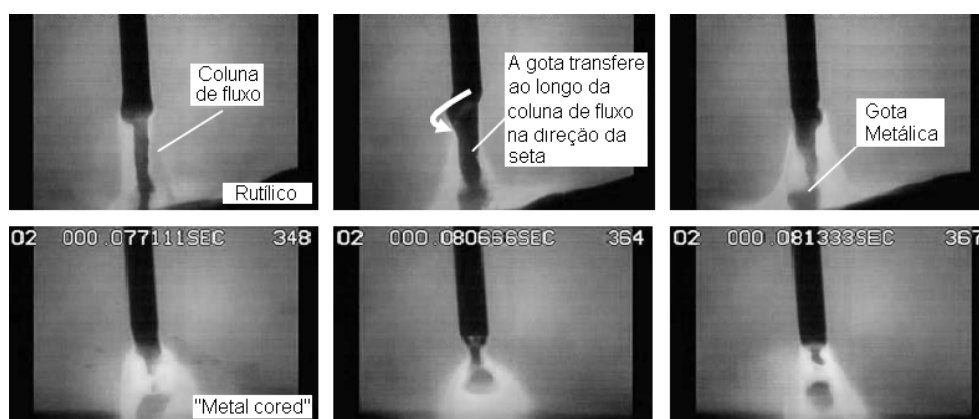


Figura 2.35 – Aspectos da transferência metálica de arames tubulares de 1,2mm: rutílico (350A) e “metal cored” (300A) com proteção de Ar+20%CO₂. Intervalo entre quadros de 1ms Izutani *et al* (2006).

2.10.2. Aplicações de revestimentos com arames tubulares

Diversos trabalhos têm sido publicados nos últimos anos tratando da aplicação de arames tubulares na indústria em geral. De forma especial alguns autores abordam a utilização desse processo na soldagem de revestimentos protetores, como Martins Filho

(1995), Hernandez (1997), Ignoto e Baldomir (2003), Santos *et al* (2005), Kannan e Murugan (2006), Sapate e Ramarao (2006), Aloraier, Ibrahim e Thomson (2006), dentre outros.

Martins Filho (1995) utilizou um arame tubular com proteção gasosa, composto por 0,77% C; 8,2% Cr; 2% Mn; 0,50% Si e 0,32% V, desenvolvido para aplicações de desgaste abrasivo, o qual foi aplicado em camada única em aço 1015. Concluiu que os melhores resultados de resistência ao desgaste abrasivo de baixa tensão foram obtidos pelos ensaios com menor aporte térmico, isentos de trincas e com microestrutura com alto teor de austenita.

Em um estudo de Hernandez (1997) foram utilizados dois tipos de arames tubulares para solicitações de resistência ao desgaste abrasivo de baixa tensão, aplicados em aço 1015, em monocamadas. Das microestruturas obtidas, a de maior resistência à abrasão foi o carboneto primário numa matriz eutética de carbonetos mais austenita. Além disso, a liga com maior teor de Cr e C proporcionou os melhores resultados de resistência ao desgaste. Isso teria ocorrido pelo aumento da fração volumétrica dos carbonetos e pela diminuição da largura das dendritas de austenita, as quais ficaram menos expostas à ação das partículas abrasivas.

Devido ao aumento da demanda de álcool nos últimos anos, as usinas vêm investindo cada vez mais em processos de revestimento anti-desgaste de melhor desempenho e maiores taxas de deposição. Além dessas características, o processo com arames tubulares tem proporcionado maior uniformidade do revestimento e redução da mão-de-obra, principalmente em processos automatizados de aplicação em camisas de moendas. A Tab. 2 ilustra comparativamente os dados de revestimento em camisa de moenda com o processo eletrodo revestido e arames tubulares, onde se observa a supremacia do segundo processo quanto aos itens avaliados (Santos *et al*, 2005).

Tabela 2.2 – Dados comparativos de revestimento em camisa de moenda com eletrodo revestido de 3,2 mm e arame tubular de 1,6 mm (Santos *et al*, 2005).

Processo de soldagem	Parâmetros de desempenho			
	T_{dep} (kg/h)	R_d (%)	P_{cons} (kg)	t_{rev} (h)
Eletrodo revestido	0,7	70	190	270
Arame tubular	3,5	95	140	40

Onde: T_d = taxa de deposição; R_d = rendimento de deposição; P_{cons} = peso do consumível utilizado (aramé ou eletrodo); t_{rev} = tempo para aplicação do revestimento.

Santos *et al* (2005) afirmam, ainda, que em aplicação de revestimento similar, com eletrodo de 5,0 mm e arame tubular de 2,8 mm, a superioridade do segundo foi ainda maior,

ou seja, o arame tubular gastou apenas 15% do tempo para efetuar a mesma aplicação e a resistência ao desgaste do revestimento foi 160 % superior. A explicação para essa vantagem na resistência estaria relacionada ao maior tamanho das gotas depositadas aliada à melhor ligação no ferro fundido.

Ignoto e Baldomir (2003) avaliaram procedimentos para a soldagem de revestimento duro com o processo Arame Tubular a arco pulsado e verificaram que a transferência metálica era muito irregular e que se gerava grande quantidade de gotas por pulso de diferentes tamanhos, geralmente maiores que o diâmetro do arame. O acabamento superficial era bastante satisfatório, produziam-se poucos respingos e a penetração, diluição, dureza e microestrutura dos depósitos cumpriam as especificações do fabricante e atendiam às especificações do código ASME e AWS. Entretanto não fazem referência às especificações.

Sapate e Ramarao (2006) avaliaram o comportamento de desgaste erosivo de revestimento duro de ferro fundido ao alto cromo soldados com arames tubulares, com ênfase no efeito da partícula erodente sob aspectos microestruturais da liga. Já Kannan e Murugan (2006) enfatizaram o efeito dos parâmetros de soldagem do processo Arame Tubular na qualidade do revestimento “cladding” de aços inoxidáveis duplex. Os dados obtidos pelos autores quanto aos parâmetros geométricos do revestimento e diluição podem ser extrapolados para a soldagem de revestimento duro pela similaridade do efeito da diluição nas propriedades dos dois tipos de revestimentos.

Aloraier, Ibrahim e Thomson (2006) estudaram o comportamento do processo arame tubular em soldagem de revestimento, buscando evitar o uso de tratamento térmico pós-soldagem, minimizando assim, a degradação das propriedades mecânicas que ocorrem principalmente após a utilização de múltiplos tratamentos. Para isso efetuaram cordões de solda com sobreposição variando de 0 a 100% e avaliaram a dureza e a microestrutura da ZAC (Zona afetada pelo Calor). Concluíram que a sobreposição dos cordões variando de 50 a 70 % produzia maior refinamento dos grãos na ZAC, mas menor dureza nessa região (22% menos) que com menor sobreposição.

Corrêa et al (2007) compararam o desempenho de ligas soldadas com arame tubular autoprotetido, de Liga Fe-24,5Cr-4,85C (Liga A) com ligas Fe-10Cr-4,5C-2,5Ni-10,5Nb-3V (Liga B) e verificaram que a segunda liga apresentou uma microestrutura que proporcionou uma melhor combinação entre tenacidade e resistência ao desgaste abrasivo, em comparação com a primeira. Isso foi atribuído à presença de pequenos carbonetos NbC finamente distribuídos numa matriz composta de austenita retida e carbonetos M_3C , além da ausência de carbonetos M_7C_3 grosseiros. A liga B apresentou menos desgaste no ensaio de

baixa tensão, mas não se observou diferença no desempenho das duas ligas no ensaio de alta tensão.

Os autores (Corrêa et al, 2007) recomendam essa liga para aplicações em componentes sujeitos ao desgaste abrasivo, ao impacto leve e/ou vibrações. Entretanto, acredita-se que essa recomendação se baseia apenas em aspectos microestruturais do revestimento, já que os seus ensaios foram realizados em abrasômetro Roda de Borracha e Pino sobre Disco, os quais não simulam condições de impacto, mas apenas o desgaste abrasivo de baixa tensão e de alta tensão, respectivamente.

Em outro trabalho de Corrêa et al (2006) avaliou-se o desempenho da liga Fe-15,3Cr-5,5C-7,8W-7,6Nb-4,2Ti-0,2V (Liga C) a partir da soldagem com arame tubular autoprotégido, quanto à resistência ao desgaste abrasivo de baixa e alta tensão. Verificou-se que a utilização de elementos de liga formadores de carbonetos complexos FeWTiC como reforço numa matriz eutética resultou numa microestrutura com excelente resistência ao desgaste abrasivo, principalmente a alta tensão, muito superior à liga “A” e “B” avaliadas anteriormente por Corrêa et al (2007). Quanto à resistência ao desgaste abrasivo de baixa tensão, este foi menor para a “B”, seguida da liga “C” e da liga “A”, com maior desgaste.

CAPÍTULO III

PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Com o objetivo de facilitar a compreensão do presente trabalho, bem como permitir que outros pesquisadores possam repetir integralmente os testes e os experimentos realizados, facilitando a comprovação dos resultados obtidos, serão descritos a seguir, os critérios de escolha da empresa parceira para a avaliação do desgaste em situação real de trabalho, os equipamentos, os materiais e consumíveis e a metodologia utilizada.

3.1. Escolha da empresa parceira

Tendo em vista que se desejava aplicar em campo, os resultados de desgaste obtidos em laboratório com o presente trabalho, tornava-se importante firmar parceria com uma indústria sucroalcooleira de forma a tornar possível essa metodologia.

Em função da grande expansão que se observa do setor sucroalcooleiro em direção ao Centro-oeste do Brasil, foram feitas visitas em diversas usinas de açúcar e destilarias de álcool do estado de Goiás com o objetivo de conhecer a realidade tecnológica do setor no que se refere à operação e manutenção dos equipamentos de processamento da cana-de-açúcar. Além disso, buscava-se identificar “in loco” os equipamentos ou ferramentas mais afetadas pelo desgaste e obter informações quanto à vida útil dos equipamentos e ferramentas, ciclos de paradas programadas para manutenção, processos e técnicas envolvidas na recuperação de peças desgastadas, dentre outros.

Verificou-se que, dentre os principais equipamentos, as moendas já são capazes de operar por toda a safra graças ao revestimento duro aplicado preventivamente e à soldagem de “salpico” (solda efetuada nas laterais dos frisos das moendas para aumentar a “pega” do bagaço) efetuada de forma contínua durante a produção. Por outro lado, o picador e o desfibrador são equipamentos responsáveis pelas paradas programadas mensais para

manutenção das mesmas e para a substituição das suas ferramentas, respectivamente, as facas picadoras e os martelos desfibradores.

A substituição se faz necessária devido ao elevado desgaste das ferramentas pelo contato com a cana-de-açúcar durante a preparação para a extração do caldo. O desgaste das facas e dos martelos tem influência no índice de extração da sacarose, sendo que quanto maior o desgaste, menor é a eficiência de extração. O fim de vida das ferramentas é dado quando o índice de extração da sacarose atinge o limite mínimo estabelecido ou quando ocorrem danos nos equipamentos (quebra de ferramentas, desgaste excessivo, etc.) que comprometam a operacionalidade dos mesmos.

A destilaria usada para o desenvolvimento do trabalho, cujo parque industrial é ilustrado pela Fig. 3.1, é considerada uma unidade sucroalcooleira de pequeno porte, que apresentava capacidade de processar 4000 toneladas de cana por dia no início dos trabalhos e que foi ampliada para 5500-6000 ton/dia a partir do ano de 2007. A indústria apresentou alguns aspectos que orientaram a sua escolha como empresa parceira, como:

- ✓ A distância de aproximadamente 50 km, o que facilitaria os deslocamentos para o acompanhamento e monitoração do desempenho das ferramentas em testes;
- ✓ O expressivo nível de desgaste apresentado pelos equipamentos e ferramentas envolvidos na extração do caldo da cana-de-açúcar;
- ✓ O relativamente pequeno ciclo de paradas programadas para a substituição dos martelos e facas, o que permitiria a avaliação de desempenho de maior número de ferramentas durante os 7 meses de safra. Isso porque durante a entressafra (meses de dezembro a abril) não é possível fazer esta avaliação, pois as indústrias encontram-se paradas e os equipamentos em processo de manutenção;
- ✓ O interesse da empresa em colaborar para o desenvolvimento do trabalho, permitindo o acesso aos equipamentos de produção, bem como, a posterior avaliação de desempenho das ferramentas revestidas segundo os procedimentos orientados pelos ensaios de laboratório;
- ✓ A referida empresa utiliza um eletrodo revestido de comprovada eficiência na soldagem de revestimento duro. Além disso, vem testando e progressivamente introduzindo um tipo de arame tubular para a aplicação de revestimento anti-desgaste em facas picadoras e martelos desfibradores, sem, contudo ter uma avaliação mais criteriosa do seu desempenho.

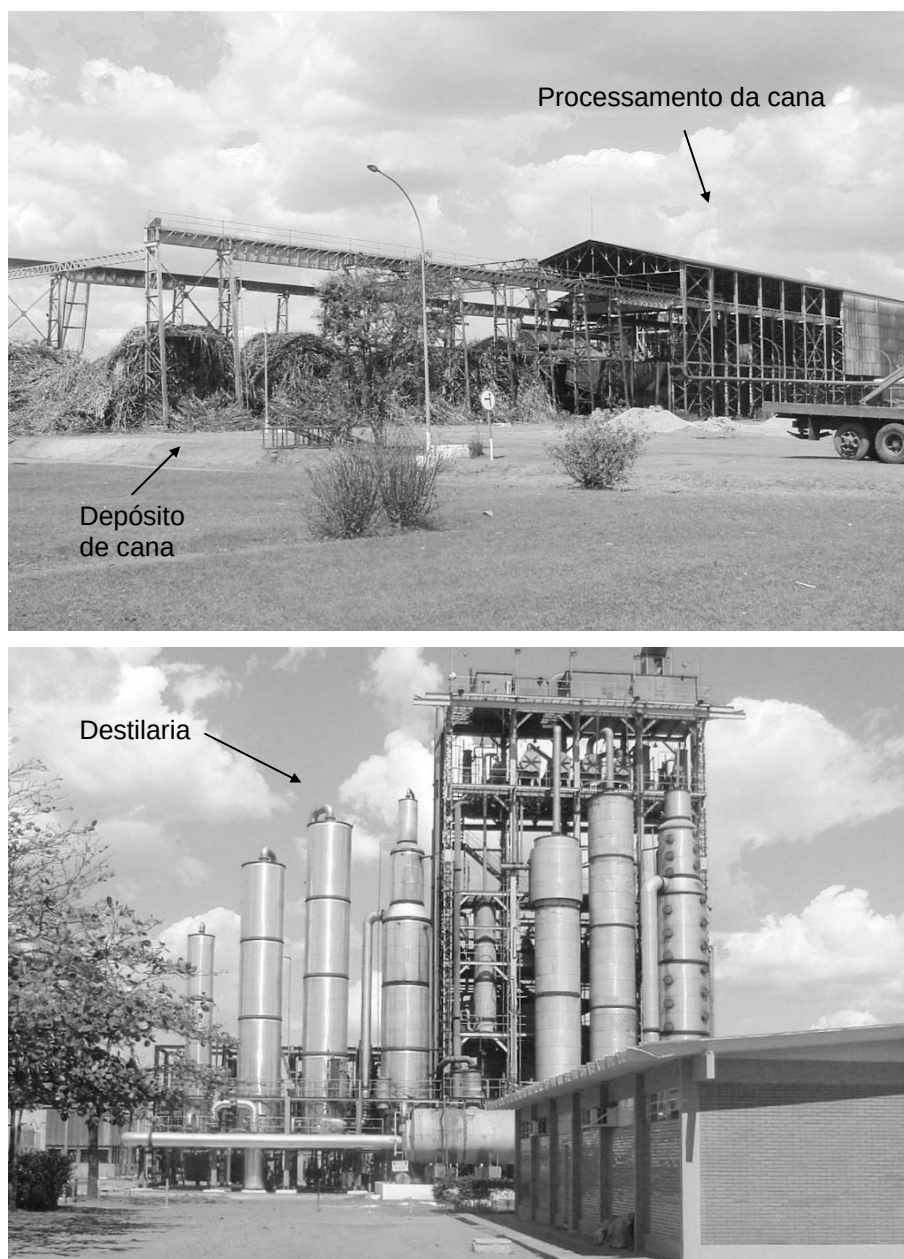


Figura 3.1 – Parque industrial da unidade sucroalcooleira.

3.2. Equipamentos

Serão descritos os equipamentos de soldagem, a bancada de soldagem, o dispositivo de fixação e o sistema de aquisição de dados de soldagem utilizados durante a realização dos experimentos, conforme ilustração feita na Fig 3.2.

3.2.1. Fonte de soldagem

Para a realização dos testes de soldagem, foi utilizada uma fonte eletrônica multi-processo (vide Fig. 3.2), com recursos para operar com os processos a arco elétrico com

eletrodos revestidos, MIG/MAG (convencional ou pulsado), arame tubular e TIG, a qual possui as seguintes características: corrente contínua constante ou pulsada; ajuste no modo tensão constante, corrente constante ou modo misto; ajuste de indutância; corrente máxima de 600 A (nominal de 450 ampères para um fator de carga de 100 %) e tensão em vazio de 64 V. Para a realização dos testes, a fonte foi ajustada para soldar com o processo MIG/MAG convencional (modo de tensão constante).

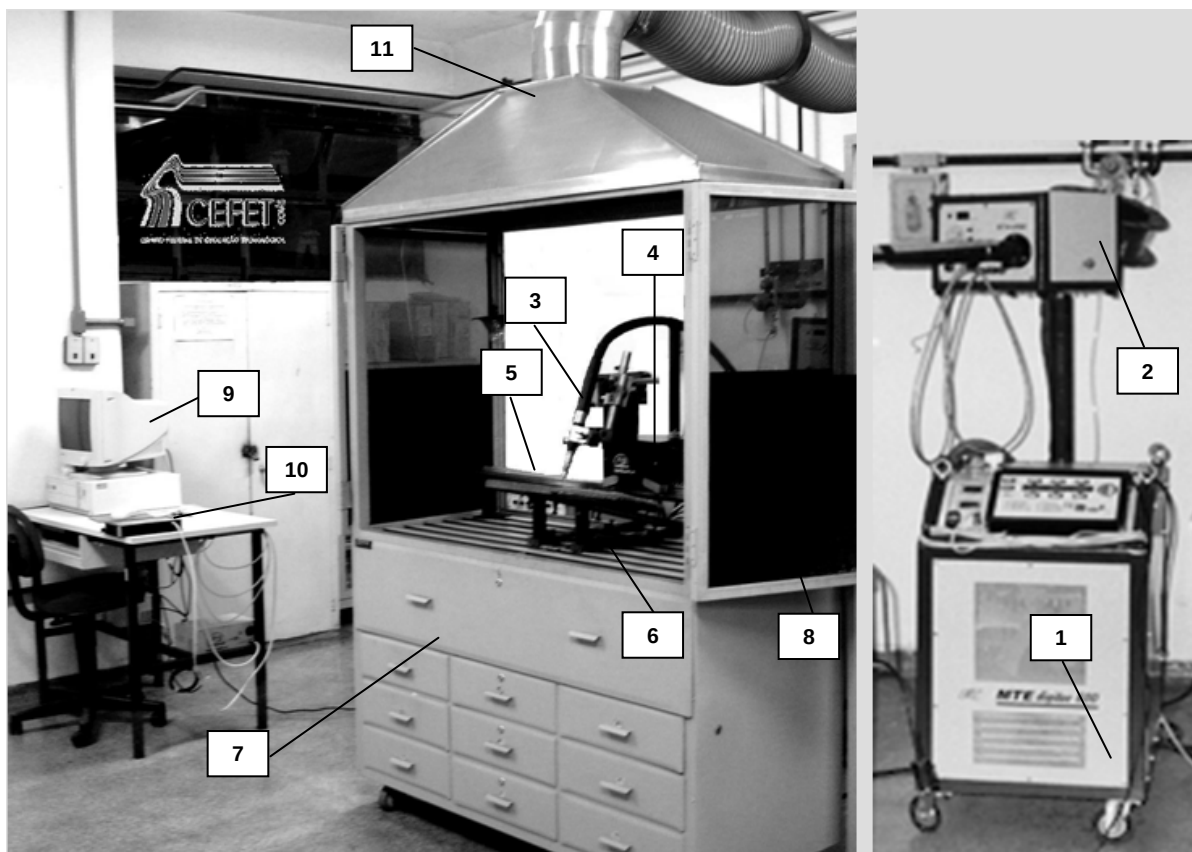


Figura 3.2 – Visualização dos equipamentos de soldagem: Fonte de soldagem (1); cabeçote alimentador de arame (2); tocha (3); dispositivo de deslocamento automático da tocha - DDAT (4); chapa de testes (5); dispositivo de fixação da chapa de testes (6); bancada de soldagem (7); porta da bancada com filtro de proteção (8); micro-computador (9); controle do DDAT (10); sistema de exaustão (11);

3.2.2. Alimentador de arame

Foi utilizado um alimentador de arame equipado com dois conjuntos de roletes recartilhados de impulsão, próprios para a soldagem com arame tubular. O alimentador foi montado sobre a fonte de soldagem a uma altura de 1,70 m, de forma a garantir uma curvatura mais suave da tocha, permitindo assim, menor restrição ao movimento de

alimentação do arame. Isso foi necessário para se evitar problemas de deslizamento do rolete face à utilização de baixa compressão dos mesmos sobre os arames tubulares.

3.2.3. Tocha de soldagem

Foi utilizada uma tocha reta automática com capacidade de até 400 A, com extensão de 2 metros, refrigerada a água e equipada com conduite de aço.

3.2.4. Bancada de soldagem

Foi construída uma bancada especialmente para a realização deste trabalho. Isso foi importante devido à soldagem com arames tubulares autoprotegidos que geravam grande quantidade de gases e fumos durante a soldagem, requerendo a operação em ambiente fechado e dotado de sistema de exaustão. A bancada tem dimensões de 600 mm de largura por 1000 mm de comprimento e 2000 mm de altura, sobre a qual foi adaptada uma coifa com um sistema de exaustão. A câmara de soldagem com duas portas frontais, envolta com vidros transparentes e dotada de filtros para proteção do operador contra a radiação do arco (vide Fig. 3.2).

Sobre a mesa foi montado o dispositivo de fixação das chapas de testes, bem como, o de deslocamento automático da tocha (DDAT). Esse dispositivo, com ajuste de deslocamento variando de 0 a 160,0 cm/min permite a realização de soldagem automática (com a chapa de teste fixa) de forma a se manter uma regularidade na execução dos experimentos e eliminar a influência da habilidade do soldador na qualidade da solda. Além disso, a possibilidade de ajuste da velocidade de soldagem com uma casa decimal tornava possível a realização de testes com a deposição de mesmo volume de metal por comprimento de solda, apesar da variação da velocidade de alimentação do arame. A bancada foi cuidadosamente nivelada para se evitar que inclinações das chapas de testes viessem a influenciar nos resultados.

3.3. Materiais e consumíveis

3.3.1. Metal de base

Os testes para análise de soldabilidade dos arames, identificação dos modos de transferência metálica, avaliação do desempenho (diluição, rendimento de deposição e parâmetros geométricos) e para o revestimento das chapas de testes de onde se extraiu os corpos de prova para a avaliação de desgaste foram realizados em chapa de aço carbono

ABNT 1020 com dimensões de 12,7 x 50,8 x 200 mm. As soldas foram efetuadas na posição plana (simples deposição), com a tocha na vertical, formando um ângulo de 90° com a superfície da chapa.

3.3.2. Consumíveis

Foram realizados estudos para se identificar os principais consumíveis disponíveis no mercado para a aplicação de revestimentos duros. Além disso, as visitas realizadas em diversas usinas de açúcar e destilarias de álcool permitiram identificar os consumíveis mais utilizados pelo setor sucroalcooleiro. Em seguida, após uma visita à empresa líder no mercado no fornecimento de consumíveis para revestimento duro, definiu-se a partir de sugestão da mesma, pela utilização de três arames tubulares autoprotetidos de 1,6 mm de diâmetro, apresentados na Tab. 3.1.

Tabela 3.1 – Dados dos consumíveis utilizados.

Cons	Dureza HRC	Composição química nominal (%)								
		C	Cr	Mn	Si	S	P	Nb	Mo	Ti
AT-FeCrC	59-61	4,110	23,100	0,520	0,200	0,000	0,000	-	-	-
AT-FeCrC+Nb	57-65	4,500	22,000	0,500	0,600	0,002	0,001	6,500	-	-
AT-FeCrC+Ti	52-64	1,800	7,500	0,840	0,500	0,018	0,027	-	1,500	5,260
ER1	58-63	5,100	44,00	0,750	1,250	0,025	0,035	-	-	-

Onde: Cons= tipo de consumível; AT= arame tubular; ER1= eletrodo revestido de liga FeCrC, com diâmetro de 4,0 mm.

O arame de liga FeCrC, a mais tempo no mercado, tem sido utilizado para a aplicação de revestimentos duros por empresas do setor mineral e sucroalcooleiro. Nesse último, para o revestimento de diversos equipamentos, mas principalmente de facas e martelos desfibradores de cana-de-açúcar. Os outros dois arames, recentemente lançados no mercado, são igualmente recomendados para a aplicação citada. A diferença entre os mesmos é determinada pelos diferentes teores de carbono, cromo, silício e manganês, além da adição de nióbio, no segundo, e a adição de titânio e molibdênio, no terceiro, como pode ser vista na composição nominal fornecida pelo fabricante.

Além dos arames tubulares, foi utilizado um eletrodo revestido de liga FeCrC, (vide Tab. 3.1) considerado o líder de mercado na aplicação de revestimento duro nos equipamentos citados e amplamente utilizado pelas unidades sucroalcooleiras visitadas. O objetivo da sua utilização foi o de permitir uma análise comparativa do desempenho dos

arames tubulares, tomando-se como referência uma liga considerada de bom desempenho. Doravante, visando simplificar a notação, os consumíveis serão referidos como *FeCrC*, *+Nb*, *+Ti* (que tem ainda a adição de *Mo*) e *ER1*, respectivamente.

3.4. Metodologia

3.4.1. Definição da região de trabalho via modos de transferência metálica

Inicialmente foram realizados ensaios de soldagem com os arames tubulares para definir a DBCP a ser utilizada, visando ter uma condição estável, mas ao mesmo tempo, de melhor produtividade. Em seqüência foram realizados estudos para se definir a região de trabalho e os respectivos parâmetros de soldagem. Isso foi feito a partir da identificação dos modos de transferência metálica e da construção de mapas de tensão x velocidade de alimentação, para os arames tubulares.

A identificação dos modos de transferência metálica foi feita a partir da análise dos oscilogramas de corrente e tensão e das imagens da operação de soldagem, obtidas pela técnica de “Shadowgrafia”. A técnica consiste de um instrumental, ilustrado pela Fig.3.3, formado por um cabeçote laser (1), um conjunto de lentes (2 e 3), uma câmera de filmagem de alta velocidade (4) que permite obter a sombra da gota em movimento, um monitor de vídeo (5), além de dois computadores para a aquisição dos sinais de corrente e tensão. As filmagens foram efetuadas com velocidade de 2000 quadros por segundo (0,5 ms/quadro), permitindo, assim, visualizar os aspectos de formação e transferência da gota metálica. Essa técnica foi amplamente discutida em diversos trabalhos, como Vilarinho (2000), dentre outros.

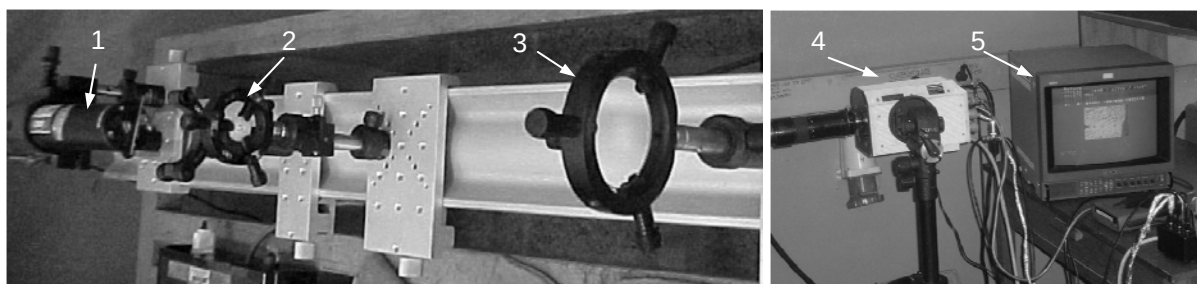


Figura 3.3 – Equipamentos de filmagem

3.4.2. Construção dos corpos de prova

Após a definição da região de trabalho (modos de transferência e parâmetros de soldagem) diversos ensaios de soldagem foram realizados visando avaliar o desempenho dos arames em termos de variáveis qualitativas pertinentes ao processo de revestimento duro, como rendimento de deposição, diluição, estabilidade do arco, parâmetros geométricos do cordão, etc.

Os cordões de solda foram efetuados com dimensões de 150 mm no centro das placas de testes (de 200 mm de comprimento), iniciados e terminados a 25 mm das extremidades. Os corpos de prova para a avaliação da diluição e da geometria do cordão de solda foram retirados com 100 mm de comprimento, no centro dos cordões, descartando-se 25 mm iniciais e finais. As extremidades dos corpos de prova (na seção transversal) foram retificadas e atacadas quimicamente com Nital 4% por 30 segundos, com a finalidade de destacar o contorno dos cordões de solda. Devido à composição química bastante distinta em relação ao metal base, não houve a necessidade de preparação mais apurada, como lixamento e polimento, para se efetuar a análise macrográfica, como pode ser comprovado pela observação da Fig. 3.4a.

3.4.3. Constante de deposição

Na realização dos testes de soldagem, foi mantida uma constante de deposição (C_d) ao longo do comprimento do cordão de solda, ou seja, uma relação entre a velocidade de alimentação do arame eletrodo e a velocidade de soldagem ($V_{alim}/V_{sold}=20$). Isso foi feito com o objetivo de manter um referencial constante entre os testes, bem como, evitar que qualquer diferença na quantidade de material depositado por comprimento de solda interferisse na análise dos resultados. Além disso, após ensaios para se avaliar o seu efeito na soldagem com esse tipo de arame quando da soldagem no modo curto-circuito com a fonte utilizada, a indutância de subida (k_s) e indutância de descida (k_d) foi mantida constante para todos os testes, com valor igual a 20.

3.4.4. Avaliação dos parâmetros de desempenho

Em sequência serão apresentados os parâmetros de soldagem dos testes realizados para avaliar o desempenho operacional dos arames, bem como, os métodos de avaliação dos parâmetros de desempenho.

3.4.4.1. Parâmetros geométricos do cordão de solda

Os parâmetros geométricos do cordão de solda, largura, reforço, penetração e as áreas para se determinar a diluição, ilustradas na Fig. 3.4b, foram medidos no Auto-CAD após a obtenção de imagens digitais do perfil do cordão com câmera fotográfica digital.

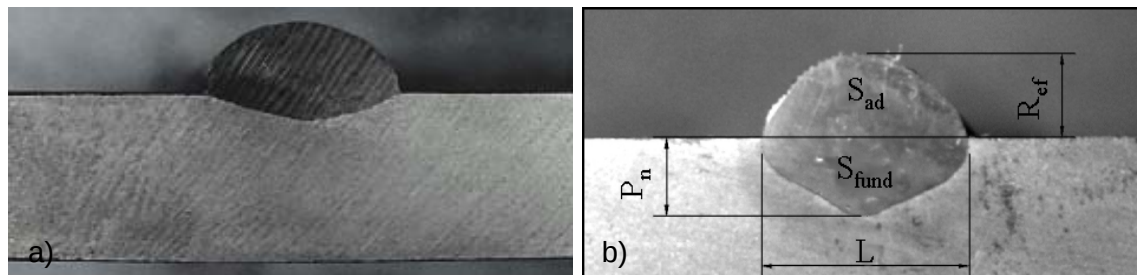


Figura 3.4 – Preparação para análise macrográfica (a) e ilustração dos parâmetros geométricos dos cordões de solda, área fundida (S_{fund}) e área adicionada (S_{ad}) – (b).

A calibração do programa Auto-CAD para fazer a medição a partir de uma imagem fotográfica foi feita tomando-se como referência a medida de uma dimensão conhecida na imagem (medida real – M_r). Para isso faz-se a medida com o Auto-CAD dessa dimensão conhecida, como por exemplo, a espessura, o comprimento da peça ou algum detalhe cuja dimensão possa ser mensurada e perfeitamente visualizada na imagem. A escala de calibração (X) é obtida pela relação entre o valor da medida real e o valor obtido com o Auto-CAD da medida conhecida (M_c), através da Eq. 1. Após a alimentação do programa com a nova escala, este se encontra hábil para efetuar as medidas de interesse na imagem, tanto medidas lineares quanto de área. Cada nova imagem requer a repetição dos procedimentos de calibração.

$$X = M_r / M_c \quad (3.1)$$

3.4.4.2. Diluição

A avaliação dos níveis de diluição (D_{il}) foi obtida através da relação entre a área fundida (S_{fund}), abaixo da superfície da chapa e a área total do cordão de solda, formada pela soma entre as áreas adicionada (S_{ad}) e fundida, pela utilização da Eq. 3.2 e conforme ilustrado pela Fig. 3.4. Para isso, as chapas de testes foram cortadas transversalmente ao cordão de solda a 100 mm do início da solda. A seção transversal foi retificada, lixada e atacada quimicamente para destacar os contornos do cordão para, em seguida, serem

fotografadas com uma câmera digital com resolução de 7,2 megapixel adaptada ao dispositivo ilustrado pela Fig. 3.5. As imagens foram trabalhadas no Auto-CAD para a determinação das áreas citadas.

$$D_{il} = \frac{S_{fund}}{S_{ad} + S_{fund}} \times 100 \quad (\%) \quad (3.2)$$

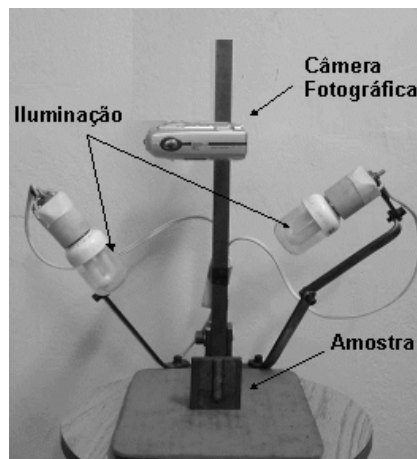


Figura 3.5 – Dispositivo fotográfico.

3.4.4.3. Rendimento de Deposição

A determinação do rendimento de deposição foi feita através da Eq. 3.3, pela relação entre a massa de arame-eletrodo depositada (M_d), ou seja, a massa efetivamente incorporada ao cordão de solda e a massa alimentada durante a operação de soldagem. A massa depositada foi obtida através da pesagem das chapas de teste antes e após a soldagem, sendo esta última efetuada após cuidadosa limpeza e remoção dos respingos aderidos sobre a superfície da chapa e do cordão para evitar que os mesmos influenciassem nos resultados. A massa alimentada foi determinada pelo produto do comprimento de arame alimentado durante a soldagem (L_a) e sua densidade linear (d_l).

$$R_d = \frac{M_d}{L_a \times d_l} \times 100\% \quad (3.3)$$

Para a determinação do comprimento L_a , a bobina de arame-eletrodo foi disposta a aproximadamente 5 m do alimentador de arame; o arame, após ajustado na tocha na posição de início da solda, foi marcado com uma fita em um ponto de referência fixo próximo

à bobina. Após a soldagem, foi medido o comprimento do arame, a partir do ponto de referência fixo até o ponto-móvel marcado no arame com a fita, como ilustrado pela Fig. 3.6.

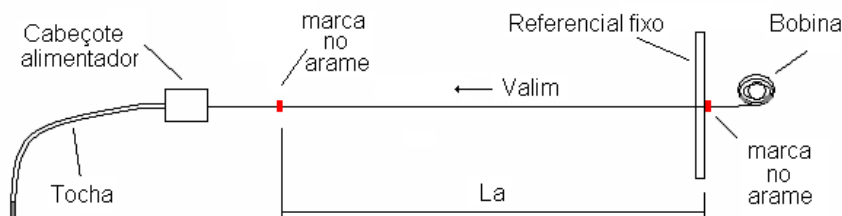


Figura 3.6 – Esquema do procedimento utilizado para determinar o comprimento do arame alimentado.

3.5. Avaliação de desgaste em laboratório

Os ensaios de desgaste foram realizados utilizando-se um abrasômetro Roda de Borracha (a seco), ilustrado pela Fig. 3.7, o qual é recomendado para simulação de desgaste abrasivo de baixa tensão, seguindo as orientações da norma ASTM G65-00. As condições fixas de ensaio foram:

- As dimensões das amostras foram de 10 x 25 x 55 mm;
- Disco de 12,7 x 228 mm;
- Anel de borracha com dureza de 60 Shore A (espessura de 12,7 mm);
- A areia Normal Brasileira nº 100 (0,15 mm);
- Rotação do disco de 200 RPM;
- Tempo de ensaio de 10 min (ensaio tipo B);
- Carga de 130 N;
- Distância do ensaio de 1436 m;
- Sistema de refrigeração forçada do conjunto porta-amostra para minimizar o efeito do aquecimento do contato com conseqüente melhoria da reprodutibilidade dos testes.
- O desgaste foi avaliado em função da perda de peso dos corpos de prova pela comparação entre o peso antes e após o ensaio, através da pesagem em balança eletrônica com resolução de 10^{-5} g. Antes da pesagem, as amostras foram cuidadosamente limpas imersas em acetona, em equipamento de limpeza por ultrassom e, em seguida, secas com ar quente.

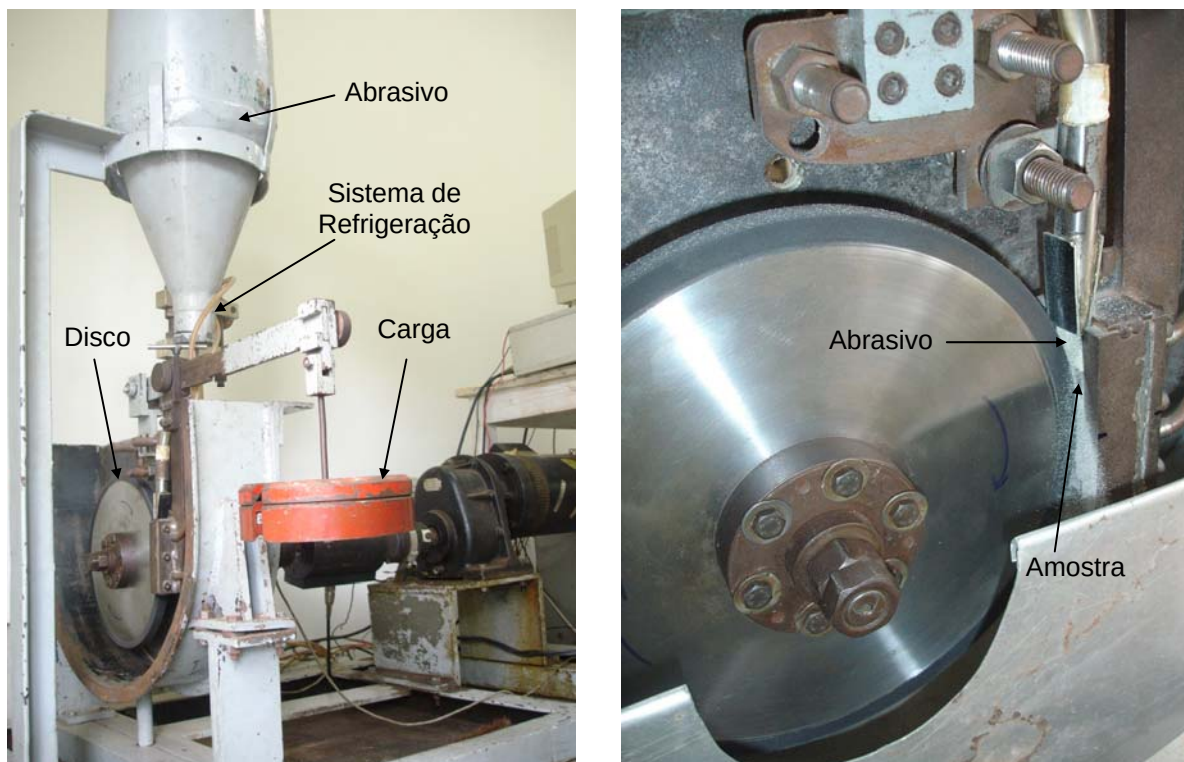


Figura 3.7 – Abrasômetro Roda de Borracha utilizado para a realização dos ensaios de desgaste.

3.6. Avaliação de desgaste em campo

3.6.1. Construção das facas

As facas foram construídas em aço ABNT 1020, com dimensões finais de 24 x 180 x 580 mm. As chapas foram cortadas com maçarico e, posteriormente, fresadas para a obtenção do bisel ou gume com ângulo de 30° , na extremidade que entra em contato com a cana durante a picagem. A função do gume é diminuir a área de contato com a cana, facilitando a picagem e reduzindo a potência necessária para a execução da operação. Apesar dessa denominação, o gume não possui uma afiação como em ferramentas de corte convencionais, pois este não manteria o seu perfil, nem a afiação, durante os longos períodos de trabalho. A Fig. 3.8 apresenta esboço com configuração e dimensões do bisel, enquanto a Fig. 3.9 apresenta detalhes da sua construção que foi feita por fresamento para garantir maior uniformidade da superfície para a aplicação do revestimento duro. Em campo, quando da soldagem manual, essa operação geralmente é feita por chanframento com maçarico oxiacetilênico e as ondulações da superfície são compensadas pelo soldador na condução da tocha de soldagem.

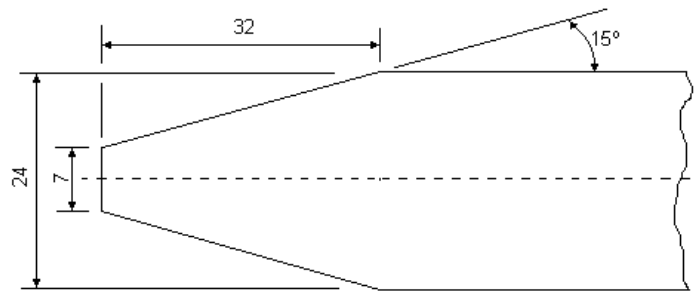


Figura 3.8 – Perfil e dimensões do bisel das facas.

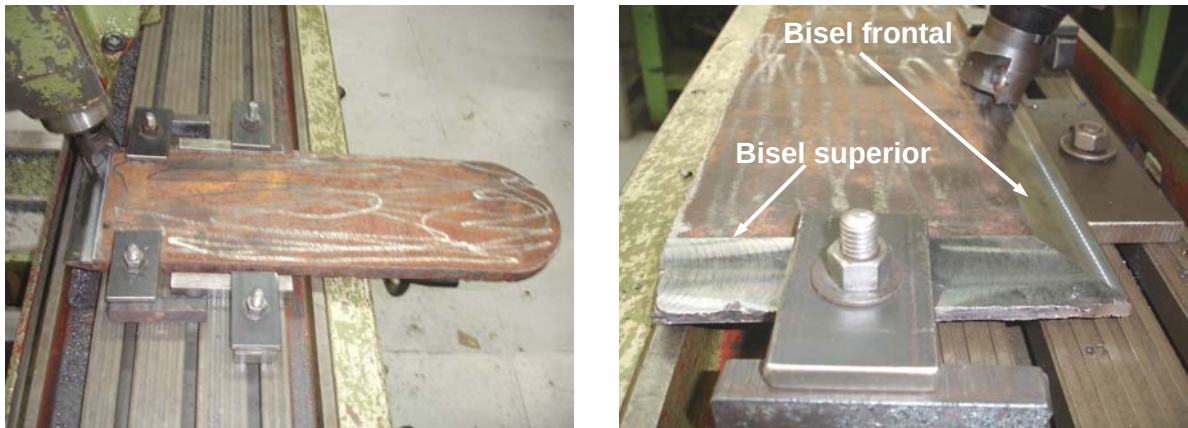


Figura 3.9 – Detalhes da usinagem do bisel por fresamento.

3.6.2. Aplicação do revestimento duro

Os parâmetros de soldagem utilizados para a soldagem das facas picadoras foram os mesmos definidos para a construção dos CPs de desgaste (serão apresentados posteriormente, nos respectivos capítulos), já que um dos objetivos era verificar se os resultados obtidos em laboratório, a partir das mesmas condições de soldagem, se repetiriam em uma situação real de trabalho, quando o sistema tribológico é mais complexo.

O gume da ferramenta, área que entra em contato frontal com a cana e, por isso, sofre desgaste mais acentuado, recebeu a aplicação de três cordões de solda sobrepostos (três camadas). Na Fig. 3.10 observa-se a montagem para a aplicação do revestimento no gume frontal, onde um pequeno tarugo foi previamente fixado para permitir a extinção do arco fora da peça. Após a soldagem, esse tarugo foi removido para a aplicação do revestimento no gume superior, utilizando-se do mesmo artifício. Nas faces do bisel ocorreu a aplicação de apenas uma camada de solda.

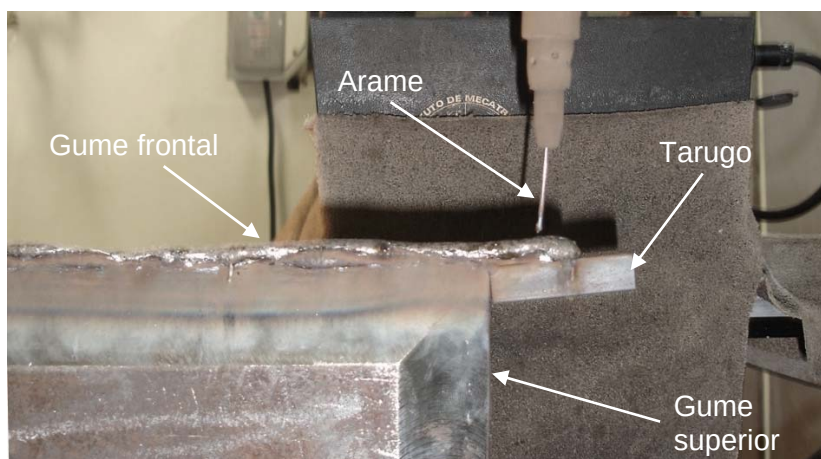


Figura 3.10 – Fixação da faca picadora para a aplicação do revestimento no gume.

Devido às características das ferramentas e à execução da soldagem na posição plana, houve a necessidade de se realizar adaptações na bancada de soldagem para permitir a fixação das facas em diferentes posições. Para isso, foram construídos dispositivos de fixação que possibilitassem o posicionamento e fixação das ferramentas em ângulos determinados de forma que a superfície a soldar ficasse na horizontal, como ilustrado pela Fig. 3.11.

A Fig. 3.11a e 3.11b ilustram o posicionamento para a soldagem, respectivamente, da face do bisel superior e da face do bisel frontal. Destaca-se que nessas regiões o revestimento foi efetuado em camada simples, como se observou na maioria das usinas visitadas durante a fase dos trabalhos preliminares. Na Fig. 3.11a observa-se, ainda, a régua graduada utilizada para se fazer o ajuste do deslocamento transversal da tocha após cada cordão para o ajuste do passo da solda (P), enquanto na Fig. 3.11b se observa também o ângulo de inclinação da tocha de 15° (ângulo de posição).

3.6.3. Instalação das facas no picador

A montagem das ferramentas no picador foi feita durante a primeira parada depois do início da safra, após o final do período chuvoso. As 12 facas deste trabalho, três revestidas com cada um dos quatro consumíveis listados na Tab. 3.1, foram instaladas para avaliação juntamente com outras 48 facas construídas pela própria destilaria e não avaliadas neste trabalho. Após a construção e revestimento, as mesmas foram balanceadas individualmente pela adição ou retirada de material para evitar o desbalanceamento do picador e, conseqüentemente, excessiva vibração do sistema.

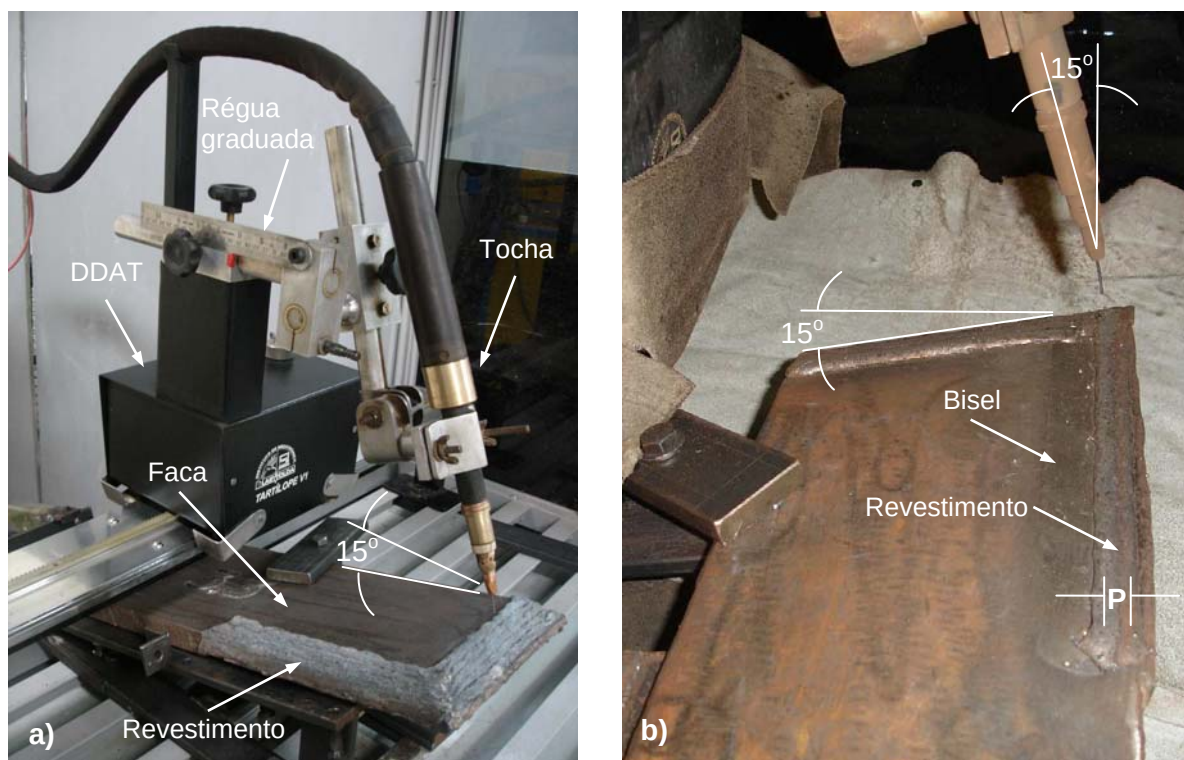


Figura 3.11 – Detalhes de fixação de faca picadora para a aplicação do revestimento na face do bisel superior (a) e do bisel frontal (b).

Como se desejava instalar as 12 facas no picador dispondo duas por eixo e ao mesmo tempo, as facas com cada consumível ocupando posição fixa nas extremidades e no centro de cada eixo, estas foram numeradas segundo o tipo de consumível e de acordo com a posição de montagem, conforme o esquema ilustrado pela Fig. 3.12. As facas de número 1.1, 1.2 e 1.3 referem-se ao arame FeCrC; a 2.1, 2.2 e 2.3, ao arame +Nb; a 3.1, 3.2 e 3.3, ao arame +Ti, enquanto que a 4.1, 4.2 e 4.3, ao eletrodo revestido ER1.

A Fig. 3.12a mostra detalhe do picador para um observador posicionado externamente (corte longitudinal), destacando a numeração dos eixos, enquanto a Fig. 3.12b mostra a distribuição das facas por eixo. Dessa forma, por exemplo, as facas revestidas com o arame FeCrC foram assim distribuídas: facas 1.1 e 1.2, na lateral esquerda (pos1) e no centro do eixo I (pos5), respectivamente, enquanto a faca 1.3 foi posicionada na lateral direita do eixo II (pos10). No centro desse mesmo eixo (pos5) foi montada também a faca 2.2 (arama +Nb), enquanto a faca 2.1 foi instalada na pos1 do eixo III e assim, sucessivamente. A Fig. 2.4, no capítulo II (Revisão Bibliográfica), mostra vista interna do picador, facilitando a compreensão do exposto.

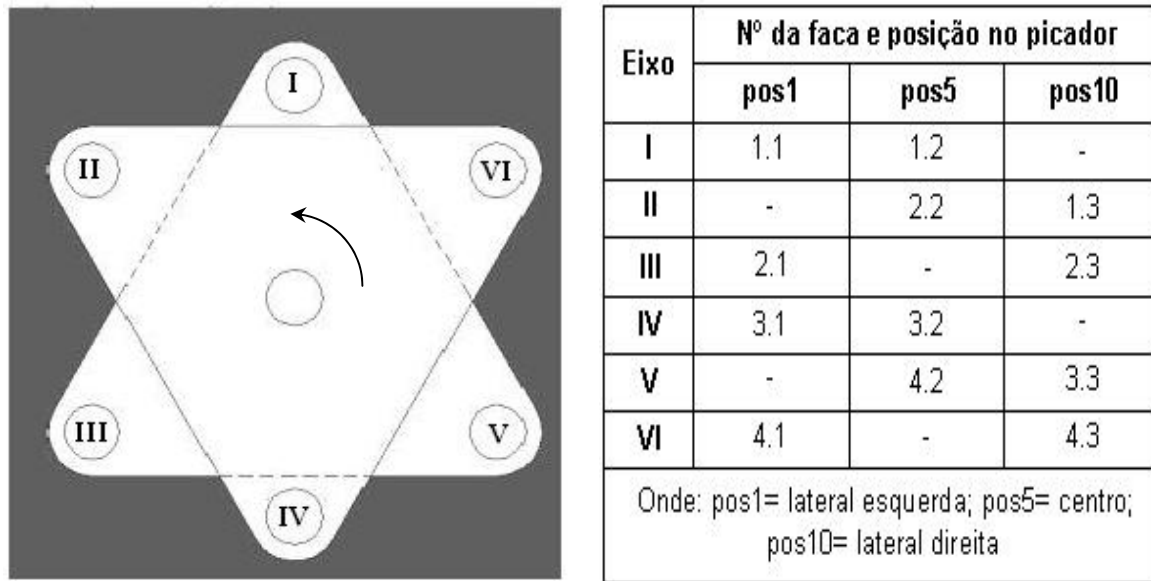


Figura 3.12 – Detalhes de montagem das facas nos eixos do picador: (a) Posição dos eixos no picador e (b) ordem de montagem das facas por eixo.

3.6.4. Avaliação de desgaste (perda de massa)

A avaliação de desgaste das facas foi feita pela análise da perda de massa ocorrida durante a operação, comparando-se o peso das facas revestidas, antes do início do trabalho (P_{it}) com o peso após o período de trabalho (P_{ft}), descontado, ainda, o desgaste sofrido pelo metal de base na região do bisel ($Desg_{MB}$), pela utilização da Eq. 3.4. Dessa forma, refere-se como $Desg$, apenas à perda de massa do revestimento.

$$Desg = (P_{it} - P_{ft}) - Desg_{MB} \quad (g) \quad (3.4)$$

Para a determinação da perda de massa do metal de base na região do gume das facas foi feita a simulação utilizando, tanto o software *Auto-CAD*, quanto o *Solid Works*. Para isso, foi feito o desenho 3D no *Solid Works*, do perfil original da faca (após a usinagem do bisel, mas antes da aplicação do revestimento), como ilustrado pela Fig. 3.13a. Em seguida, a fotografia digital da faca desgastada foi aberta no *Auto-CAD* e calibrada a partir das suas dimensões conhecidas (largura, diâmetro do furo, etc.) para permitir a sua edição. Essa imagem foi reconstruída a partir das dimensões da faca revestida (antes do desgaste), de forma a gerar o perfil bidimensional da região desgastada (Fig. 3.13b), o qual foi transportado para a figura 3D, permitindo a geração do perfil tridimensional dessa região (Fig. 3.13c). Pela utilização dos recursos do *Solid Works* determinou-se o volume do

desgaste do metal de base e, sabendo-se a densidade do material, determinou-se a sua massa desgastada.

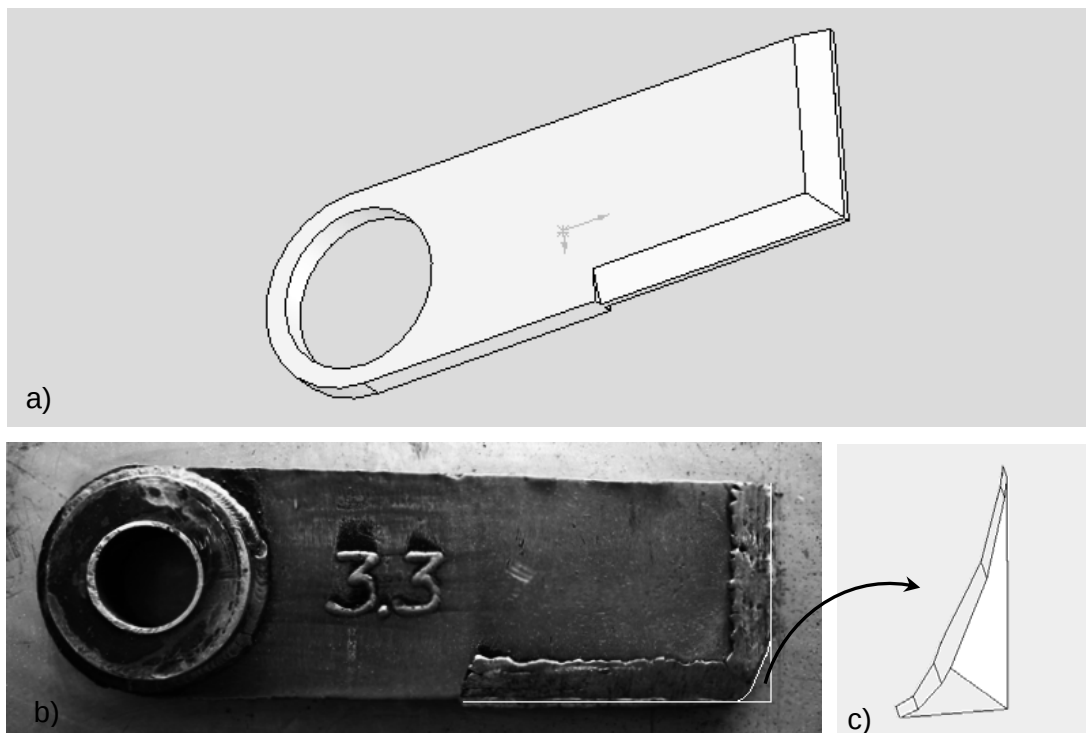


Figura 3.13 – Sequência para a determinação da perda de massa do metal de base.

3.6.5. Desgaste relativo por tonelada de cana

O desgaste relativo ($Desg_{rel}$) foi obtido pela Eq. 3.5, através da relação entre o desgaste médio ($Desg_m$) das facas revestidas com cada consumível pelo peso estimado da cana picada por cada faca, o qual, por sua vez, foi obtido pela relação entre o peso total de cana moída no período (P_{cana}) pelo número de facas montadas no picador (60). Essa variável foi importante para se comparar o desgaste das ferramentas ocorrido durante os trabalhos preliminares, com o desgaste sofrido na etapa final do trabalho.

$$Desg_{rel} = Desg_m \cdot \frac{60}{P_{cana}} \quad (g/ton \text{ de cana}) \quad (3.5)$$

3.6.6. Taxa de desgaste

A taxa de desgaste por consumível ($Tdesg$), aqui definida como sendo o desgaste (perda de peso) em função da distância do ensaio ($Dist$) foi obtida através da Eq. 3.6, pela

relação entre o desgaste médio das facas por consumível em função da distância percorrida durante o ensaio. Esse parâmetro é importante para se permitir a comparação entre o desgaste nos ensaios em laboratório, com o desgaste ocorrido em campo, bem como, para fornecer um dado que possa ser comparado com resultados obtidos posteriormente, com a continuidade dessa linha de pesquisa.

$$T_{desg} = \frac{Desg_m}{Dist} \quad (mg.m^{-1}) \quad (3.6)$$

A variável $Dist$ nos testes em laboratório é obtida facilmente pelo produto do perímetro do disco de borracha pelo número de rotações do mesmo durante o ensaio, como apresentado pela Eq. 3.7. Para o diâmetro do disco (D) de 228,6 mm, número de rpm (N) igual a 200 e tempo de ensaio (t) de 10 minutos, $Dist_{lab}$ equivale a 1436 metros.

$$Dist_{lab} = \pi.D.N.t \quad (m) \quad (3.7)$$

Entretanto, nos testes de campo essa variável não é tão facilmente obtida, devido à dificuldade em se definir qual a fração do perímetro percorrido pelas facas em que estas efetivamente têm contato com a cana bruta. Na empresa parceira a colheita da cana é feita manualmente, sendo alimentada inteira por um operário que controla manualmente o funcionamento da mesa alimentadora e da esteira. Portanto, a quantidade de cana alimentada ou a sua altura sobre a esteira não são regulares e, além disso, a cana não recebe compactação ou nivelamento como geralmente ocorre nos casos de colheita mecanizada, quando a cana é alimentada pré-cortada.

Como, além disso, o sistema inicial de preparo (picador e, posteriormente o desfibrador) é executado em uma câmara blindada, com as ferramentas girando em elevada velocidade, não é possível efetuar medidas da altura da cama de cana sobre a esteira, precisamente. Verificou-se, entretanto, através de observações na área externa da esteira durante o trabalho, seguida de medições posteriores, com o equipamento parado, que essa altura gira em torno de 900 mm, sendo aproximadamente igual à altura do centro do eixo central do picador.

Conclui-se, portanto, que a região em que as facas podem manter contato com a cana, desde o instante que atinge a cana bruta até o instante em que se desvencilha do bagaço, equivale a aproximadamente um terço do perímetro do picador (1780 mm), como ilustrado pelo esquema da Fig. 3.14, a qual apresenta detalhe do picador em corte

longitudinal. O arco AB representa a extensão do contato das facas com a cana em cada giro do picador.

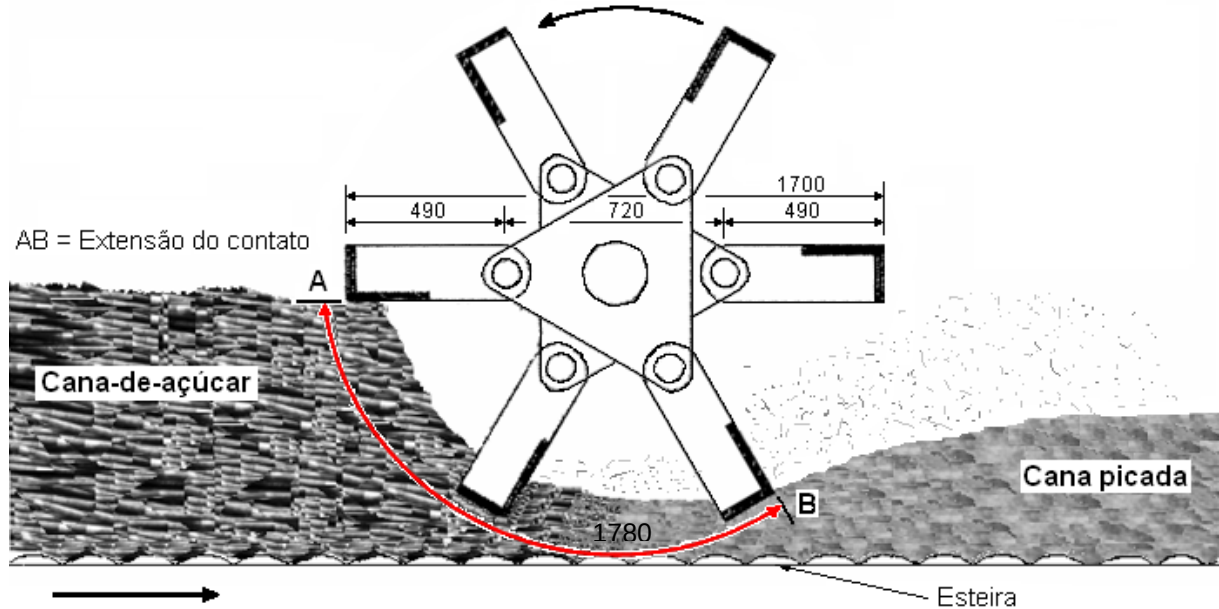


Figura 3.14 – Esquema do picador mostrando a extensão do contato das facas com a cana.

A Equação 3.8 foi utilizada para a obtenção da distância percorrida durante o ensaio de campo ($Dist_{camp}$). Para o diâmetro do picador (D) de 1700 mm, extensão do contato das facas com a cana de $1/3$ do perímetro, número de rpm (N) igual a 800 e tempo de ensaio (t) de 32.400 minutos (25 dias, com fator de trabalho de 90%), $Dist_{camp}$ equivale a 46 143 821 metros.

$$Dist_{camp} = \frac{\pi \cdot D}{3} \cdot N \cdot t \quad (m) \quad (3.8)$$

3.6.7. Resistência ao desgaste

A resistência ao desgaste (R_{desg}), inverso da taxa de desgaste, foi obtida pela relação inversa do desgaste obtido em função da distância percorrida durante o ensaio ($Dist$), através da Eq. 3.9. Esse parâmetro foi utilizado para permitir a comparação com dados de desgaste de revestimentos duros obtidos em ensaios por Roda de Borracha, neste e em outros trabalhos.

$$R_{desg} = \left[\frac{Desg_m}{Dist} \right]^{-1} (mg.m^{-1})^{-1} \quad (3.9)$$

3.7. Avaliação microestrutural

Foram extraídas amostras do centro das chapas soldadas para se efetuar a avaliação microestrutural dos revestimentos. As amostras foram embutidas, lixadas com lixa de grana 180 a 1000 e polidas com pasta de diamante de $3\mu m$, $1\mu m$ e $0,25\mu m$. Posteriormente foram atacadas com reagente Nital 2% por 10s e levadas ao microscópio ótico para revelar os microconstituintes. Para a revelação de carbonetos foram utilizados os mesmos procedimentos de preparação e o ataque químico com o reagente Murakami a 60° por 10 segundos.

A micro-análise de composição química das amostras ou dos microconstituintes de interesse foi feita via Espectroscopia de Energia Dispersiva de Raio-X (EDS).

3.8. Topografia de Superfície

Para complementar o estudo abrasométrico dos CPs de desgaste foi feita a caracterização da topografia de superfície da trilha de desgaste via interferometria a laser, utilizando o equipamento NEOPHOT 21. Para isso foi selecionada uma área de 3×3 mm em região representativa da superfície de interesse, na qual foi feita a varredura com taxa de aquisição de 1000 pontos/mm em “X” e 50 pontos/mm em “Y”. Os parâmetros de rugosidade superficial (S_a e S_q) foram obtidos pelo software digital “Surf Mountains Map Universal 3.0”.

3.9. Dureza e microdureza

Para a medição de dureza Rockell C, foi utilizado um durômetro Wolpert Testor HT1, com carga de 150 kg. Já para a medição da microdureza das fases utilizou-se de um microdurômetro Mitutoyo *HM – Hardness Testing Machine*, com capacidade de ajuste de carga de 10, 25, 50, 100, 200, 300, 500 e 1000 gramas.

3.10. Determinação da porcentagem volumétrica de carbonetos

A determinação da porcentagem volumétrica de carbonetos totais (PVCt) foi feita utilizando-se o software “*Image Tools*”, a partir do processamento das imagens obtidas por

meio de microscopia ótica. As amostras retiradas das chapas revestidas (mesma chapa de onde se extraiu os CPs de desgaste), foram embutidas, lixadas com lixa de grana 80 a 1000, polidas com pasta de diamante de $6\mu\text{m}$, $3\mu\text{m}$ e $1\mu\text{m}$ e, posteriormente atacadas com o reagente Murakamy a 60°C por 10 segundos, para a visualização dos carbonetos. Em seguida, foi feita a obtenção das imagens em microscópio ótico OLYMPUS BX 51M, o qual proporciona aumentos de 50, 100, 200, 500 e 1000 vezes.

As imagens foram tratadas no “*Image Tool*”, primeiro salvando-a em tons de cinza e, em seguida, através das ferramentas “*Threshold*”, “*Find Objects*” e “*Analyze*”, foi feita, respectivamente, a seleção e localização manual dos carbonetos, além da determinação dos seus parâmetros dimensionais.

A determinação da PVCT foi feita pela relação entre a área total dos carbonetos identificados na imagem pela área da figura. A Fig. 3.15 ilustra uma imagem do contraste da microestrutura de revestimento duro em dois momentos: após ataque com Murakami (Fig. 3.15a) e após tratamento da imagem (Fig. 3.15b), onde a região escura refere-se aos carbonetos selecionados.

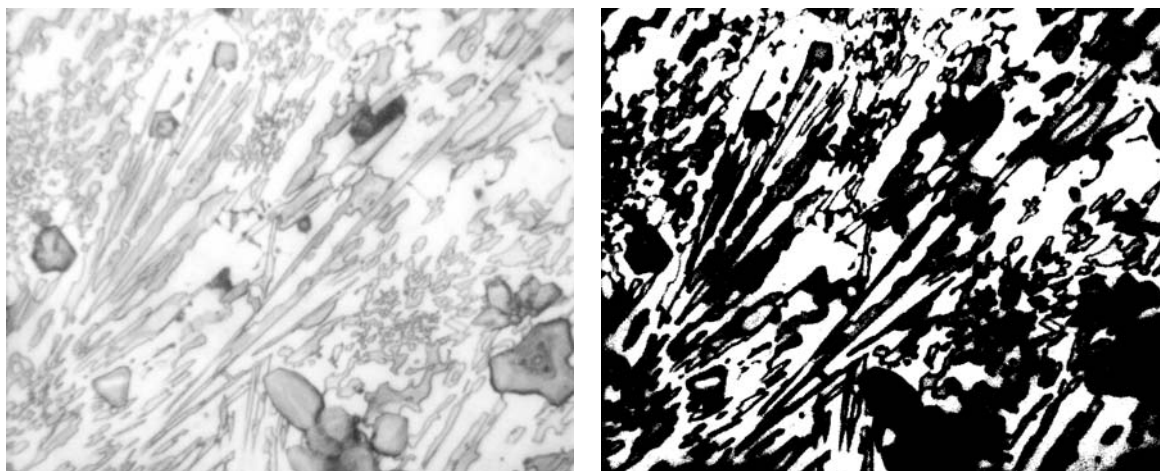


Figura 3.15 – Microestrutura de revestimento duro: após ataque com Murakami (a) e após tratamento da imagem e localização dos carbonetos (b).

3.11. Análise Estatística

A análise estatística dos resultados foi feita por análise de variância (ANOVA) e teste de hipótese, para uma análise de igualdade de médias para um nível de significância de 5%, utilizando-se o programa “*Statistica*”. Nesse caso, quando a significância estatística (p) é maior que 0,005 as variáveis são consideradas estatisticamente iguais e quando é menor, são estatisticamente diferentes.

CAPÍTULO IV

TRABALHOS PRELIMINARES

Neste capítulo serão apresentados os trabalhos preliminares realizados para o direcionamento da tese. Consiste do trabalho de campo de avaliação preliminar de revestimentos duros, visando conhecer o funcionamento dos equipamentos de processamento da cana-de-açúcar, a metodologia de soldagem utilizada pela empresa e o desempenho dos seus revestimentos, bem como, a caracterização do mecanismo de desgaste em faca picadora de cana-de-açúcar.

4.1. Trabalho de Campo: Avaliação preliminar de desempenho de revestimento

Como se deseja aplicar em campo os resultados obtidos em laboratórios com este trabalho, considerou-se importante conhecer preliminarmente o funcionamento dos equipamentos envolvidos no processamento industrial da cana-de-açúcar, a metodologia de soldagem, bem como, o desempenho dos revestimentos aplicados pela empresa, com os consumíveis e técnicas empregadas. Essa avaliação é importante para fornecer um parâmetro de base quanto ao desgaste dos equipamentos utilizados no “preparo” da cana-de-açúcar e, além disso, permitir uma comparação com os dados obtidos posteriormente com o prosseguimento do trabalho, quando da soldagem com os arames tubulares objeto da investigação.

Verificou-se que a empresa tem uma prática de reutilizar as facas picadoras seguidas vezes, após a reaplicação de revestimento sobre o material duro remanescente, sem qualquer outra preparação, exceto o revestimento de reconstrução com eletrodo revestido do tipo básico (E-7018). Essa prática contraria a recomendação do fabricante dos consumíveis, segundo o qual as ferramentas desgastadas podem receber novos

revestimentos desde que ocorra a remoção de todo o material duro remanescente para, só então, ser aplicada nova camada.

Na condição verificada a avaliação do desempenho do revestimento é dificultada pela progressiva deterioração das suas propriedades e, os dados obtidos poderiam ter pouca representatividade. Em função disso resolveu-se, então, construir um jogo novo de facas picadoras (60 facas), o que possibilitaria a avaliação do desempenho de revestimento “virgem”, ou seja, de primeira aplicação.

Além disso, aproveitar-se-ia esse trabalho preliminar para conhecer, além do desempenho dos consumíveis, toda a metodologia de soldagem empregada pela empresa e o funcionamento dos equipamentos e montagem das ferramentas, como citado anteriormente.

A Figura 4.1 mostra detalhe da construção de uma faca e a ilustração do bisel. O corpo da faca em chapa de aço 1020 (24 x 180 x 580 mm) foi cortado com maçarico e montado ao mancal por soldagem com eletrodo revestido E-7018, enquanto o bisel foi construído por chanframento com maçarico para receber a aplicação do revestimento na região do gume. O formato em bisel, apesar de não formar gume agudo como em ferramentas de corte convencionais é importante para facilitar a picagem da cana e reduzir a potência necessária para operação do sistema.

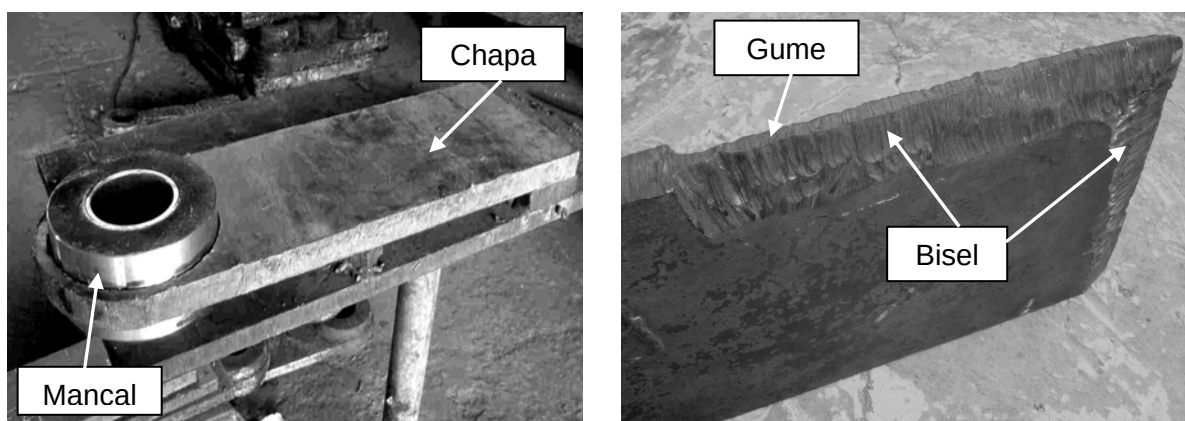


Figura 4.1 – Detalhes da construção de uma faca e formação do bisel.

O revestimento duro das ferramentas foi aplicado com quatro consumíveis diferentes (três de uso habitual pela empresa), sendo dois arames tubulares e dois eletrodos revestidos, cujas dimensões e composição química nominal são apresentadas na Tab. 4.1. Os três primeiros relacionados são de mesmo fabricante.

O eletrodo revestido *ER1* é considerado o consumível líder no mercado para aplicação pelo setor sucroalcooleiro e o mais utilizado pela empresa. O *ER2*, recém-

introduzido, apesar da maior porcentagem de carbono, teor similar de cromo e da adição de boro, apresentava um custo de aquisição bastante inferior ao outro eletrodo, o que despertara o interesse da empresa parceira em função desse quesito.

O arame tubular AT2 havia sido introduzido recentemente visando a obtenção de maior produtividade que com os eletrodos revestidos, mas sem que houvesse sido feito nenhum estudo sobre o seu desempenho comparado com os mesmos. Esse arame é produzido apenas com dimensão de 1,2 mm, sendo recomendado pelo fabricante, geralmente, quando se dispõe de fonte com capacidade limitada de corrente ou baixo fator de trabalho. Devido ao seu pequeno diâmetro tem também capacidade limitada de adição de elementos de liga. O arame tubular AT1 (liga FeCrC), não usado pela empresa, é um dos três arames que estão sendo empregados para o desenvolvimento deste trabalho e difere do AT2 por seu diâmetro maior (1,6 mm), o que possibilita a adição no seu núcleo de maior quantidade de carbono e cromo, como pode ser verificado na Tab. 4.1.

Tabela 4.1 – Dimensões e composição química nominal dos consumíveis, fornecida pelo fabricante.

Tipo de consumível	Dimensões (mm)	Composição química (%)						
		C	Si	Mn	Cr	S	P	B
AT1	1,60	4,11	0,20	0,52	23,10	-	-	-
AT2	1,20	3,50	0,80	-	18,00	-	-	-
ER1	4,00 x 450	5,10	1,25	0,75	44,00	0,025	0,04	-
ER2	4,00 x 450	6,00	-	-	43,00	-	-	2,00

Destaca-se que a empresa tinha particular interesse na avaliação dos consumíveis de sua habitual utilização, o ER1, o ER2 e o AT2. A inclusão do arame AT1, não utilizado pela empresa, era de interesse do autor deste trabalho, o qual acreditava que uma análise preliminar do desempenho desse arame, inclusive comparativamente aos demais, mesmo com a soldagem dentro de condições não ideais poderia fornecer dados de interesse para a continuidade das atividades.

A aplicação do revestimento foi feita na empresa, de forma manual (eletrodos revestidos) e semi-automática (arames tubulares), e utilizando seus próprios soldadores, sem que houvesse interferência (do autor) nos métodos e técnicas de aplicação. Dessa forma, o controle, tanto da velocidade de soldagem (e conseqüentemente do tempo de aplicação), quanto do volume de depósito ficaram sob a responsabilidade do soldador, que o fez com base na sua própria experiência, através da observação do arco e da poça de fusão, durante a soldagem. A operação foi acompanhada e monitorada para se registrar os

parâmetros de soldagem utilizados, os tempos e a quantidade de metal de adição gastos no revestimento das facas com cada tipo de consumível.

Como as ferramentas revestidas apresentavam pesos diferentes devido à pouca precisão requerida pelos processos de fabricação (corte, chanframento e soldagem), foi necessário fazer o balanceamento das mesmas para se evitar vibração excessiva no picador, quando da sua operação. O balanceamento foi efetuado controlando-se o peso em uma balança com resolução de 50 gramas (para essa função, a resolução é considerada satisfatória), pela retirada de material na aresta oposta ao gume por corte com maçarico ou pela adição, através da soldagem nas faces com eletrodo revestido E-7018. Em seguida, efetuou-se nova pesagem (determinação do peso no início do trabalho), antes da montagem das ferramentas no picador.

A Figura 4.2 ilustra detalhe de uma faca picadora, destacando a região revestida e o movimento da tocha executado pelo soldador durante a aplicação, o qual foi efetuado de forma contínua com os arames tubulares e com interrupção apenas para a troca de eletrodos, no caso de eletrodos revestidos. Nessas paradas não ocorria qualquer operação de limpeza da solda.



Figura 4.2 – Faca picadora destacando o movimento da tocha executado pelo soldador.

A avaliação preliminar de desgaste foi efetuada em duas etapas, sendo a primeira (Etapa1), realizada no início da safra (a moagem iniciou-se antes do período habitual) e ainda dentro do período chuvoso, quando o fator de ocupação da indústria (relação entre o tempo de operação e o tempo disponível) girou em torno de 56%, devido à dificuldade de retirada da cana da lavoura. Além disso, a queima irregular da cana aliada ao terreno úmido e à baixa eficiência na lavagem da cana fez com que quantidade de terra acima do normal fosse arrastada para os equipamentos de preparo da cana, provocando, dessa forma, desgaste elevado das ferramentas.

Devido ao desgaste considerado acima do normal durante a primeira etapa, resolveu-se realizar nova avaliação (Etapa2), após o encerramento do período chuvoso,

buscando avaliar o desempenho dos consumíveis em condição de operação mais estável dos equipamentos.

Os consumíveis foram avaliados quanto ao rendimento e taxa de deposição, tempo de soldagem por faca, peso do revestimento aplicado e quanto à perda de massa do revestimento.

Os valores de I_m e U_m (média da corrente e da tensão eficaz) foram obtidos a partir de 20 medidas efetuadas com alicate-amperímetro, após o soldador dar como adequado o ajuste da fonte. A corrente de soldagem foi diferente para os dois arames tubulares (maior para o arame de maior diâmetro) e com valores aproximados para os dois eletrodos revestidos.

O rendimento de deposição (%) foi obtido pela relação entre o peso do revestimento aplicado (peso final da peça menos peso inicial) e o peso do consumível utilizado. No caso dos arames tubulares o peso do consumível utilizado foi determinado pela pesagem da bobina de arame antes e após a soldagem de uma faca (três repetições). Já para os eletrodos revestidos, pelo peso dos eletrodos fornecidos ao soldador menos o peso das sobras, sendo que as pontas de “pega” descartadas dos eletrodos foram consideradas “consumidas”, por se tratar de uma característica inerente ao processo.

O tempo ativo de soldagem por faca (t_{sf}) foi cronometrado desconsiderando-se os tempos gastos com a movimentação da peça, como fixação e posicionamento. No caso dos eletrodos revestidos os tempos de troca de eletrodos foram considerados pela razão citada. A taxa de deposição (g/min) foi determinada pela relação entre o peso do revestimento e o tempo gasto na sua aplicação, descontados os tempos de movimentação da peça.

O peso da cana moída no período (P_{cana}) foi fornecido pelo departamento de produção da indústria, juntamente com o tempo de trabalho (t_{trab}), o qual resulta do produto do número de horas disponíveis para produção pelo fator de ocupação da indústria.

A taxa de moagem (T_{moag}), foi obtida pela relação da quantidade de cana moída pelo número de horas de trabalho, enquanto o peso estimado de cana picada por faca (P_{est}), pela relação entre a quantidade de cana e o número de facas do picador (60).

A variável $Prev_m$ representa o peso médio do revestimento das facas revestidas com cada consumível, o qual foi obtido por pesagem de cada ferramenta, antes e após a soldagem. Após o período de trabalho foi feita a desmontagem das ferramentas, as quais foram criteriosamente limpas para a efetuação da pesagem. Através da comparação entre os pesos iniciais e finais de cada faca, foi determinada a quantidade de material perdido por desgaste ($Desg_m$) para a comparação do desempenho dos dois processos e respectivos consumíveis.

Em sequência serão apresentados os principais resultados obtidos nessa análise preliminar pela sua importância para a continuidade do trabalho, lembrando que com as comparações que se seguem não se busca indicar supremacia de um processo sobre outro ou entre os consumíveis, tendo em vista as dimensões diferentes e, conseqüentemente, condições de soldagem também distintas.

4.1.1. Primeira etapa

As facas, em um total de 60, foram numeradas e soldadas, 10 facas com o consumível AT1, 20 com o AT2, 20 com o ER1 e 10 com o ER2. As quantidades foram fixadas visando a montagem em cada eixo de facas revestidas com apenas um tipo de consumível. A pesagem antes e após a aplicação do revestimento com balança de resolução de 5 g serviu para se determinar a quantidade de material depositado. Em seguida, as ferramentas foram montadas sequencialmente, dez em cada eixo (ver Fig. 2.4 no Cap. II), de forma a permitir a quantificação do metal desgastado segundo o tipo de consumível utilizado e a identificação de eventual posição (no picador) mais susceptível ao desgaste.

Esta etapa foi realizada com ciclo de trabalho de 29 dias e a moagem de 70 mil toneladas de cana, quando então as ferramentas foram desmontadas, cuidadosamente limpas e pesadas para a quantificação da perda de massa durante a operação.

A Figura 4.3 ilustra a região do revestimento efetuado com dois consumíveis diferentes, respectivamente o arame tubular AT1 e o eletrodo revestido ER2, permitindo visualizar a diferença no aspecto do revestimento. A Tab. 4.2 apresenta os valores médios dos parâmetros de soldagem e dos principais parâmetros de desempenho.

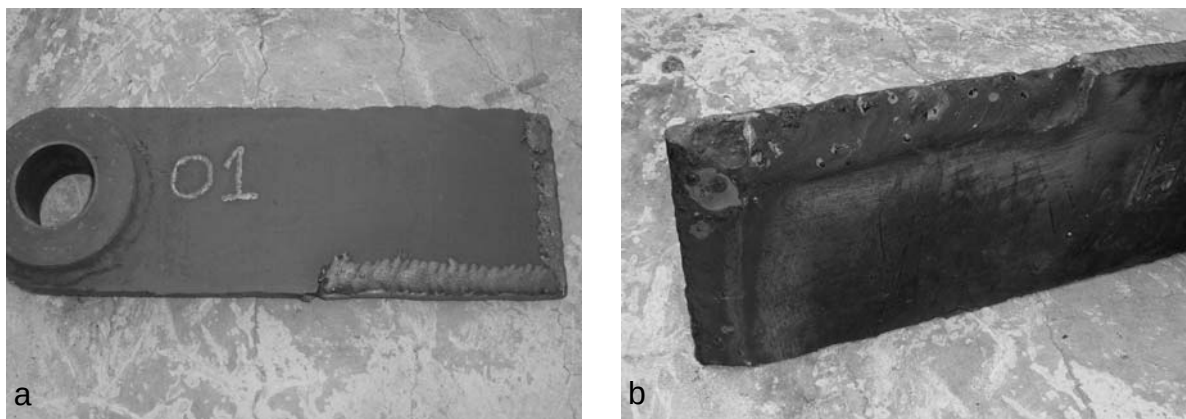


Figura 4.3 – Detalhes da aplicação do revestimento com o arame tubular AT1 (a) e com o eletrodo revestido ER2 (b).

Tabela 4.2 – Valores médios dos parâmetros de soldagem e dos principais parâmetros de desempenho.

Parâmetros	ETAPA 1				ETAPA 2	
	Consumíveis				Consumíveis	
	AT1	AT2	ER1	ER2	AT1	ER1
I_m (A)	227	204	193	187	221	189
U_m (V)	23,9	20,9	23,3	33,8	24,5	23,0
R_d (%)	87,27	89,63	79,64	79,8	-	-
T_{dep} (g/min)	76,94	58,34	25,31	30,3	-	-
t_{sf} (min)	9,8	10,97	15,62	10,76	-	-
P_{cana} (ton)	70000				65000	
t_{trab} (h)	390				316	
T_{moag} (ton/h)	180				206	
P_{est} (ton/fc)	1166,7				1083,3	
$Prev_m$ (kg)	0,715	0,560	0,400	0,335	0,683	0,498
DP	0,052	0,033	0,046	0,041	0,027	0,041
$Desg_m$ (kg)	1,575	1,620	1,115	1,185	0,587	0,406
DP	0,47	0,43	0,34	0,28	0,10	0,35
$Prev/Desg$ -	0,453	0,345	0,358	0,283	1,163	1,226
DP	0,08	0,10	0,12	0,09	0,12	0,22
$Desg_{rel}$ (g/ton)	1,350	1,388	0,956	1,016	0,542	0,375
DP	0,27	0,25	0,12	0,11	0,18	0,10

Onde: I_m = média da corrente eficaz; U_m = média da tensão eficaz; R_d = rendimento de deposição; T_{dep} = taxa de deposição; t_{sf} = tempo de soldagem por faca; P_{cana} = peso da cana moída; t_{trab} = tempo de trabalho; T_{moag} = taxa de moagem; P_{est} = peso estimado de cana moída por faca; $Prev_m$ = peso médio do revestimento por faca; $Desg_m$ = desgaste médio; $Desg_{rel}$ = desgaste relativo; DP= Desvio padrão.

4.1.1.1. Rendimento e Taxa de Deposição

A Figura 4.4 ilustra, respectivamente, o peso do revestimento depositado e o tempo ativo de revestimento por faca (tempo efetivo de soldagem), em função do processo e tipo de consumível. Verifica-se na Fig. 4.4a que o processo arame tubular proporcionou a deposição de maior quantidade de material por ferramenta, quando o arame de maior

diâmetro AT1 levou a um maior volume de depósito. Entre os eletrodos revestidos o maior volume foi dado pelo eletrodo ER1 que por apresentar menor velocidade de fusão, provavelmente induzia o soldador a empregar menor velocidade de soldagem e depositando, assim, maior quantidade de material por comprimento de solda. Com o eletrodo ER2 o comportamento foi oposto.

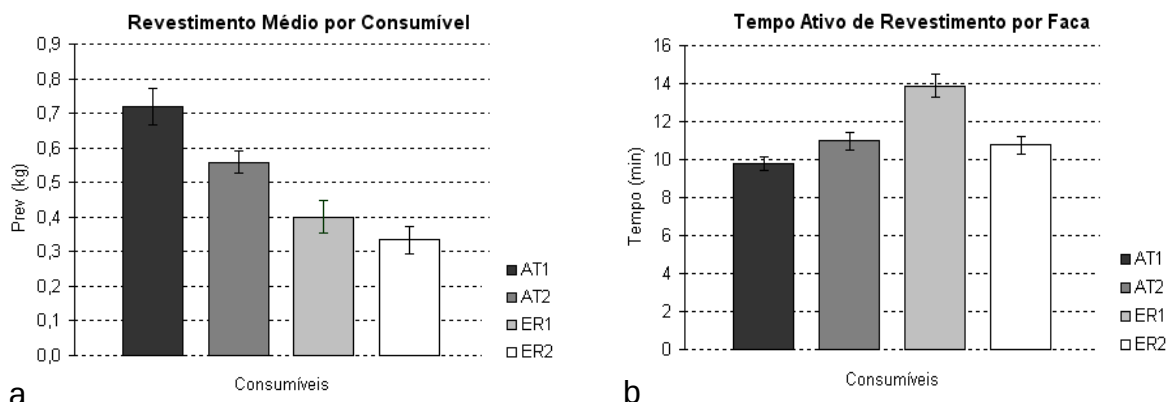


Figura 4.4 – Peso médio do revestimento (a) e tempo ativo de revestimento (b), em função do tipo de consumível.

Observa-se na Fig. 4.4b que o eletrodo ER1 foi o que levou à utilização de maior tempo para o revestimento de uma ferramenta pelas razões discutidas anteriormente. O eletrodo ER2 apresentou tempo intermediário aos dois arames, com valores muito próximos. Ressalta-se, entretanto, que com esse eletrodo foi aplicada quantidade de revestimento inferior aos arames tubulares, como observado na Fig. 4.4a.

A Figura 4.5 ilustra o rendimento e a taxa de deposição em função do consumível utilizado. Na Fig. 4.5a se observa que o processo arame tubular apresentou rendimento de deposição superior ao processo eletrodo revestido, sendo que o arame AT2 apresentou o maior rendimento, seguido pelo arame AT1. O eletrodo revestido ER1, com valor médio ligeiramente inferior ao ER2, mas estatisticamente similar.

Pela Figura 4.5b observa-se igualmente a superioridade do arame tubular sobre o eletrodo revestido, quanto à taxa de deposição, com destaque para o arame AT1 de maior diâmetro e, conseqüentemente, maior corrente de soldagem, o que leva à maior taxa de fusão do arame. Dentre os eletrodos revestidos, o ER1 com taxa de deposição média pouco inferior ao ER2, mas com maior dispersão dos resultados em torno da média. O ER2 apresentou arco de soldagem mais estável (menos turbulência), poça de fusão mais fluida e maior facilidade de controle do arco por parte do soldador, o que possibilitou a utilização de maior velocidade de soldagem (operação feita manualmente).

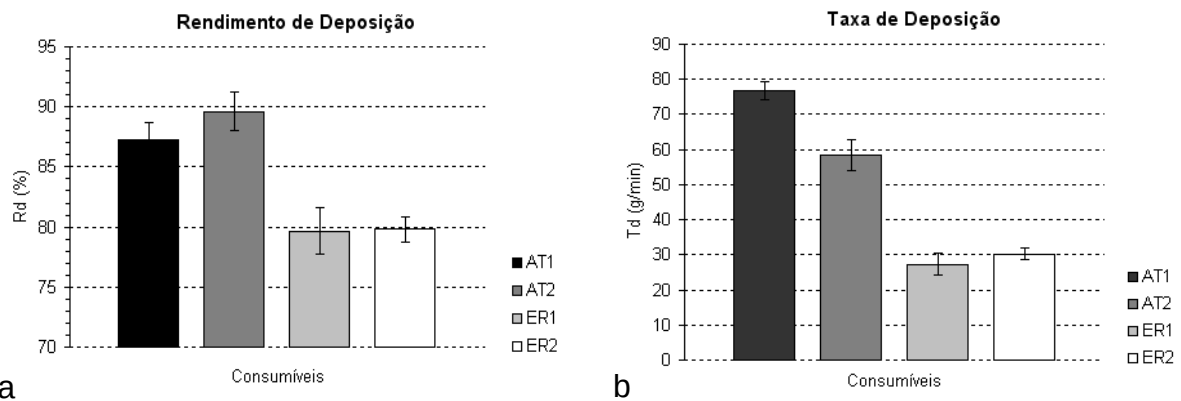


Figura 4.5 – Rendimento (a) e taxa de deposição (b) em função do consumível.

4.1.1.2. Avaliação de desgaste

A Figura 4.6 apresenta, comparativamente por consumível, a perda de peso por desgaste (Fig. 4.6a) e a relação peso do revestimento/desgaste (Fig. 4.6b). Essa última relação é importante para avaliar a perda por desgaste em comparação com a quantidade de revestimento aplicado por cada processo ou consumível, tendo em vista o volume diferente de material aplicado devido à soldagem manual.

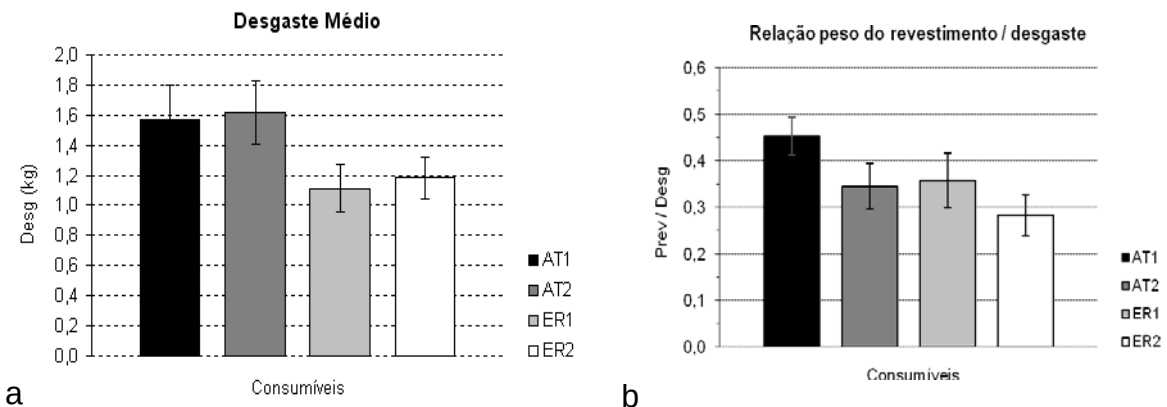


Figura 4.6 – Perda de material por desgaste (a) e relação peso do revestimento/desgaste (b), em função do consumível, na primeira etapa.

Nota-se na Figura 4.6a que os eletrodos revestidos apresentaram menor perda de material que os arames tubulares, entretanto, apesar da ligeiramente menor média de desgaste do AT1 que o AT2 e do ER1 que o ER2, a dispersão dos resultados em torno da média não permite indicar vantagem de um sobre o outro. Verifica-se que a maior média de desgaste dos revestimentos com arames tubulares coincide com o seu menor teor de C e Cr, o que contribuiria para uma menor formação de carbonetos.

Considera-se que quanto maior a relação entre o peso do revestimento e o desgaste sofrido pelas ferramentas, melhores seriam os resultados, caso não ocorresse desgaste do substrato. Por outro lado, uma relação menor que “1” significa que a quantidade de material perdido por desgaste tenha sido superior ao material duro aplicado. Dessa forma, considerando-se os dados da Fig. 4.6b, conclui-se que a condição de trabalho das ferramentas tenha sido muito severa para se proporcionar uma avaliação mais conclusiva: O tempo de trabalho teria sido muito grande e/ou a quantidade de revestimento aplicado insuficiente. Apesar de o arame AT1 apresentar maior perda de material que os eletrodos revestidos (Fig. 4.6a), esse arame apresentou uma relação P_{rev}/D_{esg} superior. Os consumíveis AT2, ER1 e ER2 apresentaram relação P_{rev}/D_{esg} estatisticamente similar.

A Figura 4.7 apresenta detalhes das facas desgastadas após o ciclo de trabalho, destacando a região mais crítica, onde a linha tracejada representa o perfil original das ferramentas. Nas figuras, com um exemplar característico de cada consumível, observa-se visualmente a ocorrência de menor perda de material da ferramenta revestida com o eletrodo revestido ER1 (Fig. 4.7c) e a maior perda ocorrida em uma faca revestida com o arame tubular AT2 (Fig. 4.7b), corroborando os resultados ilustrados pelo histograma da Fig. 4.6a. Nesse último caso, o desgaste excessivo eliminou todo o revestimento depositado no topo da ferramenta (gume superior), provocando a exposição total do metal de base ao agente de desgaste.

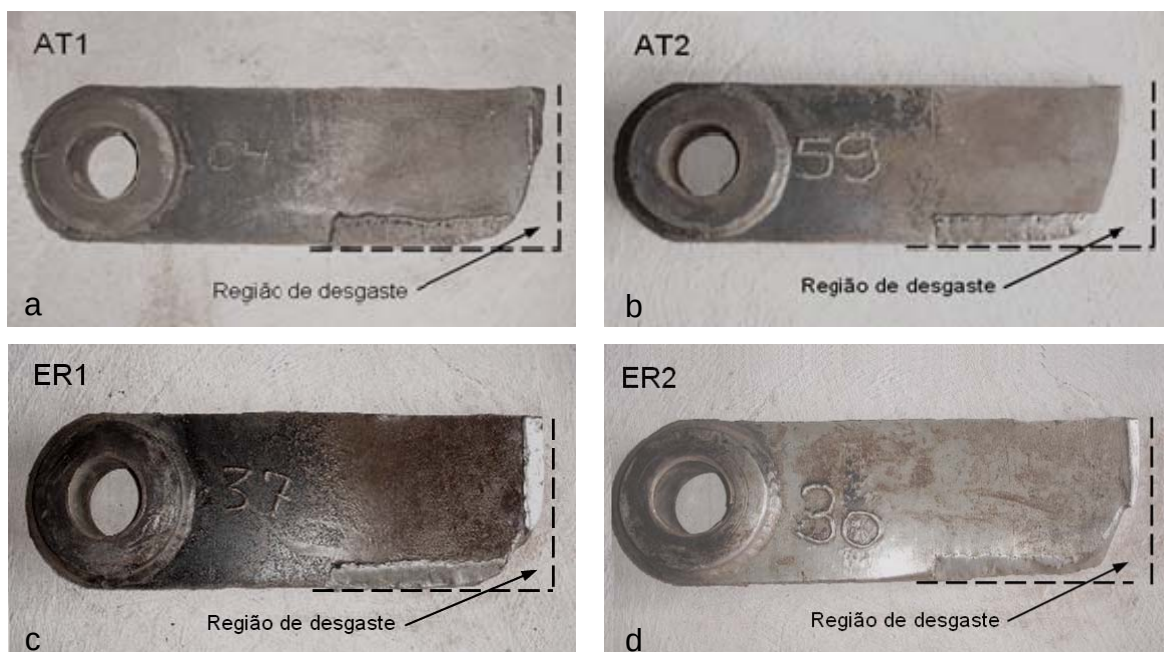


Figura 4.7 – Detalhe de desgaste em facas: (a) AT1; (b) AT2, com maior desgaste; (c) ER1, com menor desgaste e (d) ER2.

Destaca-se, entretanto, que o teor tanto de carbono quanto de cromo é inferior nos arames tubulares que nos eletrodos revestidos, o que levaria à formação de menor quantidade de carbonetos de cromo, responsáveis pelo aumento da resistência ao desgaste. Além disso, como a corrente de soldagem também foi superior nos arames tubulares, isso poderia ter provocado maior diluição dos consumíveis (não avaliada) e, conseqüentemente, prejudicado as propriedades do revestimento.

A Figura 4.8 apresenta o desgaste por faca, por eixo do picador e, conseqüentemente, por consumível, destacando uma tendência de desgaste por eixo. Observa-se que o desgaste não é uniforme nas posições de montagem, ocorrendo certa tendência de aumento da perda de material para as ferramentas posicionadas mais à direita nos eixos do picador (posição de um observador localizado atrás do mesmo, ou seja, entre este e o desfibrador e refere-se às posições à direita na Fig. 2.4a).

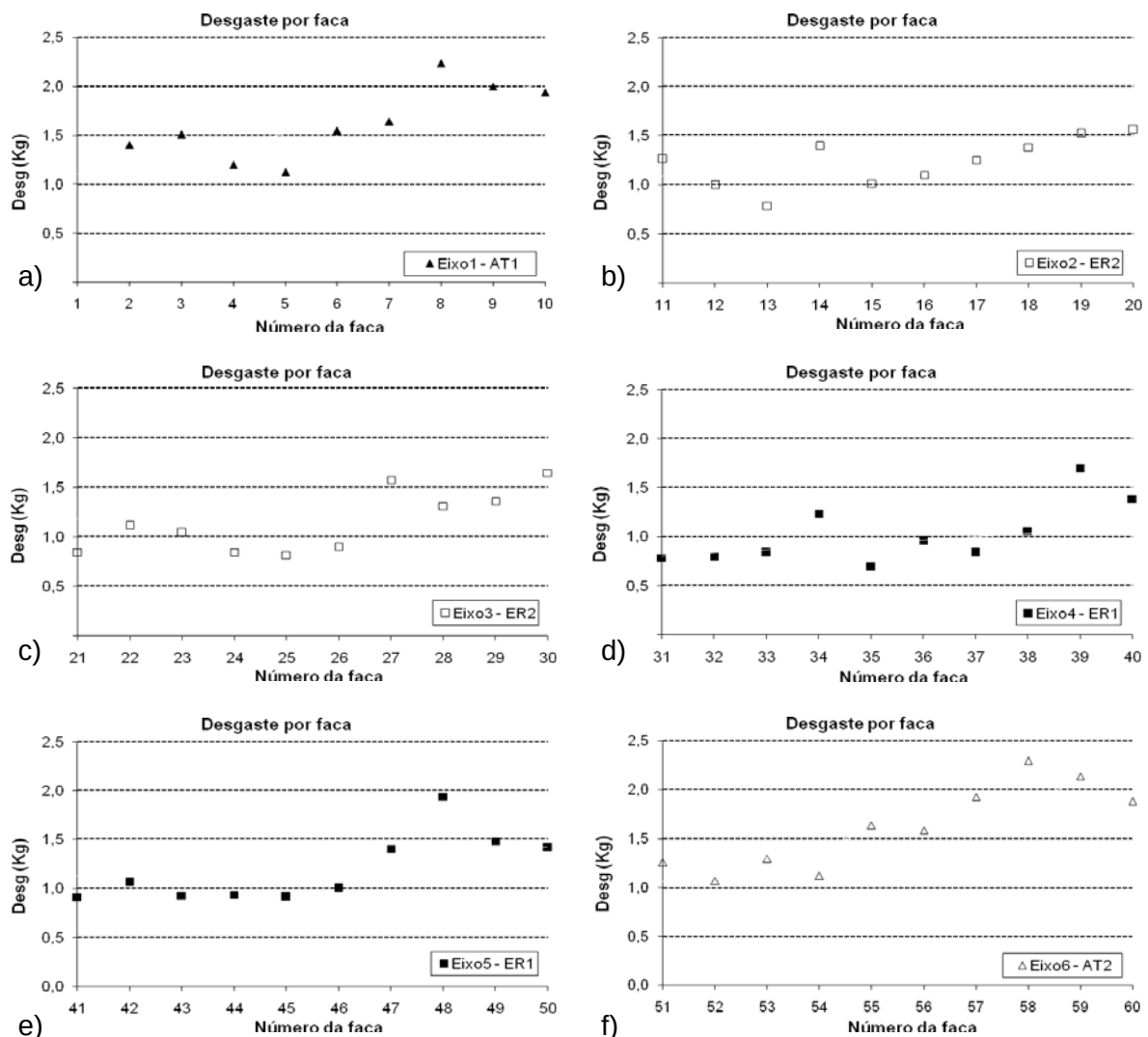


Figura 4.8 – Tendência de desgaste das facas nos eixos do picador: a) eixo1 – AT1; b) eixo2 – ER2; c) eixo3 – ER2; d) eixo4 – ER1; e) eixo5 – ER1; f) eixo6 – AT2.

Essa tendência de desgaste nos eixos ocorreu para todos os consumíveis e uma provável explicação para esta ocorrência pode estar relacionada com o sentido de alimentação da cana, tendo em vista que a mesa alimentadora encontra-se posicionada desse lado (direito). Com isso poderia estar ocorrendo uma maior concentração de cana e, principalmente, de material abrasivo desse lado, o que contribuiria para o aumento do desgaste.

4.1.2. Segunda etapa

Como descrito anteriormente, esta etapa de avaliação foi realizada buscando-se analisar o desempenho do revestimento das facas em uma condição de operação mais regular dos equipamentos. Avaliou-se o desempenho apenas de dois consumíveis, o arame tubular AT1 e o eletrodo revestido ER1, os que proporcionaram menor desgaste e que apresentavam maior interesse para este trabalho, o AT1 por ser um dos três arames selecionados para a realização da tese e o ER1 por sua comprovada eficiência, para ser objeto de comparação com os arames. Foram revestidas 10 facas com cada consumível e montadas junto com outras 40 facas cujo revestimento não fora controlado.

Nesta segunda etapa foram moídas 65.000 ton de cana em 14 dias, com fator de ocupação da indústria de 94%, denotando uma moagem mais estável. A desmontagem das ferramentas ocorreu antes do período previsto (que seria de 25 dias), devido a uma parada forçada por danos em outros equipamentos, quando se aproveitou para substituir também as facas. Com isso as ferramentas apresentavam, ainda, um baixo nível de desgaste, fazendo com que a avaliação de perda de massa fosse mais realística que na fase anterior com baixo desgaste do substrato.

4.1.2.1. Avaliação de desgaste

O histograma da Figura 4.9, construído com os dados da Tab. 4.2, compara o desgaste apresentado pelos dois consumíveis, bem como, a relação P_{rev}/D_{esg} . Observa-se pela Fig. 4.9a, o menor desgaste sofrido pelo arame ER1, (aproximadamente 30% inferior ao arame AT1). Isso, como referido anteriormente pode estar relacionado ao menor teor de Cr e C dos arames tubulares e/ou a uma eventual maior diluição, não avaliada.

Pela Figura 4.9b verifica-se, ainda, que a relação P_{rev}/D_{esg} , na segunda etapa apresentou valores médios superiores a “1”, significando que a quantidade de material desgastado foi inferior ao material de depósito, diferente do ocorrido durante a primeira etapa. Além disso, o valor médio de P_{rev}/D_{esg} do AT1, ligeiramente inferior ao ER1 nesta

etapa foi oposto ao ocorrido na etapa1 (Fig. 4.6b). Isso teria ocorrido, pois na segunda etapa, a quantidade de revestimento aplicado com o AT1 foi inferior ao aplicado na etapa1 com esse consumível, enquanto que com o ER1 foi superior, como pode ser observado na Tab. 4.2. Isso permite supor que essa relação seja fortemente dependente da quantidade de metal aplicado e do tempo de trabalho da ferramenta, ou seja, para um determinado tempo de operação dos equipamentos pode haver um volume de depósito considerado ideal para cada tipo de consumível.

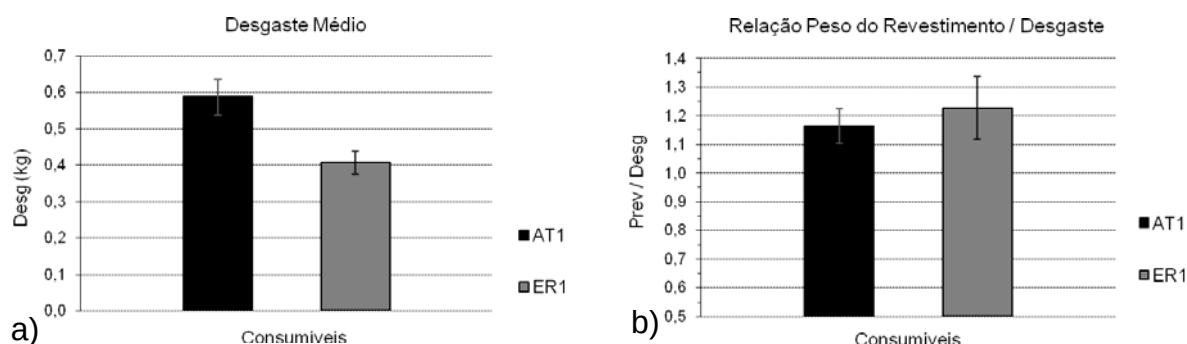


Figura 4.9 – Perda de peso por desgaste (a) e relação peso do revestimento/desgaste (b), em função do consumível, na segunda etapa.

A Figura 4.10 apresenta detalhe representativo do perfil das facas desgastadas (um exemplar por consumível), permitindo observar o maior desgaste do arame AT1, bem como, a preservação, após o trabalho, do perfil original da faca revestida com o eletrodo ER1, onde o desgaste teria ocorrido principalmente na superfície do revestimento. A faca revestida com o arame AT1 apresentou maior perda de metal de uma forma geral, com desgaste maior no canto de encontro do gume frontal com o gume superior, com a ocorrência de perda de substrato nessa região, apesar de inferior ao ocorrido na Etapa1 (Fig. 4.7).

Em uma comparação das duas etapas (Vide Tab. 4.2) observa-se que apesar da quantidade de cana moída na Etapa2 ter sido um pouco inferior (7% menos), a taxa de moagem (T_{moag}) foi em torno de 15% superior, devido à maior velocidade de alimentação da cana e menor tempo de moagem, apesar da manutenção da velocidade dos equipamentos de preparo (picador e desfibrador). Mesmo assim, o desgaste da segunda etapa foi significativamente inferior para os dois consumíveis, em torno de 63%. Além disso, observou-se novamente a tendência de aumento do desgaste para as facas posicionadas mais à direita nos eixos do picador.

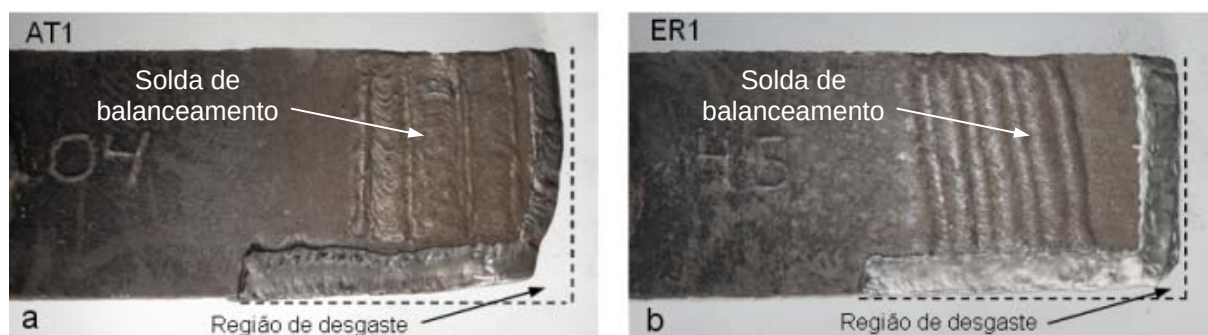


Figura 4.10 – Detalhe de desgaste em facas durante a segunda etapa: (a) AT1 e (b) ER1.

4.1.2.2. Desgaste relativo

O desgaste relativo foi utilizado para se ter um parâmetro de comparação dos testes realizados na etapa preliminar com os testes que forem realizados posteriormente, na etapa final do trabalho. O objetivo é poder comparar os resultados posteriores obtidos com os arames tubulares, com os obtidos pela indústria com os consumíveis utilizados e com os seus métodos e técnicas de aplicação, devido à dificuldade de manter parâmetros fixos de testes, como P_{cana} , t_{trab} , T_{moag} , etc., como visto anteriormente.

A Figura 4.11, construída com dados da Tab. 4.2, ilustra o desgaste relativo (g/ton de cana) nas duas etapas, permitindo verificar que o desgaste das facas, operando durante o período chuvoso (etapa1) foi em torno de 150% superior ao observado na etapa posterior, para os dois consumíveis. Além disso, o desgaste relativo do arame AT1 foi superior ao eletrodo ER1 nas duas etapas. Destaca-se que esse resultado é importante para orientar a realização dos ensaios com a continuidade do trabalho, mas não reflete precisamente o desgaste do revestimento, tendo em vista a ocorrência de significativa perda de metal de base, principalmente na primeira etapa do trabalho.

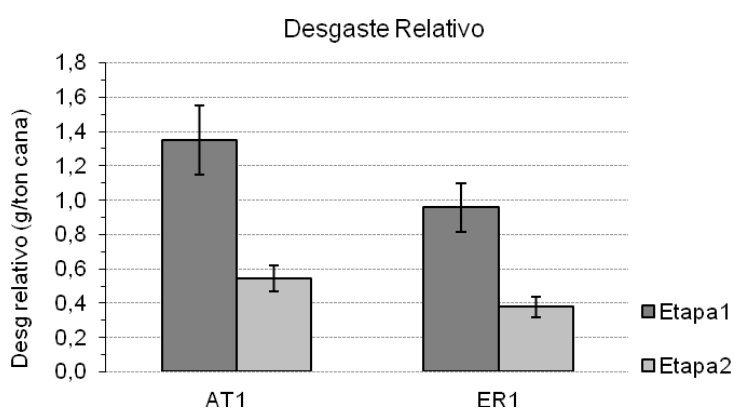


Figura 4.11 – Desgaste relativo na primeira e segunda etapa.

4.2. Verificação do mecanismo de desgaste de faca picadora de cana-de-açúcar.

Foi retirada uma amostra de uma faca picadora de cana, desgastada após o ciclo de trabalho, com a finalidade de se identificar o mecanismo de desgaste a partir de análises em microscópio eletrônico de varredura (MEV). A Fig. 4.12a ilustra parte de uma faca desgastada, da qual foi retirada a amostra para a preparação do corpo de prova. A região da faca que representa o “gume” e entra em contato frontal com a cana durante a picagem é representada pela parte inferior e direita da figura, cujo canto apresenta o maior nível de desgaste, chegando ao arredondamento. A amostra foi retirada dessa região, pois devido ao nível de desgaste apresentado, permite visualizar tanto o metal remanescente do revestimento, quanto o metal de base, este último representado pela região em baixo relevo na Fig. 4.12b. A identificação do mecanismo predominante de desgaste é importante para orientar a escolha do método de ensaio de desgaste, o que permitirá a obtenção de resultados mais próximos dos efetivamente encontrados com as ferramentas trabalhando sob condições reais.

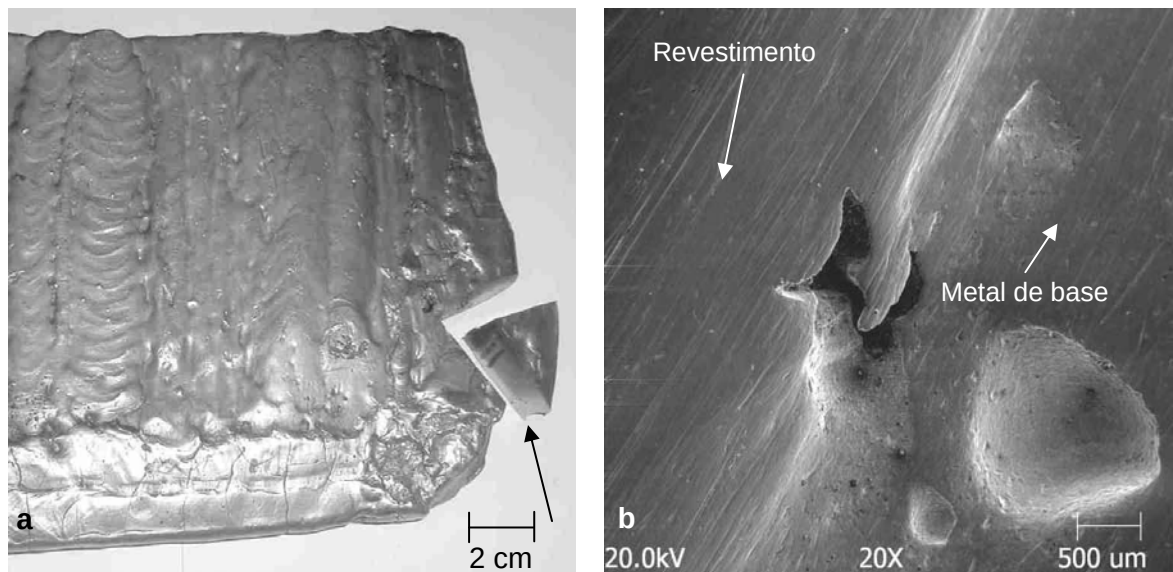


Figura 4.12 – a) Região da faca onde foi retirada a amostra para análise e b) detalhe da região frontal de desgaste, ilustrando o metal de revestimento e o metal de base.

A Figura 4.13 apresenta detalhes da superfície da amostra, obtidos em microscópio eletrônico de varredura, onde se pode observar na Fig. 4.13a, a presença predominante de riscos nas laterais do gume. Na Fig. 4.13b, representada pela região frontal-central do gume (“fio”) além de riscos, observa-se a ocorrência de múltiplas indentações, indicando que

ocorrera também o rolamento de partículas abrasivas. Isso permite concluir que o desgaste das facas é bastante complexo, tendo mais de um mecanismo de desgaste, mas predominando o desgaste por microriscamento ou microcorte.

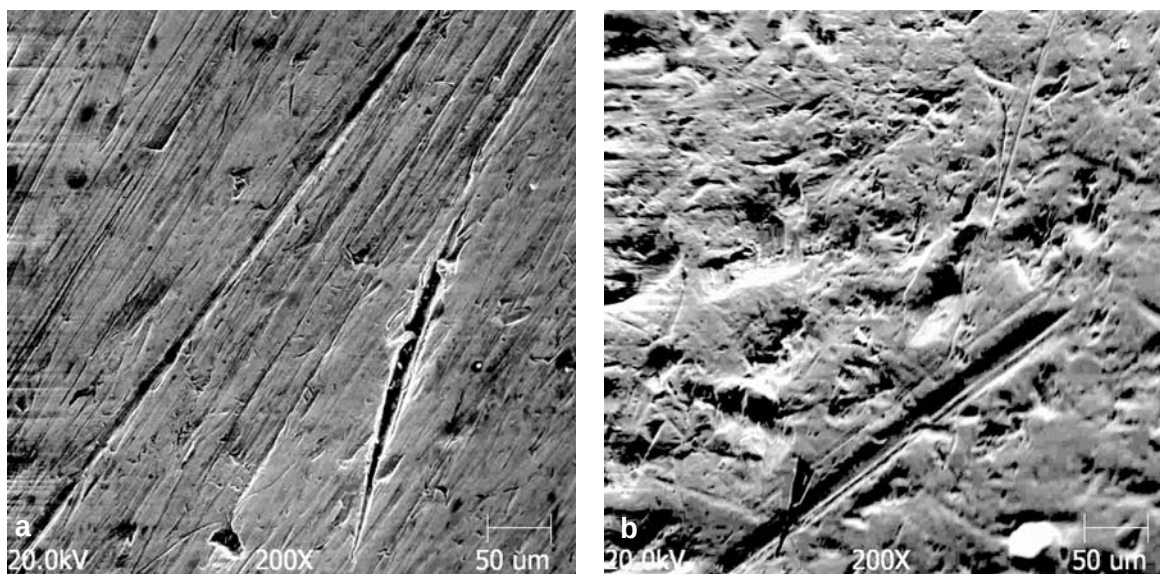


Figura 4.13 – Detalhes da superfície da amostra de uma faca desgastada, destacando: a) riscamentos e b) riscos e múltiplas indentações.

Dos abrasômetros estudados, segundo a literatura, o “Pino sobre Disco” e o abrasômetro “Suga” são indicados para o desgaste de alta tensão; o abrasômetro “Disco Rotativo” e o “Bloco em Anel Modificado”, variações do “Roda de Borracha”, têm funcionamento similar a este, destacando que o segundo tem configuração para a simulação de desgaste em rolos de moendas; o abrasômetro “LTM” teria um regime de desgaste menos severo que o Roda de Borracha e o abrasômetro “combinado”, que pode avaliar de forma combinada o desgaste por abrasão e por impacto não se encontrava disponível para utilização.

Essas constatações e a recomendação em muitas referências que sugerem a utilização do abrasômetro Roda de Borracha para avaliar o desempenho de revestimentos para fins de aplicação em indústrias sucroalcooleiras, além do fato de o mesmo ser normalizado, como apresentado pela norma ASTM G65-00, permite supor que esse equipamento possa ser adequado para simular o desgaste por microcorte em facas picadoras de cana-de-açúcar.

4.3. Comentários finais do capítulo

Algumas constatações durante os trabalhos preliminares são importantes para orientar as atividades posteriores. Dentre as constatações cita-se:

- Os resultados de desgaste não foram muito conclusivos devido à quantidade diferente de revestimento aplicado por consumível, aos diferentes parâmetros de soldagem e ao fato de que em muitos casos, a camada de revestimento da região mais solicitada tenha sido totalmente desgastada, expondo o metal de base ao contato com o agente de desgaste. Depois de vencido o revestimento, o desgaste do metal de base é muito acentuado, progredindo rapidamente;
- Para uma análise mais precisa do desgaste do revestimento seria interessante que, nos ensaios em campo (etapa posterior), as ferramentas fossem desmontadas após um período menor de trabalho (opção descartada pela empresa parceira) ou então que se aplicasse maior volume de metal, para evitar que o desgaste atingisse o metal de base. Acredita-se que o ideal é que o ciclo de trabalho das facas seja inferior a vinte dias, de modo que não ocorra perda de metal do substrato;
- O desgaste das ferramentas revestidas com o arame tubular de referência para a realização deste trabalho (AT1) foi superior ao eletrodo ER1 nas condições aplicadas pela própria empresa, apesar da diferença do tipo de consumível, dimensões e parâmetros de soldagem, o que dificulta a comparação. Entretanto, o AT1 apresenta menor teor de Cr e C, além de ter sido soldado com maior corrente média, o que pode ter produzido maior diluição da solda. Ambos os fatores contribuem para a redução das propriedades do revestimento;
- Considerando os resultados de rendimento de deposição e taxa de deposição do AT1 (FeCrC), superiores ao eletrodo revestido, acredita-se que caso se obtenha uma condição de soldagem que melhore a sua resistência ao desgaste, isso possa tornar o seu uso interessante para a aplicação de revestimento duro em facas picadoras de cana-de-açúcar, aliando alta produtividade e qualidade do revestimento.
- A ocorrência de maior desgaste das ferramentas durante o período chuvoso indica que os testes de campo devam ser realizados fora desse período crítico, preferencialmente após a primeira parada depois do início da safra, a partir do mês de maio, mas antes do mês de novembro, quando se inicia o período chuvoso novamente;
- A tendência de maior desgaste nas ferramentas posicionadas à direita do picador e a realização de testes, na etapa final (posterior), com número inferior ao total de facas

montadas simultaneamente (60), sugere que as facas revestidas com cada consumível sejam distribuídas em posições fixas no picador e uniformemente nos seis eixos para maior eficiência de análise;

- A dificuldade de se manter condições fixas de ensaio em campo reforça a importância de se identificar um método de ensaio de laboratório que seja representativo do tribosistema em estudo, de forma a facilitar a análise e reduzir os custos de ensaios, principalmente para estudos posteriores;
- Dentre os métodos de ensaio descritos no Cap. 2, acredita-se que o teste com Roda de Borracha seja o mais adequado para simular o desgaste de facas picadoras, tendo em vista a predominância de riscamento na superfície revestida. Observa-se ainda que, de acordo com a literatura corrente, esse método de ensaio foi o preferido para a investigação de desgaste em revestimento para fins de aplicação no setor sucroalcooleiro, por diversos autores;
- A necessidade de realização de estudo para se determinar as condições de soldagem a serem utilizadas com os arames tubulares de forma a se aproveitar as suas características de elevada taxa de deposição (produtividade), aliando-as com condições que aliem baixa diluição do consumível.

CAPÍTULO V

DEFINIÇÃO DA REGIÃO DE TRABALHO VIA MODOS DE TRANSFERÊNCIA METÁLICA

Neste capítulo são apresentadas as atividades relacionadas à definição da região de trabalho, ou seja, das condições de soldagem a serem utilizadas com os arames tubulares. São relacionados à definição da distância bico de contato-peça, à definição do modo de transferência a partir do mapeamento da transferência metálica do arame tubular de liga FeCrC e da avaliação do desempenho deste arame dentro das regiões de transferência.

5.1. Definição da distância bico de contato-peça

Desejava-se estudar o comportamento da transferência metálica dos arames tubulares para se identificar uma condição de soldagem que pudesse proporcionar elevada produtividade e ao mesmo tempo, boas propriedades do revestimento. Foi necessário, entretanto, definir inicialmente qual a distância bico de contato-peça (DBCP) a ser utilizada nesse estudo.

O fabricante dos arames tubulares usados neste trabalho recomenda a soldagem dos mesmos com uma DBCP de 15 mm, com equipamento MIG/MAG e de 35 mm com equipamento "TeroMatec", sem uma boa justificativa para a mudança. Entretanto, este valor é inferior ao sugerido pela AWS (1991), segundo a qual para a soldagem com arames tubulares autoprotetidos (este caso) o comprimento do eletrodo pode variar na faixa de 19 a 95 mm. Em função disso, alguns ensaios foram realizados preliminarmente com o arame de referência deste trabalho, o arame de liga FeCrC, para se definir a faixa de DBCP que se conseguiria soldar com arco estável com o mesmo e, conseqüentemente, definir quais condições fixas de distância bico de contato-peça seriam utilizadas em seqüência. Os testes com respectivos parâmetros e condições de soldagem são apresentados na Tab. 5.1.

Denominou-se de condição estável àquela onde se obtinha pequena turbulência do arco e da poça de fusão, regularidade na ocorrência de picos de corrente e do período de curto-circuitos, culminando na obtenção de cordões de solda com perfis mais regulares ao longo do seu comprimento e em menor projeção de respingos, segundo critérios de Hermans e Den Ouden (1999).

Foi tomada inicialmente, para a realização dos ensaios, a velocidade de alimentação do arame (V_{alim}) de 7 m/min e um valor intermediário na faixa de tensão recomendada pelo fabricante (24 V), buscando obter um valor de corrente média próximo do valor recomendado. Em seguida, realizaram-se diversos testes variando-se a DBCP. Como visto na Tab. 5.1, a variação da DBCP, de 15 até 40 mm apresentou condições relativamente estáveis de soldagem (teste 1 a 7). Entretanto, verificou-se uma ligeira instabilidade na ocorrência dos curto-circuitos, o que poderia estar sendo causado por uma maior taxa de alimentação que a taxa de fusão do arame. Em função disso, decidiu-se repetir os testes com V_{alim} inferior (4 m/min) e mesma tensão, obtendo-se soldagem estável até a DBCP de 35 mm (teste 8 a 13).

Em seguida, outros testes (14 a 27) foram realizados variando-se a tensão até o valor máximo de 40 V, com DBCP de 20 e 35 mm. A obtenção de condições de soldagem estáveis, indicaram a utilização dessas duas DBCPs para se efetuar o mapeamento da transferência metálica, de forma a se identificar os modos de transferência, bem como, as linhas de fronteira entre esses. A DBCP inferior (20 mm) foi escolhida pela orientação da AWS (1991) e a superior (35 mm), por ser a máxima estável e dessa forma proporcionar maior produtividade da solda, ou seja, maior taxa de fusão do arame.

A Figura 5.1 foi construída com os dados da Tab. 5.1 e ilustra os efeitos da DBCP sobre a corrente de soldagem, com a variação da velocidade de alimentação e da tensão. Observa-se na Fig. 5.1a que a corrente de soldagem foi superior, tanto com a redução da DBCP, quanto com o aumento da V_{alim} e na Fig. 5.1b, o mesmo efeito, tanto para a menor DBCP, quanto para a maior tensão.

Esse comportamento em fonte de potencial constante (a utilizada) ocorre segundo Wainer, Brandi e De Mello (1992), pois a fonte se auto-regula para manter o comprimento do arco constante. Assim, um aumento da tensão leva a um aumento do comprimento do arco e redução no comprimento do arame, fato que leva a fonte de soldagem a responder com aumento da corrente. Com a redução da DBCP, reduz-se a resistência do eletrodo e o seu aquecimento por efeito joule, reduzindo a taxa de fusão, o que leva a um aumento da tensão, sendo compensado pela fonte de soldagem com um aumento na corrente. Por sua vez, o aumento da V_{alim} tende a diminuir o comprimento do arco; o aumento da corrente, leva ao aumento da taxa de fusão que restabelece o comprimento do arco.

Tabela 5.1 - Testes para definição da DBCP com arame FeCrC, diâmetro de 1,6 mm; Ks e Kd= 20; sem gás de proteção; Cd= 20.

Teste Nº	Tensão (V)		V _{alim} (m/min)	I _m (A)	V _{sold} (cm/min)	DBCP (mm)	Condição de Soldagem
	U _r	U _m					
01	24	21,2	7,0	323	35,0	15	estável
02	24	22,2	7,0	286	35,0	20	estável
03	24	22,7	7,0	270	35,0	25	estável
04	24	23,3	7,0	240	35,0	30	estável
05	24	23,5	7,0	231	35,0	35	estável
06	24	23,7	7,0	225	35,0	40	instável
07	24	-	7,0	-	35,0	45	instável
08	24	23,2	4,0	219	20,0	15	estável
09	24	23,5	4,0	186	20,0	20	estável
10	24	23,6	4,0	181	20,0	25	estável
11	24	23,7	4,0	168	20,0	30	estável
12	24	23,9	4,0	165	20,0	35	estável
13	24	23,4	4,0	160	20,0	40	instável
14	24	23,9	4,0	165	20,0	35	estável
15	26	25,7	4,0	165	20,0	35	estável
16	28	27,7	4,0	168	20,0	35	estável
17	30	30	4,0	168	20,0	35	estável
18	32	32	4,0	178	20,0	35	estável
19	34	34,7	4,0	180	20,0	35	estável
20	36	36,2	4,0	185	20,0	35	estável
21	38	38,1	4,0	187	20,0	35	estável
22	40	41,6	4,0	187	20,0	35	estável
23	24	23,9	4,0	186	20,0	20	estável
24	28	27,8	4,0	189	20,0	20	estável
25	32	32,1	4,0	190	20,0	20	estável
26	36	35,9	4,0	197	20,0	20	estável
27	40	40,2	4,0	205	20,0	20	estável

Onde: Ks= indutância de subida; Kd= indutância de descida; Cd= constante de deposição (V_{alim}/V_{sold}); U_r= tensão de referência; U_m=tensão média; V_{alim}= velocidade de alimentação do arame; I_m= corrente média; V_{sold}=velocidade de soldagem.

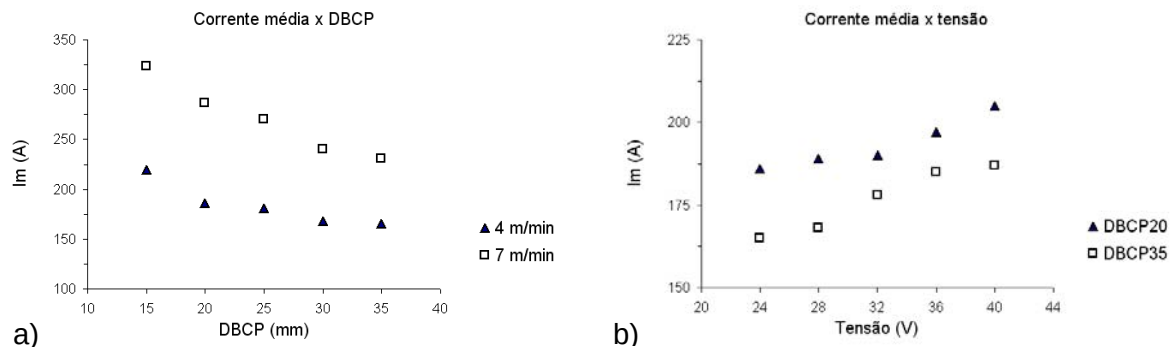


Figura 5.1 – Avaliação da distância bico de contato peça: DBCP x Valim x Corrente média (a) e Tensão x DBCP x Corrente média (b).

5.2. Mapeamento da transferência metálica do arame FeCrC

Após definição da DBCP a ser utilizada, foram realizados testes para conhecer o comportamento do arame FeCrC (o arame tomado como referência) durante a soldagem. Com esse estudo, entretanto, não se pretendia esgotar todas as questões relativas à transferência metálica do arame, mas sim, poder esboçar mapas de tensão “versus” velocidade de alimentação (V_{alim}), de forma a permitir a identificação do modo de transferência a partir da seleção de determinado conjunto de parâmetros de soldagem. Iniciou-se, portanto, com o mapeamento da transferência metálica do referido arame, com DBCP de 20 mm e 35 mm, conforme procedimentos descritos no Cap. 3, Desenvolvimento Experimental.

A Tabela 5.2 destaca os parâmetros de soldagem, tensão de referência (U_r), tensão média (U_m), velocidade de alimentação de referência ($V_{alim,r}$), corrente média (I_m), velocidade de soldagem (V_{sold}), além da classificação da transferência ($Transf$) dos testes realizados com DBCP de 20 mm. A Tab. 5.3 faz apresentação similar dos testes com DBCP de 35 mm. Manteve-se na fonte de soldagem utilizada, um valor médio de indutância, K_s (indutância de subida) e K_d (indutância de descida) iguais a 20, de forma a se obter uma baixa projeção de respingos.

Os modos de transferência metálica identificados foram: transferência por curto-circuito (CC), globular (GL), globular repulsiva (GLr), além de uma região de transição globular repulsiva/curto-circuito (GLr-CC).

Os mapas foram construídos após a identificação dos modos de transferência metálica, a qual foi realizada a partir da análise dos oscilogramas e das imagens obtidas com câmera de alta velocidade, conforme apresentado no Capítulo 3.

Tabela 5.2 – Parâmetros de soldagem e modos de transferência para os principais testes com DBCP de 20 mm. Arame tubular FeCrC de 1,6 mm; constante de deposição (Cd)= 20.

Teste N°	U _r (V)	U _m (V)	Valim _r (m/min)	I _m (A)	Vsold (cm/min)	Transf
01	20	20,0	3,0	162	15,0	CC
02	20	18,0	9,0	304	45,0	CC
03	22	21,3	5,0	242	25,0	CC
04	22	19,1	9,0	356	45,0	CC
05	24	23,9	3,0	171	15,0	CC
06	24	21,6	7,0	308	35,0	CC
07	26	25,9	3,0	184	15,0	CC
08	26	25,6	5,0	258	25,0	CC
09	26	23,5	9,0	362	45,0	CC
10	28	28,0	3,0	189	15,0	GLr-CC
11	28	27,7	7,0	321	35,0	CC
12	28	26,9	13,0	391	65,0	CC
13	30	30,2	3,0	192	15,0	GLr-CC
14	30	30,2	5,0	269	25,0	GLr-CC
15	30	30,1	7,0	331	35,0	CC
16	30	29,0	13,0	401	65,0	CC
17	32	32,2	3,0	200	15,0	GLr
18	32	32,2	7,0	330	35,0	GLr-CC
19	32	31,6	11,0	395	55,0	CC
20	32	32,1	13,0	437	65,0	CC
21	34	34,2	3,0	189	15,0	GLr
22	34	34,1	5,0	271	25,0	GLr-CC
23	34	35,3	7,0	300	35,0	GLr-CC
24	34	34	9,0	386	45,0	CC
25	36	36,2	3,0	200	15,0	GLr
26	36	36,1	5,0	278	25,0	GLr
27	36	36,1	7,0	336	35,0	GLr-CC
28	36	36,1	9,0	374	45,0	GL
29	36	35,8	11,0	372	55,0	CC
30	36	35,8	13,0	405	65,0	CC
31	38	38,1	3,0	197	15,0	GLr
32	38	38,1	7,0	334	35,0	GLr
33	38	38,1	9,0	376	45,0	GL
34	38	38,0	11,0	403	55,0	GL
35	40	40,3	5,0	280	25,0	GLr
36	40	40,3	7,0	337	35,0	GLr
37	40	38,1	13,0	448	65,0	CC
38	42	42,2	5,0	301	25,0	GLr
39	42	42,2	9,0	402	45,0	GL
40	42	42,2	11,0	436	55,0	GL
41	42	41,7	13,0	464	65,0	CC
42	44	44,1	5,0	303	25,0	GLr
43	44	44,2	7,0	367	35,0	GLr
44	44	44,1	9,0	427	45,0	GL
45	44	43,4	11,0	453	55,0	GL
46	44	42,7	13,0	456	65,0	GL

Tabela 5.3 – Parâmetros de soldagem e modos de transferência para DBCP de 35 mm.
Arame tubular FeCrC de 1,6 mm; constante de deposição (Cd)= 20.

Teste N°	U_r (V)	U_m (V)	$Valim_r$ (m/min)	I_m (A)	V_{sold} (cm/min)	Transf
01	20	20,0	3,0	117	15,0	CC
02	22	22,2	5,0	175	25,0	CC
03	24	24,1	3,0	125	15,0	CC
04	26	25,2	7,0	235	35,0	CC
05	28	27,8	3,0	128	15,0	CC
06	28	27,6	5,0	200	25,0	CC
07	28	26,8	9,0	280	45,0	CC
08	30	30,0	5,0	207	25,0	CC
09	30	28,9	9,0	284	45,0	CC
10	30	29,4	13,0	354	65,0	CC
11	32	32,1	5,0	206	25,0	GLr-CC
12	32	31,9	9,0	298	45,0	CC
13	32	31,6	11,0	332	55,0	CC
14	32	31,5	13,0	347	65,0	CC
15	32	30,3	15,0	372	75,0	CC
16	34	34,1	5,0	219	25,0	GLr-CC
17	34	34,3	9,0	288	45,0	CC
18	34	35,3	11,0	305	55,0	CC
19	36	38,0	5,0	217	25,0	GLr-CC
20	36	36,6	9,0	282	45,0	CC
21	36	37,1	11,0	320	55,0	CC
22	38	40,1	5,0	217	25,0	GLr-CC
23	38	38,1	9,0	294	45,0	GLr-CC
24	38	38,1	11,0	347	55,0	CC
25	38	39,0	13,0	368	65,0	CC
26	38	37,5	17,0	406	85,0	CC
27	40	40,3	5,0	226	25,0	GLr
28	40	40,2	9,0	307	45,0	GLr-CC
29	40	40,2	11,0	342	55,0	GLr-CC
30	40	40,2	13,0	372	65,0	CC
31	40	40,1	15,0	388	75,0	CC
32	42	42,5	11,0	346	55,0	GLr-CC
33	42	42,2	13,0	366	65,0	GLr-CC
34	42	41,9	17,0	419	85,0	CC
35	44	44,2	5,0	234	25,0	GLr
36	44	44,1	7,0	281	35,0	GLr
37	44	44,2	9,0	274	45,0	GLr
38	44	44,1	11,0	367	55,0	GLr
39	44	44,2	13,0	386	65,0	GLr
40	44	44,1	15,0	399	75,0	GLr
41	44	43,9	17,0	422	85,0	CC
42	46	46,1	9,0	331	45,0	GLr
43	46	46,1	11,0	356	55,0	GLr
44	46	46,1	13,0	378	65,0	GLr
45	46	45,1	15,0	399	75,0	GLr
46	48	47,3	9,0	333	45,0	GLr

Os testes foram realizados variando-se o ajuste da tensão e a velocidade de alimentação desde o limite mínimo até o limite máximo possível de soldar. No limite inferior, a taxa de alimentação do arame era superior à taxa de fusão, provocando o enrolamento do arame sobre a superfície da chapa ou o deslizamento das roldanas de alimentação, devido à baixa compressão das mesmas (para não deformar o arame). No limite superior ocorria situação oposta, com arco excessivamente longo e condição de soldagem instável. Nesse caso ocorria a fusão do arame no bico de contato ou, ainda, no caso da DBCP de 35 mm, ocorria a projeção de pedaços do arame sob a poça de fusão e superfície da chapa, gerando grande instabilidade do arco ocorrido, provavelmente, devido à elevada velocidade de alimentação e ao grande comprimento energizado do arame, que provocava o seu rompimento na altura do bico de contato antes que ocorresse a sua fusão regular.

5.2.1. Identificação dos modos de transferência metálica

Um aspecto da formação e da transferência da gota do arame tubular que difere sensivelmente do arame maciço, observado na análise das imagens obtidas, tem relação com a presença do fluxo no seu interior. A gota se forma a partir da fusão do anel externo e às vezes vai crescendo em torno do fluxo, sem que este se funda e integre à mesma. Isso ocorre, pois devido à característica isolante do fluxo, a corrente de soldagem percorre o arame através do anel metálico externo, cuja fusão leva à formação e crescimento da gota até que o conjunto de forças atuantes provoque a sua transferência.

Em alguns casos foram também observados que quando ocorre menor turbulência do arco e menor repulsão da gota, o crescimento desta faz com que a mesma acabe envolvendo o fluxo e arrastando-o durante a transferência. Em outros, na presença de uma maior força de repulsão, a gota é destacada de forma não axial e o fluxo sólido, fixo na ponta do arame, é absorvido pela poça devido à alimentação constante. Os modos de transferência identificados são apresentados e descritos em sequência.

5.2.1.1. Transferência por curto-circuito (CC)

A transferência das gotas nesse modo de transferência ocorre pela ação da tensão superficial após o contato destas com a poça, como ilustrado na Fig. 5.2, a qual mostra na sequência de imagens com intervalos de 5 milissegundos (ms), a ocorrência de dois curto-circuitos. Um ciclo completo pode ser observado desde o início da formação da gota (quadro 41) até o momento do curto-circuito propriamente dito (quadro 131), a partir do qual ocorre, então, o destacamento.

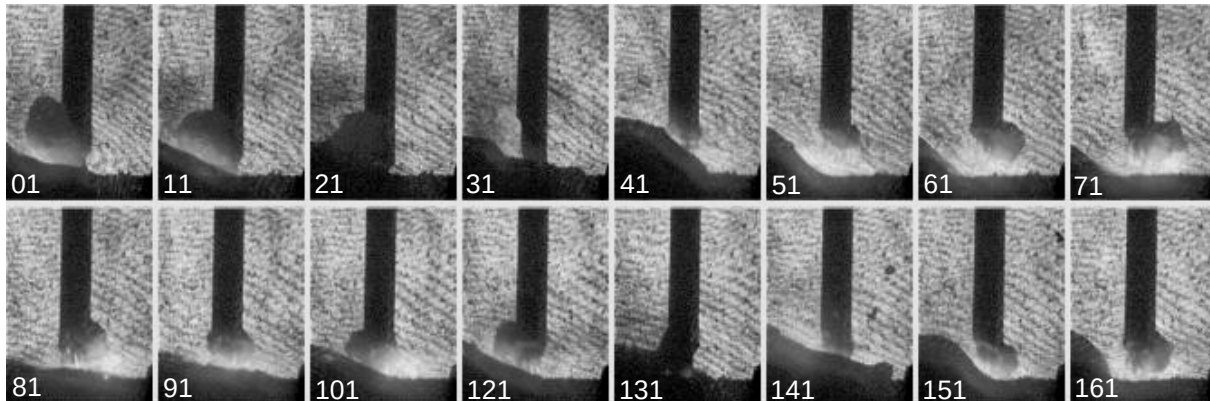


Figura 5.2 – Seqüência de imagens da transferência CC com intervalo de 5 ms entre quadros.

É possível verificar que a gota se forma na parte externa do arame eletrodo, no anel metálico, vai crescendo e girando em torno deste, provavelmente devido à turbulência dos vapores, até o momento do curto-circuito (quadros 51-121, na Fig.5.2). Devido ao pequeno comprimento do arco, o fluxo é envolvido pela gota metálica e destacado do arame junto com esta, não sendo possível identificar se o mesmo se destaca fundido, parcialmente fundido ou sem que ocorra a fusão.

A Figura 5.3 apresenta um oscilograma típico de transferência por curto-circuito, cujo teste foi realizado com tensão de 24 V, velocidade de alimentação de 5 m/min e com DBCP de 20 mm, onde podem ser observados os picos de corrente ocorridos quando do contato da gota fundida na ponta do arame com a poça de fusão, quando a corrente sobe instantaneamente e provoca uma queda na tensão do arco.

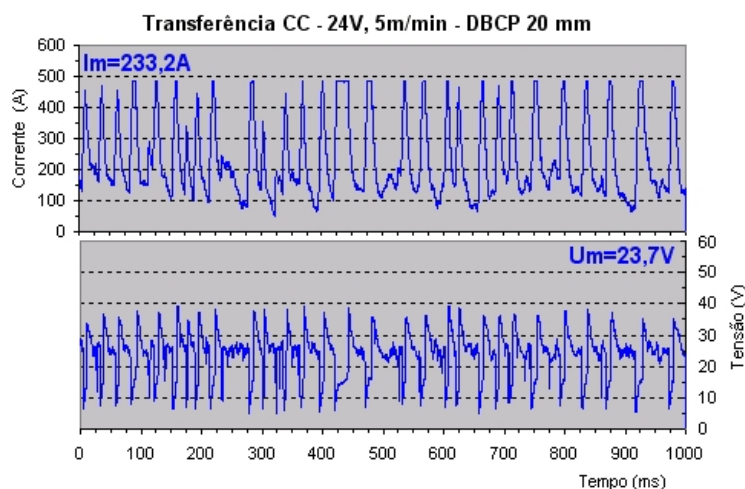


Figura 5.3 – Oscilograma ilustrativo da transferência CC.

5.2.1.2. Transferência globular repulsiva (GLr)

Nesse modo de transferência, a gota é formada pela fusão do anel metálico externo, vai crescendo e girando em torno deste, sob elevada força de repulsão, provavelmente devido à turbulência dos vapores gerados na região do arco. Essa força de repulsão combinada com o maior comprimento do arco (em comparação com a transferência CC) retarda a transferência, provocando o crescimento da gota, a qual atinge tamanho maior que o diâmetro do arame e sendo transferida em voo livre, de forma não axial. A Fig. 5.4 apresenta uma seqüência de imagens da transferência GLr com intervalo de 1,0 ms entre quadros, permitindo visualizar, quadro a quadro, aspectos da formação, crescimento e transferência da gota metálica, além do movimento de rotação da mesma em torno do próprio eixo.

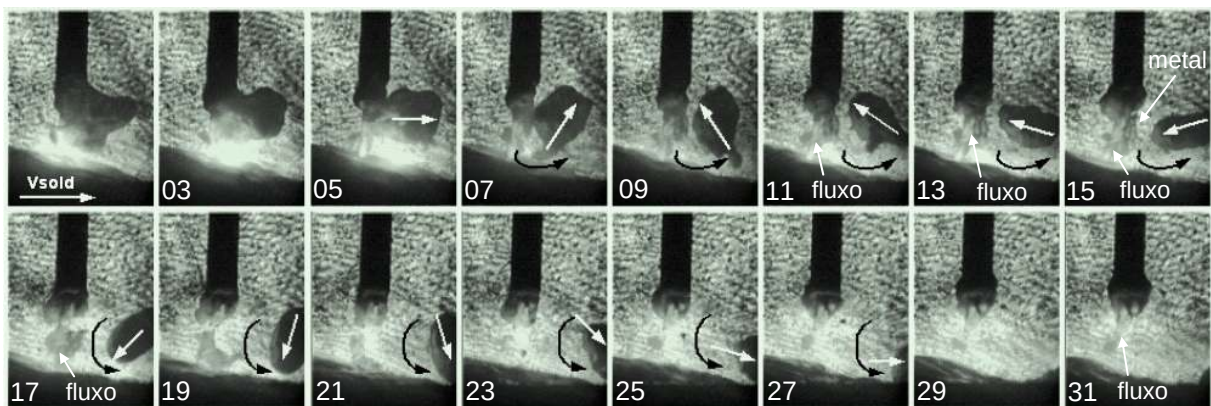


Figura 5.4 – Seqüência de imagens da transferência GLr com intervalo de 1,0 ms entre quadros, ilustrando a rotação da gota.

A explicação de Stenbacka & Persson (1989), para a repulsão da gota, na soldagem com arames maciços é que, com o aumento da corrente de soldagem, a força eletromagnética pode apresentar ordem de magnitude superior à força gravitacional (em CC polaridade positiva). Caso a área anódica do lado inferior da gota seja pequena, poderá ocorrer uma concentração de corrente dentro da gota (densidade de corrente convergente), resultando em uma força eletromagnética ascendente que atua na gota. Além dessa força eletromagnética ascendente, atua também uma força no lado inferior da gota resultante da expansão gasosa e vaporização. Essas forças, juntamente com a tensão superficial (arame e gota) agem no sentido de favorecer o crescimento da gota, contrapondo, assim às forças que atuam na transferência, como a força gravitacional e a força eletromagnética, dentre outras.

Essa explicação parece não se aplicar fielmente à soldagem com arame tubular, devido, principalmente à presença do fluxo no interior do arame, fazendo com que a passagem da corrente seja pelo anel externo levando conseqüentemente à maior densidade de corrente, conforme citado por Wang, Liu & Jones (1995). A presença do fluxo sólido no centro da área de fusão (do arame) pode aumentar o efeito da força de expansão gasosa e/ou de vapores metálicos, aumentando a repulsão do metal fundido em torno do arame. Esse metal fundido ao girar em torno do arame vai se aglutinando e formando a gota metálica descentralizada em relação a este até que, devido ao grande volume, seja destacada, como pode ser constatado nos quadros 01 a 07 da Fig. 5.4.

Outro fator que deve contribuir para este fenômeno pode estar relacionado à baixa afinidade química entre o metal do anel e o material do fluxo. Em função disso, ao invés de se formar a gota na extremidade inferior do arame, como ocorre nos arames maciços, o metal fundido, sob a ação da tensão superficial aliada à repulsão dos gases promova uma “escalada” através do fluxo, em sentido contrário à alimentação do arame.

Em muitas situações o fluxo não é integrado à gota, permanecendo intacto, no estado sólido ou pastoso, após o destacamento desta (vide quadros 05 a 15); vai se aproximando da poça devido à alimentação constante, podendo vaporizar ou fundir sob o calor do arco, mergulhar na poça, ainda ligado ao arame ou quebrar-se (quadro 17 a 21), sendo absorvido em forma de pedaços de fluxo. Nota-se na Fig. 5.4, que ao destacar-se de forma não axial, a gota não arrastou o fluxo consigo, e este ao transferir-se apresentava um formato pastoso, devido à presença de resíduos metálicos fundidos remanescentes da gota, aspecto verificado pela variação de forma do mesmo na seqüência de quadros.

Apesar de se observar a projeção de gotas lateralmente ao eixo da solda, sobre a poça e a superfície da chapa, observou-se uma predominância de projeções para frente, no sentido do deslocamento da tocha. Isso se deve provavelmente à presença da poça de fusão e ao material solidificado na região oposta ao sentido de avanço da tocha (cordão de solda) que funcionaria como um anteparo provocando uma turbulência na expansão dos gases para frente e para cima, na região do arco. Isso, além de impulsionar a gota para frente, imprimiria nesta um movimento de rotação, em um eixo transversal ao eixo da solda.

Os quadros 05 a 27 da Figura 5.4, ilustram o movimento de rotação da gota. Nessa figura, a seta indica o eixo longitudinal da gota, permitindo acompanhar a rotação do eixo quadro a quadro. Ressalta-se, ainda, que quando a gota é destacada para a frente, no sentido do movimento da tocha (este caso), esta gira em sentido anti-horário e quando se destaca para trás, gira no sentido oposto. Apesar de nos primeiros quadros da referida figura, a gota estar direcionada para frente, no sentido do deslocamento da tocha, antes do destacamento a mesma girava aleatoriamente em torno do arame.

A Figura 5.5 permite visualizar aspectos gerais de um oscilograma da transferência GLr, referente a um teste efetuado com tensão de 38V, velocidade de alimentação de 5 m/min e com DBCP de 20 mm. Neste caso, a oscilação dos sinais de corrente são característicos da oscilação do comprimento do arco pelo crescimento e rotação da gota na extremidade do arame.

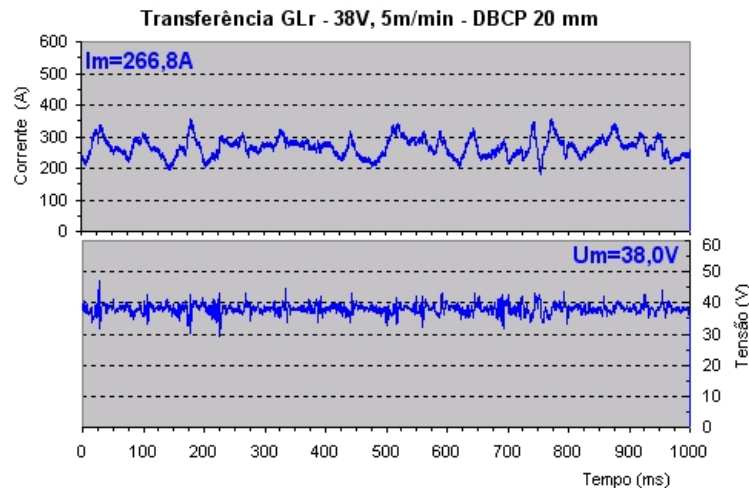


Figura 5.5 – Oscilograma ilustrativo da transferência GLr.

5.2.1.3. Transferência globular (GL)

Esse modo de transferência não foi observado nas soldagens com DBCP de 35 mm. Por outro lado, com 20 mm ocorreu em uma região bem definida com tensão de soldagem na faixa de 36 a 44 V, velocidade de alimentação na faixa de 9 a 13 m/min e corrente relativamente alta, entre 374 e 456 A, como pode ser visto na Tab. 5.2. A Fig. 5.6 ilustra uma seqüência de quadros da transferência globular, com intervalo de 2,5 ms, permitindo observar aspectos da formação e transferência da gota nessa região.

Nessa região, dados os elevados valores de tensão e corrente, seria esperada transferência do tipo goticular ("spray"). Entretanto, foi identificada como globular de acordo com o critério adotado para a classificação dos modos de transferência com arames sólidos com base no tamanho das gotas, já que estas apresentavam tamanho superior ao diâmetro do arame. Além disso, a regularidade da transferência, em termos de frequência e geometria da gota também não combinava com a da transferência goticular de arames sólidos descrita por Scotti (2000); Ferraresi, Figueiredo e Hiap Ong (2003) e Luz et al (2004).

Tal como no modo CC e GLr, a gota se forma na parte externa do arame eletrodo, no anel metálico; em seguida vai crescendo e girando em torno deste até o momento do

destacamento e da transferência em vôo livre (quadros 31 e 71 da Fig. 5.6), concordando com a descrição de Scotti (2000), segundo a qual, a transferência globular caracteriza-se pela formação e transferência de gotas com diâmetros superiores ao diâmetro do arame eletrodo, não ocorrendo contato entre a gota e a poça de fusão.

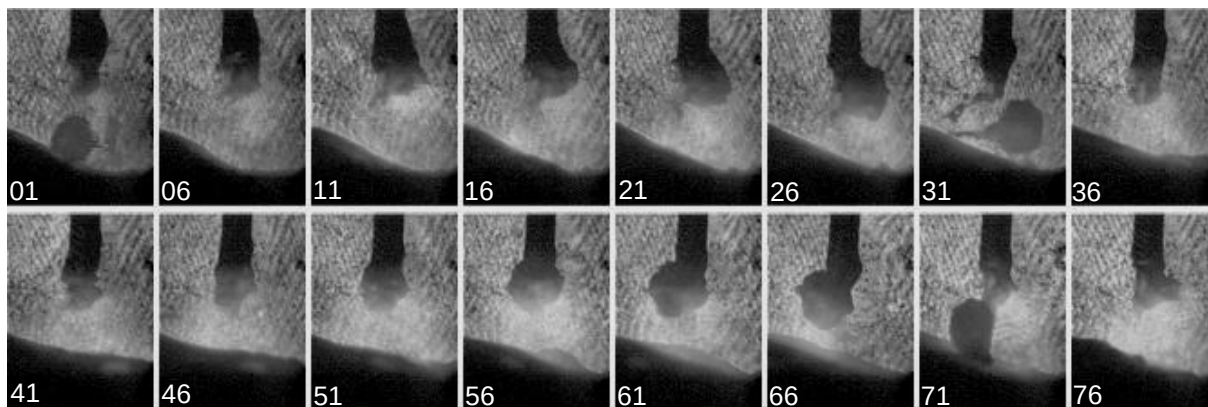


Figura 5.6 – Seqüência de imagens da transferência GL com intervalo de 2,5 ms entre quadros.

Este modo de transferência foi mais estável que o modo GLr, inclusive com gotas menores e com cordões mais uniformes e menor projeção de respingos sobre a superfície da chapa; ocorreu menor rotação da gota em torno do arame, provavelmente devido ao menor tamanho e menor intervalo de tempo entre os destacamentos das gotas, as quais apresentavam formato aproximadamente esférico, apesar da ocorrência de gotas com geometrias irregulares. Outro aspecto interessante é que as gotas apresentaram formato menos regular (geometria menos esférica) que para arame tubular com proteção gasosa e menor tamanho em relação ao diâmetro do eletrodo quando comparado com o arame maciço, ambos reportados por Luz et al (2004).

As gotas transferiam-se da ponta do arame para a poça de fusão de forma predominantemente axial e sob o efeito de menor repulsão que no modo GLr, provocando menor variação de corrente e tensão, proporcionando, assim, oscilogramas ligeiramente mais regulares que esse modo de transferência, em especial, os sinais de tensão, em consonância com a ocorrência de arcos de soldagem mais estáveis. A combinação dos parâmetros provocaria menos instabilidade no arco e/ou menos turbulência nos gases sob a poça de fusão que no modo GLr. Além disso, devido à transferência axial, ocorria uma tendência de a gota envolver e arrastar o fluxo para a poça de fusão, semelhante à transferência CC e diferente da GLr. A Fig. 5.7 apresenta um oscilograma da transferência globular, referente a um teste efetuado com tensão de 40 V, velocidade de alimentação de 9 m/min e com DBCP de 20 mm, permitindo comprovar a discussão anterior.

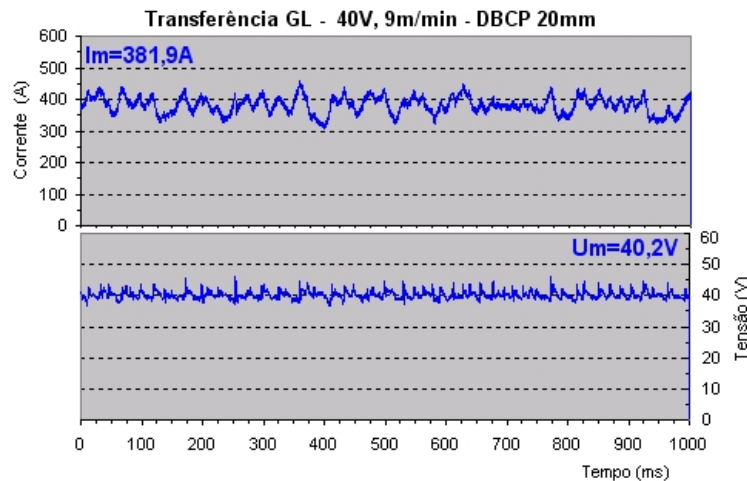


Figura 5.7 – Oscilograma ilustrativo da transferência GL.

5.2.1.4. Região de transição globular repulsiva/curto-circuito (GLr-CC)

Apesar de não se caracterizar propriamente como um modo de transferência metálica, de acordo com a literatura vigente, uma região bem definida do mapa de transferência foi ocupada por uma forma bem característica de como a gota se transferia do arame para a poça de fusão. Pela representatividade da área acreditou-se importante descrevê-la. A Fig. 5.8 ilustra a transição GLr-CC em uma seqüência de quadros com intervalo de 2,0 ms.

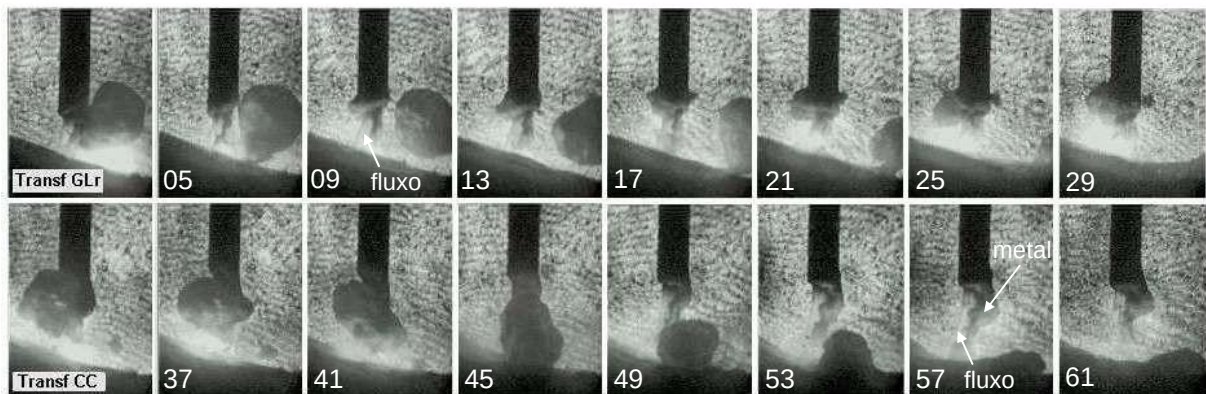


Figura 5.8 – Seqüência de imagens da transferência na região de transição GLr-CC com intervalo de 2,0 ms entre quadros.

Essa região de transição fica localizada no mapa, entre o modo CC e o GLr. A elevação da tensão, a partir da região de curto-circuito faz com que, de forma intercalada, algumas gotas sejam transferidas em vôo livre, de forma não axial e sob repulsão (vide quadro 05), provavelmente pelos vapores gerados no arco; outras gotas vão crescendo até

que, ao tocarem a poça (quadro 45), sejam sugadas devido à tensão superficial, sendo transferidas por curto-circuito.

Ressalta-se que apesar do formato mais esférico das gotas, estas apresentavam tanto o movimento de rotação em torno do eixo do arame, durante a formação e crescimento, quanto o movimento de rotação em torno do próprio eixo após o destacamento, tal como ocorria no modo GLr. Foram observadas grande movimentação e turbulência na poça de fusão, principalmente após a ocorrência de curto-circuito quando, devido ao aumento da corrente, a gota era bruscamente sugada pela poça (vide quadro 53 da Fig. 5.8).

Nos quadros 5 a 17 da Figura 5.8 verifica-se que, durante o destacamento da gota, esta não carregou o fluxo, o qual se manteve praticamente intacto e aderido ao eletrodo. Ainda nos quadros citados da referida figura, após a transferência GLr e nos quadros 49 a 61, após a transferência CC, observa-se o escoamento de material fundido do anel metálico (de coloração escura) através do fluxo (de coloração mais clara), em direção à poça. Devido ao avanço contínuo do arame, o fluxo desprotegido do anel metálico ao se aproximar da poça ora quebrava-se e os pedaços eram absorvidos pela poça ou a sua extremidade inferior desintegrava-se e parte era transferida para a poça e/ou vaporizada.

Um oscilograma característico da transição GLr-CC é apresentado pela Fig. 5.9, onde se pode observar oscilações típicas da região GLr, conjugada com a oscilação dos sinais de corrente e tensão típicos da ocorrência de curto-circuito. O oscilograma foi construído com os dados de soldagem de um teste efetuado com tensão de 34V, V_{alim} de 5 m/min e DBCP de 20 mm. Observa-se que tanto a corrente média quanto a tensão do referido teste foram inferiores aos mesmos parâmetros do teste GLr apresentado na Fig.5.5, o que teria contribuído para a ocorrência de curto-circuito durante a transferência de metal.

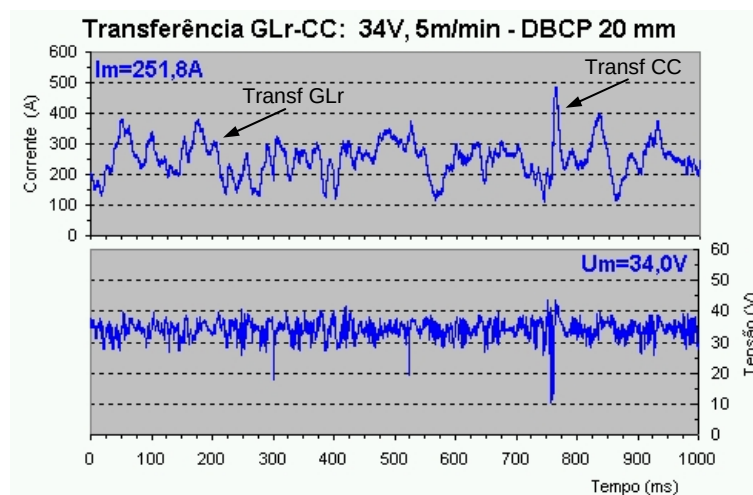


Figura 5.9 – Oscilograma ilustrativo da transição GLr-CC.

5.2.2. Mapas de transferência metálica

A Figura 5.10 e a Figura 5.11 apresentam, respectivamente, os mapas de transferência metálica com DBCP de 20 mm, tensão “versus” velocidade de alimentação (V_{alim}) e tensão “versus” corrente média (I_m). Os mapas foram construídos após a identificação dos modos de transferência metálica, com os dados da Tab. 5.2.

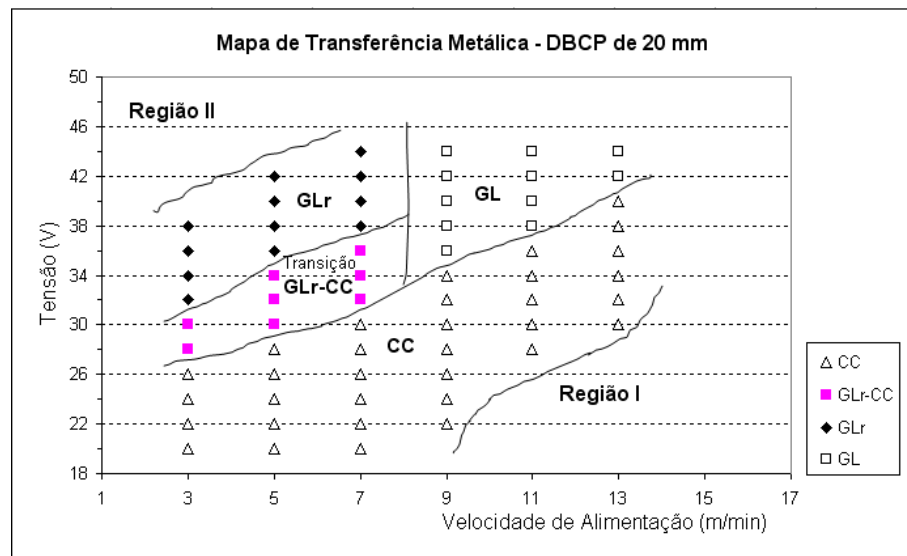


Figura 5.10 – Mapa de transferência metálica com DBCP de 20 mm, tensão x velocidade de alimentação.

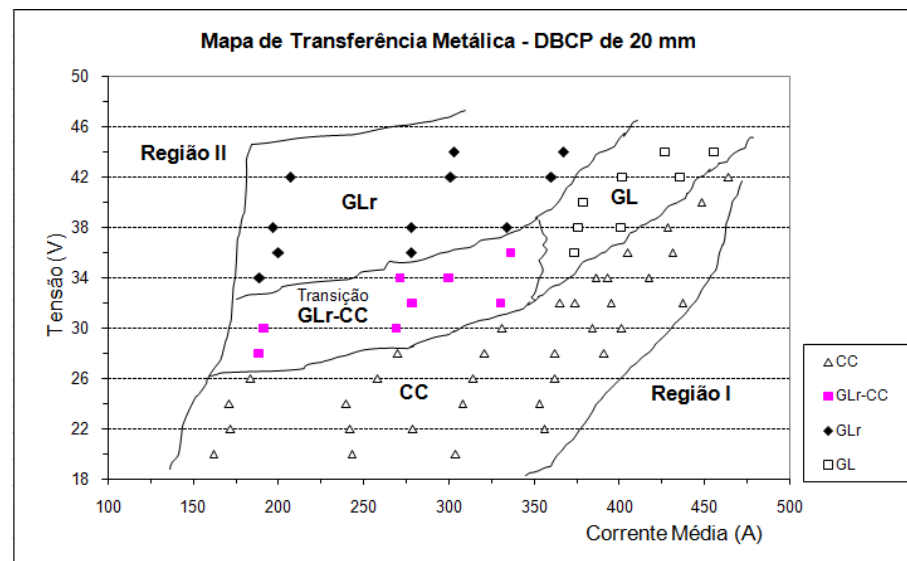


Figura 5.11 – Mapa de transferência metálica com DBCP de 20 mm, tensão x corrente média.

A Figura 5.12 e a Figura 5.13 apresentam mapas equivalentes, para a soldagem com DBCP de 35 mm. As figuras destacam os testes realizados para a delimitação das regiões de transferência, bem como, os parâmetros de soldagem, os quais são igualmente apresentados na Tab. 5.3.

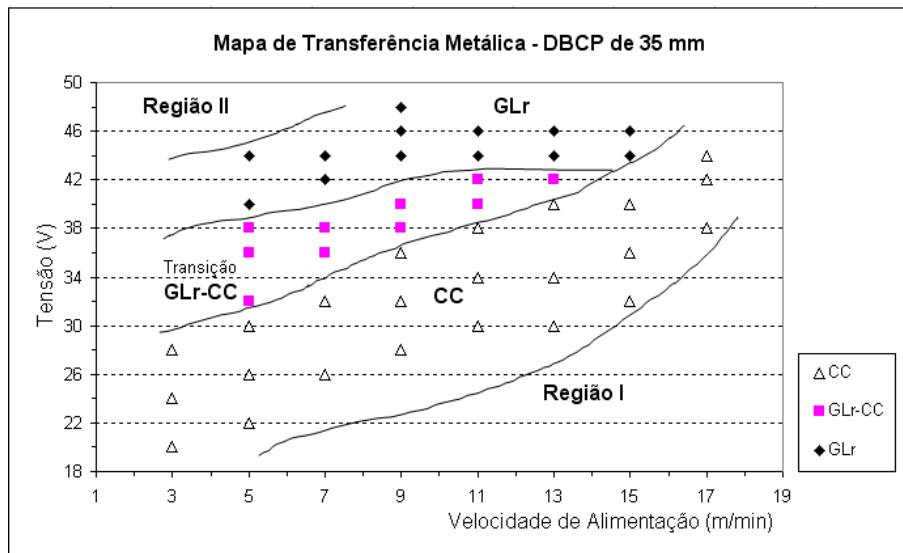


Figura 5.12 – Mapa de transferência metálica com DBCP de 35 mm, tensão x velocidade de alimentação.

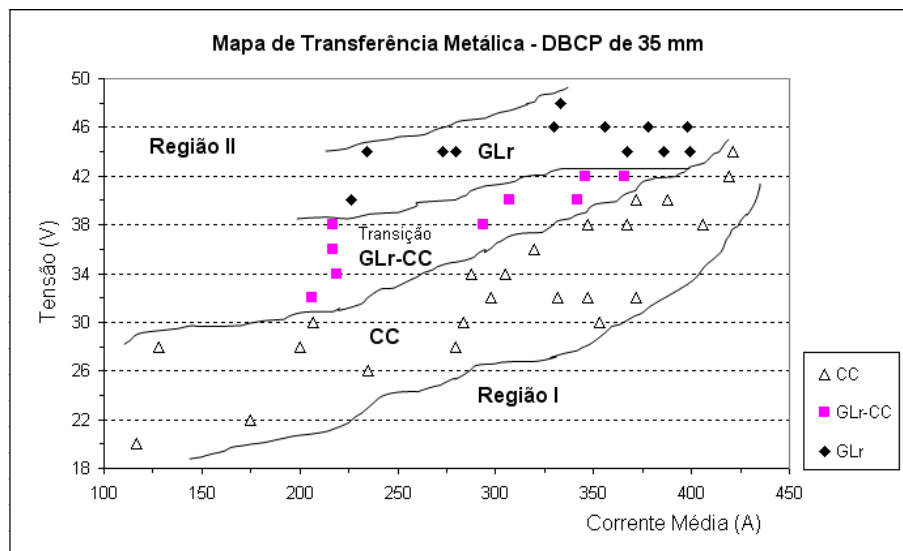


Figura 5.13 – Mapa de transferência metálica com DBCP de 35 mm, tensão x corrente média.

As linhas cheias nas figuras são utilizadas para indicar a separação das regiões, sem objetivar, no entanto, delimitar precisamente esse limite. A “Região I” e “Região II” indicam condições onde a soldagem é impraticável. Na Região I a taxa de alimentação do arame é

maior que a taxa de fusão, enquanto na Região II a relação é oposta e o grande comprimento do arco devido à elevada tensão provoca a fusão do arame no bico de contato.

Para DBCP de 20 mm (Figura 5.10 e Figura 5.11), observa-se a ocorrência de quatro modos de transferência metálica distintos, sendo: curto-circuito (CC), globular (GL), globular repulsiva (GLr), além da região de transição globular repulsiva/curto-circuito (GLr-CC). As particularidades desses modos foram discutidas anteriormente. Com DBCP de 35 mm (Fig. 5.12 e Fig. 5.13), o modo globular não foi observado e, além disso, ocorreu uma mudança na delimitação das regiões, com um deslocamento destas para cima na escala de tensão e para a direita, no sentido das maiores velocidades de alimentação. A região GLr-CC que foi obtida a partir da tensão de 28 V com DBCP de 20 mm, só foi encontrada com tensões superiores a 32 V com o aumento da DBCP para 35 mm. O mesmo ocorreu na região GLr, cujo limite inferior foi de 32 V com DBCP de 20 mm e passou a 40 V com DBCP de 35 mm.

A maior velocidade de alimentação que se conseguiu soldar com DBCP de 20 mm foi 13 m/min e até 17 m/min, quando se aumentou a DBCP para 35 mm. Como para a mesma tensão e V_{alim} o teste com maior DBCP apresenta menor corrente média, conclui-se que os maiores valores de V_{alim} com DBCP de 35 mm poderão proporcionar a obtenção de maior taxa de deposição (volume de material depositado na unidade de tempo). Como consequência apresentará maior produtividade, com menor corrente e menor diluição, quando da aplicação de revestimentos no modo CC, com essa DBCP.

Além disso, a maior extensão da região CC em termos de V_{alim} e corrente, aliada aos menores valores de tensão (Fig. 5.12 e a Fig. 5.13), quando comparados aos demais modos de transferência, indicam a possibilidade de se trabalhar no modo CC com menor energia de soldagem. Com isso pode-se obter taxa de fusão semelhante à obtida na soldagem com os demais modos. Isso poderá ser importante, tendo em vista que o modo de transferência por curto-circuito tem sido preferido em muitas situações de soldagem de revestimento duro por permitir a soldagem fora da posição plana.

5.3. Influência dos modos de transferência no desempenho do arame FeCrC

Após o mapeamento da transferência metálica do arame FeCrC, desejava-se avaliar a influência dos modos de transferência identificados no desempenho operacional do mesmo em termos de características geométricas do cordão de solda, rendimento de deposição e diluição do metal de solda, aspectos importantes quanto à soldagem de revestimentos duros.

Para tanto, foram selecionados nos mapas de transferência 14 posições para a realização dos testes, com uma repetição de cada. A Fig. 5.14 e a Fig. 5.15 destacam,

respectivamente, os testes realizados com DBCP de 20 e 35 mm, permitindo identificar os parâmetros de soldagem de cada teste. Observe-se (nos mapas) que os testes foram escolhidos buscando repetir para as duas DBCPs, os mesmos parâmetros de soldagem (V_{alim} e tensão de referência da máquina) e ao mesmo tempo, abranger diferentes regiões de transferência. Dessa forma seria possível comparar os testes realizados, tanto para diferente DBCP, quanto para diferentes modos de transferência. Os testes foram realizados com constante de deposição (Cd) igual a 20, ou seja, com mesma relação V_{alim}/V_{sold} , de forma a se obter o mesmo volume de metal depositado por comprimento de solda.

A Tabela 5.4 apresenta os parâmetros de soldagem e a média dos parâmetros de desempenho, cujos resultados serão discutidos em sequência.

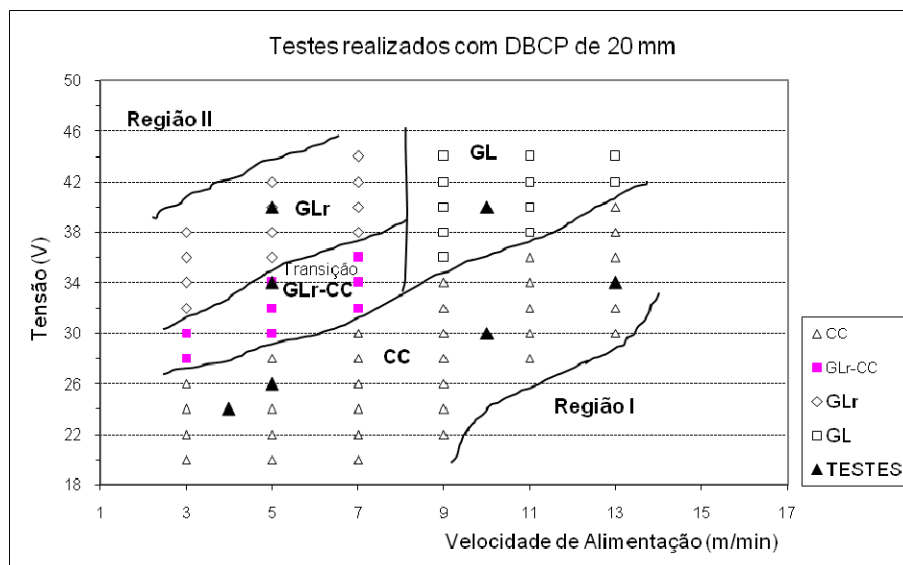


Figura 5.14 – Ilustração dos testes realizados com DBCP de 20 mm.

Posteriormente à soldagem, retiraram-se do centro das chapas, os corpos de prova para análise macrográfica, os quais foram atacados em solução de Nital 5%. Os corpos de prova foram fotografados e, em seguida, as imagens foram tratadas no Auto-CAD para a determinação dos parâmetros geométricos e da diluição. Esta última, através da relação entre a área fundida e a área total do cordão de solda, como descrito nos Cap. 3 - Procedimentos Experimentais.

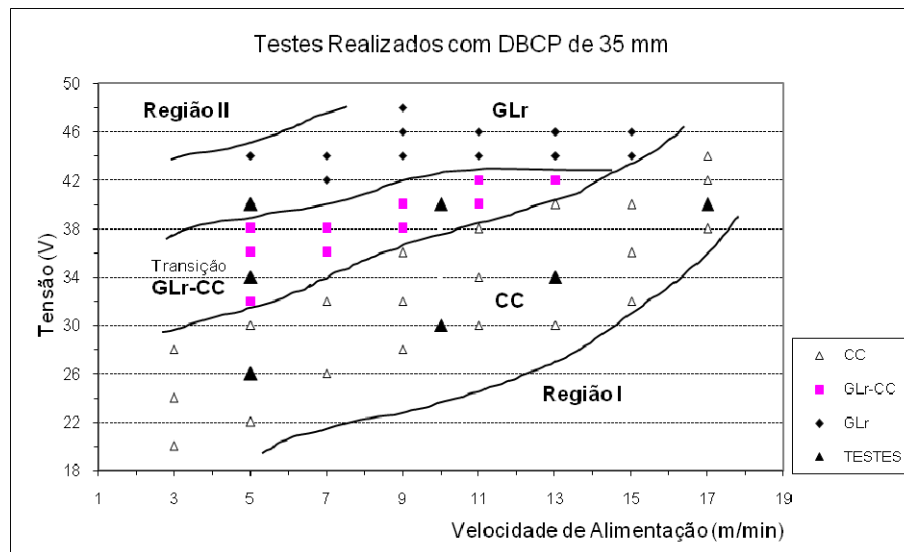


Figura 5.15 – Ilustração dos testes realizados com DBCP de 35 mm.

Tabela 5.4 – Parâmetros de soldagem, parâmetros geométricos, rendimento de deposição e diluição do metal base para os 14 testes realizados.

Teste N°	U (V)	V _{alim} (m/min)	V _{sold} (m/min)	I _m (A)	L (mm)	R _{ef} (mm)	R _{ef} /L	P _n (mm)	R _d (%)	Dil (%)	Transf
01	24 ⁽¹⁾	4,00	0,20	205,1	10,13	3,19	0,315	3,40	93,5	50,91	CC
02	26 ⁽¹⁾	5,00	0,25	237,2	10,45	3,21	0,307	3,42	92,0	48,98	CC
03	34 ⁽¹⁾	5,00	0,25	260,7	12,97	2,59	0,199	3,91	78,4	61,45	GLr-CC
04	40 ⁽¹⁾	5,00	0,25	281,7	13,15	2,13	0,162	4,25	69,6	64,19	GLr
05	30 ⁽¹⁾	10,00	0,50	368,2	11,96	3,14	0,262	3,65	89,8	49,23	CC
06	40 ⁽¹⁾	10,00	0,50	396,9	14,48	2,42	0,167	2,60	88,5	47,08	GL
07	34 ⁽¹⁾	13,00	0,65	414,6	12,58	3,27	0,260	3,78	91,7	51,09	CC
08	26 ⁽²⁾	5,00	0,25	179,7	8,95	4,29	0,479	1,91	87,7	29,70	CC
09	34 ⁽²⁾	5,00	0,25	219,4	11,87	2,90	0,244	3,65	76,8	57,62	GLr-CC
10	40 ⁽²⁾	5,00	0,25	235,1	11,65	3,19	0,274	2,94	68,6	45,11	GLr
11	30 ⁽²⁾	10,00	0,50	301,2	9,54	3,97	0,416	2,17	85,8	35,69	CC
12	40 ⁽²⁾	10,00	0,50	340,4	13,03	2,76	0,212	2,38	78,4	41,62	GLr-CC
13	34 ⁽²⁾	13,00	0,65	357,8	10,14	3,57	0,352	2,46	89,7	35,13	CC
14	40 ⁽²⁾	17,00	0,85	396,6	10,21	3,10	0,304	2,59	85,3	40,02	CC

Onde: U=tensão; V_{alim}=velocidade de alimentação; I_m=corrente média; L=largura; R_{ef}=reforço; P_n=penetração; Transf=modo de transferência metálica; R_d=rendimento de deposição; Dil= Diluição do metal de solda; ⁽¹⁾ DBCP de 20 mm; ⁽²⁾ DBCP de 35 mm.

5.3.1. Rendimento de deposição

A Figura 5.16, construída com os dados da Tab. 5.4, ilustra a variação do rendimento de deposição em função da velocidade de alimentação para DBCP de 20 e 35 mm. Observa-se que os melhores resultados (maior rendimento) foram obtidos pelos testes no modo CC em ambas as DBCPs, quando com 20 mm foi ligeiramente superior. Os piores resultados foram obtidos no modo GLr e ficando a transição GLr-CC em uma posição intermediária.

Com DBCP de 20 mm, o modo GL apresentou rendimento de deposição próximo do encontrado no modo CC (Fig. 5.16a), discordando de Lima (2001) no que se refere ao rendimento de deposição dos arames sólidos, onde o modo GL apresentou resultados inferiores ao CC. Os melhores resultados do modo CC se devem, provavelmente, à maior estabilidade desse modo de transferência, quando comparado ao modo GLr e à transição GLr-CC, os quais devido à projeção radial da gota provocam uma salpicagem intensa na superfície da chapa, próxima ao cordão de solda. Por outro lado, a não observância da transferência goticular ("spray"), tida como mais estável, favoreceu o modo CC.

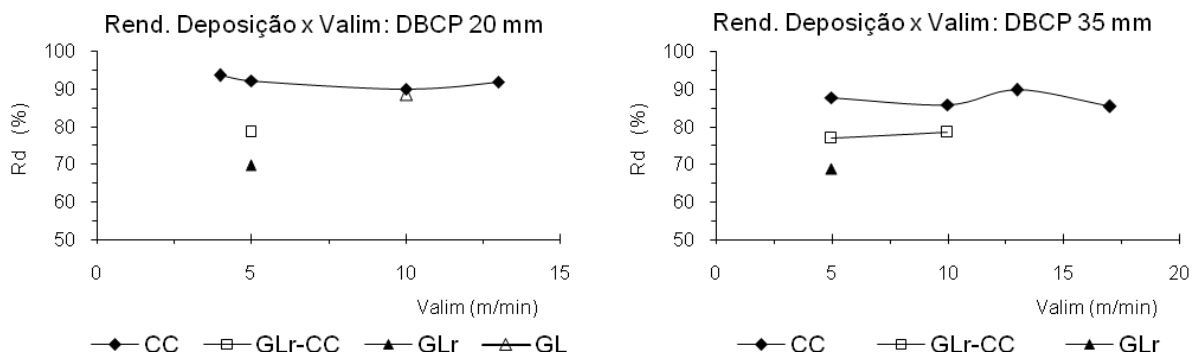


Figura 5.16 - Rendimento de deposição x Valim para DBCP de 20 e 35 mm.

5.3.2. Diluição

A Figura 5.17 foi construída com os dados da Tab. 5.4 e apresenta a variação da diluição em função da velocidade de alimentação do arame. Observa-se que em ambos os casos, o menor valor de diluição foi obtido com a transferência CC, que apresentou resultados inversamente proporcionais à DBCP, ou seja, menor diluição para maior DBCP (35 mm). Com DBCP de 20 mm, a diluição apresentada pelos testes nas regiões GLr e GLr-CC foi similar, enquanto no teste GL foi ligeiramente inferior ao modo CC. Com DBCP de 35 mm, o modo GLr apresentou diluição intermediária e a região GLr-CC, os maiores valores

de diluição, apresentando, inclusive, um comportamento inverso aos demais modos de transferência, quando o teste com maior velocidade de alimentação e conseqüentemente maior corrente apresentou menor diluição. Destaca-se que devido à adoção de uma constante de deposição (C_d), quando se aumentou a V_{alim} , aumentou-se proporcionalmente a velocidade de soldagem.

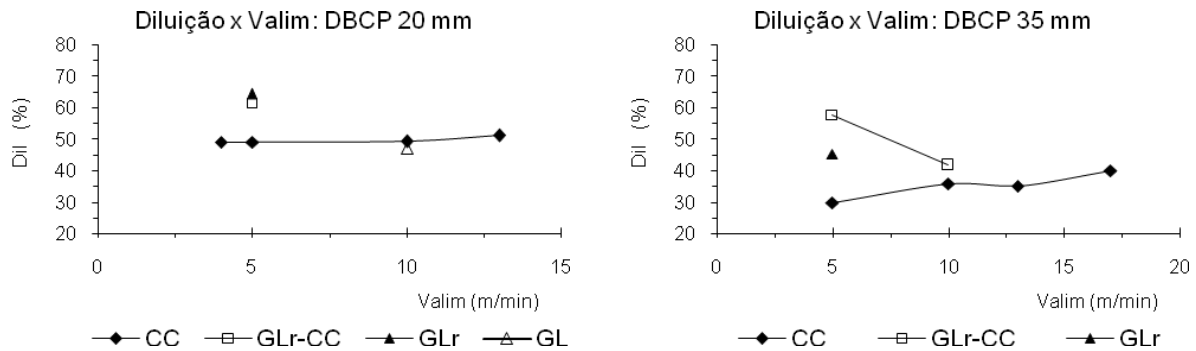


Figura 5.17 - Diluição x velocidade de alimentação para DBCP de 20 e 35 mm.

5.3.3. Influência dos modos de transferência na geometria do cordão de solda

A Figura 5.18 ilustra a variação da largura do cordão em função da velocidade de alimentação e da DBCP. Nota-se, para ambas as DBCPs, que o modo CC apresentou os menores valores de largura do cordão e que esse parâmetro comporta-se diretamente proporcional à velocidade de alimentação, isto é, quanto maior a V_{alim} , maior a largura. Além disso, com a DBCP maior (35 mm) a largura do cordão foi inferior que com DBCP de 20 mm para os testes realizados com o mesmo valor de velocidade de alimentação do arame, em todos os modos de transferência. Isso se deve ao fato de que quando se aumenta a DBCP e se mantém os demais parâmetros constantes, como a tensão e a V_{alim} , há uma diminuição do valor da corrente, pois há um aumento do comprimento energizado do arame-eletrodo.

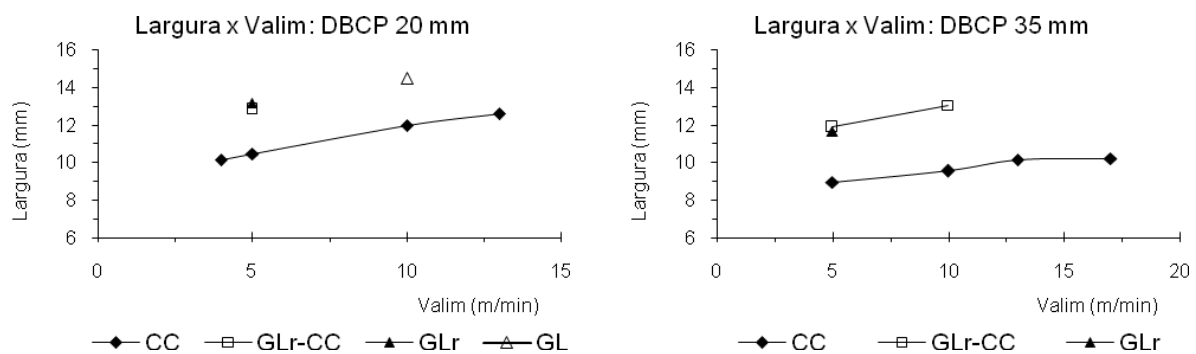


Figura 5.18 - Largura do cordão x velocidade de alimentação para DBCP de 20 e 35 mm.

De todos os testes realizados, o teste 6 (40 V, DBCP de 20 mm, transferência GL e maior energia de soldagem) foi o que apresentou o maior valor de largura do cordão (14,48 mm). Apesar de ter o mesmo valor de corrente média do teste 6, o teste 14 (40 V, DBCP de 35 mm e transferência CC) teve valor de largura do cordão inferior (10,21 mm). Como o volume de metal depositado por comprimento de solda foi mantido constante, isso demonstra a influência da DBCP e do modo de transferência na largura do cordão de solda. O teste com menor valor de largura (8,95 mm) foi o teste 8, com transferência CC, DBCP de 35 mm e o menor valor de corrente média.

Para a soldagem de revestimentos duros em camada única, onde se prima pela resistência ao desgaste, acredita-se que em soldas com o mesmo volume de depósito por comprimento de solda, seja preferível cobrir a superfície com maior número de cordões de menor largura, que o contrário.

A Figura 5.19 ilustra a variação do reforço do cordão de solda em função da velocidade de alimentação do arame e da distância bico de contato-peça. Verifica-se que o modo CC foi o responsável pelos maiores valores de reforço do cordão. Com DBCP de 20 mm, praticamente não ocorreu alteração no valor do reforço com o aumento da V_{alim} , enquanto com DBCP de 35 mm, além de apresentar redução com o aumento da velocidade de alimentação, os reforços foram maiores que no caso anterior.

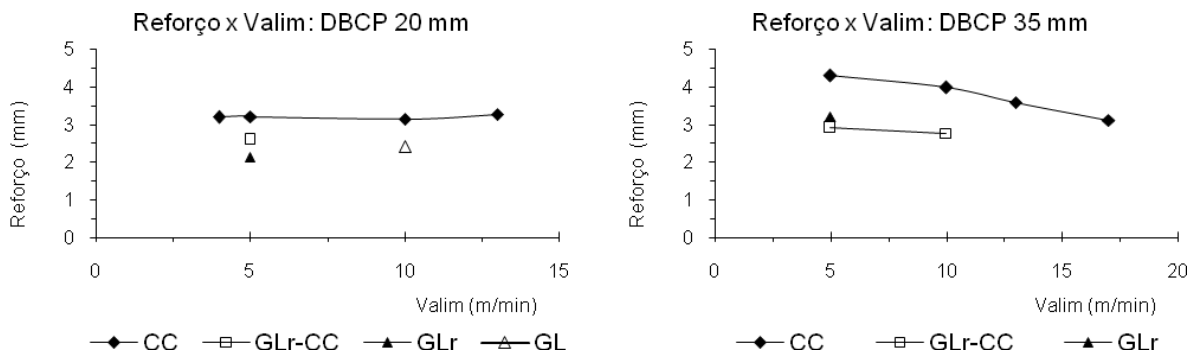


Figura 5.19 - Reforço do cordão x velocidade de alimentação para DBCP de 20 e 35 mm.

Como citado com relação à largura, os reforços dos testes 6 e 14, apesar de mesmo valor de tensão e corrente, apresentaram valores diferentes. O teste 6, com transferência GL e DBCP de 20 mm apresentou reforço inferior ao do teste 14, com transferência CC e DBCP de 35 mm, o que demonstra a influência do comprimento do eletrodo na transferência metálica e na geometria do cordão. Ressalta-se, entretanto, que apesar de esses dois testes terem sido realizados com diferentes velocidades de alimentação, o volume de depósito por comprimento de solda manteve-se constante.

Nas soldas de revestimento duro, geralmente, a penetração é um parâmetro que precisa ser minimizado por ter influência direta na diluição do metal de solda e, conseqüentemente, na composição química do revestimento, desde que mantenha um valor mínimo que dê a ligação e suporte suficiente ao cordão de solda. A Fig.5.20 apresenta a variação da penetração em função do modo de transferência e da distância bico de contato-peça. Pela sua análise observa-se que os menores valores de penetração ocorrem para maior DBCP e com uma tendência de aumento à medida que se aumenta a velocidade de alimentação do arame, e, conseqüentemente, a corrente de soldagem.

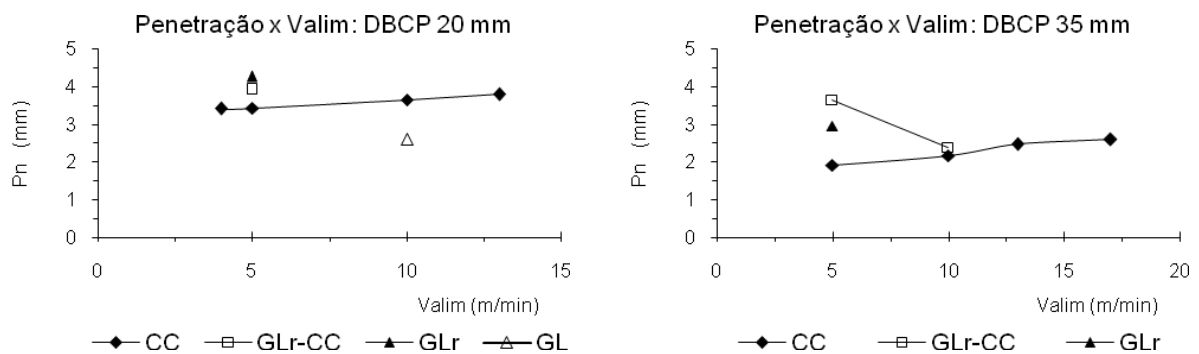


Figura 5.20 - Penetração x velocidade de alimentação para DBCP de 20 e 35 mm.

Com DBCP de 35 mm, entretanto, a região de transição GLr-CC apresentou uma redução à medida que se aumentou a velocidade de alimentação, mas que coincidiu também com um aumento da tensão do arco. Nesse caso, a menor penetração ocorreu para transferência CC, mas com DBCP de 20 mm, o teste 6 (GL) teve a mesma penetração que o teste 14 (CC, 35 mm) com mesmo valor de corrente média.

A Figura 5.21 ilustra a relação reforço/largura x Valim para DBCP de 20 e 35 mm, permitindo observar que em ambas as DBCPs utilizadas, o modo CC apresentou os maiores valores dessa relação, sendo a DBCP de 35 mm superior e os demais modos de transferência apresentando resultados aproximados.

Acredita-se que nas soldas de revestimento, uma maior relação reforço/largura seja desejável principalmente nas situações de uma única camada de solda. Além disso, verifica-se pela Fig. 5.21 que ocorreu uma tendência de redução dessa relação com o aumento da velocidade de alimentação do arame, com o volume do depósito constante por comprimento de solda. Isso pode ser explicado pela tendência de aumento da largura e redução do reforço para maiores valores de V_{alim} e conseqüente aumento da corrente de soldagem, como visto anteriormente.

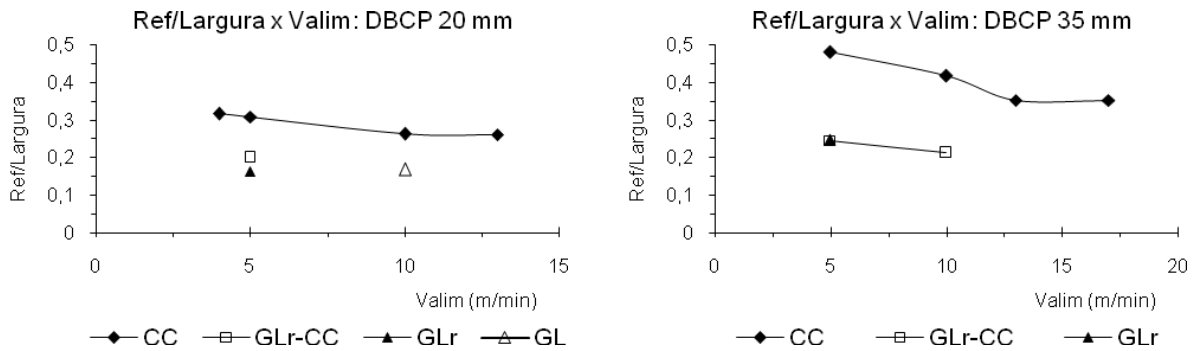


Figura 5.21 – Relação reforço/largura x Valim para DBCP de 20 e 35 mm.

5.4. Comentários finais do capítulo

- A soldagem com DBCP de 35 mm apresentou transferência metálica nos modos CC, GLr e uma região de transição GLr-CC; permitiu a soldagem numa faixa de tensão e velocidade de alimentação superior à obtida com DBCP de 20 mm e possibilitou a soldagem em condições estáveis com valores de corrente inferiores aos obtidos com DBCP de 20 mm, o que é particularmente importante para se obter baixa diluição na aplicação de revestimentos duros;
- A soldagem com DBCP de 20 mm apresentou, além dos modos de transferência acima, o modo GL;
- Na faixa investigada não se verificaram outros modos de transferência metálica, como a goticular ou goticular com alongamento, presentes em arames sólidos e outros arames tubulares;
- O aumento da DBCP, além de levar a uma redução da corrente de soldagem para tensão e velocidade de alimentação constante, deslocou as regiões de transferência para cima, no sentido de maiores tensões e para a direita no sentido das maiores velocidades de alimentação;
- A soldagem na região de curto-circuito apresentou os melhores resultados para a aplicação de revestimentos duros, especialmente com DBCP de 35 mm e com menor velocidade de alimentação, sendo responsável por elevado rendimento de deposição, menor penetração e consequentemente, menor diluição do metal de solda e maior relação reforço/largura;
- Esses resultados do arame FeCrC sugerem, para continuidade do trabalho, a avaliação dos outros dois arames (+Nb e +Ti) em soldagem na região de curto-circuito.

CAPÍTULO VI

AVALIAÇÃO DE DESEMPENHO DOS TRÊS ARAMES NA REGIÃO DE CURTO-CIRCUITO

Os bons resultados apresentados pelos ensaios realizados com o arame FeCrC, no modo curto-circuito, com DBCP de 35 mm levaram à escolha dessa condição para continuidade do trabalho. Em função disso decidiu-se por realizar a delimitação da região de curto-circuito com essa DBCP para os outros dois arames (+Nb e +Ti) e realizar nova bateria de testes com os três para comparar o seu desempenho, como será apresentado em sequência.

Na primeira parte é apresentada a delimitação da região de curto-circuito para os três arames e, na segunda parte, a avaliação do desempenho dos três arames (FeCrC, +Nb e +Ti) em soldagens por curto-circuito, quanto à diluição, rendimento de deposição, constante de fusão e frequência de curto-circuitos.

6.1. Delimitação da região de curto-circuito para os três arames tubulares

Após o completo mapeamento do arame FeCrC, buscou-se delimitar a região de transferência CC dos outros dois arames (+Nb e +Ti), tendo em vista os bons resultados apresentados nos trabalhos anteriores, bem como, a possibilidade de soldar com baixa energia de soldagem em todas as posições, que torna esse modo preferido para a aplicação de revestimentos duros na maioria das situações.

A delimitação da região CC foi feita a partir de testes de soldagem realizados variando-se a tensão e a velocidade de alimentação, desde o limite mínimo, quando a energia de soldagem era insuficiente para fundir o arame com arco estável, até o limite superior, quando os sinais de soldagem geravam oscilogramas característicos de transferência diferente do modo CC. A Tab. 6.1 apresenta os parâmetros de soldagem e

respectivos modos de transferência, para os principais testes realizados com os arames FeCrC+Nb e FeCrC+Ti. Destaca-se que os testes foram realizados com mesma constante de deposição (V_{alim}/V_{sold}), de forma a manter constante o volume de metal depositado por comprimento de solda.

Tabela 6.1 – Parâmetros de soldagem e modos de transferência para delimitação da região de curto-circuito: DBCP de 35 mm; diâmetro de 1,6 mm; $Cd=20 (V_{alim}/V_{sold})$.

Arame FeCrC+Nb					Arame FeCrC+Ti				
Teste N°	U_r (V)	V_{alim} (m/min)	I_m (A)	Transf	Teste N°	U_r (V)	V_{alim} (m/min)	I_m (A)	Transf
01	22	5,0	-	CSI	01	24	3,0	-	CSI
02	24	3,0	-	CSI	02	24	5,0	169	CSI
03	24	5,0	149	CC	03	24	7,0	170	CSI
04	24	7,0	-	CSI	04	26	3,0	-	CSI
05	24	9,0	-	CSI	05	26	5,0	176	CC
06	26	5,0	154	CC	06	26	7,0	197	CC
07	26	11,0	-	CSI	07	26	9,0	-	CSI
08	28	3,0	130	CC	08	28	3,0	-	CSI
09	28	7,0	199	CC	09	28	5,0	177	CC
10	28	9,0	228	CC	10	28	7,0	217	CC
11	28	13,0	-	CSI	11	28	9,0	240	CC
12	30	5,0	160	CC	12	28	11,0	253	CC
13	30	7,0	172	CC	13	28	13,0	-	CSI
14	30	11,0	275	CC	14	30	5,0	184	CC
15	30	13,0	284	CC	15	30	7,0	193	CC
16	30	15,0	-	CSI	16	30	11,0	296	CC
17	30	17,0	-	CSI	17	30	13,0	305	CC
18	32	3,0	-	CSI	18	30	15,0	-	CSI
19	32	5,0	169	CC	19	32	5,0	204	OMT
20	32	7,0	219	CC	20	32	7,0	231	CC
21	32	9,0	261	CC	21	32	9,0	277	CC
22	32	15,0	325	CC	22	32	15,0	346	CC
23	32	17,0	-	CSI	23	32	17,0	-	CSI
24	34	5,0	180	OMT	24	34	5,0	-	CSI
25	34	11,0	275	OMT	25	34	7,0	245	OMT
26	34	13,0	311	OMT	26	34	11,0	308	OMT
27	34	17,0	337	OMT	27	34	13,0	326	OMT
28	36	9,0	255	OMT	28	36	9,0	280	OMT
29	36	11,0	281	OMT	29	36	13,0	332	OMT
30	36	15,0	337	OMT	30	36	15,0	347	OMT

Onde: U_r = tensão de referência; V_{alim} =velocidade de alimentação do arame; I_m = corrente média; Transf= modo de transferência metálica; CSI= condição de soldagem instável; OMT= outro modo de transferência.

As Figuras 6.1 e 6.2 apresentam, respectivamente, os mapas de tensão “versus” velocidade de alimentação e tensão “versus” corrente média, destacando os limites da região de curto-circuito dos três arames tubulares utilizados.

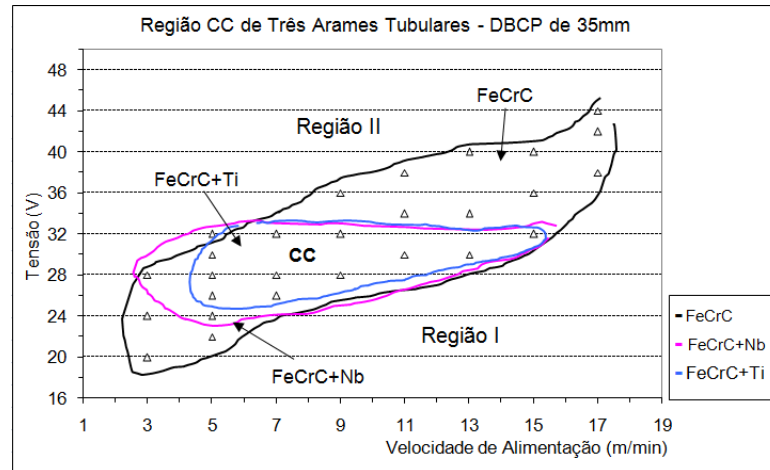


Figura 6.1 – Região CC para os três arames tubulares, tensão “versus” velocidade de alimentação.

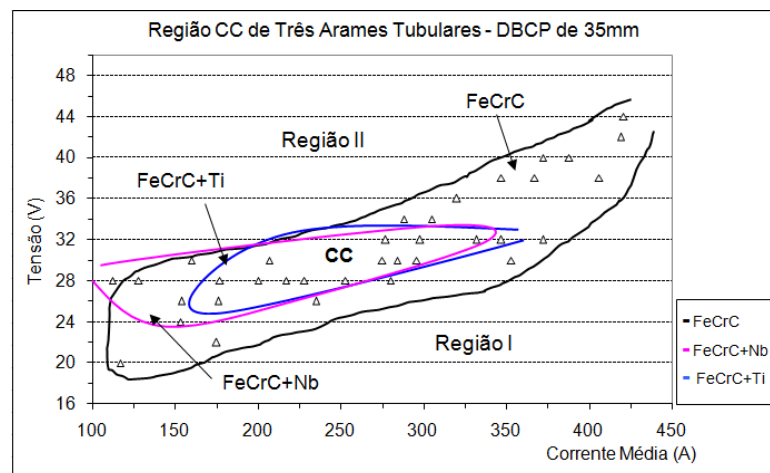


Figura 6.2 – Região CC para os três arames tubulares tensão “versus” corrente média.

Os mapas foram construídos, após a classificação da transferência metálica, com base na análise dos oscilogramas de corrente e tensão, cuja configuração dos sinais permite identificar a transferência por curto-circuito (CC). A “Região I” na parte inferior do mapa é caracterizada por condições onde a energia de soldagem é insuficiente para a fusão do arame alimentado, enquanto a “Região II” é representada por outros modos de transferência (OMT), ou seja, modos de transferência metálica diferentes do modo CC.

A análise das Fig. 6.1 e 6.2 permite observar que a região CC mais ampla foi obtida com o arame FeCrC, seguida do +Nb e, a menor região, do arame +Ti. O arame FeCrC

permite a soldagem CC em uma faixa de tensão que vai de 20 a 44 V, velocidade de alimentação de 3 a 17 m/min e corrente de 120 a 425 A. O arame +Nb na faixa de tensão de 24 a 32 V, 3 a 15 m/min e corrente de 115 a 325 A, enquanto o arame +Ti permite a soldagem CC numa faixa de tensão de 26 a 32 V, 5 a 15 m/min e corrente de 175 a 350 A.

Como os consumíveis têm o mesmo diâmetro, a diferença na configuração e parâmetros de soldagem da região de curto-circuito dos mesmos pode ter como um provável motivo a alteração da tensão superficial gota-arames provocada pela diferente composição química do fluxo, que proporcionaria, segundo o fabricante, uma composição química nominal do depósito de solda também diferente, como apresentado pela Tab. 3.1.

6.2. Avaliação de desempenho na região de curto-circuito

Após a delimitação da região de curto-circuito dos três arames foram selecionados alguns parâmetros dentro da região de intersecção para se efetuar os testes para a avaliação de desempenho. Os testes foram realizados no modo CC, com três níveis de tensão (28, 30 e 32 V) e três níveis de velocidade de alimentação (6, 8 e 10 m/min), totalizando 9 testes com cada arame. Dessa forma torna-se possível analisar o efeito da tensão, da velocidade de alimentação e do tipo de arame nos parâmetros de desempenho do processo. A Fig. 6.3 destaca os testes realizados dentro das regiões de curto-circuito dos três arames em um mapa de tensão “versus” V_{alim} e a Tab. 6.2 apresenta os parâmetros de soldagem dos testes realizados, a energia de soldagem, assim como os parâmetros de desempenho operacional, diluição, rendimento de deposição, constante de fusão e frequência de curto-circuitos.

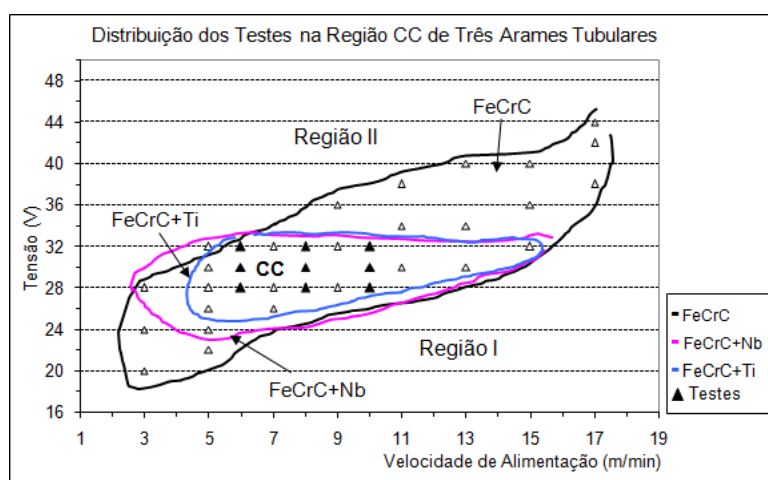


Figura 6.3 – Contornos da região de curto-circuito dos três arames tubulares, destacando os testes realizados.

Tabela 6.2 - Parâmetros de soldagem dos testes realizados e parâmetros de desempenho.

Teste Nº	Arame tubular	V _{alim} (m/min)	V _{sold} (cm/min)	U _r (V)	I _m (A)	Cf (mm/A.min)	Es (kJ/cm)	Fcc (cc/s)	Dil (%)	Rd (%)
1	FeCrC	6	30	28	220,54	27,21	12,35	15	20,88	90,64
2		6	30	30	226,93	26,44	13,62	12	22,95	88,53
3		6	30	32	238,82	25,12	15,28	10	28,54	88,06
4		8	40	28	267,36	29,92	11,23	18	22,72	91,75
5		8	40	30	266,31	30,04	11,98	16	22,35	89,87
6		8	40	32	275,18	29,07	13,21	9	27,53	88,55
7		10	50	28	273,45	32,70	10,27	19	24,59	86,49
8		10	50	30	308,81	32,38	11,12	17	28,13	91,34
9		10	50	32	317,46	31,50	12,19	14	31,99	86,77
10	FeCrC +Nb	6	30	28	181,11	33,13	10,14	24	19,70	86,18
11		6	30	30	189,65	31,64	11,38	19	27,43	88,30
12		6	30	32	190,79	31,45	12,21	11	33,47	87,61
13		8	40	28	224,27	35,67	9,42	24	17,68	84,02
14		8	40	30	227,86	35,11	10,25	22	22,29	87,53
15		8	40	32	230,42	34,72	11,06	18	23,39	88,83
16		10	50	28	229,04	39,52	8,50	20	15,71	85,59
17		10	50	30	247,27	37,84	9,62	21	23,36	87,62
18		10	50	32	264,76	37,77	10,17	22	23,03	88,62
19	FeCrC +Ti	6	30	28	197,30	30,41	11,05	6	32,59	71,89
20		6	30	30	201,97	29,71	12,12	7	43,57	78,53
21		6	30	32	215,52	27,84	13,79	9	47,48	75,64
22		8	40	28	231,48	33,55	10,02	9	34,64	82,82
23		8	40	30	238,98	34,49	10,44	6	36,55	74,79
24		8	40	32	270,78	29,54	13,00	11	36,58	78,27
25		10	50	28	243,05	37,03	9,07	13	23,44	75,49
26		10	50	30	266,08	37,58	9,58	10	29,32	84,73
27		10	50	32	267,98	37,32	10,29	9	38,49	86,12

Onde: V_{alim}= velocidade de alimentação; V_{sold}= velocidade de soldagem; U_r= tensão de referência; I_m= corrente média; Cf= constante de fusão; Es= energia de soldagem; Dil= diluição; Rd= rendimento de deposição.

A Tabela 6.3 apresenta os valores médios dos parâmetros de desempenho, representados pelos 9 testes realizados com cada tipo de arame e o respectivo desvio padrão, destacando a dispersão dos resultados de cada parâmetro em torno da média. Além disso, foi feita comparação de médias por análise de variância dos resultados obtidos, tendo em vista que os 9 testes realizados com cada arame foram executados com parâmetros de soldagem diferentes.

Tabela 6.3 – Parâmetros de desempenho médios e desvio padrão para os três arames

Tipo de Arame	Parâmetros de desempenho médios							
	Dil _m (%)	DP	Rd _m (%)	DP	Cf _m (mm/A.min)	DP	Fcc _m (cc/s)	DP
FeCrC	25,52	3,95	89,11	1,90	29,38	2,67	14,44	3,50
FeCrC+Nb	22,90	5,27	87,14	1,58	35,20	2,82	20,11	3,98
FeCrC+Ti	35,52	7,17	78,70	4,87	33,05	3,78	8,89	2,32

Onde: Dil_m= diluição média; Rd_m= rendimento de deposição médio; Cf_m= Constante de fusão média; Fcc_m= frequência média de curto-circuitos; DP= desvio padrão.

A energia de soldagem gerada no arco ($Es=V./V_{sold}$) influencia a quantidade de calor transferida para a poça, que por sua vez tem efeitos na diluição da solda. Como a velocidade de soldagem, conforme citado no Cap. 3, Procedimentos Experimentais, variou de forma proporcional à velocidade de alimentação do arame pela manutenção da constante de deposição (C_d) e, além disso, os parâmetros de soldagem (V_{alim} e tensão) foram os mesmos para os três arames, considera-se constante o aporte de calor imposto sobre a chapa ao longo da extensão do cordão de solda.

O parâmetro de desempenho denominado constante de fusão (Cf) foi analisado pela relação entre a extensão de arame fundido, representado pela V_{alim} , e a corrente de soldagem fornecida pela fonte. Isso foi feito, nesse caso, pois se desejava analisar a influência da corrente de soldagem na fusão do arame eletrodo e não o seu impacto na superfície da chapa e em aspectos da formação do cordão de solda. Em seqüência, os resultados serão discutidos.

6.2.1. Diluição

Como citado por Conde (1986), na soldagem de revestimento duro é desejável baixa diluição do metal de adição para minimizar a dissolução dos elementos de liga adicionados na solda pelo arame-eletrodo. A Fig. 6.4 ilustra a diluição por tipo de arame, em função da

tensão e da velocidade de alimentação, para os testes realizados com mesma tensão ou mesma V_{alim} .

Pela Figura 6.4a observa-se que ocorreu redução da diluição para os três arames, com a redução da tensão, quando o melhor resultado (menor diluição) foi obtido pelo arame +Nb com a menor tensão. A velocidade de alimentação apresentou comportamento inverso (exceto para o arame FeCrC), ou seja, reduziu a diluição com o aumento da V_{alim} , como ilustrado na Fig. 6.4b. Nesse caso, novamente o melhor resultado foi obtido pelo arame +Nb, com a maior V_{alim} utilizada. Destaca-se que os testes foram realizados com relação V_{alim}/V_{sold} constante.

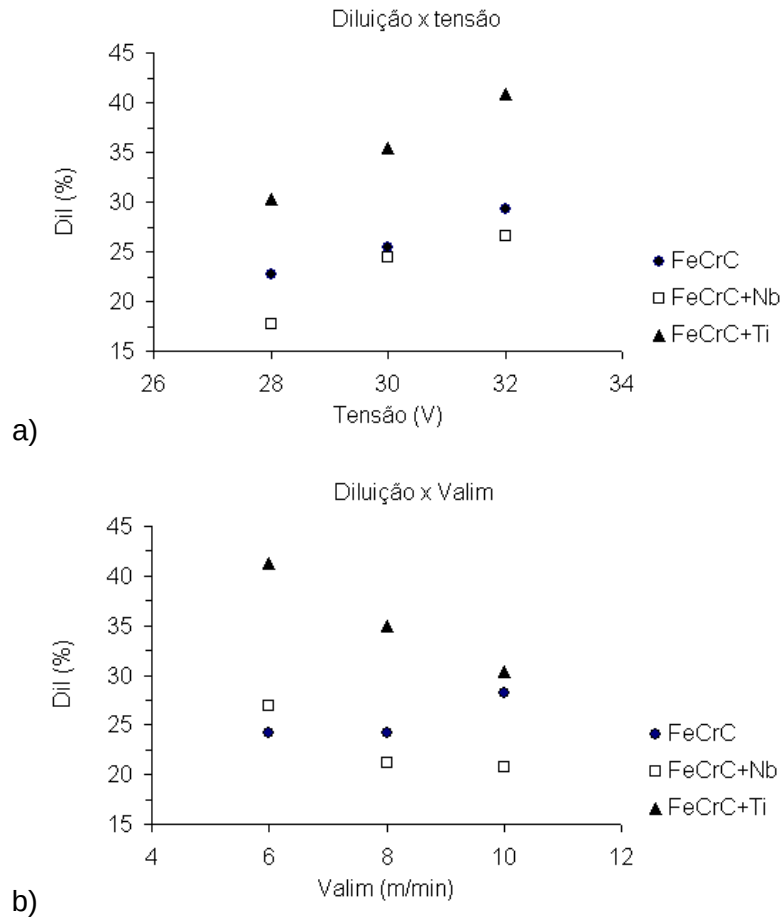


Figura 6.4 – Diluição por tipo de arame, em função da tensão (a) e em função de V_{alim} (b).

A Figura 6.5 ilustra o comportamento da diluição para cada tipo de arame, conforme os dados apresentados na Tab. 6.2 e Tab. 6.3. Pela Fig. 6.5a observa-se que os três arames apresentaram comportamentos diferentes quanto à diluição. Enquanto os arames +Nb e +Ti apresentaram um aumento acentuado da diluição, com o aumento da energia de

soldagem fornecida pela fonte, com linhas de tendência similares, no arame FeCrC esse aumento foi inferior, praticamente constante.

O tipo de arame teve significância na diluição. Na Figura 6.5b observa-se que a menor diluição média foi obtida com o revestimento +Nb e FeCrC, que apresentaram valores estatisticamente iguais (no teste de hipótese, avaliando-se a significância da diferença entre os arames, $p=0,239$) e a maior diluição foi obtida para o revestimento +Ti ($p=0,001$ em relação ao FeCrC e de $p=0,0005$ em relação ao +Nb). A expressiva dispersão dos valores em torno da média se deve à variação dos parâmetros de soldagem, como V_{alim} e tensão.

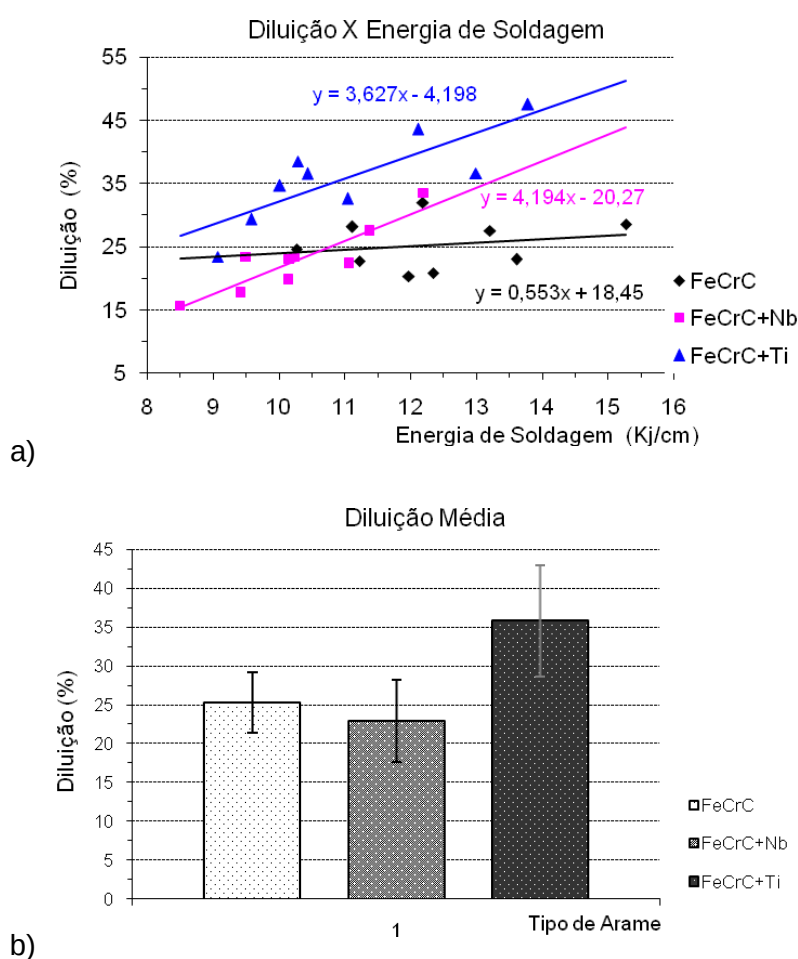


Figura 6.5 – Diluição x energia de soldagem (a) e diluição média para os três arames (b).

Ressalta-se, entretanto, que apesar dos valores de diluição média do arame FeCrC serem um pouco superiores ao +Nb (Fig. 6.5b), pelo fato de proporcionar uma menor inclinação da sua linha de tendência este arame possibilita a obtenção de soldas com menor diluição para energia de soldagem superior a 10,5 kJ/cm de solda (Fig. 6.5a). A menor diluição média do arame +Nb, apesar do desvio padrão pouco superior ao FeCrC, pode ser

resultado da corrente de soldagem inferior aos outros arames para testes realizados com mesmos parâmetros de soldagem (tensão e V_{alim}).

Como o objetivo é encontrar condições onde a diluição seja menor, observa-se que os melhores resultados (menor diluição) foram obtidos pelos testes com menor tensão e maior velocidade de alimentação, com destaque, o arame +Nb.

6.2.2. Rendimento de deposição

Por razões de ordem econômica é desejável que o arame-eletrodo assim como as condições de soldagem contribuam para a obtenção de elevado rendimento de deposição, de forma a garantir que o máximo possível de metal fundido (do arame) seja incorporado à solda, minimizando, assim, as perdas por vaporização ou projeção de respingos.

A Figura 6.6 ilustra o rendimento de deposição por tipo de arame, em função da tensão e da velocidade de alimentação, sendo que os pontos da figura referem-se aos testes realizados com mesma tensão ou mesma V_{alim} .

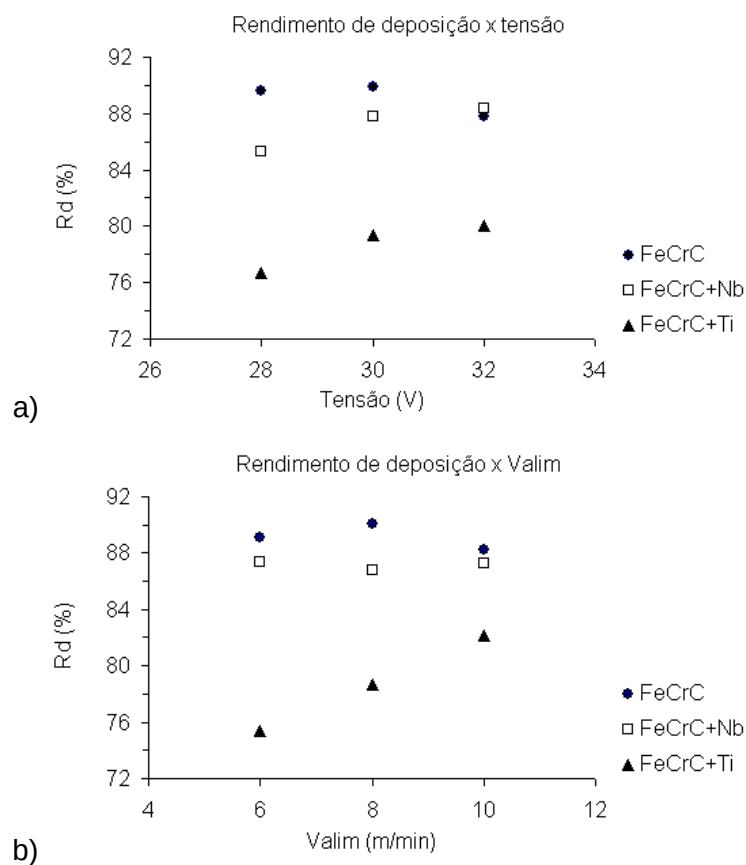


Figura 6.6 – Rendimento de deposição, em função da tensão (a) e em função de V_{alim} (b).

Observa-se pela Fig. 6.6a e Fig. 6.6b que apenas o arame +Ti apresentou aumento mais significativo do rendimento, tanto com o aumento da tensão, quanto da velocidade de alimentação do arame. O arame +Nb apresentou leve tendência de aumento do *Rd* com o aumento da tensão de soldagem.

A Figura 6.7 destaca, de forma comparativa, o rendimento de deposição “versus” energia de soldagem, bem como, o rendimento de deposição médio para os três arames. Pela Fig. 6.7a verifica-se que enquanto os arames FeCrC e o +Ti apresentaram tendência de redução do *Rd* com o aumento da energia de soldagem, o arame +Nb apresentou comportamento oposto, ou seja, à medida que se aumentou a energia de soldagem teve aumentado também o rendimento de deposição. Nesse caso, a maior projeção de respingos pode ter sido o fator de redução do rendimento nos testes com menor aporte de calor por comprimento de solda.

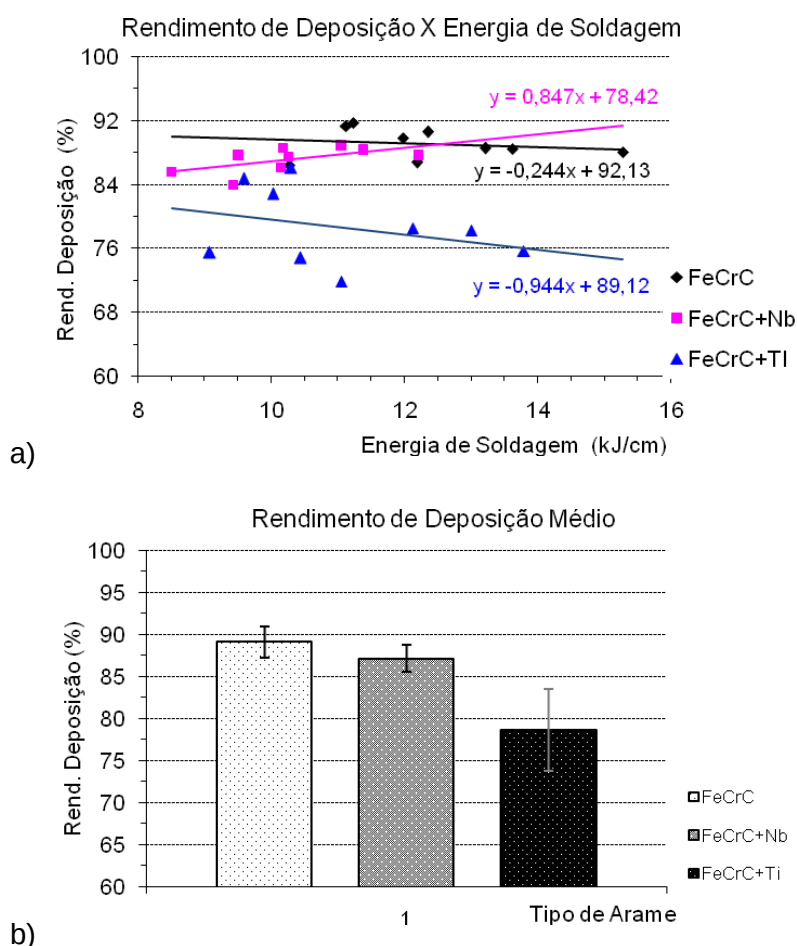


Figura 6.7 – Rendimento de deposição x energia de soldagem (a) e Rendimento de deposição médio para os três arames (b).

Como verificado no caso da diluição, as curvas dos arames FeCrC e +Nb se cruzaram para a energia de soldagem próxima de 13 kJ/cm, demonstrando que para fornecimento de energia inferior a esse valor o arame FeCrC dá melhores resultados de rendimento de deposição e que acima dessa faixa, o +Nb deve ser preferido.

O tipo de arame teve significância no rendimento de deposição, sendo o nível de significância da diferença entre o FeCrC e o +Nb, $p=0,03$ e entre o FeCrC e o +Ti, $p=0,00002$, enquanto que entre o +Nb e o +Ti, $p=0,0001$, caracterizando-os como estatisticamente diferentes.

Pela observação da Fig. 6.7b comprova-se o maior Rd médio do arame FeCrC para os testes realizados, seguido do +Nb e com menor rendimento, o arame +Ti que, inclusive, apresentou um maior desvio padrão. O pior resultado desse último pode estar relacionado com a maior instabilidade do arco, pelo maior crescimento e repulsão da gota e conseqüente maior projeção de respingos observada durante as soldagens, quando foi observada em alguns testes, também a projeção de pedaços de arame sobre a superfície da chapa.

O objetivo é encontrar condições para os três arames onde o rendimento de deposição seja superior. Como houve variação pouco regular do rendimento em função da tensão, pode-se, como no caso anterior (diluição) e dado o maior efeito deste parâmetro nas propriedades de desgaste, utilizar condições com menor tensão e maior V_{alim} , especialmente com o arame FeCrC.

6.2.3. Constante de fusão

Denominou-se constante de fusão (C_f), à relação entre a velocidade de alimentação do arame e a respectiva corrente média, visando comparar os três arames, tendo em vista que para os testes realizados com mesma V_{alim} e mesma tensão, os arames apresentaram valores diferentes de corrente média, implicando em diferentes taxas de fusão para mesma intensidade de corrente. Observe-se que se poderiam esperar valores próximos de corrente dada a utilização de mesma V_{alim} e ao valor de tensão média similar, já que a fonte operava no modo tensão constante. Entretanto, a diferença na composição química dos arames e fluxos pode ter provocado também a diferença na constante de fusão.

Esse critério apresentou-se como elemento importante de análise em casos de soldagem de revestimento duro por retratar o volume de arame-eletrodo fundido em função da corrente de soldagem fornecida pela fonte. Como nesses casos (soldagem de revestimento duro), para se reduzir a diluição do metal de base, procura-se minimizar o aporte de calor sobre a superfície da peça, considera-se que o arame ou a condição de

soldagem que apresentar maior constante de fusão (maior volume fundido para mesma corrente) seja de maior interesse para a aplicação citada, por possibilitar maior taxa de fusão do arame com menor diluição do metal de base. Faz-se, entretanto, ressalvas a outras propriedades desejáveis e não analisadas ainda, como a resistência ao desgaste, a dureza dos depósitos e a microestrutura, dentre outras.

A Figura 6.8 ilustra a constante de fusão por tipo de arame, em função da tensão e da velocidade de alimentação, a partir dos valores dos testes com mesmos parâmetros. Observa-se pela Fig. 6.8a, certa tendência de redução da constante de fusão com o aumento da tensão. Isso geralmente ocorre porque na soldagem com mesma V_{alim} em fonte de tensão constante, o aumento da tensão, para mesma DBCP, acarreta em aumento do comprimento do arco e diminui o comprimento energizado do arame. Como consequência ocorre um pequeno aumento da corrente (efeito Joule) e reduz a relação V_{alim}/I_m . Similarmente, na soldagem com tensão constante, o aumento da V_{alim} provoca o aumento da relação V_{alim}/I_m , contribuindo para se aumentar a constante de fusão, como pode ser comprovado pela Fig. 6.8b.

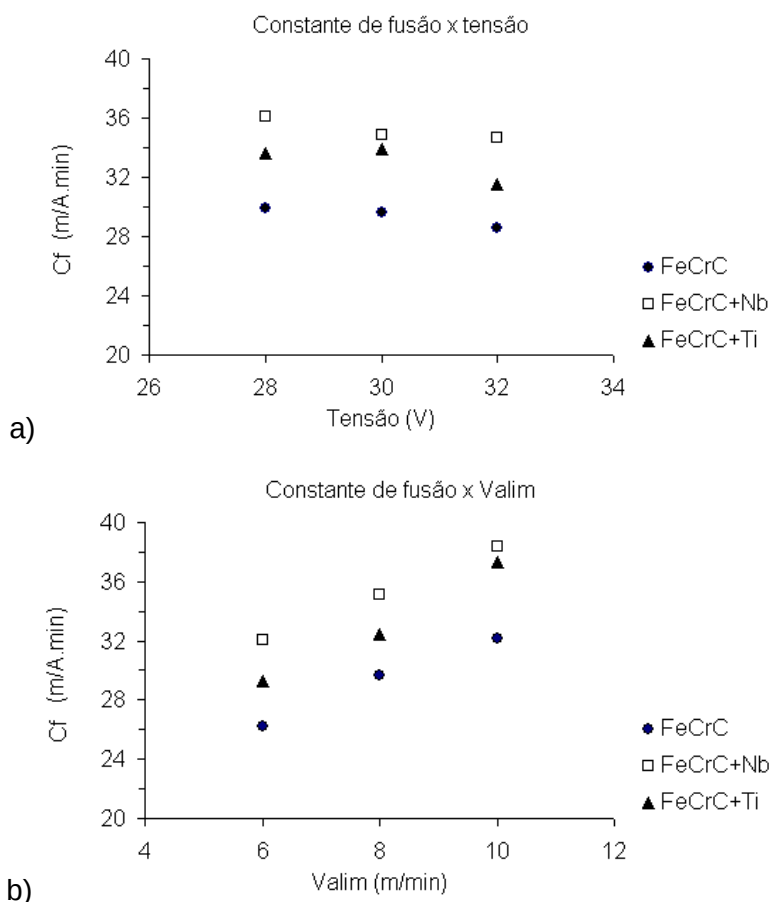


Figura 6.8 – Constante de fusão por tipo de arame, em função da tensão (a) e em função de V_{alim} (b).

A Figura 6.9a destaca a relação velocidade de alimentação “versus” corrente média para os três arames, a qual foi construída com os valores médios da corrente para os testes realizados com mesma velocidade de alimentação. Não foi possível fazer a mesma análise dos casos anteriores (constante de fusão x energia de soldagem), tendo em vista que as grandezas são proporcionais, já que para a determinação da energia de soldagem leva-se em conta a corrente média, a qual depende da V_{alim} , como também a própria Cf . Além disso, a V_{sold} utilizada é proporcional à V_{alim} . A Fig. 6.9b ilustra a constante de fusão média, permitindo uma análise comparativa entre os três arames.

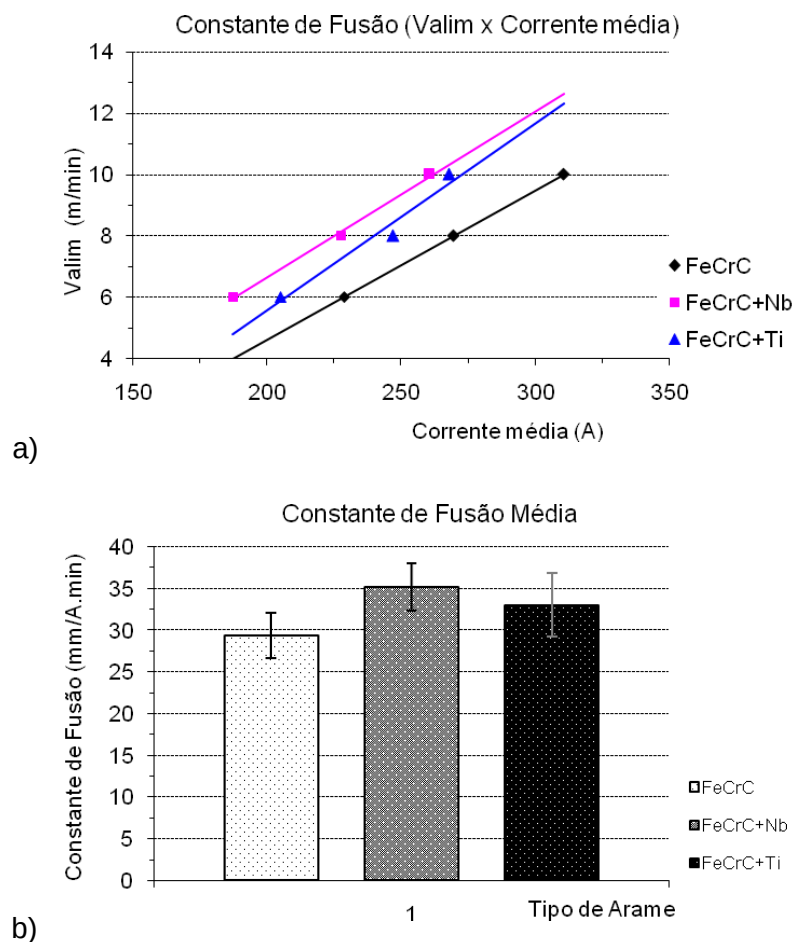


Figura 6.9 – V_{alim} “versus” corrente média (a) e constante de fusão média para os três arames (b).

Constata-se pela Fig. 6.9a que a relação velocidade de alimentação “versus” corrente média dos três arames tem comportamento similar, com pequena mudança na inclinação da curva do arame +Ti e que a corrente aumenta de forma diretamente proporcional à velocidade de alimentação do arame, ou seja, a corrente aumenta quando a

V_{alim} aumenta. Além disso, verifica-se que para uma mesma V_{alim} , o arame +Nb apresentou menor corrente média seguido do +Ti e do FeCrC, este com maior corrente.

O tipo de arame teve significância quanto à constante de fusão, sendo que o FeCrC apresentou C_f estatisticamente diferente dos demais arames, com significância estatística $p=0,0004$ em relação ao +Nb e $p=0,03$ em relação ao +Ti. Entretanto, a constante de fusão dos arames +Nb e +Ti foram consideradas estatisticamente iguais, com $p=0,19$. Isso pode ser verificado pela análise da Fig. 6.9b que demonstra a maior constante de fusão para os arames +Nb e +Ti e com valor inferior, o arame FeCrC.

Essa análise permite concluir que com mesmo valor de corrente média pode-se fundir maior volume do arame +Nb que dos demais. Isso poderá levar à obtenção de resultados interessantes do ponto de vista da diluição e produtividade do processo, principalmente quanto à obtenção de maior produtividade, com diluição inferior.

Sendo desejável maior constante de fusão para se reduzir a diluição do metal de base (minimizando o aporte de calor sobre a superfície da peça) e ao mesmo tempo garantir elevada taxa de deposição (pela manutenção da V_{alim}) observa-se que os melhores resultados do parâmetro C_f tenham sido obtidos pela utilização de menor tensão e maior V_{alim} , em especial, com o arame +Nb.

6.2.4. Frequência de curto-circuitos

Vários critérios para identificação de estabilidade do arco a partir do comportamento dinâmico da tensão têm sido descritos na literatura (Shinoda, Kaneda e Takeuchi 1989; Baixo e Dutra, 1990; Adolfsson, 1999; Modenesi e De Avelar, 1999; Hermans e Den Ouden, 1999; Sales *et al*, 2006; Luksa, 2006; Gomes, De Paiva e Da Costa, 2006). De certa forma há concordância entre os autores de que condições ótimas de estabilidade correspondem à observância de diversos aspectos, como, frequência máxima de curtos-circuitos (cc/s), um mínimo do desvio padrão na taxa de curtos-circuitos, um mínimo de massa transferida por curto-circuito e uma perda mínima de metal por respingos. Além disso, a regularidade na ocorrência de picos de corrente e do período de curto-circuitos também podem ser indícios de maior estabilidade no momento da transferência.

A frequência de curto-circuitos (F_{cc}) foi investigada, considerando-a como um critério de estabilidade do arco e da transferência metálica, apesar de não ser o único, após a constatação do comportamento diferente dos três arames durante a soldagem, o que geravam oscilogramas de corrente e tensão com características distintas entre os mesmos.

Considera-se que a maior F_{cc} (cc/s) e o conseqüente menor tempo entre as transferências levam à formação de gotas com menor volume e provoca uma oscilação mais

uniforme dos sinais de corrente e tensão (portanto, menor oscilação do arco) e uma transferência de massa mais regular. Isso contribui para facilitar o controle do arco, principalmente nas soldas efetuadas manualmente (soldagem semi-automática), muito comuns na soldagem de revestimento duro em campo.

A Figura 6.10 apresenta a frequência de curto-circuitos “versus” tensão e V_{alim} para os três arames, permitindo constatar que as duas variáveis apresentam efeito inverso na F_{cc} . A frequência de curto-circuitos comporta-se de forma inversamente proporcional à tensão do arco, ou seja, diminui quando a tensão aumenta (Fig. 6.10a) e diretamente proporcional à velocidade de alimentação e, consequentemente, da corrente de soldagem (Fig. 6.10b).

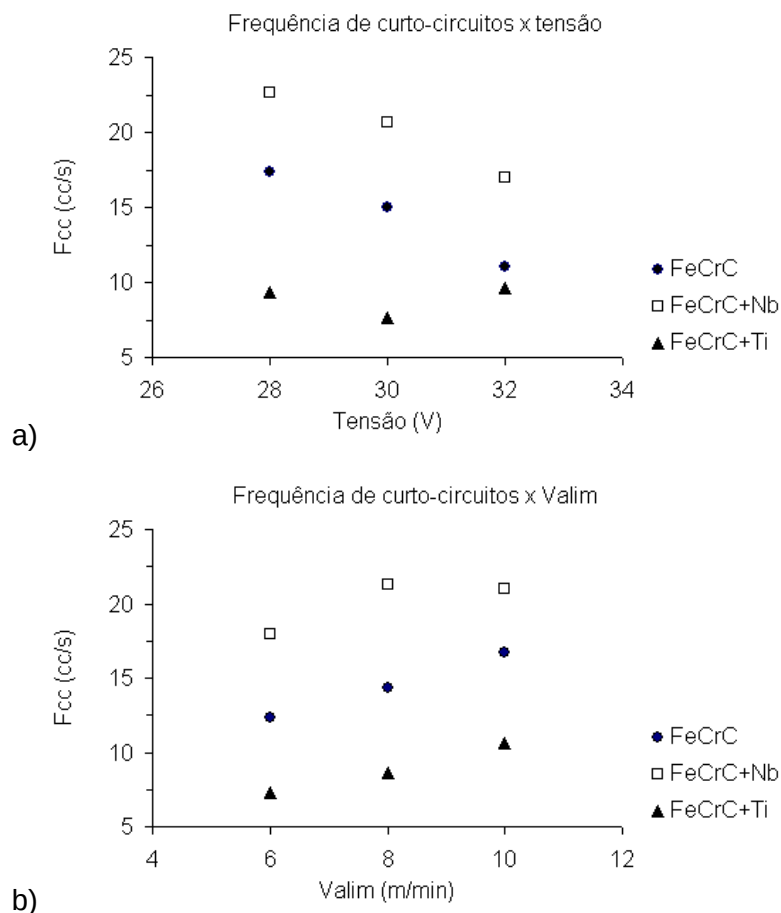


Figura 6.10 – Frequência de curto-circuitos por tipo de arame, em função da tensão (a) e em função de V_{alim} (b).

A Figura 6.11, construída com dados da Tab. 6.2 e Tab. 6.3 ilustram a frequência de curto-circuitos em função da energia de soldagem para os três arames, bem como a frequência média de curto-circuitos para os testes realizados. Verifica-se pela Fig. 6.11a que

a *Fcc* tende a reduzir com o aumento da energia gerada no arco, quando as linhas de tendência dos três arames se encontram para energia de soldagem em torno de 15 kJ/cm.

A energia de soldagem é representada aqui em função da energia gerada no arco por comprimento do cordão de solda, pela relação $V \cdot I_m / V_{sold}$ (Tab. 6.3). Como os testes foram realizados com uma relação constante V_{alim} / V_{sold} , a análise pode ser igualmente feita em função da energia gerada por extensão do arame alimentado (representado pela V_{alim}). Essa última análise talvez seja mais realística para o parâmetro em estudo.

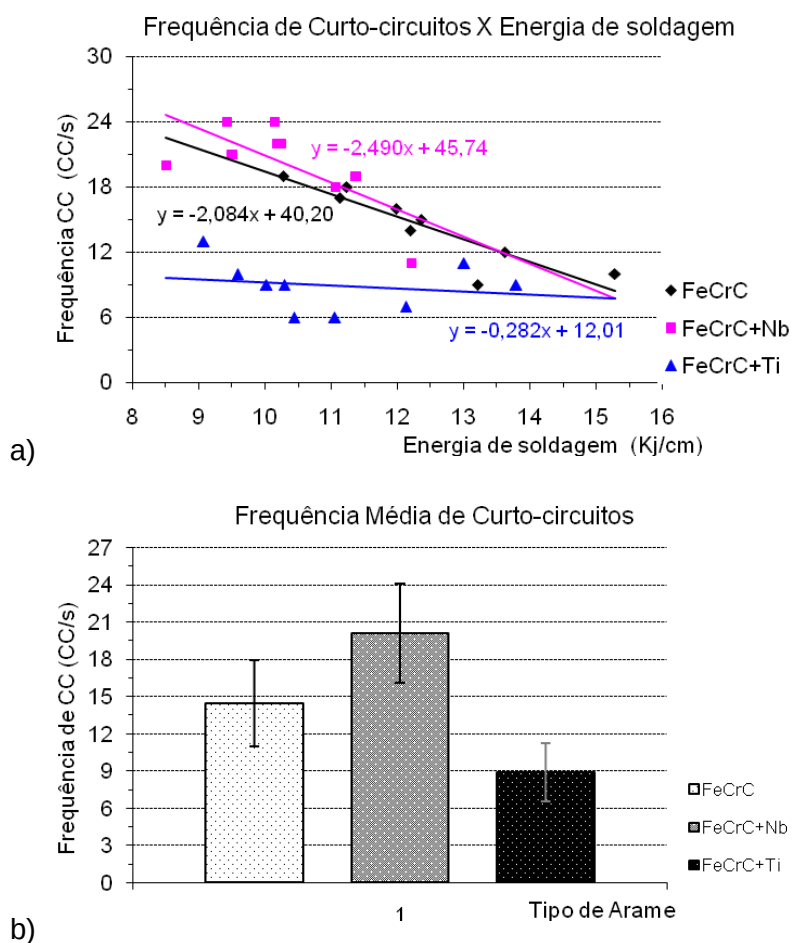


Figura 6.11 – Frequência de curto-circuitos x energia de soldagem (a) e frequência média de curto-circuito para os três arames (b).

O tipo de arame teve significância quanto à frequência de curto-circuitos, sendo que o +Nb apresentou maior *Fcc*, com significância estatística da diferença em teste de hipótese, $p=0,0055$ em relação ao FeCrC e $p=0,0011$ em relação ao +Ti; o arame FeCrC apresentou a segunda maior frequência de curto-circuitos, com $p=0,000002$ em relação ao +Ti, este com a menor *Fcc*. Isso permitiu considerá-los como estatisticamente diferentes quanto à frequência de curto-circuitos, como pode ser verificado pela análise da Fig. 6.11b. O

elevado desvio padrão se deve à realização de 9 ensaios com parâmetros de soldagem diferentes, apesar de os mesmos testes terem sido realizados com cada arame.

O arame +Ti, apesar da menor frequência de curto-circuitos em comparação aos outros dois, o que seria indício de menor estabilidade do arco, apresentou menor desvio padrão, o que indicaria maior regularidade na taxa de transferência dentro da faixa de tensão e V_{alim} utilizada. Além disso, o arame +Nb foi o que apresentou a maior dispersão dos resultados em torno da média, representada também pela maior inclinação da linha de tendência na Fig. 6.11a.

A Figura 6.12 apresenta oscilogramas de três testes realizados com mesmos parâmetros de soldagem (tensão, V_{alim} e DBCP), mas com arames tubulares de composição química diferente.

Observa-se que apesar de condições idênticas de soldagem, os oscilogramas têm características bem distintas, ou seja, a configuração dos sinais, os valores de corrente média e a frequência de curto-circuitos são diferentes. Nota-se na Fig. 6.12b que o arame +Nb apresentou maior número de curto-circuitos no intervalo de tempo de aquisição, seguido do arame FeCrC (Fig. 6.12a) e, com o menor número de curto-circuitos, o arame +Ti, ilustrado pela Fig. 6.12c. Além disso, verifica-se que os sinais de soldagem do arame +Nb produziram oscilograma mais uniforme, levando a um arco mais estável e que seria de mais fácil controle por parte do soldador.

Por outro lado, quando se analisa o valor da corrente média (em destaque na Fig. 6.12), a relação não se repete, ou seja, o maior valor de I_m foi fornecido pelo arame FeCrC, seguido do +Ti e com um valor menor, o +Nb. Dada a soldagem com mesmos parâmetros, atribui-se à composição química dos arames, o seu comportamento distinto.

Como os testes foram realizados com mesma V_{alim} conclui-se que a menor frequência de curto-circuitos equivale a um maior tamanho de gota e vice-versa. Esse maior crescimento da gota pode estar relacionado com um maior comprimento de arco aliado a uma maior repulsão da gota, o que contribuiria para um aumento do intervalo entre os curto-circuitos, fato não aprofundado neste trabalho.

Um estudo mais aprofundado dos fatores que afetam a estabilidade do arco na soldagem com esses três arames pode ser realizado em trabalhos posteriores, já que esta etapa se concentra na identificação da faixa de parâmetros a ser utilizada com os mesmos para o prosseguimento do trabalho.

Considerando que a maior frequência de curto-circuitos seja importante para proporcionar maior estabilidade do arco, conclui-se que os melhores resultados tenham sido obtidos pela utilização de menor tensão (28 V) e V_{alim} superior (10 m/min), principalmente na soldagem com o arame +Nb.

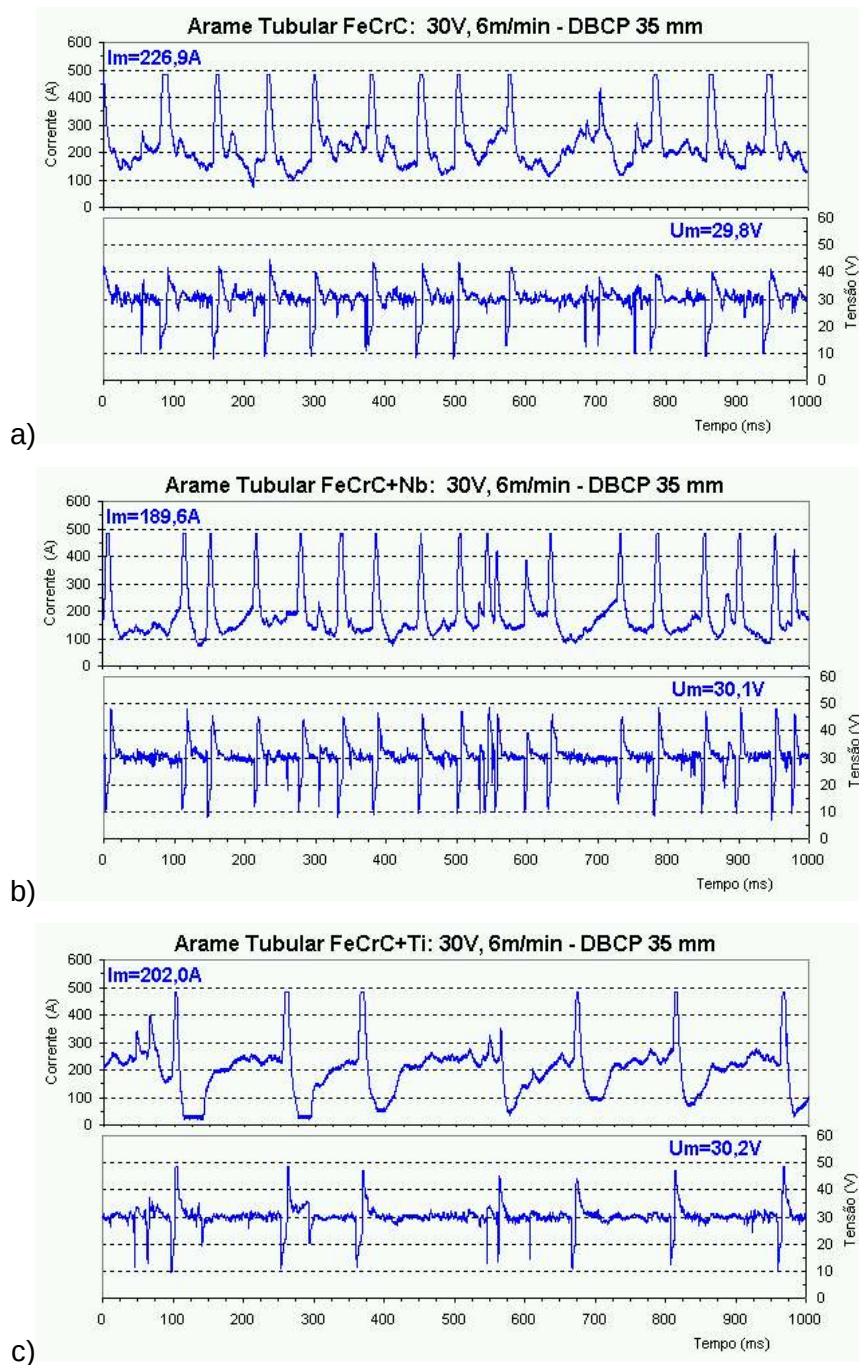


Figura 6.12 – Comparação dos oscilogramas de soldagens efetuadas com três diferentes arames tubulares, com os mesmos parâmetros de soldagem.

6.3. Ajuste fino dos parâmetros de soldagem

Com base nos resultados anteriores, verifica-se que a utilização dos parâmetros de soldagem representados pela tensão de 28 V, e V_{alim} de 10 m/min, com DBCP de 35 mm foram responsáveis pela menor diluição da solda, maior rendimento de deposição, maior velocidade de fusão e maior frequência de curto-circuitos. Esses resultados são

interessantes para a obtenção de melhores propriedades do revestimento, aliados à maior produtividade e maior estabilidade do arco. Entretanto, como visto na Tab. 6.2, a corrente média é diferente para cada arame, mesmo quando se ajusta os valores iguais de tensão e V_{alim} .

A corrente de soldagem é um parâmetro importante para proporcionar as características gerais da solda, como o acabamento superficial, a geometria do cordão e a diluição. Esta última, por sua vez, é fundamental para as propriedades de resistência ao desgaste do revestimento. Em função disso optou-se por manter constante, além da V_{alim} (responsável pela taxa de deposição) e da tensão de referencia da fonte, também a corrente de soldagem.

Para que isso ocorresse, sem a mudança na velocidade de alimentação do arame, fez-se pequenos ajustes na DBCP (parâmetro que interfere na corrente) de dois arames, mantendo o ajuste do arame FeCrC (de corrente média maior) e reduzindo a DBCP de forma a aumentar a corrente do arame +Ti, de valor intermediário, e do arame +Nb, de valor inferior (vide Tab. 6.2). Com esse ajuste os testes serão realizados com mesma taxa de deposição e mesma corrente de soldagem.

Além disso, efetuou-se um ajuste na indutância da máquina, principalmente na indutância de descida (k_d), constatando-se que com isso ocorria uma mudança na geometria do cordão de solda, pelo aumento da largura e redução do reforço, como pode ser visto na Fig. 6.13, o que favorecia a operação de revestimento. Constatando-se o efeito da indutância sobre a geometria do cordão de solda, mas sabendo-se que não é objetivo desse trabalho estudar o ajuste de indutância da fonte, sugere-se que o aprofundamento do seu estudo seja efetuado em trabalhos posteriores, inclusive com a medição efetiva da indutância.

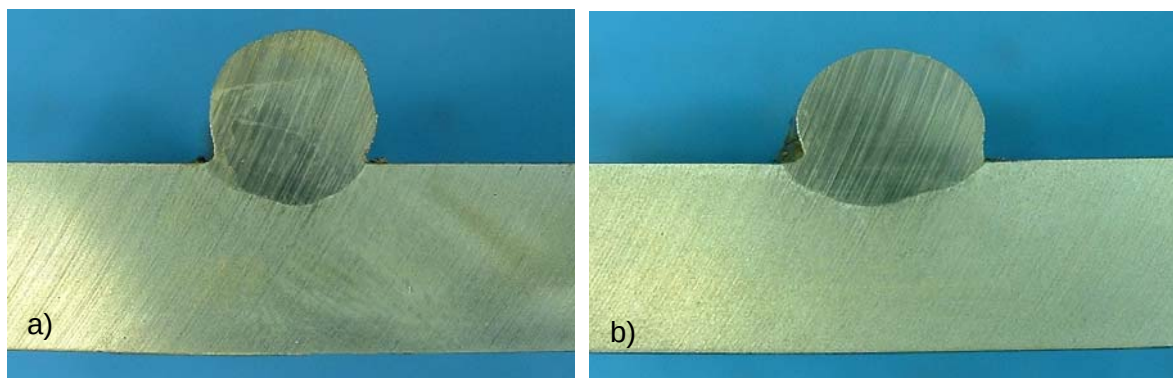


Figura 6.13 – Seção transversal do cordão de solda antes (a) e após o ajuste da indutância (b).

Em seguida efetuaram-se cordões de solda de revestimento (cordões paralelos) com cada consumível para analisar a sua exeqüidade e também para fixar a distância entre cordões, ou passo da solda (P), responsável pela sobreposição parcial dos cordões. A Tab. 6.4 apresenta os parâmetros de soldagem utilizados para a soldagem das chapas de testes.

Tabela 6.4 – Parâmetros de soldagem para a soldagem das chapas de testes e confecção dos corpos de prova para ensaio de desgaste. $K_s = 20$ e $K_d = 05$.

Tipo de Arame	D (mm)	V_{alim} (m/min)	V_{sold} (cm/min)	U_r (V)	P (mm)	DBCP (mm)	I_m (A)
FeCrC	1,6	10	50	28	6	35	268,8
FeCrC+Nb	1,6	10	50	28	6	30	270,4
FeCrC+Ti	1,6	10	50	28	7	32	269,3

Onde: D= diâmetro do consumível; I_m = corrente média; U_r = tensão de referência; P= passo da solda ou distância entre centros de cordões adjacentes; DBCP= distância bico de contato-peça, I_m = corrente média; k_s = indutância de subida; k_d = indutância de descida.

6.4. Comentários finais do capítulo

- A composição química do arame tubular apresenta influência significativa nos valores de corrente de soldagem e nos mapas de transferência, em especial, na região de curto-circuito;
- O tipo de arame teve significância na diluição, no rendimento de deposição, na constante de fusão e na frequência de curto-circuitos;
- O arame da liga FeCrC, apresentou faixa de trabalho na região de curto-circuito mais ampla que os arames +Nb e +Ti e, além disso, apresentou os melhores resultados de rendimento de deposição, menor diluição e constante de fusão, além de frequência de curto-circuitos intermediária;
- O arame de liga FeCrC+Nb apresentou os melhores resultados, representados, respectivamente, pela menor diluição, maior constante de fusão, maior frequência de curto-circuitos, além de elevado rendimento de deposição, próximo ao FeCrC;
- O arame de liga FeCrC+Ti apresentou o pior desempenho quanto aos parâmetros investigados (maior diluição, menor rendimento de deposição e a menor frequência de curto-circuitos), exceto pelo resultado intermediário de constante de fusão;
- A maior estabilidade da transferência para menor energia de soldagem (combinação de 10 V e 10m/min), aliada à menor diluição e ao elevado rendimento obtido nessas condições, concordam com a literatura consultada de se utilizar baixos valores de

corrente para se obter melhor desempenho de resistência ao desgaste de revestimentos duros.

- Como os melhores resultados foram obtidos com os três arames na condição de menor tensão (28 V) e maior velocidade de alimentação (10 m/min), decidiu-se então utilizar esses parâmetros e efetuar o ajuste na DBCP, de forma a se obter a mesma corrente de soldagem com cada consumível e utilizar essa condição para se construir os corpos de prova para a avaliação de desgaste, dando-se continuidade ao trabalho.

