



INSTITUTO
SUPERIOR
TÉCNICO

UNIVERSIDADE TÉCNICA DE LISBOA
INSTITUTO SUPERIOR TÉCNICO

PROJECTO DE DESENVOLVIMENTO TECNOLÓGICO DE CONDUTAS DE EVACUAÇÃO DE PRODUTOS DA COMBUSTÃO DE TURBINAS A GÁS UTILIZADAS PARA PROPULSÃO NAVAL

Hildebrando José Teixeira da Cruz
(Licenciado em Engenharia Mecânica)

Dissertação elaborada no Laboratório Nacional de Engenharia Civil
para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica pela Universidade
Técnica de Lisboa no âmbito do protocolo de cooperação entre o IST e o LNEC

Orientador: Doutor Carlos Augusto Gomes de Moura Branco
Co-orientadores: Doutor João Carlos Godinho Viegas
Doutor Rui Fernando dos Santos Pereira Martins

Júri

Presidente: Doutor Carlos Augusto Gomes de Moura Branco
Vogais: Doutor Manuel José Moreira de Freitas
Doutor Pedro Jorge Martins Coelho
Doutor José Fernando de Almeida Dias

Outubro de 2008

À minha Mulher,
aos meus Pais, Irmãos e Avós

TÍTULO: PROJECTO DE DESENVOLVIMENTO TECNOLÓGICO DE CONDUTAS DE EVACUAÇÃO DE PRODUTOS DA COMBUSTÃO DE TURBINAS A GÁS UTILIZADAS PARA PROPULSÃO NAVAL

Nome: Hildebrando José Teixeira da Cruz

Curso de Mestrado em Engenharia Mecânica

Orientador: Prof. Doutor Carlos Augusto Gomes de Moura Branco

Co-Orientadores: Doutor João Carlos Godinho Viegas

Doutor Rui Fernando dos Santos Pereira Martins

Provas concluídas em: _____

Resumo:

Nos sistemas de evacuação dos produtos da combustão de turbinas a gás, utilizadas na propulsão naval de alguns navios de combate, tem-se verificado a ocorrência de nucleação e propagação de fissuras através das paredes de pressão do sistema, tendo as principais fissuras propagando-se a partir dos pés dos cordões de soldadura. A conduta do sistema em estudo é constituída num aço inoxidável austenítico, AISI 316L (N), designado pela norma EN 10088-1 por 1.4404, com uma espessura de aproximadamente 3,7 mm. Em estudos anteriores foi medida a temperatura exterior da parede de pressão da conduta, tendo-se registado 350 °C na zona junto ao anel de suporte inferior.

No presente trabalho, e com o intuito de se proceder a uma substituição localizada do material constituinte da conduta, foram realizados estudos metalográficos comparativos entre o aço inoxidável austenítico 1.4404 e o aço inoxidável austenítico 1.4376, tendo-se também efectuado a determinação da composição química dos mesmos. Definiu-se a geometria dos provetes de fadiga e de fluência (e tracção), tendo neste último sido determinado a carga máxima de ensaio e a sua verificação pelo método de elementos finitos. O trabalho foi concluído com a modelação numérica do escoamento do fluido, num programa de diferenças finitas comercial, para a determinação do campo de pressões e temperaturas actuantes na conduta.

PALAVRAS-CHAVE:

Conduta de evacuação dos produtos da combustão; Turbina a gás; Aço inoxidável 1.4404; Aço inoxidável 1.4376; Modelação CFD.

Title: RESEARCH & DEVELOPMENT STUDY of NAVAL GAS TURBINES EXHAUST TUBES

Abstract:

In the gas turbine exhaust system used in navy combat ships, several cracks have nucleated and propagated through the pressure wall. The main cracks have propagated from the weld toe of some butt and fillet welded joints located at the lower supporting ring. The exhaust system is made in a thin sheet of grade type AISI 316L stainless steel, that according to the EN 10088-1 Standard this stainless steel is call by 1.4404, be with a wall thickness of about 3,7 mm. In a previous study some temperature measurements was made and, in the external surface of the crack localization, the temperature was found to be about 350 °C and in the top of the exhaust system was found to be about 400 °C.

Whit the aim of a probable local material replacement, a metallographic and chemical comparative analysis was made in the grade type 1.4404 stainless steel and in the type 1.4376 stainless steel. Moreover, the geometry of the CT and creep crack specimens for the Type 1.4376 stainless steel was defined for the forthcoming testes and a stress analysis with the FEM was carry out to determine the creep crack test payload. The thesis also includes results of the CFD analysis made for this case study, more precisely the pressure and temperature fields acting in the internal surface of the exhaust system.

Keywords:

Exhaust tubes; Gas turbines; Grade type 1.4404 stainless steel; Type 1.4376 stainless steel, Computational Fluid Dynamics.

Agradecimentos

Terminado este trabalho, muitas são as pessoas que, de uma forma directa ou indirecta nele intervieram: orientando, ensinando, fazendo sugestões, incentivando, facilitando o acesso a fontes bibliográficas, etc... Por todos estes motivos, o trabalho que aqui se apresenta foi conseguido não só pelo mérito, a existir, do candidato, mas pela contribuição positiva de muitas outras pessoas que o candidato, grato, teve o privilégio de conhecer.

Em primeiro lugar gostaria de manifestar o meu profundo agradecimento ao Orientador, Professor Doutor Carlos Moura Branco, e aos Co-Orientadores, Doutor João Carlos Godinho Viegas e Doutor Rui Fernando dos Santos Pereira Martins, não só por me terem possibilitado a realização do trabalho proposto, mas principalmente pela permanente, sempre atenta e oportuna orientação; transmissão de conhecimentos, sugestões, incentivo e revisão de todo o trabalho realizado.

Aos colegas e colaboradores do Núcleo de Acústica, Iluminação, Componentes e Instalações, em particular o Eng.º Vítor Pedroso, Eng.º Armando Pinto, Exp. José Martins, Exp. Luís Costa e Aj. Exp. Carlos Saldanha, pelo interesse manifestado e pelo apoio dado para a realização desta tese.

As Colegas do Núcleo de Materiais Metálicos, por me terem possibilitado a realização dos ensaios metalográficos nos laboratórios do núcleo e por toda a informação e bibliografia disponibilizada.

Ao Sr. Albino Armindo Samões, técnico responsável por todos os trabalhos práticos realizados no Laboratório de Ensaios Mecânicos do IST, pelos numerosos conhecimentos práticos que me transmitiu, pela ajuda que me prestou na montagem e realização da medição de durezas.

À família e aos amigos desejo agradecer o incentivo que me deram, a disponibilidade demonstrada para ajudar e o ânimo transmitido.

À minha mulher, aos meus pais e irmãos, dedico-lhes a tese. O apoio constante, incondicional e carinhoso que sempre me ofereceram foi, para mim, fonte permanente de renovação do entusiasmo no trabalho e da esperança de concluir a tarefa iniciada.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Âmbito do estudo	1
1.2	Objectivos	3
1.3	Organização do estudo	3
1.4	Descrição do objecto de estudo	5
1.4.1	Aspectos técnicos gerais	5
1.4.2	Aspectos físicos a considerar	8
2	INTRODUÇÃO À ANÁLISE DE ESCOAMENTOS	11
2.1	Generalidades	11
2.2	Modelação física	12
2.2.1	Metodologia	12
2.3	Descrição geral do escoamento	13
2.3.1	Forma geral das equações de transporte	13
2.3.2	Conservação de massa	15
2.3.3	Conservação da quantidade de movimento	15
2.3.4	Conservação da energia	17
2.3.5	Equações de estado	19
2.4	Turbulência	20
2.4.1	Equações de conservação em escoamentos turbulentos	22
2.4.1.1	Conservação de massa	22
2.4.1.2	Conservação da quantidade de movimento	23
2.4.1.3	Conservação de energia	24
2.4.2	Modelos de turbulência	25
2.4.2.1	Modelo de turbulência $k - \varepsilon$	30
2.4.2.2	Condições de fronteira no modelo de turbulência $k - \varepsilon$	31
2.4.2.3	Fronteiras sólidas – condução do calor na parede	33
2.5	Modelação numérica	33
3	OS AÇOS INOXIDÁVEIS	39

3.1	Introdução.....	39
3.2	Classificação dos aços inoxidáveis	41
3.3	Os aços inoxidáveis austeníticos.....	43
3.3.1	Caracterização das propriedades mecânicas e físicas	43
3.3.2	Soldabilidade e processos de soldadura aplicáveis.....	51
3.4	O aço 1.4376.....	55
4	ANÁLISE EXPERIMENTAL	59
4.1	Ensaio de dureza	59
4.1.1	Procedimento experimental.....	60
4.1.2	Discussão dos resultados	62
4.2	Metalografia	65
4.2.1	Preparação das amostras.....	65
4.2.2	Desbaste com lixa e polimento.....	68
4.2.3	Ataque químico	70
4.2.4	Determinação do tamanho de grão ASTM.....	72
4.2.5	Discussão de resultados nos ensaios metalográficos	73
4.3	Análise química	77
4.3.1	Procedimento.....	77
4.3.2	Discussão dos resultados	78
5	ANÁLISE DE TENSÕES	81
5.1	Provede de fadiga.....	81
5.2	Provede de fluência e de tracção.....	84
5.2.1	Verificação analítica.....	84
5.2.2	Verificação numérica	86
5.3	Verificação da geometria das amarras.....	87
5.3.1	Verificação da cavilha.....	88
5.3.2	Verificação do bloco da amarra.....	89
6	ANÁLISE DO ESCOAMENTO NO INTERIOR DA CONDUTA.....	91
6.1	Generalidades.....	91

6.2	Propriedades físicas dos diversos meios	92
6.2.1	Conduta	92
6.2.2	Isolamento	93
6.2.3	Fluido	93
6.3	Definição das condições de fronteira	94
6.3.1	Condição de fronteira à entrada.....	94
6.3.2	Condição de fronteira à saída	94
6.3.3	Condição de fronteira nas paredes.....	94
6.4	Estimativa analítica.....	95
6.5	Malhas utilizadas para o estudo.....	96
6.6	Resultados numéricos	99
6.6.1	Escoamento isotérmico.....	99
6.6.2	Escoamento com componente térmica	101
6.6.2.1	Simulação com a malha inicial	102
6.6.2.2	Simulação com o 3.º refinamento de malha	104
6.7	Análise aos resultados numéricos obtidos	106
6.7.1	Refinamento da malha	106
6.7.2	Análise da convergência dos resultados	107
7	CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO.....	111
	BIBLIOGRAFIA	115
	ANEXOS	121

ÍNDICE DE FIGURAS

FIGURA 1.1 – TURBINAS A GÁS, MODELO <i>GENERAL ELECTRIC LM 2500</i> [8].....	5
FIGURA 1.2 – VISTAS DO SISTEMA EM ESTUDO, COM INDICAÇÃO DAS DIMENSÕES GERAIS.....	6
FIGURA 1.3 – DIMENSÕES GERAIS DA MOLA ENIDINE – MOD. WR20 [1].	7
FIGURA 1.4 – DIMENSÕES GERAIS DA MOLA POWERFLEX – SÉRIE PWH900 [1].	7
FIGURA 1.5 – PORMENOR DA CONDUTA COM OS SILENCIADORES.....	8
FIGURA 2.1 – MALHA NA INTERFACE FLUIDO/SÓLIDO [14]	12
FIGURA 2.2 – RELAÇÃO ENTRE O VALOR REAL COM A MÉDIA E COM AS FLUTUAÇÕES. À ESQUERDA NUM ESCOAMENTO ESTACIONÁRIO E À DIREITA NUM ESCOAMENTO TRANSIENTE [60].	22
FIGURA 2.3 – MALHA CARTESIANA UTILIZADA NO MÉTODO DAS DIFERENÇAS FINITAS.	34
FIGURA 2.4 – MALHA CARTESIANA UTILIZADA PELO MÉTODO DO VOLUME FINITO	36
FIGURA 3.1 – DIAGRAMA FE-CR [32]	40
FIGURA 3.2 – DIAGRAMA TERNÁRIO DE EQUILÍBRIO FE-CR-NI A 650 °C [32]	41
FIGURA 3.3 – SECÇÃO VERTICAL DO DIAGRAMA FE-CR-NI ILUSTRANDO A COMPOSIÇÃO DAS VÁRIAS FASES DE SOLIDIFICAÇÃO (TEOR DE FE DE 70%) [32].....	41
FIGURA 3.4 – DIAGRAMA DE SCHAEFLER	44
FIGURA 3.5 – EFEITO DO NÍQUEL E DO CRÓMIO.....	45
FIGURA 3.6 – EFEITOS DA ADIÇÃO DOS ELEMENTOS DE LIGA.....	45
FIGURA 3.7 – SOLDADURA COM ELÉCTRODO REVESTIDO: CURTO-CIRCUITO E <i>SPRAY</i> [40]	53
FIGURA 3.8 – SOLDADURA MIG: CURTO-CIRCUITO E <i>SPRAY</i> [40].....	53
FIGURA 3.9 – DIAGRAMA DE SHAEFLER INDICANDO AS POSIÇÕES RELATIVAS DE VÁRIOS TIPOS DE AÇO.....	57
FIGURA 4.1 – VÁRIOS ENSAIOS DE DUREZA, INDICANDO A FORMA DO INDENTADOR, A CARGA E A FORMULA PARA DETERMINAÇÃO DO NÚMERO DE DUREZA [33].	59
FIGURA 4.2 – A) INDENTAÇÃO PERFEITA; B) INDENTAÇÃO COM AFUNDAMENTO; C) INDENTAÇÃO COM ADERÊNCIA [1].....	60
FIGURA 4.3 – DURÓMETRO E BLOCO PADRÃO PARA A AFERIÇÃO DAS DUREZAS.	61
FIGURA 4.4 – VALORES DE DUREZA PARA O AÇO 1.4404 AO LONGO DA FACE.	63
FIGURA 4.5 – VALORES DE DUREZA PARA O AÇO 1.4404 AO LONGO DA ESPESSURA.	64
FIGURA 4.6 – VALORES DE DUREZA PARA O AÇO 1.4376 AO LONGO DA FACE.	64
FIGURA 4.7 – VALORES DE DUREZA PARA O AÇO 1.4376 AO LONGO DA ESPESSURA.	64
FIGURA 4.8 – PLANOS DE CORTE ORIENTADOS EM FUNÇÃO DA DIRECÇÃO DE DEFORMAÇÃO [45].....	66
FIGURA 4.9 – INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DA COTA DO PLANO NA OBSERVAÇÃO DA MICROESTRUTURA [45].	67
FIGURA 4.10 – EQUIPAMENTO UTILIZADO PARA O CORTE DAS AMOSTRAS.	68

FIGURA 4.11 – EQUIPAMENTO UTILIZADO PARA O EMBUTIMENTO DAS AMOSTRAS NA RESINA.....	68
FIGURA 4.12 – EQUIPAMENTO UTILIZADO PARA O DESBASTE EM LIXA E PARA O POLIMENTO DAS AMOSTRAS.....	69
FIGURA 4.13 – EQUIPAMENTO UTILIZADO PARA SE EFECTUAR O ATAQUE ELECTROQUÍMICO.....	71
FIGURA 4.14 – ASPECTO DO AÇO 1.4404 ANTES DO ATAQUE, COM INCLUSÕES.....	75
FIGURA 4.15 – LINHAS DE DEFORMAÇÃO DO AÇO 1.4404.....	75
FIGURA 4.16 – MICROESTRUTURA AUSTENÍTICA DO AÇO 1.4404 COM ALGUMAS MACLAS.....	75
FIGURA 4.17 – PRECIPITAÇÃO DE CARBONETOS NA MICROESTRUTURA DO AÇO 1.4404.....	75
FIGURA 4.18 – OBSERVAÇÃO DE INCLUSÕES DE ÓXIDOS DE TITÂNIO E SULFURETO DE MANGANÊS NO AÇO 1.4376, ANTES DO ATAQUE QUÍMICO.....	76
FIGURA 4.19 – ASPECTO DA FASE FERRÍTICA APÓS 15 SEGUNDOS DE ATAQUE ELECTROQUÍMICO DO AÇO 1.4376.....	76
FIGURA 4.20 – CARBONETOS PRECIPITADOS EM REDOR DOS GRÃOS, REVELADOS APÓS 15 SEGUNDOS DE ATAQUE ELECTROQUÍMICO.....	76
FIGURA 4.21 – OBSERVAÇÃO DO GRÃO AUSTENÍTICO COM ALGUMAS MACLAS E DAS LINHAS DE DEFORMAÇÃO DO MATERIAL.....	76
FIGURA 4.22 – EQUIPAMENTO UTILIZADO PARA A DETERMINAÇÃO DA COMPOSIÇÃO QUÍMICA.....	78
FIGURA 4.23 – DIAGRAMA DE SHAEFLER INDICANDO AS POSIÇÕES RELATIVAS DE VÁRIOS TIPOS DE AÇO.....	79
FIGURA 5.1 – DEFINIÇÃO DA GEOMETRIA DO PROVETE TIPO COMPACTO (CTS) [52].....	81
FIGURA 5.2 – GEOMETRIA UTILIZADA PARA O PROVETE TIPO COMPACTO (CTS).....	82
FIGURA 5.3 – TRANSIÇÃO DO ESTADO PLANO DE EXTENSÕES PARA O ESTADO PLANO DE TENSÕES.....	83
FIGURA 5.4 – DIMENSÕES DO PROVETE UTILIZADO PARA OS ENSAIOS DE FLUÊNCIA E TRACÇÃO.....	84
FIGURA 5.5 – ZONAS RESISTENTES CONSIDERADAS.....	85
FIGURA 5.6 – MALHA CRIADA PARA O ESTUDO.....	87
FIGURA 5.7 – RESULTADOS OBTIDOS (TENSÕES).....	87
FIGURA 5.8 - MALHA NA ZONA DE MUDANÇA DE SECÇÃO.....	89
FIGURA 5.9 - MALHA NOS FIOS DE ROSCA.....	89
FIGURA 5.10 – LOCAL ONDE A TENSÃO É MÁXIMA.....	90
FIGURA 5.11 – CAMPO DE TENSÕES.....	90
FIGURA 6.1 – MODELO GEOMÉTRICO DA CONDUTA.....	91
FIGURA 6.2 – MODELO GEOMÉTRICO DA CONDUTA COM O ISOLAMENTO.....	91
FIGURA 6.3 – VARIAÇÃO DA CONDUTIBILIDADE TÉRMICA DOS AÇOS INOXIDÁVEIS [14].....	93
FIGURA 6.4 – ZONA ONDE FOI CONSIDERADA A CONDIÇÃO DE PAREDE ADIABÁTICA.....	95

FIGURA 6.5 – ZONA ONDE FORAM EFECTUADAS AS MEDIÇÕES DE TEMPERATURA	96
FIGURA 6.6 – AJUSTAMENTO DOS VOLUMES AO MODELO. À ESQUERDA COM A MALHA INICIAL E À DIREITA COM A MALHA DO 3.º REFINAMENTO.....	99
FIGURA 6.7 – CAMPO DE VELOCIDADE LONGITUDINAL E LINHAS DE CORRENTE SEGUNDO O EIXO DOS "YY"	100
FIGURA 6.8 – CAMPO DE PRESSÃO E PERFIL DE PRESSÕES NO BORDO DE ATAQUE DOS SILENCIADORES	101
FIGURA 6.9 – CAMPO DE VELOCIDADE LONGITUDINAL E LINHAS DE CORRENTE SEGUNDO O EIXO DOS "YY"	102
FIGURA 6.10 – CAMPO DE PRESSÃO E PERFIL DE PRESSÕES NO BORDO DE ATAQUE DOS SILENCIADORES	103
FIGURA 6.11 – CAMPOS E PERFIS DE TEMPERATURAS NO FLUIDO, CHAPA E ISOLAMENTO	103
FIGURA 6.12 – CAMPO DE VELOCIDADE LONGITUDINAL E LINHAS DE CORRENTE SEGUNDO O EIXO DOS "YY"	104
FIGURA 6.13 – CAMPO DE PRESSÃO E PERFIL DE PRESSÕES NO BORDO DE ATAQUE DOS SILENCIADORES	105
FIGURA 6.14 – CAMPOS E PERFIS DE TEMPERATURAS NO FLUIDO, CHAPA E ISOLAMENTO	105
FIGURA 6.15 – PERFIL DE TEMPERATURAS NO ISOLAMENTO TÉRMICO, NA CAPA E NO FLUIDO À COTA DE -5,5 M (NO REFERENCIAL DO PROBLEMA)	105
FIGURA 6.16 – MALHAS UTILIZADAS PARA A OBTENÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS	106
FIGURA 6.17 – INFLUÊNCIA DO NÚMERO DE VOLUMES NO TEMPO DE CÁLCULO.....	107
FIGURA 6.18 – CONVERGÊNCIA DA TEMPERATURA MÉDIA À SAÍDA DA CONDUTA.....	108
FIGURA 6.19 – CONVERGÊNCIA DA VELOCIDADE MÉDIA À SAÍDA DA CONDUTA	108
FIGURA 6.20 – CONVERGÊNCIA DA PRESSÃO ESTÁTICA MÉDIA À SAÍDA DA CONDUTA	108
FIGURA 6.21 – CONVERGÊNCIA DA PRESSÃO ESTÁTICA MÉDIA À ENTRADA DA CONDUTA	109

ÍNDICE DE QUADROS

QUADRO 2.1 – MODELOS MAIS USUAIS DE TURBULÊNCIA [61].....	25
QUADRO 2.2 – CONSTANTES DO MODELO DA TURBULÊNCIA $k - \varepsilon$ STANDARD.....	31
QUADRO 3.1 – CLASSE DE AÇOS SUGERIDA PARA DIVERSAS APLICAÇÕES, EM FUNÇÃO DO NÍVEL DE CORROSÃO.....	46
QUADRO 3.2 – TEMPERATURAS DE TRANSIÇÃO ENTRE AS FASES SOLIDUS PARA LIQUIDUS [32].....	47
QUADRO 3.3 – MASSA ESPECÍFICA DE VÁRIOS AÇOS INOXIDÁVEIS.....	47
QUADRO 3.4 – VARIAÇÃO DO COEFICIENTE LINEAR DE EXPANSÃO PARA AS BAIXAS TEMPERATURAS.....	47
QUADRO 3.5 – VARIAÇÃO DO COEFICIENTE LINEAR DE EXPANSÃO PARA ALTAS TEMPERATURAS.....	48
QUADRO 3.6 – MÓDULO DE ELASTICIDADE E DE DISTORÇÃO DE ALGUNS AÇOS INOXIDÁVEIS	48
QUADRO 3.7 – VARIAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA	48
QUADRO 3.8 – VARIAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE TRANSVERSAL EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA	48
QUADRO 3.9 – CONDUTIBILIDADE TÉRMICA E CALOR ESPECÍFICO À TEMPERATURA AMBIENTE.....	49
QUADRO 3.10 – VARIAÇÃO DO CALOR ESPECÍFICO EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA	49
QUADRO 3.11 – PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS AÇOS INOXIDÁVEIS AUSTENÍTICOS À TEMPERATURA AMBIENTE	50
QUADRO 3.12 – PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS AÇOS INOXIDÁVEIS AUSTENÍTICOS EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA.....	50
QUADRO 3.13 – COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO AÇO 1.4376 [42]. OS VALORES SÃO PERCENTUAIS.	56
QUADRO 3.14 – PROPRIEDADES FÍSICAS DO AÇO 1.4376 À TEMPERATURA AMBIENTE [42].	56
QUADRO 3.15 – PROPRIEDADES MECÂNICAS DO AÇO 1.4376 À TEMPERATURA AMBIENTE [42].....	56
QUADRO 3.16 – VARIAÇÃO DA TENSÃO DE CEDÊNCIA EM FUNÇÃO DO AUMENTO DA TEMPERATURA [42].	57
QUADRO 3.17 – VARIAÇÃO DO COEFICIENTE LINEAR DE EXPANSÃO PARA O AÇO 1.4376 [42].....	57
QUADRO 4.1 – RESULTADO DOS ENSAIOS REALIZADOS ÀS DUAS AMOSTRAS DE AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO.	63
QUADRO 4.2 – TAMANHOS NORMALIZADOS DAS LIXAS DE DESBASTE UTILIZADAS EM METALOGRAFIA [45].	69

QUADRO 4.3 – TAMANHO DE GRÃO DAS AMOSTRAS SEGUNDO A ASTM E112-96 ^{ε²}	77
QUADRO 4.4 – RESULTADOS DA ANÁLISE QUÍMICA EM PERCENTAGEM.....	78
QUADRO 5.1 – IDENTIFICAÇÃO E QUANTIFICAÇÃO DAS ZONAS RESISTENTES.	85
QUADRO 5.2 - FORÇA MÁXIMA A APLICAR NAS SECÇÕES CONSIDERADAS.....	86
QUADRO 5.3 – COMPOSIÇÃO QUÍMICA PERCENTUAL DO INCONEL 718 [55].....	88
QUADRO 5.4 – PROPRIEDADES FÍSICAS DO INCONEL 718 [55].....	88
QUADRO 5.5 – PROPRIEDADES MECÂNICAS DO INCONEL 718 [55].	88
QUADRO 6.1 – QUADRO RESUMO DAS MALHAS UTILIZADAS PARA O ESTUDO	98
QUADRO 6.2 – DIMENSÃO DOS ELEMENTOS UTILIZADOS NAS DIVERSAS MALHAS.....	99
QUADRO 6.3 – QUADRO RESUMO DOS RESULTADOS À SAÍDA.....	99

1 Introdução

1.1 Âmbito do estudo

Com o intuito de aumentar a velocidade máxima dos navios de guerra, as fragatas da classe “Vasco da Gama” possuem turbinas a gás ligadas ao veio do hélice, que é utilizado como meio de propulsão naval. A instalação destes equipamentos possibilitou aos navios atingirem velocidades de aproximadamente 32 nós (cerca de 60 km/h). Contudo, o benefício deste acréscimo de potência e velocidade teve um efeito pernicioso no sistema de evacuação dos gases de escape.

De facto, verificou-se durante as operações de manutenção do sistema, que as condutas de evacuação dos produtos da combustão apresentam fissuras segundo a direcção circunferencial, isto é, segundo uma direcção perpendicular ao eixo longitudinal da conduta. Estas fissuras são frequentemente reparadas com recurso a tecnologia da soldadura, mais concretamente através de processos de soldadura por eléctrodo revestido e MIG, ambos com penetração total.

As condutas de evacuação de gases instaladas nesta classe de navios têm aproximadamente 14 metros de altura e uma secção de passagem de gases que varia entre 1,56 metros por 1,02 metros na zona inferior de entrada dos gases e 2,62 metros por 2,20 metros no topo da conduta. São construídas em chapas calandradas, sob a forma de virolas, de aço inoxidável austenítico tipo AISI 316L(N), designado pela norma EN 10088-1 por 1.4404, temperado e recozido, com aproximadamente 3,7 mm de espessura e com acabamento superficial de tipo laminado a quente, e são revestidas externamente com isolamento térmico e chapa rebitada.

As primeiras fissuras superficiais detectadas nas condutas localizavam-se na ligação destas ao anel de suporte inferior. As fissuras nuclearam e propagaram-se em Modo I, sempre a partir do pé do cordão de ligações soldadas em T, sem transferência de carga, ou a partir do pé do cordão de soldaduras topo a topo, atingindo em alguns casos 200 mm.

O diagnóstico das causas de fissuração nas condutas de evacuação de gases das turbinas a gás, assim como a definição das alterações a introduzir a nível de projecto, de processo de fabrico e/ou de materiais, para que não se verifique fissuração em serviço nas referidas condutas, foram objecto de estudo recente [1] a [6].

Nesses estudos mediu-se a temperatura de funcionamento na secção intermédia da conduta, tendo-se estimado as restantes temperaturas para as várias secções da mesma. Na zona inferior da conduta, os gases resultantes da combustão estão a uma temperatura de 550 °C (segundo informação disponibilizada pelo fabricante das turbinas) e misturam-se depois com o caudal de ar secundário, a temperatura ambiente, diminuindo assim a sua temperatura e, conseqüentemente, o efeito pernicioso deste parâmetro nas propriedades mecânicas do aço utilizado. Estima-se que a temperatura dos gases após esta mistura seja de cerca de 500 °C e que diminua ao longo do eixo longitudinal do sistema, tendo sido medidos 350 °C na chapa que constitui a parede da zona do suporte intermédio da conduta; no topo da conduta a temperatura deverá ser próxima dos 400 °C (medição do rasto térmico).

Identificaram-se dois aspectos que carecem de estudo mais aprofundado: o escoamento dos produtos da combustão de forma a dispor-se de uma estimativa mais exacta do campo de temperatura na parede da conduta e do seu campo de pressão e a escolha de um aço adequado para suportar essas acções.

Com a constante pesquisa e desenvolvimento dos materiais, foi recentemente desenvolvida uma nova liga de aço inoxidável austenítico. Esta liga de aços inoxidáveis austeníticos da classe das ligas de cromo e manganês (1.4376), apresenta boas propriedades mecânicas e tem um custo baixo quando comparado com outros aços inoxidáveis com as mesmas características. Contudo, este aço ainda não foi exaustivamente estudado e assim as referências a ele na bibliografia são escassas. Atendendo a esta escassez de elementos é interessante para o desenvolvimento tecnológico da conduta, a realização de comparações entre este aço e outros aços inoxidáveis, nomeadamente o aço que constitui o material base da conduta, o aço inoxidável 1.4404.

A presente dissertação de mestrado enquadra-se no projecto de I&D “Projecto de Desenvolvimento Tecnológico de Conduas de Evacuação de Gases de Turbinas a Gás Utilizadas para Propulsão Naval”, co-financiado pela Fundação para a Ciência e Tecnologia (Projecto PTD/EME-PME/67071/2006), que tem como objectivo aprofundar aspectos não abordados no estudo antecedente, em particular os dois aspectos acima referidos.

Trata-se de um projecto com interesse tecnológico uma vez que, perante a previsível expansão da utilização de turbinas a gás na propulsão naval, visa a resolução concreta de um problema real; tem elevado interesse científico, pois não está disponível

na literatura informação sobre o comportamento de estruturas do tipo das condutas em causa; é de natureza interdisciplinar, pois envolve estudos de metalurgia, mecânica e termodinâmica de fluidos, bem como de análise e de modelação numérica de temperaturas e de tensões. A metodologia aqui utilizada tem também aplicações a um leque mais vasto de domínios mesmo fora do âmbito das construções mecânicas, por exemplo: modelação e verificação do funcionamento de condutas; análise e verificação do funcionamento dos sistemas de ventilação e controlo de fumo; determinação das perdas de carga e reconfiguração das condutas de exaustão de edifícios.

1.2 Objectivos

O objectivo essencial da dissertação a desenvolver é apoiar o projecto tecnológico onde se integra no aprofundamento dos dois aspectos referidos atrás.

Assim, na sequência de estudos efectuados anteriormente, quer relacionados como o problema que está na base desta linha de investigação, [1] a [6], quer no âmbito de outras linhas de investigação [7], pretende-se em primeiro lugar quantificar de forma mais exacta o nível de tensões resultante da pressão induzida na parede da conduta pela passagem do fluido e pelo seu efeito térmico. Para esse fim, construir-se-ão modelos computacionais em diferenças finitas da estrutura e do escoamento do fluido. Neste contexto, constitui o objectivo principal da tese a modelação do escoamento, tendo em vista a previsão dos campos de temperatura e de pressão no material que constitui a conduta.

A tese visa, em segundo lugar, caracterizar as propriedades metalúrgicas, à temperatura ambiente, em chapa de pequena espessura, de um aço inoxidável austenítico, 1.4376, tendo em vista propor uma solução para a eventual substituição do material da conduta.

1.3 Organização do estudo

Os trabalhos propostos vieram dar continuidade ao trabalho preliminar já desenvolvido. Para cumprir os objectivos enunciados no ponto anterior, o trabalho desenvolveu-se nas seguintes fases, das quais as duas intermédias (B e C), constituíram as fases nucleares:

A. ACOMPANHAMENTO DA MAQUINAGEM DOS PROVETES DE TRACÇÃO E DE FISSURAÇÃO DE FADIGA E FLUÊNCIA.

1. Até esta fase efectuou-se a definição da geometria destes provetes, estando a mesma apresentada ao longo do texto e dos anexos, estando-se a aguardar a manufactura dos mesmos.

B. CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DO AÇO 1.4376.

1. Identificação de fases, determinação do tamanho de grão e composição química: Os ensaios foram realizados a partir da chapa do aço inoxidável austenítico 1.4404 e do aço inoxidável austenítico 1.4376, no Núcleo de Materiais Metálicos do LNEC;
2. Determinação da dureza: Os ensaios de caracterização desta propriedade mecânica do material, a dureza, foram realizados em provetes de aço inoxidável austenítico 1.4404, a partir de chapa retirada das condutas em serviço, e em provetes de aço inoxidável austenítico 1.4376, no laboratório de ensaios mecânicos do IST.
3. Os restantes ensaios mecânicos para a caracterização do comportamento mecânico do aço 1.4376, para averiguar a sua adequabilidade ao problema em estudo e para outras aplicações, serão realizados no desenvolvimento do projecto do PTD/EME-PME/67071/2006.

C. MODELAÇÃO NUMÉRICA DO FLUIDO E DETERMINAÇÃO DAS TENSÕES INTRODUZIDAS NA CONDUTA DE EVACUAÇÃO DE GASES.

1. Em paralelo com a caracterização do comportamento mecânico do material fez-se a determinação numérica da carga a aplicar ao provete de fluência e verificou-se se o sistema para a aplicação da carga resistiria a essa mesma força. A análise foi efectuada utilizando o código de elementos finitos COSMOSWorks;
2. A Modelação do fluido foi efectuada utilizando um programa de elementos diferenças finitas COSMOS/FloWorks. Tendo-se especificando inicialmente as condições de fronteira do fluido, incluindo a condutibilidade térmica das

paredes, para a determinação numérica dos campos de temperatura e de pressão induzido na estrutura pela acção da passagem do fluido.

1.4 Descrição do objecto de estudo

1.4.1 Aspectos técnicos gerais

A Armada Portuguesa dispõe de três fragatas da Classe Vasco da Gama: o N.R.P Vasco da Gama, o N.R.P. Côrte-real e o N.R.P. Álvares Cabral. Estes navios utilizam como meio propulsor dois motores Diesel *MTU 11/63-12V* – 3250 KW de potência, ou duas turbinas a gás modelo *General Electric LM 2500* instaladas em cada navio (Figura 1.1), permitindo, neste último caso, alcançar velocidades de 32 nós (aproximadamente 60 km/h).

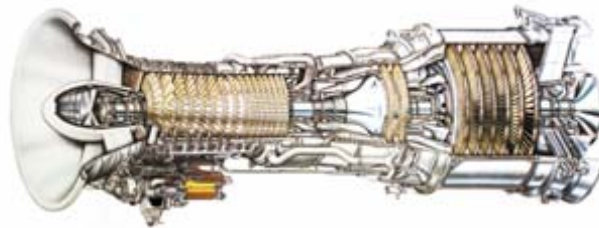


Figura 1.1 – Turbinas a gás, modelo *General Electric LM 2500* [8].

A turbina a gás utilizada para a propulsão é uma turbina com 6,52 metros de comprimento, sensivelmente 2 metros de altura, 4500 Kg de massa, com uma eficiência térmica de 37%, que pode atingir as 3600 r.p.m. e utiliza uma mistura combustível em regime de combustão pobre.

Estima-se que o caudal mássico principal de produtos da combustão à saída da turbina seja cerca de 59 kg/s e que os gases nesta zona estejam a uma temperatura igual a $566 \text{ }^\circ\text{C}$. O caudal secundário deverá ser cerca de 9 kg/s . O caudal mássico de ar secundário, que deverá ser cerca de 9 kg/s e podendo atingir uma temperatura de $85 \text{ }^\circ\text{C}$, mistura-se com os gases de evacuação do caudal mássico principal através de um eductor instalado no início da conduta, fazendo diminuir a temperatura dos gases à entrada da conduta até uma temperatura próxima $500 \text{ }^\circ\text{C}$.

O objecto em estudo, a conduta de evacuação dos produtos da combustão, tem aproximadamente 14 metros de altura, uma secção de passagem dos gases que varia

entre os 1,56 metros por 1.02 metros na zona inferior de entrada dos gases e os 2.60 metros por 2.00 metros no topo da conduta, sendo esta externamente revestida com isolamento térmico e chapa rebitada, ver Figura 1.2.

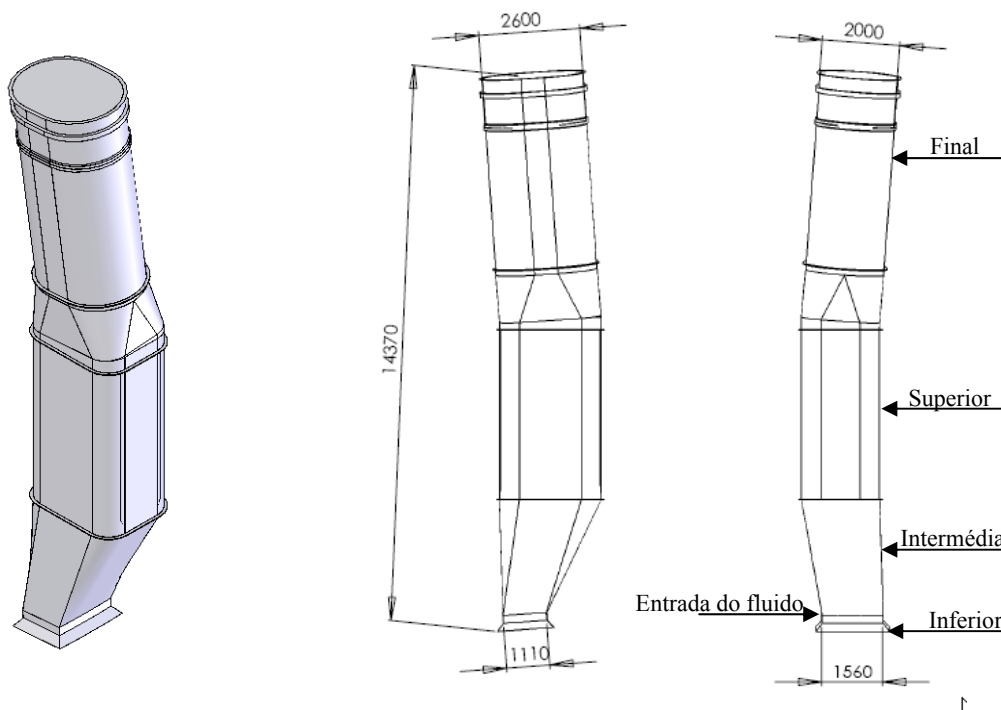


Figura 1.2 – Vistas do sistema em estudo, com indicação das dimensões gerais.

A conduta pode ser dividida em quatro zonas distintas: inferior, intermédia, superior e final. É na zona inferior da conduta que, tal como descrito anteriormente, os gases resultantes da combustão são misturados com o caudal de ar secundário, diminuindo a temperatura dos primeiros e, conseqüentemente, o efeito pernicioso da temperatura nas propriedades mecânicas do aço.

O sistema de evacuação de gases foi construído com chapas calandradas, sob a forma de virolas, em aço inoxidável austenítico tipo AISI 316L com aproximadamente 3,7 mm de espessura, com acabamento superficial de tipo laminado a quente, temperado e recozido. As soldaduras de tipo circunferencial e longitudinal foram executadas pelos processos de soldadura de eléctrodo revestido e MIG. Os anéis de suporte, as flanges e os reforços estruturais soldados à estrutura principal da conduta são ligações soldadas em “T”, sem transferência de carga, tendo sido realizadas muito provavelmente com penetração total, com espessuras que variam desde os 4 mm aos 20 mm [1].

A ligação do anel de suporte inferior à estrutura do navio é feita por intermédio de molas, semelhantes às apresentadas na Figura 1.3 e na Figura 1.4. As molas de

suporte, possuem características versáteis de funcionamento, apresentando rigidez diferente segundo as três direcções: compressão, corte e rolamento. É desconhecido o fabricante das molas utilizadas para suporte da estrutura. Contudo, nos estudos precedentes são mencionados dois fabricantes deste tipo de molas (ENIDINE e POWERFLEX), os quais possuem modelos com dimensões muito semelhantes às instaladas na conduta: WR20 e PWH900, respectivamente.

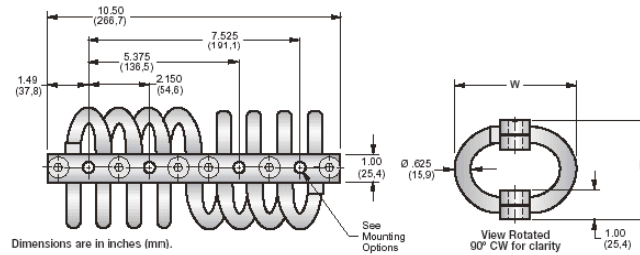


Figura 1.3 – Dimensões gerais da mola ENIDINE – Mod. WR20 [1].

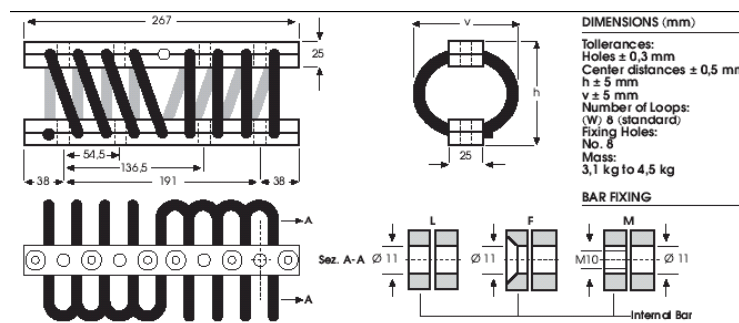


Figura 1.4 – Dimensões gerais da mola POWERFLEX – Série PWH900 [1].

As molas são construídas em aço inoxidável, e possuem elevada estabilidade e resistência à acção dos agentes químicos, exigindo reduzida manutenção. O amortecimento de todo o conjunto é conseguido através do atrito entre os cabos entrançados constituintes de cada mola, permitindo assim a absorção de uma elevada quantidade de energia, especialmente para as baixa frequência (3Hz – 4 Hz), sem que o absorvedor se deforme plasticamente e não transmitindo assim os esforços para a estrutura, garantindo a estabilidade dos sistemas suspensos.

Encontram-se instalados três silenciadores no interior da zona de secção constante da conduta de evacuação dos gases de combustão da turbina a gás (Figura 1.5) desconhece-se qual o material de que são constituídos, as espessuras das chapas perfuradas e dos perfis utilizados e qual a constituição do seu interior. Foram colocados

pelo construtor do navio, provavelmente com o duplo objectivo de reduzir o nível de ruído causado pela evacuação dos gases de combustão e de “aprisionar” pequenas partículas incandescentes que se deslocam no meio dos produtos da combustão. Para a modelação dos fluidos utilizou-se uma geometria aproximada, tendo sido ignorada a porosidade do material.

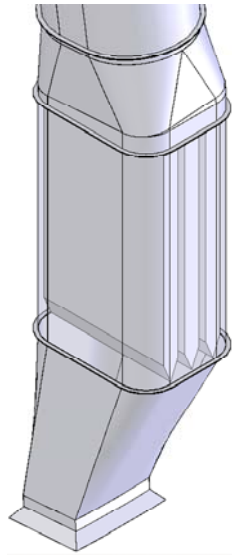


Figura 1.5 – Pormenor da conduta com os silenciadores

1.4.2 Aspectos físicos a considerar

De acordo com os estudos já realizados, o fabricante do navio indica que a temperatura dos gases na zona de entrada do fluido deverá ser igual a 500 °C. A temperatura dos gases diminui ao longo do eixo longitudinal do sistema sendo que no topo da conduta a temperatura deverá ser próxima dos 400 °C, valor indicado para, “assinatura térmica” (rasto térmico) do navio. Em estudos antecedentes foi medida uma temperatura de cerca de 350 °C na face exterior da parede interior (chapa) na zona de suporte intermédio (superior) da conduta. Aparentemente parece haver uma incorrecção na indicação das temperaturas pois, é de se esperar que a temperatura na zona superior seja maior do que na zona final da conduta. Tal não acontece porque a temperatura de 350 °C foi medida na chapa da zona superior e, considerando que a chapa por ser de pequena espessura está toda a mesma temperatura, nesta zona no interior da conduta, que está a essa temperatura, está sob a acção da camada limite turbulenta fazendo com que haja uma maior dissipação de energia, e conseqüentemente, um decréscimo da temperatura nessa zona face à temperatura do fluido medida numa zona afastada da camada limite.

No que diz respeito à pressão interna, esta deverá ser superior à pressão atmosférica na zona de entrada dos gases, diminuindo depois ao longo do eixo longitudinal da conduta até valores próximos da pressão atmosférica no topo do sistema. Como é conhecida a temperatura e o caudal mássico de ar presente na zona de entrada conduta (ver secção 1.4.1), foi possível calcular a pressão dinâmica a entrada da conduta.

A velocidade do fluido na secção de entrada dos gases foi calculada através da expressão seguinte (1.1):

$$\dot{m} = \rho \cdot V \cdot A \Leftrightarrow V = \frac{\dot{m}}{\rho \cdot A} = \frac{68}{0,457 \times 1,75} \cong 85 \text{ m/s} \quad (1.1)$$

em que A , representa a área da secção inicial de passagem de gases de combustão, \dot{m} representa o caudal mássico total dos gases (soma do caudal mássico principal dos produtos da combustão com o caudal de ar secundário) e ρ representa a massa específica do fluido à temperatura de funcionamento. Os produtos da combustão consideraram-se aproximadamente iguais ao ar, uma vez que 70% do azoto nele contido passam através da turbina sem serem modificados [1]. Nestas condições, para o cálculo da pressão dinâmica através da utilização da equação (1.2), igualou-se a massa específica do fluido à massa específica do ar à temperatura de 500 °C ($\rho = 0,457 \text{ kg/m}^3$).

$$\Delta p = \frac{1}{2} \rho \cdot V^2 = \frac{1}{2} \times 0,457 \times 93^2 \cong 1651 \text{ Pa} \quad (1.2)$$

Este valor de pressão estará aplicado na secção de entrada da conduta. Conhecida a velocidade de passagem dos gases é também possível saber se o regime de passagem do fluido ocorre em regime laminar, misto ou turbulento. Assim, recorrendo a expressão que nos permite determinar o Número de Reynolds para secções não-circulares, equação (1.3), obteve-se:

$$\text{Re} = \frac{V \cdot \phi_{\text{hidráulico}}}{\nu} = \frac{V}{\nu} \times \frac{4 \cdot A_{\text{secção}}}{P_{\text{molhado}}} = \frac{85}{6,98 \times 10^{-5}} \times \frac{4 \times 1,6}{5,2} \cong 1,5 \times 10^6 \quad (1.3)$$

O valor calculado do número de Reynolds, Re é elevado, $\text{Re} > 3000$, podendo considerar-se que o fluido à entrada na conduta se encontra em regime turbulento, colando e descolando da parede de pressão, súbita e aleatoriamente, com uma frequência que poderá excitar alguns modos de vibração da estrutura, estando dependendo a frequência de aplicação da pressão do valor da frequência de funcionamento da turbina a gás. Na expressão (1.3), aplicável a tubos de secção não circular, $\phi_{\text{hidráulico}}$ representa o diâmetro hidráulico; V representa a velocidade de

passagem do fluido na secção considerada; $P_{molhado}$ representa o perímetro molhado da secção de passagem dos gases; $A_{secção}$ representa a área da secção e ν representa o quociente entre a viscosidade e a densidade, as quais variam com a pressão e temperatura do fluido.

Da zona de entrada dos gases até a zona definida como intermédia, a área da secção de passagem dos gases aumenta, e de acordo com os princípios da mecânica dos fluidos, a diminuição da velocidade do escoamento, assim como a pressão dinâmica. A última zona, compreendida entre o fim do difusor e o topo da conduta, como possui uma secção aproximadamente constante, assume-se que a velocidade e a pressão dinâmica do fluido são também aproximadamente constantes.

2 Introdução à análise de escoamentos

2.1 Generalidades

A análise dos escoamentos, com a determinação dos campos de pressões, velocidades e temperaturas, foi realizada com o programa COSMOS/FloWorks. Este programa permite o estudo de uma vasta gama de fenómenos relacionados com a mecânica e termodinâmica dos fluidos, nomeadamente: escoamentos interiores e exteriores; escoamentos laminares e turbulentos; transferência de calor entre diferentes meios.

Para a resolução destes fenómenos o programa faz uso das equações da lei da conservação de massa, quantidade de movimento e energia num sistema cartesiano de coordenadas. Estas equações são complementadas, para fechar o sistema de equações resultante com equações auxiliares, tais como as equações de estado, de transporte para a energia cinética turbulenta e para a dissipação da energia cinética turbulenta do modelo $k - \varepsilon$.

O programa, para além da capacidade de cálculo dos fenómenos da turbulência, também tem a capacidade de efectuar cálculos na interface fluido/sólido através da modelação da zona da camada limite.

Para a resolução do sistema de equações resultante, o programa utiliza o Método de Volume Finito numa malha estruturada, cujos planos são ortogonais aos eixos do sistema, sendo a malha junto da fronteira fluido/sólido refinada localmente. Como tal, o refinamento da malha localmente é conseguido através da adição de novos volumes de menores dimensões, com o intuito de aumentar o número de volumes nessa zona, ver Figura 2.1. Assim, são introduzidas fronteiras adicionais entre os volumes elementares nas zonas de forte gradiente dos campos (sejam de velocidade, temperatura ou outro) de forma a que a variação numérica desse campo (normalmente linear ou correspondente a uma função simples) seja mais próxima da real e, assim, sejam introduzidos menos erros numéricos, dando um acréscimo de confiança às soluções obtidas.

Uma vez que o programa detecta, em curso de execução, as zonas de mudança de meio e procede ao ajustamento das zonas em que se deve proceder ao refinamento de malha, o problema do não conhecimento *à priori* das características do escoamento neste programa não é muito relevante em termos práticos. Contudo, no âmbito desta tese, foram realizadas diversas simulações utilizando a malha gerada automaticamente até a obtenção de uma solução aproximada do problema. Somente depois desta

simulação inicial estar suficientemente próxima dos valores obtidos experimentalmente, e que são solução do problema, é que se procedeu ao refinamento da malha de um modo mais sistemático. Em suma foi seguida a linha de pensamento expressa em [7], ou seja, “*Se existirem reais dificuldades no conhecimento prévio das características gerais do escoamento, é, pelo menos, possível proceder à identificação das zonas que carecem de refinamento da malha a partir de uma primeira simulação. (...) o refinamento de malha assim estabelecido tem um carácter subjectivo que, dependendo da experiência do utilizador, pode comprometer o realismo de alguns detalhes da simulação*”.

Nas secções seguintes serão apresentados mais detalhadamente os princípios físicos aqui textualmente referidos.

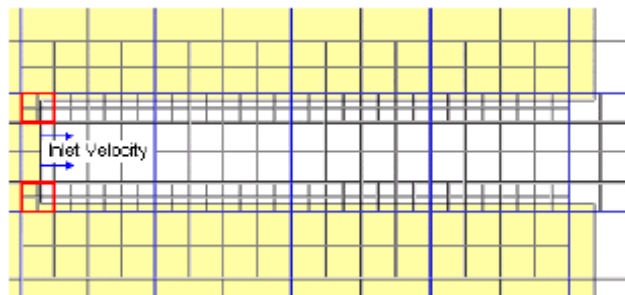


Figura 2.1 – Malha na Interface fluido/sólido [14]

2.2 Modelação física

2.2.1 Metodologia

Para o presente estudo, como evidenciado na secção 1.4 através da determinação do número de Reynolds, o escoamento tem características turbulentas, o que se traduz em flutuações espaciais e temporais aleatórias e súbitas das grandezas físicas que o caracterizam. Para a determinação destas grandezas para um escoamento com esta natureza são utilizadas as equações de Navier-Stokes.

Estas equações, quando resolvidas através de simulação numérica directa, permitem caracterizar fenómenos de turbulência em todas as escalas, desde as que caracterizam fenómenos com uma ordem de grandeza moleculares até as de uma ordem de grandeza igual à do problema em estudo. Contudo, a resolução destas equações, através de uma simulação numérica directa, requer grandes recursos computacionais, bem como um extenso tempo de cálculo. Assim, para que o cálculo seja exequível é usual admitir-se a hipótese de continuidade espacial e temporal do meio, eliminando-se

deste modo os fenómenos cuja escala de grandeza espacial e temporal sejam da magnitude das que caracterizam os movimentos moleculares, para tal, o volume infinitesimal utilizado é suficientemente grande para que as variações instantâneas a nível molecular não sejam significativas. Todavia, as escalas resultantes ainda são demasiado pequenas para permitir uma previsão directa das equações gerais de conservação sem que para tal se tenha de efectuar uma discretização muito fina do domínio de cálculo. Para colmatar esta limitação recorre-se à utilização de modelos de turbulência que no presente caso, com a utilização do software comercial COSMOS/FloWorks, foi o modelo $k - \varepsilon$. Dado que a variação das grandezas que caracterizam a turbulência junto da fronteira sólido/fluido é mais acentuada, o programa COSMOS/FloWorks utiliza uma variante do modelo de turbulência $k - \varepsilon$ para modelar de forma mais simplificada, e sem um grande acréscimo de memória do computador ou de tempo de cálculo, a variação dessas grandezas. Note-se que no manual do programa é dito que este utiliza uma função de parede modificada em alternativa a lei de parede [56] mas, analisando as expressões contidas no mesmo verifica-se que as estas são resultantes das alterações introduzidas ao modelo $k - \varepsilon$.

2.3 Descrição geral do escoamento

2.3.1 Forma geral das equações de transporte

No âmbito da mecânica dos fluidos existe um conjunto considerável de modelos físicos que são expressos através de equações diferenciais formalmente semelhantes entre si, designadas por equações de transporte. Estas equações na sua forma integral apresentam a seguinte formulação:

$$\frac{D}{Dt}\Phi = \frac{\partial}{\partial t} \iiint \rho\phi dV + \iint \rho\phi \vec{v} d\vec{S}^1 \quad (2.1)$$

sendo ρ a massa volúmica, \vec{v} a velocidade do escoamento na superfície \vec{S} , \forall um volume elementar, Φ uma grandeza extensiva característica do volume material e ϕ a sua correspondente grandeza intensiva, cuja relação se exprime através de:

$$\Phi = \int \rho\phi dV \quad (2.2)$$

¹ Note-se que na forma diferencial $\frac{D(\Phi)}{Dt} = \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \nabla \cdot \vec{v}(\rho\phi)$

Na equação (2.1) o primeiro membro exprime a variação temporal da grandeza extensiva Φ num volume material; no segundo membro, a primeira parcela exprime a acumulação da grandeza intensiva correspondente ϕ nesse volume material e a segunda parcela exprime o fluxo dessa grandeza intensiva através da superfície de controlo. Esta equação quando apresentada desta forma encontra-se expressa sob a óptica Lagrangiana, ou seja, como tendo o referencial num volume material em movimento. Contudo, esta mesma expressão pode ser expressa na óptica de Euler², ou seja como tendo um referencial imóvel, da seguinte forma:

$$\frac{\partial}{\partial t} \Phi + \nabla \cdot (\vec{v} \Phi) = \frac{\partial}{\partial t} \iiint \rho \phi dV + \iint \rho \phi \vec{v} d\vec{S} \quad (2.3)$$

Esta equação quando deduzida na sua forma diferencial e na perspectiva de Euler, origina a seguinte expressão [24]:

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho \phi + \nabla \cdot (\vec{v} \rho \phi) = \nabla \cdot \vec{\Pi} + \vec{\Sigma} \quad (2.4)$$

onde a primeira parcela do primeiro membro exprime a acumulação de $\rho \phi$, a segunda parcela corresponde ao seu transporte convectivo; a primeira parcela do segundo membro exprime a acção das forças superficiais ou dos fluxos difusivos e a segunda parcela exprime a acção das forças volúmicas e das fontes ou poços da grandeza.

Deste modo, para que parte dos modelos físicos possam ser expressos como sendo equações de transporte é necessário que [7]:

- i) Para cada grandeza ϕ seleccionar a força superficial ou o fluxo difusivo apropriado;
- ii) Seleccionar a força volúmica, a fonte ou poços adequado à grandeza;
- iii) Modelar os fluxos, as propriedades, fontes e/ou poços através de expressões em termos das principais variáveis do problema ou das suas derivadas;
- iv) Simplificar o conjunto de equações resultante através de considerações físicas ou postulados devidamente justificados.

Neste trabalho as grandezas que serão objecto de tratamento formal são: a massa volúmica (ρ), as componentes da velocidade (u_i), a entalpia específica (h), a energia cinética da turbulência (k) e a dissipação da energia cinética da turbulência (ε).

² Na mecânica de fluidos a óptica de Euler é a mais utilizada.

Tendo em conta os requisitos acima mencionados, e partindo da equação (2.4), pode-se obter as equações universais da lei da conservação, sendo estas: (i) Conservação de massa que resulta da aplicação da hipótese da continuidade espacial e temporal da massa; (ii) Conservação da quantidade de movimento que se baseia na aplicação da segunda lei de Newton a um volume de controlo; (iii) Conservação da energia que se baseia na primeira lei da termodinâmica. Contudo, para fechar o sistema de equações é necessário estabelecer relações entre as propriedades do fluido, estas equações são conhecidas como equações de estado.

Estas equações de transporte são utilizadas no algoritmo do programa COSMOS/FloWorks. Como tal, nas secções seguintes (da secção 2.3.2 à secção 2.3.5) será apresentada uma dedução resumida destas equações.

2.3.2 Conservação de massa

Assumindo a hipótese da continuidade espacial e temporal da massa, a variação da massa volúmica num volume de controlo é devida ao caudal que atravessa a sua fronteira. Assim, para que haja equilíbrio, equação de transporte generalizada (2.4) toma a forma indicada na equação (2.5).

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho + \nabla \cdot (u_i \rho) = 0 \quad (2.5)$$

onde ρ é a massa volúmica e u_i é a componente do vector das velocidades do fluido na direcção i . Nesta equação o primeiro termo representa a taxa de aumento da massa volúmica no volume de controlo, o segundo termo representa a taxa do fluxo de massa que atravessa as fronteiras do volume de controlo para o seu exterior.

Na dedução desta expressão, a partir da expressão (2.4), admitiu-se que a grandeza intensiva ϕ é igual a um (1).

2.3.3 Conservação da quantidade de movimento

A determinação da equação da conservação da quantidade de movimento baseia-se na aplicação da segunda lei de Newton a um volume de controlo elementar fixo que é atravessado por um fluido. Esta equação pode ser deduzida a partir da equação geral de transporte (2.4) fazendo a grandeza intensiva ϕ igual a cada uma das componentes do

vector velocidades sucessivamente (u_i). A equação resultante é a seguidamente indicada (2.6) [60].

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = \rho \vec{f} + \nabla \cdot \vec{\Pi}_{ij} \quad (2.6)$$

Nesta equação o primeiro termo do primeiro membro representa a taxa de aumento da quantidade de movimento no volume de controlo; o segundo termo do mesmo lado da equação representa a taxa de quantidade de movimento convectada através das superfícies do volume de controlo.

O primeiro termo do segundo membro da equação (2.6), $\rho \vec{f}$, é referente às forças volúmicas externas que actuam no volume de controlo. Geralmente, a única força volúmica externa actuante no volume de controlo é a força gravítica, assim o vector $\rho \vec{f}$ é igual a $-\rho g_i$. Sendo g_i as componentes do vector da aceleração gravítica. No manual do COSMOS/FloWorks este termo vem indicado por S_i ³. O segundo termo do mesmo membro da equação (2.6) representa a acção das forças superficiais actuantes no volume elementar. Estas forças são aplicadas ao elemento na forma de tensões normais e de corte, as componentes do tensor das tensões são indicadas por $\vec{\Pi}_{ij}$.

Como a maioria dos gases e líquidos apresentam um comportamento próximo dos fluidos Newtonianos, isto é, apresentam uma dependência linear entre as tensões e as extensões (deformações) que ocorrem no fluido, é possível expressar a parcela das forças superficiais actuantes através da taxa de deformação [60]. A taxa de deformação relaciona o tensor das tensões com a pressão e com as componentes da velocidade, sendo expressa pela equação (2.7).

$$\vec{\Pi}_{ij} = -p \delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) + \delta_{ij} \mu' \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \quad i, j, k = 1, 2, 3 \quad (2.7)$$

onde p representa a pressão; δ_{ij} o delta de Kronecker⁴; u_1, u_2, u_3 representam as três componentes do vector velocidade; x_1, x_2, x_3 representam as três componentes do vector posição; μ representa a viscosidade dinâmica e μ' representa o segundo

³ Deste modo estabelece-se a seguinte igualdade entre a nomenclatura da bibliografia [7] e [60] e o manual de funcionamento do programa COSMOS/FloWorks [14]: $\rho \vec{f} = -\rho g_i = S_i$

⁴ $\delta_{ij} = 1$ se $i = j$ e $\delta_{ij} = 0$ se $i \neq j$

componente da viscosidade dinâmica. Estes dois coeficientes estão relacionados através da viscosidade volumétrica (“bulk viscosity” - κ) através da expressão (2.8).

$$\kappa = \frac{2}{3}\mu + \mu' \quad (2.8)$$

Com exceção dos estudos das ondas de choque e da absorção/atenuação acústica o termo κ é negligenciável, deste modo, assume-se que os coeficientes de viscosidade estão relacionados através da expressão (2.9).

$$\mu' = -\frac{2}{3}\mu \quad (2.9)$$

Substituindo a equação (2.9) na equação (2.7), podemos escrever o tensor das tensões da seguinte forma:

$$\bar{\bar{\Pi}}_{ij} = -p\delta_{ij} + \mu \left[\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3}\delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right] \quad i, j, k = 1, 2, 3 \quad (2.10)$$

Nesta expressão o tensor das tensões de origem viscosa, τ_{ij} , é dado por:

$$\tau_{ij} = \mu \left[\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3}\delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right] \quad i, j, k = 1, 2, 3 \quad (2.11)$$

Deste modo, substituindo a equação (2.10) na equação (2.6) obtêm-se as equações de Navier-Stokes:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\rho g_i - \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3}\delta_{ij}\mu \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right] \quad (2.12)$$

Para um sistema cartesiano de equações, e para a sua implementação computacional, esta expressão subdivide-se e origina três equações (uma para cada componente do vector velocidade).

2.3.4 Conservação da energia

À semelhança do que foi enunciado para a conservação da quantidade de movimento na secção anterior, a determinação da equação da conservação da energia baseia-se na aplicação da primeira lei da termodinâmica a um volume de controlo elementar fixo. Contudo, para a dedução desta equação toma-se a grandeza intensiva como sendo a energia total do fluido por unidade de volume, E_t . A equação resultante está indicada em (2.13).

$$\frac{\partial E_t}{\partial t} + \nabla \cdot (E_t \vec{v}) = \frac{\partial Q}{\partial t} - \nabla \cdot \vec{q} + \rho \vec{f} \cdot \vec{v} - \nabla \cdot (\bar{\bar{\Pi}}_{ij} \cdot \vec{v}) \quad (2.13)$$

onde E_t é dado pela equação (2.14). Assim, nesta equação a energia total é composta pela energia interna por unidade de massa (e) e pela energia cinética, sendo apresentados aqui os termos relativos às mesmas.

$$E_t = \left(e + \frac{1}{2} u_i u_i \right) \quad (2.14)$$

Analisando os termos desta equação verificamos que, à semelhança das equações da conservação já apresentadas, o primeiro termo do primeiro membro da equação (2.13) corresponde à taxa de aumento da energia total por unidade de volume e que o segundo termo do mesmo membro corresponde à taxa de perda de energia, por unidade de volume, através da superfície de controlo.

No segundo membro desta equação, o primeiro termo corresponde à taxa de calor produzida por agentes externos por unidade de volume; o segundo termo traduz a taxa de calor perdida por condução através das faces do volume de controlo, onde o vector de transferência de calor \vec{q} , após aplicação da lei de Fourier para a transferência de calor por condução, pode ser expressa por:

$$\vec{q} = -k\nabla T \quad (2.15)$$

onde k representa o coeficiente de condução térmica e T a temperatura; o terceiro termo representa o trabalho realizado pelas forças volúmicas no volume de controlo; o quarto termo representa o trabalho realizado pelas forças actuantes nas faces do volume de controlo.

Nesta equação de transporte normalmente é utilizada como grandeza a entalpia específica, h , sendo esta definida por ([7] e [60]):

$$h = e + \frac{p}{\rho} \quad (2.16)$$

Deste modo, a equação da conservação de energia pode ser definida da seguinte forma:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} h) = \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial Q}{\partial t} + \nabla \cdot \vec{q} + \Theta \quad (2.17)$$

onde o termo Θ se designa por função de dissipação, representando este a taxa de energia mecânica dispendida durante o processo de deformação do fluido, isto devido à viscosidade, sendo o mesmo definido pela expressão (2.18). Para velocidades baixas este termo pode não ser incluído. Esta é a forma da equação da conservação da energia implementada no programa COSMOS/FloWorks.

$$\Theta = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \mu \left[\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right] \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (2.18)$$

Nota: Em alguma bibliografia o termo $\nabla \cdot \vec{q}$ vem apresentado como $\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_h \frac{\partial h}{\partial x_i} \right)$. Esta transformação resulta do facto de: a entalpia específica também se definir por $h = c_p T$; e admitindo a hipótese que a difusividade térmica ser directamente proporcional à viscosidade, sendo estas relacionadas pelo número de Prandtl da seguinte forma $\frac{\mu}{\text{Pr}} = \frac{k}{c_p} = \Gamma_h$. Assim, e substituindo $\nabla \cdot ()$ por $\frac{\partial}{\partial x_i} ()$, o termo $\nabla \cdot \vec{q}$ pode ser escrito da seguinte forma: $\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\mu}{\text{Pr}} c_p \frac{\partial T}{\partial x_i} \right)$, como $h = c_p T$, resulta que $\nabla \cdot \vec{q} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_h \frac{\partial h}{\partial x_i} \right)$.

2.3.5 Equações de estado

Nas secções anteriores foram definidas equações de transporte para a conservação de massa, quantidade de movimento e de energia. Destas equações resultaram: uma para a conservação de massa; três para a conservação da quantidade de movimento; e uma para a conservação da energia, perfazendo um total de cinco equações. Analisando estas equações conclui-se que existem sete incógnitas ($\rho, p, e, T, u_1, u_2, u_3$), assumindo que a viscosidade dinâmica μ e a condutibilidade térmica k podem ser relacionadas às incógnitas do sistema.

Assim, para se poder fechar o sistema de equações é necessário adicionar duas novas equações. De acordo com os princípios de estado termodinâmicos, o estado termodinâmico local pode ser determinado por duas quaisquer variáveis termodinâmicas independentes, desde que a sua composição química não varie.

O programa COSMOS/FloWorks, de acordo com o respectivo manual, determina as variáveis do sistema em função da pressão, da temperatura e da concentração do fluido. Para o presente caso, tratando-se de um gás (que se assumiu comportar-se como um gás perfeito e que não existem fracções de misturas de outros

gases) a equação de estado é dada por $\rho = \rho(p, T)$, traduzindo-se na equação dos gases perfeitos (2.19).

$$p = \rho RT \quad (2.19)$$

onde R é a constante dos gases perfeitos e tem o valor de: $R = 287 \frac{m^2}{(s^2 K)}$. Apesar de o manual esclarecer quais as equações de estado que tem implementado para os diversos fluidos, é omissivo quanto a relação das variáveis termodinâmicas do sistema e as propriedades de transporte (μ e k). Assim, a título de exemplo, é apresentada uma forma de relacionar/calcular estas incógnitas. De acordo com [60], usando a teoria cinética, as formulas de Sutherland para a viscosidade e para a condutibilidade térmica são dados por:

$$\mu = C_1 \frac{T^{\frac{3}{2}}}{T + C_2} \quad k = C_3 \frac{T^{\frac{3}{2}}}{T + C_4}$$

onde C_1 a C_4 são constantes para um determinado gás. Contudo, se a viscosidade dinâmica for conhecida, pode-se utilizar o número de Prandtl para determinar o coeficiente de condutibilidade térmica, isto é possível porque a razão c_p / Pr é aproximadamente constante para quase todos os gases (para o ar o número de Prandtl é: $Pr = 0,72$).

2.4 Turbulência

A turbulência é um fenómeno que está presente em quase todos os escoamentos relevantes para a engenharia, não sendo o escoamento do presente estudo excepção (como calculado na secção 1.4.2, está-se na presença de valores de Número de Reynolds elevados). Geralmente a turbulência é definida como um movimento irregular e caótico do fluido no qual as diferentes grandezas que o caracterizam apresentam uma variação aleatória com o tempo e com o espaço, dependentes da origem e da configuração do escoamento, mas que estatisticamente podem ser observados valores médios distintos.

As equações de Navier-Stokes descrevem de uma forma correcta os escoamentos turbulentos. Contudo, verifica-se que a resolução do sistema de equações resultante através da simulação numérica directa é normalmente impraticável face aos recursos computacionais actuais pois, requerem que o cálculo seja efectuado a três dimensões, mesmo que em termos médios os fluxo sejam calculados a duas dimensões; e que os incrementos de tempo sejam pequenos o suficiente para que os movimentos de

pequena escala possam ser calculados de uma forma temporalmente precisa, mesmo que o fluido em termos médios seja estável.

Para contornar esta dificuldade são aplicadas técnicas que, ao contrário da simulação numérica directa, efectuem somente cálculos para as estruturas turbulentas de maior escala, sendo as restantes modeladas. Actualmente uma das técnicas mais utilizadas e difundidas baseia-se nas médias temporais das equações de Navier-Stokes (também conhecida como Reynolds Average Navier-Stokes Equation - RANS). Contudo, através deste procedimento surgem novos termos nas equações da conservação, que podem ser interpretados como sendo o gradiente das tensões aparentes e fluxos de calor relacionados com a turbulência. Estes novos termos necessitam de ser relacionados com o escoamento médio através dos modelos de turbulência.

As equações que traduzem as médias temporais das equações de Navier-Stokes são obtidas através da decomposição das variáveis independentes num valor médio e num valor flutuante (variável), tal como indicado na Figura 2.2. Existem duas maneiras de se efectuar as médias a estas equações, a uma através da média temporal e a outra através da média ponderada pela massa volúmica (média de Favre).

A média temporal, utilizada em escoamentos onde as variações de massa volúmica são irrelevantes, tem como definição de valor médio a expressão (2.21)⁵. A substituição da grandeza ϕ para a decomposição das equações da conservação com este tipo de média é efectuada de acordo com a expressão (2.20). A média ponderada pela massa volúmica, particularmente conveniente quando existem variações de massa volúmica e/ou mistura de gases, é definida pela equação (2.23)⁶. Para a média ponderada pela massa volúmica a decomposição das equações da conservação é efectuada de acordo com a expressão (2.22). A decomposição das equações da continuidade de acordo com estas médias será objecto de estudo nas secções seguintes.

O programa COSMOS/FloWorks, tendo sido principalmente concebido para a “previsão” de escoamentos turbulentos [14], tem implementado no seu algoritmo as equações *RANS*.

⁵ O valor médio da grandeza em causa está conotado com um traço por cima e para a parcela flutuante o símbolo da grandeza é conotado com uma plica, $\phi = \bar{\phi} + \phi'$.

⁶ O valor médio da grandeza em causa está conotado com um til por cima, para a parcela flutuante o símbolo da grandeza é conotado com dupla plica, $\phi = \tilde{\phi} + \phi''$.

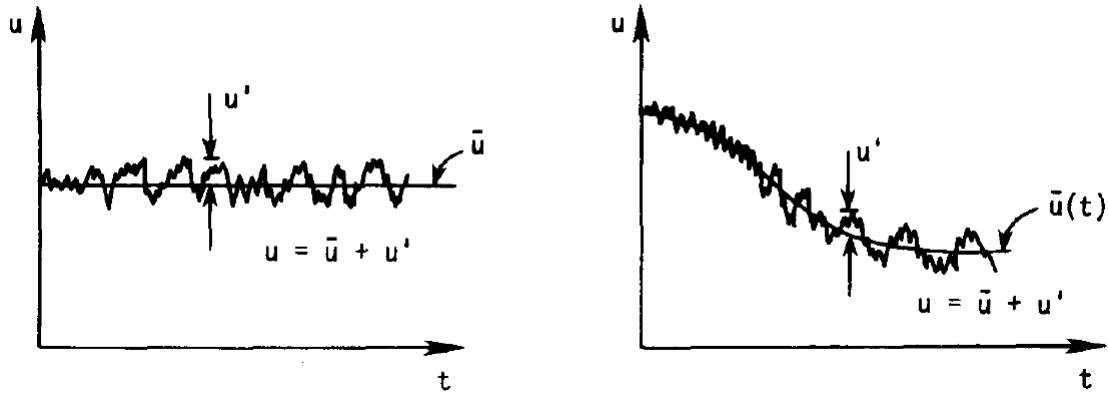


Figura 2.2 – Relação entre o valor real com a média e com as flutuações. À esquerda num escoamento estacionário e à direita num escoamento transiente [60].

$$\phi = \bar{\phi} + \phi' \quad (2.20)$$

$$\bar{\phi} = \frac{1}{\Delta t} \int_{t_0}^{t_0 + \Delta t} \phi dt \quad (2.21)$$

$$\phi = \tilde{\phi} + \phi'' \quad (2.22)$$

$$\tilde{\phi} = \frac{\overline{\rho\phi}}{\bar{\rho}} \quad (2.23)$$

2.4.1 Equações de conservação em escoamentos turbulentos

2.4.1.1 Conservação de massa

Para modelação dos escoamentos turbulentos, com base nas médias temporais, a equação da conservação de massa apresentada na expressão (2.5) sofre algumas transformações. Deste modo, substituindo na equação (2.5) a variável ϕ pela sua média temporal dada pela expressão (2.20) obtém-se:

$$\frac{\partial}{\partial t} \bar{\rho} + \frac{\partial}{\partial t} \bar{\rho}' + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho u_i}) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho' u_i}) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho u_i'}) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho' u_i'}) = 0 \quad (2.24)$$

Desta expressão existem três termos que são iguais a zero pois, como dito anteriormente, a média temporal da parte flutuante das grandezas é nula. Assim, a equação (2.24) é simplificada dando origem a equação (2.25).

$$\frac{\partial}{\partial t} \bar{\rho} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho u_i} + \overline{\rho' u_i'}) = 0 \quad (2.25)$$

⁷ A média temporal da parte flutuante da grandeza é por definição igual a zero.

Nesta equação, e neste tipo de escoamentos, o termo $\overline{u'_i \rho'}$ não é nulo e afigura-se como uma nova incógnita, o que com esta formulação exige a necessidade da sua modelação.

Substituindo na equação (2.5) a variável ϕ pela sua média ponderada pela massa volúmica e depois efectuando a média temporal da mesma, a equação da conservação vem da seguinte forma:

$$\frac{\partial}{\partial t} \bar{\rho} + \frac{\partial}{\partial t} \bar{\rho}' + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho \tilde{u}_i}) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho' \tilde{u}_i}) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho u_i''}) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho' u_i''}) = 0 \quad (2.26)$$

Os termos nulos são justificados de igual modo ao efectuado para a equação (2.25). Combinando os dois últimos termos da equação (2.26) vem que:

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho u_i''}) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho' u_i''}) = \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho u_i''}), \text{ e aplicando as considerações indicadas na}$$

bibliografia [60], $\overline{\rho u''} \equiv 0$, estes podem ser reduzidos a zero. Assim, a equação da conservação de massa pode ser escrita da seguinte forma:

$$\frac{\partial}{\partial t} \bar{\rho} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho \tilde{u}_i}) = 0 \quad (2.27)$$

2.4.1.2 Conservação da quantidade de movimento

A formulação da equação da conservação da quantidade de movimento para escoamentos turbulentos é obtida procedendo de modo igual ao efectuado para a equação da conservação de massa. Deste modo, substituindo na equação (2.12) a variável ϕ pela sua média ponderada pela massa volúmica e depois efectuando a média temporal da mesma [60], a equação da conservação vem da seguinte forma:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\overline{\rho \tilde{u}_i}) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\overline{\rho \tilde{u}_i \tilde{u}_j}) = -\bar{\rho} g_i - \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\tau}_{ij} - \overline{\rho u_i'' u_j''}) \quad (2.28)$$

Onde, admitindo que as flutuações da viscosidade são negligenciáveis, o termo $\bar{\tau}_{ij}$ é dado por:

$$\bar{\tau}_{ij} = \mu \left[\left(\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial \tilde{u}_k}{\partial x_k} \right] + \mu \left[\left(\frac{\partial \overline{u_i''}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{u_j''}}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial \overline{u_k''}}{\partial x_k} \right] \quad (2.29)$$

Note-se que o termo que envolve o produto das variações de velocidade ($\overline{\rho u_i'' u_j''}$) surge tanto nesta formulação da equação da conservação da quantidade de movimento, como na formulação através da média temporal. Este termo, designado por *Tensões de*

Reynolds, corresponde fisicamente às tensões aparentes devidas ao transporte turbulento da quantidade de movimento [7]. Boussinesq sugeriu que as tensões de corte aparentes devido à acção turbulenta podem ser relacionadas com as taxas de deformação. Deste modo, a partir deste pressuposto e aplicando a média temporal e a média ponderada, o termo referente as tensões de Reynolds equação (2.29) pode ser dado por [7]:

$$\mu \left[\left(\frac{\partial \bar{u}_i''}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j''}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial \bar{u}_k''}{\partial x_k} \right] - \overline{\rho u_i'' u_j''} = \mu_t \left(\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \left(\mu_t \frac{\partial \tilde{u}_k}{\partial x_k} + k \right) \quad (2.30)$$

onde o termo μ_t corresponde à viscosidade turbulenta (não é uma propriedade do fluido mas sim uma característica do escoamento); k ⁸ é designado como sendo a energia cinética de origem turbulenta e caracterizado pela seguinte expressão, ver (2.31):

$$k = \frac{\overline{u_i' u_i'}}{2} \quad (2.31)$$

De acordo com [60], por analogia com a teoria cinética é expectável que a viscosidade turbulenta possa ser modelada através da seguinte expressão:

$$\mu_t = \rho \mathcal{G} \ell \quad (2.32)$$

o termo \mathcal{G} corresponde a velocidade característica e ℓ a dimensão características dos fenómenos turbulentos (turbilhões), as expressões que as definem serão apresentadas seguidamente. De acordo com o manual do programa, também foi utilizado o conceito de viscosidade turbulenta de Boussinesq, para a formulação das equações de Navier-Stokes.

2.4.1.3 Conservação de energia

Efectuando um procedimento igual ao adoptado para a equação da conservação da quantidade de movimento, a formulação da equação da conservação da energia, dada em (2.17), para os escoamentos turbulentos tem a seguinte forma [7]:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\overline{\rho \tilde{h}}) + \nabla \cdot (\overline{\rho \tilde{u}_i \tilde{h}}) = \frac{\partial \bar{p}}{\partial t} + \frac{\partial \mathcal{Q}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\Gamma_h \left(\frac{\partial \tilde{h}}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{h}''}{\partial x_j} \right) - \overline{\rho h'' u_j''} \right] + \bar{\Theta} \quad (2.33)$$

onde o termo relativo à taxa de energia mecânica dispendida durante o processo de deformação do fluido devido a viscosidade, $\bar{\Theta}$, é dado por:

$$\bar{\Theta} = \overline{\tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j}} = \overline{\tau_{ij} \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j}} + \overline{\tau_{ij} \frac{\partial u_i''}{\partial x_j}} \quad (2.34)$$

⁸ Não tem o mesmo significado que o k colocado em índice.

Com estas formulações, baseadas na média temporal e na média ponderada pela massa específica, surgem novos termos nas equações da continuidade, termos esses relativos a tensões aparentes de origem turbulenta e a fluxos de calor e a que correspondem novas incógnitas. Assim, para fechar o sistema de equações resultante é necessário estabelecer relações entre as variáveis. Estas relações podem ser estabelecidas a partir de pressupostos ou de equações, sendo normalmente o sistema de equações fechado através do uso de modelos de turbulência. O programa utilizado baseia-se na utilização de um modelo de turbulência, o modelo $k - \varepsilon$.

2.4.2 Modelos de turbulência

Existem diferentes procedimentos computacionais para resolver o problema gerado pela indeterminação do sistema de equações resultante. Estes procedimentos, em termos práticos para a engenharia, não necessitam de resolver o escoamento para todas as escalas de turbulência, necessitando somente de calcular as grandezas médias. Contudo, têm de permitir a resolução de um certo número de escoamentos dependendo da sua generalização e, para que possam ser úteis para os códigos de *Mecânica dos Fluidos Computacional*, têm de ser precisos, simples de implementar e económicos (em termos computacionais). Os modelos de turbulência mais utilizados são os que se referem no Quadro 2.1 [61].

Quadro 2.1 – Modelos mais usuais de turbulência [61]

<i>Clássicos:</i>	Baseados nas equações de Reynolds
	1. Comprimento de mistura – Mixing length
	2. $k - \varepsilon$
	3. Equação de tensão de Reynolds – Reynolds stress equation
	4. Algebraic stress equation
<i>Large eddy simulation:</i>	Baseada em filtros aplicados as equações da continuidade.

Estes modelos, para além da sua designação de *clássicos* ou de *Large eddy simulation*, também podem ser classificados por categorias, isto é: se os modelos se basearem no pressuposto de Boussinesq, como é o caso da maioria dos modelos mais validados, pertencem a *Categoria I*; se não forem baseados neste pressuposto, tal como o modelo Reynolds stress equation, estes são designados como de *Categoria II* ou de segunda ordem; se os modelos não se basearem nas equações de Reynolds, tal como o Large eddy simulation, são designados como sendo de *Categoria III*.

Descrevendo sucintamente os modelos, com excepção do modelo $k - \varepsilon$, por ir ser objecto de uma descrição mais detalhada, podemos dizer que:

O modelo *Mixing length* recorre a equações algébricas simples para a determinação das tensões. Nestas equações a viscosidade turbulenta μ_t , encontra-se relacionada com a posição do volume ou seja, as propriedades turbulentas do escoamento desenvolvem-se proporcionalmente com a dimensão característica ℓ_m , ver equação (2.35).

$$\mu_t = C\rho\mathcal{G}\ell \quad (2.35)$$

Assim, fazendo uso da equação da tensões de Reynolds (após o pressuposto de Boussinesq) tendo em conta que a única direcção relevante do gradiente de velocidades é a $\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial y}$, a mesma vem dada por [61]:

$$\tau_{xy} = -\overline{\rho u'_i u'_j} = \rho \ell_m^2 \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \quad (2.36)$$

Por estes factos, esta abordagem é fácil de implementar nas rotinas de cálculo e especialmente útil em escoamentos onde as propriedades do mesmo estão relacionadas com a dimensão característica, tal como acontece nos escoamentos em torno dos perfis alares. É um modelo que se encontra amplamente testado/validado e proporciona uma boa previsão/aproximação para a modelação de jactos e camada limite, todavia para a simulação de gradientes de pressão e de escoamentos com separação e recirculação este modelo requer uma sofisticada modificação na sua formulação.

O modelo *Reynolds stress equation* dentro dos modelos clássicos é o que apresenta a formulação mais complexa, permitindo a simulação de escoamentos com campos de deformação complexos ou forças mássicas significativas [61] e é também o que possui um maior potencial para o cálculo de todas as propriedades do escoamento sem ter de recorrer a ajustamentos caso a caso. Este modelo utiliza na sua formulação a equação exacta das tensões de Reynolds e contabiliza também os efeitos direccionais nas tensões de Reynolds. De acordo com a bibliografia, as tensões de Reynolds são dadas pela seguinte expressão:

$$R_{ij} = -\frac{\tau_{xy}}{\rho} = \overline{u'_i u'_j}$$

Vindo a equação exacta das tensões de Reynolds dadas pela expressão (2.37):

$$\frac{DR_{ij}}{Dt} = P_{ij} + D_{ij} - \varepsilon_{ij} + \Pi_{ij} + \Omega_{ij} \quad (2.37)$$

onde $\frac{DR_{ij}}{Dt}$ é a soma da taxa de variação da quantidade R_{ij} com perda devido ao transporte por convecção da mesma grandeza; P_{ij} é o termo fonte que é moldado na sua forma exacta; D_{ij} é modelado a partir do pressuposto que a taxa de transporte das tensões de Reynolds por difusão é proporcional ao gradiente das tensões de Reynolds; ε_{ij} é a taxa de dissipação do termo R_{ij} , e é assumido na sua modelação a existência de isotropia em todas as escalas de turbulência; o termo Π_{ij} correlaciona a pressão com a deformação, sendo o simultaneamente o mais difícil de modelar e o mais importante para o rigor do modelo. Este termo necessita de correcção para as zonas próximas das paredes, sendo a correcção a efectuar, ao contrário do que acontece para o modelo $k - \varepsilon$, independente da natureza do escoamento dada pelo número de Reynolds; o termo Ω_{ij} é a parcela de transporte que contabiliza o efeito rotacional que o escoamento possa ter. Computacionalmente este modelo é muito dispendioso, e como tal, não se encontra amplamente inserido nas aplicações industriais, todavia existe uma grande actividade de pesquisa e desenvolvimento no meio académico para ampliar e melhorar os domínios de aplicabilidade do mesmo.

O modelo *Algebraic stress equation* é o modelo mais viável para a resolução da equação de transporte da quantidade de movimento pois, sem o cálculo efectivo de todas as escalas dos fenómenos turbulentos, estabelece relações que permitem a anisotropia das equações de Reynolds. De facto, observa-se que nas equações do modelo *Reynolds stress equation* que o termo das tensões de Reynolds aparece em dois termos da equação (2.37), o termo convectivo e o termo difusivo. Contudo, como mencionado na bibliografia [61], utilizando o proposto por Rodi pode-se anular ou modelar estes termos. Em geral, assume-se que os termos de Reynolds são proporcionais à soma das parcelas convectivas e difusivas da energia cinética. Assim, fazendo uso deste pressuposto na equação (2.37), utilizando o termo fonte P_{ij} , modelando o termo dissipativo e o termo que correlaciona a pressão com a deformação a equação deste modelo vem como:

$$R_{ij} = \overline{u'_i u'_j} = \frac{2}{3} k \delta_{ij} + \left(\frac{C_D}{C_1 - 1 + \frac{P}{\varepsilon}} \right) \left(P_{ij} - \frac{2}{3} P \delta_{ij} \right) \frac{k}{\varepsilon} \quad (2.38)$$

Como P_{ij} é definido em função da tensão de Reynolds, nesta expressão a tensão de Reynolds surge nos dois membros. Como tal, o resultado é um conjunto de seis equações algébricas que, se for conhecido o valor de k e de ε , podem ser resolvidas por métodos iterativos, caso contrário tem-se que resolver também as equações do modelo $k - \varepsilon$. As constantes que surgem na equação são ajustadas caso-a-caso de modo a que o modelo represente de um modo eficiente a física do problema.

Este modelo não é tão validado como o modelo *mixing layer* ou o modelo $k - \varepsilon$ mas, para escoamentos onde os pressupostos assumidos não penalizem excessivamente os resultados finais este modelo pode ser utilizado.

O modelo *Large Eddy Simulation (LES)* representa actualmente um dos maiores avanços em termos de modelos de turbulência. Este modelo é um compromisso entre a simulação numérica directa e a média temporal da equação da quantidade de movimento. Este modelo simula os efeitos da turbulência de maior escala e modela os de menor escala pois, para este modelo, é nos fenómenos de maior escala onde reside a maior parte da energia e das propriedades do escoamento, sendo as escalas mais pequenas consideradas como universais, de menor importância e mais fáceis de se modelar [63]. Neste método a grandeza que é calculada é a velocidade, mais precisamente os campos de velocidade que contem os fenómenos turbulentos de maior escala. Este cálculo é efectuado através da utilização de filtros que efectuam uma média local do escoamento, assim, para a velocidade a equação resultante após a aplicação do filtro é dada por [63]:

$$\bar{u}_i(x) = \int G(x, x') u_i(x') dx' \quad (2.39)$$

onde $G(x, x')$ é designado por filtro de kernel.

Para escoamentos homogéneos a função filtro depende somente da distância, $|x - x'|$, deste modo, a função de filtro é dada por: $G(|x - x'|/\Delta)$, onde Δ é a dimensão do fenómeno turbulento em estudo sobre o qual é efectuada a média⁹. Com este intervalo é sugerido que existe uma relação entre a dimensão do filtro Δ com a dimensão da malha para os cálculos numéricos. Todavia, estes geralmente não são idênticos. De facto, a média para a discretização do escoamento não é efectuada sobre o volume elementar pois, de acordo com o teorema de Nyquist, com um volume de

⁹ Para fenómenos de grande escala o Δ é grande e para fenómenos de menor escala Δ é pequeno.

dimensão Δ é possível resolver problemas no mínimo duas vezes maiores que a dimensão do volume elementar (2Δ).

Aplicando este filtro às equações de Navier-Stokes obtém-se um conjunto de equações similares às obtidas através da média temporal das equações da conservação da quantidade de movimento, tal como indicado pela expressão (2.40).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\overline{u_i u_j}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \frac{\partial^2 \bar{x}_i}{\partial x_j \partial x_j} \quad (2.40)$$

E, embora a definição de velocidade média para o modelo *LES* e para as equações da média temporal da equação da quantidade de movimento sejam diferentes, mantém-se o problema do número de equações ser inferior ao número de incógnitas presentes e, existe de igual modo um termo similar à tensão de Reynolds da equação de transporte, a *Subgrid Scale (SGS) Reynolds Stress* que é dada pela expressão (2.41). Do ponto de vista físico esta tensão difere da tensão de Reynolds e observa-se que a energia no *SGS* é menor que na tensão de Reynolds, o que reflecte uma menor exactidão do modelo pelo método *LES* do que pela resolução através da média temporal da equação da quantidade de movimento [63].

$$\tau_{xy} = \overline{u'_i u'_j} - \bar{u}_i \bar{u}_j \quad (2.41)$$

Tal como verificado para a dimensão Δ , com este modelo *SGS* também não existe uma ligação entre a parte modelada e a dimensão da malha utilizada e, dado que $\overline{\bar{u}} \neq \bar{u}$ ¹⁰, verifica-se também que a modelação de *SGS* é mais complexa do que a que se efectua para o termo das tensões de Reynolds resultantes da aplicação da média temporal na equação da continuidade.

Para a resolução deste modelo pode-se utilizar uma grande variedade de métodos numéricos, sendo que esses métodos genericamente têm uma precisão de segunda e quanta ordem e os métodos mais comuns são: Runge-Kutta; Adams-Bashforth; Leapfrog. A estes métodos é requerido que, para o escoamento em geral, possuam uma boa precisão no cálculo de escoamentos com várias dimensões dos fenómenos turbulentos e, na proximidade das fronteiras é requerido um maior refinamento da malha e que os incrementos temporais sejam ainda mais pequenos.

¹⁰ A aplicação da equação de filtro uma segunda vez não origina um valor/equação igual à obtida inicialmente com a aplicação da mesma.

Em suma, pode-se afirmar que o método *LES* tem potencial mas, presentemente, apresenta um custo computacional bastante elevado não sendo aplicável para aplicações de natureza mais genéricas.

2.4.2.1 Modelo de turbulência $k - \varepsilon$

O programa Cosmos/FloWorks, tendo em conta a necessidade da natureza genérica que um programa de simulação numérica deve possuir, utiliza o modelo de duas equações designado por $k - \varepsilon$, baseando-se este nos mecanismos que afectam a energia cinética turbulenta. As equações que definem as variáveis do mesmo podem ser obtidas a partir das equações de transporte, à semelhança do que acontece para as restantes quantidades.

Como já fora anteriormente apresentado na equação (2.32), e tendo em conta a analogia à teoria cinética dos gases, a viscosidade turbulento pode ser modelada pela seguinte expressão: $\mu_t = \rho \mathcal{G} \ell$, onde a velocidade característica \mathcal{G} é dada por (2.42) e a dimensão característica dos turbilhões ℓ é dada por (2.43):

$$\mathcal{G} = k^{\frac{1}{2}} \quad (2.42)$$

$$\ell = \frac{k^{\frac{3}{2}}}{\varepsilon} \quad (2.43)$$

Assim, a viscosidade de origem turbulenta μ_t pode ser definida através das duas propriedades básicas do modelo $k - \varepsilon$; a energia cinética da turbulência (k) e a dissipação da energia turbulenta (ε), e é definida pela seguinte expressão:

$$\mu_t = \bar{\rho} C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (2.44)$$

sendo C_μ uma constante de proporcionalidade.

Desta feita, as equações de transporte que descrevem a variação de energia cinética da turbulência (k) e a dissipação da energia turbulenta (ε), obtidas a partir da média temporal da quantidade de movimento vêm dadas pelas expressões (2.45) e (2.46), respectivamente ([7] e [14]).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho}u_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \mu_t \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \left(\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) + \mu_t \frac{g}{\sigma_k} \frac{1}{\bar{\rho}} \frac{\partial \bar{\rho}}{\partial x_i} - \bar{\rho} \varepsilon \quad (2.45)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho}u_j \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G + B) - C_{2\varepsilon} \bar{\rho} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (2.46)$$

onde G e B representam a geração de energia cinética turbulenta devido às tensões de corte e devido à impulsão [7].

$$G = \mu_t \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \left(\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) \quad (2.47)$$

$$B = \mu_t \frac{g}{\sigma_k} \frac{1}{\bar{\rho}} \frac{\partial \bar{\rho}}{\partial x_i} \quad (2.48)$$

Para as equações do modelo $k - \varepsilon$ *standard* apresentadas verifica-se a existência de cinco constantes: C_μ , $C_{1\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$, σ_k e σ_ε . O valor destas constantes está indicado no Quadro 2.2, e derivam do melhor ajuste conseguido para uma variedades de escoamentos estudados

Quadro 2.2 – Constantes do modelo da turbulência $k - \varepsilon$ *standard*

C_μ	$C_{1\varepsilon}$	$C_{2\varepsilon}$	σ_k	σ_ε
0,09	1,44	1,92	1,0	1,3

As expressões aqui apresentadas e o valor das constantes do modelo são semelhantes às apresentadas no manual do programa.

2.4.2.2 Condições de fronteira no modelo de turbulência $k - \varepsilon$

Junto da parede, na camada limite do escoamento, os gradientes de velocidade e de temperatura são elevados, pelo que a resolução numérica das equações de conservação requer a utilização de uma malha consideravelmente fina. A fim de evitar o aumento do número de volumes elementares, e o conseqüente aumento do custo computacional, o programa recorre a leis e modificações no modelo $k - \varepsilon$ para a sua resolução.

O modelo $k - \varepsilon$, em virtude do gradiente originado pelo termo da difusão, tem um comportamento elíptico similar a outras equações de perfis de escoamento. Tendo em conta esse comportamento, e para evitar a necessidade de integrar as equações que o regem, o modelo utiliza para números de Reynolds elevados uma aproximação a lei logarítmica, sendo as expressões que a regem dadas por:

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln(Ey_p^+) \quad k = \frac{u_\tau^2}{\sqrt{C_\mu}} \quad \varepsilon = \frac{u_\tau^3}{\kappa y} \quad (2.49)$$

onde κ é a constante de Von Karman e toma o valor de 0,41; E é um parâmetro de rugosidade e tem o valor de 9,8; y^+ é a adimensionalização da distância à parede e está

compreendida entre $30 < y^+ < 500$; y é a distância à parede (medida na perpendicular); u_τ é a velocidade de atrito e é dada pela expressão $u_\tau = (\tau_w/\rho)^{\frac{1}{2}}$.

Para baixos números de Reynolds a lei logarítmica não é válida e, para contornar esta “insuficiência” da lei logarítmica, são aplicadas modificações ao modelo $k - \varepsilon$. Deste modo, são aplicados factores de amortecimento nas zonas próximas da parede de para que as tensões viscosas provenientes das tensões de Reynolds sejam tidas em conta. Assim, a viscosidade turbulenta dada pela expressão (2.44) toma a seguinte forma:

$$\mu_t = \bar{\rho} C_\mu f_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (2.50)$$

onde f_μ é dado por:

$$f_\mu = [1 - \exp(-0,025R_y)]^2 \left(1 + \frac{20,5}{R_T}\right)^{11} \quad (2.51)$$

com $R_y = \frac{\rho\sqrt{k}y}{\mu_t}$, $R_T = \frac{\rho k^2}{\mu_t \varepsilon}$ e y a distância do ponto considerado à parede.

As equações de transporte para a energia cinética turbulenta e para a dissipação da energia cinética turbulenta, dadas em (2.46) e (2.47) tomam as seguintes formas:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho}u_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu_t + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \mu_t \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \left(\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) + \mu_t \frac{g}{\sigma_k} \frac{1}{\bar{\rho}} \frac{\partial \bar{\rho}}{\partial x_i} - \bar{\rho} \varepsilon \quad (2.52)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho}u_j \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu_t + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} f_1 \frac{\varepsilon}{k} (G + B) - C_{2\varepsilon} f_2 \bar{\rho} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (2.53)$$

Na equação de transporte para a energia cinética turbulenta não existe qualquer alteração, contudo, na equação de transporte para a dissipação da energia cinética turbulenta as constantes $C_{1\varepsilon}$ e $C_{2\varepsilon}$ são multiplicadas pelos factores f_1 e f_2 , que são funções de amortecimento dadas por Lam e Bremhorst e que são proporcionais ao número de Reynolds.

$$f_1 = 1 + \left(\frac{0,05}{f_\mu} \right)^3 \quad (2.54)$$

$$f_2 = 1 - \exp(-R_T^2) \quad (2.55)$$

Estas alterações/adaptações ao modelo $k - \varepsilon$ standard encontram-se descritas na bibliografia. Todavia, no manual do programa é somente indicada a utilização da

¹¹ Esta expressão foi retirada do manual do programa [14].

formulação para baixos números de Reynolds, estando frisado no mesmo que esta formulação permite caracterizar tanto escoamentos laminares como turbulentos, e transições entre ambos os tipos de escoamento.

2.4.2.3 Fronteiras sólidas – condução do calor na parede

O COSMOS/FloWorks possibilita o cálculo e a quantificação das trocas de calor efectuadas entre a fronteira sólida e o fluido. Para tal, utiliza para a modelação da condução unidimensional na parede a equação geral do calor, descrita em (2.56), sendo ρ a massa volúmica do material, c o seu calor específico, k a respectiva condutibilidade térmica e Q_H o calor gerado por unidade de volume.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(k \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + Q_H \quad (2.56)$$

Os ganhos térmicos na superfície interior da parede são devidos quer ao fluxo de calor convectado, quer devidos ao fluxo de calor radiado. Nas simulações efectuadas somente foi tida em conta a primeira pois, desconhece-se a natureza e qual a quantificação atribuída aos fluxos de calor radiados.

Para o cálculo dos fluxos de calor dissipado, é dito no manual do programa que estes são calculados a partir da seguinte expressão:

$$q_k = - \left(\frac{\mu_l}{Pr} + \frac{\mu_t}{\sigma_c} \right) c_p \frac{\partial T}{\partial x_k} \quad (2.57)$$

sendo Pr o número de Prantl, c_p o calor específico do meio e o índice k toma os valores de 1, 2 e 3, indicando as três direcções no referencial cartesiano.

2.5 Modelação numérica

O programa utilizado para a modelação do escoamento dos fluidos, o COSMOS/FloWorks, é um programa de código fechado e, como tal, não permite o acesso nem conhecimento detalhado sobre o código implementado, sendo somente dito no manual do mesmo que é utilizado o método das diferenças finitas centrais desenvolvido através da abordagem do método da volume finito para a obtenção de aproximações conservativas, particularmente quando a difusão é dominante (o que ocorre para baixas velocidades). Para a aproximação dos fluxos convectivos é utilizado o método das diferenças finitas a montante (upwind) de segunda ordem, correntemente

utilizado para a resolução do problema da convecção, uma vez que as características no ponto são largamente determinadas pelos valores das grandezas a montante. Para a resolução deste último método é dito que o programa se baseia na aproximação *QUICK* e no método *TVD (Total Variation Diminishing)*. Estes últimos não serão discutidos nesta tese, sendo apresentada a formulação para o método das diferenças finitas centrais.

As equações que são apresentadas nas secções anteriores, para a formulação e resolução dos escoamentos em mecânica dos fluidos, são expressões que traduzem as leis físicas do problema e são impossíveis de resolver analiticamente, excepto para os escoamentos para os quais seja aceitável a sua simplificação. Assim, para a resolução destas equações é comum recorrer-se a métodos numéricos, recorrendo a mecânica de fluidos computacional frequentemente à utilização do método das diferenças finitas. Este método consiste na discretização do problema de modo a que os campos das grandezas passam a ser caracterizados por valores em pontos resultantes da discretização do domínio de cálculo. No caso do método do volume finito, considera-se que as grandezas são constantes em todo o volume elementar. Para a obtenção de uma boa aproximação às equações do problema, através deste método, é necessário que sejam tidas em conta os erros de truncadura; consistência da formulação e a estabilidade do método (estes pontos não serão abordados nesta tese).

Como mencionado, o primeiro passo a ser efectuado prende-se com a discretização do domínio de cálculo através da criação de uma malha semelhante à indicada na Figura 2.3. Neste tipo de representação as grandezas são posicionadas num determinado ponto da grelha e expressas através de uma matriz em que são identificadas através de índices i e j . As expressões apresentadas em (2.58) ilustram genericamente este processo (ver também o lado direito da Figura 2.3).

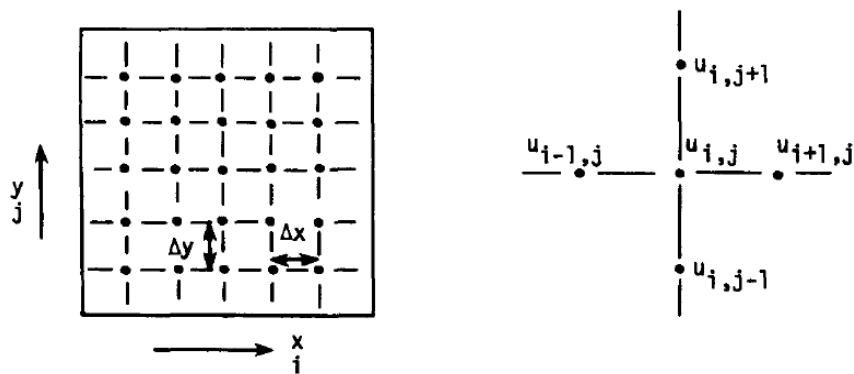


Figura 2.3 – Malha cartesiana utilizada no método das diferenças finitas

$$\begin{aligned} u_{i+1,j} &= u(x_0 + \Delta x, y_0) & u_{i-1,j} &= u(x_0 - \Delta x, y_0) \\ u_{i,j+1} &= u(x_0, y_0 + \Delta y) & u_{i,j-1} &= u(x_0, y_0 - \Delta y) \end{aligned} \quad (2.58)$$

A resolução das equações diferenciais é possível através da sua discretização, recorrendo-se à sua expressão em Série de Taylor e considerando apenas os termos de ordem mais baixa. Para tal, é relevante a noção de derivada no ponto, dada pela expressão (2.59). Nessa expressão, partindo do pressuposto que u é contínuo, é esperado que o membro do lado direito da equação seja uma boa aproximação à derivada da função para um Δx infinitesimal.

$$\frac{\partial u}{\partial x} = \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \frac{u(x_0 + \Delta x, y_0) - u(x_0, y_0)}{\Delta x} \quad (2.59)$$

No método das diferenças finitas centrais é realizada a expansão em série de Taylor, não considerando os termos de ordem superior à primeira e obtendo-se assim a equação geral do método das diferenças finitas centrais dada por:

$$\left. \frac{\partial u}{\partial x} \right)_{i,j} = \frac{u_{i+1,j} - u_{i-1,j}}{2\Delta x} + O[(\Delta x)^2] \quad (2.60)$$

onde o termo $O(\Delta x)$ é a parcela de ordem superior referente ao erro por truncadura.

Contudo, com a maioria das equações diferenciais utilizadas na mecânica dos fluidos são de primeira e de segunda ordem, torna-se necessário determinar a expressão numérica que permite a resolução do segundo caso. Desta forma a expressão numérica para a determinação das derivadas de segunda ordem é dada pela equação (2.61), na bibliografia [60] encontram-se detalhadamente explicados os passos para a obtenção desta equação numérica.

$$\left. \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \right)_{i,j} = \frac{u_{i+1,j} - 2u_{i,j} + u_{i-1,j}}{(\Delta x)^2} + O[(\Delta x)^2] \quad (2.61)$$

Existem vários procedimentos para o desenvolvimento das equações parciais com base no método das diferenças finitas, um destes métodos é baseado na abordagem o volume finito (volume de controlo).

O método do volume finito consiste na utilização do método das diferenças finitas com a consideração dos princípios da conservação (de massa, energia, quantidade de movimento, energia cinética da turbulência, etc.) aplicados a um volume de controlo elementar do domínio de cálculo. Nesta abordagem, é realizada a integração das equações às derivadas parciais para o volume de controlo elementar como forma de assegurar o respeito pelos princípios da conservação. A título exemplificativo é

apresentada a formulação deste método para a condução de calor num sólido rectangular, assim, considerando na Figura 2.4 o volume elementar A (representativo dos volumes internos) é possível representar as condições de conservação através da expressão (2.62), correspondente à integração da Equação Geral do Calor para o volume de controlo elementar.

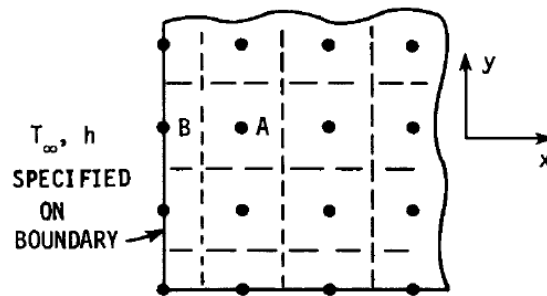


Figura 2.4 – Malha cartesiana utilizada pelo método do volume finito

$$\iiint_R \rho c \frac{\partial T}{\partial t} dR + \iint_S q \cdot n dS = 0 \quad (2.62)$$

Nesta equação o primeiro termo é referente a integração sobre o volume de controlo e representa o aumento da energia armazenada no mesmo; o segundo termo, designado por “termo convectivo”, é referente a integração sobre as superfícies do volume e representa as variações dos fluxos das grandezas através das fronteiras do volume e, se o balanço entre os ganhos e as perdas tidas no volume elementar não for atingido são gerados erros que podem comprometer o realismo dos resultados obtidos.

Desta forma torna-se evidente que a boa aproximação da solução das equações ao fenómeno físico está intimamente dependente da adequada discretização do domínio de cálculo [7]. O COSMOS/FloWorks para evitar a criação de um problema demasiado complexo, do ponto de vista do número de elementos envolvidos no cálculo, utiliza uma malha rectangular cartesiana variável; esta malha é gerada automaticamente, sendo mais esparsa nas zonas do fluido e mais refinada na zona de interface fluido/sólido. O refinamento dos volumes elementares é efectuado automaticamente nos elementos que contêm ambos os meios. O mesmo é efectuado através da subdivisão do elemento de fronteira em oito (8) elementos de menor dimensão [14]; este refinamento é efectuado até que a dimensão de malha desejada seja atingida. Todavia, este procedimento, que se inicia de um modo automático pode ser manipulado pelo utilizador, estabelecendo este à partida um refinamento para os volumes respeitantes ao fluido que, por sua vez irá

influenciar os volumes ditos parciais (nomenclatura seguida pelo programa). O programa para além de utilizar a malha definida inicialmente, tem a capacidade de, durante o cálculo, efectuar o refinamento do domínio de controlo de acordo com os gradientes da solução obtida, assim, para gradientes baixos poderá haver uma aglutinação dos volumes elementares e, para gradientes de natureza mais elevada, poderão ser gerados mais volumes elementares.

Verifica-se que os campos de velocidades e de pressões estão relacionados pois, a pressão age com uma fonte de quantidade de movimento e que o balanço de caudais através da fronteira do volume de controlo é responsável pela variação da pressão local [7]. Para ultrapassar esta dificuldade foi utilizado um desfasamento entre a malha para o cálculo das velocidades e a malha para os restantes campos escalares, de forma a que o “nó” da componente da velocidade coincida com a fronteira que lhe é normal do volume elementar definido para os campos escalares. Para que o acoplamento entre a equação da continuidade e a equação da quantidade de movimento [14] seja correctamente efectuado, é utilizado o algoritmo SIMPLE. Este algoritmo permite uma eficiente resolução do problema do acoplamento do par velocidade-pressão e, para que tal aconteça, é derivada uma equação elíptica discreta da pressão a partir de manipulações algébricas das equações discretas originais da conservação de massa e de quantidade de movimento, tendo em conta também as condições de fronteira impostas à velocidade.

3 Os aços inoxidáveis

3.1 Introdução

Os aços inoxidáveis são as ligas metálicas mais utilizadas em várias indústrias, em particular na indústria química, petroquímica, aeronáutica, naval e de produção de energia. A popularidade desta classe de materiais deve-se essencialmente às suas propriedades termomecânicas: uma elevada temperatura de serviço, resistência à corrosão e à erosão, tensão de cedência e rotura elevadas. Foi há aproximadamente 120 anos que o investigador escocês Riley descobriu que adicionando níquel às ligas de aço com teor médio de carbono melhorava significativamente a tensão de cedência dos mesmos. Cerca de 15 anos depois desta descoberta, Portvin observou que os aços que continham mais de 9%¹² de crómio (Cr) resistiam aos ataques químicos dos ácidos [32].

Com a descoberta destas duas importantes melhorias, a aplicação na indústria, desta nova classe de aços, foi rápida. Em relativamente pouco tempo, a aplicabilidade destes materiais tem vindo a crescer, passando de materiais de alta tecnologia para materiais aplicáveis nas construções diárias. Os pioneiros na implementação destes aços na indústria foram: Brearley; Dansitzen e Becket; Maurer e Strauss. Este grupo de investigadores desenvolveu aqueles que são actualmente os principais grupos de aços inoxidáveis – os aços inoxidáveis martensíticos, ferríticos e austeníticos, respectivamente.

O aço inoxidável é produzido a partir de lingotes, por deformação a frio, ou a partir do produto fundido, por laminagem a quente, sendo regra geral fornecido recozido. A produção de produtos de espessura fina, laminados, representa 61% do total de produtos produzidos em aço inoxidável (considera-se placas de aço inoxidável os produtos forjados ou laminados com mais de 250 mm de comprimento e pelo menos 4,76 mm de espessura [1]). A densidade dos aços inoxidáveis é semelhante à do aço ao carbono: 7900 kg/m^3 , acontecendo o mesmo em relação ao Módulo de Elasticidade, que é de aproximadamente 200 GPa à temperatura ambiente.

¹² Actualmente para se poder classificar um aço como sendo um aço inoxidável é necessário que este contenha um teor mínimo de 12% de crómio [32].

Das características apresentadas, a resistência à corrosão é a que os torna mais apelativos, fazendo com que estes aços sejam seleccionados como materiais de engenharia. De facto, esta característica permite a este tipo de aços operar durante um período muito superior ao período temporal admissível para os aços comuns em ambientes corrosivos. Esta capacidade de resistência à corrosão deve-se essencialmente ao elevado teor de crómio que consta na sua composição, no mínimo um teor de 12% de crómio. O crómio existente na sua composição reage com o oxigénio, do meio envolvente, formando uma fina camada de um óxido superficial, o óxido de crómio. Esta fina camada, com cerca de $5 \times 10^{-6} \text{ mm}$ é estável, não porosa, resistente aos ataques químicos e solidária ao material, protegendo da corrosão a liga ferro-crómio do material base. Esta camada de óxido também tem a capacidade de se auto-regenerar, bastando somente a liga estar exposta ao ar ou a um meio oxidante.

A base dos vários tipos de aço inoxidável é o sistema binário de Fe-Cr (Figura 3.1). Com a introdução de elemento de liga, as propriedades da mesma são alteradas, dando origem aos diferentes tipos de aço inoxidável. As substâncias de ligas que se adicionam mais frequentemente e em maior percentagem são: o níquel (Ni), o molibdénio (Mo), o Manganês (Mn) e o titânio (Ti); em menor percentagem adiciona-se o carbono (C) e o azoto (N). A título de exemplo, analisando o sistema

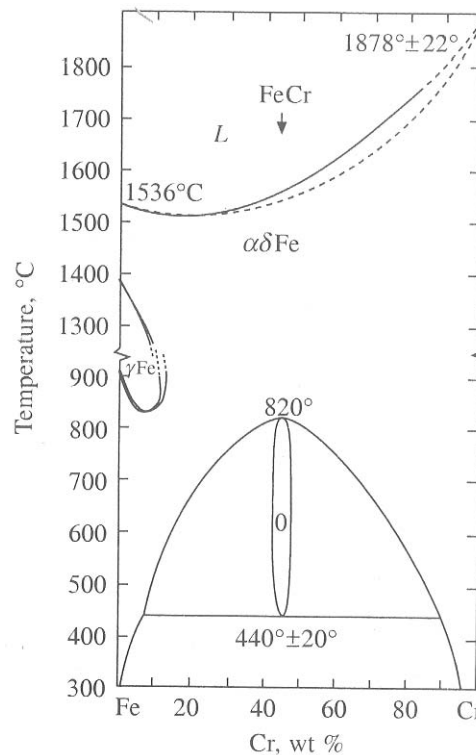


Figura 3.1 – Diagrama Fe-Cr [32]

ternário formado pelo Fe-Cr-Ni (Figura 3.2), predominante nos aços inoxidáveis austeníticos, para um teor de ferro de 70%, origina o diagrama apresentado na Figura 3.3. Nesta figura podemos observar que com o aumento do níquel existe uma estabilização da estrutura austenítica (γ) e, de igual modo, com o enriquecimento de crómio a estrutura ferrítica (δ) tem tendência a estabilizar. Deste modo, com a alteração das percentagens dos elementos de liga é possível melhorar a resistência

São utilizados em pás de turbina, instrumentos cirúrgicos, lâminas de barbear, etc. Estes aços são ferromagnéticos.

Aços inoxidáveis ferríticos – também classificados na série AISI 400; são ligas binárias de Fe-Cr contendo cerca de 12% a 30% de Cr e um teor máximo de carbono de 0,08%, originando uma baixa temperabilidade, e apresentam uma estrutura essencialmente ferrítica, cúbica de corpo centrado (CCC) tipo α . Estes aços têm uma boa resistência à corrosão, uma reduzida capacidade de moldagem e de soldadura, uma tenacidade reduzida, sendo propensos à fragilização a alta temperatura. Quando adequadamente fundidos e refinados, de modo a reduzir a presença de C e N, estes aços melhoram consideravelmente a sua capacidade de moldagem, soldadura e dureza.

Possuem um coeficiente de dilatação térmico significativamente mais baixo e uma condutibilidade térmica mais elevada que as evidenciadas pelos aços inoxidáveis austeníticos [1]. É frequentemente utilizado em forma de chapas finas. Estes aços são ferromagnéticos.

Aços inoxidáveis austeníticos – classificados na série AISI 300; são ligas ternárias de Fe-Cr-Ni, contendo cerca de 16% a 25% de Cr e 7% a 20% de Ni. Esta designação está associada a sua estrutura metalúrgica austenítica, cúbica de faces centradas (CFC) tipo γ . Este aço apresenta uma boa capacidade de deformação (é dúctil), é tenaz, não é susceptível a fractura frágil até temperaturas de -40 °C [1] e não encrua por tratamento térmico. Embora apresentem uma boa resistência à corrosão, estas ligas quando soldadas ou arrefecidas lentamente, a partir de temperaturas elevadas (600 °C a 870 °C), podem tornar-se susceptíveis de corrosão intergranular (pela precipitação de carbonetos de crómio nos limites de grão). Esta particularidade pode ser ultrapassada pela adição de elementos de liga, tais como, o molibdénio (Mo) aumentando a resistência a corrosão por picada ou adicionando titânio (Ti) ou nióbio (Nb) prevenindo a precipitação dos carbonetos de crómio nos limites de grão, bem como garantindo que o teor de carbono (C) é inferior a 0,03%

Aços inoxidáveis endurecidos por precipitação – estes aços são ligas de Cr-Ni (12% a 18% de Cr e 4% a 8% de Ni) que quando sujeitos a um tratamento térmico adequado, a temperaturas elevadas, esta liga forma estruturas austeníticas, semi austeníticas (compostas por austenite e martensite) ou martensíticas. Os ganhos nas propriedades mecânicas são obtidos pela adição de elementos de liga. Estes elementos normalmente são o cobre e o alumínio, que durante o tratamento térmico originam precipitados intermetálicos. Esta liga apresenta alguns cuidados especiais, não devendo

ser exposta a temperaturas elevadas, quer sejam temperaturas de serviço ou temperaturas atingidas no processo de soldadura, pois esta tenderá a ter um efeito pernicioso sobre o tratamento térmico resultando na perda de resistência.

Aços inoxidáveis duplex – estes aços contêm austenite e ferrite em igual proporção. O equilíbrio entre estas duas fases é obtido através do ajuste das quantidades de cromo, níquel e molibdénio, sendo que estas variam entre 18% a 26%, 5% a 6%, 1,5% a 4%. Em termos mecânicos estes são mais resistentes à corrosão sob tensão do que os aços austeníticos, mas menos que os aços ferríticos. Por outro lado estes apresentam uma tenacidade superior à dos aços inoxidáveis ferríticos, mas inferior à dos aços austeníticos e uma tensão de cedência e de rotura 1,2 vezes e 2 vezes superior, respectivamente, aos aços austeníticos. Estas propriedades representam situações de compromisso que, para algumas aplicações, são úteis.

3.3 Os aços inoxidáveis austeníticos

3.3.1 Caracterização das propriedades mecânicas e físicas

Na secção anterior apresentaram-se, de um modo sucinto, as propriedades metalúrgicas, físicas e mecânicas das classes de aço inoxidável mais comercializadas. Contudo, a conduta em estudo, apresentada na Secção 4, é constituído na sua totalidade por um aço inoxidável austenítico com a designação AISI 316L (N), tendo pela EN 10088-1 a designação de 1.4404. Este aço e o que é estudado preliminarmente nesta tese (Cr-Mn, com designação pela EN 10088-1 de 1.4376 e com a designação comercial H400), e projecto, para uma eventual substituição localizada do aço actualmente utilizado na conduta, pertencem à classe de aços inoxidáveis austeníticos, tornando-se necessário detalhar com mais pormenor algumas das suas propriedades.

Os aços inoxidáveis austeníticos são, na sua maioria, sujeitos a tratamentos térmicos de recozimento a temperaturas superiores a 1000 °C. Nestes aços, a esta temperatura, podem ser observadas estruturas metalúrgicas simples (γ) ou estruturas metalúrgicas de duas fases ($\gamma + \alpha$ ou δ), sendo que a estrutura γ é referente a austenite com uma estrutura cúbica de faces centradas (CFC) e as estruturas α ou δ referentes a ferrite com uma estrutura cúbica de corpo centrado.

Esta alteração da microestrutura está associada à inclusão de elementos de liga na composição da liga do aço inoxidável austenítico (Fe-Cr-Ni). Para se determinar qual

a estrutura metalúrgica que irá resultar no final do tratamento da liga é frequente utilizar-se o diagrama de Schaeffler¹³ (Figura 3.4). Este diagrama é expresso em função da quantidade de crómio e níquel equivalente, sendo estas duas quantidades dadas por:

$$Ni_{equivalente} (\%) = \%Ni + \%Co + 0,5\%Mn + 30\%C + 0,3\%Cu + 25\%N \quad (3.1)$$

$$Cr_{equivalente} (\%) = \%Cr + 2\%Si + 1,5\%Mo + 5\%V + 5,5\%Al + 1,75\%Nb + 1,5\%Ti + 0,75\%W \quad (3.2)$$

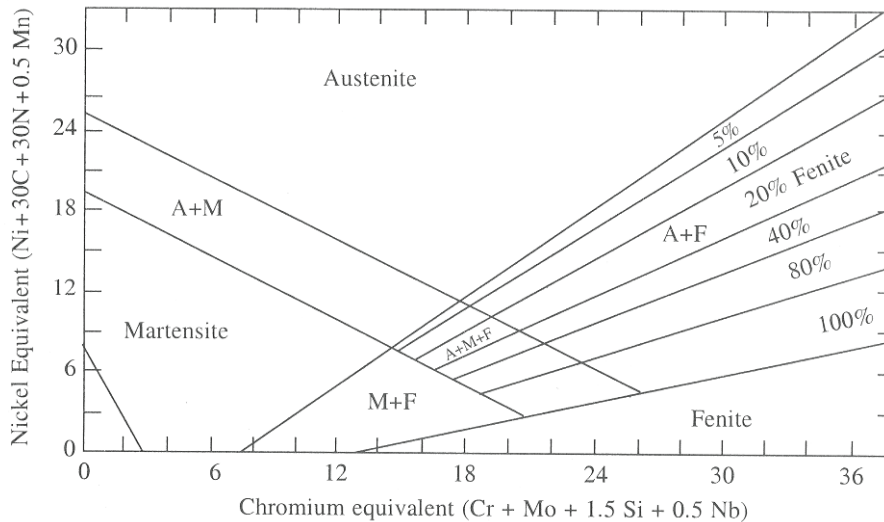


Figura 3.4 – Diagrama de Schaeffler

Por este processo, ponderando o efeito de cada elemento de liga, consegue-se prever a estrutura final. Todavia, para uma melhor compreensão do efeito destes elementos de liga *Per si* nas propriedades do aço são apresentados dois exemplos, o efeito da alteração do teor de níquel e do teor de carbono.

Incluindo o níquel na liga Fe-Cr, fixando o teor de crómio em 18%, verifica-se um aumento considerável da fase γ (Figura 3.1) e, aumentando o teor de Ni observamos dois efeitos interessantes na microestrutura:

- i) Aumento da quantidade de austenite. Contudo, com baixo teor de níquel a austenite pode transformar-se, total ou parcialmente durante o arrefecimento;
- ii) Diminuição da temperatura de iniciação da fase martensítica para temperaturas abaixo da temperatura ambiente, retendo a fase austenítica a esta temperatura.

¹³ Este diagrama é válido para aços sujeitos a arrefecimento rápido.

Adicionando um teor de 0,1% de carbono na liga (Figura 3.5) irá promover a estabilização da fase austenítica, a temperaturas mais baixas do que as adequadas para o tratamento térmico. Esta estabilização dá-se através da diminuição da temperatura de início da formação da martensíte. Contudo, a estrutura pode sofrer modificações estruturais na fase de arrefecimento ou durante o trabalho a frio.

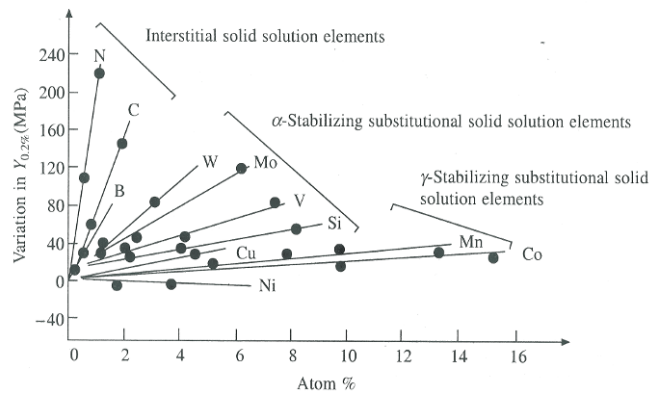
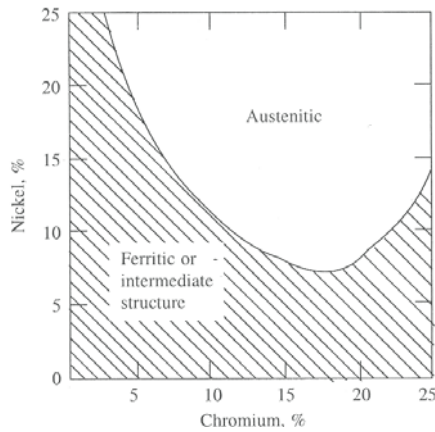


Figura 3.5 – Efeito do níquel e do crómio **Figura 3.6 – Efeitos da adição dos elementos de liga**

Em suma, o efeito da inclusão de elementos de liga influencia a tendência destes para a formação e estabilização das diferentes microestruturas (austenite, ferrite, etc), bem como o aumento da resistência mecânica, a tenacidade, a resistência à corrosão, a maquinabilidade e a soldabilidade, entre outras. Na Figura 3.6 pode-se observar a influência dos vários elementos de liga na tensão de cedência, sendo o azoto o elemento que mais potencia o aumento da resistência mecânica dos aços inoxidáveis austeníticos. Em paralelo, aumenta a resistência à corrosão (*Pitting resistance equivalent*, $PRE = \%Cr + 3.3\%Mo + 16\%N$), retarda a formação de carbonetos e das fases intermetálicas e mantém uma ductilidade elevada [1].

Na presença de concentrações elevadas do ião cloro, tal como acontece em ambientes salinos, é muito frequente a utilização de aços inoxidáveis, em particular o aço inoxidável austenítico 1.4404. No Quadro 3.1 encontram-se indicadas as classes de aços e a sugerida aplicação em função do nível de corrosão [1] e [34].

Como apresentado anteriormente, a temperatura tem uma grande influência nas estruturas metalúrgicas, reflectindo-se as alterações resultantes do aumento (e diminuição) da temperatura nas propriedades físicas e mecânicas destes aços. Relativamente às propriedades físicas desta classe de aços observa-se que a massa

volúmica é semelhante à apresentada pelos aços ao carbono, situando-se esta entre 7700 kg/m^3 e 7900 kg/m^3 . As restantes propriedades físicas, tais como, o ponto de fusão, o coeficiente linear de expansão, o módulo de elasticidade, a condutibilidade térmica e o calor específico, à temperatura ambiente e com variação com a temperatura, para vários aços desta classe são apresentadas no Quadro 3.3 a Quadro 3.10. Concluindo-se que com o aumento da temperatura também ocorre um aumento do valor do coeficiente linear de expansão, da condutibilidade térmica e do calor específico, diminuindo o valor do módulo de elasticidade.

Quadro 3.1 – Classe de aços sugerida para diversas aplicações, em função do nível de corrosão.

Classe de aços (EN 10088)	Tipo de Ambiente e Nível de Corrosão											
	Rural			Urbano			Industrial			Marítimo		
	Peq.	Méd.	Alta	Peq.	Méd.	Alta	Peq.	Méd.	Alta	Peq.	Méd.	Alta
1.4301												
1.4311	✓	✓	✓	✓	✓	(✓)	(✓)	(✓)	X	✓	(✓)	x
1.4541												
1.4318												
1.4401												
1.4404	0	0	0	0	✓	✓	✓	✓	(✓)	✓	✓	(✓)
1.4406												
1.4571												
1.4439												
1.4462	0	0	0	0	0	0	0	0	✓	0	0	✓
1.4529												
1.4539												

- X – Sofrerá provavelmente de excesso de corrosão
- ✓ – Escolha adequada tendo em conta a resistência à corrosão necessária e o custo do material
- 0 – Servirá, por excesso, do ponto de vista da corrosão
- (✓) – A considerar, desde que sejam tomadas as precauções adequadas, por exemplo, especificar um bom acabamento superficial e lavar regularmente a superfície exposta à corrosão.

Quadro 3.2 – Temperaturas de transição entre as fases Solidus para Liquidus [32]

<i>AISI</i>	Solidus [°C]	Liquidus [°C]	Solidus-Liquidus [°C]
202	1398	1454	56
302	1400	1447	47
304	1405	1448	43
304L	1394	1440	46
305	1400	1435	35
310	1350	1395	45
314	1322	1388	66
316	1392	1444	52
316L	1405	1445	40
316 Ti	1378	1432	54
316 Nb	1370	1431	61
321	1398	1448	50
347	1394	1446	52

Quadro 3.3 – Massa específica de vários aços inoxidáveis

Designação <i>AISI</i>	Massa específica [g/cm^3]
201	7,7
202	7,7
301	7,7
302	7,9
303	7,9
304	7,9
304L	7,9
305	7,9
308	7,9
310	7,9
316	7,9
321	7,9
347	7,8

Quadro 3.4 – Variação do coeficiente linear de expansão para as baixas temperaturas.

<i>AISI</i>	Coeficiente de expansão médio [$1 \times 10^{-6}/^{\circ}C$]			
	-184 a 21 °C	-129 a 21 °C	-73 a 21 °C	-18 a 21 °C
301	13,7	14,1	14,8	15,7
304	13,3	13,9	14,8	15,7
316	12,8	13,3	14,1	14,8
347	13,5	14,6	15,3	15,7
310	12,6	13,5	14,1	14,4

Quadro 3.5 – Variação do coeficiente linear de expansão para altas temperaturas.

AISI	Coeficiente de expansão médio [$1 \times 10^{-6}/^{\circ}C$]				
	20 a 200 °C	20 a 400 °C	20 a 600 °C	20 a 800 °C	20 a 1000 °C
304	17,0	18,0	19,0	19,5	20,0
316	16,5	17,5	18,5	19,0	19,5
314	15,0	16,0	17,0	18,0	19,0

Quadro 3.6 – Módulo de elasticidade e de distorção de alguns aços inoxidáveis

AISI	Módulo de elasticidade [GPa]	Módulo de elasticidade transversal [GPa]
302	193	79
304	193	79
310	193	73
316	196	78

Quadro 3.7 – Variação do módulo de elasticidade em função da temperatura

AISI	Módulo de elasticidade [GPa]						
	-196 °C	20 °C	100 °C	200 °C	400 °C	600 °C	800 °C
302	200	193	191	183,5	168,5	153,5	139
304	208	193	191	183	168	148	128
310	-	193	192	184	173	155	134
316	-	193	192	185	168,5	151	132
321	-	193	192	182	166	151	132
347	208	193	184	168	152	152	134

Quadro 3.8 – Variação do módulo de elasticidade transversal em função da temperatura

AISI	Módulo de elasticidade transversal [GPa]					
	20 °C	100 °C	200 °C	400 °C	600 °C	800 °C
304	79	75	72	64	54	50
310	73	72	70	66	59	50
316	78	76	73	65	59	52
321	76	74	72	64	58	52

Quadro 3.9 – Condutibilidade térmica e calor específico à temperatura ambiente

<i>AISI</i>	Condutibilidade térmica [$W/m \cdot K$]	Calor específico [$J/kg \cdot K$]
201		
202		
301		
302		
303		
304		
305	14,6	500
310		
314		
316		
316Ti		
316Cb		
321		
347		

Quadro 3.10 – Variação do calor específico em função da temperatura

<i>AISI</i>	Calor específico [$J/kg \cdot K$]							
	-196 °C	-78 °C	20 °C	200 °C	400 °C	600 °C	800 °C	1000 °C
301	285	394	456	527	571	595	628	695
304	136	408	444	-	-	-	-	-
316	284	393	452	523	561	582	628	722
347	285	393	452	520	561	595	636	741
314	-	-	502	544	586	627	710	795

As propriedades mecânicas desta classe de aços são conhecidas, estando devidamente documentadas na bibliografia da especialidade. No Quadro 3.11 e Quadro 3.12 estão indicados os valores da tensão de cedência e da tensão de rotura, à temperatura ambiente e em função da temperatura para alguns aços desta classe, tendo estes valores sido obtidos a partir de trabalhos experimentais.

Existem trabalhos, [35] e [36], que, em função da composição química e dos parâmetros microestruturais do aço, determinam a tensão de cedência e a tensão de rotura com base em equações empíricas (3.3) e (3.4).

$$\sigma_{0,2\%} = 15,4 \left(4,4 + 23C + 1,3Si + 0,24Cr + 0,94Mo + 1,2V + 0,29W \right) \left[\frac{+ 2,6Nb + 1,7Ti + 0,82Al + 32N + 0,16\delta + 0,46d^{-1/2}}{MPa} \right] \quad (3.3)$$

$$\sigma_{rot} = 15,4 \left(29 + 35C + 55N + 2,4Si + 0,11Ni + 1,2Mo + 5,0Nb + 3,0Ti \right) \left[\frac{+ 1,2Al + 0,14\delta + 0,82t^{-1/2}}{MPa} \right] \quad (3.4)$$

onde: δ é a percentagem de ferrite existente; D é o valor médio do tamanho de grão em *mm*; T^{14} é o *espaçamento entre maclas* em *mm*; os restantes elementos são indicados como peso percentual.

Quadro 3.11 – Propriedades mecânicas dos aços inoxidáveis austeníticos à temperatura ambiente

AISI	Propriedades	
	σ_{Ced} [MPa] min.	σ_{rot} [MPa]
302	215	490 - 690
304	195	490 - 690
304L	185	470 - 670
321	205	500 - 700
347	205	500 - 700
316	205	500 - 700
316L	195	480 - 680
316Ti	215	510 - 710
316Cb	215	510 - 710
304N	250	550
316N	280	600
309	240	540
314	240	540

Quadro 3.12 – Propriedades mecânicas dos aços inoxidáveis austeníticos em função da temperatura

AISI	Propriedades [MPa]	Temperatura							
		20 °C	100 °C	200 °C	300 °C	400 °C	500 °C	600 °C	700 °C
304	σ_{Ced}	247	243	169	148	136	133	125	109
	σ_{rot}	599	496	456	449	443	416	367	268
316	σ_{Ced}	254	200	172	161	157	144	141	125
	σ_{rot}	588	493	483	479	472	457	421	327
321	σ_{Ced}	234	206	194	163	161	152	145	138
	σ_{rot}	588	506	452	435	436	391	376	269
347	σ_{Ced}	250	213	195	179	168	157	155	144
	σ_{rot}	609	540	475	451	448	422	387	292

Analisando as equações verificamos que: as tensões estão correlacionadas, pois ambas atribuem uma grande ponderação ao teor de carbono e de azoto; a ferrite δ contribui para o aumento das tensões resistentes, provocando esta um aumento das forças internas; para a tensão de rotura o *espaçamento entre maclas* é mais importante

¹⁴ Na equação (3.4) o termo pertencente ao *espaçamento entre maclas* será reduzido a zero, pois não se encontrou explícito na literatura a que se referia este parâmetro.

do que o tamanho de grão pois, atendendo às taxas de encruamento do material verificamos que estas requerem uma maior energia para a deslocação dos defeitos.

Uma outra propriedade mecânica importante é a resistência à fadiga. Esta é definida como sendo a máxima tensão alternada que se pode aplicar ao material sem provocar a sua fractura. A tensão limite de fadiga dos aços inoxidáveis austeníticos é cerca de 0,4 vezes a tensão de rotura, sendo da mesma ordem de grandeza do que a tensão de cedência. A tensão limite de fadiga e a tensão de rotura aumentam com o encruamento sofrido pelo material até à tensão limite de 1100 MPa.

Estas características tornam estes aços interessantes do ponto de vista da engenharia, indo a sua aplicação desde construção civil à indústria alimentar, nuclear, geração de energia, criogénica e marítima.

3.3.2 Soldabilidade e processos de soldadura aplicáveis

Na sua generalidade os aços inoxidáveis austeníticos são fáceis de soldar, não necessitando de pré ou pós aquecimento para alívio de tensões. Contudo durante a fase de arrefecimento podem ocorrer transformações de fase na zona termicamente afectada, originando um conjunto de efeitos perniciosos. Estes efeitos podem ser:

- i) *Fissuração a quente* - Nos aços inoxidáveis austeníticos, com matriz totalmente austenítica pode ocorrer fissuração a quente originada pelo aumento das tensões durante esta fase de arrefecimento. Este problema pode ser mitigado se o metal de adição contiver elementos de liga que originem uma percentagem de 5% a 10% de ferrite [41];
- ii) *Formação de carbonetos de nióbio* - Nos aços inoxidáveis austeníticos estabilizados, especialmente aqueles que são estabilizados com nióbio, as altas temperaturas na zona afectada termicamente (ZAT) podem originar a precipitação de carbonetos de nióbio (NbC). A precipitação deste carboneto pode reduzir a ductibilidade aumentando o risco de fissuração. Para colmatar este problema, deve-se fazer um tratamento para alívio de tensões a temperatura elevada para diluir o carboneto.
- iii) *Precipitação de carbonetos de cromo* - Nos aços inoxidáveis austeníticos pode ocorrer a precipitação de carbonetos de cromo ($Cr_{23}C_6$) nos limites de grão da zona termicamente afectada. A formação destes carbonetos provoca a diminuição do teor de cromo nos limites de grão, potenciando a corrosão

(ocorre a sensitivação). Para solucionar este fenómeno é recomendável a utilização de aços com elementos de liga estabilizadores, Ti e Nb, e com um teor de carbono de 0,03% (máximo) [32]. Na ausência destas condições deve reduzir-se a entrega térmica, minimizando assim o tempo de permanência nas temperaturas de sensitivação e a extensão da zona afectada termicamente.

Os processos e técnicas de soldadura dos aços inoxidáveis austeníticos mais utilizados são o eléctrodo revestido e MIG (*Metal Inert Gas*). Para o primeiro processo é necessário que os eléctrodos de soldadura satisfaçam os requisitos especificados na Secção 3 da Norma ENV 1993-1-1 [34]. Os valores de tensão de cedência e de rotura do material de adição deverão ser maiores, ou pelo menos iguais, aos respectivos valores do aço a soldar [57]. De igual modo, o material de adição deverá apresentar uma resistência à corrosão adequada ao ambiente de serviço e não inferior à resistência à corrosão do aço a soldar [57].

O processo de soldadura mais utilizado na construção soldada é a soldadura por Eléctrodo Revestido. Foi o processo utilizado na soldadura de algumas ligações existentes na conduta de evacuação de gases em estudo, tendo sido também utilizado durante as operações de reparação de fendas por refusão. O processo é manual e consiste na formação de um arco entre o eléctrodo, revestido por um fluxo consumível, e a estrutura a soldar. O metal fundido é protegido da oxidação atmosférica pelo gás protector libertado aquando do consumo do revestimento do eléctrodo, sendo o metal de adição fornecido pelo centro do próprio eléctrodo (Figura 3.7). Este processo é o mais utilizado, por ser o mais versátil dos vários processos de soldadura, permitindo a soldadura em todas as posições, em locais de difícil acesso, em todo o tipo de ligações soldadas e é barato. Contudo, apresenta várias desvantagens: é difícil observar a soldadura realizada devido à formação de uma camada protectora – carepa – que é necessário remover entre passes de soldadura e que pode dar origem à existência de inclusões; só se obtêm soldaduras com qualidade, ainda que inferior à obtida por processo TIG ou MIG, se o operador tiver muita experiência e habilidade; o processo não é automático; produz fumos e respingos; baixa produtividade devido à baixa taxa de depósito.

O outro processo de soldadura utilizado na construção da conduta de evacuação pelo fabricante do navio, foi o processo MIG (*Metal Inert Gas*). É um processo semi-

automático ou automático no qual um arco eléctrico se estabelece entre o metal de adição – que é um fio de metal sem revestimento, que funciona como eléctrodo e é continuamente alimentado – e o componente a soldar. Necessita de gás de protecção a fim de evitar a oxidação (Figura 3.8).

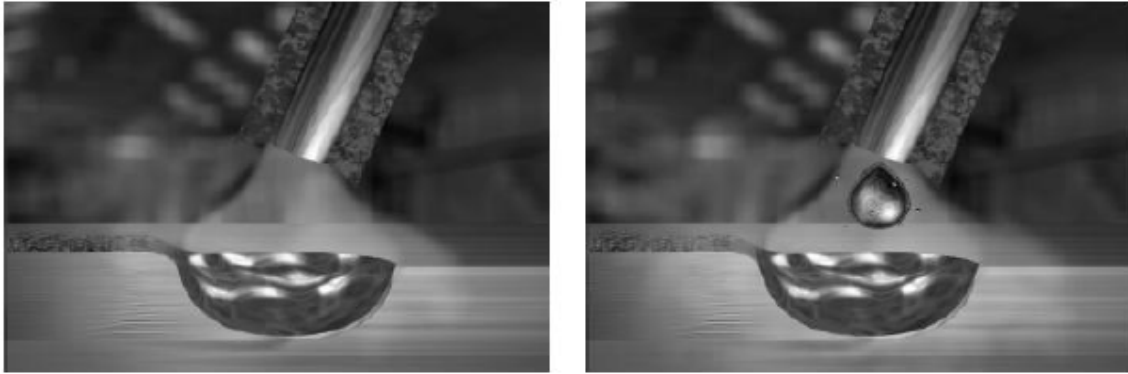


Figura 3.7 – Soldadura com eléctrodo revestido: curto-circuito e *spray* [40]

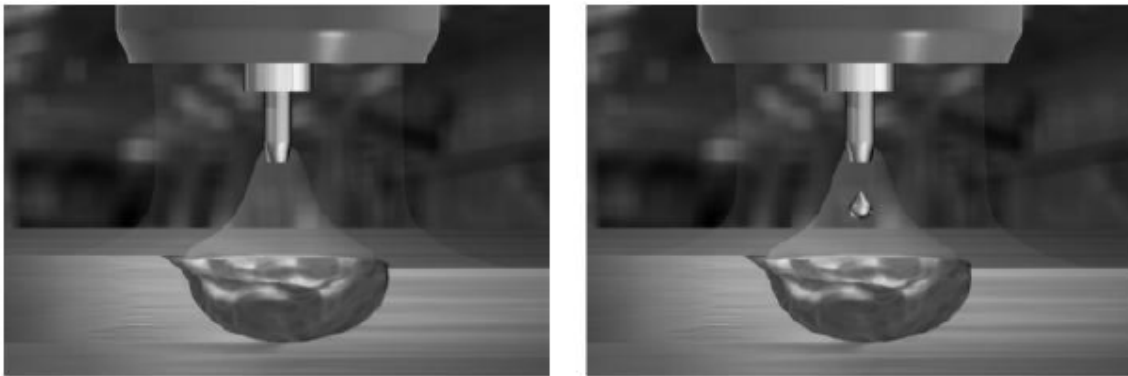


Figura 3.8 – Soldadura MIG: curto-circuito e *spray* [40]

Uma vez que a alimentação do eléctrodo é contínua, este processo é muito mais rápido que o processo TIG e naturalmente que o por Eléctrodo Revestido. Utilizam-se diâmetros de eléctrodos específicos para uma dada intensidade de corrente, resultando numa maior densidade de corrente e uma mais rápida taxa de deposição de metal (1 a 15 Kg/h), tem uma baixa entrega térmica e distorção gerada é pequena [37]; não existe necessidade de remover carepa e por consequência a possibilidade de ocorrerem defeitos devidos a inclusões é menor; obtêm-se soldaduras de excelente qualidade, não sendo necessária uma tão grande habilidade do soldador como a exigida na soldadura com eléctrodo revestido. Contudo, tem algumas desvantagens quando comparado com a soldadura por eléctrodo revestido: quando o trabalho é feito em locais com muito vento a protecção da soldadura deixa de ser eficaz podendo ocorrer oxidação; o preço do

equipamento é consideravelmente maior (5 a 10 vezes o custo do equipamento para soldadura com eléctrodo revestido) e a não formação de carepa induz o arrefecimento mais rápido da zona da soldadura podendo ocorrer a fissuração a frio [40].

Devido ao baixo valor de condutibilidade térmica conjugado com o elevado valor de expansão térmica característico dos aços inoxidáveis de tipo austenítico, a distorção provocada pela soldadura não se conseguirá eliminar, mas dever-se-á, pela aplicação de algumas técnicas, manter sob controlo, de modo a evitar-se a aplicação de tratamentos térmicos [34] :

- i) Reduzir o número de soldaduras ao mínimo e garantir um alinhamento correcto das chapas a soldar;
- ii) Definir soldaduras simétricas e técnicas multipasse adequadas, controlando as temperaturas entre os passes de soldadura;
- iii) Se possível utilizar barras de alumínio para conduzir rapidamente o calor gerado pela soldadura para zonas afastadas da área soldada;
- iv) Fornecer a entrega térmica mínima permitida pelo processo de soldadura escolhido.

As superfícies das chapas a soldar deverão ser bem limpas de quaisquer produtos que possam contaminar a soldadura sob a forma de infiltração dos elementos químicos oxigénio e carbono, como sejam óleos, marcas de giz, hidrocarbonetos. A ligação soldada deverá ficar isenta de zinco, de cobre e de enxofre, elementos que aumentam o risco de corrosão a quente nos aços inoxidáveis austeníticos.

Do ponto de vista técnico e económico, é melhor não realizar qualquer tratamento pós-soldadura. Contudo, em certos casos, poder-se-ão e dever-se-ão fazer [34]:

- i) Remoção da coloração de recozimento introduzida pela soldadura, de modo a optimizar a resistência à corrosão, através da imersão ou aplicação de pasta de decapagem/desoxidação. Caso o aço inoxidável utilizado ofereça uma boa margem de segurança à corrosão, a remoção poderá evitar-se;
- ii) A martelagem e a grenalhagem são benéficas, porque introduzem tensões residuais de compressão na superfície, melhorando a resistência à fadiga e à corrosão sob tensão [39];
- iii) A operação de afagamento e polimento devem evitar-se devido à possibilidade de redução da resistência à corrosão intergranular causada pela

temperatura resultante da aplicação de um dos processos e pelo facto de a remoção das tensões residuais poder originar distorções proibitivas. No entanto, caso se decida tratar a ligação soldada, de modo a aumentar a sua resistência à corrosão, dever-se-á escolher a aplicação de escova de aço inoxidável, que deverá ter sido sempre utilizada em aços inoxidáveis de tipo austenítico.

- iv) A aplicação de tratamentos térmicos de alívio de tensões é, na prática, feita a componentes de dimensão reduzida e quando são construídos em aços estabilizados ou com baixo conteúdo em carbono, de forma a reduzir o risco de precipitação de carbonetos de cromo.

3.4 O aço 1.4376

Em muitas aplicações é requerido que o material possua, em simultâneo, elevada resistência mecânica, boa ductilidade e uma resistência à corrosão também elevada. Estas exigências, aliadas à crescente procura dos aços inoxidáveis austeníticos, leva a que as companhias desenvolvam novas ligas.

Face a estas exigências a ThyssenKrupp começou recentemente a comercializar uma nova liga de aço inoxidável austenítico, o aço 1.4376¹⁵, vendido sob a designação comercial de H400¹⁶.

Este aço conjuga uma elevada tensão de cedência, e rotura, com um alongamento também elevado, isto porque possui uma microestrutura austenítica instável que lhe confere uma forte tendência ao encruamento. Esta característica proporciona também uma grande capacidade de absorção de energia. Em termos de produção e transformação, este aço apresenta boas características para os trabalhos de estampagem pelos vários processos actualmente conhecidos. Contudo, devido ao elevado valor de tensão de cedência deste material são requeridas linhas de estampagem com a capacidade de aplicar forças superiores às praticadas para os restantes aços inoxidáveis e, devido à sua tendência a encruar e à baixa condutibilidade térmica são necessárias ferramentas de alta qualidade ou compostas por metais duros para a sua maquinação [42].

¹⁵ Nomenclatura seguida pela norma EN 10088-1.

¹⁶ Esta informação foi transmitida após consulta do fabricante do mesmo.

Do ponto de vista da resistência à corrosão este aço é comparável com o aço AISI 304 pois, apresenta uma resistência à corrosão intergranular semelhante, independente da forma, tanto na forma comercial como após soldadura [42].

A soldadura deste aço pode ser efectuada pelos processos mencionados na secção 3.3.2, sendo recomendável a aplicação dos seguintes materiais de adição: 1.4316 quando os materiais a unir possuem materiais semelhantes e o 1.4370 quando se pretende unir este aço com outros aços não ligados. Para se efectuar a soldadura não é necessário o pré-aquecimento do material nem o tratamento térmico após a soldadura. Contudo, para as aplicações onde a resistência à corrosão é vital, deve-se tratar as zonas afectadas pela soldadura através da aplicação de processos mecânicos ou químicos [42].

As características desta liga, em termos de propriedades físicas e mecânicas, estão pouco difundidas na bibliografia, indicando que esta liga ainda não foi objecto de estudos exaustivos.

Este aço possui uma massa específica semelhante à dos restantes aços, situando-se o valor nos 7900 kg/m^3 e a composição química evidenciada pelo Quadro 3.13. Os restantes quadros apresentados, Quadro 3.14 ao Quadro 3.17, evidenciam as propriedades físicas e mecânicas da liga acima mencionada. Estes valores foram obtidos junto do fabricante do mesmo e no relatórios de estudos da TWI, ([39] e [42]).

Quadro 3.13 – Composição química do aço 1.4376 [42]. Os valores são percentuais.

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	N
Min.	-	-	6,0	-	-	17,0	-	-
Máx.	0,10	1,0	9,0	0,045	0,015	19,5	4,5	0,30

Quadro 3.14 – Propriedades físicas do aço 1.4376 à temperatura ambiente [42].

Massa específica [kg/dm^3]	Módulo de elasticidade [GPa]	Condutibilidade térmica [$\text{W/m} \cdot \text{K}$]	Calor específico [$\text{J/kg} \cdot \text{K}$]	Resistividade eléctrica [$\Omega \cdot \text{mm}^2$]
7,9	200	15,0	500	0,73

Quadro 3.15 – Propriedades mecânicas do aço 1.4376 à temperatura ambiente [42].

Tensão de cedência $\sigma_{0,2\%}$ [MPa]	Tensão de cedência $\sigma_{1,0\%}$ [MPa]	Tensão de Rotura σ_{Rot} [MPa]	Alongamento percentual	
			Longitudinal	Transversal
Min. 400	Min. 420	600 a 900	Min. 40	Min. 40

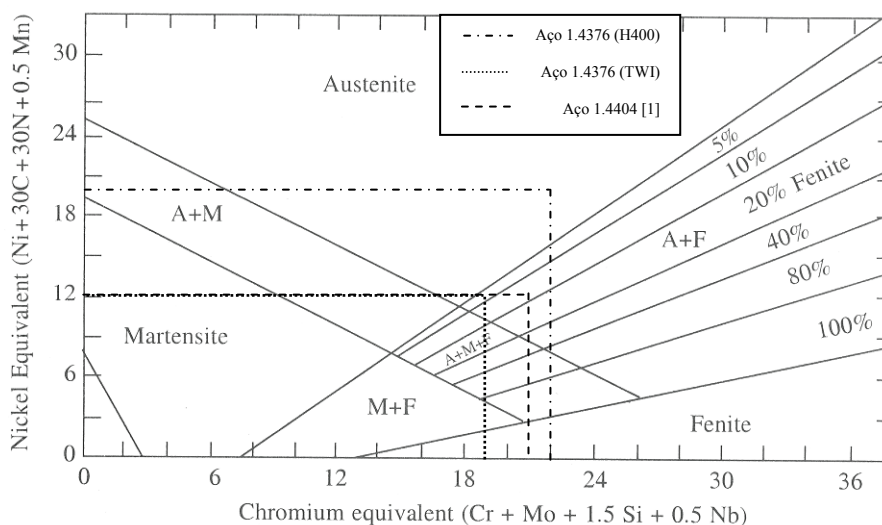
Quadro 3.16 – Variação da tensão de cedência em função do aumento da temperatura [42].

Temperatura	100 °C	200 °C	300 °C	400 °C	500 °C	600 °C	700 °C	800 °C
Tensão de cedência $\sigma_{0,2\%}$ [MPa]	350	290	260	230	200	160	120	60

Quadro 3.17 – Variação do coeficiente linear de expansão para o aço 1.4376 [42].

Coeficiente de expansão médio [$1 \times 10^{-6}/^{\circ}C$]				
20 a 100 °C	20 a 200 °C	20 a 300 °C	20 a 400 °C	20 a 500 °C
16,0	16,5	17,0	17,5	18,0

Com estes dados, e fazendo uso da fórmulas empíricas apresentadas nas equações (3.1) e (3.2) que visam a determinação do teor equivalente de níquel e cromo, respectivamente, obteve-se para os valores máximos fornecidos pelo fabricante do aço 1.4376 um teor de níquel equivalente de 20% e um teor de cromo equivalente de 22% que, após consulta do diagrama de Shaeffler, se constatou que se trata de uma estrutura 100% austenítica. Fazendo um exercício semelhante para o aço inoxidável 1.4376 cujos valores estão disponibilizados em [39] e para o aço 1.4404, cujos valores estão evidenciados em [1], obteve-se: para o primeiro um teor de níquel equivalente de 12% e um teor de cromo equivalente de 19% indicando que se trata de uma estrutura austenítica com cerca de 5% de ferrite na sua microestrutura; para o segundo um teor de níquel equivalente de 12% e um teor de cromo equivalente de 22% indicando que se trata de uma estrutura austenítica com cerca de 10% de ferrite na sua microestrutura. A Figura 3.9 indica a localização destes materiais no diagrama de Shaeffler.

**Figura 3.9 – Diagrama de Shaeffler indicando as posições relativas de vários tipos de aço.**

4 Análise experimental

4.1 Ensaio de dureza

A dureza de um material metálico é medida forçando um indentador a penetrar na superfície da amostra [33], indicando assim uma medida da resistência do material à deformação plástica, tornando possível o estabelecimento de uma relação empírica entre a dureza e a resistência mecânica de um material metálico.

Existem vários tipos de ensaios de dureza, sendo os mais habituais a dureza Brinell, Vickers, Rockwell e Knoop. Entre estes ensaios difere o tipo de indentador e a carga aplicada, tal como evidenciado na Figura 4.1, sendo o indentador constituído num material com uma dureza muito superior à dos materiais a serem ensaiados, tendo geralmente uma forma geométrica esférica, piramidal ou cônica.

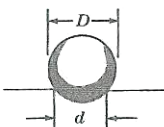
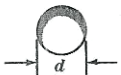
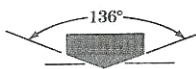


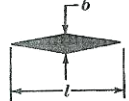
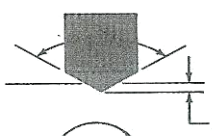





Ensaio	Indentador	Forma da indentação		Carga	Fórmula do número de dureza
		Vista lateral	Vista de topo		
Brinell	Esfera de aço ou carboneto de tungsténio, com 10 mm de diâmetro			P	$NDB = \frac{2P}{\pi D (D - \sqrt{D^2 - d^2})}$
Vickers	Pirâmide de diamante			P	$NDV = \frac{1,854 P}{d^2}$
Microdureza Knoop	Pirâmide de diamante			P	$NDK = \frac{14,2 P}{l^2}$
Rockwell					
A } C } D }	Cone de diamante			60 kg R_A 150 kg R_C 100 kg R_D	100-500t
B } F } G }	Esfera de aço com 1,6 mm de diâmetro			100 kg R_B 60 kg R_F 150 kg R_G	
E	Esfera de aço, com 3,2 mm de diâmetro			100 kg R_E	

Figura 4.1 – Vários ensaios de dureza, indicando a forma do indentador, a carga e a formula para determinação do número de dureza [33].

Os ensaios efectuados e incluídos nesta tese foram realizados na escala Vickers, este é um ensaio que se encontra normalizado na norma ASTM E92-82 (2003) [44]),

neste método é usada uma pirâmide de diamante com ângulo de diedro de 136° como indentador. O método baseia-se no princípio de que as impressões provocadas pelo penetrador possuem similaridade geométrica, independentemente da carga aplicada, e também que as indentações são consideradas *perfeitas* (ver Figura 4.2), revelando assim que a carga e o tempo de aplicação da mesma foi adequado ao material ensaiado [1]. As cargas deverão ser aplicadas na superfície plana da amostra, sendo a magnitude das mesmas dependente da dureza expectável do material em ensaio. O Número Vickers (HV) é então determinado pela razão entre a carga e a área superficial da impressão, ver expressão indicada na Figura 4.1, onde d representa a média das diagonais.

Para este ensaio é necessário preparar as amostras previamente para serem observadas ao microscópio, esta preparação não será tão exigente como a requerida para a observação das estruturas metalográficas.

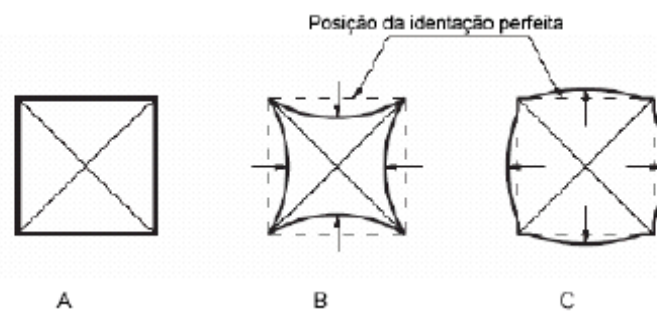


Figura 4.2 – a) Indentação perfeita; b) Indentação com afundamento; c) Indentação com aderência [1]

Com os resultados deste ensaio é possível extrapolar o valor da tensão de rotura do material, para o efeito tem que se multiplicar o valor da dureza Vickers (HV) por 3,363 para se obter o valor da tensão de rotura em MPa, de acordo com a tabela expressa em [46].

4.1.1 Procedimento experimental

Os ensaios de dureza Vickers foram efectuados na máquina de ensaios de dureza, digital, da marca Mitutoyo AVK-C2 (Figura 4.3), em pequenas amostras previamente polidas de chapa do aço 1.4404 retirada da conduta e excedentes de chapa do aço 1.4376, fornecida pela Thyssen Krupp para os estudos que originaram o relatório [39]. O polimento foi realizado com o equipamento metalográfico existente no Laboratório de Ensaio Mecânicos do Departamento de Engenharia Mecânica do IST, onde se

utilizaram lixas com granulometria decrescente de P-80; 240; 320 e 600¹⁷. As zonas polidas foram as faces e o corte transversal das chapas, tendo o mesmo sido efectuado com os preceitos utilizados no polimento das amostras para observação microscópica, secção 4.2.2.

A dureza do material foi determinada na escala Vickers, de acordo com a fórmula que consta na Figura 4.1, na qual P representa a força aplicada pelo indentador e A representa o valor da área de impressão deixada no provete ensaiado. A carga (P) aplicada foi de 5 kgf (cerca de 50 N), aplicada automaticamente durante 15 segundos. A observação da zona indentada e a medição das diagonais de indentação, d_1 e d_2 , Figura 4.1, fez-se com o auxílio do microscópio óptico com ampliação de 40 vezes acoplado à unidade acima mencionada.

Antes do início da medição da dureza de cada amostra verificou-se sempre o correcto funcionamento do durómetro, através da medição da dureza do bloco padrão de referência “Standard block for hardness da YSTL HV 200” e no “Standard block for hardness da YSTL HV 500”, tendo-se também seguido a recomendação expressa no manual do durómetro relativamente aos espaçamentos, mínimo de 4 diagonais entre indentações e de 2,5 diagonais entre a indentação e as arestas do provete ensaiado.



Figura 4.3 – Durómetro e bloco padrão para a aferição das durezas.

¹⁷ A nomenclatura está de acordo com a indicada no Quadro 4.2.

4.1.2 Discussão dos resultados

No total realizaram-se 36 indentações para a medição da dureza, destas 18 foram efectuadas no aço 1.4404 e as restantes no aço 1.4376 (tendo sido realizadas nove indentações na face e nove indentações na espessura). Para ambas as amostras, as indentações foram linearmente espaçadas com um intervalo mínimo de 0,5 mm entre si segundo duas linhas perpendiculares.

Dos resultados obtidos, indicados no Quadro 4.1 e da Figura 4.4 a Figura 4.7, verificamos que os valores médios de dureza para o aço 1.4404 são de 227 HV 5 e de 162 HV 5 e, relativamente ao aço 1.4376, os valores médios de dureza são de 267 HV 5 e de 218 HV 5, para a face e espessura respectivamente.

Analisando estes resultados verifica-se que, relativamente ao aço 1.4404, o valor de dureza medido na face (interior) da amostra foi o expectável, estando coincidente com as durezas obtidas em [1] mas, para comparação dos valores obtidos ao longo da espessura foi necessária a utilização do factor de conversão de durezas em tensões de rotura, acima indicado. Assim, como mencionado em [50], à temperatura ambiente este aço inoxidável austenítico tem uma tensão de rotura de 530 MPa a 700 MPa, o que resulta numa dureza de aproximadamente de 158 HV a 208 HV, concordante com os valores obtidos experimentalmente nas medições ao longo da espessura. A ligeira discrepância observada na dureza medida na face da chapa da conduta, em comparação com a dureza medida ao longo da espessura, pode ser atribuída a processos de absorção e difusão de gases de escape da turbina. Pois, tal como mencionado em [1], estes gases têm uma composição rica em óxidos de azoto e carbono, que são substâncias tipicamente endurecedoras do aço, sendo a absorção de gases facilitada pelo efeito combinado da alta temperatura e da pressão que os gases exercem. Existindo absorção de azoto e carbono pelo aço podem aparecer precipitados, que contribuem para este aumento de dureza.

Para o aço 1.4376 também não foi possível uma comparação directa com outros valores de dureza pois, estes não se encontram disponíveis na literatura. Contudo, aplicando o factor de conversão de durezas em tensões de rotura aos dados disponibilizados pelo fabricante, obteve-se um intervalo de dureza de 178 HV a 268 HV. Quando comparado com os resultados obtidos para esta liga, quer para a face quer para a espessura, verificou-se que os valores obtidos estão dentro deste intervalo.

A variação do valor de dureza entre a face e a espessura deve-se essencialmente ao processo de fabrico para a obtenção deste tipo de produtos, a laminagem. Este processo de fabrico promove o endurecimento da superfície dos materiais através de acções mecânicas exercidas na superfície dos mesmos, originam uma maior compactação dos elementos superficiais e consequentemente o aumento da dureza.

Quadro 4.1 – Resultado dos ensaios realizados às duas amostras de aço inoxidável austenítico.

Indentação n.º	1.4404		1.4376	
	Face	Espessura	Face	Espessura
1	223	159	265	228
2	234	170	263	224
3	218	160	267	222
4	222	164	262	223
5	218	165	278	222
6	246	163	268	217
7	238	157	263	217
8	214	154	271	209
9	227	167	262	204
Média	227	162	267	218
Desvio Padrão	10,80	5,00	5,22	7,48

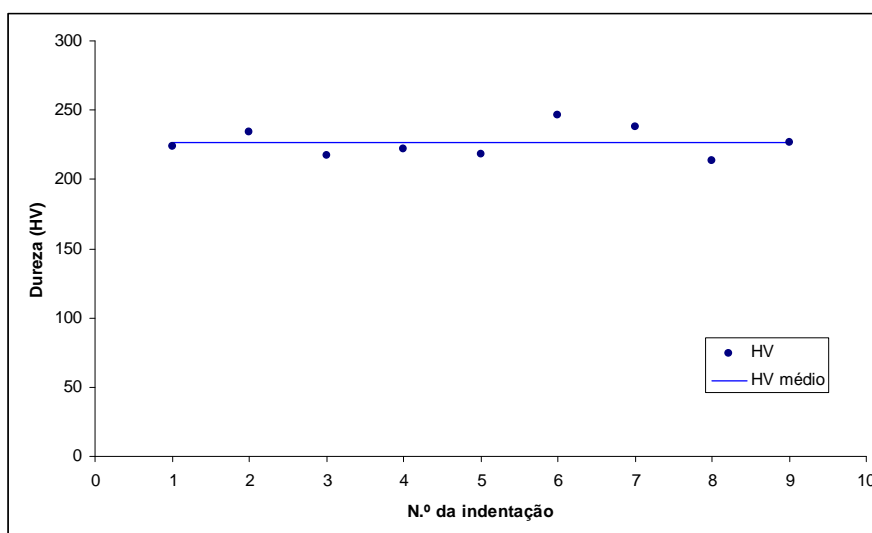


Figura 4.4 – Valores de dureza para o aço 1.4404 ao longo da face.

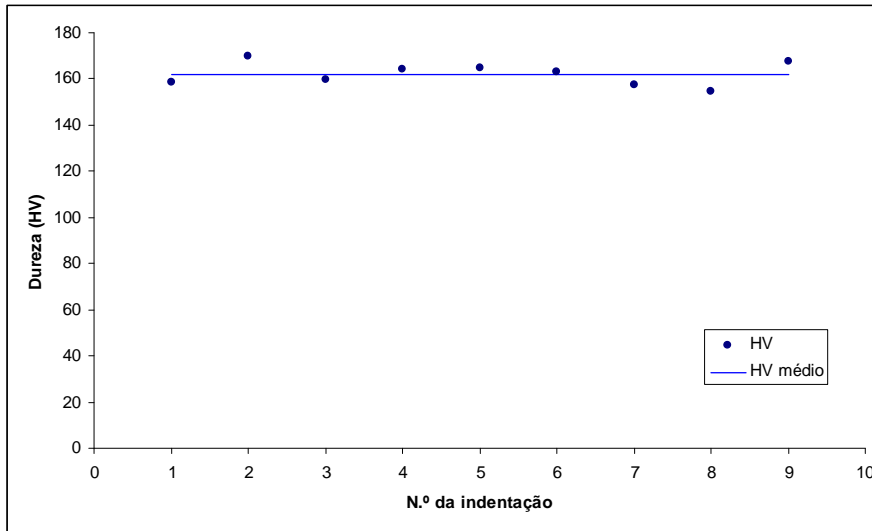


Figura 4.5 – Valores de dureza para o aço 1.4404 ao longo da espessura.

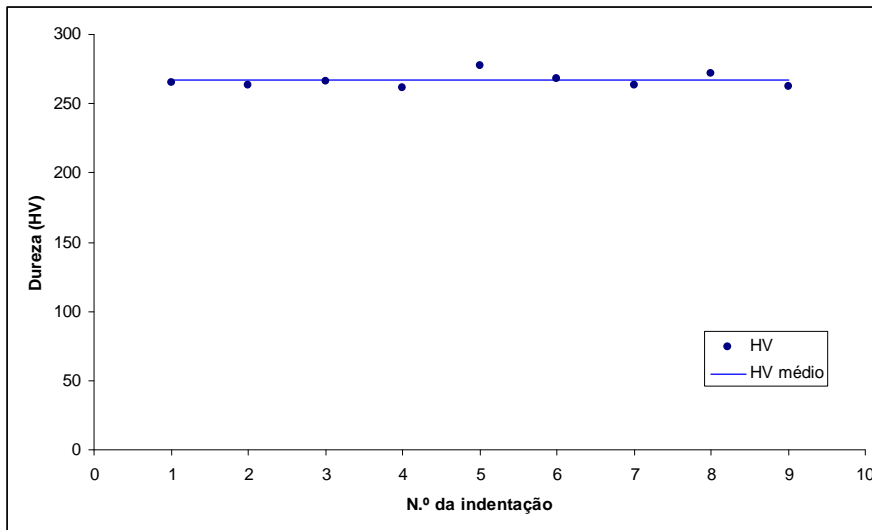


Figura 4.6 – Valores de dureza para o aço 1.4376 ao longo da face.

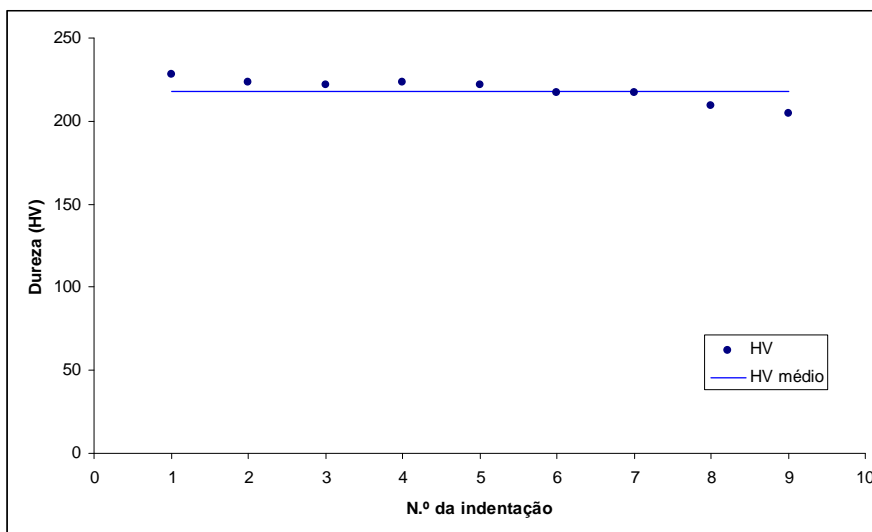


Figura 4.7 – Valores de dureza para o aço 1.4376 ao longo da espessura.

4.2 Metalografia

A metalografia é simultaneamente a arte e a ciência da preparação da superfície de amostras metálica para os estudos metalográficos. A preparação das amostras é um processo composto por várias etapas, iniciando-se estas pelo corte do provete, seguindo-se o embutimento em resina, o polimento e por fim o ataque químico da superfície.

As primeiras tarefas enunciadas têm como principal objectivo eliminar riscos e quaisquer outros defeitos oriundos do processo de corte da amostra, com o intuito de criar uma superfície polida (espelhada) para a observação microscópica. Contudo, uma superfície metálica polida reflecte uniformemente a luz que em si incide, tornando a observação microscópica impossível. Para tal, é necessário efectuar o contraste da estrutura, o qual é conseguido através do ataque químico da superfície do provete com soluções aquosas ou alcoólicas ácidas, básicas ou de sais, ou de vapores [1], para que se consiga revelar os constituintes microestruturais, a sua forma, natureza, dimensão, quantidade e distribuição.

As amostras de material examinadas durante este estudo de observação metalográfica foram construídas a partir da chapa da conduta de evacuação de produtos da combustão disponibilizada pela Direcção de Navios (aço 1.4404) e a partir da chapa do aço 1.4376, fornecida pela Thyssen Krupp para os estudos que originaram o relatório [39]. A análise foi efectuada no Laboratório de Ensaios de Materiais e Revestimentos Inorgânicos do Núcleo de Materiais Metálicos do Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC).

4.2.1 Preparação das amostras

As amostras para análise metalográfica normalmente são obtidas a partir de pedaços de material de maiores dimensões, como tal, é necessário iniciar o processo de preparação das amostras pelo corte do material.

O corte do material para a preparação das amostras é efectuado segundo determinados planos, evidenciados na Figura 4.8¹⁸, cada um potencializando a observação de diferentes pormenores cristalográficos, por exemplo: *corte longitudinal* – permite observar e medir a deformação do grão e o tamanho, bem como a morfologia das inclusões e a eficiência dos tratamentos térmicos; *corte transversal* – permite

¹⁸ A orientação RB indica o sentido de laminagem do material.

observar a uniformidade microestrutural, a distribuição das inclusões, profundidade e uniformidade da descarbonização e medir o tamanho de grão; *corte planar* – permite a observação de grandes áreas a profundidades específicas abaixo da superfície para um melhor conhecimento da estrutura (a Figura 4.9 ilustra esta particularidade) [45].

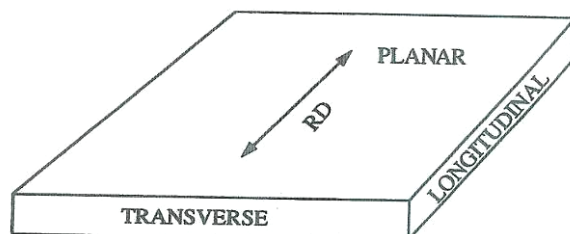


Figura 4.8 – Planos de corte orientados em função da direção de deformação [45]

O corte na sua essência pode ser efectuado por diversos processos, sendo mais usual o corte efectuado por discos refrigerados a água. Deste processo resultam superfícies planas e perpendiculares entre si, ideais para as etapas subsequentes de preparação da amostra para observação.

Após o corte da amostra nas dimensões desejadas é necessário, ou desejável, monta-la num suporte de matriz polimérica ou num suporte metálico (grampo) para que durante o polimento se consiga obter uma superfície plana, mesmo em zonas delicadas como as arestas.

Os suportes mecânicos são fáceis de utilizar e proporcionam uma boa estabilidade às arestas, não requerendo nenhum acessório especial. São particularmente vantajosos na preparação de conjuntos de chapas finas do mesmo material mas, neste sistema, a força inicial de aperto tem de ser controlada. Se esta for insuficiente as amostras mover-se-ão durante a fase de redução/remoção das irregularidades com lixa e, se for muito elevada, irá provocar um encruamento do material (especialmente nos aços macios). Um outro cuidado a ter com este sistema é a similaridade entre o material da amostra e o material do suporte, estes devem apresentar uma velocidade de desgaste similar, bem como a reacção ao ataque químico após o polimento. Este sistema tende a acumular os resíduos do desbaste, obrigando a limpeza do conjunto com álcool¹⁹ após cada passagem.

¹⁹ É utilizado o álcool pois, este evapora-se rapidamente sem deixar resíduos na amostra.

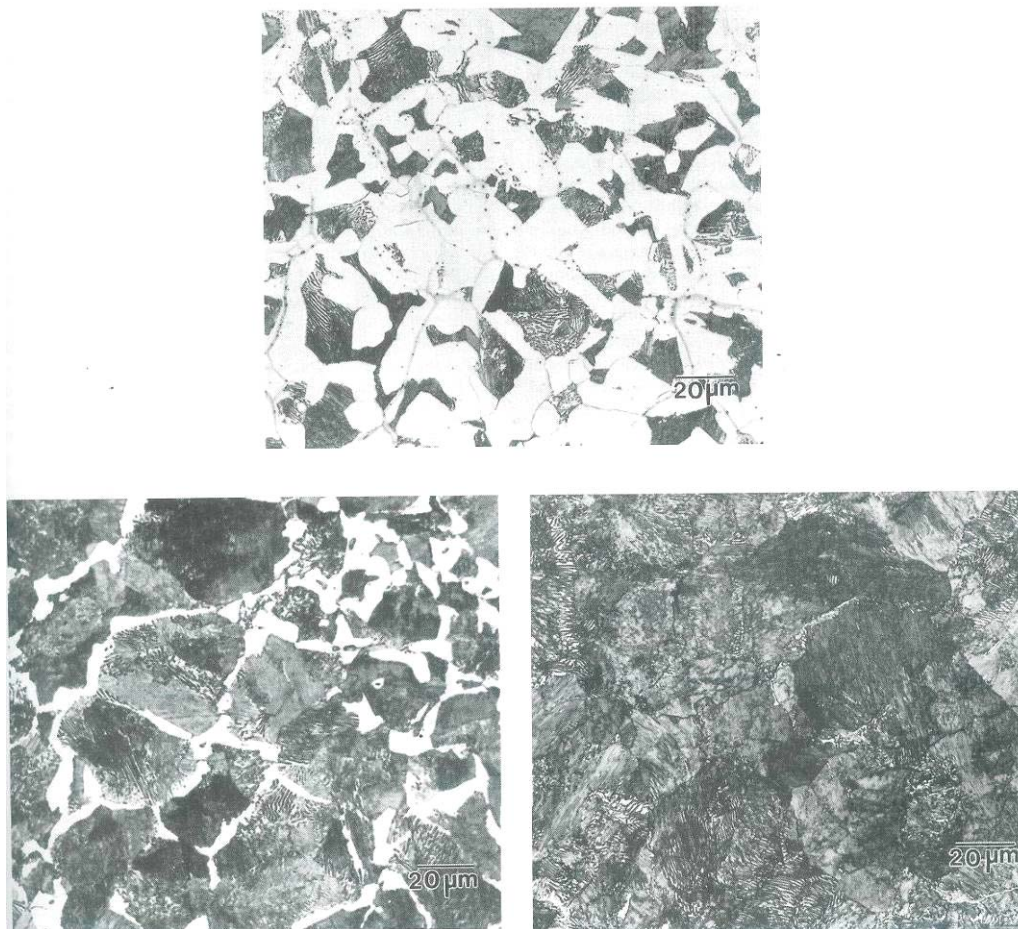


Figura 4.9 – Influência da variação da cota do plano na observação da microestrutura [45].

Uma outra maneira de se efectuar a montagem das amostras é utilizando materiais termo-compressíveis. Este tipo de materiais divide-se em dois grupos, os termoplásticos e os endurecidos termicamente, necessitando ambos de ciclos de pressão e temperatura para a cura das resinas. O procedimento de preparação do suporte das amostras baseia-se no aquecimento da amostra (montada com a face a analisar voltada para baixo) e da resina no interior de um cilindro pressurizado – o molde, tendo que no final do processo a resina cobrir totalmente a amostra. Este é o meio de montagem de amostras mais utilizado nas análises metalográficas, estando as dimensões dos provetes montados na gama de 25 mm a 50 mm de diâmetro.

Uma outra técnica para se efectuar o suporte das amostras é através da utilização de materiais moldáveis. Estes não carecem de um molde específico, podendo o molde ser qualquer tubo assente numa superfície plana com o diâmetro igual ao utilizado pelos materiais termo-compressíveis e, à temperatura ambiente, a resina encontra-se no estado líquido permitindo assim uma fácil moldagem da amostra. Para a cura da resina não é necessária a utilização de ciclos de pressão e temperatura, sendo utilizados para o efeito

catalisadores que através de reacções químicas irão proceder a cura da mesma. Esta técnica sendo mais dispendiosa do que as anteriormente apresentadas tem vindo a ser largamente utilizada pois, não requer ciclos de pressão e temperatura e permite efectuar várias montagens em simultâneo.



Figura 4.10 – Equipamento utilizado para o corte das amostras.



Figura 4.11 – Equipamento utilizado para o embutimento das amostras na resina.

4.2.2 Desbaste com lixa e polimento

O desbaste com a lixa prepara a superfície da amostra para as etapas seguintes, e tem como propósito a remoção das deformações plásticas induzidas na superfície da amostra durante a fase de corte. A remoção das imperfeições superficiais é conseguida através do uso sucessivo de lixas de granulometria decrescente, isto é, lixas cada vez mais finas. As lixas utilizadas encontram-se padronizadas, estando a equivalência entre as diferentes designações apresentadas no Quadro 4.2. Durante esta fase é necessário que a superfície da amostra permaneça plana, tal como quando saiu do corte.

Para auxiliar o escoamento do material removido e evitar que este se incruste no meio abrasivo, reduzindo a sua capacidade de remoção de material, ou que o material removido se vá incrustar no provete a polir, ou que se liberte para a atmosfera, foi utilizada água corrente. A mesma também ajuda a prevenir o aquecimento do provete, e consequentemente o risco de alterações microestruturais.

Na transição entre cada granulometria de lixa foi necessário observar-se a amostra para se acompanhar o desbaste e a eliminação dos riscos, bem como, roda-la 90°, para eliminar os riscos e imperfeições da granulometria anterior.



Figura 4.12 – Equipamento utilizado para o desbaste em lixa e para o polimento das amostras.

Quadro 4.2 – Tamanhos normalizados das lixas de desbaste utilizadas em metalografia [45].

	Designação Europeia (FEPA)	Designação Americana (ANSI/CAMI)	Tamanho das partículas [μm]
Granulometria normal	P-60	60	250
	P-80		180
	P-120	120	125
	P-1800	180	75
	P-220		63
		240	59
	P-320		46
		320	41
	P-500		30
		400	26
Granulometria fina	P-800		22
	P-1000		18
	P-1200	600	15
	P-2400	800	8
	P-4000	1200	3

4.2.3 Ataque químico

Com a conclusão dos trabalhos de polimento das amostras é necessário revelar a microestrutura do material em estudo. Como fora dito no início da secção, quando se observa a estrutura de uma amostra metalográfica depois do polimento não é possível identificar/visualizar os seus constituintes devido ao elevado grau de polimento da superfície, devido ao facto de os constituintes microestruturais requererem diferentes taxas de reflexão e de absorção de luz para serem visíveis pelo olho humano.

A não visualização da estrutura cristalina é devida a uma película metálica extremamente fina, opaca e amorfa, que cobre a superfície polida. Esta película, aparentemente, é o resultado do elevado esforço mecânico e trabalho a frio realizado durante o polimento, que rompe a estrutura cristalina da camada mais alta, convertendo-a numa camada dura, constituída de maior ou menor quantidade de metal amorfo. Este efeito é particularmente importante nos aços que possuem uma elevada susceptibilidade à temperabilidade, através do trabalho a frio, como é o caso dos aços inoxidáveis (Secção 4). Desta forma, o ataque com reagente químico, tem como primeira função a remoção completa da camada amorfa para que depois a solução possa então reagir lentamente e revelar a estrutura metalográfica do metal [1].

Todavia, o primeiro passo realizado foi a observação da amostra polida, de maneira a se observar a forma e distribuição das inclusões, camada de óxidos, partículas não metálicas, morfologia da grafite e a geometria das fendas e dos poros pois, o ataque químico irá oculta-las.

Existem várias técnicas para a obtenção de diferentes taxas de reflexão e de absorção de luz para a observação dos constituintes microestruturais nas amostras polidas através do ataque químico da superfície do material. Estes devem ser aplicados poucas horas após o polimento a fim de se evitar a formação de uma camada de óxido.

Com o ataque químico e com o uso do reagente adequado é possível iniciar uma corrosão selectiva dos constituintes microestruturais. Cada constituinte apresenta um potencial eléctrico diferente, o constituinte mais electropositivo (ânodo) será mais facilmente atacado do que o constituinte mais electronegativos (cátodo), sendo os iões metálicos transportados do ânodo para o cátodo. Se o ânodo num sistema deste tipo for o provete, será retirado material do mesmo sem que ocorra deformação mecânica. Para baixos potenciais, 0 V a 10 V, dependendo do material, esta remoção será selectiva e

terá lugar apenas nos limites de grão, estando-se portanto numa situação de ataque electroquímico.

Consultando-se a bibliografia [1] e [48] verificou-se que para os aços inoxidáveis são indicados quatro tipos de reagentes: ácido oxálico, ácido hidroclorídrico, ácido nítrico e hidróxido de potássio. Analisando as observações existentes para cada um dos agentes, seleccionou-se o ácido oxálico, $(COOH)_2 \cdot 2H_2O$. Este reagente é composto por 10 % de ácido oxálico dissolvido em 100 ml de água destilada, sendo sugerida a aplicação de uma gama de tensões de 6 V a 8 V durante um período de 30 segundos. Este é um ácido de utilização geral para ataque químico aos aços inoxidáveis, especialmente para a revelação da austenite, dos limites de grão, carbonetos e a fase- σ , podendo também ser utilizado em aços inoxidáveis trabalhados a frio.

Antes de se observar a microestrutura no microscópio, e com a finalidade de se interromper o ataque procedeu-se à lavagem e desengorduramento da superfície com água corrente e álcool, removendo também os resíduos de reagente depositados e de forma a evitar a formação de sais ácidos que desfigurariam a superfície.

A análise do provete no microscópio mostrou que o ataque electroquímico havia revelado os limites de grão e os grãos de matriz austenítica característica deste tipo de material.



Figura 4.13 – Equipamento utilizado para se efectuar o ataque electroquímico.

4.2.4 Determinação do tamanho de grão ASTM

A técnica para determinar a dimensão do grão consiste em sobrepor uma linha de teste sobre a imagem da microestrutura em estudo, contando-se de seguida o número de intersecções dos limites de grão da microestrutura com a mesma. Esta linha de teste pode ser um segmento de recta ou um círculo, com comprimento conhecido, sendo o uso de círculos recomendado para se evitar o efeito da orientação preferencial dos grãos, minimizando-se, desta forma, o erro estatístico produzido.

Um dos métodos mais utilizados para a determinação do tamanho de grão é o Método de Abrams, usualmente conhecido como o método dos três círculos concêntricos. Este método, descrito na Norma ASTM E112-96 [48], consiste em traçar um conjunto de 3 círculos concêntricos igualmente espaçados entre si, cujo somatório dos seus perímetros perfaça 500mm, em cinco zonas distintas da micrografia. Posteriormente, é realizada a contagem das intersecções aos círculos em cada conjunto, esta contagem contém as seguintes nuances: para uma intersecção simples, isto é, entre o círculo e um limite de grão, é contabilizada uma intersecção; para uma intersecção na junção de três grãos, são contabilizadas duas intersecções. Depois de se realizar a contagem total do conjunto dos três círculos, verifica-se se o número total de intersecções se encontra entre as 70 e as 150 unidades. Se o número total se encontrar neste intervalo, poder-se-á iniciar a contagem dos restantes quatro conjuntos de círculos, caso não se verifique, deverá ser escolhida uma nova objectiva de ampliação por forma validar o ensaio. Uma vez finalizada a contagem dos 5 conjuntos de círculos, é calculada a média aritmética com base no número de intersecções determinado para cada um, de forma a obter o número médio de intersecções, \bar{N} , por 500 mm de perímetro.

Uma vez calculado este valor, e tendo em conta o factor de ampliação utilizado, procede-se ao cálculo do número do tamanho de grão. Este parâmetro é determinado directamente recorrendo ao gráfico contido na Norma ASTM E112-96. Neste gráfico, encontram-se incluídos os factores de ampliação mais utilizados, no entanto, no caso de ser utilizada uma ampliação não normalizada, para determinar o número do tamanho de grão é necessário calcular um novo número médio de intersecções, \bar{n} , que é dado pela seguinte expressão:

$$\bar{n} = \frac{\bar{N} \times Fa}{500} \quad (4.1)$$

onde, Fa é o factor de ampliação (por exemplo 100X).

Recorrendo ao gráfico citado anteriormente, o número do tamanho de grão é calculado com base no novo número de intersecções, \bar{n} , e na recta de ampliação 500X.

A análise feita às amostras estiveram subjacentes estes preceitos, preconizados na Norma ASTM E112-96 mas, a sua determinação foi efectuada por um método expedito que consiste na utilização de uma escala de tamanho de grão. Esta escala é colocada sob a amostra no microscópio óptico e, com uma ampliação de 100×, é observada a microestrutura e comparada com a impressa na escala. Segundo o fornecedor do equipamento de observação e aquisição de imagem é mediante a afinidade dos tamanhos de grão da escala com os da amostra que se determina o tamanho de grão.

O tamanho de grão é um parâmetro importante na obtenção de ligas com elevada resistência mecânica, pois com o aumento do número de tamanho de grão há necessariamente uma diminuição na área de fronteiras de grão por unidade de volume, reduzindo o efeito que as fronteiras de grão têm como ancoradouro às deslocações. Desta forma, também aumenta o percurso possível de uma deslocação e, consequentemente, assiste-se a um aumento da resistência à tracção do material. Enquanto as fronteiras de grão a baixas temperaturas actuam como barreiras à movimentação das deslocações promovendo o aumento da resistência, a elevadas temperaturas a resistência baixa devido à difusão e ao aumento da mobilidade das deslocações [49].

4.2.5 Discussão de resultados nos ensaios metalográficos

Nesta análise as amostras foram preparadas de acordo com a norma ASTM E3-01, sintetizando esta norma os pontos apresentados anteriormente. As amostras primeiramente foram cortadas segundo o plano transversal com um disco de corte refrigerado a água da marca *Struers*, modelo *Accutom-2*, equipamento apresentado na Figura 4.10. O embutimento foi realizado a quente e sobre pressão no equipamento da marca *Struers*, modelo *Labopress-1* (ver Figura 4.11) e utilizando uma resina acrílica termoplástica condutora *Struers Condufast*, indicada para se fazer o polimento e ataque electroquímico. O ciclo de cura teve um patamar de cerca de seis minutos para o aquecimento da resina, e da amostra, até a temperatura de 180 °C com uma pressão de 35 MPa e, após esse tempo, procedeu-se ao arrefecimento do bloco até uma temperatura

próxima da ambiente num intervalo de tempo de três minutos. Estes patamares estão indicados no manual de funcionamento da máquina supracitada.

O desbaste e o polimento das várias amostras analisadas foi feito numa polideira de marca *Struers*, modelo Rotopol-21 de disco giratório, com alimentação contínua de água e com velocidade de rotação regulável (Figura 4.12). O meio abrasivo utilizado durante a fase de desbaste foi constituído por lixas de carbonetos de silício (SiC papers), que se montam no disco giratório da máquina através de um dispositivo apropriado. A sequência granulométrica utilizada foi: P-500, P-800, P-1000, P-1200 e P-2400. Durante a utilização destas lixas trabalhou-se a uma velocidade de rotação de cerca de 300 r.p.m..

O polimento final das amostras, com o objectivo de se obter um acabamento espelhado, foi feito numa primeira fase com pasta de diamante de 3 μm sobre um pano de tipo normal, para a observação ao microscópio metalográfico de inclusões e, numa segunda fase, pasta de diamante de 1 μm sobre um pano de tipo fino, ambas a uma velocidade de rotação de cerca de 150 r.p.m.. Entre cada uma das operações intermédias de polimento procedeu-se à lavagem da superfície da amostra em água corrente e à sua limpeza com algodão embebido em álcool, a fim de se inspeccionar no microscópio.

O ataque químico das amostras analisadas foi efectuado de acordo com a norma ASTM E407-07 no equipamento da marca *Struers*, modelo Lectropol-5 (Figura 4.13), durante dois períodos distintos. O primeiro período de 15 segundos para permitir identificar a existência da fase ferrítica e a precipitação de carbonetos e o segundo período de 60 segundos para permitir observar a microestrutura do material. Em ambos os períodos agitou-se o provete para se promover a renovação do electrólito na zona imediatamente abaixo da superfície a contrastar e para manter uniforme a concentração do reagente em toda a superfície atacada.

O resultado obtido para a amostra do aço 1.4404, observada ao microscópio metalográfico antes do ataque electroquímico, revelou tratar-se de uma microestrutura de matriz austenítica com pequeno número de inclusões de silicatos e alguma precipitação de carbonetos, visível na Figura 4.14. Nas restantes figuras observadas após o ataque electroquímico, Figura 4.15 a Figura 4.17, mostram-se aspectos da microestrutura tais como maclas e grãos austeníticos, salientando-se na Figura 4.17 a precipitação de alguns carbonetos. Na Figura 4.15 observa-se algumas linhas

horizontais sendo estas linhas de deformação oriundas do processo de fabrico, a laminagem.

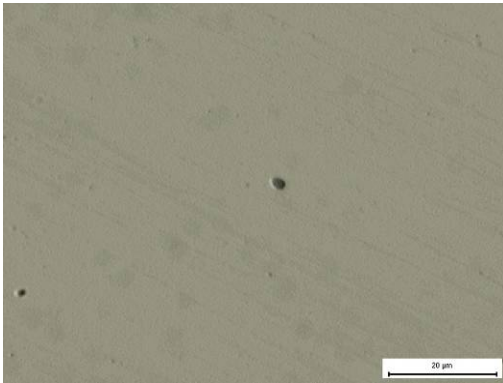


Figura 4.14 – Aspecto do aço 1.4404 antes do ataque, com inclusões.

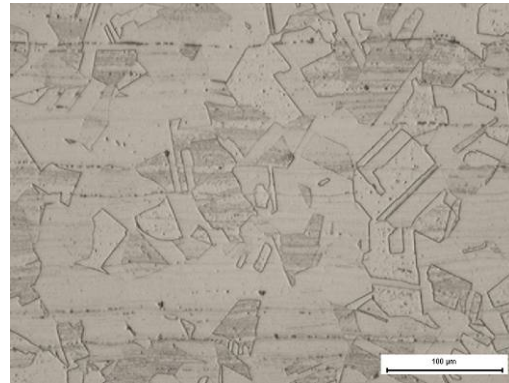


Figura 4.15 – Linhas de deformação do aço 1.4404.

O resultado obtido para a amostra do aço 1.4376 antes do ataque electroquímico revelou precipitações de óxido de titânio e sulfureto de manganês na microestrutura (Figura 4.18). Após 15 segundos de ataque electroquímico revelaram-se algumas precipitações de carbonetos nos limites de grão dispersos na matriz austenítica (Figura 4.19) e verificou-se também a existência de ferrite alinhada segundo as linhas de deformação (laminagem), ver Figura 4.20 e Figura 4.21. A confirmação da existência de ferrite na microestrutura foi efectuada com auxílio de um ímã pois, na presença de ferrite o aço inoxidável austenítico torna-se ferromagnético, ficando susceptível à influência de campos magnéticos. Tal fenómeno verificou-se na amostra do aço 1.4376, tendo este sido atraído pelo ímã, embora a atracção verificada tenha sido ligeira.

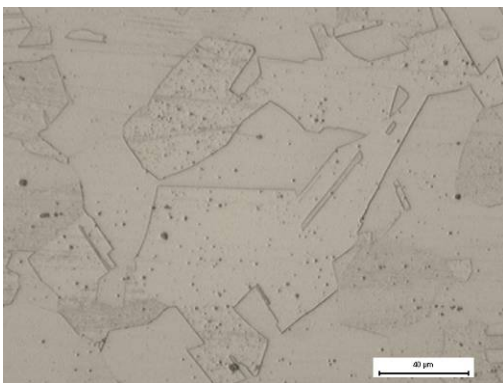


Figura 4.16 – Microestrutura austenítica do aço 1.4404 com algumas maclas.

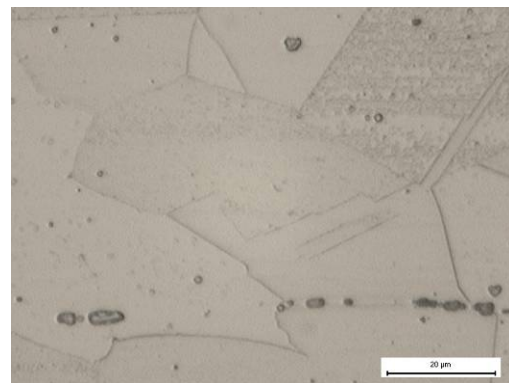


Figura 4.17 – Precipitação de carbonetos na microestrutura do aço 1.4404.

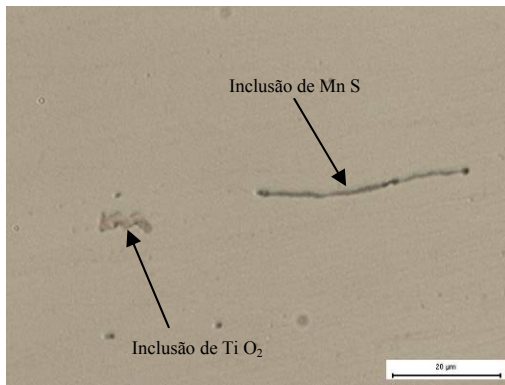


Figura 4.18 – Observação de inclusões de óxidos de titânio e sulfureto de manganês no aço 1.4376, antes do ataque químico.

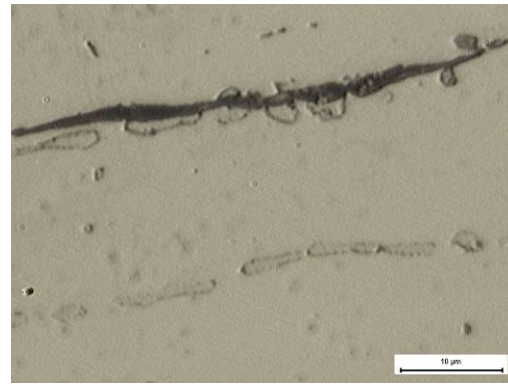


Figura 4.19 – Aspecto da fase ferrítica após 15 segundos de ataque electroquímico do aço 1.4376.

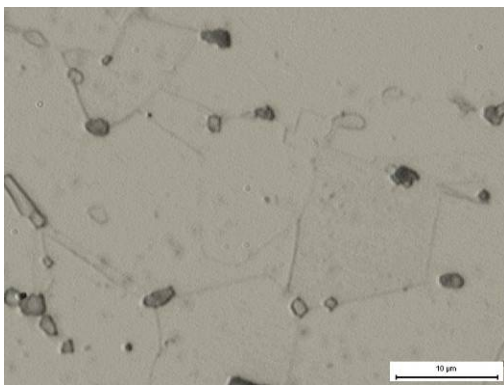


Figura 4.20 – Carbonetos precipitados em redor dos grãos, revelados após 15 segundos de ataque electroquímico.

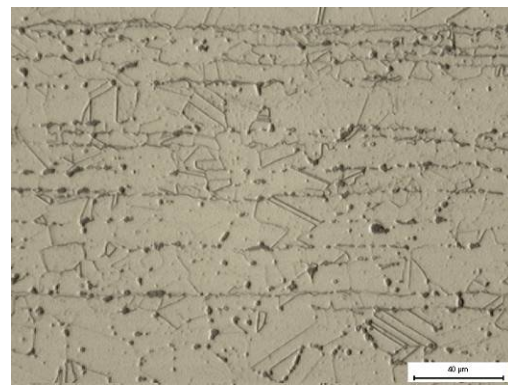


Figura 4.21 – Observação do grão austenítico com algumas maclas e das linhas de deformação do material.

O tamanho de grão para ambas as amostras foi determinado com recurso à escala de tamanho de grão, estando os resultados obtidos para as duas amostras indicados no Quadro 4.3. Os resultados obtidos estão dentro do que era expectável para estes materiais. Contudo, o resultado do índice de tamanho de grão ASTM e a presença de ferrite na microestrutura do aço 1.4376 foram dois factores que apresentaram uma maior divergência face aos resultados esperados.

O resultado do índice de tamanho de grão ASTM para a amostra do aço 1.4404 apresentou variações significativas entre os resultados apresentados em [1] e os agora determinados. As diferenças registadas traduzem-se numa variação da microestrutura com grão de grandes dimensões para os primeiros resultados e uma estrutura de grão fino para os agora obtidos. Esta diferença poderá ser atribuída aos métodos utilizados pois, em [1] a contagem foi efectuada com os preceitos da norma ASTM E112-96, que é passível de enganos, e para os resultados aqui apresentados foi utilizado uma escala de

tamanho de grão. Contudo, é impossível afirmar qual dos resultados é o correcto, sendo doravante utilizados os resultados obtidos e apresentados no Quadro 4.3.

Quadro 4.3 – Tamanho de grão das amostras segundo a ASTM E112-96^{e2}

	1.4404	1.4376
Tamanho de grão – G	2 e 3	8
Diâmetro médio do grão – d	127,0 μm	22,5 μm

4.3 Análise química

Na sequência da campanha experimental realizaram-se ensaios para a determinação da composição química das amostras dos aços inoxidáveis austeníticos 1.4404 e 1.4376. Esta análise foi efectuada de acordo com procedimento interno do Laboratório de Ensaios de Materiais e Revestimentos Inorgânicos do Núcleo de Materiais Metálicos do Laboratório Nacional de Engenharia Civil, sendo este procedimento uma adaptação da metodologia preconizada na Norma E1086-94 [47].

4.3.1 Procedimento

Este método, específico para os aços inoxidáveis, baseia-se na análise de espectrométrica de emissão óptica por faísca e visa determinar a concentração dos seguintes elementos: *Cr; Ni; Mb; Mn, Si, Cu, C, P, S*. Para tal, a partir de um eléctrodo é produzida uma descarga eléctrica sobre a superfície da amostra, forçando esta a libertar para uma atmosfera inerte partículas contendo os constituintes da liga. Estes constituintes irão ser arrastados pela atmosfera para os analisadores para ser posteriormente analisada, em termos relativos, a concentração de cada constituinte.

A atmosfera, para permitir uma boa excitação da amostra e a não contaminação das partículas libertadas, é constituída por Árgon com um grau de pureza de 99,998%, tal como preconizado em [47]. O eléctrodo para a produção da descarga eléctrica deverá ter um diâmetro entre 3 mm e 6 mm e ser constituído de tungsténio.

Antes de cada utilização o equipamento foi calibrado com materiais de referência, com uma composição similar à do material a ensaiar, homogéneos e livres de vazios ou porosidades. Esses materiais de referência devem contemplar as gamas expectáveis para os vários elementos químicos constituintes do aço, sendo que no

mínimo são necessários três elementos químicos. A superfície da amostra deverá ser preparada para que apresente um polimento superficial semelhante à do material de referência.



Figura 4.22 – Equipamento utilizado para a determinação da composição química

A análise química das amostras analisadas foi realizada num equipamento da marca Spectro (Figura 4.22) que, para além de se determinar os elementos acima descrito, também possibilitou a determinação da concentração de Azoto (*N*), sem que tenha sido necessária uma nova calibração.

4.3.2 Discussão dos resultados

Os resultados obtidos na determinação da composição química das amostras supracitadas encontram-se no Quadro 4.4. Pode verificar-se que, como expectável, o aço 1.4404 apresenta grandes quantidades de crómio e níquel, e que o aço 1.4376 apresenta o crómio e o manganês como sendo os elementos em maior percentagem. Os valores apresentados para estes elementos, e para os restantes, estão dentro dos intervalos especificados pelo fabricante do aço e pelas referências bibliográficas.

Quadro 4.4 – Resultados da análise química em percentagem.

Amostra	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu	V	N
1.4404	0,05	0,37	1,30	0,03	0,004	17,34	2,23	11,11	0,22	0,07	0,08
1.4376	0,05	0,34	6,54	0,02	0,001	18,31	0,10	4,40	0,16	0,06	0,18

Com estes dados, e fazendo uso da fórmulas empíricas apresentadas nas equações (3.1) e (3.2) que visam a determinação do teor equivalente de níquel e cromo, respectivamente, obteve-se para o aço 1.4404 um teor de níquel equivalente de 15% e um teor de cromo equivalente de 22% que, após consulta do diagrama de Shaeffler, se constatou que se trata de uma estrutura austenítica com 5% de ferrite. Fazendo um exercício semelhante para o aço 1.4376 obteve-se: para o um teor de níquel equivalente de 14% e um teor de cromo equivalente de 19% indicando que se trata de uma estrutura 100% austenítica. Experimentalmente o aço que revelou ferrite na sua microestrutura e apresentou um comportamento ferromagnético foi o aço 1.4376 e não o aço 1.4404, indicando que os resultados obtidos com base nas equações empíricas estão discordantes com os obtidos experimentalmente. Recorda-se que, como foi dito na secção 4, a existência de ferrite na estrutura metalúrgica é benéfico para a mitigação da fissuração a quente.

A Figura 4.23 indica a localização destes materiais no diagrama de Shaeffler, sendo também possível observar sobre o mesmo diagrama a posição relativa dos mesmos aços obtidas a partir de outras fontes.

Fazendo uso destes resultados e das equações empíricas (3.3) e (3.4) para a determinação da tensão de cedência e de rotura prevê-se que o aço 1.4404 possua uma tensão de cedência ($\sigma_{0,2\%}$) de 305 MPa e uma tensão de rotura (σ_{rot}) de 626 MPa e que o aço 1.4376 possua uma tensão de cedência ($\sigma_{0,2\%}$) de 401 MPa e uma tensão de rotura (σ_{rot}) de 648 MPa.

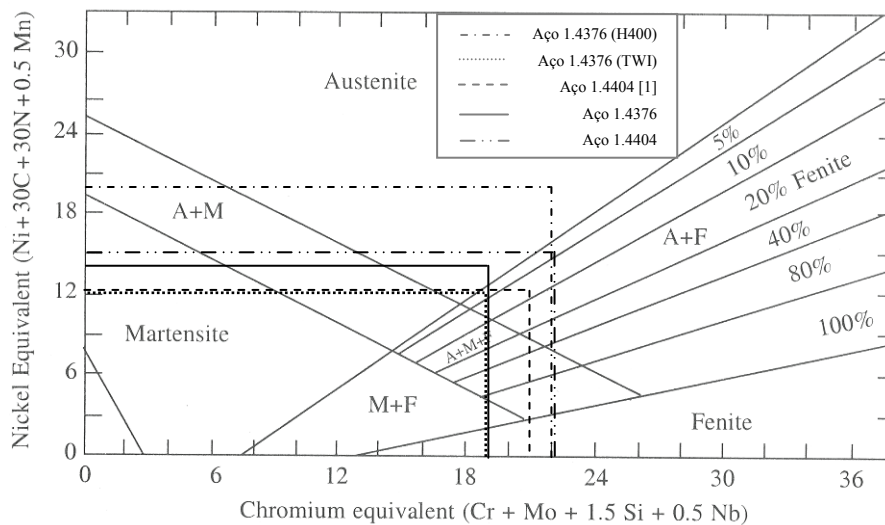


Figura 4.23 – Diagrama de Shaeffler indicando as posições relativas de vários tipos de aço

Os valores obtidos a partir das equações empíricas são ligeiramente inferiores aos indicados na literatura, cifrando-se esta diferença em cerca de 20 MPa. Contudo, considera-se satisfatória esta aproximação pelo facto de ser mais conservativa, salientando-se que os valores indicados na literatura (nomeadamente no relatório da TWI e no catálogo do fabricante do aço 1.4376) serão os utilizados para fins de cálculo, pois foram obtidos por vias experimentais e não empíricas.

5 Análise de tensões

Para a realização dos ensaios mecânicos de tracção, fluência e fadiga, previstos no plano de trabalhos do projecto de I&D da FCT PTDC/EME-PME/67071/2006 onde esta tese se enquadra, torna-se necessário efectuar a definição *à priori* da geometria dos provetes a ensaiar, bem como, determinar e verificar qual a carga máxima a aplicar nos provetes de fluência.

5.1 Provede de fadiga

A geometria do provede para a determinação da vida à fadiga do material foi determinada com base na norma ASTM E647-00 [44]. Esta norma define a geometria do provede a partir de relação entre as dimensões, estando estas evidenciadas na Figura 5.1.

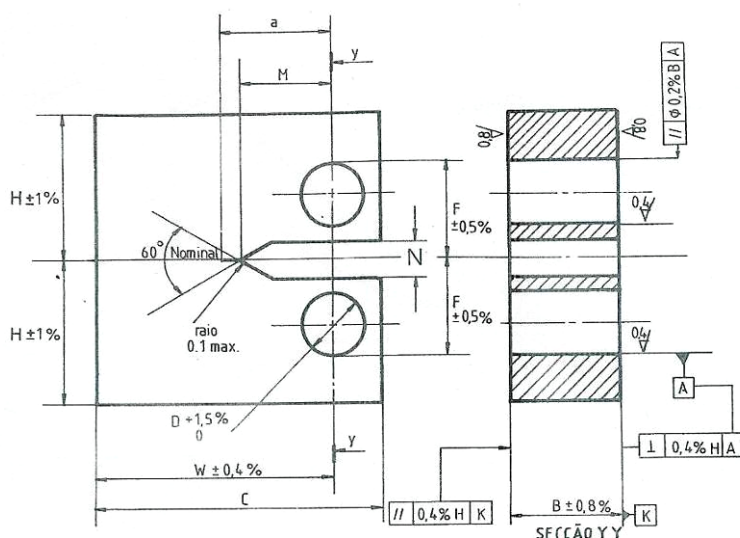


Figura 5.1 – Definição da geometria do provede tipo compacto (CTS) [52].

onde W é a largura útil; C é a largura total ($1,25W$); B é a espessura ($0,5W$); D é o Diâmetro do orifício do pino ($0,25W$); H é a semialtura ($0,6W$); F é o comprimento da aplicação da carga ($1,6D$); M é o comprimento do entalhe (de $0,25W$ a $0,40W$); a é o comprimento efectivo da fissura (de $0,45W$ a $0,55W$); N é a largura do entalhe ($0,065W$).

Na definição da geometria dos provedes escolheu-se uma largura útil (W) de 26,10 mm, estando as restantes dimensões indicadas na Figura 5.2. Pode observar-se

que as dimensões estão aproximadamente coincidentes com as relações entre dimensões indicadas na norma [44]. Contudo, a dimensão do furo (D) utilizada para a aplicação das cargas e a dimensão da espessura (B) não foram respeitadas. A primeira alteração foi imposta pela dimensão cavilha utilizada para a aplicação das cargas de ensaio pois, esta peça já existente no laboratório de ensaios foi produzida em INCONEL 718 com diâmetro exterior de $\phi 7$ mm. Todavia, esta alteração não tem consequências na resistência do provete nem nas conclusões que se poderão tirar dos resultados de ensaio.

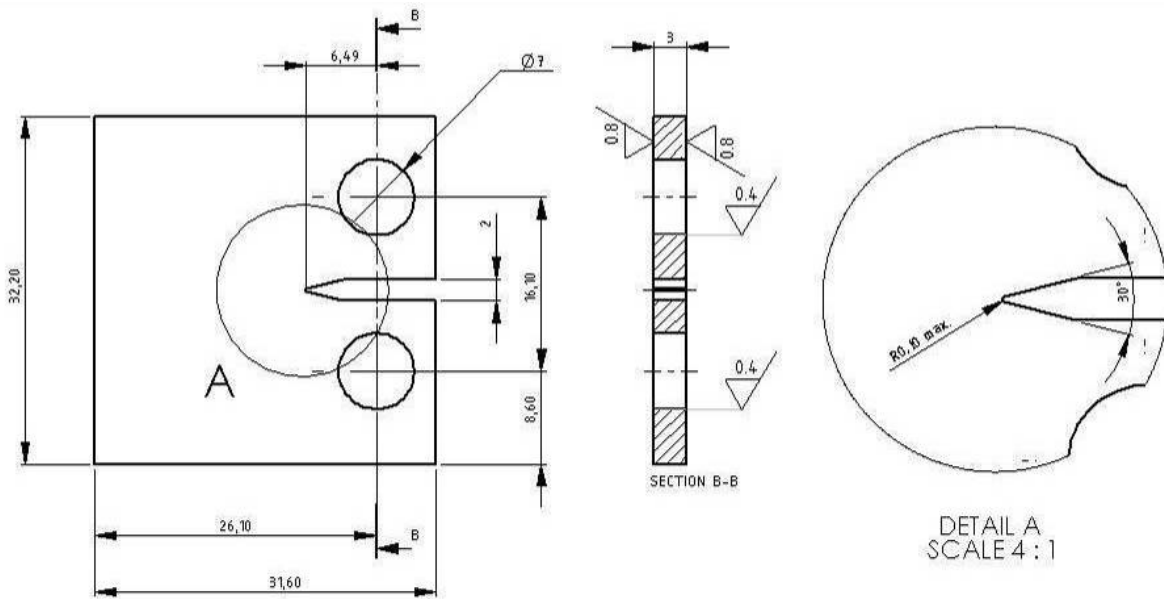


Figura 5.2 – Geometria utilizada para o provete tipo compacto (CTS).

A alteração da espessura indicada na norma foi imposta pelo material a ensaiar pois, este foi fornecido com uma dimensão específica de cerca de 3 mm. Para se poder cumprir com as relações entre dimensões preconizadas na norma a partir da dimensão da espessura seria obtido um provete com uma largura útil de 6 mm, impraticável para ensaio. Com a alteração desta dimensão é de esperar que o comportamento à fadiga do material seja influenciado, uma vez que desta depende quer a tenacidade do material (K_c) quer o estado (de deformação plana ou plano de tensões) em que se dá a propagação da fenda.

No estado plano de deformação, para o mesmo valor nominal de ΔK , a fenda propaga-se com maior velocidade do que no estado plano de tensões, porque o mecanismo de rotura é essencialmente contínuo, com ocorrência de menor plasticidade e predominantemente em modo I, enquanto que em estado plano de tensões a

propagação dá-se em modo misto (I e II). Deste modo, o valor de K_I existente na extremidade da fenda é menor e a velocidade de propagação reduzir-se á. Em conclusão, o expoente m , na equação que exprime a lei de Paris $\left(\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m\right)$, será mais elevado nas espessuras mais elevadas (estado plano de deformação) e mais baixo nas espessuras baixas (estado plano de tensões) (Figura 5.3).

Para as espessuras muito finas (inferiores a 4 mm) o estado plano de tensões é predominante. Neste caso a transição para o estado de deformação plana ou não se verifica, ou dá-se para valores muito baixos de ΔK , no modo I de propagação. Nas espessuras muito elevadas é possível assegurar um estado plano de deformação em todos os regimes de propagação, podendo a propagação instável ser caracterizada pela tenacidade K_{IC} . Nas espessuras intermédias, em que se verifica a transição do estado plano de extensões para o estado plano de tensões o diagrama da/dN , ΔK deve ter o andamento representado na Figura 5.3, apresentando uma redução na inclinação da recta a partir do valor de ΔK de transição entre os dois modos de propagação [1].

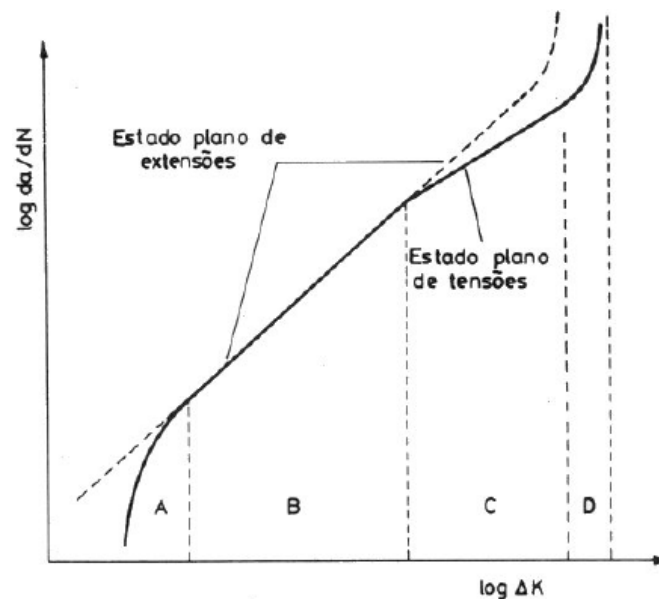


Figura 5.3 – Transição do estado plano de extensões para o estado plano de tensões.

5.2 Provette de fluência e de tracção

5.2.1 Verificação analítica

A geometria adoptada para os provetes de fluência e de tracção são semelhantes, ambas se encontram definidas de acordo com as recomendações da norma DIN 50114 [53], aplicável a provetes de chapa de pequena espessura, que à semelhança do provete de fadiga, tem uma espessura de cerca de 3 mm. A geometria utilizada está evidenciada na Figura 5.4.

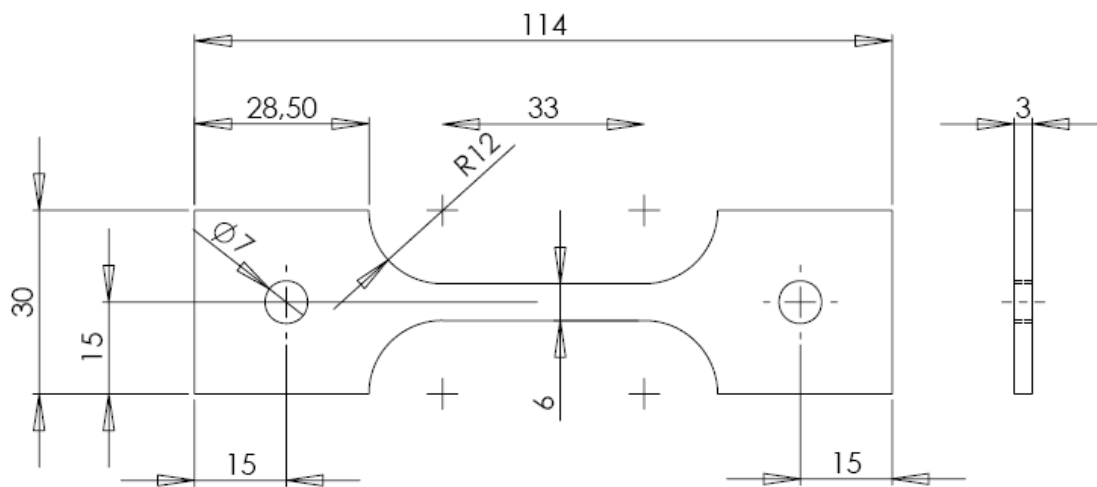


Figura 5.4 – Dimensões do provete utilizado para os ensaios de fluência e tracção.

Com o ensaio de tracção pretende-se determinar o módulo de elasticidade, tensão de cedência, tensão de rotura e o alongamento do respectivo material, sendo para o efeito o provete carregado até a sua rotura total.

No ensaio de fluência pretende-se determinar qual a velocidade de fluência do material. Este ensaio consiste em submeter um provete normalizado a uma tensão (força) de tracção ou compressão constante a temperatura constante, durante um determinado período de tempo previamente definido. Para que no decorrer deste ensaio seja facilmente observável a velocidade de fluência é necessário aplicar uma força ao provete próxima da que irá originar valores de tensão semelhantes à tensão de cedência, assim, torna-se necessário definir essa força.

Deste modo, para a determinação da força a aplicar foi utilizada a expressão indicada em (5.1)

$$\sigma_{aplicada} \leq \sigma_{0,2\%} \quad (5.1)$$

Como $\sigma_{aplicada} = \frac{F}{A}$, substituindo em (5.1) vem que a força máxima a aplicar é determinada pela expressão (5.2).

$$F \leq \sigma_{0,2\%} \times A \quad (5.2)$$

No caso de se tratar de tensões de corte esta expressão assume a seguinte forma:

$$F \leq \frac{\sigma_{0,2\%}}{\sqrt{3}} \times A \quad (5.3)$$

O valor adoptado para a tensão de cedência é o indicado no relatório [39], sendo este de: $\sigma_{0,2\%} = 420 \text{ MPa}$. As áreas a considerar são as correspondentes às secções críticas, indicadas na Figura 5.5, estando no Quadro 5.1 indicado o seu valor.

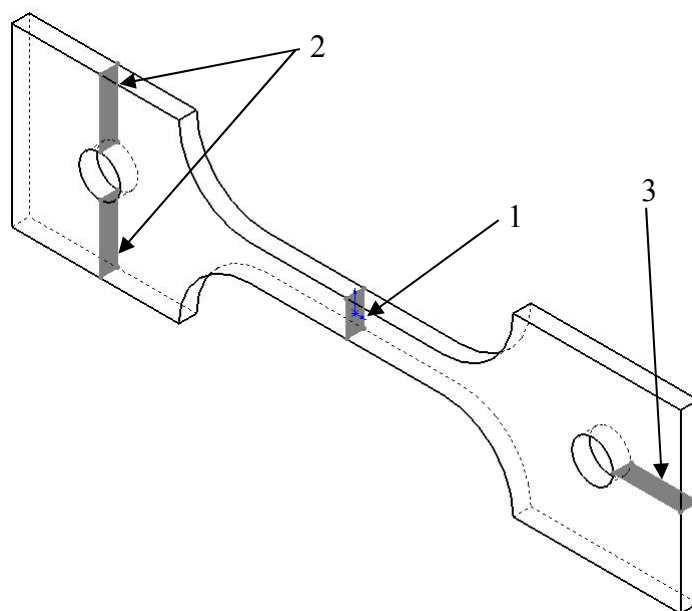


Figura 5.5 – Zonas resistentes consideradas.

Quadro 5.1 – Identificação e quantificação das zonas resistentes.

Zona	Descrição	Área [m ²]
1	Zona central resistente à tracção	18×10^{-6}
2	Zona de aplicação de carga resistente à tracção	69×10^{-6}
3	Zona de aplicação de carga resistente ao corte	$34,5 \times 10^{-6}$

Assim, substituindo estes valores na expressão (5.2) e (5.3) obteve-se os seguintes valores de força a aplicar:

Quadro 5.2 - Força máxima a aplicar nas secções consideradas.

Zona	Área [m²]	Força a aplicar [N]
1	18×10^{-6}	7560
2	69×10^{-6}	28980
3 ²⁰	$34,5 \times 10^{-6}$	14490

Com estes resultados verifica-se que a força máxima a aplicar, e a considerar, é a da zona central resistente à tracção, sendo esta de 7560 N.

Dado que a máquina de ensaios de fluência existente no laboratório de ensaios mecânicos utiliza um sistema de alavanca para a aplicação das forças no provete com uma razão entre braços de 1:8,8, a carga física a colocar no prato será de 859 N (aproximadamente 86 kg).

5.2.2 Verificação numérica

Para a verificação dos resultados obtidos analiticamente, foi realizado um estudo sob o modelo numérico do provete. Neste estudo, realizado em *COSMOSWorks*, utilizaram-se condições de fronteira e de carregamento semelhantes às que serão aplicadas ao provete durante os ensaios. Deste modo, encastrou-se um dos furos do provete tendo-se no outro aplicado a força com a magnitude anteriormente obtida, 7560 N, no sentido longitudinal do provete.

Foi utilizada uma malha com elementos tetraedricos²¹ sólidos com uma dimensão aproximada de $1,408^{+0,07}$ mm, ver Figura 5.6. Com os resultados obtidos numericamente verificou-se uma similaridade com os resultados obtidos através do modelo teórico. Os resultados numéricos para a tensão encontram-se evidenciados na Figura 5.7.

²⁰ Esta secção está sujeita a tensões de corte, logo, foi utilizada a expressão (5.3)

²¹ O *COSMOSWorks* apresenta a limitação de só utilizar elementos deste tipo.

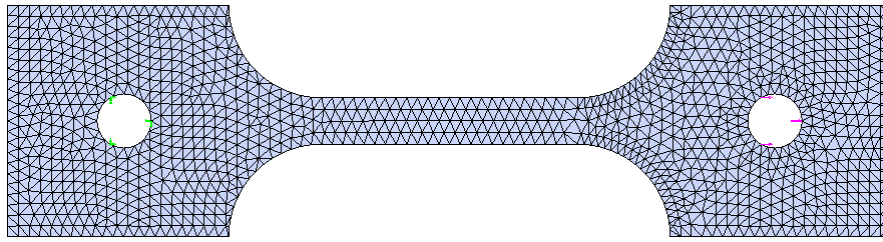


Figura 5.6 – Malha criada para o estudo.

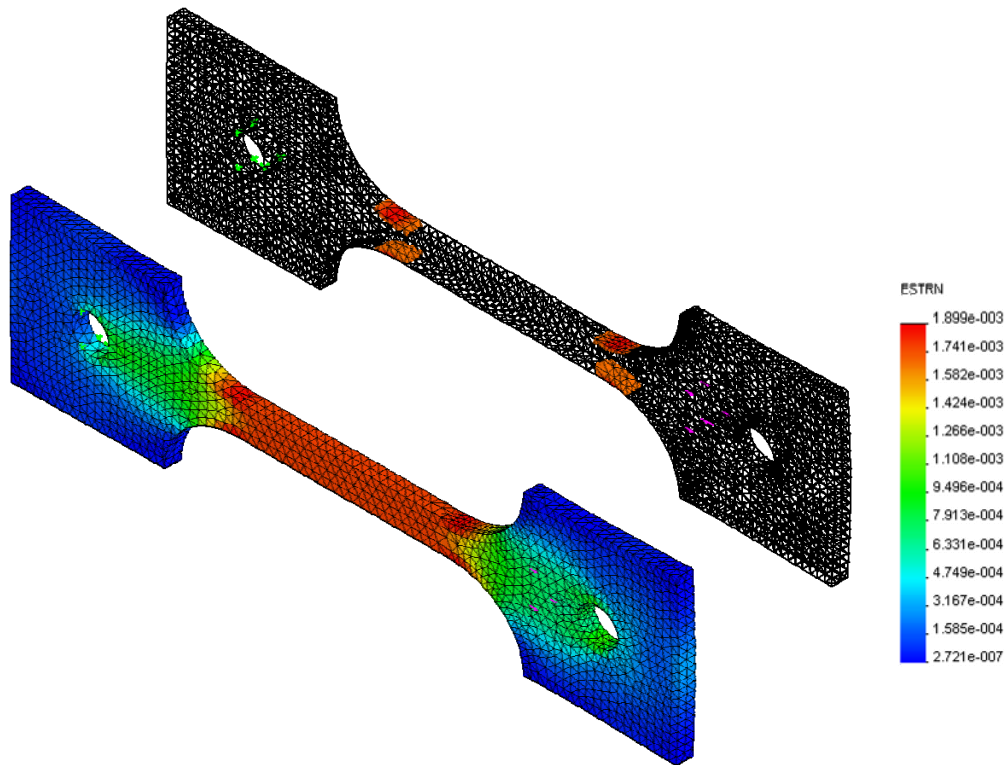


Figura 5.7 – Resultados obtidos (tensões).

Como se pode observar, na zona de transição de geometria do provete existem valores de tensão cerca de 10% superiores a tensão de cedência, ver Figura 5.7, estando este aumento de tensão associado ao factor de concentração de tensões que existe na mudança de secção. Contudo, consultando a figura A-15-5 da bibliografia [54] verificamos que este valor está dentro do expectável para a transição de geometria em causa.

5.3 Verificação da geometria das amarras

Na secção anterior determinou-se analiticamente a força máxima a aplicar aos provetes de fluência, fabricados no aço 1.4376. A aplicação desta força ao provete será efectuada

através de um sistema mecânico constituído por amarras e cavilhas, cujo projecto foi efectuado pelo fabricante das mesmas, assim, achou-se necessário verificar o comportamento destas.

Este sistema de amarras e cavilhas foi fabricado em INCONEL 718, estando a sua composição química, propriedades físicas e mecânicas evidenciadas no Quadro 5.3, no Quadro 5.4 e no Quadro 5.5, respectivamente.

Quadro 5.3 – Composição química percentual do INCONEL 718 [55].

Ni	Cr	Nb	Mo	Ti	Co	Al	Mn	Si
50-55	17-21	4,75-5,5	2,8-3,3	0,65-1,15	1	0,2-0,8	0,35	0,35

Quadro 5.4 – Propriedades físicas do INCONEL 718 [55].

Massa específica [kg/dm^3]	Coef. expansão térmica [$\mu/m \cdot K$]	Condutibilidade térmica [$W/m \cdot K$]	Calor específico [$J/kg \cdot K$]	Temperatura de fusão [$^{\circ}C$]
8,18	13,0	11,4	435	1260-1336

Quadro 5.5 – Propriedades mecânicas do INCONEL 718 [55].

Tensão de cedência $\sigma_{0,2\%}$ [MPa]	Tensão de Rotura σ_{Rot} [MPa]	Modulo de Elasticidade [GPa]	Dureza HRC	Alongamento percentual
1036	1240	211	36	12

5.3.1 Verificação da cavilha

Neste sistema, a aplicação da força de ensaio ao provete é efectuada através de uma cavilha, constituída pelo material acima indicado, possuindo esta um diâmetro de $\phi 7$ mm. A verificação do dimensionamento da cavilha foi efectuada de um modo semelhante à verificação do provete, ou seja, utilizando a expressão (5.3). Neste caso, tendo uma tensão de cedência de $\sigma_{0,2\%} = 1036 \text{ MPa}$ e uma secção resistente de $A = 76,97 \times 10^{-6} \text{ m}^2$ ²², verificou-se que a força a aplicar para que ocorra a cedência do material é de: $F = 46040 \text{ N}$.

²² A área considerada para o presente estudo foi a resistente ao corte, ou seja, $A = 2 \times \pi D^2 / 4$.

Esta força é seis (6) vezes superior à que será aplicada ao provete, logo, este elemento irá resistir às solicitações pretendidas.

5.3.2 Verificação do bloco da amarra

Como se constatou para a cavilha, o elemento menos resistente do sistema, é requerida uma força muito superior à aplicada no provete para que ocorra a cedência destes elementos. Assim, como o bloco da amarra apresenta uma área resistente de maiores dimensões, é esperado deste componente um comportamento mais do lado da segurança.

Com tal, para a verificação deste pressuposto foi construído o modelo geométrico do bloco da amarra para verificação do nível de concentração de tensões nas zonas de mudança de secção e na zona do entalhe dos fios de rosca.

O estudo realizado em *COSMOSWorks* utilizou condições de fronteira semelhantes às que serão aplicadas ao provete durante os ensaio, isto é, foi restringido o movimento aos cinco primeiros fios de roscas²³ e foi aplicada a condições de carregamento de ensaio nos furos para a passagem da cavilha.

Para o estudo foi utilizada uma malha com elementos tetraédrico, do mesmo tipo de elementos utilizado para a análise dos provetes, com uma dimensão aproximada de $2,583^{\pm 1,29} \text{ mm}$. Nas zonas de mudança de secção e nos cinco primeiros fios de rosca foram utilizados elementos de menor dimensão, ver a Figura 5.8 e a Figura 5.9.

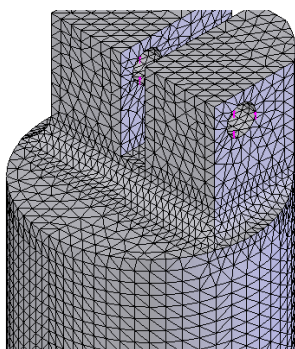


Figura 5.8 - Malha na zona de mudança de secção.

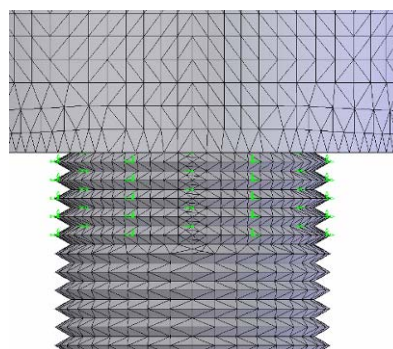


Figura 5.9 - Malha nos fios de rosca

²³ Só foram considerados os cinco primeiros fios de rosca porque na prática verifica-se que somente os primeiros é que se encontram a resistir às acções provocadas pela força.

Os resultados obtidos numericamente para a força de ensaio, em termos de tensões podem ser observados na Figura 5.10, Figura 5.11. Estas evidenciam que a força de 7560 N não é suficiente para provocar o colapso da amarra.

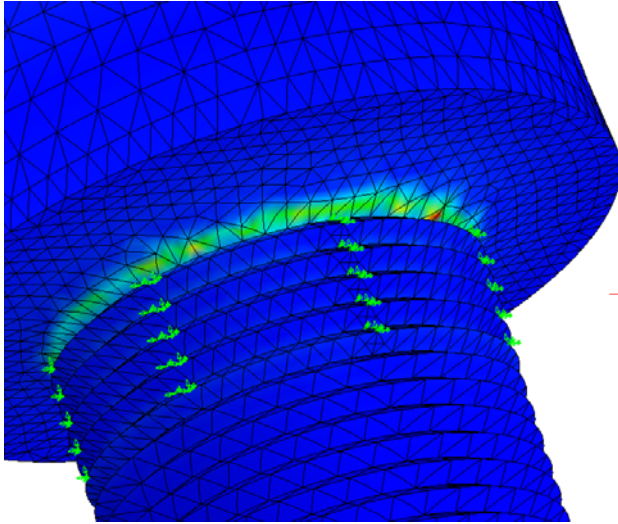


Figura 5.10 – Local onde a tensão é máxima.

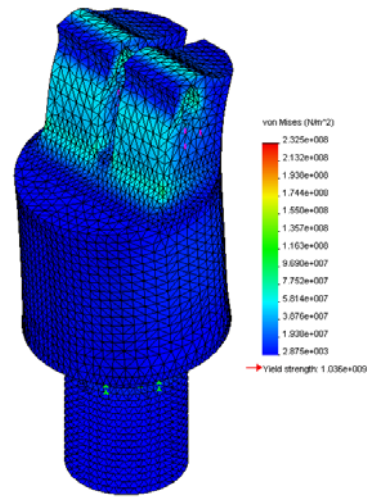


Figura 5.11 – Campo de tensões.

6 Análise do escoamento no interior da conduta

6.1 Generalidades

A análise do escoamento no interior da conduta foi realizada através da utilização do programa COSMOS/FloWorks. Este programa funciona associado ao SolidWorks e, tratando-se este último de uma ferramenta versátil para a modelação de geometrias, aproveita as capacidades de modelação deste software base para a criação das geometrias a estudar. Para o presente estudo utilizou-se esta versatilidade que os softwares embebidos possuem, tendo-se modelado nesta ferramenta de CAD a geometria da conduta e do isolamento que reveste a mesma, os modelos obtidos encontram-se evidenciados na Figura 6.1 e na Figura 6.2, respectivamente.

Após a criação da geometria foi necessário definir/atribuir um conjunto de propriedades de material, referentes aos materiais que constituem o modelo criado, bem como, definir as condições de fronteira de todo o problema. A descrição destas condições é apresentada nas secções seguintes.

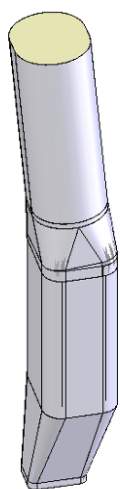


Figura 6.1 – Modelo geométrico da conduta

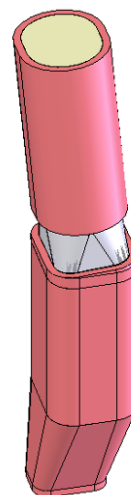


Figura 6.2 – Modelo geométrico da conduta com o isolamento

Para a determinação da solução numérica do problema, o COSMOS/FloWorks utiliza uma malha cartesiana cujos planos são paralelos aos eixos ordenados do domínio (malha estruturada), utilizando para o efeito a resolução numérica por via da utilização das diferenças finitas centrais com o método de volume finito para a difusão, e o método das diferenças finitas a montante (upwind) de segunda ordem, baseado na aproximação

QUICK e no método *TVD* (*Total Variation Diminishing*), para a aproximação dos fluxos convectivos. Esta solução numérica é efectuada sobre o sistema de equações formulado a partir das equações de transporte, conjugadas com as equações do modelo de turbulência $k - \varepsilon$.

Para que a solução numérica seja o mais aproximada da realidade, este programa determina de modo automático, através do cálculo do número de Reynolds, o regime de escoamento que se está a desenvolver (tendo o utilizador também a possibilidade de impor um determinado regime de escoamento) no fluido, bem como na zona da camada limite por via do modelo de turbulência. Na zona da camada limite, e de acordo com as explicações dadas nos manuais do programa, este efectua também automaticamente o refinamento de malha e a determinação do valor das grandezas físicas e termodinâmicas através das alterações introduzidas à formulação do modelo de turbulência. Para as zonas do escoamento onde, entre volumes contíguos, os gradientes das grandezas são baixos o programa efectua a agregação destes afim de reduzir o número de volumes de controlo e conseqüentemente o tempo de cálculo.

6.2 Propriedades físicas dos diversos meios

O objecto em estudo é uma conduta de evacuação dos produtos da combustão que é composta por aço inoxidável no interior, e revestida com isolamento térmico e chapa rebitada pelo exterior. Os produtos da combustão que constituem o fluido que passa no interior da mesma derivam da queima de uma mistura combustível em regime de combustão pobre.

6.2.1 Conduta

O interior da conduta é constituído por chapas de aço inoxidável 1.4404 com uma espessura aproximada de 3,7 mm. Este tipo de aços é caracterizado por ter um coeficiente de condutibilidade térmica à temperatura ambiente de aproximadamente $15 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$, variando o mesmo de acordo com a Figura 6.3 [14]. Para além da chapa interior da conduta, também foi considerado que os silenciadores colocados no interior da mesma, em contacto com o fluido, eram constituídos com o mesmo material.

6.2.2 Isolamento

Com os dados disponíveis para este estudo, não foi possível aferir qual era o material constituinte do isolamento térmico, nem a sua espessura. Contudo, estimou-se que este seria constituído por uma lã mineral com uma espessura de cerca de 200 mm. De acordo com a bibliografia [58] este material apresenta uma condutibilidade térmica de $0,045 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$. Salienta-se que devido a falta de informação disponível sobre esta conduta em particular, este valor foi atribuído inicialmente de modo empírico mas, durante o estudo verificou-se que a temperatura na parede exterior da conduta superior, na zona de referência, é semelhante à medida em estudo prévio [1], tendo a espessura sido alterada de modo a satisfazer a condição nessa zona.

Relativamente à chapa exterior que dá resistência mecânica ao isolamento não foi modelada nem considerada pois, sendo esta de pequena espessura e admitindo-se que está à temperatura ambiente, é expectável que a face do isolamento que está em contacto com esta esteja também à temperatura ambiente.

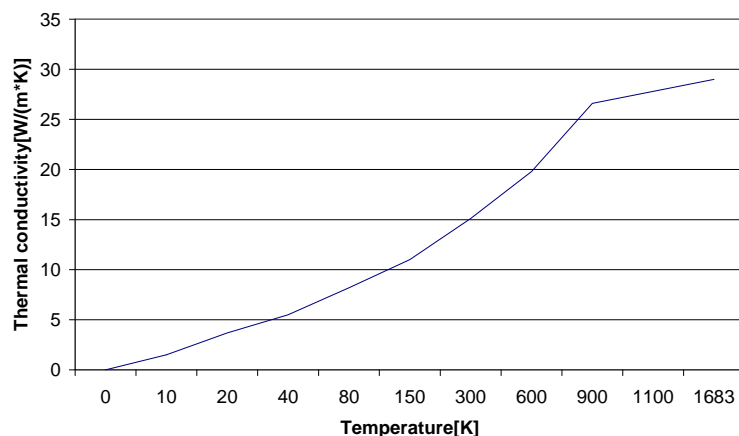


Figura 6.3 – Variação da condutibilidade térmica dos aços inoxidáveis [14]

6.2.3 Fluido

Devido ao regime de combustão que se dá na turbina, combustão pobre, considerou-se que os produtos da combustão que constituem o fluido são aproximadamente iguais ao ar pois, como é dito na secção 1.4.2, cerca de 70% do azoto atravessa a turbina sem ser modificado. Deste modo, para o cálculo das velocidades à entrada e à saída da conduta recorreu-se às tabelas que vêm mencionadas na bibliografia referentes à massa específica do ar.

Para a modelação numérica utilizou-se o ar, tendo as propriedades do mesmo sido atribuídas automaticamente ao fluido através da base de dados do programa em questão.

6.3 Definição das condições de fronteira

Na secção 1.4.2 desta tese já se apresentaram algumas das condições de fronteira a impor ao modelo numérico, todavia, serão novamente mencionadas nesta secção conjuntamente com outras que foram também utilizadas para a definição do modelo numérico.

6.3.1 Condição de fronteira à entrada

Com base nos dados fornecidos para o sistema de evacuação dos produtos da combustão em estudo, estima-se que à entrada da conduta o fluido esteja a uma temperatura de $500^{\circ}C$ ($773 K$) e que possua um caudal mássico de 68 kg/s . Com estes dados, na secção 1.4.2 estimou-se que a velocidade de passagem dos gases nesta secção ($1,75 \text{ m}^2$) é aproximadamente de 85 m/s e, que a pressão dinâmica é de aproximadamente $1650 Pa$.

Na secção de entrada dos gases é desconhecido o perfil de velocidades. Assim, para as simulações será admitido um perfil de velocidades uniforme em toda a secção.

6.3.2 Condição de fronteira à saída

A zona associada à saída da conduta tomou-se como sendo uma abertura que comunica directamente com o exterior. Assim, as condições iniciais introduzidas no programa foram a pressão e a temperatura, tendo sido considerada a pressão atmosférica e a temperatura ambiente, sendo os valores de $101 kPa$ e $20^{\circ}C$ ($293 K$), respectivamente.

6.3.3 Condição de fronteira nas paredes

Das condições de fronteira impostas ao estudo, a que apresentou maior dificuldade foi a modelação das paredes do modelo pois, este elemento é composto por vários materiais e, para o caso do isolamento térmico, a informação disponibilizada sobre o mesmo é inexistente, o que levou a que se tivesse de admitir propriedades físicas e dimensões

geométricas no decurso das simulações numéricas. Na definição do problema no programa de cálculo estabeleceu-se que:

- i) Como a conduta atravessa vários compartimentos do navio, admitiu-se que a temperatura nessas zonas será aproximadamente a temperatura ambiente; deste modo, no programa impôs-se que a temperatura na face exterior da fronteira sólida será 293 K ;
- ii) Relativamente ao volume associado à chapa de aço inoxidável que está em contacto com o escoamento no interior da conduta, atribuiu-se a condutibilidade térmica que está associada ao material constituinte da mesma, ver secção 6.2.1;
- iii) Aquando da modelação do isolamento térmico verificou-se que, na curvatura que antecede o troço final da conduta, ver Figura 6.4, existia uma interferência entre o modelo geométrico do isolamento térmico com o modelo numérico da conduta. Assim, e de modo a ultrapassar esta incompatibilidade, nesta parte restrita anulou-se do modelo numérico o isolamento térmico, atribuindo-se à curvatura a condição de parede adiabática. No restante volume do isolamento térmico foi atribuído o valor de condutibilidade térmica indicado na secção 6.2.1.

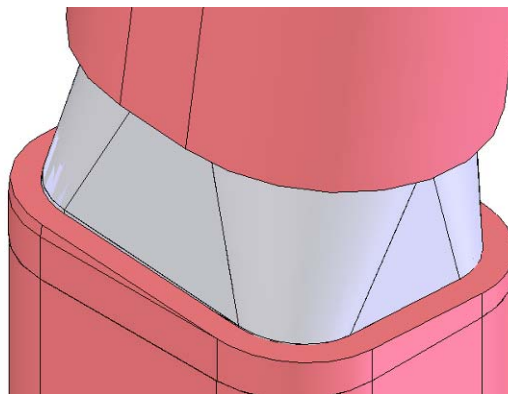


Figura 6.4 – Zona onde foi considerada a condição de parede adiabática

6.4 Estimativa analítica

No problema em estudo somente se conhece, por via experimental, a temperatura de um ponto da face exterior da chapa interior da conduta. Esta foi medida na zona assinalada da Figura 6.5, tendo-se registado 623 K . Deste modo, para uma apreciação mais

rigorosa dos resultados obtidos numericamente é necessário determinar/estimar outras grandezas do escoamento.

Assim, analisando todo o modelo geométrico da conduta, verifica-se que, em regime estacionário, não existem muitos elementos que possam efectuar a dissipação da energia térmica contida no escoamento e, tendo em conta também a imposição de velocidade e temperatura colocada à entrada, estima-se que à saída a temperatura seja ligeiramente inferior à temperatura de entrada (773 K). Deste modo, aplicando-se à expressão (1.1) a massa específica do ar à temperatura de entrada e uma secção de passagem de $4,34 \text{ m}^2$, obteve-se uma velocidade de aproximadamente:

$$V = \frac{68}{0,457 \times 4,34} \cong 34,2 \text{ m/s}$$

Este deverá ser o valor médio esperado para a velocidade de saída dos produtos da combustão. Com a determinação desta velocidade de saída, é expectável que a pressão dinâmica do fluido na mesma secção seja de aproximadamente:

$$\Delta p = \frac{1}{2} \times 0,457 \times 34,2^2 \cong 268,6 \text{ Pa}$$

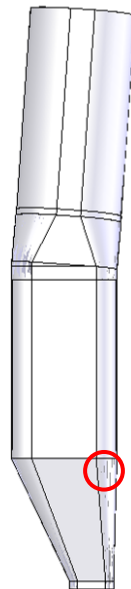


Figura 6.5 – Zona onde foram efectuadas as medições de temperatura

6.5 Malhas utilizadas para o estudo

Como já foi anteriormente mencionado na secção 2, para o estudo foram utilizadas malhas cartesianas. Assim, para a obtenção da solução final do problema estas malhas foram

alteradas/refinadas em zonas específicas do domínio de cálculo, tendo estas alterações originado sempre o acréscimo do número de volumes elementares. Na lógica intrínseca do programa os refinamentos de malha são efectuados por níveis, assim, o nível 1 correspondente à malha mais esparsa e o nível 7 à malha mais refinada. Para o presente estudo refinou-se gradualmente até ao nível 5, os refinamentos efectuados à malha materializaram-se por:

- i) Para a malha inicial foi utilizado o nível de refinamento 3 em todo o domínio, sem se recorrer ao refinamento local da malha. Este nível de refinamento é utilizado, por defeito, pelo programa em todos os tipos de volumes (sólido, fluido). Esta simulação teve o intuito de aferir se os resultados que estavam a ser obtidos por via numérica estavam coerentes com os estimados analiticamente;
- ii) No primeiro refinamento seleccionou-se a secção que contém os silenciadores, tendo-se atribuído o nível de refinamento de 2 para a interface da região sólido/fluido, e um nível de refinamento de 3 para os restantes tipos de volumes existentes. Com esta medida visou-se refinar os resultados obtidos para esta secção pois, nesta secção há um estreitamento significativo da secção de passagem do fluido;
- iii) Para o segundo refinamento, adoptou-se para a secção que contém os silenciadores o mesmo refinamento mas, no restante modelo utilizou-se um nível de refinamento de 2 para a interface sólido/fluido e um nível de refinamento de 2 para os restantes tipos de volumes existentes. Com este procedimento pretendeu-se obter um maior refinamento nas zonas próximas da parede e, conseqüentemente, da camada limite;
- iv) No terceiro refinamento efectuado utilizou-se níveis de refinamento diferenciado para os volumes das várias regiões. Assim, para a secção que contém os silenciadores, atribuiu-se o nível de refinamento de 3 para a interface sólido/fluido e um nível de refinamento de 3 para os volumes da região do fluido, um nível de refinamento de 4 para os volumes parciais²⁴ e um nível de refinamento de 1 para os volumes da região sólida. Para o restante modelo utilizou-se um nível de refinamento de 2 para a interface sólido/fluido e um nível de refinamento de 3 para os volumes da região do

²⁴ Na secção 6.7.1 pode-se encontrar a definição de volumes parciais.

fluido, um nível de refinamento de 2 para os volumes parciais e um nível de refinamento de 1 para os volumes da região sólida.

Para evidenciar o refinamento efectuado à malha entre simulações sucessivas, pode-se observar no Quadro 6.1 a variação da definição da mesma, bem como, a variação do número de elementos. Nos quadros seguintes pode-se observar a variação do tamanho dos elementos e a variação de alguns dos resultados obtidos, Quadro 6.2 e Quadro 6.3 respectivamente. Na Figura 6.6 pode-se observar o ajustamento ao modelo geométrico que foi conseguido com os refinamentos de malha efectuados.

O refinamento de malha terminou no 3.º refinamento pois, a variação dos parâmetros considerados entre refinamentos sucessivos foi pequena.

Quadro 6.1 – Quadro resumo das malhas utilizadas para o estudo

Caso	Inicial	1.º Refinamento	2.º Refinamento	3.º Refinamento
Total de volumes	13015	280352	325388	739867
Volumes no fluido (azul)	2317	39760	46318	280194
Volumes no sólido (vermelho)	5032	183712	211107	185413
Volumes parciais (verde)	5666	56880	65963	274260
Volumes irregulares	2	173	173	345
Número de iterações	91	187	214	344
Tempo de cálculo (s)	325	8440	11864	82924

Quadro 6.2 – Dimensão dos elementos utilizados nas diversas malhas

Caso	Inicial	1.º Refinamento	2.º Refinamento	3.º Refinamento
Menor dimensão	90 mm	47 mm	45 mm	21 mm
Maior dimensão	360 mm	360 mm	360 mm	360 mm

Quadro 6.3 – Quadro resumo dos resultados à saída

Caso	Inicial	1.º Refinamento	2.º Refinamento	3.º Refinamento
Temperatura média à saída	770,2 K	769,2 K	771,3 K	772,5 K
Velocidade média à saída	30,7 m/s	31,2 m/s	31,8 m/s	31,9 m/s
Temperatura na zona de referência	Cerca de 605 K	Cerca de 630 K	Cerca de 650 K	Cerca de 653 K

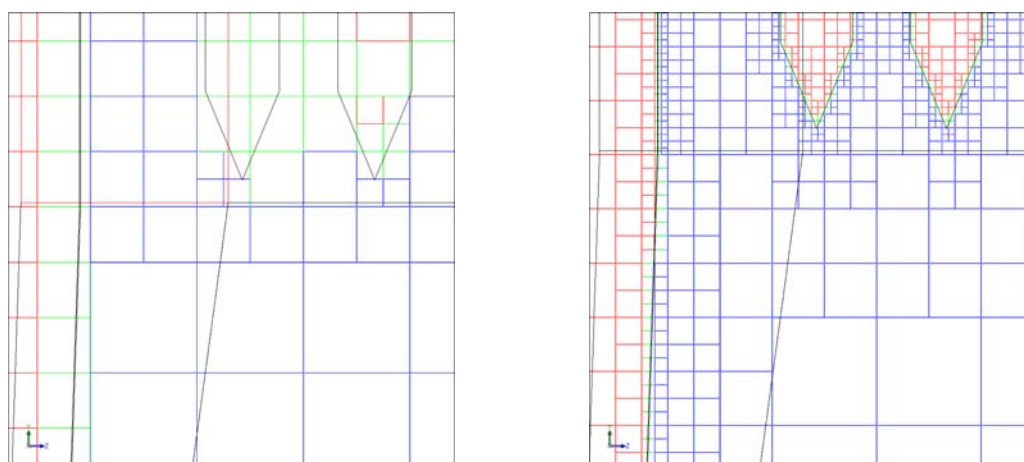


Figura 6.6 – Ajustamento dos volumes ao modelo. À esquerda com a malha inicial e à direita com a malha do 3.º refinamento.

6.6 Resultados numéricos

6.6.1 Escoamento isotérmico

Com o intuito de averiguar/aferir o funcionamento do programa escolhido para a modelação do escoamento no interior da conduta, e de verificar a correcta modelação da geometria da mesma, realizou-se uma simulação em regime isotérmico. Nesta simulação foi utilizada a malha inicial e consideraram-se as condições mencionadas nas secções anteriores, com excepção da temperatura de entrada dos gases que foi alterada

para os 20 °C (293 K). Com esta simulação obteve-se o campo de velocidade, as linhas de escoamento e o campo de pressões indicados nas Figura 6.7 e Figura 6.8.

Como se pode observar nas figuras relativas à velocidade do escoamento, Figura 6.7, existe um vórtice na secção intermédia que força o fluido a ter o sentido descendente de velocidade. Este fenómeno ocorre devido à expansão que existe nessa secção, e também devido ao aumento da pressão que se gera com a existência dos silenciadores no início da secção superior, ver Figura 6.8. Na secção superior, e devido à acção dos silenciadores, o fluido é orientado e acelerado. A velocidade média à saída da conduta obtida numericamente é de 31 m/s e, fazendo uma aproximação similar à efectuada na secção 6.4 obtém-se um velocidade estimada²⁵ de 32 m/s , comparando as duas verifica-se que a diferença existente é de cerca de 3%, aceitável para o estudo.

Nas figuras referentes ao campo de pressão pode observar-se, como mencionado no parágrafo anterior, o aumento da pressão no bordo de ataque dos silenciadores, diminuindo esta depois na zona de secção constante. Esta diminuição de pressão está concordante com o aumento da velocidade que aí se regista. Verifica-se também que no final da conduta se obtém uma pressão superior à pressão atmosférica, o que possibilita a saída dos produtos da combustão (sem que haja a componente térmica).

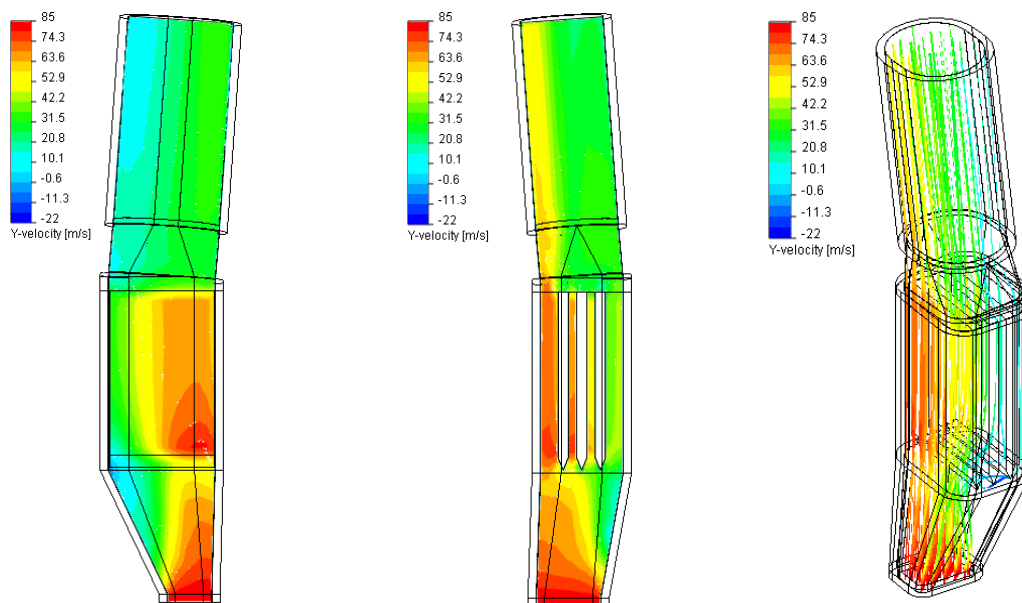


Figura 6.7 – Campo de velocidade longitudinal e linhas de corrente segundo o eixo dos "yy"

²⁵ A estimativa foi feita admitindo a lei da conservação de massa num escoamento isotérmico, ou seja,

$$Q_1 = Q_2 \Leftrightarrow A_1 V_1 = A_2 V_2 .$$

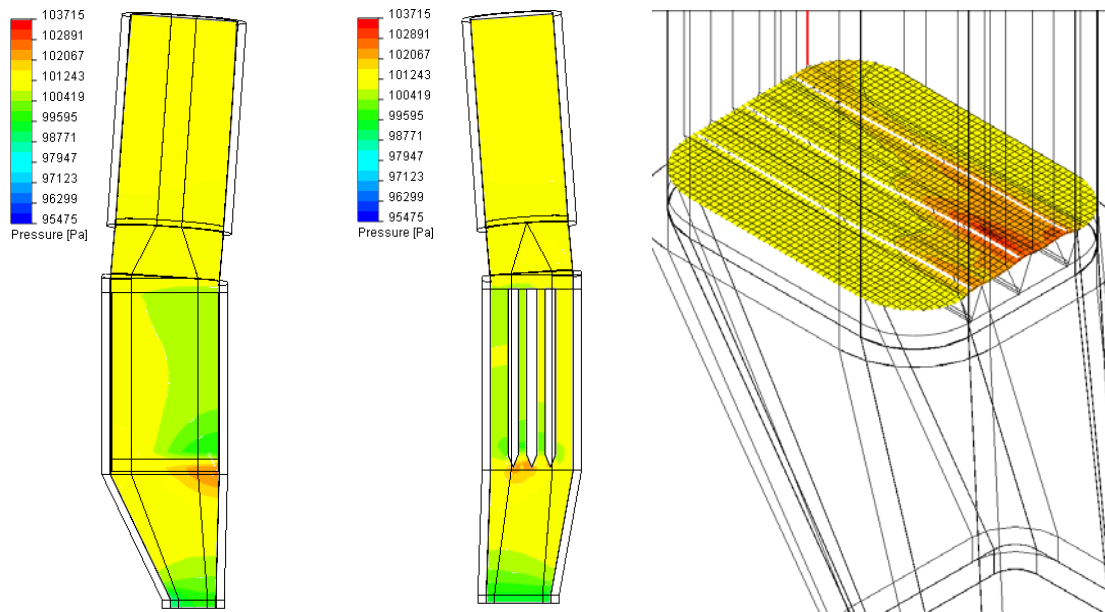


Figura 6.8 – Campo de pressão e perfil de pressões no bordo de ataque dos silenciadores

Com estes primeiros resultados, embora tenham sido obtidos para uma situação de escoamento isotérmico, pode-se verificar que os resultados obtidos estão próximos dos estimados analiticamente (note-se que as velocidades são elevadas, pelo que a componente de convecção forçada é dominante neste escoamento; assim, entende-se que as diferenças no escoamento não sejam excessivamente grandes quando se compara um escoamento isotérmico com um escoamento com temperatura variável), reflectindo um bom desempenho do programa. Analisando a localização das zonas onde a pressão é mais elevada verifica-se também que estas ocorrem numa zona próxima daquela onde se tem verificado a ocorrência de fissuras.

6.6.2 Escoamento com componente térmica

Como mencionado ao longo do texto, neste estudo existe uma elevada componente térmica no fluido à entrada que, por condução, irá transferir parte dessa energia para os restantes componentes do sistema aquecendo-os. Como evidência dessa acção, em estudos anteriores efectuaram-se medições de temperatura e registou-se 350°C (623 K) [1] na face exterior da chapa interior numa secção da conduta de evacuação dos produtos da combustão, ver Figura 6.5. Nas restantes secções nada de concreto se sabe mas, segundo as informações dadas pela Armada Portuguesa, estima-se que a temperatura à saída seja de aproximadamente 400°C (673 K).

Para a análise do escoamento com estas condições foram utilizadas diversas malhas, desde a mais esparsa até a mais refinada. A apresentação de resultados seguinte será efectuada para a malha inicialmente utilizada sem refinamentos (mais esparsa) e a malha que se considerou ser a mais refinada.

6.6.2.1 Simulação com a malha inicial

Com a malha que foi utilizada para a verificação do funcionamento do programa, em escoamento isotérmico, efectuou-se a primeira simulação com a introdução da temperatura do fluido na secção de entrada. Com os resultados evidenciados da Figura 6.9 à Figura 6.11 é possível observar o efeito da inclusão da temperatura nos restantes parâmetros (velocidade, pressão) e a distribuição da mesma ao longo da conduta e na zona de referência.

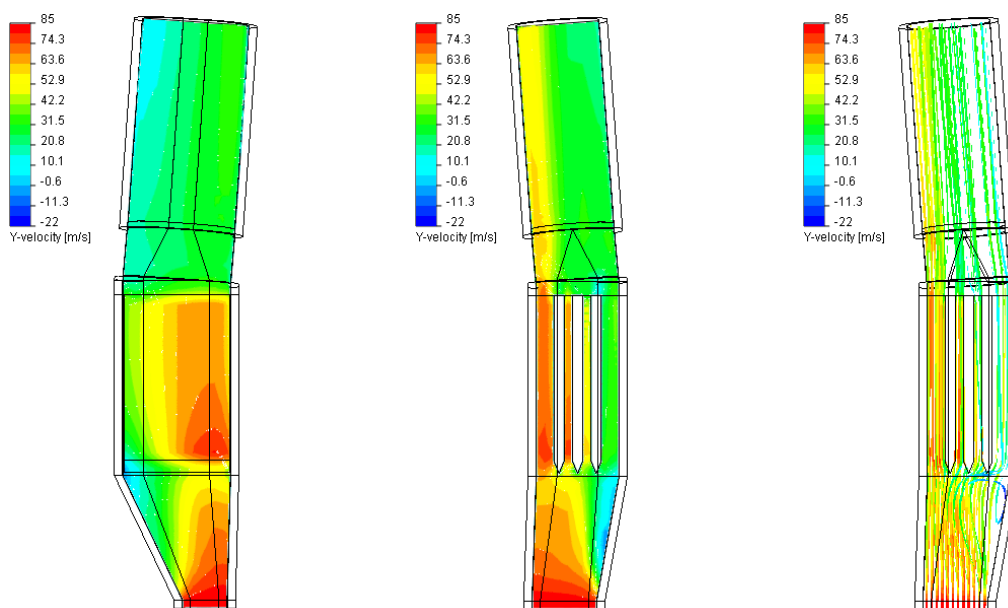


Figura 6.9 – Campo de velocidade longitudinal e linhas de corrente segundo o eixo dos "yy"

De facto, pode-se observar que com a introdução da temperatura no sistema em estudo, os valores de velocidade e pressão ao longo da conduta mantiveram-se quase inalterados, tendo-se registado somente pequenas variações associadas a expansão dos gases devido à temperatura. Em termos da análise da temperatura do sistema, nos pontos de referência, observa-se que junto da parede da conduta existe um gradiente térmico, sendo as temperaturas da ordem de grandeza das medidas experimentalmente, cerca de 605 K . Todavia, analisando o sistema fornecido e modelado, verifica-se que a

temperatura dos produtos da combustão estimada pela Armada está desfasada da obtida numericamente pois, devido ao facto de existirem poucos elementos no sentido do escoamento que possam efectuar a dissipação da energia que é fornecida, é expectável que a temperatura à saída seja aproximadamente igual à temperatura de entrada.

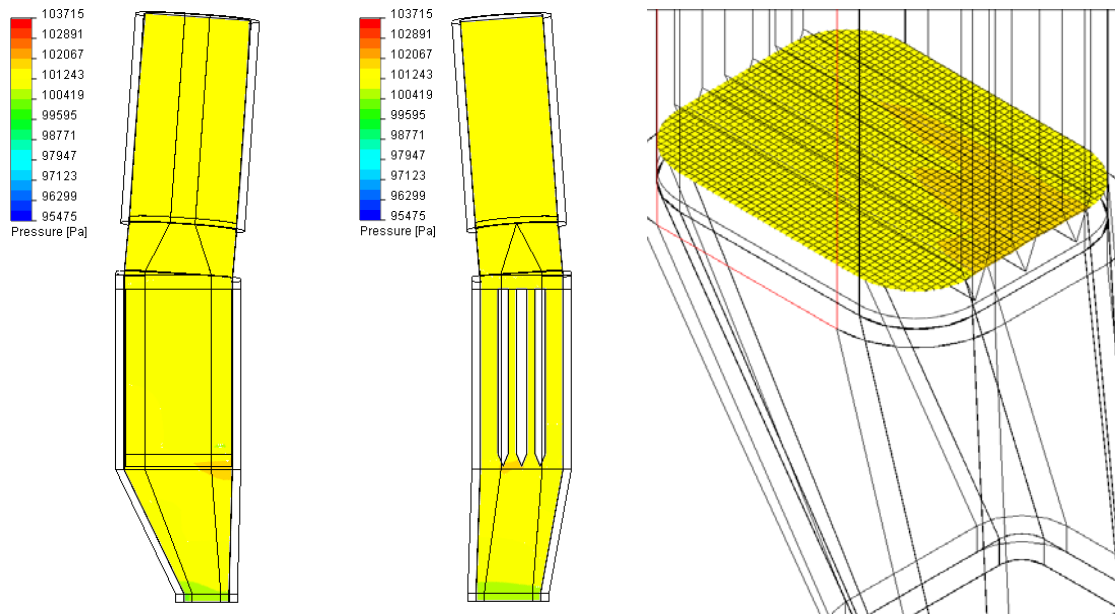


Figura 6.10 – Campo de pressão e perfil de pressões no bordo de ataque dos silenciadores

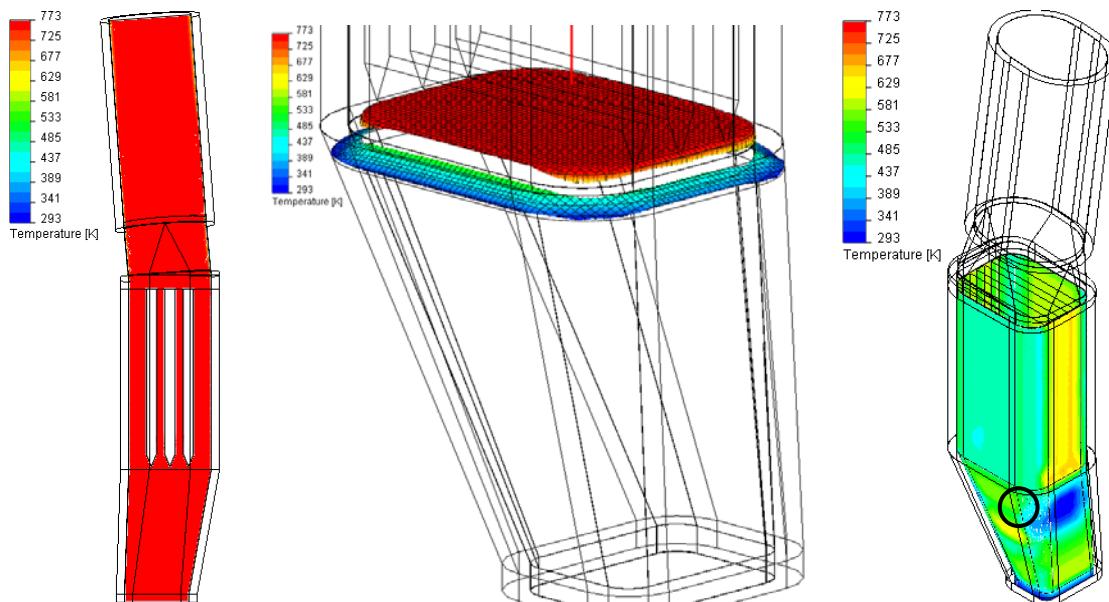


Figura 6.11 – Campos e perfis de temperaturas no fluido, chapa e isolamento

Com a introdução da componente térmica no problema continuou-se a verificar que os resultados obtidos estão próximos dos estimados analiticamente, reforçando a

exactidão do programa. Comparando também a localização das zonas onde a pressão é mais elevada, verifica-se que para este caso também ocorrem numa zona próxima daquela onde se tem verificado a ocorrência de fissuras (identificada na Figura 6.11 com uma circunferência). Nessa mesma zona também se verifica que existe um gradiente térmico na chapa da conduta.

6.6.2.2 Simulação com o 3.º refinamento de malha

Após a constatação na primeira simulação, com a malha inicial, que os resultados obtidos eram próximos dos expectáveis e estimados, efectuaram-se novas simulações onde sucessivamente se foi refinando a malha em zonas específicas. Os restantes parâmetros permaneceram inalterados. Os resultados obtidos foram os evidenciados seguidamente da Figura 6.12 a Figura 6.15.

Com estes resultados constata-se que os padrões de velocidade (incluindo os vórtices) e de pressão, e os valores absolutos das mesmas, permanecem quase inalterados, mesmo após o aumento do número de volumes na malha. Contudo, analisando os campos de temperaturas na chapa e no isolamento verifica-se que estes apresentam um aumento da temperatura (aproximadamente 50 K) mas, no perfil de temperaturas do fluido não se registou esse aumento de temperatura. Embora se verifique esta diferença na temperatura da chapa junto da zona do bordo de ataque dos silenciadores (zona de maior pressão) continua-se a registar um gradiente térmico.

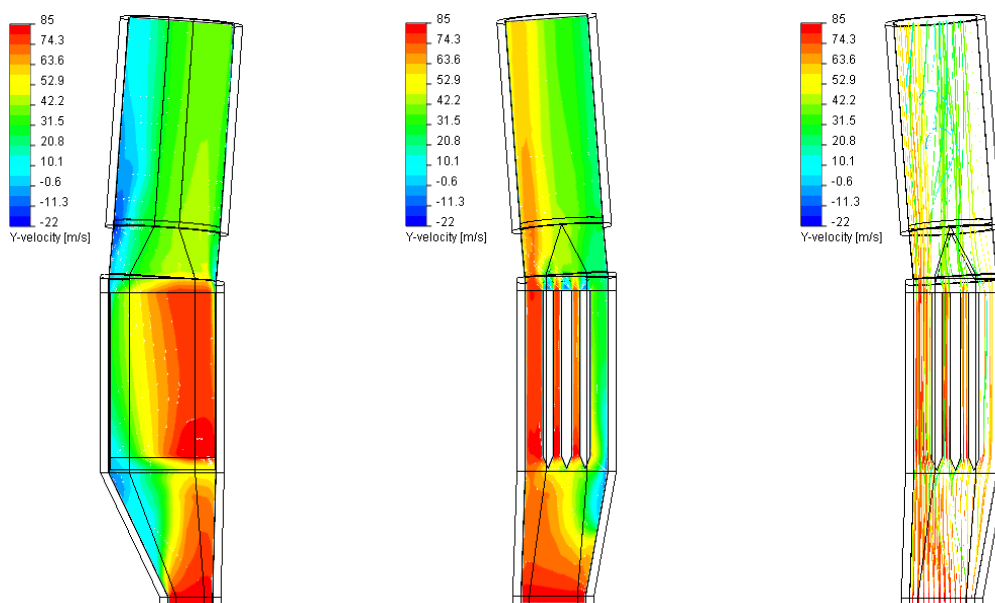


Figura 6.12 – Campo de velocidade longitudinal e linhas de corrente segundo o eixo dos "yy"

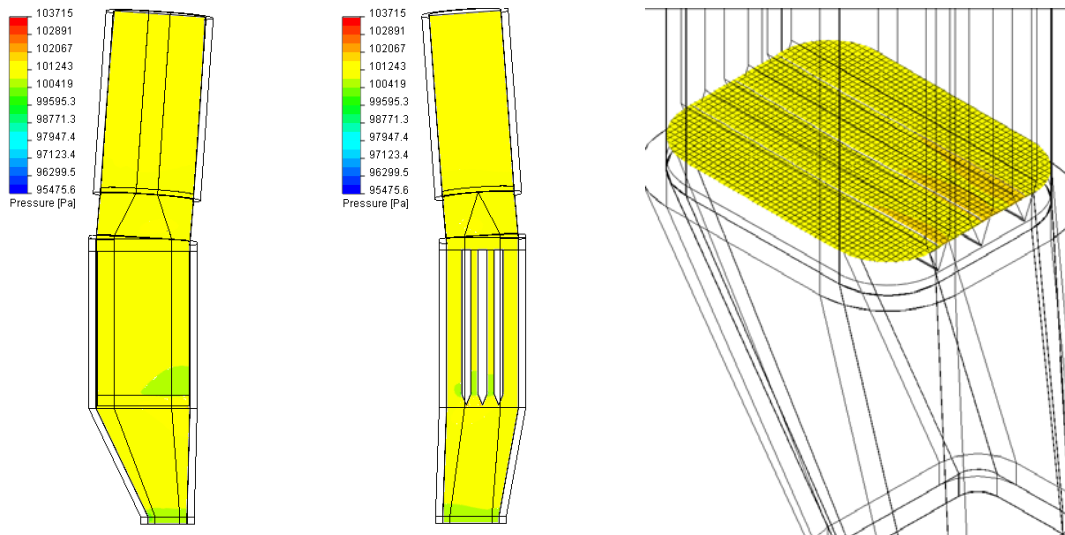


Figura 6.13 – Campo de pressão e perfil de pressões no bordo de ataque dos silenciadores

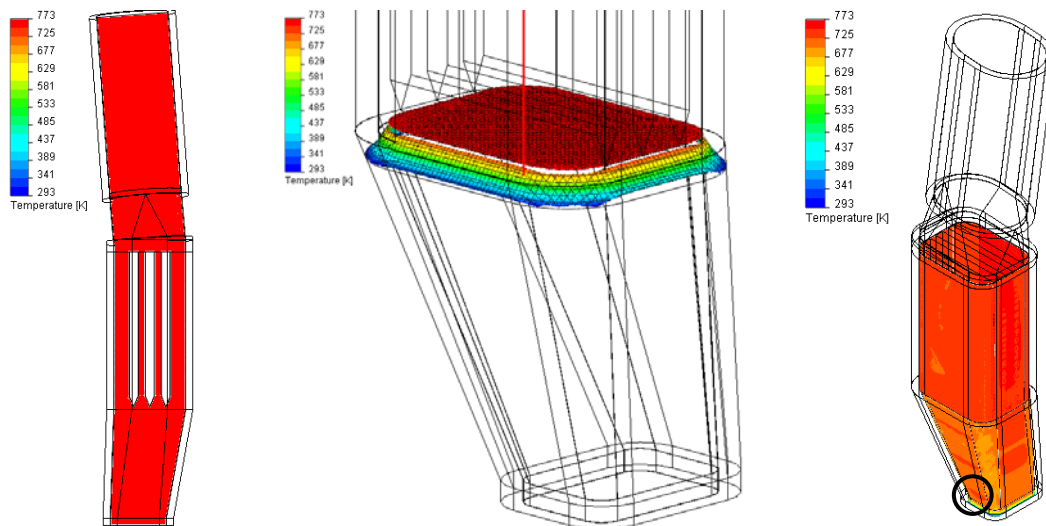


Figura 6.14 – Campos e perfis de temperaturas no fluido, chapa e isolamento

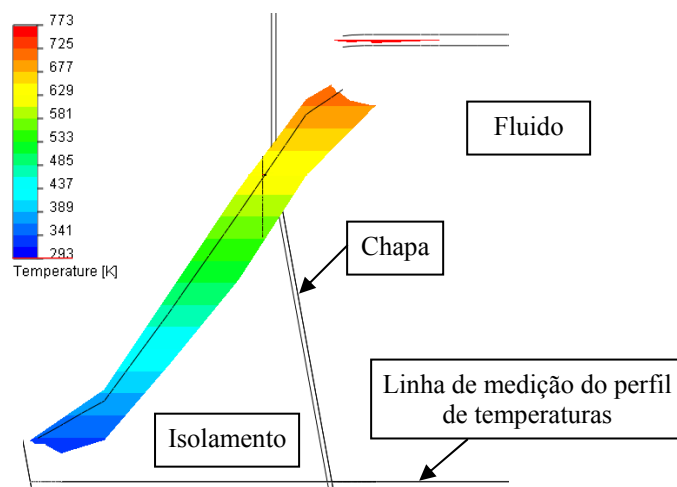


Figura 6.15 – Perfil de temperaturas no isolamento térmico, na capa e no fluido à cota de -5,5 m (no referencial do problema)

6.7 Análise aos resultados numéricos obtidos

6.7.1 Refinamento da malha

Para a avaliação dos resultados obtidos por via numérica efectuaram-se sucessivos refinamentos de malha. Estes refinamentos foram efectuados a diversos níveis, apresentados na secção 6.5. Na Figura 6.16 encontram-se novamente indicadas as malhas obtidas entre os vários refinamentos.

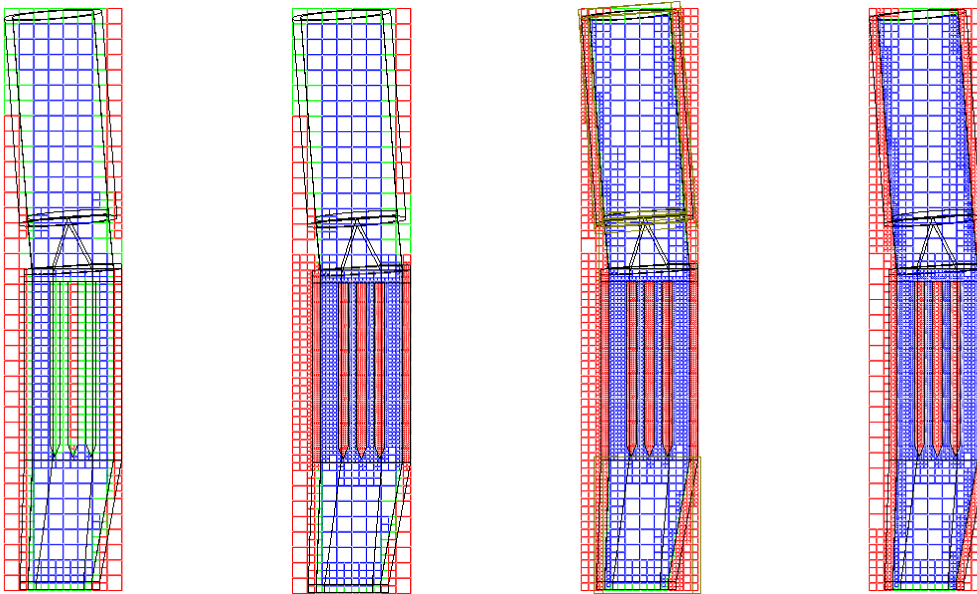


Figura 6.16 – Malhas utilizadas para a obtenção dos resultados numéricos

Como se pode observar, a malha final apresenta volumes de menor dimensão face à inicialmente utilizada, com excepção dos volumes localizados na zona central do escoamento onde a malha é igualmente esparsa. Com o aumento do número de volumes elementares conseguiu-se que as grandezas, entre simulações, convergissem para um mesmo valor, mais aproximado do expectável e com uma menor variação face ao anterior. Contudo, este aumento de precisão também se traduziu num acréscimo do custo computacional pois, observando a Figura 6.17, verificamos que o aumento do número de elementos tem uma relação de influência “quase exponencial” com o tempo de cálculo.

Na análise ao Quadro 6.1, verificamos que existem volumes designados por parciais e por irregulares. Os volumes parciais são volumes que interceptam fronteiras de vários meios mas, que para efeitos de cálculo, estes ficam a pertencer somente a um dos meios. A escolha normalmente é efectuada a partir da ponderação sobre a qual meio

pertence a maior parte do volume. Os volumes irregulares são volumes que devido a sua dimensão e posição no espaço envolvem diversos meios, à semelhança dos volumes parciais, todavia, estes volumes permanecem indiferenciados mesmos após o refinamento máximo permitido ter ocorrido. As simulações efectuadas para o estudo apresentado verificaram que estes volumes são, no máximo, 0,1% do total dos volumes. Como tal, assumiu-se que estes não influenciam o resultado final e, o programa não os considerou.

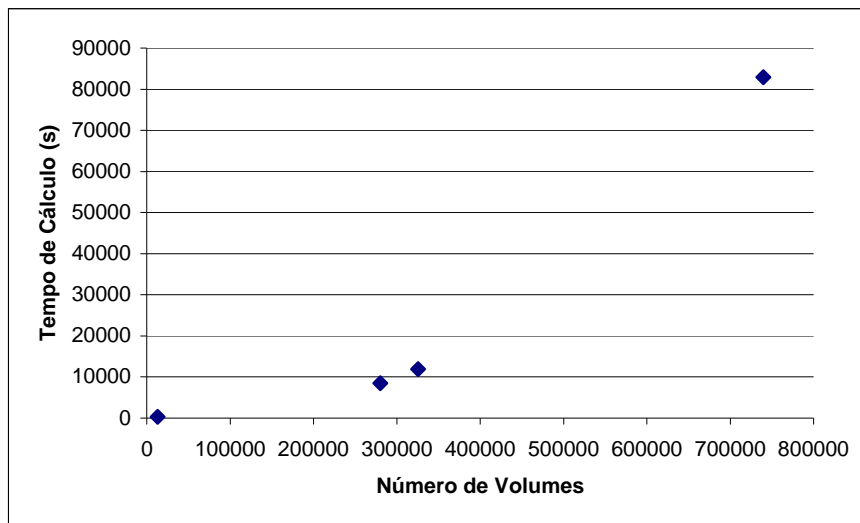


Figura 6.17 – Influência do número de volumes no tempo de cálculo

6.7.2 Análise da convergência dos resultados

Para a análise de convergência da solução do problema foram monitorizadas quatro variáveis: a temperatura dos gases à saída; a velocidade dos gases à saída; a pressão estática à saída; e a pressão estática à entrada, tendo-se registado os valores médios destas. Com estas variáveis e com as variáveis de entrada introduzidas no programa é possível a obtenção das restantes pressões exercidas na conduta.

Analisando as figuras seguidamente apresentadas, Figura 6.18 a Figura 6.21, verifica-se que ao longo dos vários refinamentos de malha os valores das grandezas controladas convergem para um mesmo valor.

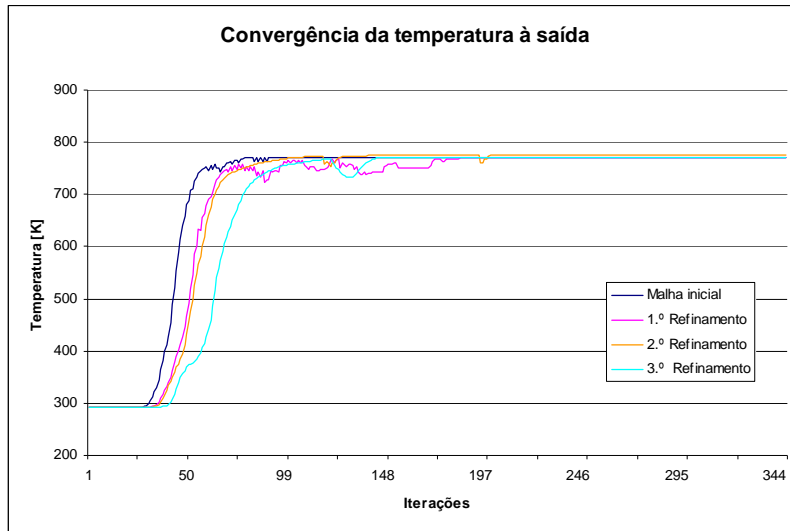


Figura 6.18 – Convergência da temperatura média à saída da conduta

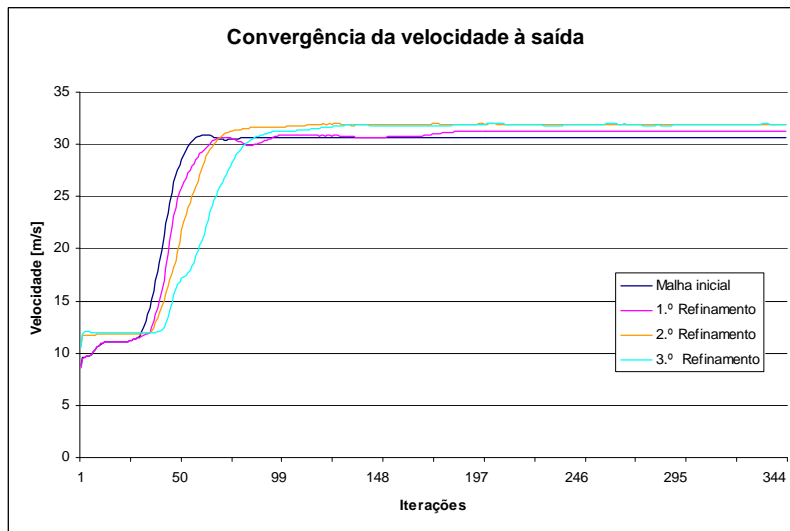


Figura 6.19 – Convergência da velocidade média à saída da conduta

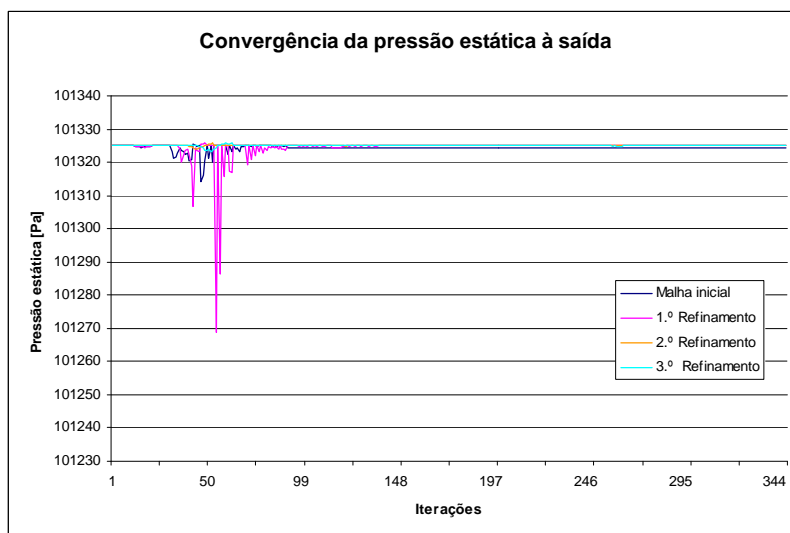


Figura 6.20 – Convergência da pressão estática média à saída da conduta

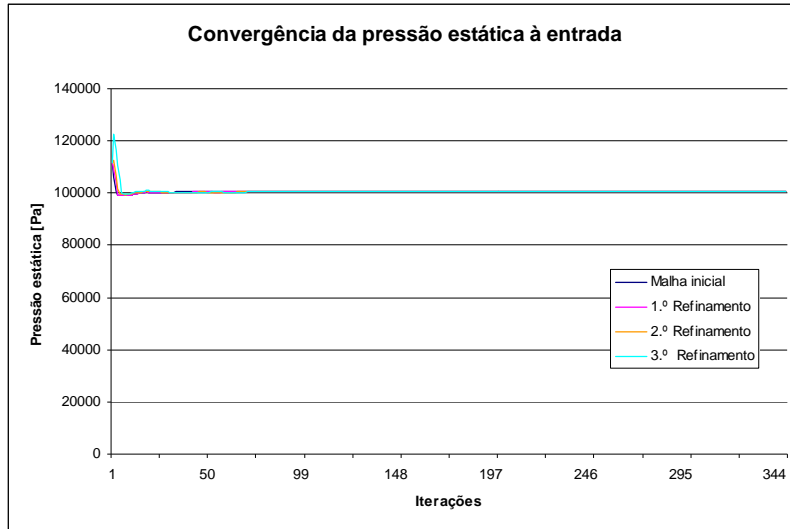


Figura 6.21 – Convergência da pressão estática média à entrada da conduta

Destas figuras conclui-se que: em relação à temperatura de saída do fluido esta tem uma variação máxima de aproximadamente 3 K ; a velocidade à saída tem uma variação de cerca de 1 m/s e, entre simulações sucessivas, este valor foi-se reduzindo até que na última simulação esta diferença foi de $0,1\text{ m/s}$; os registos de pressão não apresentam variações significativas, tendo-se também verificado a convergência entre as várias simulações.

7 Conclusões e trabalho futuro

Da análise aos resultados obtidos numericamente verifica-se que estes são bastante aproximados dos inicialmente estimados, e também próximos dos valores medidos experimentalmente em outros trabalhos, o que evidencia um bom funcionamento e uma boa precisão de cálculo do programa utilizado, o COSMOS/FloWorks.

O caudal de ar que entra na conduta é resultante de uma mistura de dois caudais (com temperaturas, velocidades e direcções diferentes) e, a entrada na mesma é efectuada numa geometria diferente da simulada, pois não se conhece esta com detalhe. Assim, para o desenvolvimento do projecto será conveniente simular-se a mistura dos dois caudais, na geometria exacta, a fim de se determinar o perfil de velocidades existente na actual entrada da conduta. O conhecimento do perfil de velocidades à entrada da conduta pode ser fundamental pois, este poderá ter uma orientação tal que após a entrada dissipe uma parte significativa da sua energia cinética (e térmica) na parede da conduta, bem como pode vir animado com rotação.

Como se constatou, na chapa existe um gradiente térmico localizado na zona onde as pressões são mais elevadas, junto do bordo de ataque dos silenciadores. Assim, ao longo do tempo, a associação destes parâmetros poderá ser nefasta para o material constituinte da conduta (especialmente se o escoamento nessa zona apresentar vórtices periódicos que excitem as paredes da conduta).

Um dos problemas deparados na realização desta tese foi a obtenção de informação sobre as grandezas físicas (temperatura, velocidade e pressão), como tal, seria vantajoso instrumentar-se a conduta para um melhor conhecimento das variações das grandezas físicas, destrinchando estas entre a utilização da propulsão por motores diesel e a propulsão por turbina a gás.

O programa utilizado é uma ferramenta de simulação integrada que, tendo como base um programa de modelação de sólidos, possibilita de um modo expedito a modelação da geometria, a criação da malha e a obtenção das soluções do problema. Contudo, para a obtenção de resultados satisfatórios é necessário ter em linha de conta a necessidade da definição correcta das condições de fronteira e de se proceder à avaliação com sentido crítico dos resultados obtidos.

Destes resultados obtidos nas simulações numéricas os que se afiguram de maior relevo para o projecto da conduta de exaustão dos produtos da combustão são a gama de temperaturas obtidas junto da zona onde apareceram as fissuras ($650 K \leq T \leq 680 K$) e

o intervalo de pressão estática nessa mesma zona ($243 Pa \leq P_{est} \leq 1067 Pa$), a estes valores já está subtraído a pressão atmosférica. De facto, analisando a variação da resistência da tensão de cedência do aço 1.4404 verifica-se que para esta gama de temperaturas a sua resistência é cerca de 30% menor do que a temperatura ambiente ($160 MPa$). Todavia, o aço 1.4376 para a mesma gama de temperaturas apresenta uma tensão de cedência de $240 MPa$, equivalente a tensão de cedência do aço 1.4404 à temperatura ambiente. Esta resistência acrescida do aço 1.4376 à temperatura elevada indica um elevado potencial para a sua selecção como material para a substituição local do troço da conduta onde se verifica a ocorrência de fissuras. Contudo, esta afirmação terá de ser validados com os ensaios mecânicos a realizar no âmbito deste projecto de investigação.

Nos estudos comparativos realizados as propriedades físicas, mecânicas, de soldabilidade e composição química entre o aço inoxidável 1.4404 e o aço inoxidável 1.4376 evidenciaram que este último tem potencial para a substituição localizada do material da conduta, apresentando valores mais elevados da tensão de cedência, tensão de rotura e alongamento percentual.

Com a realização destes estudos comparativos, ficou evidenciado que é necessária a realização de estudos experimentais para a caracterização e comparação das propriedades mecânicas obtidas em laboratório. Estes estudos devem contemplar, para além dos que já foram abordados na tese (resistência à fadiga a alta temperatura, fluência e tracção a alta temperatura), ensaios que evidenciem a resistência à corrosão destes materiais e a influência do baixo magnetismo registado para o aço 1.4376.

Os resultados do ensaios de dureza, realizados a ambos os materiais, vieram consolidar a superior resistência mecânica do aço inoxidável austenítico 1.4376, tendo também evidenciado a diferença de dureza medida à face do provete e a dureza medida ao longo da espessura. Sendo esta atribuída ao processo de fabrico para a obtenção destes perfis.

A aplicação das formulas empíricas para a determinação da percentagem de crómio e níquel equivalentes e das tensões de cedência e rotura apresentaram resultados dentro da gama de valores referenciados na bibliografia. Contudo, a utilização destas expressões requer um conhecimento detalhado da composição química, da microestrutura e do tamanho de grão do aço inoxidável austenítico, parâmetros que nem sempre se encontram facilmente na bibliografia.

A existência de pequena quantidade de ferrite no aço inoxidável 1.4376 é benéfica, pois previne a fissuração a quente mas, tendo em conta a utilidade deste navio, navio da armada, a existência de materiais ferromagnéticos na constituição deste sistema poderá ser uma limitação. Contudo, como a zona passível de substituição é uma zona interior envolta noutros materiais e, como o ferromagnetismo observado é de baixa intensidade, o efeito pernicioso para os sistemas a bordo do navio não se deverá fazer sentir.

A definição da geometria do provete de fluência permitiu a determinação da carga a aplicar durante o ensaio, cerca de 86 kg. A verificação desta carga pelo método de elementos finitos possibilitou a verificação da secção crítica, tendo também alertado para o facto de as tensões máximas, ligeiramente superiores à tensão de cedência do material, se encontrarem na zona de mudança de secção.

Bibliografia

- [1] Martins, R.F., Análise de Falha de Conduitas de Evacuação de Gases de Turbinas a Gás utilizadas para Propulsão Naval, Tese de Doutoramento em Engenharia Mecânica, IST, Maio de 2005.
- [2] Branco, C. Moura, Martins, R.F., Fatigue behaviour of 316 grade austenitic stainless steel – Pipes at Elevated Temperature, FATIGUE 2000- Fatigue & Durability Assessment of Materials, Components and Structures, Cambridge. London: Chameleon Press LTD (Editors: M.R. Bache, P.A. Blackmore, J. Draper, J.H. Edwards, P. Roberts and J.R. Yates): 2000, p. 139-151, 10-12/04/2000, ISBN 1 901537 16 1.
- [3] Martins, R.F., Moura Branco, C., A fatigue and creep study in austenitic stainless steel 316L used in exhaust pipes of naval gas turbines, Fatigue Fract Engng Mater Struct, 27, pp. 861-871, 2004.
- [4] Martins, R.F., Branco, C.M., Gomes, E.C., A failure analysis study in exhaust tubes of naval gas turbine, ICEFA – 1, 1st International Conference on Engineering Failure Analysis, Lisbon University of Technology, Portugal, 2004.
- [5] Martins, Rui Fernando, Branco, Carlos Moura, Gomes, Edgar C., Gonçalves-Coelho, António, Finite element analysis of a gas turbine exhaust system of a military navy ship, pp. 509-520, 9th Portuguese Conference on Fracture, Setúbal, 2004.
- [6] Martins, Rui F., Branco, C.M., Gonçalves-Coelho, A., Gomes, E.C., (2006), “Metallurgical study of a AISI 316L stainless steel used in a gas turbine exhaust system”, Materials Science Forum, Advanced Materials Forum III (Ed. Paula Maria Vilarinho), Vol. 514-516, pp.1521, ISSN: 0255-5476, Trans Tech Publications Inc., Switzerland.
- [7] Viegas, João C.G., Segurança Contra Incêndios em Edifícios – Modelação Matemática de Incêndios e Validação experimental, Tese de Doutoramento em Engenharia Mecânica, IST, Maio de 1999.
- [8] http://www.gepower.com/prod_serv/products/aero_turbines/en/downloads/lm2500.pdf - Página Online
- [9] Patankar, S.V., *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Series in Computational Physical Process in Mechanics and Thermal Sciences, Taylor & Francis, 1980.

- [10] Barkanov, E., “Introduction to the Finite Element Method”, Institute of Materials and Structures, Faculty of Civil Engineering of Riga Technical University, 2001.
- [11] Armfield, S., Street, R., “A comparison of staggered and non-staggered grid Navier-Stokes solutions for the 8:1 cavity natural convection flow”, ANZIAM Journal 46 (E) pp. C918-C934, 2005. (este artigo está disponível online através do endereço: <http://anziamj.austms.org.au/V46/CTAC2004/Armf/Armf.pdf>).
- [12] <http://civils1.fe.up.pt/pub/opcoes/est/est.htm> – Página online.
- [13] www.iberisa.com/soporte/cosmosm/estanteria.htm – Página online.
- [14] Fundamentals of COSMOS/FloWorks.
- [15] Anderson, John D. e MARILAND, U. - Introduction to computational fluid dynamics. Rhode-Saint-Genève (Bélgica): von Karman Institute for Fluid Dynamics, 1985. Lecture Series 1985-01.
- [16] Bagnaro, Marc Andre - The prediction of some room fires with a field model. London: Imperial College, 1982. Ph. D. Thesis.
- [17] Bradshaw, P. e Cebeci, T. - Engineering calculation methods for turbulent flow. London: Academic Press, 1984. ISBN 0-12-124550-0.
- [18] Cox, Geoffrey [et al.] - Combustion fundamentals of fire. London: Academic Press Limited, 1995.
- [19] Gosman, A. D. e Ideriah, F. J. K. - TEACH-2E: a general computer program for two-dimensional, turbulent, recirculating flows. Berkeley: University of California, 1983. (Relatório nº FM-83-2).
- [20] Hanjalic, K. - Two-dimensional axisymmetric turbulent flow in ducts. London: University of London, 1970. Ph. D. Thesis.
- [21] Harlow, F. H. e Nakayama, P. I. - Transport of turbulence energy decay rate. Los Alamos (New Mexico): 1968. (Los Alamos Scientific Laboratory Report LA-3854). Citado por Anderson, Dale A. (1984).
- [22] Holmes, Philip [et al.] - Turbulence, coherent structures, dynamical systems and symmetry. Cambridge: Cambridge University Press, 1996.
- [23] Jayatillaka, C. L. V. - The influence of Prandtl number and surface roughness on the resistance of the laminar sublayer to momentum and heat transfer. London: Imperial College, 1966. (Mechanical Engineering Department Report TWF/R/2).

- [24] Kleinstreuer, Clement - Engineering fluid dynamics. An interdisciplinary systems approach. Cambridge: Cambridge University Press, 1997.
- [25] Launder, B. E. e Spalding, D. B. - Lectures in mathematical models of turbulence. London: Academic Press, 1972.
- [26] Markatos, N. C., Malin, M. R. e Cox, G. - Mathematical modelling of buoyancy-induced smoke flow in enclosures. International Journal of Heat and Mass Transfer. Oxford: Pergamon Press, 1982. Vol. 25.
- [27] Patel, V. C. e Head, M. R. - Some observations on skin friction and velocity profiles in fully developed pipe and channel flows. Journal of Fluid Mechanics. 1969. Vol. 38, Nº 181. Citado por Bagnaro (1982).
- [28] Pivovarov, M.A. [et al.] - Similarity solutions in buoyancy controlled turbulent diffusion flame modeling. Combustion and Flame. Pittsburg: 1993. Vol. 92, pp. 308-319.
- [29] Rhodes, N. - Prediction of smoke movement: an overview of field models. ASHRAE Transactions. 1989.
- [30] Rodi, W. - Turbulence models and their application in hydraulics. A state of the art review. Karlsruhe: University of Karlsruhe, 1978. (Report SFB/80/T/127).
- [31] Roy, D. N. - Applied fluid mechanics. Chichester: Ellis Horwood Limited Publishers, 1988. ISBN 0-7458-0605-8.
- [32] Khatak, H.S., Raj, B., Corrosion of Austenitic Stainless Steels – Mechanism, Mitigation and Monitoring. India: ASM International, 2002.
- [33] Smith, W.F., Princípios de Ciência e Engenharia dos Materiais, 3.^a Edição. McGraw-Hill Portugal, 1998.
- [34] European Standard EN 1993-1-1:2005, “Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings”, Comité Européen de Normalisation, 2005.
- [35] Pickering, F.B., International Metals Reviews, pp.227, 1976.
- [36] Irvine, K.J. et al., Journal of Iron & Steel Institute, 207, pp.1017, 1969.
- [37] Lundqvist, Berthold, “Sandvik welding handbook”, pp. 20-22, Sandvik publication, Sweden, 1977.
- [38] Santos, O., Quintino, L., Processos de Soldadura, ISQ, 2.^a Edição, 1998.
- [39] Maddox, S.J., Moura Branco, C., “Improving the fatigue performance of welded stainless steels”, pp.1-21, The Welding Institute, UK, 2000.
- [40] <http://www.acasita.com.br> – Página online.

- [41] http://www.twi.co.uk/j32k/protected/band_3/jk20.html – Página online.
- [42] “NIROSTA® H400 Ultrahigh-strength austenitic stainless steel”, ThyssenKrupp Nirosta, 2006.
- [43] “Instruction Manual for Vickers Hardness Testing Machine Model AVK-C2”, Mitutoyo.
- [44] The American Society for Testing and Materials, ASTM E92-82 (2003) ε2 “Standard Test Method for Vickers Hardness of Metallic Materials”, Volume 3.01, ASTM International, 2003.
- [45] Bramfitt, B.L e Benscoter, A.O., “Metallographer’s Guide – Practices and Procedures for Irons and Steels”, ASM International, 2002.
- [46] <http://pt.wikipedia.org/wiki/Dureza> – Página online
- [47] The American Society for Testing and Materials, ASTM E1086-94 (2005) “Standard Test Method for Optical Emission Vacuum Spectrometric Analysis of Stainless Steel by Point-to-Plane Excitation Technique”, Volume 3.05, ASTM International, 2005.
- [48] The American Society for Testing and Materials, ASTM E112-96 (2003) “Standard Test Method for Determining Average Grain Size”, Volume 3.01, ASTM International, 2003.
- [49] http://paginas.fe.up.pt/demetwww/disciplinas/lf/cronicas/tamanho_de_grao.pdf – Página online.
- [50] “NIROSTA® Material sheets Hot-rolled sheet, hot-rolled wide strip, cold-rolled wide strip, cold-rolled wide strip products”, ThyssenKrupp Nirosta, 2006.
- [51] The American Society for Testing and Materials, ASTM E647-00 (2000) “Standard Test Method for measurement of fatigue crack growth rate”, Volume 3.01, ASTM International, 2000.
- [52] Branco, C.M., Fernandes, A.A., Castro, P.T., B., Fadiga de Estruturas Soldadas, 2.ª edição, Fundação Calouste Gulbenkian, 1999.
- [53] Deutsches Institut für Normung e. V.. DIN 50114 - Ensaio de materiais metálicos, Vol.1, Ensaio em geral, “Ensaio de tracção em chapas de espessura fina; Provede plano DIN 50114 – 12.5x50”, pp.2, Editorial Balzola Bilbao Ap. 131, 1981.
- [54] Shigley, J., Mischke, C., Mechanical Engineering Design, 5.ª Edição. McGraw-Hill, 1989.
- [55] <http://www.espimetals.com/tech/inconel718.pdf> - Página online.

- [56] Manual do COSMOSWorks.
- [57] European Prestandard ENV 1993-1-4:1996, “Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-4: General rules-Supplementary rules for stainless steels”, pp.1-11, 24-54, Comité Européen de Normalisation, 1996.
- [58] Pina dos Santos. C., Matias, L. M., Coeficientes de Transmissão Térmica de Elementos da Envolvente dos Edifícios. Informação Técnica de Edifícios n.º 50, Lisboa e LNEC 2006. ISBN: 972-49-2065-8.
- [59] Lienhard IV, J., Lienhard V, J., A Heat Transfer Textbook 3.rd Edition. Phlogiston Press Cambridge. Massachusetts, 2004.
- [60] Tannehill, J. C., Anderson, D. A., Pletcher, R. H., Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer 2nd Edition. Series in Computational Physical Process in Mechanics and Thermal Sciences, Taylor & Francis, 1997. ISBN: 1-56032-046-X.
- [61] Versteeg, H., K., Malalasekera, W., An Introduction to Computational Fluid Dynamics – The Finite Volume Method. Longman, England, 1996. ISBN: 0-582-21884-5.
- [62] Anderson, J. D., Introduction to Computational Fluid Dynamics – The Basis with Applications. McGraw-Hill, USA, 1995. ISBN: 0-07-001685-2.
- [63] Métais, O., Ferziger, J., New Tools in Turbulence Modelling – Les Houches School. Les Edition de Physique Les Ulis, France, 1997. ISBN: 3-540-63090-2.

Anexos



LABORATÓRIO NACIONAL DE ENGENHARIA CIVIL, I.P.

Departamento de Materiais

Núcleo de Materiais Metálicos

Laboratório de Ensaios de Materiais e Revestimentos Inorgânicos

Boletim nº B087NM07

Pág. 1/4

Pedido nº 066 NM 07

Visto

Adélia Pereira F. Rocha

Cliente DED/NCI

Vª. Refª Mod. 4 nº 238316

ANÁLISE METALGRÁFICA E ANÁLISE QUÍMICA EM AMOSTRAS DE AÇO INOX

1 – AMOSTRAS

Foram recebidas duas amostras de aço inox, para realização de análise metalográfica e análise química. A identificação dada às amostras no LEMRI está representada no quadro 1.

Quadro 1

Identificação LNEC/LEMRI	Referências indicadas nas amostras
066NM07/1	(Cr Ni) 316L
066NM07/2	(Cr Mn) Tipo 1.4376

2 – CONDIÇÕES DE ENSAIO

2.1 - ANÁLISE METALGRÁFICA

Das amostras enviadas foram preparados provetes de acordo com a norma ASTM E 3 - 01, para observação e respectivo registo fotográfico, ao microscópio metalográfico. Os provetes foram observados sem ataque, para pesquisa de inclusões e em seguida foram sujeitos a ataque electroquímico com ácido oxálico a 10%, de acordo com a norma ASTM E 407 - 07. Este ataque foi feito em dois tempos (15 e 60 segundos) de modo a permitir uma melhor identificação da eventual existência da fase ferrítica e da precipitação dos carbonetos. A classificação do tamanho de grão foi efectuada segundo a norma ASTM E 112 - 96.

2.2 – ANÁLISE QUÍMICA

Ensaio efectuado por método interno, por espectrometria de emissão óptica por faísca.

LNEC, I.P./DM

Av. do Brasil, 101, 1700-066 LISBOA • Portugal

Tel. +351.21.844 30 00 • Fax +351.21.844 30 23

Pess. Colectiva 501 389 660

Não é permitida a divulgação parcial dos resultados constantes deste Boletim na qual se faça referência ao LNEC, a não ser que seja obtida expressa autorização. Salvo indicação em contrário, os elementos identificadores das amostras ensaiadas são simples transcrição de informações recebidas ou de anotações apostas enviadas, não sendo por isso da responsabilidade do LNEC. Os resultados só são válidos para os itens ensaiados.

Boletim de Ensaios

3 – RESULTADOS

3.1 – ANÁLISE METALOGRAFICA

A figura 1 ilustra a observação efectuada à amostra 066NM07/1, que revelou tratar-se de uma microestrutura austenítica com pequeno número de inclusões, alguma precipitação de carbonetos e classificação de tamanho de grão entre 2 e 3.

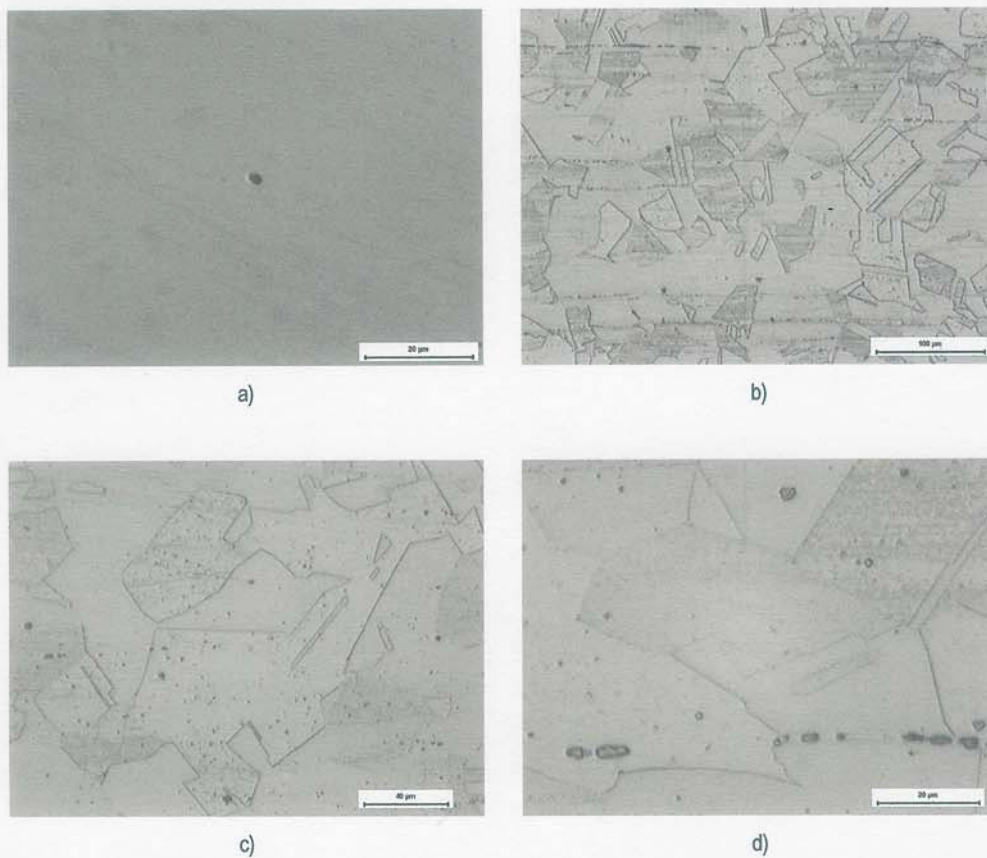


Figura 1 – Observação da amostra 066NM07/1 ao microscópio metalográfico: a) aspecto de uma zona do aço antes de ataque, com inclusão de silicatos; b) e c) aspectos da microestrutura a várias ampliações, sendo visíveis grãos austeníticos com algumas maclas; d) aspecto da microestrutura a grande ampliação, onde é visível a precipitação de alguns carbonetos.

A figura 2 apresenta aspectos da microestrutura do aço da amostra 066NM07/2, que revelou a existência de ferrítica alinhada segundo as linhas de deformação, alguma precipitação de carbonetos nas fronteiras de grão e dispersos numa matriz austenítica de tamanho de grão 8, sendo ainda visíveis inclusões de óxido de titânio e sulfureto de manganês.

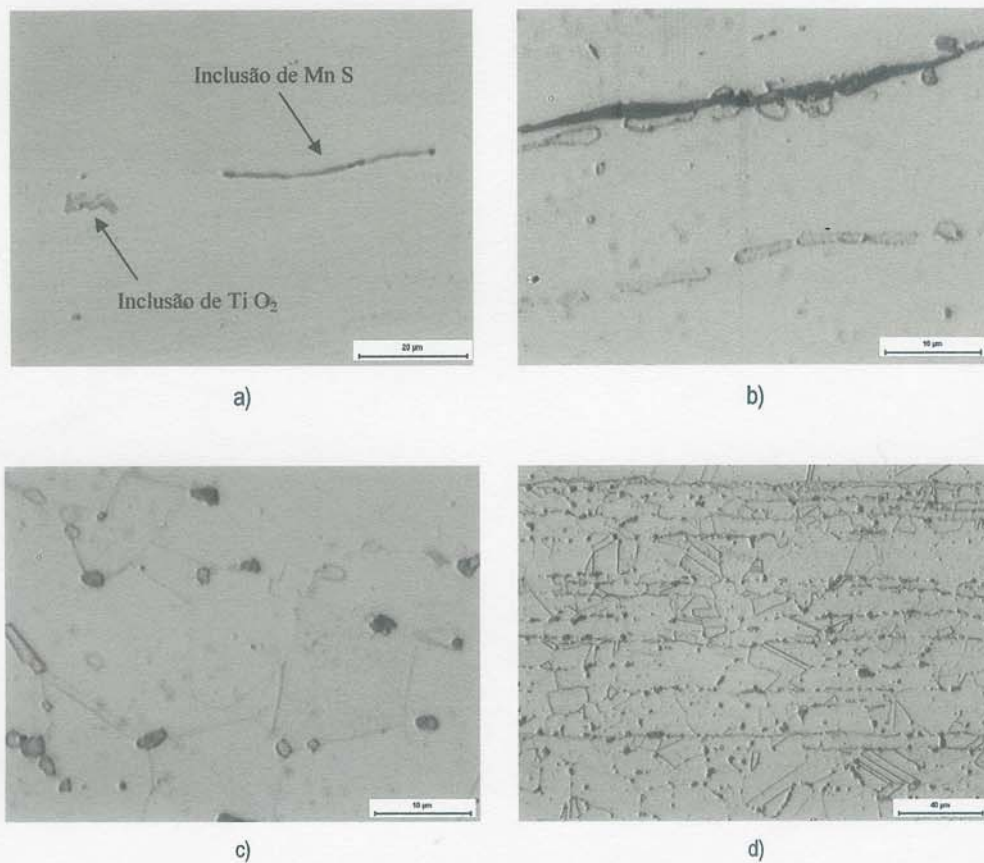


Figura 2 - Observação da amostra 066NM07/2 ao microscópio metalográfico: a) aspecto de uma zona antes de ataque, onde são visíveis algumas inclusões de óxido de titânio e sulfureto de manganês; b) aspecto da fase ferrítica após 15 segundos de ataque electroquímico; c) carbonetos precipitados em volta dos grãos, revelados após 15 segundos de ataque electroquímico; d) aspecto geral da microestrutura do aço onde se nota o grão austenítico com algumas maclas.

LABORATÓRIO NACIONAL DE ENGENHARIA CIVIL, I.P.

Departamento de Materiais

Núcleo de Materiais Metálicos

Laboratório de Ensaios de Materiais e Revestimentos Inorgânicos

Boletim nº B087NM07

Pág. 4/4

Pedido nº 066 NM 07

Visto

Adélia Pereira F. Rocha

3.2 - ANÁLISE QUÍMICA

Resultados da análise em percentagem

AMOSTRAS	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu	V	N
066NM07/1	0,05	0,37	1,30	0,03	0,004	17,34	2,23	11,11	0,22	0,07	0,08
066NM07/2	0,05	0,34	6,54	0,02	<0,001	18,31	0,10	4,40	0,16	0,06	0,18

Lisboa, 2007 -10- 02

Os Técnicos

Paula Menezes

Paula Menezes

A Chefe do Núcleo de
Materiais Metálicos

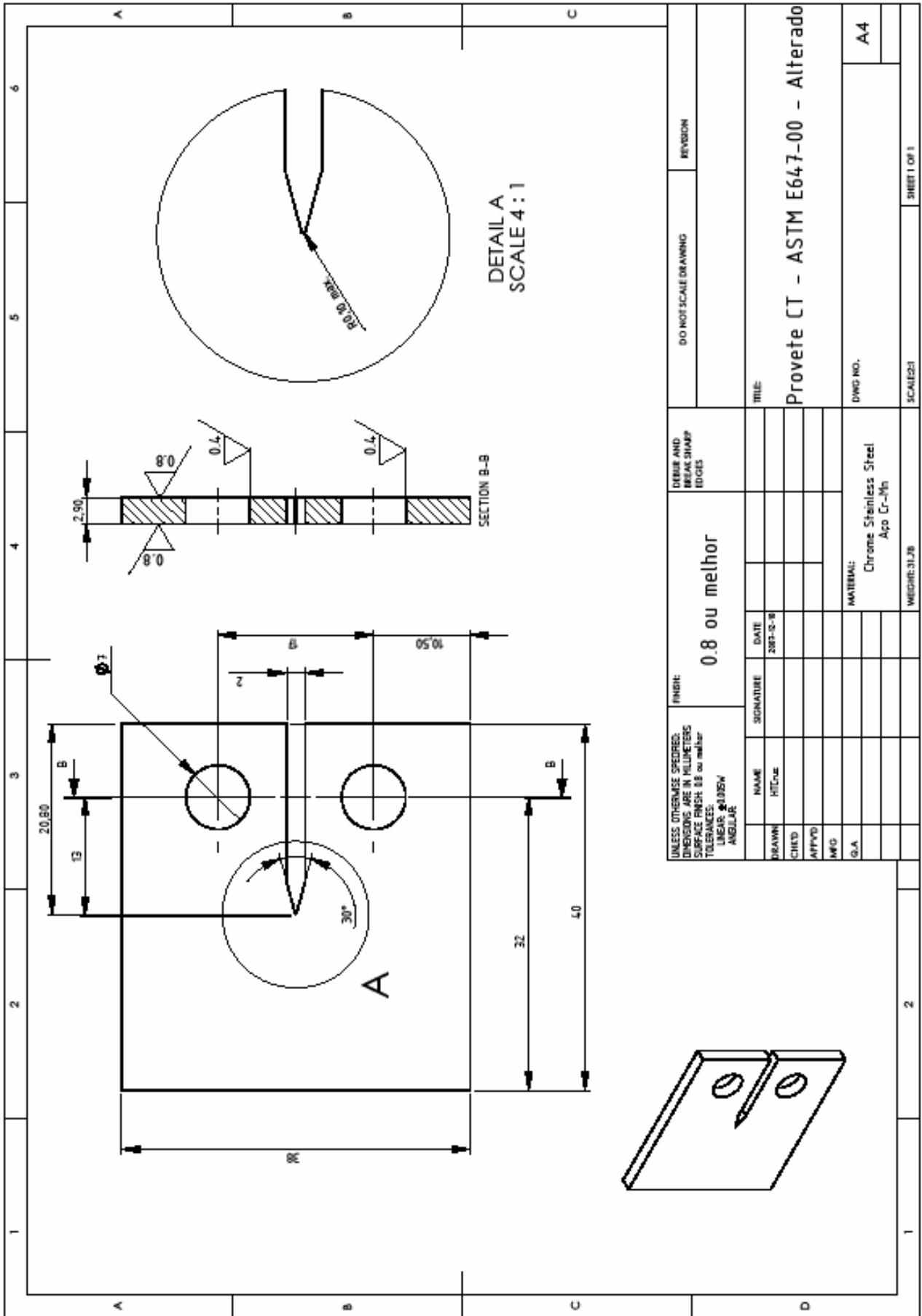
M. Manuela Salta

M. Manuela Salta

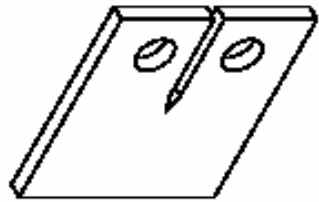
Fátima Forreta

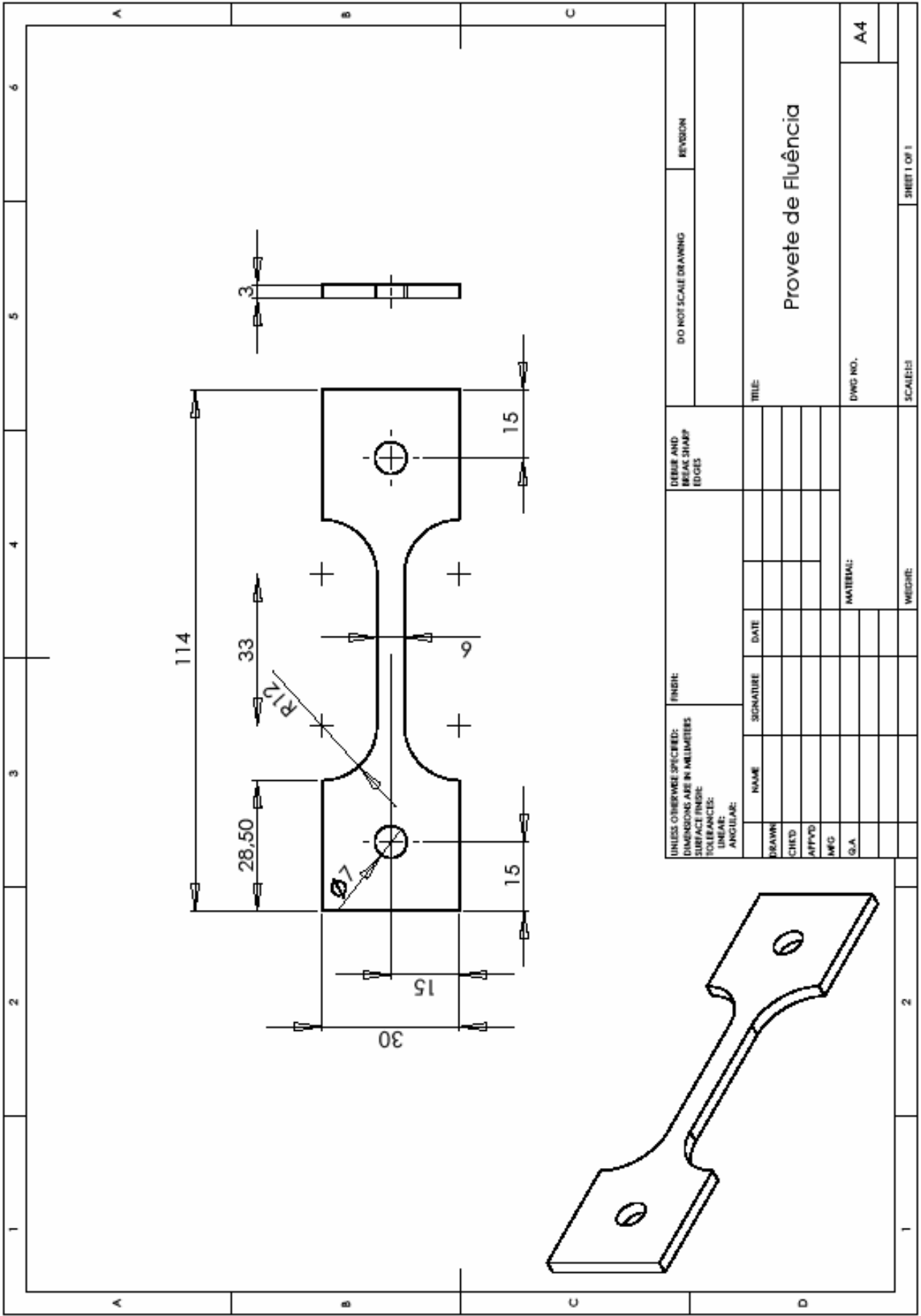
Fátima Forreta

Boletim de Ensaios



UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS SURFACE FINISH: ES ou melhor TOLERANCES: LINEAR: ± 0.15 ANGULAR:		FINISH: 0.8 ou melhor		DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
NAME	SIGNATURE	DATE							
DRAWN HTC/uc		2003-12-08							
CHECKED									
APPROVED									
MFG									
G.A.									
MATERIAL: Chrome Stainless Steel Aço Cr.-Ni			TITLE: Provete CT - ASTM E647-00 - Alterado						
WIDOWS: 31.70			DWG NO.:						
			A4						
			SCALE: 2:1						
			SHEET 1 OF 1						





UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS		FINISH:		DEBUR AND BEVEL SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
SURFACE FINISH:									
TOLERANCES:									
LINEAR:									
ANGULAR:									
DRAWN	NAME	SIGNATURE	DATE	MATERIAL:		DWG NO.		TITLE	
CHECKD									
APPROV									
AWG									
G.A.									
				WEIGHT:		SIZES:		SHEET OF 1	
								A4	

