



REDEMAT

REDE TEMÁTICA EM ENGENHARIA DE MATERIAIS

UFOP – UEMG



Dissertação de Mestrado

**EFEITO DA BARREIRA TÉRMICA EM UMA
PALHETA DE AÇO AISI 316 UTILIZADA
PARA TURBINA A GÁS**



Autor: Leandro Augusto Souza

Orientador: Prof. Adilson Rodrigues da Costa

Co-Orientadora: Prof.^a Elisangela Martins Leal

Co-Orientador: Prof. Milton S. F. de Lima

Dezembro de 2017



REDEMAT
REDE TEMÁTICA EM ENGENHARIA DE MATERIAIS
UFOP – UEMG

Leandro Augusto Souza

EFEITO DA BARREIRA TÉRMICA EM UMA PALHETA DE AÇO AISI 316 UTILIZADA PARA TURBINA A GÁS

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais da REDEMAT, como parte integrante dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia de Materiais.

Área de concentração: Processo de Fabricação

Orientador: Prof. Adilson Rodrigues da Costa, Dr.

Co-Orientadora: Prof.^a Elisangela Martins Leal, Dr.^a

Co-Orientador: Prof. Milton Sergio F. de Lima, Dr.

Ouro Preto, dezembro de 201

S729e

Souza, Leandro Augusto.

Efeito da barreira térmica em uma palheta de aço AISI 316 utilizada para turbina a gás [manuscrito] / Leandro Augusto Souza. - 2017.
xvii, 141f.: il.: color; grafs; tabs.

Orientador: Prof. Dr. Adilson Rodrigues da Costa.

Coorientador: Profa. Dra. Elisangela Martins Leal.

Coorientador: Prof. Dr. Milton Sérgio Fernandes de Lima.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Ouro Preto. Pró-Reitoria de Pesquisa e Pós-Graduação. REDEMAT. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais.

Área de Concentração: Processos de Fabricação.

1. Turbinas a gás. 2. Aço inoxidável. 3. Termodinâmica. 4. Computação - Dinâmica dos fluidos. I. Costa, Adilson Rodrigues da. II. Leal, Elisangela Martins. III. Lima, Milton Sérgio Fernandes de. IV. Universidade Federal de Ouro Preto. V. Título.

Catálogo: www.sisbin.ufop.br



REDE TEMÁTICA EM ENGENHARIA DE MATERIAIS UFOP - UEMG

Pós-Graduação em Engenharia de Materiais, Doutorado, Mestrado e Especialização



"Efeito da Barreira Térmica em Uma Palheta AISI 316 Utilizada para Turbina a Gás"

Autor: Leandro Augusto Souza

Dissertação defendida e aprovada, em 20 de dezembro de 2017, pela banca examinadora constituída pelos professores:

Prof. Adilson Rodrigues da Costa (Doutor) - Orientador
Universidade Federal de Ouro Preto

Prof. José Eduardo Mautone Barros (Doutor)
Universidade Federal de Minas Gerais

Prof. Bruno Nazário Coelho (Doutor)
Universidade Federal de São João del Rei
Campus Ouro Branco

Profª Elisângela Martins Leal (Doutor)
Universidade Federal de Ouro Preto

AGRADECIMENTOS

À Deus.

À minha família e aos meus amigos pelo amor.

Aos meus orientadores Prof. Adilson Costa, Prof.^a Elisangela Leal e ao Prof. Milton Lima pela amizade, oportunidade de realização deste trabalho e pelos ensinamentos.

À REDEMAT pela oportunidade no programa de mestrado.

À PROPP – Pró-Reitoria de Pós-Graduação e Pesquisa da UFOP pela bolsa de estudos.

À MVR pelo apoio técnico ao projeto.

À OPT Brasil pelo apoio técnico ao projeto.

À "Chair of Ferrous Metallurgy" da MontanUniversitaet Leoben (Áustria) pelo apoio nos trabalhos de caracterização do revestimento.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Justificativa	2
2	OBJETIVOS	4
2.1	Objetivo Geral	4
2.2	Objetivos Específicos.....	4
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
3.1	Turbina a Gás	5
3.1.1	Introdução	5
3.1.2	Principais Componentes: Compressor	11
3.1.3	Principais Componentes: Câmara de Combustão	15
3.1.4	Principais Componentes: Turbina.....	19
3.2	Palhetas Rotativas da Turbina.....	23
3.2.1	Processos de Fabricação da Palheta	25
3.2.2	Revestimentos para Palhetas	27
3.2.3	<i>Sistema TBC: Top coat.....</i>	30
3.2.4	<i>Sistema TBC: Thermally Grown Oxide e a Bond Coat</i>	31
3.2.5	Sistema de Resfriamento da Palheta	32
3.2.6	Estimativa da Vida Útil da Palheta.....	36
3.3	Aço Inoxidável	38
3.4	Engenharia de Superfícies	43
3.4.1	Preparação da Superfície para o Revestimento.....	44
3.4.2	Aspersão Térmica a Combustão	45
3.4.3	<i>High Velocity Oxygen/Fuel (HVOF)</i>	47
3.4.4	<i>Plasma Sprayed Coating (PS)</i>	47
3.4.5	<i>Electron Beam - Physical Vapor Deposition (EB-PVD)</i>	48
3.5	Análise Estrutural Estática	49
3.5.1	FEM utilizado na Análise Estrutural Estática em 3D.....	53
3.6	Análise de Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD)	54
3.6.1	CFD utilizado no ANSYS CFX	55

4	METODOLOGIA.....	64
4.1	 Materiais	65
4.2	 Especificações da Palheta	65
4.3	 Especificações para o Domínio Fluido na Simulação.....	66
4.4	 Simulação no ANSYS.....	67
4.5	 Métodos de Fabricação para Usinagem das Palhetas	69
4.6	 Métodos de Aplicação do Revestimento nas Palhetas.....	70
4.7	 Caracterização das Palhetas por Espectroscopia por Emissão de Luz.....	71
4.8	 Caracterização das Palhetas por MEV/EDS	71
4.9	 Investigação da Aderência do Revestimento	72
4.10	 Forno de Fluxo.....	72
5	 RESULTADOS	74
5.1	 Análise ANSYS	74
5.1.1	 Especificação do Problema	74
5.1.2	 Mesh.....	74
5.1.3	 Configuração do Modelo.....	75
5.1.4	 Resultado Numérico: Análise da Velocidade do Fluido e Análise Térmica a 900°C	76
5.1.5	 Resultado Numérico: Análise da Velocidade do Fluido e Análise Térmica a 1000°C	81
5.1.6	 Resultado Numérico: Análise da Velocidade do Fluido e Análise Térmica a 1100°C	85
5.1.7	 Resultado Numérico: Análise da Velocidade do Fluido e Análise Térmica a 1200°C	89
5.1.8	 Verificação e Validação.....	94
5.2	 Estimativa das Tensões na Palheta.....	95
5.3	 Análise Experimental: Fabricação das palhetas	96
5.3.1	 Usinagem da Palheta 01	96
5.3.2	 Usinagem da Palheta 02	99
5.4	 Caracterização da Palheta.....	102
5.5	 Caracterização do Pó de NiCrAlY.....	103
5.6	 Caracterização do Pó de ZrO₂ Estabilizada	103
5.7	 Revestimento da Peça.....	103

5.8	Confeção do Forno de Fluxo.....	106
5.9	Experimento no Forno de Fluxo	109
5.9.1	Experimento com temperatura de entrada de 900°C	109
5.9.2	Experimento com temperatura de entrada de 1000°C	112
5.9.3	Experimento com temperatura de entrada de 1100°C	114
5.9.4	Experimento com temperatura de entrada de 1200°C	117
5.9.5	Simulação Referente ao Ensaio no Forno	120
5.10	Análise do Material	123
5.10.1	Análise do Revestimento antes do Experimento.....	123
5.10.2	Análise do Revestimento: Após o Experimento.....	128
6	CONCLUSÕES.....	133
7	PROJETOS FUTUROS	135
	REFERÊNCIAS	136

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 - Sistema em ciclo aberto da Turbina a Gás	5
Figura 3.2 - Ciclo fechado simples.....	6
Figura 3.3 - Visão geral do uso da Turbina a Gás.....	8
Figura 3.4 - Procedimento típico no projeto de uma turbina a Gás	9
Figura 3.5 - Ciclo Brayton Ideal: (A) Desenho esquemático e (B) Diagramas Pressão-Volume ($P-V$) e Temperatura-Entropia ($T-S$).....	10
Figura 3.6 - Variação da Pressão e da Velocidade no Compressor Radial	12
Figura 3.7 - Compressor Axial de um Eixo	13
Figura 3.8 - Variação da Pressão e Velocidade no Compressor Axial	14
Figura 3.9 - Câmara de Combustão Anular.....	16
Figura 3.10 - Câmara de Combustão Multi-Tubular.....	16
Figura 3.11 - Câmara de Combustão Tuboanular	17
Figura 3.12 - Estabilização de chama e o padrão do fluxo	18
Figura 3.13 - Distribuição de Ar na Câmara de Combustão	19
Figura 3.14 - Componentes da Turbina Radial	20
Figura 3.15 - Turbina Axial (a) Impulsiva (b) Reativa	21
Figura 3.16 - Turbina Axial de Dois Eixos	22
Figura 3.17 - Evolução da Palheta	24
Figura 3.18 - Palheta (a) Policristalina, (b) Grãos Colunares e (c) Monocristalina.....	26
Figura 3.19 - Crescimento Preferencial do Monocristal	26
Figura 3.20 - Revestimento TBC	29
Figura 3.21 - Desenvolvimento da Resfriamento das Palhetas	33
Figura 3.22 - Perfil de Temperatura do Jato do Fluido de Arrefecimento (ar)	34
Figura 3.23 - Distribuição da efetividade média do <i>film cooling</i> , η , para diferentes M	35
Figura 3.24 - Seção Transversal e Distribuição do Fluxo de Calor nas Palhetas da Turbina ..	36

Figura 3.25 - Desenvolvimento do Aço Inoxidável Martensítico	39
Figura 3.26 - Desenvolvimento do Aço Inoxidável Austenítico, série 300	40
Figura 3.27 - Desenvolvimento do Aço Inoxidável Austenítico, série 200	41
Figura 3.28 – Curva Tempo-Temperatura-Sensitização	42
Figura 3.29 - Desenvolvimento do Aço Inoxidável Ferrítico	43
Figura 3.30 - Aspersão Térmica	44
Figura 3.31 - Seção transversal da tocha de aspersão térmica por chama de pó.....	46
Figura 3.32 - Discretização do Domínio	51
Figura 3.33 - Tensor de Tensões	54
Figura 3.34 - Estrutura da Camada Limite	62
Figura 4.1 - Fluxograma da Metodologia do Trabalho	64
Figura 4.2 - Dimensões Essenciais da Palheta em milímetros	66
Figura 4.3 - Dimensões dos Canais Internos (Corte A-A)	66
Figura 4.4 - Domínio do Fluido (a) Externo e (b) Interno	67
Figura 4.5 - Centro de usinagem PETRUS 80160	69
Figura 4.6 - Desenho em CAD da Palheta	70
Figura 4.7 – Processo de Aspersão Térmica a Combustão	70
Figura 4.8 – Desenho em CAD da Palheta com a Região Revestida.....	71
Figura 4.9 – Desenho em CAD do Forno de Fluxo	73
Figura 5.1 – <i>Mesh</i> da palheta.	75
Figura 5.2 - Distribuição da velocidade do fluido externo e interno a 50% da altura da palheta (900°C).....	77
Figura 5.3 - Interação entre o fluido interno e o fluido externo (900°C)	78
Figura 5.4 - Distribuição de Temperatura na posição de 90% da altura da palheta (900°C)...	79
Figura 5.5 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no intradorso da palheta (900°C) ..	79
Figura 5.6 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no extradorso da palheta (900°C)..	80

Figura 5.7 - Distribuição da velocidade do fluido externo e interno a 50% da altura da palheta (1000°C).....	81
Figura 5.8 - Interação entre o fluido interno e o fluido externo (1000°C).....	82
Figura 5.9 - Distribuição de Temperatura na posição de 90% da altura da palheta (1000°C).	83
Figura 5.10 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no intradorso da palheta (1000°C)	84
Figura 5.11 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no extradorso da palheta (1000°C)	84
Figura 5.12 - Distribuição da velocidade do fluido externo e interno a 50% da altura da palheta (1100°C).....	86
Figura 5.13 - Interação entre o fluido interno e o fluido externo (1100°C).....	86
Figura 5.14 - Distribuição de Temperatura na posição de 90% da altura da palheta (1100°C)	87
Figura 5.15 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no intradorso da palheta (1100°C)	88
Figura 5.16 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no extradorso da palheta (1100°C)	89
Figura 5.17 - Distribuição da velocidade do fluido externo e interno a 50% da altura da palheta (1200°C).....	90
Figura 5.18 - Interação entre o fluido interno e o fluido externo (1200°C).....	91
Figura 5.19 - Distribuição de Temperatura na posição de 90% da altura da palheta (1200°C)	92
Figura 5.20 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no intradorso da palheta (1200°C)	92
Figura 5.21 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no extradorso da palheta (1200°C)	93
Figura 5.22 - Validação dos Resultados pela Distribuição de Temperatura	94
Figura 5.23 - Distribuição da Tensão e Deformação (900°C).....	95
Figura 5.24 - Distribuição da Tensão e Deformação (1000°C).....	95
Figura 5.25 - Distribuição da Tensão e Deformação (1100°C).....	96

Figura 5.26 - Distribuição da Tensão e Deformação (1200°C).....	96
Figura 5.27 - Base da Palheta 01	97
Figura 5.28 - (a) Fresa do Aerofólio, (b) Encaixe do Aerofólio na Base e (c) Visualização do Encaixe	97
Figura 5.29 - Furação dos Canais de Resfriamento	98
Figura 5.30 - Furação dos Canais de Formação do <i>Film Cooling</i>	98
Figura 5.31 - Último Processo.....	99
Figura 5.32 – Palheta 01 Completa	99
Figura 5.33 – (a) Usinagem do Aerofólio e (b) Furos de Resfriamento	100
Figura 5.34 - Embuchamento	101
Figura 5.35 - Peça 02 Completa	101
Figura 5.36 - Micrografia do aço inoxidável AISI 316.....	102
Figura 5.37 - Após o Jateamento Abrasivo	104
Figura 5.38 – (a) Aspersão Térmica do NiCrAlY e (b) Peça Revestida por NiCrAlY	105
Figura 5.39 – (a) Aplicação Térmica ZrO ₂ , (b) Verificando a Temperatura da Palheta e (c) Verificando a Espessura do Revestimento	105
Figura 5.40 - Peça Revestida por ZrO ₂	106
Figura 5.41 – Confeção do Forno de Fluxo.....	107
Figura 5.42 - Forno de Fluxo com Tijolos Refratários	107
Figura 5.43 - Formato da chama no Forno de Fluxo.....	108
Figura 5.44 - Palheta com o tubo de resfriamento e os termopares	108
Figura 5.45 - Experimento com temperatura de entrada (Te) de 900°C	110
Figura 5.46 - Bordo de Ataque com temperatura de entrada (Te) de 900°C	110
Figura 5.47 - Região Intermediária com temperatura de entrada (Te) de 900°C.....	111
Figura 5.48 - Bordo de Fuga com temperatura de entrada (Te) de 900°C.....	111
Figura 5.49 - Experimento com a temperatura de entrada (Te) de 1000°C	112
Figura 5.50 - Bordo de Ataque com temperatura de entrada (Te) de 1000°C	113

Figura 5.51 – Região Intermediária com temperatura de entrada (Te) de 1000°C	113
Figura 5.52 - Bordo de Fuga com temperatura de entrada (Te) de 1000°C	114
Figura 5.53 - Experimento com a temperatura de entrada (Te) de 1100°C	115
Figura 5.54 - Bordo de Ataque com temperatura de entrada (Te) de 1100°C	115
Figura 5.55 - Região Intermediária com temperatura de entrada (Te) de 1100°C.....	116
Figura 5.56 - Bordo de Fuga com temperatura de entrada (Te) de 1100°C.....	116
Figura 5.57 - Experimento com a temperatura de entrada (Te) de 1200°C	117
Figura 5.58 - Bordo de Ataque com temperatura de entrada (Te) de 1200°C	118
Figura 5.59 – Região Intermediária com temperatura de entrada (Te) de 1200°C	118
Figura 5.60 - Bordo de Fuga com temperatura de entrada (Te) de 1200°C.....	119
Figura 5.61 - Temperatura da palheta para cada temperatura de entrada	120
Figura 5.62 - Distribuição de Temperatura no Aço Inoxidável para T_i de (a)(b) 900°C e (c)(d) 1000°C.....	121
Figura 5.63 - Distribuição de Temperatura no Aço Inoxidável para T_i de (a)(b) 1100°C e (c)(d) 1200°C.....	122
Figura 5.64 - Validação da Simulação do Forno.....	123
Figura 5.65 – Amostra de AISI 316 revestida com NiCrAlY + YSZ.....	124
Figura 5.66 – Indentação com carga de 0,5kgf na interface revestimento/substrato (Microscópio Óptico).....	124
Figura 5.67 – Microscopia eletrônica de varredura com aumento de 50x na superfície da amostra	125
Figura 5.68 - Microscopia eletrônica de varredura com aumento de 200x na superfície da amostra	125
Figura 5.69 - Elementos presentes no revestimento antes do experimento- imagem de topo (MEV/EDS).....	126
Figura 5.70 - Microscopia eletrônica de varredura com aumento de 500x na interface da amostra	127

Figura 5.71 - Elementos presentes no revestimento antes do experimento- visão da interface (MEV/EDS).....	127
Figura 5.72 - Microscopia eletrônica de varredura com aumento de 200x na interface da amostra	128
Figura 5.73 - Amostra retirada do topo da palheta após o experimento no forno.....	129
Figura 5.74 - Indentação na interface revestimento/substrato (Microscópio Óptico).....	129
Figura 5.75 – Distribuição dos elementos presentes no revestimento (MEV/EDS)	130
Figura 5.76 – Elementos presentes no revestimento após o experimento no forno - visão superior (MEV/EDS).....	131
Figura 5.77 – Elementos presentes no revestimento após o experimento no forno – visão da seção (MEV/EDS).....	132

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 - Composições das Superligas de Níquel [%p]	3
Tabela 4.1 - Parâmetros para a simulação	68
Tabela 4.2 – Propriedades dos materiais utilizados na simulação CFD.....	68
Tabela 4.3 - Propriedades mecânicas dos materiais utilizados na simulação FEA.....	68
Tabela 4.4 – Parâmetros de entrada no forno	73
Tabela 5.1 - Elementos Químicos presentes no substrato da Palheta	102
Tabela 5.2 –Elementos Químicos Presentes no Pó de NiCrAlY	103
Tabela 5.3 - Elementos Químicos Presentes no Pó de $ZrO_2-8\%Y_2O_3$	103

LISTA DE ABREVIACOES

- AISI – *American Iron and Steel Institute*
- CFD – Dinâmica dos Fluidos Computacional
- TBC – Revestimento do Tipo Barreira Térmica
- MEV – Microscópio Eletrnico de Varredura
- EDS – Espectroscopia de Energia Dispersiva
- FAR – Razão Combustível-Ar
- SFC – Consumo Específico de Combustível
- YSZ – Zircônia Estabilizada com tria
- HVOF – *High Velocity Oxygen/Fuel*
- PS – *Plasma Sprayed Coating*
- VPS – *Vacuum Plasma Sprayed Coating*
- LPPS – *Low Pressure Plasma Sprayed Coating*
- APS – *Atmospheric Plasma Sprayed*
- EB-PVD – *Electron Beam Physical Vapor Deposition*
- SPS - *Suspension or Solution Precursor Plasma Spray*
- SST - *Shear Stress Transport*
- FSI – Interação Fluido-Estrutura
- CHT – *Conjugate Heat Transfer*
- FEA – Análise de Elementos Finitos
- GLP – Gás Liquefeito de Petróleo

LISTA DE VARIÁVEIS

θ - Relação entre a temperatura do fluido de arrefecimento na saída do canal e a temperatura do fluido externo [-]	u_i – Deslocamento do nó i [m]
M – Número de Mach [-]	σ – Tensão Normal [Pa]
ε – Deformação [mm/mm]	τ – Tensão de cisalhamento [Pa]
N_f - Número de ciclos para a falha [-]	ν – Coeficiente de Poisson [-]
E - Módulo de elasticidade [Pa]	γ – Deformação por cisalhamento [mm/mm]
σ_f' - Coeficiente de tensão à fadiga [Pa]	ρ – Massa específica [kg/m ³]
ε_f' - Coeficiente de ductilidade à fadiga [mm/mm]	t – Tempo [s]
b - Expoente da tensão à fadiga	U – Vetor velocidade [m/s]
c - Expoente da ductilidade à fadiga	P – Pressão [Pa]
T - Temperatura de trabalho [°C]	S_M – Fonte da quantidade de movimento [kg.m/s]
t_r - Tempo da ruptura por fluência [s]	δ – Matriz identidade [-]
C - Coeficiente de correção [-]	λ – Condutividade térmica [W/(m K)]
n_i – Número de ciclos da tensão i [-]	S_E – Fonte de energia [J]
N_i – Número de ciclos da ruptura por fadiga da tensão i [-]	h_{tot} – Entalpia específica total [J/kg]
t_j – Tempo de operação da temperatura j [s]	h – Entalpia estática [J/kg]
t_{rj} - Tempo de ruptura da temperatura j [s]	w – Peso molecular [g/mol]
D – Dano [-]	P_{abs} – Pressão absoluta [Pa]
Π – Energia de deformação total [J]	R_0 – Constante universal dos gases [J/mol K]
n – Número de elementos da simulação [-]	c_p – calor específico a pressão constante [J/(kg K)]
m – Número de nós da simulação [-]	U_s – Movimento do sólido em relação ao sistema [m/s]
$\Lambda^{(e)}$ – Energia de deformação dos elementos [J]	\bar{U} - Componente médio da velocidade [m/s]
F_i – Força Externa aplicada no nó i [N]	

$\rho \overline{u_i u_j}$ – Tensão de Reynolds [Pa]

k – Energia cinética turbulenta [J]

μ_{eff} – Viscosidade efetiva na turbulência [m²/s]

μ_t – Viscosidade turbulenta [m²/s]

\dot{m}_i – Vazão mássica na entrada da palheta [kg/s]

T_i – Temperatura na entrada da turbina [°C]

\dot{m}_r – Vazão mássica do fluido de arrefecimento (entrada) [kg/s]

T_r – Temperatura do fluido de arrefecimento (entrada) [°C]

ω – Rotação da Turbina [rev./s]

\dot{m}_f – Vazão mássica na entrada do forno [kg/s]

T_f – Temperatura na entrada do forno [°C]

\dot{m}_{rf} – Vazão mássica do fluido de arrefecimento do forno (entrada) [kg/s]

T_{rf} – Temperatura do fluido de arrefecimento do forno (entrada) [°C]

T_s – Temperatura na superfície da palheta [°C]

RESUMO

O objetivo deste trabalho é analisar uma palheta de turbina a gás constituída de aço inoxidável austenítico (AISI 316), um sistema de resfriamento simples e um sistema de proteção térmica, este formado por uma camada de zircônia estabilizada com ítria e uma camada de ligação formada de níquel, cromo, alumínio e ítrio. Estes sistemas são incluídos no projeto da palheta a fim de aumentar sua vida útil e reduzir a temperatura do material base. Assim se pode aumentar a temperatura de entrada e o desempenho da turbina. Essa análise é executada de duas formas, a primeira numericamente através da aplicação da dinâmica dos fluidos computacional (*computational fluid dynamics – CFD*) e do método dos elementos finitos na análise estrutural e outra experimentalmente através da construção de uma palheta e investigação do comportamento da barreira térmica em um forno de fluxo. Desta forma, avalia-se o comportamento do sistema em um fluxo oxidante de alta temperatura. Verifica-se também a eficácia do revestimento no aço inoxidável austenítico, avaliando-se a temperatura interna da palheta, ou seja, a temperatura do metal. Assim, pode-se estimar a vida útil da palheta. Igualmente, pode-se avaliar a hipótese de que ligas menos nobres possuem uma vida útil próxima das superligas utilizadas atualmente. Desta maneira, o custo na manufatura deste tipo de peça será reduzido. O estudo indica que o revestimento térmico e o sistema de resfriamento foram eficiente e reduziram significativamente a temperatura do substrato metálico, redução da ordem de 300°C em relação a temperatura de entrada na turbina. Entretanto, o revestimento não suportou o fluxo oxidante, ocorrendo a geração de uma camada de óxido no aço inoxidável, assim deteriorando o revestimento.

Palavras-chave: turbina a gás, palheta, revestimento do tipo barreira térmica, dinâmica dos fluidos computacional, aço inoxidável.

ABSTRACT

The objective of this work is to analyze a gas turbine blade made of austenitic stainless steel (AISI 316), a simple cooling system and a thermal barrier coating, this formed by a yttria-stabilized zirconia layer and a bonding layer formed of nickel, chromium, aluminum and yttrium. These systems are included in the design of the blade in order to increase its useful life and reduce the temperature of the stainless steel. This can increase the turbine inlet temperature and turbine performance. This analysis is performed in two ways, the first numerically through the application of computational fluid dynamics (CFD) and finite volume method and another through an experiment with the construction of a blade and investigation of the thermal barrier behavior in an oven. In this way, the system behavior in a high temperature oxidizing flow is evaluated. The coating effectiveness on the austenitic stainless steel is also checked, the blade internal temperature, i.e. the temperature of the metal, is evaluated. Then, the blade life can be estimated. Thus, the hypothesis that less noble alloys have a useful life close to the superalloys can be evaluated. In this way, the manufacturing cost will be reduced. The study indicated that the thermal barrier coating and the cooling system were efficient and significantly reduced the temperature of the metal substrate, reducing the order of 300 °C related to the turbine inlet temperature. However, the coating did not withstand the oxidizing flux, generating an oxide layer on the stainless steel surface, thus the coating was deteriorated.

Keywords: *gas turbine, turbine blade, thermal barrier coating, CFD, stainless steel.*

1 INTRODUÇÃO

A turbina a gás possui relativo baixo custo de operação e alta razão entre a geração de energia e peso. Atualmente, as turbinas a gás são utilizadas para a geração de energia elétrica, no acionamento mecânico e na propulsão marítima e aeronáutica.

A turbina a gás é uma máquina térmica composta basicamente de um compressor, uma câmara de combustão e uma turbina propriamente dita. O componente responsável pela produção de energia mecânica é a turbina. Essa energia é produzida através da transformação da energia cinética dos gases, após a queima na câmara de combustão. Parte dessa energia mecânica é responsável pelo acionamento do compressor e a outra parte é responsável para a geração de energia elétrica ou empuxo (BOYCE, 2002).

O desenvolvimento da turbina a gás se deu a partir do conhecimento dos fenômenos físicos ocorridos na mesma. Um dos principais focos de estudo está ligado à limitação metalúrgica. Da termodinâmica, quanto maior a temperatura de operação do equipamento, maior o seu desempenho. Porém, o aumento da temperatura de saída da câmara de combustão está limitado ao material que compõe o primeiro estágio da turbina. Ou seja, o desempenho da mesma está fortemente associado ao potencial dos materiais que a constitui (COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996).

Os principais requisitos para a seleção dos materiais dos componentes da turbina a gás, no começo dos estudos relacionados ao equipamento, foram a alta temperatura e a resistência à tração. Entretanto, esses requisitos mudaram rapidamente quando a temperatura, os esforços devido à rotação e a pressão dos gases aumentaram. Desta forma as rupturas por fadiga e fluência tornaram-se importantes (BOYCE, 2002).

Segundo Callister (2010), a fadiga é uma forma de falha que ocorre em estruturas sujeitas a cargas dinâmicas e flutuantes. Já a fluência é uma deformação associada a um material sujeito a alta temperatura e sobre tensões mecânicas estáticas. Em uma turbina a gás, o ciclo termomecânico possui uma sequência de eventos que incluem variação dos níveis de tensão a temperatura constante, variação da temperatura com tensão constante, e períodos onde há variação da temperatura e da tensão simultaneamente (COLLINS, 1993).

Desta forma, um dos componentes limitantes na turbina são as palhetas do primeiro estágio, pois as mesmas precisam suportar uma combinação severa de temperatura, pressão e tensões (BOYCE, 2002).

Com o aumento significativo da resistência mecânica das ligas utilizadas nas palhetas com um sistema de resfriamento eficiente, a vida útil do material ficou limitada a corrosão a alta temperatura, assim inseriu-se os revestimentos às palhetas (BOYCE, 2002).

Dessa forma a tecnologia de revestimentos tornou-se parte integral na manufatura dos componentes da turbina a gás que operam em altas temperaturas. Assim é possível combinar as propriedades mecânicas dos materiais com a resistência a oxidação, aumentando-se a eficiência da turbina (CLARKE, OECHSNER e PADTURE, 2012; MARTENA *et al.*, 2006).

1.1 Justificativa

Atualmente os avanços na tecnologia da turbina a gás estão ligados à demanda crescente dos sistemas de proteção térmica da palheta da turbina feita de superligas à base de níquel (MARTENA *et al.*, 2006). O principal revestimento utilizado é o *Thermal Barrier Coating* (TBC) que é pulverizado sobre o substrato metálico e usado para o aumento da temperatura sobre o componente (PINGSHUN *et al.*, 2005).

O aumento da eficiência está associado também ao custo, pois o custo total de operação de uma turbina a gás moderna é altamente influenciado pela durabilidade dos seus componentes, principalmente os sujeitos a altas temperaturas (REYHANI *et al.*, 2013; EVANS *et al.*, 2001). Além do custo com o componente, 1% de aumento na eficiência da turbina pode significar milhões de dólares em economia para o produtor de energia elétrica, assim fornecendo eletricidade aos seus clientes com um menor custo.

Como a palheta é um componente usado para suportar esforços elevados, a mesma é feita normalmente de superligas de níquel, alguns exemplos estão mostrados na Tabela 1.1, que são superligas que suportam elevadas temperaturas e elevadas tensões. Diante disso, o custo de produção de uma palheta de turbina é alto. Desta forma, as pesquisas realizadas para prever o comportamento dos materiais e da estrutura da palheta são feitas com aços inoxidáveis, pois além deles possuírem propriedades análogas às superligas, eles são economicamente acessíveis. Deste modo, os aços inoxidáveis AISI 304 e 316 são sugeridos como materiais alternativos para as palhetas (ALMEIDA, 2005; TELEGINSKI *et al.*, 2014; GIAMEI e FASM, 2013).

**Tabela 1.1 - Composições das Superligas de Níquel [%p]
(GIAMEI e FASM, 2013)**

Liga	Cr	Co	W	Ti	Al	C	B	Zr	Nb	Hf	Mo	Ta	Outra
Udimet-700	15,0	15,3	-	3,4	4,30	0,070	0,016	-	-	-	4,4	-	-
IN-718	19,0	-	-	0,9	0,60	0,060	-	-	*	-	3,0	*	18,0Fe
IN-792+Hf	12,2	9,0	3,8	4,1	3,50	0,120	0,015	0,100	-	0,5	1,9	3,9	-
IN-100	9,5	15,0	-	4,8	5,50	0,180	0,015	0,060	-	-	3,0	-	1,0V
B-1900+Hf	8,0	10,0	-	1,0	6,00	0,110	0,015	0,080	-	1,2	6,0	4,3	-
Mar-M200+Hf	9,0	10,0	12,5	2,0	5,00	0,150	0,015	0,050	1,0	2,0	-	-	-
PWA 1480	10,0	5,0	4,0	1,5	5,00	-	-	-	-	-	-	12,0	-
PWA 1484	5,0	10,0	5,9	-	5,65	-	-	-	-	0,1	1,9	8,7	3,0Re

*Nb+Ta 5,1%p

Sendo assim, este trabalho possui a finalidade de analisar e avaliar uma palheta feita de aço inox AISI 316 com um revestimento cerâmico de zircônia estabilizada com ítria em um ambiente próximo ao real de funcionamento de uma turbina. Este estudo foi feito de duas formas, uma delas é a simulação da palheta no software de elementos finitos (ANSYS) para investigação da vida útil do elemento da turbina. Também foi efetuado um experimento, onde a palheta revestida ficará em um forno de fluxo, simulando um ambiente real de trabalho de forma a validar os resultados da simulação.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo Geral

Analisar, teórica e experimentalmente, o comportamento de uma palheta de aço inox AISI 316 revestida com zircônia estabilizada com ítria em um *software* usado para a realização de simulações multifísicas (ANSYS® – parte teórica) e em um forno com um fluxo de calor oxidante de alta temperatura (parte experimental), possibilitando o cálculo da vida útil do componente.

2.2 Objetivos Específicos

- Fabricar a palheta em aço inox AISI 316;
- Definir os parâmetros de entrada na turbina;
- Realizar o estudo no *software* ANSYS;
- Realizar o experimento em um forno de fluxo;
- Realizar a caracterização da palheta no microscópio eletrônico de varredura (MEV);
- Estimar a vida útil da palheta.

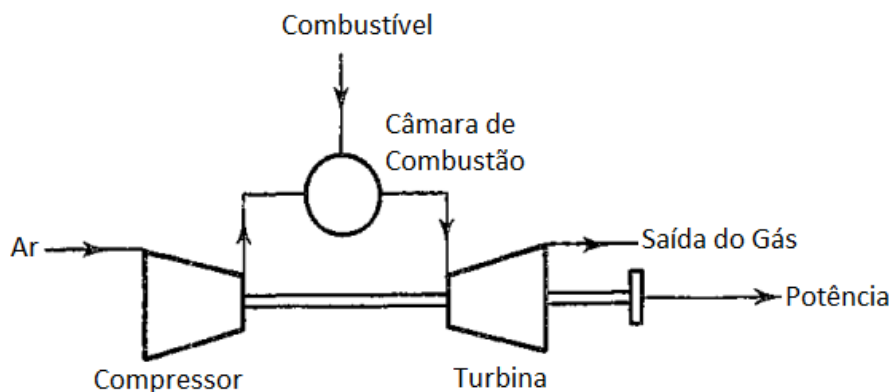
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo trata sobre as turbinas a gás, analisando os seus principais componentes e princípio de funcionamento. Aborda sobre a palheta, que é o objeto de estudo do trabalho, contemplando a sua manufatura, o seu sistema de arrefecimento e barreira térmica juntamente com os métodos de aplicação. Disserta também sobre os principais tipos de aços inoxidáveis, e aborda sobre o princípio de funcionamento do método numérico utilizado pelo *software* de elementos finitos ANSYS®.

3.1 Turbina a Gás

3.1.1 Introdução

Segundo Cohen (1996), a turbina a gás é uma máquina térmica basicamente composta por um compressor, uma câmara de combustão e uma turbina, como pode ser visto na Figura 3.1.



**Figura 3.1 - Sistema em ciclo aberto da Turbina a Gás
(COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996)**

A Figura 3.1 mostra uma turbina a gás em ciclo aberto. A turbina é construída dessa forma porque se depois da compressão do fluido de trabalho no compressor, ele expandisse diretamente na turbina, a turbina só forneceria energia para acionar o compressor e vice e versa, na teoria. Desta forma, a inserção da câmara de combustão é de suma importância, pois a mesma adiciona energia para aumentar a temperatura do fluido de trabalho antes da expansão na turbina

(COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996). Há também a turbina a gás em ciclo fechado (Figura 3.2), que é composta por dois trocadores de calor, compressor e turbina a gás propriamente dita.

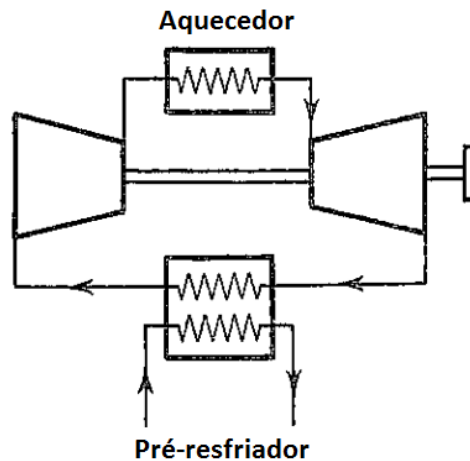


Figura 3.2 - Ciclo fechado simples
(COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996)

Para as turbinas em ciclo fechado, um gás circula no ciclo sem a queima do mesmo, ele ganha energia através do aquecedor, sem ganho de massa externa, e perde calor no pré-resfriador, e novamente inicia-se o ciclo. Uma grande vantagem desse ciclo é a possibilidade de usar altas pressões, que resulta em um tamanho reduzido da máquina térmica (COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996).

Basicamente, na turbina a gás em ciclo aberto, o ar é comprimido no compressor e o gás de combustão expande através da turbina. A expansão do gás na turbina fornece energia mecânica de eixo que é usada para acionar o compressor e outro mecanismo de conversão de energia (gerador elétrico, no caso de turbinas para geração de energia elétrica) ou a energia mecânica é usada para acionar o compressor e o restante da energia é convertida em energia cinética. A razão combustível-ar (FAR) é definida a partir da máxima temperatura de trabalho e da resistência à fluência dos componentes da turbina (SOARES, 2008).

Em uma turbina a gás, a realização do processo de compressão, combustão e expansão não ocorrem em um único componente, como ocorre em outras máquinas térmicas. Desta forma, os processos ocorrem nos componentes separadamente e os componentes podem ser projetados, testados e desenvolvidos individualmente, e esses componentes podem ser unidos

de várias maneiras possíveis para formar a turbina a gás. Essencialmente, a turbina a gás de ciclo aberto é constituída por esses três componentes principais. Entretanto, a mesma pode possuir outros componentes, como, *intercoolers*, que são trocadores de calor que aumentam a eficiência da turbina, a sua complexidade e custo (COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996).

O sucesso das turbinas a gás utilizadas em plantas para geração de energia foi devido à alta reserva de gás natural, que é um combustível barato e rico em metano (CH_4), e desta forma produz uma menor quantidade de dióxido de carbono se comparado aos combustíveis líquidos, tais como querosene. Outra vantagem é a sua eficiência térmica, que em ciclos combinados, ciclos que envolvem uma turbina a gás e uma turbina a vapor, aproxima-se de 60%. A maior vantagem é a viabilidade de turbinas a gás em uma variedade de níveis de potências, até 300MW por turbina em um ciclo simples e 500MW para um ciclo combinado (COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996).

A Figura 3.3 mostra os ramos de utilização da turbina a gás demonstrando como a turbina a gás é uma fonte de potência extremamente adaptável (*Committee on Coatings for High-Temperature Structural Materials*, 1996; COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996).

Em relação ao projeto, as turbinas a gás industriais requerem uma vida na ordem de 100.000 horas sem grande manutenção. Já as turbinas aeronáuticas possuem a limitação de tamanho e peso, essa limitação mais importante as turbinas a gás aeronáuticas que as industriais (COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996).

O maior impacto das turbinas a gás foi no campo da propulsão aeronáutica, pois a mesma permitiu construir aviões com maior potência e menor peso. No caso mais simples, a turbina é construída apenas para gerar potência para acionar o compressor e gerar o gás em alta velocidade para originar a propulsão a jato (COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996).

Em um projeto de uma turbina a gás, existem inter-relações entre termodinâmica, aerodinâmica, mecânica e sistema de controle. A Figura 3.4 mostra um diagrama esquemático em um projeto de uma turbina a gás (COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996).

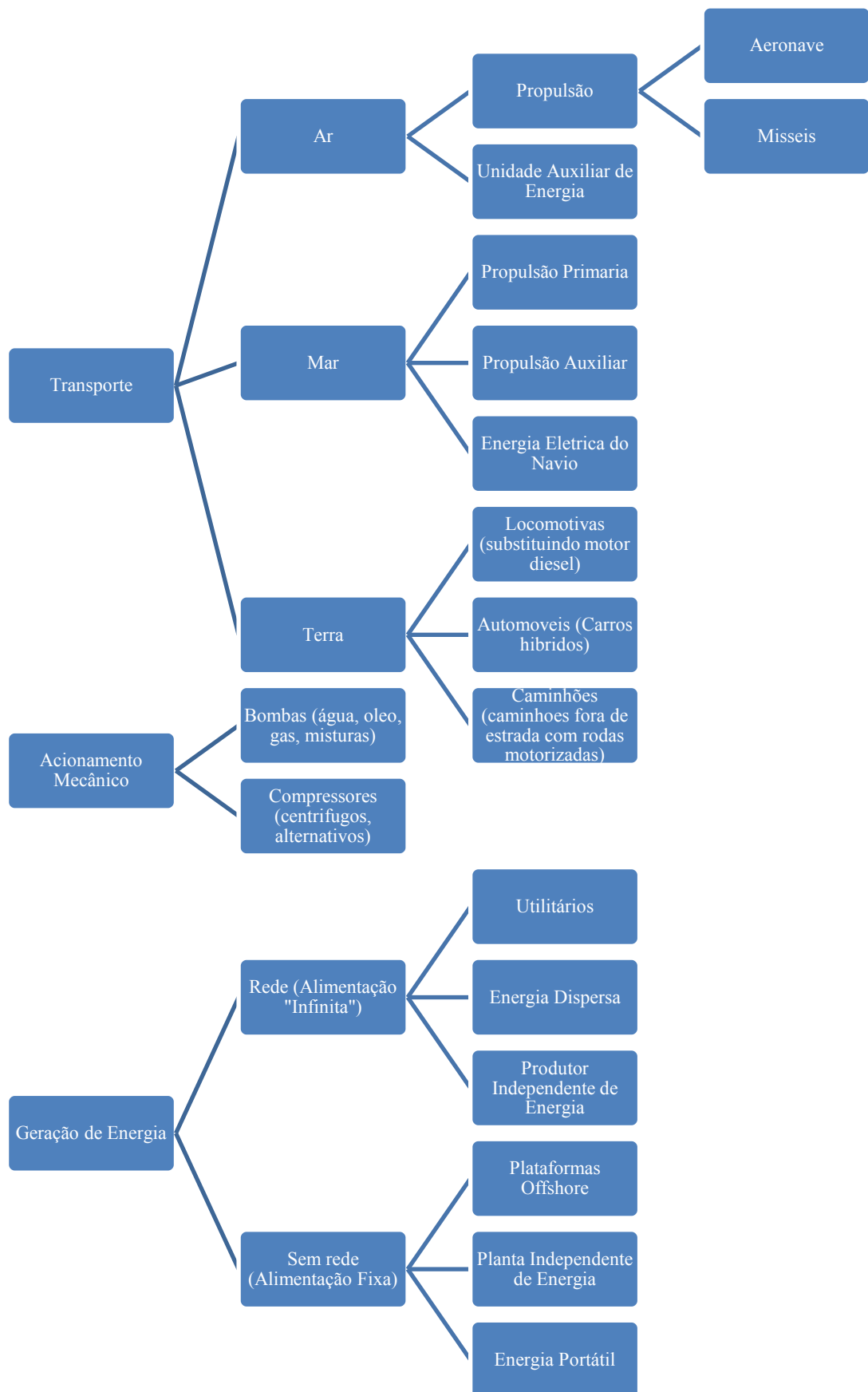


Figura 3.3 - Visão geral do uso da Turbina a Gás.

Adaptado (Committee on Coatings for High-Temperature Structural Materials, 1996)

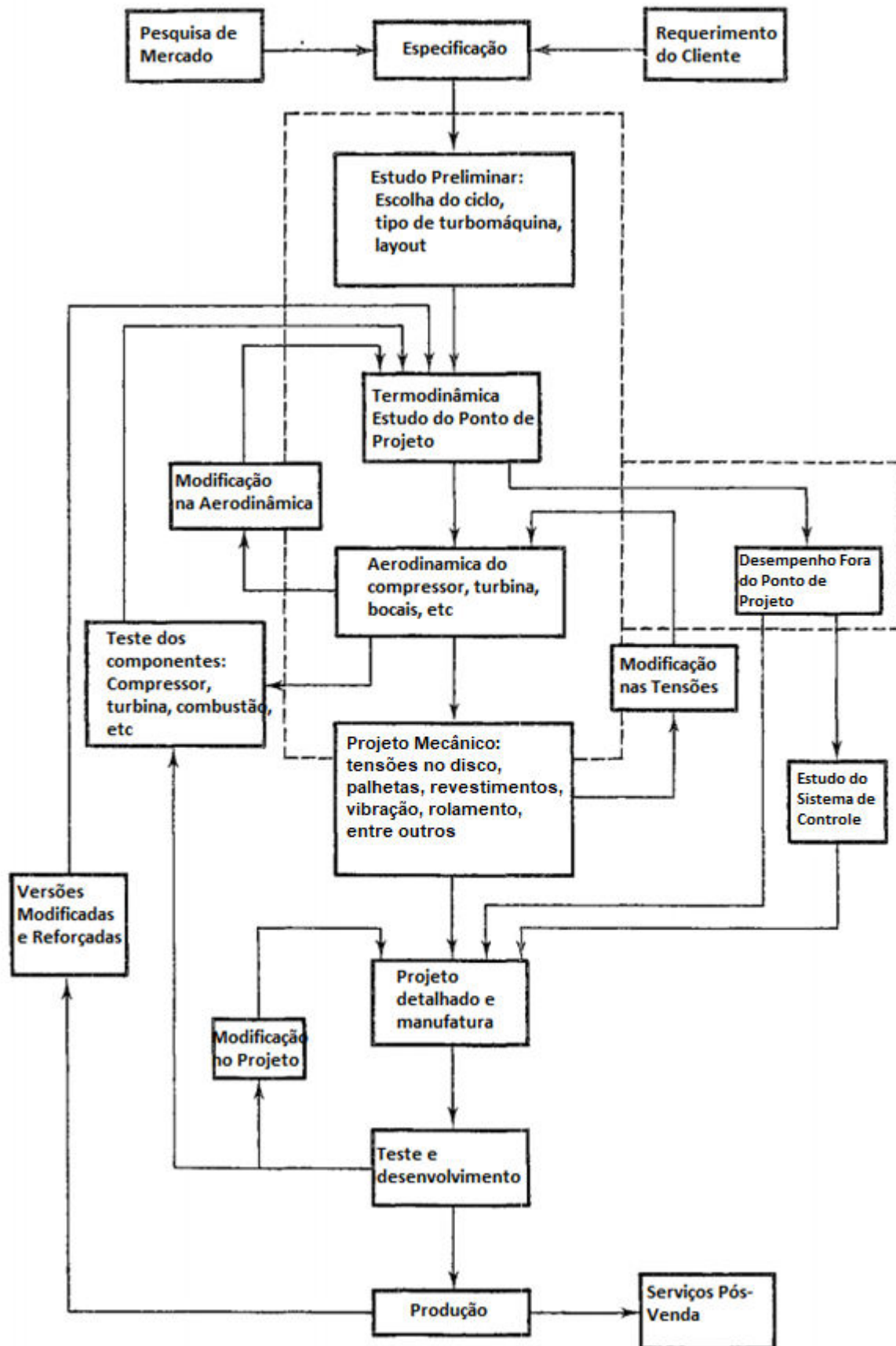


Figura 3.4 - Procedimento típico no projeto de uma turbina a Gás
(COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996)

A turbina a gás ideal possui um ciclo termodinâmico, conhecido como ciclo Brayton (Figura 3.5), no qual são apresentadas as propriedades termodinâmicas, juntamente com a transferência de trabalho e calor (BOYCE, 2002).

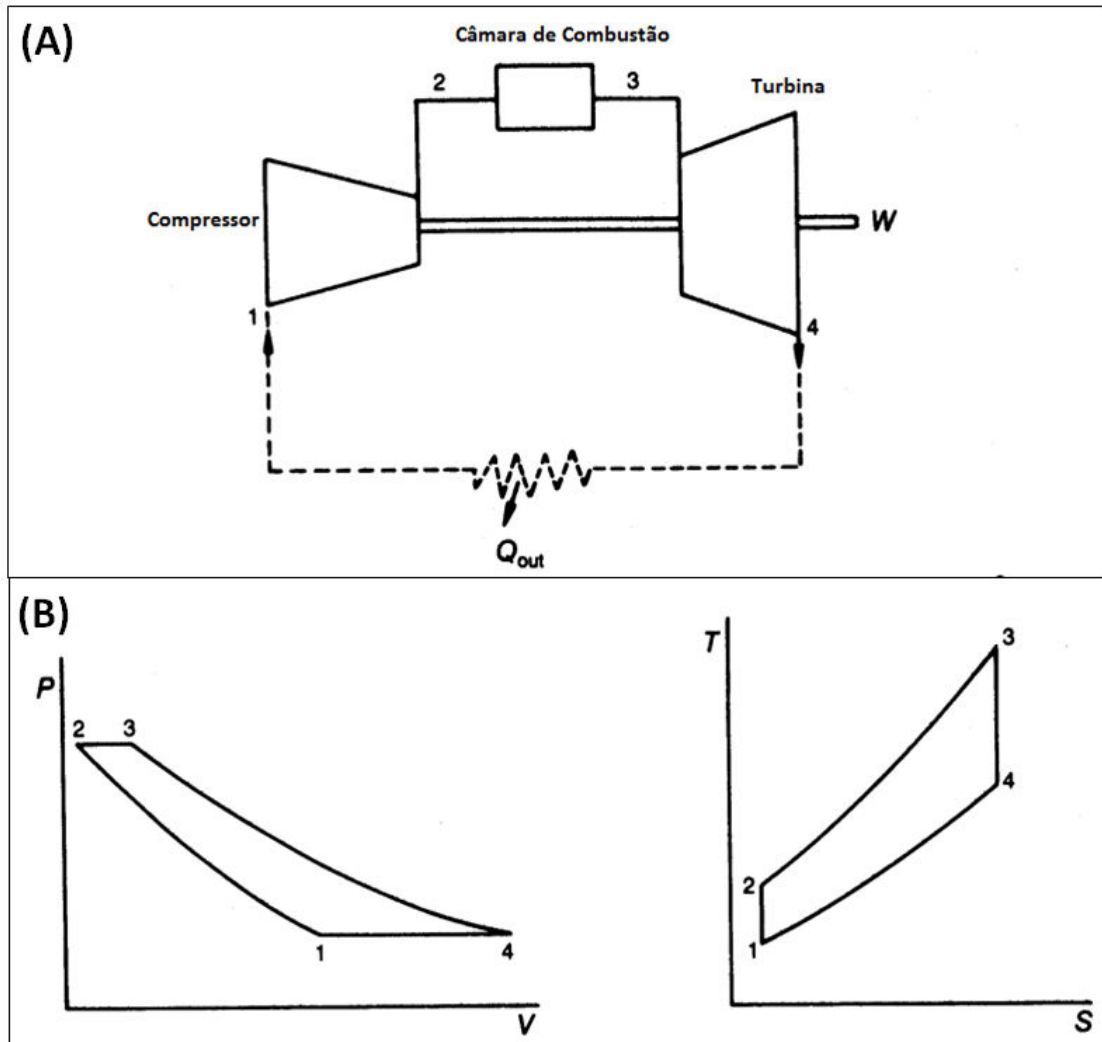


Figura 3.5 - Ciclo Brayton Ideal: (A) Desenho esquemático e (B) Diagramas Pressão-Volume ($P-V$) e Temperatura-Entropia ($T-S$).

(BOYCE, 2002)

A Figura 3.5 mostra o ciclo Brayton em desenho esquemático (A) e em dois diagramas (B), um digrama pressão-volume ($P-V$) e outro temperatura-entropia ($T-S$). Nos diagramas, o ponto 1 representa a entrada de ar à pressão ambiente no compressor. O ar é comprimido isentropicamente ao longo da linha 1-2 (compressor). De 2 para 3 (câmara de combustão), calor é adicionado ao fluido através da queima da mistura ar/combustível através de um processo isobárico com aumento do volume e temperatura. No processo 3-4 (turbina), o fluido expande

através de um processo isentrópico. O ponto 3 é o ponto que determina a temperatura do fluido que entra na turbina, quanto maior essa temperatura, maior a expansão dos gases e maior a eficiência térmica da turbina para uma mesma condição de saída (ROLLS-ROYCE, 1996; BOYCE, 2002).

Desta forma, existem dois principais fatores que afetam diretamente o desempenho da turbina, que são a eficiência dos componentes e a temperatura de trabalho da turbina. Quanto maior o valor que esses fatores obtiverem, maior será o desempenho da turbina a gás. O aumento desse desempenho se dá pelo conhecimento metalúrgico e aerodinâmico, desta forma foi possível atingir razões de pressão de 35:1, componentes com eficiência entre 85-90% e temperatura de trabalho que excedem 1650 K (COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996).

O aumento do desempenho da turbina aumenta a geração de potência de saída. De forma geral, o aumento desta potência gera a possibilidade de construir turbinas com tamanho relativamente pequeno. Assim, confecciona-se turbinas com alta razão potência/peso (BOYCE, 2002).

3.1.2 Principais Componentes: Compressor

O compressor é o componente responsável pela pressurização do fluido de trabalho. Em uma turbina a gás existem dois tipos principais de compressores: os que geram um fluxo centrífugo (ou radial) e outro que gera um fluxo axial. O direcionamento do fluxo é relacionado aos nomes dos componentes. Desta forma tem-se os compressores radiais e os compressores axiais, respectivamente (ROLLS-ROYCE, 1996).

O compressor radial é uma unidade de um ou dois estágios que usa um rotor para acelerar e um difusor para aumentar a pressão do fluido. Esses compressores possuem maior razão de pressão e menor vazão mássica comparada ao compressor axial de mesma dimensão. Eles também possuem manufatura facilitada e são mais robustos (BOYCE, 2002; ROLLS-ROYCE, 1996).

O compressor axial é uma unidade com muitos estágios que trabalha de forma alternada, com uma linha de palhetas rotativas (rotor) e uma linha de palhetas estacionárias (estator), que acelera e aumenta a pressão do fluido. Esses compressores conseguem atingir uma maior vazão mássica, fornecem um menor consumo específico de combustível (SFC). Porém, ele é maior em comprimento (ROLLS-ROYCE, 1996; BOYCE, 2002).

Basicamente em um compressor centrífugo, o fluido passa por uma série de palhetas para corrigir o ângulo de incidência do fluido. O fluido entra pelo centro do rotor (*impeller*) com ângulo de incidência nulo. O rotor possui alta rotação, assim o fluido rotaciona juntamente com o rotor e é induzido a fluir radialmente para a ponta da palheta do rotor. Desta forma, o mesmo entra no difusor que transforma a energia cinética do fluido em pressão. A Figura 3.6 mostra um compressor radial e a variação da velocidade e a pressão do fluido nesse compressor. O rotor é um disco forjado com palhetas dispostas radialmente no seu disco. O difusor é formado por um número finito de palhetas no sentido tangencial do rotor (ROLLS-ROYCE, 1996; BOYCE, 2002).

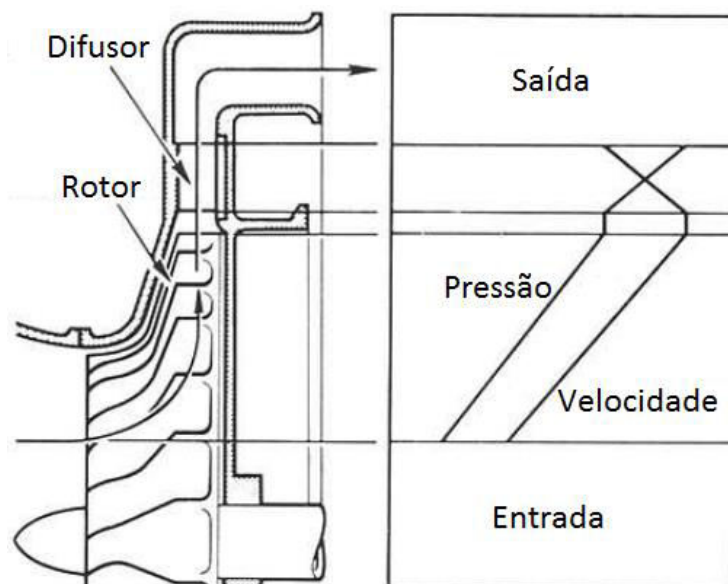


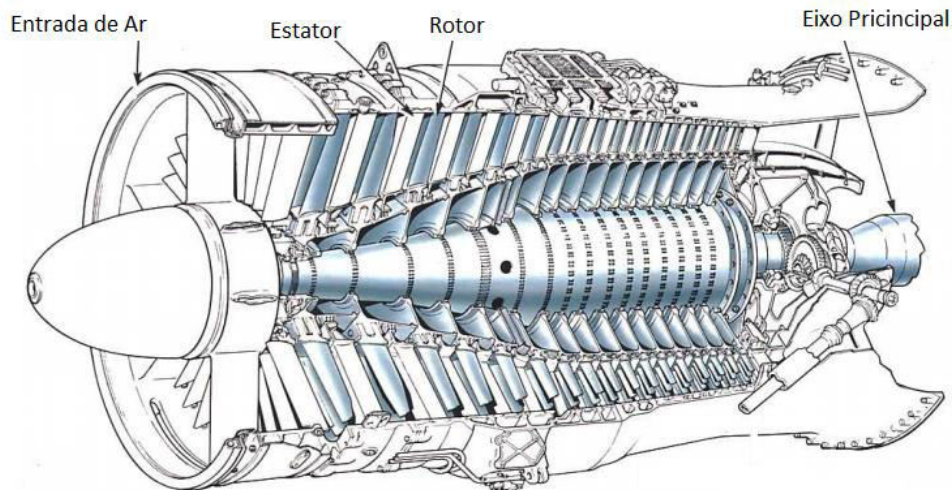
Figura 3.6 - Variação da Pressão e da Velocidade no Compressor Radial (ROLLS-ROYCE, 1996)

Inicialmente, os materiais comumente utilizados nos *impellers* são AISI 4140 e o AISI 4340. O AISI 4140 é satisfatório em muitas aplicações, enquanto o AISI 4340 é usado onde se necessita de maior resistência. No entanto, existem vários outros materiais aplicados nesse componente, como o aço inoxidável AISI 410 para fluidos corrosivos; o Monel K-500 é empregado em atmosferas halogênicas e em compressores de oxigênio devido a sua resistência ao centelhamento (BOYCE, 2002).

Com o avanço na área de materiais, as ligas de alumínio são utilizadas em compressores, quando o peso é um pré-requisito. O titânio também é utilizado, e o mesmo permite uma elevada

rotação, gerando uma razão de pressão da ordem de 8:1 (BOYCE, 2002; COHEN, ROGERS e SARAVANAMUTTOO, 1996).

Diferentemente do compressor radial, o compressor axial dispõe de uma série de estágios compostos por palhetas rotativas e palhetas estatoras. Devido ao pequeno ganho de pressão em cada estágio, esse compressor possui muitos estágios. A quantidade de estágios está ligada diretamente à razão de pressão. Como pode ser visto na Figura 3.7, a área anular reduz gradativamente com o aumento da pressão. Isso é feito para manter uma velocidade axial aproximadamente constante, pois a densidade do ar aumenta ao longo do comprimento (ROLLS-ROYCE, 1996).



**Figura 3.7 - Compressor Axial de um Eixo
(ROLLS-ROYCE, 1996)**

A Figura 3.7 mostra um compressor axial de um eixo. Para se ter uma maior razão de pressão instalam-se compressores de múltiplos eixos, o que fornece a turbina uma maior flexibilidade de operação (ROLLS-ROYCE, 1996).

Fundamentalmente, o fluido que entra no compressor é acelerado pelas palhetas rotativas. Essa aceleração fornece um aumento na velocidade do fluido. Este é então desacelerado no estator, que transforma a sua energia cinética em pressão, esse processo pode ser visto na Figura 3.8, assim vislumbra-se a variação da velocidade e da pressão ao longo do compressor (ROLLS-ROYCE, 1996).

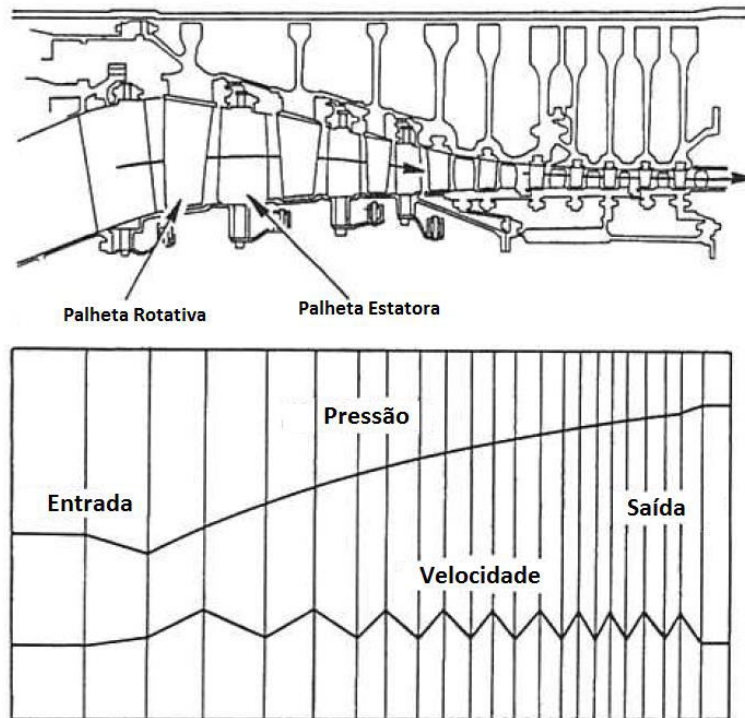


Figura 3.8 - Variação da Pressão e Velocidade no Compressor Axial (ROLLS-ROYCE, 1996)

Além de transformar a energia cinética em pressão, as palhetas estatoras possuem a função de corrigir o fluxo proveniente das palhetas rotativas, para que o fluxo adentre na próxima série de palhetas rotativas com o correto ângulo de incidência. O trabalho realizado pelo compressor aquece o ar entre 200 a 550°C, desta forma o ar entra aquecido na câmara de combustão (ROLLS-ROYCE, 1996).

Os materiais das palhetas são escolhidos para garantir uma maior eficiência de projeto do componente. Em turbinas aeronáuticas, as palhetas devem ser as mais leves que a tecnologia nos permite e deve suportar também as devidas cargas e temperaturas. Desta forma, as palhetas rotoras são normalmente produzidas de ligas de aço, ou ligas à base de níquel que possuem elevada resistência à fadiga, pois essa resistência é o requisito primário de projeto. Na realização do projeto especificaram-se as ligas de alumínio. Entretanto, estas ligas suportam menor magnitude de tensões, desta maneira elas foram descartadas. O titânio pode ser utilizado na área de menor pressão, contudo o mesmo não pode ser utilizado nas áreas de alta pressão pois uma fricção excessiva entre o rotor e o estator pode gerar calor suficiente para inflamar o titânio (ROLLS-ROYCE, 1996).

No projeto do rotor, tanto a palheta como o disco, onde as forças centrífugas são dominantes, o material deve possuir uma elevada resistência, o titânio é o mais usual em turbinas aeronáuticas devido a sua alta resistência, entretanto o custo inicial é elevado. Em turbinas a gás para geração de energia é utilizado na sua grande maioria o aço inoxidável 403, 403 Cb, e durante os anos de 1980 introduziram um novo tipo de aço inoxidável martensítico endurecido por precipitação, GTD-450. O mesmo possui maior resistência à tração sem sacrificar a sua resistência a corrosão, uma maior resistência à fadiga e melhor resistência à corrosão devido à presença de maiores concentrações de cromo e molibdênio. O material da estrutura externa, a carcaça, deve ser feito de um material rígido para manter as dimensões do equipamento (ROLLS-ROYCE, 1996; BOYCE, 2002).

3.1.3 Principais Componentes: Câmara de Combustão

A câmara de combustão possui a função de queimar grandes quantidades de combustível com grandes volumes de ar provenientes do compressor. Além disso, a câmara de combustão tem que proporcionar um fluxo uniformemente aquecido em todas as condições requeridas na turbina. Essa queima tem que ser feita com a menor perda possível em pressão (ROLLS-ROYCE, 1996; BOYCE, 2002).

A quantidade de combustível adicionada ao ar depende diretamente da temperatura de saída requerida, entretanto, o fator limitante dessa questão é o material utilizado na turbina. A câmara de combustão tem que ser capaz de manter a combustão estável e eficiente em muitas condições operacionais. Devido à alta quantidade de ar, o processo interno de combustão na câmara ocorre com um terço ou menos de ar (ROLLS-ROYCE, 1996; BOYCE, 2002).

Os tipos principais são anular (Figura 3.9), tubular (Figura 3.10) e tuboanular (Figura 3.11). Apesar de existir muitos tipos de câmara de combustão, todas elas possuem três regiões em comum, a zona primária, a zona de queima (com uma zona de recirculação que estende até a região de diluição) e a zona de diluição. A função da zona de recirculação é de evaporar, parcialmente queimar, e preparar o combustível para uma combustão rápida dentro da zona de queima. Idealmente, ao final da zona de queima, todo o combustível deve estar oxidado, atribuindo a função de mistura do gás queimado com o ar de diluição para a zona de diluição. A mistura que deixa a câmara de combustão tem que possuir uma temperatura e velocidade projetada para a turbina (BOYCE, 2002; ROLLS-ROYCE, 1996).

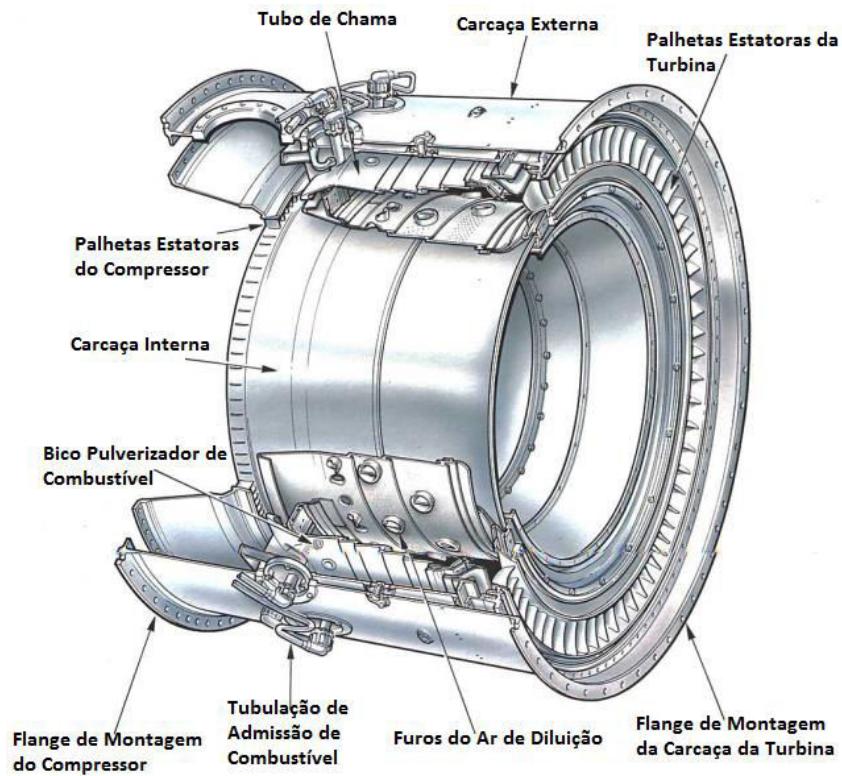


Figura 3.9 - Câmara de Combustão Anular
(ROLLS-ROYCE, 1996)

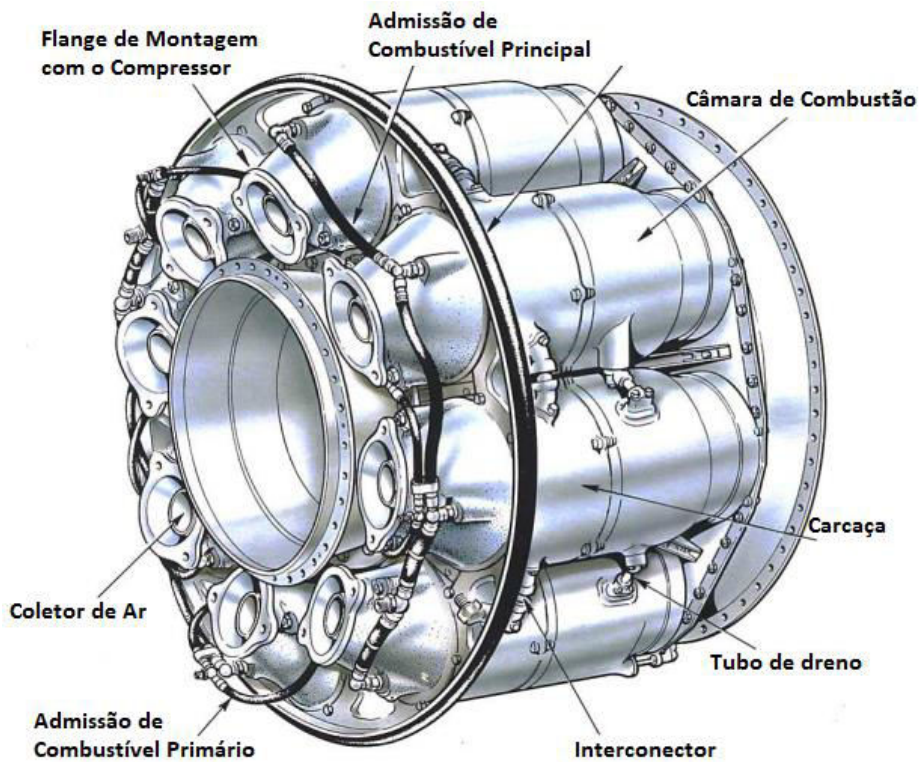


Figura 3.10 - Câmara de Combustão Multi-Tubular
(ROLLS-ROYCE, 1996)

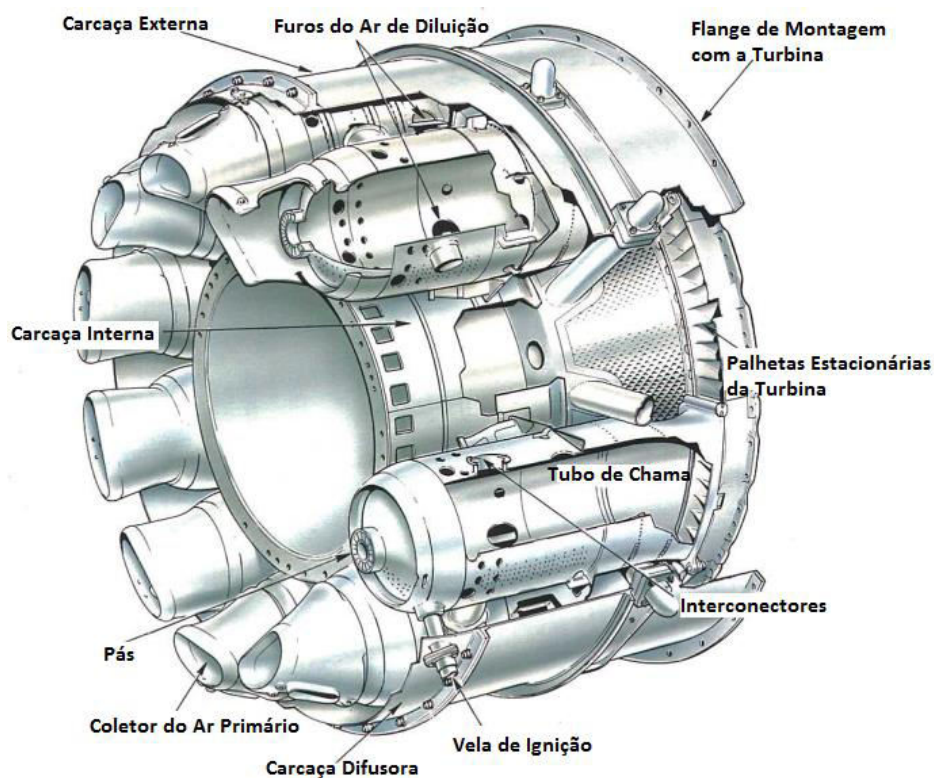


Figura 3.11 - Câmara de Combustão Tuboanular (ROLLS-ROYCE, 1996)

As principais diferenças entre os tipos principais de câmaras de combustão são em relação a sua aplicação e a sua construção. Desta forma as anulares possuem um menor comprimento, com ganho em custo e peso, entretanto sua manutenção é difícil. As câmaras tubulares possuem manufatura relativamente simples, possui vida longa devido a sua pequena taxa de calor liberado, ela pode ser montada com uma única câmara ou por múltiplas câmaras. As câmaras tuboanulares são as mais comuns, possuem características das tubulares e anulares e possuem fácil manutenção e uma melhor distribuição de temperatura (BOYCE, 2002; ROLLS-ROYCE, 1996).

Os elementos mais importantes para a vida operacional de uma câmara de combustão são: o processo autossustentável da chama e a estabilidade da combustão em uma larga faixa de operação para evitar perda de ignição durante as operações transientes. Os metais presentes neste componente devem estar sujeitos a moderadas temperaturas. Desta forma, gradientes acentuados de temperatura devem ser evitados, pois os mesmos geram empenos e trincas no material.

De acordo com Boyce (2002), inicialmente o projeto de uma câmara de combustão foi feito com apenas um injetor de combustível e uma vela. Entretanto, a perda de pressão é máxima nesse caso, transformando-o em um sistema impraticável. Mesmo com a inserção de um difusor, a velocidade do ar na entrada da câmara é muito alta. Desta forma, é necessário a adição de um sistema para criar uma região de baixa velocidade e fluxo reverso para a estabilização da chama. Esse sistema cria uma região de turbilhonamento no fluido com adição de contínua de gás, completando a reação de combustão. Assim, obtém-se uma chama estável autossustentável. Desta forma, a problemática no projeto da câmara de combustão se estabeleceu no desenvolvimento de uma combustão com turbulência suficiente para a mistura e a queima (BOYCE, 2002).

O projeto de uma câmara de combustão envolve a formação de zonas turbulentas com escoamentos e reações de combustão complicados. A Figura 3.12 mostra um projeto que contempla a combustão em uma zona de alta turbulência, o ar entra por um *swirler* e o combustível por anéis radiais, assim criando um vórtice que forma uma zona de recirculação e estabiliza a chama (BOYCE, 2002).

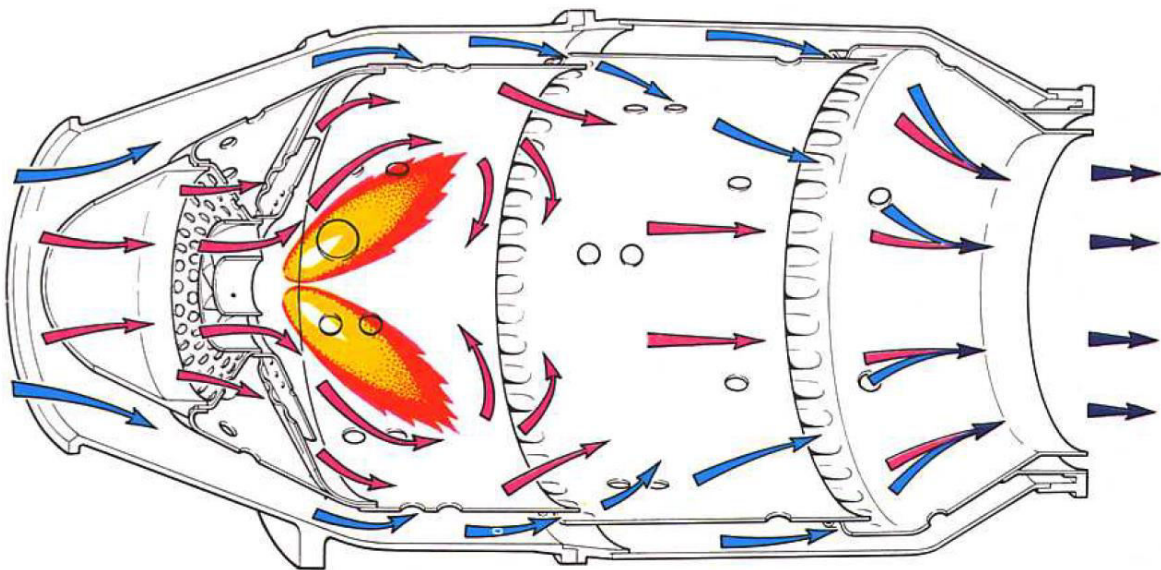
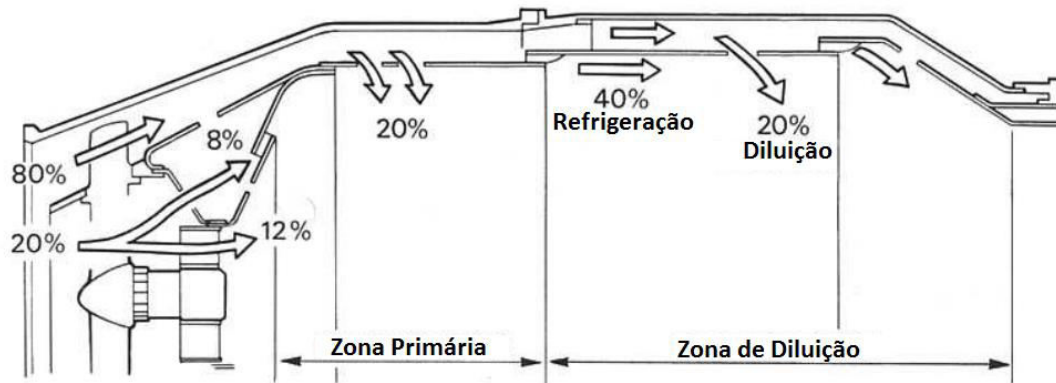


Figura 3.12 - Estabilização de chama e o padrão do fluxo
(ROLLS-ROYCE, 1996)

Após a combustão, ar proveniente do compressor é adicionado gradualmente ao fluido, para que o gás saia da câmara de combustão com fluxo uniforme e com a temperatura projetada.

A Figura 3.13 mostra essa adição gradual de ar, com as porcentagens do ar distribuídas na câmara de combustão (BOYCE, 2002).



**Figura 3.13 - Distribuição de Ar na Câmara de Combustão
(BOYCE, 2002)**

O elemento crucial da câmara de combustão é o tubo de chama, devido à alta temperatura proveniente da radiação da chama e da combustão. Assim, o material utilizado deve possuir elevadas resistências a tensões térmicas e a fadiga. O primeiro material empregado nas paredes foi o aço inoxidável AISI 309, posteriormente utilizaram o Nimonic 75, pois o mesmo possui excelente resistência à oxidação e a corrosão em elevadas temperaturas, razoável resistência à fluência e boa resistência à fadiga (BOYCE, 2002).

Em turbinas mais recentes, que possuem maior temperatura de chama, utilizam-se HA-188, uma liga a base de Cr-Ni que melhorou a resistência à fluência. Grande parte das atuais câmaras de combustão possuem um revestimento cerâmico, que reduzem entre 50-150°C a temperatura do metal. Essa redução é devida a porosidade do revestimento cerâmico, pois os poros reduzem significativamente a transferência de calor da chama para o metal (BOYCE, 2002).

3.1.4 Principais Componentes: Turbina

A turbina extrai energia do fluido de trabalho proveniente da câmara de combustão, através da expansão do mesmo, reduzindo a sua pressão e temperatura. Isso é feito pela passagem do gás queimado sobre as palhetas estatoras e rotoras. A energia cinética do gás é reduzida nas palhetas rotoras, que são fixadas no disco, e recuperada nas palhetas estacionárias,

que são fixadas na carcaça. Diante disto, necessita-se de uma diminuição gradual da densidade ao longo do movimento do gás através da turbina e, portanto, a altura da palheta aumenta no sentido do final da turbina, isso se no projeto da turbina a velocidade de fluxo axial for constante (SAYERS, 1990). Assim como os compressores, existem dois tipos gerais de turbinas, as turbinas radiais e as turbinas axiais.

As turbinas axiais são as mais utilizadas. Porém, o trabalho que as turbinas radiais produzem em um único estágio, as turbinas axiais produzem em três ou quatro estágios, isso devido a sua maior velocidade na ponta da palheta. Além disso, as turbinas radiais são mais baratas e possuem menor eficiência na maioria dos campos operacionais se comparada a uma turbina axial (BOYCE, 2002).

A turbina radial possui componentes similares ao compressor radial, entretanto os nomes e funções se diferem. Existem dois tipos de turbinas radiais, a turbina radial cantiléver e a turbina radial de fluxo misto. As turbinas radiais tipo cantiléver são raramente utilizadas devido a sua baixa eficiência. Já as turbinas radiais de fluxo misto são amplamente utilizadas (BOYCE, 2002).

O coletor presente nesse tipo de turbina recebe o fluido de trabalho em um único duto, e as direciona para as palhetas estatoras. As mesmas possuem a função de direcionar o fluxo para as palhetas rotativas, assim as rotativas rotacionam e geram energia para a turbina a gás (BOYCE, 2002). Os componentes da turbina radial são apresentados na Figura 3.14.

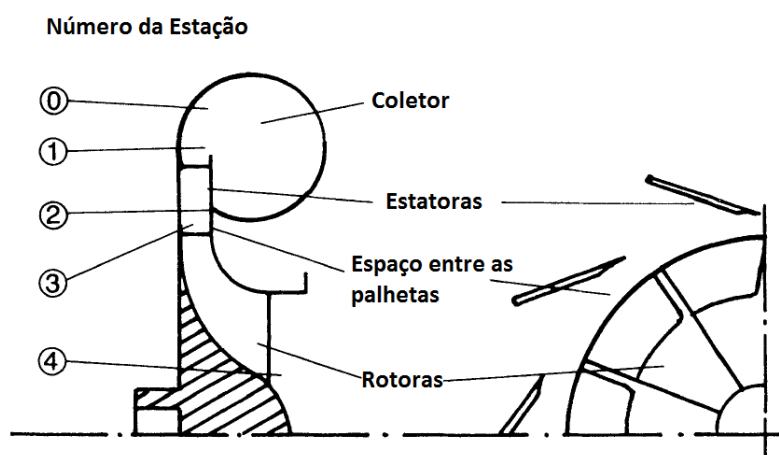


Figura 3.14 - Componentes da Turbina Radial
(BOYCE, 2002)

As turbinas radiais são empregadas em pequenas turbinas a gás onde se utilizam câmara de combustão tubular com única câmara, e em automóveis que possuem turbocompressores (WALSH e FLETCHER, 1998).

Nas turbinas axiais, como o compressor axial, o fluido de trabalho entra e sai na direção axial da turbina. Existem dois tipos de turbinas axiais, as turbinas do tipo impulsivas e a do tipo reativas, ou uma combinação delas, a Figura 3.15 mostra como a pressão e a velocidade variam nos estágios de cada tipo (SAYERS, 1990).

Fundamentalmente, em uma turbina de reação, o fluido de trabalho é direcionado para as palhetas estatoras da turbina, onde é acelerado e direcionado para as palhetas rotativas. No impacto com as palhetas rotativas, a energia do fluido é absorvida pelo rotor promovendo energia para o compressor e para o seu objetivo final (ROLLS-ROYCE, 1996).

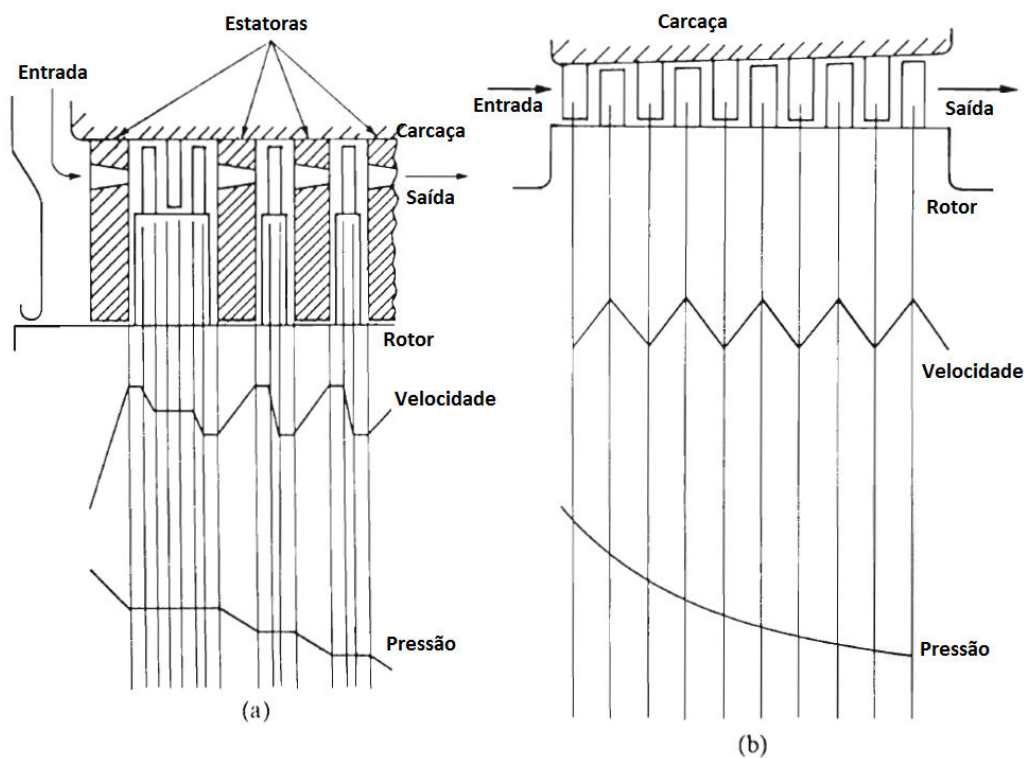


Figura 3.15 - Turbina Axial (a) Impulsiva (b) Reativa
(SAYERS, 1990)

As turbinas de impulsão têm a sua queda de pressão somente nas palhetas estatoras, assim o fluido possuirá uma alta velocidade na entrada do rotor. Nas turbinas de reação, as palhetas estatoras possuem a única função de direcionar o fluxo sem mudar a pressão, e as

palhetas rotativas sofrem a força reacional resultante da expansão e da aceleração do fluido. Normalmente as turbinas que possuem muitos estágios possuem os dois tipos de turbinas, em geral é cerca de 50% de impulsão e 50% de reação (BOYCE, 2002; ROLLS-ROYCE, 1996).

Para produzir o devido torque, a turbina deve possuir muitos estágios. O número de estágios está relacionado à potência requerida do fluxo de gás, à velocidade rotacional que será produzida e ao diâmetro da turbina. Um exemplo de uma turbina axial de dois eixos pode ser vislumbrado na Figura 3.16. Nesta pode-se observar que há uma turbina de alta pressão e uma turbina de baixa pressão, ou seja, a turbina de alta pressão é ligada pelo eixo ao compressor de alta pressão e a turbina de baixa pressão é ligada pelo eixo ao compressor de baixa pressão (ROLLS-ROYCE, 1996).

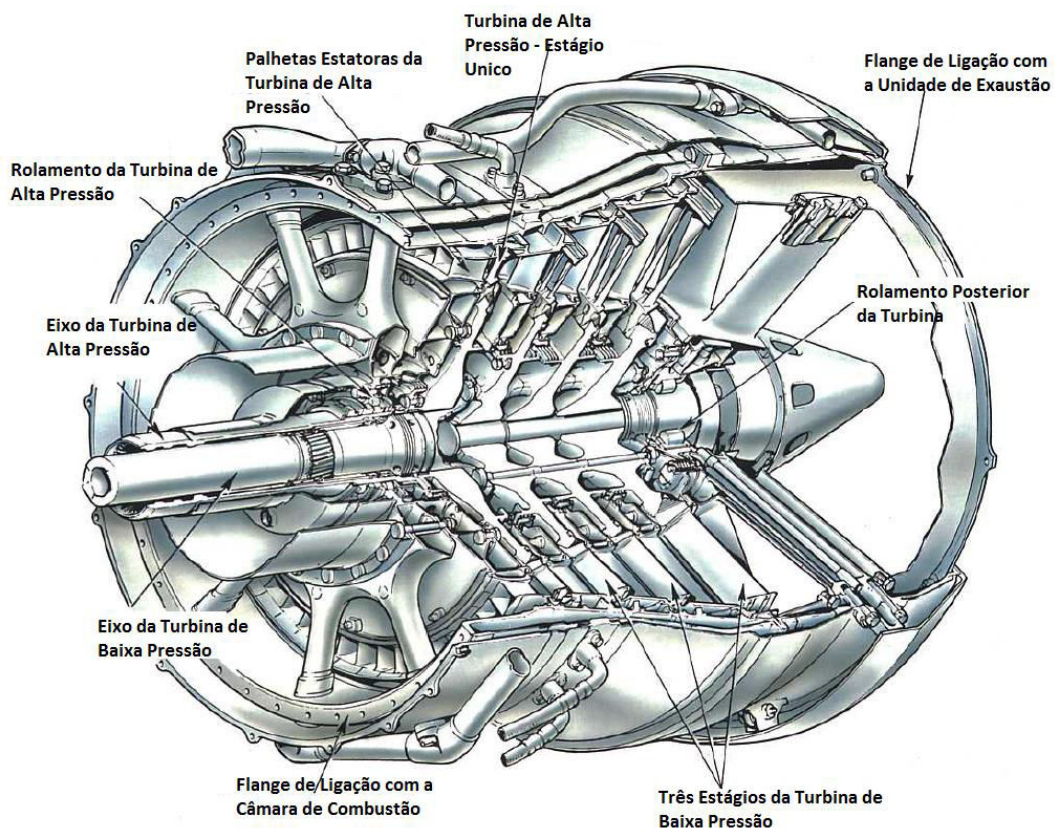


Figura 3.16 - Turbina Axial de Dois Eixos
(ROLLS-ROYCE, 1996)

O primeiro estágio da turbina resiste a combinação de alta temperatura, alta pressão e alta rotação, e usualmente é o componente limitante da turbina. O primeiro estágio opera em um ambiente prejudicial de forças centrífugas e uma alta pressão do gás. Desta forma a maioria

dos problemas encontrados são nessa área (SCHILKE, 2004; BOYCE, 2002). Como o primeiro estágio é a região que sofre a combinação de fatores prejudiciais, os componentes presentes nesse estágio são feitos de superligas a base de níquel, com a adição de revestimentos e um sistema de resfriamento (GOWARD, 1998).

O fator limitante para as palhetas estacionárias é apenas a temperatura de operação, entretanto, a palheta rotativa além de possuir a temperatura como um fator limitante, possui a limitação devido à alta rotação do disco e a elevada pressão, assim ela está sujeita a elevadas tensões. Desta forma, os componentes essenciais da turbina são as palhetas rotativas (ROLLS-ROYCE, 1996).

3.2 Palhetas Rotativas da Turbina

Na turbina a gás, as palhetas da turbina são os componentes de maior importância. Geralmente, elas são feitas de ligas a base de níquel. Portanto, são os componentes de maior custo específico, que significa alto custo e baixo peso (SIVAKUMAR e MORDIKE, 1989).

A razão pela qual esses componentes são de materiais nobres é que essas palhetas estão sujeitas a um ambiente corrosivo, em alta velocidade e alta temperatura do gás de combustão, grandes forças centrífugas, fadiga e choque térmico, e ainda é esperado que a palheta suporte mais de mil aterrissagens e pousos em uma turbina aeronáutica ou mais de 30.000 horas de operação se a aplicação for para geração de energia (PADTURE, GELL e JORDAN, 2002).

Oxidações à alta temperatura e outras reações em um ambiente corrosivo são importantes fatores no desenvolvimento de palhetas de turbina. Desta maneira, os metais utilizados na palheta são baseados em metais de transição, como ferro, níquel e cobalto, e a resistência à oxidação pode ser aumentada com a adição de cromo, alumínio e silício para formar óxidos externos no material. Mas devido à alta velocidade dos gases e a baixa pressão de oxigênio, a oxidação da liga se torna iminente. Os metais refratários como molibdênio, tungstênio, nióbio e tântalo possuem alto ponto de fusão, assim esses eram materiais possíveis para a utilização nos componentes da turbina. Mas esses materiais são altamente reativos a alta temperatura. Como as ligas de ferro e os materiais refratários possuem excelente resistência mecânica, mas baixa resistência à corrosão, surgiu a necessidade de criar um revestimento protetor do componente, de modo a aumentar sua vida útil (SIVAKUMAR e MORDIKE, 1989; KIM, YANG e YOO, 2011).

Ao longo dos últimos 30 anos de pesquisa, a utilização de revestimentos do tipo barreira térmica aumentou significativamente. Este revestimento possui a função de minimizar a temperatura do substrato metálico (BERNSTEIN, 1999). Desta forma, além de possuírem a propriedade de proteger os componentes da turbina a gás contra a temperatura, os revestimentos protegem a superliga do ambiente corrosivo e oxidante (CLARKE e PHILLPOT, 2005). Assim, o revestimento deve possuir alto ponto de fusão, resistência à corrosão a alta temperatura, baixa condutividade térmica, inércia química, resistência à sinterização, coeficiente de expansão térmica próxima do metal base, resistência à erosão, uma boa adesão ao substrato metálico, e o material não pode passar por uma transformação de fase na temperatura de operação (CAO, BASSEN e STOEVEER, 2004).

Desde 1950, os componentes da turbina aumentaram sua resistência à temperatura em cerca de 470°C, aproximadamente 10°C por ano (BOYCE, 2006). Como pode ser visto na Figura 3.17, além da evolução da superliga utilizada como material das palhetas, também há a evolução do arrefecimento e do revestimento (CLARKE, OECHSNER e PADTURE, 2012).

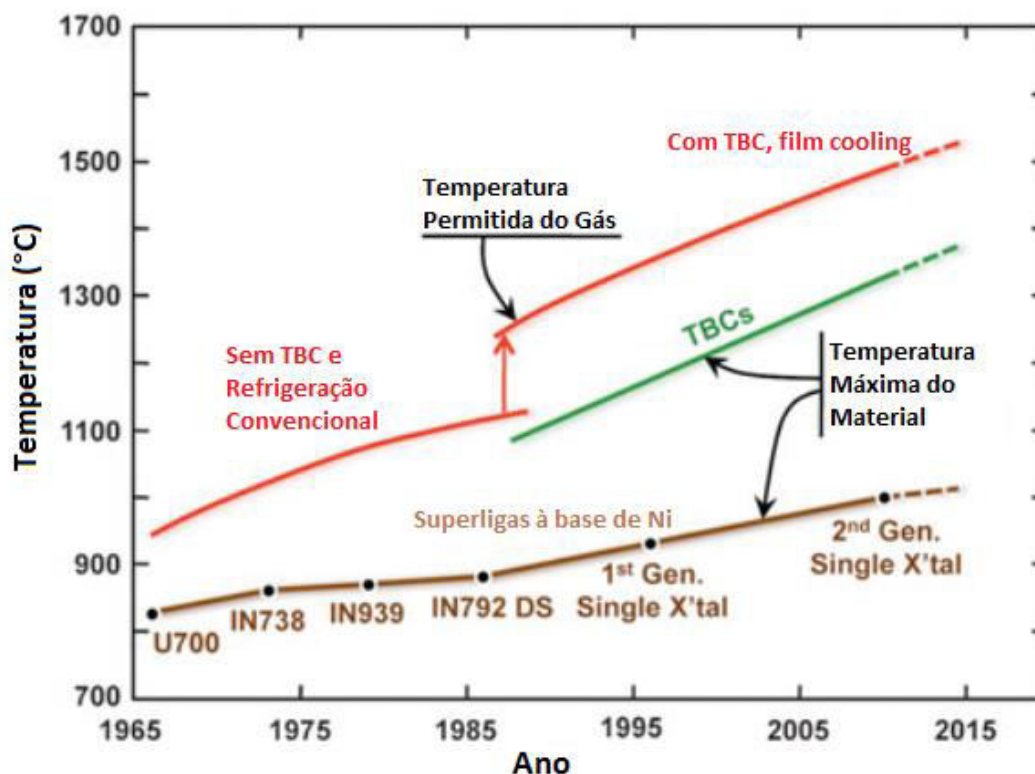


Figura 3.17 - Evolução da Palheta
(CLARKE, OECHSNER e PADTURE, 2012)

Desta forma, existem três pontos importantes na manufatura de uma palheta: seu processo de fabricação, seu sistema de resfriamento e seu revestimento.

3.2.1 Processos de Fabricação da Palheta

Primeiramente as palhetas eram produzidas por fundição convencional, dando a palheta uma estrutura policristalina. Nesse processo, o metal líquido é derramado sobre um molde cerâmico em uma pressão menor que 10^{-2} mmHg e a solidificação ocorre da superfície para o centro, criando uma estrutura equiaxial. Em alguns casos utiliza-se o vácuo, no intuito de prevenir que os elementos da superliga reajam com oxigênio ou o nitrogênio do ar (SCHILKE, 2004).

Com a crescente necessidade de aumentar a resistência a fluência, a palheta foi produzida para ter uma microestrutura de grãos colunares. Para a produção deste tipo de palheta é necessário um grande controle do gradiente de temperatura, para que a solidificação ocorra de forma planar longitudinal, assim resultando em uma estrutura de grãos orientados e paralelos e sem conter contornos de grão transversais. Com a eliminação destes contornos de grãos, a estrutura da palheta ganha um aumento significativo na resistência à fluência e a ruptura, e a orientação do grão favorece a um aumento do módulo de Young na direção longitudinal, aumentando a vida em fadiga (SCHILKE, 2004).

Entretanto, a existência dos contornos de grão em um ambiente de alta temperatura favorece o fenômeno da fluência, o que faz com que grão cresça expandindo até certo limite, e posteriormente a ruptura. Assim, uma palheta livre de contornos de grãos foi desenvolvida. As palhetas monocristalinas possuem maior resistência à corrosão, à fadiga e à fluência. A Figura 3.18 mostra esquematicamente as palhetas policristalina, equiaxial e monocristalina (CALLISTER e RETHWISCH, 2010; ROLLS-ROYCE, 1996).

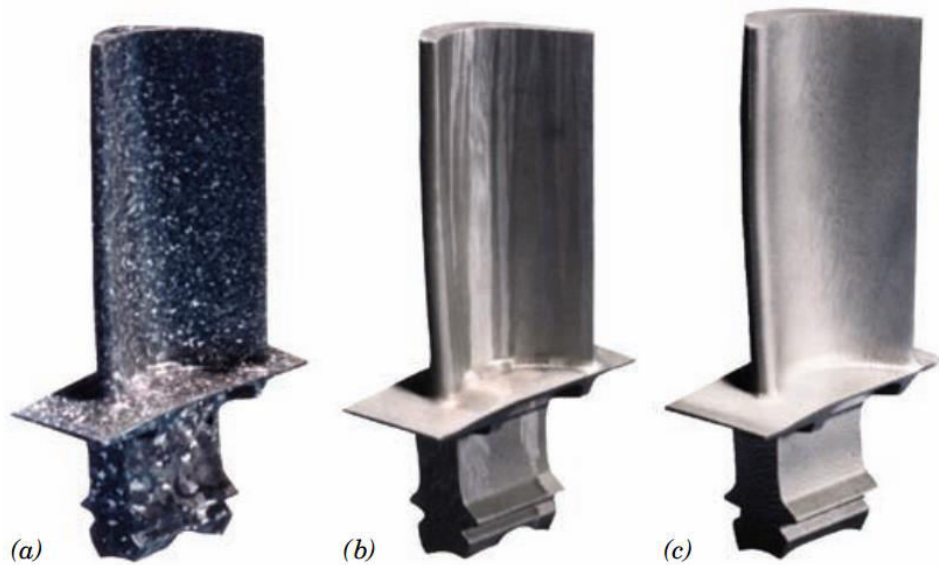


Figura 3.18 - Palheta (a) Policristalina, (b) Grãos Colunares e (c) Monocristalina (CALLISTER e RETHWISCH, 2010)

Essas palhetas são produzidas a partir de uma fundição de monocristal, onde o ambiente de crescimento do grão é extremamente controlado, de forma que apenas um grão é favorecido para o crescimento, na Figura 3.19 pode-se observar o comportamento deste crescimento favorecido. Estas palhetas monocristalinas são de superligas de níquel ou cobalto e podem conter cinco ou mais elementos adicionais para o aumento de alguma propriedade específica, como a resistência à alta temperatura, ductilidade, resistência à oxidação, resistência à corrosão à quente e moldabilidade (PADTURE, GELL e JORDAN, 2002; ASM INT., 1992).

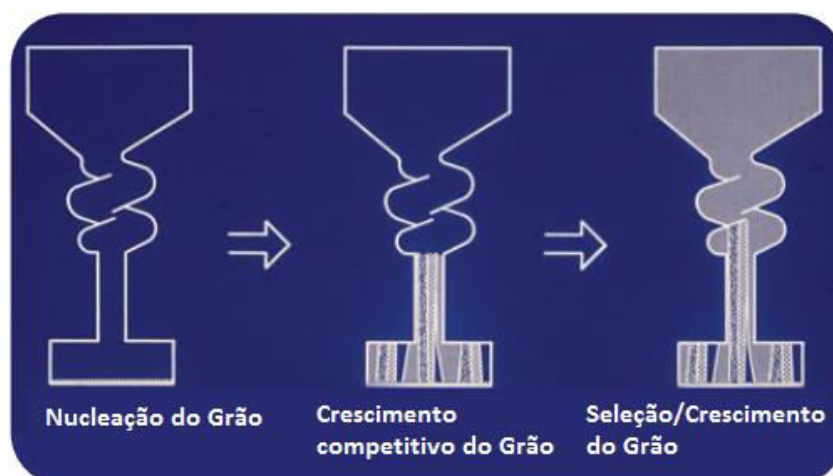


Figura 3.19 - Crescimento Preferencial do Monocristal (GIAMEI e FASM, 2013).

Desde os anos de 1970, foram realizadas pesquisas para a implantação dos materiais intermetálicos, como NiAl e TiAl, em diversas áreas da engenharia, uma delas foi à utilização no ramo da aeronáutica. Os materiais intermetálicos são considerados materiais com alto potencial de substituição das ligas metálicas presentes nas turbinas a gás aeronáuticas. Eles não são utilizados devido as suas propriedades intrínsecas, como fragilidade, pequeno campo de temperatura, entre outros. Outro problema está associado ao seu difícil processamento e elevado custo (LASALMONIE, 2006).

3.2.2 Revestimentos para Palhetas

Segundo Callister (2010) as barreiras físicas, utilizadas na proteção de outros materiais a corrosão, são aplicadas na superfície dos materiais para formar um revestimento em forma de filme. É essencial que o revestimento tenha uma grande adesão na superfície do material base, também conhecido como substrato. Desta forma, é necessário um pré-tratamento da superfície revestida. Na maioria dos casos, os revestimentos têm que ser virtualmente não reativos ao ambiente e resistente a danos mecânicos devidos ao ambiente. Existe uma grande diversidade de materiais para revestimento. Os materiais metálicos, poliméricos e cerâmicos são utilizados como revestimento de metais.

Os revestimentos nas palhetas da turbina possuem a função de minimizar a temperatura do substrato metálico e aumentar sua vida útil (BERNSTEIN, 1999). Desta forma, esses revestimentos, além de possuírem a propriedade de proteger os componentes da turbina a gás contra a temperatura, estes protegem a superliga do ambiente corrosivo e oxidante (CLARKE e PHILLPOT, 2005). Assim, o revestimento deve possuir alto ponto de fusão, resistência à alta temperatura, resistência à corrosão a quente, baixa condutividade térmica, inércia química, resistência à sinterização, coeficiente de expansão térmica próxima do metal base, resistente a erosão, uma boa adesão ao substrato metálico e o material não pode passar por uma transformação de fase (CAO, BASSEN e STOEVEER, 2004).

Os revestimentos de alta temperatura da turbina a gás foram desenvolvidos a partir de uma simples camada de um composto de alumínio (NiAl). Essa camada promoveu uma melhor proteção à oxidação em turbinas a gás aeronáuticas nos anos 1960 (BERNSTEIN, 1999). Entretanto, esse revestimento possui uma fragilidade abaixo de 600°C e para temperaturas

acima de 950°C a sua vida útil é reduzida significativamente, cerca de três vezes (SIVAKUMAR e MORDIKE, 1989).

Posteriormente começaram a aplicar multicamadas complexas para reduzir a temperatura das palhetas. Essas multicamadas promovem um alto gradiente de temperatura ao longo do revestimento até o substrato. Desta maneira, o isolamento térmico é um parâmetro primordial no projeto de um revestimento (WANG *et al.*, 2010). Este provido do revestimento dito aumenta a vida em fadiga do substrato devido à redução da diferença de temperatura no substrato, principalmente durante o regime transiente da turbina (BERNSTEIN, 1999). O revestimento pode reduzir em média a temperatura da superfície do substrato em 150°C (HARDWICKE e LAY, 2013).

Atualmente as tecnologias dos revestimentos se desenvolveram muito e se tornaram materiais de suma importância para as palhetas. Devido a esse avanço, a temperatura operacional pode atingir valores da ordem da temperatura de fusão do metal base da palheta. Normalmente, as palhetas são revestidas para que substrato obtenha proteção contra corrosão, oxidação, erosão, entre outros efeitos. Além dessa proteção, outro revestimento é feito na palheta com o objetivo de reduzir a transferência de calor do fluido para o substrato, ou seja, um material isolante (PADTURE, 2002; *Committee on Coatings for High-Temperature Structural Materials*, 1996)

Os revestimentos realizados nas palhetas são conhecidos como revestimentos do tipo barreira térmica (*Thermal Barrier Coating* - TBC). Os principais benefícios desse revestimento são a redução dos requisitos do fluido de arrefecimento e o aumento da temperatura de trabalho (*Committee on Coatings for High-Temperature Structural Materials*, 1996).

Esses revestimentos, conhecidos como TBCs, que possuem de 100 a 500 µm, usados juntamente com o sistema de arrefecimento interno da palheta, promove uma redução de temperatura na superfície do substrato de 100°C a 300°C permitindo que as palhetas operem em temperaturas superiores a temperatura de fusão do substrato. Portanto, um excelente ganho na eficiência da turbina, no seu desempenho e na durabilidade da palheta (PADTURE, GELL e JORDAN, 2002; EVANS *et al.*, 2001).

Se a finalidade do TBC for permitir o aumento da temperatura do gás na saída da câmara de combustão sem um aumento na temperatura do substrato, o revestimento é aplicado somente aos componentes fornecidos com canais internos de arrefecimento (GARCIA-ALONSO *et al.*, 2011).

O revestimento do tipo TBC é constituído por três camadas: uma camada inferior, conhecida como *bond coat*, normalmente feita por um material intermetálico que possui a função de aderir fortemente ao substrato metálico; outra camada superior chamada de *top coat*, que possui a função de isolar termicamente o substrato; e uma camada intermediária de TGO (*Thermally Grown Oxide*), gerada a partir da *bond coat* e responsável pela resistência à oxidação e corrosão. Normalmente essa camada é composta por alumina. Ordinariamente a *top coat* é feita de um material cerâmico (EVANS *et al.*, 2001).

A Figura 3.20 mostra o esquema do revestimento TBC, com um exemplo da variação da temperatura nas camadas revestimento e no substrato (superliga).

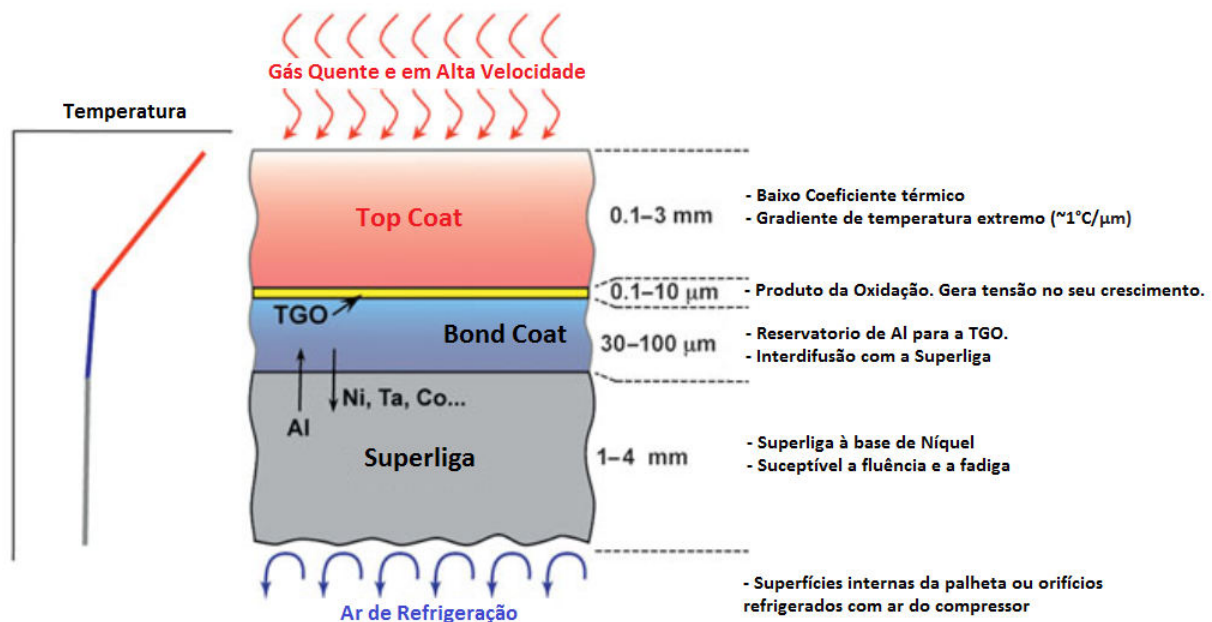


Figura 3.20 - Revestimento TBC
(CLARKE, OECHSNER e PADTURE, 2012)

O TBC é um dos sistemas onde ocorrem vários fenômenos complexos ao mesmo tempo, tais como difusão, oxidação, transformação de fase, deformação elástica, deformação plástica, deformação por fluência, dilatação térmica, condução térmica, radiação, fratura, fadiga, e sinterização (PADTURE, GELL e JORDAN, 2002).

Desta forma, as atuais pesquisas estão relacionadas fortemente com os revestimentos, tanto no desenvolvimento de novos revestimentos capazes de aumentar a resistência à corrosão à quente e revestimentos que suportam maior temperatura, quanto nas pesquisas para aumento da vida útil do revestimento (KIM, YANG e YOO, 2011).

3.2.3 Sistema TBC: Top coat

Materiais cerâmicos são conhecidos pela sua capacidade de suportar altas temperaturas. Além disso, esses materiais são tolerantes a contaminantes tais como sódio e vanádio, que estão presentes em combustíveis de baixo custo e são altamente agressivos às superligas de níquel atualmente usadas (PADTURE, GELL e JORDAN, 2002).

O óxido de zircônio (zircônia) estabilizado com óxido de ítrio (íttria), conhecido como *Ytria-stabilized zirconia* (YSZ), é o material utilizado na *top coat* devido as suas propriedades como alto isolamento térmico, o seu coeficiente de expansão térmica baixo, mas como cerâmica ela possui um coeficiente de expansão térmico relativamente alto, que se aproxima do substrato metálico e uma baixa condutividade térmica, que não varia muito com o aumento da temperatura (MARTENA *et al.*, 2006; CLARKE e PHILLPOT, 2005).

A zircônia estabilizada com ítria possui maior resistência a corrosão dos materiais presentes no combustível em relação à zircônia estabilizada com o CaO ou o MgO (CAO, BASSEN e STOEVER, 2004). O seu alto ponto de fusão e a sua resistência à corrosão são propriedades de grande valia nessa aplicação. A sua baixa condutividade térmica está aliada a alta concentração de defeitos pontuais, que dispersam os fônons condutores de calor (*lattice waves*), e o seu coeficiente de expansão próximo reduz o efeito da não concordância entre as expansões térmicas. Outro fator importante é a sua alta dureza, da ordem de 14 GPa, o que fornece resistência à erosão e ao impacto de objetos estranhos (PADTURE, GELL e JORDAN, 2002).

A *top coat* é projetada para ser tolerante ao deslocamento para evitar a delaminação, ou seja, incorpora-se micro trincas ou alinha-se a porosidade no material a fim de eliminar a delaminação (BHATNAGAR, GHOSH e WALTER, 2006). Dentre todas essas vantagens, a YSZ possui uma temperatura limite de operação, aproximadamente da ordem de 1473 K, para aplicações de longas durações, devido a transformação de fase da zircônia de tetragonal para tetragonal e cúbica e depois para a estrutura monoclinica que gera trincas no material devido ao seu ganho de volume, esse limitante é uma tremenda desvantagem, pois sua temperatura de fusão, da ordem de 2973 K, é extremamente maior que a temperatura de operação e perde-se em capacidade de suportar altas temperaturas (CAO, BASSEN e STOEVER, 2004; ADAMS, MAZDIYASNI e RUH, 1997).

3.2.4 Sistema TBC: Thermally Grown Oxide e a Bond Coat

O material utilizado atualmente na *bond coat* é o MCrAlY (onde M = Ni/Co/Fe), um material rico em alumínio, sendo que o ítrio é utilizado para promover a adesão da TGO (HARDWICKE e LAY, 2013; LI *et al.*, 2010). Antes da *bond coat* utilizar esse material ela passou por vários modelos, como, um modelo FeCrAlY, com 10-15% de alumínio, desenvolvido em 1970, foi utilizado para revestir palhetas de turbina, mas em altas temperaturas o níquel do substrato reage com o alumínio do revestimento e cria uma camada de NiAl, entre o substrato e o revestimento, danificando o revestimento. Posteriormente, foi desenvolvida um modelo CoCrAlY, em 1972. Essa combinação de elementos fornece a palheta resistência à corrosão e a oxidação em certas aplicações, entretanto, ela não possui ductilidade necessária para o uso em aerofólios de alto desempenho. Como a liga NiCrAlY não possui boa resistência à corrosão a quente, adiciona-se cobalto a ela e forma uma liga NiCoCrAlY com excelente ductilidade e boa resistência a corrosão e oxidação (GOWARD, 1998).

Assim, nasce uma família NiCoCrAlY com grande variedade de composições e adições de alguns elementos (háfnio, silício, tântalo etc.) a fim de melhorar determinadas propriedades. O cromo e o alumínio promovem a resistência à oxidação do revestimento, utiliza-se uma concentração maior de alumínio para obter maior resistência a corrosão a quente em altas temperaturas, e usa uma concentração maior de cromo para obter uma resistência a corrosão a quente em baixas temperaturas. Entretanto, se as concentrações de alumínio e cromo forem altas, o revestimento perde ductilidade. A *bond coat* possui a função promover resistência à oxidação e uma superfície ideal para a adesão e aderência da *top coat*, outra função primordial da *bond coat* é servir como reservatório de elementos formadores da TGO (MARTENA *et al.*, 2006; BERNSTEIN, 1999; NG e GAN, 2005).

A estrutura química e a microestrutura da *bond coat* influencia a durabilidade da TGO na sua morfologia e estrutura, desta forma, o material da *bond coat* é projetado como um reservatório local de alumínio, permitindo preferencialmente a formação da α -alumina em escala protetora. Alumina é favorita, pois possui uma taxa de crescimento lenta e possui uma aderência superior a *bond coat* comparada a outros óxidos. A espessura da TGO é um dos fatores mais decisivos em relação à vida útil dos componentes revestidos, pois sua espessura cresce com o aumento do tempo de operação, e este crescimento pode levar a falhas no sistema TBC (MARTENA *et al.*, 2006).

Os centros de pesquisa especializados buscam na inovação e no desenvolvimento de novos materiais, novos revestimentos de barreira térmica e sistemas de arrefecimento mais eficientes, de forma a aumentar a eficiência da turbina (MARTENA *et al.*, 2006).

Além do revestimento, um eficiente sistema de arrefecimento é de extrema importância e necessário para reduzir a temperatura do material do substrato. Atualmente o resfriamento é feito através da circulação do ar na palheta da turbina através das passagens internas e/ou através da ejeção desse ar na superfície da palheta através de orifícios em sua superfície *film cooling*, e esse ar se encontra em uma temperatura entre 600-700°C e é oriundo do compressor (TAFTI, HE e NAGENDRA, 2014).

3.2.5 Sistema de Resfriamento da Palheta

Para que as palhetas não absorvam uma alta quantidade de calor e que as mesmas não operem em uma situação de baixa segurança, o sistema de resfriamento da palheta é um sistema de suma importância (ROLLS-ROYCE, 1996).

Elevada temperatura na entrada do primeiro estágio da turbina proporciona uma elevada eficiência térmica para a turbina, que é limitada pelos materiais presentes nas palhetas. Desta forma, a utilização de um sistema de resfriamento nessas palhetas permite que a mesma trabalhe em ambiente com temperatura superior a temperatura de fusão do material (substrato) sem afetar a integridade da palheta (ROLLS-ROYCE, 1996).

Devido a temperatura severa encontrada no primeiro estágio da turbina a gás, as palhetas estatoras e rotoras são resfriadas pelo ar proveniente do compressor com uma temperatura aproximada de 500°C, aproximadamente 20% do ar comprimido vai para o sistema de resfriamento das palhetas e dos outros componentes carecidos (CHYU, 2012; BUNKER, 2006).

O efeito do fluido de arrefecimento na aerodinâmica depende do tipo de resfriamento envolvida, a temperatura do fluido comparada com a temperatura do fluxo principal, o local e a direção da injeção do fluido de arrefecimento, e na quantidade do fluido. Muitos estudos direcionado nesta área se baseiam em cinco esquemas básicos de resfriamento a ar. Eles são resfriamento convencional, *impingement cooling*, *film cooling*, *transpiration cooling* e resfriamento à água/vapor. Basicamente os métodos de resfriamento são classificados como métodos interno e externo (BOYCE, 2002; THOLE, 2006).

Sobretudo, o primeiro modelo utilizado foi o modelo de única passagem interna para a resfriamento da palheta que possuiu um bom benefício prático. Neste modelo o ar é proveniente do compressor de baixa pressão e o mesmo remove o calor através das paredes e percorre as passagens de resfriamento da base da palheta até a ponta (BOYCE, 2002; ROLLS-ROYCE, 1996).

O *transpiration cooling* requer que o fluido de arrefecimento passe pela parede porosa do material da palheta, assim a transferência de calor é diretamente entre o fluido e o gás quente. Normalmente, as turbinas a gás que são utilizadas em centrais de cogeração podem utilizar o resfriamento por água/vapor (BOYCE, 2002).

O *impingement cooling* utiliza um método onde o ar é jateado sobre a superfície interna do aerofólio em uma alta velocidade, permitindo uma alta transferência de calor da palheta para o ar, esse processo é aplicado preferencialmente no bordo de ataque da palheta. O *film cooling* é um tipo de resfriamento onde o ar é ejetado do interior para a superfície externa da palheta, para que o mesmo forme uma camada isolante que protege a palheta contra os gases a alta temperatura. Esses modelos utilizam ar proveniente dos compressores de alta pressão e de baixa pressão. Alguns desses modelos podem ser vistos na Figura 3.21 (ROLLS-ROYCE, 1996; BOYCE, 2002).

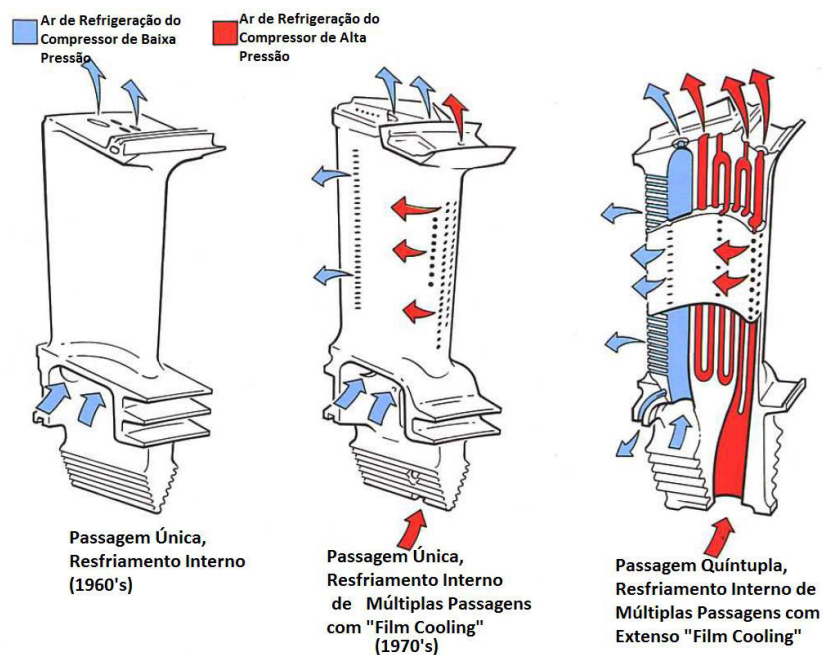
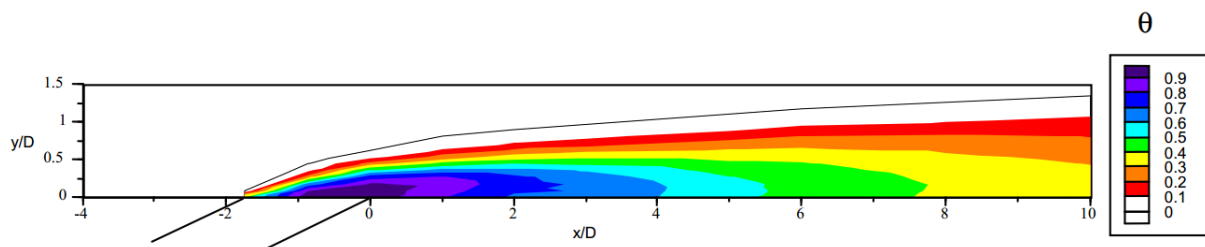


Figura 3.21 - Desenvolvimento da Resfriamento das Palhetas (ROLLS-ROYCE, 1996)

O *film cooling* é o método mais utilizado em palhetas resfriadas, pois o mesmo consegue reduzir a troca térmica na superfície externa da palheta, assim reduzindo a temperatura do gás próximo a parede. Quando o fluido de arrefecimento sai pelos orifícios, ele mistura no fluxo principal, resultando em um aumento da temperatura do fluido. A Figura 3.22 mostra um exemplo deste aumento de temperatura, mostra também o perfil da temperatura ao longo do fluxo do fluido. O termo θ é uma relação entre a temperatura do fluido de arrefecimento na saída do orifício, onde $\theta = 1$ demonstra a temperatura inicial do fluido de arrefecimento e $\theta = 0$ representa a temperatura do gás (BOGARD, 2006).



**Figura 3.22 - Perfil de Temperatura do Jato do Fluido de Arrefecimento (ar)
(BOGARD, 2006)**

Na Figura 3.22 o perfil foi criado a partir de um orifício de 30° em relação a tangente da superfície onde se encontra o orifício. Utilizando-se esses parâmetros e outras variáveis encontrou-se um valor ótimo para a vazão do fluido de arrefecimento em relação ao fluxo do gás. Sendo assim, $M = 0,6$, onde M é a razão entre as massas específicas multiplicado pelas velocidades, do fluido de arrefecimento e do gás quente. Este valor pode ser encontrado na Figura 3.23, pois para valores acima de $M=0,85$ o fluxo de fluido de arrefecimento se separa da superfície (BOGARD, 2006)

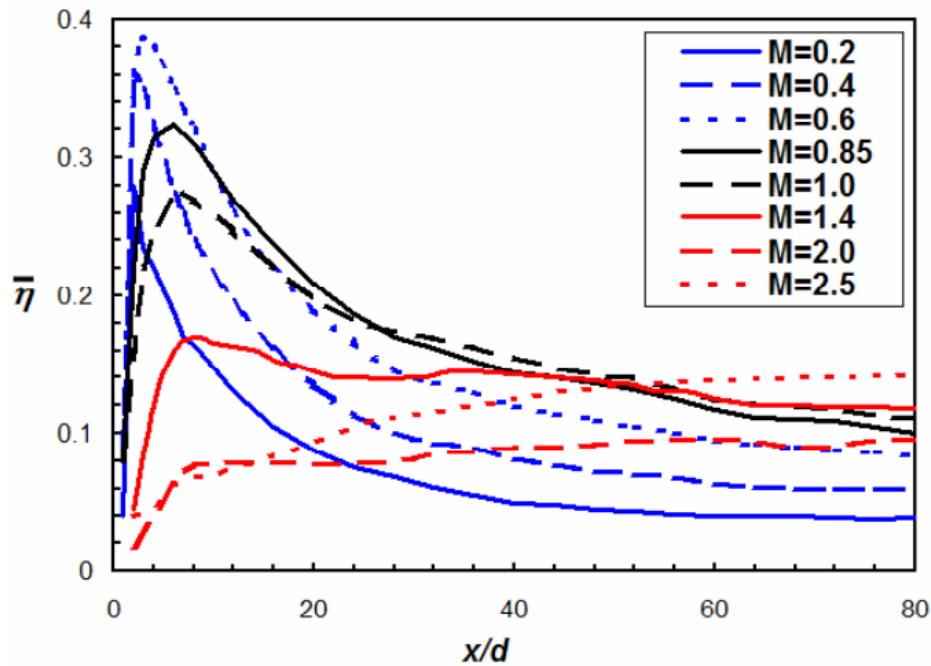


Figura 3.23 - Distribuição da efetividade média do *film cooling*, $\bar{\eta}$, para diferentes M (BOGARD, 2006)

A Figura 3.24 mostra a distribuição do fluxo de calor em uma seção transversal de uma palheta estacionária e uma palheta rotativa. No bordo de ataque da estatora, os coeficientes de transferência de calor são muito elevados, e com a separação do fluxo ao longo da sua trajetória, o fluxo de calor decresce. Ao longo da parte superior da estatora, conhecido como extradorso, o fluxo transita de laminar para turbulento, e os coeficientes de transferência de calor aumentam. À medida que o fluxo acelera ao longo da parte inferior da estatora, conhecida como intradorso, os coeficientes de transferência de calor também aumentam (HAN e WRIGHT, 2006).

Essas tendências são semelhantes para a rotores da turbina: o fluxo de calor no bordo de ataque é muito alta e decresce à medida que o fluxo se desloca ao longo da palheta. Na superfície de aspiração, o fluxo passa de laminar para turbulento, e o fluxo de calor aumenta acentuadamente. A transferência de calor na superfície de pressão aumenta à medida que o fluxo acelera em torno da palheta (HAN e WRIGHT, 2006).

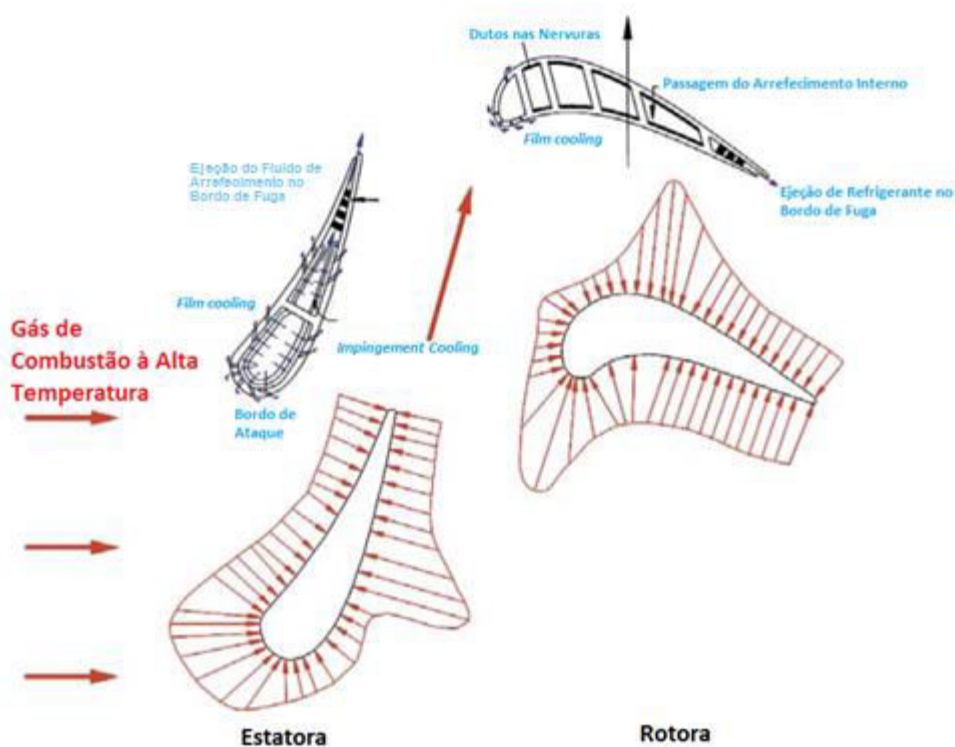


Figura 3.24 - Seção Transversal e Distribuição do Fluxo de Calor nas Palhetas da Turbina (HAN e WRIGHT, 2006)

A injeção de fluido de arrefecimento no rotor ou na estatora da turbina causa uma redução da eficiência da turbina, entretanto, com a temperatura de entrada dos gases aumenta há um aumento na eficiência da turbina, desta forma a eficiência global do ciclo aumenta. Portanto, o objetivo principal do desenvolvimento do sistema de resfriamento está associado a maior efetividade do arrefecimento com a menor perda no desempenho do ciclo termodinâmico (BOYCE, 2002; BUNKER, 2006).

3.2.6 Estimativa da Vida Útil da Palheta

As palhetas estão sujeitas a ações simultâneas e transientes da pressão, temperatura elevada do gás proveniente da câmara de combustão e das forças centrífugas devido a rotação da turbina. Esses parâmetros combinados causam um elevado grau de tensões que envolvem muitos mecanismos complexos, tais como a fadiga e a fluência devido as tensões mecânicas e térmicas flutuantes (REYHANI *et al.*, 2013).

Desta forma, a vida útil da palheta está associada principalmente a fadiga e a fluência. Manson-Coffin criaram uma equação para estimar a vida útil do material na fadiga e Larson-Miller desenvolveram um modelo para calcular a vida útil do material na fluência. O modelo linear de Miner avalia a interação entre esses mecanismos complexos (REYHANI *et al.*, 2013).

Manson-Coffin reconheceram que a tensão cíclica está relacionada ao número de ciclos para a falha, pela equação:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (3.1)$$

Sendo: N_f o número de ciclos para a falha, E o módulo de elasticidade, σ_f' o coeficiente de tensão à fadiga, ε_f' o coeficiente de ductilidade à fadiga, b o expoente da tensão à fadiga e c o expoente da ductilidade à fadiga.

O expoente b varia entre -0,06 e -0,14, com -0,09 ou -0,1 como valores representativos. O expoente c varia entre -0,4 e -0,7, com -0,6 como valor representativo. ε_f' varia entre 0,35 e 1 multiplicado a deformação na fratura (STEPHENS *et al.*, 2001).

Atualmente, esta aproximação é muito utilizada devido a sua excelente quantificação, na correlação do ciclo de fadiga com a deformação em quantificar a vida em fadiga (STEPHENS *et al.*, 2001).

A fluência é o mecanismo de falha mais importante para as palhetas da turbina. Quando os materiais da turbina estão expostos a tensões e operam acima de certa temperatura, eles estão sujeitos a deformação plástica conhecida como fluência. O parâmetro LMP Larson-Miller descrevem a fluência como (REYHANI *et al.*, 2013):

$$LMP = T \frac{\log(t_r) + C}{1000} \quad (3.2)$$

Sendo: T a temperatura de trabalho, t_r o tempo a ruptura e C o coeficiente de correção, que é igual a 20 (ZERA VCIC *et al.*, 2002).

A interação da fadiga com a fluência em diversas temperaturas é dada pelo modelo linear de Miner (REYHANI *et al.*, 2013):

$$\sum \frac{n_i}{N_i} + \sum \frac{t_j}{t_{rj}} = D \quad (3.3)$$

De acordo com essa equação, quando o fator D chega a unidade, as somatórias da fadiga e da fluência resultam em falha.

3.3 Aço Inoxidável

Aço inox e as superligas são especialmente resilientes a fluência e são comumente empregados em aplicações que exigem alta temperatura. O aumento da resistência à fluência de uma superliga está associado à solução sólida e também na formação de precipitados. O aço inox é altamente resistente à corrosão em uma variedade de ambientes, especialmente na atmosfera ambiente (CALLISTER e RETHWISCH, 2010).

Os aços inoxidáveis, grupo de aços resistentes à corrosão e à oxidação, são ligas a base de ferro que contém o cromo como o principal elemento de liga com concentração mínima de 10,5% em peso. Elementos de liga como o níquel, molibdênio, manganês, cobre, titânio, nióbio, alumínio, entre outras, são adicionados ao aço inoxidável a fim de melhorar suas propriedades (SINGH, 1991).

Os aços inoxidáveis são classificados em cinco principais grupos, que representam três tipos distintos de estruturas metalúrgicas. Os grupos são: aço inoxidável martensítico, aço inoxidável austenítico, aço inoxidável ferrítico, aço inoxidável endurecidos por precipitação e aço inoxidável duplex (SINGH, 1991).

Os martensíticos, série 400, são caracterizados pela sua habilidade de endurecer através de um tratamento térmico, que consiste de um aquecimento até a total austenitização seguido por um resfriamento ao ar ambiente, assim transformando-se em uma estrutura martensítica. Ele possui uma concentração de cromo entre 11 e 18% com uma porcentagem de carbono entre 0,10 a 1,2%. Esses aços são utilizados em aplicações que exigem moderada resistência a corrosão, resistência mecânica relativamente alta e boa resistência à fadiga. Um diagrama de

desenvolvimento dos aços inoxidáveis martensíticos com os principais aços pode ser visualizado na Figura 3.25 (SINGH, 1991).

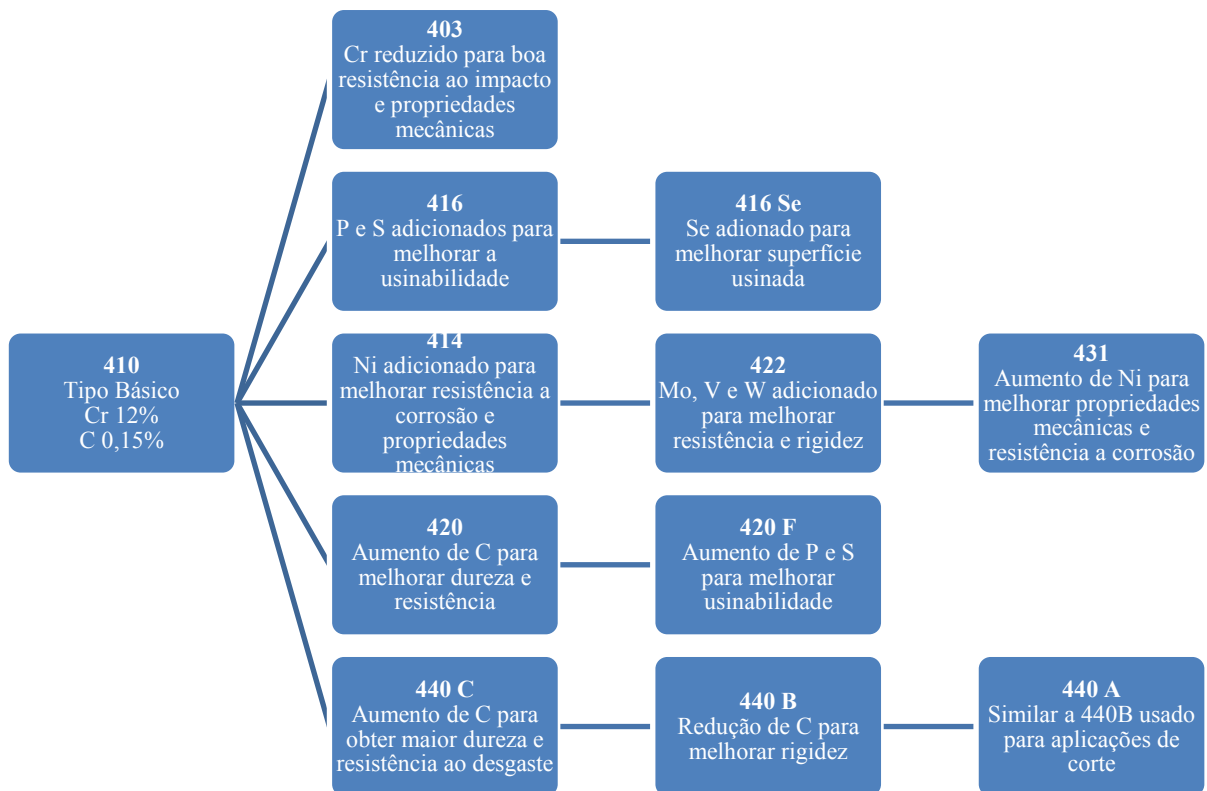


Figura 3.25 - Desenvolvimento do Aço Inoxidável Martensítico (SINGH, 1991)

Os austeníticos possuem a estrutura austenítica na temperatura ambiente e são não magnéticos, possuem alguns elementos estabilizantes da austenita, o mais comum é o níquel, série 300, ou o manganês, série 200. Eles possuem, basicamente, entre 16 e 25% de cromo para oferecer resistência à corrosão e 6 a 20% de níquel para assegurar a estrutura austenítica, baixa concentração de carbono. Esses aços possuem excelente resistência à corrosão, alta ductilidade e rigidez. Um diagrama de desenvolvimento dos aços inoxidáveis austeníticos com os principais aços pode ser visualizado na Figura 3.26 e na Figura 3.27 (SINGH, 1991).

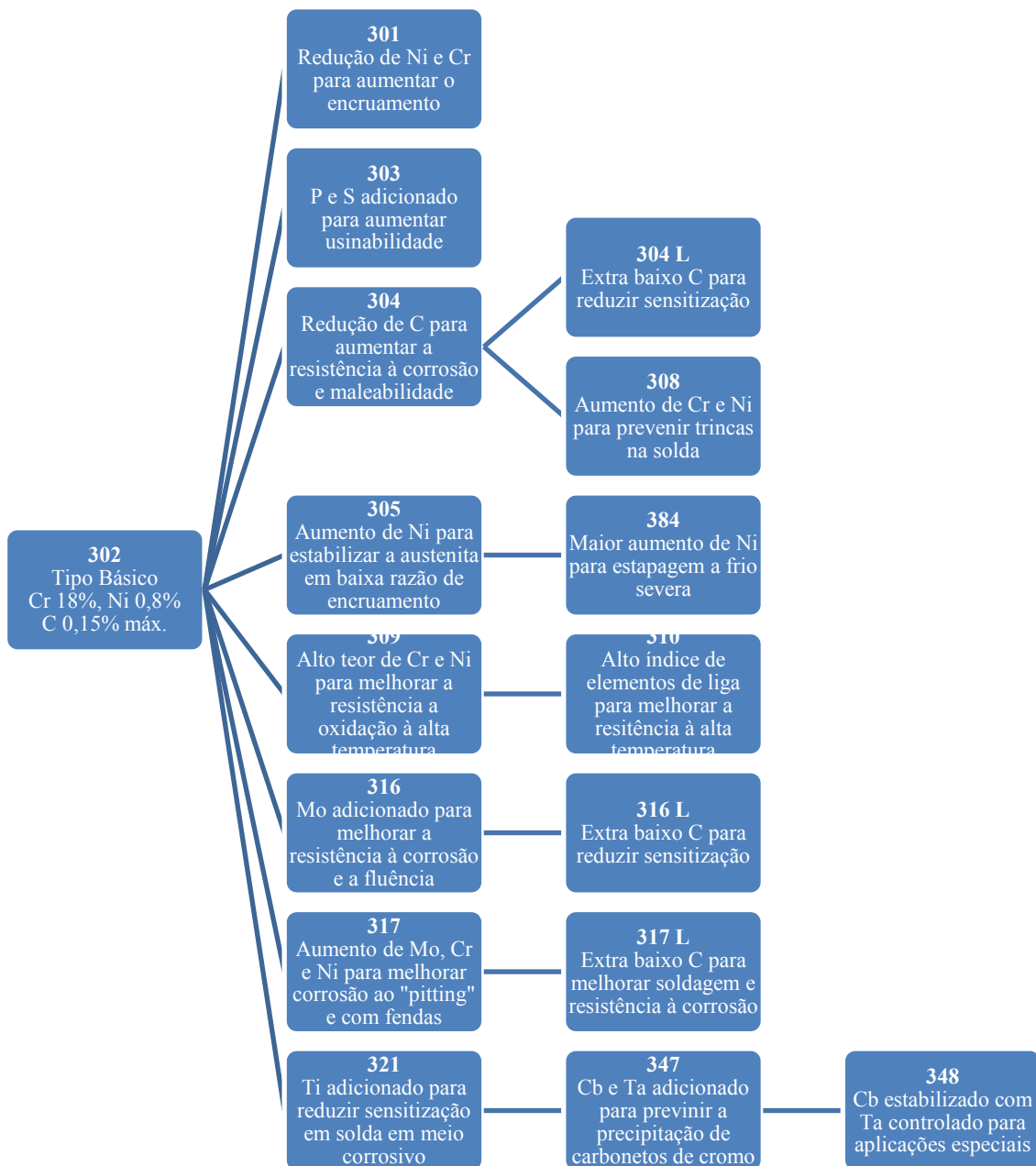


Figura 3.26 - Desenvolvimento do Aço Inoxidável Austenítico, série 300
(SINGH, 1991)

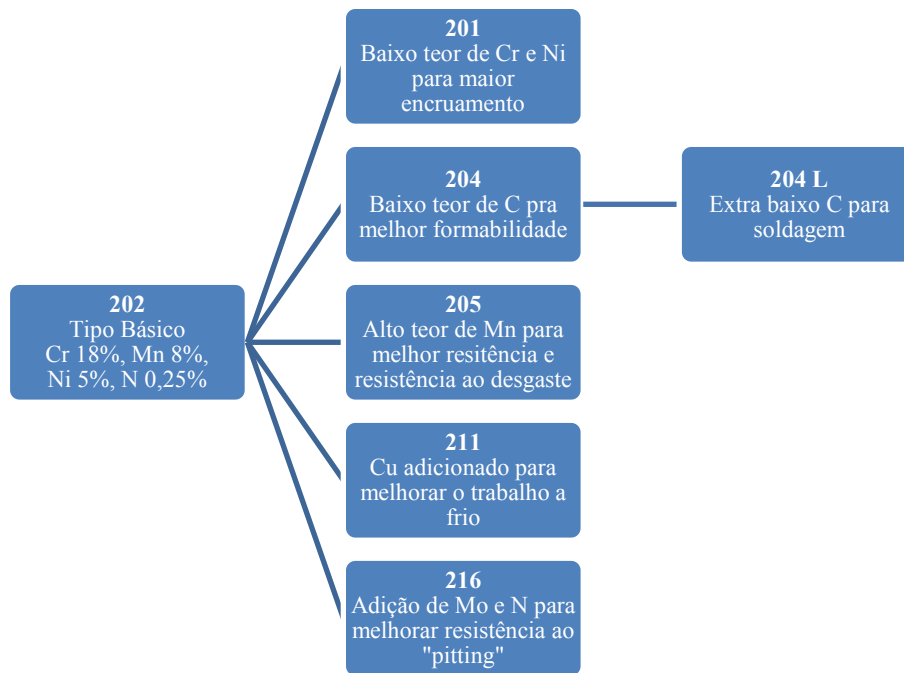
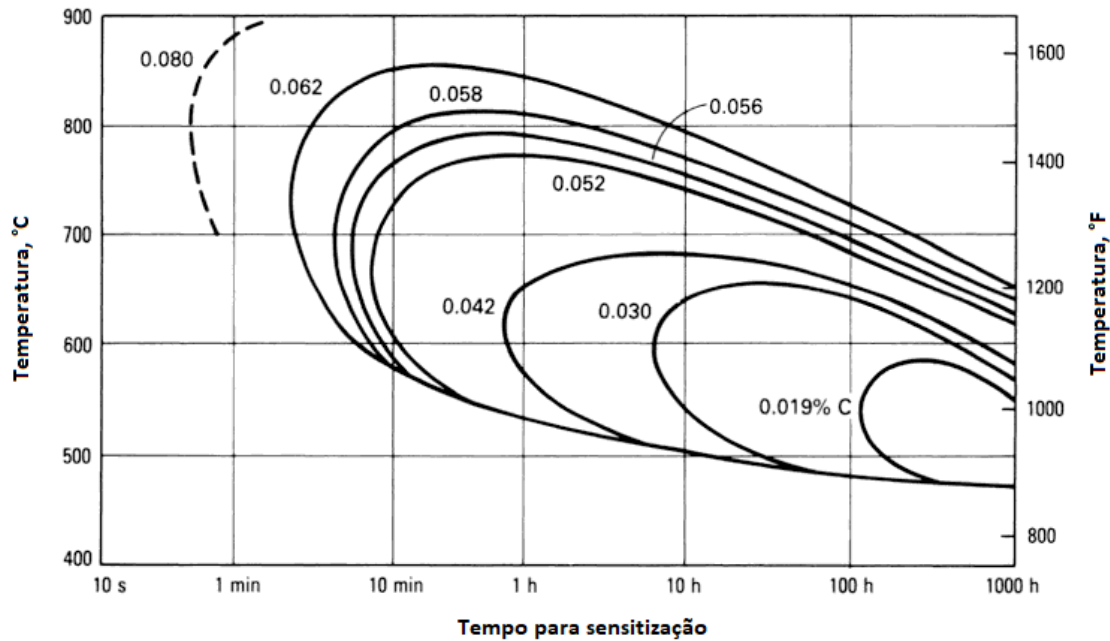


Figura 3.27 - Desenvolvimento do Aço Inoxidável Austenítico, série 200 (SINGH, 1991)

Os aços inoxidáveis austeníticos possuem uma série de problemas, o mais comum é a sensitização, ela ocorre quando o aço é aquecido entre 427°C a 900°C, tendo-se assim a precipitação intergranular de carbeto de cromo, desta forma, o cromo próximo aos contornos de grão se esgota e aumenta a susceptibilidade de uma corrosão intergranular em muitos ambientes. Contorna-se o problema com a adição de formadores de carbeto no aço, ou um tratamento térmico após as operações de soldagem ou com a redução do nível de carbono do aço. A Figura 3.28 mostra a curva tempo-temperatura-sensitização, a partir da mesma é possível verificar o tempo-temperatura de exposição do aço com determinada porcentagem de carbono para ocorrer a sensitização (DAVIS, 1996; SINGH, 1991).



**Figura 3.28 – Curva Tempo-Temperatura-Sensitização
(DAVIS, 1996)**

A precipitação da fase sigma ou a precipitação de outra fase intermetálica aumenta a susceptibilidade a corrosão e a fragilidade do aço inoxidável austenítico. A fase sigma é uma fase rica em cromo-molibdênio que reduz a resistência corrosão do aço e aumenta a capacidade de ocorrer a corrosão intergranular, pite, intersticial (DAVIS, 1996).

Os ferríticos, série 400, possuem entre 11 e 30% de cromo e possuiu uma estrutura ferrítica em todas as temperaturas, são magnéticos, e possuem também uma boa resistência à corrosão, boa ductilidade e baixa rigidez. O seu uso é bem difundido devido ao seu fator econômico. Um diagrama de desenvolvimento dos aços inoxidáveis ferríticos com os principais aços pode ser visualizado na Figura 3.29 (SINGH, 1991).

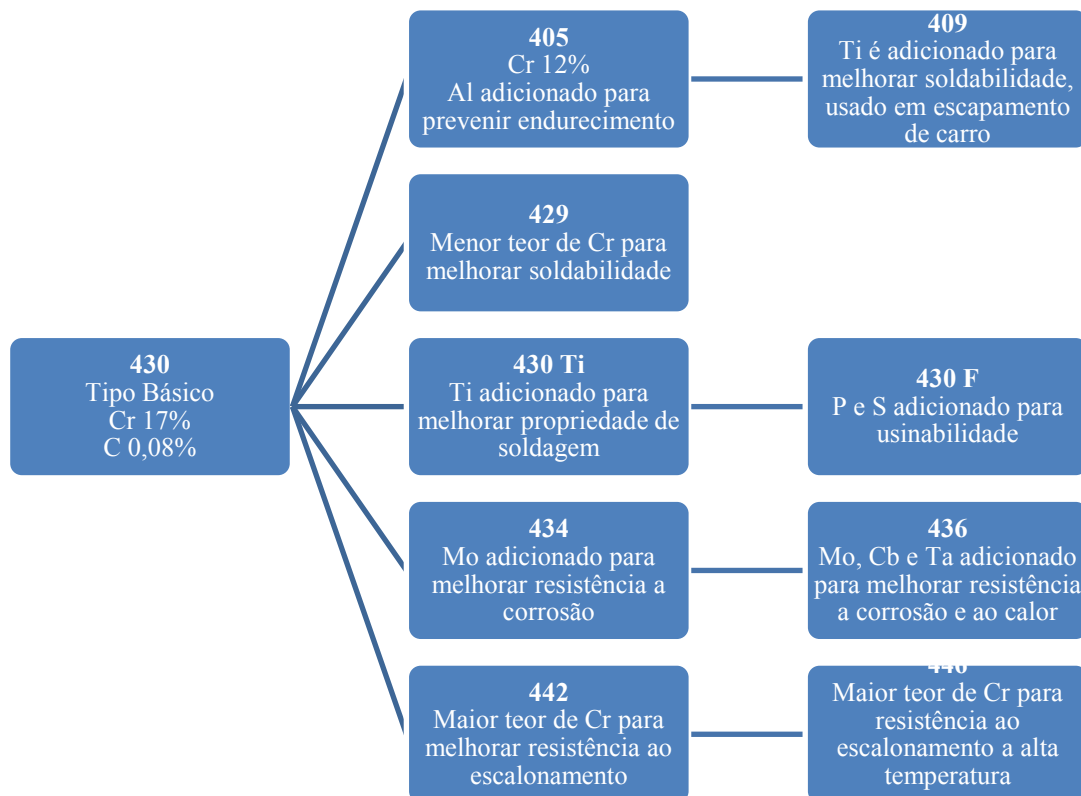


Figura 3.29 - Desenvolvimento do Aço Inoxidável Ferrítico (SINGH, 1991)

Os endurecidos por precipitação, série 600, possui uma segunda fase que se precipita através de um tratamento térmico. Essa segunda fase é formada devido a certos elementos dissolvidos no aço, tais como, cobre, titânio, nióbio, alumínio, tântalo e fósforo. Esses aços inoxidáveis são resistentes à oxidação e a corrosão e mantêm sua rigidez em temperaturas elevadas, possuem muitas aplicações na indústria aeroespacial (SINGH, 1991).

Os duplex são caracterizados como uma estrutura de duas fases, austenítica - ferrítica. A sua estrutura é controlada para possuir mesma proporção de ferrita e austenita, desta forma a liga possui excelente resistência à corrosão sobtensão, possui maior tensão de escoamento que os austenítico e melhor rigidez e ductilidade que os ferríticos (SINGH, 1991).

3.4 Engenharia de Superfícies

Os revestimentos podem ser aplicados a partir de vários métodos diferentes, cada método implica em diferentes propriedades do revestimento. Os métodos de deposição são empregados a fim de incorporar certa porosidade interna no material e uma rede de falhas como

espaços vazios para aumentar sua resistência à tensão e reduzir a sua condutividade térmica. Os processos de revestimento mais utilizados são a Aspersão Térmica a Combustão, o processo HVOF (*High Velocity Oxygen/Fuel*), o PS (*Plasma Sprayed Coating*) que possui variações como VPS (*Vacuum Plasma Sprayed Coating*), LPPS (*Low Pressure Plasma Sprayed Coating*) e APS (*Atmospheric Plasma Sprayed Coating*) e o processo EB-PVD (*Electron Beam Physical Vapor Deposition*) (HARDWICKE e LAY, 2013; MARTENA *et al.*, 2006).

Basicamente, os processos de revestimento são exemplificados na Figura 3.30. O material, ou a matéria-prima é fundida e acelerada em direção ao substrato, assim formando o revestimento. Entretanto, cada processo têm o seu procedimento e equipamento utilizado (LIMA e TREVISAN, 2007).

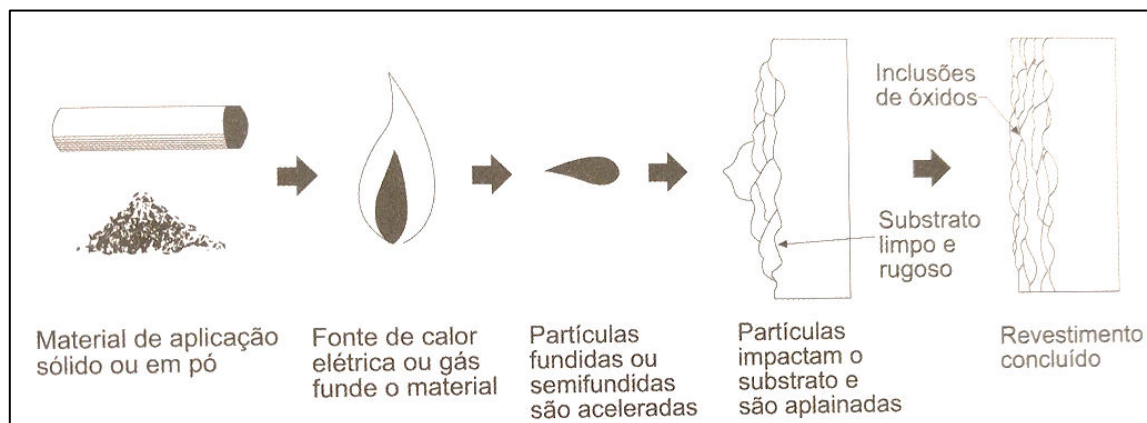


Figura 3.30 - Aspersão Térmica
(LIMA e TREVISAN, 2007)

3.4.1 Preparação da Superfície para o Revestimento

O tratamento da superfície antes de realizar o processo de revestimento é de extrema importância. O tratamento possui o objetivo de aumentar a ancoragem mecânica do substrato com o revestimento desta forma aumentar a adesão do revestimento ao substrato (LIMA e TREVISAN, 2007). Esse tratamento geralmente é composto por três etapas, uma limpeza química, limpeza mecânica, e texturização. A limpeza química é feita através de solventes ou por produtos químicos, como, detergentes, solventes e ácidos, isso com o intuito de retirar graxa, óleo, partículas e remover camadas de óxidos (GARCIA-ALONSO *et al.*, 2011; LIMA e TREVISAN, 2007).

A limpeza mecânica é feita geralmente por um jateamento abrasivo, este jateamento fornece uma texturização necessária para a aplicação do revestimento. Basicamente, em processo de jateamento abrasivo as partículas duras são impelidas através de ar comprimido sobre a superfície que será revestida. As partículas duras mais utilizadas neste processo são a areia molhada ou seca, limalhas ou granalha de ferro ou alumina, entre outros (LIMA e TREVISAN, 2007).

Esta limpeza melhora a ligação mecânica entre o revestimento e o substrato, entretanto as suas desvantagens como possível redução do limite de fadiga em ligas de titânio, as partículas ejetadas no jateamento podem se prender na superfície e comprometer o revestimento. Devido a esses problemas vários outros processos foram criados para aprimorar e contornar esses defeitos como, jato de água, jateamento de ar seco e o laser. Uma segunda limpeza é feita com o intuito de remover os materiais do jateamento, geralmente é feita através de um ar comprimido, aspirador ou escova (SIVAKUMAR e MORDIKE, 1989; BACH, LAARMANN e WENZ, 2006; GARCIA-ALONSO *et al.*, 2011; LIMA e TREVISAN, 2007).

A superfície do substrato deve possuir uma rugosidade apropriada para que a ancoragem seja satisfatória. A rugosidade está ligada fortemente com a força de adesão do revestimento ao substrato. Desta forma a texturização da superfície é de suma importância no processo de revestimento. Assim, quando se tem uma área superficial real maior, maior a área de contato entre o revestimento e o substrato, assim se tem uma melhor força de ligação, ou seja, uma melhor adesão (LIMA e TREVISAN, 2007).

Em alguns casos é necessário aplicar uma camada de ligação, conhecida também como *bond coat*, antes de se realizar o revestimento propriamente dito. Esta camada de ligação cria uma superfície rugosa para a adesão do revestimento, desta forma aumenta-se a força de adesão ou ancoragem do revestimento ao material revestido (LIMA e TREVISAN, 2007).

As partículas aceleradas, por meio dos processos de revestimento, ancoram-se mecanicamente à rugosidade do substrato pelas forças resultantes da contração do líquido durante a solidificação.

3.4.2 Aspersão Térmica a Combustão

A aspersão térmica a combustão convencional utiliza a energia liberada pela combustão do combustível e oxigênio para fundir a matéria-prima do revestimento. O nome deste processo varia em relação a forma da sua matéria-prima, se o pó é utilizado o mesmo se denomina de

aspersão térmica por chama de pó (*Flame Powder Spray*) e se a matéria-prima possuir forma de arame o mesmo se chama aspersão por chama de arame (*Wire Flame Spraying*) (LIMA e TREVISAN, 2007).

Basicamente, as partículas são inseridas axialmente ou radialmente na tocha por um processo de aspiração, ou são transportadas através do ar, ou por gravidade. Assim, o pó é fundido e acelerado em direção ao substrato. A tocha pode ser constituída por acetileno/oxigênio, hidrogênio/oxigênio, ou gás natural/oxigênio, entre outros. O acetileno é o mais utilizado devido ao seu baixo custo e por atingir temperaturas de chama maiores. A temperatura da chama varia entre 2700°C e 3100°C. A Figura 3.31 explana sobre esse processo (LIMA e TREVISAN, 2007).

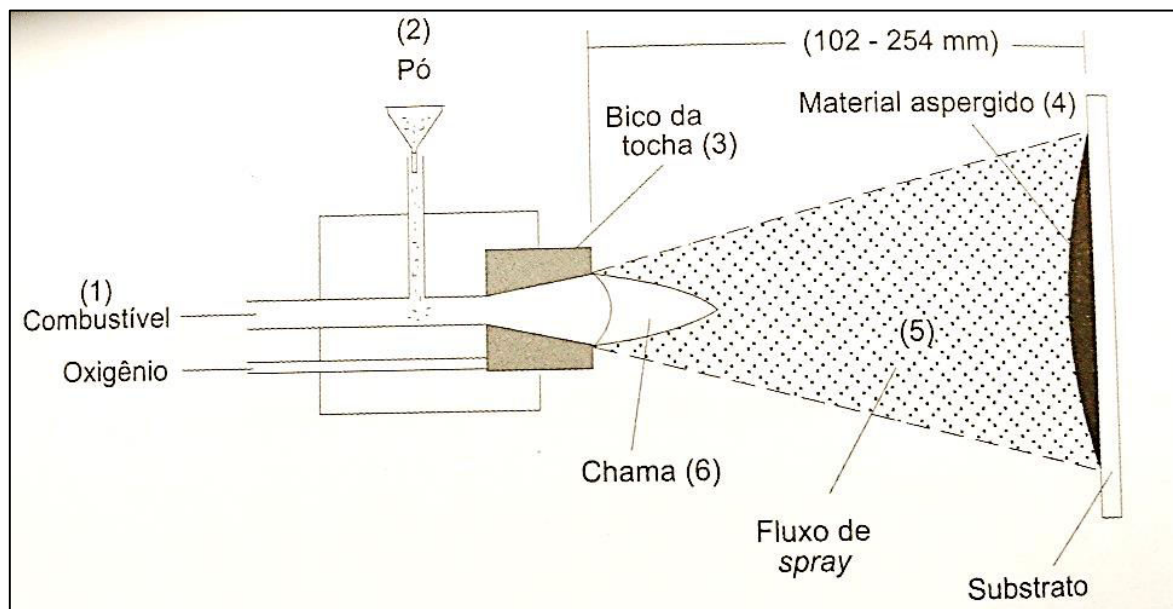


Figura 3.31 - Seção transversal da tocha de aspersão térmica por chama de pó (LIMA e TREVISAN, 2007)

Entretanto, como as partículas possuem menor velocidade comparada a outros processos de revestimento, a aspersão térmica por chama confere uma menor adesão, coesão e maior porosidade para o revestimento (LIMA e TREVISAN, 2007).

3.4.3 *High Velocity Oxygen/Fuel (HVOF)*

No processo HVOF, o pó entra na câmara de combustão de uma pistola onde, o combustível (como hidrogênio, etileno ou querosene) é queimado com oxigênio, e é aquecido e acelerado em direção ao substrato por uma chama de velocidade supersônica. A temperatura máxima obtida por esse processo é em torno de 2.900°C. Como esse processo combina a alta velocidade a uma alta densidade dos gases, se obtém revestimentos mais densos, com microestruturas uniformes e com menor oxidação das partículas, isso comparado aos revestimentos feitos pelo *Plasma Sprayed Coating* (BERNSTEIN, 1999; OBERKAMPF e TALPALLIKAR, 1996).

Os pós utilizados neste processo são metais puros, ligas metálicas, certos tipos de cerâmicas e polímeros. As vantagens do processo HVOF são: a elevada velocidade das partículas determina um revestimento com uma porosidade menor que 1% e a alta força de ligação, maior que 50MPa, isso devido a velocidade supersônica da chama. O revestimento possui baixa rugosidade superficial e produz uma baixa mudança no material base comparado com o *plasma spraying*. Outra vantagem é o baixo custo no investimento e na operação, pois o mesmo opera na pressão atmosférica, o que dispensa um sistema de vácuo. Entretanto, a temperatura da chama é relativamente baixa, o que inviabiliza a aspensão de certas cerâmicas e de metais refratários (BRANDT, 1995; MAHESH, JAYAGANTHAN e PRAKASH, 2009; PICAS, FORN e MATTHÄUS, 2006; LIMA e TREVISAN, 2007).

3.4.4 *Plasma Sprayed Coating (PS)*

Plasma spraying é um dos métodos mais utilizados na manufatura das TBCs, pois é um procedimento de baixo custo comparado aos outros métodos de produção (MARTENA *et al.*, 2006).

Basicamente, nesse processo as partículas dos materiais do revestimento são inseridas na *plasma gun*. Posteriormente essas partículas são aquecidas, fundidas e ejetadas da tocha em direção do substrato. Assim que a partícula atinge o substrato, a mesma solidifica e o aglomerado de partículas criam o revestimento. As partículas aderem ao substrato devido ao intertravamento mecânico do revestimento e as irregularidades na superfície do substrato. Assim é importante o pré-tratamento (VABEN, GEISEN e STÖVER, 2009).

Após esse processo, o material revestido passa por um tratamento térmico para promover a interdifusão e homogeneização da estrutura do revestimento. Necessita-se de um

alto controle para conseguir um revestimento com alta densidade e um excelente controle da rotação para obter um revestimento uniforme sobre a peça (BERNSTEIN, 1999).

Quando esse processo é feito com ar atmosférico (APS), as partículas são oxidadas antes de atingir o substrato. Desta forma, diminui-se a pressão da câmara a fim de eliminar essa oxidação, com essa redução da pressão (LPPS - *Low Pressure Plasma Sprayed Coating*) pode-se aumentar a temperatura da palheta sem a mesma se oxidar, o mesmo é válido para o método a vácuo. Deste modo, as partículas ejetadas quando entram em contato com a palheta perdem a sua forma, formando um revestimento recristalizado (SIVAKUMAR e MORDIKE, 1989; NG e GAN, 2005).

Os parâmetros provindos das características do pó, da injeção do pó, da *plasma gun*, da chama do plasma e do substrato interferem diretamente na qualidade dos revestimentos feitos por esse processo, entretanto é muito difícil controlar todos esses parâmetros (GARCIA-ALONSO *et al.*, 2011).

Esse processo gera as seguintes características microestruturais: contornos de grão em paralelo a interface cerâmica-substrato, promovendo uma condutividade térmica menor, de 15 a 25% de porosidade para reduzir o módulo de elasticidade e a condutividade térmica. Entretanto, a interface cerâmica-metal ondulada produz tensões fora do plano responsáveis pelas falhas no revestimento. Devido a essa falha, esse tipo de revestimento é mais utilizado em câmaras de combustão, vaporizadores de combustível, *after-burners* e no estator, isso no caso das turbinas aeronáuticas. Na turbina a gás industrial aplica-se esse revestimento nas palhetas e no bocal de saída em turbinas, devido a sua menor temperatura de operação e ciclos térmicos menores (PADTURE, GELL e JORDAN, 2002).

3.4.5 *Electron Beam - Physical Vapor Deposition (EB-PVD)*

Electron beam - physical vapor deposition é utilizado na deposição de TBCs sobre componentes da turbina a gás que estão sujeitos a gases de exaustão a alta temperatura e a carregamentos térmicos transientes. Nesse processo o material do revestimento é evaporado através de um feixe de elétrons. A estrutura formada por esse processo é uma estrutura de grãos colunares. A estrutura colunar, feita de zircônia, possui um ciclo de vida dez vezes maior que a estrutura criada a partir da técnica de *plasma sprayed* (BHATNAGAR, GHOSH e WALTER, 2006; MARTENA *et al.*, 2006; GOWARD, 1998).

Esse processo possui vantagens como o revestimento das áreas difíceis e pequenas com maior facilidade que o PS e não necessita de uma câmara de vácuo para criar um revestimento de qualidade (BERNSTEIN, 1999).

A microestrutura típica formada por esse processo possui uma região fina e policristalina de YSZ com grãos equiaxiais próxima a interface, grãos colunares de YSZ, que crescem dos grãos equiaxiais até a superfície da *top coat*, porosidade em escala nanométrica no interior dos grãos colunares e canais normais à interface que separam os grãos colunares. Esses canais são feitos para acomodarem as expansões térmicas da *top coat*, os poros diminuem a condutividade térmica. Mas como os canais são paralelos ao fluxo de calor à redução da condutividade térmica não é maior que no revestimento a APS. Entretanto, o revestimento gerado a partir do EB-PVD é mais durável, mais caro e é utilizado nas palhetas das turbinas aeronáuticas (PADTURE, GELL e JORDAN, 2002).

O desenvolvimento é contínuo no processo de fabricação dos revestimentos TBCs. Um exemplo é o método *Suspension or Solution Precursor Plasma Spray* (SPS ou SPPS). Esse processo foi criado para ser um método mais barato que o processo EB-PVD, pois o mesmo cria uma estrutura colunar similar a estrutura criada pelo EB-PVD. Ele consegue criar espessuras na ordem de 250 μm , também produz TBC com uma menor condutividade térmica. Isso sem sacrificar a durabilidade (HARDWICKE e LAY, 2013).

3.5 Análise Estrutural Estática

A análise estrutural estática feita pelo software ANSYS utiliza o método de elementos finitos (FEM). O FEM é um procedimento numérico que pode ser utilizado para obter soluções para uma série de problemas da engenharia que envolve tensões, transferência de calor, eletromagnetismo e escoamento de fluidos. O FEM utiliza formulações integrais para criar um sistema de equações algébricas. Além disso, uma função contínua aproximada é assumida para representar a solução para cada elemento, assim, a solução completa é gerada a partir da conexão entre as soluções individuais dadas em cada elemento (MOAVENI, 1999).

Basicamente, os problemas da engenharia são modelos matemáticos de uma situação física. Modelos matemáticos são equações diferenciais com uma série de condições de contorno e iniciais. Essas equações diferenciais são derivadas da aplicação de leis fundamentais da natureza a um sistema ou a um volume de controle. Essas equações governantes representam o

balanço de massa, força ou energia. As soluções analíticas são compostas por duas partes, a parte homogênea e a parte particular do mesmo (MOAVENI, 1999).

Nos problemas de engenharia existem duas séries de parâmetros que influenciam o modo como o sistema se comporta. A primeira série é devido ao comportamento natural do sistema, a parte homogênea. Os parâmetros encontrados neste comportamento são propriedades do mesmo, como, módulo de elasticidade, momento de inércia, condutividade térmica, viscosidade, resistência elétrica, entre outros. Por outro lado, tem os parâmetros que produzem distúrbio no sistema, a parte particular, esses parâmetros são, por exemplo, forças externas ao sistema, diferença de temperatura, diferença de pressão, a diferença de potencial, entre outros (MOAVENI, 1999).

Entretanto, muitos problemas da engenharia não se podem obter soluções exatas. Essa inabilidade está associada a natureza complexa das equações diferenciais governantes ou a dificuldade de se lidar com as condições de contorno. Para resolver essa situação utiliza-se as aproximações numéricas. Em contraste com a solução analítica, que mostra o comportamento do sistema em qualquer ponto dentro do sistema, a solução numérica aproxima a solução exata para pontos discretos, chamados de nós. Desta forma, o primeiro passo de um procedimento numérico é a discretização. Esse processo divide o sistema em um número pequeno de regiões e de nós (MOAVENI, 1999).

Essencialmente, a análise dos elementos finitos segue uma série de etapas. Primeiramente, se cria e discretiza o domínio da solução em elementos finitos, isso é, o problema é dividido em elementos, como visto na Figura 3.32. Assim, as equações que representam o comportamento físico são representadas, isto é, uma função contínua aproximada é definida para representar a solução do elemento. Posteriormente, as equações são desenvolvidas para cada elemento, desta forma, os elementos são conectados para representar o problema inteiro. Assim a matriz de rigidez global é construída, são aplicadas as condições de contorno e iniciais. Deste modo, a solução pode ser inicializada (MOAVENI, 1999).

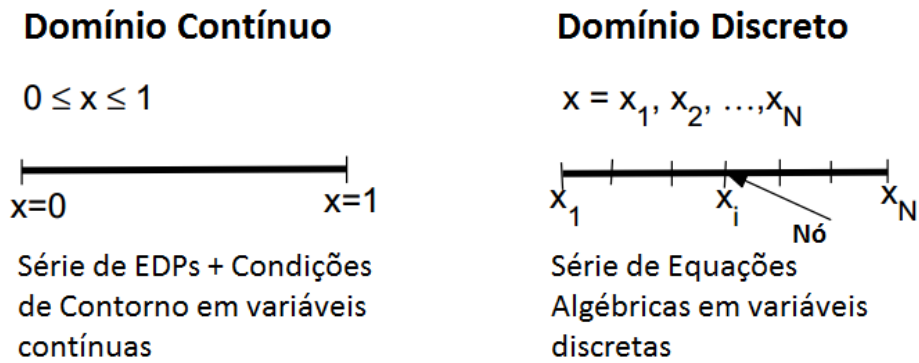


Figura 3.32 - Discretização do Domínio
(BHASKARAN e COLLINS, 2009)

A solução resolve uma série de equações algébricas lineares, ou não-lineares simultaneamente para obter os resultados nos nós, como, valores de deslocamento ou temperatura em diferentes nós. A partir destes valores é possível obter parâmetros importantes sobre o comportamento do sistema, como, tensões, fluxos de calor, entre outros (MOAVENI, 1999).

Geralmente, para se formular os problemas de elementos finitos uma série de aproximações são criadas, essas aproximações são, a formulação direta (*Direct Formulation*), a formulação da energia potencial total mínima (*Minimum Total Potential Energy Formulation*) e a formulação residual ponderada (*Weighted Residual Formulation*) (MOAVENI, 1999).

A formulação direta utiliza as equações governantes do problema e soluciona-as diretamente utilizando os passos citados anteriormente. Por exemplo, em uma análise estrutural utiliza-se a Lei de Hooke em cada nó do sistema, a partir disso desenvolvem-se equações que envolvem o equilíbrio de forças entre os elementos e cria-se matrizes. No caso da análise estrutural estática a formulação dos elementos finitos sempre resultará em uma formulação geral (MOAVENI, 1999):

$$\begin{aligned}
 & [matriz\ de\ rigidez] \times [matriz\ de\ deslocamento] \\
 & = [matriz\ de\ carregamento]
 \end{aligned}
 \tag{3.1}$$

A matriz de rigidez é composta por valores de rigidez de cada nó e a sua relação com o nó próximo ao mesmo, a matriz de deslocamento é composta pelas deformações sofridas em

cada nó em relação ao seu estado inicial e a matriz de carregamento é composta pelos carregamentos externos ao sistema (MOAVENI, 1999).

A formulação da energia potencial total mínima é uma aproximação comum na geração de modelos de elementos finitos em mecânica dos sólidos. Esta formulação utiliza a equação da energia armazenada no corpo, energia proveniente do trabalho realizado por cargas externas ao sistema, conhecida como a energia de deformação. A equação da energia potencial total de um corpo que possui n elementos e m nós é a diferença entre a energia de deformação total e o trabalho feito pelas forças externas, dada na equação (3.2) (MOAVENI, 1999):

$$\Pi = \sum_{e=1}^n \Lambda^{(e)} - \sum_{i=1}^m F_i u_i \quad (3.2)$$

Sendo: e o número do elemento, $\Lambda^{(e)}$ a energia de deformação do elemento, i o número do nó, F_i a força externa aplicada no nó i e u_i o deslocamento do nó i .

Desta forma, o princípio da energia potencial total mínima para um sistema estável dita que o deslocamento em uma posição de equilíbrio ocorre quando a energia potencial total do sistema é mínima (MOAVENI, 1999). Assim:

$$\frac{\partial \Pi}{\partial u_i} = \frac{\partial}{\partial u_i} \sum_{e=1}^n \Lambda^{(e)} - \frac{\partial}{\partial u_i} \sum_{i=1}^m F_i u_i = 0 \quad (3.3)$$

Onde $i = 1, 2, 3, \dots, n$. A partir desta equação (3.3) pode-se extrair a matriz de rigidez e a matriz de deslocamento, proveniente da $\frac{\partial}{\partial u_i} \sum_{e=1}^n \Lambda^{(e)}$, e a matriz de carregamento, que é proveniente da $\frac{\partial}{\partial u_i} \sum_{i=1}^m F_i u_i$ (MOAVENI, 1999).

A formulação residual ponderada é baseada em uma solução aproximada da equação diferencial governante. A solução necessita satisfazer as condições iniciais e de contorno do problema. Devido a solução aproximada não ser exata, este método apresentará resíduos, ou erros. Neste método cria-se uma solução aproximada da equação governante e das condições

de contorno, esta solução aproximada é um polinômio que satisfará estas equações. A partir deste polinômio, desenvolve-se uma equação solução aproximada para o sistema e inserem-se métodos para minimizar os erros e assim acurar a aproximação (MOAVENI, 1999).

3.5.1 FEM utilizado na Análise Estrutural Estática em 3D

Na análise estrutural do ANSYS, o software utiliza as equações diferenciais do equilíbrio em três dimensões (equação 3.4 a 3.6), a lei de Hooke em três dimensões (equação 3.7) e as relações entre o deslocamento e a tensão (equação 3.8 a 3.13). Desta forma, tem-se 15 equações e 15 variáveis. Estas equações são usadas em um corpo isotrópico e em um regime elástico (MOAVENI, 1999).

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + f_x = 0 \quad (3.4)$$

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + f_y = 0 \quad (3.5)$$

$$\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + f_z = 0 \quad (3.6)$$

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1-2\nu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1-2\nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1-2\nu \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \quad (3.8)$$

$$\varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \quad (3.9)$$

$$\varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (3.10)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \quad (3.11)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \quad (3.12)$$

$$\gamma_{zx} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \quad (3.13)$$

Sendo: σ a tensão normal, τ a tensão cisalhante, f a força externa aplicada, E o módulo de elasticidade, ν o coeficiente de Poisson, ε a deformação normal, γ a deformação por cisalhamento, u o deslocamento em x , v o deslocamento em y e w o deslocamento em z . As tensões podem ser representadas em um tensor de tensões da Figura 3.33.

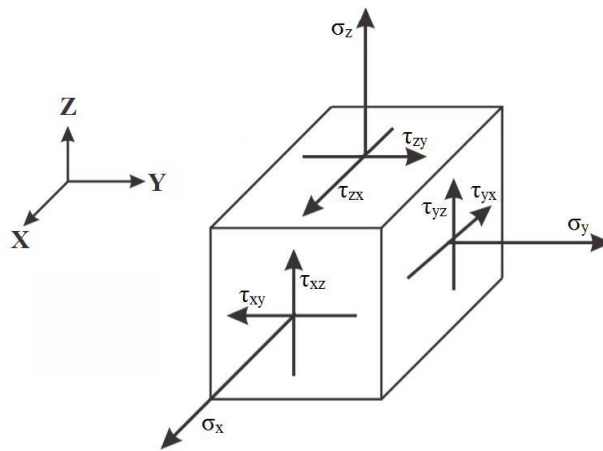


Figura 3.33 - Tensor de Tensões
(MOAVENI, 1999)

Assim o *software* aplica o método da formulação residual ponderada, desta forma cria-se uma solução polinomial aproximada para determinar o valor dos deslocamentos u , v e w . A solução utiliza as equações governantes e as condições de contorno para criar os polinômios aproximados para u , v e w , assim a matriz de rigidez é feita e invertida para determinar os valores de u , v e w para cada nó do sistema. Baseado nos valores de deslocamento pode-se encontrar os valores de tensão, deformação, entre outros parâmetros (MOAVENI, 1999).

3.6 Análise de Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD)

A Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD) é um ramo da mecânica dos fluidos que promove um meio efetivo de simular escoamentos reais por soluções numéricas das equações governantes. As equações governantes para a mecânica dos fluidos Newtoniana são conhecidas

como as equações de Navier-Stokes. Entretanto, essas equações são muito completas e complexas, desta forma o desenvolvimento de várias formas reduzidas dessas equações é uma área ativa das pesquisas (SAYMA, 2009).

Desta forma, os métodos computacionais substituem essas equações governantes por um sistema de equações algébricas que são mais fáceis de serem resolvidas através da utilização dos computadores. Então, basicamente o CFD simula um escoamento para descobrir como o mesmo se comporta em um sistema ditado por condições de entrada e de saída, também conhecidas como as condições de contorno (SAYMA, 2009).

Na aplicação do CFD utiliza-se a seguinte série de passos, inicialmente as equações matemáticas que descrevem o escoamento do fluido são escritas, e são geralmente uma série de equações diferenciais. Essas equações são discretizadas para produzir um sistema de equações algébricas. O domínio é então dividido em pequenos elementos, ou seja, o domínio é discretizado. Finalmente, as condições iniciais e as condições de contorno do problema especificado são utilizadas para resolver essas equações. O método da solução pode ser direto ou iterativo. Utiliza-se também parâmetros para controlar a convergência, estabilidade, e assertividade do método (ASHGRIZ e MOSTAGHIMI, 2002).

Sendo assim, o conceito básico do método do CFD se fundamenta na obtenção dos valores quantitativos do escoamento em um grande número de pontos do sistema, conhecidos como nós. Esses pontos são conectados por uma rede numérica, conhecida como *mesh*. O sistema de equações diferenciais do escoamento é convergido em um sistema de equações algébricas que representam a interdependência desses pontos (SAYMA, 2009).

3.6.1 CFD utilizado no ANSYS CFX

O software ANSYS CFX é um software que utiliza esses passos para resolver um modelo de escoamento. Desta forma, as equações utilizadas são as equações de Navier-Stokes na sua forma conservativa, são utilizadas três principais equações de transporte, a equação de conservação de massa, a equação de conservação de momento e a equação da conservação da energia total (ANSYS, 2013).

A equação de conservação de massa é dada por (ANSYS, 2013):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U) = 0 \quad (3.14)$$

Sendo: t o tempo, ρ a massa específica e U é o vetor velocidade. Onde ∇ é o operador diferencial:

$$\nabla = \left[\frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y}, \frac{\partial}{\partial z} \right] \quad (3.15)$$

A equação de conservação da quantidade de movimento é dada por (ANSYS, 2013):

$$\frac{\partial(\rho U)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \otimes U) = -\nabla p + \nabla \tau + S_M \quad (3.16)$$

Sendo: S_M a fonte da quantidade de movimento, p é a pressão onde o esforço tensor, τ , é relacionado a taxa da deformação na equação (3.17) (ANSYS, 2013):

$$\tau = \left(\nabla U + (\nabla U)^T - \frac{2}{3} \delta \nabla \cdot U \right) \quad (3.17)$$

Sendo: T a temperatura e o δ uma matriz identidade. E a equação de conservação da energia é dada por (ANSYS, 2013):

$$\frac{\partial(\rho h_{tot})}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U h_{tot}) = \nabla(\lambda \nabla T) + \nabla \cdot (U \cdot \tau) + U \cdot S_M + S_E \quad (3.18)$$

Sendo: λ a condutividade térmica, S_E a fonte de energia e a h_{tot} a entalpia específica total, que pode ser encontrada na equação (3.19) (ANSYS, 2013):

$$h_{tot} = h + \frac{1}{2} U^2 \quad (3.19)$$

Sendo: h a entalpia estática.

As equações de transporte (3.14, 3.16, 3.18) necessitam de ajustes com equações constitutivas do estado para a massa específica e para a entalpia para formar um sistema fechado. Essas equações de estado possuem uma forma para diferentes tipos de materiais. Para os gases ideais tem-se (ANSYS, 2013):

$$\rho = \frac{w P_{abs}}{R_0 T} \quad (3.20)$$

$$dh = c_p dT \quad (3.21)$$

$$c_p = c_p(T) \quad (3.22)$$

Sendo: w o peso molecular, P_{abs} a pressão absoluta, R_0 a constante dos gases e o c_p o calor específico a pressão constante.

Quando há a necessidade de analisar o comportamento de um sistema que possui tanto o domínio fluido como o domínio sólido utiliza-se o sistema conhecido como *Conjugate Heat Transfer* (CHT). Este método utiliza as equações de Navier-Stokes no domínio do fluido, como visto anteriormente e as equações de condução de calor no domínio do sólido (ANSYS, 2013).

No domínio do sólido, a equação de conservação de energia se baseia no transporte térmico devido ao movimento do sólido, a condução, e a fonte de calor volumétrica (ANSYS, 2013):

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U_S h) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + S_E \quad (3.23)$$

Sendo: h , ρ e λ a entalpia, massa específica, e a condutividade térmica do sólido, respectivamente, e S_E é a fonte de energia, que nesse caso é opcional. O termo U_S é um termo opcional que conta com o movimento do sólido em relação ao sistema.

O modelo de turbulência é utilizado quando no escoamento as forças inerciais são significantes comparadas as forças viscosas, e é caracterizado com um alto número de Reynolds. A turbulência consiste em flutuações no campo do fluido no tempo e no espaço, ele é um processo complexo, principalmente porque é tridimensional, instável e consiste em muitas escalas, o mesmo pode ter um efeito significativo nas características do fluido (ANSYS, 2013).

A princípio, as equações de Navier-Stokes descrevem os escoamentos laminar e turbulento sem necessitar de informações adicionais. Entretanto o escoamento turbulento precisa de uma grande escala do comprimento turbulento e da escala de tempo, o que envolve em uma necessidade de um volume finito muito menor que o menor mesh de volume finito (ANSYS, 2013).

Desta forma, se desenvolveram métodos para prever os efeitos da turbulência. Normalmente, esses modelos de turbulência buscam modificar as equações instáveis de Navier-Stokes pela a inserção de uma média das quantidades flutuantes, para produzir as equações *Reynolds Averaged Navier-Stokes* (RANS). Essas equações representam as grandezas médias do escoamento, equações conhecidas como modelo estático da turbulência devido ao procedimento de média estatística aplicado (ANSYS, 2013).

Essas equações adicionam variáveis desconhecidas contendo produtos de variáveis dos fluidos, que atuam como tensões adicionais ao fluido, conhecidos como tensões de Reynolds. Estas são modeladas com a adição de equações que têm variáveis conhecidas para que o sistema possua a mesma quantidade de variáveis desconhecidas e de equações (ANSYS, 2013).

Os componentes médios e flutuantes que modificam as equações de transporte são, por exemplo, a velocidade U_i que pode ser dividida em um componente médio \bar{U} e o componente que varia com o tempo, u_i (ANSYS, 2013):

$$U_i = \bar{U}_i + u_i \quad (3.24)$$

Onde o componente médio é dado por:

$$\bar{U}_i = \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} U_i dt \quad (3.25)$$

Sendo: Δt o espaço de tempo que é grande relativo as flutuações da turbulência, mas pequeno em relação a escala de tempo utilizada nas equações solucionadas (ANSYS, 2013).

Substituindo essas variáveis médias nas equações de transporte tem-se:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j) = 0 \quad (3.26)$$

$$\frac{\partial \rho U_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_i U_j) = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\tau_{ij} - \rho \bar{u}_i \bar{u}_j) + S_M \quad (3.27)$$

Sendo: τ o esforço tensor molecular.

A equação da conservação da massa não foi alterada, entretanto a equação de conservação de momento contém termos do fluxo turbulento, como a tensão de Reynolds, $\rho \bar{u}_i \bar{u}_j$. A equação de conservação de energia com RANS é dada pela equação (3.28) (ANSYS, 2013):

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho h_{tot})}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j h_{tot}) \\ = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x_j} - \rho \bar{u}_i \bar{h} \right) + \frac{\partial}{\partial x_j} [U_i (\tau_{ij} - \rho \bar{u}_i \bar{u}_j)] + S_E \end{aligned} \quad (3.28)$$

A equação 3.28 contém um termo do fluxo turbulento adicional $\rho \overline{u_i h}$. O termo $\frac{\partial}{\partial x_j} [U_i (\tau_{ij} - \rho \overline{u_i u_j})]$ é o trabalho da viscosidade. E a entalpia total é dada por:

$$h_{tot} = h + \frac{1}{2} U_i U_i + k \quad (3.29)$$

A equação da entalpia total (3.29) possui a contribuição da energia cinética turbulenta, k , dada por:

$$k = \frac{1}{2} \overline{u_i^2} \quad (3.30)$$

Desta forma, o ANSYS CFX utiliza modelos de turbulência próximos as equações RANS. Os modelos de duas equações são amplamente utilizados, pois os mesmos oferecem um bom compromisso entre o empenho numérico e a assertividade computacional. Os modelos de duas equações $k-\varepsilon$ e o $k-\omega$ usam a hipótese do gradiente de difusão que se relaciona as tensões de Reynolds aos gradientes de velocidade média e a viscosidade turbulenta (ANSYS, 2013).

No modelo $k-\varepsilon$, k é a energia cinética da turbulência e é definida como a variação das flutuações na velocidade, ε é a dissipação do redemoinho na turbulência, ou seja, a taxa que as flutuações na velocidade dissipam. O modelo $k-\varepsilon$ introduz duas novas variáveis ao sistema, entretanto a equação da conservação da massa se mantém igual a equação (3.26). Mas, a equação da conservação da quantidade de movimento se torna:

$$\frac{\partial \rho U_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_i U_j) = -\frac{\partial p'}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \right] + S_M \quad (3.31)$$

Sendo: S_M a somada das forças no corpo, μ_{eff} a viscosidade efetiva na turbulência, e p' a pressão modificada da equação 3.32:

$$p' = p + \frac{2}{3}\rho k + \frac{2}{3}\mu_{eff} \frac{\partial U_k}{\partial x_k} \quad (3.32)$$

Normalmente, o termo $\frac{2}{3}\mu_{eff} \frac{\partial U_k}{\partial x_k}$ que envolve a divergência na velocidade do escoamento é negligenciado no ANSYS CFX, entretanto essa suposição é rigorosamente correta apenas para fluidos incompressíveis (ANSYS, 2013).

O modelo k - ε é baseado no conceito da viscosidade turbulenta, então:

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (3.33)$$

Onde μ_t é a viscosidade turbulenta. O modelo k - ε assume que a viscosidade turbulenta está associada a energia cinética da turbulência e a dissipação através da relação da equação 3.34 (ANSYS, 2013).

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (3.34)$$

Sendo: C_μ igual a 0,09, os valores de k e ε são obtidos a partir das equações diferenciais de transporte para a energia cinética da turbulência e a taxa de dissipação da turbulência (ANSYS, 2013):

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \rho \varepsilon + P_{kb} \quad (3.35)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\varepsilon 1} P_k + C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon + C_{\varepsilon 1} P_{\varepsilon b}) \quad (3.36)$$

Sendo $C_{\epsilon 1}$, $C_{\epsilon 2}$, σ_{ϵ} são constantes e iguais à 1,44, 1,92 e 1,3 respectivamente. Os termos P_{kb} e $P_{\epsilon b}$ representam a influência das forças de empuxo. P_k é a produção da turbulência devido as forças viscosas (ANSYS, 2013):

$$P_k = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial y}{\partial x} - \frac{2}{3} \frac{\partial U_k}{\partial x_k} \left(3\mu_t \frac{\partial U_k}{\partial x_k} + \rho k \right) \quad (3.37)$$

A camada limite em um modelo de escoamento linear ou turbulento é de extrema importância, pois na região próxima da parede o escoamento possui velocidade nula e à medida que se afasta da parede a velocidade do fluido aumenta rapidamente, como visto na Figura 3.34 (ANSYS, 2013).

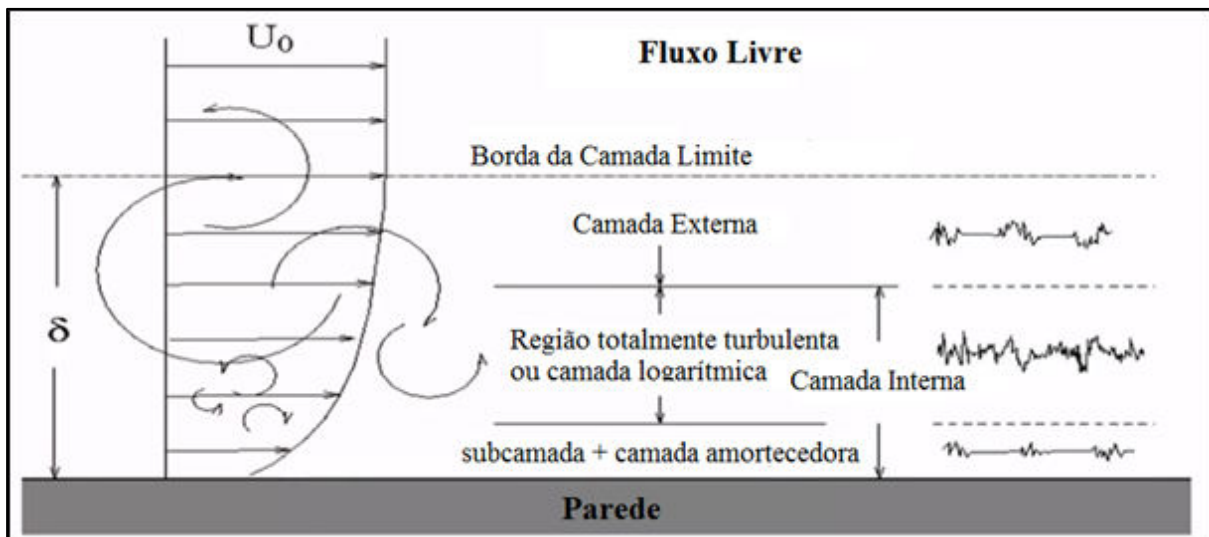


Figura 3.34 - Estrutura da Camada Limite
(ANSYS, 2013)

Na Figura 3.34 é possível ver com detalhes a estrutura da camada limite turbulenta e o perfil de velocidade do escoamento hipotético. Na região próxima à parede tem-se uma região laminar chamada de subcamada, região onde se define melhor o coeficiente de transferência de calor por convecção e as forças viscosas, como o arrasto. Desta forma, o *mesh* próximo a parede deve ter alta densidade de volumes de controle, ou seja, estes devem possuir pequena dimensão nessa região (ANSYS, 2013).

Normalmente, utiliza-se um fator não dimensional nessa região para determinar o quão bem definida é a camada limite. Esse fator é conhecido como y^+ , o valor ideal é igual a 1, desta forma, quanto menor o valor de y^+ mais acurado é o valor das forças viscosas na camada limite (ANSYS, 2013).

Por fim, as equações referentes a turbulência são adicionadas ao sistema de equações para a resolução do sistema proposto. Esse sistema de equações é utilizado em cada nó de cada elemento da geometria de estudo. Além disso, uma série de correções são feitas neste modelo para melhorar a assertividade do mesmo (ANSYS, 2013).

4 METODOLOGIA

A metodologia deste trabalho está ilustrada no fluxograma da Figura 4.1. Este projeto possui a finalidade de analisar a palheta de aço inox AISI 316 revestida com zircônia no software ANSYS (numericamente) e em um forno de fluxo (experimentalmente). Assim, avaliou-se o comportamento do sistema em um fluxo de calor oxidante de alta temperatura e calculou-se uma vida útil estimada.

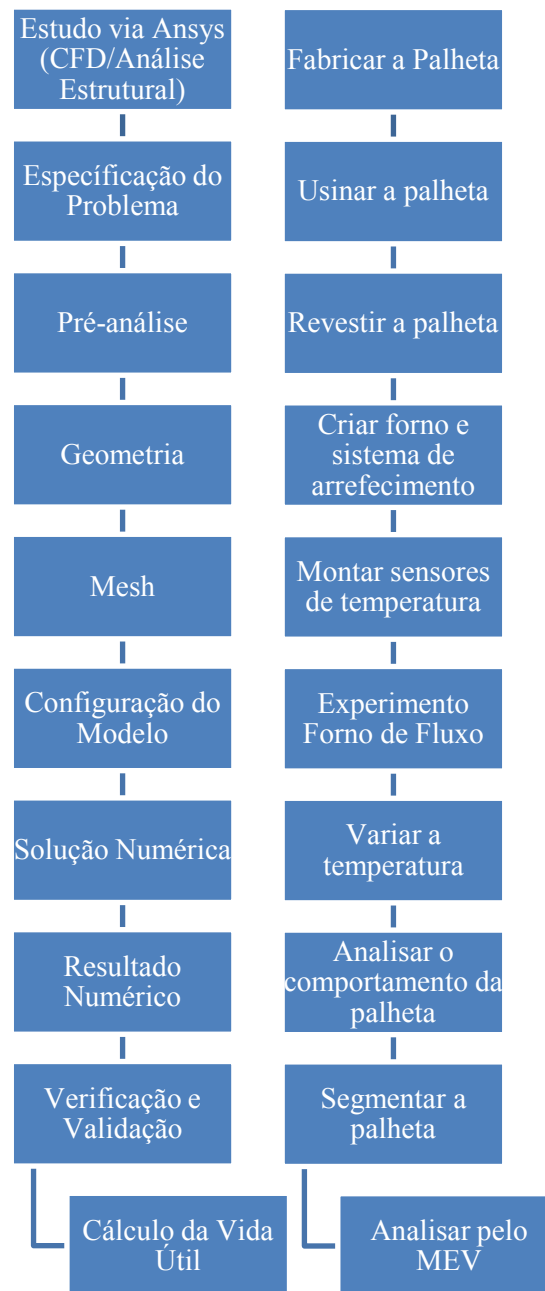


Figura 4.1 - Fluxograma da Metodologia do Trabalho

O estudo no ANSYS foi realizado no laboratório do Departamento de Engenharia de Controle e Automação e Técnicas Fundamentais (DECAT) da Escola de Minas da UFOP. A palheta e o forno foram produzidos na empresa MVR, a palheta foi revestida na empresa OPT Brasil, o experimento em forno de fluxo e as microscopias foram realizadas nos laboratórios do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais (DEMET) da Escola de Minas da UFOP.

4.1 Materiais

O material de estudo é a palheta de uma turbina a gás, a mesma foi feita de aço inoxidável AISI 316, conformado pelo processo de usinagem, como material base (substrato). O material NiCrAlY como um revestimento do aço e o $ZrO_2-8\%Y_2O_3$ (zircônia estabilizada com ítria) como outro revestimento para o aço, revestimentos feitos pela aspensão térmica a combustão.

Desta forma, fabricou-se as palhetas de aço inoxidável com um revestimento tipo barreira térmica composta por NiCrAlY e o $ZrO_2-8\%Y_2O_3$.

4.2 Especificações da Palheta

As principais dimensões da palheta estão apresentadas na Figura 4.2. Basicamente a mesma possui aproximadamente uma altura de 120 mm, um comprimento de 70 mm e uma largura de 35 mm. Os canais de resfriamento possuem dimensões vista no corte A-A da Figura 4.3 e o canal que criará o *film cooling* possui 1 mm de raio.

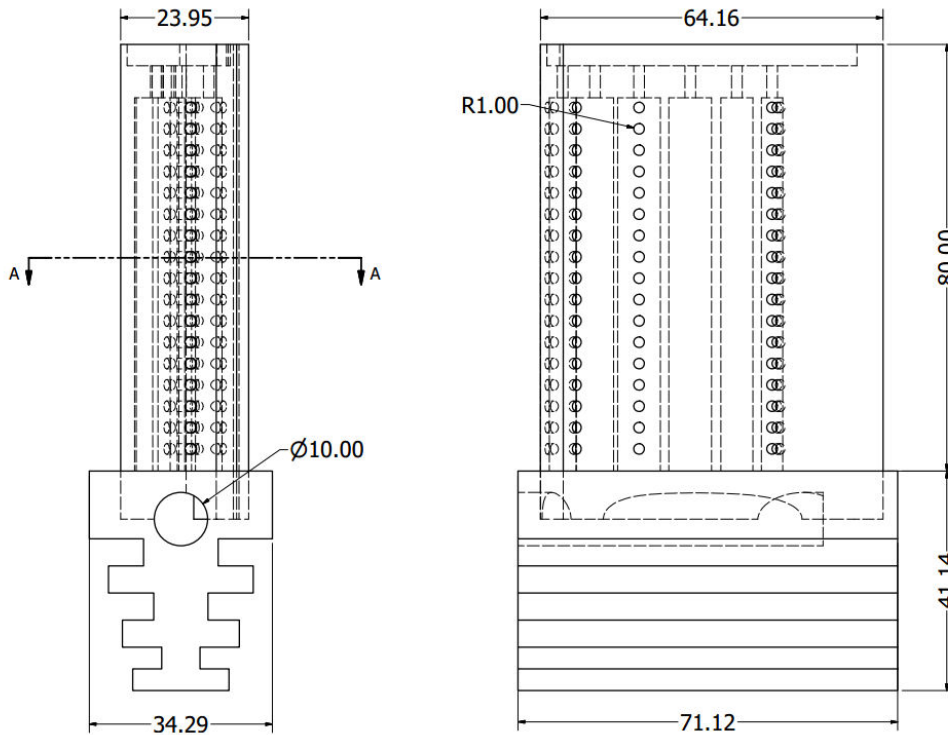


Figura 4.2 - Dimensões Essenciais da Palheta em milímetros

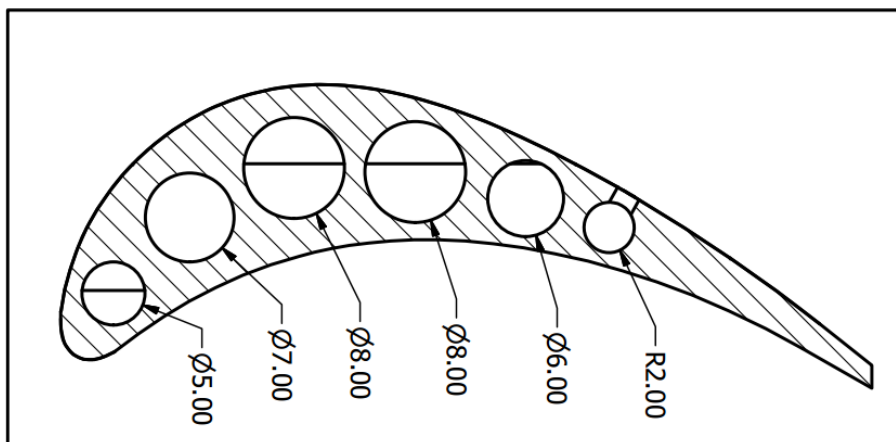


Figura 4.3 - Dimensões dos Canais Internos (Corte A-A)

4.3 Especificações para o Domínio Fluido na Simulação

O domínio fluido foi criado para simular o escoamento do mesmo sobre a palheta, de forma a extrair o comportamento da palheta no ambiente da turbina. O domínio fluido pode ser visto na Figura 4.4. O fluido foi um gás perfeito, desta forma a lei dos gases perfeitos foi usada como uma equação de estado.

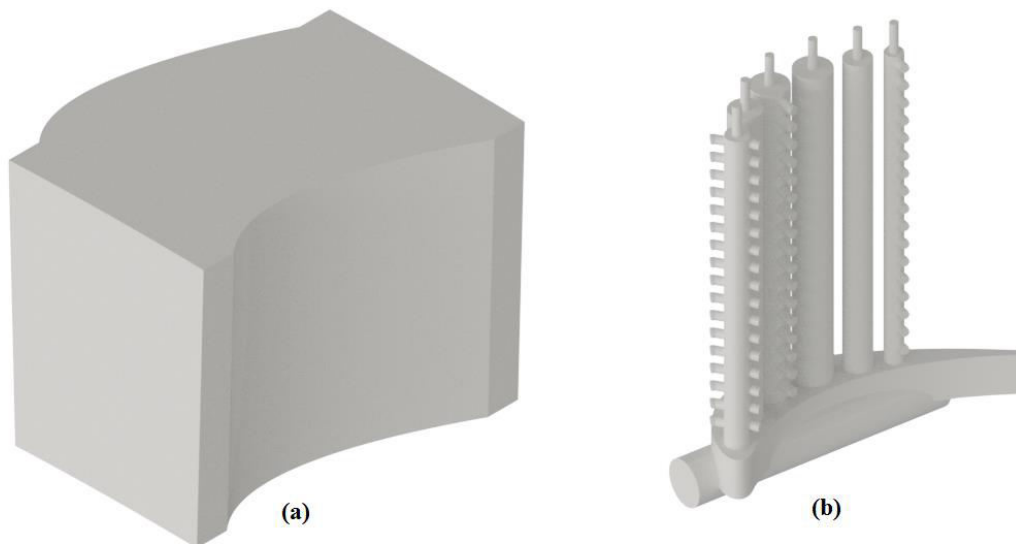


Figura 4.4 - Domínio do Fluido (a) Externo e (b) Interno

4.4 Simulação no ANSYS

Na simulação do ANSYS foram utilizadas as seguintes ferramentas, o *CFX* para fazer a análise da influência do fluido na palheta e a análise estrutural estática para fazer a análise estrutural da palheta mediante aos esforços provenientes do escoamento, rotação, entre outros.

Na simulação proposta deste trabalho utilizou-se os passos descritos na Figura 4.1. Esses passos foram apresentados no curso *A Hands-on Introduction to Engineering Simulations* ministrado pelo Prof. Dr. Rajesh Bhaskaran da *Cornell University*. Depois de definir o problema, foi feita uma pré-análise, onde se deve verificar os princípios físicos envolvidos, avaliar a estratégia da solução numérica e estimar alguns resultados esperados.

Assim, se definiu a geometria, ou seja, o domínio do fluido e o domínio do sólido. Esta definição foi essencial, pois a mesma define o espaço onde os cálculos foram realizados, desta forma, foi possível criar a malha, ou seja, dividir o domínio em um número finito de células/elementos, que foram utilizadas para os cálculos.

Deste modo, a configuração do modelo, as condições de contorno, as propriedades dos materiais envolvidos, as tensões, as interfaces, os contatos, entre outros foram definidos. A Tabela 4.1 mostra as propriedades e variáveis que foram utilizados na modelagem. A Tabela 4.2 mostra as propriedades dos materiais utilizados na simulação CFD. A Tabela 4.3 mostra as propriedades mecânicas dos materiais utilizados na simulação estrutural. Na solução numérica,

iniciou a solução do problema e a partir dos resultados visualizou as variações das variáveis em cada ponto do domínio.

Tabela 4.1 - Parâmetros para a simulação

Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidade
Vazão mássica na entrada da palheta	\dot{m}_i	0,5	kg/s
Temperatura na entrada da turbina	T_i	900, 1000, 1100 e 1200	°C
Vazão mássica do fluido de arrefecimento (entrada)	\dot{m}_r	0,02	kg/s
Temperatura do fluido de arrefecimento (entrada)	T_r	150 - 300	°C
Rotação da turbina	ω	60	rev./s
Ângulo de Incidência	α_i	15	°

**Tabela 4.2 – Propriedades dos materiais utilizados na simulação CFD
(LIU *et al.*, 2016)**

Material	Temperatura T (°C)	Condutividade Térmica λ (W/ (m K))	Calor específico c (J/ (kg K))	Densidade ρ (kg/m ³)	Expansão térmica α (10 ⁻⁶ /°C)
Zircônia estabilizada com ítria	25	1.05	483	5650	9.68
	400				-
	800				9.88
	1000				10.34
NiCrAlY	25	4,30	501	7320	-
	400	6,40	592		12,50
	800	10,20	781		14,30
	1000	16,10	764		16,00
AISI 316	100	16,3	500	8000	17,5
	400				17,5
	800				
	1000				

**Tabela 4.3 - Propriedades mecânicas dos materiais utilizados na simulação FEA
(KARAIVANOV, 2009; CALLISTER e RETHWISCH, 2010; MATWEB, 2017)**

Material	Temperatura T (°C)	Módulo de Elasticidade E (GPa)	Coefficiente de Poisson ν
Zircônia estabilizada com ítria	800	50	0,25
	900		
	1000		
	1100		
NiCrAlY	800	117	0,3
	900	100	
	1000	74	
	1100	41	
AISI 316	25	193	0,3
	900	-	-
	1000	-	-
	1100	-	-

A última etapa foi a verificação e validação do modelo simulado. Essa etapa foi a mais importante pois a mesma mostrou se a simulação esta coerente com a realidade. Essa validação foi feita conferindo a consistência do modelo matemático, o nível dos erros numéricos comparando com os cálculos e a verificação foi feita através da comparação do modelo com o experimento realizado pela NASA na referência (HYLTON, *et al.*, 1983). Neste ponto é importante também avaliar o efeito da malha no resultado final, com o intuito de convergir para os parâmetros mais próximos da realidade.

Posteriormente, as equações 3.1 e 3.2 foram adicionadas ao modelo da análise estrutural para extrair os resultados da vida em fadiga e vida em fluência da palheta, e assim realizar a interação entre essas equações com o modelo de Miner de forma que a vida útil seja estimada.

4.5 Métodos de Fabricação para Usinagem das Palhetas

Como foi dito anteriormente no Capítulo 3.2.1, o método mais comum de fabricação da palheta é a fundição direcional/monocristal com controle de resfriamento, entretanto a palheta foi feita por um processo de usinagem, devido a disponibilidade do mesmo.

As palhetas foram fabricadas pelo Centro de Usinagem PETRUS 80160 (Figura 4.5). O processo de usinagem consistiu em usinar um bloco do aço inoxidável AISI 316, a fim de obter a peça no formato de projeto (Figura 4.6). Para que isso ocorra o centro de usinagem deve portar as ferramentas de usinagens específicas, como fresas, brocas, entre outros.



**Figura 4.5 - Centro de usinagem PETRUS 80160
(PORTAL DAS MÁQUINAS, 2016)**



Figura 4.6 - Desenho em CAD da Palheta

4.6 Métodos de Aplicação do Revestimento nas Palhetas

Como foi dito anteriormente no Capítulo 3.4, o método de revestimento mais utilizado é a aspersão térmica. Com a ajuda da empresa OPT Brasil foi feito o revestimento de NiCrAlY e $ZrO_2-8\%Y_2O_3$ pela aspersão térmica a combustão. O equipamento que realizou o revestimento está apresentado na Figura 4.7.



**Figura 4.7 – Processo de Aspersão Térmica a Combustão
(OGRAMAC, 2011)**

O revestimento foi realizado nas superfícies em vermelho da Figura 4.8. Esse processo de revestimento possui algumas etapas básicas, como as descritas no Capítulo 3.4. Primeiramente a palheta recebeu uma limpeza química com detergentes específicos, depois foi realizado um jateamento abrasivo com partículas de alumina (Al_2O_3). Posteriormente uma segunda limpeza para retirar as partículas de alumina remanescentes na peça. Desta forma, a palheta possui condições ótimas para a realização do revestimento.

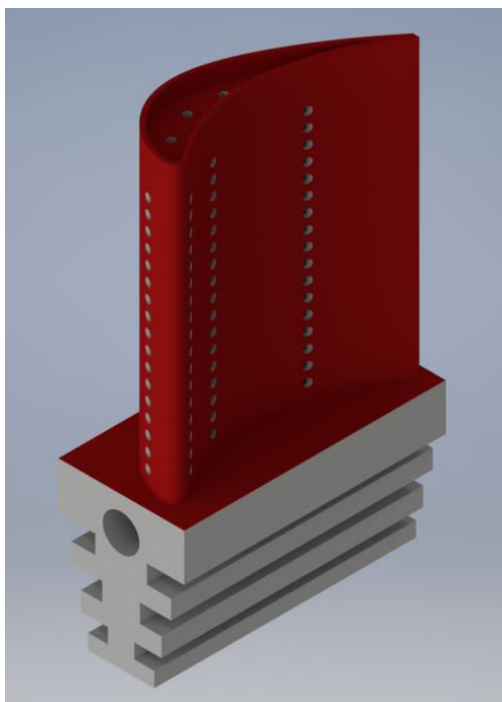


Figura 4.8 – Desenho em CAD da Palheta com a Região Revestida

Assim a peça foi posicionada para o revestimento propriamente dito. Primeiro foi realizado o revestimento da camada ligante (*bond coat*) com o NiCrAlY, e posteriormente foi aplicado um revestimento da camada cerâmica (*top coat*) com ZrO_2 em vários passes, até atingir uma camada de 0,6 mm. Normalmente cada passe fornece uma camada de 0,1 mm ao material.

Entre um passe e outro, a espessura do revestimento e a temperatura externa do material foi medida, com o objetivo de obter a espessura desejada e que a palheta possua uma temperatura máxima de $90^\circ C$ para a melhor adesão da próxima camada a camada anterior.

4.7 Caracterização das Palhetas por Espectroscopia por Emissão de Luz

A espectroscopia por emissão de luz foi utilizada para que se tenha conhecimento dos elementos presentes no aço inoxidável, e para confirmar a sua composição química. Desta forma, o metal base da palheta foi analisado.

4.8 Caracterização das Palhetas por MEV/EDS

As análises morfológicas dos revestimentos foram realizadas por meio da microscopia eletrônica de varredura com espectroscopia de energia dispersiva (MEV/EDS) no laboratório

de nanotecnologia da REDEMAT. A palheta revestida também foi analisada via MEV/EDS para visualizar a morfologia dos revestimentos antes e depois do experimento no forno de fluxo.

4.9 Investigação da Aderência do Revestimento

Foi realizada uma análise da aderência do revestimento no substrato a fim de investigar o desempenho da adesão na interface revestimento/metal. Neste trabalho a análise foi feita através do processo de indentação, o mesmo utilizado para aferir microdureza. A observação da região indentada fornecerá informações sobre a qualidade dessa aderência (CHICOT, DÉMARÉCAUX e LESAGE, 1996).

A aderência do revestimento no substrato proporciona uma maior estabilidade para o sistema TBC, desta forma, quanto melhor a aderência do revestimento melhor o desempenho do mesmo. O seu desempenho está associado à sua capacidade de reduzir a temperatura e proteger o substrato da corrosão proveniente dos gases quentes (CHICOT, DÉMARÉCAUX e LESAGE, 1996).

4.10 Forno de Fluxo

O forno de fluxo foi confeccionado para atender melhor às necessidades do projeto, desta forma o forno possuirá um revestimento interno para reter a temperatura, entrada e saída para os gases, e porta superior para entrada da palheta e do sistema de aquisição de dados, como visto na Figura 4.9. A queima foi realizada através de um maçarico que usa o gás liquefeito de petróleo (GLP) como combustível, ou seja, a sua queima foi realizada pela combustão da mistura ar/combustível.

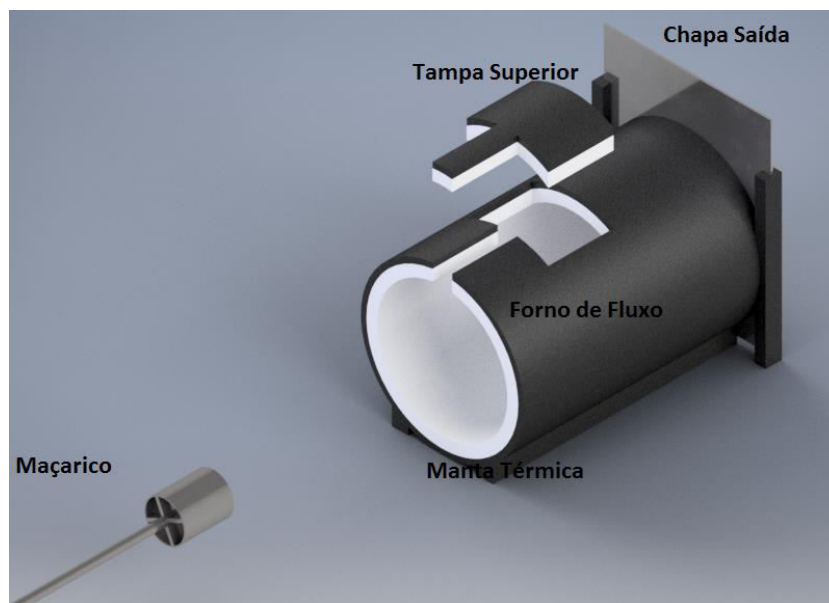


Figura 4.9 – Desenho em CAD do Forno de Fluxo

Implementou-se um sistema de arrefecimento para realizar o resfriamento interno da palheta. Deste modo foi adicionado a tubulação proveniente de um compressor e um regulador de vazão, para a vazão ideal entrar no canal de resfriamento da palheta. Assim, a Tabela 4.4 mostra os parâmetros de entrada do forno.

Tabela 4.4 – Parâmetros de entrada no forno

Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidade
Vazão mássica na entrada do forno	\dot{m}_f	0,003; 0,005; 0,007 e 0,010	kg/s
Temperatura na entrada do forno	T_f	900; 1000; 1100 e 1200	°C
Vazão mássica do fluido de arrefecimento do forno (entrada)	\dot{m}_{rf}	0,0003	kg/s
Temperatura do fluido de arrefecimento do forno (entrada)	T_{rf}	70	°C

O experimento do forno de fluxo forneceu informações importantes sobre a temperatura do material em regiões internas específicas como o bordo de ataque, o bordo de fuga e em um canal de resfriamento intermediário. Portanto, instalou-se termopares nessas regiões da peça. Neste experimento o forno ficou ligado constantemente para obtenção de um ambiente similar à de uma turbina.

5 RESULTADOS

5.1 Análise ANSYS

Conforme proposto neste trabalho, uma análise numérica foi realizada usando o software ANSYS, usando dois módulos: o de dinâmica de fluidos computacional e o de análise estrutural.

5.1.1 Especificação do Problema

O modelo proposto é uma palheta de uma turbina. A análise foi feita através do FSI (Interação Fluido-Estrutura). Desta forma, primeiramente o sistema utilizou a ferramenta CFX para desenvolver a análise de dinâmica dos fluidos computacional. Com a resposta desta análise, foi desenvolvida a análise estrutural do ANSYS, de forma a obter a solução do sistema, resgatando as deformações, tensões, temperatura, entre outros.

Para isso utilizou-se o desenho e as dimensões da palheta e do domínio do fluido, utilizaram-se também os parâmetros de entrada, como rotação, vazão, temperatura, entre outros, todos esses dados estão fornecidos nas Seções 4.2, 4.3 e 4.4.

5.1.2 Mesh

Como dito anteriormente no Capítulo 3.6, os domínios são divididos em volumes de controle ou células, o conjunto desses volumes é conhecido como *mesh*. O *mesh* é aplicado com o intuito de discretizar os domínios, tanto o fluido quanto o sólido, desta forma as equações governantes são aplicadas nele. O *mesh* da palheta pode ser visto na Figura 5.1.

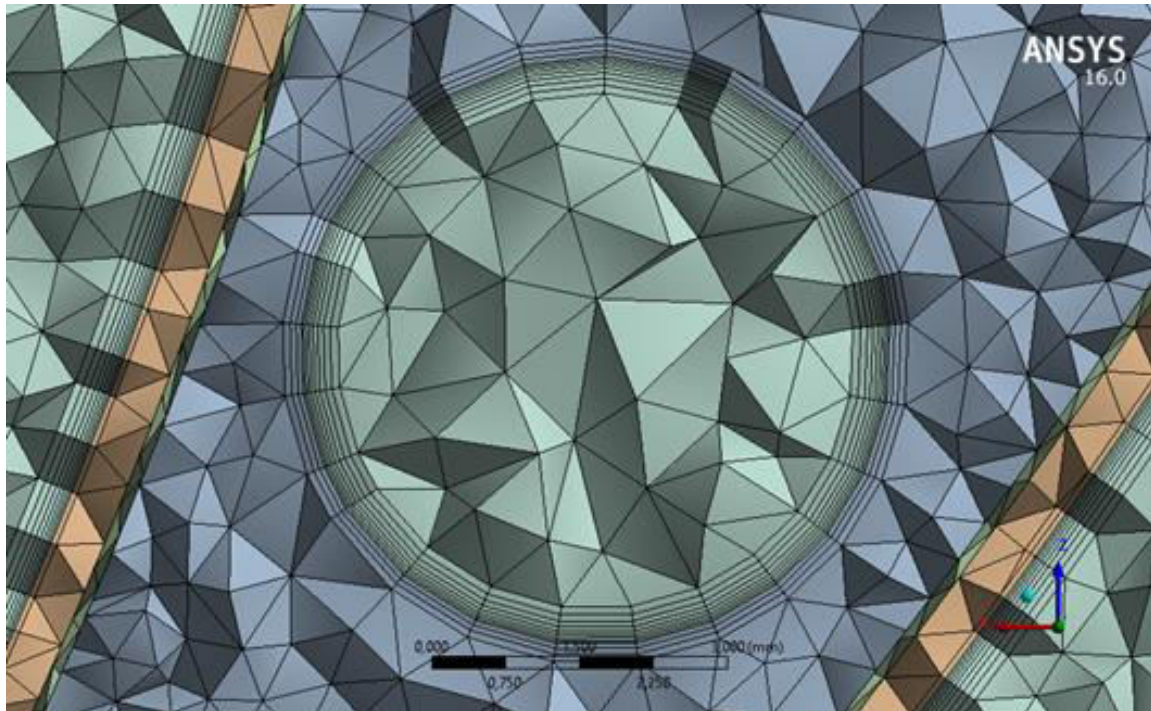


Figura 5.1 – Mesh da palheta.

Células tetragonais são aplicadas em todo o interior e exterior dos sólidos e nas regiões do fluido que estão exteriores a da região próxima a parede do sólido, células hexaédricas são utilizadas no fluido nas regiões próximas a parede do sólido. O número de elementos totais são 7.292.311, incluindo 3.611.007 no domínio fluido e 3.681.304 nos domínios dos sólidos.

Desta forma, o *mesh* foi determinado para realizar a melhor solução para o modelo, com o menor erro residual. O fator mais importante na transferência de calor entre o fluido e o sólido é o y^+ , desta forma para resolver a região da subcamada foram inseridos volumes de controle muito pequenos próximos à superfície do sólido para que as forças viscosas possuam um valor mais próximo da realidade. As propriedades de transporte, como, a viscosidade e a condutividade térmica são propriedades da temperatura.

5.1.3 Configuração do Modelo

Na configuração do modelo condições de periodicidade rotacional são aplicadas para replicar as múltiplas passagens das palhetas, isto com o objetivo de reduzir o tempo computacional. Desta maneira, o ANSYS simulou apenas uma palheta, mas os resultados desta palheta são válidos para todas as outras palhetas rotoras que formam o rotor.

Foram definidas as interfaces entre cada componente, de forma a habilitar a troca térmica entre cada material, ar/zircônia estabilizada, zircônia estabilizada/NiCrAlY, NiCrAlY/aço inoxidável.

As condições de contorno do fluido são: gás ideal como fluido de trabalho, rotação de 60 rps no sentido positivo do eixo z. Na entrada do domínio do fluido se utilizou uma vazão mássica de 0,5 kg/s com temperatura de 900°C, 1000°C, 1100°C e 1200°C e a condição de saída foi definida como aberta para o ambiente. Para o fluido de arrefecimento utilizou uma vazão referente a 4% da vazão mássica de entrada, ou seja, 0,02 kg/s com temperatura média de 400K.

As condições de contorno dos sólidos são: a zircônia estabilizada, NiCrAlY e o AISI 316 como sólidos utilizados, desta forma, entram os parâmetros encontrados na

Tabela 4.2 e na Tabela 4.3 para solucionar o modelo. Para a obtenção de uma maior acuracidade se utiliza um grau elevado na solução. O modelo de turbulência utilizado foi o SST κ - ω .

5.1.4 Resultado Numérico: Análise da Velocidade do Fluido e Análise Térmica a 900°C

A solução da análise computacional convergiu em 853 interações com 45 horas corridas de uso do computador. Os residuais da convergência para momentos em x, y, z foram da ordem 10^{-4} com exceção da continuidade da massa que foi da ordem de 10^{-5} .

A Figura 5.2 mostra os contornos relativos a distribuição da velocidade na posição de 50% da altura da palheta. Tanto o fluido externo quanto o fluido interno, ou fluido de arrefecimento estão representados na Figura 5.2. Pode-se visualizar também que o fluido externo mais o fluido interno geram uma região de alta pressão e uma região de alta velocidade, formando assim o intradorso (*pressure side*) e o extradorso (*suction side*), respectivamente.

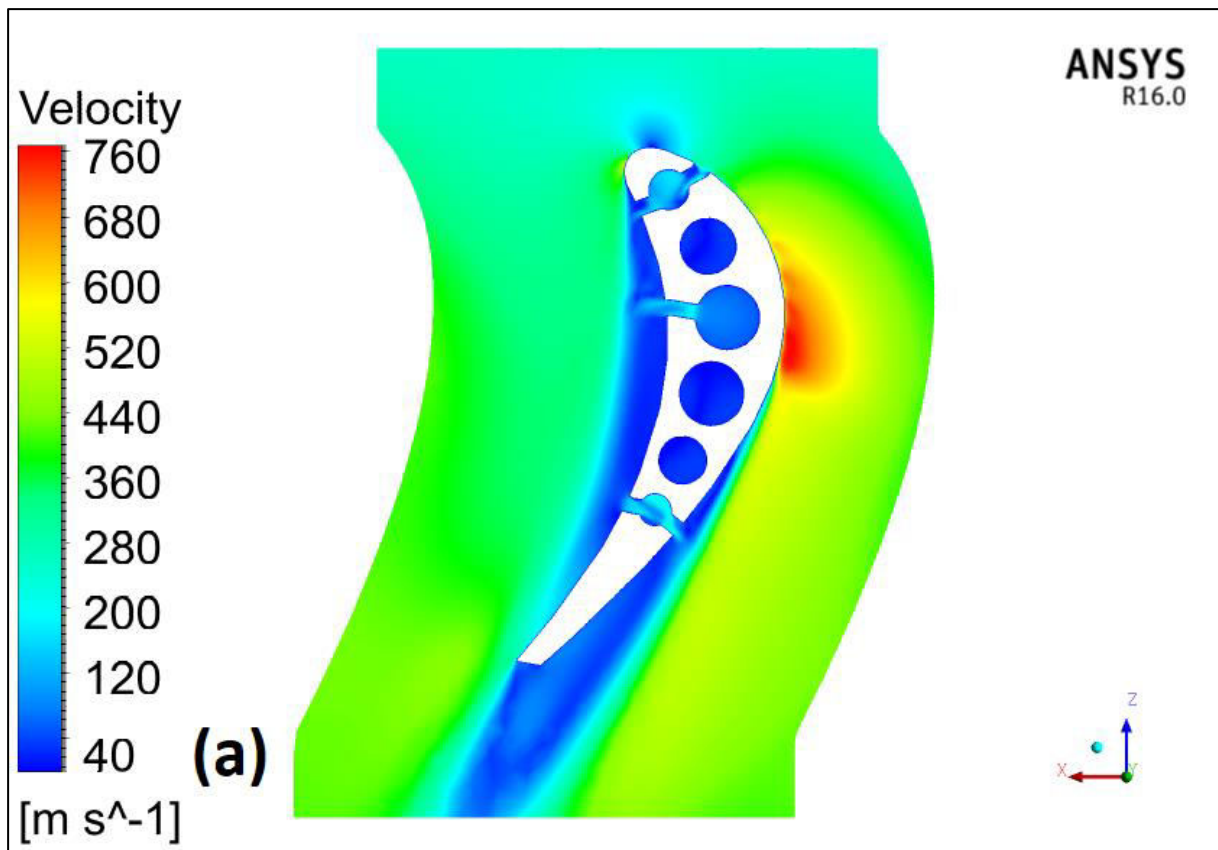


Figura 5.2 - Distribuição da velocidade do fluido externo e interno a 50% da altura da palheta (900°C)

A velocidade do fluido externo varia entre 120m/s e 767m/s. A velocidade máxima se encontra no extradorso. A velocidade é mínima no intradorso, consequentemente a pressão é maior no intradorso e menor no extradorso. A velocidade do fluido de arrefecimento varia entre 24 m/s e 282 m/s. A sua velocidade máxima se encontra na região onde o fluido de arrefecimento se mistura ao fluido externo no extradorso, e sua velocidade é mínima na região dos canais que não possuem orifícios externos laterais.

Pode-se visualizar que o fluido externo é perturbado na região onde se encontra com o fluido de arrefecimento, ou seja, região onde se misturam. A Figura 5.3 mostra com detalhes a região onde o fluido interno se encontra com o fluido externo e se misturam formando apenas um fluido. As setas mostram os vetores da velocidade do fluxo e a legenda mostra a variação da velocidade nesta região.

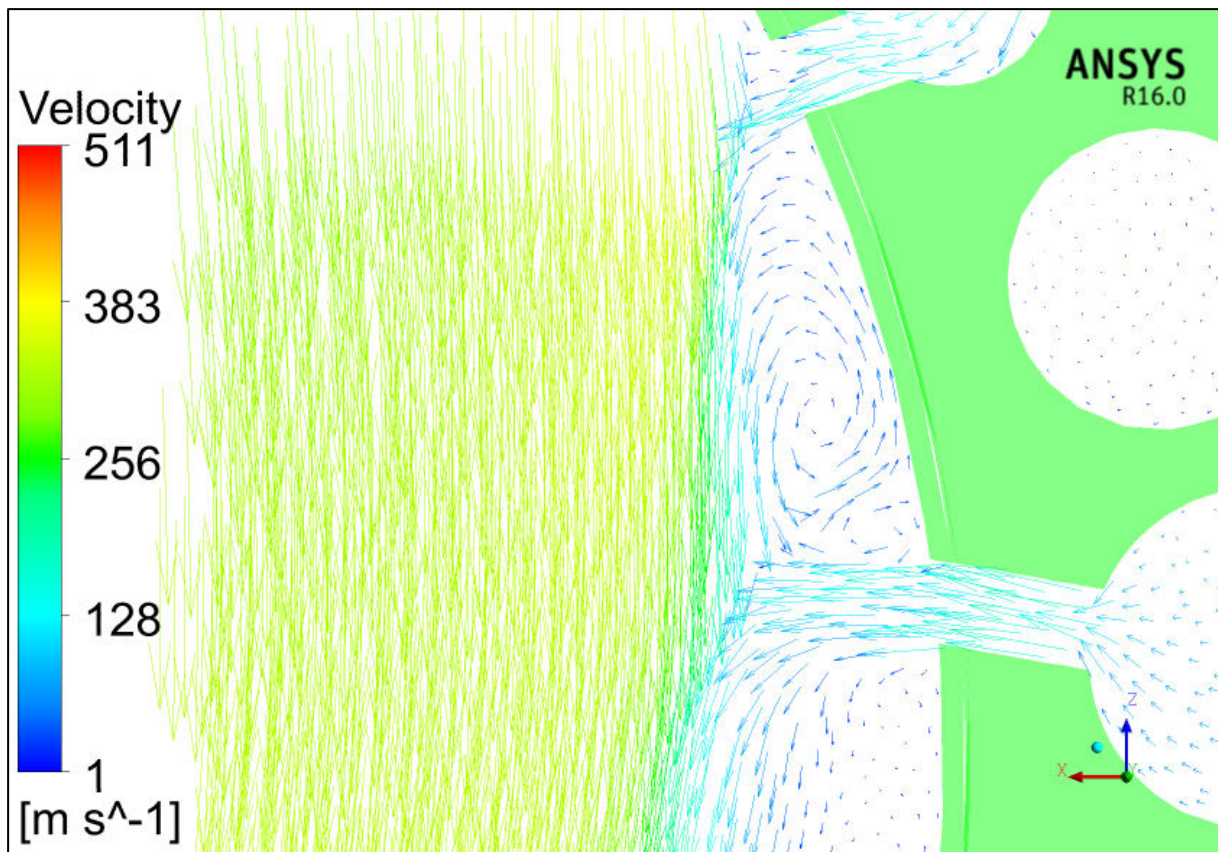


Figura 5.3 - Interação entre o fluido interno e o fluido externo (900°C)

Com relação a análise térmica, a temperatura do sólido foi determinada a partir da aproximação feita pela transferência de calor conjugada. O valor aproximado da temperatura foi determinado a partir da transferência de calor do fluido externo para o sólido, do fluido de arrefecimento para o sólido e a condução do calor no sólido.

A Figura 5.4 mostra a distribuição da temperatura na posição de 90% da altura da palheta, região que representa os maiores valores de temperatura. A distribuição de calor mostra que a maior temperatura do metal base (AISI 316) é de 673°C, a maior temperatura do *bond coat* (NiCrAlY) é de 687°C e a maior temperatura do *top coat* (YSZ) é de 739°C. A temperatura média na *top coat* é de 592°C, no *bond coat* é de 503°C e no metal base é de 479°C.

A Figura 5.5 mostra a distribuição da temperatura do AISI 316 no intradorso. Desta forma, pode-se determinar que a maior temperatura (673°C) ocorre na região superior do bordo de fuga da palheta e a menor temperatura (112°C) ocorreu na região inferior do meio da palheta, próximo à base, região onde o fluido de arrefecimento possui sua menor temperatura e maior vazão.

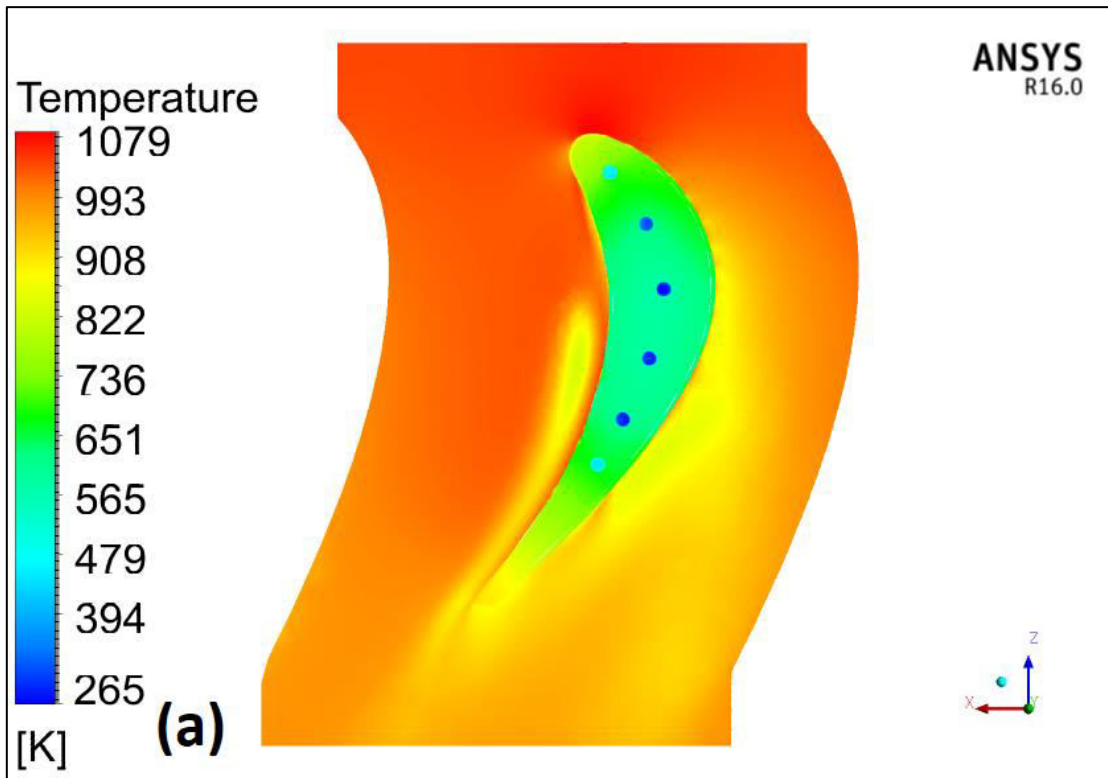


Figura 5.4 - Distribuição de Temperatura na posição de 90% da altura da palheta (900°C)

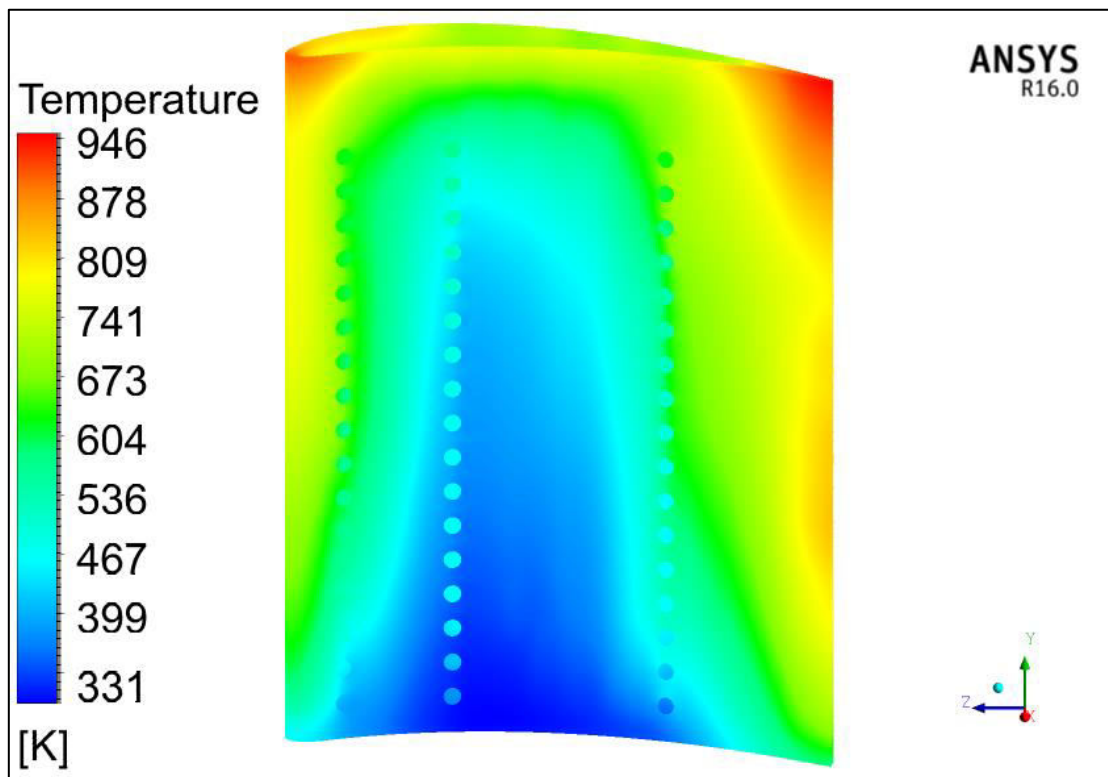


Figura 5.5 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no intradorso da palheta (900°C)

A Figura 5.6 mostra a distribuição da temperatura do AISI 316 no extradorso. Desta forma, a maior temperatura (668°C) ocorre na região superior do bordo de fuga da palheta e a menor temperatura (75°C) ocorreu na região próxima à base na região central da palheta, região de maior influência do arrefecimento. A partir das posições de maior temperatura do extradorso e do intradorso se definiu a posição onde se realizou a análise da distribuição da palheta em relação a sua altura.

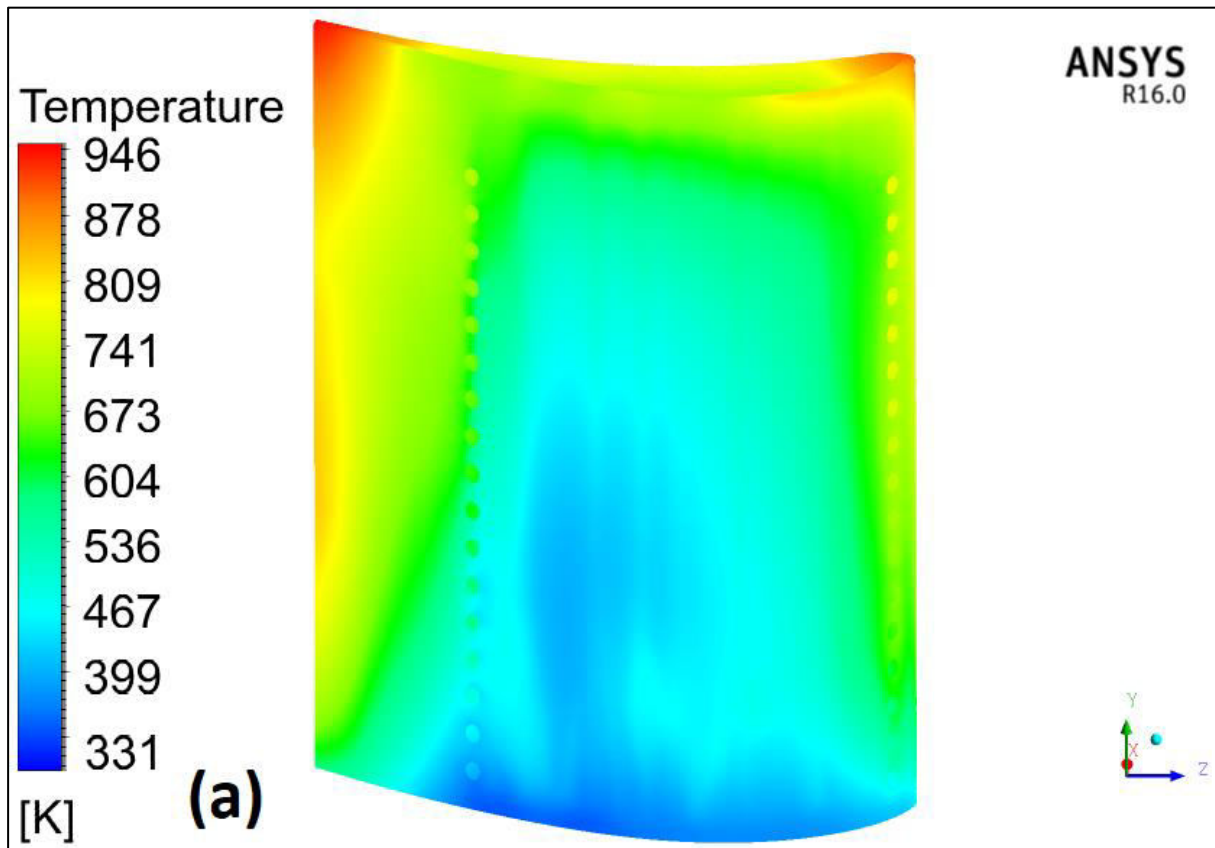


Figura 5.6 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no extradorso da palheta (900°C)

A temperatura da palheta diminui gradualmente à medida que se aproxima da base. Isso é devido ao efeito causado pelo resfriamento interno da palheta ocasionado pelo fluido de arrefecimento, o qual está em menor temperatura. O fluido de arrefecimento possui um padrão diferente do fluido que passa externamente à palheta pois a sua temperatura aumenta à medida que se aproxima na ponta da palheta. Logo, por meio desta análise, pode-se verificar que a temperatura do metal base não ultrapassou a temperatura limite de operação do seu material. A barreira térmica juntamente com o sistema de arrefecimento conseguiu reduzir aproximadamente em 113°C a temperatura do metal.

5.1.5 Resultado Numérico: Análise da Velocidade do Fluido e Análise Térmica a 1000°C

A solução da análise computacional convergiu em 730 interações com 44 horas corridas de uso do computador. Os residuais da convergência para momentos em x,y,z foram da ordem 10^{-4} com exceção da continuidade da massa que foi da ordem de 10^{-6} .

A Figura 5.7 mostra os contornos relativos a distribuição da velocidade na posição de 50% da altura da palheta. Tanto o fluido externo quanto o fluido interno, ou fluido de arrefecimento estão representados na Figura 5.7. Pode-se visualizar também que o fluido externo mais o fluido interno geram uma região de alta pressão e uma região de alta velocidade, formando assim o intradorso (*pressure side*) e o extradorso (*suction side*), respectivamente.

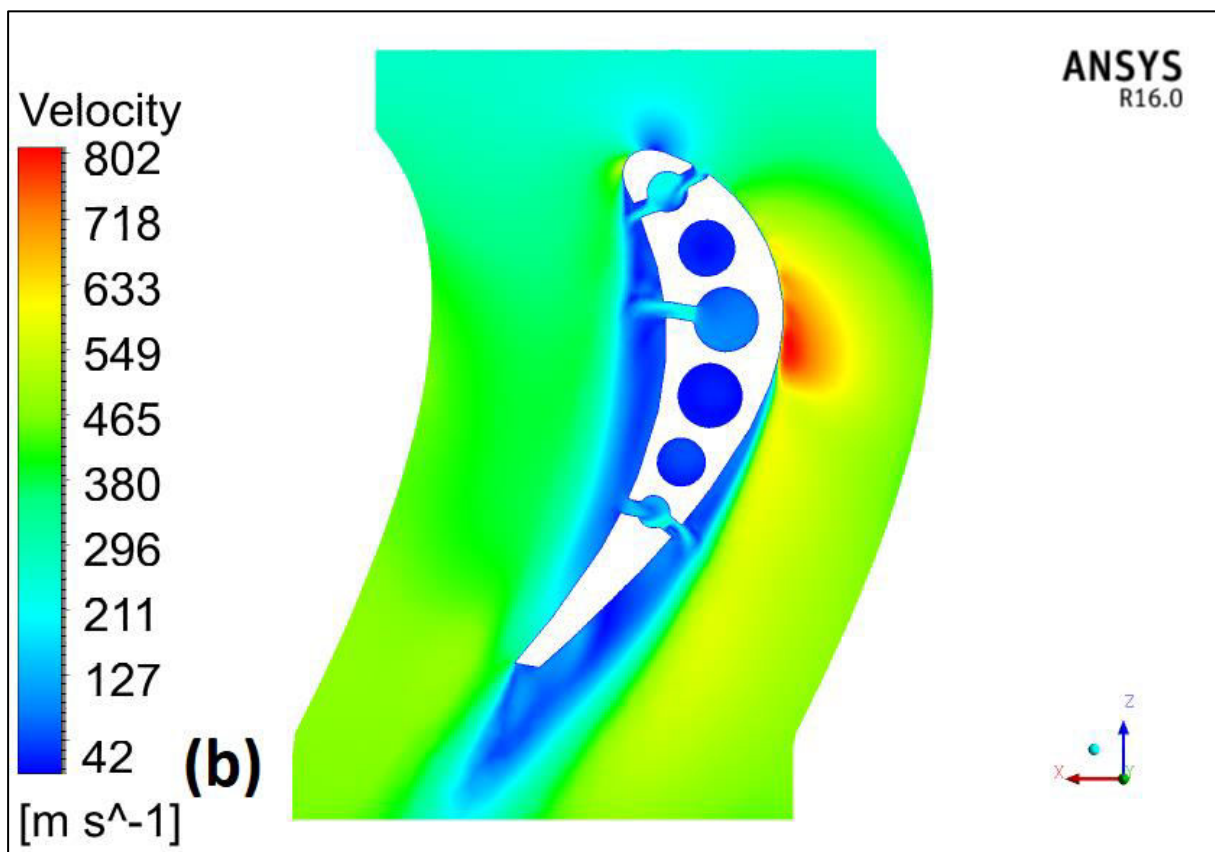


Figura 5.7 - Distribuição da velocidade do fluido externo e interno a 50% da altura da palheta (1000°C)

A velocidade do fluido externo varia entre 168m/s e 810m/s. A velocidade máxima se encontra no extradorso. A velocidade é mínima no intradorso. A velocidade do fluido de arrefecimento varia entre 24 m/s e 310 m/s. A sua velocidade máxima se encontra na região de

encontro com o fluido externo, e sua velocidade é mínima na região nos canais que não possuem orifícios externos laterais.

Pode-se visualizar que o fluido externo é perturbado na região onde se encontra com o fluido de arrefecimento, ou seja, região onde se misturam. A Figura 5.8 mostra com detalhes a região onde o fluido interno se encontra com o fluido externo e se misturam formando apenas um fluido. As setas mostram os vetores da velocidade do fluxo e a legenda mostra a variação da velocidade nesta região.

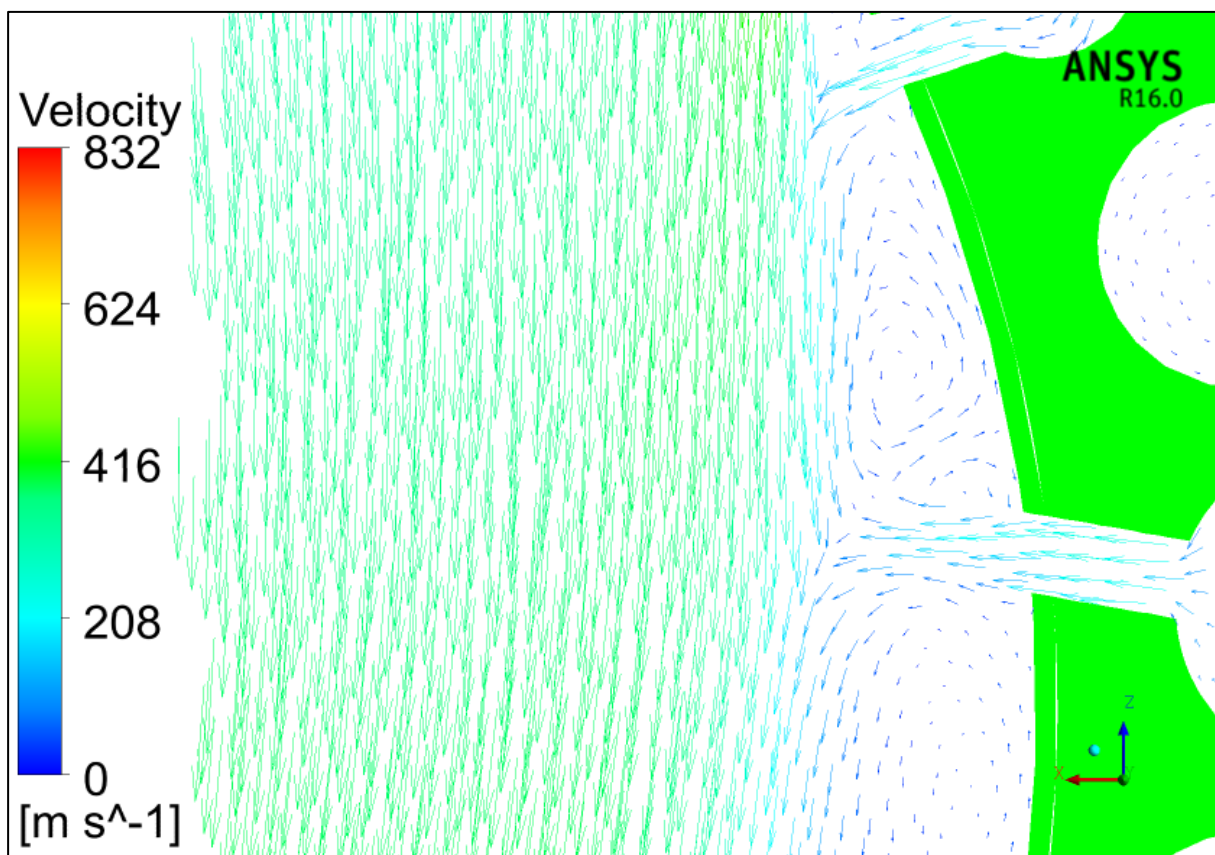


Figura 5.8 - Interação entre o fluido interno e o fluido externo (1000°C)

Para a análise térmica, a temperatura do sólido foi determinada a partir da aproximação feita pela transferência de calor conjugada, ou seja, o valor aproximado da temperatura foi determinado a partir da transferência de calor do fluido externo para o sólido, do fluido de arrefecimento para o sólido e a condução do calor no sólido.

A Figura 5.9 mostra a distribuição da temperatura na posição de 90% da altura da palheta, região que representa os maiores valores de temperatura. A distribuição de calor mostra

que a maior temperatura do metal base (AISI 316) é de 797°C, a maior temperatura do *bond coat* (NiCrAlY) é de 810°C e a maior temperatura do *top coat* (YSZ) é de 838°C. A temperatura média na *top coat* é de 773°C, no *bond coat* é de 653°C e no metal base é de 649°C.

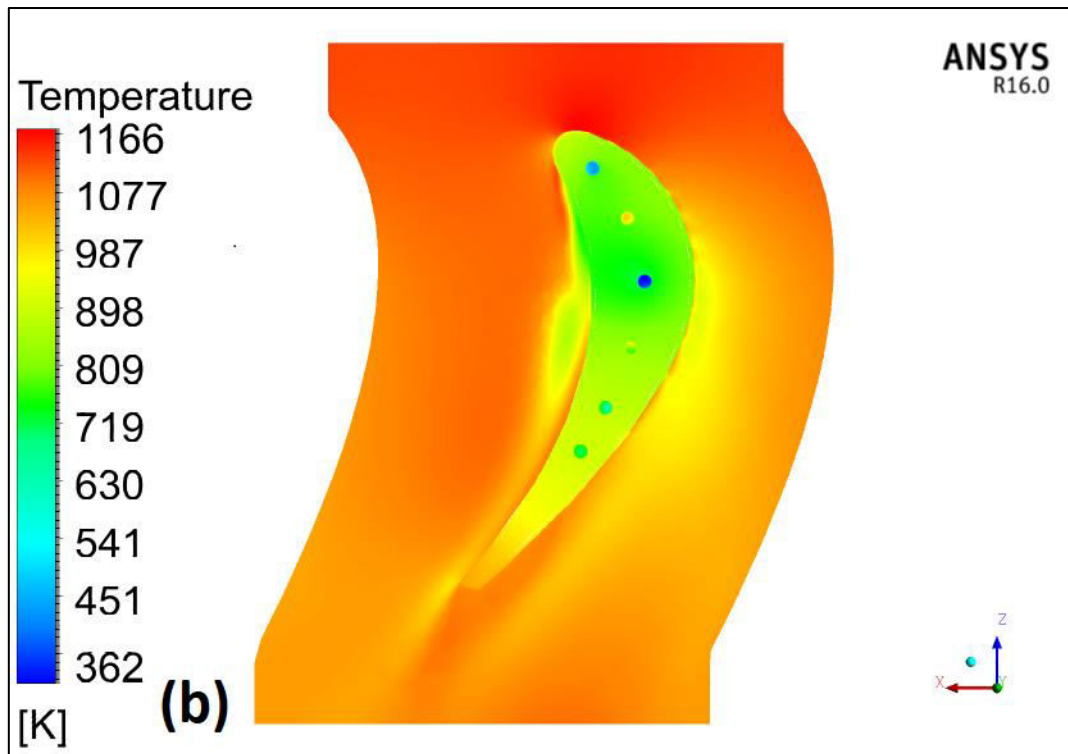


Figura 5.9 - Distribuição de Temperatura na posição de 90% da altura da palheta (1000°C)

A Figura 5.10 mostra a distribuição da temperatura do aço AISI 316 no intradorso. Desta forma, pode-se determinar que a maior temperatura (797°C) ocorre na região superior, próximo ao bordo de fuga da palheta e a menor temperatura (144°C) ocorreu na região inferior, próximo à região central da base da palheta.

Já a Figura 5.11 mostra a distribuição da temperatura do aço AISI 316 no extradorso. Desta forma, a maior temperatura (771°C) ocorre na região superior, próximo ao bordo de fuga da palheta e a menor temperatura (158°C) ocorreu na região inferior central, próxima a base da palheta. A partir das posições de maior temperatura do extradorso e do intradorso se definiu a posição onde se realizou a análise da distribuição da palheta em relação a sua altura.

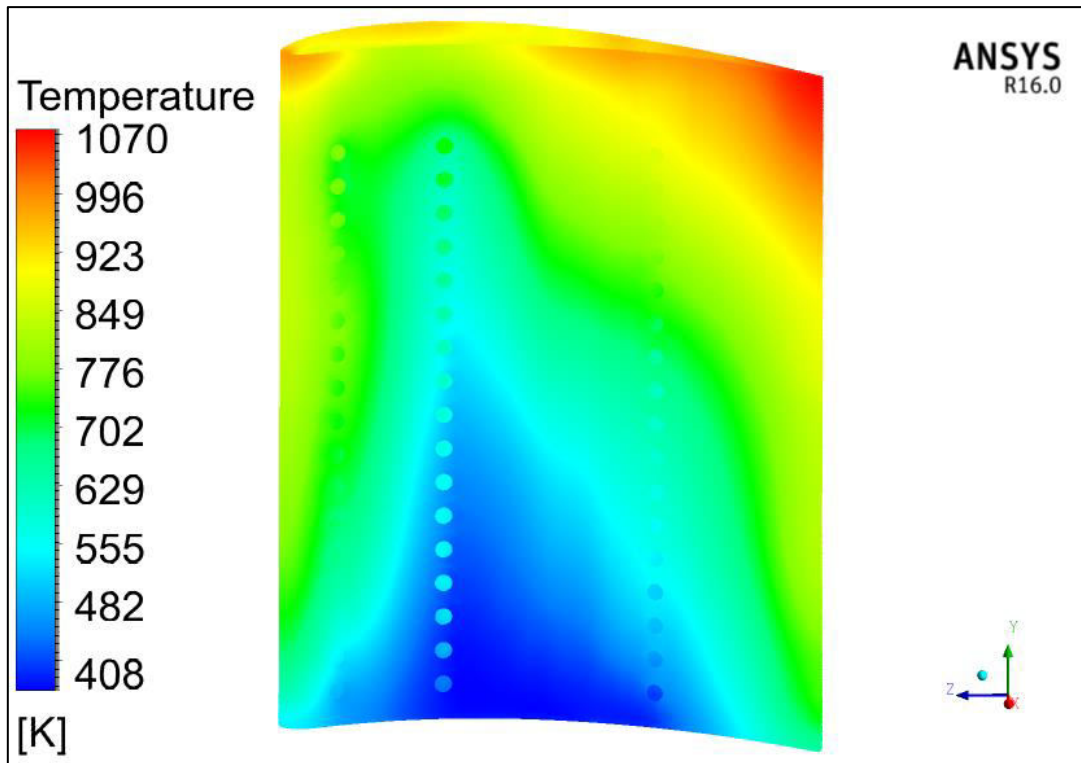


Figura 5.10 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no intradorso da palheta (1000°C)

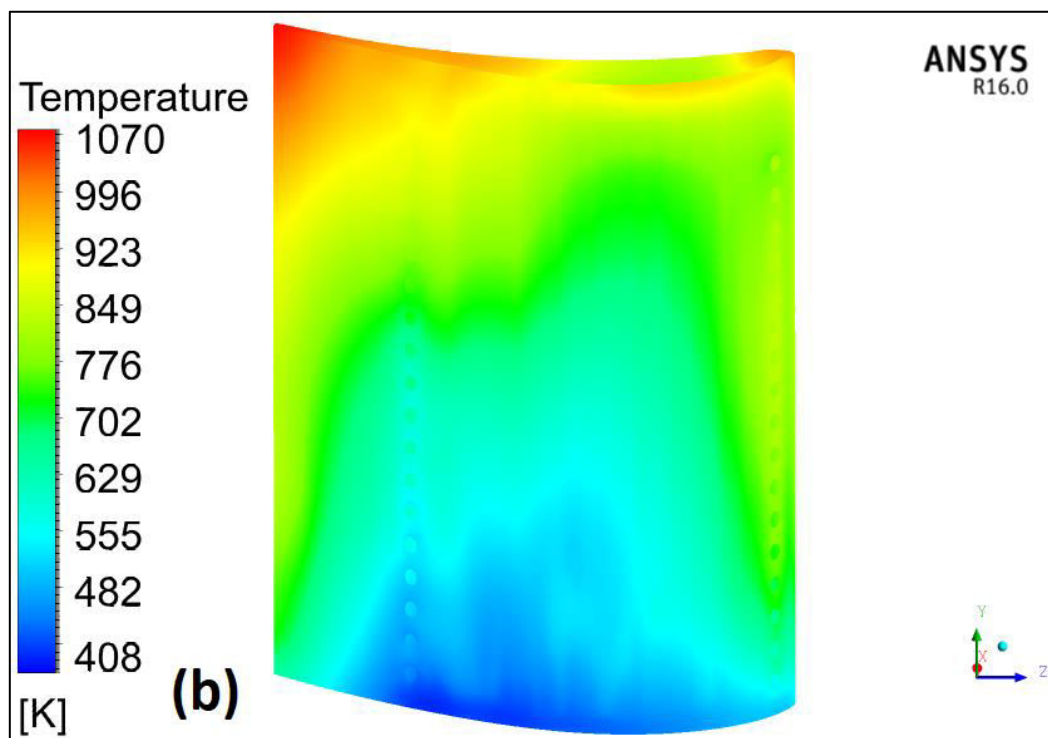


Figura 5.11 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no extradorso da palheta (1000°C)

Na análise para a temperatura de 1000°C também foi verificado que a temperatura da palheta diminui gradualmente à medida que se aproxima da base. Isso é devido ao efeito causado pelo resfriamento interno da palheta ocasionado pelo fluido de arrefecimento, o qual está em menor temperatura. O fluido de arrefecimento possui um padrão diferente do fluido que passa externamente à palheta pois a sua temperatura aumenta à medida que se aproxima na ponta da palheta. Logo, por meio desta análise, pode-se verificar que a temperatura do metal base não ultrapassou a temperatura limite de operação do seu material. A barreira térmica juntamente com o sistema de arrefecimento conseguiu reduzir aproximadamente em 123°C a temperatura do metal.

5.1.6 Resultado Numérico: Análise da Velocidade do Fluido e Análise Térmica a 1100°C

A solução da análise computacional convergiu em 902 interações com 54 horas corridas de uso do computador. Os residuais da convergência para momentos em x,y,z foram da ordem 10^{-4} com exceção da continuidade da massa que foi da ordem de 10^{-5} .

A Figura 5.12 mostra os contornos relativos à distribuição da velocidade na posição de 50% da altura da palheta, região que representa os maiores valores de velocidade. Tanto o fluido externo quanto o fluido interno, ou fluido de arrefecimento estão representados na Figura 5.12. Pode-se visualizar também que o fluido externo mais o fluido interno geram uma região de alta pressão e uma região de alta velocidade, formando assim o intradorso (*pressure side*) e o extradorso (*suction side*), respectivamente.

A velocidade do fluido externo varia entre 310m/s e 850m/s. A velocidade máxima se encontra no extradorso. A velocidade é mínima no intradorso. A velocidade do fluido de arrefecimento varia entre 24m/s e 354m/s. A sua velocidade máxima se encontra na região de mistura dos dois fluidos, e sua velocidade é mínima nos canais onde não existem orifícios externos laterais.

Pode-se visualizar que o fluido externo é perturbado na região onde se encontra com o fluido de arrefecimento, ou seja, região onde se misturam. A Figura 5.13 mostra com detalhes a região onde o fluido interno se encontra com o fluido externo e se misturam formando apenas um fluido. As setas mostram os vetores da velocidade do fluxo e a legenda mostra a variação da velocidade nesta região.

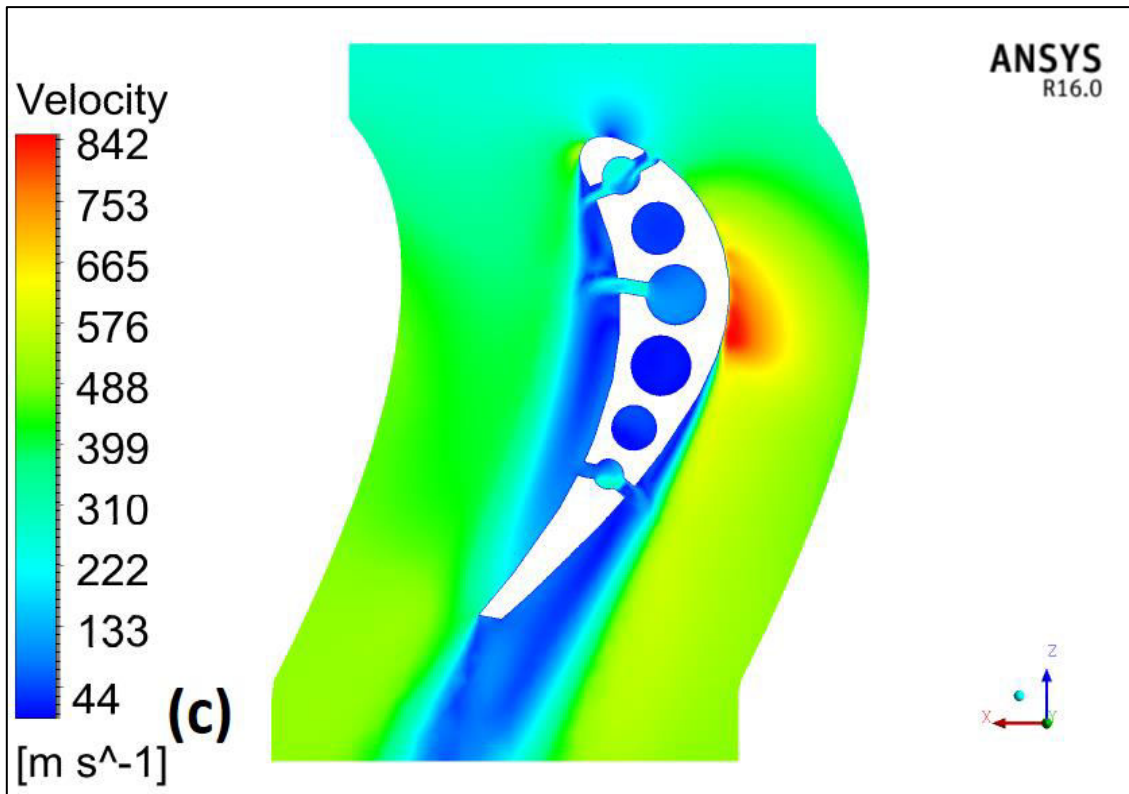


Figura 5.12 - Distribuição da velocidade do fluido externo e interno a 50% da altura da palheta (1100°C)

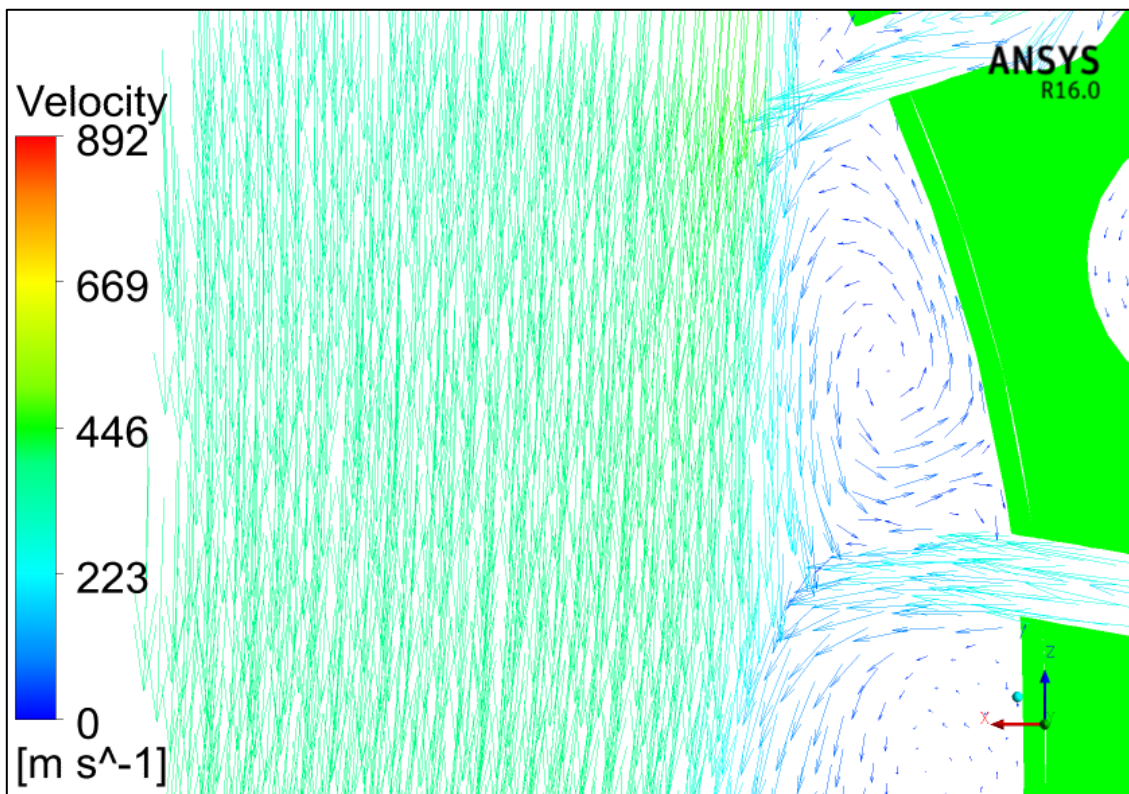


Figura 5.13 - Interação entre o fluido interno e o fluido externo (1100°C)

Para a análise térmica, a temperatura do sólido foi determinada a partir da aproximação feita pela transferência de calor conjugada, ou seja, o valor aproximado da temperatura foi determinado a partir da transferência de calor do fluido externo para o sólido, do fluido de arrefecimento para o sólido e a condução do calor no sólido.

A Figura 5.14 mostra a distribuição da temperatura na posição de 90% da altura da palheta, região que representa os maiores valores de temperatura. A distribuição de calor mostra que a maior temperatura do metal base (AISI 316) é de 842°C, a maior temperatura do *bond coat* (NiCrAlY) é de 856°C e a maior temperatura do *top coat* (YSZ) é de 919°C. A temperatura média na *top coat* é de 794°C, no *bond coat* é de 706°C e no metal base é de 665°C.

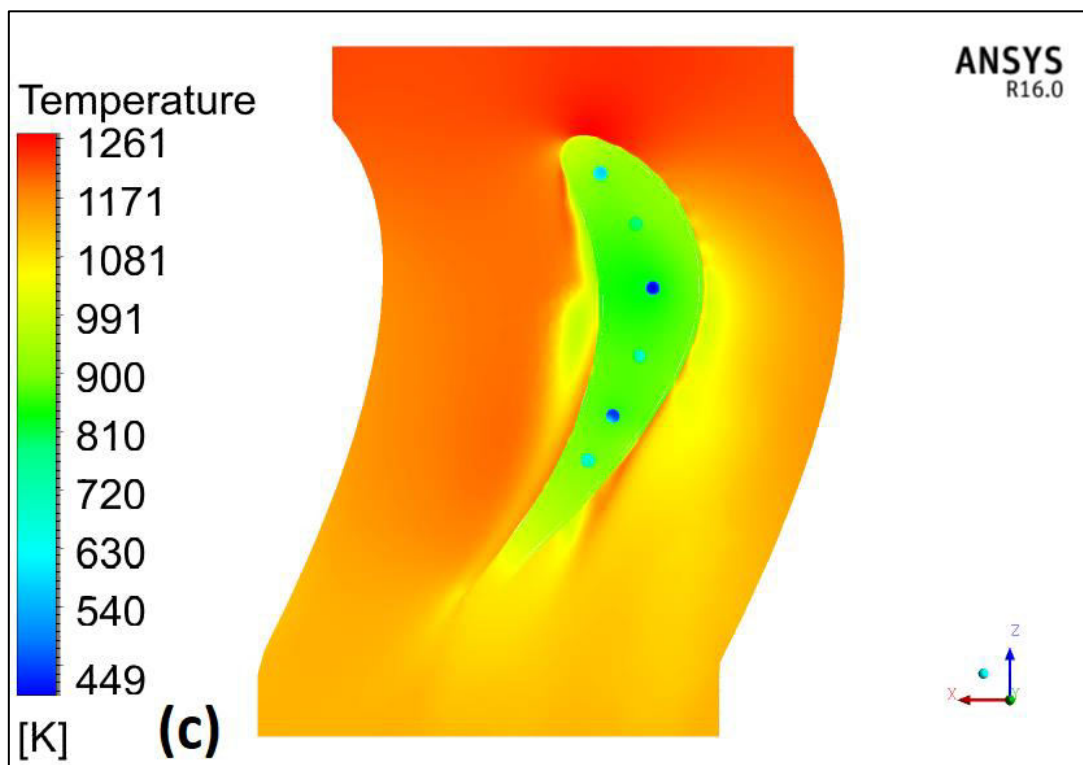


Figura 5.14 - Distribuição de Temperatura na posição de 90% da altura da palheta (1100°C)

A Figura 5.15 mostra a distribuição da temperatura do AISI 316 no intradorso. Desta forma, pode-se determinar que a maior temperatura (842°C) ocorre na região superior, próximo ao bordo de fuga da palheta e a menor temperatura (244°C) ocorreu na região inferior, próximo à base central da palheta.

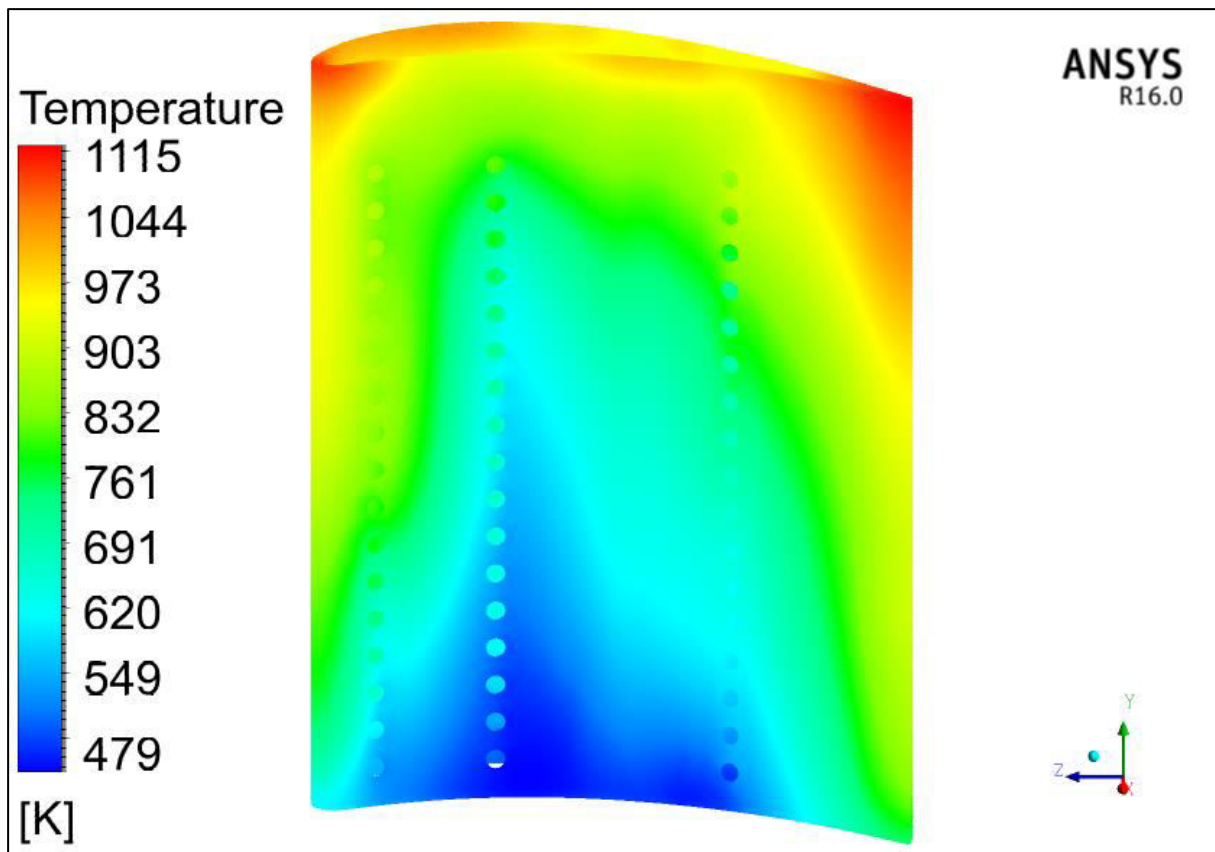


Figura 5.15 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no intradorso da palheta (1100°C)

A Figura 5.16 mostra a distribuição da temperatura do AISI 316 no extradorso. Desta forma, a maior temperatura (831°C) ocorre na região superior, próximo ao bordo de fuga da palheta e a menor temperatura (265°C) ocorreu na região inferior, próximo a base central da palheta. A partir das posições de maior temperatura do extradorso e do intradorso se definiu a posição onde se realizou a análise da distribuição da palheta em relação a sua altura.

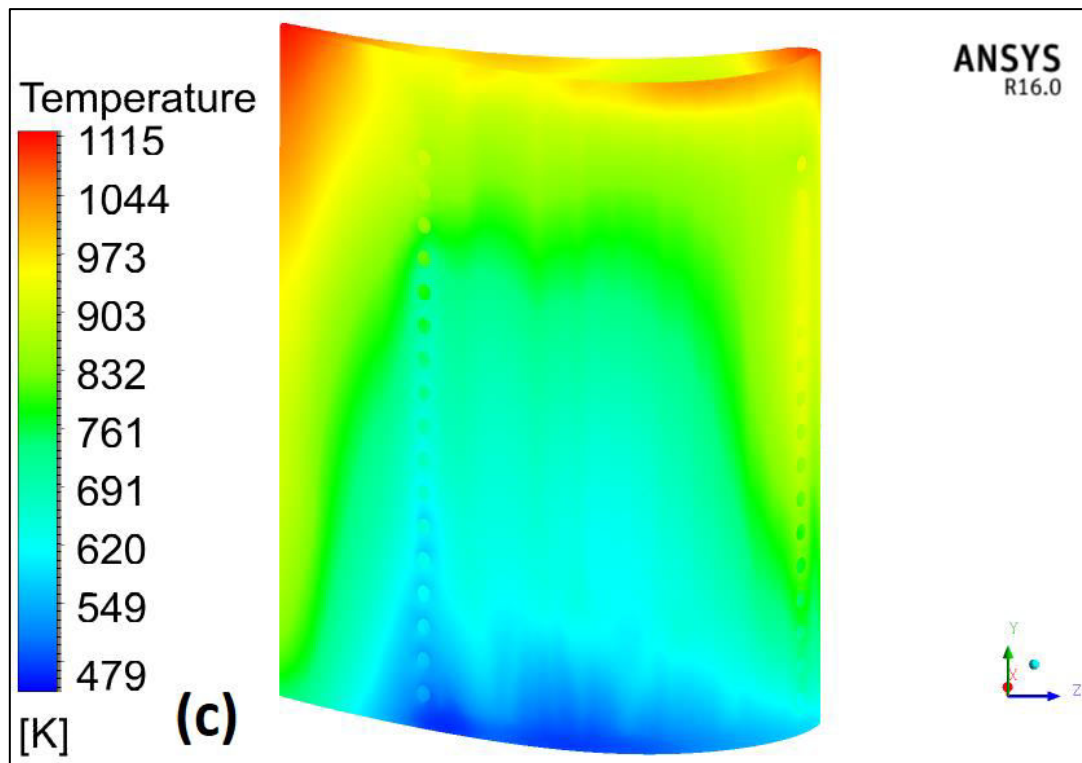


Figura 5.16 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no extradorso da palheta (1100°C)

Na análise para a temperatura de 1100°C também foi verificado que a temperatura da palheta diminui gradualmente à medida que se aproxima da base. Isso é devido ao efeito causado pelo resfriamento interno da palheta ocasionado pelo fluido de arrefecimento, o qual está em menor temperatura. O fluido de arrefecimento possui um padrão diferente do fluido que passa externamente à palheta pois a sua temperatura aumenta à medida que se aproxima na ponta da palheta. Logo, por meio desta análise, pode-se verificar que a temperatura do metal base não ultrapassou a temperatura limite de operação do seu material. A barreira térmica juntamente com o sistema de arrefecimento conseguiu reduzir aproximadamente em 129°C a temperatura do metal.

5.1.7 Resultado Numérico: Análise da Velocidade do Fluido e Análise Térmica a 1200°C

A solução da análise computacional convergiu em 1037 interações com 62 horas corridas de uso do computador. Os residuais da convergência para momentos em x,y,z foram da ordem 10^{-4} com exceção da continuidade da massa que foi da ordem de 10^{-5} .

A Figura 5.17 mostra os contornos relativos a distribuição da velocidade na posição de 50% da altura da palheta. Tanto o fluido externo quanto o fluido interno, ou fluido de

arrefecimento estão representados na Figura 5.17. Pode-se visualizar também que o fluido externo mais o fluido interno geram uma região de alta pressão e uma região de alta velocidade, formando assim o intradorso (*pressure side*) e o extradorso (*suction side*), respectivamente.

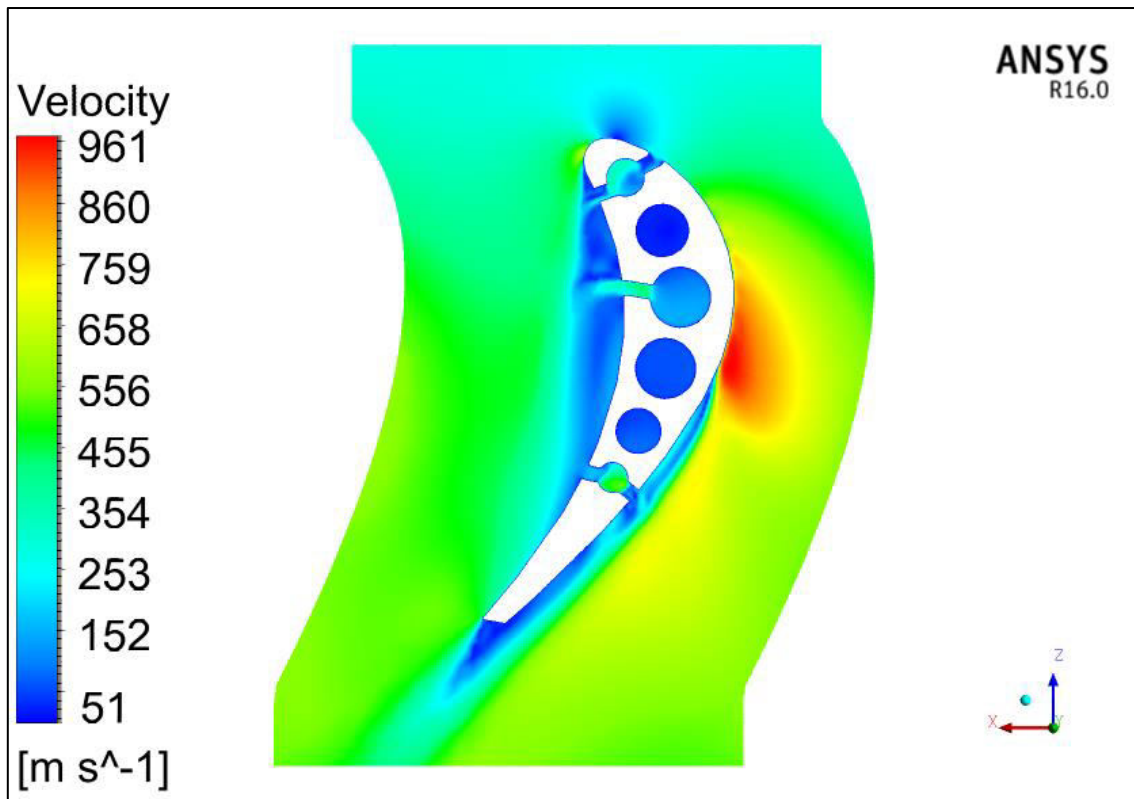


Figura 5.17 - Distribuição da velocidade do fluido externo e interno a 50% da altura da palheta (1200°C)

A velocidade do fluido externo varia entre 420m/s e 960m/s. A velocidade máxima se encontra no extradorso. A velocidade é mínima no intradorso. A velocidade do fluido de arrefecimento varia entre 24m/s e 442m/s. A sua velocidade máxima se encontra na região da mistura dos fluidos internos e externos, e sua velocidade é mínima nos canais onde não se tem orifícios externos laterais.

Pode-se visualizar que o fluido externo é perturbado na região onde se encontra com o fluido de arrefecimento, ou seja, região onde se misturam. A Figura 5.18 mostra com detalhes a região onde o fluido interno se encontra com o fluido externo e se misturam formando apenas um fluido. As setas mostram os vetores da velocidade do fluxo e a legenda mostra a variação da velocidade nesta região.

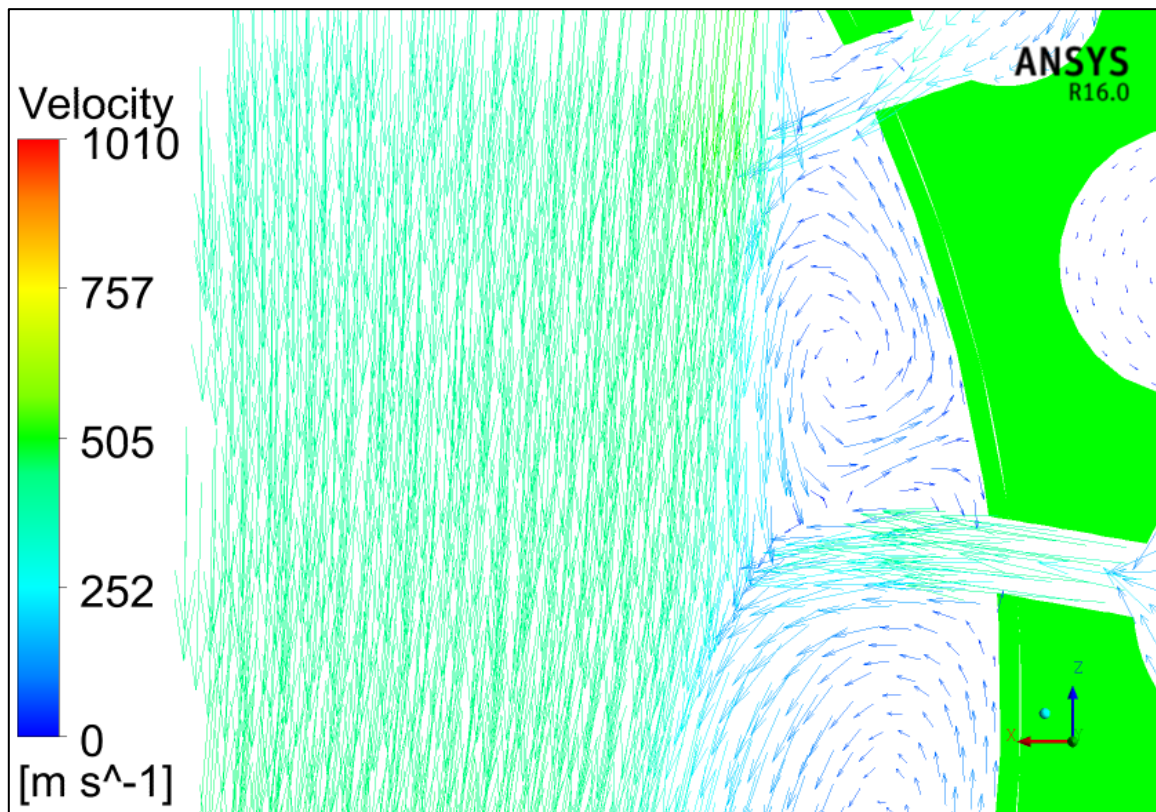


Figura 5.18 - Interação entre o fluido interno e o fluido externo (1200°C)

Para a análise térmica a 1200°C, a temperatura do sólido foi determinada a partir da aproximação feita pela transferência de calor conjugada, ou seja, o valor aproximado da temperatura foi determinado a partir da transferência de calor do fluido externo para o sólido, do fluido de arrefecimento para o sólido e a condução do calor no sólido.

A Figura 5.19 mostra a distribuição da temperatura na posição de 90% da altura da palheta, região que representa os maiores valores de temperatura. A distribuição de calor mostra que a maior temperatura do metal base (AISI 316) é de 953°C, a maior temperatura do *bond coat* (NiCrAlY) é de 976°C e a maior temperatura do *top coat* (YSZ) é de 1036°C. A temperatura média na *top coat* é de 897°C, no *bond coat* é de 779°C e no metal base é de 762°C.

Já a Figura 5.20 mostra a distribuição da temperatura do AISI 316 no intradorso. Desta forma, pode-se determinar que a maior temperatura (953°C) ocorre na região superior, próxima ao bordo de fuga da palheta e a menor temperatura (270°C) ocorreu na região inferior, próximo à base central da palheta.

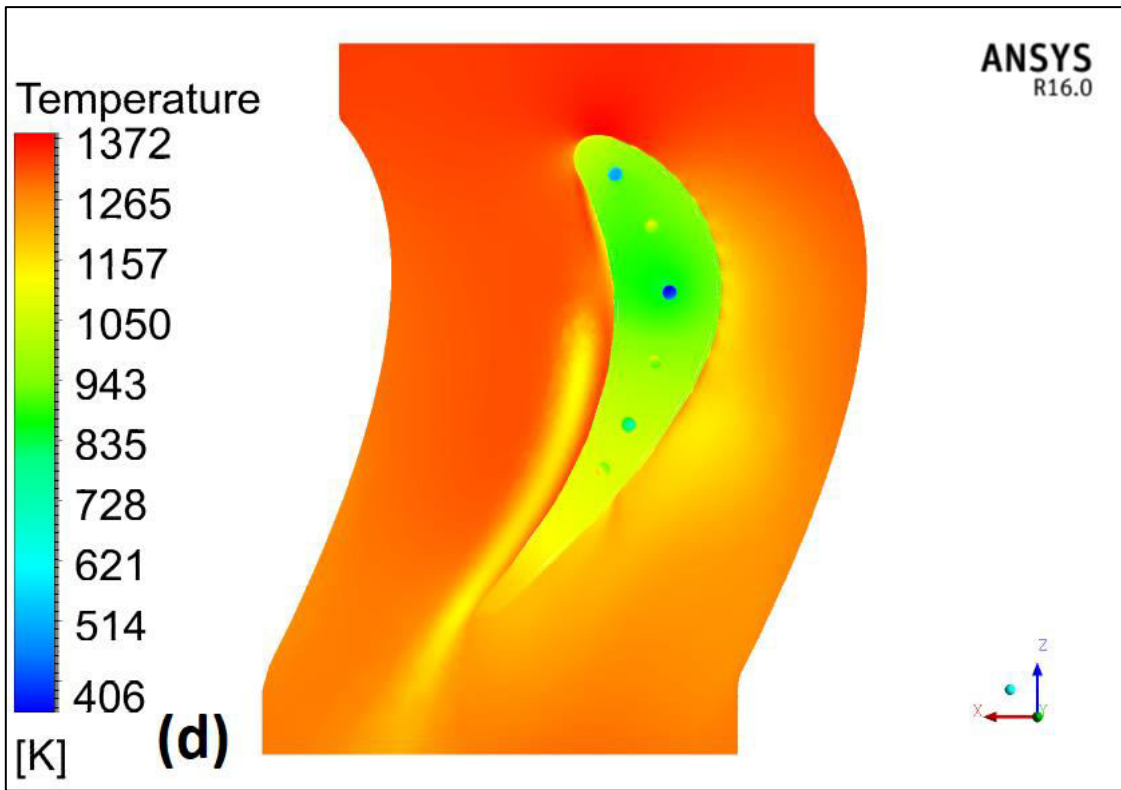


Figura 5.19 - Distribuição de Temperatura na posição de 90% da altura da palheta (1200°C)

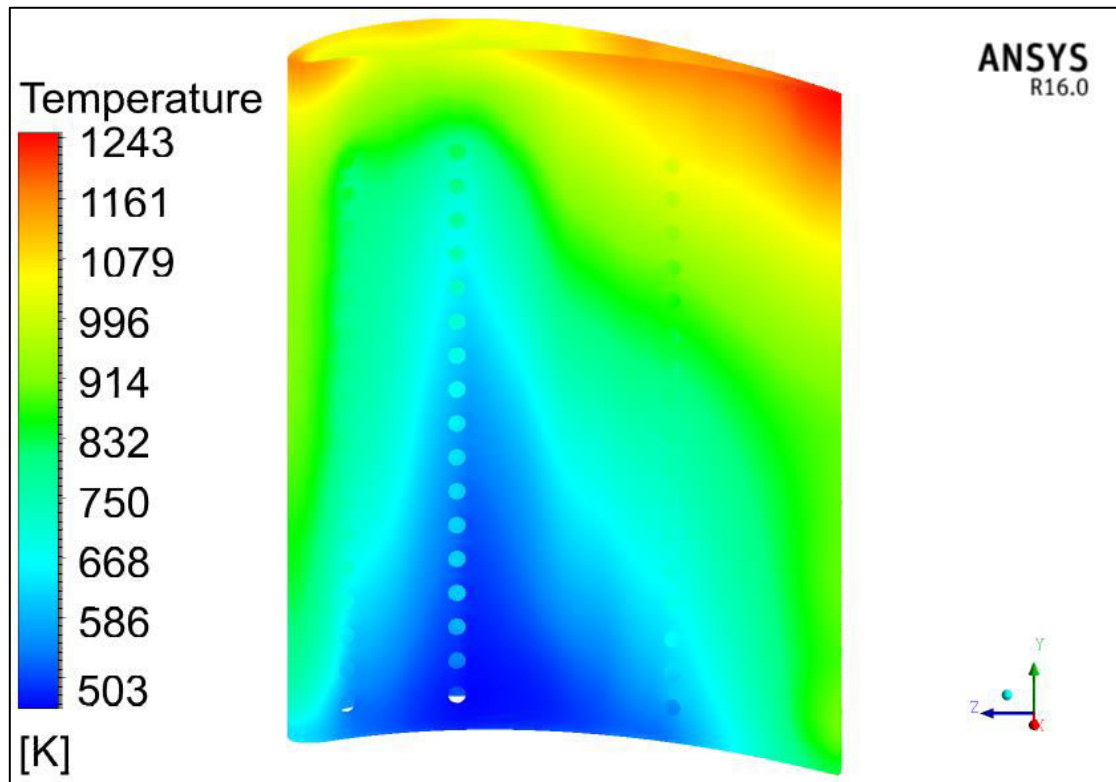


Figura 5.20 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no intradorso da palheta (1200°C)

A Figura 5.21 mostra a distribuição da temperatura do AISI 316 no extradorso. Desta forma, a maior temperatura (934°C) ocorre na região superior, próximo ao bordo de fuga da palheta e a menor temperatura (293°C) ocorreu na região inferior, próximo à base central da palheta. A partir das posições de maior temperatura do extradorso e do intradorso se definiu a posição onde se realizou a análise da distribuição da palheta em relação a sua altura.

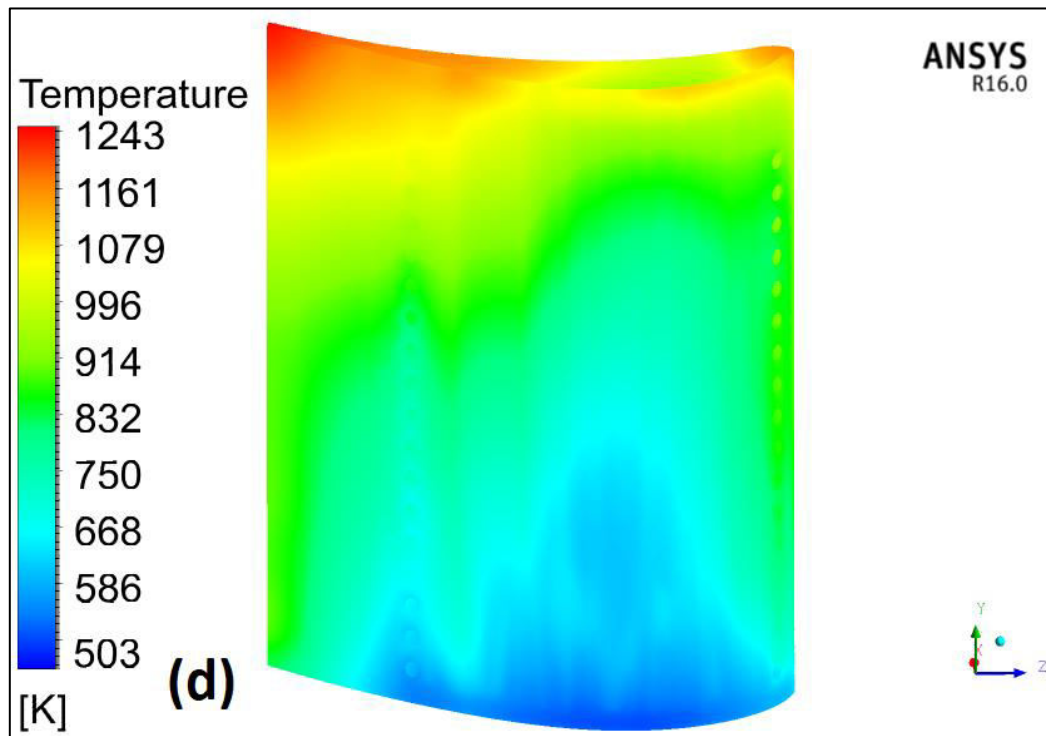


Figura 5.21 - Distribuição da Temperatura no Metal Base no extradorso da palheta (1200°C)

A temperatura da palheta diminui gradualmente à medida que se aproxima da base da palheta, isso devido a menor temperatura do fluido de arrefecimento, pois a sua temperatura aumenta no sentido contrário, à medida que se aproxima na ponta da palheta.

Desta forma, pode-se verificar que a temperatura do metal base ultrapassou a temperatura limite de operação do seu material em 83°C na região superior, próxima ao bordo de fuga, em regiões distantes, próximas a base da palheta, a temperatura não ultrapassa esse limite de operação. A barreira térmica juntamente com o sistema de arrefecimento conseguiu diminuir aproximadamente em 130°C a temperatura do metal.

5.1.8 Verificação e Validação

Para validar a metodologia utilizada a palheta foi simulada sem revestimento, e se manteve as condições de contorno. Desta forma, a validação e verificação da simulação do modelo *shear stress transport* (SST) aliado ao CHT foi baseada na comparação dos valores encontrados nessa simulação com a base de dados do experimento C3X realizado pelo Hylton (1983). Os valores de temperatura da simulação e da base de dados foram normalizados $\left(\frac{T_s-T_r}{T_i-T_r}\right)$.

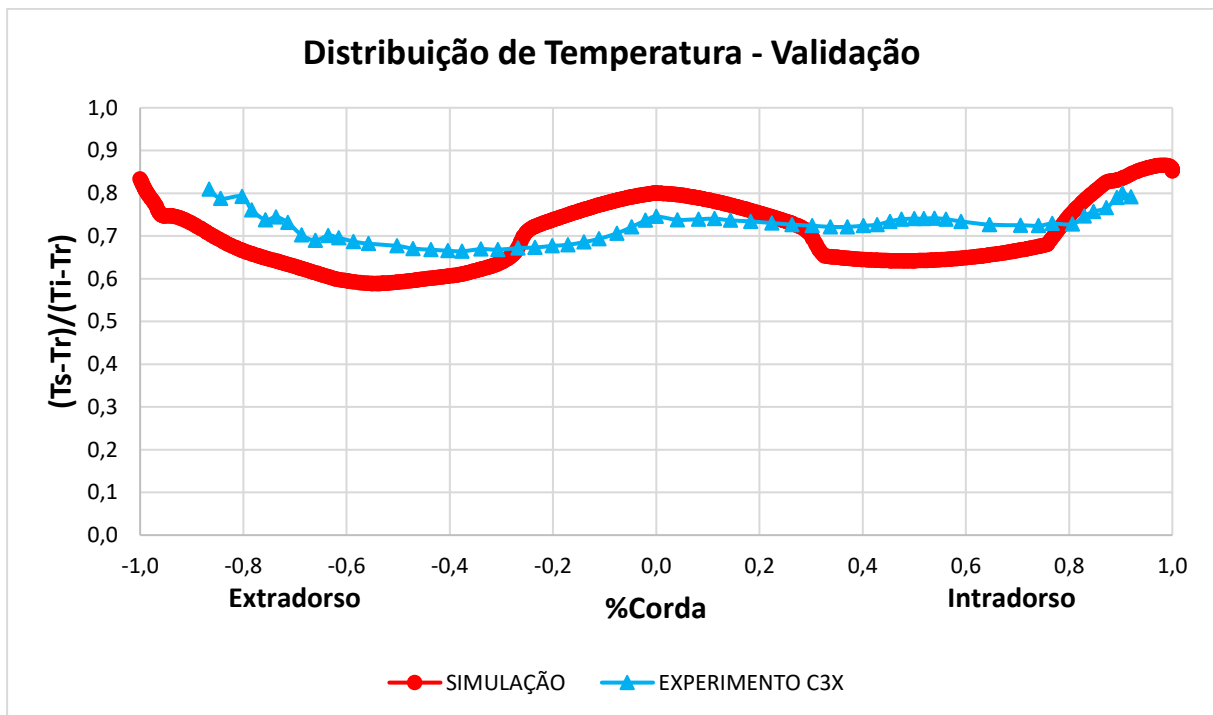


Figura 5.22 - Validação dos Resultados pela Distribuição de Temperatura

A partir da Figura 5.22, pode-se notar que o maior erro foi de 10% em relação a distribuição de temperatura da simulação e dos dados experimentais. Em adição, a distribuição de temperatura calculada foi superior em comparação aos dados experimentais, entretanto, na região central essa distribuição foi inferior. Desta forma, os resultados da simulação encontrados apresentam boa confiabilidade.

5.2 Estimativa das Tensões na Palheta

A análise da vida útil é baseada no Capítulo 3.2.6 se utiliza a distribuição da pressão e da temperatura dada pela solução numérica. Importam-se a solução do comportamento do fluido sobre a palheta e essa solução se torna as condições de iniciais e de contorno da análise estrutural. A base da palheta é fixada e a rotação foi inserida no modelo. Estes dados são utilizados na estimativa da vida útil, onde são inseridos nas equações (3.1) a (3.3).

A distribuição da tensão calculada é mostrada nas Figura 5.23 a Figura 5.26. Os maiores valores da tensão de Von Misses ocorrem próximo a base da palheta (região do revestimento) com valores de 333,92 MPa, 334,32 MPa, 334,58 MPa e 335,57 MPa, para as temperaturas de 900°C, 1000°C, 1100°C e 1200°C, respectivamente. Desta maneira, esta região será mais susceptível a fadiga termomecânica e também susceptível a uma possível origem da trica do revestimento, ocasionando uma falha no revestimento. As regiões de maior temperatura, ou seja, as regiões mais próximas ao topo da palheta estão mais sujeitas a fratura por fluência.

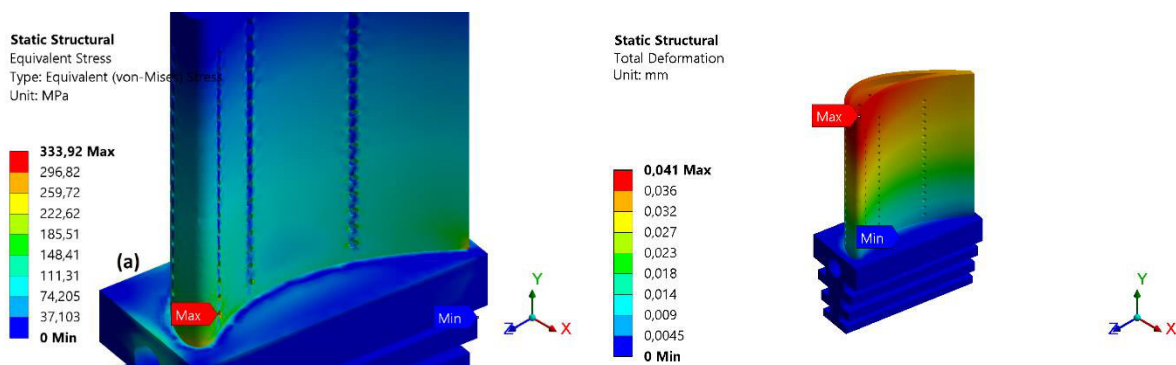


Figura 5.23 - Distribuição da Tensão e Deformação (900°C)

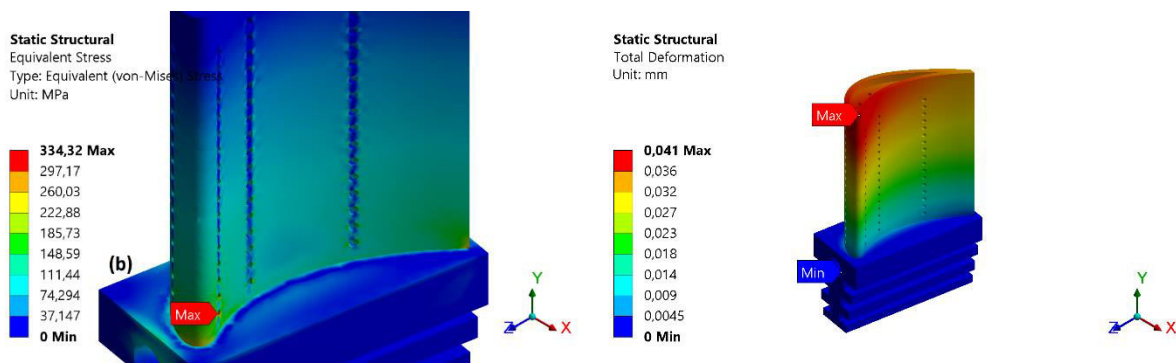


Figura 5.24 - Distribuição da Tensão e Deformação (1000°C)

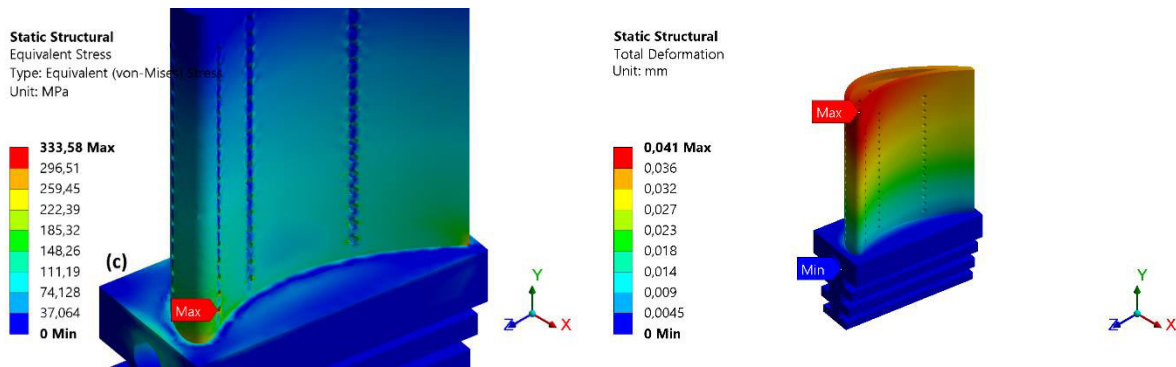


Figura 5.25 - Distribuição da Tensão e Deformação (1100°C)

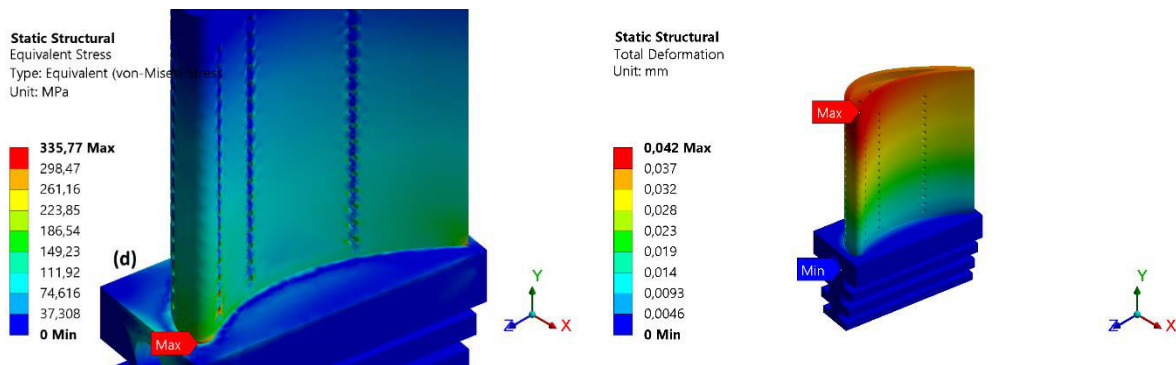


Figura 5.26 - Distribuição da Tensão e Deformação (1200°C)

A partir da análise da deformação pode-se verificar que a palheta sofrerá uma torção e um alongamento no sentido de “y” do plano cartesiano.

5.3 Análise Experimental: Fabricação das palhetas

Primeiramente as palhetas foram usinadas para que obtenham o formato desejável. As peças foram produzidas por usinagem. Posteriormente as palhetas foram revestidas por meio do processo de aspersão térmica.

5.3.1 Usinagem da Palheta 01

A primeira palheta foi feita pelos seguintes processos: usinagem da base, usinagem do aerofólio e soldagem. Na usinagem da base (Figura 5.27) foram feitos rasgos, com uma fresa de 4 mm a fim de fazer a região de fixação da palheta. Foi feito também uma furação na base, com uma broca de 10 mm, para a entrada do fluido de arrefecimento. Por último foi feito um rebaixo, com uma fresa de 4 mm, para a passagem de ar e para o encaixe da parte superior, ou seja, o aerofólio.

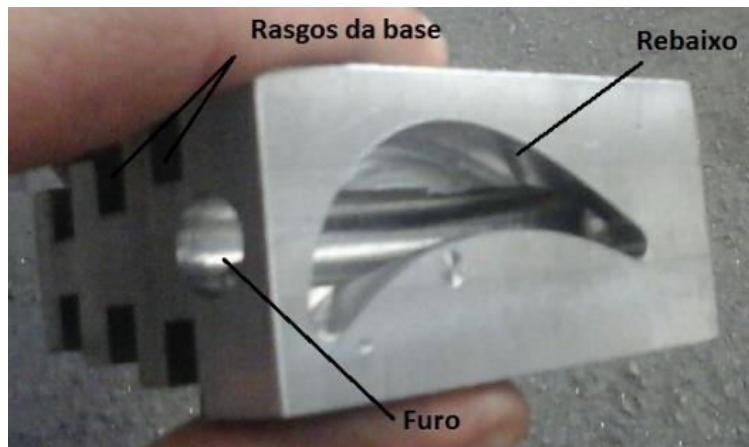


Figura 5.27 - Base da Palheta 01

Na usinagem do aerofólio foi usado fresa de 30 mm para obter o perfil do aerofólio (Figura 5.28 (a)). Após esse processo foi feito o encaixe na parte inferior do aerofólio para o mesmo encaixar na base (Figura 5.28 (b)). Desta forma, as duas partes da palheta podem se encaixar de forma correta (Figura 5.28 (c)), auxiliando no processo de soldagem e sem modificar o projeto inicial.

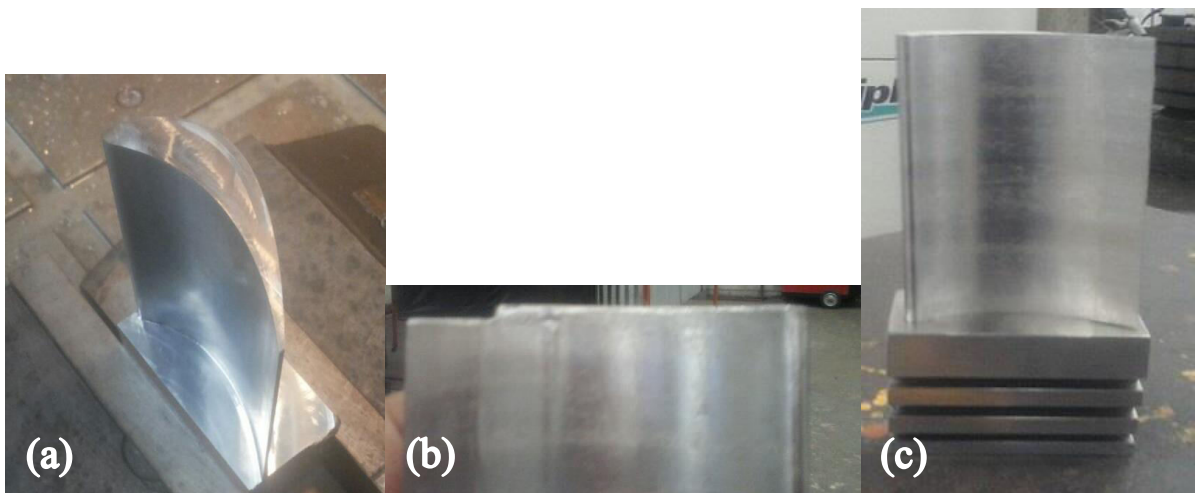


Figura 5.28 - (a) Fresa do Aerofólio, (b) Encaixe do Aerofólio na Base e (c) Visualização do Encaixe

Posteriormente, o aerofólio foi furado (Figura 5.29) em certos pontos por brocas de 4 mm, 6 mm e 8 mm. Esses furos são os canais do sistema de resfriamento da palheta.



Figura 5.29 - Furação dos Canais de Resfriamento

Assim a palheta foi furada (Figura 5.30) com broca de 2 mm para formar os canais responsáveis pela criação do *film cooling*.



Figura 5.30 - Furação dos Canais de Formação do *Film Cooling*

Com a base concluída e o aerofólio parcialmente pronto foi feita a solda para unir a base ao aerofólio. A solda foi feita pelo processo TIG com arame específico para soldar aço inoxidável AISI 316. Assim, o topo da peça foi fresado com fresa de 2 mm e furada com broca de 2 mm (Figura 5.31), finalizando o processo de usinagem.

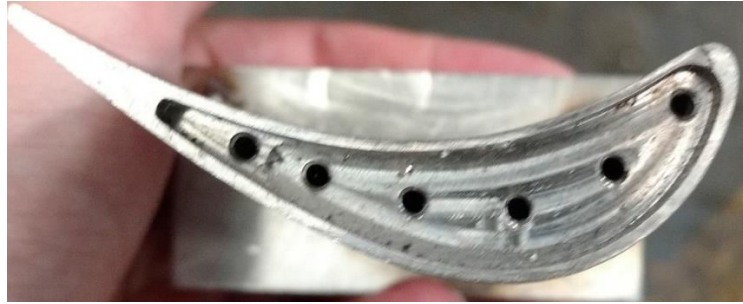


Figura 5.31 - Último Processo

Desta forma, a primeira palheta pode ser visualizada na Figura 5.32.

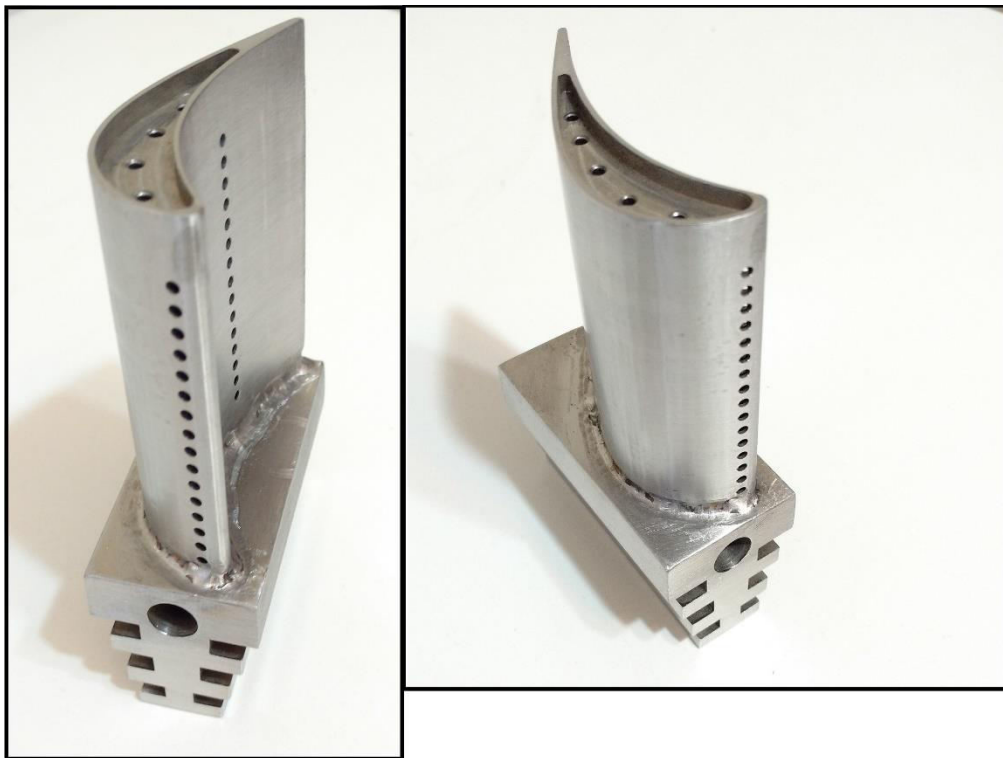


Figura 5.32 – Palheta 01 Completa

5.3.2 Usinagem da Palheta 02

A fim de não utilizar o processo de soldagem devido as suas complicações triviais, a segunda peça foi feita por meio dos seguintes processos: usinagem do aerofólio e da base e o embuchamento.

Primeiramente, usinou-se o aerofólio com fresa de 30 mm (Figura 5.33 (a)). Os canais de resfriamento foram feitos com brocas de 6 mm 4 mm e 8 mm. A base foi feita com fresas de

3 mm e 4 mm e o canal de entrada do fluido de arrefecimento com broca de 10 mm (Figura 5.33 (b)).



Figura 5.33 – (a) Usinagem do Aerofólio e (b) Furos de Resfriamento

Assim, foi usinado pinos com raios específicos para encaixar nos furos superiores de resfriamento. A peça foi aquecida para dilatar e os pinos foram encaixados por pressão (Figura 5.34). Posteriormente, o topo da peça foi usinado com fresa de 2 mm, e subsequentemente foram feitos os furos superiores com broca de 2 mm e os furos laterais com a mesma broca. Deste modo a peça está finalizada e pode ser visualizada na Figura 5.35.



Figura 5.34 - Embuchamento

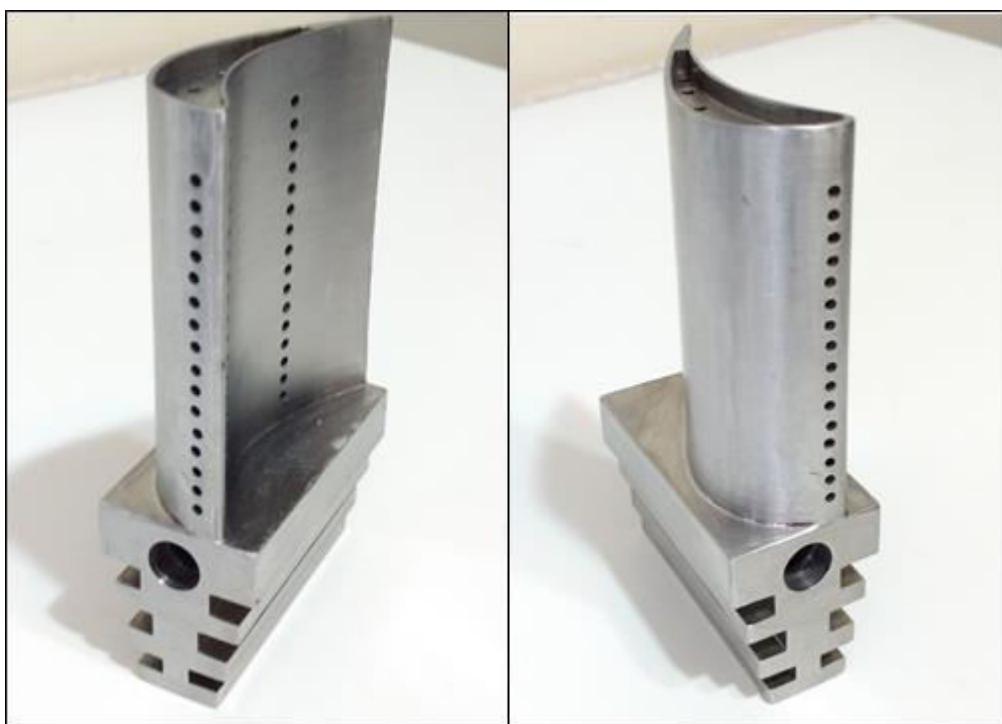


Figura 5.35 - Peça 02 Completa

5.4 Caracterização da Palheta

A palheta foi caracterizada em um espectroscópio por emissão de luz. Essa caracterização foi feita a fim de revelar os elementos presentes no metal da palheta, a Tabela 5.1 mostra os elementos encontrados na palheta sem o revestimento.

Tabela 5.1 - Elementos Químicos presentes no substrato da Palheta

Elemento Químico	Porcentagem (%)	Elemento Químico	Porcentagem (%)
Ferro (Fe)	63,2	Cromo (Cr)	18,7
Carbono (C)	0,04	Níquel (Ni)	12,7
Manganês (Mn)	1,86	Molibdênio (Mo)	2,33

Os elementos químicos apresentados na Tabela 5.1 são os elementos majoritários presentes no material, entretanto encontraram-se resquícios de titânio, vanádio, tungstênio, nióbio, entre outros.

A Figura 5.36 mostra a micrografia do aço inoxidável austenítico após o ataque eletrolítico com ácido oxálico a 10% a 10,3V e 10A por 1 minuto, com a sua microestrutura característica, formada pela presença de grãos com contornos delineados e com presença de maclas, característicos da fase austenítica. É possível visualizar também riscos mais escuros que são possíveis marcas de deformação.

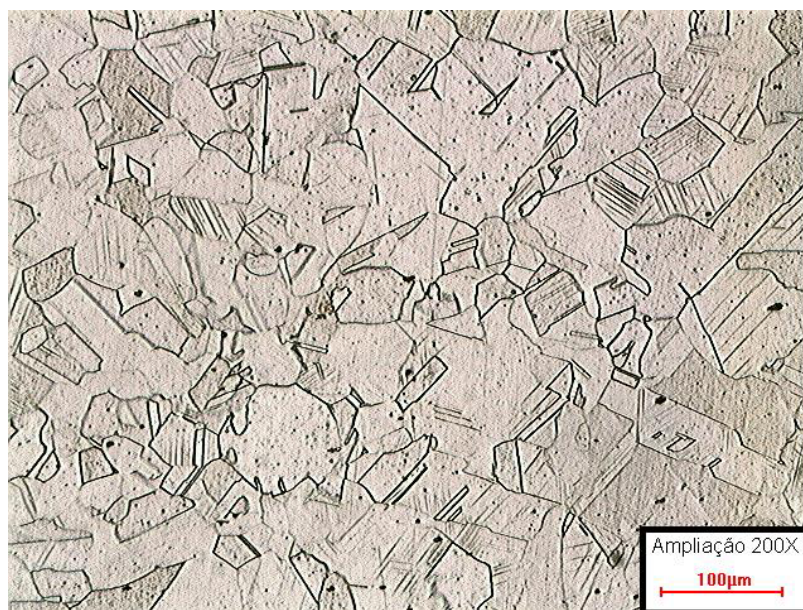


Figura 5.36 - Micrografia do aço inoxidável AISI 316

5.5 Caracterização do Pó de NiCrAlY

O pó de NiCrAlY foi produzido pela empresa Praxair Surface Technologies, código NI-246-3, e a mesma realizou a caracterização deste material. Na Tabela 5.2 pode-se visualizar os elementos presentes com as suas respectivas porcentagens em peso (PRAXAIR S.T. TECHNOLOGY, INC., 2014).

**Tabela 5.2 –Elementos Químicos Presentes no Pó de NiCrAlY
(PRAXAIR S.T. TECHNOLOGY, INC., 2014)**

Elemento Químico	Porcentagem (%)	Elemento Químico	Porcentagem (%)
Níquel (Ni)	57,35	Alumínio (Al)	11
Cromo (Cr)	31	Ítrio (Y)	0,65

5.6 Caracterização do Pó de ZrO₂ Estabilizada

O pó de ZrO₂ foi produzido pela empresa Praxair Surface Technologies, e a mesma realizou a caracterização deste material, na Tabela 5.3 pode-se visualizar os elementos presentes com as suas respectivas porcentagens em peso (PRAXAIR S.T. TECHNOLOGY, INC., 2002).

**Tabela 5.3 - Elementos Químicos Presentes no Pó de ZrO₂-8%Y₂O₃
(PRAXAIR S.T. TECHNOLOGY, INC., 2002)**

Elemento Químico	Porcentagem (%)
Zircônio (Zr)	92
Ítrio (Y)	8

5.7 Revestimento da Peça

O procedimento de revestimento da peça se baseou no apresentado no Capítulo 4.6. Houve a preparação da superfície e depois a deposição do revestimento via aspersão térmica a combustão.

A preparação da superfície foi feita através de uma limpeza química com detergente e desengraxante. A superfície da peça que não foi revestida foi isolada com o adesivo (esparadrapo). Esta foi preparada para o jateamento abrasivo de Al_2O_3 . A Figura 5.37 mostra as peças após o jateamento de alumina.



Figura 5.37 - Após o Jateamento Abrasivo

Após o jateamento abrasivo foi realizado a segunda limpeza para retirar as partículas de alumina remanescentes na peça. Desta forma, a palheta foi fixada e a pistola que realizou o revestimento foi preparada com o pó de NiCrAlY e assim realizou-se o revestimento. A Figura 5.38 (a) mostra o procedimento de aspersão térmica a combustão. Desta forma, a palheta está revestida com a *bond coat*, como visto na Figura 5.38 (b).

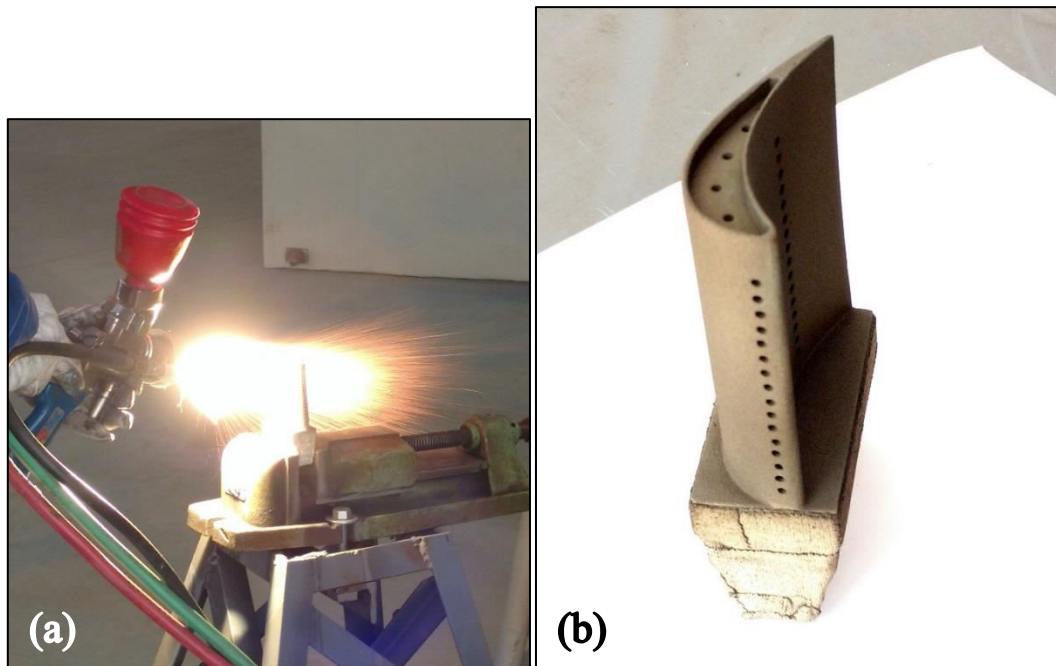


Figura 5.38 – (a) Aspersão Térmica do NiCrAlY e (b) Peça Revestida por NiCrAlY

Deste modo, a palheta está preparada para receber o revestimento de ZrO_2 . Primeiramente realizou-se o primeiro passe do revestimento, como visto na Figura 5.39 (a). Após esse passe verificou-se a temperatura externa da palheta (Figura 5.39 (b)) e a espessura da camada (Figura 5.39 (c)), quando a palheta atingiu a temperatura de $90^\circ C$ ela está na temperatura ideal para a melhor adesão da próxima camada. Desta forma, realizou-se passes na palheta com esta mesma metodologia até que a espessura de revestimento atingiu 0,6mm.



Figura 5.39 – (a) Aplicação Térmica ZrO_2 , (b) Verificando a Temperatura da Palheta e (c) Verificando a Espessura do Revestimento

A palheta revestida com a barreira térmica NiCrAlY+ZrO₂ pode ser visualizada na Figura 5.40.

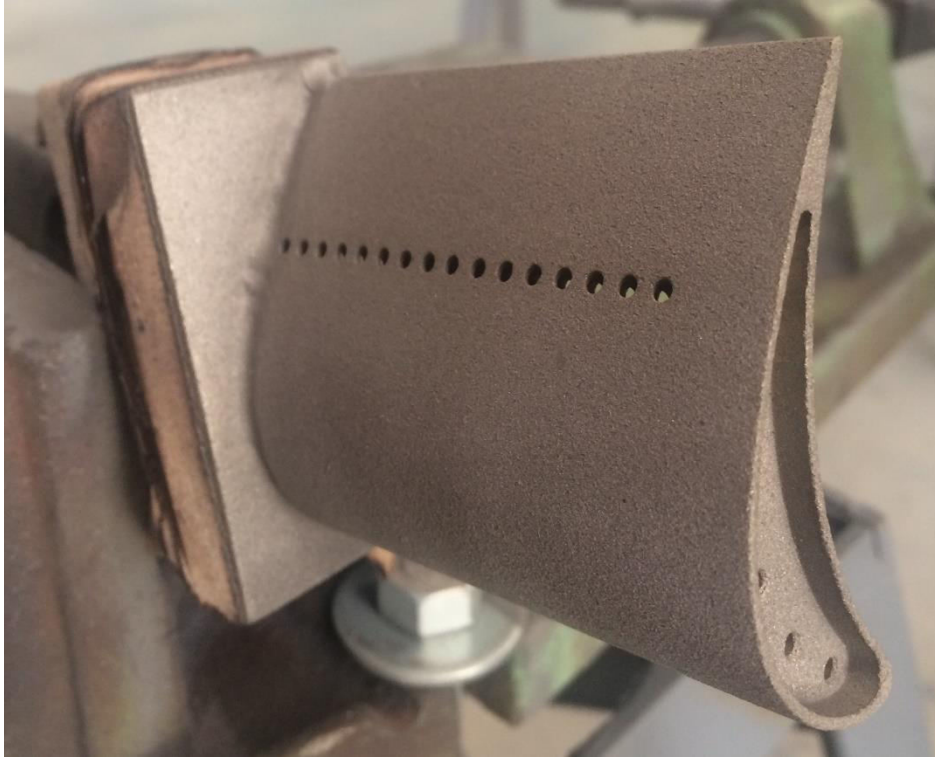


Figura 5.40 - Peça Revestida por ZrO₂

5.8 Confeção do Forno de Fluxo

O forno de fluxo foi construído a partir de um tubo de aço e posteriormente revestido internamente com uma manta de vidro para reduzir a troca térmica com o meio externo. Assim, o forno mantém a sua temperatura aproximadamente constante. O forno pode ser visto na Figura 5.41.



Figura 5.41 – Confeção do Forno de Fluxo

A entrada do forno deve se situar logo após a chama, pois em uma turbina real somente os gases de combustão passam na turbina propriamente dita. Desta forma, foram inseridos tijolos refratários para isolar a chama, de modo que não ocorra perda calor e seja direcionada para o bordo de ataque da palheta. Na Figura 5.42 pode-se visualizar os tijolos refratários e na Figura 5.43 pode-se ver o formato da chama e determinar que somente os gases quentes iram atingir a palheta.



Figura 5.42 - Forno de Fluxo com Tijolos Refratários

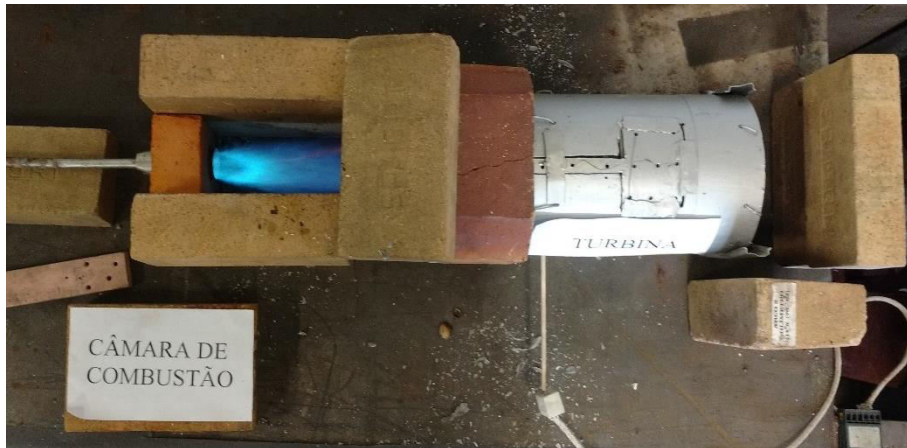


Figura 5.43 - Formato da chama no Forno de Fluxo

Desta forma, inseriram-se termopares no interior da palheta pelos orifícios superiores do forno e um termopar inserido na lateral, os termopares internos foram inseridos até a posição relativa a 80% da altura da palheta. Assim pode-se realizar as medições de temperatura na entrada do forno, na parte interna próxima ao bordo de ataque, próxima ao bordo de fuga e na parte intermediária da palheta. A Figura 5.44 mostra os termopares e o tubo de arrefecimento da palheta.



Figura 5.44 - Palheta com o tubo de resfriamento e os termopares

5.9 Experimento no Forno de Fluxo

Para iniciar o experimento no forno de fluxo e mensurar as temperaturas internas do material foi necessário estabelecer temperaturas na entrada da turbina. Foram estabelecidas as temperaturas de 900°C, 1000°C, 1100°C e 1200°C. Essas temperaturas de entrada da turbina, ou intervalos entre elas são baseadas naquelas utilizadas por uma série destas máquinas térmicas (DIESEL & GAS TURBINE PUBLICATIONS, 2016).

As temperaturas na entrada da turbina foram controladas a partir da válvula do botijão de gás, o termopar na entrada do forno nos fornece o valor dessa temperatura. Quando se atinge o valor pré-estabelecido de temperatura, fixa-se a válvula na sua posição e começa-se a medir as temperaturas internas.

Antes de começar o experimento, realizou-se um pré-aquecimento na peça, para que as medições posteriores obtivessem uma melhor precisão. Assim, utilizou-se o tempo de 80 minutos para cada variação de temperatura. Registraram-se os valores de temperatura a cada 2 minutos. O tempo foi determinado a partir de medições anteriores, estas forneceram estabilidade térmica ao sistema da palheta, ou seja, minutos após esse tempo a temperatura na palheta não varia para uma mesma temperatura de entrada.

5.9.1 Experimento com temperatura de entrada de 900°C

Como dito anteriormente o primeiro experimento foi feito com a temperatura de 900°C, realizou-se 7 ensaios repetidos para avaliar a média de temperaturas em cada ponto da palheta, foram 3 ensaios com a palheta 01 e 4 ensaios com a palheta 02. Na Figura 5.45 pode-se ver os valores médios de temperatura encontrados em cada ponto da palheta durante o ensaio de 80 minutos.

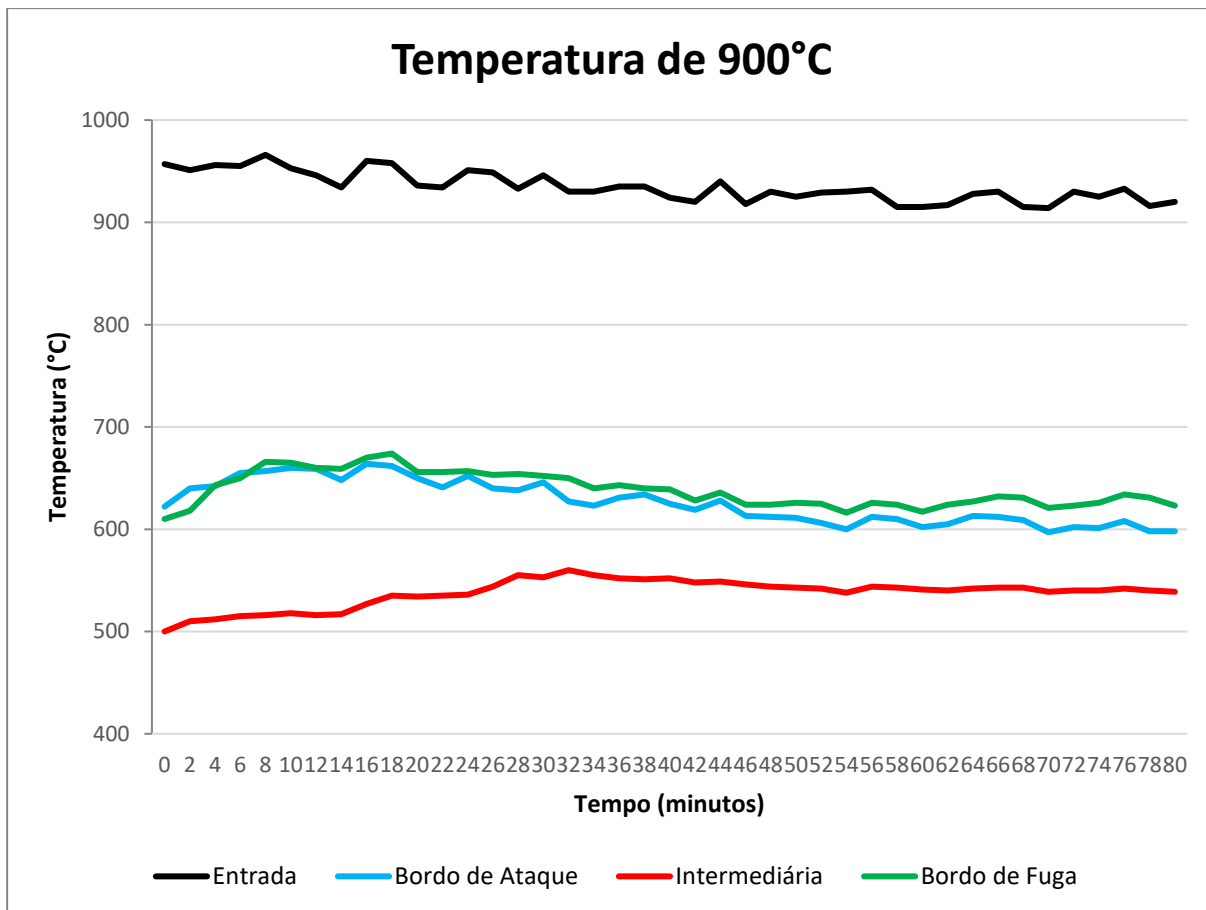


Figura 5.45 - Experimento com temperatura de entrada (Te) de 900°C

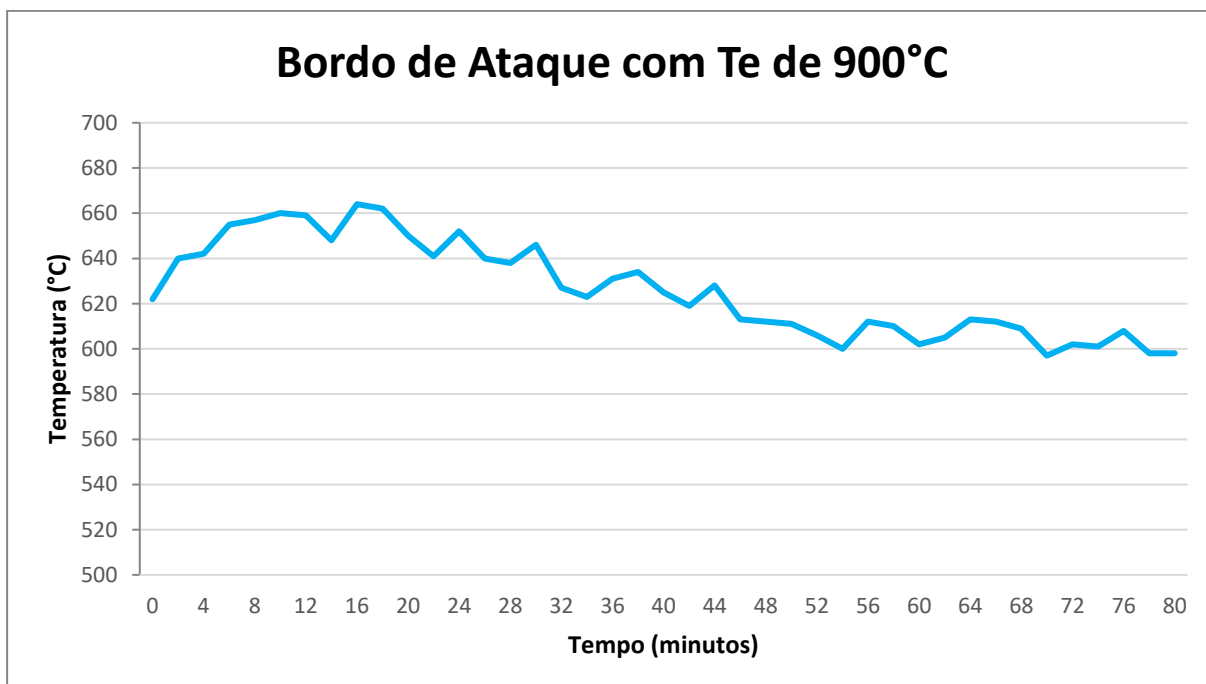


Figura 5.46 - Bordo de Ataque com temperatura de entrada (Te) de 900°C

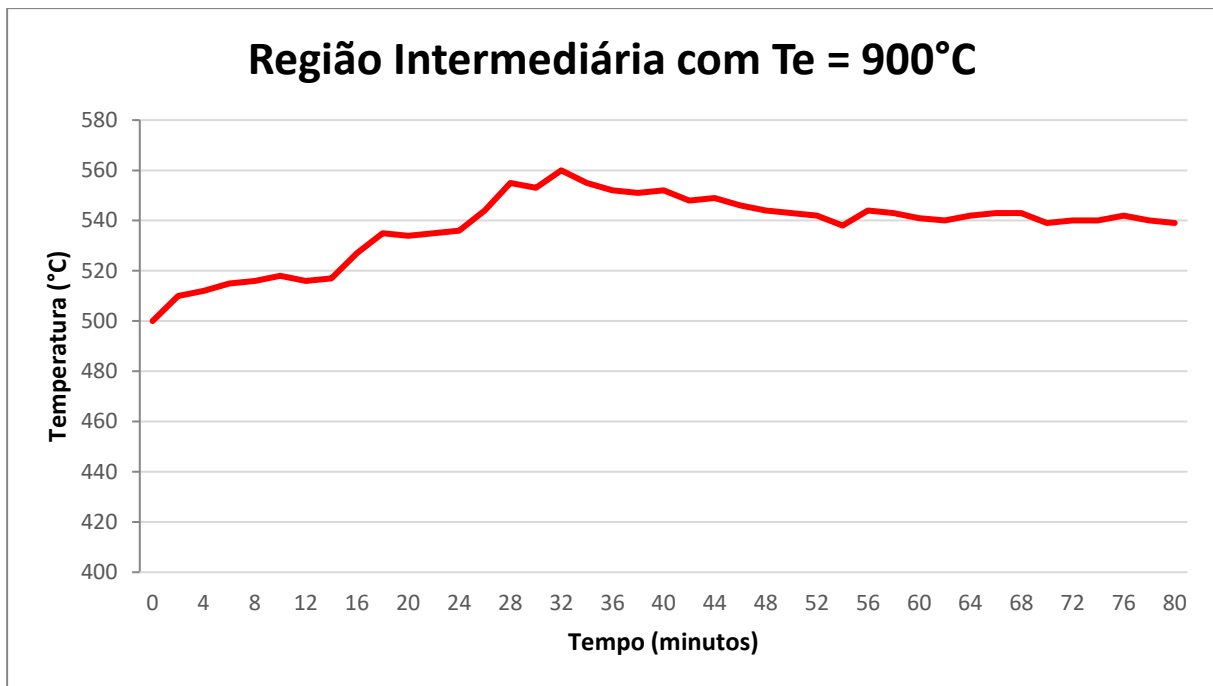


Figura 5.47 - Região Intermediária com temperatura de entrada (T_e) de 900°C

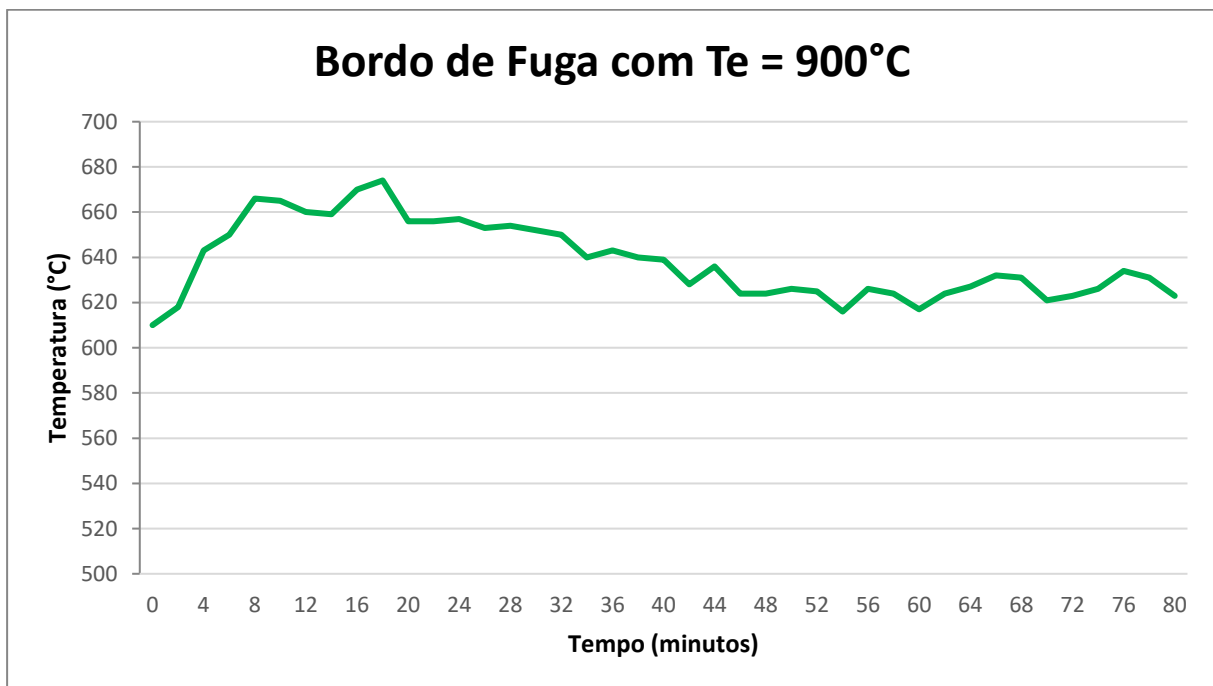


Figura 5.48 - Bordo de Fuga com temperatura de entrada (T_e) de 900°C

A partir da análise da Figura 5.45, Figura 5.46, Figura 5.47 e da Figura 5.48, pode-se verificar que as temperaturas nas superfícies das paredes internas da palheta se diferenciam da temperatura de entrada. Para a parede interna próxima ao bordo de ataque tem-se uma diferença

média de aproximadamente 335°C. Para a parede interna da região intermediária tem-se uma diferença de aproximadamente 400°C. Para a parede interna do bordo de fuga tem-se uma diferença de aproximadamente 310°C.

5.9.2 Experimento com temperatura de entrada de 1000°C

O segundo experimento foi feito com a temperatura de 1000°C, onde realizou-se 7 ensaios repetidos para avaliar a média de temperaturas em cada ponto da palheta. Foram 3 ensaios com a palheta 01 e 4 ensaios com a palheta 02. A Figura 5.49 mostra os valores médios de temperatura encontrados em cada ponto da palheta durante o ensaio de 80 minutos.

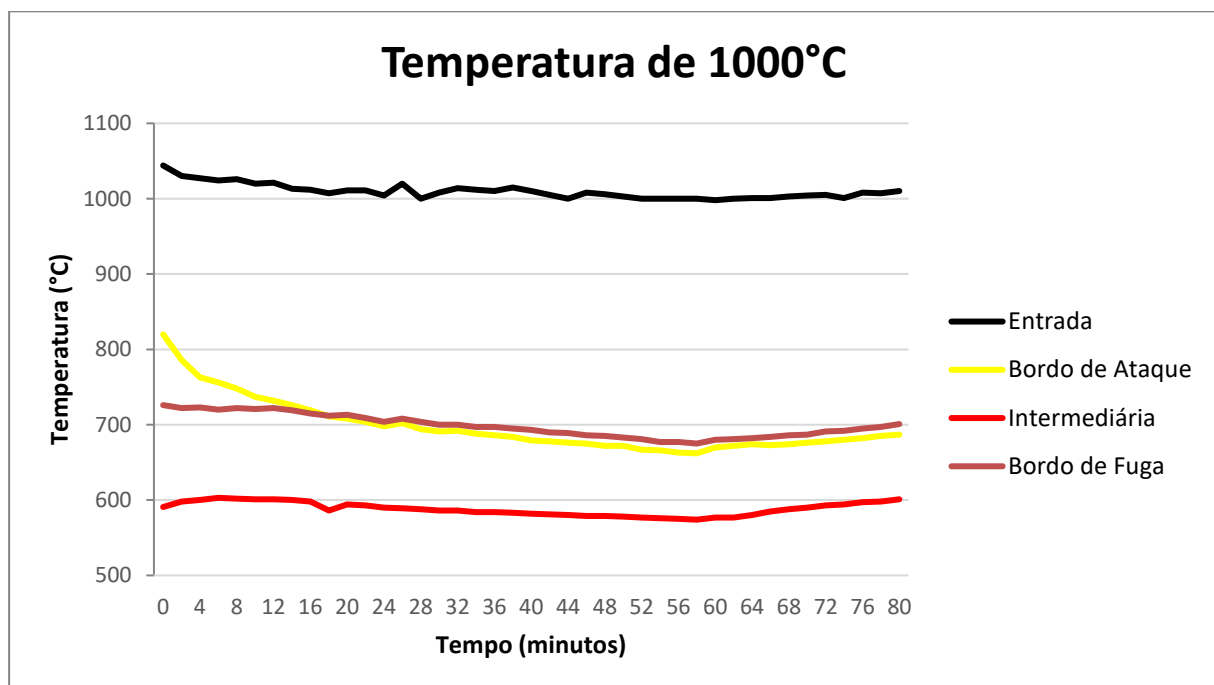


Figura 5.49 - Experimento com a temperatura de entrada (T_e) de 1000°C

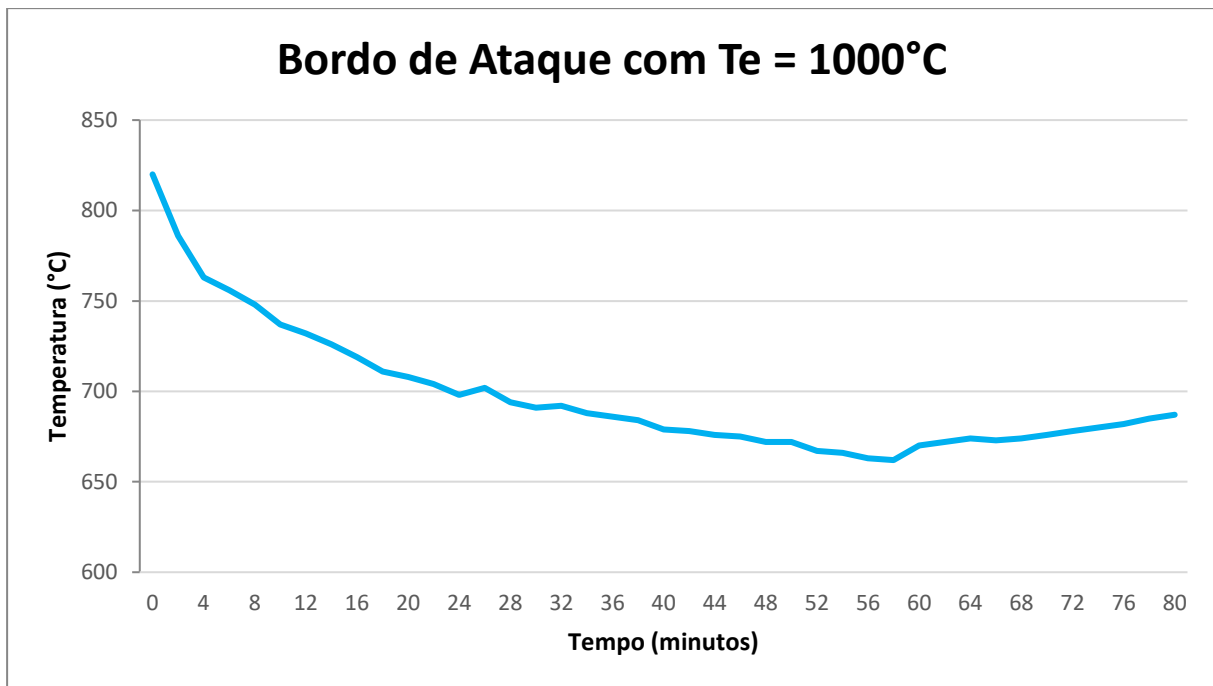


Figura 5.50 - Bordo de Ataque com temperatura de entrada (T_e) de 1000°C

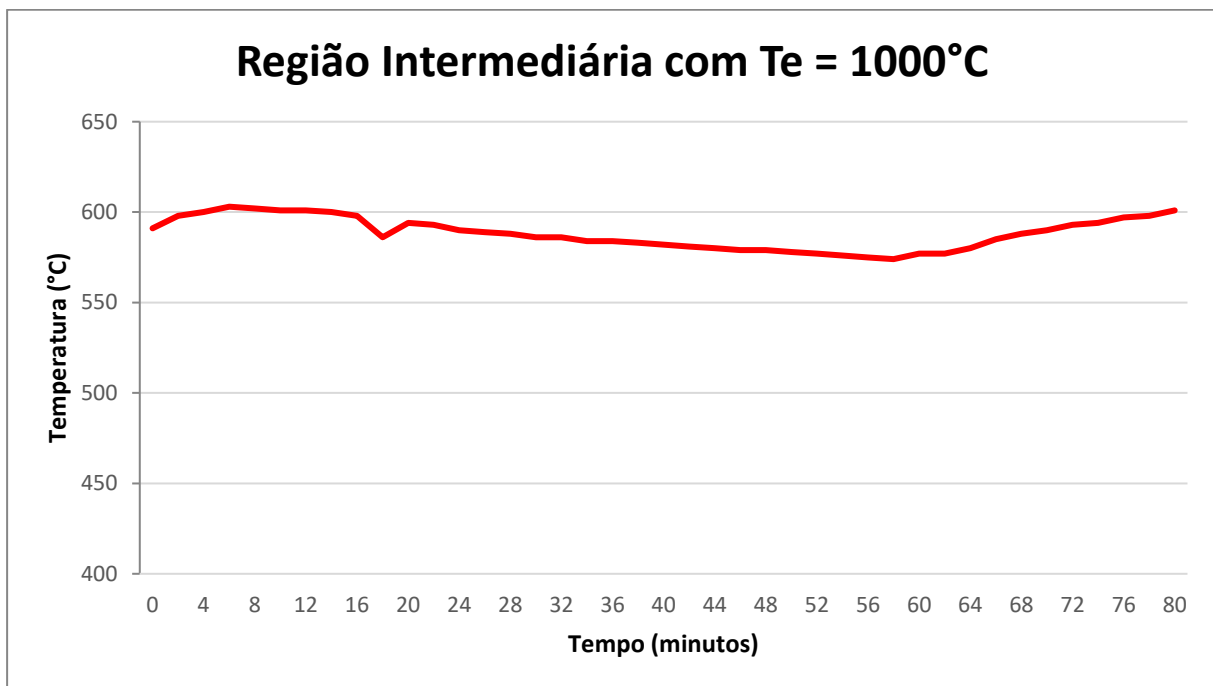


Figura 5.51 – Região Intermediária com temperatura de entrada (T_e) de 1000°C

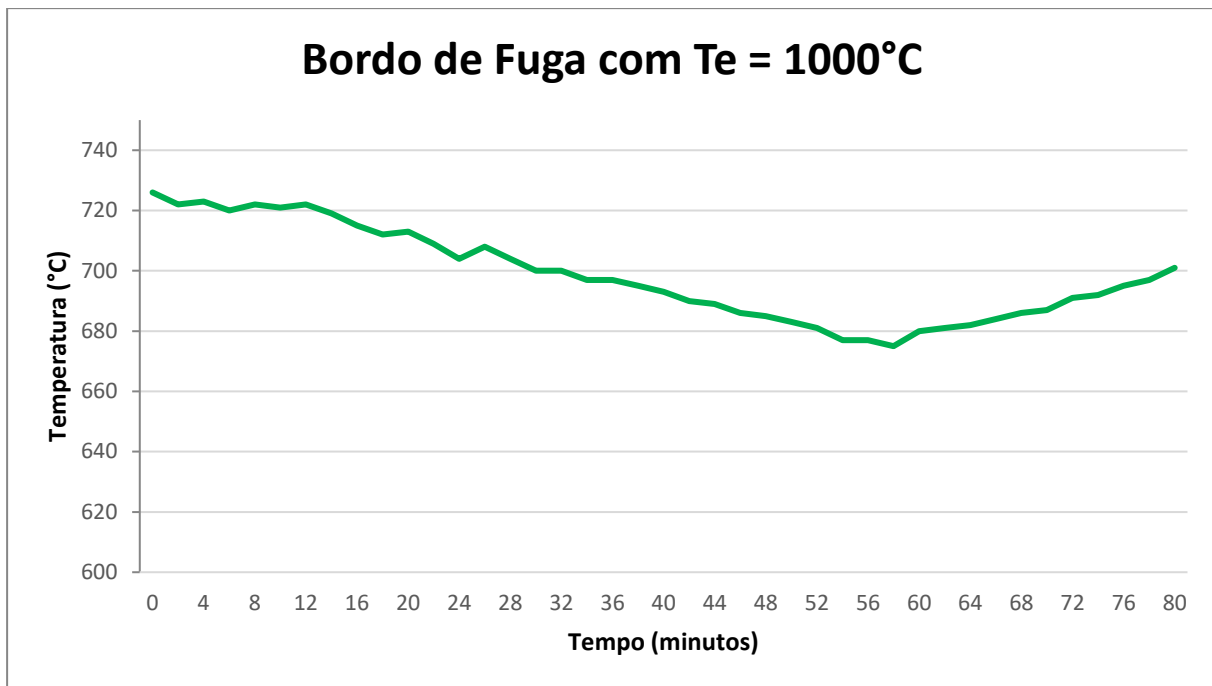


Figura 5.52 - Bordo de Fuga com temperatura de entrada (Te) de 1000°C

A partir da análise da Figura 5.49, Figura 5.50, Figura 5.51 e da Figura 5.52, pode-se verificar que as temperaturas nas superfícies das paredes internas da palheta se diferenciam da temperatura de entrada. Para a parede interna próxima ao bordo de ataque tem-se uma diferença média de aproximadamente 320°C. Para a parede interna da região intermediária tem-se uma diferença de aproximadamente 410°C. Para a parede interna do bordo de fuga tem-se uma diferença de aproximadamente 300°C.

5.9.3 Experimento com temperatura de entrada de 1100°C

O terceiro experimento foi feito com a temperatura de 1100°C. Foram realizados 7 ensaios repetidos para avaliar a média de temperaturas em cada ponto da palheta, 3 ensaios com a palheta 01 e 4 ensaios com a palheta 02. Pode-se vislumbrar na Figura 5.53 os valores médios de temperatura encontrados em cada ponto da palheta durante o ensaio de 80 minutos.

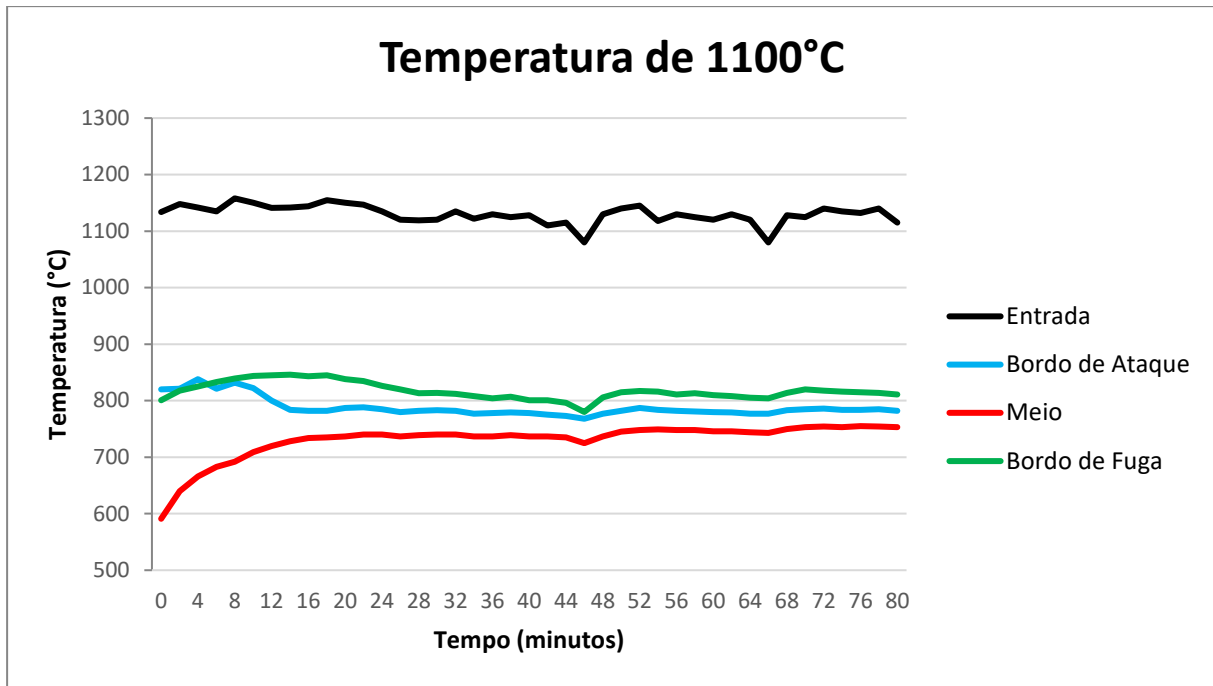


Figura 5.53 - Experimento com a temperatura de entrada (T_e) de 1100°C

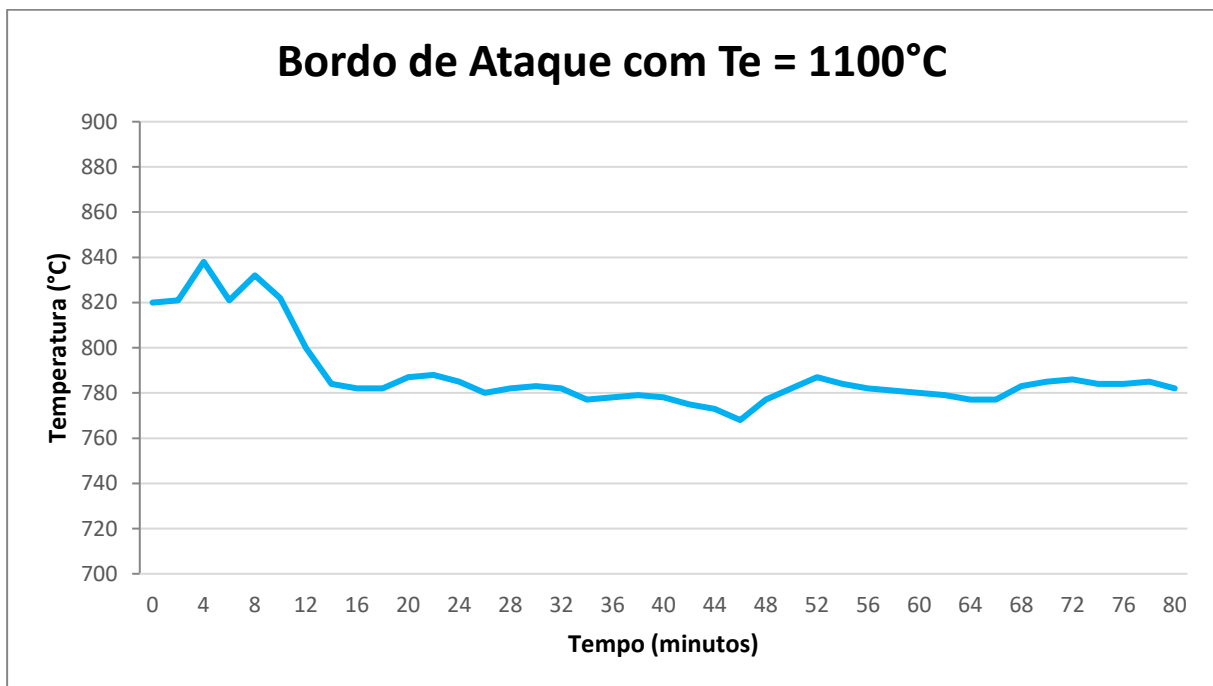


Figura 5.54 - Bordo de Ataque com temperatura de entrada (T_e) de 1100°C

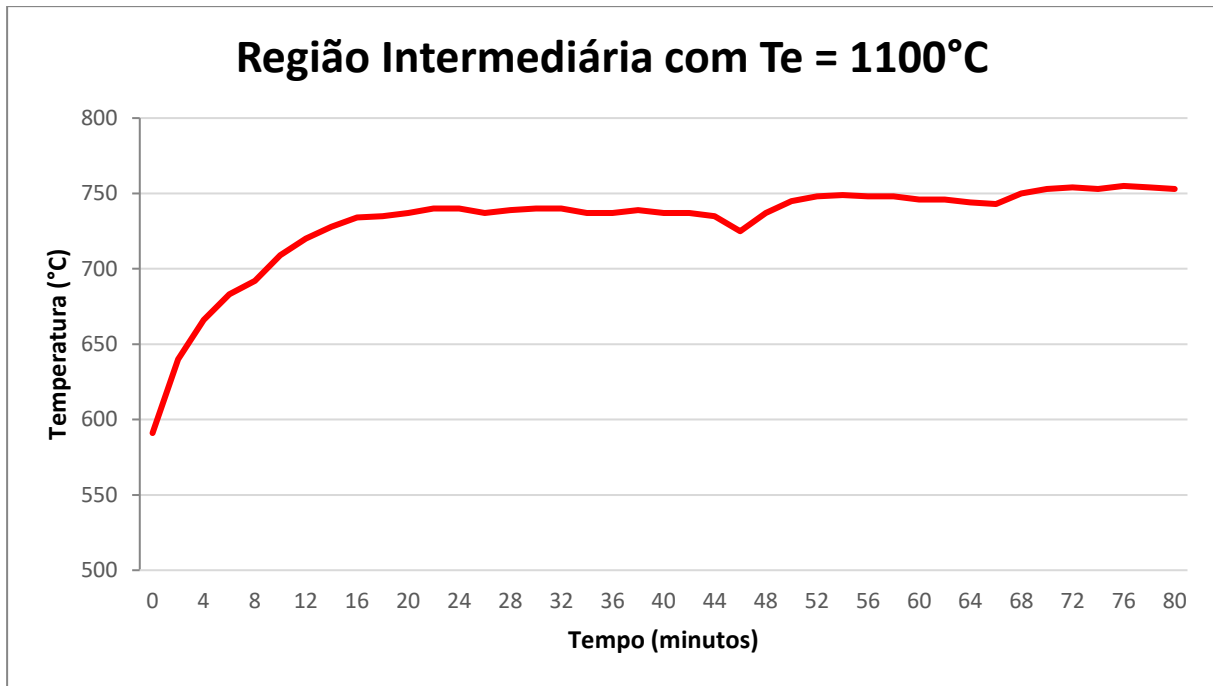


Figura 5.55 - Região Intermediária com temperatura de entrada (T_e) de 1100°C

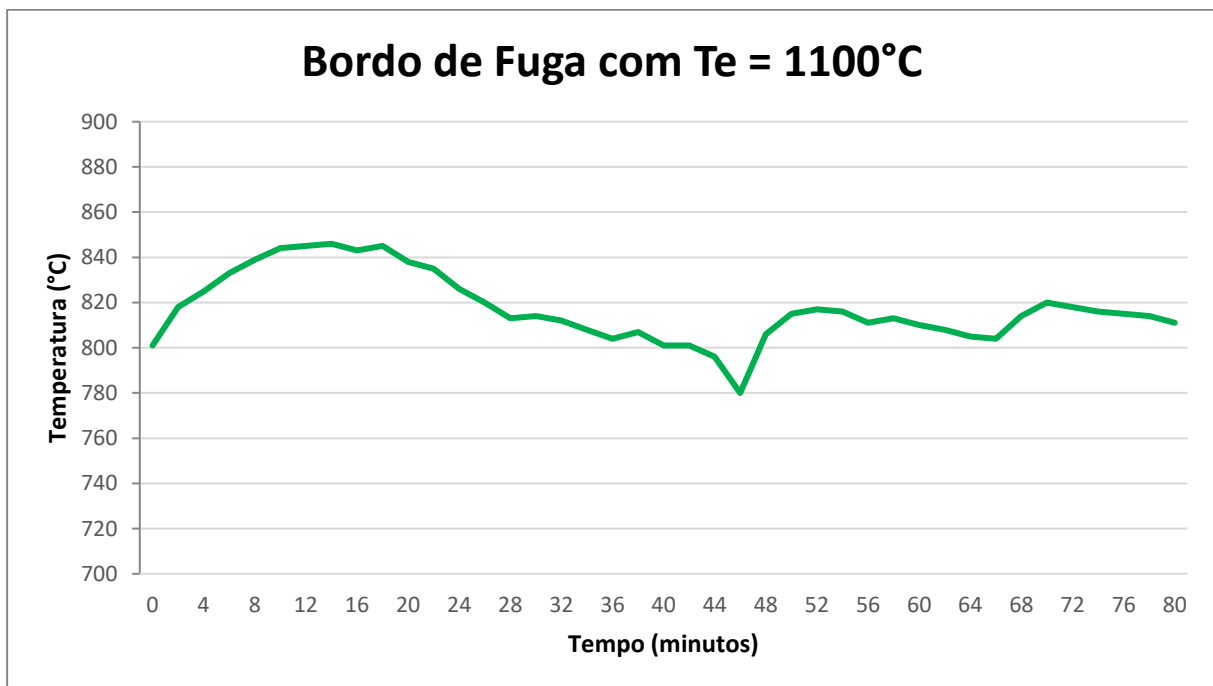


Figura 5.56 - Bordo de Fuga com temperatura de entrada (T_e) de 1100°C

A partir da análise da Figura 5.53, Figura 5.54, Figura 5.55 e da Figura 5.56, pode-se verificar que a temperatura nas superfícies das paredes internas da palheta se diferenciam da temperatura de entrada. Para a parede interna próxima ao bordo de ataque tem-se uma diferença

média de aproximadamente 335°C. Para a parede interna da região intermediária tem-se uma diferença de aproximadamente 360°C. Para a parede interna do bordo de fuga tem-se uma diferença de aproximadamente 305°C.

5.9.4 Experimento com temperatura de entrada de 1200°C

O quarto e último experimento foi feito com a temperatura de 1200°C, onde foram realizados 7 ensaios repetidos para avaliar a média de temperaturas em cada ponto da palheta, 3 ensaios com a palheta 01 e 4 ensaios com a palheta 02. Pode-se verificar na Figura 5.57 os valores médios de temperatura encontrados em cada ponto da palheta durante o ensaio de 80 minutos.

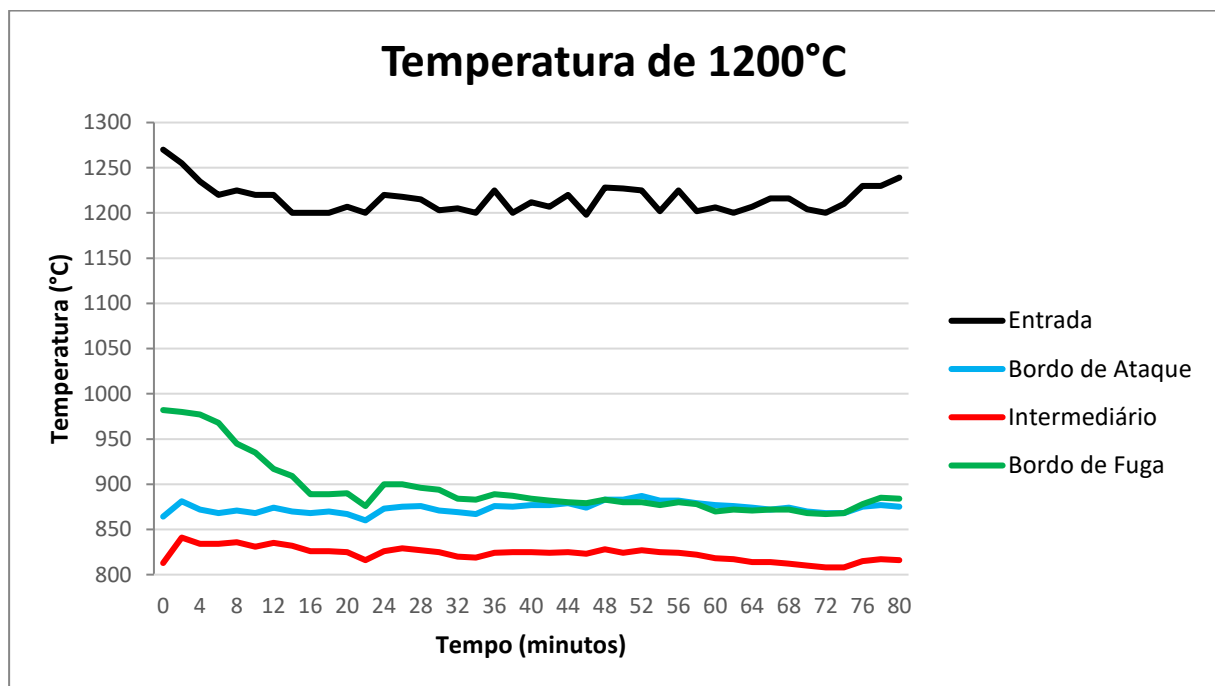


Figura 5.57 - Experimento com a temperatura de entrada (Te) de 1200°C

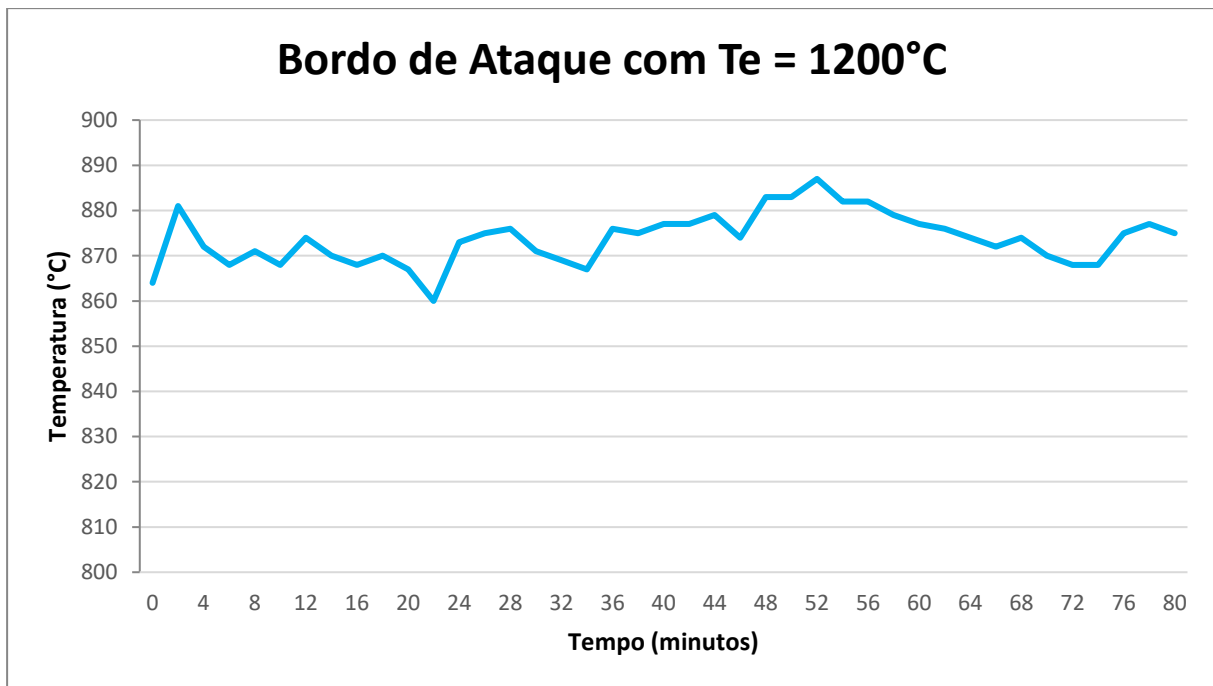


Figura 5.58 - Bordo de Ataque com temperatura de entrada (T_e) de 1200°C

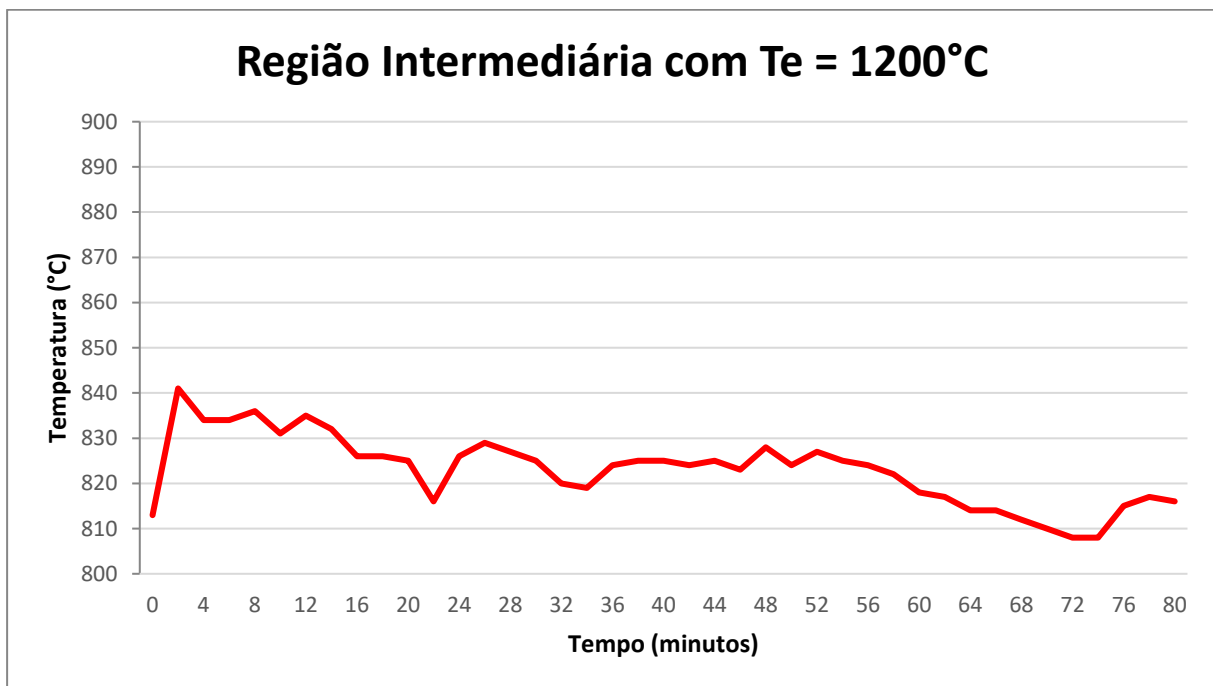


Figura 5.59 – Região Intermediária com temperatura de entrada (T_e) de 1200°C

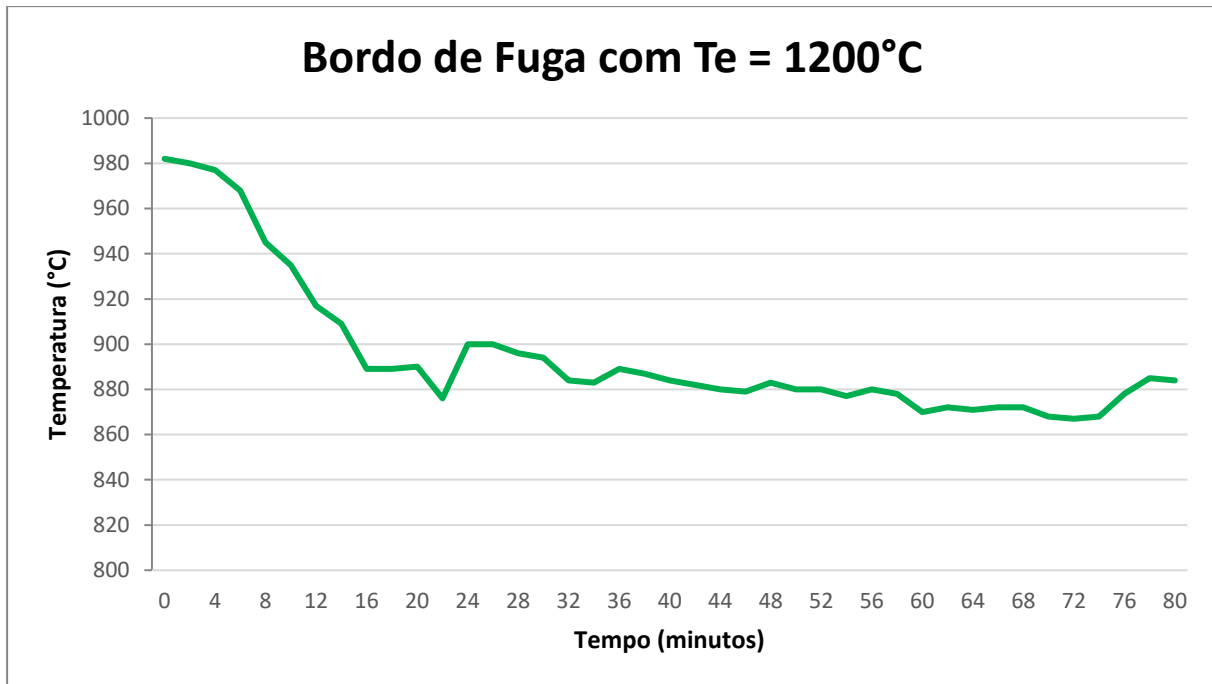


Figura 5.60 - Bordo de Fuga com temperatura de entrada (Te) de 1200°C

A partir da análise da Figura 5.57, Figura 5.58, Figura 5.59 e da Figura 5.60, pode-se verificar que a temperatura nas superfícies das paredes internas da palheta se diferencia da temperatura de entrada. Para a parede interna próxima ao bordo de ataque tem-se uma diferença média de aproximadamente 365°C. Para a parede interna da região intermediária tem-se uma diferença de aproximadamente 420°C. Para a parede interna do bordo de fuga tem-se uma diferença de aproximadamente 355°C.

A temperatura limite de operação do aço inoxidável austenítico AISI 316 é de 925°C (1198,15K) para uma situação de temperatura constante e de 870°C (1143,15K) para uma situação de temperatura variável (SINGH, 1991; MATWEB, 2017). A partir dos resultados do experimento no forno, pode-se verificar que a palheta não atingiu a temperatura limite de operação a temperatura constante.

Entretanto, para a temperatura de operação em uma situação de temperatura variável, a palheta apresentou uma temperatura superior a este parâmetro no bordo de fuga e no bordo de ataque, o que pode significar em um crescimento do grão descontrolado, o material pode não suportar as tensões aplicadas a ele, assim, ocasionando a falha do material.

A Figura 5.61 apresenta a temperatura final do bordo de ataque, da região intermediária e do bordo de fuga, para cada temperatura de entrada.

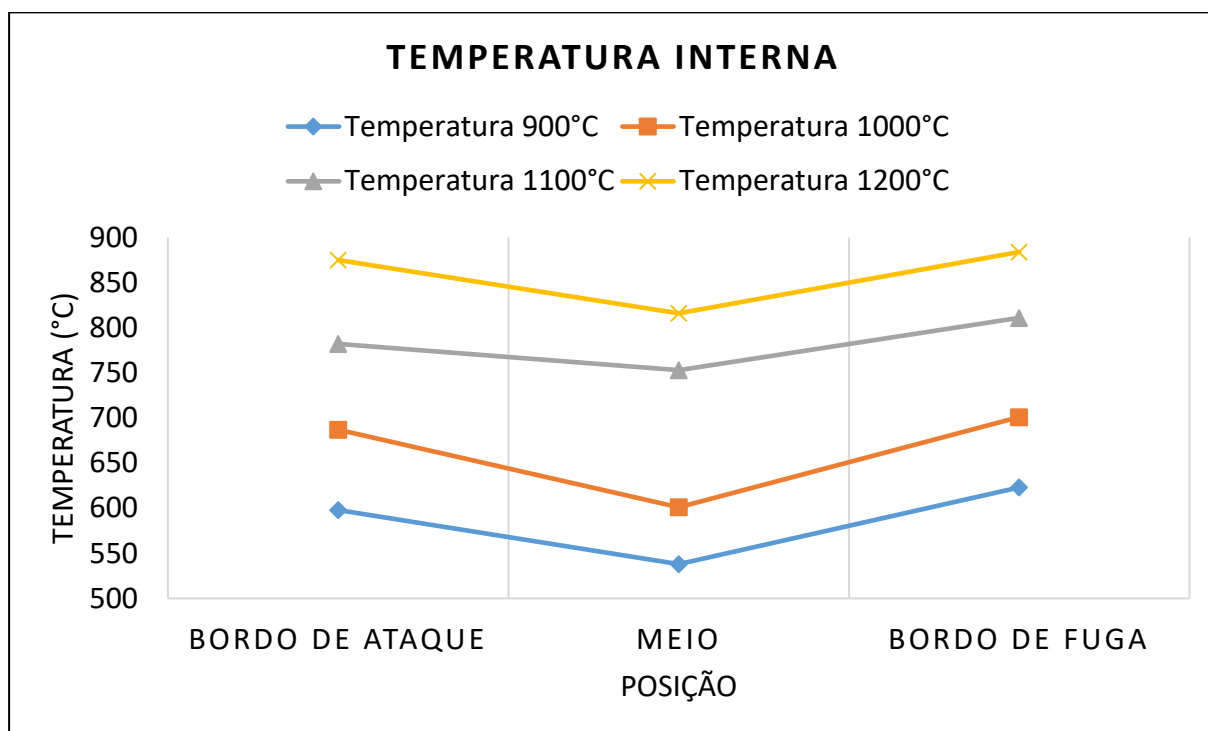


Figura 5.61 - Temperatura da palheta para cada temperatura de entrada

Na Figura 5.61 pode-se vislumbrar que durante o experimento a temperatura do metal foi inferior a temperatura de entrada. Em adição, foi possível observar que o maior efeito de resfriamento foi na região central da palheta, entretanto, para temperaturas superiores a 1000°C ocorreu uma redução da eficiência do resfriamento nessa região.

5.9.5 Simulação Referente ao Ensaio no Forno

Foi realizado uma simulação fluidodinâmica computacional afim de verificar a distribuição de temperatura da palheta no ensaio do forno. O modelo foi desenvolvido a partir das dimensões definidas nas Seções 4.1 e 4.2. O *mesh* foi configurado da mesma forma que o desenvolvido na Seção 5.1.2. As condições de contorno foram definidas na Seção 4.10, desta forma as condições inseridas na simulação são idênticas as condições do experimento no forno.

A solução da análise computacional convergiu com 170 iterações com 9 horas corridas de uso computacional. Os residuais de convergência para momentos em x,y,z e a massa foram da ordem de 10^{-6} .

A Figura 5.62 e a Figura 5.63 mostram a distribuição de temperatura no extradorso e intradorso para cada temperatura de entrada. Essa distribuição mostra que a maior temperatura se encontra no bordo de ataque da palheta, e a menor temperatura ocorreu na região próxima a base. O resfriamento teve maior eficácia na região central da palheta.

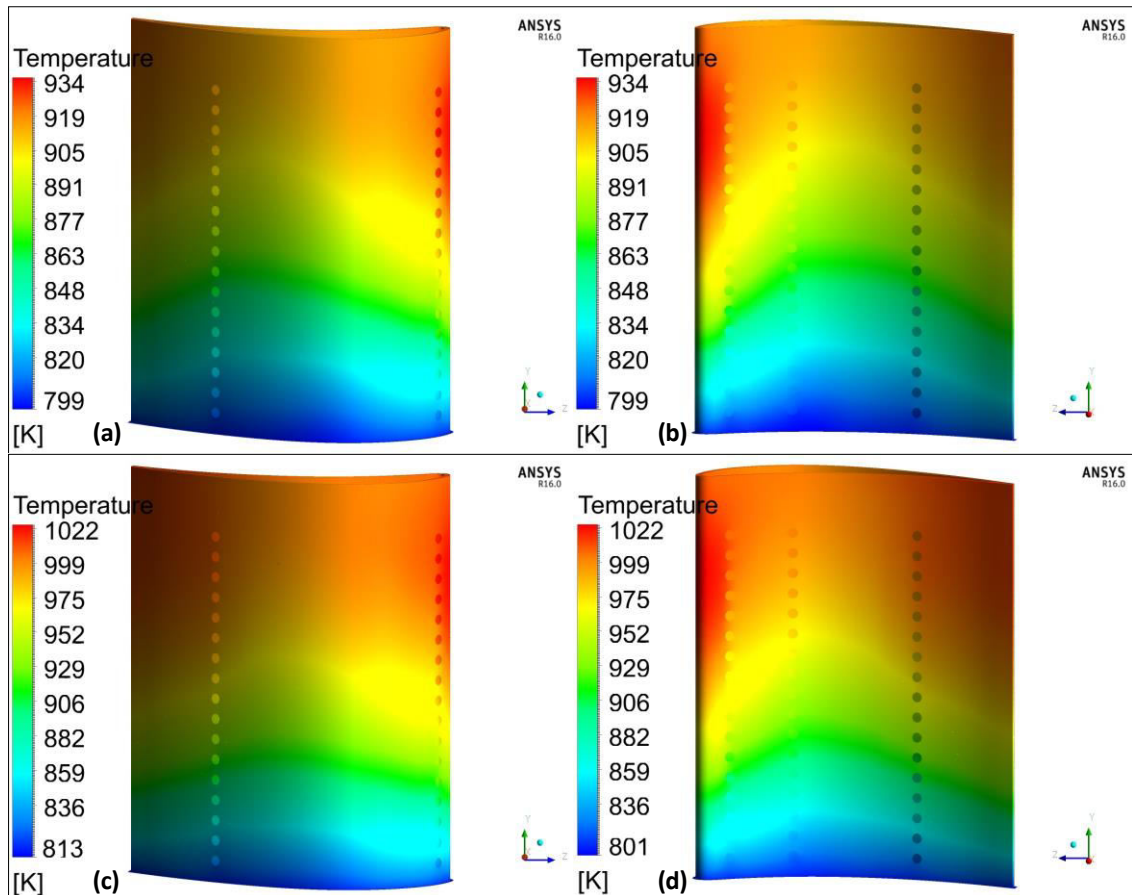


Figura 5.62 - Distribuição de Temperatura no Aço Inoxidável para T_i de (a)(b) 900°C e (c)(d) 1000°C

Conforme mostra a Figura 5.62, os limites superiores das temperaturas encontradas foram de 627°C (para a simulação com temperatura de 900°C) e de 749°C (para a simulação com temperatura de 1000°C). Estes resultados mostram um aumento de aproximadamente 19% comparando as temperaturas de entrada de 1000°C e 900°C. A menor temperatura encontrada foi de 526°C (para a simulação com temperatura de 900°C) e de 528°C (para a simulação com temperatura de 1000°C), mostrando uma variação percentual de apenas 0,4% comparando as temperaturas de entrada de 1000°C e 900°C.

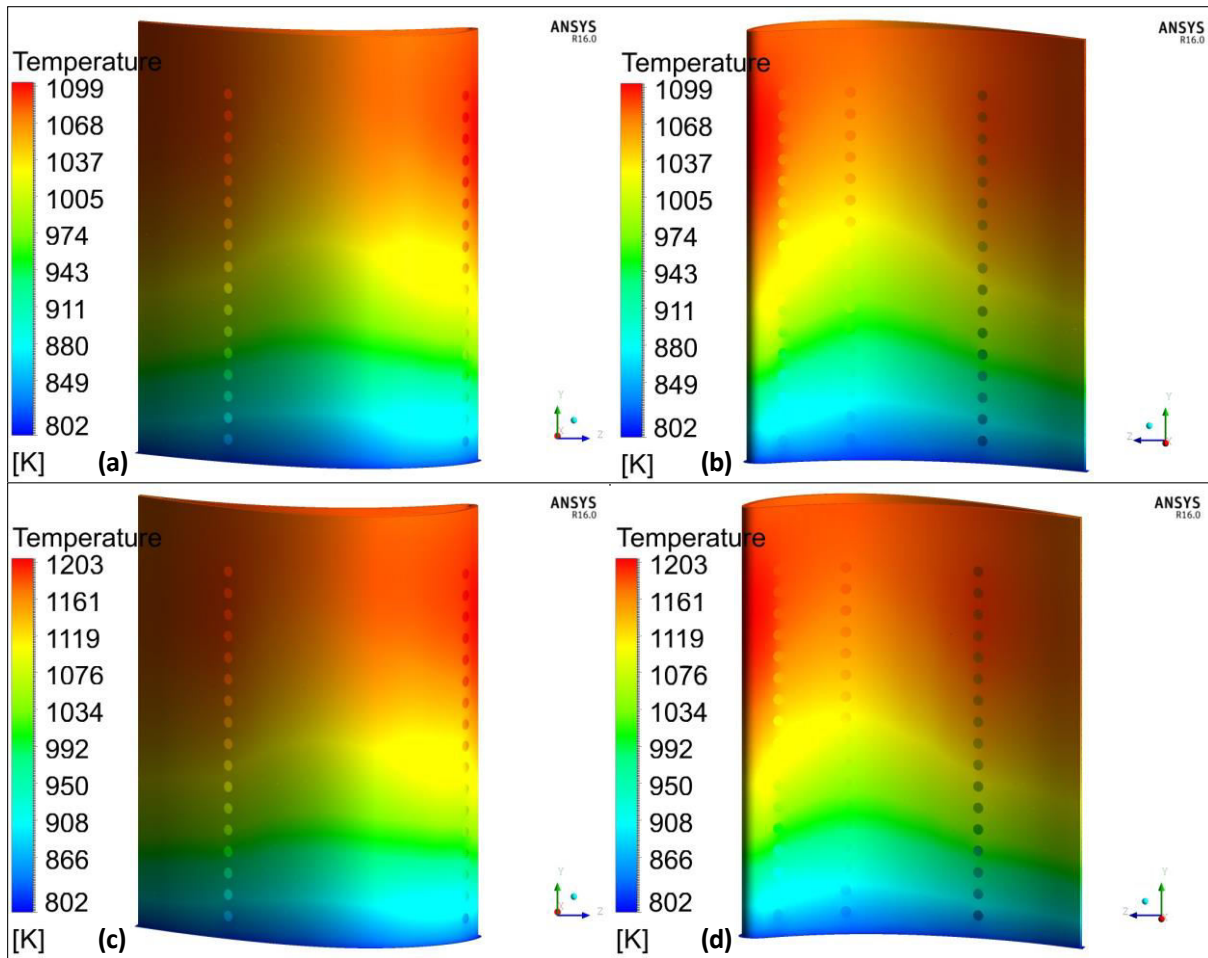


Figura 5.63 - Distribuição de Temperatura no Aço Inoxidável para T_i de (a)(b) 1100°C e (c)(d) 1200°C

Conforme mostra a Figura 5.63, os limites superiores das temperaturas encontradas foram de 826°C (para a simulação com temperatura de 1100°C) e de 930°C (para a simulação com temperatura de 1200°C). Estes resultados mostram um aumento de aproximadamente 13% comparando as temperaturas de entrada de 1200°C e 1100°C. A menor temperatura encontrada foi de 529°C para ambas simulações.

Assim, pode-se verificar que a temperatura do aço inoxidável não ultrapassou a temperatura limite de operação para todas as temperaturas de entrada, exceto para a temperatura de entrada de 1200°C. A barreira térmica e sistema de resfriamento diminuíram em aproximadamente 250°C a temperatura do aço.

A validação da simulação foi baseada na comparação com os valores encontrados nos experimentos do forno, que estão determinados na Seção 5.9 com os valores encontrados na simulação, a Figura 5.64 mostra essa comparação.

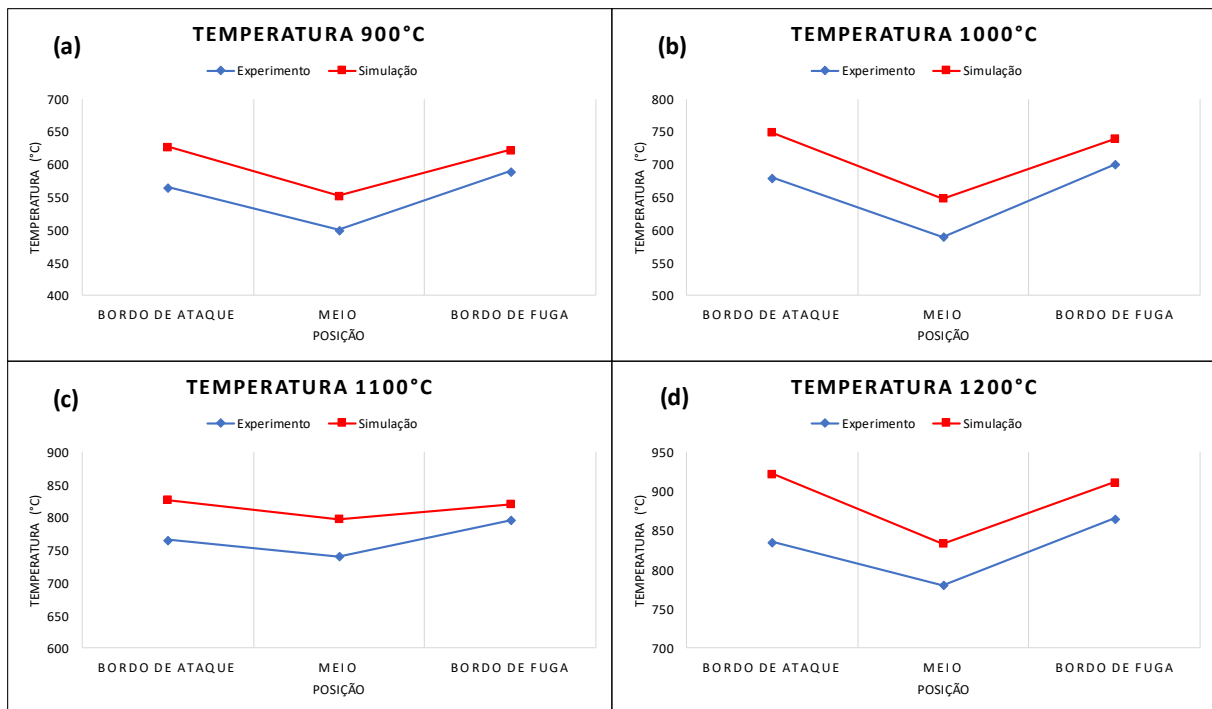


Figura 5.64 - Validação da Simulação do Forno

A partir da Figura 5.64 pode-se concluir que o erro entre a simulação e o experimento foi de 5 a 10%, valores razoáveis para validar a acuracidade dos cálculos da simulação. Desta forma, os dados encontrados na simulação possuem confiabilidade.

5.10 Análise do Material

A análise do material foi feita e um microscópio eletrônico de varredura para analisar a interface metal/revestimento e o revestimento propriamente dito. Foi realizado também uma investigação da aderência do revestimento no substrato.

5.10.1 Análise do Revestimento antes do Experimento

A análise foi realizada a fim de verificar a aderência do revestimento em uma amostra de AISI 316 revestida com NiCrAlY + ZrO₂. A amostra exemplifica o comportamento do revestimento no aço sem a influência da elevada temperatura e dos gases de exaustão, ou seja, exemplifica uma situação antes do experimento no forno. A mesma é visualizada na Figura 5.65.

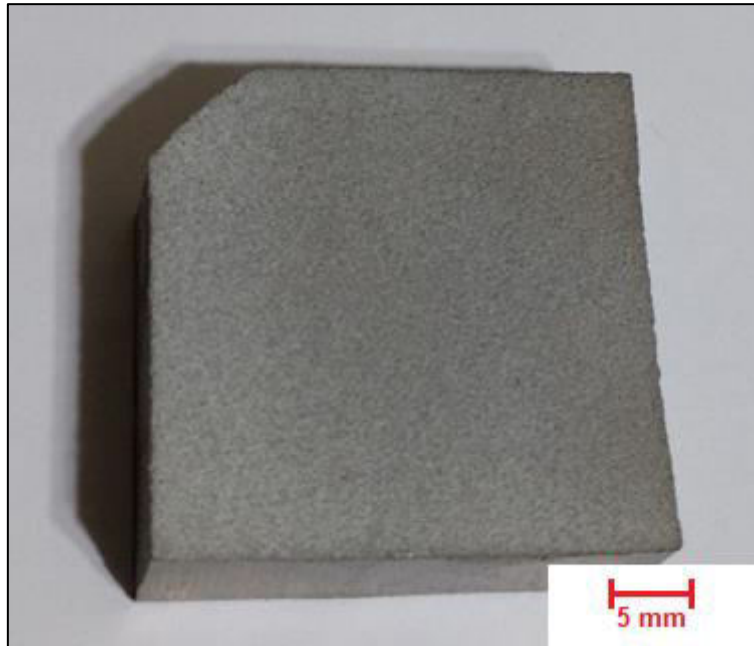


Figura 5.65 – Amostra de AISI 316 revestida com NiCrAlY + YSZ

Após retirar a amostra, realizou-se a indentação e a microscopia óptica para observar a aderência do revestimento no substrato, como vista na Figura 5.66.

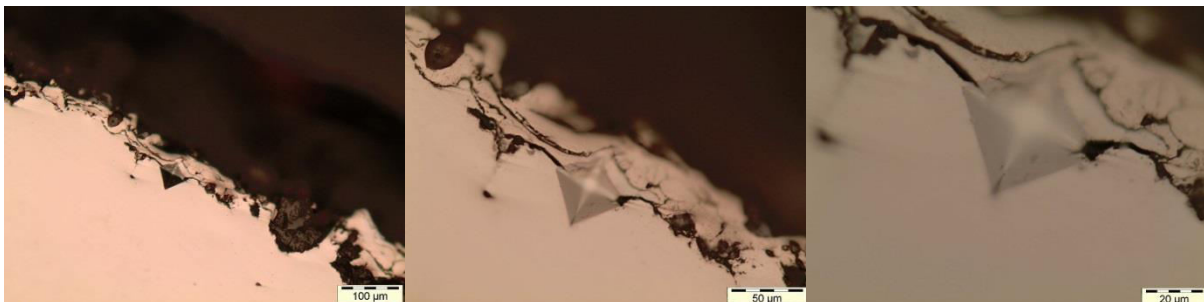


Figura 5.66 – Indentação com carga de 0,5kgf na interface revestimento/substrato (Microscópio Óptico)

A observação da resposta a tensão do revestimento se dá a partir da introdução do indentador Vickers na seção perpendicular da interface revestimento/substrato. A Figura 5.66 mostra que não surgiram trincas aparentes. Possivelmente, as regiões mais escuras entre a *top coat* e o metal base é a *bond coat* ou a porosidade gerada pelo processo de aspersão térmica.

Assim, pode-se afirmar que o revestimento possui aderência, entretanto não foi possível medir a força de aderência do revestimento, devido à dificuldade de visualização do raio de propagação da trinca, mesmo com indentação de elevadas cargas.

A análise por microscopia eletrônica de varredura (MEV) mostra que o revestimento aplicado através do método de aspersão por chama não gerou uma camada uniforme na superfície da amostra, criou uma superfície rugosa e heterogênea, como visto na Figura 5.67 e na Figura 5.68.

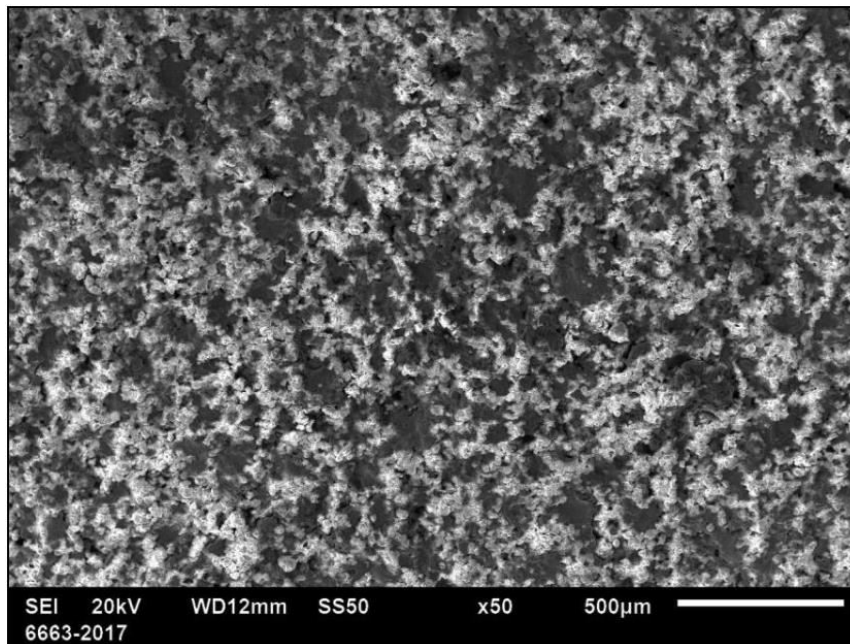


Figura 5.67 – Microscopia eletrônica de varredura com aumento de 50x na superfície da amostra

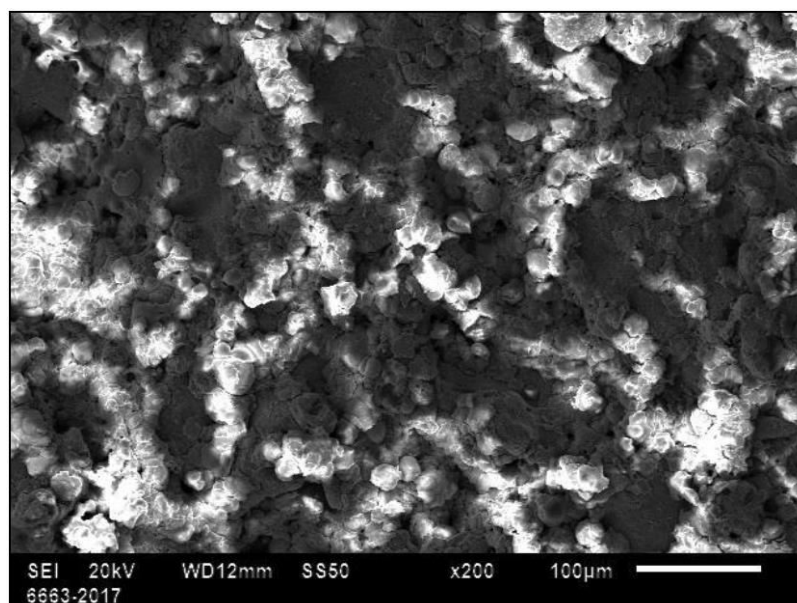


Figura 5.68 - Microscopia eletrônica de varredura com aumento de 200x na superfície da amostra

O revestimento não uniforme na superfície do substrato pode ser dado pela desigualdade de temperatura no fluxo de partículas ocasionado pelo método de aspersão, assim partículas próximas da periferia da chama possuem uma menor temperatura e partículas mais próximas do centro da chama possuem maior temperatura. Desta forma, parte das partículas projetadas não foram fundidas e não ancoraram no material. As partículas semifundidas ou solidas provocam deformações plásticas nas camadas subjacentes, prejudicando-as.

Na situação desejada, a partícula deve ser fundida e orientada a 90° com a superfície do substrato. Entretanto, o formato complexo da palheta gerou uma não uniformidade no revestimento. Assim, parte das partículas projetadas não ancoraram na mesma.

A partir da análise semiquantitativa do espectrômetro de energia dispersiva (EDS), visto na Figura 5.69 pode-se afirmar que as regiões mais claras (Espectros 3 e 4) são ricas de zircônia e as regiões mais escuras (Espectros 1 e 2) são ricas em níquel. Constatando que o revestimento de zircônia estabilizada, *top coat*, e o composto NiCrAlY, *bond coat*, foram depositados.

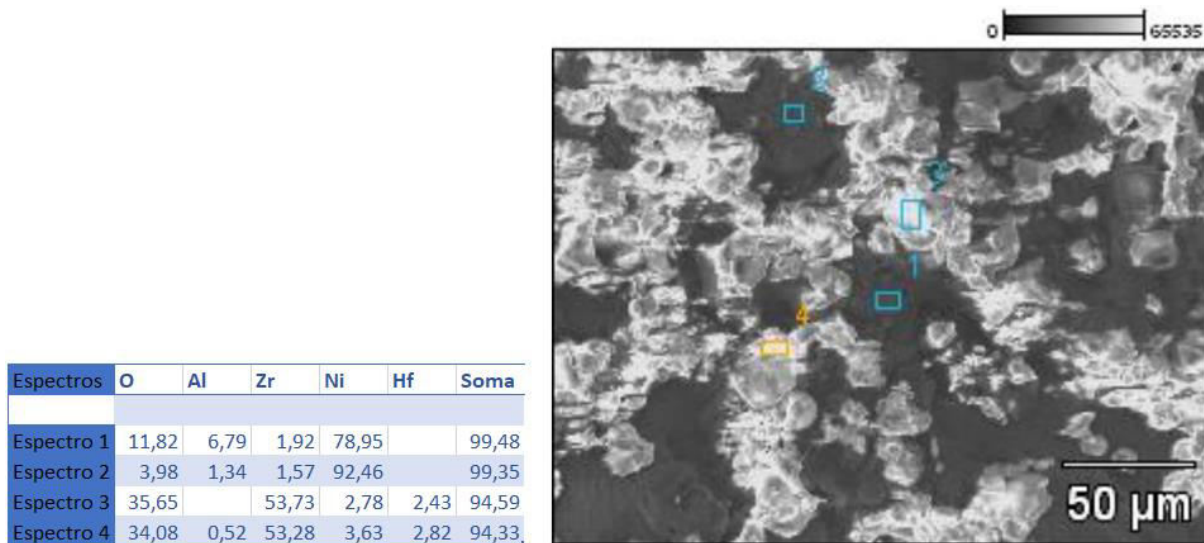


Figura 5.69 - Elementos presentes no revestimento antes do experimento- imagem de topo (MEV/EDS)

A Figura 5.70 mostra a interface metal/revestimento da amostra, pode-se verificar uma estrutura formada por partículas mais claras, partículas mais escuras e o metal base. A estrutura do revestimento é porosa e lamelar, devido a solidificação de uma partícula acima da outra, uma estrutura geralmente formada a partir do método de aspersão térmica por chama.

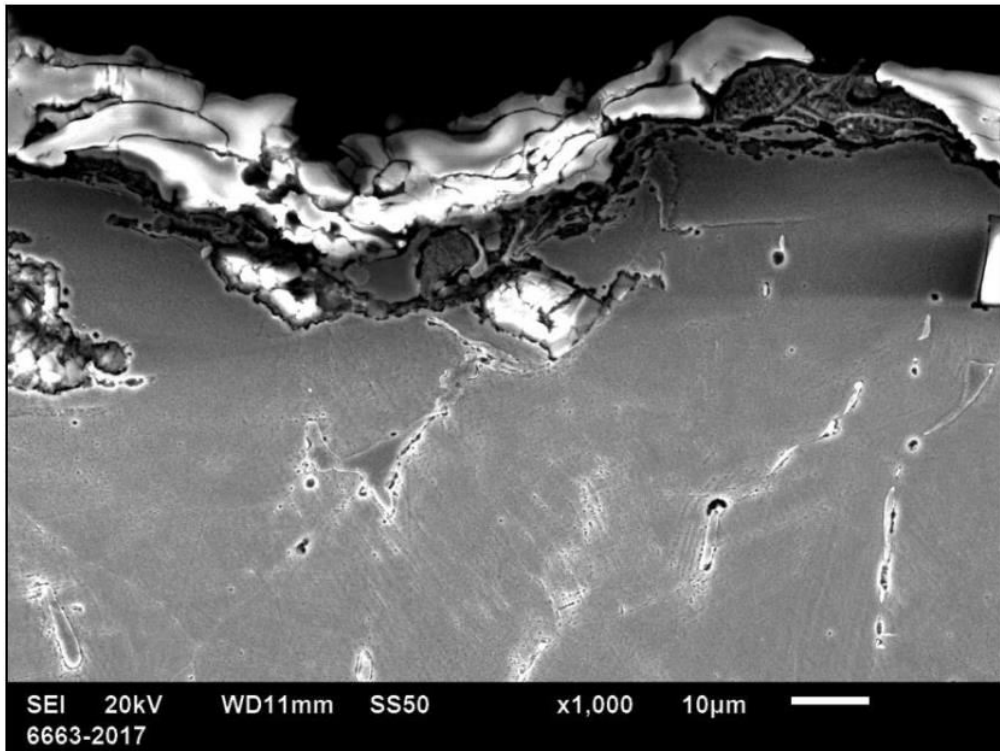


Figura 5.70 - Microscopia eletrônica de varredura com aumento de 500x na interface da amostra

Na Figura 5.71 pode-se observar no revestimento que as regiões mais claras são as regiões mais ricas em zircônia e as regiões mais escuras são ricas em níquel. Pode-se observar a presença de oxigênio em todos os espectros do revestimento, isso se deve a oxidação do revestimento no processo de aspersão térmica.

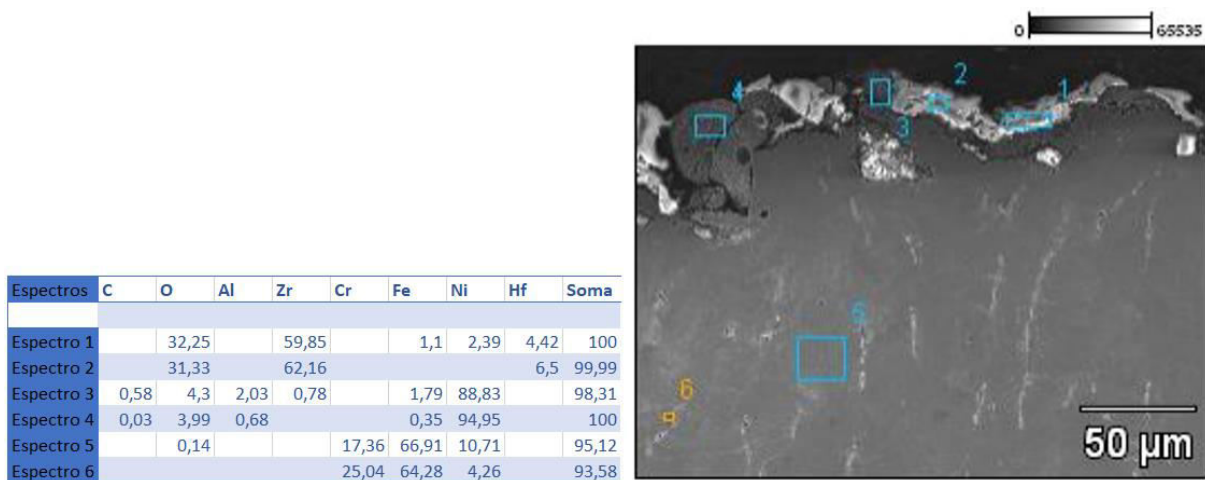


Figura 5.71 - Elementos presentes no revestimento antes do experimento- visão da interface (MEV/EDS)

Pela observação das microscopias, o sistema TBC foi formado. Os componentes da TBC como, substrato metálico, *bond coat* (NiCrAlY) e o *top coat* (YSZ), estão presentes nas microscopias.

Entretanto, o revestimento gerado não possui uma uniformidade destas camadas, ou seja, existem regiões com *bond coat* e sem *top coat*, existem regiões com camadas mais finas de revestimento e existem regiões sem revestimento, como visto na Figura 5.72.

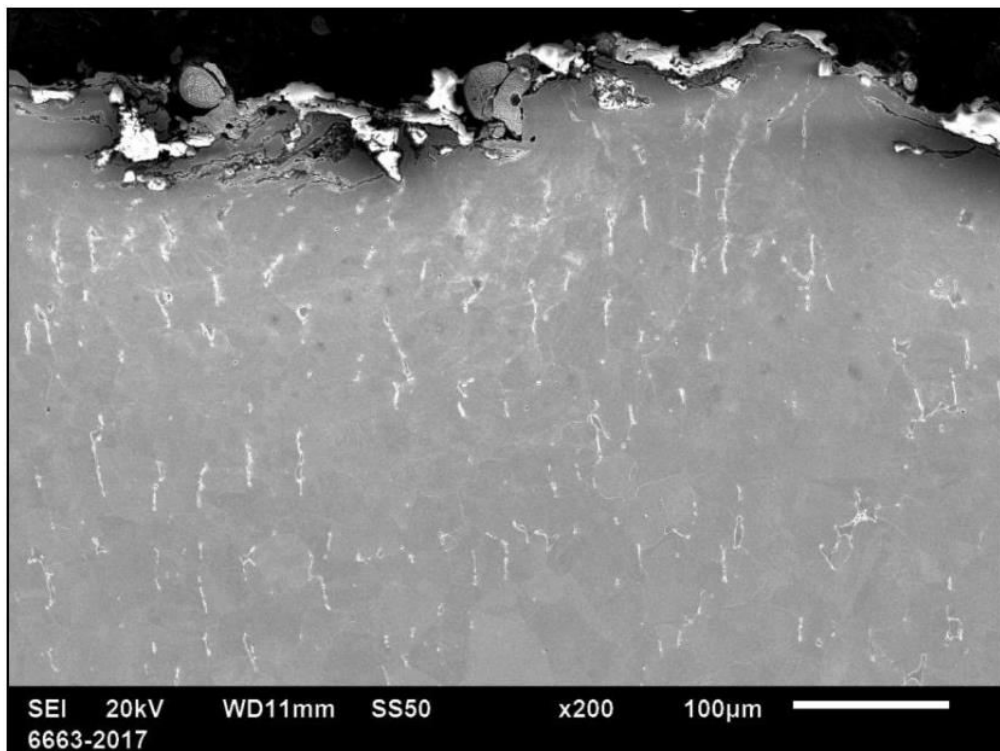


Figura 5.72 - Microscopia eletrônica de varredura com aumento de 200x na interface da amostra

5.10.2 Análise do Revestimento: Após o Experimento

Foi realizado uma análise para verificar a aderência do revestimento no substrato após o experimento no forno. A partir disso, retirou-se uma amostra da palheta revestida para realizar a análise da microscopia e da aderência do revestimento, a amostra é visualizada na Figura 5.73.



Figura 5.73 - Amostra retirada do topo da palheta após o experimento no forno

A amostra foi retirada na parte superior da palheta, pois esta região apresentou maior temperatura durante o experimento/simulação, conforme visto no capítulo 5.1. Desta forma, esta região é uma área crítica da palheta. Após retirar a amostra, realizou-se a indentação e observações por microscopia óptica para averiguar a aderência do revestimento, mostrada na Figura 5.74.

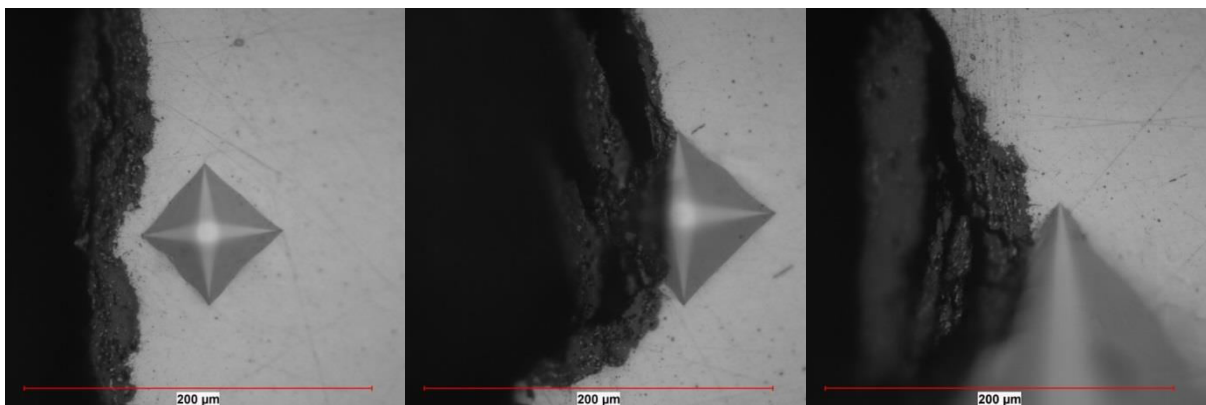


Figura 5.74 - Indentação na interface revestimento/substrato (Microscópio Óptico)

A observação da resposta à tensão do revestimento se dá a partir da introdução do indentador Vickers na seção perpendicular da interface revestimento/substrato. Como visto na Figura 5.74, uma camada está bem aderida ao substrato, pois não é possível visualizar sinais da existência de trincas na interface de acordo com a observação feita por microscopia óptica.

A ausência de trincas é observada ao microscópio óptico, entretanto, a análise das micrografias obtidas por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e dos espectros de energia dispersiva (EDS) mostram que o revestimento aplicado, *top coat* (YSZ), foi destruído com a evolução de óxidos do substrato e da *bond coat*, como pode ser constatado observando o mapa dos elementos da Figura 5.75.

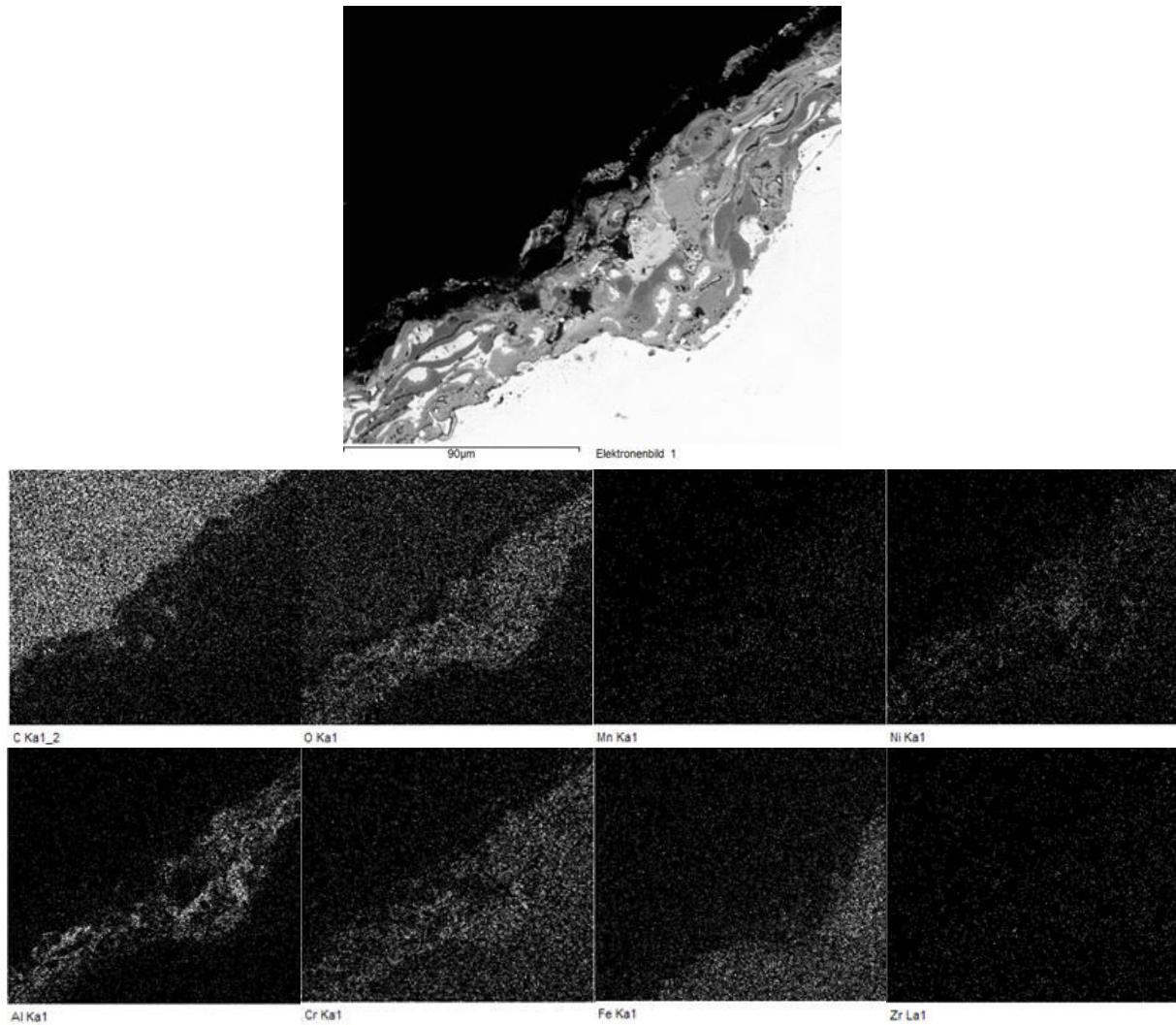


Figura 5.75 – Distribuição dos elementos presentes no revestimento (MEV/EDS)

Na Figura 5.75 é possível visualizar a distribuição dos elementos presentes no revestimento, a *bond coat* oxidou, formando provavelmente a TGO, pois há uma grande quantidade de alumínio e oxigênio na mesma. E como não há vestígios de zircônio, a *top coat* deteriorou-se.

Contudo, a Figura 5.76 mostra regiões da superfície da palheta que constituem a camada de óxido. É possível concluir que as regiões mais claras da imagem são aglomerados de zircônia na superfície da palheta, o que confirma a destruição da *top coat*.

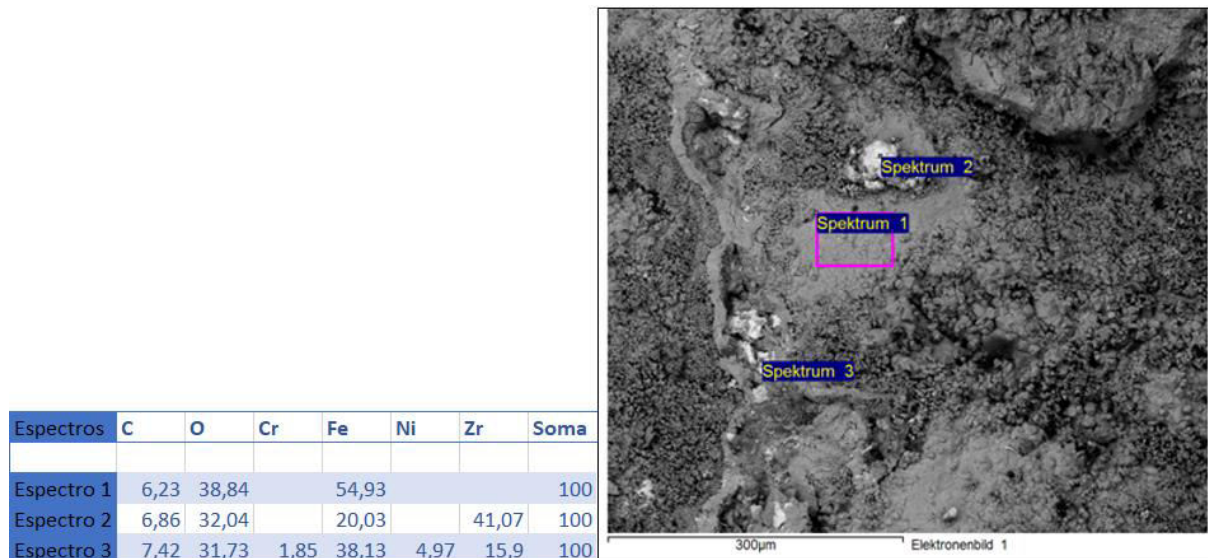


Figura 5.76 – Elementos presentes no revestimento após o experimento no forno - visão superior (MEV/EDS)

A Figura 5.76 mostra três regiões, é possível visualizar que as regiões/espectros 2 e 3 possuem resquícios de zircônio, em contrapartida o espectro 1 mostra uma região rica em óxido de ferro, o que a partir disso pode vislumbrar a deterioração do revestimento como um todo, tanto a *top coat*, como a *bond coat*.

A Figura 5.77 mostra novamente um aglomerado de zircônia no espectro 1 e nos espectros 2 e 3 existe uma camada de óxidos, os óxidos de ferro e de cromo.

Espectros	C	O	Al	Cr	Mn	Fe	Ni	Zr	Soma
Espectro 1	37,65	20,98	0,48	3,02		7,01	2,78	28,08	100
Espectro 2	22,56	29,77		2,43	1,06	44,18			100
Espectro 3	16,45	26,59		21,67		27,77	3,76		96,24

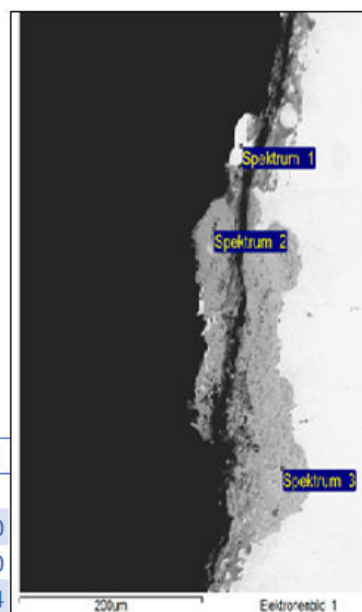


Figura 5.77 – Elementos presentes no revestimento após o experimento no forno – visão da seção (MEV/EDS)

As micrografias da Figura 5.76 e da Figura 5.77 mostram que o revestimento aplicado foi completamente destruído pela oxidação dos elementos do revestimento e do substrato. A deterioração do revestimento pode ser causada pela variação da temperatura durante o experimento, onde a diferença do coeficiente de expansão térmica entre as camadas e o crescimento da TGO geram tensões de tração e compressão entre elas, assim proporcionando a delaminação do revestimento.

Desta forma, foi possível verificar que o revestimento não foi capaz de suportar a oxidação proporcionada pelos gases de escape e a elevada temperatura.

As regiões ausentes de revestimento auxiliam na passagem dos gases de exaustão. Assim, esses gases entram em contato com substrato metálico e o oxida. Conseqüentemente a camada de óxido é gerada na superfície do metal e o revestimento é destruído.

6 CONCLUSÕES

A partir dos resultados encontrados pelo ensaio no forno, pode-se concluir que a temperatura do aço inoxidável austenítico (AISI 316) não ultrapassou a sua temperatura limite de operação para uma situação de temperatura constante de 925°C. Entretanto para uma situação de temperatura variável a temperatura do aço ultrapassou a temperatura limite de operação de 870°C.

O sistema de resfriamento teve um papel essencial na redução da temperatura do substrato metálico, entretanto foi mais eficaz na região inferior, próximo a base, e à medida que o fluido de arrefecimento se aproximava do topo da palheta sua eficácia diminuí, devido ao aumento de temperatura do mesmo.

A partir dos resultados encontrados pela análise de fluidodinâmica computacional da palheta aliada ao *conjugate heat transfer* foi possível concluir que a região próxima ao topo e ao bordo de fuga da palheta a sua temperatura ultrapassou a temperatura limite de operação.

As maiores temperaturas encontradas são 673°C, 797°C, 842°C e 953°C para cada temperatura de entrada de 900°C, 1000°C, 1100°C e 1200°C, respectivamente. Estes resultados mostram um aumento de aproximadamente 18%, 6% e 12% em temperatura, comparando as temperaturas de entrada de 900°C e 1000°C, 1000°C e 1100°C, e 1100°C e 1200°C, respectivamente.

A barreira térmica (TBC) e o sistema de resfriamento reduziram aproximadamente em 300°C a temperatura do substrato em relação a temperatura de entrada na turbina.

Como as diferenças entre os valores de temperatura encontrados no experimento C3X e na simulação são pequenas, pode-se concluir que a simulação possui um grau adequado de acurácia com a realidade vista no experimento.

A região mais próxima a base da palheta será mais susceptível a fadiga termomecânica e também susceptível a uma possível origem da trica do revestimento, isso devido aos altos valores de tensões encontrados nessa região, o que acarretará uma possível falha no revestimento. As regiões submetidas a temperaturas elevadas, ou seja, as regiões mais próximas ao topo da palheta estão mais sujeitas a fratura por fluência. A partir da análise da deformação pode-se verificar que a palheta sofrerá uma torção e um alongamento no sentido da base para o topo da palheta.

A partir da indentação Vickers na interface revestimento/substrato foi possível avaliar a aderência do revestimento antes e depois do experimento no forno, assim conclui-se que o revestimento está aderido ao substrato, entretanto não foi possível quantificar a força de aderência do revestimento.

Com base no revestimento criado pelo método de aspersão térmica por chama pode-se concluir que o método não criou uma camada uniforme na superfície do substrato, foi criada uma superfície rugosa e heterogênea. Isso devido ao gradiente de temperatura no fluxo de partículas, ao formato curvo da palheta, a interferência das partículas semifundidas e sólidas e a oxidação da partícula.

Segundo a análise semiquantitativa por EDS, pode-se concluir que o sistema TBC foi depositado sobre a palheta com uma estrutura lamelar e não uniforme, assim geraram-se regiões com *top coat* e *bond coat*, regiões com apenas *bond coat* e região sem revestimento.

Entretanto, a análise das micrografias obtidas por MEV e o EDS mostra que em algumas regiões o revestimento aplicado, *top coat*, foi destruído com a evolução de óxidos do substrato e da *bond coat*. Existem pequenas regiões onde se encontram resquícios de zircônia. Outras regiões, onde o sistema TBC foi completamente destruído a partir da evolução dos óxidos de ferro e de cromo. A delaminação pode ser causada também pela variação de temperatura.

Apesar do substrato metálico não ter atingindo valores críticos de temperatura, o revestimento falhou. Sua falha se originou possivelmente a partir da oxidação do substrato, assim conclui-se que a *bond coat* não protegeu o substrato contra a oxidação. Dessa forma, a sua oxidação delaminou o revestimento, logo o revestimento deteriorou-se.

7 PROJETOS FUTUROS

Os conhecimentos obtidos por meio da realização desta dissertação podem ser expandidos por meio de trabalhos que venham a complementar o estudo realizado, tornando-se, desta maneira sugestões para trabalhos futuros.

São sugeridos os seguintes tópicos de estudo:

- Realizar mudanças nos parâmetros de entrada no processo de revestimento tais como quantidade de passes, distância entre o jateamento e a peça, relação ar/combustível (acetileno), granulometria média do pó, entre outros.
- Realizar um revestimento por outro método de deposição, tais como aspersão térmica a plasma, HVOF, entre outros;
- Realizar um tratamento a laser após a realização dos revestimentos para melhorar a uniformidade, reduzir a porosidade, aumentar a aderência e melhorar o acabamento;
- Avaliar a palheta em uma turbina a gás em operação;
- Melhorar o arrefecimento do substrato metálico;
- Avaliar outros materiais de baixo custo para o substrato;
- Realizar a confecção da palheta por outro método.

REFERÊNCIAS

ADAMS, J. W.; MAZDIYASNI, K. S.; RUH, R. Young's Modulus, Flexural Strength, and Fracture of Yttria-Stabilized Zirconia versus Temperature. **Journal of the American Ceramic Society**, p. 903-908, Janeiro 1997.

ALMEIDA, D. S. **Estudo de revestimentos cerâmicos sobre substrato metálico, obtidos por deposição física de vapores por feixe de elétrons para aplicação como barreira térmica**. Tese (Doutorado em Engenharia e Tecnologia Espaciais/ Ciência e Tecnologia de Materiais e Sensores): INPE (Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais), 2005. 177 p.

ANSYS. **ANSYS CFX - Solver Theory Guide**. Canonsburg: ANSYS, Inc., 2013.

ASHGRIZ, N.; MOSTAGHIMI, J. An Introduction to Computational Fluid Dynamics. In: SALEH, J. **Fluid Flow Handbook**. New York: McGraw-Hill, v. 1, 2002. Cap. 24.

ASM INT. **ASM Handbook - Casting**. 9^a. ed. Ohio: The Materials Information Company, v. 15, 1992.

BACH, F. W.; LAARMANN, A.; WENZ, T. **Modern Surface Technology**. Weinheim: WILEY-VCH, 2006.

BERNSTEIN, H. L. High Temperature Coatings for Industrial Gas Turbine Users. [S.l.]: Texas A&M University, 1999.

BHASKARAN, R.; COLLINS, L. **Introduction to CFD Basics**, 2009. Disponível em: <<http://dragonfly.tam.cornell.edu/teaching/mae5230-cfd-intro-notes.pdf>>. Acesso em: 09 Setembro 2016.

BHATNAGAR, H.; GHOSH, S.; WALTER, M. E. Parametric studies of failure mechanisms in elastic EB-PVD thermal barrier coatings using FEM. **International Journal of Solids and Structures**, p. 4384-4406, 2006.

BOGARD, D. G. Airfoil Film Cooling. In: NETL, N. E. T. L. **The Gas Turbine Handbook**. Morgantown: NETL, 2006. Cap. 4.2.2.1.

BOYCE, M. P. **Gas Turbine Engineering Handbook**. 2^a. ed. Houston: Butterworth-Heinemann, 2002.

BRANDT, O. C. Mechanical Properties of HVOF Coatings. **Journal of Thermal Spray Technology**, p. 147-152, 1995.

BUNKER, R. S. Cooling Design Analysis. In: NETL, N. E. T. L. **The Gas Turbine Handbook**. Morgantown: NETL, 2006. Cap. 4.2.1.

CALLISTER, W. D.; RETHWISCH, D. G. **Materials Science And Engineering: An Introduction**. 8^a. ed. USA: Wiley, 2010.

CAO, X. Q.; BASSEN, R.; STOEVER, D. Ceramic materials for thermal barrier coatings. **Journal of the European Ceramic Society**, JANUARY 2004. 1-10.

CHICOT, D.; DÉMARÉCAUX, P.; LESAGE, J. Apparent interface toughness of substrate and coating couples from indentation tests. **Thin Solid Films**, v. 283, p. 151-157, September 1996.

CHYU, M. K. Recent Advances in Turbine Heat Transfer - With A View of Transition to Coal-Gas Based Systems. **Journal of Heat Transfer - ASME**, Março 2012. (031006-1)-(031006-9).

CLARKE, D. R.; OECHSNER, M.; PADTURE, N. P. **MRS Bulletin**, v. 37, 10, Outubro 2012.

CLARKE, D. R.; PHILLPOT, S. R. Thermal barrier coating materials. **Materials Today**, June 2005. 22-29.

COHEN, H.; ROGERS, G. F. C.; SARAVANAMUTTOO, H. I. H. **Gas Turbine Theory**. 4^a. ed. Harlow: Harlow: Longman Group, 1996.

COLLINS, J. A. **Failure of Materials in Mechanical Design: Analysis, Prediction, Prevention**. New York: John Wiley and Sons, 1993.

COMMITTEE ON COATINGS FOR HIGH-TEMPERATURE STRUCTURAL MATERIALS, COMMISSION ON ENGINEERING AND TECHNICAL SYSTEMS, NATIONAL MATERIALS ADVISORY BOARD, DIVISION ON ENGINEERING AND PHYSICAL SCIENCES, NATIONAL RESEARCH COUNCIL. **Coatings for High-Temperature Structural Materials: Trends and Opportunities**. [S.l.]: National Academies Press, 1996.

DAVIS, J. R. **Stainless Steels**. 2^a. ed. Ohio: ASM International, 1996.

DIESEL & GAS TURBINE PUBLICATIONS. Gas Turbine Engines. **Diesel & Gas Turbine Sourcing Guide**, 30 Maio 2016. Disponível em: <<http://www.dieselandgasturbineguide.net/engines.aspx?id=1>>.

EVANS, A. G. et al. Mechanisms controlling the durability of thermal barrier coatings. **Progress in Materials Science**, Issue 5 2001. 505-553.

GARCIA-ALONSO, D. et al. Pre-/During-/Post-Laser Processes to Enhance the Adhesion and Mechanical Properties of Thermal-Sprayed Coatings with a Reduced Environmental Impact. **Journal of Thermal Spray Technology**, p. 719-735, 2011.

GIAMEI, A. F.; FASM. Development of Single Crystal Superalloys: A Brief History. **Advanced Materials & Processes**, Hartford, p. 26-30, Setembro 2013.

GOWARD, G. W. Progress in coatings for gas turbine airfoils. **Surface and Coatings Technology**, 10 October 1998. 73-79.

HAN, J.; WRIGHT, L. M. Enhanced Internal Cooling of Turbine Blades and Vanes. In: NETL, N. E. T. L. **The Gas Turbine Handbook**. Morgantown: NETL, 2006. Cap. 4.2.2.2.

HANSSON, T.; SKOGSBERG, K. **Comparison of stress behavior in thermal barrier coatings using FE analyses**. Bachelor's Thesis: University West, 2012.

HARDWICKE, U. C.; LAY, Y.-C. Advances in Thermal Spray Coatings for Gas Turbines and Energy Generation: A Review. **Journal of Thermal Spray Technology**, p. 564-576, 2013.

HYLTON, L. D. et al. **Analytical and Experimental Evaluation of the Heat Transfer Distribution Over the Surface of Turbine Vanes**. Detroit: NASA, v. NAS 3-22761, 1983.

KARAIVANOV, V. **Lifetime Prediction Modeling Of Airfoils For Advanced Power Generation**. Tese de Doutorado: University of Pittsburgh, 2009.

KIM, J. H.; YANG, H. Y.; YOO, K. B. A study on life prediction of low cycle fatigue in superalloy for gas turbine blades. **Procedia Engineering**, 2011. 1997-2002.

LASALMONIE, A. Intermetallics: Why is it so difficult to introduce them in gas turbine engines? **Intermetallics**, Outubro–Novembro 2006. 1123-1129.

LI, Y. et al. Influence of TGO Composition on the Thermal Shock Lifetime of Thermal Barrier Coatings with Cold-sprayed MCrAlY Bond Coat. **Journal of Thermal Spray Technology**, v. 19, n. 1, p. 168-177, Janeiro 2010.

LIMA, C. C.; TREVISAN, R. **Aspersão Térmica: fundamentos e aplicações**. 2ª. ed. São Paulo: Artliber, 2007.

LIU, J. H. et al. Study on TBCs insulation characteristics of a turbine blade under serving conditions. **Case Studies in Thermal Engineering**, v. 8, p. 250-259, Setembro 2016.

MAHESH, R. A.; JAYAGANTHAN, R.; PRAKASH, S. Microstructural characteristics and mechanical properties of HVOF sprayed NiCrAl coatings on superalloys. **Journal of Alloys and Compounds**, n. 468, p. 392-405, 2009.

MARTENA, M. et al. Modelling of TBC system failure: Stress distribution as a function of TGO thickness and thermal expansion mismatch. **Engineering Failure Analysis**, Abril 2006. 409-426.

MATWEB. 316 Stainless Steel, annealed bar. **MatWeb Material Property Data**, 2017. Disponível em: <<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=dfced4f11d63459e8ef8733d1c7c1ad2&ckck=1>>. Acesso em: 15 Janeiro 2017.

MOAVENI, S. **Finite element analysis. Theory and application with ANSYS**. New Jersey: Prentice-Hall, 1999.

NG, H. W.; GAN, Z. A finite element analysis technique for predicting as-sprayed residual stresses generated by the plasma spray coating process. **Finite Elements in Analysis and Design**, p. 1235-1254, 2005.

OBERKAMPF, W. L.; TALPALLIKAR, M. Analysis of High-Velocity Oxygen-Fuel (HVOF) Thermal Spray Torch Part 1: Numerical Formulation. **Journal of Thermal Spray Technology**, v. 5, p. 53-61, March 1996.

OGRAMAC. Metalização. **Ogramac - Engenharia de Superfície**, 2011. Disponível em: <<http://www.ogramac.com.br/projeto/metalizacao.php>>. Acesso em: 13 Outubro 2016.

OSYKA, A. S. et al. Experience with metal/ceramic coating in stationary gas turbines. **Surface and Coatings Technology**, Volume 76 1995. 86-94.

PADTURE, N. P.; GELL, M.; JORDAN, E. H. Thermal Barrier Coatings for Gas-Turbine Engine Applications. **Science**, 12 Abril 2002. 280-284.

PAWLOWSKI, L. **The Science and Engineering of Thermal Spray Coatings**. 2^a. ed. Chichester: Wiley, 2008.

PICAS, J. A.; FORN, A.; MATTHÄUS, G. HVOF coatings as an alternative to hard chrome for pistons and valves. **Wear**, n. 261, p. 477-484, 2006.

PINGSHUN, M. et al. Finite element analysis of thermal stresses in ceramic/metal gradient thermal barrier coatings. **Journal of Wuhan University of Technology-Mater. Sci. Ed.**, Setembro 2005. 44-47.

PORTAL DAS MÁQUINAS. Centro de Usinagem Petrus DPT 80160. **Site do Portal das Máquinas**, 22 Julho 2016. Disponível em: <http://portalmaquinas.com.br/limeira/images/Centro_de_Usinagem_petrus_80160_2.jpg>.

PRAXAIR S.T. TECHNOLOGY, INC. **Technical Data Bulletin - ZRO-178**. Indianopolis: Praxair S.T. Technology, Inc., 2002.

PRAXAIR S.T. TECHNOLOGY, INC. **Powder Solutions Catalog**. Indianopolis: Praxair S.T. Technology, Inc., 2014.

REYHANI, M. R. et al. Turbine blade temperature calculation and life estimation - a sensitivity analysis. **Propulsion and Power Research**, Junho 2013. 148-161.

ROLLS-ROYCE. **The Jet Engine**. Derby: Rolls-Royce plc, 1996.

SAYERS, A. T. **Hydraulic and Compressible Flow Turbomachines**. Maidenhead: Mcgraw Hill Book, 1990.

SAYMA, A. **Computational Fluid Dynamics**. 1. ed. London: Ventus Publishing Aps, 2009.

SCHILKE, P. W. **Advanced Gas Turbine Materials and Coatings**. Schenectady: GE Energy, 2004.

SINGH, A. N. **Production, Fabrication, Selection of Stainless Steel**. New Delhi: Dolphin Books, 1991.

SIVAKUMAR, R.; MORDIKE, B. L. High temperature coatings for gas turbine blades: A review. **Surface and Coatings Technology**, 1989. 139-160.

SOARES, C. **Gas Turbine: A Handbook of Air, Land and Sea Applications**. USA: Butterworth-Heinemann, 2008.

STEPHENS, R. I. et al. **Metal Fatigue in Engineering**. 2. ed. New York: John Wiley and Sons, 2001.

TAFTI, D. K.; HE, L.; NAGENDRA, K. Large eddy simulation for predicting turbulent heat transfer in gas turbines. **Philosophical Transactions of the Royal Society A**, n. 372, p. 1-12, 2014.

TELEGINSKI, V. et al. Yb: fiber laser surface texturing of stainless steel substrate, with MCrAlY. **Surface and Coatings Technology**, Volume 260, 15 Dezembro 2014. 251-259.

THOLE, K. Turbine Cooling Design Analysis. In: NETL, N. E. T. L. **The Gas Turbine Handbook**. Morgantown: NETL, 2006. Cap. 4.1.

VABEN, R.; GEISEN, S.; STÖVER, D. Lifetime of Plasma-Sprayed Thermal Barrier Coatings: Comparison of Numerical and Experimental Results. **Journal of Thermal Spray Technology**, p. 835-845, 2009.

WALSH, P. P.; FLETCHER, P. **Gas Turbine Performance**. Oxford: Blackwell Science, 1998.

WANG, L. et al. Influence of pores on the thermal insulation behavior of thermal barrier coatings prepared by atmospheric plasma spray. **Materials and Design**, n. 32, p. 36-47, Julho 2010.

WILCOX, M. et al. **Guideline for Gas Turbine Inlet Air Filtration Systems**. Southwest Research Institute. 2010.

ZERAVCIC, V. S. et al. **RCM in Power Plant Practice Illustrated on Observation of Material Aging and Defining of Component Life Exhaustion**. International Conference of Power-Gen Middle East. Abu Dhabi: UAE. 2002.