



INSTITUTO SUPERIOR DE ENGENHARIA DE LISBOA
Departamento de Engenharia Mecânica

ISEL



Comportamento à fadiga de juntas soldadas de aços tipo 460M com fios fluxados

CLEUBER JOSÉ DIAS

Licenciado em Engenharia Gestão Industrial

Trabalho Final de Mestrado para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica

Orientadores:

Professor António Correia da Cruz

Professor Eduardo Manuel Dias Lopes

Professor Doutor Manuel António Gomes

Júri:

Presidente: Professor Doutor João Carlos Quaresma Dias

Vogais: Professora Doutora Maria Luísa Coutinho Gomes de Almeida

Professora Doutora Maria Alexandra Souza Rodrigues

Professor Doutor Manuel António Gomes

Professor Eduardo Manuel Dias Lopes

Novembro de 2013



INSTITUTO SUPERIOR DE ENGENHARIA DE LISBOA
Departamento de Engenharia Mecânica

ISEL

Comportamento à fadiga de juntas soldadas de aços tipo 460M com fios fluxados

CLEUBER JOSÉ DIAS

Licenciado em Engenharia Gestão Industrial

Trabalho Final de Mestrado para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica

Orientadores:

Professor António Correia da Cruz

Professor Eduardo Manuel Dias Lopes

Professor Doutor Manuel António Gomes

Júri:

Presidente: Professor Doutor João Carlos Quaresma Dias

Vogais: Professora Doutora Maria Luísa Coutinho Gomes de Almeida

Professora Doutora Maria Alexandra Souza Rodrigues

Professor Doutor Manuel António Gomes

Professor Eduardo Manuel Dias Lopes

Novembro de 2013

À minha esposa, Luciana.

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Agradecimentos

A execução desta dissertação não poderia ser concretizada se não fosse realizada com todo empenho, dedicação e instigações significativas com o intuito de uma conclusão académica do curso de mestrado e com especial contributo das seguintes pessoas na realização deste trabalho:

Ao Professor Doutor José F. Oliveira Santos, meu professor, que me proporcionou a oportunidade de estagiar no ISQ e pela orientação dada durante a vida académica.

Ao Professor António Correia da Cruz, meu orientador, pelo qual agradeço o apoio, a orientação e disponibilidade manifestada durante a vida académica que me permitiram encontrar informações e soluções que em muito contribuíram para a execução desta dissertação.

Ao Professor Eduardo Manuel Dias Lopes, meu coorientador, pela competência científica e acompanhamento do trabalho, pela disponibilidade ao longo da investigação, assim como pelas críticas, correções e sugestões proeminentes feitas durante a orientação.

Ao Professor Doutor Manuel António Gomes, meu coorientador, pela proficiência científica e pelo inestimável apoio na preparação dos ensaios mecânicos, pela orientação e permanente disponibilidade sempre manifestada.

Agradeço ao Instituto de Soldadura e Qualidade que me proporcionou realização de toda parte experimental indispensáveis para a realização desta investigação, em especial aos meus colegas do LABMAT (Laboratório de ensaios mecânicos destrutivos) pela colaboração prestada e apoio nos mais variados problemas que surgiam durante a realização deste trabalho.

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Resumo

A procura de energias renováveis com grande capacidade de produção leva as empresas ligadas ao sector eólico a repensarem o aumento de potência dos novos geradores.

Atualmente, as torres eólicas *onshore* convencionais em aço atingiram os limites de eficiência, dimensão, transporte e peso e necessitando de adquirir licenças especiais para transportar tais estruturas nas vias de comunicação existentes. Em alternativa recorrem a estrutura de betão ou mista para contornar estes problemas. A engenharia mecânica em particular procura soluções para ultrapassar a potência atual de cerca de 3 MW para evitar estes problemas e competir com estruturas em betão.

Esta trabalho visa estudar algumas particularidades que permitam o projeto, construção e montagem de torres monolíticas com altura superior a 120 metros em aço de alta resistência S460 M, com diâmetro de base de superiores a seis metros e totalmente soldadas. Devido ao gigantismo desta solução a estrutura da torre será soldada em estaleiros junto ao local de montagem no qual serão feitas juntas longitudinais e transversais. Como se trata de estruturas soldadas com todos os problemas associados ao fenómeno da entrega térmica, o presente trabalho centrou-se principalmente no comportamento à fadiga de juntas soldadas com uma das alternativas utilizando fios fluxados com proteção gasosa. Os resultados obtidos, quando comparados com o Euro código 3 de construções em uma determina classe específica de curva de resistência à fadiga DC112, demonstraram essa viabilidade.

Palavras-Chaves

Energia Eólica, Fadiga de Estruturas Soldadas, Fios Fluxados, Aços de alta resistência

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Abstract

Market demand for renewable energies with higher production capacity, is a driven force for companies within this business area, to achieve wind generators with higher power.

Conventional wind onshore towers are actually manufactured with steel are achieving the efficiency, dimensions and weight limits, with constraints in obtain logistic licenses due to the existing accessibilities. The alternative is to build these giant structures on site using concrete or a mix steel-concrete for higher power. Mechanical Engineering is searching new solutions for powerfully WEC with more than 3MW to avoid these problems and competing healthy with concrete solutions. This investigation aims to study monolithic wind towers of great size, over 120 meters high, built in S460 M high strength steel and 7 meters wide in base diameter using a particular welding method, the flux cored arc welding process. This thesis is oriented to study some issues, allowing design, construction and erection of monolithic towers higher than 120m totally welded and using HS type steels, with diameters with more than 5m and of course except base and top where both bolted flanges. The concept will be to weld the tower on site to overcome the over-dimensionally of that structure with transversal and longitudinal joints. The effect of heat input is the focus of the work-project with a fatigue resistance where FCAW has a role to play. The results achieved, when compared with Eurocode 3 in relation with the specific fatigue resistance class DC112, validated that possibility.

Keywords

Wind Energy, Fatigue of Welded Structures, Flux Cored Wires, High Strength Steels

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Índice

Agradecimentos	III
Resumo	V
Palavras-Chaves.....	V
Abstract	VII
Keywords.....	VII
Índice.....	IX
Lista de Figuras.....	XIII
Lista de Tabelas	XVII
Abreviaturas	XIX
CAPÍTULO 1	1
1.1 Objetivo e motivação.....	2
1.2 Introdução	3
1.3 Estrutura da dissertação	6
CAPÍTULO 2.....	7
2.1 Energia eólica.....	8
2.1.1 Vantagens da energia eólica.....	10
2.1.2 Desvantagens da energia eólica	11
2.1.3 Funcionamento de uma torre eólica	11
2.1.4 Transporte de torres eólicas	13
2.2 Aço de alta resistência S460 M.....	20
2.3 Processo de soldadura fios fluxados (FCAW).....	21
2.3.2 Pontes fortes (FCAW)	22
2.3.2 Pontes fracos (FCAW).....	23
2.3.3 Zona termicamente afetada	23
2.3.4 Consumível aplicado ao projeto.....	25
2.3.5 Gás de proteção	25
2.4 Breve história sobre mecanismo de fadiga	28
2.4.1 Introdução à fadiga	29
2.4.2 Mecânica da fratura	31
2.4.2.1 Mecânica da fratura linear elástica	31
2.4.2.2 Mecânica da fratura elastoplástica.....	33
2.4.2.3 Mecânica da fratura aplicada à fadiga	37

2.4.5	Influência da tensão média no comportamento à fadiga	40
2.4.6	Condições que influenciam à fadiga em juntas soldadas	41
2.4.6.1.1	Origem das tensões residuais devido a soldadura	41
2.4.6.1.2	Distribuição das tensões residuais devido a soldadura	43
2.4.6.1.3	Efeitos das tensões residuais	44
2.4.6.2	Geometria do cordão.....	45
2.4.6.3	Defeitos no cordão de soldadura	46
2.4.6.4	Concentração de tensões no cordão de soldadura	47
2.4.7	Acumulação do dano devido à fadiga	48
2.4.8	Técnica de melhoria á fadiga em juntas soldadas	50
2.4.8.1	Técnica de maquinagem	51
2.4.8.2	Refusão ao TIG.....	51
2.4.8.3	Modificação na distribuição das tensões residuais	53
	CAPÍTULO 3.....	54
3.1	Instrumentação da chapa de aço S460 M	55
3.1.1	Procedimentos.....	55
3.1.2	Montagem dos termopares e LVDT.....	55
3.2	Instrumentação do provete.....	60
3.3	Caracterização do material	62
3.3.1	Ensaio de tração do material de adição	62
3.3.2	Ensaio de charpy	64
3.3.3	Estudo da rugosidade.....	66
3.3.4	Procedimento para ensaios CTOD	70
3.3.5	Ensaio de dureza.....	75
3.4	Procedimento para ensaios de fadiga	77
3.4.1	Aquisição de provetes.....	77
3.4.2	Equipamento utilizado no ensaio	78
	CAPÍTULO 4.....	80
4.1	Análise dos ensaios de fadiga	81
4.2	Estudo das superfícies de fratura.....	90
4.3	Micrografia da amostra soldada	94
	CAPÍTULO 5.....	98
5.1	Conclusões	99

5.2 Sugestão para trabalho futuro	101
Bibliografia.....	102
ANEXOS	109
Anexo A	110
Anexo B.....	111
Anexo C.....	112
Anexo D	119
Anexo E.....	120
Anexo F.....	122
Anexo G	124
Anexo H	125
Anexo I.....	126
Anexo J.....	128
Anexo L.....	129
Anexo M.....	130

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Lista de Figuras

Figura 1- Moinho de vento persa na cidade de Neh [2].	8
Figura 2 - Primeiro moinho de vento projetado para geração de energia elétrica por Charles F. Brush [3].	9
Figura 3 - Esquema básico de uma torre eólica [7].	12
Figura 4 - Ilustração sobre problemas de transporte de torres eólicas [9].	13
Figura 5 - Ilustração de um acidente com torre eólica [10].	14
Figura 6 - Ilustração sobre dificuldade de transporte de uma WEC em zonas remotas [11].	15
Figura 7 - Ilustração sobre limitação em termos de diâmetro das WEC versus construções já existente [11].	15
Figura 8 - Ilustração sobre torres convencionais com flange [10].	16
Figura 9 - Ilustração como será transportada a WEC [11].	17
Figura 10 - Ilustração sobre construção de torres eólicas soldadas [12].	18
Figura 11 - Gráfico comparativo entre os dois tipos de aço e Massa versus diâmetro [12].	19
Figura 12 - Ilustração do processo de soldadura FCAW com proteção gasosa [17].	21
Figura 13 - Ilustração do processo de soldadura FCAW (auto protegido) [16].	22
Figura 14 - Ilustração da ZTA [18].	23
Figura 15 - Ilustração de alteração da estrutura do material após entrega térmica [18].	24
Figura 16 - Equipamentos usados para soldadura FCAW [11].	25
Figura 17 – Microestruturas [11].	26
Figura 18 - Ilustração para nucleação de uma fissura [23].	29
Figura 19 - Ilustração dos estágios de fissura por fadiga [26].	30
Figura 20 - Ilustração da distribuição da tensão adjacente a fenda MFLE [30].	32
Figura 21 - Ilustração segundo Irwin sobre abertura da fenda em função da tensão [26].	33
Figura 22 - Ilustração da distribuição da tensão adjacente a fissura MFEP [30].	34
Figura 23 - Ilustração da abertura da superfície da fenda com boleamento [31].	34
Figura 24 - Ilustração do integral de linha (J) em um comportamento não linear [24,71].	36
Figura 25 - Ilustração da evolução da fenda em vários níveis de tensão [33].	37
Figura 26 - Gráfico ilustrativo da propagação da fenda da/dn em função ΔK [26].	38
Figura 27 - Ilustração da propagação da fissura do aço S 355 J2.	39
Figura 28 - Efeito da tensão média para uma carga uniaxial [34].	40
Figura 29 - Ilustração das tensões residuais longitudinais durante a soldadura [35].	41
Figura 30- Ilustração da distribuição da tensão residual em 3D num cordão de soldadura [35].	42
Figura 31 - Ilustração da distribuição da tensão residual em 2D num cordão de soldadura [35].	43
Figura 32 - Ilustração do efeito da tensão tração com a tensão residual [35].	44
Figura 33 - Ilustração de uma chapa com espessura de 10 mm com chanfro V.	45
Figura 34 - Ilustração sobre alguns defeitos no cordão de soldadura.	46

Figura 35 - Ilustração da distribuição de tensões [24].	47
Figura 36 - Ilustração sobre o dano à fadiga baseado na lei de Miner [33].	48
Figura 37 - Ilustração dos parâmetros proposto por Wong [33].	49
Figura 38 - Ilustração com metodologias para melhoria do comportamento à fadiga.	50
Figura 39 - Ilustração de um método a retirar material e por consequência introduzir tensões de compressão.	51
Figura 40 - Ilustração de refusão á TIG [36].	52
Figura 41 - Ilustração de um martelamento para reduzir tensão residual e variação de grãos para grenalhagem [12].	53
Figura 42 - Ilustração do posicionamento dos termopares e LVDT.	55
Figura 43 - Ilustração de montagem da chapa com os respectivos transdutores.	56
Figura 44 - Ilustração de instrumentação da chapa com vários passes de soldaduras e o respectivo resultado do trabalho.	57
Figura 45 - Gráfico com resultado da distorção de ensaio na chapa de 30 mm.	58
Figura 46 - Ilustração com microscópio de varrimento onde observa-se a introdução de tensão de flexão devido a distorção na chapa.	59
Figura 47 - Ilustração da instrumentação de um provete.	60
Figura 48 - Ilustração sobre a deformação não recuperada do provete instrumentado.	61
Figura 49 - Ilustração do gráfico curva tensão versus extensão do ensaio de tração [46].	63
Figura 50 - Ilustração de provetes para ensaio charpy [48].	64
Figura 51 - Resultados do ensaio charpy do material de adição aplicado no aço S355 J2.	65
Figura 52 - Resultados do ensaio charpy do material de adição aplicado no aço S460 M.	65
Figura 53 - Ilustração experimental de rugosidade paralelo a soldadura.	67
Figura 54 - Ilustração experimental de rugosidade perpendicular a soldadura.	67
Figura 55 - Ilustração sobre o gráfico mensurável pelo rugosímetro [51].	68
Figura 56 - Ilustração sobre abrasivos usados nos ensaios.	69
Figura 57 - Ilustração sobre a geometria do provete consoante a norma.	70
Figura 58 - Ilustração da pré-compressão no provete e o entalhe mecânico.	70
Figura 59 - Ilustração da pré-fissura através de microscópio portátil.	71
Figura 60 - Ilustração sobre montagem do CTOD juntamente com <i>clip gauge</i> e resultado final do ensaio.	71
Figura 61 - Ilustração dos provetes a serem mergulhados em azoto.	72
Figura 62 - Ilustração sobre os pontos de medição da fissura do CTOD consoante a norma BS7448.	72
Figura 63 - Ilustração sobre os pontos de análise para dureza do material.	75
Figura 64 - Ilustração sobre dureza do material em estudo S460 M.	75
Figura 65 - Ilustração sobre dureza do material em estudo S355 J2.	76
Figura 66 - Chapa soldada topo a topo para aquisição dos provetes.	77
Figura 67 - Provelte para ensaio à fadiga sem as arestas viva com $t=10\text{mm}$.	77
Figura 68 - Ilustração de uma servo-hidráulica com capacidade de 250 kN (ISQ).	78
Figura 69 - Ilustração do gráfico de ciclo pulsante para tensão sinusoidal.	78

Figura 70 - Ilustração sobre o colapso do provete na face do cordão de soldadura.	81
Figura 71 - Gráfico com resultados de ensaios de fadiga com aço S355 J2 consoante o EC3.....	82
Figura 72 - Gráfico com resultados de ensaios de fadiga com aço S460 M consoante o EC3.....	84
Figura 73 - Gráfico com resultados de ensaios de fadiga com provetes afagados, aço S355 J2 consoante o EC3.....	85
Figura 74 - Gráfico com resultados de ensaios de fadiga com provetes afagados, aço S460 M consoante o EC3.....	86
Figura 75 - Gráfico com resultados de ensaios com técnica de melhoria à fadiga, aço S355 J2.....	87
Figura 76 - Gráfico de dados obtidos com ensaio de provetes soldado mais grenalhagem.	88
Figura 77 - Gráfico de dados obtidos com ensaio de provetes afagado mais grenalhagem e refusão à TIG, aço S460 M.....	89
Figura 78 - Ilustração sobre Microscópio Eletrónico de Varrimento.	90
Figura 79 - Ilustração sobre superfície de fratura do provete aço S355 J2; a) Superfície geral do provete, b) Zona de iniciação de fadiga.....	90
Figura 80 - Ilustração sobre superfície de fratura do provete aço S355 J2; c) Zona de propagação estável da fenda, d) Zona de transição de fadiga.	91
Figura 81 - Ilustração sobre propagação instável da fenda ate rutura do aço S355 J2. ..	91
Figura 82 - Ilustração sobre superfície de fratura do provete aço S460 M; a) Superfície do provete, b) Zona de iniciação de fadiga.	92
Figura 83 - Ilustração sobre superfície de fratura do provete aço S460 M; c) Zona de propagação estável da fenda, d) Zona de transição de fadiga.	92
Figura 84 - Ilustração sobre superfície de fratura do provete aço S460 M de na fase propagação instável da fenda (rutura).....	93
Figura 85 - Micrografia da amostra soldada MB. Ataque 2% de Nital.	95
Figura 86 - Micrografia da amostra soldada ZTA. Ataque 2% de Nital.....	95
Figura 87 - Micrografia da amostra soldada LF. Ataque 2% de Nital.....	96
Figura 88 - Micrografia da amostra soldada MF 1º passe de soldadura. Ataque 2% de Nital.....	96
Figura 89 - Micrografia de amostra soldada MF 2º passe de soldadura. Ataque 2% de Nital.....	97

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Lista de Tabelas

Tabela 1 - Composição química do aço S460 M e CEV [15]	20
Tabela 2 - Parâmetros de soldadura usados no ensaio.	56
Tabela 3 - Valores sobre carregamento do provete e dados do extensômetro.	60
Tabela 4 - Valores calculados em relação a tração e a flexão consoante a tabela 3.	61
Tabela 5 - Resultados dos ensaios de tração em provetes soldados.	62
Tabela 6 - Resultados divulgados do fabricante ensaio charpy [15].	64
Tabela 7 – Dados experimentais de rugosidade paralelo a soldadura.	66
Tabela 8 - Dados experimentais de rugosidade perpendicular a soldadura.	67
Tabela 9 - Resultados de valores do ensaio de CTOD zona soldada.	73
Tabela 10 - Resultados de valores do ensaio de CTOD zona soldada.	74
Tabela 11 - Resultados de valores do ensaio de CTOD S460 M zona soldada.	74
Tabela 12 - Resultados de ensaios de fadiga com aço S355 J2.	82
Tabela 13 - Resultados de ensaios de fadiga com aço S460 M.	83
Tabela 14 - Resultados de ensaios de fadiga com provetes afagados, aço S355 J2.	85
Tabela 15 - Resultados de ensaios de fadiga com provetes afagados, aço S460 M.	86
Tabela 16 - Resultados de ensaios com técnica de melhoria à fadiga, aço S355 J2.	87
Tabela 17 – Resultados de ensaios com provetes já ensaios, onde os mesmos não colapsaram, usando a técnica de grenalhagem no cordão de soldadura.	88
Tabela 18 – Resultados de ensaios com provetes, onde estes não colapsaram, usando a técnica de grenalhagem na superfície afagada e refusão a TIG, aço S460 M.	89
Tabela 19 - Tabela como título de exemplo consoante a exigência da rugosidade para determinadas aplicações [51].	111
Tabela 20 – Resultados dos ensaios para seleção de parâmetros para soldadura FCAW [11].	112
Tabela 21 - Medição da pré-fissura mais entalhe mecânico, aço S460 M zona soldada.	128
Tabela 22 - Medição da pré-fissura mais entalhe mecânico, aço S460 M zona soldada ZTA.	128
Tabela 23 - Medição da pré-fissura mais entalhe mecânico, aço S355 J2 zona soldada.	128

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Abreviaturas

ISQ	Instituto de Soldadura e Qualidade
AWS	American Welding Society
FCAW	Flux Cored Arc Welding/ Soldadura por Fios Fluxados
EC3	Eurocode 3 EN 1993
WEC	Wind Energy Converter
ASTM	American Society for Testing and Materials
BSI	British Standards Institution
EUA	Estados Unidos da América
DNV	Det Norske Veritas
CEV	Carbono Equivalente
HV	Dureza Vickers
ZTA	Zona Termicamente Afetada
MB	Material Base
MF	Material Fundido
LF	Linha de Fusão
HSS	High Strength Steel /Aço de Alta Resistência
SAW/SAS	Submerged Arc Welding/ Soldadura por Arco Submerso
LVDT	Linear Variable Differential Transformer/ Transformador Diferencial Variável Linear
TIG	Tungsten Inert Gas/Soldadura com Eletrodo não Consumível de Tungstênio e Proteção de Gás Inerte
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MFEP	Mecânica da Fratura Elastoplástica
ST011	Referência interna para identificação do aço S460
ST016	Referência interna para identificação do aço S460
ST018	Referência interna para identificação do aço S355
ST019	Referência interna para identificação do aço S355

Simbologia

K_t	Concentração de Tensão
σ_m	Tensão Média
σ_a	Tensão Alternada
σ_{min}	Tensão Mínima
σ_{max}	Tensão Máxima
$\Delta\sigma$	Gama de Tensão
σ_y	Tensão adjacente a fenda
σ	Tensão Aplicada
ϵ	Deformação
E	Módulo de Elasticidade

G	Taxa de Libertação de Energia
ν	Coefficiente de Poisson
K_I	Fator de Intensidade Tensão
Y	Constante Depende da Geometria
a	Dimensão do Defeito
π	Constante
K_{IC}	Fator de Intensidade Tensão Crítico
δ	Deslocamento da Abertura na Frente da Fenda (CTOD)
δ_c	Deslocamento da Abertura na Frente da Fenda Crítico
Ra	Rugosidade Média
Rz	Rugosidade Média entre cinco valores parciais
Rt	Rugosidade Total
Rmax	Rugosidade Máxima
DC	Limite de resistência à fadiga
Da/Dn	Taxa de Propagação da Fenda de Fadiga
C	Constante depende do material
m	Declive da reta
D	Dano
N	Número de Ciclos
J	Valor do Integral J
L	Comprimento Final
L_0	Comprimento Inicial
ΔT	Variação da Temperatura
α	Coefficiente de dilatação

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

CAPÍTULO 1

Objetivo e Motivação

Introdução

Estrutura da dissertação

1.1 Objetivo e motivação

O presente documento tem como objetivo o estudo do comportamento à fadiga em juntas soldadas topo a topo para aplicação em estruturas tubulares de torres eólicas em aço de alta resistência do tipo S460M. A soldadura foi realizada com fios fluxados com proteção gasosa (automatizado) tendo sido realizadas várias dezenas de ensaios com configurações geométricas típicas de estruturas monolíticas de grandes dimensões para avaliação do seu comportamento em serviço.

A principal motivação que levou a escolher o tema desta dissertação foi o fato de estar a participar num projeto de Investigação e Desenvolvimento (I&D) com uma componente experimental em curso, no Instituto de Soldadura e Qualidade (ISQ). Este trabalho possibilitou uma oportunidade de desenvolver e aplicar conhecimentos adquiridos durante a formação académica associado a uma enorme possibilidade de aprendizagem em ambiente de laboratório de investigação e com uma grande componente experimental.

1.2 Introdução

Atualmente, as estruturas das torres dos geradores eólicos *Onshore* são fabricadas maioritariamente em aço e depois transportadas para a zona de implantação, para serem posteriormente montadas. Porém, para potências superiores de 3 MW, que possuem maior eficiência e fazem parte da nova geração de aerogeradores, as torres necessitam de transporte especial e toda a logística envolvida devido à sua grande dimensão e os acessos disponíveis, impõem restrições que é necessário ultrapassar. As alternativas para solucionar este problema tem sido a construção de estruturas em betão ou mista, porque estas são construídas em estaleiros junto a zona de implantação e consequentemente com uma menor necessidade de logística de transporte.

Contudo, a engenharia mecânica tem vindo a desenvolver soluções para construção de torres em aço que permita competir com as de betão e no futuro o gigantismo para potências maiores irá requerer novas soluções construtivas. Existem algumas possibilidades que estão a ser estudadas sendo um desses casos o que está a ser estudado no ISQ no âmbito de um grande projeto em parceria com outros participantes da União Europeia.

A solução tradicional em aço recorre à construção de troços com juntas circulares flangeadas que são montadas localmente. Esta solução recorrente tem limitações, pois as secções constitutivas da torre não podem ultrapassar cerca de 4,0 m de diâmetro para geradores que ultrapassem os 3MW de potência devido às acessibilidades o que limita a projeto.

A solução em estudo recorre a uma nova conceção de transporte em telhas para solucionar os diâmetros maiores correspondentes à parte inferior da torre e a soldadura destes troços localmente. Uma outra componente desta conceção em estudo e a possibilidade de tornar-se torre monolítica, i.e., não recorrendo à utilização de flanges para ligar os troços verticais mas recorrer a juntas soldadas circulares.

Apenas os topos superiores e inferiores manterão flanges, pois as alternativas necessitam de estudos específicos que não se enquadram neste projeto. Para se atingirem os objetivos pretendidos houve opções estudadas pelo consórcio que implicam a utilização de aços de alta resistência, com boa soldabilidade, soldadura local automatizada e diminuição de peso total da torre. Isto implicou a procura de um compromisso entre estas premissas para otimização dos custos de construção que

podem levar à necessidade de fabricação local que será rentável se for aplicada num parque com alguma dimensão, e.g., com potência total instalada superior a 100 MW.

A presente tese tem como objetivo a exploração de soluções construtivas que conciliem a utilização de aços de alta resistência com boa soldabilidade e bom comportamento mecânico, i.e., tenacidade, manutenção da resistência mecânica potencialmente suscetível de alteração pela soldadura, conhecimento das tensões e deformações derivadas da complexidade da montagem local e boa resistência à fadiga. Um elemento que teve de ser conciliado com a diminuição de espessura foi a suscetibilidade à instabilização e que foi estudada inicialmente pelo consórcio. Deste modo as condições-fronteira foram inicialmente bem definidas cabendo parte do trabalho levado a cabo pelo ISQ no domínio da resistência à fadiga e para um determinado processo de soldadura.

O estudo da resistência à fadiga e todas as envolventes a este objetivo e a comparação com aços tradicionalmente são objetivamente um desafio interessante levado a cabo no âmbito desta tese. Este estudo recorreu a uma experimentação extensa, complementada pela mecânica da fratura e outros ensaios mecânicos, todos conducentes às conclusões obtidas.

A presente dissertação mostra a metodologia experimental e os respetivos resultados obtidos e uma avaliação preliminar das soluções encontradas. Os resultados obtidos validaram as premissas da conceção, definindo os limites de aceitação que são função de variadíssimos fatores estudados ao longo deste trabalho. O facto de se ter conseguido validar a potencial utilização é uma contribuição com aplicação futura na construção de torres eólicas.

O estudo do comportamento à fadiga de elementos soldados usou dois tipos de aços, S355 J2 geralmente usado em torres convencionais e S460 M potencial substituto do primeiro com vantagens. O S355 J2 serviu como referência pois é o material normalmente utilizado.

O presente projeto não teve como objetivo elaborar uma nova curva de resistência à fadiga mais sim comparar os resultados obtidos com os do Euro Código 3, para um limite específico de resistência à fadiga o DC 112, limite esse determinado para o projeto por modelação e otimização.

Resumindo a utilização de aços de alta resistência com processos de soldadura bem definidos, para construção monolítica é uma opção viabilizada e validada mantendo ou mesmo melhorando as características definidas pela conceção desta solução e enquadrando-se dentro das condições dos códigos de construção.

1.3 Estrutura da dissertação

A presente dissertação está organizada em 5 capítulos. No **Capítulo 1**, definem-se os objetivos, motivação e introdução. No **Capítulo 2**, é feita uma revisão bibliográfica de todos os processos envolvidos neste projeto. O **Capítulo 3** descreve todos os procedimentos e instrumentação dos ensaios envolvidos nesta investigação e no **Capítulo 4**, Análise dos ensaios à fadiga. No **Capítulo 5** descrevem-se as conclusões finais da dissertação com proposta de trabalho futuro.

Neste documento também estão identificados alguns anexos e descrito um vasto número de informações referentes a todo o trabalho desenvolvido na presente dissertação.

CAPÍTULO 2

Revisão Bibliográfica

Energia eólica

Aço S460 M

Processo de soldadura com fios fluxados (FCAW)

Fadiga

2.1 Energia eólica

Os historiadores acreditam que os chineses já usavam este método para ajudar nos trabalhos agrícolas e na irrigação de seus campos em 200 AC, como forma de utilização de energia.

Em muitas partes do mundo os moinhos de vento foram largamente usados, muitas civilizações com seus conhecimentos da época, já tinham descoberto a sua potencialidade, principalmente para ajudar no dia-a-dia do agricultor, e.g., na moagem de trigo, milho e outros cereais. Estes processos usam os ventos para transformarem energia cinética em energia mecânica tornando a agricultura mais rápida e produtiva, menos dependente do esforço humano. Estes geradores desempenharam certamente uma forte influência na economia agrícola durante vários séculos [1].

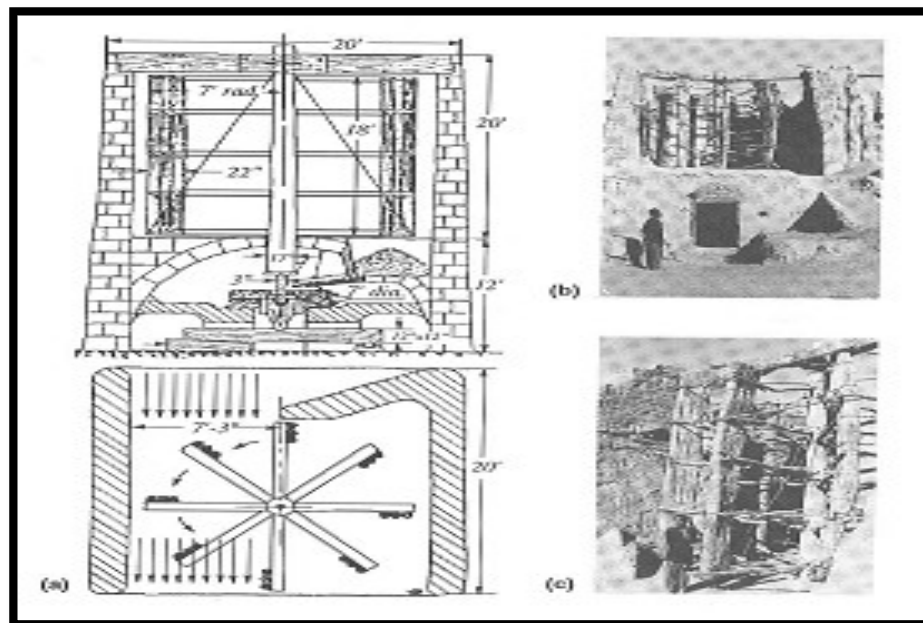


Figura 1- Moinho de vento persa na cidade de Neh [2].

Na Europa, particularmente na Holanda foi crucial o uso dos moinhos de vento na recuperação de campos alagados, os geradores tiveram um papel fundamental na drenagem das terras e melhorando a produção agrícola.

Mas foi no fim do século XIX que Charles F. Brush desenvolveu na cidade de Cleveland o primeiro moinho de vento destinado a geração de energia elétrica com uma potência de 12 KW, com uma torre de 18 metros, 144 pás e ficou em operação durante 20 anos, sendo desativado em 1908 [3].

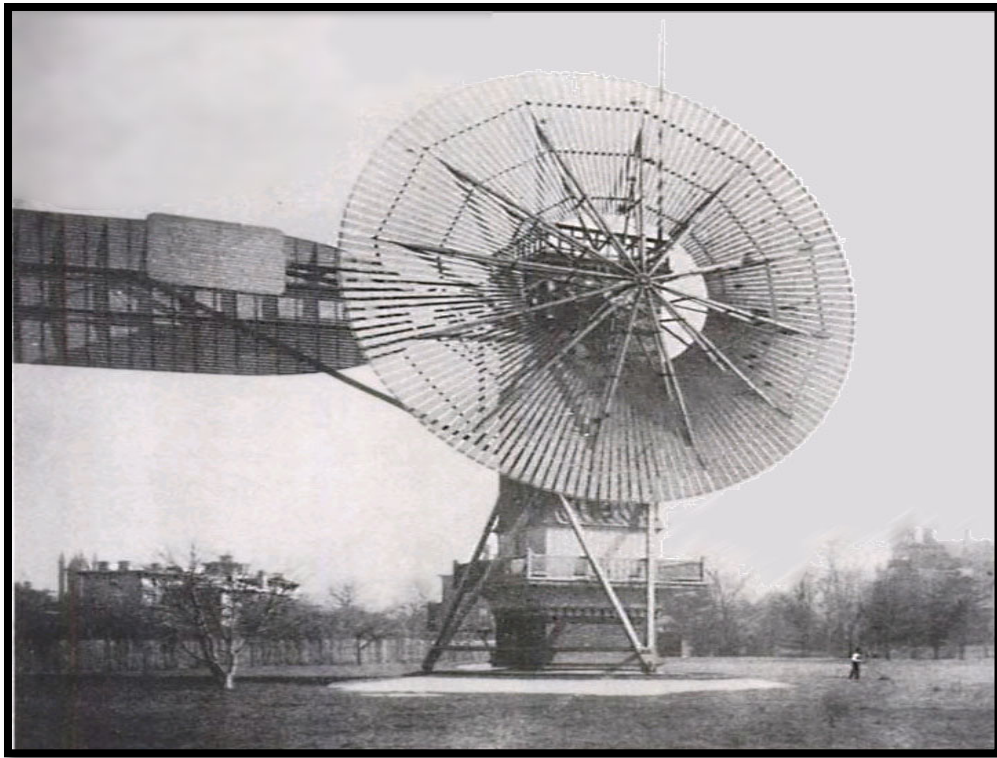


Figura 2 - Primeiro moinho de vento projetado para geração de energia elétrica por Charles F. Brush [3].

Porém, foi em 1930 na então União Soviética que se desenvolveram torres de maiores dimensões e conseguiu-se ligar à rede de distribuição com potência de 100 KW [3].

Durante a segunda guerra mundial foram desenvolvidos aerogeradores com mais eficiência na produção de energia elétrica, com destaque para Estados Unidos da América (EUA) que em 1941 desenvolveu um grande aerogerador em aço com 33,5 metros de altura e aproximadamente 16 toneladas que operou na montanha de Vermont; contudo, em 1945 uma de suas pás colapsou por fadiga [3], e com o fim da guerra foi novamente abandonado, porque acreditavam que economicamente não era competitivo no mercado.

A produção de energia através dos aerogeradores foi novamente considerada como opção durante a crise petrolífera, que determinou outros caminhos e interesses pelas energias alternativas ao petróleo; surgiram muitos investigadores e estudiosos estimulando o redescobrir de novas formas ecológicas e economicamente fiáveis para produção de energia. As turbinas eólicas produzidas durante este período eram essencialmente para investigação e eram excessivamente dispendiosas. Contudo nos anos 80, devido aos resultados de investigações tornou-se novamente uma realidade a

construção de geradores eólicos. Os primeiros aerogeradores comerciais foram instalados neste mesmo ano, na Europa e nos EUA [4].

Na década de 90 surgiram as preocupações com o meio ambiente e emissões de gases efeito estufa, com a assinatura do Protocolo de Quioto muitos países foram obrigados a reduzir a emissão de gases poluentes para atmosfera, isto levou com que os países repensassem sua forma de produção de energia e comesçassem a apostar em energias renováveis, uma energia limpa, isto é, com baixo nível de poluição atmosférica e que não consumisse recursos fósseis [5].

Devido à investigação e muito investimento, os parques eólicos geram uma parte cada vez maior da energia elétrica global. Sendo a Alemanha, os EUA, Espanha, França, Dinamarca, China e Índia os maiores utilizadores de energia provenientes de Wind Energy Converter (WEC).

Com o constante crescimento da população, seus meios de subsistência e o alargamento das indústrias na maior parte do globo, tornou-se cada vez maior a necessidade de produção de energia elétrica que não consumisse recursos fósseis. A indústria da energia eólica vem desenvolvendo um importante papel por todo mundo com torres mais eficientes transformando a energia cinética dos ventos em energia elétrica mais verde, a WEC tornou-se um importante mercado e um fator económico promissor em grande parte do mundo.

2.1.1 Vantagens da energia eólica

- É uma fonte inesgotável;
- Não consome combustíveis fósseis e por isso não produz gases nem origina resíduos;
- Os parques eólicos são adaptáveis com a agricultura e a criação de gado;
- Criação de investimento e geração de emprego local;
- Os equipamentos têm uma grande durabilidade (vida útil) por isso são rentáveis;
- Criação de novas estradas;
- Diminuição do consumo de energética proveniente de combustíveis fósseis [6].

2.1.2 Desvantagens da energia eólica

- Instabilidade dos ventos é a principal desvantagem, que necessita a uma recolha criteriosa de dados dos locais de implementação;
- Introduce variações de tensão na rede elétrica;
- Há sempre um impacto visual, para os habitantes onde se situa a instalação;
- Impacte sobre a vegetação, aves do local e impacte sobre possíveis corredores de migração das aves;
- Impacte devido ao ruído de fundo [6].

2.1.3 Funcionamento de uma torre eólica

A energia extraída através de geradores eólicos funciona com o seguinte princípio; usa a energia cinética dos ventos com pás geometricamente desenhadas acompanhando a mesma tecnologia usada nas asas dos aviões.

O vento ao percorrer as pás faz com que as mesmas ganhem movimento, esta está ligada ao veio que está ligado a uma caixa de engrenagem fazendo aumentar significativamente sua rotação que liga-se ao gerador e conseqüentemente com a interação de todos estes movimentos entre os diversos componentes mecânicos, gerando energia elétrica.

Componentes principais de uma WEC:

1. Pás
2. Rotor
3. Caixa de engrenagem
4. Gerador elétrico
5. Sistema de controlo

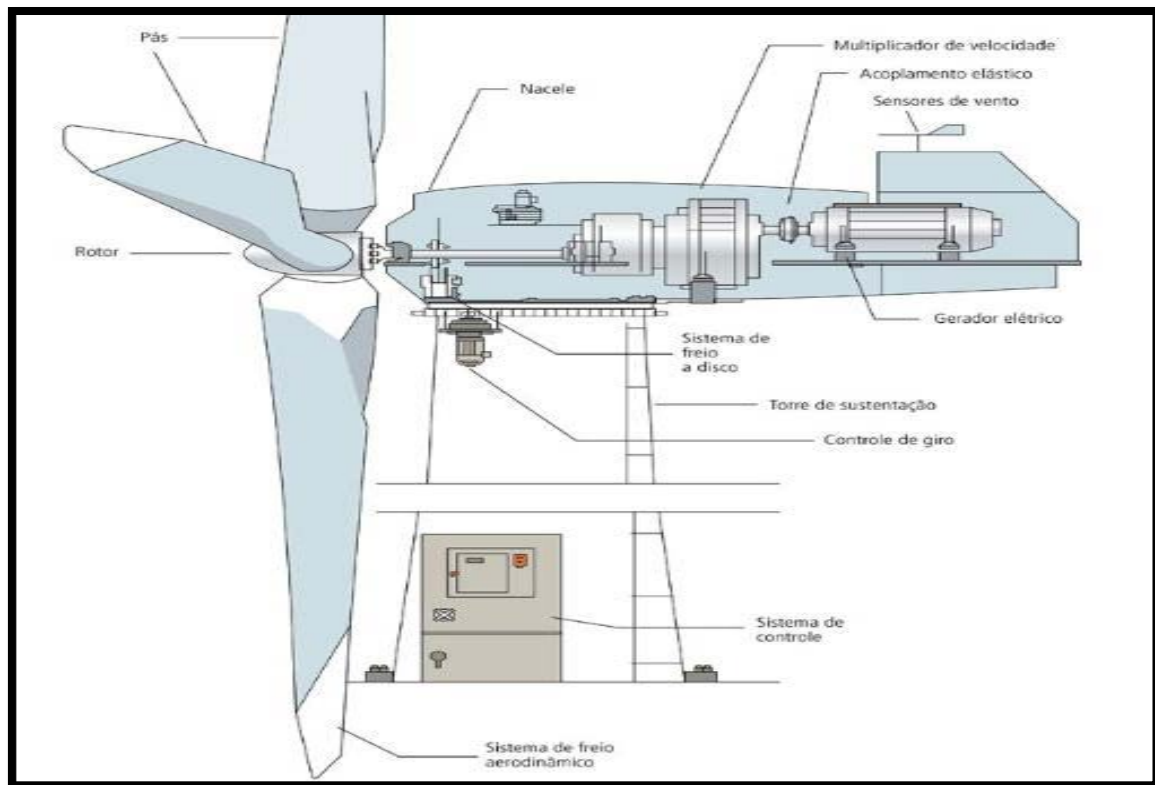


Figura 3 - Esquema básico de uma torre eólica [7].

1. Pás: O principal órgão de uma torre eólica são as pás, sua aerodinâmica é responsável pela interação com o vento, transformando parte de sua energia cinética em trabalho mecânico. Originalmente fabricadas em alumínio, hoje são fabricadas em fibras de vidro reforçadas com epóxi. As pás são fixadas com flanges na estrutura metálica a frente do aerogerador. A estrutura é construída em aço ou liga de alta resistência. Para aerogeradores que utilizem o controle de velocidade por passo, além de apresentar os rolamentos, também acomoda os instrumentos e motores para o ajuste do ângulo de investida (ataque) das pás.

2. Rotor: Veio principal ligado a pás que transmite rotação as engrenagens (multiplicadores), este possui um travão como modo de segurança, isto é, se a rotação ultrapassar o limite estipulado pelas normas o travão é acionado e o equipamento deixa de funcionar evitando o colapso de todo sistema, também pode ser usado no caso de a velocidade ser muito baixa obrigando o aerogerador a parar.

3. Caixa de Engrenagens: Tem como finalidade transmitir a energia mecânica através de um eixo até o gerador, é composta por eixos, engrenagens de transmissão e acoplamentos. Consiste em instalar a caixa de transmissão mecânica entre o rotor e o gerador, de modo a adequar a baixa velocidade do veio transmitida pelas pás em elevada rotação até gerador.

4. Gerador: Transforma energia mecânica de rotação em energia elétrica através de equipamentos de conversão eletromecânica.

5. Sistema de controlo: Determinar a orientação do rotor, o controlo da velocidade e a inspeção de carga dentro muitas outras finalidades de trabalho e de segurança.

Os parques eólicos podem operar com diferentes velocidades de vento, passando sensivelmente de 4 m/s até 25 m/s, e poderá ser instalada e operada eficientemente em diferentes locais e condições climáticas por todo globo [7].

2.1.4 Transporte de torres eólicas

É sabido que as melhores condições de captação de ventos estão em zonas mais remotas e com maior elevação como serras e montanhas. Mas isso traz alguns problemas em transportar tais estruturas, devido ao peso, comprimento e diâmetro, havendo também algumas restrições logísticas nas autoestradas para estruturas de grandes dimensões [8]. Como se pode observar na Figura 4 a complexidade em transportar pás de um gerador; esta encontra-se na berma à espera de uma licença para circular em uma via rápida devido sua dimensão.



Figura 4 - Ilustração sobre problemas de transporte de torres eólicas [9].

Além das dificuldades de transporte há sempre a probabilidade de acidente quando se está a transportar cargas desta magnitude como a WEC, mesmo quando se toma todas as providências para atenuar o efeito. A Figura 5 mostra nitidamente a dificuldade em transportar estruturas em zonas residenciais, onde por muitas vezes é o único acesso para chegar ao destino onde serão instaladas, podendo tornar a logística de transporte muito difícil e com algum acidente inesperado, consistindo em mais custo para o processo.



Figura 5 - Ilustração de um acidente com torre eólica [10].

Em muitos casos os problemas não estão só no transporte das WEC, o acesso ao local onde serão instaladas as torres é outro ponto importante quando se fala em zonas onde as condições são excelentes para captação dos ventos, contudo, pode sempre haver um ponto negativo nestes acessos, isto é, quando estas regiões são montanhosas tem-se estradas estreitas e demasiado sinuosas, originando outro problema para transportar torres eólicas o qual requer uma grande logística envolvida para contornar a situação, somados a vultosos custos em todo processo.

Na Figura 6 observa-se um exemplo de tal complexidade de acesso numa zona montanhosa e de estradas estreitas.



Figura 6 - Ilustração sobre dificuldade de transporte de uma WEC em zonas remotas [11].

Outro exemplo da dificuldade em transportar estruturas de grande dimensão (neste caso troço de torre), é sua limitação em termos de peso e de altura (diâmetro), porque nos dias atuais os transportes não podem ultrapassar os 4,3 metros de diâmetro devido as limitações do regulamento de transporte e as restrições provenientes de construções já existentes, consequentemente, originando mais custos para o processo de construção dos geradores [8].



Figura 7 - Ilustração sobre limitação em termos de diâmetro das WEC versus construções já existente [11].

Este projeto como referido tem como objetivo resolver o problema logístico de transporte, redução de custo e principalmente melhorar a produção de energia renovável, tendo em conta que este projeto visa avaliar a viabilidade de construção de WEC acima de 120 metros, com diâmetro de base acima de 7 metros tornando-a competitiva com as torres provenientes de betão [12].

Portanto, consideram-se alguns problemas neste tipo de estrutura de grande dimensão com diâmetro variável da base até topo da torre, que implicará grandes dificuldades no transporte e em toda logística envolvida como foi referido [12].

A solução encontrada para evitar este tipo de complexidade e tentar reduzir custos durante todo o processo, passa pela construção de estruturas tubulares totalmente soldadas com aço de alta resistência (S460 M) em estaleiros junto a zona de instalação.

Atualmente, as torres são fabricadas em aço S355 J2, com flanges para posteriormente montagem. Na nova concessão das torres os flanges juntamente com os pernos serão substituídos por juntas soldadas.

Investigações recentes restringem o uso de pernos usando o aço de alta resistência (HSS) por causa do seu mau comportamento à fadiga [12].

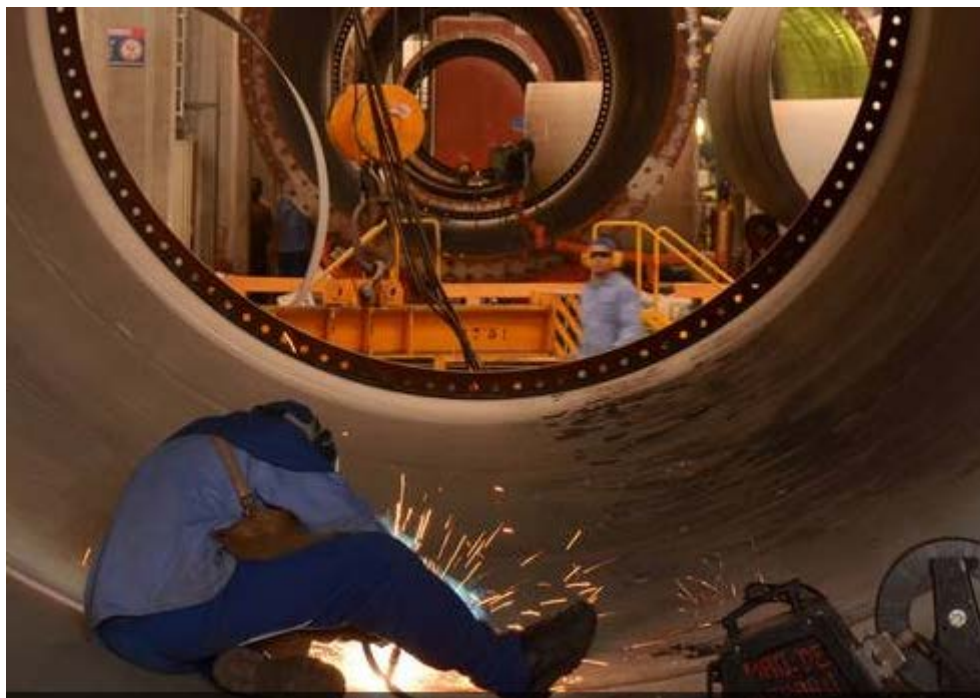


Figura 8 - Ilustração sobre torres convencionais com flange [10].

Portanto, sendo estas estruturas soldadas em estaleiro, o transporte destas ficaram mais simples e menos dispendiosos com peças de menor dimensão, consequentemente, evitando assim licenças especiais de transporte.

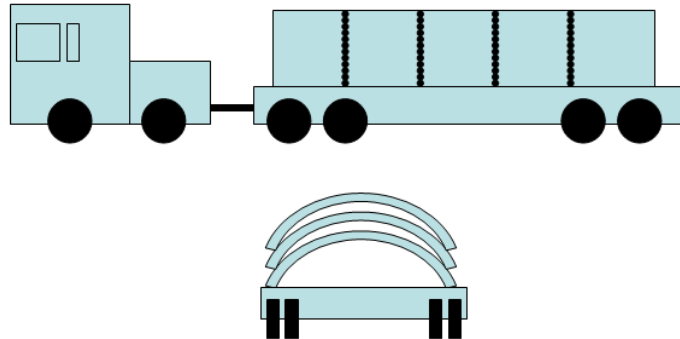


Figura 9 - Ilustração como será transportada a WEC [11].

Na Figura 9 ilustra como será feito o transporte das torres, em peças especialmente preparadas para posteriormente serem montadas.

Esta montagem passará por dois processos de soldadura por arco submerso (SAW ou SAS) e outro por Soldadura por Fios Fluxados (FCAW) com proteção gasosa; o processo FCAW faz parte desta investigação e será visto posteriormente com mais detalhe.

Este será o novo conceito para geradores eólicos, onde ligações flangeadas serão substituídas por juntas soldadas (soldaduras longitudinais e transversais), porque em torres convencionais atuais são montadas através de flanges e pernos, contudo, estão limitadas em termos de altura, estudos recentes demonstram que torres eólicas fábricas em aço acima de 80 metros deixam de ser rentáveis [13].

Na nova construção de torres eólicas estão em causa resolver estes tipos de problemas e competir com as indústrias de torres fabricadas em betão. Na Figura 10, observa-se a diferença entre torres convencionais e a nova torre, em que se pode notar o novo conceito que será construída toda em aço com soldaduras longitudinais e verticais fabricadas em estaleiros junto ao local onde serão montadas reduzindo custos logísticos.

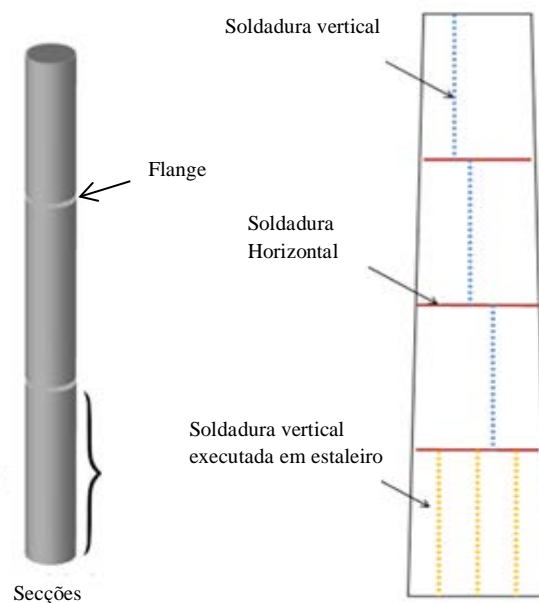


Figura 10 - Ilustração sobre construção de torres eólicas soldadas [12].

Na aplicação de aço de alta resistência S460 M na construção das torres eólicas tem como objetivo reduzir a espessura da torre, conseqüentemente reduzir o peso de toda estrutura que por sua vez consegue-se um aumento na altura da torre, porque esta é um fator importante na produção de energia. Estudos indicam que aumentando a altura de uma torre em 40 metros poderá duplicar a energia renovável produzida [14].

Além da redução de espessura usando S460 M, conclui-se que há uma redução de massa em toda a estrutura melhorando significamente a parte do transporte devido a redução de peso e também todos custos associados até ao estaleiro de montagem, não e de descurar que se as espessuras forem menores os custos de produção também serão reduzidos, e a solduras serão executadas mais rápidas e com menor consumo de material de adição.

Na Figura 11 faz comparação entre os aços envolvidos nesta investigação em relação a massa, ao diâmetro da base e a tensão limite de resistência à fadiga, no que a redução de massa traz vantagem para utilização do aço S460 M.

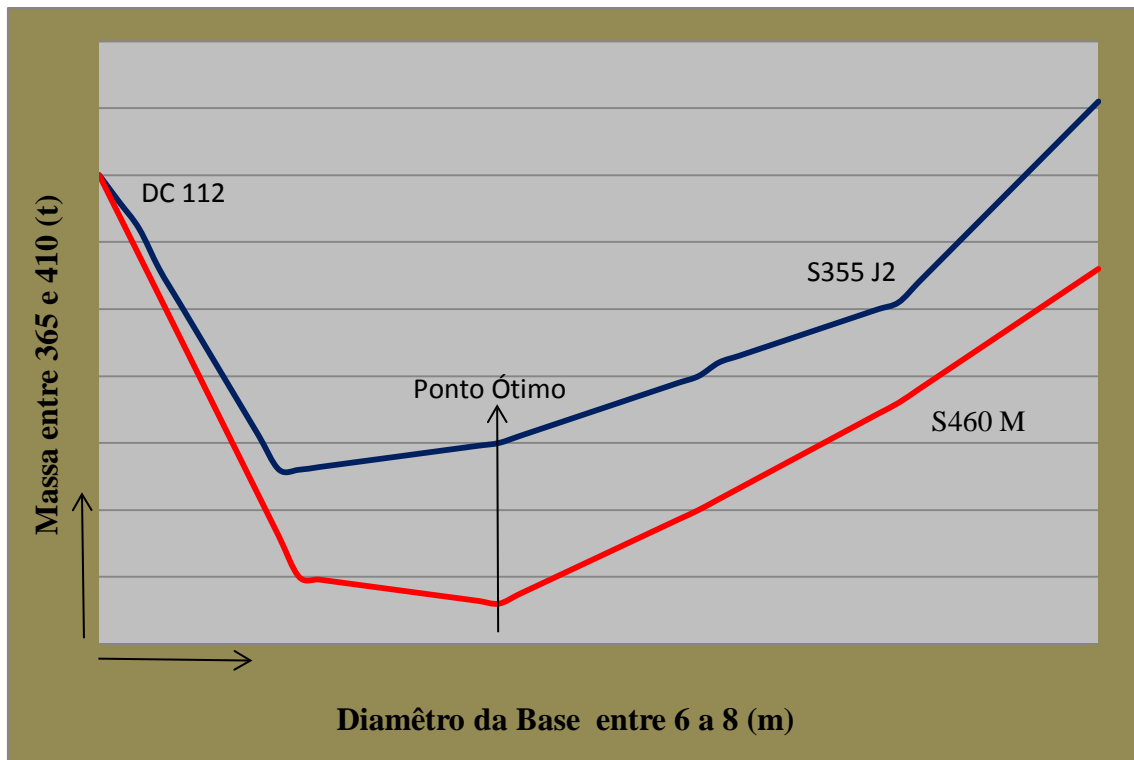


Figura 11 - Gráfico comparativo entre os dois tipos de aço e Massa versus diâmetro [12].

Analisou-se neste capítulo a grande complexidade do projeto em tentar tornar uma torre eólica mais competitiva, mais eficiente e procurar resolver um dos principais problemas: transporte, construção e aço.

Nesta investigação foram envolvidos vários parceiros de diversos países da União Europeia, cada laboratório tem o árduo trabalho de investigar determinados problemas envolvidos no projeto, com o intuito de encontrar soluções para uma nova forma de construção da WEC.

2.2 Aço de alta resistência S460 M

Este aço S460 M foi selecionado para o projeto devido as suas características químicas, excelente resistência mecânica e boa tenacidade. É um aço microligado com baixos teores de Titânio, Nióbio e Vanádio, elementos que são de extrema importância que inibe o crescimento do grão; fator esse que lhe proporciona elevada resistência mecânica e boa tenacidade. Este aço aplicado na WEC contribuirá para a redução dos custos devido a redução proporcional de espessura, tornando-a mais competitiva com outras estruturas eólicas de alturas elevadas, nomeadamente com torres eólicas de betão.

Também é importante realçar que este aço pode ser cortado por Oxicorte em toda gama de espessura, sem pré-aquecimento com pequena tendência ao aumento de dureza local, do mesmo modo, pode ser cortado por plasma ou corte a laser sem o pré-aquecimento. Este aumento de dureza pode ser removido na preparação das juntas e pela adição do material de adição.

Sua excelente soldabilidade é outro ponto relevante para este projeto, porque a estrutura da torre será soldada em estaleiros próximo da zona de montagem da WEC; pois o risco de fissuração a frio é mais baixo e a fissuração a quente é ainda mais remoto devido ao controlo apertado da composição química do aço [15].

Outra característica deste aço é o baixo CEV e os outros elementos microligantes que conduzem propriedades de tenacidade benéficas na Zona Termicamente Afetada (ZTA). Na Tabela 1 examina-se a composição química generalizada para o aço S460 M; contudo, no Anexo D temos uma composição química mais detalhada relacionada com este projeto.

Tabela 1 - Composição química do aço S460 M e CEV [15]

Composição Química em %

DI-MC 460	C	Si	Mn	P	S	N	Al	Nb	V	Ni	Cu	Mo	Cr	Ti
Qualidade (B)	≤	≤	≤	≤	≤	≤	≤	≤	≤	≤	≤	≤	≤	≤
Baixa-temperatura Qualidade (T)	0.15	0.60	1.70	0.025	0.015	0.015	0.02	0.05	0.12	0.60	0.50	0.20	0.30	0.05
				0.020	0.010									

Valores típicos do CEV:

	DI-MC 460 B		DI-MC 460 T	
	30 mm	80 mm	30 mm	80 mm
CEV	0.39 %	0.40 %	0.38 %	0.39 %

$$CEV = C + Mn/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Ni + Cu)/15$$

2.3 Processo de soldadura fios fluxados (FCAW)

Fios fluxados é um processo de soldadura análogo ao processo MIG/MAG, que surgiu na década de 50, através de investigações do Instituto de Soldadura Elétrica E.O.Paton que após diversos ensaios obtiveram bons resultados usando fios fluxados. Contudo, só em 1957 foram comercializados [16] [17].

Estudos posteriores levaram a um melhor desenvolvimento no controlo do processo quanto ao revestimento do núcleo do fio e a interação com outras qualidades de gás entre outras variáveis envolvidas no processo de soldadura por FCAW.

Este processo de soldadura pode operar de dois modos ou simultaneamente; um deles usa fios fluxados com proteção gasosa e o outro somente fio fluxados (auto protegidos). Na Figura 12, veja um exemplo de um processo de soldadura com fios fluxados e com proteção gasosa; uma parte de proteção é proveniente de um gás inerte, gás ativo ou a mistura destes. O gás neste processo é de máxima importância, porque esta relacionado com a qualidade do cordão de soldadura, uma inadequada regulação do gás pode trazer vários defeitos na soldadura e.g.: poros, inclusão de impurezas entre outros.

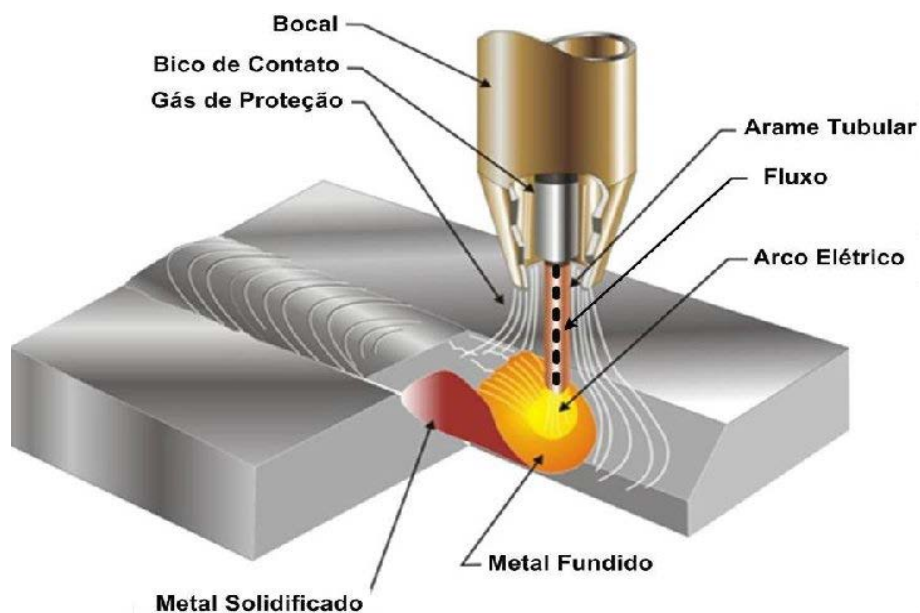


Figura 12 - Ilustração do processo de soldadura FCAW com proteção gasosa [17].

Outro modo é conhecido como auto protegido, foi desenvolvido para ser soldado ao ar livre com a presença de perturbações proveniente de ventos, onde a proteção é feita pelo próprio fluxo do fio; o fluxo para além da contribuição na composição química do banho de soldadura atua também proteção após a fusão formando uma escória líquida que sobrenada o cordão protegendo-o da atmosfera circundante. Este modo é similar ao processo de elétrodos revestidos.

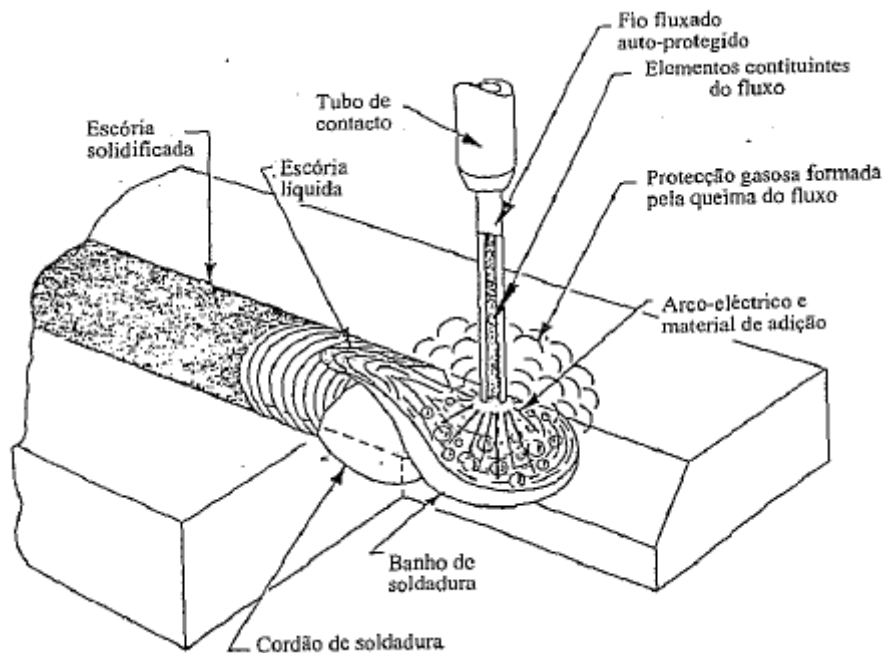


Figura 13 - Ilustração do processo de soldadura FCAW (auto protegido) [16].

2.3.2 Pontes fortes (FCAW)

- Processo semiautomático ou totalmente automatizado;
- Escória facilmente removível;
- Cordão de soldadura de boa qualidade;
- Boa taxa de depósito;
- Excelente estabilidade do arco;
- Excelente tenacidade e ductilidade em aços ligados;
- Pode ser soldado em todas as posições;
- Pode soldar ao ar livre;
- Bom controlo de penetração [12].

2.3.2 Pontes fracos (FCAW)

- Escória;
- Soldadores com boa competência;
- Sistema de exaustão para retirada do fumo [12].

2.3.3 Zona termicamente afetada

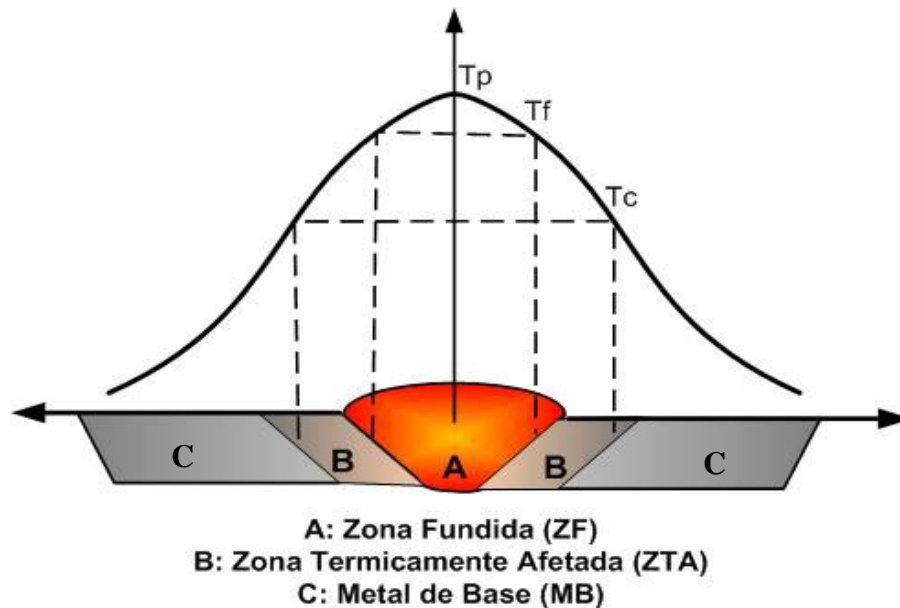


Figura 14 - Ilustração da ZTA [18].

- **Zona Fundida (ZF):** Zona criada pela fusão do material de adição, que durante a soldadura as temperaturas são superior a temperatura de fusão.
- **Zona Termicamente Afetada (ZTA):** Zona onde não há fusão do material de adição; com exceção de um pequena banda chamada linha de fusão, contudo, a transferência de calor da zona fundida para ZTA é de tal forma grande, que é superior a temperatura crítica A1 do metal de base, concebendo modificações na microestrutura e na propriedade do material devido a entrega térmica.
- **Metal Base (MB):** Zona onde não ocorre qualquer alteração da estrutura do material devido a entrega térmica por ser uma zona mais distante da soldadura.

A ZTA é a zona de elevada importância em qualquer soldadura e está diretamente ligada à entrega térmica. Durante a soldadura, a ZTA sofre um aumento de temperatura que ultrapassa a zona crítica (A1 diagrama de ferro carbono), conseqüentemente, altera as propriedades mecânicas do metal base. Logo, esta zona merece mais cuidado; deverá ser arrefecida lentamente de modo a evitar formação de uma fase frágil reduzindo e

modificando as propriedades originais do material base. Logo pode-se concluir que a ZTA afeta a microestrutura do material base, e conseqüentemente afeta toda estrutura devido a entrega térmica adicionado deformações e tensões residuais.

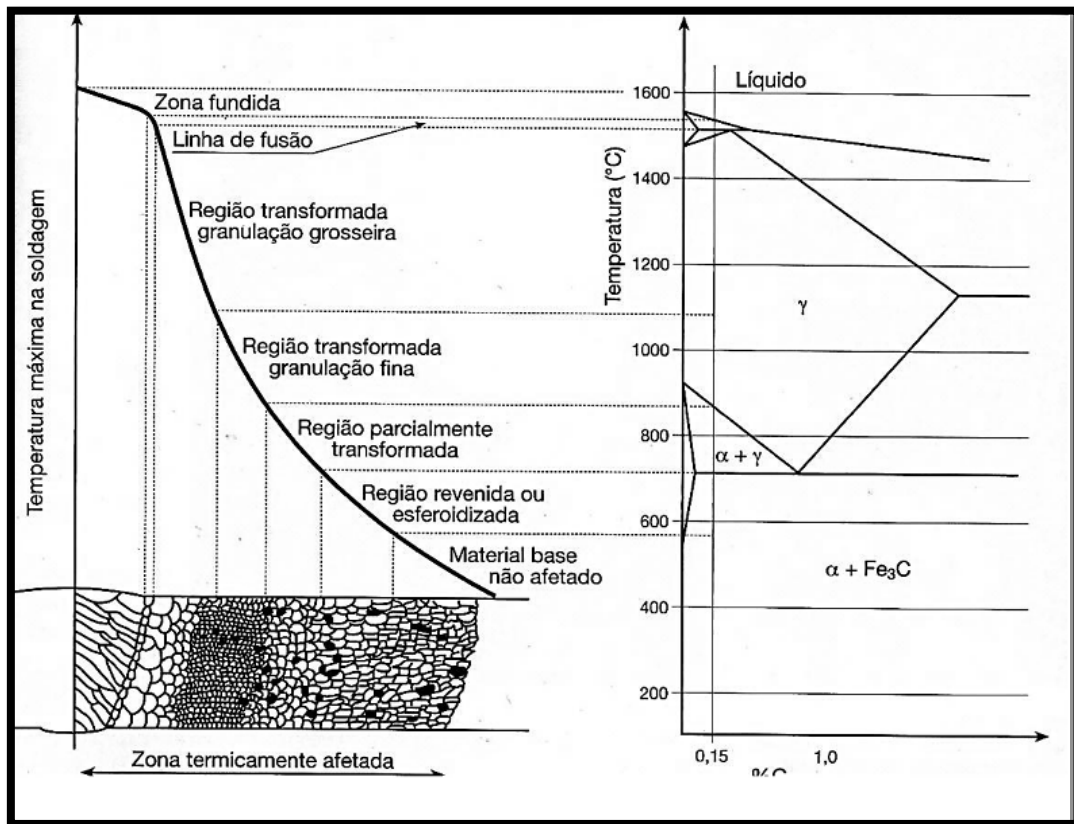


Figura 15 - Ilustração de alteração da estrutura do material após entrega térmica [18].

Admitindo que a soldadura seja processada com apenas um passe, observa-se na Figura 15 como exemplo, a existência de zonas particulares na ZTA, isto é, estas zonas de reorganização dos grãos irá depender da temperatura e do tempo numa determinada região durante a entrega térmica. Zonas de grãos grosseiros estão numa gama de temperatura máxima entre 1100°C e 1450°C, zonas de grãos finos entre 900°C e 1100°C, região intercrítica 723 e 900°C e região subcrítica com temperaturas inferiores a 723°C [19]. Estas temperaturas são aproximadas dependendo de vários fatores como a composição química as condições física em que se processa a soldadura.

Contudo, é importante lembrar que estruturas soldadas por multipasses apresentam outro comportamento devido a sucessivas entregas térmicas, originando uma distribuição da microestrutura muito complexa.

2.3.4 Consumível aplicado ao projeto

A seleção do consumível para o projeto teve inúmeras variáveis levadas em consideração como e.g.; diâmetro, composição química, gás de proteção e custos. Foram executados vários ensaios para selecionar o consumível que se adequasse ao objetivo desta investigação.

Veja no Anexo A as características do consumível selecionado para este projeto.

2.3.5 Gás de proteção

Como é sabido o gás age como uma proteção durante o processo de soldadura, porque este impede que outros elementos existentes na atmosfera circundante e.g.; Hidrogênio, Oxigênio ou Nitrogênio contaminem o banho de fusão. Os principais gases de proteção usados são: hélio, argon, dióxido de carbono ou mistura deste com os anteriores.

O gás selecionado para esta investigação foi o dióxido de carbono devido à boa qualidade da soldadura, excelente penetração e com menores custos envolvidos.



Figura 16 - Equipamentos usados para soldadura FCAW [11].

Resumindo, nesta investigação optou-se por efetuar soldaduras com dupla proteção. Foram realizados diversos ensaios para testar a velocidade do fio, tensão, corrente e velocidade de soldadura, para otimizar parâmetros para uma soldadura de qualidade, como se pode ver no Anexo C o comportamento da soldadura entre diversas entregas térmicas e também dados experimentais de parâmetros de soldadura usados nos ensaios e a respectiva macrografia e micrografia de cada amostra.

A Figura 17 mostra um resumo do Anexo C consoante a entrega térmica e outras variáveis, na estrutura monográfica resultantes da micrografia.



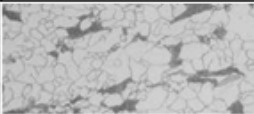
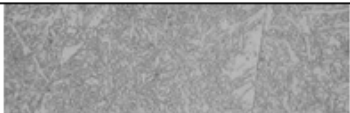

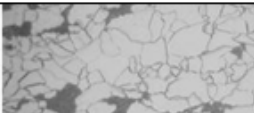


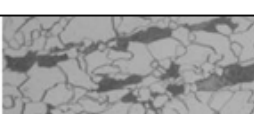
	Zone		
	Weld Material	HAZ	Parent Material
0.5 KJ/mm	 Ferrite + Martensite	 Martensite + Bainite	 Ferrite + Pearlite
1.0 KJ/mm	 Acicular and Polygonal Ferrite	 Martensite + Bainite	 Ferrite + Pearlite
2.5 KJ/mm	 Acicular and Polygonal Ferrite	 Ferrite Aligned M-A-C	 Ferrite + Pearlite

Figura 17 – Microestruturas [11].

Na Figura 17 observam as grandes diferenças na microestrutura do material devido a entrega térmica, após diversos ensaios pode-se tirar conclusões preliminares para valores abaixo de 2.5 KJ/mm de entrega térmica não seria uma boa escolha por causa da sua elevada velocidade de arrefecimento, consequentemente o possível aparecimento de martensite e bainite que fragiliza o material.

Ao contrário, quando uma entrega térmica for maior ou igual a 2.5 KJ/mm, tem uma baixa velocidade de arrefecimento onde pode-se ver nas amostras do Anexo C ou na Figura 17 uma melhoria significativa em relação a outras amostras, as estruturas predominantes são a ferrite acicular e a ferrite poligonal.

A ferrite acicular são pequenas lamelas de ferrite com orientação aleatória e microestrutura fina com uma característica tipo agulha com elevados ângulos entre grãos resultando boa dureza e uma boa resistência mecânica à propagação de fissura.

A ferrite poligonal inicia nos limites ou no interior do grão austenítico; esta formação dá-se com elevadas entregas térmicas, grandes teores de ferrite poligonal não são benéficas para resistência mecânica.

Contudo, o aparecimento de M-A-C (Martensite, Austenite e carbonetos) não é muito benéfico para a zona fundida; porém tal aparecimento não teve importância significativa como pode-se verificar no ensaio de dureza [11].

Foram usados diversos métodos não destrutivos para verificação de eventuais defeitos e.g.; inclusão no interior do cordão da soldadura, estes métodos são; radiografia, *phased array*, ultrassom para constatação de possíveis defeitos no interior do material e líquido penetrante para verificação de defeito superficial.

Toda otimização dos parâmetros do processo de soldadura foi objeto de uma dissertação anterior efetuada por outro mestrando do Instituto Superior Técnico (IST) [11].

A presente dissertação como já referida anteriormente tem como objetivo a escolha de materiais e processos de soldaduras que influenciam as propriedades mecânicas e.g., tenacidade e fadiga.

2.4 Breve história sobre mecanismo de fadiga

Este é certamente um dos temas de grande importância investigado pelo homem, porque cerca de 80 a 90 % dos órgãos de um equipamento partem em serviço por fadiga ou cargas cíclicas [20].

Este fenómeno é conhecido empiricamente pelo homem desde o início da civilização, mas só a partir do século XIX é que houve a primeira investigação mais detalhada sobre fadiga devido um aparatoso acidente ferroviário com muitas vítimas mortais em França, onde se verificou uma falha por fadiga no eixo da locomotiva, tornando ainda hoje um dos fenómenos mais estudados em engenharia mecânica.

Foi 1852, que A. Wöhler conduziu uma investigação sistemática onde se observou que o eixo da ferrovia de aço estava sempre sujeita a cargas variáveis e que estas cargas eram menores que cargas estáticas. Os estudos envolveram cargas axiais de flexão e de tração num eixo de escala real para “*Prussian Railway Service*”. Este trabalho de importância relevante investigado por Wöhler levou-o a caracterização do comportamento à fadiga e ao desenvolvimento de curvas de tensão versus número de ciclos de carga, que ficou conhecida por curva de Wöhler ou curvas S-N. Embora estes ensaios nunca tenham ultrapassado uma velocidade de 72 rotação por minuto (RPM), o provete esteve 132.250.000 sem sinais de rutura [21].

Reconhecida a investigação de Wöhler, outros investigadores da época como Gerber e Goodman desenvolveram métodos de cálculo para fadiga para aplicação a projetos. Em 1903 na Suécia Ewing & Hunfrey desenvolveram métodos de representação das propriedades microestruturais de materiais cristalinos, definindo assim, estudos do deslocamento das bandas em materiais cristalinos e o colapso por fissuração de um componente.

Em 1910 O. H. Basquin desenvolveu a primeira fórmula matemática empírica para limite de resistência que se relacionava com as curvas de Wöhler [22]. Basquin demonstrou que o logaritmo do número da tensão com número de ciclos a rutura resultaria em uma relação linear. Mas foi em meados de 1930 que este tema (Fadiga) teve reconhecimento científico [23].

Mais tarde surgiram outros estudiosos como Miner que desenvolveu uma equação matemática para calcular a degradação em estruturas sujeitas à fadiga, tal equação acumula linearmente o dano. Outro importante estudo foi de Coffin & Manson que consideraram o efeito da deformação plástica ao baixo número de ciclo [24].

Estudos recentes no campo da fadiga têm estado focado na propagação de pequenas fissuras, onde Pearson em 1975 havia identificado em seus estudos que pequenas fissuras quando estão na presença do fator de intensidade de tensão têm a tendência de propagar-se mais rápido do que grandes fendas [29].

A rápida melhoria com modelação em fadiga têm vindo a ser estudada, mais recentemente pode citar um estudo efetuado por A. Jaubert e J. Marigo [25].

Muitos outros investigadores desenvolveram outras metodologias com menos ou mais importância no campo da fadiga, todavia, muitas destas metodologias estão presentes em projetos nos dias atuais.

2.4.1 Introdução à fadiga

Fadiga pode ser definida como perda progressiva de resistência do material quando sujeito a carga cíclicas.

O início de uma fenda à fadiga geralmente ocorre a superfície do material, porque está mais desprotegida podendo ser atacada pelo meio envolvente provocando alguma corrosão ou picagem. Também é a superfície onde é propícia a formação de bandas de extrusão ou intrusão provocado por algum escorregamento, também é preciso citar que na superfície encontra-se a máxima concentração de tensão em que os grãos cristalinos presentes não têm restrições na superfície, por isso estão mais propícios ao ataque pela atmosfera e a deformações plásticas.

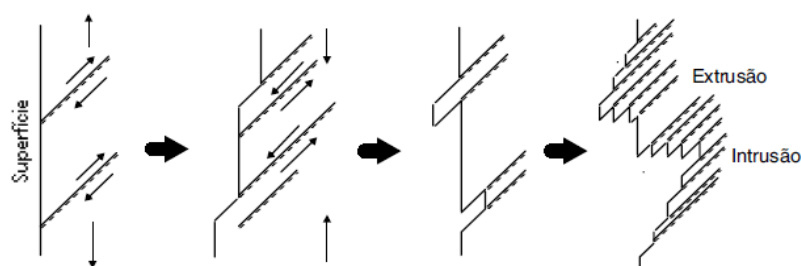


Figura 18 - Ilustração para nucleação de uma fissura [23].

A nucleação de uma fissura por fadiga tem três estágios, na Figura 19 observa-se estas características.

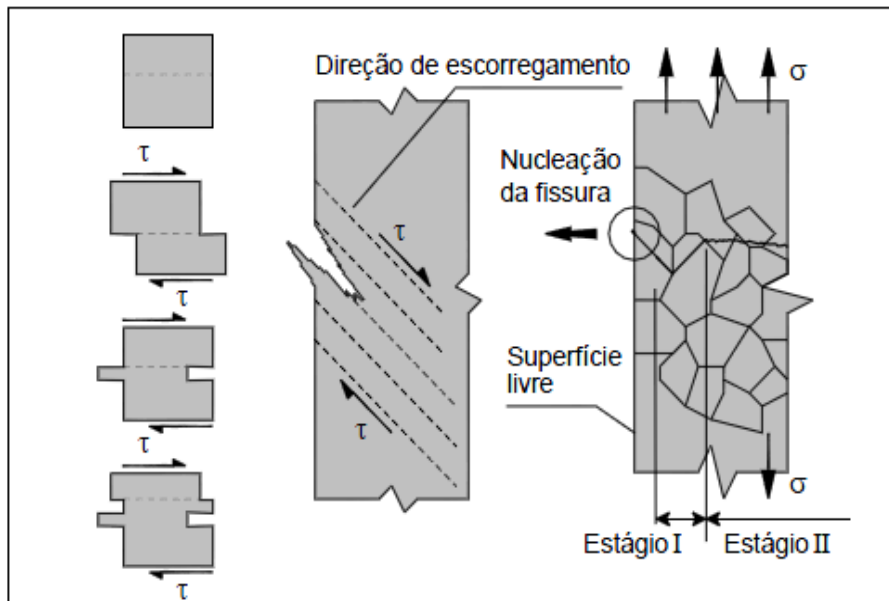


Figura 19 - Ilustração dos estágios de fissura por fadiga [26].

O primeiro estágio corresponde a nucleação da fissura que se propaga lentamente através da superfície não necessariamente a 45° grau como se observa na Figura 19, mas irá depender do plano cristalográfico proveniente do arranjos dos átomos, se no limite de grão houver uma mudança de plano a fissura poderá não se propagar, dependerá da carga e da direção aplicada ou propagar-se-á em qualquer direção onde existir menos constrangimento, em que a fissura nesta fase tem dimensão microscópica.

No segundo estágio a fenda tende a propagar-se com velocidade em função do fator de intensidade de tensão com dimensão macroscópico, tem como direção perpendicular a carga aplicada e apresenta estrias a vista desarmada. Esta fase é muito estudada, porque através de modelação de algumas relações pode-se prever o comportamento da fissura.

Numa terceira fase tem um crescimento constante a fissura no qual esta torna-se instável, e como consequência a secção resistente tende a ser cada vez menor e o material colapsa.

A superfície fraturada por fadiga expõe particularidades que facilita a distinção entre os vários estágios tais como: zona de nucleação da fenda, zona de propagação estável da fissura e zona onde se dá o colapso plástico do material (rutura), geralmente uma zona mais rugosa.

Também é importante frisar que o estudo à fadiga divide-se; fadiga térmica, fadiga com baixo número de ciclos e com alto número de ciclo. Na presente trabalho aborda-se a fadiga de elevado número de ciclos predominantes no comportamento de uma torre eólica durante todo seu tempo de vida útil. Da experiência acumulada devido ao controle contínuo dos esforços, sabe-se hoje o nível de tensões aplicadas e o número de ciclos a que esta sujeita toda a vida útil. Este feito tem ajudado a elaboração e aperfeiçoamento dos limites dos códigos de construções.

2.4.2 Mecânica da fratura

Mecânica da fratura é um importante método que estuda o comportamento dos materiais que contém alguma fenda devido a inúmeros fatores como por exemplo: durante a laminagem, soldadura, maquinagem, entre outros.

Griffith percebeu em seus estudos que o vidro colapsava com cargas abaixo do seu limite de resistência, após muitos ensaios e investigações, Griffith desenvolveu um conceito energético que estabelecia uma relação entre tensão, defeito e propriedades do material, esta relação é de extrema importância, evidenciando através de algumas equações numéricas quantificando os defeitos e sua propagação. Porém, este estudo foi efetuado com vidro, um material frágil [27]. Em 1957, Irwin desenvolveu outro método e em seus estudos expôs o estado de tensão na frente de uma fenda caracterizando como fator de intensidade de tensão [28]. Mas em 1961, Paris descreveu um novo método que caracteriza a propagação de fenda, este método não foi muito bem aceite pelos investigadores da época, no entanto, mais tarde foi reconhecido e ficou designado como lei de Paris [29].

Esta metodologia prevê à propagação da fissura antes que esta alcance um estado crítico, o qual é responsável pelo colapso do componente ou da estrutura. A mecânica da fratura divide-se em dois métodos; Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e a Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP).

2.4.2.1 Mecânica da fratura linear elástica

O processo mecânico da fratura investigado por Griffith mostrou que o vidro colapsava com a tensão abaixo do seu limite de tensão de cedência. Griffith descobriu que a presença de uma fissura reduzia a resistência do material, e considerou balanço enérgico numa placa com uma fenda no centro [30,31].

Contudo, sua investigação esteve focalizada em materiais frágeis. Portanto, tal método só poderá ser aplicado em casos com nenhuma ou baixa deformação plástica na frente de uma fenda, no qual as equações desenvolvidas são baseadas na teoria da elasticidade.

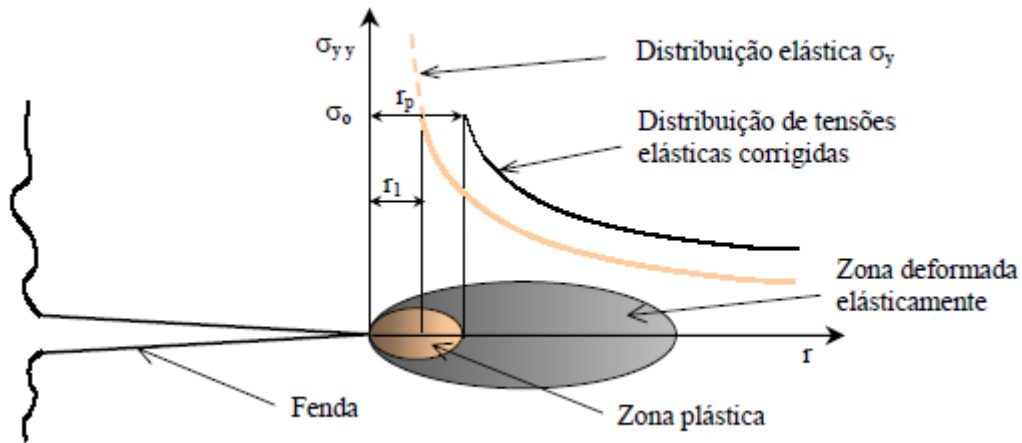


Figura 20 - Ilustração da distribuição da tensão adjacente a fenda MFLE [30].

Contudo, durante a segunda guerra mundial muitos navios tiveram problemas sobre o aspecto de fratura, uma investigação liderada por Irwin mostrou que o método de Griffith também poderia ser usado em materiais dúcteis, usando conceitos físicos e matemáticos (Westergaard). Irwin mostrou que havia uma variação de tensão quanto mais próximo estiver da fissura, na Figura 20 pode-se observar esta variação de tensão, Irwin desenvolveu um método que caracterizou este efeito conhecido como fator de intensidade de tensão (K) [24,26,31].

$$K = y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.1)$$

Onde K é o valor de intensidade de tensão, y é uma constante que depende da geometria do defeito e das dimensões do provete, σ tensão aplicada, a dimensão do defeito π é uma constante.

Fator de intensidade de tensão por definição descreve o estado de tensão adjacente à fissura, quando esta tensão ultrapassa um valor crítico (K_{Ic}) a fissura propaga-se.

Os métodos de solitação da fenda podem ser de três tipos, estes podem ser aplicados separadamente ou em simultâneo. A maneira mais comum em fadiga é o modo de abertura (modo I) [24,26].

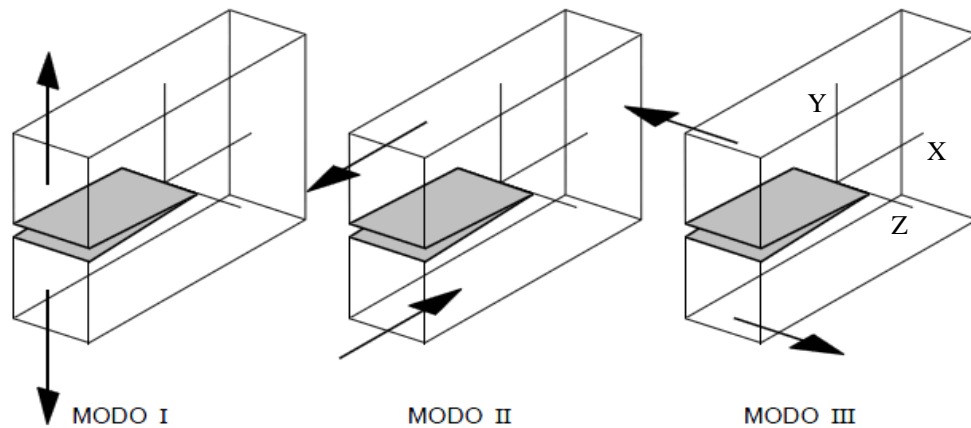


Figura 21 - Ilustração segundo Irwin sobre abertura da fenda em função da tensão [26].

A espessura da chapa é um ponto importante, porque esta influencia o estado de tensão adjacente à fenda; se a chapa for fina a tensão em Z é igual a zero, logo está no domínio de tensão plana (estado biaxial de tensão); contudo, em corpo espesso a tensão em Z é diferente de zero e nesta fase tem-se uma deformação plana (estado triaxial de tensão). Imagine o círculo de MOHR, observar-se que a deformação plana tem uma tensão de corte menor, portanto, há uma menor deformação plástica; característica essencial para determinar o fator de intensidade crítica denominado de tenacidade à fratura (K_{Ic}) [26].

2.4.2.2 Mecânica da fratura elastoplástica

Como referenciado anteriormente a MFEL está restringida para fato da zona plástica adjacente a fenda, isto é, uma zona plástica muito reduzida na extremidade da fenda conforme a Figura 20. Portanto os materiais a serem utilizados na MFEL devem ter grande resistência em que tal comportamento frágil se verifica. Contudo, o desenvolvimento de novos aços usados em construção de estruturas devem apresentar uma tenacidade média ou elevada, condições onde a deformação plástica aumenta consideravelmente, por isso, foram desenvolvidos novos métodos para estudar este comportamento da fratura como integral J e o deslocamento da abertura na frente da fenda (CTOD).

2.4.2.2.2 CTOD

Como referido anteriormente a MFEL relaciona tensão, material e defeito, mas com uma desvantagem a deformação plástica adjacente a fissura deverá ser muito reduzida para que o critério seja válido. Contudo, em 1961 Wells propôs um novo conceito, o CTOD que caracteriza a fratura adjacente á fenda mesmo com grande deformação plástica à frente da mesma. Na Figura 22 observa-se tal deformação plástica adjacente a fissura, característica de materiais dúcteis onde está focado o estudo do CTOD.

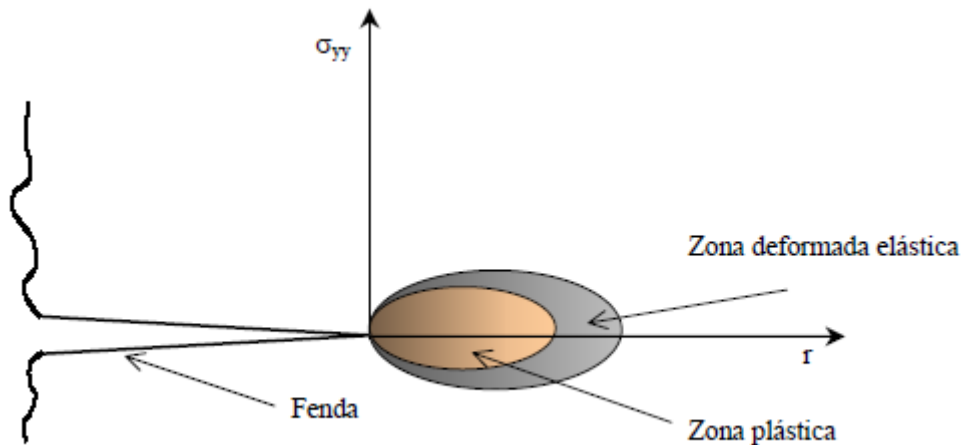


Figura 22 - Ilustração da distribuição da tensão adjacente a fissura MFEP [30].

Wells observou nos seus estudos que a deformação plástica na frente da fissura provocará um arredondamento na extremidade da fenda e que o seu crescimento é proporcional a tenacidade do material.

Tal arredondamento separa as faces da fenda e gera um deslocamento adjacente a fissura antes da propagação, deslocamento que caracteriza o valor do CTOD (δ) [31].

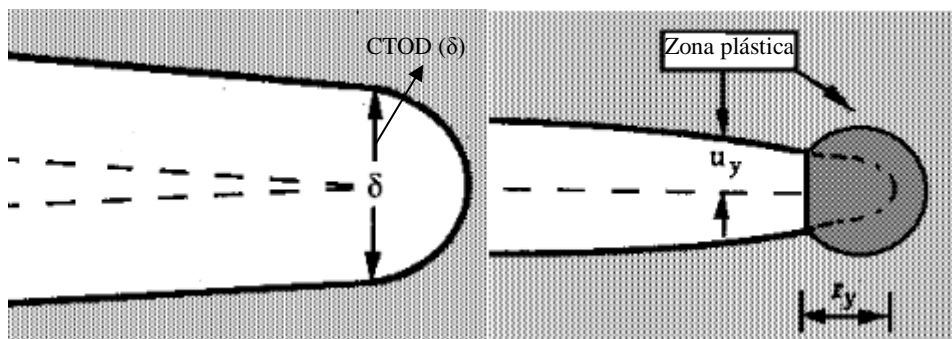


Figura 23 - Ilustração da abertura da superfície da fenda com boleamento [31].

Utilizando um conceito proposto por Dugdale para caracterizar a magnitude do deslocamento δ (CTOD) na condição de MFEP.

$$\delta = \frac{8\sigma_y a}{\pi E} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_y} \right) \quad (2.2)$$

Usando uma expansão em série de $\ln \sec$, obtém-se:

$$\delta = \frac{\pi \sigma^2 a}{E \sigma_y} \quad (2.3)$$

$$K^2 = \sigma^2 \pi a \quad (2.4)$$

Em que σ_y é a tensão adjacente a fenda, σ é a tensão aplicada, (a) é o tamanho do defeito, π é uma constante, E é o módulo de elasticidade do material, \ln logaritmo neperiano, K é o fator de intensidade de tensão, γ é uma constante que depende da geometria do provete e da tensão aplicada e δ é o CTOD [24,26,31].

Quando se relaciona fator de intensidade de tensão com o deslocamento tem-se:

$$\frac{\delta}{\varepsilon} = \left(\frac{K}{\sigma_y} \right)^2 \quad (2.5)$$

Esta relação acima citada também pode ser usada para selecionar deslocamento crítico δ_c em relação a tenacidade á fratura K_c . Todavia, na maioria dos casos determina-se δ_c em laboratório com provetes de flexão em três pontos com uma fissura de fadiga.

O comportamento á fratura no regime elastoplástico (CTOD) é de extrema importância, uma vez que este trata da maioria das aplicações estruturais de natureza dúcteis. CTOD possibilita calcular o defeito admissível para um determinado nível de tensão.

2.4.2.2 Integral J

Em 1968 Rice desenvolveu este processo baseando-se na MFEL, um critério energético estabelecendo que o comportamento MFEL era equivalente ao MFEP mesmo que não tivesse um comportamento linear mas que permanece-se no domínio elástico sem ocorrer um descarregamento da carga, isto é, o integral de linha só tem validade no carregamento quando do início da propagação da fissura [71].

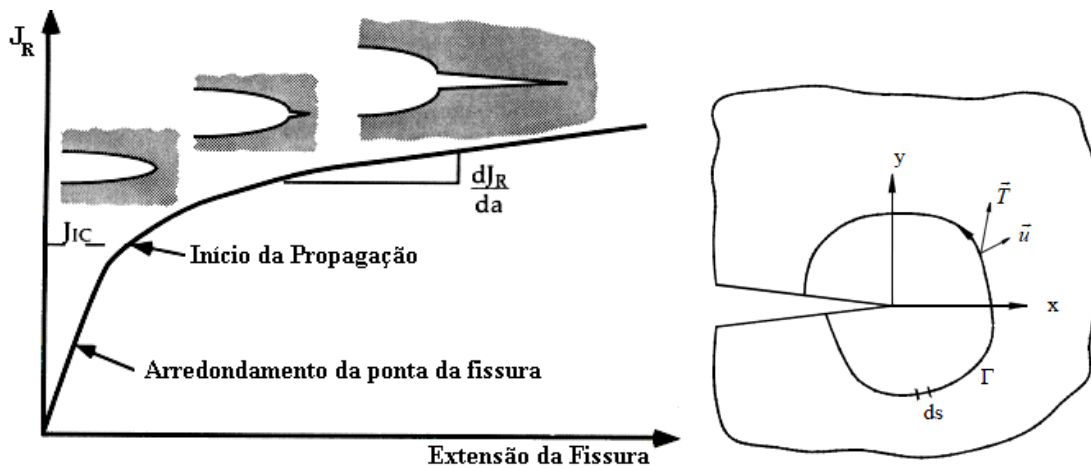


Figura 24 - Ilustração do integral de linha (J) em um comportamento não linear [24,71].

$$J = \int \left(W dy - \bar{T} \left(\frac{d\bar{U}}{dx} \right) \right) ds \quad (2.6)$$

Onde W é a energia de deformação, T é o vetor de tração perpendicular á linha de integração, o vetor U é o deslocamento e o ds comprimento da linha. Rice identificou que o valor do integral J será independente do contorno selecionado á volta da fissura. Para condições MFEL, o integral J é análogo à taxa de libertação de energia G , onde nestas premissas pode relacionar o valor do integral J com o fator de intensidade de tensões [31,71].

$$J = G = \frac{k^2}{E} \quad (\text{tensão plana}) \quad (2.7)$$

$$J = G = \frac{k^2}{E} (1 - \nu^2) \quad (\text{deformação plana}) \quad (2.8)$$

Onde K é o valor de intensidade de tensão, E módulo de elasticidade, ν o coeficiente de poisson e G taxa de libertação de energia.

Observa-se na Figura 24 a curva típica para valores resistente do integral J para uma determinada fissura. Examina-se que enquanto $J < J_c$, a fissura sofre um arredondamento da extremidade, isto é, há energia dissipada pela deformação plástica, o

integral de linha aumenta porque há energia à volta da linha atingir um valor crítico ao qual a fissura se propaga reduzindo a energia contida na zona adjacente à mesma.

O integral J constitui uma ferramenta importante que descreve a tensão a frente de uma fissura, contudo, tal método dificulta avaliar analiticamente o integral de linha, usualmente para obter resultados por aproximação usando método de elementos finitos, permitindo calcular inúmeras geometrias de fissuras em condições de carregamento.

Para determinar o valor crítico do integral J existem métodos experimentais que determinam estes valores utilizando diversos ensaios em provetes com pré fissuras, conforme descrito na norma ASTM E1820 [32].

2.4.2.3 Mecânica da fratura aplicada à fadiga

Em um componente estrutural, a resistência pode ser severamente afetada pela presença de fissuras. Contudo, na grande maioria dos casos a existência de tal fissura não provoca de imediato o colapso do componente; na prática o crescimento da fissura é diretamente proporcional à carga aplicada até atingir um limite crítico na qual ocorrerá o colapso do componente.

Na Figura 25 pode-se observar o efeito da tensão sobre a fenda de fadiga, vê-se a evolução do comprimento da fissura (a_i) com a variação de tensão, onde $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ pode-se analisar a propagação da fenda é maior consoante o aumento da tensão e consequentemente o número de ciclos (N) é menor, isto quer dizer uma redução na vida do órgão quando sujeito à fadiga.

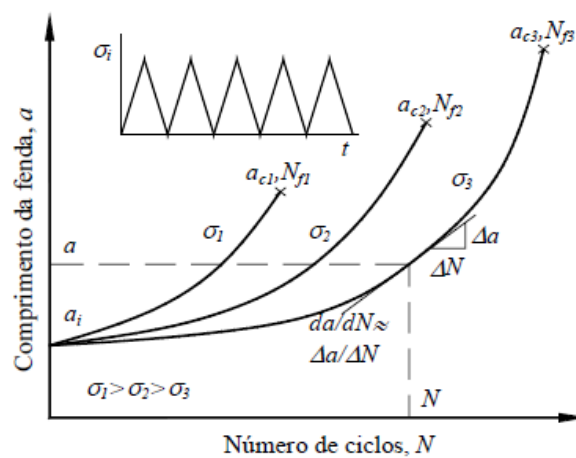


Figura 25 - Ilustração da evolução da fenda em vários níveis de tensão [33].

Com a necessidade de caracterizar o crescimento da fissura por fadiga tendo em conta diversos fatores, Paris desenvolveu um método que caracteriza tal propagação da fissura em função do fator de intensidade de tensão.

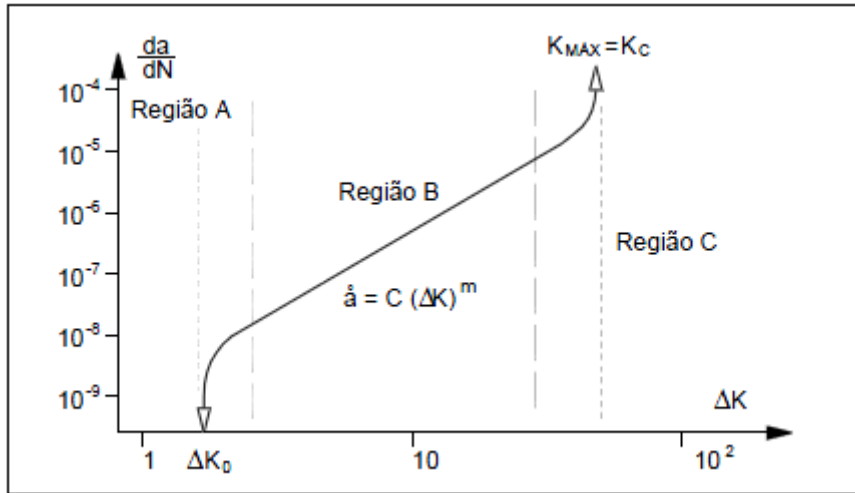


Figura 26 - Gráfico ilustrativo da propagação da fenda da/dn em função ΔK [26].

O gráfico da Figura 26 está dividido em três zonas distintas; na zona A observa-se um valor inferior à ΔK (fator intensidade de tensão) em que não há propagação da fenda, pois $\Delta K < \Delta K_0$. Esta zona é controlada pelo ambiente circundante, frequência, e microestrutura. Na zona B corresponde a zona de estudo efetuado por Paris, é uma região de propagação estável da fenda onde Paris caracterizou uma relação linear entre $\log (da / dN)$ e $\log (\Delta K)$. Onde na equação (2.9) tem-se (C) é uma constante que depende do material e (m) é o declive da reta; existe uma grande quantidade de dados experimentais que certificam esta relação e apontam que o fator de intensidade é o parâmetro principal que afeta a propagação da fenda [26,33].

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.9)$$

$$\Delta K = y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.10)$$

Pode-se observar na lei de Paris que o estudo da propagação da fenda é simples e tem uma componente que traz grande vantagem, e que tem a possibilidade de agrupar num único parâmetro o fator de intensidade de tensão (ΔK) e todas as variáveis do processo que envolve a propagação da fissura como e.g.; geometria, tensão nominal e tamanho do defeito.

Na zona C temos uma fase de rutura onde a propagação da fenda é instável e o valor do fator de intensidade máxima é da ordem de tenacidade crítica. Consequentemente, o número de ciclos desta zona é muito reduzido.

A lei de Paris consegue quantificar a propagação da fenda num componente submetido a cargas cíclicas considerando vários fatores como se ilustrou anteriormente. O aparecimento de uma fissura em uma estrutura redistribuiu as tensões adjacente a fenda, isto torna-se indispensável para o estudo. A região mais investigada é a zona B, porque esta proporciona dados necessários para projetos que estão relacionados com a filosofia de tolerância da degradação das estruturas, seguindo esta abordagem (tolerância do defeito) a vida em fadiga da estrutura está relacionada com o número de ciclos necessários ou carga aplicada para que o defeito não se propague evitando o colapso da estrutura.

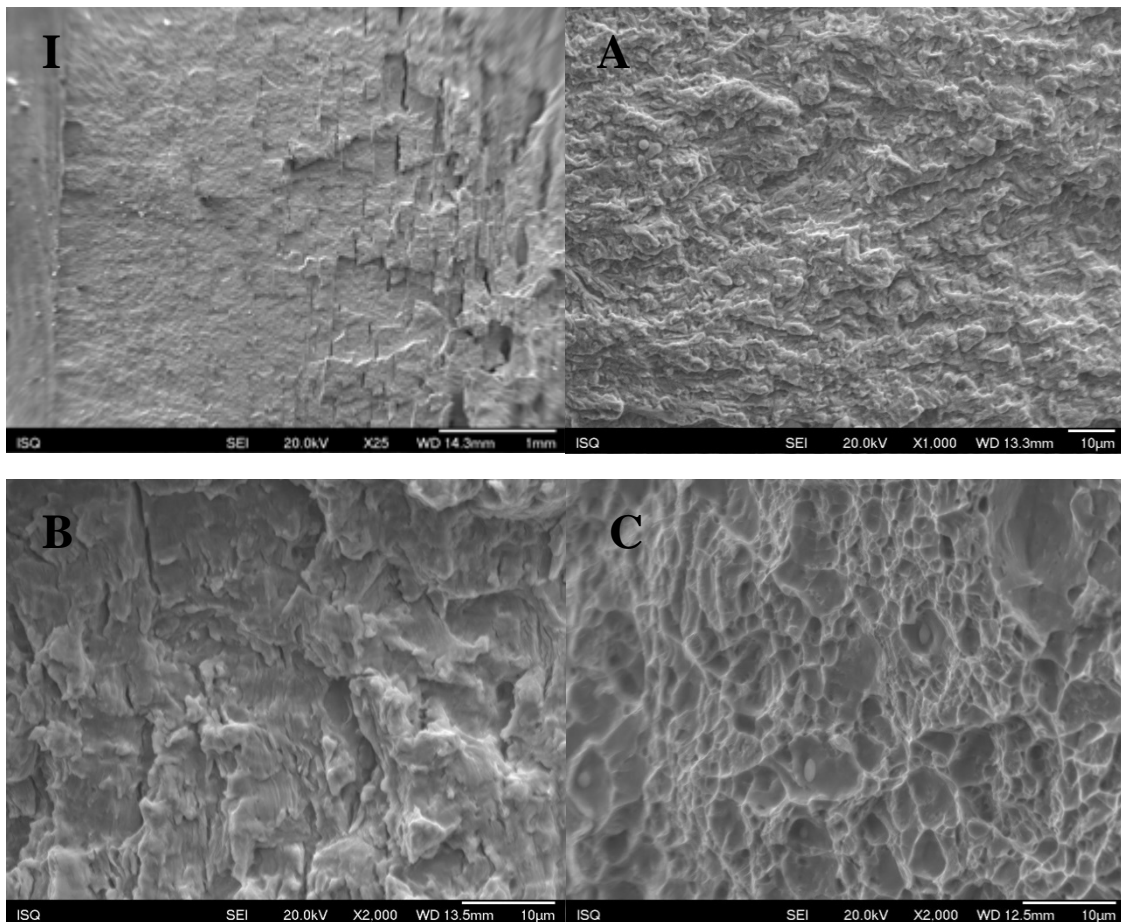


Figura 27 - Ilustração da propagação da fissura do aço S 355 J2.

Pode-se verificar que **I** é uma visão global da secção resistente e possível nucleação da fissura, **A** estágio de nucleação da fissura, **B** estágio de propagação estável e **C** propagação instável até a rutura.

2.4.5 Influência da tensão média no comportamento à fadiga

A tensão média (σ_m) é um fator com alguma magnitude que poderá modificar a resistência à fadiga de um componente. Quando se fala numa sollicitação alternada pura, pode notar-se que a tensão média é igual a zero, e quando se tem um valor de σ_m negativo, está tensão é benéfica para o componente porque a tensão de compressão tende a fechar a fenda, conseqüentemente, aumenta a vida em fadiga do componente. Contudo, nem sempre se tem sollicitação alternada pura, pois existem outros tipos de sollicitação onde a σ_m é diferente de zero e positiva como e.g.; sollicitação repetida e alternada. Tal tensão diferente de zero age diretamente sobre a fenda, isto é, tende a abrir a fissura continuamente reduzindo de forma significativa a resistência a fadiga do componente.

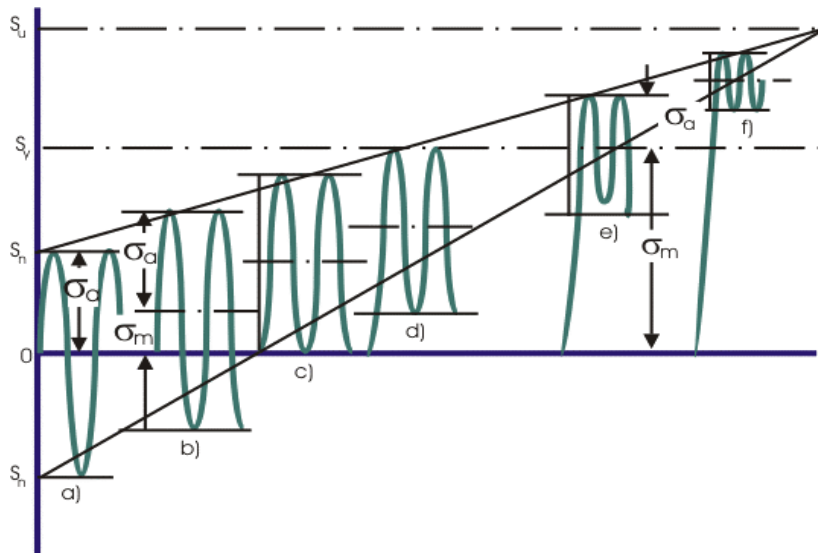


Figura 28 - Efeito da tensão média para uma carga uniaxial [34].

Na Figura 28 pode analisar-se a amplitude de tensão no qual não ocorre uma falha por fadiga, isto ocorre quando a amplitude de tensão for igual a tensão limite de resistência a fadiga no qual a σ_m é igual zero. Porém, com o aumento da tensão média tudo é alterado mesmo quando a amplitude de tensão for mantida constante, ao fim de algum tempo esta somar-se-á com a tensão média obtendo valores iguais à tensão de cedência. A partir deste ponto quanto maior for a σ_m menor será a amplitude de tensão conseqüentemente limitando a vida em fadiga do componente.

2.4.6 Condições que influenciam à fadiga em juntas soldadas

2.4.6.1.1 Origem das tensões residuais devido a soldadura

Para se entender melhor a origem das tensões residuais, originadas pela soldadura, primeiro tem se de compreender o fenómeno do ciclo térmico proveniente de uma soldadura. Portanto, quando um aço é aquecido, verifica-se uma dilatação e no arrefecimento ocorre a contração, este fenómeno deve-se a variação da temperatura e pode ser descrita como:

$$L = L_0 * \alpha * \Delta T \quad (2.11)$$

Onde

ΔL = Variação do comprimento final L menos o comprimento inicial L_0

L = Comprimento final

α = Coeficiente de dilatação linear

ΔT = Variação da temperatura

Quando uma chapa é aquecida de modo uniforme, e se esta estiver sem nenhum constrangimento, após seu arrefecimento não apresentará nenhuma distorção (empeno), porque tanto no aquecimento e no arrefecimento há distribuição uniforme de temperatura, fenómeno que não acontece numa soldadura onde se tem entrega térmica localizada, isto é, se o material ao ser soldado não se puder dilatar ou contrair livremente, podendo apresentar tensões residuais e distorções [41].

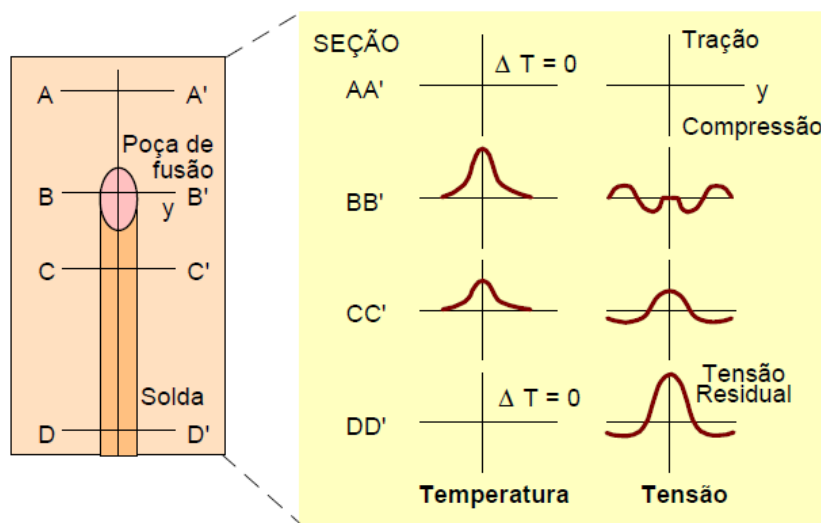


Figura 29 - Ilustração das tensões residuais longitudinais durante a soldadura [35].

Na Figura 29, observa-se o progresso das tensões consoante a entrega térmica numa junta soldada topo a topo. No ponto AA' como ainda não há entrega térmica pode afirmar-se que não há variação de temperatura, logo não existem tensões residuais nem nenhuma distorção.

No ponto BB' há entrega térmica, portanto, a chapa aquecida tende a dilatar, contudo, nesta fase há um constrangimento com as paredes do chanfro onde a temperatura é menor que no banho em fusão; nesta fase iniciam-se as tensões residuais de tração na soldadura (material de adição), porque esta tenta dilatar mas a mesma é constrangida pelo chanfro, neste ponto inicia-se tensão de compressão, nesta zona as tensões são iguais; compressão e tração porque as temperaturas não estão totalmente estabilizadas entre o chanfro e o material de adição.

No ponto CC' como se encontra mais arrefecido as tensões de tração no cordão de soldadura, tendem a crescer surgindo tensões residuais cada vez maiores, esta tensão tende a ultrapassar a tensão de cedência do material que está a ser soldado iniciando deformação plástica e originando tais distorções. No ponto DD' onde a temperatura está estabilizada, observa-se a tensão residual deixada na chapa devido à entrega térmica [35].

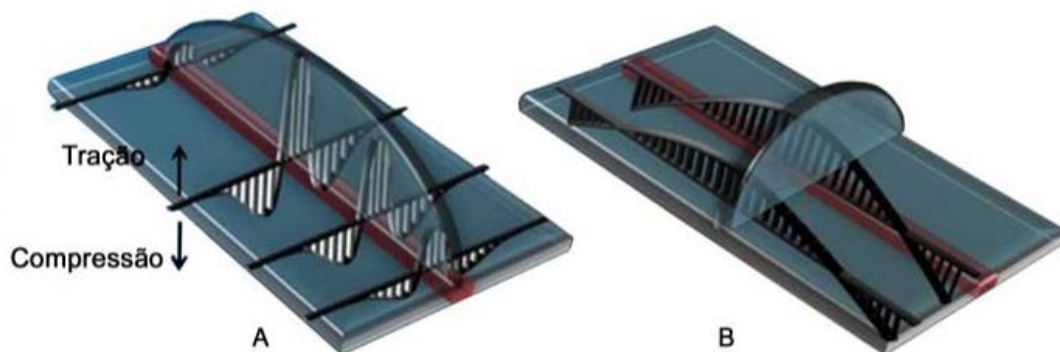


Figura 30- Ilustração da distribuição da tensão residual em 3D num cordão de soldadura [35].

- Tensões longitudinais - estão relacionadas com arrefecimento ao longo do cordão de soldadura.
- Tensões transversais - estão relacionadas principalmente com o arrefecimento superficial da chapa sendo mais acentuado que no interior do cordão de soldadura.

2.4.6.1.2 Distribuição das tensões residuais devido a soldadura

É preciso perceber que as tensões residuais não são só provenientes da soldadura, mas também são devidas as ligações de vários outros componentes estruturais após a montagem.

Na soldadura de uma chapa, a distribuição das tensões transversais é determinada por uma certa tensão residual. Todavia, quando esta faz parte de uma estrutura onde envolve outros componentes soldados, as tensões reativas tendem a adicionar-se as tensões de origem térmica traduzindo num aumento das tensões residuais [35].

Esta tensão residual é afetada por diferentes condições e.g.; Geometria da junta e ligação com outros órgãos, características do metal adição, características do metal base, distribuição de entrega térmica e temperatura ambiente.

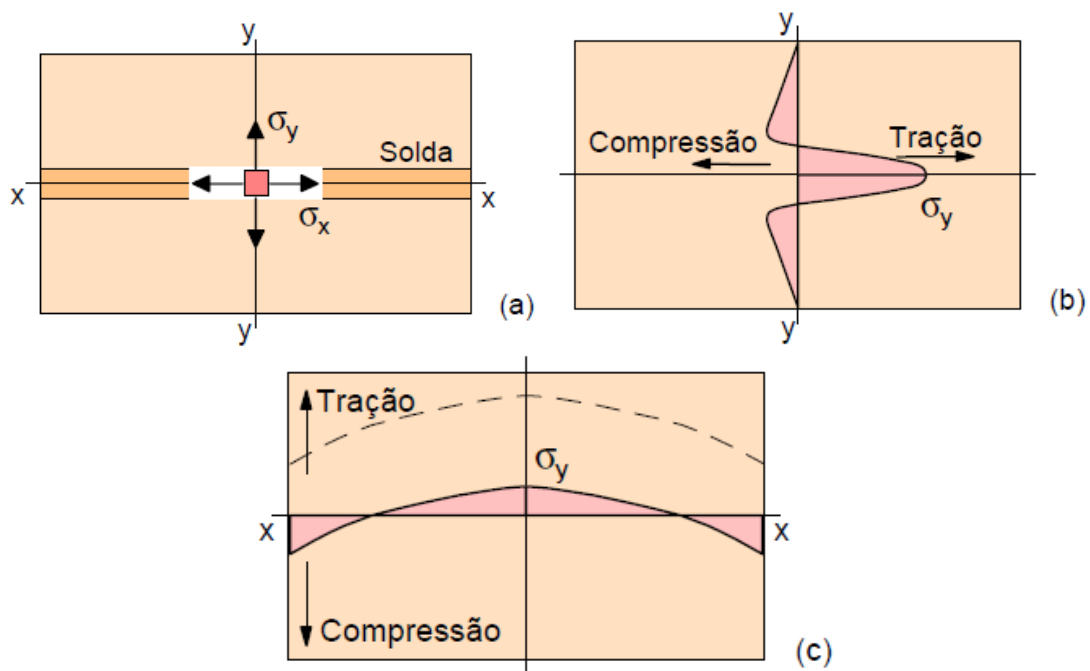


Figura 31 - Ilustração da distribuição da tensão residual em 2D num cordão de soldadura [35].

a) Sistema de coordenadas, b) tensões longitudinais, c) tensões transversais.

Em conclusão pode dizer-se que estruturas soldadas, apresentam uma distribuição complexa em relação a tensões residuais, que poderá ser determinada por diversas zonas soldadas e suas respectivas ligações e número de passes de soldaduras.

2.4.6.1.3 Efeitos das tensões residuais

Na Figura 32 observa-se, que quando uma chapa ou um componente de uma estrutura for sujeito a um processo de soldadura, este componente após o arrefecimento apresenta tensões residuais como já referido neste capítulo. Todavia, se este componente for sujeito a um carregamento, as tensões residuais somar-se-ão à tensão de tração aplicada (curva 0), enquanto esta não adquirir deformação plástica. Quando há escorregamento cristalino localizado no cordão de soldadura, devido a tração aplicada, as tensões residuais tendem a reduzir a curva (1,2 e 3) [35].

Devido a deformação plástica localizada nas zonas soldadas, o fenómeno que é benéfico para atenuar a tensão residual, porque reduz a variação dimensional responsável pela tensão residual, quando é retirado a carga as tensões residuais são atenuadas (curva 4).

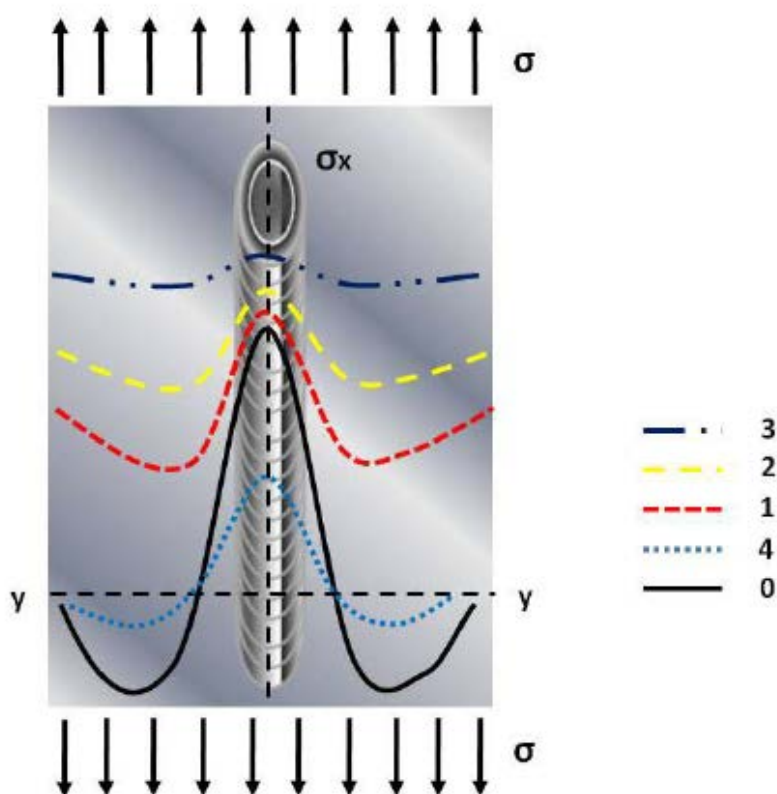


Figura 32 - Ilustração do efeito da tensão tração com a tensão residual [35].

Conclui-se que as variações das dimensões durante o processo de soldadura é o principal responsável pelo aparecimento das tensões residuais; após uma deformação plástica durante um carregamento estas tensões residuais podem ser atenuadas.

2.4.6.2 Geometria do cordão

As juntas entre duas chapas ou dois componentes metálicos são considerados a forma mais eficiente de unir dois órgãos, nomeadamente a junta topo-a-topo, porque o constrangimento é menor em relação a outro tipo de juntas [24]. Portanto, neste tipo de junta os eixos são paralelos ou coincidentes, podendo-se unir chapas de mesma espessura ou espessuras diferentes.

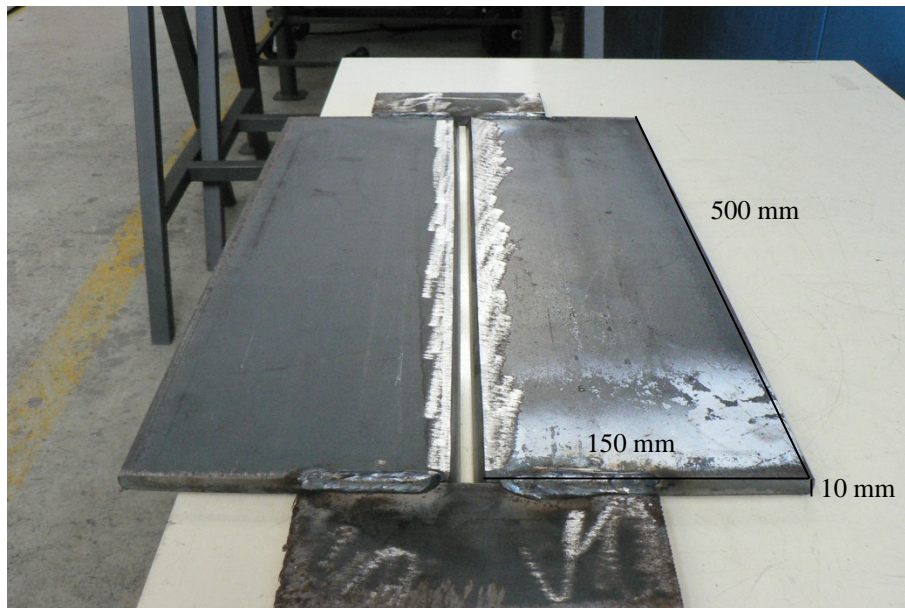


Figura 33 - Ilustração de uma chapa com espessura de 10 mm com chanfro V.

Em qualquer tipo de junta a fissura por fadiga inicia-se junto ao cordão de soldadura onde a concentração de tensões é máxima como já referido neste capítulo, esta fissura pode-se propagar em direção a espessura da chapa ou no sentido da largura do cordão de soldadura.

Neste contexto de juntas para união de dois componentes, pode-se afirmar que quanto mais complexo for o chanfro maior será a componente que influenciará o comportamento à fadiga da junta soldada.

Portanto, quanto maior for o constrangimento da geometria do cordão de soldadura, menor será a sua resistência à fadiga. Portanto esta dependerá da direção do cordão em relação à direção da carga aplicada.

2.4.6.3 Defeitos no cordão de soldadura

Um defeito num cordão de soldadura pode ser caracterizado como uma descontinuidade geométrica, o qual não deve ser tolerado durante o processo de soldadura. Contudo, como não existem métodos perfeitos, haverá sempre falha ligada as várias variáveis do processo de soldadura.

Os defeitos podem ser:

- Defeitos não Planares: são do tipo que tem um forma volumétrica ou uma dimensão característica, estes podem ser porosidade, inclusões sólidas, etc.
- Defeitos Planares: estes podem ser fendas, falta de fusão, falta de penetração, excesso de metal de adição, dentre outros.

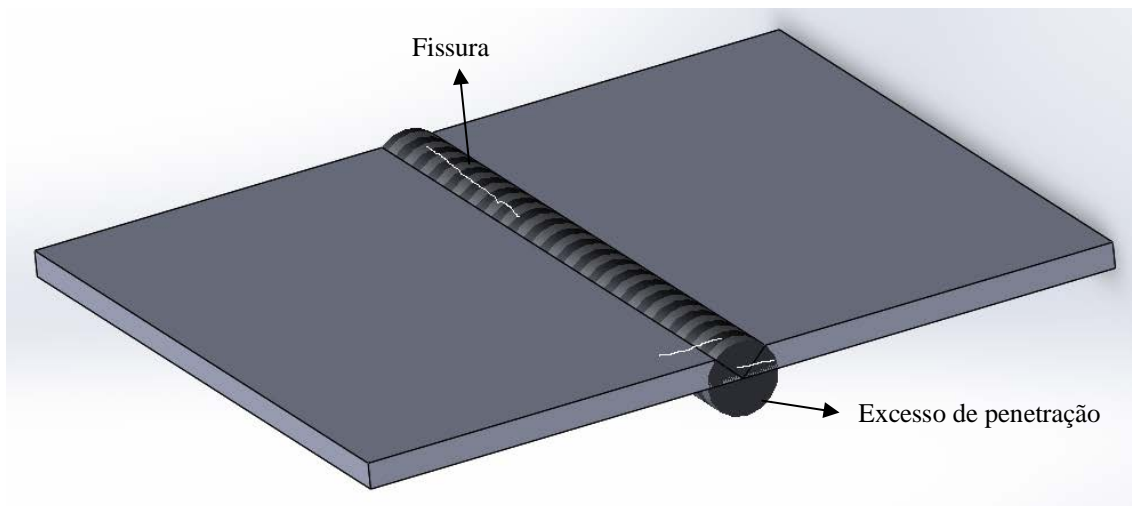


Figura 34 - Ilustração sobre alguns defeitos no cordão de soldadura.

Todavia, estes defeitos dependem diretamente de múltiplos fatores, dos quais pode destacar-se a posição e direção da soldadura, geometria da junta. Porém, estes defeitos muitas vezes de difícil detecção.

Contudo, existem normas em vigor que propõem procedimentos para validar o defeito, isto é, a descontinuidade existe, portanto temos que lidar com a falha, mas usando regulamentos que ditam a tolerância da dimensão e do tamanho de cada defeito específico [36].

2.4.6.4 Concentração de tensões no cordão de soldadura

Um dos problemas provenientes das discontinuidades geométricas é a concentração de tensões, como tal, podendo afetar significativamente o comportamento à fadiga da junta soldada. Como já analisado neste capítulo a concentração de tensões irá depender diretamente da discontinuidade existente, o valor encontrado de K_t é multiplicado pela tensão nominal e o resultado poderá ser três vezes superior a tensão nominal local, consoante os valores projetistas podem ter como referência para o fator de segurança a utilizar [24].

Portanto, é essencial conhecer a influência da discontinuidade geométrica e estudar o valor do fator de concentração de tensão (K_t). Mediante esta informação, é espectável otimizar e configurar o cordão de soldadura atenuando a concentração de tensões, conseqüentemente elevando a resistência à fadiga da junta soldada [24,26].

Observa-se na Figura 35 uma distribuição de tensões de uma chapa soldada topo-a-topo ao longo da espessura num cordão transversal com solicitação perpendicular ao cordão.

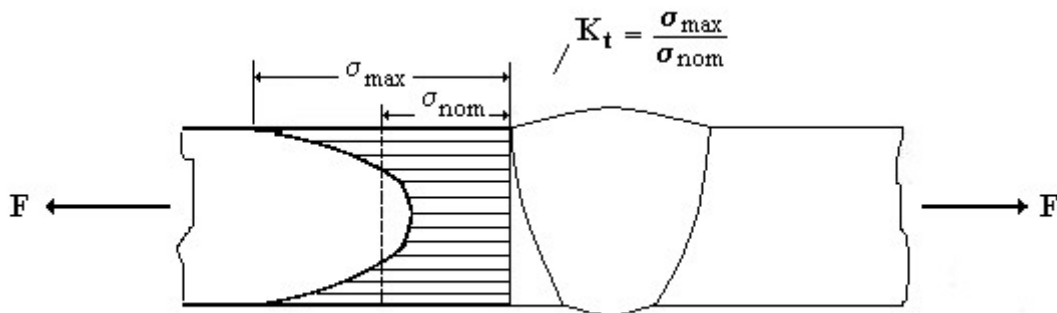


Figura 35 - Ilustração da distribuição de tensões [24].

Caso não exista nenhuma discontinuidade a tensão de tração aplicada seria igualmente distribuída pela chapa. Contudo, em construção metálica isso é impossível de acontecer, porque sempre haverá furos, soldaduras e outras condicionantes geométricas. Onde estes causaram discontinuidade ou defeitos na estrutura, tem de atenuar o efeito do K_t por várias metodologias, evitando o colapso da estrutura.

Observa-se na Figura 35 as zonas mais críticas; na face e na raiz da soldadura, tornando-as mais sensíveis a deformação plástica e também ao aparecimento de fissuras.

2.4.7 Acumulação do dano devido à fadiga

Degradação (dano) por fadiga é genericamente a deterioração das características físicas ou mecânicas do material.

Durante a vida um equipamento ou componente mecânico, estão sempre sujeitos a cargas variáveis devido ao seu próprio funcionamento ou por cargas exteriores, dificultando a análise de vida em fadiga de um componente.

No entanto, Miner desenvolveu um método simples para analisar a vida em fadiga de um material devido a variação de cargas, este método ficou conhecido por acumulação do dano (Regra Miner). De acordo com Miner, a degradação que o componente sofre pela ação de cargas cíclicas é diretamente proporcional ao número de ciclos. Na equação abaixo observa-se que n_i é o número de ciclos até uma paragem, para uma determinada tensão σ_i e N_i é o número de ciclos que o órgão terá até a rutura [37].

$$D_i = \Sigma (n_i / N_i) \quad (2.13)$$

Portanto, para diferentes variações de tensão, o dano total (D) são dados pela lei linear de acúmulo de dano de Miner.

$$D = \Sigma D_i \quad (2.14)$$

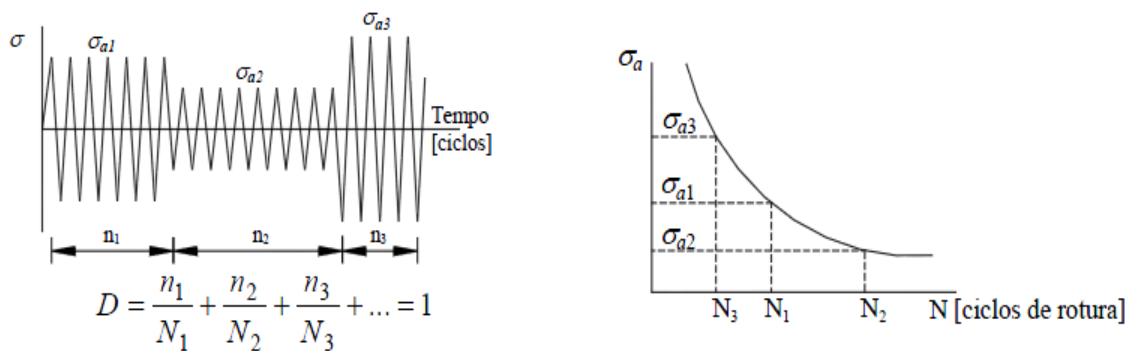


Figura 36 - Ilustração sobre o dano à fadiga baseado na lei de Miner [33].

Esta regra proposta por Miner, recomenda um dano máximo $D = 1$, este método devido a sua simplicidade é usada por muitos projetistas nos dias atuais, porém, apresenta algumas desvantagens:

- Quando as cargas têm uma amplitude instável, isto é, quando um órgão for sujeito a cargas sequenciais ou cargas com amplitude crescente e decrescente, os dados experimentais indicam que o dano à rutura pode ter valores diferentes de 1.
- O dano provocado por fadiga nem sempre é linear [37].

Contudo, para resolver este problema de não linearidade vários investigadores propuseram outras metodologias, alguns destes investigadores foram: Marco e Starkey, Grover, Manson, entre outros.

Como título de exemplo, uma lei não linear proposta por Marco e Starkey [37]

Esta lei apoia-se na regra de Miner, com apenas uma diferença do acréscimo da variável α_i que é função da tensão aplicada.

$$D_i = \sum (n_i / N_i)^{\alpha_i} \quad (2.15)$$

Contudo, em 2003 Wong propôs uma reorganização na lei de Marco e Starkey, segundo Wong alfa (α_i), não necessitaria ser diretamente função da tensão aplicada e poderia ser calculada facilmente, as equações para o cálculo encontram-se no Anexo G [38].

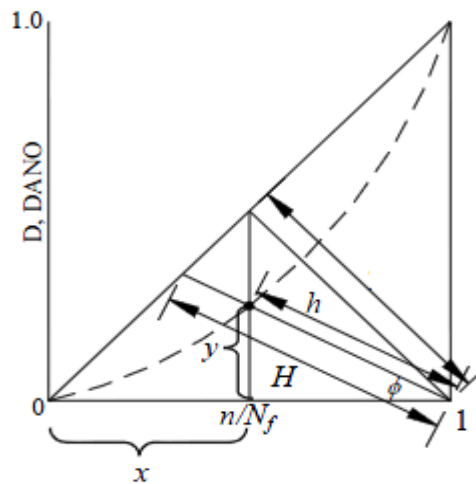


Figura 37 - Ilustração dos parâmetros proposto por Wong [33].

Como se observa a lei de Miner é um instrumento simples e fácil para o cálculo do dano à fadiga, porque desde que se obtém uma curva Wöhler (Figura 36) adquirida com carregamento de amplitude constante, será plausível calcular o dano à fadiga de qualquer órgão mecânico desde que seja linear.

2.4.8 Técnica de melhoria à fadiga em juntas soldadas

É sempre benéfico para um projeto melhorar o comportamento à fadiga dos componentes mecânicos, porque se consegue um aumento do limite à fadiga do componente, aumenta o coeficiente de segurança e aumenta a resistência ao aparecimento de fissuras. Porém, quando se trata de estruturas soldadas os motivos para melhorar tal comportamento são ainda maiores, porque as juntas soldadas apresentam defeitos característicos e.g.; introdução de descontinuidade na junta soldada gerando concentração de tensão, defeitos no próprio cordão de soldadura (inclusões, falta de penetração entre outros) e introdução de tensões residuais devido ao ciclo térmico. Tais fatores citados fundamentam métodos para melhoria à fadiga, na Figura 38 observam-se algumas destas metodologias mais usadas, estas também podem ser usadas em componentes soldados e que foram reparados [39].

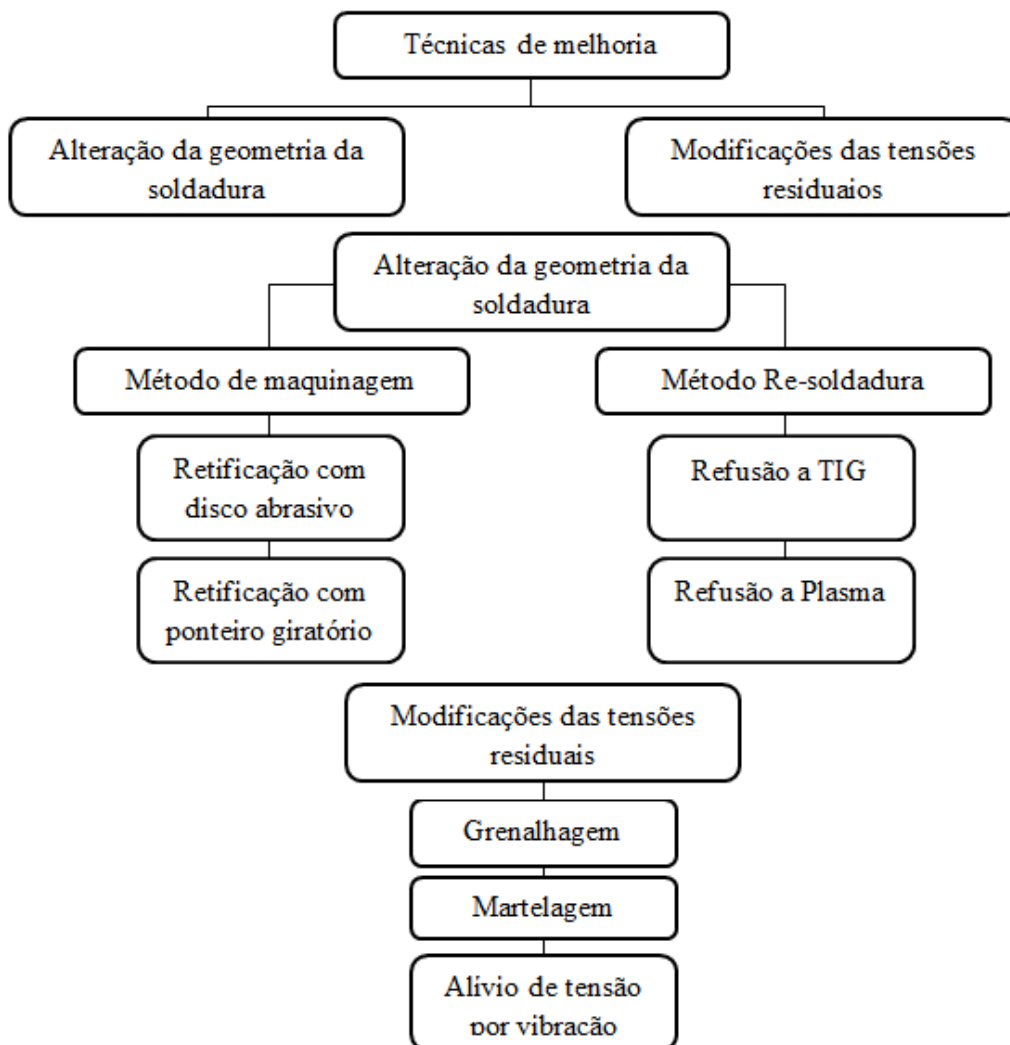


Figura 38 - Ilustração com metodologias para melhoria do comportamento à fadiga.

2.4.8.1 Técnica de maquinagem

Neste método remove material da superfície, isto é, quando existe um cordão de soldadura há sempre uma sobre espessura associado ao processo, quando se elimina o defeito geométrico devido ao processo de soldadura, proporcionando uma transição mais homogénea do cordão e a superfície material base, e possivelmente introduzindo uma tensão de compressão que é benéfica para a estrutura; ao aplicar a tensão de compressão na estrutura através do disco abrasivo durante a remoção da descontinuidade, esta irá reduzir as tensões residuais no cordão de soldadura. Com esta técnica reduz-se a concentração de tensões e aumenta a resistência à criação de novas fissuras, concedendo uma melhoria significativa na vida em fadiga da estrutura [39].

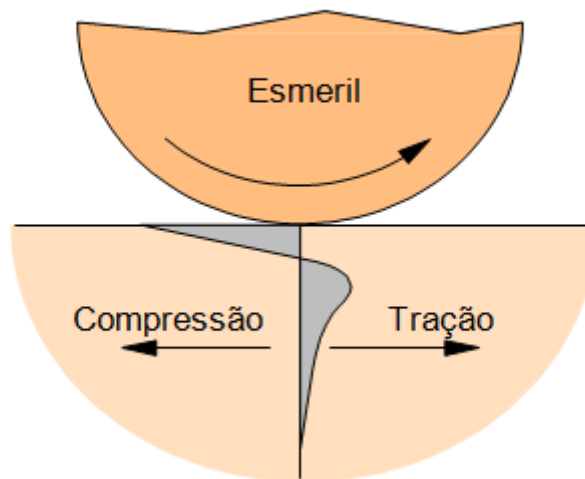


Figura 39 - Ilustração de um método a retirar material e por consequência introduzir tensões de compressão.

2.4.8.2 Refusão ao TIG

Este método consiste em refundir o passe de soldadura com o processo Soldadura com Eletrodo não Consumível de Tungsténio e Proteção de Gás Inerte (TIG), melhorando a concordância do metal de adição com o material base. Esta técnica não usa material de adição durante a refusão.

Esse método apresenta excelentes resultados no que diz respeito à melhoria no comportamento à fadiga e tem como vantagem a automação do processo. Mas também tem como desvantagem, os soldadores devem ser altamente qualificados para obter uma refusão de qualidade, outra desvantagem é a dificuldade no critério de inspeção do processo para garantir resultados [36].

Diversos ensaios experimentais à fadiga foram efetuados usando esta metodologia, no qual foram obtidos excelentes resultados em juntas soldadas em T, cruciformes e topo-a-topo. Este método é recomendado em cordão de soldadura que esteja orientada transversalmente à direção da carga em serviço [39].

Observa-se na Figura 40 um exemplo de refusão a TIG e a importância de controlar o processo para que o mesmo não tenha um efeito adverso para o cordão de soldadura.

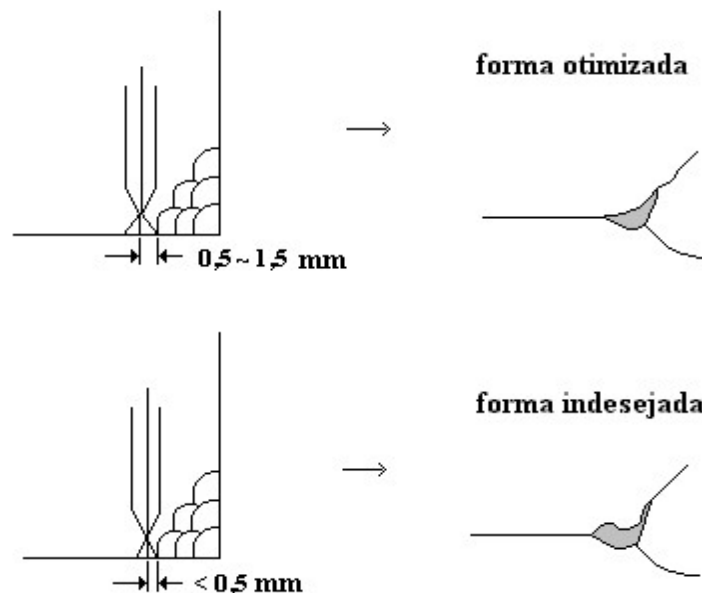


Figura 40 - Ilustração de refusão á TIG [36].

A literatura parece indicar esta técnica como muito benéfica, contudo, esta mostra-se mais eficiente em provetes ensaiados em laboratórios do que em estruturas de grandes dimensões. A discrepância de dados deve-se a maior dificuldade em controlar o processo de soldadura no exterior (num estaleiro) do que em laboratório onde existem condições adequadas. Mas de modo geral esta técnica é satisfatória, e quando usada de maneira correta obtém-se uma melhoria significativa no comportamento à fadiga [24].

2.4.8.3 Modificação na distribuição das tensões residuais

São utilizadas diversas técnicas no sentido de melhorar o comportamento à fadiga das estruturas soldadas. O pré-aquecimento é um método eficaz, porque executa um aquecimento entre cada passe de soldadura, reduzindo assim a velocidade de arrefecimento e atenuando as tensões residuais provenientes da entrega térmica.

Tratamento térmico é uma técnica usada para o alívio de tensões em estruturas de aços, esta técnica é normalizada e é obrigatória para determinadas espessuras [40,41]. Martelagem é outro método usado para atenuar as tensões, aplicando tensões de compressão adjacente a soldadura, também reduzem a concentração de tensão e atenua o crescimento de fissuras.

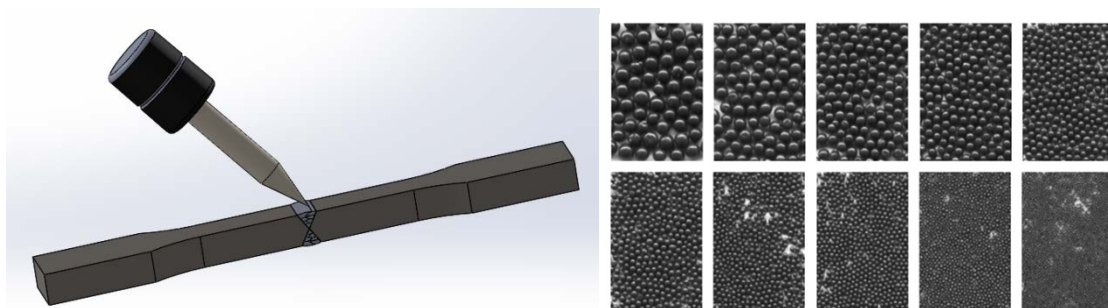


Figura 41 - Ilustração de um martelamento para reduzir tensão residual e variação de grãos para grenalhagem [12].

Quando se compara martelagem com refusão TIG, o tratamento superficial com o martelo é mais eficiente porque este introduz tensões de compressão elevadas. Contudo, há algumas desvantagens neste método, como o peso do martelo pneumático, o controle da força aplicada, o controle da posição e ângulo de trabalho, também o martelamento deverá ser homogêneo, isto é, tratar toda a superfície. Porém tal técnica quando não utilizada corretamente pode introduzir defeitos superficiais no material [42].

Grenalhagem é outra técnica usada, é considerada uma das mais eficientes porque introduz tensão de compressão mais eficiente e com maior controle do processo em relação a martelagem, podendo variar os tipos de grãos consoante a aplicação.

Alívio de tensões por vibração é uma técnica, onde estruturas são sujeitas a vibração de baixa frequência e alta amplitude por um determinado tempo reduzindo significativamente essas tensões, porém, esta técnica é mais eficiente em aços de alta resistência devido à sua rigidez [43].

CAPÍTULO 3

Instrumentação chapa 30 mm de espessura

Instrumentação do provete de 10 mm

Caracterização do material

Procedimento para ensaios de fadiga

3.1 Instrumentação da chapa de aço S460 M

O objetivo desta instrumentação passa por compreender o comportamento da chapa, avaliando a distorção consoante a entrega térmica no cordão de soldadura pelo processo de soldadura FCAW. Chapa de aço S460 M com 30 mm de espessura com um chanfro em X no qual terá uma cobre-junta instalada para o passe da raiz, onde serão aplicados um total de oito passes de soldadura de um lado e sete passes do lado oposto. A mesma será fixada em um dos bordos e terá a outra extremidade livre.

3.1.1 Procedimentos

3.1.2 Montagem dos termopares e LVDT

Foram montados vinte e quatro termopares e três LVDT como podem observar na Figura 42, em que o termopar mede o gradiente de temperatura em cada instante registrado em um programa de aquisição de dados e o LVDT irá proporcionar a verificação da distorção da chapa após a entrega térmica de cada passe de soldadura.

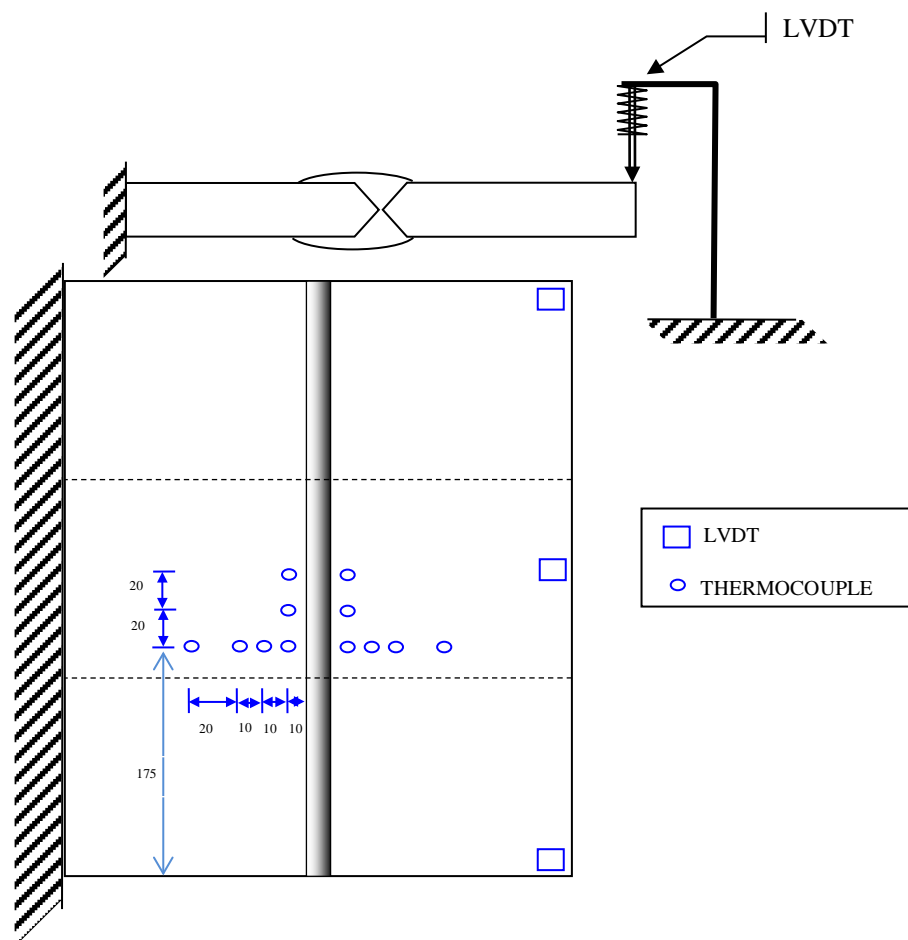


Figura 42 - Ilustração do posicionamento dos termopares e LVDT.

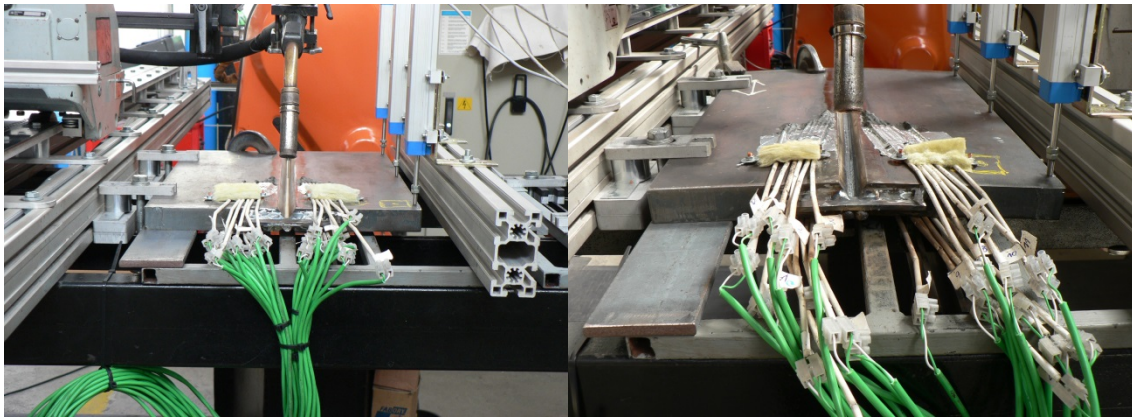


Figura 43 - Ilustração de montagem da chapa com os respectivos transdutores.

Tabela 2 - Parâmetros de soldadura usados no ensaio.

	Amp	Volts	Velocidade do fio	Velocidade de soldadura
Min/Max	A	V	m/min	cm/min
1	190/201	24,8/24,9	8	22
2	242/257	29,1/29,3	11	32
3	246/259	29,1/29,3	11	30
4	252/267	29,1/29,3	11	28
5	249/260	29,1/29,3	11	30
6	252/267	29,1/29,3	11	32
7	246/261	29,0/29,3	11	32
8	248/259	29,0/29,3	11	32
9	252/266	29,1/29,3	11	30
10	237/250	29,0/29,3	11	32
11	256/271	29,1/29,3	11	32
12	252/266	29,2/29,3	11	30
13	254/270	29,0/29,3	11	28
14	258/274	29,2/29,3	11	30
15	256/270	29,1/29,3	11	33

Como se nota na Figura 43, a montagem da chapa de 30 mm já com os termopares montados e os respectivos LVDT na mesa de soldadura com fixação em um dos bordos. Também observa-se na Tabela 2 os respectivos valores de entrega térmica, velocidade do fio e velocidade de soldadura.

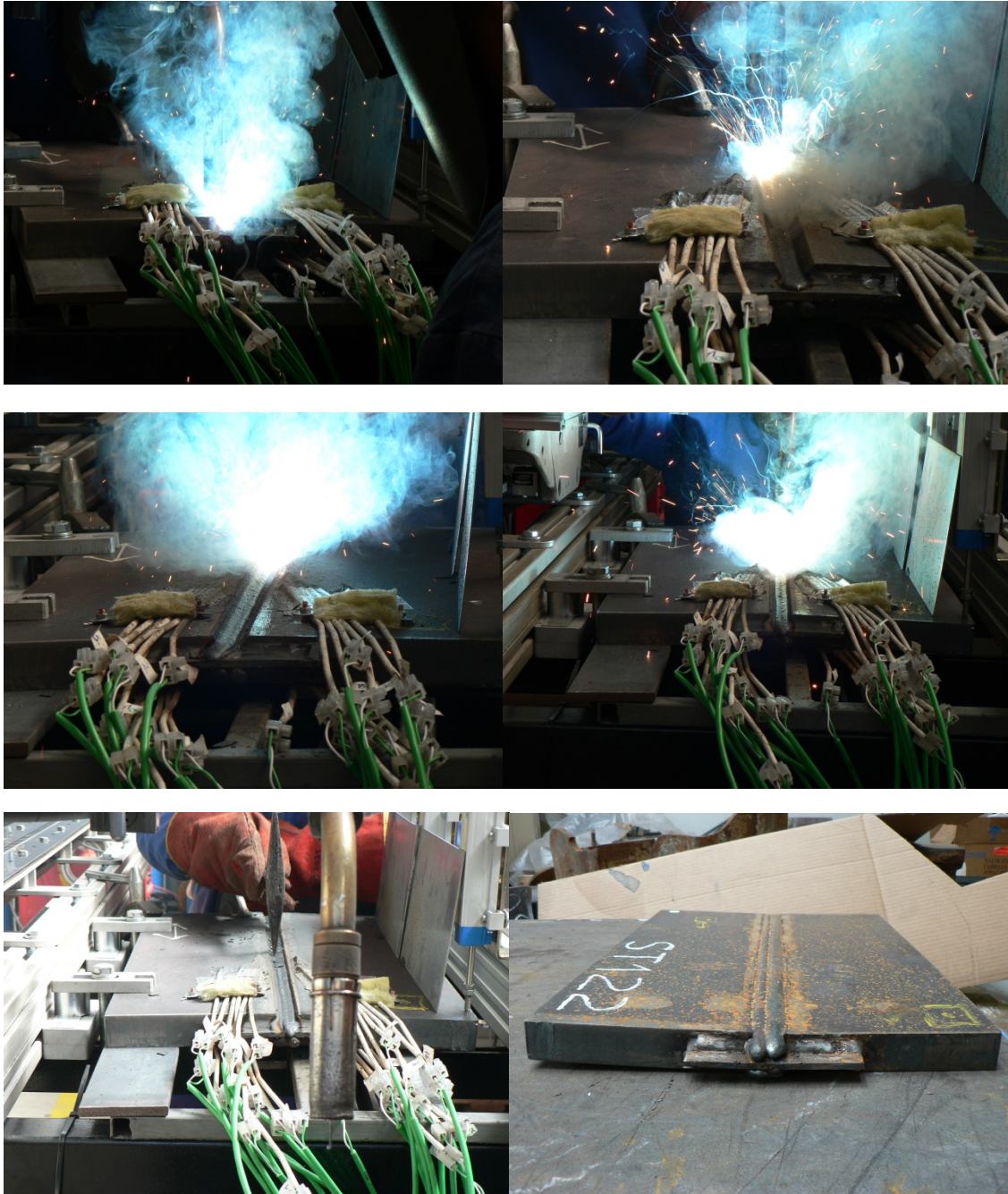


Figura 44 - Ilustração de instrumentação da chapa com vários passes de soldaduras e o respectivo resultado do trabalho.

Na Figura 44 pode-se observar o efeito de alguns passes de soldadura e uma pequena recuperação da distorção originada durante a soldadura do lado oposto. Também se pode observar na Figura 44 o resultado final da chapa soldada com uma distorção bem visível no final do processo.

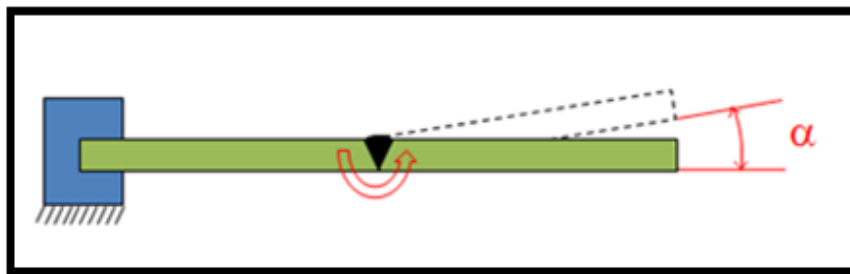
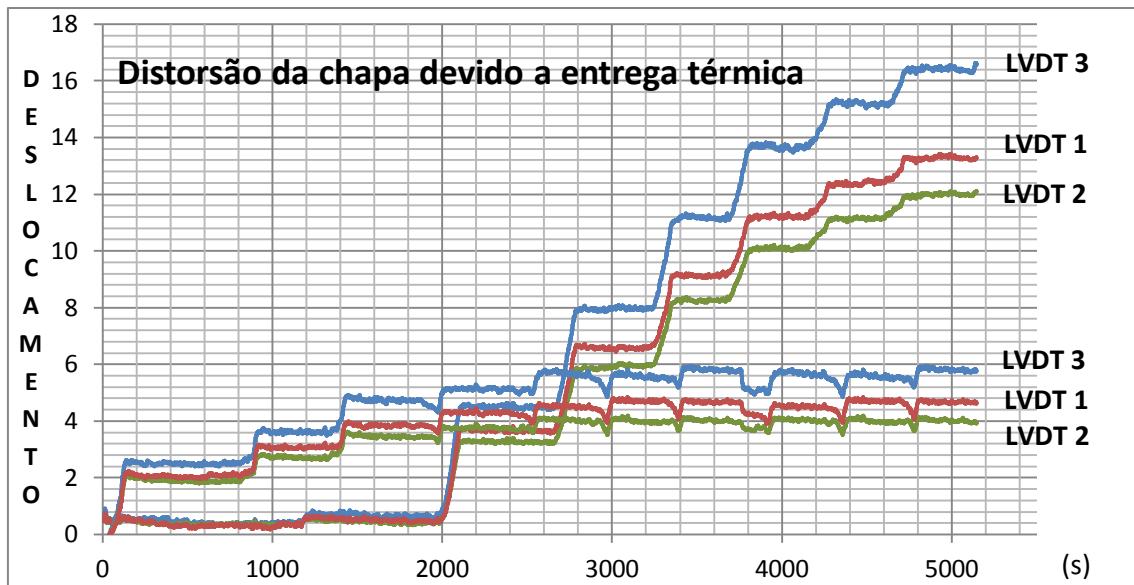


Figura 45 - Gráfico com resultado da distorção de ensaio na chapa de 30 mm.

No Anexo E ilustra o gradiente de temperatura durante os multipasse de soldadura, verifica-se um aumento de temperatura adquirido pelo termopar em cada passe de soldadura em pontos estratégicos na chapa.

Na Figura 45 analisa-se a distorção da chapa no primeiro lado quando soldado, observado no LVDT 1,2 e 3 uma grande distorção com deslocação entre 0 a 16 mm. Quando soldado do lado oposto é notório não haver uma recuperação total devido a entrega térmica, porque quando o primeiro lado foi soldado, a chapa permanece com maior resistência por causa do material de adição aplicado na junta soldada, portanto, quando foi soldado do lado oposto com as mesmas condições obtém-se uma recuperação parcial no fim do processo, com um ângulo de distorção final de aproximadamente 4 graus.

Ao comparar a instrumentação acima descrita com outro aço S355 J2, no qual também sucedeu o mesmo procedimento de instrumentação, foi observado entre valores obtidos que são muito próximos tanto na distorção entre passes de soldadura quanto no ângulo. Certamente, pode-se concluir que os dois materiais apesar da composição química ser diferente, o comportamento é muito semelhante no que diz respeito a distorção, sendo o mesmo material de adição utilizado em ambos os casos.

A distorção não afeta a maquinação dos provetes, contudo, esta distorção influenciará no comportamento à fadiga, tal arqueamento do provete influenciará de alguma forma nos resultados.

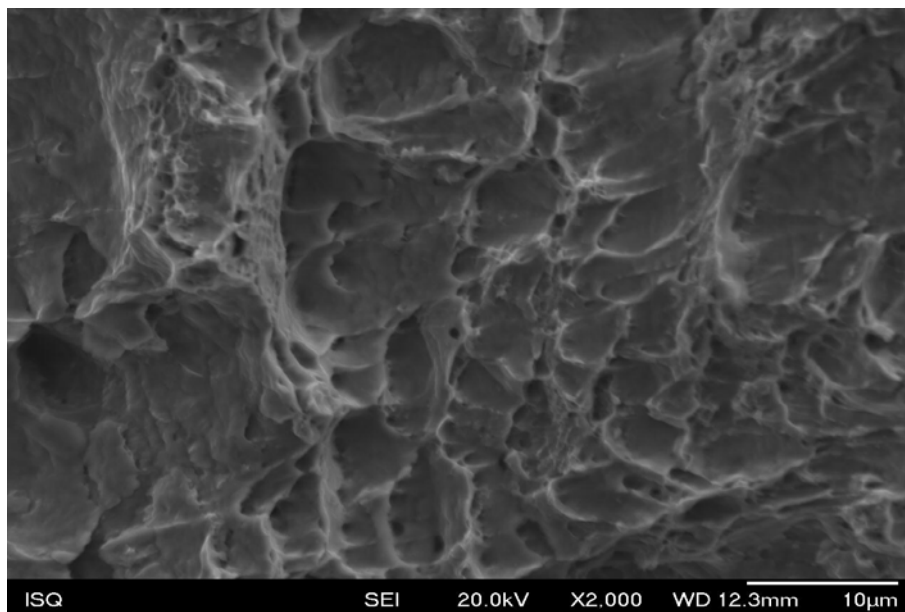


Figura 46 - Ilustração com microscópio de varrimento onde observa-se a introdução de tensão de flexão devido a distorção na chapa.

Para uma investigação futura pode-se sugerir uma soldadura com o mesmo processo, sendo soldado ambos os lados ao mesmo tempo, isto é, um passe de um lado e sequencialmente um passe do lado oposto, com este procedimento pode-se ganhar mais tempo no processo e a distorção seria menor concedendo melhor qualidade.

3.2 Instrumentação do provete

Neste capítulo estudo se a instrumentação da chapa, onde verificou-se uma distorção deixada no material inerente ao processo de soldadura. Nesta instrumentação que se segue, tenta a quantificar tal distorção como se pode na Figura 47, onde pode ver-se o arqueamento do provete já maquinado e pronto a ser ensaiado juntamente com quatro extensómetros para medir a deformação durante o estudo.

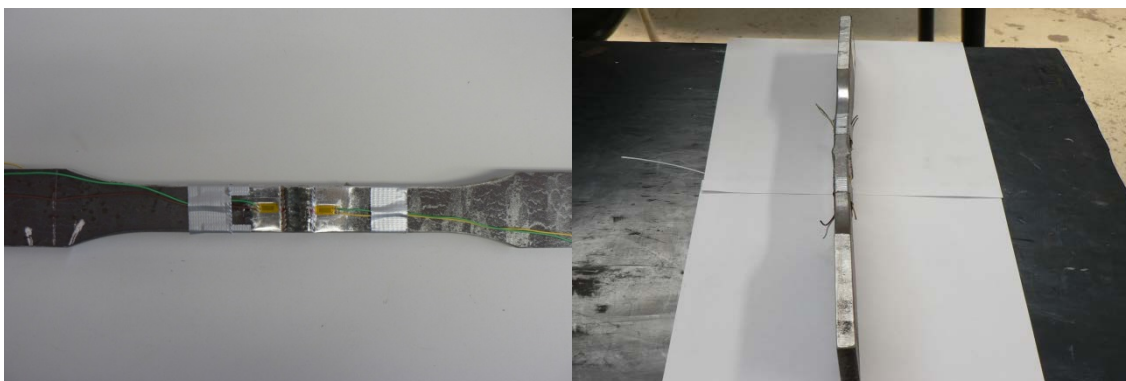
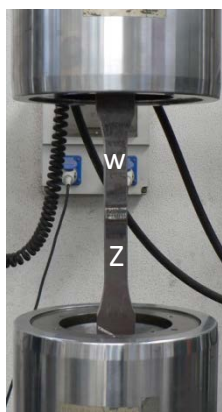


Figura 47 - Ilustração da instrumentação de um provete.

Após a montagem do provete na máquina e somente com mordente apertado sem carga aplicada, pode-se medir as leituras iniciais dos extensómetros, consoante se aplica a carga durante um certo período de tempo (conforme a Tabela 3) vê-se a evolução do ensaio e de sua instrumentação, pode verificar-se que após o ensaio o provete adquire uma deformação plástica, isto é, na parte arqueada da amostra quando preso no mordente da máquina juntamente com a carga aplicada deixa de haver distorção. Portanto quando remove-se a carga, o provete não recupera a deformação, ou seja, adquire uma deformação plástica localizada, aumentando sua resistência mecânica devido ao fenómeno de encruamento.

Tabela 3 - Valores sobre carregamento do provete e dados do extensómetro.



	Força KN	5 – W (μm)	6 – W (μm)	7 – Z (μm)	8 – Z (μm)
Apertado	0	248	-283	265	-258
	20	630	-12	642	7,5
	40	1022	279	1027	286
	60	1423	580	1425	578
	80	1888	923	1883	897
	100	2527	1319	2498	1252
	120	3853	1812	3597	1668
Apertado	0	1721	12	1416	-67

Tabela 4 - Valores calculados em relação a tração e a flexão consoante a tabela 3.

Força KN	W Tração (μm)	W Flexão (μm)	Z Tração (μm)	Z Flexão (μm)
0	-18	266	4	262
20	309	321	325	317
40	651	372	657	371
60	1002	422	1002	424
80	1406	483	1390	493
100	1923	604	1875	623
120	2833	1021	2633	965
0	867	855	675	742

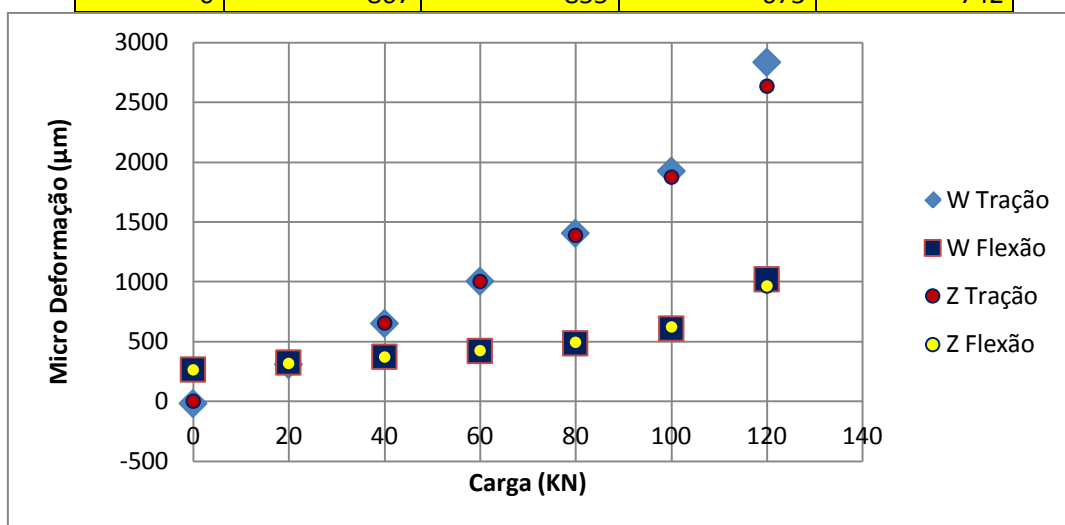


Figura 48 - Ilustração sobre a deformação não recuperada do provete instrumentado.

Ao calcular os dados recolhidos pelo extensómetro exposto na Tabela 4, pode-se observar na Figura 48 que as tensões de tração são mais críticas devido a distorção que se encontra no provete. Mesmo depois de mais duas verificações com o mesmo procedimento conforme Anexo H, conclui-se que o provete também adquiriu uma deformação plástica localizada com menos magnitude mas com significado importante. Contudo há deformação plástica localizada com alguma magnitude que irá afetar os resultados à fadiga.

Pode-se dizer que a deformação introduzida no provete irá gerar um aumento da resistência localizada que certamente passará a influenciar de alguma forma no comportamento à fadiga. Contudo, não se pode quantificar o quanto afetará os resultados, com apenas uma instrumentação de um provete, tal estudo é apenas qualitativo.

3.3 Caracterização do material

3.3.1 Ensaio de tração do material de adição

Apesar desta dissertação esta focada em fadiga de estruturas soldadas, é pertinente estudar o comportamento do material de adição (consumível) usado no processo de soldadura, referido no capítulo 2 em relação a resistência mecânica e a tenacidade. Os ensaios de tração foram executados consoante a norma ISO 6892-1 [35] e EC3 [45].

A Tabela 5 mostra os resultados obtidos de provetes retirados na direção do cordão de soldadura, onde P significa provetes retirados paralelos a laminagem da chapa e T provetes retirados transversal a laminagem da chapa.

Tabela 5 - Resultados dos ensaios de tração em provetes soldados.

MATERIAL	DIREÇÃO	CHAPA	TENSÃO		ALONGAMENTO %	REDUÇÃO DE AREA %
			CEDÊNCIA MPa	RUTURA MPa		
460	P	ST004_T1	531,1	613,6	25,3	67,6
		ST004_T2	540,1	649,6	27,1	67,9
		ST004_T3	609,9	695,4	27,7	67,8
	T	ST006_T1	475,7	596,1	29,0	71,7
		ST006_T2	523,8	643,7	26,2	70,1
		ST006_T3	495,7	599,1	24,8	73,7
355	P	ST013_T1	551,5	679,8	27,5	67,9
		ST013_T2	558,7	699,0	27,4	74,0
		ST013_T3	557,8	714,9	29,9	67,1
	T	ST020_T1	494,7	625,0	28,1	72,9
		ST020_T2	516,4	631,5	28,8	72,6
		ST020_T3	536,3	664,1	27,6	71,1

As informações a respeito das características mecânicas são adquiridas a partir do gráfico de tensão versus extensão adquirida a partir do ensaio de tração. A Figura 49 exemplifica o comportamento de um corpo de prova durante um ensaio de tração. Este gráfico proporciona-nos o patamar de cedência do material que está a ser ensaiado, a máxima tensão de rutura que o material suporta, também mostra o alongamento do

material e a redução de área do provete. Através destes dados recolhidos podemos caracterizar o material quanto a resistência à tração é similarmente sua ductilidade.

Contudo é importante referir que todas informações retiradas da Figura 49 dependerão diretamente da composição química do material e de um eventual tratamento térmico.

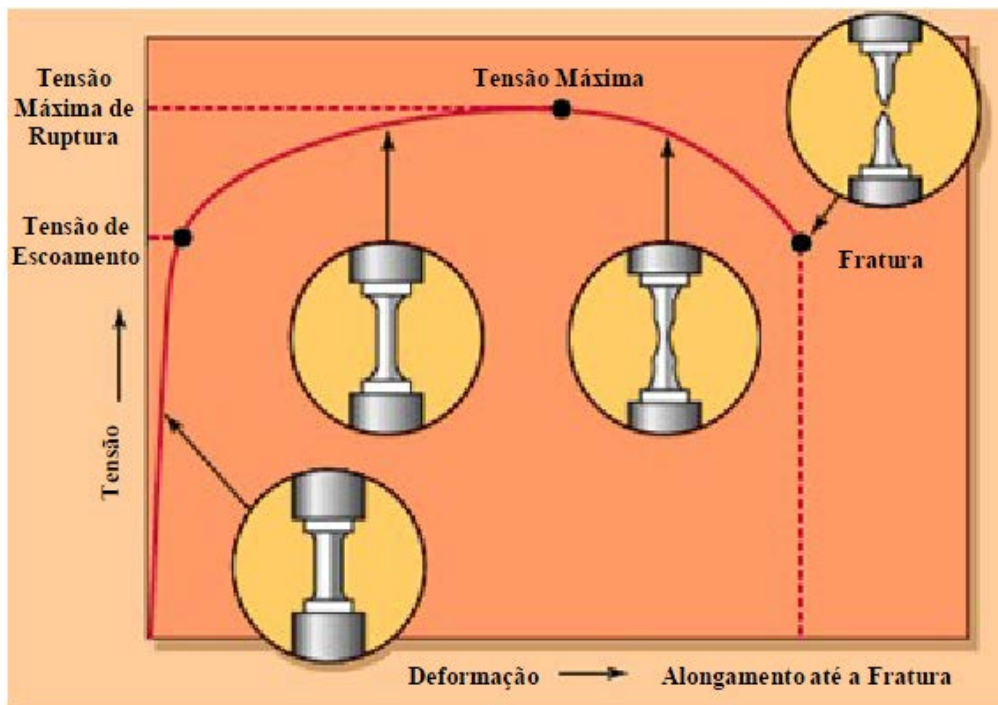


Figura 49 - Ilustração do gráfico curva tensão versus extensão do ensaio de tração [46].

Quando o provete obtém a carga máxima, este inicia um fenómeno caracterizado por estricção, isto significa uma redução da seção transversal do corpo de prova. A tensão de escoamento (tensão de cedência) é a tensão fundamental para provocar uma pequena deformação plástica, isto é, a intersecção entre as curvas tensão-deformação, traçando uma reta paralela ao limite elástico com uma deformação de 0,2 %. Por ser muito difícil verificar onde termina o limite elástico e muitos aços foram convencionados nesta reta linear de cedência com deformação de 0,2 %.

Observa-se na Tabela 5, que a tensão de cedência e tensão de ruptura obtida nos ensaios é superior a tensão do material base como era espectável, porque se trata de material de adição. Portanto, analisando estes valores conclui-se que o material de adição tem um ótimo comportamento em relação á tensão aplicada no material base.

3.3.2 Ensaio de charpy

Os diversos ensaios de impacto Charpy, proveniente da junta soldada foram executados de acordo com a norma ISO 148-1 [47]. Estes impactos foram efetuados as temperaturas de 22, -20 e -50 °C conforme pode-se visualizar na Figura 51 e Figura 52, os provetes foram obtidos segundo uma direção P que significa provetes retirados paralelo a laminagem da chapa e T amostra retirada transversal a laminagem da chapa.

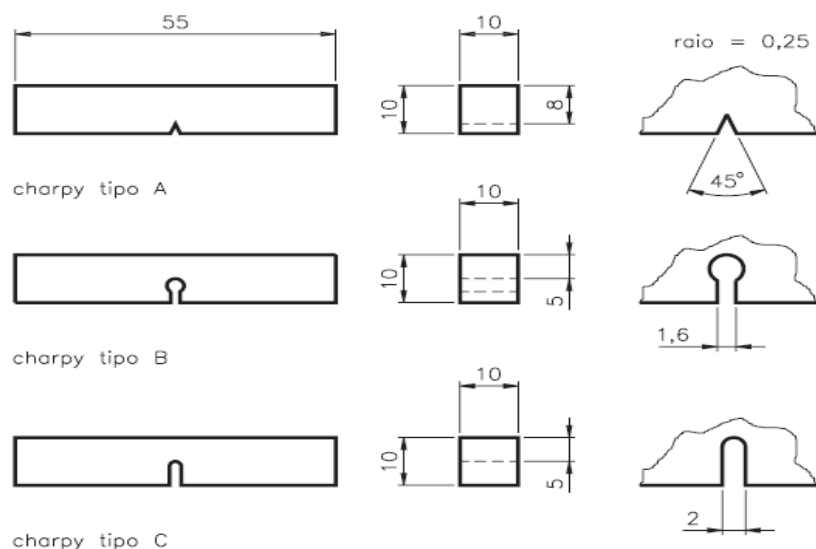


Figura 50 - Ilustração de provetes para ensaio charpy [48].

Tabela 6 - Resultados divulgados do fabricante ensaio charpy [15].

DI-MC 460	Direção	Energia de impacto [Joule], ensaio a temperatura de:					
		0 °C	-10 °C	-20 °C	-30 °C	-40 °C	-50 °C
Qualidade (B)	Longitudinal	47/24	43/24	40/20			
	Transversal						

Esta investigação baseia-se na classe B deste aço conforme Tabela 6, contudo, nossa investigação foi até -50°C com o propósito de verificação da resistência a sensibilidade do material a esta temperatura, na Figura 51 e Figura 52 apresentam resultados dos ensaios de 4 zonas diferentes do material. Analisando estes gráficos observar-se que todas as amostras tanto ao aço S460 M quanto ao S355 J2 têm um comportamento excelente quanto a tenacidade, mesmo na zona soldada. Verifica-se que a -50°C também se obteve bons resultados. Logo, conclui-se que temos um aço promissor de boa qualidade mesmo a temperaturas abaixo de -20°C.

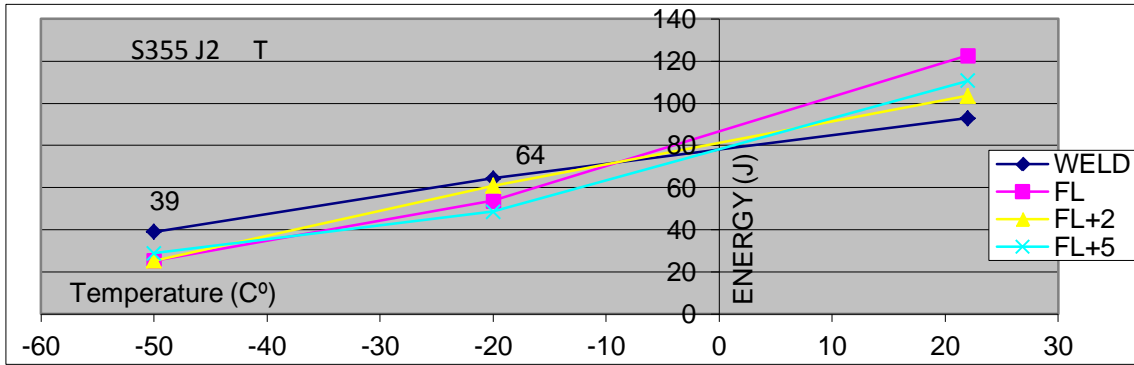
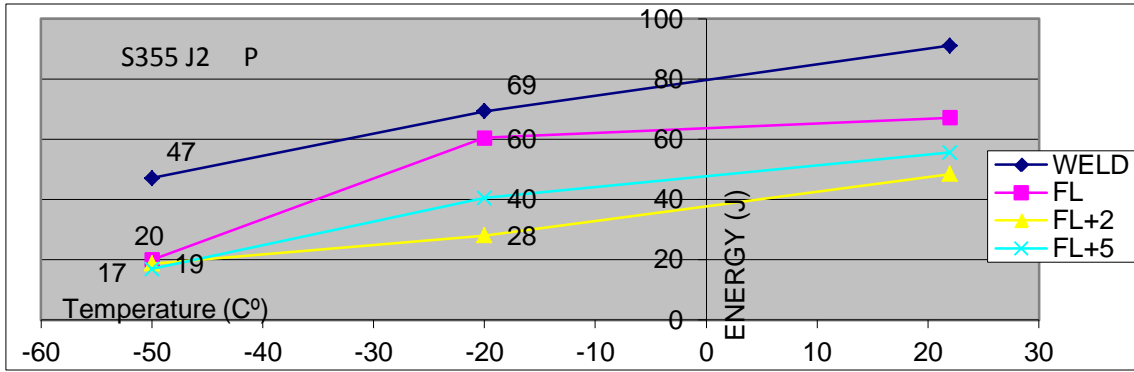


Figura 51 - Resultados do ensaio charpy do material de adição aplicado no aço S355 J2.

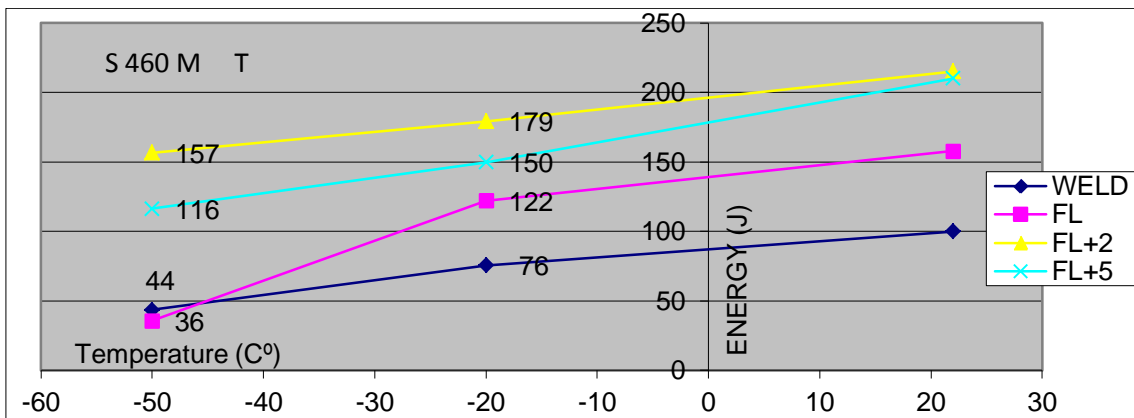
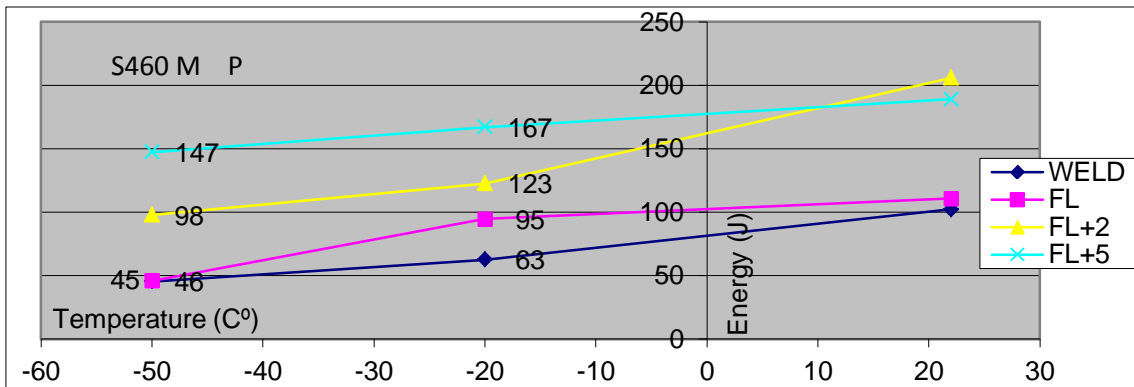


Figura 52 - Resultados do ensaio charpy do material de adição aplicado no aço S460 M.

WELD – material de adição, FL – Linha de fusão, FL+2 mm – ZTA e FL+5 mm – MB.

3.3.3 Estudo da rugosidade

A rugosidade é outro ponto de extrema importância no estudo da fadiga, porque quanto maior for a rugosidade na superfície de um provete ou de qualquer material em serviço, pode aumentar a concentração de tensões superficial do material, gerando conseqüentemente a nucleação de uma fissura quando o material for solicitado por tensões de fadiga. De salientar que embora se tenha abordado o problema de tenacidade, o objetivo do estudo dos provetes destinou-se apenas ao comportamento à fadiga.

A presente investigação estuda o comportamento dos provetes solicitados por fadiga como referenciado nos capítulos anteriores, segundo a norma EC3 que transmite que os cordões de soldadura têm que ser afagados, evitando e até eliminando a maioria da concentração de tensão devido à geometria do cordão de soldadura [49]. Depois de diversos ensaios sem alteração nos cordões de soldadura dos provetes verifica-se que gerou muitos dados dispersos devido a disparidade de geometria de provete para provete. Contudo, segundo a norma ISO 4287 e a EC3 que não estabelece nenhuma referência para a rugosidade em construção mecânica, porém, em discursões junto ao projeto com um dos parceiros, que usa em seus projetos lixa de cinta com grão 24, onde pode ser usado como referência para ensaios de provetes afagados [50].

Outro ponto importante da rugosidade é encontrar um parâmetro que satisfaça as necessidades do projeto (fadiga); pode-se observar nas tabelas e figuras abaixo que foram selecionados alguns parâmetros mensuráveis de rugosidade para diferentes tipos de abrasivos.

Tabela 7 – Dados experimentais de rugosidade paralelo a soldadura.

Grau do Abrasivo	Evolução da rugosidade paralela a soldadura				
	Ra [μm]	Rz [μm]	Rmax [μm]	Rt [μm]	Nº amostra
A24-RBF	3,33	20,8	31,3	32,8	6
A30-SBF	2,83	16,4	24,6	26,0	6
Z40	2,17	13,1	18,0	18,6	6
P60	1,52	9,2	12,4	13,9	6
Z80	1,27	8,4	11,1	11,6	6
Z120	0,72	5,0	6,1	6,7	6
Z400	0,67	4,9	6,3	6,4	6
Grenalhagem 0,8 mm	6,08	31,7	43,1	44,7	6

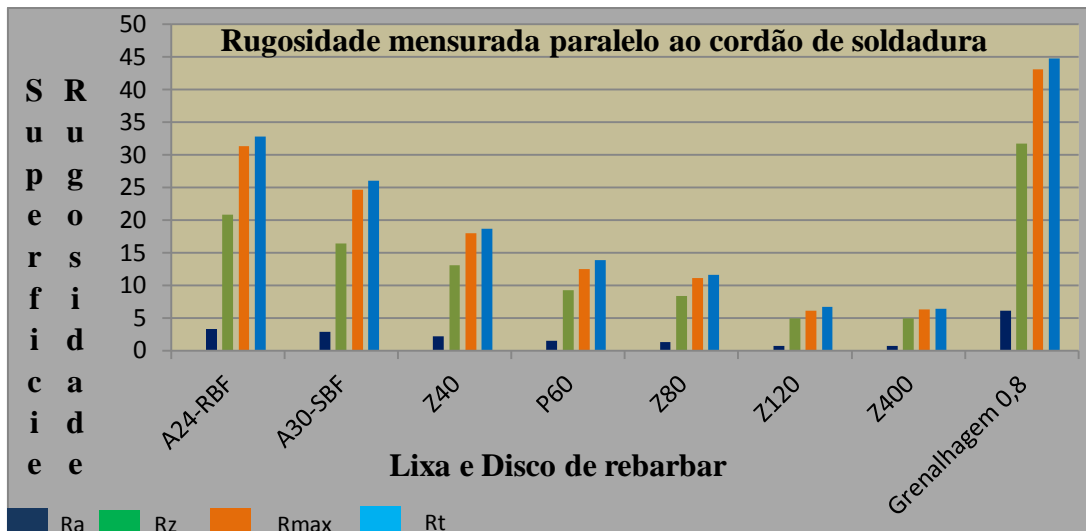


Figura 53 - Ilustração experimental de rugosidade paralelo a soldadura.

Tabela 8 - Dados experimentais de rugosidade perpendicular a soldadura.

Grau do Abrasivo	Evolução da rugosidade perpendicular a soldadura				Nº amostra
	Ra [μm]	Rz [μm]	Rmax [μm]	Rt [μm]	
A24-RBF	1,72	9,3	15,1	16,9	6
A30-SBF	1,16	6,3	11,5	12,6	6
Z40	0,98	5,1	7,1	7,9	6
P60	1,05	6,1	7,9	8,4	6
Z80	0,72	3,7	5,5	6,5	6
Z120	0,77	4,5	7,0	7,8	6
Z400	0,64	4,9	6,2	6,3	6
Grenalhagem 0,8 mm	5,99	36,2	59,6	60,0	6

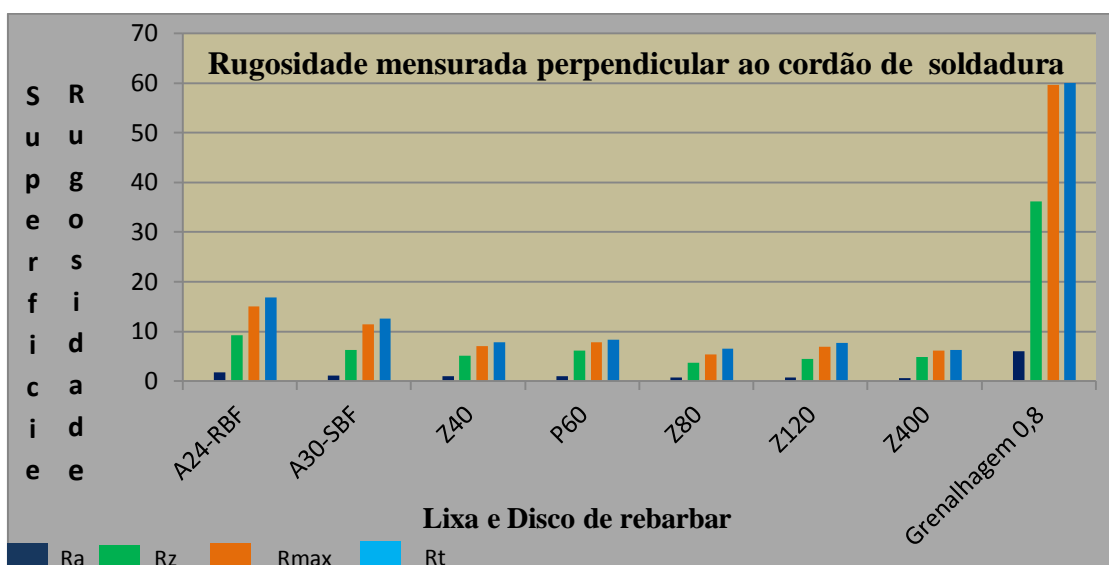


Figura 54 - Ilustração experimental de rugosidade perpendicular a soldadura.

O critério R_a é uma média aritmética dos valores absolutos mensuráveis pelo rugosímetro, contudo este parâmetro é por sua vez duvidoso porque como é uma média poderá por muitas vezes não indicar o real estado da superfície.

Na Figura 55, apresenta um gráfico que ilustra o modo de calcular parâmetros de rugosidade. O parâmetro R_z e R_{\max} são os mais importantes para os estudos em causa, onde R_z calcula a rugosidade dividindo um conjunto de amostra em cinco janelas consoante a norma ISO 4287; como mostra a Figura 55, neste cálculo é usado o valor máximo de pico a pico dentro de cada janela que se segue, é feito uma média destes valores obtendo assim um parâmetro com maior exatidão. O termo R_{\max} significa simplesmente medir o valor dentro das cinco janelas referenciado pela norma de pico a pico; o máximo valor encontrado é o parâmetro R_{\max} que também se pode analisar na Figura 55 [50].

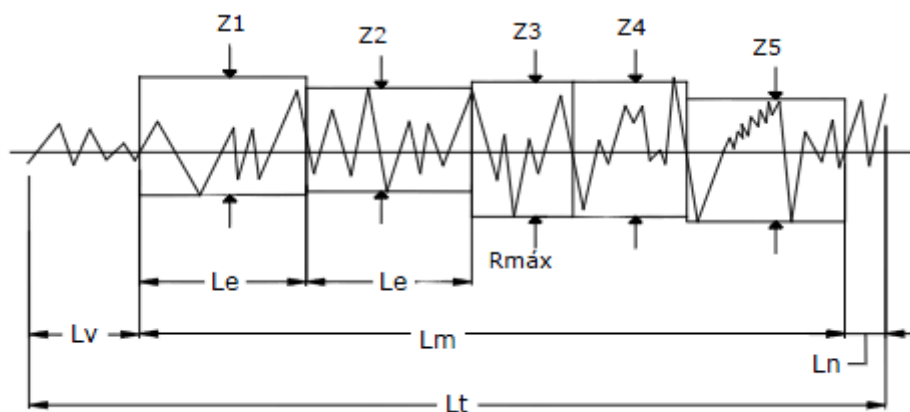


Figura 55 - Ilustração sobre o gráfico mensurável pelo rugosímetro [51].

O termo R_t adequa à distância vertical entre o pico mais alto e o pico mais profundo a partir de uma linha de referência independente das janelas; a título de exemplo na Figura 55 R_t é o valor entre vale (pico a partir da linha de referência) Z3 e pico Z4. Este critério menos importante dará apenas a maior rugosidade mensurável dentro daquela amostra.



Figura 56 - Ilustração sobre abrasivos usados nos ensaios.

Como se pode observar na Figura 56, foram usados dois tipos de abrasivos para afagar o cordão de soldadura e diminuir a concentração de tensões deixada pelo processo de soldadura devido a sobre espessura do cordão, após diversos ensaios observa-se claramente uma substancial melhoria no comportamento à fadiga e também uma melhoria na carga aplicada. Contudo, não se pode tirar grandes conclusões relativas sobre a lixa Z120 e disco de rebarbar A24 usados para afagar os provetes, em ambos os casos obtiveram-se resultados semelhantes no ensaio à fadiga.

Para termos de comparação no Anexo B pode-se visualizar uma tabela com alguns valores de rugosidade consoante sua aplicabilidade, onde se pode ver que ambos os casos estão dentro dos padrões aceitáveis para este tipo de solicitação.

3.3.4 Procedimento para ensaios CTOD

Este método caracteriza a capacidade do material se deformar plasticamente da instabilização do defeito, através da medição das faces da fissura preexistente do provete consoante a norma BS 7448. Vê-se na Figura 57 as dimensões do provete, $B=0,5W$ onde B é a espessura do provete, o entalhe mecânico mais a pré-fissura estão entre as seguintes $a=0,45W$ e $a=0,55W$, pode-se observar no Anexo I a dimensão usada neste estudo [51].

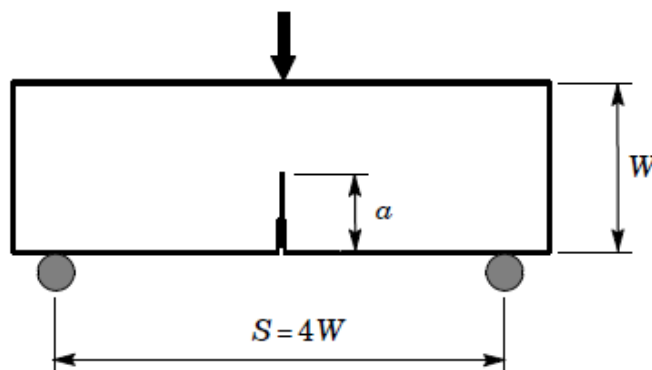


Figura 57 - Ilustração sobre a geometria do provete consoante a norma.

Como se trata de material soldado como citado neste documento, tem que primeiramente executar uma pré-compressão no provete consoante a norma, que se deve executar uma compressão através de um punção na zona do provete onde foi soldada, com carga suficiente para deformá-la em cerca de 1% da espessura para atenuar as tensões residuais intrínsecas do processo de soldadura, evitando que estas não influenciem o ensaio durante a pré-fissura e mesmo durante o ensaio CTOD [52].



Figura 58 - Ilustração da pré-compressão no provete e o entalhe mecânico.

Seguidamente, à pré-compressão executa-se o ensaio de fadiga para abrir a pré-fissura no provete também segundo especificações da norma, a qual faculta a equação para cálculo da carga a ser aplicada e sua respectiva dimensão limite [53]. As cargas foram gradativamente reduzidas durante a abertura da pré-fissura para evitar grandes deformações plásticas na extremidade da fenda.

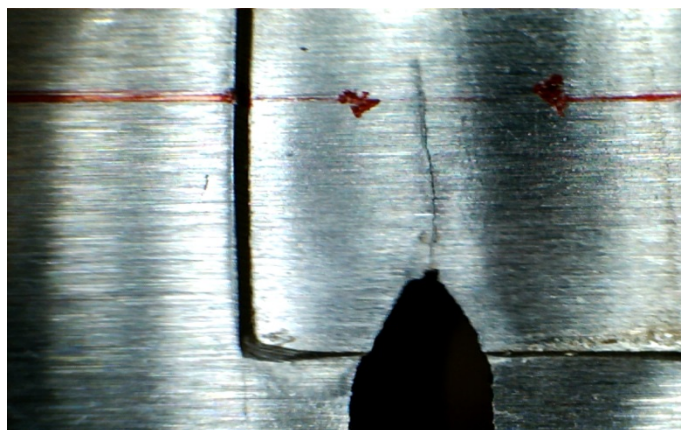


Figura 59 - Ilustração da pré-fissura através de microscópio portátil.

Depois de toda preparação do provete sendo entalhe mecânico, pré-compressão e pré-fissura pode-se passar ao ensaio propriamente dito onde monta-se o provete na máquina servo hidráulica, aplica-se uma carga no provete apoiado em três pontos; a carga é controlada por um programa de computador que por sua vez também controla a abertura das faces da fenda através de um *clip gauge*. O programa ajusta a carga gradativamente durante todo o ensaio. O método de paragem de aquisição é controlado pelo operador, que observa o gráfico gerado pelo programa e quando a carga atinge seu máximo ou Pop-in o ensaio é interrompido, ou dito de outra forma a paragem do ensaio dar-se-á quando há uma propagação da fenda, conforme Anexo I o gráfico gerado com a respectiva carga máxima.

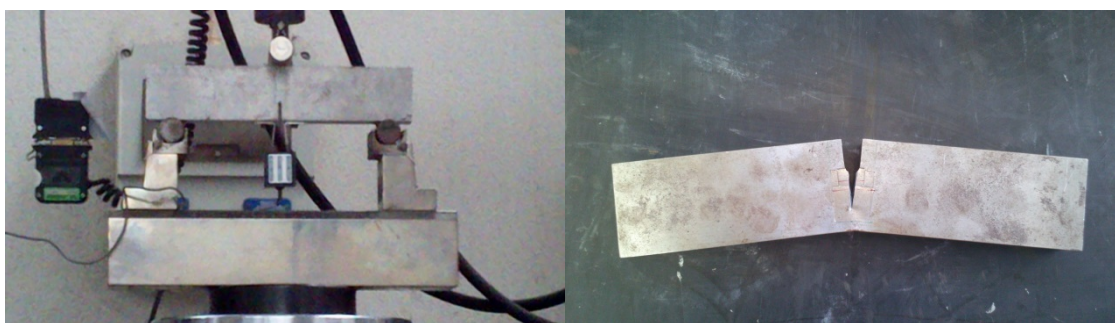


Figura 60 - Ilustração sobre montagem do CTOD juntamente com *clip gauge* e resultado final do ensaio.

Como se está a ensaiar um material muito dúctil, os provetes não tiveram uma propagação da fenda até a rutura, logo não houve uma separação dos provetes após o ensaio ficando estes apenas deformados (dobrados); para a separação dos mesmos estes são mergulhados em azoto líquido durante um certo tempo passando pela temperatura de transição do material tornando-os frágeis. Posteriormente, através de um impacto são separados e em seguida são mergulhados em outro recipiente com acetona para evitar que os provetes se oxidem as zonas de interesse.



Figura 61 - Ilustração dos provetes a serem mergulhados em azoto.

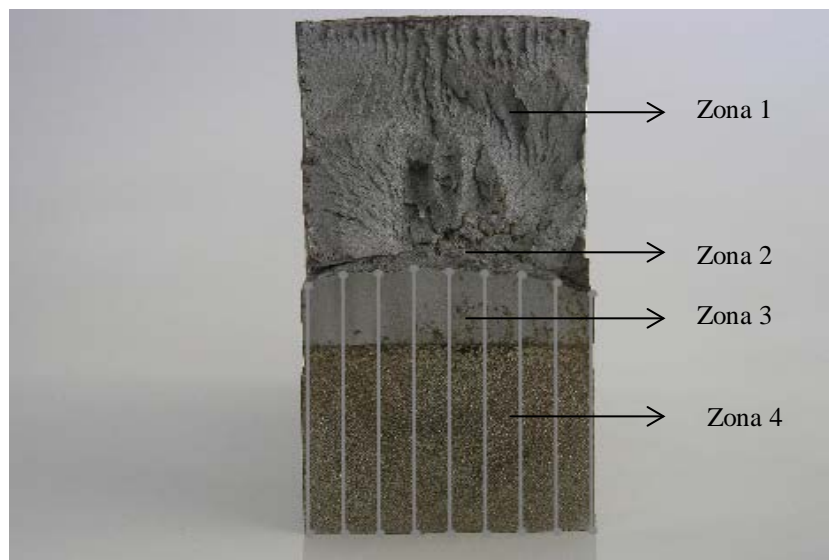


Figura 62 - Ilustração sobre os pontos de medição da fissura do CTOD consoante a norma BS7448.

Tal separação é importante porque é através desta pode-se analisar as superfícies dos provetes e medir o ponto de propagação da fenda conforme a norma estipulada, na Figura 62 observa-se os pontos marcados segundo a BS 7448, com nove pontos na superfície onde os pontos junto a aresta tem uma distância de 1% da espessura do provete e os restantes são distribuídos igualmente entre os sete pontos, estes foram medidos com um microscópio, no Anexo J podem verificar tais valores. Os dados obtidos são introduzidos no programa de aquisição de dados que automaticamente calcula o valor do CTOD de cada ensaio.

Atenta-se na Figura 62 quatro zonas distintas onde:

- Zona 4 é entalhe mecânico;
- Zona 3 é propagação da fissura por fadiga (pré-fissura);
- Zona 2 é propagação estável da fissura;
- Zona 1 é a rutura do material após sua fragilização com azoto.

O comprimento de interesse para o cálculo de CTOD é a soma das zonas 3 e 4, que dará o comprimento total do entalhe mecânico e da pré-fissura. Quando se analisa a propagação da fissura, fica evidenciado que a deformação plástica na ponta da fenda impossibilitou a sua propagação. Logo, pode-se dizer que o material tem boa capacidade de deformação plástica gerando um encruamento local que irá dificultar a propagação da fissura.

Tabela 9 - Resultados de valores do ensaio de CTOD zona soldada.

Norma BS 7448	S 460M 1	S 460M 2	S 460M 3	S 460M 4	S 460M 5
W (mm)	54,24	54,18	54,1	54,2	54,15
L (mm)	270	270,1	270,2	270	270
B (mm)	27,1	27,2	27,1	27,2	27,13
Distância dos apoios (mm)	216	216	216	216	216
Distância das Facas (mm)	10,3	10,8	9,5	10,1	10
Entalhe mecânico (mm)	19,725	19,525	19,59	19,55	19,63
Total Fenda (mm)	27,368	25,39	26,9	26,985	24,535
Tensão de cedência (N /mm ²)	560,33	560,33	560,33	560,33	560,33
Tensão de rutura (N /mm ²)	652,87	652,87	652,87	652,87	652,87
δ (mm)	0,779	1,085	1,042	1,182	0,914

Tabela 10 - Resultados de valores do ensaio de CTOD zona soldada.

Norma BS 7448	S 355 j2 - 1	S 355 j2 - 2	S 355 j2 - 3
W (mm)	54,2	54,22	54,1
L (mm)	270	269,7	269,5
B (mm)	27,1	27,2	27
Distância dos apoios (mm)	216	216	216
Distância das Facas (mm)	10,6	10,2	10,4
Entalhe mecânico (mm)	19,67	19,575	19,675
Total Fenda (mm)	24,9535	27,67	27,865
Tensão de cedência (N /mm ²)	516	516	516
Tensão de rutura (N /mm ²)	640,17	640,17	640,17
δ (mm)	1,139	0,561	0,496

Tabela 11 - Resultados de valores do ensaio de CTOD S460 M zona soldada.

Norma BS 7448	S 460 (ZTA) 1	S 460 (ZTA) 2	S 460 (ZTA) 3
W (mm)	54,3	54,2	54,1
L (mm)	270	270,1	269,8
B (mm)	27,2	27,3	27,2
Distância dos apoios (mm)	216	216	216
Distância das Facas (mm)	10,3	10,6	10,1
Entalhe mecânico (mm)	19,73	19,995	19,9
Total Fenda (mm)	26,664	27,51	26,36
Tensão de cedência (N /mm ²)	560,33	560,33	560,33
Tensão de rutura (N /mm ²)	652,87	652,87	652,87
δ (mm)	0,39	0,408	0,362

Analisando os resultados das tabelas acima os valores encontrados de CTOD para o aço S460 M tem uma média de 1,02 mm, na região da ZTA com 0,387 mm e no aço S355 J2 temos 0,732 mm, isto é, estes valores são críticos para abertura das faces da fenda no qual quando ultrapassado este valor o material sofre colapso plástico na frente da fissura podendo ser uma rutura estável ou instável, dependendo da ductilidade do material, logo, quanto maior for a ductilidade do material mais estável é a propagação da fenda, devido ao fenómeno de encruamento gerado pela deformação plástica na ponta da fenda. Então, pode-se concluir que os valores analisados são excelentes estão dentro dos parâmetros, quando comparado com DET NORSKE VERITAS (DNV) [54], que proporciona um valor de referência mínimo de 0,15 mm para um CTOD nestas condições de ensaios.

3.3.5 Ensaio de dureza

Ensaio de dureza Vickers tem como objetivo medir a resistência do material pela ação mecânica na superfície à penetração e a deformação plástica. Este método é muito utilizado, devida à simplicidade do ensaio, respeitando as propriedades mecânicas do material. Como trata-se de provetes soldados de 10 mm de espessura, em que as zonas de maior interesse para medição de dureza são, material base (MB), Zona termicamente afetada (ZTA) e a zona de material fundido (MF) com uma carga de 10kg (HV10).

Conforme a norma ISO TR 15608 para o aço S460 M encontra-se ao grupo 2.1, porque é de grão fino. Estabelecido o grupo do material tem-se outro ponto importante para verificar a dureza máxima; tal dureza permite observar se o material teve alguma alteração significativa de sua microestrutura durante soldadura devido a entrega térmica.

Consoante a ISO 15614, o valor máximo de dureza (HV10) para material soldado para este grupo de aço tem como referência 380HV10 [55,56]. Esta dureza permite observar se o material em estudo terá um bom comportamento mecânico (e.g.; tenacidade) durante sua vida em funcionamento. No Anexo L pode-se ver os valores dos pontos da imagem abaixo.

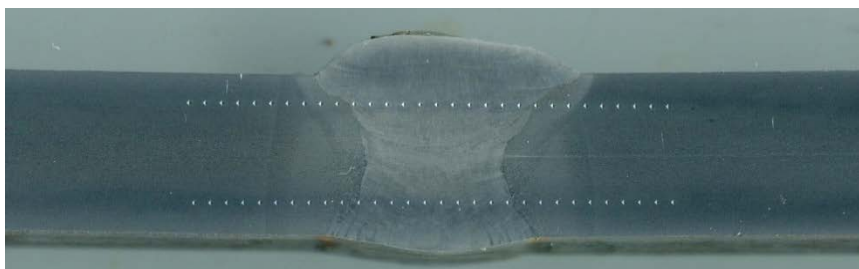


Figura 63 - Ilustração sobre os pontos de análise para dureza do material.

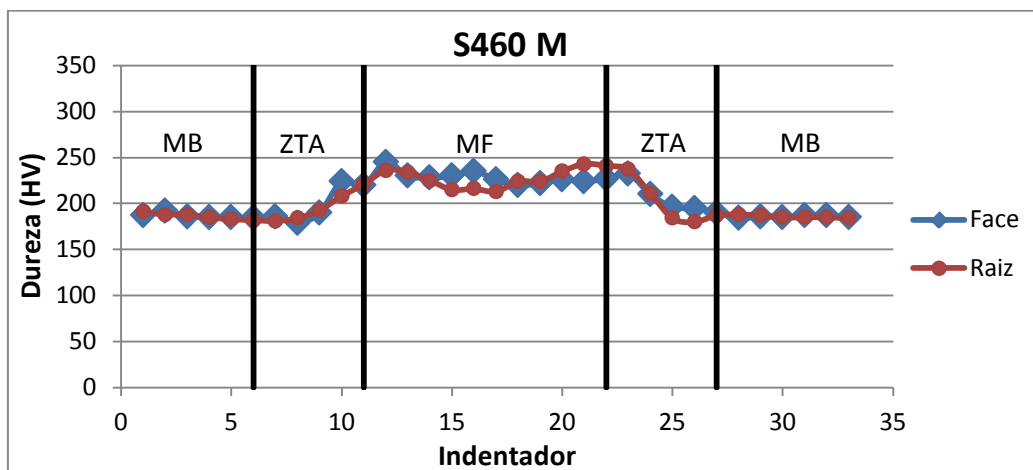


Figura 64 - Ilustração sobre dureza do material em estudo S460 M.

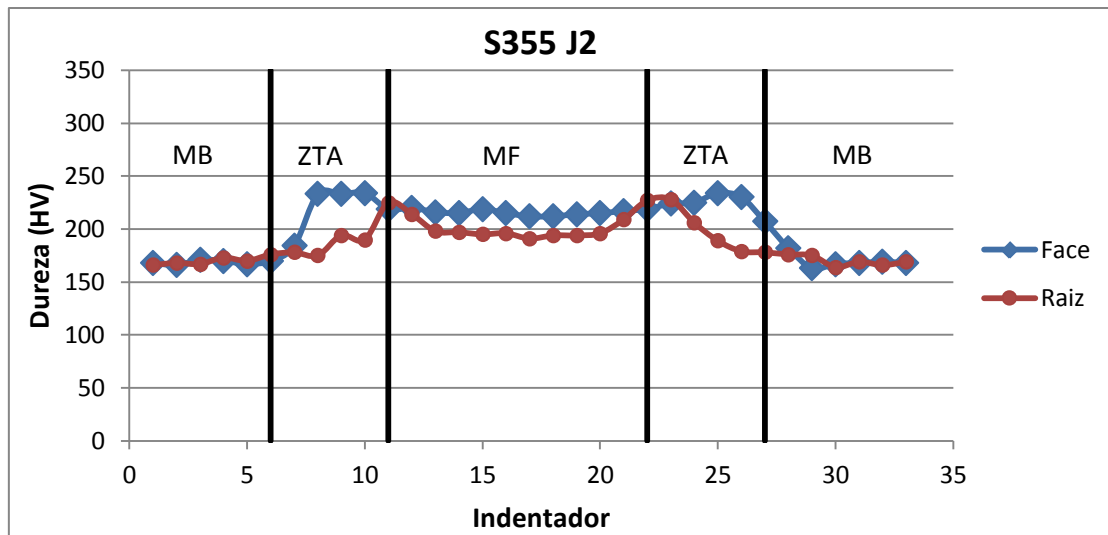


Figura 65 - Ilustração sobre dureza do material em estudo S355 J2.

Pode-se observar na Figura 64 e Figura 65, que todas as zonas importantes do material soldado estão abaixo da dureza referenciada pela norma. Observa-se na zona entre a ZTA e a MF têm uma diferença entre dureza, devido a execução dos multipasses de soldadura, no qual o fenómeno de recristalização do grão é observada em cada passe de soldadura e da composição química do aço S355 J2.

Quando compara-se os dois materiais observa-se uma diferença na zona ZTA e MF no aço S460 M tem um comportamento estável da microestrutura na zona da ZTA, devido a qualidade do aço microligado, o que não acontece com o aço S355 J2 onde tem-se uma zona de ZTA afetada, porque neste aço não existe componentes microligantes que atenua o crescimento dos grãos, contudo os valores de dureza estão excelentes.

Pode concluir-se que ambos materiais em estudo têm um bom comportamento mecânico e que a microestrutura do aço S460 M não adquiriu mudança significativa devido a entrega térmica, não podendo dizer o mesmo do outro aço S355 J2 que adquiriu uma mudança microestrutural mais significativa na ZTA.

3.4 Procedimento para ensaios de fadiga

3.4.1 Aquisição de provetes

Para este estudo experimental foram usados dois tipos de provetes, onde a principal diferença é a qualidade do aço e a espessura; os provetes como aço S355 J2 com espessura de 10 mm e provetes como o aço S460 M, com a mesma espessura, ambos foram maquinados a partir de chapas soldadas com o processo FCAW referidos no capítulo 2 e sua composição química indicada no Anexo F.

Nas Figura 66 e Figura 67 tem-se amostras onde serão retirados os provetes e também sua respectiva dimensão.



Figura 66 - Chapa soldada topo a topo para aquisição dos provetes.

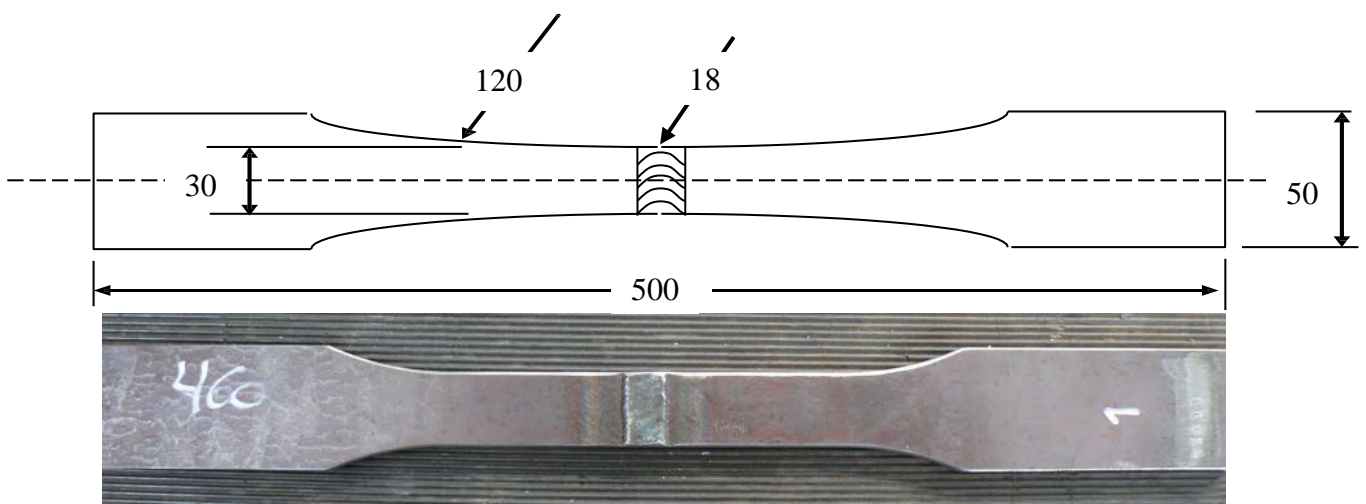


Figura 67 - Provede para ensaio à fadiga sem as arestas viva com $t=10\text{mm}$.

3.4.2 Equipamento utilizado no ensaio

Os ensaios à fadiga não têm como propósito, neste caso específico, construir uma curva de Wöhler mas sim comparar dados obtidos com uma curva de projeto existente no Euro Código 3 (EC3) [49].

Todos os ensaios foram realizados no Laboratório de Materiais do ISQ, com auxílio de duas máquinas servo-hidráulica INSTRON modelo 8502 de capacidade de carga de 250 kN e outra com capacidade para 500 kN.



Figura 68 - Ilustração de uma servo-hidráulica com capacidade de 250 kN (ISQ).

A solicitação dos ensaios de fadiga foram realizados com amplitude constante e a respetiva razão entre a tensão mínima e tensão máxima igual a 0,1 ($R=0,1$) conforme EC3 [49], onde as tensões variam entre um mínimo e um máximo.

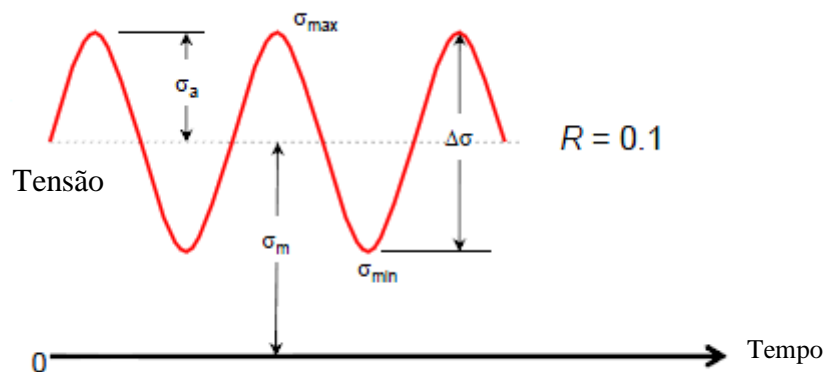


Figura 69 - Ilustração do gráfico de ciclo pulsante para tensão sinusoidal.

As equações que caracterizam a sollicitação á fadiga na Figura 69 são:

Gama de tensão

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (3.1)$$

Tensão alternada

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (3.2)$$

Tensão média

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (3.3)$$

Rácio

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (3.4)$$

Onde $\Delta\sigma$ é a variação de tensão, σ_{max} Tensão máxima, σ_{min} Tensão mínima, σ_a Amplitude de tensão, σ_m Tensão média e R é o rácio entre tensão mínima e máxima [57].

Contudo, o equipamento servo-hidráulica está em unidade força kN (kilo newton), no Anexo F encontra-se equações para alteração de tensão para força conjuntamente com outro procedimento para validar a área transversal dos provetes conforme a norma ISO 12106 [58].

CAPÍTULO 4

Análise dos ensaios de fadiga

4.1 Análise dos ensaios de fadiga

Em todos os ensaios de fadiga efetuados neste documento, os provetes foram selecionados aleatoriamente para evitar interferência com os resultados. Os ensaios de fadiga foram realizados uniaxial com $R = 0,1$, isto é, estão sempre no domínio de tração; os resultados obtidos não serão para construir uma nova curva de resistência à fadiga mas compara-la com uma curva de projeto existente no EC3 [49].

Foram ensaiados diversos provetes sem qualquer alteração na geometria do cordão de soldadura. Por exigência do projeto foram estipulados dois valores limites para construção de uma curva de fadiga, um a 10^5 ciclos e outro a 2×10^6 de ciclos, ambos com um limite de resistência à fadiga DC 112 N/mm², onde esta classe de DC 112 N/mm² também foi imposta ao projeto [49], este valor foi selecionado depois de varias modelações e otimizações desenvolvidos por um de nossos parceiros deste empreendimento juntamente com aço S460 M e quando comparado com o outro aço S355 J2 com um DC 80 N/mm² observou-se um ganho de massa é uma redução na base da torre.

Também é importante salientar que todos os provetes soldados sem qualquer modificação colapsaram pelo lado da face do cordão de soldadura, tal efeito foi referenciado no 3.2 Instrumentação do provete. Os provetes com distorção após ser inserido nos mordentes da máquina de fadiga deformam plasticamente, logo, pode-se concluir que o efeito de arqueamento ou melhor dizendo tensões transversais e tensões longitudinais juntamente com concentração de tensões conduziu a que todos os provetes colapsassem pela face do cordão de soldadura.



Figura 70 - Ilustração sobre o colapso do provete na face do cordão de soldadura.

Na Tabela 12 podem-se observar os dados dos ensaios, onde Nf é número de ciclos havendo rutura ou não, onde respectivos resultados assinalados a vermelho mostra que o provete colapsou, t é a espessura do provete e L é o comprimento, no qual os dois juntos obtêm a área resistente do provete. Também se observar dois tipos de provetes, ST018 tem número de ciclos mínimo de 10^5 e ST019 é de 2×10^6 de ciclos. Na Figura 71, observa a curva de resistência à fadiga conforme a norma EC3 juntamente com uma nova reta (a vermelho) sustentada nos resultados provetes que colapsaram. Há uma grande disparidade nos resultados dos provetes ST019; devido a geometria do cordão de soldadura, isto é, a mudança brusca de secção que consequentemente ocasiona concentração de tensão entre o cordão de soldadura e a superfície do provete havendo uma maior probabilidade de nucleação de uma fissura.

Tabela 12 - Resultados de ensaios de fadiga com aço S355 J2.

Provete	$\Delta\sigma$ N/mm ²	DC N/mm ²	t mm	L mm	R	ΔF KN	Fmax KN	Fmin KN	Fmed KN	Fa KN	Nf Ciclos	Tensão N/mm ²
ST018 P-1	300	112	10,10	30,03	0,1	91,0	101,10	10,11	55,61	45,50	103109	333,34
ST018 P-2	300	112	10,25	30,05	0,1	92,4	102,67	10,27	56,47	46,20	126342	333,34
ST018 P-3	300	112	10	30,06	0,1	90,2	100,20	10,02	55,11	45,09	95506	333,34
ST018 P-4	300	112	10,01	30,03	0,1	90,2	100,20	10,02	55,11	45,09	160000	333,34
ST019 P-1	300	112	9,99	29,95	0,1	89,8	99,73	9,97	54,85	44,88	128265	333,34
ST019 P-2	220	112	10,06	29,97	0,1	66,3	73,70	7,37	40,53	33,16	520998	244,45
ST019 P-3	200	112	10,07	29,97	0,1	60,4	67,07	6,71	36,89	30,18	653642	222,23
ST019 P-4	180	112	10	30,06	0,1	54,1	60,12	6,01	33,07	27,05	6335193	200
ST019 P-5	190	112	10,01	30,08	0,1	57,2	63,57	6,36	34,96	28,60	1490000	211,12
ST019 P-6	185	112	10,1	30,06	0,1	56,2	62,41	6,24	34,32	28,08	1015746	205,56

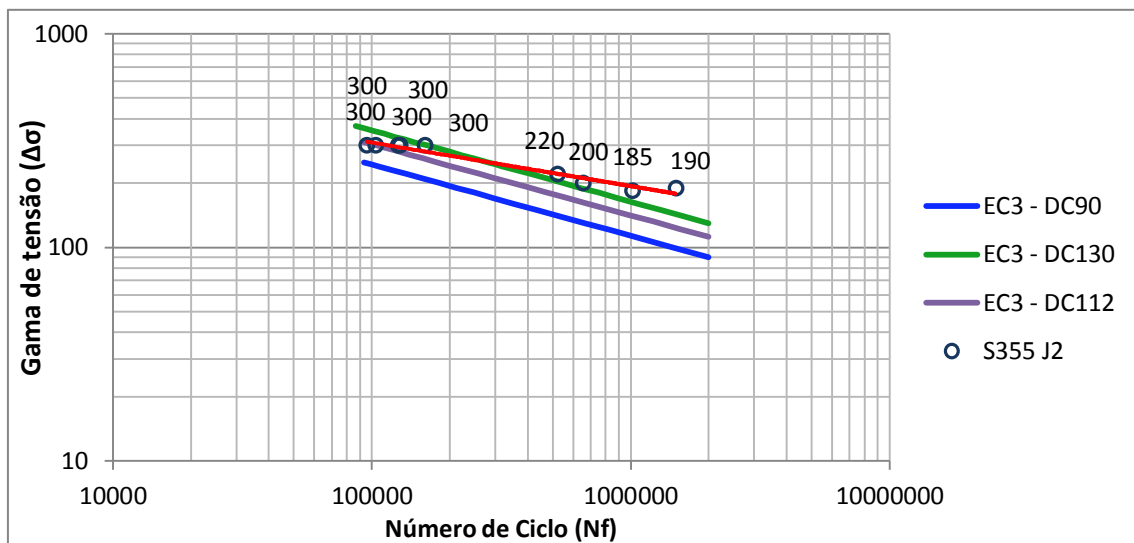


Figura 71 - Gráfico com resultados de ensaios de fadiga com aço S355 J2 consoante o EC3.

Contudo, quando se compara a curva de resistência à fadiga de DC112 exigida pelo projeto juntamente com a nova reta encontrada na Figura 71, conclui-se que o material em estudo, esta acima da curva de projeto EC3, todavia, este aço é apenas para comparação com o S460 M. Também se pode dizer para a gama de tensão de 180 N/mm² o componente tenderá para limite de fadiga, contudo para confirmação haveria necessidade de mais ensaios.

Analisa-se na Tabela 13, os dados de ensaio com o aço S460 M, pode-se observar dois tipos de amostras, ST016 foi ensaiado para número mínimo de ciclos de 10⁵ e ST011 para 2x10⁶ de ciclos. Na Figura 72 avalia-se a curva de resistência à fadiga consoante a norma EC3 juntamente com uma nova reta (a vermelho) baseado nos resultados dos provetes que obtiveram rutura. Observa-se uma grande dispersão de resultados entre os provetes ST011, igualmente o mesmo que aconteceu na análise anterior, isto é devido a geometria do cordão de soldadura, isto é, descontinuidade que consequentemente ocasiona concentração de tensões entre o cordão de soldadura e a superfície do provete havendo uma maior probabilidade de nucleação de uma fenda.

Tabela 13 - Resultados de ensaios de fadiga com aço S460 M.

Proвете	$\Delta\sigma$ N/mm ²	DC N/mm ²	t mm	L mm	R	ΔF KN	Fmax KN	Fmin KN	Fmed KN	Fa KN	Nf Ciclos	Tensão N/mm ²
ST016 P-1	250	112	10,14	30,05	0,1	76,2	84,64	8,46	46,55	38,09	278302	277,78
ST016 P-2	350	112	10,06	30,05	0,1	105,8	117,56	11,76	64,66	52,90	57569	388,89
ST016 P-3	300	112	10,21	30,02	0,1	92,0	102,17	10,22	56,19	45,98	116573	333,34
ST016 P-4	300	112	10,11	30,07	0,1	91,2	101,34	10,13	55,73	45,60	153226	333,34
ST016 P-5	300	112	10,12	30,11	0,1	91,4	101,57	10,16	55,86	45,71	130254	333,34
ST011 P-1	130	112	10,05	30,01	0,1	39,2	43,57	4,36	23,96	19,61	3867087	144,45
ST011 P-2	160	112	10,07	30,04	0,1	48,4	53,78	5,38	29,58	24,20	5842931	177,78
ST011 P-3	220	112	10,2	30	0,1	67,3	74,80	7,48	41,14	33,66	1380097	244,45
ST011 P-4	210	112	10,09	30,07	0,1	63,7	70,79	7,08	38,94	31,86	1283693	233,34
ST011 P-5	200	112	10,04	29,9	0,1	60,0	66,71	6,67	36,69	30,02	5208483	222,23
ST011 P-6	210	112	10,2	30,01	0,1	64,3	71,42	7,14	39,28	32,14	4692247	233,34

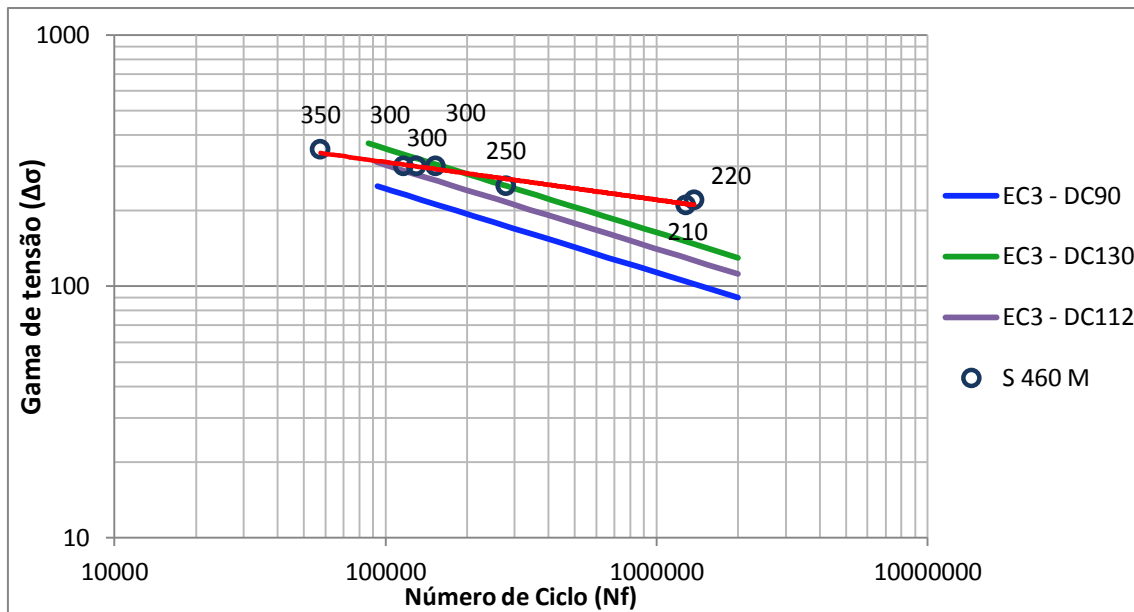


Figura 72 - Gráfico com resultados de ensaios de fadiga com aço S460 M consoante o EC3.

Quando se compara à curva de resistência à fadiga de DC112 imposta pelo projeto juntamente com a nova reta encontrada na Figura 72, conclui-se que o material em investigação (S460 M) está acima da curva de projeto EC3, portanto para o projeto estes resultados são bons, comparando os resultados com os dois aços pode-se ver uma melhoria significativa do S460 M em relação ao S355 J2. Ainda pode-se dizer para a gama de tensão de 200 N/mm^2 o material tenderá para limite de fadiga, todavia, para afirmar este resultado necessitaria de mais ensaios nesta gama de tensão.

Pode-se dizer que o comportamento à fadiga dos dois aços citados nesta investigação esta diretamente relacionada com a mudança brusca de secção (descontinuidade) nos cordões de soldaduras.

Por exigência da aplicação DC112, os provetes tem de ser afagados, isto é, quando a carga aplicada na estrutura for perpendicular à soldadura tal material tem que ser afagado nas zonas soldadas, conseqüentemente eliminando a descontinuidade que antes existia; por circunstância disso, haverá uma melhoria significativa no comportamento à fadiga, porque irá eliminar por completo a concentração de tensões do material, zona provável de nucleação de fissura.

Tabela 14 - Resultados de ensaios de fadiga com provetes afagados, aço S355 J2.

Provete	$\Delta\sigma$ N/mm ²	DC N/mm ²	t mm	L mm	R	ΔF KN	Fmax KN	Fmin KN	Fmed KN	Fa KN	Nf Ciclos	Tensão N/mm ²
ST018 P-6	380	112	10,07	30,1	0,1	115,2	127,98	12,80	70,39	57,59	93278	422,23
ST018 P-7	340	112	10,05	30,03	0,1	102,6	114,01	11,40	62,71	51,31	293616	377,78
ST018 P-8	300	112	10,05	30	0,1	90,5	100,50	10,05	55,28	45,23	2302752	333,34
ST018 P-9	320	112	10,09	30,04	0,1	97,0	107,77	10,78	59,27	48,50	494604	355,56
ST019 P-7	300	112	10,02	30	0,1	90,2	100,20	10,02	55,11	45,09	2296446	333,34
ST019 P-8	310	112	10,03	30,1	0,1	93,6	103,99	10,40	57,19	46,79	520726	344,45
ST019 P-9	300	112	10,01	30,04	0,1	90,2	100,23	10,02	55,13	45,11	3224627	333,34

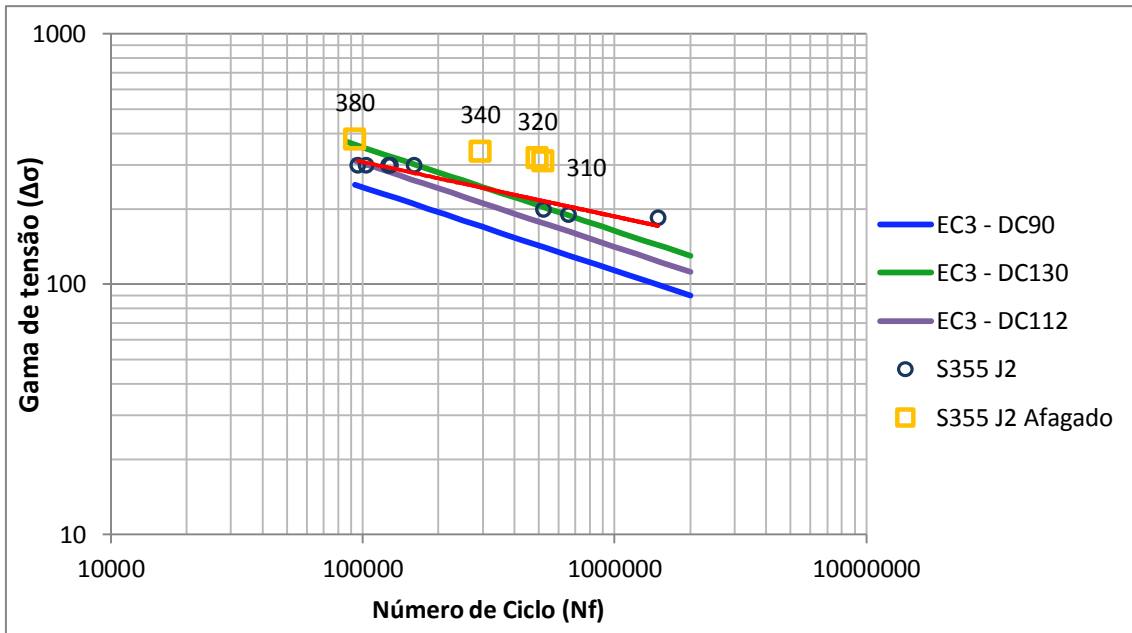


Figura 73 - Gráfico com resultados de ensaios de fadiga com provetes afagados, aço S355 J2 consoante o EC3.

Conforme se observa os resultados apresentados da Figura 73, pode-se observar dois tipos de provetes, sem nenhuma modificação no cordão de soldadura com amostras que foram afagadas com uma excelente qualidade de rugosidade como foi citado no capítulo anterior, como era expetável após a eliminação da descontinuidade intrínseca do processo de soldadura o comportamento à fadiga obteve uma melhoria significativa ficando muito acima do DC112 e da nova reta (a vermelho) encontrada à partir dos provetes soldados.

Tabela 15 - Resultados de ensaios de fadiga com provetes afagados, aço S460 M.

Provete	$\Delta\sigma$	DC	t	L	R	ΔF	Fmax	Fmin	Fmed	Fa	NC	Tensão
	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm		KN	KN	KN	KN	KN	Ciclos	N/mm ²
ST016 P- 6	300	112	10,16	30,3	0,1	92,3	102,51	10,25	56,38	46,13	3214554	333,34
ST016 P- 7	380	112	10,11	30,3	0,1	116,3	129,26	12,93	71,09	58,16	482149	422,23
ST016 P- 8	340	112	10,07	30	0,1	102,7	114,13	11,41	62,77	51,36	2930957	377,78
ST016 P- 9	360	112	10,1	30,1	0,1	109,6	121,77	12,18	66,97	54,79	621200	400
ST011 P-6	350	112	10,18	30	0,1	106,7	118,61	11,86	65,23	53,37	585080	388,89
ST011 P-8	340	112	10,24	30,1	0,1	104,7	116,32	11,63	63,98	52,35	2846028	377,78
ST011 P-9	340	112	10,19	30,1	0,1	104,1	115,72	11,57	63,64	52,07	2796213	377,78

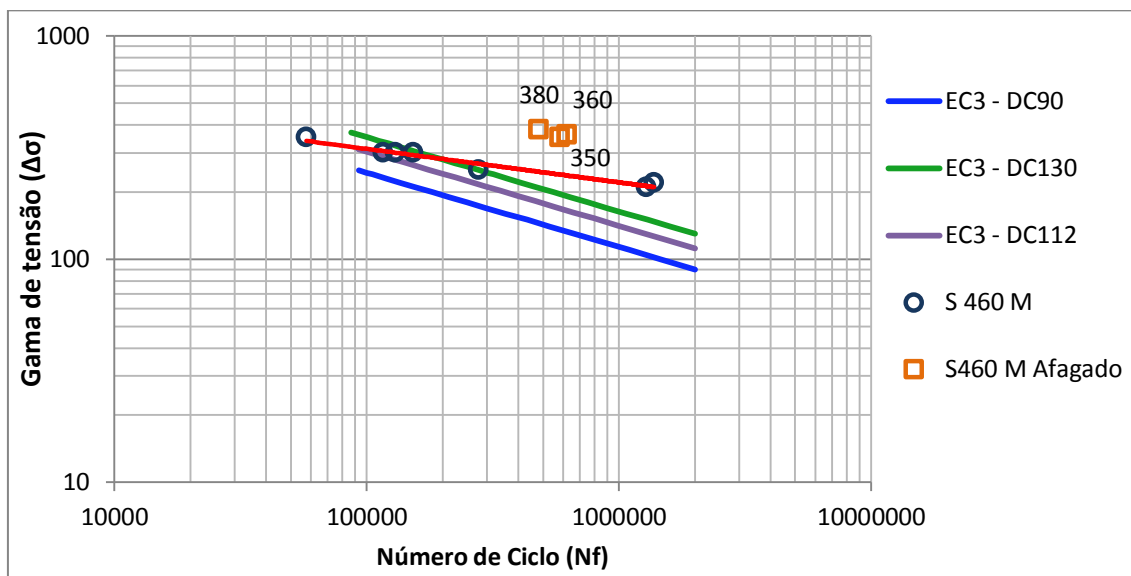


Figura 74 - Gráfico com resultados de ensaios de fadiga com provetes afagados, aço S460 M consoante o EC3.

De modo semelhante ao que observou-se na Figura 73, os resultados da Figura 74, pode-se ver provetes sem modificação no cordão de soldadura com amostras afagadas, com uma excelente qualidade de rugosidade, como era esperado, após a eliminação da descontinuidade, o comportamento à fadiga tem uma melhoria significativa ficando acima do DC112 determinado pelo projeto e da nova reta (a vermelho) encontrada para provetes soldados.

Comparando os dois aços no regime afagado observar-se que o aço S460 M tem um melhor comportamento à fadiga com gama de tensões superior, comprovando o grande objetivo deste projeto.

Apesar do afagamento ser uma técnica de melhoria à fadiga, é obrigatória consoante o EC3 para um DC112. Foram feitos mais ensaios para comparação com outras técnicas de melhoria de resistência à fadiga, no qual tais técnicas foram citadas no capítulo 2.

Tabela 16 - Resultados de ensaios com técnica de melhoria à fadiga, aço S355 J2.

PROVETE	$\Delta\sigma$	DC	t	L	R	ΔF	Fmax	Fmin	Fmed	Fa	Nf	Tensão
	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm		KN	KN	KN	KN	KN	Ciclos	N/mm ²
ST018 P-8	310	112	10,05	30	0,1	93,5	103,85	10,39	57,12	46,73	5685460	344,45
ST018 P-8	320	112	10,05	30	0,1	96,5	107,20	10,72	58,96	48,24	670264	355,56
ST019 P-4	200	112	10	30,06	0,1	60,1	66,80	6,68	36,74	30,06	1559706	222,23

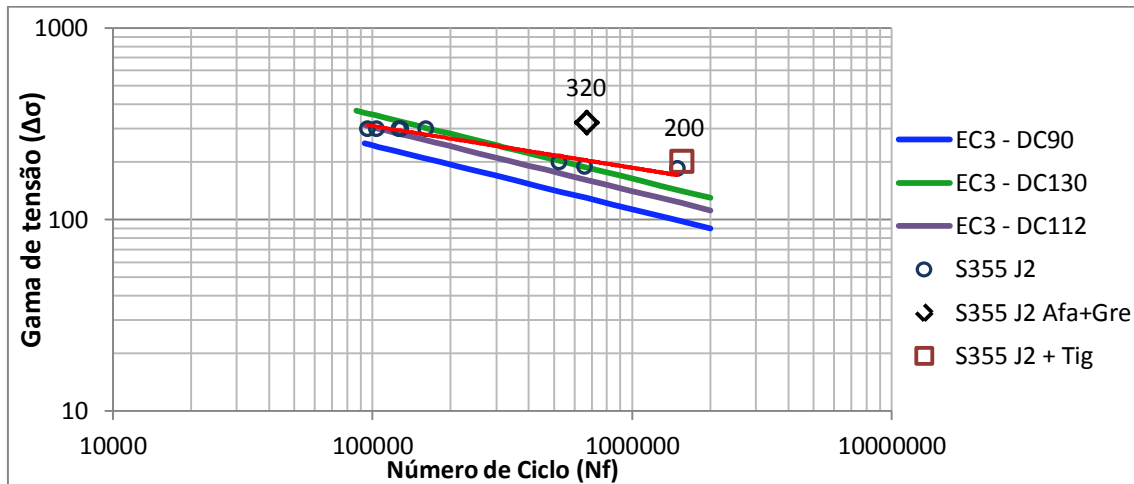


Figura 75 - Gráfico com resultados de ensaios com técnica de melhoria à fadiga, aço S355 J2.

Os resultados da Figura 75 têm uma particularidade, os provetes foram ensaiados anteriormente sem haver rutura. Portanto, estes provetes têm um determinado número de ciclos acumulados, no caso do ST018 P-8, como se pode ver na Tabela 14 esta amostra acumulou mais de 2×10^6 ciclos; durante o reensaio foi usado um método de grenalhagem sobreposto ao afagamento com grãos com 0,8 mm. Observar-se na Figura 75, que a amostra foi ensaiada com um aumento de carga efetuando mais 5×10^6 ciclos sem rutura. Num novo reensaio com a mesma amostra e com aumento de carga, o provete colapsa, porque a carga é demasiado elevada. Contudo, conclui-se que a degradação no provete acumulada é quase nula. Quando se sobrepõem as técnicas de melhoria à fadiga afagamento mais grenalhagem, estas não apresentam nenhuma melhoria para o projeto quando comparado com os resultados dos provetes afagados.

Na Tabela 12, a amostra ST019 P- 4 soldada com mais de 6×10^6 ciclos acumulados, durante o reensaio foi efetuado uma refusão a TIG sem adição de material; contudo, o procedimento para refusão não foi o mais expedito, isto é, não foram executados testes de otimização de parâmetros que melhor se adequasse ao material; porém, mesmo sem os procedimentos adequados a amostra tem um bom comportamento à fadiga ficando acima do DC112 e da nova reta de comparação.

Tabela 17 – Resultados de ensaios com provetes já ensaiados, onde os mesmos não colapsaram, usando a técnica de grenalhagem no cordão de soldadura.

PROVETE	$\Delta\sigma$	DC	t	L	R	ΔF	Fmax	Fmin	Fmed	Fa	Nf	Tensão
	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm		KN	KN	KN	KN	KN	Ciclos	N/mm ²
ST011 P - 5	210	112	10,04	29,9	0,1	63,0	70,05	7,00	38,53	31,52	2466087	233,34
ST011 P - 5	220	112	10,04	29,9	0,1	66,0	73,38	7,34	40,36	33,02	3198248	244,45
ST011 P - 5	230	112	10,04	29,9	0,1	69,0	76,72	7,67	42,19	34,52	2226572	255,56
ST011 P - 5	240	112	10,04	29,9	0,1	72,0	80,05	8,01	44,03	36,02	5305086	266,67
ST011 P - 5	250	112	10,04	29,9	0,1	75,0	83,39	8,34	45,86	37,52	1256305	277,78

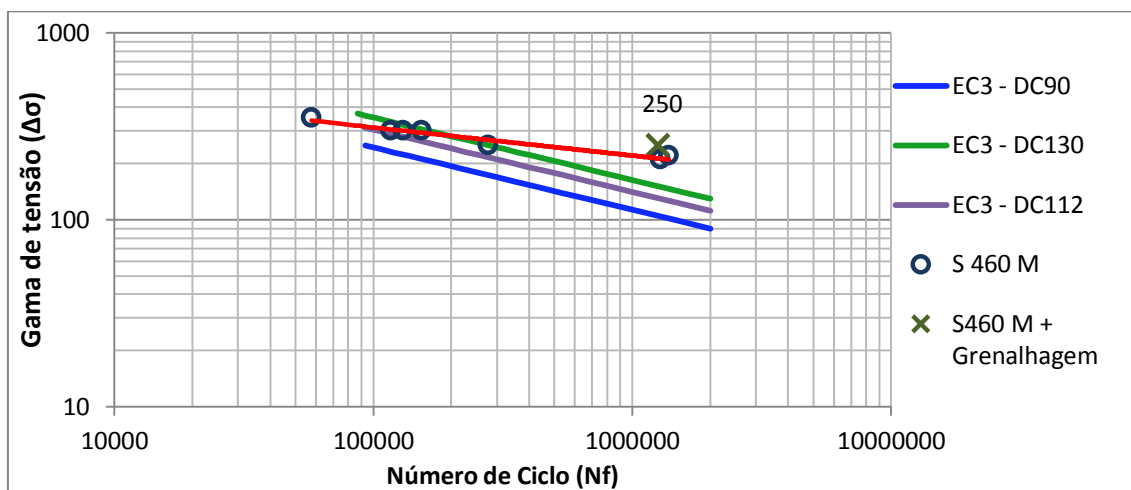


Figura 76 - Gráfico de dados obtidos com ensaio de provetes soldado mais grenalhagem.

Na Figura 76 observam-se nos dados apresentados acima apenas uma amostra ST011 P-5 no qual tem uma acumulação de mais de 5×10^6 ciclos que pode-se ver na Tabela 13, após a aplicação da técnica de grenalhagem com grãos de 0.8 mm no cordão de soldadura e executando um novo ensaio o provete acumulou mais de 2×10^6 ciclos, durante os ensaios seguintes com a mesma amostra aumentando a carga gradativamente, observar-se que o mesmo acumulou muitos ciclos até seu colapso. A ruptura dá-se devido ao excesso de carga juntamente com defeitos intrínsecos do processo de soldadura analisado neste documento.

Pode-se afirmar que o dano acumulado é quase nulo e que a técnica usada para o melhoramento à fadiga é muito eficiente porque introduz tensões de compressão na discordância do cordão de soldadura.

Como se observa na Figura 76, a amostra obteve um bom resultado em comparação com os provetes somente soldados ficando acima do DC112 e também acima da nova reta encontrada no empreendimento para este aço.

Tabela 18 – Resultados de ensaios com provetes, onde estes não colapsaram, usando a técnica de grenalhagem na superfície afagada e refusão a TIG, aço S460 M.

PROVETE	$\Delta\sigma$ N/mm ²	DC N/mm ²	t mm	L mm	R	ΔF KN	Fmax KN	Fmin KN	Fmed KN	Fa KN	Nf Ciclos	Tensão N/mm ²
ST011 P-8	350	112	10,24	30,07	0,1	107,8	119,75	11,97	65,86	53,89	3095161	388,89
ST011 P-8	350	112	10,24	30,07	0,1	107,8	119,75	11,97	65,86	53,89	2205035	388,89
ST011 P-8	360	112	10,07	30	0,1	108,8	120,84	12,08	66,46	54,38	396551	400
ST011 P-1	210	112	10,05	30,01	0,1	63,3	70,38	7,04	38,71	31,67	307569	233,34
ST011 P-2	210	112	10,07	30,04	0,1	63,5	70,58	7,06	38,82	31,76	367800	233,34

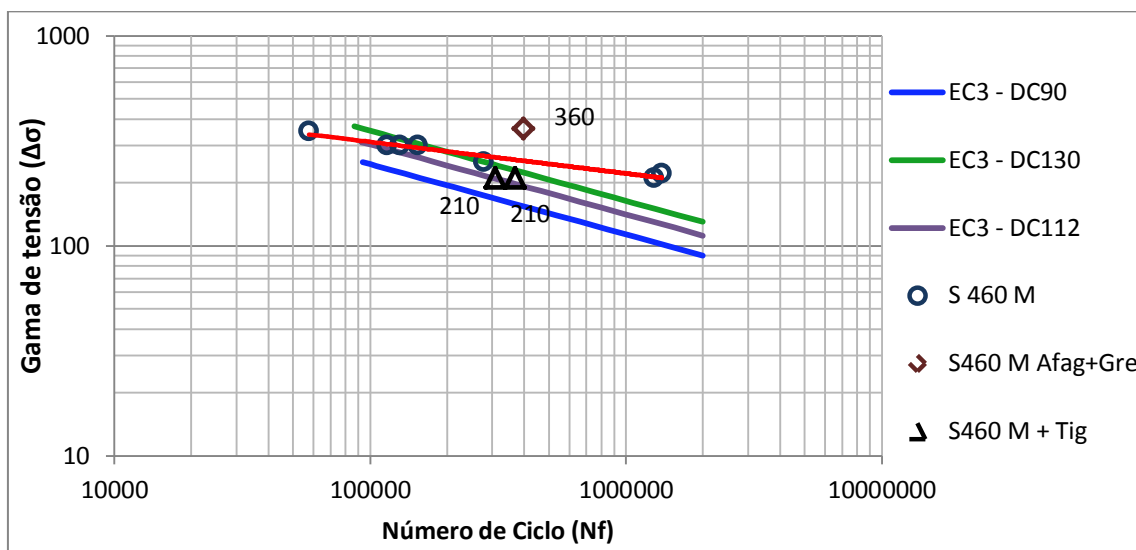


Figura 77 - Gráfico de dados obtidos com ensaio de provetes afagado mais grenalhagem e refusão à TIG, aço S460 M.

A nova análise da Figura 77 observar-se provete afagado mais grenalhagem tem uma acumulação de 2×10^6 ciclos como observa-se na Tabela 15, quando a amostra é reensaiada com uma técnica de melhoria à fadiga (grenalhagem), pode-se observar que quando sobrepõem estas duas técnicas de melhoria à fadiga não traduz nenhuma melhoria para o componente. Contudo, como nos outros casos estudados neste documento o acumulado dano é muito baixo ou nulo, e que o resultado obtido é ótimo, estando bem acima do DC112 exigido pelo projeto. Nas amostras soldadas com refusão à TIG pode ver-se no número de ciclos já acumulado anteriormente na Tabela 13, porém, como referido acima os procedimentos para refusão não foram os mais adequados no que pode explicar o pequeno número de ciclo até a rutura, contudo os resultados estão ainda no limite do DC 112.

Conforme visto ao longo deste capítulo, os resultados obtidos para o aço em estudo obteve ótimos resultados no comportamento à fadiga nas amostras soldadas e obteve excelentes resultados quando aplicada técnicas de melhoramento à fadiga.

4.2 Estudo das superfícies de fratura

As superfícies de fadiga foram analisadas com um Microscópio Eletrónico de Varrimento, que permite caracterizar superfícies de aços com elevadas ampliações e de ótima resolução, bem como microanálise da composição química do material ou até mesmo análise química pontual como e.g.; uma inclusão.

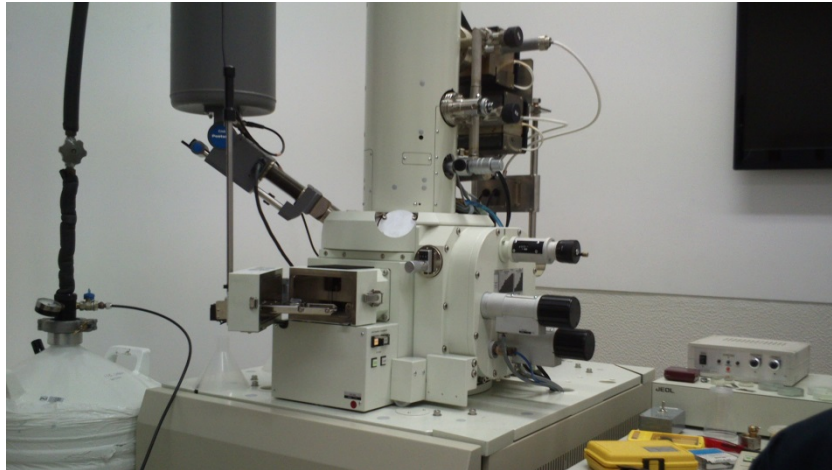


Figura 78 - Ilustração sobre Microscópio Eletrónico de Varrimento.

Foram analisadas provetes de aço S355 J2 e S460 M, ambos com solicitação a amplitude constante e com rácio consoante ao EC3 de $R=0,1$ e tensões distintas.

Pode observar-se na Figura 79 (a) um aspeto geral da superfície do provete com prováveis pontos de iniciação de fenda de aço S355 J2 e na Figura 79 (b) uma zona de iniciação de uma fenda por fadiga.

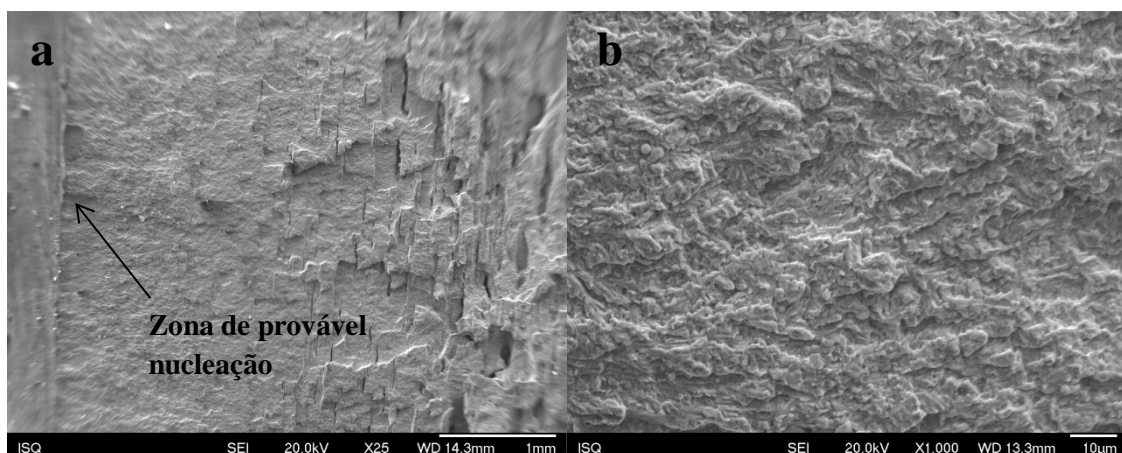


Figura 79 - Ilustração sobre superfície de fratura do provete aço S355 J2; a) Superfície geral do provete, b) Zona de iniciação de fadiga.

Na Figura 80 (c) analisa-se uma área de propagação estável da fissura onde também pode ser observado diversas estrias de fadiga e na Figura 80 (d) uma zona de transição, isto é, uma zona onde deixa de ter uma propagação estável para dar origem a uma propagação instável até a rutura.

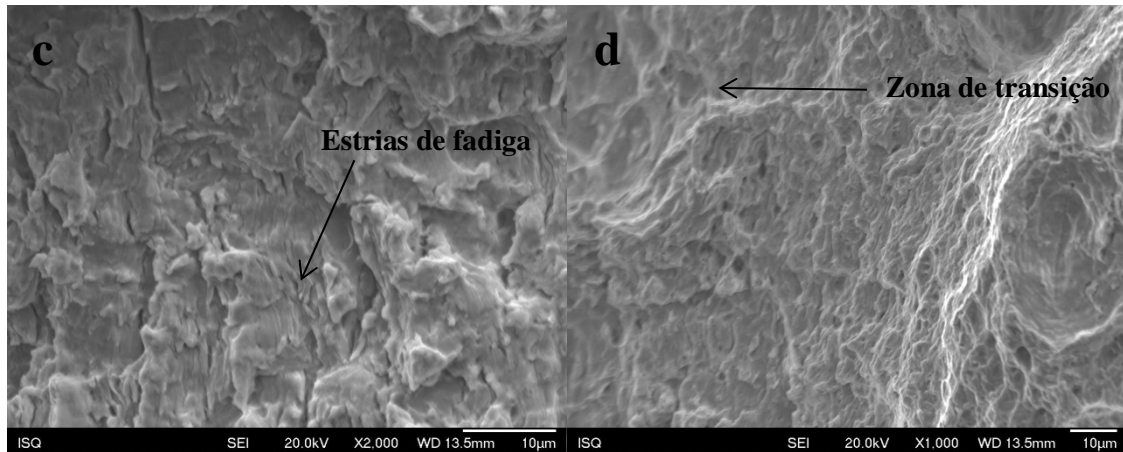


Figura 80 - Ilustração sobre superfície de fratura do provete aço S355 J2; c) Zona de propagação estável da fenda, d) Zona de transição de fadiga.

Na Figura 81 observam-se uma rutura final do provete e também evidencia a presença de algumas inclusões.

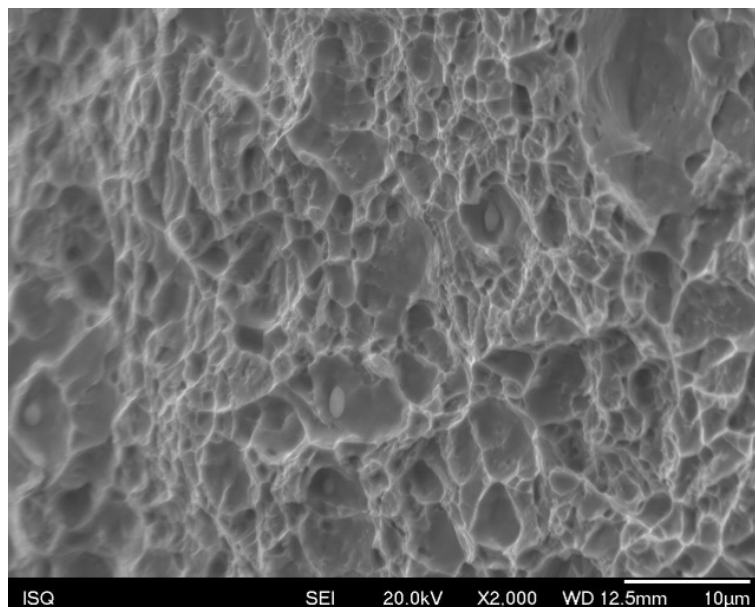


Figura 81 - Ilustração sobre propagação instável da fenda até rutura do aço S355 J2.

Na Figura 82 (a) uma vista geral da superfície do aço S460 M, onde esta dando uma indicação de uma possível nucleação da fenda. Na Figura 82 (b) observar-se uma zona de iniciação da fenda por fadiga.

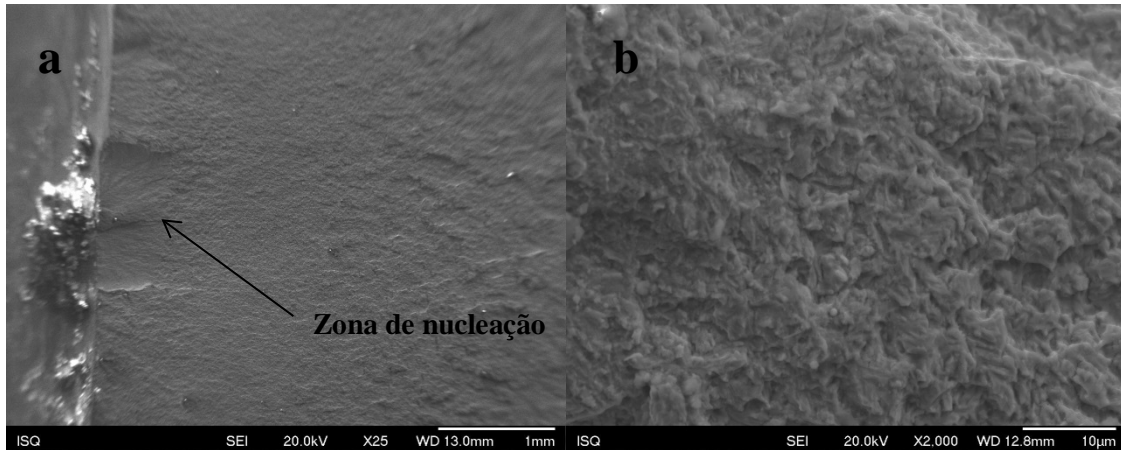


Figura 82 - Ilustração sobre superfície de fratura do provete aço S460 M; a) Superfície do provete, b) Zona de iniciação de fadiga.

Na Figura 83 (c) observa-se a propagação estável da fenda por fadiga e suas respectivas estrias ao longo de cada ciclo quando esta atinge a carga máxima, na Figura 83 (d) observam-se a fase de transição, onde o material com sua respectiva fenda por fadiga deixa de ter uma propagação estável e passa para uma propagação instável; com rutura.

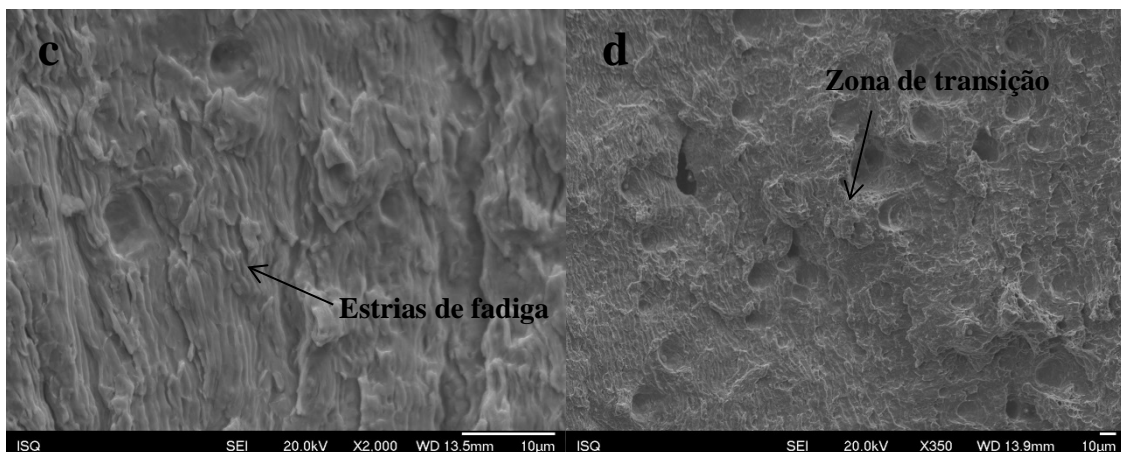


Figura 83 - Ilustração sobre superfície de fratura do provete aço S460 M; c) Zona de propagação estável da fenda, d) Zona de transição de fadiga.

Observa na Figura 84, uma imagem da superfície do provete onde encontra-se no estágio de rutura final do material.

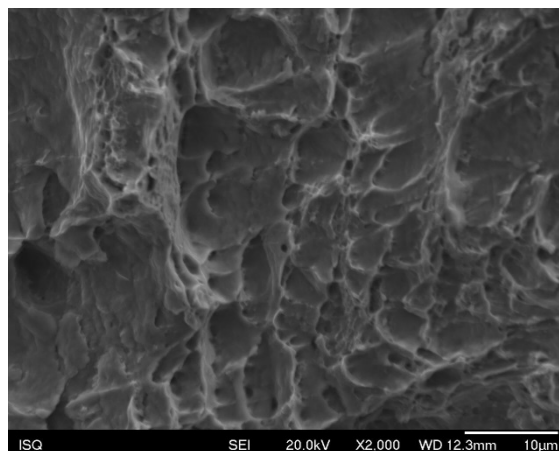


Figura 84 - Ilustração sobre superfície de fratura do provete aço S460 M de na fase propagação instável da fenda (rutura).

Após uma análise da superfície destes dois materiais pode-se concluir visivelmente que ambos são diferentes e conseqüentemente são diferentes quanto ao seu comportamento mecânico, a nucleação da fissura em ambos os casos não foi perceptível quanto a sua iniciação.

No aço S355 J2 a propagação estável da fenda é pouco acentuada, tem uma rutura com uma grande área do provete e as cargas aplicadas são muito semelhantes ao S460 M, onde analogamente têm uma área maior de propagação estável da fenda em relação ao S355 J2 mesmo com cargas um pouco acima. Portanto, pode-se atentar que o aço S460 M tem claramente melhor comportamento à fadiga do que o S355 J2, isto é devido sua composição química e qualidade do aço, mesmo quando os cordões de soldadura são afagados deixando de ter pontos de concentração de tensão e pela própria maquinagem, que introduz alguma tensão de compressão nos provetes, obtém-se o mesmo resultado acima descrito sobre o comportamento à fadiga, mas com alguma melhoria em relação às cargas aplicadas nos dois aços.

4.3 Micrografia da amostra soldada

Como a estrutura do aço é afetada pela velocidade de arrefecimento do material a microestrutura pode tornar-se muito instável com formação de constituintes frágeis e.g., martensite. No Anexo M pode ver-se uma ilustração sobre a influência da velocidade de arrefecimento na microestrutura resultante. Contudo, consoante as velocidades de arrefecimento aparecem outros constituintes como por exemplo:

- Ferrite acicular - um dos constituintes mais comuns, nucleado no grão austenítico durante a transformação origina uma estrutura benéfica de grãos ferríticos na forma de pequenas agulhas com orientação aleatória garantindo uma melhor tenacidade ao material.
- Ferrite com dois constituintes alinhados - têm um formato particular tipo lamelar, ricas em carbono e frágeis, i.e., pouco benéficas quando ocorrem na material fundido e na ZTA.
- Ferrite intergranular - grãos formados no interior da austenite a temperaturas elevadas e em que os grãos austeníticos coalescidos e muito superiores ao ferrítico.
- Ferrite poligonal (contorno do grão) - é o primeiro constituinte a formar-se pela decomposição da austenite, nucleando-se nos limites de grão austenítico a elevadas temperaturas próximo de A₃; a morfologia apresenta-se com grãos relativamente grandes e entre estes novos grãos podem-se observar constituintes ricos em carbono, impurezas entre outros e devido a estas características deve ser evitada [59,60].

Na Figura 85 mostra o material base formado por perlite e ferrite, numa zona onde a entrega térmica não afetou sua estrutura original.

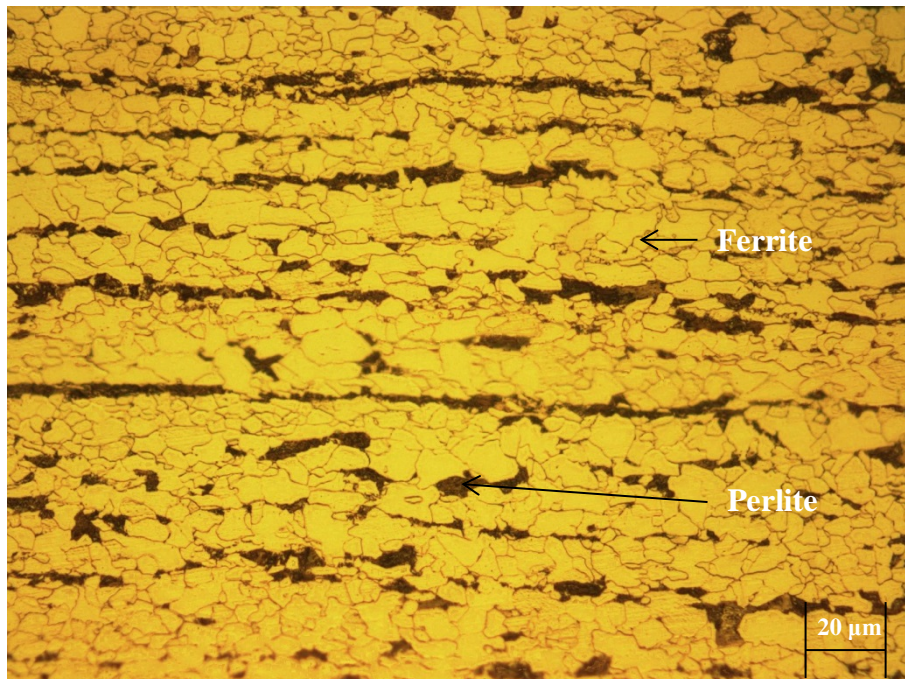


Figura 85 - Micrografia da amostra soldada MB. Ataque 2% de Nital.

Na Figura 86 a ZTA tem uma estrutura basicamente formada por ferrite acicular e ferrite com um 2º constituinte alinhado.

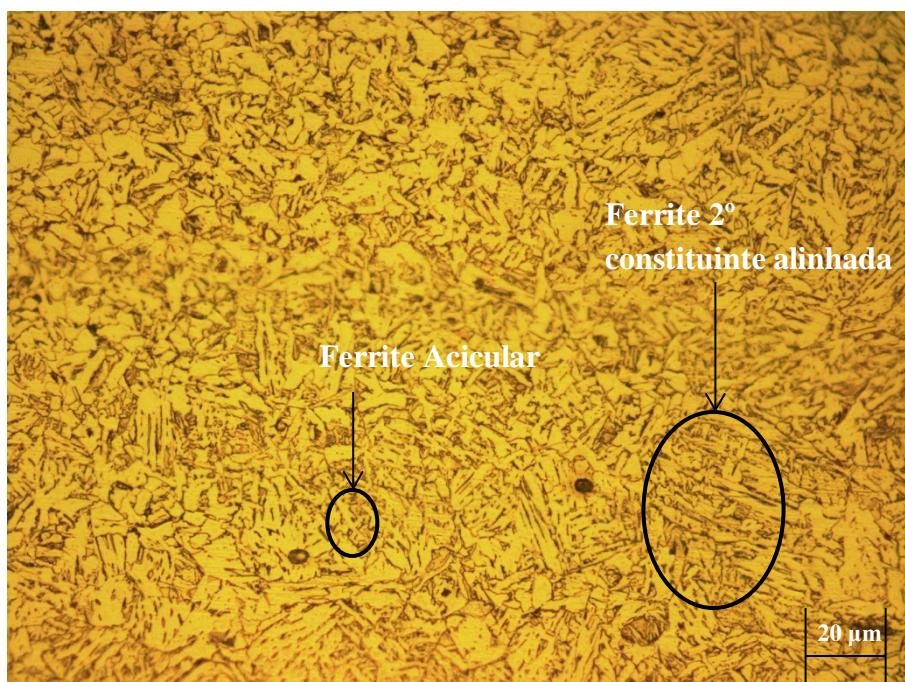


Figura 86 - Micrografia da amostra soldada ZTA. Ataque 2% de Nital.

Na Figura 87 detém a linha ou zona de fusão a estrutura transformada é muito idêntica à ZTA, com a diferença que a ferrite e o 2º constituinte alinhada é mais acentuada.

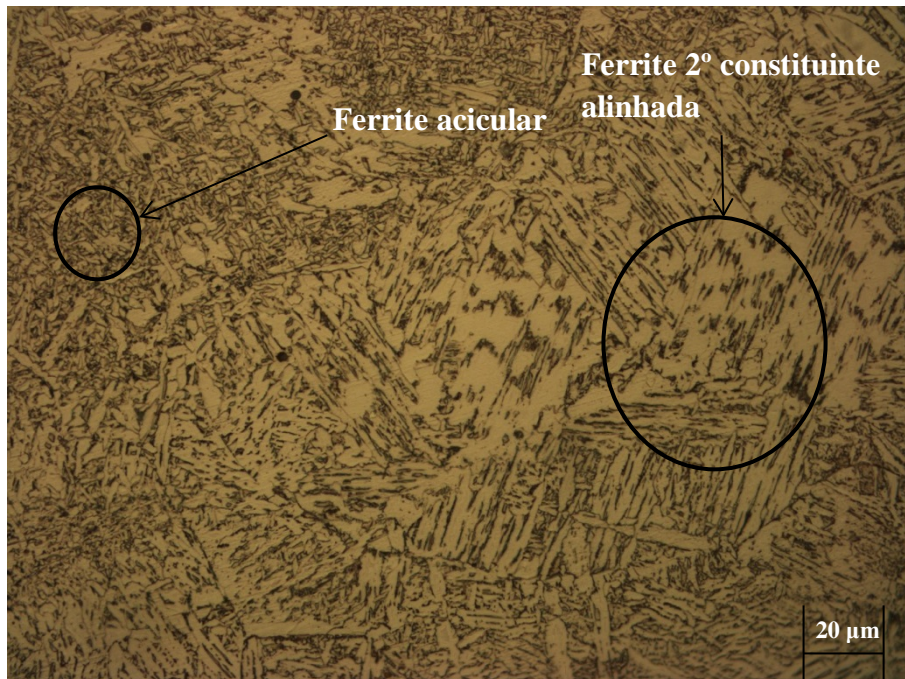


Figura 87 - Micrografia da amostra soldada LF. Ataque 2% de Nital.

Na Figura 88 pode-se atentar o material fundido no primeiro passe de soldadura onde os constituintes formados foram a ferrite e um 2º constituinte alinhado, ferrite intergranular, ferrite poligonal e ferrite acicular.

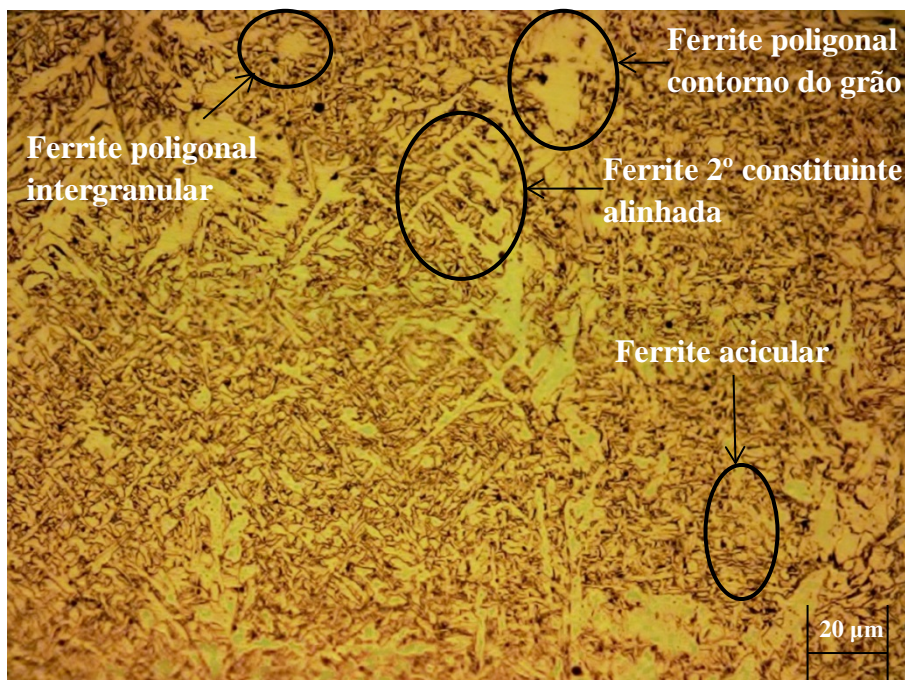


Figura 88 - Micrografia da amostra soldada MF 1º passe de soldadura. Ataque 2% de Nital.

Na Figura 89 pode-se observar o material fundido num segundo passe de soldadura, como já referido anteriormente no caso de soldaduras multipasse, obtém-se uma estrutura complexa, formada basicamente por ferrite acicular, ferrite poligonal intergranular e ferrite e um 2º constituinte alinhado.



Figura 89 - Micrografia de amostra soldada MF 2º passe de soldadura. Ataque 2% de Nital.

Como se verifica o estudo de estrutura soldada multipasses é muito complexa sendo necessário ter critérios e parâmetros muito bem definidos para evitar formação de estruturas meta-estáveis. No caso presente pode verificar-se que tais estruturas meta-estáveis não ocorreram, evidenciado no ensaio de dureza desta amostra com resultados muito satisfatórios, (veja-se a secção 3.3.5 Ensaio de dureza).

CAPÍTULO 5

Conclusões

Sugestão para trabalho futuro

5.1 Conclusões

Como conclusão geral pode-se afirmar que de um modo todos os resultados são satisfatórios e em particular o comportamento à fadiga do aço S460 M e respectivas ligações soldadas o que é potencialmente promissor para a indústria eólica *on shore* com torres de grandes dimensões.

Tendo em conta os objetivos principais desta tese, evidenciam-se os aspetos mais importantes nos itens seguintes.

1. O material de base S460 M e as juntas soldadas com parâmetros previamente selecionados revelam uma boa tenacidade (Charpy e CTOD), mesmo a temperaturas – 50° C.
2. Os ensaios de tração do material de adição demonstraram o que era exetável, uma tensão superior ao material base, portanto demonstra um bom comportamento mecânico no que diz respeito ao material de adição.
3. Os ensaios de dureza e a análise de micrografia demonstraram que a entrega térmica e as alterações provocadas na zona fundida, linha de fusão e zona termicamente afetada são bastante aceitáveis e que reconfirma a boa tenacidade; além disso os valores de dureza obtidos estão abaixo da referência determinada pela norma.
4. Os fatores que afetam as propriedades à fadiga foram todos estudados com pormenor, procurando ver os efeitos das tensões e deformações, fatores geométricos da existência das soldaduras e a rugosidade superficial, tendo-se obtido valores bastante conducentes à futura aplicação e claramente mais favoráveis no caso do aço em estudo S460 M relativamente ao vulgarmente aplicado S355 J2.
5. O efeito das tensões e deformações foram estudados com chapas instrumentadas com LVDT e termopares de modo a poder relacionar o ciclo térmico nestas disfunções e o efeito negativo na resistência à fadiga, podendo afirmar que a distorção adquirida pela chapa afeta o comportamento à fadiga do material estudo.

6. O efeito da rugosidade confirmou que há uma margem de liberdade para usar qualquer valor encontrado nesta investigação conduzindo assim há um excelente acabamento superficial, satisfazendo claramente as condições reais de fabricação sobretudo se ele se processar em ambiente de estaleiro.
7. Foram ainda testados efeitos de afagamento do cordão eliminando fatores geométricos que podem afetar o comportamento à fadiga nas zonas mais solicitadas como é o caso das juntas circulares e que aconselham esta operação.
8. Também se estudou de uma forma qualitativa a refusão a TIG pela alteração da distribuição das tensões residuais e a modificação geométrica através de pequenas operações de maquinação local com ferramentas comuns na fabricação.
9. Igualmente fez-se uma avaliação qualitativa da grenalhagem vulgarmente designada por *shot peening* produzindo bons resultados pelas tensões de compressão introduzidas.
10. O mais importante no projeto é sem dúvida a demonstração de que os provetes sem nenhuma modificação no cordão de soldadura dos aços em estudo obtiveram bons resultados no comportamento à fadiga, ficando ambos acima do DC112 estabelecido pelo projeto, mesmo com discordância geométrica do cordão de soldadura e quando se compara o S460 M com o S355 J2 os resultados são manifestamente superiores no aço de alta resistência.

Concluindo, provou-se que o aço de resistência S460 M é uma boa opção para o futuro pois permite conciliar a redução de peso devido às menores espessuras com uma boa resistência à fadiga, com redução dos tempos de soldadura e uma margem de utilização dos respectivos parâmetros e que possibilitarão a redução dos custos de fabricação. Foi evidenciado que a opção da construção monolítica pode ser uma opção que permite a fabricação no local de implantação do parque eólico. Cabe ainda referir que todas as ações conducentes à melhoria da resistência à fadiga podem ser levadas a cabo para garantir bom comportamento para um número de ciclos bastante superior a 2×10^6 prologando assim o tempo de vida com as vantagens evidentes.

5.2 Sugestão para trabalho futuro

Sugere-se que o trabalho deste projeto continue de forma a poder traçar as curvas de fadiga com mais valores experimentais que possam introduzir alterações na Euro-norma 3 com as vantagens daí decorrentes.

Este trabalho passa evidentemente pela validação em condições reais numa torre eólica fabricada com as condições estudadas e suficientemente instrumentada para relacionar os resultados experimentais deste projeto (e de todo o estudo levado a cabo pelo ISQ).

Há contudo uma boa base de exploração experimental futura em laboratório de forma quantificar e modelar todos os fatores que foram abordados ao longo desta tese.

Bibliografia

- [1] R, Gash & J, Twele. Wind power plants: Fundamentals, design, construction and operation, 2002.
- [2] Shefferd, D G. Historical development of the windmill Fundamental Concepts of Wind Turbine Engineering, 1994.
- [3] Righter, Robert W. Wind Energy in America: A History. University of Oklahoma Press. 1996. ISBN 978-0-8061-2812-2. Retrieved 2011-09-10.
- [4] Castro, Rui. Energias renováveis e produção descentralizada, introdução á energia eólica. 2003.
- [5] GWEC. Global Wind Energy Outlook 2008. Global Wind Energy Council (GWEC). Outubro 2008.
- [6] Camargo Arilde. Análise da operação das usinas eólicas de camelinho e palmas e avaliação do potencial eólico de localidades no paraná. Centro Federal de Educação Tecnológica do Paraná: dissertação de mestrado, 2011.
- [7] http://ecen.com/eee83/eee83p/viabilidade_energia_eolica.htm [Consultado em: 10 Março 2013].
- [8] <http://www.ansr.pt/LinkClick.aspx?fileticket=%2BXXHsD0E9UU%3D&tabid=74&mid=382> [Consultado em: 24 Março 2013].
- [9] <http://g1.globo.com/sp/santos-regiao/noticia/2012/06/carretas-com-equipamentos-gigantes-chamam-atencao-na-rodovia-anchieta.html> [Consultado em: 10 Março 2013].
- [10] <http://www.jornaldelondrina.com.br/brasil/conteudo.phtml?tl=1&id=914831&tit=Peca-de-40-toneladas-cai-de-caminhao-e-esmaga-carro> [Consultado em: 10 Março 2013].
- [11] Matos, Nelson da Cunha. Welding Producers Specification for FCAW of Wind Towers. Departamento de Engenharia Mecânica, Instituto Superior Técnico. Lisboa: Dissertação de Mestrado, 2012.

[12] Schaumann, P. Gottschalk, M. Report: Develop Tailored Manufacturing Safe Methods for Wind Towers Erected in Remote Areas Based on an Integrated Tower Concept and Optimal Use of High Strength Steels – SAFETOWER , 2010.

[13] <http://www.engenhariacivil.com/betao-armado-alto-desempenho-construcao-torres-eolicas>. [Consultado em: 22 Agosto 2013].

[14] http://www.fiec.org.br/artigos/energia/energia_eolica.htm [Consultado em: 18 Março 2013].

[15] <http://www.dillinger.de/dh/produkte/sparte/stahlbau/werkstoffblatt/index.shtml.de> Dillinger Hütte GTS. [Online] [consultado em: 20 de Março de 2013].

[16] Quintino, L; Santos, J. Processos de Soldadura, Instituto de Soldadura e Qualidade, 2.ª Edição, 1998, ISBN 972-9228-73-6.

[17] Rodrigues, Lino. Caracterização microestrutural e de propriedades mecânicas de soldas do aço ASTM A 131 pelos processos FCAW convencional e com adição de arame frio. Universidade do Pará. Belém: dissertação de mestrado, 2011.

[18] COLPAERT, Hubertus. Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns. 4ª Ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2008.

[19] REBELLO, J. M. A. SOLDAGEM II, Instituto Brasileiro de Qualidade Nuclear, 1985.

[20] OTEGUI, J. L. FATIGUE damages leads a traffic accident. Engineering Failure Analysis, 2002.

[21] Wöhler, A., Wohler's experiments on the strength of metals, Engineering, 1867.

[22] Basquin, O.H., The exponential law of endurance tests, Proceedings of the American Society for Testing and Materials, 1910.

[23] SURESH, S. Fatigue of Materials: Second Edition, 1998.

[24] Branco, C.M., Fernandes, A.A., Castro P.T., Fadiga de estruturas soldadas, Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 1986.

- [25] Jaubert, A; Marigo, J., L'approche variationnelle de la fatigue: des premiers résultats, Comptes Rendus Mecanique, 2005.
- [26] Rosa, Edilson, Analise de resistência mecânica, UFSC, 2002.
- [27] Griffith, A.A., The theory of rupture: Proceedings of the First International Conference for Applied Mechanics, C. B. Biezeno e J. M. Burgers, eds., 1925.
- [28] Irwin, G.R., Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate, Journal of Applied Mechanics, 1957.
- [29] Paris, P.C., Gomez, M.P., Anderson, W.E., A rational analytic theory of fatigue, The Trend in Engineering, 1961.
- [30] Effting, Carmeane. Mecânica da fratura aplicada aos materiais dúcteis e frágeis. Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Santa Catarina: Dissertação de Mestrado, 2004.
- [31] ANDERSON, T.L, Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications, RC Press, 1995, pp. 117-201 265-281.
- [32] American society for testing and materials, 1996, Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness, ASTM E1820, Philadelphia.
- [33] Pereira, H.F. Comportamento à fadiga de componentes estruturais sob a ação de solicitações de amplitude variável. Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade do Porto. Lisboa: Dissertação de Mestrado, 2006.
- [34] Santos, Auteliano Antunes, Sistemas Mecânicos, Departamento de Projeto Mecânico – FEM – UNICAMP, 2002.
- [35] Modenesi P.J, Efeitos mecânicos do ciclo térmico, DEMM – Universidade Federal de Minas Gerais, 2008.
- [36] ISO 5817: 2003, Fusion welded joints in steel – Quality levels for imperfections.
- [37] Marco, S.M., Starkey, W.L., A Concept of Fatigue Damage, Translations of the ASME, 1954.

- [38] Wong, Y., A phenomenological and mechanistic study of fatigue under complex loading, Ph. D. Thesis, University of Western Australia, 2003.
- [39] MANTEGHI, S. METHODS of fatigue life improvement for welded joints in medium and high strength steels; TWI, Abington Hall, Cambridge, 1998.
- [40] EN 1993-1-9:2005-07, Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-8: Design of joint, Eurocode 3, CEN European Committee for Standardization, Brussels, Belgium, 2005.
- [41] ISO 6520-1: 2000 welding and allied processes - Classification of geometric imperfections in metallic materials.
- [42] Infante, V., Branco, C.M., Baptista, R, Fatigue Analysis of Welded Joints Rehabilitated by Hammer Peening, Paper for IIW Meeting, 2001.
- [43] SUN, M.C., SUN, Y.H., WANG, R. K., Vibratory stress relieving of welded sheet steels of low alloy high strength steel, 2004.
- [44] ISO 6892: 2009 Metallic materials - Tensile testing - Method of test at room temperature.
- [45] EN 1993-1-9:2005-07, Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-10: Material toughness and through-thickness properties, Eurocode 3, CEN European Committee for Standardization, Brussels, Belgium, 2005.
- [43] BRANCO, F. K., Influência da Microestrutura na Anisotropia de chapas metálicas de diferentes aços estruturais. Centro Universitário da FEI, 2007.
- [47] ISO 148-1: 2009 Metallic materials - Charpy pendulum impact test.
- [48] ASTM E23-2007 Standard test methods for notched bar impact testing of metallic materials.
- [49] EN 1993-1-9:2005-07, Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-9: Fatigue, Eurocode 3, CEN European Committee for Standardization, Brussels, Belgium, 2005.
- [50] ISO 4287: 2002 Método de perfil - Termos, definições e parâmetros de rugosidade.

[51] <http://www.moldesinjecaoplasticos.com.br/tolerancias.asp> [Consultado em: 7 Agosto 2013].

[52] British Standard, 1991, Part 2, Method for determination of K_{Ic} , critical CTOD and critical J values of metallic materials, BS, 7448.

[53] British Standard, 1991, Part 1, Method for determination of K_{Ic} , critical CTOD and critical J values of metallic materials, BS, 7448.

[54] DNV-OS-F101:2012; Pipeline Systems off shore standard.

[55] ISO 15614-1: Specification and qualification of welding procedures for metallic materials - Welding procedure test - Part 1: Arc and gas welding of steels and arc welding of nickel and nickel alloys, 2004.

[56] ISO TR 15608: Welding — Guidelines for a metallic materials grouping system, 2005.

[57] Correia da Cruz, António; Carreira, João. Ensaios Mecânicos. Instituto de Soldadura e Qualidade: Publicação ISQ, 1992, ISBN 972-9228-12-4.

[58] ISO 12106: 2003 Metallic materials - Fatigue testing - Axial Strain Controlled Method.

[59] BHADSHIA, H. K. D. H.; HONEYCOMBE, R. W. K.; Bainite in steels. 1ª ed; London, The Institute of Materials, 1992.

[60] Lessa Cleber. Processo e Metalurgia nas Transformações das Fases de um aço C-Mn. Departamento de Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul: Dissertação de Mestrado, 2011.

[61] Welding consumables for P91 steels for the power generation industry, Metrode Products limited 2006.

[62] EN 1993-1-9:2005-07, Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings, Eurocode 3, CEN European Committee for Standardization, Brussels, Belgium, 2005.

- [63] Modenesi, P.J, Marques, P.V., Introdução aos Processos de Soldagem, Departamento de Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2007.
- [64] Lancaster, J. F. Metallurgy of Welding. Sixth edition. British Library. 1999.
- [65] American Society for Metals, Metallography and Microstructures, ASM Handbook, Vol.9, 2004.
- [66] ISO 17639: 2003 Destructive tests on welds in metallic materials - Macroscopic and microscopic examination of welds.
- [67] ISO 12108: 2003 Metallic materials - Fatigue testing - Fatigue Crack Growth Method.
- [68] HUTHER, I.; LIEURADE, H. P.; et al. ANALYSIS of results on improved welded joints. Welding in the World, 1996.
- [69] Branco, C.M., Ferreira, J.M., Costa, J.D., Ribeiro, A.S., Projeto de Órgãos de Máquinas, Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 2005.
- [70] Branco, C.M., Mecânica dos materiais, Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 1985.
- [71] http://www.lmc.ep.usp.br/people/tbitten/gmec/Boletins_Tecnicos/BT_PEF_9805.pdf, [Consultado em: 8 Agosto 2013].
- [72] Lagoda, Tadeusz, Lifetime Estimation of Welded Joints, 2008.
- [73] Verlinden Bert, Driver Julian, Samajdar Indradev, Doherty Roger, Thermo-Mechanical Processing of Metallic Materials, 2007.
- [74] ASTM HANDBOOK, Fatigue and Fracture, Volume 19, 1996.
- [75] Dias, E.M., Miranda R.M, Metalurgia da soldadura, Instituto de Soldadura e Qualidade: Publicação ISQ, 1993.
- [76] <https://woc.uc.pt/dem/getFile.do?tipo=2&id=5451>, [Consultado em: 25 Setembro 2013].

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

ANEXOS

Deixaram propositadamente alguns anexos em inglês, porque estes foram retirados de um estudo anterior, elaborado por outro mestrando que esteve envolvido neste projeto, que optou uma nomenclatura anglo-saxónica.

A maioria dos anexos foi no entanto objeto de elaboração específica desta dissertação, realizada pelo mestrando.

Anexo A

Consumível selecionado para o projeto PZ 6113S.

Signed by Neil Farrow	Approved by Neil Farrow/Christos Skodras	Reg no EN005117	Cancelling EN004819	Reg date 2009-12-01	Page 1 (2)
--------------------------	---	--------------------	------------------------	------------------------	---------------

REASON FOR ISSUE

LR approval updated

GENERAL

A multi-purpose all-positional rutile cored wire for use with C1 shielding gas. Diameters less than 1.4mm are all-positional except vertical down.

Shielding Gas: C1 (EN ISO 14175)

Alloy Type: CMn

Polarity: DC+

Fill Type: Rutile

CLASSIFICATIONS Weld Metal

SFA/AWS A5.20 E71T-9C H4
EN ISO 17632-A T 46 3 P C 2 H5

APPROVALS

ABS 3SA, H
BV SA3YM HH
CCS 3Y40SH10
CE EN 13479
CRS 4YH10S
DNV III YMS (H10)
GL 4Y42H10S
LR 3YS H15
PRS 3YS H10
RINA 3Y S H5 - 1.2mm only
RS 3YH10
VdTÜV 07085

MECHANICAL PROPERTIES OF WELD METAL

Properties	All Weld Metal	
	C1 shielding gas	
	As welded	
	Min	Max
Rp0.2 (MPa)	460	
Rm (MPa)	550	650
A5 (%)	22	
Charpy V at 0°C (J)	100	
Charpy V at -20°C (J)	65	
Charpy V at -30°C (J)	54	

ECONOMICS & CURRENT DATA

Dimension (mm)	Current (A)		W	η	H		Feed		U	
	Min	Max			Min	Max	Min	Max	Min	Max
1.2	150	350	20	85	2.1	7.5	5.8	20.7	27	38
1.6	150	350	20	85	2.1	7.5	5.8	20.7	27	38

W = Gas consumption (l / min)

η = Recovery, g weld metal / 100g wire (%)



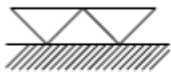


H = Deposit rate (kg weld metal / hour arc time)

Feed = Feeding rate (m/min)

U = Arc voltage (V)

Anexo B

Tabela 19 - Tabela como título de exemplo consoante a exigência da rugosidade para determinadas aplicações [51].

Indicação em desenho	Ra μm	Exigências de qualidade superficial	Exemplo de aplicação
	0,1 0,16 - 0,25 - 0,4	Fins especiais Exigência máxima	Superfícies para medição e calibragem, superfície não desmontáveis, superfície para elevada pressão e fadigas.
	0,6 - 1 - 1,6	Alta exigência	Superfícies com tensões de corte e fadiga.
	2,5 - 4 - 6	Exigência média	Materiais fadigados por tração, flexão e torção.
	10 - 16 - 25	Pouca exigência	Superfície sem maquinagem
	40 - 63 - 100	Sem exigência particular	Superfície sem maquinagem , fundição
	150 - 250 - 400 630 - 1000	Superfícies brutas	Peças fundidas, estampadas e forjadas

Anexo C

Dados experimentais de soldadura com tabela de dados usados nos ensaios e a respectiva macrografia e micrografia de cada amostra.

Tabela 20 – Resultados dos ensaios para seleção de parâmetros para soldadura FCAW [11].

Spec.	ET KJ/mm	WS cm/min	Ia (A)	Im (A)	Va (v)	Vm (v)	WFSa m/min	WFSm m/min	ET real KJ/mm
A	0,5	35	164	160	22,8	22,9	6,1	6	0,51
B	1	18	174	171	22,8	22,9	6,1	6	1,05
C	1,5	18	212	209	26,8	26,5	9,2	9	1,50
D	2	13	224	217	26,5	26,8	9,2	9	2,17
E	2,5	11	226	220	26,4	26,7	9,2	9	2,58
F	3	13	281	278	29,3	29,7	12,3	12	3,04
G	3,5	12	267	259	29,3	29,8	12,3	12	3,11
H	0,5	54	214	202	26,6	26,9	9	9	0,49
I	1	27	222	210	26,6	26,9	9	9	1,03
J	1,5	18	216	204	26,6	26,9	9	9	1,50
K	2	13,5	215	206	26,5	26,9	9	9	2,00
L	2,5	11	223	210	26,5	26,9	9	9	2,52
M	3	9	215	205	26,6	26,9	9	9	3,00
N	3,5	7,6	233	220	26,5	26,9	9	9	3,82

ET – Heat input

WS – Welding speed

Ia – Welding Current registered on data acquisition

Im - Welding Current registered welding machine

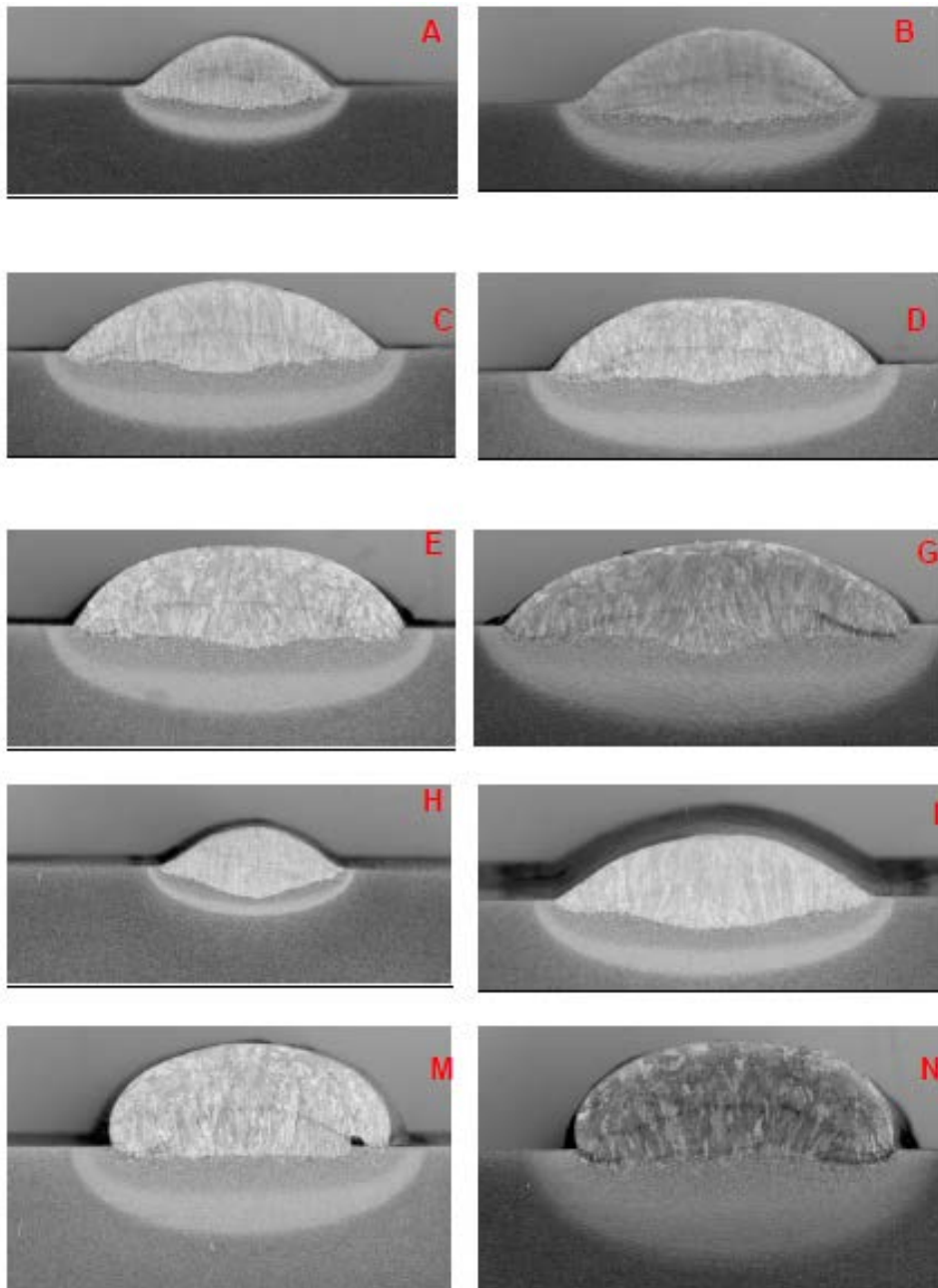
Va – Welding Voltage registered on data acquisition

Vm - Welding Voltage registered welding machine

WFSa – Wire Feed Speed registered on data acquisition

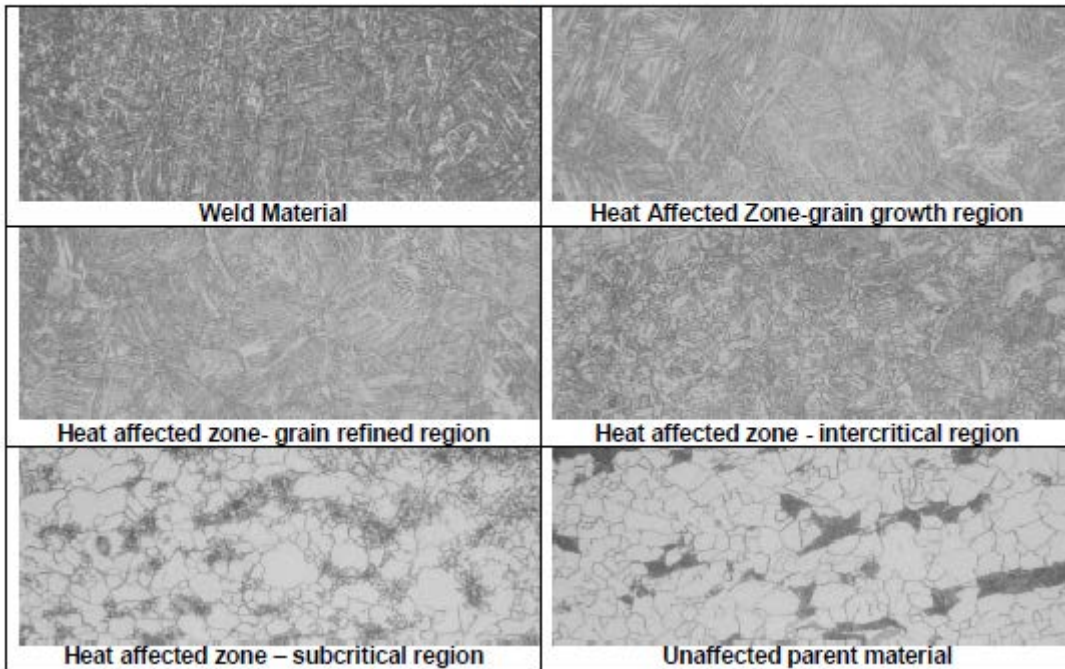
WFSm - Wire Feed Speed registered welding machine

Macrografia dos vários ensaios para otimizar parâmetros de soldadura [11].

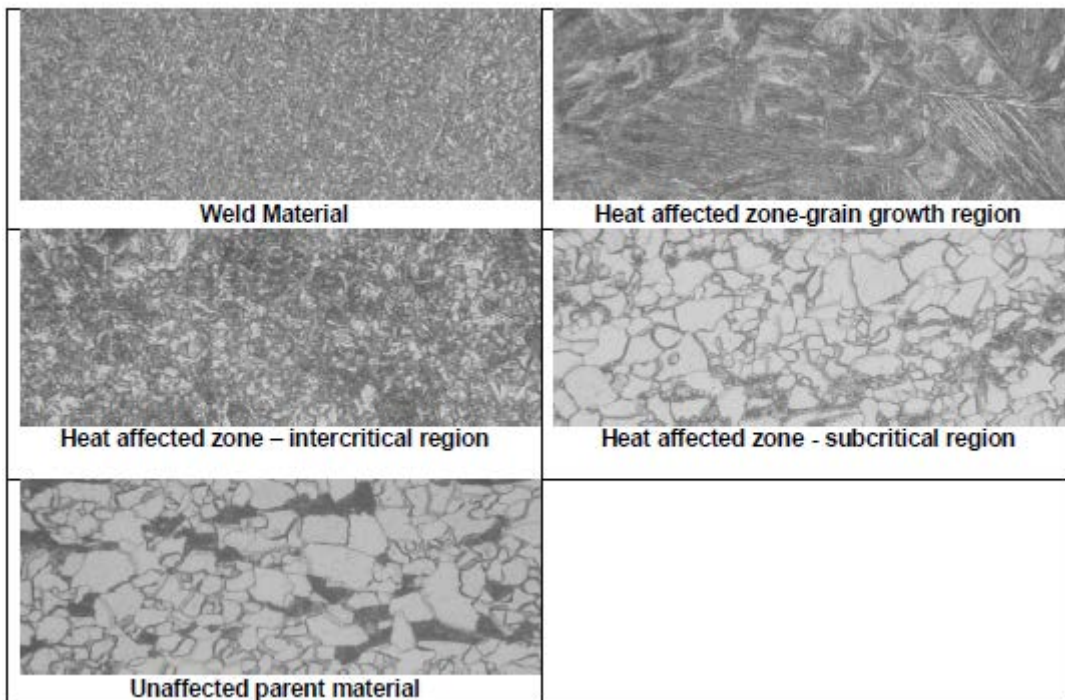


All magnifications: 500X

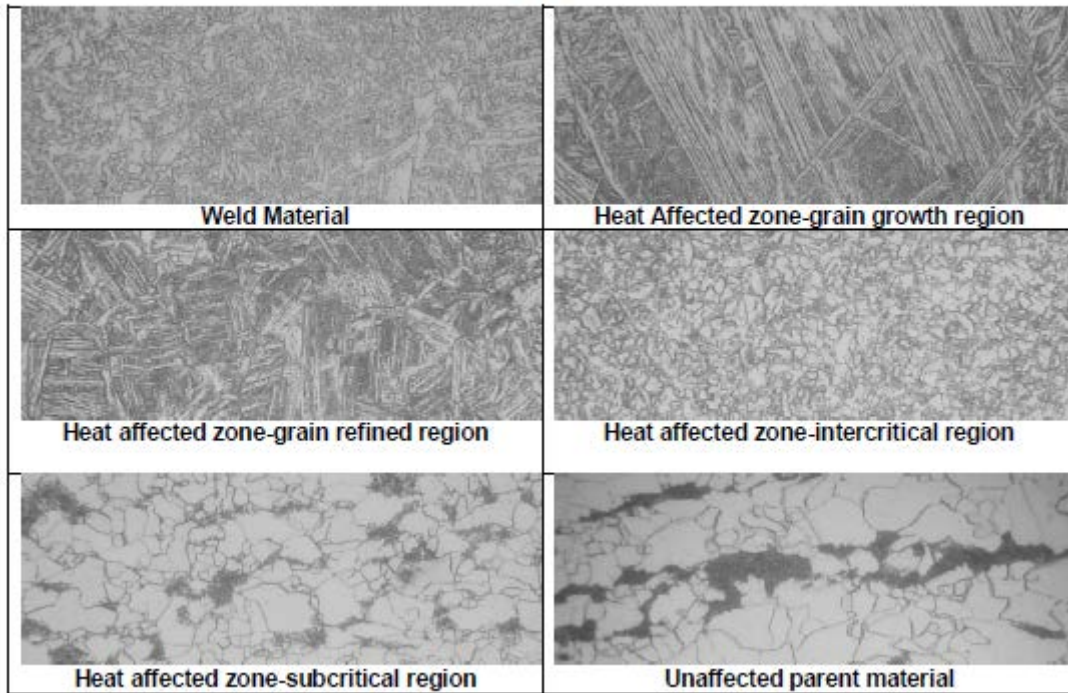
Sample A –



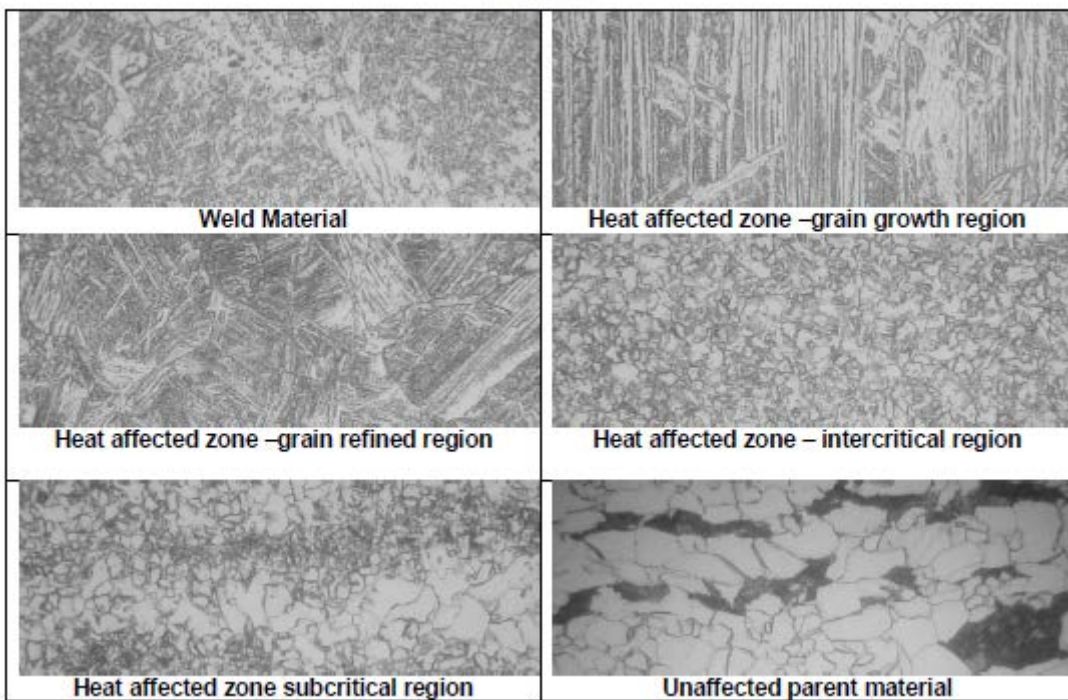
Sample B



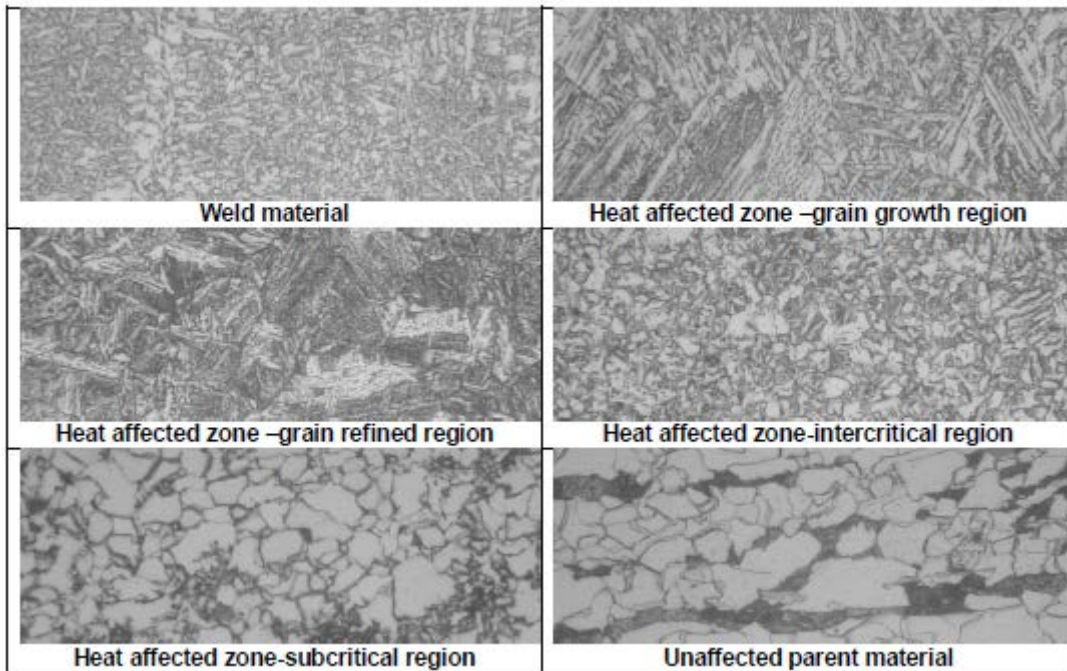
Sample C



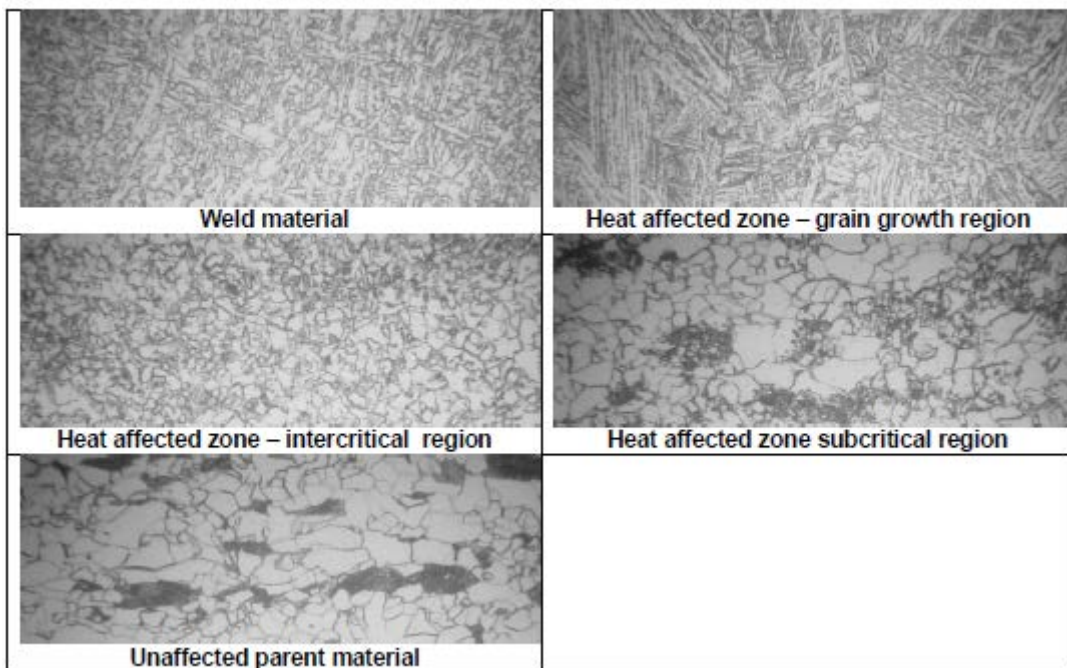
Sample D



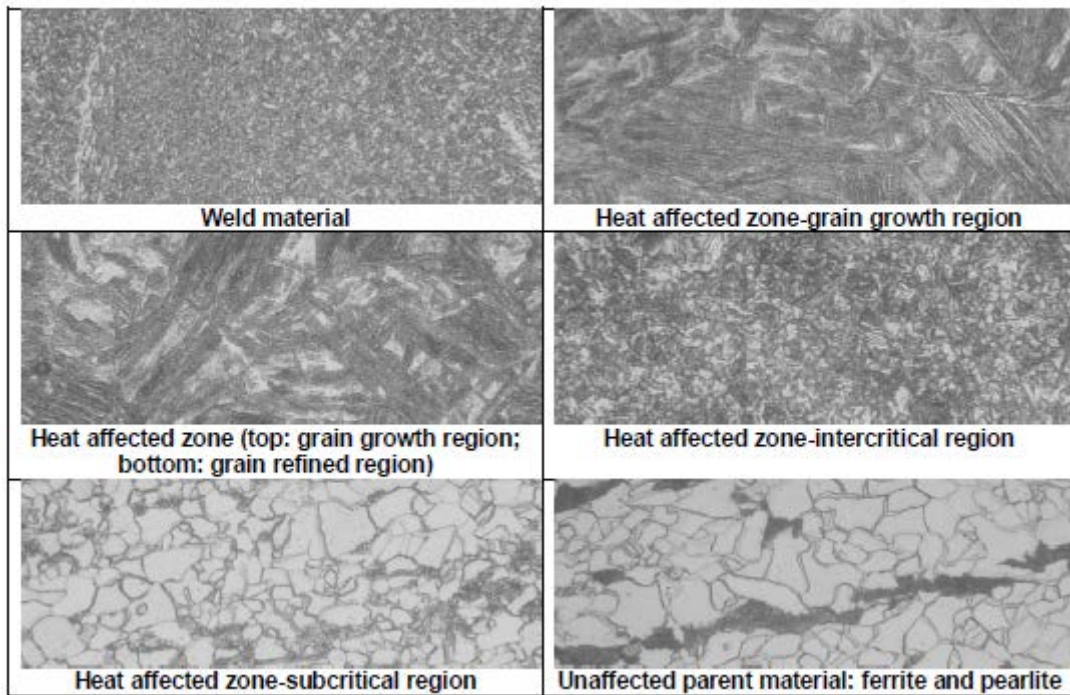
Sample E



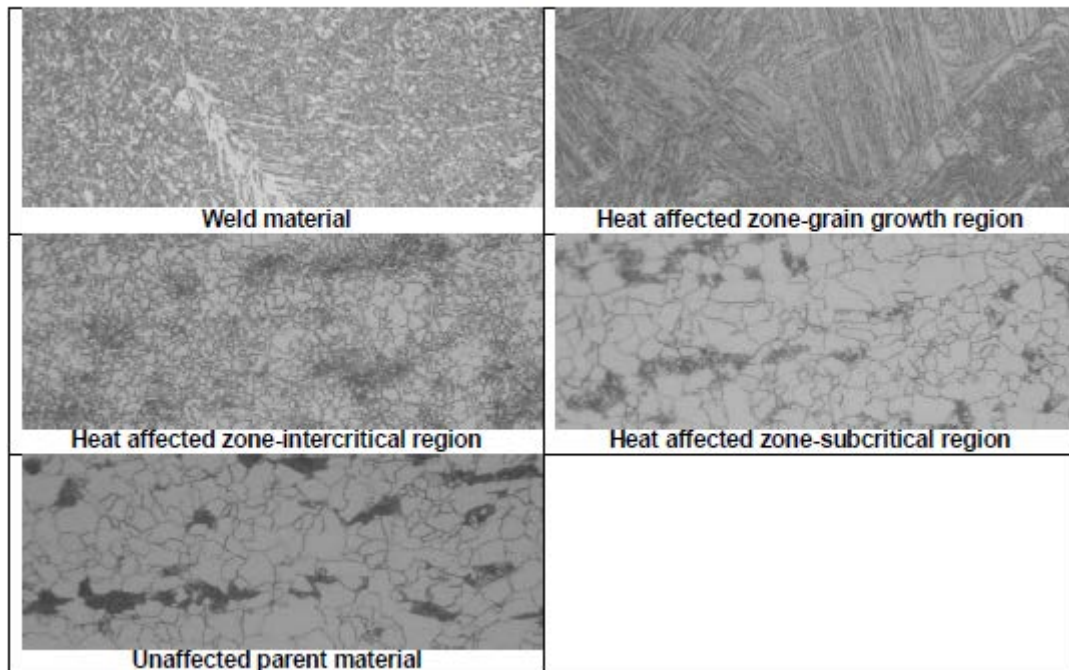
Sample G



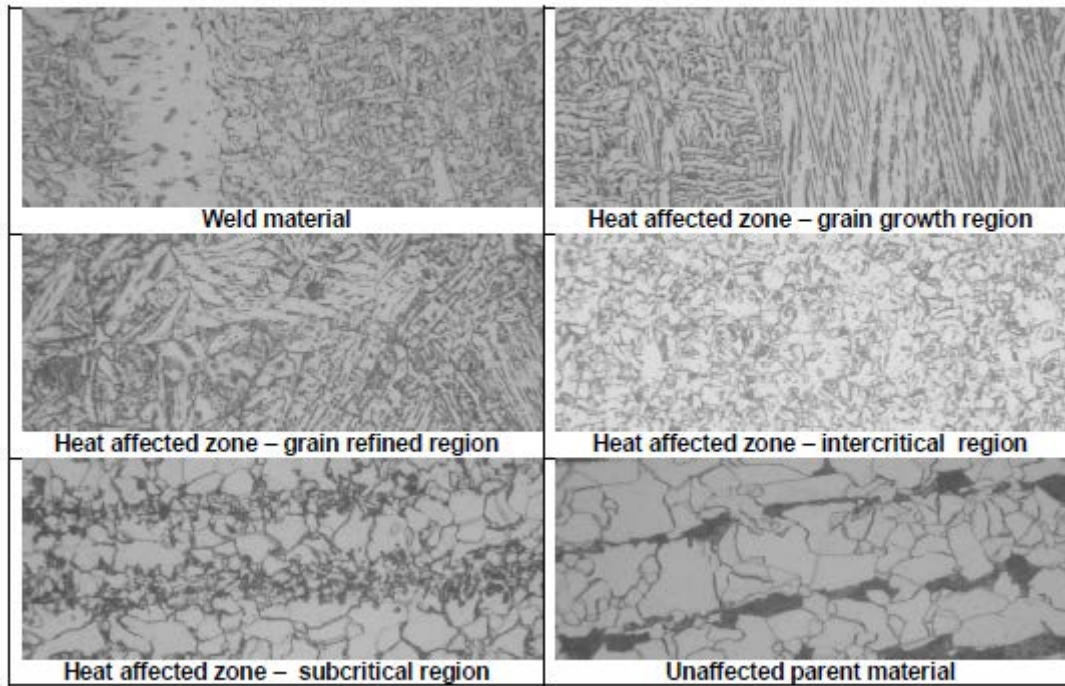
Sample H



Sample I



Sample N



Anexo D

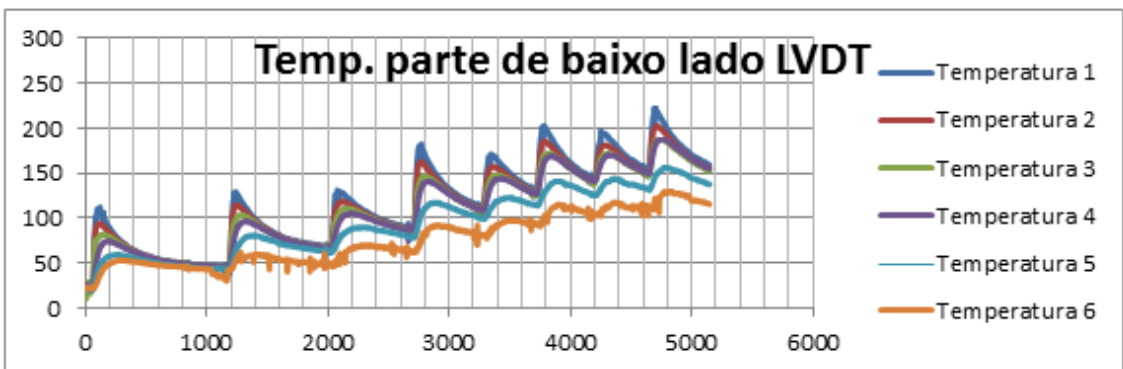
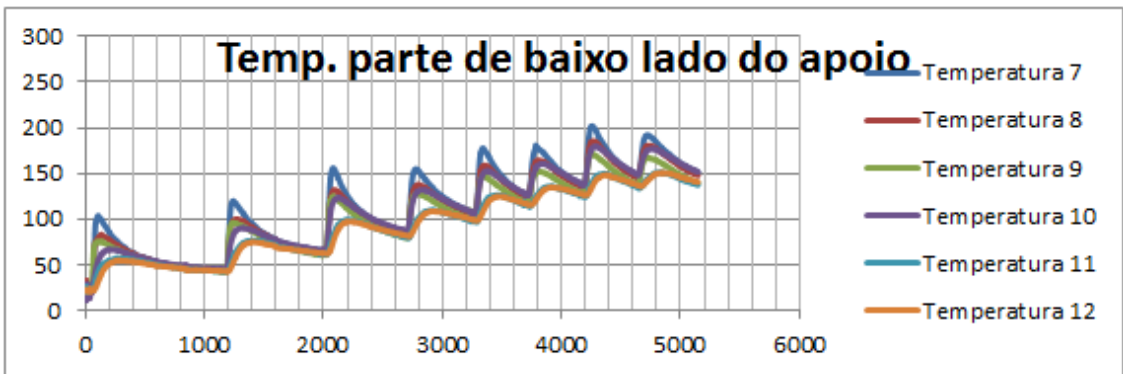
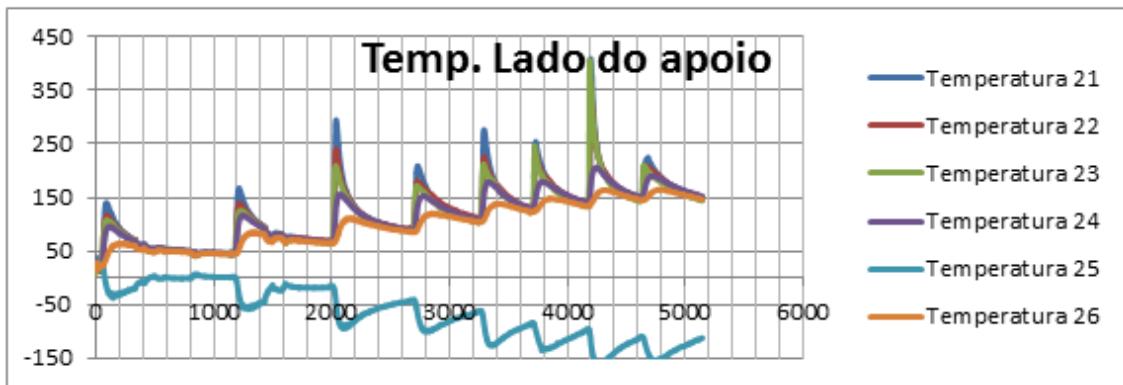
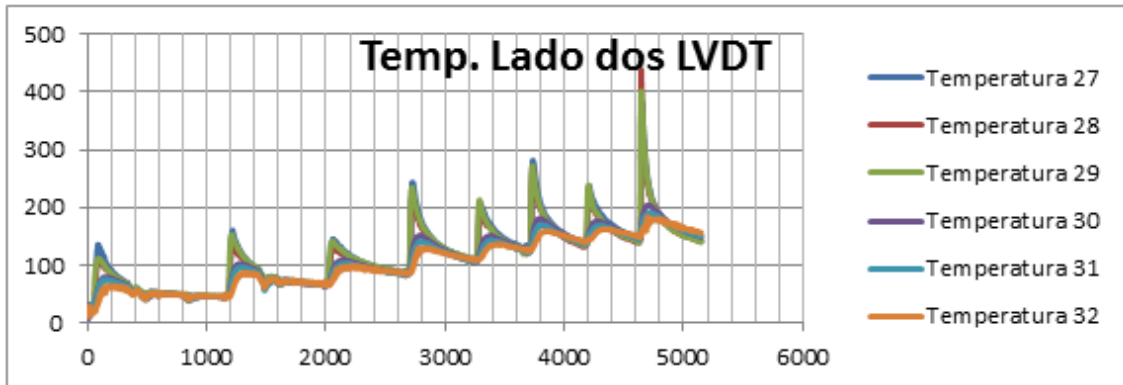
Propriedades dos aços deste projeto

Steel designation			S355J2 (1.0577)	S460M (1.8827)
Standard			EN 10025-2	EN 10025-4
ReH - Minimum yield strength [MPa]	Thickness [mm]	$t \leq 16$	355	460
		$16 \leq t \leq 40$	345	440
	Thickness [mm]	$40 \leq t \leq 63$	335	
Rm - Tensile strength [MPa]	Thickness [mm]	$3 \leq t \leq 100$	470 - 630	575
		$t \leq 40$		
		$40 \leq t \leq 63$		
Elongation [%]	Thickness [mm]	$3 \leq t \leq 40$	20	30
		$40 \leq t \leq 63$	19	
Notch impact test. Charpy - Min energy [J] @ [°C]	Thickness [mm]	$t \leq 150$	27 @ -20	55 @ +20
				47 @ 0
				43 @ -10
				40 @ -20 (*)
Chemical composition [max %]	C		0,23	0,11
	Si		0,6	0,241
	Mn		1,7	1,42
	Ni		-	0,021
	P		0,035	0,014
	S		-	0,001
	Cr		-	0,03
	Mo		-	0,003
	V		-	0,035
	N		-	0,0062
	Nb		-	0,047
	Ti		-	0,014
	Al		-	0,029
	Cu		0,45	0,025
Maximum carbon Equivalent CEV [%]	Thickness [mm]	$t \leq 30$	0,45	
		$30 \leq t \leq 150$	0,47	
				0,36

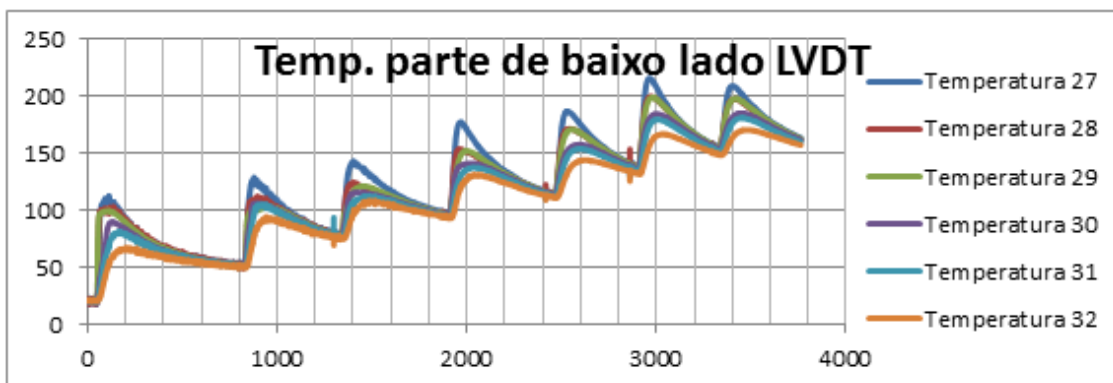
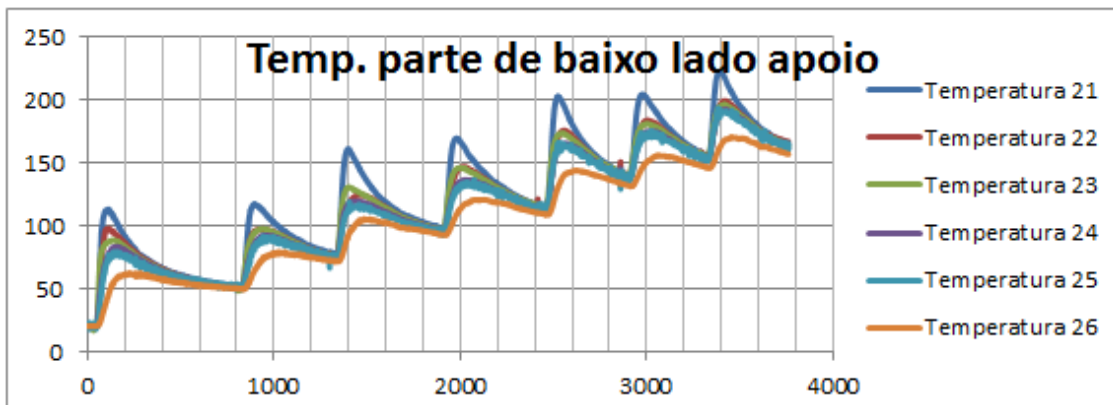
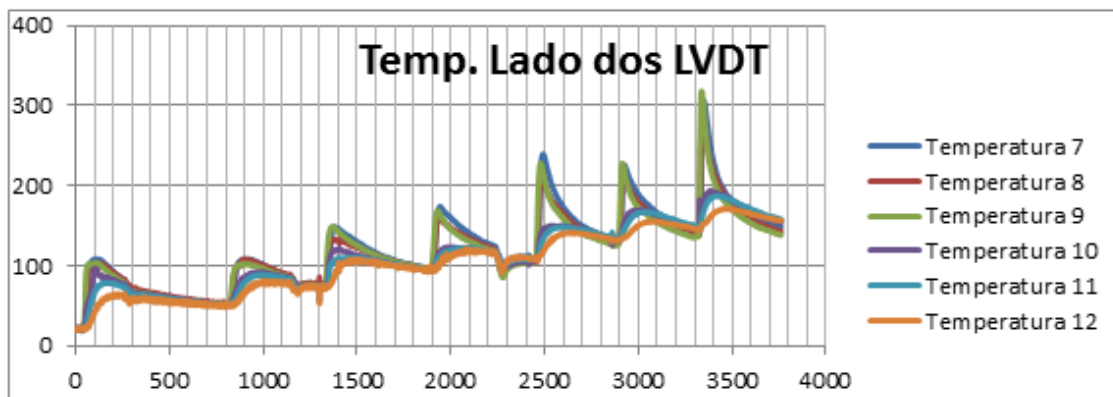
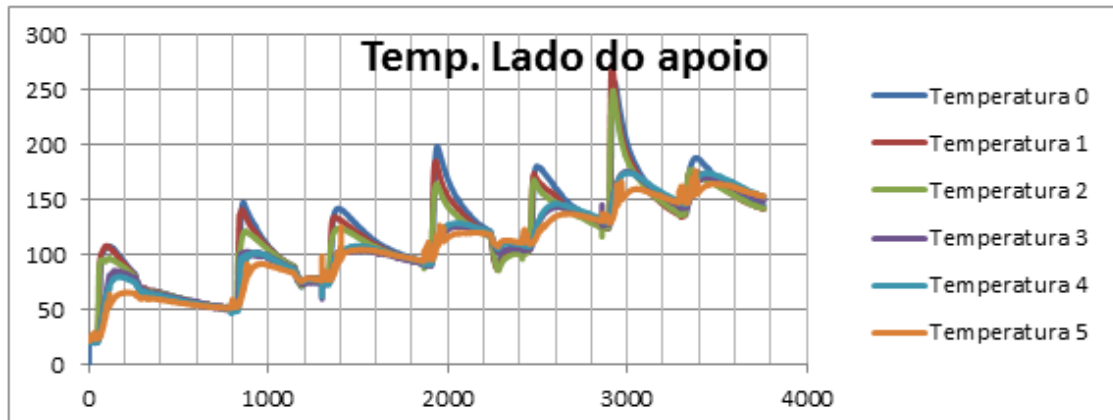
(*) - 40 J @ -20 °C ° 27 J @ -30 °C (according to Eurocode 3)

Anexo E

Gráficos do gradiente de temperatura a cada passe de soldadura.



Gráficos do gradiente de temperatura a cada passe de soldadura.



Anexo F

Determinação da Área da Secção Inicial da Zona Útil (So)

A.1 Geral

As medições dos provetes devem ser efetuadas com o auxílio dos seguintes instrumentos (onde aplicável):

- Paquímetro para espessuras igual ou superior a 3 mm e Micrómetro digital para espessuras inferior a 3 mm.
- Escala graduada 0 a 500 mm.

A precisão da medição deve ser igual ou superior ao indicado na norma.

A.2 Provetes Cilíndricos

Medir o diâmetro da zona útil em três secções distintas com o instrumento adequado perpendicularmente ao eixo do provete. Fazer a média aritmética e registar o valor obtido. Calcular a secção inicial em mm² utilizando a fórmula:

$$S_0 = \frac{\pi \times d^2}{4}$$

So = área da secção inicial em mm²

π = PI (3,14159)

d = diâmetro médio em mm

A.3 Provetes Prismáticos

Medir a largura e espessura da zona útil em 3 zonas diferentes perpendicularmente ao eixo do provete. Calcular a média aritmética para cada uma das dimensões. Calcular a secção através da fórmula:

$$S_0 = a \times b$$

So = área da secção inicial em mm²

b = largura média em mm

a = espessura média em mm

Cálculo dos Parâmetros de Força Necessários Para a Execução do Ensaio

B.1 Força Máxima

A Força máxima de Ensaio é obtida através da seguinte fórmula:

$$F_{\max} \text{ (KN)} = \frac{\text{Tensão}_{\max} \times \text{Area da secção (mm}^2\text{)}}{1000}$$

B.2 Força Mínima

A Força mínima de Ensaio é obtida através da seguinte fórmula:

$$F_{\min} \text{ (KN)} = \frac{\text{Tensão}_{\min} \times \text{Area da secção (mm}^2\text{)}}{1000}$$

Tensão mínima (MPa) = Tensão máxima (MPa) X Rácio de Tensão escolhido para ensaio

$$\text{Rácio Tensão} = \frac{\text{Tensão Mínima (MPa)}}{\text{Tensão Máxima (MPa)}}$$

B.3 Força Média

A Força média de ensaio é obtida através da seguinte fórmula:

$$F_{\text{med}} \text{ (KN)} = \frac{\text{Tensão}_{\text{med}} \times \text{Area da secção (mm}^2\text{)}}{1000}$$

$$\text{Tensão Média (MPa)} = \frac{\text{Tensão Máxima (MPa)} + \text{Tensão Mínima (MPa)}}{2}$$

B.4 Gama de Força

A gama de força de ensaio é obtida através da seguinte fórmula:

$$\text{Gama de força (kN)} = \text{Força máxima (kN)} - \text{Força mínima (kN)}$$

B.5 Força Alternada ou Amplitude de Força

A Força alternada ou amplitude de força de ensaio é obtida através da seguinte fórmula:

$$\text{Força Alternada (kN)} = \frac{\text{Gama de Força (kN)}}{2}$$

Anexo G

Equações matemáticas de Wong para calculo do acumulo do dano não linear [33],

$$\alpha_i = \frac{\text{Log } D}{\text{Log} \left(\frac{n}{N_i} \right)} = \frac{\text{Log } Y}{\text{Log } X}$$

Onde x e y são dados:

$$X = 1 - h \cos \varphi$$

$$Y = h \sin \varphi$$

Onde φ , h e H são dados:

$$\varphi = 0.7854 - \frac{10^5 * \sqrt[6]{N_i} * 0.7054}{10^6}$$

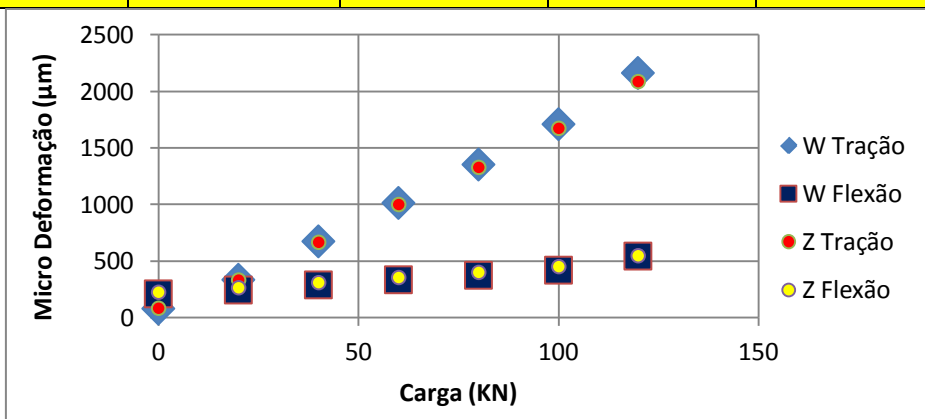
$$h = H - \frac{10^5 * \sqrt[6]{N_i} * H}{10^6}$$

$$H = \frac{\sqrt[2]{2}/2}{\cos \left(\frac{10^5 * \sqrt[6]{N_i} * 0.7054}{10^6} \right)}$$

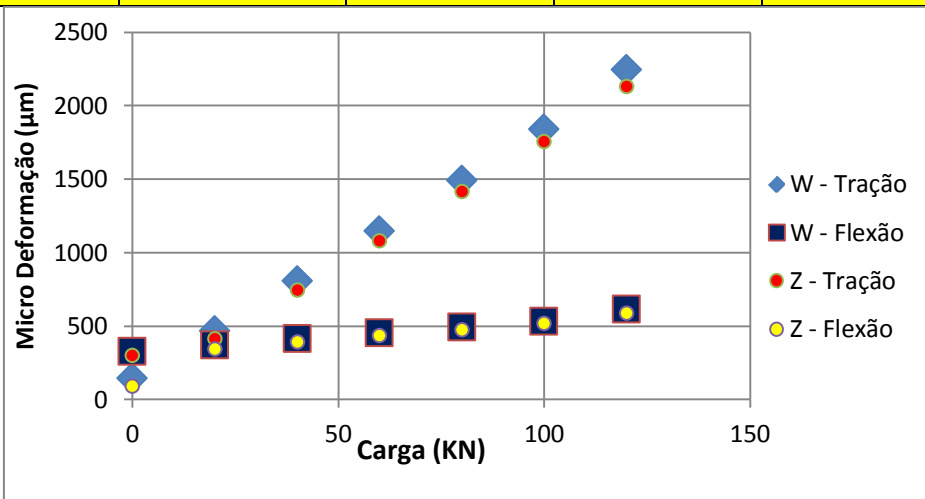
Anexo H

Resultados de instrumentação do provete ensaiado ST011 - S460 M.

Força KN	W - Tração (μm)	W - Flexão (μm)	Z - Tração (μm)	Z - Flexão (μm)
0	80	207	84	228
20	333	244	334	266
40	673	291	666	313
60	1014	334	1000	359
80	1354	374	1332	403
100	1711	419	1679	451
120	2165	542	2088	548
0	144	329	301	95

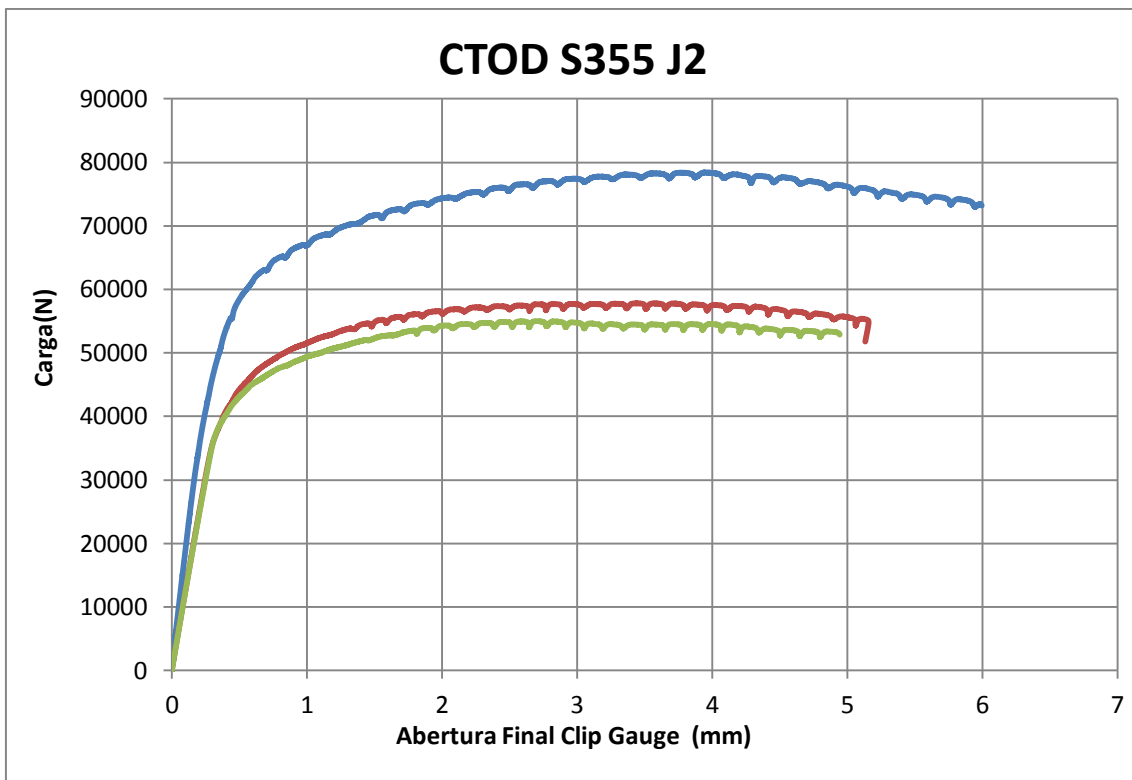
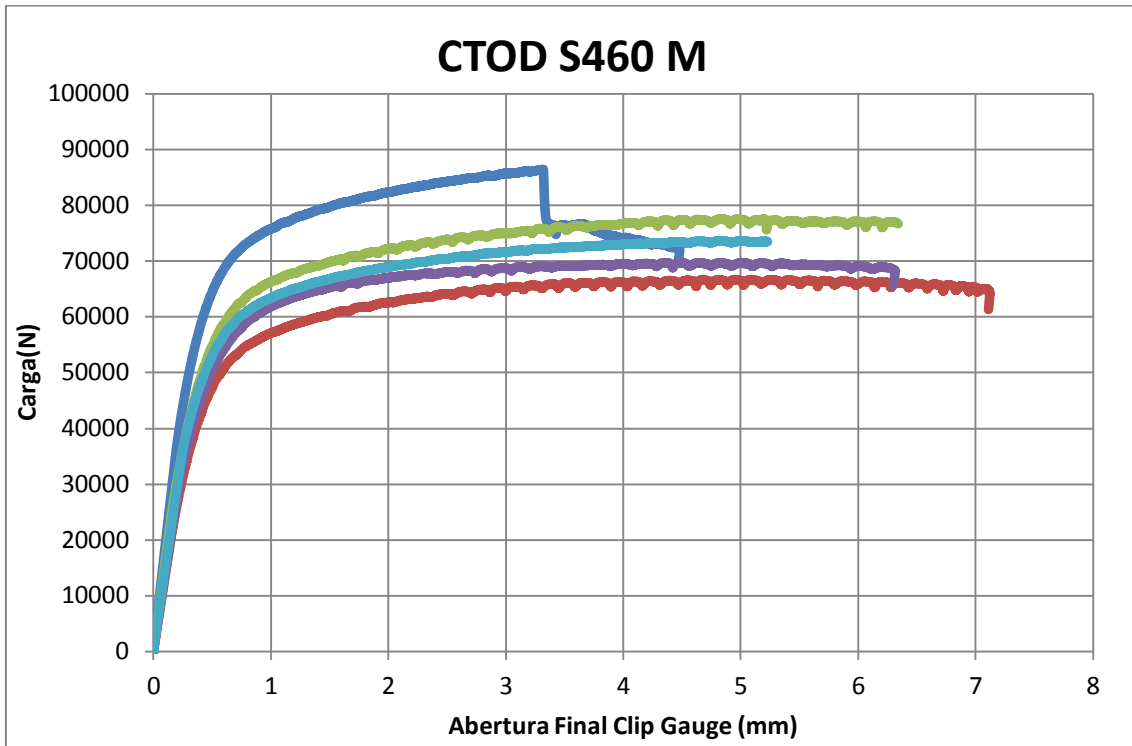


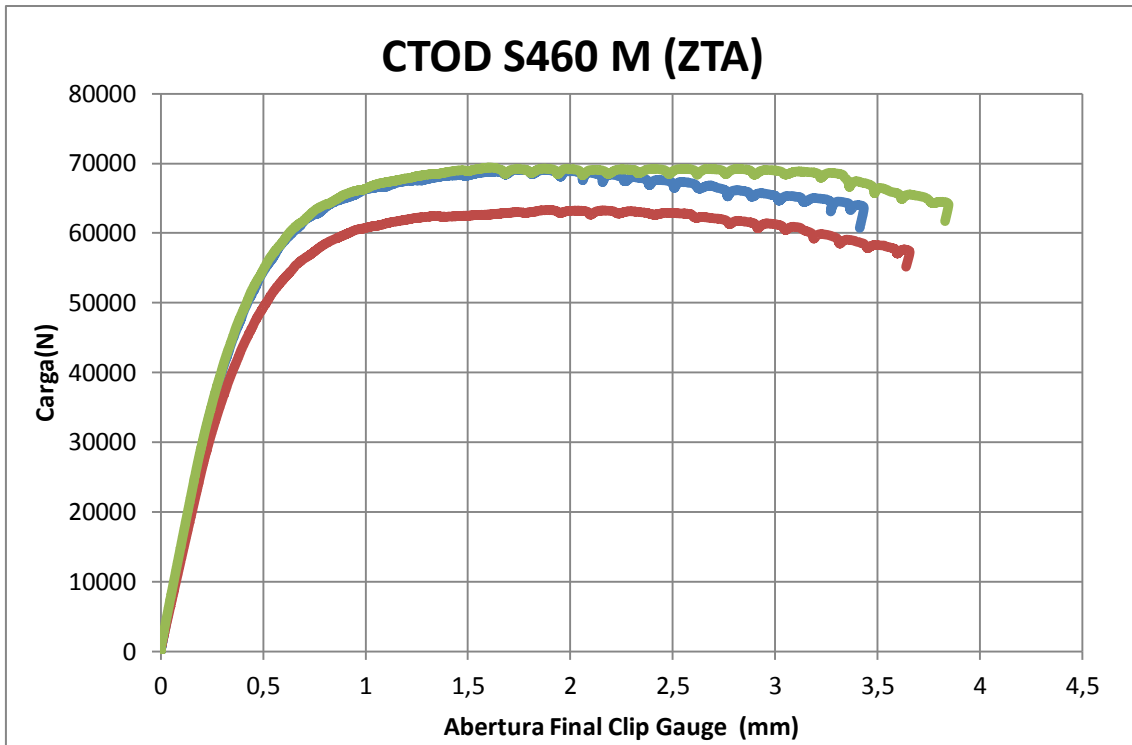
Força KN	W - Tração (μm)	W - Flexão (μm)	Z - Tração (μm)	Z - Flexão (μm)
0	144	329	301	95
20	468	371	415	346
40	807	415	747	392
60	1149	457	1081	436
80	1490	494	1416	478
100	1843	535	1758	521
120	2246	616	2131	589
0	214	395	135	341



Anexo I

Gráfico adquirido pelo programa durante os ensaios de CTOD onde pode-se observar a carga máxima de cada ensaio e também dimensão do provete.





Dimensão do provete desta investigação, onde os valores estão em milímetros.



Anexo J

Tabela com valores mensurados através do microscópio da zona do entalhe mecânico mais pré-fissura consoante a norma BS 7448. Os valores estão expostos em milímetros.

Tabela 21 - Medição da pré-fissura mais entalhe mecânico, aço S460 M zona soldada.

	Prove 1	Prove 2	Prove 3	Prove 4	Prove 5
a 1	28,62	26,58	30,19	27,76	25,52
a 2	30,88	28,01	30,19	29	26,64
a 3	30,96	28,36	29,53	29,6	26,82
a 4	30,9	28,39	30,82	29,83	30,43
a 5	30,7	28,7	30,79	29,27	26,84
a 6	30,74	29,4	30,99	29,7	26,41
a 7	30,47	28,9	30,33	28,57	26,12
a 8	30,01	28,2	30,04	28,41	26,15
a 9	28,03	26,96	27,95	27,7	24,62

Tabela 22 - Medição da pré-fissura mais entalhe mecânico, aço S460 M zona soldada ZTA.

	Provete 1	Provete 2	Provete 3
a 1	28,4	28,07	28,12
a 2	29,87	31,6	29,59
a 3	31,06	32,8	31,9
a 4	32,48	33,4	32,3
a 5	32,82	35,15	35,19
a 6	31,55	35,05	33,07
a 7	31,2	33,2	32
a 8	33,4	29,1	29,1
a 9	28,18	28,43	28,43

Tabela 23 - Medição da pré-fissura mais entalhe mecânico, aço S355 J2 zona soldada.

	Provete 1	Provete 2	Provete 3
a 1	26,7	28,72	28,92
a 2	27,2	31,01	30,3
a 3	27,7	32,55	31,7
a 4	28,97	32,69	32,55
a 5	28,48	32,99	32,5
a 6	28,77	32,08	32,77
a 7	27,39	30,84	32,08
a 8	26,16	30,2	31,06
a 9	26,18	28,97	30,31

Anexo L

Pontos de medição de dureza consoante a norma ISO 15614.

- 1ª Filiação a 2mm da face do cordão de soldadura
- 2ª Filiação a 2mm da raiz do cordão de soldadura

S460 M

S355 J2

Localização	Indentação	1ª Filiação	2ª Filiação	Localização	Indentação	1ª Filiação	2ª Filiação
MB/PM	1	187	191	MB/PM	1	168	166
	2	192	188		2	166	168
	3	186	188		3	171	167
	4	185	185		4	170	173
	5	185	183		5	167	170
	6	184	182		6	170	176
ZTA/HAZ	7	186	181	ZTA/HAZ	7	184	178
	8	179	184		8	233	175
	9	190	193		9	233	194
	10	224	208		10	234	190
	11	220	221		11	219	225
MF/WM	12	245	236	MF/WM	12	220	214
	13	230	234		13	216	198
	14	228	225		14	215	197
	15	230	215		15	219	195
	16	235	216		16	215	196
	17	226	213		17	212	191
	18	220	224		18	212	194
	19	222	224		19	214	194
	20	226	235		20	215	196
	21	224	243		21	217	209
	22	227	241		22	219	227
ZTA/HAZ	23	232	237	ZTA/HAZ	23	224	228
	24	210	211		24	225	206
	25	196	184		25	234	189
	26	195	180		26	230	179
	27	190	187		27	207	178
MB/PM	28	184	188	MB/PM	28	182	176
	29	186	187		29	163	175
	30	185	185		30	167	164
	31	187	185		31	168	169
	32	187	185		32	169	166
	33	185	184		33	168	169

Anexo M

Gráfico ilustrativo sobre a influência da velocidade de arrefecimento dos aços [76].

