



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CAMPUS TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Guilherme Dias Martins

**ANÁLISE DE ESTABILIDADE TÉRMICA DE COMBUSTÍVEIS DE AVIAÇÃO EM
ESCOAMENTOS EM ALTO NÚMERO DE REYNOLDS**

Florianópolis
2021

Guilherme Dias Martins

**ANÁLISE DE ESTABILIDADE TÉRMICA DE COMBUSTÍVEIS DE AVIAÇÃO EM
ESCOAMENTOS EM ALTO NÚMERO DE REYNOLDS**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Mecânica da Universidade Federal
de Santa Catarina para a obtenção do título de Mes-
tre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Amir Antônio Martins de Oliveira
Jr., Ph.D.

Florianópolis
2021

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Martins, Guilherme Dias

Análise de estabilidade térmica de combustíveis de aviação em escoamentos em alto número de Reynolds / Guilherme Dias Martins ; orientador, Amir Antônio Martins de Oliveira Jr., 2022.

127 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2022.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. HiReTS. 3. Estabilidade térmica. 4. Degradação termo oxidativa. 5. Combustíveis de aviação. I. de Oliveira Jr., Amir Antônio Martins . II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

Guilherme Dias Martins

ANÁLISE DE ESTABILIDADE TÉRMICA DE COMBUSTÍVEIS DE AVIAÇÃO EM ESCOAMENTOS EM ALTO NÚMERO DE REYNOLDS

O presente trabalho em nível de mestrado foi avaliado e aprovado por banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. Alexandre Kupka da Silva, Ph.D.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Amir Roberto De Toni Jr., Dr. Eng.
Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Eng. Mauro Iurk Rocha
CENPES-Petrobras

Certificamos que esta é a **versão original e final** do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Prof. Paulo de Tarso Rocha de Mendonça,
Ph.D.
Coordenador do Programa de
Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Prof. Amir Antônio Martins de Oliveira Jr.,
Ph.D.
Orientador

Florianópolis, 2021.

Este trabalho é dedicado à minha mãe e a todos aqueles que me apoiaram e fizeram parte desse projeto.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço à Deus pela vida e por me conduzir no caminho certo das coisas, sempre me dando forças para enfrentar novos desafios.

Agradeço à minha mãe Marta por me acompanhar em todos os momentos da minha vida, ao meu pai Benevides pelo suporte financeiro e aos meus irmãos William e Victor. Sem vocês não teria chegado aonde cheguei.

Agradeço a todos os familiares, avós, tios e primos que fizeram parte da minha vida. Em especial à minha avó Iracema (in memoriam) por ter sido o alicerce de toda a família Dias e o suporte em quaisquer situações.

Agradeço à minha namorada Alessandra pelo companheirismo, por estar sempre ao meu lado, sempre me incentivando a ser um grande homem. Sei que posso contar com você para o que der e vier. Sua presença é a principal fonte de motivação. Também agradeço à sua família por ter me acolhido de braços abertos.

Agradeço ao meu professor orientador Amir Antonio Martins de Oliveira Jr. por compartilhar seus conhecimentos, pela disponibilidade, pela oportunidade de participar de um grande projeto, pelos happy hours e pela paciência de poder me ajudar nos momentos difíceis.

Agradeço ao Gerson, ao Mauro, ao Edmilson e à Petrobras pelo projeto desenvolvido em parceria com o Labcet. Tenho certeza que será de grande contribuição para a ciência, para o desenvolvimento do conhecimento e pessoas.

Agradeço aos alunos Andressa, Arthur, Jonatas, Mariana pela contribuição na pesquisa, por dedicarem tempo, pelas ideias e pelo trabalho em equipe.

Agradeço aos colegas de laboratório e aos amigos que fiz durante minha jornada na universidade.

Agradeço a todos os docentes do Departamento de Pós-Graduação da Engenharia Mecânica da UFSC pelo conhecimento transmitido, pelos desafios das disciplinas e pela disponibilidade de ajudar.

“É muito melhor lançar-se em busca de conquistas grandiosas, mesmo expondo-se ao fracasso, do que alinhar-se com os pobres de espírito, que nem gozam muito nem sofrem muito, porque vivem numa penumbra cinzenta, onde não conhecem nem a vitória nem a derrota”.
(Roosevelt, 1924)

RESUMO

O querosene de aviação, além de ser o combustível para a propulsão de aeronaves a jato, é também utilizado como fluido lubrificante, hidráulico e arrefecimento, funções estas que o submetem a elevadas temperaturas durante a operação da aeronave. À medida que o combustível é aquecido, ele sofre degradação térmica, que pode gerar depósitos de carbono nas superfícies (uma forma de incrustação) e particulados sólidos em suspensão, prejudicando a transferência de calor e aumentando o risco de obstrução de orifícios de válvulas e injetores. A degradação termo-oxidativa se desenvolve por um mecanismo em cadeia na presença de oxigênio dissolvido. Neste trabalho, desenvolveu-se uma atualização do método *High Reynolds Number Thermal Stability Test* (HiReTS), através da utilização de novas tecnologias de *hardware*, para investigar a estabilidade termo-oxidativa de combustíveis de aviação. Neste teste, um tubo metálico é aquecido por efeito Joule enquanto o combustível escoava em seu interior durante um período pré-definido. Com a degradação do combustível e o crescimento de uma camada de depósito na superfície interna do tubo, ocorre o aumento da resistência interna à transferência de calor e, como resultado, a temperatura externa do tubo cresce. A temperatura externa é medida e utilizada para calcular um índice de estabilidade térmica denominado número de HiReTS (HN). O método padrão foi atualizado para permitir a medição de temperatura no capilar por câmera de termografia no infra-vermelho, a recirculação de combustível, a retirada de amostras para análises químicas e a aplicação de modelos para estimar a espessura do depósito. Utilizou-se tubos circulares com comprimento 152 mm, diâmetro interno 0,26 mm, diâmetro externo 1,66 mm e rugosidade relativa 1,2 %. Estes tubos se classificam como micro canais, ou mili canais, dependendo do critério utilizado. A taxa de aquecimento por efeito Joule é controlada para que o combustível deixe o tubo capilar na temperatura prescrita, que é de 563 K no teste padrão. O número de Reynolds do escoamento varia de 2000, na entrada do tubo, até 14000, na saída, caracterizando um escoamento na transição para plenamente turbulento. Foram realizados testes com 5 amostras, 2 com alta estabilidade e 3 com baixa estabilidade, sendo que os testes das amostras com baixa estabilidade empregaram a recirculação do combustível. Os testes com recirculação apresentaram deposição mais acentuada nas regiões centrais do capilar com espessuras de deposição, ao final dos testes, entre 5 e 7,5 μm , revelando uma alta taxa de degradação e possivelmente o esgotamento da concentração de oxigênio antes da saída do escoamento do capilar. A modelagem desenvolvida neste trabalho incluiu modelos analíticos unidimensionais e modelo numérico com axissimetria. Os modelos foram avaliados e utilizados para estimar a espessura do depósito e para evidenciar as características e limitações do método. A modelagem mostrou que efeitos transientes e de condução axial no capilar são negligenciáveis, mas a variação das propriedades com a temperatura e a inclusão de uma estimativa da perda de calor para o ambiente são necessários. Conclui-se que é necessário realizar testes com diferentes amostras de querosenes para avaliar a estabilidade termo-oxidativa, servindo inclusive como base na melhoria do método aplicado. Como melhoria proposta no método, recomenda-se a utilização de tubos com diâmetro maior, com menor rugosidade e a extensão da medição de temperatura para uma região maior do tubo capilar.

Palavras-chave: Estabilidade térmica. Degradação termo oxidativa. HiReTS. Bio-querosene de aviação.

ABSTRACT

Aviation kerosene, in addition of being the fuel for the propulsion of jet aircrafts, is also used as a lubricating, hydraulic and coolant fluid, functions that subject it to temperature rises during an aircraft operation. While flowing in contact with hot surfaces, the fuel undergoes thermal degradation, which can generate particulates and carbon deposits on the surfaces (a form of encrustation), impairing heat transfer and increasing the risk of clogging valves and injector orifices. The thermal degradation of fuel occurs in the presence of dissolved oxygen, through a chain reaction kinetics mechanism. The reactions lead to oxidation products (e.g., alcohols, ketones, and acids) which may later form solid-phase precursors. In this work, the High Reynolds Number Thermal Stability Test rig (HiReTS) was retrofitted with new technologies and the method was used to investigate the thermo-oxidative stability of aviation fuels. In this test, a metal tube is heated by Joule heating while the fuel flows within it for a set time. With the degradation of the fuel and the growth of a deposit layer on its inner surface, the internal resistance to heat transfer increases causing the increase of the external tube temperature. The external temperature is measured and used to calculate a thermal stability index named the HiReTS number (HN). The update of the standard method included an infrared camera to measure the external tube temperature, fuel recirculation, the possibility of sample extraction during test and the application of theoretical models to estimate the deposit thickness. Circular tubes with length of 152 mm, internal diameter 0.26 mm, external diameter 1.66 mm, and relative roughness of 1.2 % were used. These tubes are classified as microchannels, or millichannels, depending on the criteria used. The Joule heating rate was controlled so that the fuel leaves the tube at a prescribed temperature, which is 563 K for the standard test. The fuel flow Reynolds number varied from 2000 to 14000, varying from a transition to a fully developed turbulent flow regime. Five tests were performed, which 2 of them were considered thermally stable samples and 3 of them, thermally unstable samples. The tests for the unstable samples were performed applying recirculation, presenting heavy deposits formation, with estimated thickness at the end of the capillary tube between $5 \mu\text{m}$ and $7.5 \mu\text{m}$. The results also indicated a higher formation of deposits in intermediate positions along the tube, revealing a possible mechanism of exhaustion of oxygen and degradation precursors. The modeling includes one-dimensional analytical models and a two-dimensional, axisymmetric, numerical model. The models were used to evidence key characteristics of the flow, the estimation of the deposit thickness, and the limitations of the method. Within the correlations for the Nusselt number, the Pethukov correlation appeared to be the most suitable model for the internal heat transfer coefficient, resulting in a deviation of the predicted and measured external surface temperature smaller than 1 %. The modeling revealed that transient and axial conduction effects are negligible, however, the temperature-dependent properties and heat loss to the external environment must be considered. It is concluded that it is still necessary to carry out tests with different kerosene samples to evaluate the thermo-oxidative stability, serving even as a basis for improving the applied method. As an improvement for the method, it is recommended to increase the inner tube diameter with reduced internal roughness and extend the external surface temperature measurement to a larger region of the capillary tube.

Keywords: Thermal stability. Thermo-oxidative degradation. HiReTS. Aviation bio-kerosene.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Esquema do equipamento 60000-0 SETA HiReTS TESTER (COLBERT <i>et al.</i> , 2003)	24
Figura 2 – Identificação das posições de medição de temperatura no tubo capilar em relação à direção do escoamento e à saída do tubo (DUFFERWIEL, 2011). (b) Diferença de temperatura registrada pelo equipamento HiReTS durante o teste de uma amostra de querosene de aviação (WILSON, BLAKEY e SPALTON, 2010).	25
Figura 3 – Efeito da temperatura no consumo de oxigênio (ZABARNICK, 1993).	31
Figura 4 – Depósitos na superfície e no bulk para 185 °C e 225 °C (BALSTER; JONES, 1998).	32
Figura 5 – Depósitos na superfície e no bulk para 185 °C e 225 °C (BALSTER; JONES, 1998).	34
Figura 6 – Formação de depósitos em função do nível de oxigênio dissolvido (TAYLOR, 1992).	35
Figura 7 – Fluxograma do experimento (ERVIN; WILLIAMS, 1996).	36
Figura 8 – Perfis de depósitos de carbono para o combustível F-2980, com diferentes concentrações de O ₂ , para duas vazões (ERVIN; WILLIAMS, 1996).	38
Figura 9 – Curvas não-isotérmicas e isotérmicas para os combustíveis (JIA <i>et al.</i> , 2020a).	39
Figura 10 – Efeitos causados pela remoção dos depósitos na transferência de calor e na diferença de pressão (SMITH, 1969).	40
Figura 11 – Aparato experimental (PEI; HOU; REN, 2015).	42
Figura 12 – Parâmetros de escoamento com distribuição de deposição para os casos 1 (a) e 3 (b) (PEI; HOU; REN, 2015).	43
Figura 13 – Aparato experimental.	48
Figura 14 – Fluxograma da bancada experimental do projeto atual.	49
Figura 15 – Bomba HPLC para bombeamento do combustível.	49
Figura 16 – (a) Seção longitudinal e (b) seção transversal do tubo capilar (MARTINS, 2021).	51
Figura 17 – Tubo capilar instalado na seção de teste e representação esquemática do capilar (KHODABANDEH; FREDERICK, 2005).	52
Figura 18 – Sistema de aquisição de dados.	52
Figura 19 – Câmera de Infravermelho posicionada a 200 mm do capilar.	53
Figura 20 – Sistema de refrigeração do HiReTS.	54
Figura 21 – Mangueiras conectadas.	55

Figura 22 – Instalação das linhas de purga e recirculação/descarte (preparação e instalação).	55
Figura 23 – Painel de válvulas de alívio de pressão (esquerda), purga (centro) e de recirculação/descarte (direita).	56
Figura 24 – Componentes do sistema de circulação de combustível.	56
Figura 25 – Exemplo de dados coletados de um teste.	57
Figura 26 – Geometria do tubo e do depósito em uma dada seção transversal.	61
Figura 27 – Balanço de calor no fluido.	66
Figura 28 – Modelagem da perda de carga no capilar.	71
Figura 29 – Diferença de temperatura da superfície externa em função da posição no capilar e do tempo para: (a) Teste 1, (b) Teste 2, (c) Teste 3, (d) Teste 4 e (e) Teste 5, cujas condições são descritas na Tabela 8.	76
Figura 30 – Evolução das temperaturas da superfície externa do capilar (gráficos à esquerda) e do HN calculado ao longo do tempo (gráficos à direita), sendo (a) o Teste 1 de 120 min, (b) Teste 2 de 120 min, (c) Teste 5 de 55 min, (d) teste 3 de 30 min e (e) Teste 4 de 45 min.	79
Figura 31 – Espessura do depósito na região de medição do tubo capilar calculada com o modelo global (GADSBY, 2017) para os Testes (a) 1, (b) 3, (c) 4, e (d) 5.	81
Figura 32 – Distribuição de massa estimada para a região de teste do tubo capilar utilizando a densidade calculada $\rho_d = 850 \text{ kg/m}^3$. Em verde tem-se o Teste 1 de 120 min, em azul o Teste 3 de 30 min, em vermelho o Teste 4 de 45 min e em preto o Teste 5 de 55 min.	82
Figura 33 – Comparação entre as temperaturas superficiais externas medidas no teste 2 e as previsões utilizando 3 correlações para o número de Nusselt do escoamento interno, para todo o comprimento aquecido. As marcações em preto no gráfico representam as medições pela câmera de infravermelho na região de medição do tubo capilar.	84
Figura 34 – Temperatura externa do tubo capilar previstas pelo modelo numérico utilizando 3 correlações diferentes para o coeficiente de convecção do escoamento de combustível e medidas para os testes 1 e 2 no tempo de 5 min.	85
Figura 35 – Comparação entre as temperaturas médias de mistura do combustível previstas pelo modelo numérico utilizando 3 correlações diferentes para o coeficiente de convecção do combustível. Para os 3 casos a temperatura do fluido quase não sofreu alteração.	86
Figura 36 – Números de Reynolds e Nusselt ao longo do comprimento aquecido do capilar previstos pelo modelo numérico para as 3 correlações.	87

Figura 37 – Comparação entre os números de Prandtl para as temperaturas do combustível e da parede, calculadas usando a correlação de Pethukov. Em torno da posição de 0,04m o número de Prandtl fluido começa a convergir para Prandtl parede.	88
Figura 38 – Evolução no tempo das temperaturas de saída do combustível e da superfície externa do capilar na região de saída, prevista usando a correlação de Pethukov. O sistema rapidamente entra em regime permanente após 4 segundos.	89
Figura 39 – Temperaturas do combustível, superfície interna e superfície externa, ao longo da região aquecida do capilar, previstas usando a correlação de Pethukov.	90
Figura 40 – Crescimento da temperatura da superfície externa do capilar ao longo do tempo para um teste com temperatura de saída do combustível de 230 °C reportado por (GADSBY, 2017). Nota-se que o escoamento se dirige da direita para a esquerda.	90
Figura 41 – Taxas de geração de energia e de transferencia de calor ao longo do tubo capilar previstas pelo modelo numérico usando a correlação de Pethukov.	92
Figura 42 – Comparação entre as temperaturas ao longo do raio do capilar previstas pelo modelo numérico e pelo modelo analítico distribuído, na posição $x = 0,1$ m.	93
Figura 43 – Evolução no tempo das temperaturas da superfície externa e do fluido na saída do capilar com baixa (a) e alta degradação (b).	93
Figura 44 – Temperaturas do combustível, superfície interna e superfície externa, ao longo da região aquecida do capilar, previstas usando a correlação de Pethukov. A Fig. 44 (a) representa o modelo para baixa taxa de degradação enquanto que a Fig 44 (b) representa alta taxa. A temperatura do fluido é a temperatura média de mistura.	94
Figura 45 – Espessura do depósito formado ao longo do capilar para um teste de 120 min. Para baixa taxa observa-se espessuras da ordem de 3,3 μm , enquanto para alta taxa, o valor de 37 μm é observado na saída do tubo capilar	95
Figura 46 – Diâmetro interno ao longo do capilar para um teste de 120 min.	96
Figura 47 – Distribuição da velocidade do combustível ao longo do capilar.	97
Figura 48 – Taxas de transferência de calor nas superfícies interna, externa, e taxa de geração de energia térmica, ao longo do capilar, previstas pelo modelo teórico.	97
Figura 49 – Relação entre as taxas de transferência de calor para o ambiente externo (total) e para o combustível, ao longo do capilar.	98

Figura 50 – Relação entre as taxas de transferência de calor por radiação e por convecção para o ambiente externo, ao longo do capilar.	98
Figura 51 – Distribuição da pressão do combustível (absoluta) ao longo do capilar. As pressões nos distribuidores de entrada e saída são mostradas pelas linhas vermelha e azul.	99
Figura 52 – Distribuição da pressão do combustível e da pressão de saturação em função da temperatura do combustível.	99
Figura 53 – Função de 4° de ajuste da viscosidade dinâmica.	113
Figura 54 – Função de 4° de ajuste da viscosidade cinemática.	114
Figura 55 – Função de 1° de ajuste da densidade.	114
Figura 56 – Função de 1° de ajuste da condutividade térmica.	115
Figura 57 – Função de 1° de ajuste do calor específico.	115
Figura 58 – Curva de ajuste de pressão de vapor do combustível JET A-1.	117
Figura 59 – Recipientes de amostra e descarte de querosene.	124
Figura 60 – Tubo capilar montado.	125
Figura 61 – Chave de torque e duas chaves de boca de 8 mm.	125
Figura 62 – Tubo capilar conectado ao sistema.	126
Figura 63 – Tubo capilar testado e identificado.	127

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Resumo das especificações das querosenes de aviação para a aviação civil, adaptado de (NELSON; REDDY, 2018).	28
Tabela 2 – Efeito dos metais na estabilidade térmica do Avtur 50 (adaptado de (SMITH, 1967)).	32
Tabela 3 – Composição do RP-3 e RP-3-t (adaptado de (JIA <i>et al.</i> , 2020a)). . .	37
Tabela 4 – Massa de depósitos para diferentes casos (adaptado de (PEI; HOU; REN, 2015)).	42
Tabela 5 – Resumo da Literatura.	45
Tabela 6 – Caracterização físico-química do QAV utilizado nesse trabalho. . . .	47
Tabela 7 – Erros de medição dos subconjuntos do equipamento HiReTS. . . .	58
Tabela 8 – Condições dos testes realizados.	74
Tabela 9 – Resultados finais dos testes realizados: $p_{f,e}$ inicial e $p_{f,e}$ final são as pressões no início e final do teste medidas na entrada do capilar e HN é número HiRETS. Os testes 1 e 2 utilizaram amostras de 5000 ml e as amostras de 700 ml para os testes 3, 4 e 5.	75
Tabela 10 – Massa de depósito na região de medição estimada com o modelo global e medida por um método gravimétrico (MARTINS, 2021) para os testes 1, 3, 4 e 5.	83
Tabela 11 – Constantes do modelo cinético de Arrhenius para a taxa de degradação de dois casos típicos.	91
Tabela 12 – Valores de temperatura calculados pelo modelo numérico para dois casos típicos de formação de depósito.	94
Tabela 13 – Valores de espessura de depósito, velocidade do escoamento, números de Reynolds e Nusselt e razão entre os fluxos de calor externo (total) e interno calculados pelo modelo numérico para dois casos típicos de formação de depósito. Obs. (1): As pressões listadas em $x = 0,125$ mm são as pressões de entrada no capilar.	95
Tabela 14 – Comparação dos valores de espessura de depósito e_d calculados numericamente e os valores calculados pelo modelo de Gadsby (2017) (Eq. 23), quando aplicado sobre os valores de temperatura externa T_2 calculados pelo modelo numérico.	96
Tabela 15 – Constantes das propriedades do aço inox.	116
Tabela 16 – Propriedades do depósito.	116

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANP	Agência Nacional do Petróleo, Gas Natural e Biocombustíveis
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
ATAG	<i>Air Transport Action Group</i>
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
DEFSTAN	<i>Defence Standards</i>
ESI-MS	Electrospray Ionization Mass Spectrometry
FFP	<i>Fit-for-purpose</i>
GHG	<i>Greenhouse gases</i>
HDPE	Polietileno de Alta Densidade
HiReTS	<i>High Reynolds Number Thermal Stability</i>
HN	Número de HiReTS
HPLC	<i>High Performance Liquid Chromatography</i>
IATA	<i>International Air Transport Association</i>
JFTOT	<i>Jet Fuel Thermal Oxidation Test</i>
LCA	<i>Life Cycle Assessment</i>
NAFTSS	<i>Navy Aviation Fuel Thermal Stability Simulator</i>
PDSC	<i>Pressure Differential Scanning Calorimetry</i>
ppm	partes por milhão
PT100	Detector de Temperatura por Resistência
PVC	Policloreto de Vinila
PWM	<i>Pulse Width Modulation</i>
QAV	Querosene de Aviação
RP	<i>Rocket Propellant</i>
RSSOT	<i>Rapid Small Scale Oxidation Tests</i>
SAF	<i>Sustainable Aviation Fuel</i>
SHIQ	<i>Short High-Heat Flux</i>
TOFT	<i>Thermal Oxidation Fuel Tester</i>
TR	<i>Tubular Reactor</i>
UV-vis	<i>Ultraviolet Visible</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

CO_2	Dióxido de carbono
T_{Final}	Temperatura do último tempo de medição
T_{Min}	Temperatura mínima
n	Posição do ponto de medição no capilar
RH	Molécula de hidrocarboneto
R^\bullet	Radical formado pela remoção de hidrogênio da molécula
RO_2^\bullet	Radical peroxila
RO_2H	Hidroperóxido orgânico
r_0	Taxa de formação de radical
k_1, k_2, k_3	Constantes de taxa de reação
k_0	Constante de taxa de reação
A_0	Fator pré-exponencial de Arrhenius
T_f	Temperatura do fluido
R_0	Constante universal dos gases
E_a	Energia de ativação
S_{f1}	Termo fonte da reação de auto-oxidação de formação de precursores
A_{b1}	Fator pré-exponencial
E_{b1}	Energia de ativação
T_b	Temperatura do fluido
a_b	Ordem da reação do n-dodecano
b_b	Ordem da reação do oxigênio
D_{O_2}	Coeficiente de difusão do oxigênio no combustível
A_p	Fator pré-exponencial para deposição na parede
E_p	Energia de ativação para a deposição na parede
A_d	Fator pré-exponencial para a reação de decomposição
E_d	Energia de ativação para a reação de decomposição
R_2	Raio interno do tubo capilar
R_3	Raio externo do tubo capilar
R_1	Raio interno do depósito
Q_f	Taxa de transferência de calor para o fluido
m_f	vazão mássica do combustível
c_p	Calor específico médio do combustível
T_e	Temperatura média do combustível na entrada do capilar
T_s	Temperatura média do combustível de saída do capilar
T_m	Temperatura axial do combustível
T_h	Temperatura do capilar homogênea radialmente
R_t	Resistência térmica global
h_f	Coeficiente de convecção médio do combustível

k_d	Condutividade térmica do depósito
L_h	Comprimento aquecido do capilar
e_d	Espessura do depósito
T_i	Temperatura de interface entre depósito e capilar
Bi_1	Número de Biot em R_1
k_c	Condutividade térmica do capilar
h_e	Coefficiente de convecção efetivo incluindo convecção e radiação
Bi_3	Número de Biot em R_3
φ_2	Geração de energia adimensional
φ_3	Geração de energia adimensional
T_S	Temperatura da superfície externa do capilar
P_u	Perímetro de transferência de calor com o fluido
q''_{in}	Fluxo de calor para o combustível
ρ_c	Massa específica do tubo capilar
$c_{p,c}$	Calor específico do tubo capilar
R''_d	Resistência térmica por unidade de área
g_c	Taxa de geração de energia térmica
N_x	Número de volumes finitos na direção axial
N_r	Número de volumes finitos na direção radial
k_t	Instante de tempo na discretização temporal
A_1	Área transversal interna do tubo capilar
$\langle u \rangle$	Velocidade média de escoamento do combustível
Re	Número de Reynolds
ν_f	Viscosidade cinemática do fluido
μ_f	Viscosidade dinâmica do fluido
k_f	Condutividade térmica do combustível
Nu_f	Número de Nusselt para escoamento do combustível
Ra	Número de Rayleigh
$\langle T_s \rangle$	Temperatura média da superfície externa do capilar
T_a	Temperatura da superfície interna da cavidade da seção de testes
β_a	Coefficiente de expansão volumétrica
ν_a	Viscosidade cinemática do ar no interior da cavidade
α_a	Difusividade térmica do ar no interior da cavidade
Nu_a	Número de Nusselt para transferência de calor por convecção natural a partir de um fio vertical
h_∞	Coefficiente global de transferência de calor para o ambiente externo
k_a	Condutividade térmica do ar no interior da cavidade
σ	Constante de Stefan-Boltzmann
ε	Emissividade da superfície do capilar

q''_{out}	Fluxo de calor para o ambiente
$p_{f,s}$	Pressão de saída no conector de saída
$p_{f,e}$	Pressão de entrada no conector de entrada
ρ_f	Densidade do combustível
D_1	Diâmetro interno
D_e	Diâmetro do conector de saída
f_1	Fator de atrito
K_e	Coeficiente de perda de carga localizada na entrada do capilar
m_d	Massa de depósito
ρ_d	Massa específica do depósito
HN	Número de HiReTS
Nu	Número de Nusselt
Pr	Número de Prandtl

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	21
1.1	APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA	21
1.2	OBJETIVOS	26
1.2.1	Objetivo Geral	26
1.2.2	Objetivos Específicos	27
2	REVISÃO DE FUNDAMENTOS E ESTADO DA ARTE	28
2.1	CLASSIFICAÇÃO E ESPECIFICAÇÃO DE COMBUSTÍVEIS	28
2.2	CONCEITOS GERAIS DA DEGRADAÇÃO TERMO OXIDATIVA	29
2.3	PARÂMETROS QUE AFETAM A DEGRADAÇÃO TERMO-OXIDATIVA	31
2.3.1	Efeito da temperatura	31
2.3.2	Efeito catalítico de metais e de geometria	31
2.3.3	Efeitos da concentração de oxigênio dissolvido	33
2.3.4	Efeitos da hidrogenação nos combustíveis	37
2.3.5	Efeito dos depósitos na transferência de calor	39
2.3.6	Efeito do número de Reynolds na formação de depósitos	40
2.4	OUTRAS TÉCNICAS PARA ANÁLISES DE ESTABILIDADE TERMO-OXIDATIVA.	43
2.5	RESUMO DAS REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	45
3	MATERIAIS E MÉTODOS	47
3.1	COMBUSTÍVEL	47
3.2	APARATO EXPERIMENTAL	48
3.3	DIAGRAMA DE FLUXO	48
3.4	BOMBA DE COMBUSTÍVEL	49
3.5	TUBO CAPILAR	50
3.6	SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS E CÂMERA DE TERMOGRAFIA	50
3.7	TROCADOR DE CALOR	53
3.8	SISTEMA DE COMBUSTÍVEL	54
3.9	TRATAMENTO DOS DADOS MEDIDOS	56
3.10	ERROS DE MEDIÇÃO	57
4	MODELAGEM	60
4.1	MODELO ANALÍTICO GLOBAL	60
4.2	MODELO ANALÍTICO DISTRIBUÍDO NA DIREÇÃO RADIAL	63
4.2.1	Condução de calor no depósito	64
4.2.2	Condução de calor no capilar	64
4.2.3	Condição de acoplamento	65
4.2.4	Espessura do depósito	65
4.2.5	Transferência de calor no combustível	66

4.2.6	Procedimento de cálculo	67
4.3	MODELO NUMÉRICO	67
4.3.1	Procedimento de cálculo	69
4.4	TRANSFERÊNCIA DE CALOR E PERDA DE CARGA	69
4.4.1	Transferência de calor para o combustível	69
4.4.2	Transferência de calor para o ambiente externo	70
4.4.3	Perda de carga no escoamento de combustível	71
4.5	CINÉTICA QUÍMICA DE FORMAÇÃO DE DEPÓSITOS	72
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	74
5.1	RESULTADOS EXPERIMENTAIS	74
5.1.1	Resultados do teste padrão	74
5.1.2	Variação do HN ao longo do tempo de teste	77
5.1.3	Espessura do depósito calculada com o modelo global	80
5.2	RESULTADOS DA MODELAGEM	83
5.2.1	Avaliação das correlações para o escoamento interno	83
5.2.2	Resultados para escoamento sem deposição	88
5.3	EFEITO DA FORMAÇÃO DE DEPÓSITO	91
6	CONCLUSÃO	100
6.1	RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	101
	REFERÊNCIAS	103
	APÊNDICE A – PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DOS FLUIDOS E MATERIAIS	113
A.1	COMBUSTÍVEL	113
A.1.1	Viscosidade dinâmica	113
A.1.2	Viscosidade cinemática	113
A.1.3	Densidade	114
A.1.4	Condutividade térmica	115
A.1.5	Calor Específico	115
A.2	AÇO INOX	116
A.3	DEPÓSITO	116
A.4	PRESSÃO DE VAPOR DO COMBUSTÍVEL	116
	APÊNDICE B – CORRELAÇÕES PARA ATRITO VISCOSO E TRANS- FERÊNCIA DE CALOR	118
B.1	ATRITO VISCOSO	118
B.1.1	Tubos lisos	118
B.1.2	Tubos rugosos	118
B.2	TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO ESCOAMENTO INTERNO	119
B.2.1	Equações na forma de lei de potência	119
B.2.2	Equações derivadas da estrutura do escoamento turbulento	120

B.3	TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO ESCOAMENTO EXTERNO . . .	122
	APÊNDICE C – PROCEDIMENTO PARA UM EXPERIMENTO PA- DRÃO	124

1 INTRODUÇÃO

1.1 APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA

Aproximadamente, 9,5 % de cada barril de petróleo, em média mundial, são usados na produção de combustível de aviação (JOHNATHAN; ZIA; JOSHUA, 2018). Em base anual, isso representa um consumo entre 1,5 e 1,7 bilhões de barris de petróleo para produzir combustíveis de aviação. Estudos apontam que a indústria de aviação contribui entre 2 % e 3,5 % da emissão total de dióxido de carbono na atmosfera, dependendo da forma de quantificação. O setor de aviação, embora mais tardiamente que o setor automotivo, tem sofrido pressões para a redução da emissão de poluentes e de gases promotores de efeito estufa (GHG, na sigla em inglês).

Dessa forma, em 2009 as companhias aéreas filiadas à IATA (*International Air Transport Association*) comprometeram-se em aumentar a eficiência do uso de combustíveis em 1,5 % ao ano até 2020 e reduzir as emissões pela metade até 2050 em relação aos dados coletados em 2005, o que implicaria em um corte da emissão de aproximadamente 325 milhões de toneladas de CO_2 em 2050. O estudo publicado em 2009 representou a primeira reação organizada de um setor inteiro da economia em resposta aos riscos colocados pelas mudanças climáticas globais (IATA, 2009).

Como resultado dessa iniciativa, o relatório publicado em 2020 pela ATAG (ATAG, 2020) menciona que a aplicação de tecnologias disponíveis resultou em uma redução da emissão de CO_2 por assento e quilômetro de voo da aviação comercial em 21,5 % em relação aos valores de 2009. Este mesmo documento, menciona que as ações que potencialmente terão o maior impacto nas reduções projetadas serão: (1) a redução da massa total das aeronaves, (2) a viabilização de aeronaves operando com eletricidade e hidrogênio e (3) a utilização de combustíveis de aviação sustentáveis (*Sustainable Aviation Fuel - SAF*, na sigla em inglês).

Biocombustíveis são alternativas renováveis reconhecidas para a substituição de combustíveis fósseis em aplicações de mobilidade (VALENCIA; CARDONA, 2014). O estudo de 2020 reconhece que a aplicação de propulsão a eletricidade e a hidrogênio em aeronaves com mais de 200 assentos tem pequena probabilidade de se tornar comercial antes de 2030. Ainda, embora essas tecnologias possam atingir maturidade para voos curtos em um período de tempo menor, a aviação em distâncias médias e longas, que representa 75 % de todas as emissões do setor de aviação, dependerá de SAF por um tempo ainda longo. Estimativas mostram que as emissões totais no ciclo de vida (*Life Cycle Assessment - LCA*, na sigla em inglês), da fonte à propulsão, dos SAF é, pelo menos, 80 % menor que as emissões dos combustíveis fósseis (ATAG, 2020).

Portanto, como primeira etapa do aumento da sustentabilidade do setor de aviação em curto prazo, existe uma pressão internacional crescente para a viabilização de

combustíveis alternativos que promovam redução das emissões de GHG, sem a necessidade de mudança na infraestrutura de distribuição e utilização dos combustíveis, ou seja, a criação de misturas denominadas *drop-in fuels* (GROUP, 2009). Atualmente, a percentagem de SAF nos combustíveis comerciais de aviação é menor que 0,1 %. A fim de atingir economicidade no mercado mundial, a contribuição de SAF no mercado de combustíveis de aviação deve crescer para 2,5 % em 2025 e, então, aumentar em uma taxa ainda maior até 2030 (O'MALLEY; PAVLENKO; SEARLE, 2021).

A comercialização de novos combustíveis requer um rigoroso processo de homologação. No Brasil, a Resolução 37 de 1 dezembro de 2009 da Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis - ANP define as especificações técnicas da querosene de aviação (QAV). A norma da ANP é baseada nas normas ASTM D1655 (ASTM, 2017) e DEFSTAN 91-091 (DEFSTAN, 2019) que definem os requisitos de combustíveis convencionais derivados de petróleo. A regulamentação para a certificação técnica de SAF é a norma ASTM D7566 (ASTM, 2021), a qual define as tecnologias, condições e características que podem ser usadas para produzir SAF. Esta norma é organizada em anexos que definem as propriedades e requisitos de composição para cada combustível que pode ser misturado com os combustíveis convencionais de aviação. Assim, cada novo combustível adicionado à norma ASTM D7566 fica autorizado a ser misturado aos combustíveis convencionais e abastecer todas as aeronaves certificadas a operar com combustível de aviação tipo Jet A.

A norma ASTM D4054 foi desenvolvida para fornecer recomendações ao produtor quanto à avaliação de candidatos a combustíveis alternativos de aviação. Essa norma apresenta um processo iterativo, no qual o produtor produz amostras do combustível e mede composição, propriedades e desempenho. Os testes utilizados avançam progressivamente da medição de propriedades básicas especificadas nas normas para as propriedades adicionais denominadas de *fit-for-purpose (FFP) properties*, testes em motores e equipamentos de bancada, e testes em motores convencionais em operação normal. O processo todo envolve todos os elos da cadeia de produção e utilização de combustíveis de aviação e tende a ter um custo bastante alto.

Dentre as propriedades básicas especificadas nas normas, está a estabilidade termo-oxidativa. Esta propriedade mede a tendência de um combustível de aviação sofrer degradação térmica, formando precipitados e depósitos sólidos insolúveis, quando aquecido durante a sua circulação no sistema de combustível de aeronaves. O sistema de gerenciamento térmico de turbinas utiliza o combustível como fluido de trabalho para remover calor de mancais, transmissões, bombas, geradores e conversores de energia (BULLOCK; HOBDA; LEWIS, 1999; HUANG; SPADACCINI; SOBEL, 2004; LANGTON *et al.*, 2010; MORRIS; MILLER; LIMAYE, 2006). Conforme a temperatura do combustível aumenta, as reações químicas quebram as moléculas de hidrocarbonetos e formam precursores de particulados. Os particulados são formados em suspensão

e também na forma de depósitos de carbono que aderem às superfícies de troca, formando um filme insolúvel (JANKOWSKI, 2010; KENDALL; CLARK; WOLVERIDGE, 1987). Os depósitos formados podem levar a falhas de operação, ocasionando desligamento abrupto do motor pela constrição e obstrução do escoamento de combustível nos bicos injetores, além de dificultar a troca de calor devido a presença de incrustação nas superfícies. Outros possíveis problemas que podem ocorrer são danos causados nas pás das turbinas pelo impacto desses depósitos sólidos e mudança no perfil de temperatura de saída da câmara de combustão, ocasionando perda de eficiência e redução do intervalo de manutenção (SARNECKI; GAWRON, 2017). O momento mais crítico durante um voo acontece durante o pouso, quando há uma redução na vazão de combustível, aumentando o tempo de residência em superfícies aquecidas (KABANA *et al.*, 2011; EDWARDS, 2007).

A ASTM, na década de 1970, desenvolveu e padronizou o teste *Jet Fuel Thermal Oxidation Test – JFTOT* (D3241, 2019). Neste método, o combustível é bombeado em escoamento laminar sobre a superfície interna aquecida de um tubo com seção transversal anular. Imediatamente a seguir, o combustível escoava através de um filtro padronizado. A temperatura da superfície é medida por um termopar instalado no interior do cilindro que forma a parte central do tubo anular. A queda de pressão através do filtro é medida por um transdutor de pressão. Neste teste observa-se o aspecto do depósito sobre a superfície cilíndrica e a perda de carga através do filtro causada pela deposição dos resíduos da degradação do combustível. O resultado do teste é basicamente a aprovação ou reprovação do combustível de acordo com o aspecto visual do depósito formado sobre a superfície e pelo valor da perda de carga. A temperatura da superfície pode ser continuamente aumentada de forma a determinar a temperatura de degradação do combustível, denominada de *breakpoint temperature*. É necessário um tempo considerável de teste para a determinar a temperatura de degradação, entretanto tem-se a vantagem de requerer um pequeno volume de combustível. Em geral, um teste do tipo JFTOT pode ser realizado com cerca de 600 ml de amostra de combustível, o que é atrativo na fase de desenvolvimento de novas misturas e processos.

A metodologia *High Reynolds Number Thermal Stability - HiReTS* foi desenvolvida pelas Universidades de Sheffield e de Leeds na Inglaterra na década 1990 em parceria com a Shell (Shell Global Solutions, Fuel Business Group) (D6811, 2007). É um teste quantitativo, de curta duração e automatizado, que visa verificar a estabilidade térmica de querosenes de aviação. Nessa mesma época, a empresa Stanhope-Seta (London Street, Chertsey, Surrey, UK) desenvolveu e passou a comercializar o equipamento 60000-0 SETA HiReTS TESTER que permitia operação automática, configuração de parâmetros pelo usuário e cálculo do HN, o *HiReTS number*, diretamente após o teste. Nesse equipamento, a potência térmica de aquecimento do combustível é

controlada para manter constante a temperatura de saída de um tubo capilar, enquanto que a temperatura superficial ao longo do capilar é medida por um pirômetro ótico que varre a superfície do tubo capilar.

O método HiReTS é o foco deste trabalho. A Figura 1 apresenta um esquema funcional do equipamento 60000-0 SETA HiReTS TESTER (COLBERT *et al.*, 2003). O equipamento possui uma bomba de deslocamento positivo (bomba HPLC) que fornece um escoamento com vazão constante de 35 ml/min. O combustível escoar no interior de um tubo capilar de aço inoxidável, com diâmetro interno de 0,25 mm e comprimento de 152 mm, que é aquecido ao longo do seu comprimento por efeito Joule. Externamente, o tubo é pintado com uma tinta negra para aproximar a emissividade de radiação igual a 1. Um pirômetro ótico é utilizado para medir a temperatura externa do tubo. Após passagem pelo capilar, o combustível é resfriado em um trocador de calor e lançado para um reservatório de saída. Um rotâmetro na tubulação de saída permite a aferição da vazão e a visualização da passagem de possíveis bolhas de ar durante o enchimento da tubulação no início dos testes.

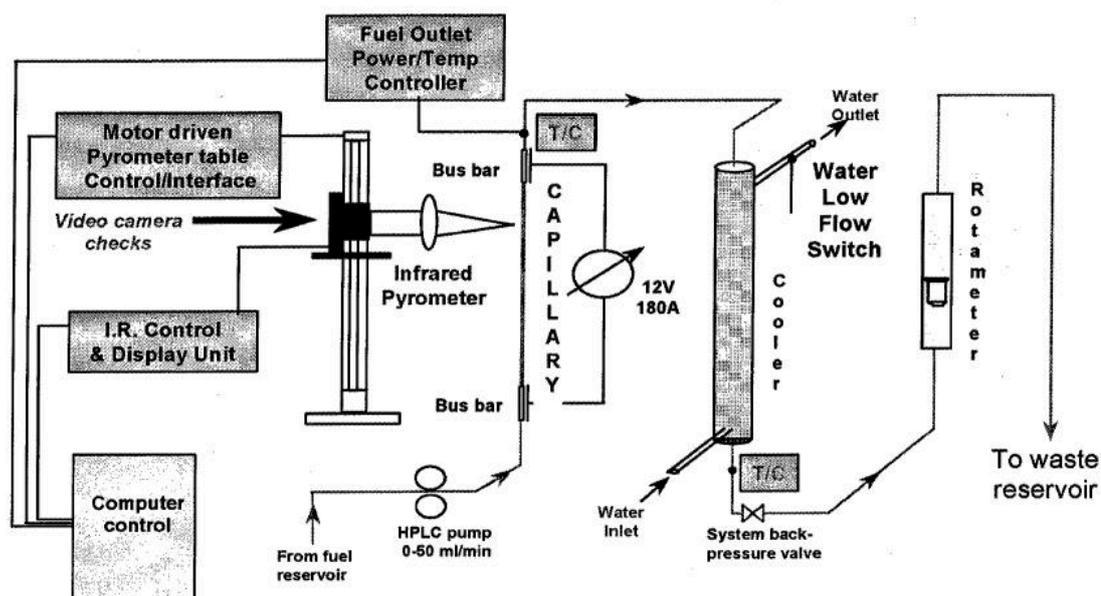


Figura 1 – Esquema do equipamento 60000-0 SETA HiReTS TESTER (COLBERT *et al.*, 2003)

O princípio do método pode ser explicado como segue. A parede do tubo é aquecida por efeito Joule devido à aplicação de uma tensão elétrica e passagem de corrente. O tubo possui parede com seção transversal constante e, portanto, a geração de calor é uniforme, impondo ao escoamento uma condição de fluxo de calor uniforme. O aquecimento do combustível, à medida que este escoar no interior do tubo, causa a sua degradação térmica com a formação de espécies químicas insolúveis. À medida que o combustível escoar, essas espécies químicas produtos da degradação

depositam-se na parede do tubo resultando no crescimento de uma incrustação. Com a presença da incrustação, surge uma resistência térmica de condução adicional na parede interna do tubo. Sendo o fluxo de calor constante, a temperatura externa aumenta. O pirômetro óptico mede a temperatura externa do tubo através de uma varredura em várias posições pré-definidas, ao longo do tempo de teste. A Figura 2(a) mostra as posições ao longo do tubo capilar onde são medidas as temperaturas superficiais em relação à direção do escoamento e à saída do tubo. A diferença entre a temperatura medida em cada passagem do pirômetro e a menor temperatura medida durante o teste é registrada. A Figura 2(b) mostra um desses registros em função da posição ao longo do capilar e do tempo ao longo do teste, para um determinado combustível. A figura também identifica a direção do escoamento. Em geral, os testes são relativamente rápidos (65 ou 125 min) e podem ser realizados com cerca de 5 litros de amostra de combustível.

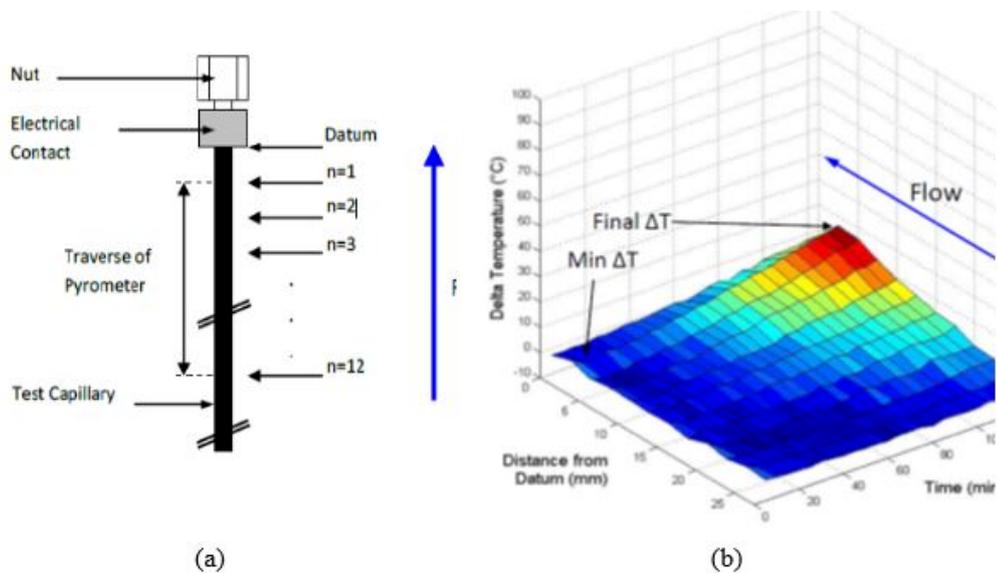


Figura 2 – Identificação das posições de medição de temperatura no tubo capilar em relação à direção do escoamento e à saída do tubo (DUFFERWIEL, 2011). (b) Diferença de temperatura registrada pelo equipamento HiReTS durante o teste de uma amostra de querosene de aviação (WILSON, BLAKEY e SPALTON, 2010).

A partir da medição das diferenças de temperatura, dois índices são calculados:

$$HiReTS \text{ Total Number} = \sum_{n=1}^9 (T_{Final} - T_{Min})_n \quad (1)$$

$$HiReTS \text{ Peak Number} = (T_{Final} - T_{Min})_{n=\max\Delta T} \quad (2)$$

onde T_{Final} é a temperatura da última medição, T_{Min} é a temperatura mínima e n é a posição do ponto de medição.

Esses índices são usados como indicadores da estabilidade de um combustível. Um combustível é considerado adequado quando os valores dos índices são menores que 1000 (EMENS *et al.*, 2004).

Embora seja geralmente aceito que o escoamento turbulento aproxima melhor as condições nos sistemas de combustíveis de aeronaves, o teste JFTOT continua sendo o padrão da indústria para homologação de combustíveis e existe uma quantidade considerável de conhecimento baseado nos resultados deste método. Assim, a aplicação do teste HiReTS na sua forma atual envolve as seguintes limitações:

- Não existe uma correlação objetiva entre os resultados obtidos no teste padrão JFTOT, que emprega um escoamento laminar de combustível, versus os resultados do teste HiReTS, o qual opera com escoamento turbulento em uma configuração geométrica de escoamento diferente (PANDE *et al.*, 2001).
- Não existe uma previsão de realização de teste contínuo com uma amostra de combustível que é continuamente aquecida e resfriada aplicando-se um sistema de recirculação durante o teste, de modo a desenvolver uma correlação para a degradação na operação contínua em uma aeronave.
- Não existe uma caracterização dos depósitos sólidos formados no teste HiReTS de uma maneira que eles possam ser correlacionados com os precipitados formados no teste JFTOT.

Este trabalho enfoca o uso do método HiReTS para a análise da estabilidade termo-oxidativa de combustíveis de aviação. Propõe-se a atualização do equipamento visando a modernização do método padrão, a implementação das possibilidades de recirculação do combustível e retirada de amostras para análise físico-química e desenvolve-se modelos que permitem a análise do comportamento do método nas condições dos testes e condições projetadas para testes futuros. O foco é a operacionalização e entendimento do método nas suas formas padrão e estendida.

1.2 OBJETIVOS

1.2.1 Objetivo Geral

O objetivo geral deste trabalho é operacionalizar uma bancada de testes para a medição da estabilidade termo-oxidativa de combustíveis de aviação a partir de uma atualização e extensão do método HiReTS de análise em escoamento em alto número de Reynolds.

1.2.2 Objetivos Específicos

1. Atualizar o equipamento com novas tecnologias de hardware para operacionalizar um equipamento para o teste HiReTS, ou seja, adaptando o método para operação com câmera de termografia no infravermelho, inclusão de linhas de recirculação, coleta de amostras através de um sistema de purga e bomba de combustível;
2. Desenvolver modelos matemáticos para prever a transferência de calor e o crescimento de depósito ao longo do tubo capilar e implementação de um modelo numérico para avaliação e validação do experimento;
3. Analisar a estabilidade térmica de amostras de combustível utilizando a metodologia padrão e utilizar o modelo numérico para estimar a espessura do depósito;
4. Gerar recomendações sobre a aplicação do método e utilização da bancada experimental para trabalhos futuros.

Este documento é organizado conforme segue. Seguindo esta introdução, o Capítulo 2 apresenta uma revisão de fundamentos e do estado da arte na análise da estabilidade térmica pelo método HiReTS. O Capítulo 3 apresenta os materiais e métodos utilizados neste trabalho. O Capítulo 4 apresenta o desenvolvimento da modelagem matemática do problema. O Capítulo 5 apresenta os resultados e as análises. Finalmente, o Capítulo 6 apresenta as conclusões e recomendações para os trabalhos futuros, que são seguidas da lista de referências e anexos.

2 REVISÃO DE FUNDAMENTOS E ESTADO DA ARTE

Neste capítulo, serão abordados os fundamentos da degradação termo-oxidativa, as características dos resultados e da degradação observada em testes HiReTS e o estado da arte na realização destas medições.

2.1 CLASSIFICAÇÃO E ESPECIFICAÇÃO DE COMBUSTÍVEIS

Os combustíveis convencionais para turbinas a gás aeronáuticas são destilados do petróleo, na faixa de temperatura de destilação entre 150°C e 290 °C. A composição do combustível apresenta moléculas de hidrocarbonetos com número de átomos de carbono entre 5 e 15. As misturas conhecidas como querosene possuem moléculas C8 até C12 na sua composição e aquelas classificadas como nafta-querosene, entre C5 e C12 (COUNCIL, 1983).

Tecnicamente, as querosenes de aviação utilizadas em aeronaves comerciais são classificadas nos seguintes tipos (EDWARDS, 2007):

- Jet A: Amplamente utilizado em todo o território dos Estados Unidos. Projetado para operar sob condições exigentes de voo. Temperatura de congelamento ≤ 233 K.
- Jet A-1: Amplamente utilizado em outros países. Possui diferenças mínimas do Jet A. Temperatura de congelamento ≤ 226 K.
- Jet B: Mistura nafta-querosene utilizado em climas frios como no norte do Canadá.

A Tabela 1 resume algumas especificações dos combustíveis definidos pelo DEFSTAN 91-091 (NELSON; REDDY, 2018). Combustíveis do tipo JP e seus homologos em outros países são destinados à área militar e estão fora do escopo deste trabalho.

Tabela 1 – Resumo das especificações das querosenes de aviação para a aviação civil, adaptado de (NELSON; REDDY, 2018).

Propriedade	Jet A-1	Jet A	Jet B
Densidade a 288K, kg/m ³	775-840	775-840	750-801
Viscosidade a 253K, mm ² /s	≤ 8	≤ 8	-
Temperatura congelamento, K	226	233	222
Aromáticos, %v/v	≤ 25	≤ 25	≤ 25
Enxofre, %m/m	$\leq 0,30$	$\leq 0,30$	$\leq 0,40$

O foco deste trabalho está nos combustíveis tipo Jet-A e Jet-A1. A querosene produzida no Brasil, conhecida como QAV-1, é um combustível do tipo Jet-A1.

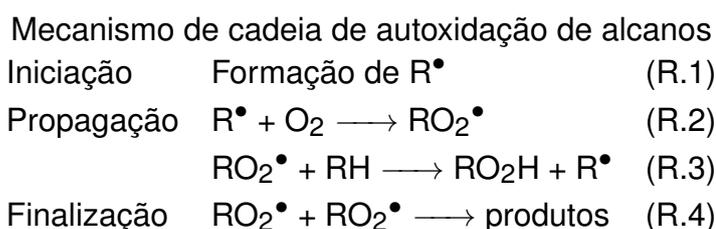
2.2 CONCEITOS GERAIS DA DEGRADAÇÃO TERMO OXIDATIVA

A deposição de substâncias na parede de uma tubulação ou superfície de transferência de calor é conhecida genericamente como incrustação. A incrustação causa um efeito imediato de aumento da resistência térmica à transferência de calor entre o fluido e a superfície, resultando em perda de efetividade na transferência de calor com o fluido.

Em turbinas a gás aeronáuticas, a perda da efetividade no resfriamento de superfícies aquecidas é um efeito que degrada o desempenho do equipamento. No entanto, a formação de precipitados e depósitos sólidos insolúveis também causa outros efeitos indesejáveis, por exemplo, o bloqueio de orifícios de passagem em injetores, válvulas e filtros e a redução da folga entre superfícies em movimento relativo. Essas ocorrências podem gerar efeitos muito mais graves do que apenas a redução de desempenho do equipamento.

A estabilidade termo-oxidativa é uma medida da capacidade do combustível suportar temperaturas elevadas sem que haja a formação de depósitos sólidos (TÜRKER; VARİŞ, 2014). Essa capacidade é inversamente proporcional à quantidade de depósito formado quando o combustível é aquecido a partir de uma superfície em uma temperatura especificada.

Heneghan e Zabarnick (1994) realizaram uma análise experimental e modelagem da degradação de combustíveis de aviação. Identificaram que a estabilidade é determinada por dois processos distintos que podem ser medidos por oxidação ou por formação de depósitos insolúveis. A partir disso, desenvolveram um mecanismo de oxidação simplificado na forma:



onde RH representa uma molécula de hidrocarboneto, presente na etapa de iniciação como também na propagação, R^\bullet representa o radical formado pela remoção de um átomo de hidrogênio do hidrocarboneto, RO_2^\bullet é um radical peroxila, RO_2H é um hidroperóxido orgânico.

Considerando um mecanismo em cadeia a partir de uma molécula presente no combustível RH, a reação (R.3) necessita de uma grande energia de ativação para a maioria dos hidrocarbonetos, sendo a reação mais lenta, apesar do radical RO_2^\bullet ser a espécie química presente em maior quantidade. Já a reação (R.2) tem energia de ativação próxima a zero. Por isso, a reação de finalização (R.4) foi escrita como uma recombinação de RO_2^\bullet e não R^\bullet .

A partir deste mecanismo simplificado geral, as equações de taxa podem ser escritas na seguinte forma:

$$\frac{d[R^\bullet]}{dt} = r_0 - k_1[R^\bullet][O_2] + k_2[RO_2^\bullet][RH] = 0 \quad (3)$$

$$\frac{d[RO_2^\bullet]}{dt} = k_1[R^\bullet][O_2] - k_2[RO_2^\bullet][RH] - 2k_3[RO_2^\bullet]^2 = 0 \quad (4)$$

$$[RO_2^\bullet] = \sqrt{\frac{r_0}{2k_3}} \quad (5)$$

onde r_0 é a taxa de formação de radical e as constantes k_1, k_2, k_3 representam as constantes de taxa de reação.

Com a aplicação de hipóteses simplificativas de comportamento quase-estático para os radicais, a taxa global de oxidação do combustível torna-se (HENEGHAN; ZABARNICK, 1994; JIA *et al.*, 2020b):

$$-\frac{d[RH]}{dt} = -\frac{d[O_2]}{dt} = k_2[RH]\sqrt{\frac{r_0}{2k_3}} \quad (6)$$

Heneghan e Zabarnick (1994) concluíram que existe uma relação inversa entre estabilidade térmica e estabilidade oxidativa e adicionaram um quarto critério, complementando os três critérios propostos por Hazlett (1991). Com isto, os critérios principais para a ocorrência da degradação termo-oxidativa são:

1. O oxigênio dissolvido inicia as reações em cadeia;
2. Moléculas heteroatômicas possuem um papel importante no mecanismo;
3. Apenas uma pequena quantidade de combustível está envolvida no processo de formação de depósitos;
4. O mecanismo deve levar em conta a relação inversa entre a facilidade de oxidação e a formação de depósitos.

Naegeli (1997) e Pei, Hou e Ren (2015) utilizam uma cinética global para a formação de depósitos oxidativos baseada em duas etapas: A primeira etapa é a formação de precursores de depósito por uma reação de oxidação de combustível e a segunda etapa é a transferência de massa por difusão desses precursores para a parede. Os autores entendem que estes processos ocorrem na sub-camada viscosa do escoamento turbulento próximo à parede. Assim, o número de Reynolds determinado pela velocidade do escoamento, sendo as propriedades avaliadas na temperatura de filme entre a temperatura média de mistura do fluido e a temperatura da parede, influencia fortemente na localização, ao longo do comprimento das tubulações, onde os

precursores de depósitos são formados. A medida que esses precursores se aproximam da parede por difusão de massa, eles se transformam em depósitos insolúveis, que, então, se depositam na parede por um mecanismo browniano (PEI; HOU; REN, 2015). Mecanismos semelhantes, mas com maior detalhamento das rotas de reação química, foram desenvolvidas posteriormente por (ALBORZI *et al.*, 2018).

2.3 PARÂMETROS QUE AFETAM A DEGRADAÇÃO TERMO-OXIDATIVA

2.3.1 Efeito da temperatura

A temperatura é o principal parâmetro que afeta a estabilidade termo oxidativa de combustíveis de aeronaves (BERKHOUS, 2007). Estudos mostram que a taxa de oxidação dobra a cada aumento de dez graus e um modelo cinético revela que a concentração de oxigênio diminui mais rapidamente com o aumento da temperatura, observado na Figura 3 (ZHAO *et al.*, 2018; ZABARNICK, 1993).

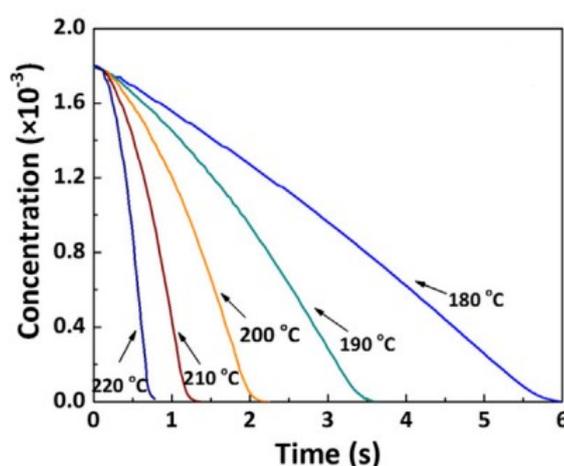


Figura 3 – Efeito da temperatura no consumo de oxigênio (ZABARNICK, 1993).

Por outro lado, Zabarnick, Zelesnik e Grinstead (1996) e Balster e Jones (1998) observaram que existe uma diminuição na formação de depósitos em altas temperaturas, o que possivelmente poderia ser atribuído à uma diminuição da concentração de espécies reativas e precursores de depósitos, conforme observado na Figura 4. Além da solubilidade ser melhorada em temperaturas elevadas diminuindo a formação dos depósitos, o estresse térmico pode também influenciar a estrutura e a reatividade dos depósitos formados (JIA *et al.*, 2020b).

2.3.2 Efeito catalítico de metais e de geometria

Smith (1967) estudou os efeitos de diversos materiais na degradação do querosene de aviação Avtur 50. Utilizando o alumínio como o metal referência, foram realizadas comparações da estabilidade térmica do combustível para diferentes tipos

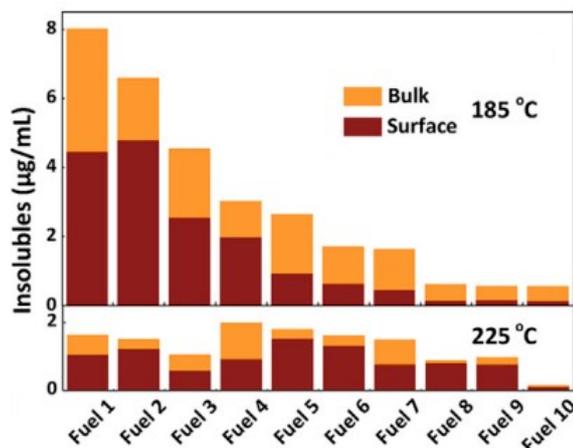


Figura 4 – Depósitos na superfície e no bulk para 185 °C e 225 °C (BALSTER; JONES, 1998).

de metais. Neste estudo foram utilizados dois aparatos para os testes, sendo que um deles possuía algumas particularidades como um filtro de linha acoplado antes da seção de teste, uma temperatura mais elevada e menor tempo de contato entre combustível e metal. A Tabela 2 mostra os resultados obtidos para o primeiro aparato ASTM-CR Coker. Observou-se efeitos danosos acima de uma dada temperatura para o cobre, berílio e tungstênio. Entretanto, quando comparado com o cobre, estes metais possuem magnitudes insignificantes, o que indica que o contato entre combustível quente e o cobre deve ser evitado.

Tabela 2 – Efeito dos metais na estabilidade térmica do Avtur 50 (adaptado de (SMITH, 1967)).

Metal	Faixa de temperatura do estudo, K		Temperatura mínima de teste na qual foi observado efeito danoso, K	Magnitude do efeito danoso
	Mínimo	Máximo		
Alumínio	393	423	-	-
Cobre	388	413	388	Alto
Ferro	413	413	-	-
Berílio	393	423	423	Moderado
Tungstênio	393	423	413	Baixo
Prata	393	423	-	-
Cromo	388	413	-	-

A oxidação e formação de depósitos pode ocorrer sobre superfícies metálicas por efeito catalítico. Dessa forma as propriedades dos metais contribuem negativamente para a estabilidade termo oxidativa. Um estudo recente conduzido por Zhao

et al. (2018) identificou uma relação inversa, já prevista por Hazlett (1991), entre formação de depósitos e produtos de oxidação, sendo que os metais, em ordem decrescente, cobre > ferro > aço inoxidável > ligas de alumínio favorecem a formação de depósitos sólidos. Em contrapartida, ligas de alumínio > aço inoxidável > ferro > cobre favorecem, em ordem decrescente, a formação de produtos de oxidação.

A geometria dos sistemas de alimentação de combustível influencia diretamente na formação de depósitos sólidos. Conforme o diâmetro interno aumenta a razão superfície-volume diminui, levando a uma diminuição da taxa de deposição, implicando que parte do processo de deposição é controlado por difusão (JONES; BALSTER; PICKARD, 1996).

2.3.3 Efeitos da concentração de oxigênio dissolvido

Oxigênio dissolvido é o fator que possui maior grau de impacto na oxidação do combustível. O processo de dissolução de oxigênio no combustível é facilitado pelo aumento de pressão, resultando em uma força motriz de difusão e maior concentração de oxigênio na massa de fluido. Quando o combustível está em contato com a atmosfera a saturação de oxigênio gira em torno de 70 ppm para combustíveis comerciais e varia de acordo com sua composição (CHATELAIN *et al.*, 2016; KUPROWICZ *et al.*, 2007; ZABARNICK, 1993). Ao estudarem os efeitos da temperatura no combustível JP-5, Marteney e Spadaccini (1986) observaram que a taxa de deposição também era bem representada pela relação de Arrhenius. Também observaram que a formação de depósitos era afetada pela temperatura de superfície interna local, assim como a taxa de deposição aumentava conforme havia aumento na duração do teste. Para temperaturas da parede menores que 533 K, a energia de ativação se dava em torno de 8 a 10 kcal/mol enquanto que para temperaturas acima de 533 K os dados se encaixavam com uma curva de energia de ativação de 40 kcal/mol.

$$k_0 = A_0 \cdot \exp\left(\frac{-E_a}{R_0 T_f}\right) \quad (7)$$

onde k_0 é a constante de taxa de reação, A_0 é o fator pré-exponencial de Arrhenius, T_f é a temperatura em Kelvin, R_0 é a constante universal dos gases e E_a é a energia de ativação. Plotando em um gráfico obteve-se o seguinte resultado conforme a Figura 5.

Existem controvérsias na determinação da energia de ativação e no parâmetro de Arrhenius utilizando o modelo global. Enquanto que Jones e Balster (1993) estimaram $E_a = 149,9 \text{ kJ/mol}$ e $A = 2,2 \cdot 10^{11} \text{ mol.L}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$, Cheng *et al.* (1989) e Katta e Roquemore (1993) obtiveram valores próximos para a energia de ativação, 87,9 e 71,2 kJ/mol respectivamente.

Krazinski *et al.* (1992) desenvolveu um modelo CFD de para prever as taxas de decomposição térmica de combustíveis de aeronaves. Seu modelo engloba reações

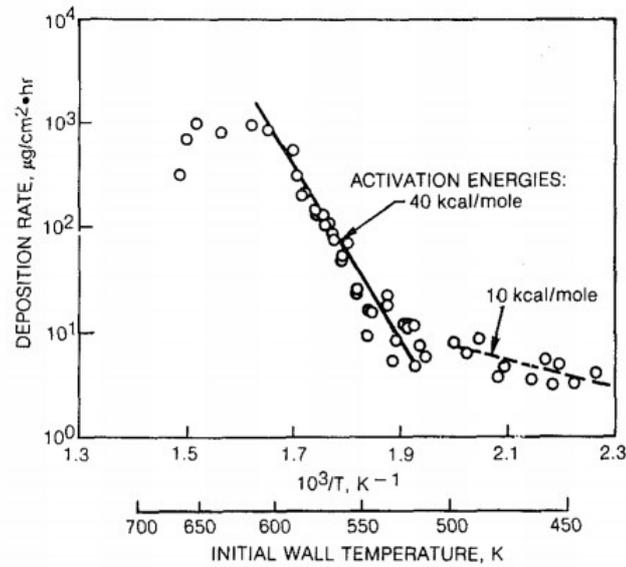
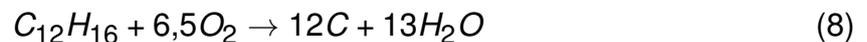


Figura 5 – Depósitos na superfície e no bulk para 185 °C e 225 °C (BALSTER; JONES, 1998).

tanto na superfície interna quanto no próprio fluido. O n-dodecano possui uma boa similaridade molecular em relação aos combustíveis de aeronaves e, portanto, de acordo com Khodabandeh e Frederick (2005) têm-se que a equação global e o termo fonte da reação de auto-oxidação de formação de precursores, S_{f1} , se dão respectivamente:



$$S_{f1} = A_{b1} \exp\left(\frac{-E_{b1}}{RT_b}\right) [C_{12}H_{16}]^{a_{b1}} [O_2]^{b_{b1}} \quad (9)$$

onde A_{b1} é a constante pré-exponencial, E_{b1} é a energia de ativação para a massa líquida e T_b é a temperatura do fluido. Estes dois parâmetros foram determinados experimentalmente por Zhou e Krishnan (1997) para o Jet A, sendo $A_b = 2,5 \cdot 10^{10}$ kmol/m³-s e $E_b/R = 16112$ K. Já para as ordens de reações a_b e b_b foram definidos respectivamente como $a_b = 1$ e $b_b = 0$ (para concentrações de oxigênio acima de 10 ppm) e $b_b = 1$ (para concentrações de oxigênio abaixo de 10 ppm). A formação dos depósitos na interface parede-combustível se dá de duas formas distintas sendo a primeira descrita por reações heterogêneas que ocorrem na interface e a segunda pela formação de precursores na massa de fluido que são transportadas para a parede. A taxa de deposição, portanto, é proporcional a taxa de transporte de oxigênio para parede. Logo, a primeira forma é descrita como:

$$D_{O_2} \left(\frac{d[O_2]}{dr} \right)_{parede} = Dep_1 = A_p \exp\left(\frac{-E_p}{R_0 T_p}\right) [C_{12}H_{16}]^{a_p} [O_2]^{b_p} \quad (10)$$

onde D_{O_2} é o coeficiente de difusão de oxigênio do combustível, A_p e E_p representam respectivamente a constante pre-exponencial e a energia de ativação para deposição na parede. De acordo com Zhou e Krishnan (1997), para o Jet A as ordens das reações foram definidas como $a_p = 1$ e $b_p = 0$, enquanto que a constante pre-exponencial foi definida como $A_p = 2,0 \cdot 10^{-5} \text{ m/s}$ e $E_p/R = 4022 \text{ K}$.

Já para a conversão dos precursores da massa de fluido em depósitos na parede pode ser descrita da seguinte forma:

$$D\dot{e}p_2 = A_d \exp\left(\frac{-E_d}{R_0 T_b}\right) [\text{Pre}] \quad (11)$$

onde A_d e E_d representam o fator pre-exponencial e a energia de ativação para a reação de decomposição e $[\text{Pre}]$ representa a concentração de precursores. Zhou e Krishnan (1997) definiram experimentalmente os parâmetros $A_d = 40 \text{ m/s}$ e $E_d/R = 8560 \text{ K}$.

Taylor (1992) observou que a taxa de formação de depósitos era consideravelmente afetada pela concentração de oxigênio dissolvido, estrutura do hidrocarboneto e a temperatura. Foi observado uma diminuição drástica na formação de depósitos em combustíveis desoxigenados conforme a Figura 6.

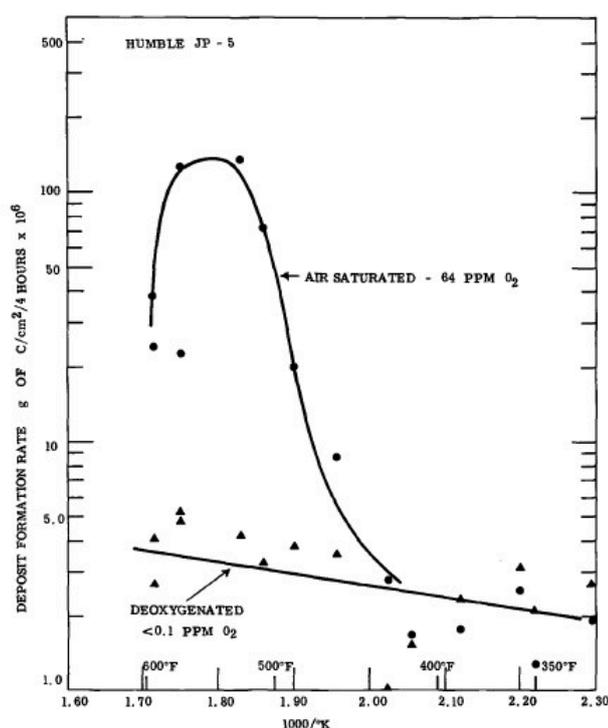


Figura 6 – Formação de depósitos em função do nível de oxigênio dissolvido (TAYLOR, 1992).

Nesse sentido, a desoxigenação torna-se crucial para a minimização dos efeitos de oxidação do combustível. Existem diversos fatores que contribuem para a redu-

ção da qualidade do combustível, como por exemplo o transporte das refinarias até o destino final, sendo que no trajeto o combustível entra em contato com diversos materiais como também o oxigênio. A desoxigenação em laboratório pode ser feita simplesmente pulverizando nitrogênio dentro do combustível. Entretanto, quando se trata de uma situação real, existe uma certa dificuldade de desoxigenar o combustível dentro da aeronave. Um *trade-off* possível é a utilização de uma membrana capaz de remover oxigênio dissolvido, requerendo um aumento de peso e espaço na aeronave. Outra possível solução é a utilização de aditivos capazes de eliminarem o oxigênio dissolvido (SPADACCINI; HUANG, 2002; BEAVER *et al.*, 1998, 2000).

Ervin e Williams (1996) realizaram um estudo sobre a relação entre diferentes concentrações de oxigênio dissolvido e a formação de depósitos em combustíveis de aviação. Utilizaram uma bancada de teste onde era possível regular a concentração de oxigênio dissolvido no tanque antes de entrar para a seção de teste. A seção de teste era composta por dois blocos de aquecimento e um bloco de resfriamento separados por tubulações isoladas como visto na Figura 7.

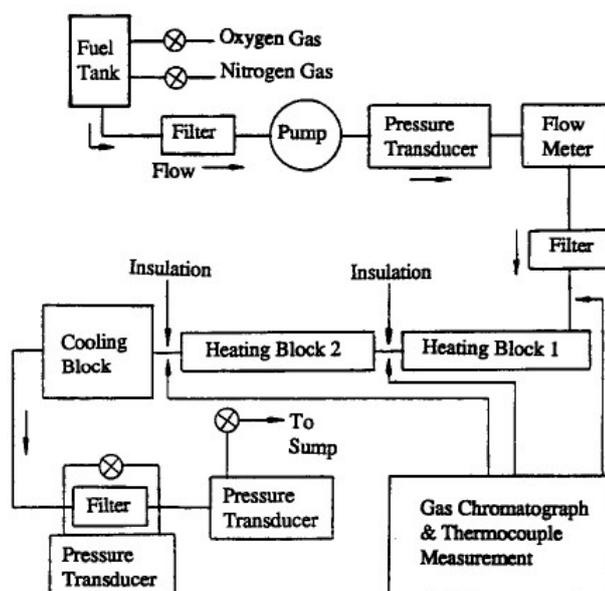


Figura 7 – Fluxograma do experimento (ERVIN; WILLIAMS, 1996).

Foi constatado que a presença de uma superfície quente juntamente com o efeito potencial catalítico do aço inoxidável pode ter contribuído para um aumento na taxa de oxidação local. Foi observado uma drástica diminuição de depósitos para diferentes concentrações de oxigênio dissolvido (próximo de valores observados para 1 ppm) na ausência das paredes aquecidas, ainda que o combustível estivesse em temperaturas elevadas. Nesse sentido, se a formação de partículas sólidas ocorresse no *bulk* e então depositassem na parede, como previsto por Hazlett (1991), não era de se esperar uma queda de deposição nas regiões isoladas termicamente, pois o fluido

ainda estaria em temperaturas elevadas, conforme Figura 8a e Figura 8b. Também foi constatado que o mecanismo de deposição para regiões quentes era diferente de regiões frias, região C, uma vez que o consumo de oxigênio em tubos frios era consideravelmente baixo.

Portando, concluíram que a desoxigenação de combustível pode algumas vezes aumentar a deposição na superfície e que os depósitos formados por combustíveis desoxigenados e com consumo parcial de oxigênio crescem a partir de reações diferentes daquelas observadas com oxigênio saturado e consumo de oxigênio completo.

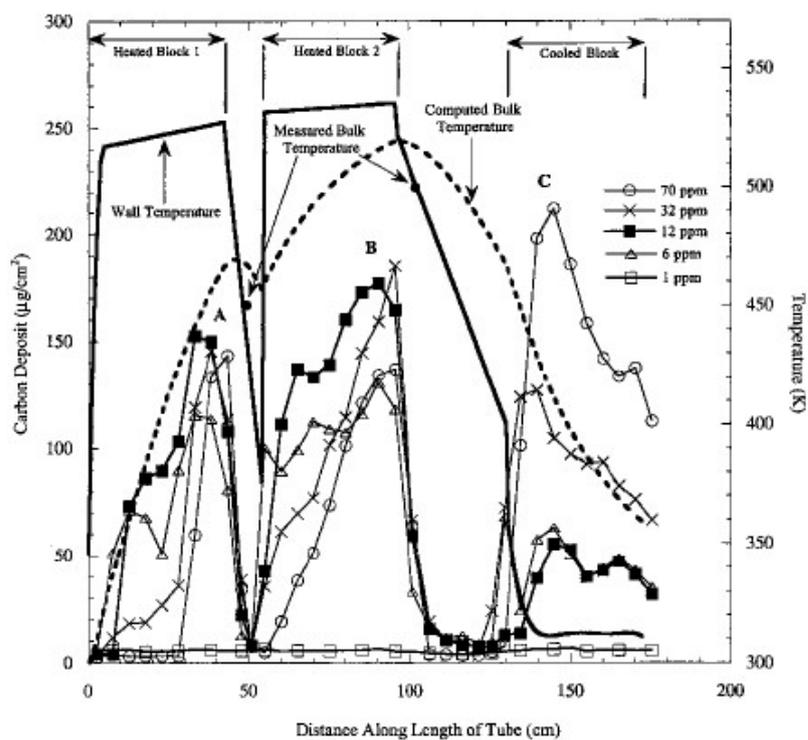
2.3.4 Efeitos da hidrogenação nos combustíveis

No intuito de retardar a oxidação e mitigar a deposição, diversas abordagens têm sido desenvolvidas tais como desoxigenação a bordo, incorporação de aditivos e processamento de combustíveis, sendo a hidrogenação uma abordagem promissora. A hidrogenação pode melhorar a estabilidade térmica e oxidativa tanto removendo componentes danosos quanto alterando a composição de hidrocarbonetos sem causar efeitos adicionais nas aeronaves (CORPORAN *et al.*, 2011; SAVAYA; MOHAMMED; ABBAS, 1988). Jia *et al.* (2020a) investigaram os efeitos do grau de hidrogenação do combustível RP-3, um propelente de foguetes (*Rocket Propellant*) com características químicas diferentes do QAV. A hidrogenação foi feita por t horas (t = 6, 8, 15 e 24 h) e através de testes estáticos PDSC (*Pressure differential scanning calorimetry*) e dinâmicos (JFTOT) observou-se que uma profunda hidrogenação pode efetivamente saturar os aromáticos e reduzir o total de espécies heteroatômicas (enxofre e fenóis), especialmente RP-3-8, RP-3-15 e RP-3-24 abaixo de 1ppm, tendo em contrapartida um aumento de cicloalcanos, conforme mostra a Tabela 3.

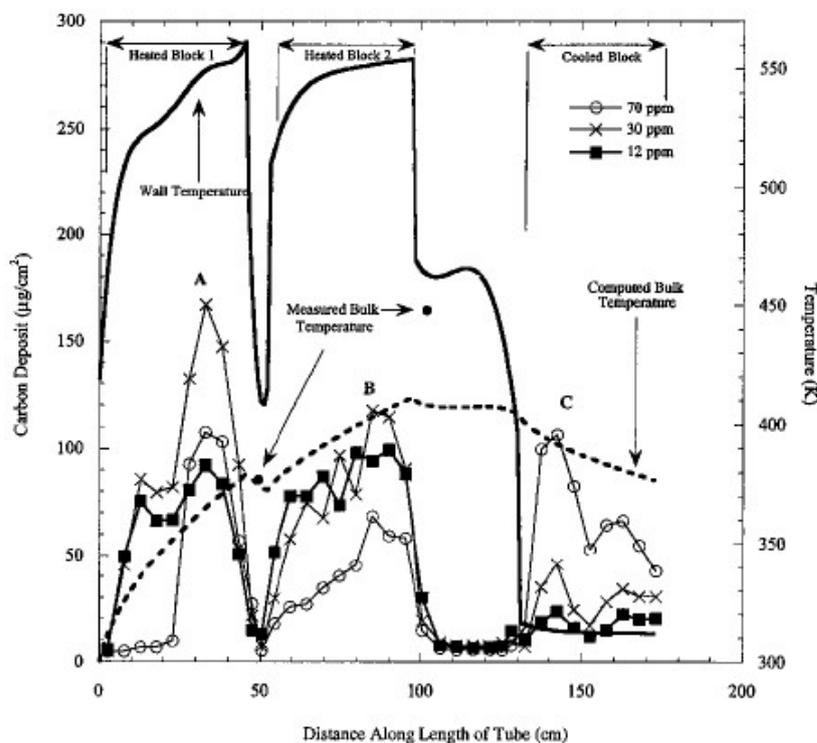
Tabela 3 – Composição do RP-3 e RP-3-t (adaptado de (JIA *et al.*, 2020a)).

Composição	RP-3	RP-3-6	RP-3-8	RP-3-15	RP-3-24
Alcanos, %m/m	30,4	30,4	30,5	30,5	30,9
monocicloalcanos, %m/m	39,7	43	46,8	47,4	47,6
multicicloalcanos, %m/m	17,3	18,9	19,7	20,9	21,1
Alquilaromáticos, %m/m	8,8	5,1	2,1	1,1	0,4
Indano / Tetralinas, %m/m	3,1	2,2	0,7	-	-
Multicicloaromáticos, %m/m	0,7	0,4	0,2	0,1	-
Razão atômica H/C	1,92	1,95	1,97	1,99	2
Teor total de enxofre, ppm	21,9	2,4	0,9	0,8	0,8
Teor total de fenol, ppm	23,4	1,1	-	-	-

O método PDSC foi aplicado para testar o processo de oxidação do combustível em alta pressão, garantindo que a oxidação ocorresse na fase líquida. Foram analisa-



(a) vazão de 62 ml/min



(b) vazão de 100 ml/min

Figura 8 – Perfis de depósitos de carbono para o combustível F-2980, com diferentes concentrações de O₂, para duas vazões (ERVIN; WILLIAMS, 1996).

das as curvas exotérmicas para os combustíveis da tabela acima. Observou-se que o combustível é resistente a oxidação durante o período de indução, mas uma vez que os compostos começam a formar radicais, não pode mais evitar a deterioração oxidativa, liberando, portanto, uma grande quantidade de calor. A Figura 9b mostra que para o combustível primitivo RP-3, a curva exotérmica é mais achatada com um período de indução maior enquanto o combustível RP-3-24 possui uma curva mais estreita e um período de indução mais curto. Já para a curva de oxidação não isotérmica, Figura 9a, a temperatura de início de oxidação diminuiu para combustíveis mais hidrogenados. Tanto a redução do período de indução quanto da temperatura de início da oxidação mostram claramente que a hidrogenação pode acelerar o processo inicial de oxidação (JIA et al., 2020).

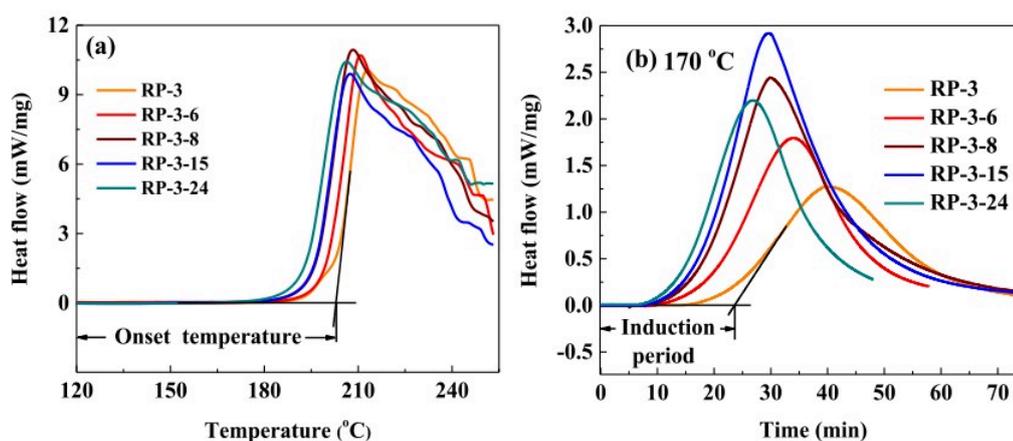


Figura 9 – Curvas não-isotérmicas e isotérmicas para os combustíveis (JIA et al., 2020a).

2.3.5 Efeito dos depósitos na transferência de calor

Smith (1969) comparou a natureza do depósito formado e seu efeito na transferência de calor entre os procedimentos ASTM-CRC *Coker* e *single-tube heat exchanger*. Foi observado que em temperaturas do combustível abaixo do *breakpoint temperature*, os depósitos formados no pré-aquecedor do queimador de combustível – classificados em 2 ou menos –, tenderam a formar depósitos com características pulverulentas. Quando foi testado no *single-tube heat transfer* em temperaturas próximas a do *breakpoint temperature*, observou-se a formação de depósitos frouxamente aderidos à parede do tubo. Entretanto, em temperaturas significativamente acima da região do *breakpoint temperature*, os depósitos possuíam alta adesão à parede do tubo de forma a não serem removidos através de flutuações no escoamento ou vibração externa. Pode ser observado, com clareza, os efeitos causados pela remoção do depósito da superfície tanto para a diferença de pressão quanto para o coeficiente de troca de calor conforme observado na Figura 10.

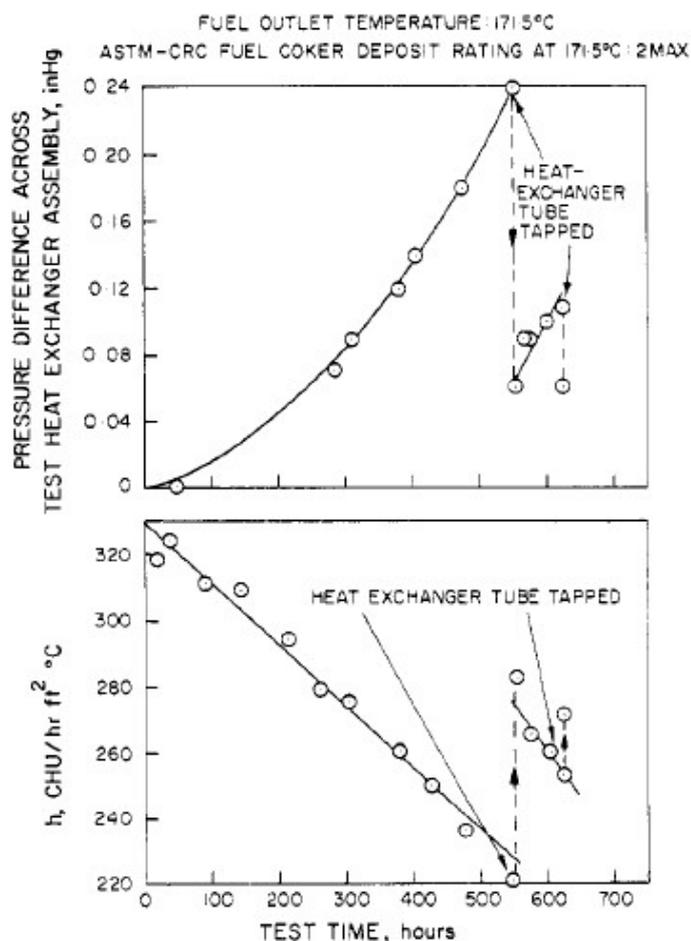


Figura 10 – Efeitos causados pela remoção dos depósitos na transferência de calor e na diferença de pressão (SMITH, 1969).

2.3.6 Efeito do número de Reynolds na formação de depósitos

Um estudo dirigido por Vranos e Marteney (1980) para diferentes combustíveis mostrou uma correlação entre uma diminuição na taxa de deposição e o aumento da vazão mássica do combustível de 2,14 a 22,2 g/s e o número de Reynolds na saída de 6000 a 34920. Os pesquisadores atribuíram essa diminuição de deposição ao tempo de residência do combustível na região aquecida. Em contrapartida, Kendall *et al.* (1987) observaram que não houve nenhuma mudança quando o Reynolds passava de 10000 para 20000.

Um estudo conduzido por Peat (1982) verificou os efeitos na velocidade do escoamento na formação de depósitos para velocidades na faixa de 1,06 a 5,72 m/s. Foi observado uma forte diminuição dos depósitos à medida que a velocidade do escoamento, em regime turbulento, era aumentada.

Thermal Oxidation Fuel Tester (TOFT) é um dispositivo similar ao JFTOT que permite a variação da vazão de combustível e duração do teste. Foi investigado o efeito da vazão na deposição térmica. Constatou-se, especificamente, que a deposição teve

um aumento na faixa de 1 a 8 mL/min , porém houve uma diminuição quando a vazão era aumentada, o que também pode estar relacionado ao tempo de residência do combustível na região aquecida. A diminuição da deposição para vazões abaixo de 8 mL/min foi atribuída possivelmente à depleção de oxigênio dissolvido, em regime laminar, uma vez que não foi constatado a dependência da vazão em bancadas de regimes turbulentos (CLARK; THOMAS, 1988).

Pande *et al.* (2001) analisaram a estabilidade térmica de diferentes tipos de combustíveis em regime turbulento e laminar. Foram feitas análises comparativas entre os dois tipos de escoamento com objetivo de analisar deposição na superfície. Os resultados obtidos através dos dispositivos *Navy Aviation Fuel Thermal Stability Simulator* (NAFTSS) e HiReTS (ambos turbulentos) foram comparados com dados obtidos pelo dispositivo de escoamento laminar *Tubular Reactor* (TR). Suas análises constataram que houve boas correlações obtidas entre regimes laminar e turbulento, sugerindo que o número de Reynolds não aparenta ser um fator crítico na previsão da estabilidade térmica. O efeito da depleção do oxigênio no regime laminar é provavelmente atribuído à diferença na temperatura do combustível e não à diferença na velocidade do escoamento, o que reforça a utilização de dispositivos de análise em regime laminar como método padrão. Os autores concluíram que a temperatura é provavelmente o parâmetro controlador e predominante na previsão da estabilidade térmica.

Moses (2001), com intuito de estudar o ambiente térmico de injetores de combustível, desenvolveu um experimento chamado *Short High-Heat Flux* (SHiQ). Os resultados indicaram que a taxa de deposição diminuía com aumento do número de Reynolds. Através de campos de velocidade e difusão para determinar a trajetória dos precursores de depósito, concluiu que 95% dos precursores atingiam a parede antes de saírem da seção de teste e que um aumento da velocidade de escoamento afina a subcamada laminar, reduzindo a quantidade de escoamento em altas temperaturas.

Foi demonstrado através de um estudo realizado por Moses (2013) que a taxa de formação de depósitos diminuía à medida que a velocidade do escoamento aumentava, consequentemente aumentando o Reynolds de um regime laminar para turbulento. Entretanto, quando o combustível era pré-aquecido, um aumento no número de Reynolds significava uma maior deposição de resíduos, que foi atribuído às reações químicas para a formação do precursor ocorrer dentro do núcleo do escoamento. Quando a temperatura da parede é pelo menos 42 °C a mais que a temperatura do fluido, pelo menos 90% dos precursores são originados na subcamada limite.

Pei, Hou e Ren (2015) analisaram os efeitos da taxa de deposição de oxidação para o combustível chinês RP-03 no qual foram utilizados, para uma mesma vazão de 1 g/s , diâmetros de tubos de 2, 4 e 6 mm e comprimento de 450 mm de aço inoxidável 316. A Figura 11 mostra o aparato experimental utilizado para os testes.

Foi observado uma relação inversa na quantidade total de depósito e o número

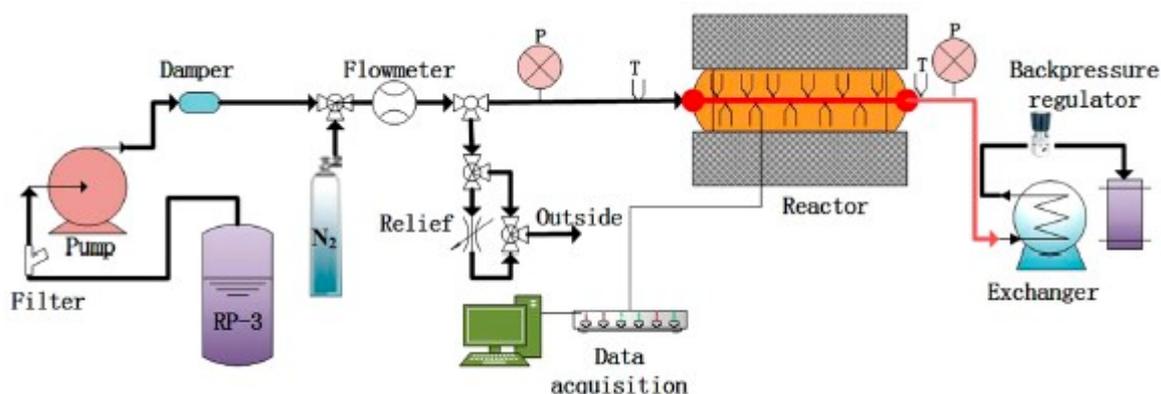


Figura 11 – Aparato experimental (PEI; HOU; REN, 2015).

de Reynolds na entrada. Entretanto um aumento no Reynolds de entrada significa um aumento na taxa de deposição (em $mg \cdot cm^{-2} \cdot h^{-1}$), o que indica que uma redução no diâmetro do tubo aumenta a espessura do depósito, conforme observado na Tabela 4.

Tabela 4 – Massa de depósitos para diferentes casos (adaptado de (PEI; HOU; REN, 2015)).

Testes	Diâmetro interno (mm)	Tempo médio de residência (s)	Re de entrada (308K)	Re médio	Massa de deposição total (mg)	Tx. De deposição $mg/(cm^2 \cdot h)$
Caso 1	2	0,7915	865	14479,10	5,13	0,10343
Caso 2	4	2,6705	432	1927,60	9,69	0,0977
Caso 3	6	6,262	250	1623,52	13,56	0,09143

A Figura 12 mostra uma comparação entre o caso 1 (2 mm de diâmetro) e caso 3 (6 mm de diâmetro). Foi observado uma rápida transição no caso 1 de regime laminar para turbulento (50 mm) enquanto que para o caso 3 esta transição ocorreu em uma posição mais afastada (275 mm) observando uma tendência no aumento de deposição em regime turbulento após essa região. Em ambos os casos, observou-se uma queda na densidade do combustível à medida que a temperatura do fluido aumentava na seção de teste. Entretanto, para o caso 1 após ultrapassar a temperatura crítica do combustível houve uma queda significativa na densidade. Em todos os casos foi observado um aumento de depósitos oxidativos na entrada dos tubos devido ao efeito de entrada determinado pelo alto gradiente de temperatura e a camada limite. À medida que o Reynolds de entrada aumenta, há um maior acúmulo de depósitos na entrada.

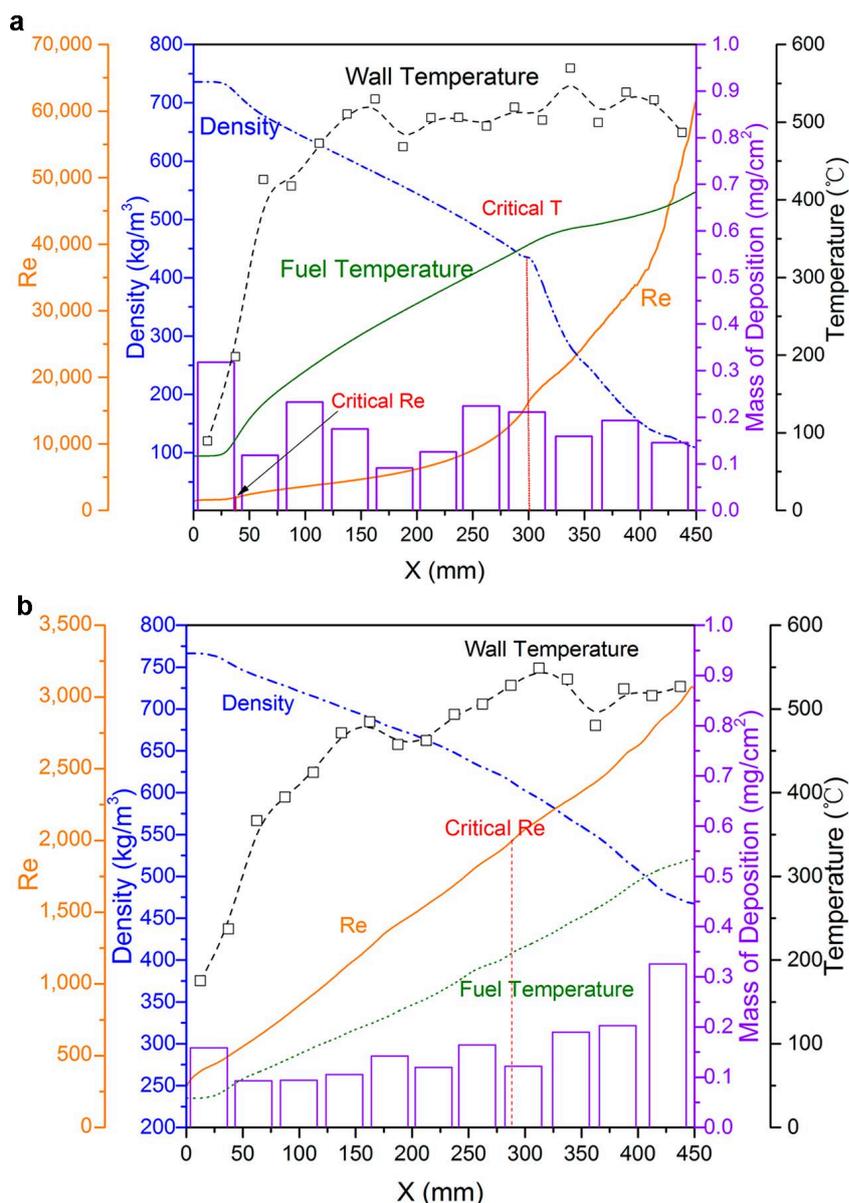


Figura 12 – Parâmetros de escoamento com distribuição de deposição para os casos 1 (a) e 3 (b) (PEI; HOU; REN, 2015).

2.4 OUTRAS TÉCNICAS PARA ANÁLISES DE ESTABILIDADE TERMO-OXIDATIVA.

Commodo *et al.* (2010) realizaram um estudo espectroscópico da estabilidade termo-oxidativa do combustível Jet A-1. Constatou-se que a diferença na absorção no espectro entre amostras desoxigenada e oxigênio saturado confirmam a importância do oxigênio dissolvido na estabilidade térmica do combustível. A técnica empregada ultravioleta – *visible* (UV-vis) foi capaz de detectar produtos oxigenados e precursores de depósitos que são provavelmente responsáveis pela formação e crescimento de *fouling*. Espectroscopias de absorção e emissão mostraram ser ferramentas válidas para investigação rápida e confiável da estabilidade oxidativa em combustíveis de aviação. Compostos oxigenados de alta massa molecular são formados por reações

de polimerização devido ao aumento da temperatura e são fortemente dependentes da quantidade de oxigênio dissolvido no combustível.

Commodo *et al.* (2011) analisaram a estabilidade termo-oxidativa do combustível Jet A-1 através do método *Electrospray Ionization Mass Spectrometry* (ESI-MS). O experimento foi realizado com o combustível em condições estáticas sendo oxigenado (saturado) e desoxigenado. Concluíram que o estresse térmico levava a produção de compostos polares solúveis heteroatômicos e, em contrapartida, observou-se a falta dessas espécies químicas em condições desoxigenadas, o que indica que a formação dessas espécies passa pelo processo de auto-oxidação. As polimerizações das moléculas solúveis podem ser responsáveis pela formação de precipitados insolúveis.

Sicard *et al.* (2013) avaliaram a estabilidade de oxidação de combustível por meio de *Rapid Small Scale Oxidation Tests* (RSSOT). Observou-se que todo o oxigênio foi consumido cessando as reações de oxidação. Após isso, novas reações químicas ocorreram formando produtos pesados.

2.5 RESUMO DAS REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Tabela 5 – Resumo da Literatura.

Autor(es)	Ano	Conclusão
Heneghan e Zabarnick	1994	Desenvolveram um mecanismo de degradação simplificado identificando que a estabilidade era medida por oxidação ou formação de depósitos insolúveis. Concluíram que existe uma relação inversa entre estabilidade térmica e oxidativa.
Hazlett	1991	Desenvolveu 3 critérios para a degradação termo-oxidativa: Oxigênio inicia as reações em cadeia, moléculas heteroatômicas possuem um papel importante e apenas uma pequena parcela de combustível sofre degradação
Naegeli	1997	Cinética global baseado em duas etapas: formação de precursores e a transferência dos precursores para a parede por difusão, formando depósitos.
Pei <i>et al.</i>	2015	
Berkous	2007	Temperatura é o parâmetro principal na estabilidade.
Zhao	2018	A cada 10 graus a taxa de oxidação dobra.
Zabarnick	1993	
Zabarnick <i>et al.</i>	1996	A rápida diminuição de oxigênio em altas temperaturas promove uma diminuição na formação de depósitos.
Balster e Jones	1998	
Jia <i>et al.</i>	2020	Em altas temperaturas a solubilidade é melhorada diminuindo a formação de depósitos.
Smith	1967	Observou os efeitos catalíticos danosos para o cobre berílio e tungstênio. Quando comparado com o cobre esses efeitos são insignificantes, devendo ser evitado a qualquer custo.
Zhao <i>et al.</i>	2018	Formação de depósitos favorável: cobre > ferro > aço inox > alumínio. Formação de produtos de oxidação: alumínio > aço > ferro > cobre.
Jones <i>et al.</i>	1996	Aumento do diâmetro diminui relação superfície-volume, diminuindo a taxa de deposição.
Chatelain <i>et al.</i>	2016	
Kuprovicz <i>et al.</i>	2007	O oxigênio é o fator de maior impacto na oxidação do combustível.
Zabarnick	1993	

Krazinski	1992	Desenvolveu um modelo CFD para prever as taxas de decomposição térmica de combustíveis de aeronaves.
Taylor	1992	Observou que a formação de depósitos era afetada pela concentração de O ₂ , estrutura do hidrocarboneto e temperatura. Quando o combustível era desoxigenado a formação de depósitos caía drasticamente.
Erwin e Williams	1996	Constataram que a presença de uma superfície aquecida contribui para o aumento na taxa de oxidação local. Na ausência de paredes aquecidas a formação era próxima de 1ppm.
Corporan <i>et al.</i>	2011	A hidrogenação melhora pode trazer resultados positivos na estabilidade térmica e oxidativa pela alteração da composição de hidrocarbonetos.
Savaya <i>et al.</i>	1988	
Jia <i>et al.</i>	2020	
Smith	1969	Observou que diferentes temperaturas afetavam a estrutura do depósito e sua aderência na parede interna do tubo, impactando na troca de calor.
Vranos e Marteney	1980	Um aumento na vazão mássica do combustível reduz a taxa de deposição atribuído ao menor tempo de residência.
Peat	1982	
Pande <i>et al.</i>	2001	Suas análises constataram que o número de Reynolds não era um fator importante que impacta na estabilidade térmica. Reforça a utilização de escoamento laminar. A temperatura é o fator principal na previsão da estabilidade térmica.
Moses	2011 e 2013	Concluiu que 95% dos precursores atingiam a superfície quente antes de saírem da seção de teste. O aumento do Reynolds diminui a taxa de deposição.
Commodo <i>et al.</i>	2010	constatou que a diferença na absorção no espectro entre amostras desoxigenadas e oxigênio saturado confirmam a importância do oxigênio dissolvido na estabilidade térmica.
Commodo <i>et al.</i>	2011	O estresse térmico levava a produção de compostos polares solúveis heteroatômicos. Em condições desoxigenadas a formação dessas espécies passa pelo processo de auto-oxidação.
Sicard <i>et al.</i>	2013	Após o oxigênio ser consumido cessando as reações de oxidação, novas reações químicas ocorreram formando produtos pesados.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo serão apresentados os materiais e métodos utilizados para análise da degradação térmica dos combustíveis de aviação realizada neste trabalho através do uso da metodologia HiReTS.

3.1 COMBUSTÍVEL

Neste estudo, utilizou-se uma amostra de um querosene de aviação, ou QAV-1, um combustível tipo JET-A1. As especificações padrões deste combustível são listadas na Tabela 6.

Tabela 6 – Caracterização físico-química do QAV utilizado nesse trabalho.

Ensaio	Método	Querosene	
Massa Esp. (293K), kg/m ³	D4052	815,9	
Destilação, K	D86	P.I.E.	426,6
		10 %v/v	448
		50 %v/v	479,4
		90 %v/v	525,1
		P.F.E.	550,1
Enxofre Total, mg/kg	D5453	51	
Enxofre Mercaptídico, mg/kg	D3227	< 2	
Sat + Oleofinas, %m/m	HPLC	78,6	
Monoaromáticos, %m/m		19,4	
Diaromáticos, %m/m		1,9	
Poliaromáticos, %m/m		0,1	
Arom. Totais, %m/m		21,4	
Aromáticos, %v/v	D1319	18,1	
Oleofínicos, %v/v		0,9	
Saturados, %v/v		81	

A amostra foi enviada ao laboratório no final de 2019. Uma parte foi utilizada para a realização de 2 testes em março de 2020 e o restante ficou armazenado em temperatura ambiente até o período de realização de mais 3 testes em 2021. O total de testes realizados foram 5, sendo os dois primeiros por um período de 120 min sem recirculação, utilizando subamostras de 5 litros, e os 3 últimos, aplicando recirculação, por 30 min, 45 min e 55 min de teste, com subamostras de 700 mililitros.

3.2 APARATO EXPERIMENTAL

O aparato experimental utilizado neste trabalho teve como base um equipamento 60000-0 SETA HiReTS TESTER (D6811, 2007), que estava inoperante. Alguns componentes originais do equipamento foram substituídos com novas tecnologias de hardware e novas linhas de pressão foram adicionadas, como por exemplo um sistema de aquisição de dados mais atual, bomba de combustível, substituição de um pirômetro óptico por uma câmera de infravermelho, adição de uma linha de purga e uma linha de recirculação. Os subsistemas do equipamento serão descritos neste capítulo. A Figura 13 mostra a bancada experimental interligada com um computador. Este computador está configurado para a utilização do software LabVIEW para o controle dos parâmetros dos testes e aquisição de dados.



Figura 13 – Aparato experimental.

3.3 DIAGRAMA DE FLUXO

O diagrama de fluxo foi baseado no diagrama do equipamento original. Como mencionado anteriormente, novas linhas foram adicionadas ao sistema, a de recirculação e a de purga. Para o atual projeto, não foram implementados os sensores de temperatura na entrada e saída do trocador de calor e os sensores de pressão na entrada e saída do capilar. Uma descrição dos equipamentos será feita nas próximas seções. A Figura 14 descreve a configuração esquemática do HiReTS desenvolvido neste trabalho.

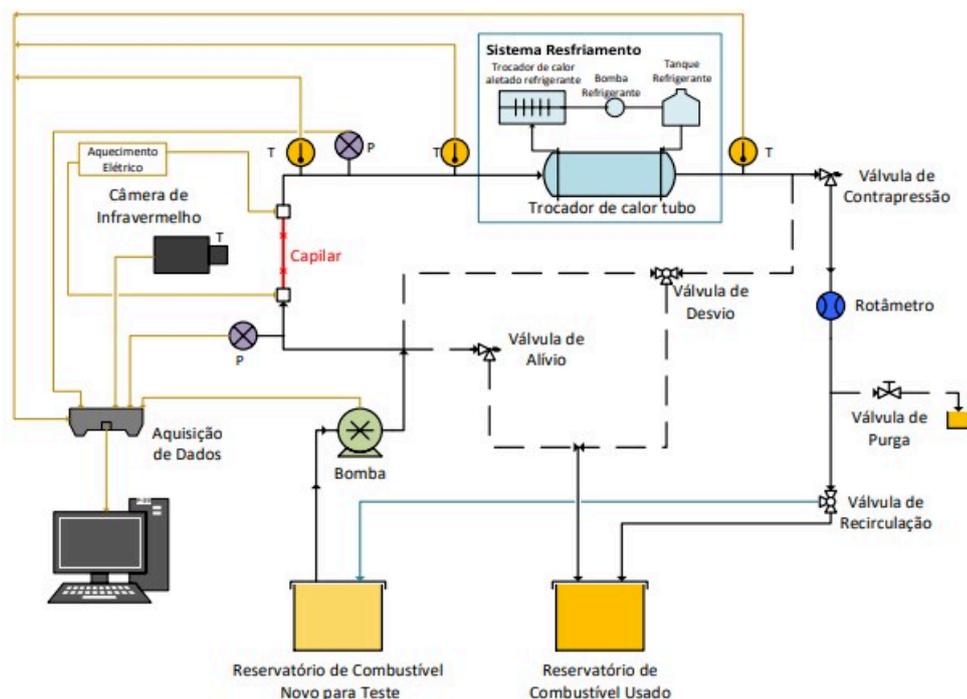


Figura 14 – Fluxograma da bancada experimental do projeto atual.



Figura 15 – Bomba HPLC para bombeamento do combustível.

3.4 BOMBA DE COMBUSTÍVEL

O combustível do reservatório de amostra de teste é bombeado por uma bomba de HPLC Knauer modelo AZURA Pump P 4.1 S com uma vazão na faixa de 0.01 – 50 ml/min e pressão máxima de operação de 15000 kPa (150 Bar). A bomba está localizada, em fácil acesso, atrás do painel de válvulas de operação. Ela apresenta controle local e um visor digital onde mostra a vazão e pressão de trabalho em tempo real,

sendo possível operá-la manualmente caso haja alguma necessidade de intervenção. A Figura 15 mostra a bomba de combustível fixada.

3.5 TUBO CAPILAR

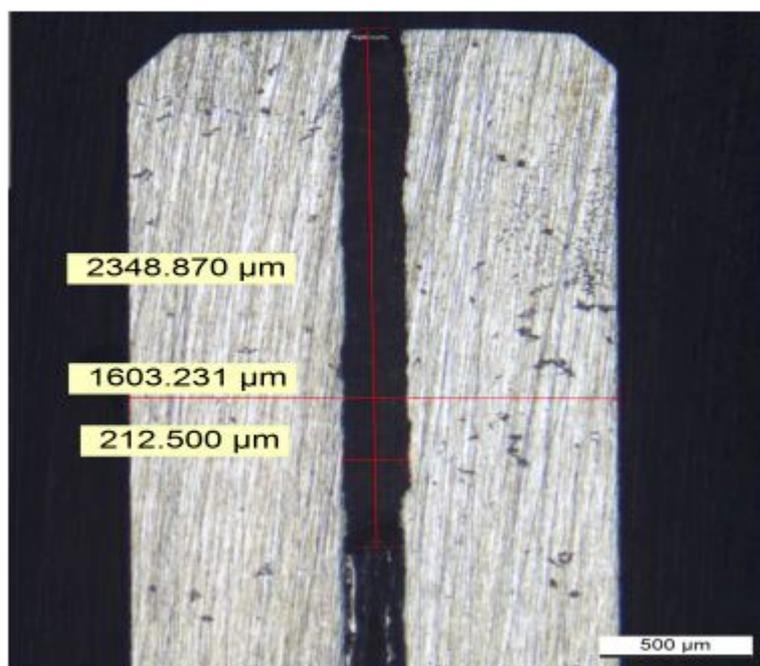
Da saída da bomba, o combustível é direcionado para a seção de teste contendo o tubo capilar. Neste trabalho foram utilizados tubos capilares originais do equipamento 60000-0 SETA HiReTS TESTER (D6811, 2007). O tubo é feito de aço inoxidável 316 extrudado com dimensões nominais de 152 mm de comprimento, diâmetro interno de 0,26 mm e diâmetro externo de 1,66 mm.

A Figura 16(a) mostra uma fotografia da seção longitudinal da extremidade de um tubo capilar obtida por Martins (2021) usando um microscópio ótico. As dimensões do tubo capilar medidas nesta seção foram: diâmetro interno 0,213 mm e diâmetro externo 1,603 mm. Considerando que existe uma incerteza na posição do corte em relação à linha de centro do tubo capilar, além da própria incerteza de medição, entende-se que os valores medidos confirmam as dimensões nominais. A Figura 16(b) mostra uma seção transversal do mesmo tubo capilar (MARTINS, 2021). A autora mediu a rugosidade interna, obtendo o valor médio de $3 \pm 1 \mu\text{m}$. Portanto, a rugosidade relativa do tubo capilar e/D é 1,4 %.

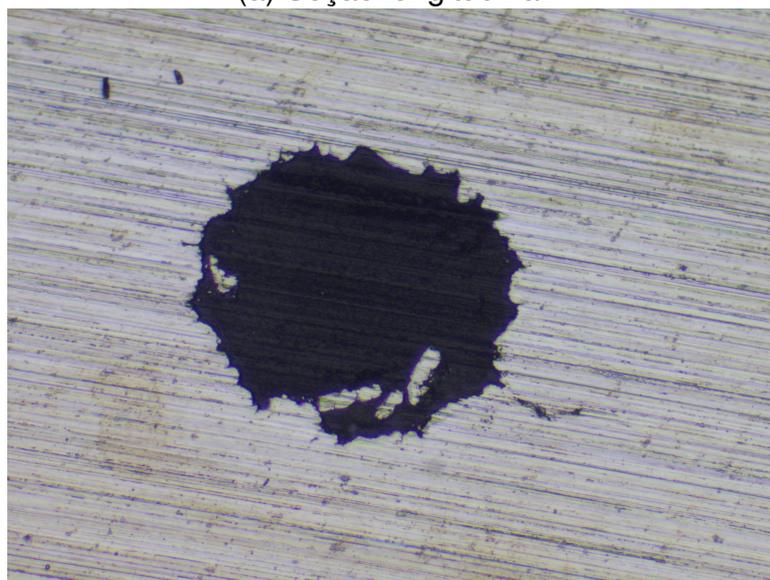
O tubo capilar é revestido externamente com tinta preta na região entre as conexões com os barramentos, a fim de aproximar uma superfície negra. Este é conectado nos barramentos e fixados nas conexões utilizando dupla anilhas de vedações e duas porcas de 1/16" em aço inoxidável fornecido pela empresa Swagelok. A seção aquecida tem comprimento 112,5 mm. A seção de medição de temperatura tem 21,5 mm, medidos a partir da posição da conexão do borne na saída do tubo capilar. A Figura 17 mostra o tubo capilar da seção de teste e sua representação esquemática mostrando o comprimento, sentido do escoamento e região de coleta de temperatura.

3.6 SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS E CÂMERA DE TERMOGRAFIA

Este tubo capilar conectado nos barramentos positivos e negativos de uma fonte de energia é aquecido por efeito Joule. A energia gerada é controlada para atingir uma temperatura desejada (um *set-point*) do combustível na saída do tubo capilar, a qual é medida por um resistor térmico PT100. O PT100 opera em conjunto com o sistema de aquisição de dados Keysight Agilent modelo 34972a. Os dados de temperatura são enviados para o software LabVIEW, onde é calculada a potência necessária, em tempo real, para que a temperatura na saída do capilar se mantenha na temperatura de teste desejada. Este controle é feito por um sistema Arduino com a função *Pulse Width Modulation* (PWM). Entretanto, devido a sua limitação de 5 W de potência, é



(a) Seção longitudinal.



(b) Seção transversal.

Figura 16 – (a) Seção longitudinal e (b) seção transversal do tubo capilar (MARTINS, 2021).

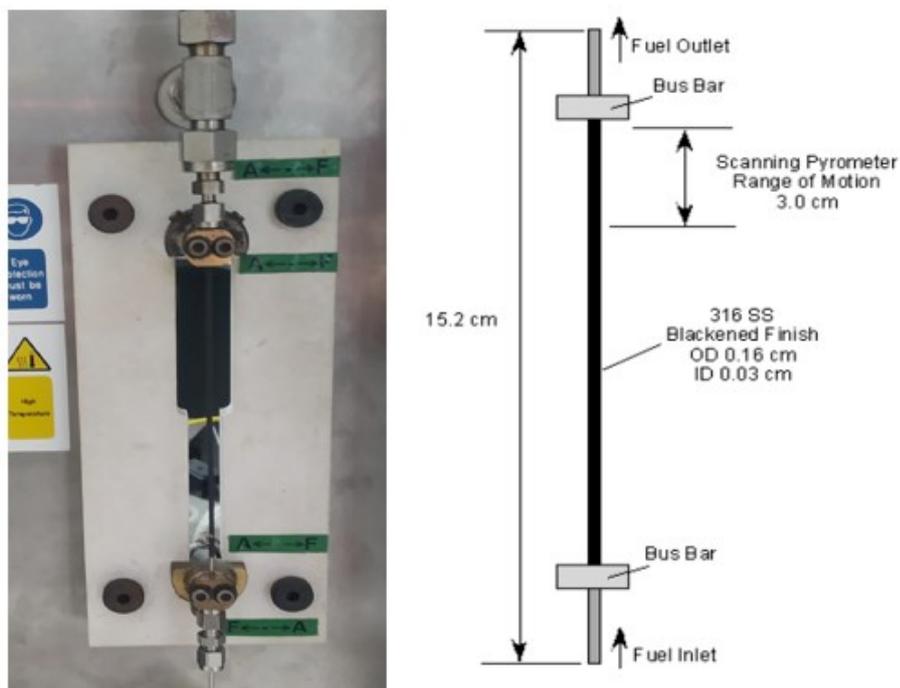


Figura 17 – Tubo capilar instalado na seção de teste e representação esquemática do capilar (KHODABANDEH; FREDERICK, 2005).

necessário que o sinal seja passado para um relé de estado sólido para que este module e realimente o sistema. A Figura 18 mostra o sistema de aquisição de dados.

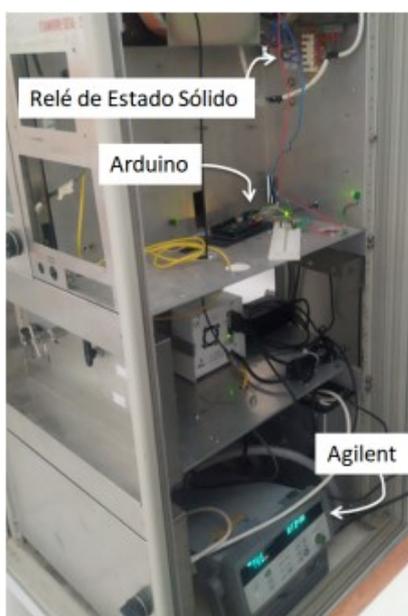


Figura 18 – Sistema de aquisição de dados.

A temperatura externa do tubo capilar é medida ao longo do tempo utilizando uma câmera de termografia no infravermelho Flir Systems modelo A655SC. Dentro do LabVIEW, a câmera foi configurada para coletar dados de temperatura em 9 pontos

na superfície externa do tubo capilar. O primeiro ponto está localizado a 1 mm de distância do *datum* (Figura 2a) e a distância entre os pontos é de 2,5 mm. A câmera de infravermelho possui uma resolução de 640 x 480 pixels com um ponto mínimo focal de 200 mm, gerando uma área de leitura de 82 x 109 mm e dimensão de pixel de 0,17 x 0,17 mm. Esta câmera possui como tecnologia de medição um cálculo baseado em 3 x 3 pixels (média de 9 pontos) para garantir uma maior precisão das medições de temperatura. A leitura de temperatura realizada pela câmera possui um erro da ordem de 2%. As temperaturas locais são registradas a cada intervalo de 15 s por um período de 120 min de teste. A Figura 19 mostra o posicionamento da câmera em relação à seção de teste.



Figura 19 – Câmera de Infravermelho posicionada a 200 mm do capilar.

3.7 TROCADOR DE CALOR

Após a passagem do combustível pela seção de teste, este escoava através de um trocador de calor do tipo casco-tubo, com escoamento contracorrente. Os componentes do sistema de resfriamento foram mantidos originais do equipamento 60000-0 SETA HiReTS TESTER (D6811, 2007). A Figura 20 mostra os componentes do trocador de calor.

O trocador de calor do tipo casco-tubo é montado de tal forma que o combustível escoava através de um tubo concêntrico ao casco no sentido de cima para baixo, enquanto que o fluido refrigerante escoava através do casco no sentido de baixo para cima. A bomba do fluido de resfriamento, etileno glicol, possui uma vazão nominal de 4 l/min. Um trocador de calor de tubo aletado, localizado na base do equipamento, é responsável por resfriar o etileno glicol para o ambiente.

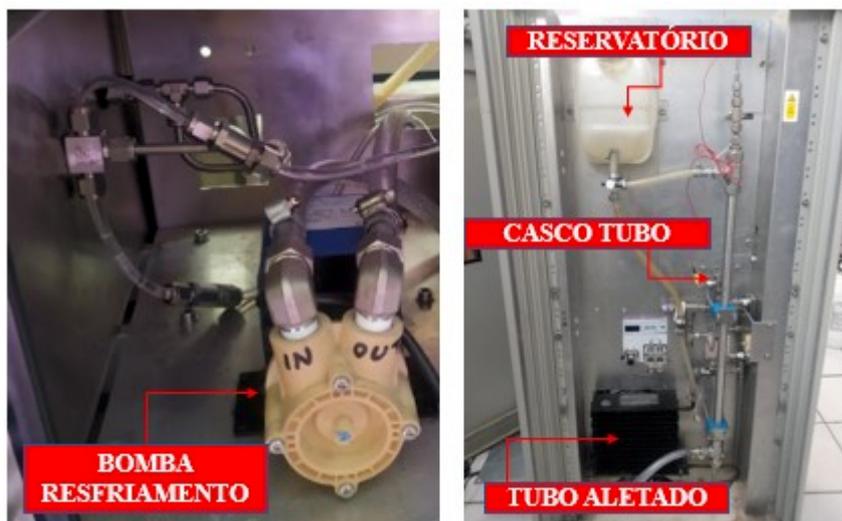


Figura 20 – Sistema de refrigeração do HiReTS.

3.8 SISTEMA DE COMBUSTÍVEL

O sistema de combustível apresenta dois vasilhames, um para o combustível novo e o outro para o combustível já testado. A circulação do combustível dos vasilhames até o painel de engate, é feita por mangueiras de PVC flexíveis e transparentes. Estas mangueiras possuem diâmetro de 6 mm e são trocadas regularmente para evitar a contaminação de novas amostras. A Figura 21 mostra as mangueiras conectadas nos vasilhames e no painel.

As demais linhas de circulação, com exceção do tubo capilar e saída da válvula de recirculação, são em aço inoxidável 316, com diâmetro 6 mm, fornecidas pela empresa Swagelok. As linhas de recirculação e purga foram instaladas substituindo a antiga linha que levava o combustível direto para descarte a partir da saída do rotâmetro. Foram adicionadas válvulas de retenção para evitar o retorno do combustível.

Após a passagem pelo trocador de calor, o combustível passa por um rotâmetro e pelas linhas do painel de controle, onde pode ser realizada a purga do combustível para análise posterior, como também ser disposto ou recirculado para a seção de teste através da válvula de recirculação. As mangueiras após a válvula de recirculação são feitas de PVC flexível, com diâmetro 6 mm. A Figura 22 abaixo mostra as linhas e válvulas adicionadas no sistema e a direção do escoamento. A finalidade do rotâmetro é apenas fornecer uma informação rápida e visual da existência de escoamento no sistema.

A linha de pressão contém válvulas de alívio e linhas de desvio (linhas tracejadas na Figura 14) para prevenir o aumento de pressão e temperatura causado por uma obstrução do tubo capilar. A válvula de alívio também é utilizada para alívio de pressão do sistema antes e depois da seção de teste para troca do tubo capilar. A Figura 23



Figura 21 – Mangueiras conectadas.



Figura 22 – Instalação das linhas de purga e recirculação/descarte (preparação e instalação).

mostra o painel contendo o rotâmetro, a válvula de *by-pass*, a purga e a válvula de recirculação do combustível.

As antigas válvulas de alívio de pressão e de contrapressão do equipamento 60000-0 SETA HiReTS TESTER (D6811, 2007), foram substituídas por novas válvulas fornecidas pela empresa Swagelok com regulagem já pré-definida de fábrica. Foi definido para este projeto que a válvula de alívio de pressão fosse aberta quando a pressão atingisse 60 bar enquanto que a válvula de contrapressão fosse aberta a partir de 20 bar na linha. Uma cruzeta faz a conexão entre a linha de bombeamento



Figura 23 – Painel de válvulas de alívio de pressão (esquerda), purga (centro) e de recirculação/descarte (direita).

para o tubo capilar, válvula de alívio, by-pass (válvula de desvio) e medição de pressão (não usada no momento), conforme observado na Figura 15. A Figura 24 mostra componentes do sistema de circulação do combustível.

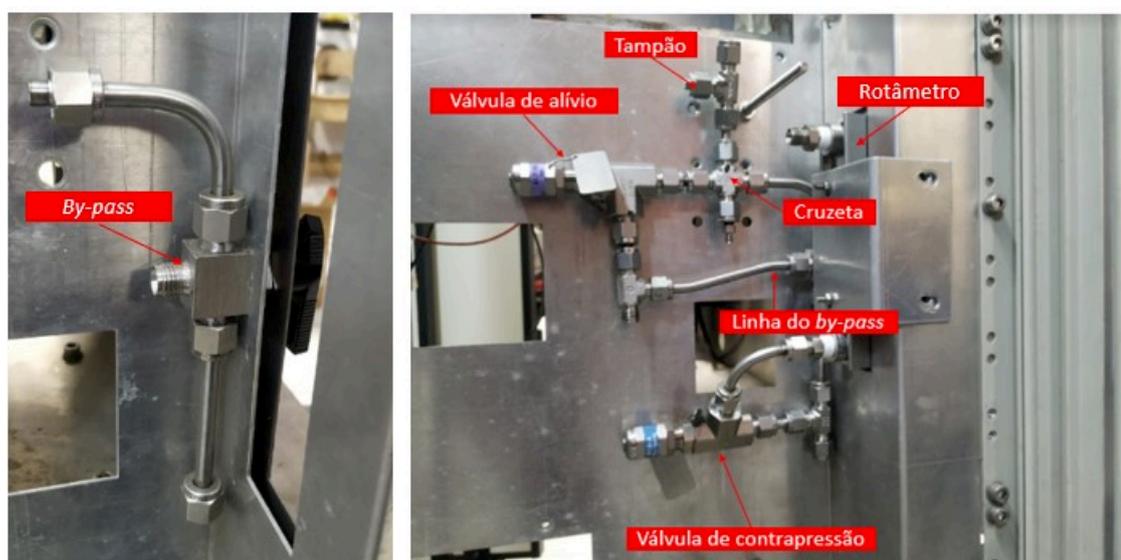


Figura 24 – Componentes do sistema de circulação de combustível.

3.9 TRATAMENTO DOS DADOS MEDIDOS

Durante o teste, a temperatura da superfície externa do capilar é armazenado em um arquivo no formato txt tabulado. A Figura 25 mostra um exemplo do arquivo de dados. As temperaturas estão organizadas sequencialmente da região mais próxima

da saída do capilar (à esquerda na Figura 25) para a região mais afastada (à direita na Figura 25).

O comprimento total do capilar é 152 mm. O comprimento aquecido, entre os dois terminais elétricos, é 112,5 mm. A primeira temperatura, à esquerda no arquivo de dados, está localizada a 1 mm de distância do ponto de referência em 132 mm. A distância entre os pontos subsequentes é 2,5 mm. A câmera de termografia no infravermelho é ajustada para coletar nove pontos de temperatura em °C. O arquivo de dados contém ainda a pressão de operação da bomba em bar e o tempo de teste em s. Os dados são coletados a cada 12 segundos.

323,657143	318,928571	328,457143	320,285714	313,942857	308,071429	310,514286	304,442857	295,585714	41,900000	1263,69
324,014286	319,400000	329,000000	320,871429	314,671429	308,757143	311,142857	305,042857	296,200000	42,800000	1275,21
326,800000	322,371429	332,000000	323,742857	317,185714	311,085714	313,471429	307,214286	298,385714	41,900000	1286,73
326,485714	322,157143	331,714286	323,428571	317,042857	310,828571	313,357143	306,900000	297,914286	41,900000	1298,25
328,028571	323,642857	333,342857	325,014286	318,642857	312,414286	314,957143	308,457143	299,571429	41,100000	1309,77
326,971429	322,628571	332,285714	324,014286	317,428571	311,271429	313,700000	307,485714	298,357143	42,900000	1321,29
328,157143	323,785714	333,600000	325,342857	318,857143	312,757143	315,185714	308,857143	299,828571	43,600000	1332,81
333,985714	329,885714	339,714286	331,542857	324,885714	318,614286	321,171429	314,628571	305,485714	42,300000	1344,33
331,385714	327,200000	336,971429	328,557143	321,985714	315,785714	318,228571	311,728571	302,471429	42,600000	1355,85
336,728571	332,971429	342,885714	334,185714	327,671429	321,342857	323,814286	317,142857	307,857143	42,800000	1367,37

TEMPERATURAS
PRESSÃO
TEMPO

Figura 25 – Exemplo de dados coletados de um teste.

A partir dos dados coletados, realiza-se as seguintes análises:

1. A partir das temperaturas coletadas, calcula-se a diferença entre a temperatura medida em cada ponto e instante de tempo e a temperatura mínima medida na mesma posição. O Número de HiReTS (HN) é, então, calculado de acordo com a Equação 1.
2. A partir da temperatura medida externamente, estima-se a espessura do depósito, utilizando os modelos mostrados no próximo capítulo.
3. A perda de carga entre a saída da bomba e a válvula de regulagem de pressão, ajustada para abertura em 20 bar (por ajuste de fábrica), foi medida sem a presença do capilar, resultando no valor de 0,1 bar. Assim, a medição de pressão na saída da bomba é equivalente à perda de carga induzida pela presença do capilar e pela formação do depósito.

3.10 ERROS DE MEDIÇÃO

Nesta seção, estima-se os erros de medição do número de HiReTS (HN). Os principais sistemas de medição utilizados na determinação do HN são: câmera no infravermelho, bomba de combustível e termo-resistor Pt100. De acordo com os fabricantes, a câmera no infravermelho possui um erro de leitura de $\pm 2\%$ da leitura em °C. A bomba apresenta erro de medição de vazão de $\pm 2\%$, enquanto que o termo-resistor

apresenta erro de medição de temperatura de 0,01 % da leitura. A Tabela 7 resume os subconjuntos e seus respectivos erros de medição.

Tabela 7 – Erros de medição dos subconjuntos do equipamento HiReTS.

Subconjunto	Modelo	Erro	Efeito
Câmera IR	Flir A655SC	$\pm 2 \%$	Aumenta HN se maior
Bomba de Comb.	Azura P 4.1 S	$\pm 2 \%$	Diminui HN se maior
Termo-resistor Pt100	Omega 4 fios classe A	$\pm 0,01 \%$	Aumenta HN se maior

O erro de medição da temperatura pela câmera no infravermelho afeta o erro no HN de forma diretamente proporcional. A bomba de combustível e o termo-resistor são utilizados para fixar as condições de teste. Os erros nestes instrumentos podem desviar as condições de teste em relação às desejadas. Por exemplo, se a vazão real de teste for maior que a vazão desejada, ocorre uma redução no tempo de residência no teste. No entanto, o sistema de aquecimento passa a dissipar uma potência maior, de forma que a temperatura na saída se mantenha naquela necessária.

Através de uma análise usando o modelo computacional, determinou-se que as incertezas de medição de vazão e de temperatura pelo termo-resistor tem menor efeito no erro do HN do que o erro de medição com a câmara no infravermelho. Desta forma, somente este é considerado na propagação de erros.

O erro na medição do número de HiReTS depende dos erros de medição de temperatura pela câmera no infravermelho através da função

$$HN + \sigma_{HN} = f(T_{max,i} \pm \sigma_{T_{max}}, T_{min,i} \pm \sigma_{T_{min}}) = \sum_{i=1}^9 [(T_{max,i} \pm \sigma_{T_{max}}) - (T_{min,i} \pm \sigma_{T_{min}})] \quad (12)$$

onde σ_j é o desvio padrão da amostra j .

Assumindo que os erros de medição de temperatura sejam independentes e que $\sigma_{T_{max}} = \sigma_{T_{min}} = \sigma_T$, a melhor estimativa da propagação dos erros de medição é (CLIFORD, 1973),

$$\sigma_{HN}^2 = \sum_{i=1}^9 \left[\left(\frac{\partial f}{\partial T_{i,max}} \right)^2 \sigma_T^2 + \left(\frac{\partial f}{\partial T_{i,min}} \right)^2 \sigma_T^2 \right] \quad (13)$$

ou seja,

$$\sigma_{HN}^2 = \sum_{i=1}^9 (2 \sigma_T^2). \quad (14)$$

Portanto,

$$\sigma_{HN} = \sqrt{18} \sigma_T \quad (15)$$

Associando σ_T ao erro da câmera de 2 %, o erro propagado no número de HiReTS é $\sigma_{HN} = 8,5 \%$.

Utilizando o fator t de Student aproximado de 2, o intervalo de confiança para 95 % de enquadramento é $\sigma_{HN} = \pm 17 \%$.

Os valores obtidos de HN, seguidos da expressão do erro estimado, serão apresentados no Capítulo 5.

No próximo capítulo, apresenta-se a modelagem aplicada ao problema.

4 MODELAGEM

Neste capítulo, serão abordados os modelos matemáticos que descrevem o comportamento da transferência de calor e perda de carga no tubo capilar, como também as previsões de crescimento de depósito.

4.1 MODELO ANALÍTICO GLOBAL

Gadsby (2017) realizou experimentos com um capilar com diâmetro interno de $500 \mu\text{m}$, com uma vazão de 65 ml/min , aplicando uma corrente entre 40 e 60 A , com a temperatura de saída do fluido configurada para 200 e $230 \text{ }^\circ\text{C}$. Essas condições são ligeiramente diferentes das condições do teste padrão original, as quais são: vazão de 35 ml/min , diâmetro interno do capilar de $270 \mu\text{m}$ e temperatura de saída do combustível fixada em $290 \text{ }^\circ\text{C}$.

A partir da medição da temperatura da superfície externa do capilar, o autor propôs um modelo analítico unidimensional global para estimar a espessura de depósito formado no capilar. O modelo obtém a espessura do depósito no tempo t através da comparação entre a resistência térmica da transferência de calor para o combustível no tempo inicial t_0 e aquela resultante da deposição de sólido em um determinado tempo de teste t .

A Figura 26 mostra a nomenclatura usada para a geometria do capilar e camada de depósito. Os raios interno e externo do capilar são identificados como R_2 e R_3 . O raio interno do depósito é identificado como R_1 .

A taxa de transferência de calor, Q_f , para o fluido, assumindo um calor específico médio c_p , é:

$$Q_f = m_f c_p (T_s - T_e), \quad (16)$$

onde m_f é a vazão mássica do combustível, c_p é o calor específico médio, T_e é a temperatura de entrada e T_s é a temperatura de saída (médias de mistura) do combustível no capilar.

O autor então assume as seguintes hipóteses:

- (H.1) O problema se desenvolve em regime quase-estático, ou seja, o tempo característico de condução de calor através do depósito e capilar é muito menor que o tempo característico de alteração da espessura do depósito e da convecção interna no capilar.
- (H.2) A resistência térmica de condução axial no capilar é muito maior que a resistência térmica na direção radial, tornando o problema localmente unidimensional (somente na direção radial).

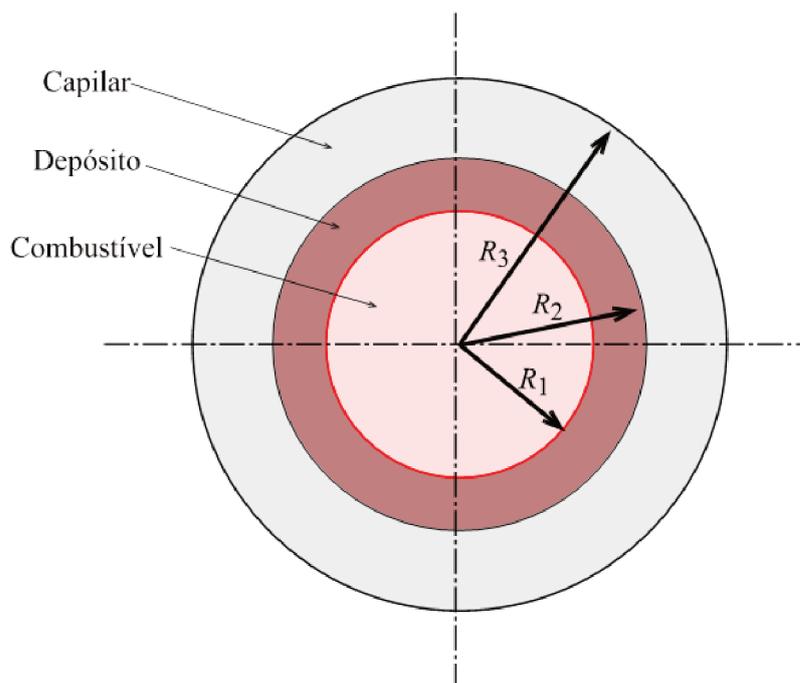


Figura 26 – Geometria do tubo e do depósito em uma dada seção transversal.

- (H.3) No escoamento de combustível, a condução de calor axial é negligenciável quando comparada com o transporte por convecção. O escoamento é assumido plenamente desenvolvido térmica e hidrodinamicamente (GADSBY, 2017).
- (H.4) A perda de calor para o ambiente externo é negligenciável. O autor argumenta que a perda de calor para o ambiente externo representa no máximo 1 % da geração de energia por efeito Joule para a maior temperatura de parede medida nos experimentos. O autor entende que as maiores perdas de calor ocorrem nas fixações do capilar nos barramentos, que são efeitos de borda do capilar e não levados em consideração nessa solução. No entanto, essa perda de calor pelas extremidades tornaria a taxa de transferência de calor para o fluido menor que a taxa total de energia gerada por efeito Joule. Portanto, o modelo não deve utilizar a taxa de geração de calor como um dado de entrada.
- (H.5) A condutividade térmica do capilar é suficientemente alta para que este permaneça isotérmico na direção radial. Esta é uma hipótese de número de Biot característico do capilar na direção radial muito menor que a unidade.
- (H.6) As temperaturas axiais do combustível e do capilar podem ser representadas por valores médios T_m e T_h . Essa hipótese assume que as temperaturas do combustível e do capilar variam de forma essencialmente linear ao longo do seu comprimento.

Com estas hipóteses, a taxa de transferência de calor do capilar para o combustível pode ser escrita como,

$$Q = \frac{(T_h - T_m)}{R_t}, \quad (17)$$

onde T_h é a temperatura do capilar (homogênea radialmente) e R_t é uma resistência térmica global.

Portanto, com as hipóteses listadas,

$$Q = \dot{m}c_p (T_s - T_e) = \frac{(T_h - T_m)}{R_t}. \quad (18)$$

No início do experimento, não existe depósito no capilar. Assim, a resistência térmica global torna-se:

$$R_{t=0} = \frac{T_h(t=0) - T_m}{\dot{m}c_p (T_s - T_e)} = \frac{1}{2\pi R_2 h_f}, \quad (19)$$

onde h_f é o coeficiente de convecção médio do combustível.

Após decorrido um tempo t , a formação de uma camada de depósito na superfície interna do tubo (uniforme na direção azimutal) dificulta a troca de calor para o combustível e, conseqüentemente, resulta em um aumento de temperatura da superfície externa. Portanto, a resistência térmica global no tempo decorrido t torna-se:

$$R_{t=t} = \frac{T_h(t=t) - T_m}{\dot{m}c_p (T_s - T_e)} = \frac{1}{2\pi R_1 h_f} + \frac{\ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)}{2\pi k_d L_h}, \quad (20)$$

onde k_d é a condutividade térmica do depósito, R_1 é o raio interno da camada de depósito e L_h é o comprimento aquecido do capilar. Verifica-se que, com a atuação do controle de geração de energia térmica, os valores de T_s , T_e e T_m permanecem constantes.

O autor finalmente assume a hipótese que: (H.7) A diferença entre as resistências de convecção para o fluido avaliadas em R_1 e R_2 é negligenciável. Ou seja, a redução do raio é acompanhada por aumento do coeficiente de convecção de forma que a resistência permaneça aproximadamente inalterada. Nota-se que a resistência de convecção não é negligenciável, pois isto violaria a hipótese de número de Biot na direção radial do capilar muito menor que a unidade, mas apenas permanece aproximadamente inalterada. Uma análise dos efeitos principais do raio na resistência térmica de convecção permite verificar que $R_{t,c} \sim R^n$, na qual n é o expoente do número de Reynolds na correlação para o Número de Nusselt do escoamento interno. Para o escoamento laminar, $n = 0$ e $R_{t,c}$ não depende de R , satisfazendo integralmente a hipótese. Para o escoamento turbulento, tomando, por exemplo, a correlação de Dittus-Boelter, $n = 0,8$ e, assim, $R_{t,c,1}/R_{t,c,2} = (R_1/R_2)^{0,8}$. Ou seja, quando o raio é reduzido em 10 %, a aproximação apresenta erro de 7 %, que tem um efeito ainda menor no resultado final da análise quando a resistência de condução através do depósito cresce.

Assumindo esta hipótese, a variação da resistência térmica global resulta em:

$$\Delta R = \frac{T_h(t=t) - T_m}{\dot{m}c_p(T_s - T_e)} - \frac{T_h(t=0) - T_m}{\dot{m}c_p(T_s - T_e)} = \frac{\ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)}{2\pi k_d L_h}. \quad (21)$$

Isolando o raio R_1 na equação ((21)), resulta em:

$$R_1 = R_2 \exp\left[-(2\pi k_d L_h) \frac{T_h(t=t) - T_h(t=0)}{\dot{m}c_p(T_s - T_e)}\right]. \quad (22)$$

A espessura do depósito e_d torna-se finalmente

$$e_d = R_2 - R_1 = R_2 \left\{ 1 - \exp\left[-(2\pi k_d L_h) \frac{T_h(t=t) - T_h(t=0)}{\dot{m}c_p(T_s - T_e)}\right] \right\}. \quad (23)$$

Observa-se que nesta equação, além das hipóteses mencionadas, existe uma incerteza no valor da condutividade térmica do depósito k_d , a qual é assumida constante e conhecida. Porém, o modelo é bastante efetivo do ponto de vista da aplicação pois não necessita do conhecimento da taxa de geração de energia térmica e não exige modelagem adicional de coeficientes de transferência de calor. Figura 26 não apresenta uma avaliação sistemática das limitações do modelo, a qual é desenvolvida a seguir.

4.2 MODELO ANALÍTICO DISTRIBUÍDO NA DIREÇÃO RADIAL

As hipóteses (H.4) ausência de transferência de calor com o ambiente externo, (H.5) capilar com temperatura radialmente homogênea, (H.6) distribuição de temperatura linear axialmente no capilar e (H.7) pequeno efeito do raio interno na resistência de convecção podem ser removidas através do desenvolvimento de uma formulação mais detalhada.

A formulação a seguir assume como hipóteses:

- (H.1) O problema se desenvolve em regime quase-estático,
- (H.2) O depósito e o capilar são homogêneos e apresentam axissimetria,
- (H.3) A resistência térmica de condução axial no capilar é muito maior que a resistência térmica na direção radial,
- (H.4) O escoamento é plenamente desenvolvido térmica e hidrodinamicamente e a condução de calor axial é negligenciável no escoamento de combustível quando comparada com o transporte por convecção,
- (H.5) A perda de calor para o ambiente externo ocorre por convecção e radiação,

(H.6) As propriedades são constantes e assume-se valores avaliados nas temperaturas médias.

A formulação inicia com a solução do problema de condução na direção radial do capilar.

4.2.1 Condução de calor no depósito

Com as hipóteses (H.1), (H.2), (H.4) e (H.5), a equação da conservação da energia para o depósito torna-se:

$$\frac{d}{dr} \left(r \frac{dT}{dr} \right) = 0. \quad (24)$$

As condições de contorno são:

$$\begin{aligned} r = R_1, \quad -k_d \frac{dT}{dr} &= h_f (T_f - T), \\ r = R_2, \quad T &= T_i, \end{aligned} \quad (25)$$

na qual T_i é a temperatura na interface entre o depósito e o capilar, k_d é o coeficiente de condução do depósito e h_f é o coeficiente de convecção do combustível.

A solução para o depósito torna-se:

$$\frac{T - T_i}{T_f - T_i} = \frac{\ln \left(\frac{R_2}{r} \right)}{\ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) - Bi_1}, \quad (26)$$

onde o número de Biot Bi_1 avaliado em R_1 é

$$Bi_1 = \frac{h_f R_1}{k_d}. \quad (27)$$

4.2.2 Condução de calor no capilar

Com as hipóteses acima, a equação da conservação da energia para o capilar torna-se:

$$\frac{d}{dr} \left(r \frac{dT}{dr} \right) + \frac{r \dot{s}}{k_c} = 0, \quad (28)$$

onde k_c é a condutividade térmica do capilar e \dot{s} é a taxa de geração volumétrica de energia térmica.

As condições de contorno são:

$$\begin{aligned} r = R_2, \quad T &= T_i, \\ r = R_3, \quad -k_c \frac{dT}{dr} &= h_e (T - T_\infty), \end{aligned} \quad (29)$$

onde h_e é um coeficiente de convecção efetivo incluindo convecção e radiação e T_∞ é a temperatura ambiente.

A solução para o capilar torna-se

$$T - T_i = \left[\frac{\varphi_3 \left(Bi_3 + \frac{1}{2} \right) - \frac{\varphi_2}{2} - T_i + T_\infty}{\ln \left(\frac{R_3}{R_2} \right) - Bi_3} \right] \ln \left(\frac{r}{R_2} \right) + \frac{\varphi_2}{2} - \frac{\dot{s}r^2}{4k_c}, \quad (30)$$

onde o número de Biot, Bi_3 , avaliado em R_3 e as gerações de energia adimensionais, φ_2 e φ_3 são,

$$Bi_3 = \frac{R_3 h_e}{k_c}, \quad \varphi_2 = \frac{R_2^2 \dot{s}}{2k_c}, \quad \varphi_3 = \frac{R_3^2 \dot{s}}{2k_c}. \quad (31)$$

4.2.3 Condição de acoplamento

Em R_2 , tem-se:

$$-k_d \frac{dT_d}{dr} = -k_c \frac{dT_s}{dr}. \quad (32)$$

Aplicando as soluções acima, obtém-se,

$$T_i = \frac{\varphi_3 \left(Bi_3 + \frac{1}{2} \right) - \varphi_2 \left(\Gamma_s - \frac{1}{2} \right) - \frac{k_d \Gamma_s}{k_c \Gamma_d} T_f + T_\infty}{1 - \frac{k_d \Gamma_s}{k_c \Gamma_d}}, \quad (33)$$

onde os parâmetros do modelo são,

$$\Gamma_d = \ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) + Bi_1, \quad \Gamma_s = \ln \left(\frac{R_3}{R_2} \right) - Bi_3, \quad (34)$$

4.2.4 Espessura do depósito

Isolando a temperatura externa $T(r = R_3) = T_S$ na solução, obtém-se

$$T_S = \left[\varphi_3 \left(Bi_3 + \frac{1}{2} \right) - \frac{\varphi_2}{2} + T_\infty \right] \frac{\ln \left(\frac{R_3}{R_2} \right)}{\Gamma_d} + T_i \left(1 - \frac{\ln \left(\frac{R_3}{R_2} \right)}{\Gamma_d} \right) + \frac{\varphi_2 - \varphi_3}{2}. \quad (35)$$

Utilizando o valor da temperatura externa medida no experimento, $T_S = T_{S,exp}$, as equações Equação (33) e Equação (35) formam um sistema de duas equações que permite obter as incógnitas T_i e Γ_d .

A partir de,

$$\Gamma_d = \ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) + Bi_1, \quad (36)$$

determina-se R_1 e a partir de R_1 determina-se a espessura do depósito $e_d = R_2 - R_1$.

Para que isso seja possível, precisa-se utilizar equações complementares para o escoamento, a fim de determinar T_f , assim como valores médios para as demais propriedades.

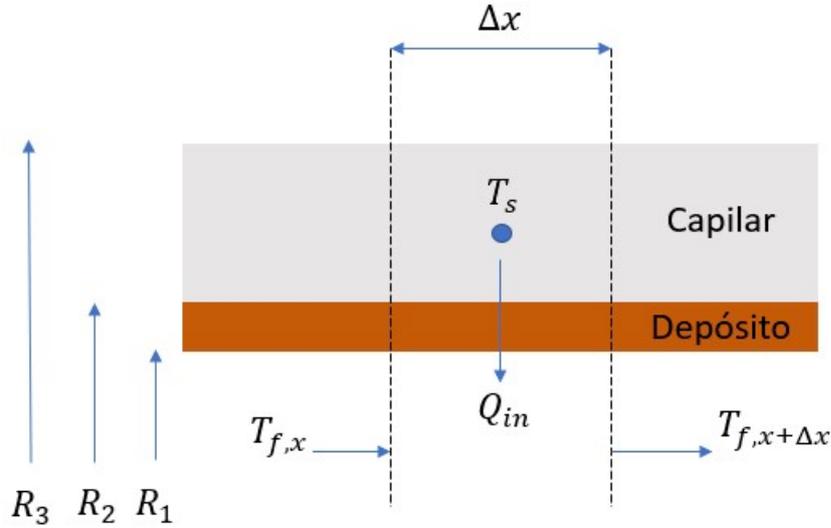


Figura 27 – Balanço de calor no fluido.

4.2.5 Transferência de calor no combustível

Realizando um balanço de calor no fluido, tem-se:

$$\dot{m}c_p \frac{dT_f}{dx} = q''_{in} P_U \quad (37)$$

onde $P_U = 2\pi R_1$ é o perímetro de transferência de calor com o fluido.

Para a solução desta equação, adota-se um método de Euler explícito. Assumindo que o fluxo de calor q''_{in} seja constante em uma região com comprimento Δx na direção axial, tem-se

$$q'_{in} = q''_{in} P_U = \dot{m}c_p (T_{f,x+\Delta x} - T_{f,x}), \quad (38)$$

onde o fluxo de calor q''_{in} , o perímetro P_U e o calor específico c_p são avaliados na temperatura $T_{f,x}$.

A temperatura de saída do fluido do volume de controle com comprimento Δx torna-se

$$T_{f,x+\Delta x} = T_{f,x} + \frac{q'_{in}}{\dot{m}c_p} \quad (39)$$

O fluxo de calor para o combustível, q''_{in} é obtido de

$$q''_{in} = h_f [T(r = R_1) - T_f], \quad (40)$$

onde $T(r = R_1)$ é obtido da equação ((41)),

$$T(r = R_1) = T_j + (T_f - T_j) \left[\frac{\ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)}{\ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right) - Bi_1} \right], \quad (41)$$

O modelo é completado com o cálculo das propriedades termofísicas, dos coeficientes de transferência de calor e de perda de carga para o escoamento interno e do coeficiente de transferência de calor efetivo para o ambiente externo. Esses modelos serão abordados ao final do capítulo. A modelagem também requer o cálculo da cinética de formação de depósito, conforme será apresentado também ao final do capítulo.

4.2.6 Procedimento de cálculo

A modelagem para o modelo analítico distribuído adota:

1. As propriedades térmicas do capilar e depósito são avaliadas em uma temperatura média.
2. O coeficiente de convecção efetivo no ambiente externo é avaliado como uma média para todo o comprimento do capilar.
3. O coeficiente de convecção no escoamento de combustível é avaliado localmente, pois adota-se uma formulação diferencial para a direção axial para o combustível.
4. Para cada posição axial, na qual determina-se o valor de T_f , aplica-se as equações do modelo de condução de calor na direção radial, obtendo iterativamente a temperatura externa e a espessura do depósito, conforme descrito acima.

Este procedimento é adotado em cada intervalo de tempo Δt de discretização do tempo de teste. O cálculo prossegue até que o tempo final de teste de 120 minutos seja atingido, ou até que a pressão na entrada do capilar atinja 60 bar, a qual é a pressão de abertura da válvula de alívio.

4.3 MODELO NUMÉRICO

Um modelo numérico bidimensional axissimétrico foi utilizado a fim de comparar e validar os modelos analíticos global e distribuído.

O modelo numérico assume como hipóteses:

- (H.1) O depósito e o capilar são homogêneos e apresentam axissimetria,
- (H.2) Na camada de depósito, a transferência de calor é assumida quase-estática e negligencia-se a transferência de calor axial,
- (H.3) O escoamento de combustível é assumido plenamente desenvolvido térmica e hidrodinamicamente e a condução de calor axial é negligenciável quando comparada com o transporte por convecção,
- (H.4) A perda de calor para o ambiente externo ocorre por convecção e radiação,

(H.5) As propriedades são constantes e assume-se valores avaliados nas temperaturas médias.

A partir das hipóteses acima, a equação da conservação da energia para o capilar em coordenadas cilíndricas torna-se

$$\rho_c c_{p,c} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r k_c \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(k_c \frac{\partial T}{\partial x} \right) + g_c \quad (42)$$

As condições de contorno são:

$$\begin{aligned} r = R_2, \quad -k_c \frac{\partial T}{\partial r} &= \frac{(T_f - T)}{R_d''}, \\ r = R_3, \quad -k_c \frac{\partial T}{\partial r} &= h_e (T - T_\infty), \\ x = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial x} &= 0, \\ x = L, \quad \frac{\partial T}{\partial x} &= 0, \end{aligned} \quad (43)$$

onde, como anteriormente, ρ_c é a massa específica do capilar, $c_{p,c}$ é o calor específico do capilar, h_e é um coeficiente de convecção efetivo incluindo convecção e radiação e R_d'' é a resistência térmica por unidade de área incluindo a condução na camada de depósito e a convecção no escoamento de combustível.

A taxa de geração de energia térmica, g_c é modelada como segue:

$$\begin{aligned} g_c &= 0 \quad \text{para } 0 \leq x < L - L_h, \\ g_c &= \dot{s} \quad \text{para } L - L_h \leq x \leq L, \end{aligned} \quad (44)$$

Dessa forma, pode-se modelar o efeito de região de entrada térmica na parede do capilar no começo da seção de aquecimento.

A resistência térmica por unidade de área do depósito é modelada como

$$R_d'' = \frac{R_2}{R_1 h_f} + \frac{R_2 \ln(R_2/R_1)}{k_d} \quad (45)$$

onde k_d é a condutividade térmica do depósito e h_f é o coeficiente de convecção local no escoamento do combustível.

A modelagem da transferência de calor no combustível segue a mesma formulação empregada no modelo analítico distribuído. As propriedades térmicas, os coeficientes de transferência de calor e de perda de carga e o modelo de cinética de formação de depósito seguem o mesmo equacionamento usado para o modelo analítico distribuído, porém, para o modelo numerico todas as propriedades são determinadas nas temperaturas e condições locais.

4.3.1 Procedimento de cálculo

A modelagem para o modelo numérico adota:

1. As propriedades térmicas do capilar e depósito são avaliadas nas temperaturas locais.
2. O coeficiente de convecção efetivo no ambiente externo é avaliado como uma média para todo o comprimento do capilar e aplicada em cada volume de controle na superfície do capilar.
3. O coeficiente de convecção no escoamento de combustível é avaliado localmente, pois adota-se uma formulação diferencial para a direção axial para o combustível.

Um método de volume finitos é adotado na discretização da equação da condução de calor no capilar nas direções radial e axial. O termo transiente é modelado com uma formulação explícita. O sistema linear formado pelas equações discretizadas é resolvido por um método iterativo de Jacobi ponto-a-ponto (PATANKAR, 1980; MALISKA, 2004).

Em função das não-linearidades decorrentes das propriedades térmicas e coeficientes de transferência de calor, o sistema de equações é convergido em cada intervalo de tempo Δt antes do tempo ser incrementado. Adota-se como critério de convergência no intervalo de tempo Δt ,

$$err = \sum_{i=1}^{N_x} \sum_{j=1}^{N_r} \left| \frac{T_{i,j}^{k_t+1} - T_{i,j}^{k_t}}{T_{i,j}^{k_t}} \right| < 10^{-8}, \quad (46)$$

onde N_x é o número de volumes finitos na direção axial, N_r é o número de volumes finitos na direção radial e k_t representa o instante de tempo na discretização temporal. Nota-se que o cálculo numérico utiliza temperaturas absolutas.

O cálculo prossegue até que o tempo final de teste de 120 minutos seja atingido, ou até que a pressão na entrada do capilar atinja 60 bar, a qual é a pressão de abertura da válvula de alívio.

4.4 TRANSFERÊNCIA DE CALOR E PERDA DE CARGA

4.4.1 Transferência de calor para o combustível

A área transversal interna do tubo capilar, A_1 , é:

$$A_1 = \pi R_1^2 \quad (47)$$

A velocidade média de escoamento do combustível, $\langle u \rangle$, torna-se

$$\langle u \rangle = \frac{\dot{m}}{\rho_f A_1} \quad (48)$$

O número de Reynolds, Re , é

$$Re = \frac{\langle u \rangle (2R_1)}{\nu_f} = \frac{2\dot{m}}{\pi R_1 \mu_f}, \quad (49)$$

onde ν_f é a viscosidade cinemática e μ_f é a viscosidade dinâmica do fluido.

O coeficiente de convecção é obtido de

$$h_f = \frac{Nu_f k_f}{2R_1} \quad (50)$$

onde o k_f é a condutividade térmica do combustível e Nu_f é o número de Nusselt para escoamento do combustível.

As propriedades termofísicas do fluido são fornecidas na forma de equações em função da temperatura no Apêndice A.

O Apêndice B fornece as correlações para o número de Nusselt e para o fator de atrito de Darcy (ou Moody) utilizadas neste trabalho.

4.4.2 Transferência de calor para o ambiente externo

Dado que o tubo capilar permanece confinado em uma cavidade fechada durante os testes, assume-se que a transferência de calor para o ambiente externo ocorre por convecção natural e radiação.

Para a transferência de calor por convecção para o tubo capilar vertical posicionado no centro de uma cavidade, o número de Rayleigh, Ra , é dado por

$$Ra = \frac{g\beta_a(\langle T_s \rangle - T_a)L_h^3}{\nu_a\alpha_a} \quad (51)$$

onde $\langle T_s \rangle$ é a temperatura média da superfície externa do capilar, T_a é a temperatura da superfície interna da cavidade da seção de testes, L_h é o comprimento aquecido do capilar, $\beta_a = 1/T_a$ é o coeficiente de expansão volumétrica, ν_a é a viscosidade cinemática e α_a é a difusividade térmica do ar no interior da cavidade, avaliado na temperatura média entre $\langle T_s \rangle$ e T_a .

O número de Nusselt, Nu_a é avaliado pela Eq. ((87)) mostrada no Apêndice B.

O coeficiente equivalente global de transferência para o ambiente externo, h_∞ , é dado por:

$$h_\infty = h_a + h_r = \frac{Nu_a k_a}{L_h} + \frac{\sigma\varepsilon(\langle T_s \rangle^4 - T_a^4)}{(T_s - T_a)} \quad (52)$$

onde k_a é a condutividade térmica do ar, $\sigma = 5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\cdot\text{K}^4$ é a constante de Stefan-Boltzmann e ε é a emissividade da superfície do capilar, aproximada como 1.

O fluxo de calor para o ambiente, q''_{out} , é finalmente calculado por:

$$q''_{out} = h_\infty (\langle T_s \rangle - T_a). \quad (53)$$

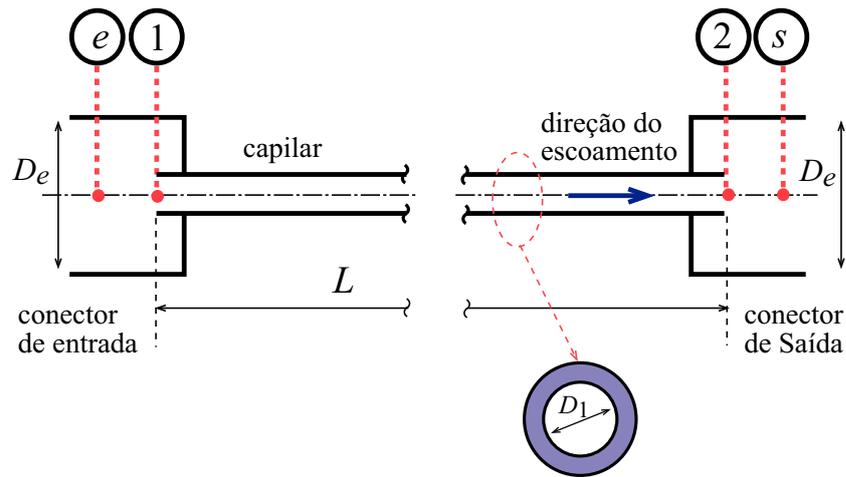


Figura 28 – Modelagem da perda de carga no capilar.

4.4.3 Perda de carga no escoamento de combustível

A perda de carga no capilar inclui a aceleração do escoamento do conector de entrada para o tubo capilar, a perda de carga na região de entrada, a perda de carga para o escoamento plenamente desenvolvido e a expansão do escoamento para o conector de saída, conforme indicado na Figura (28). A pressão de referência é a pressão de saída no conector de saída, $p_{f,s}$, definida pela pressão de abertura da válvula de controle de pressão. Como resultado da perda de carga, a pressão no conector de entrada atinge um valor $p_{f,e}$.

Portanto, considerando a expansão do escoamento na saída, a pressão na seção de saída do capilar torna-se,

$$p_{f,2} = p_{f,s} - \frac{\rho_f \langle v \rangle^2}{2} \left(1 - \frac{D_1^4}{D_e^4} \right), \quad (54)$$

sendo ρ_f , $\langle v \rangle$ e D_1 avaliados na seção 2 (saída) e D_e é o diâmetro do conector de saída.

A pressão na seção de entrada do capilar é dada por

$$p_{f,1} = p_{f,2} + \left(\frac{\rho_f \langle v \rangle^2}{2} \right)_2 - \left(\frac{\rho_f \langle v \rangle^2}{2} \right)_1 + \int_0^L \frac{f_1}{D_1} \frac{\rho_f \langle v \rangle^2}{2} dx, \quad (55)$$

onde $f_1(x)$, D_1 , ρ_f e $\langle v \rangle$ são o fator de atrito, o diâmetro interno, a massa específica do fluido e a velocidade média calculados para as condições locais.

Finalmente, considerando a aceleração do escoamento e a perda de carga na região de entrada, a pressão no conector de entrada do capilar torna-se

$$p_{f,e} = p_{f,1} + \frac{\rho_f \langle v \rangle^2}{2} \left(1 + K_e - \frac{D_1^4}{D_e^4} \right). \quad (56)$$

sendo ρ_f , $\langle v \rangle$ e D_1 avaliados na seção 1 (entrada) e K_e é coeficiente de perda de carga localizada na entrada do capilar.

As correlações para o fator de atrito de Darcy são listadas no Apêndice B.

4.5 CINÉTICA QUÍMICA DE FORMAÇÃO DE DEPÓSITOS

O modelo de cinética química fornece uma previsibilidade da formação de depósitos sólidos no interior do capilar. Conforme analisado no capítulo de revisão, existem diversos modelos detalhados que tem apresentado boa concordância com medições em condições de temperaturas moderadas, especialmente na modelagem de resultados de testes PetroOxy. A aplicação dos modelos cinéticos existentes em condições de testes típicas de HiReTS não tem obtido o mesmo sucesso (ALBORZI *et al.*, 2018).

Este trabalho não objetiva uma avaliação detalhada da cinética de formação de depósitos, mas apenas avaliar o comportamento dos experimentos e dos modelos de estimativa de espessura de depósito. Assim, a aplicação de um modelo simplificado de formação de depósito, ativado por temperatura, e que possibilite o crescimento de uma camada de depósito ao longo do tempo de teste é suficiente para esses propósitos.

Um modelo global de Arrhenius de ordem zero permite obter, de forma simples e eficiente, uma camada de depósito. Tal formulação global para a cinética química negligencia a deprivação de oxigênio e espécies químicas precursoras a medida que a degradação ocorre e, portanto, não é capaz de prever o crescimento e estabilização da espessura do depósito, ou mesmo decrescimento, ao longo do comprimento axial, conforme observado na literatura. No entanto, ela é suficiente para verificar o efeito da formação de depósito nas variáveis de experimento, em especial, na capacidade de determinar a espessura do depósito a partir da medição da temperatura da superfície externa, e será portanto adotada.

O modelo global utilizado aqui pode ser representado como:



Utilizando um modelo de equação de Arrhenius, a taxa de deposição de sólidos é aproximada por uma reação global de ordem zero na forma:

$$\frac{dm_d}{dt} = A_o \exp\left(\frac{-T_{E_a}}{T_f}\right) \quad (58)$$

onde m_d é a massa de depósito formada na superfície do capilar, A_o é o fator pré-exponencial, T_{E_a} é a temperatura de ativação e T_f é a temperatura média de mistura do combustível (KHODABANDEH; FREDERICK, 2005).

A partir da taxa de formação de depósito, a massa de depósito precipitada em determinada posição x é dada por

$$m_d = \int_0^t \frac{dm_d}{dt} dt, \quad (59)$$

que é resolvida com uma formulação explícita no tempo.

O raio interno do capilar em uma região com comprimento Δx na posição x torna-se

$$R_1 = \sqrt{R_2^2 - \frac{m_d}{\rho_d \pi \Delta x}} \quad (60)$$

onde ρ_d é a massa específica do depósito, conforme discutida (TEVELDE; GLICKSTEIN, 1983).

A espessura de depósito é finalmente avaliada por $e_d = R_2 - R_1$.

No próximo capítulo, apresenta-se os resultados das medições e da aplicação dos modelos nas condições de teste deste trabalho.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo, são apresentados os resultados dos experimentos realizados com a bancada HiReTS, as análises da evolução do número de HiReTS no tempo, as estimativas da espessura do depósito usando o modelo global de Gadsby, os resultados dos modelos distribuído e numérico.

5.1 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

A Tabela 8 lista o tempo de teste, o volume de amostra utilizada e a condição de recirculação em cada teste. Todos os testes foram realizados com o mesmo combustível, seguindo o mesmo procedimento descrito no capítulo 3. Os testes 1 e 2 foram testes exploratórios iniciais. Os testes 3, 4 e 5 foram realizados 1 ano após os testes 1 e 2, com uma versão melhorada do controle de aquecimento. As amostras foram armazenadas em recipientes de polímero HDPE. O maior tempo de armazenamento pode ser responsável pela redução da estabilidade das amostras, conforme evidenciado pelos resultados sumarizados na Tabela 9. O tempo final dos testes 3, 4 e 5 foi reduzido devido à rápida degradação observada, a qual causou excessiva formação de depósito.

Tabela 8 – Condições dos testes realizados.

Número	Duração min	Recirculação	Volume ml	Estabilidade
Teste 1	120	Não	5000	maior
Teste 2	120	Não	5000	maior
Teste 3	30	Sim	700	menor
Teste 4	45	Sim	700	menor
Teste 5	55	Sim	700	menor

5.1.1 Resultados do teste padrão

Seguindo o procedimento de teste padrão, em cada teste gera-se um arquivo de texto contendo os valores de temperatura medidos em cada um dos nove pontos de referência ao longo do tempo, conforme visto no Capítulo 3 Figura 25. A primeira medição é realizada a 1 mm do barramento superior, o qual está localizado a 112,5 mm de distância do barramento inferior. A partir dessa primeira medição, os outros oito pontos de medição estão espaçados em 2,5 mm. Os registros de temperatura são realizados a cada 12 segundos. A partir das medições, o número de HiReTS (HN) é calculado, utilizando a Equação (1). Finalmente, a espessura do depósito é estimada utilizando o modelo de Gadsby.

Nas figuras a seguir, a temperaturas superficiais medidas são mostradas como superfícies, nas quais os eixos horizontais são a posição e o tempo e o eixo vertical é a diferença de temperatura entre a temperatura medida em dado instante de tempo em uma dada posição e a menor temperatura registrada naquela posição. Esta é a mesma diferença de temperatura utilizada para calcular o *HN*.

Tabela 9 – Resultados finais dos testes realizados: $p_{f,e}$ inicial e $p_{f,e}$ final são as pressões no início e final do teste medidas na entrada do capilar e *HN* é número HiRETS. Os testes 1 e 2 utilizaram amostras de 5000 ml e as amostras de 700 ml para os testes 3, 4 e 5.

Número	Duração min	Recirculação	Volume ml	HN	$p_{f,e}$ inicial bar	$p_{f,e}$ final bar
Teste 1	120	Não	5000	438 ± 74		
Teste 2	120	Não	5000	61 ± 10		
Teste 3	30	Sim	700	905 ± 153	39,3	45,2
Teste 4	45	Sim	700	266 ± 45	39,6	52,6
Teste 5	55	Sim	700	882 ± 150	39,3	43,2

A Figura 29(a) mostra o resultado para o Teste 1. A máxima diferença de temperatura ocorre na extremidade de saída do capilar, ao final do teste, atingindo 73 K. O número de HiReTs final para esse teste foi de 438, mostrando ser um combustível estável. Mesmo para regiões mais afastadas da saída do capilar, observou-se um incremento de temperatura ao longo do tempo, sugerindo que houve crescimento de depósito na parede interna do capilar. Aos 75 min de teste, observa-se a ocorrência de uma obstrução do capilar, seguida por uma desobstrução, causando uma flutuação de temperatura. Após esse evento, a formação de depósito continuou de forma suave. A máxima variação do *HN* para o Teste 1 foi de ± 74.

A Figura 29(b) apresenta os resultados do Teste 2. O aumento de temperatura neste teste é menor que o observado no teste 1. A máxima diferença de temperatura observada na extremidade do capilar, ao término do teste, é 15 K. O número de HiReTS final para este teste é 61, o que indica uma amostra muito estável. A máxima variação para o Teste 2 foi de ± 10.

A Figura 29(c) apresenta o resultado para o Teste 3. Esta amostra apresentou *HN* de 905 e máxima diferença de temperatura de 120 K. O teste teve duração de 30 min, o que indica que esta amostra apresentou um *HN* mais de duas vezes maior que o valor do teste 1, em um quarto do tempo. Portanto, o armazenamento por longo tempo e a realização do experimento com recirculação resultou em redução significativa da estabilidade da amostra. Outro aspecto a observar na condição de grande degradação desta amostra é que o ponto de máxima deposição de sólidos é mais próximo à parte central do tubo capilar. Isto sugere que a degradação ocorreu de forma muito intensa logo no início do capilar, o que levou a uma deprivação de oxigênio, ou outros precursores de degradação, ou mesmo uma mudança no mecanismo de deposição de

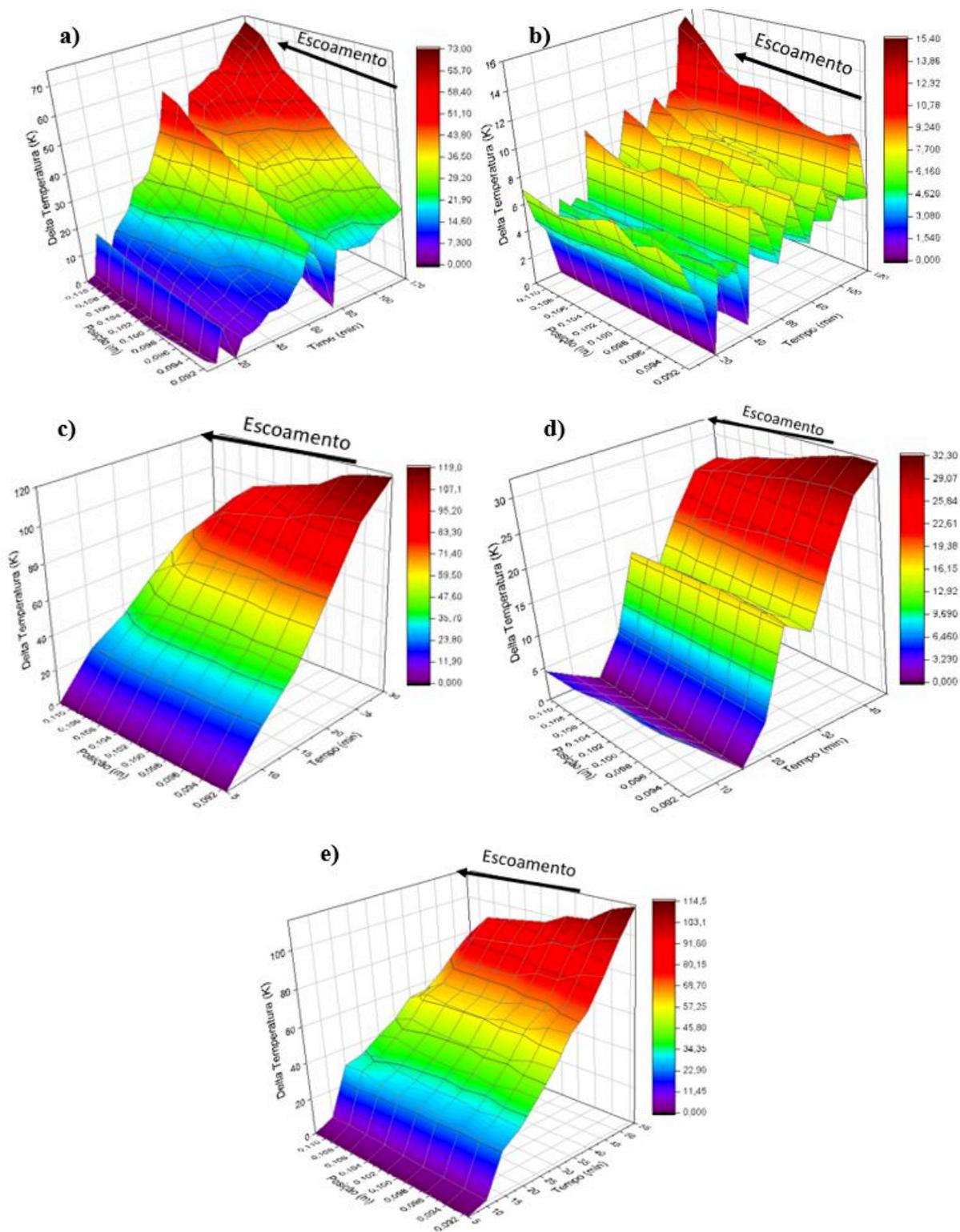


Figura 29 – Diferença de temperatura da superfície externa em função da posição no capilar e do tempo para: (a) Teste 1, (b) Teste 2, (c) Teste 3, (d) Teste 4 e (e) Teste 5, cujas condições são descritas na Tabela 8.

sólidos, diminuindo a taxa de formação de sólidos na parte final do capilar. O mesmo comportamento foi observado nos testes 4 e 5. A máxima variação do HN para o Teste 3 foi de ± 153 .

A Figura 29(d) apresenta os resultados do teste 4. Obteve-se $HN = 266$ e a máxima diferença de temperatura foi $32,3$ K. No tempo 30 min observa-se uma flutuação, provavelmente causada pelo deslocamento de uma obstrução no interior do capilar. A máxima variação do HN para o Teste 4 foi de ± 45 .

A figura Figura 29(e) mostra o resultado do teste 5. Obteve-se $HN = 882$ e a máxima diferença de temperatura foi 115 K. A máxima variação do HN para o Teste 5 foi de ± 150 .

Os resultados dos testes 3, 4 e 5 indicam que o armazenamento prolongado e a recirculação do combustível causam significativa deposição de sólidos durante o teste. Nas condições de forte deposição, o tempo total de teste foi abreviado para evitar uma sobrecarga momentânea na pressão do sistema, originada pelo deslocamento de um depósito sólido ocasionando a obstrução do capilar.

5.1.2 Variação do HN ao longo do tempo de teste

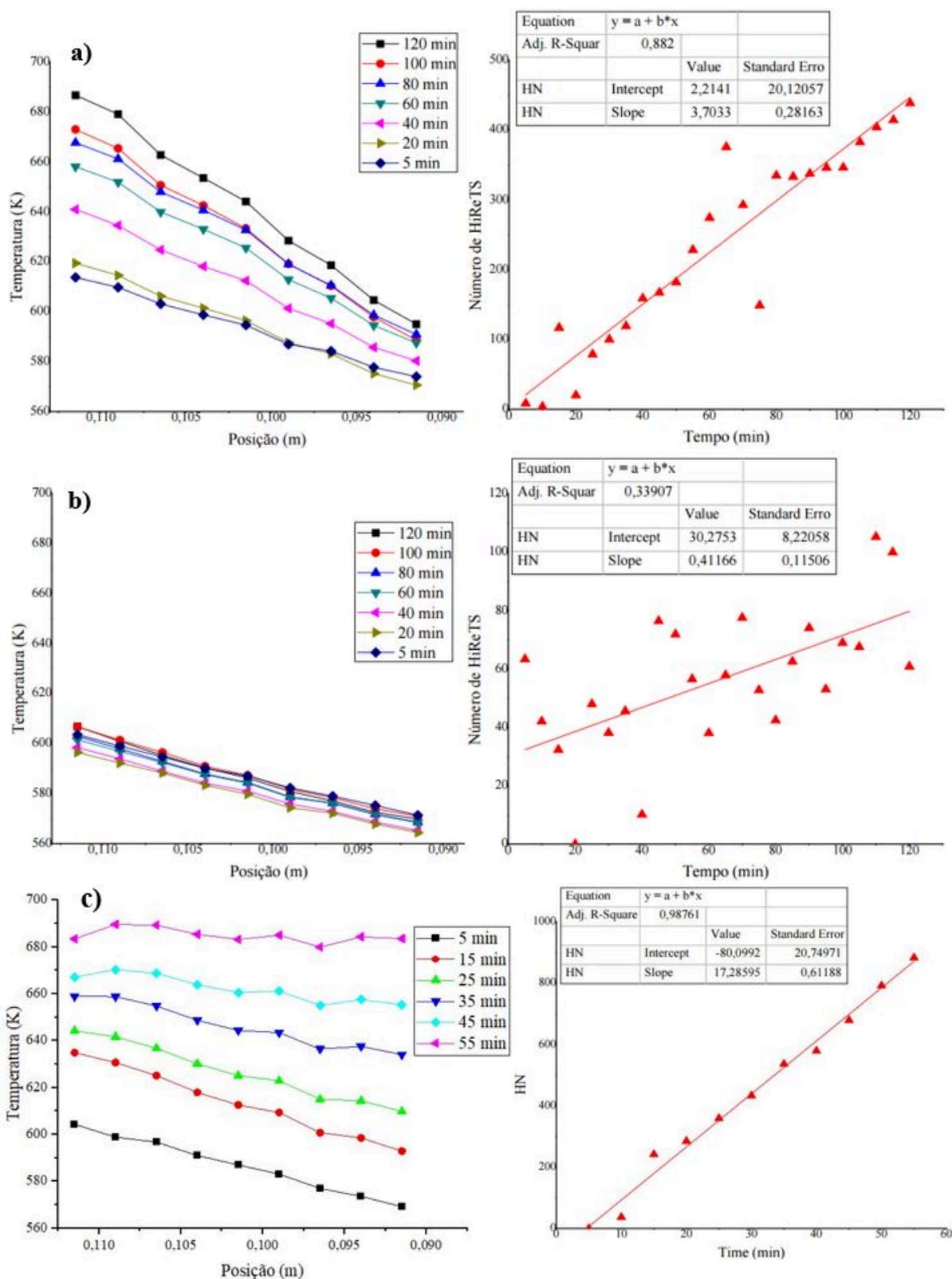
Nesta seção, o HN é calculado ao longo do tempo de teste, mostrando a evolução da formação de depósito com o tempo.

A Figura 30 mostra a distribuição de temperatura na superfície externa do capilar em função da distância ao longo do capilar para tempo de teste progressivamente mais longo. Nos gráficos à direita, mostra-se o valor do HN calculado para cada instante de tempo.

A Figura 30(a) apresenta os resultados do teste 1. Observa-se que as temperaturas da superfície externa apresentam um comportamento aproximadamente linear e crescem monotonicamente com o tempo, apresentando um crescimento mais acentuado no intervalo de tempo entre 20 min e 60 min. A diferença de temperatura observada entre 5 min e 120 min ao final do capilar é de 73 K, enquanto que no início da região de medição é de 21 K. No gráfico a direita, observa-se que o HN cresce de forma aproximadamente linear com o tempo, com um coeficiente de correlação $R^2 = 0,882$.

A Figura 30(b) apresenta os resultados do Teste 2. Observa-se um pequeno crescimento da temperatura ao longo do capilar, típico de uma situação de transferência de calor monofásica, sem reação química. Também, observa-se que entre os tempos de 5 min e 120 min, a variação de temperatura na saída do capilar é de $3,2$ K, enquanto que na entrada da região de medição é de apenas $1,50$ K, portanto, dentro da incerteza de medição de temperatura. Na figura da direita observa-se a ausência de correlação linear entre os valores de HN calculados ao longo do tempo, apresentando coeficiente de correlação $R^2 = 0,339$.

A Figura 30(c) apresenta os resultados do teste 5. Observa-se o forte cresci-



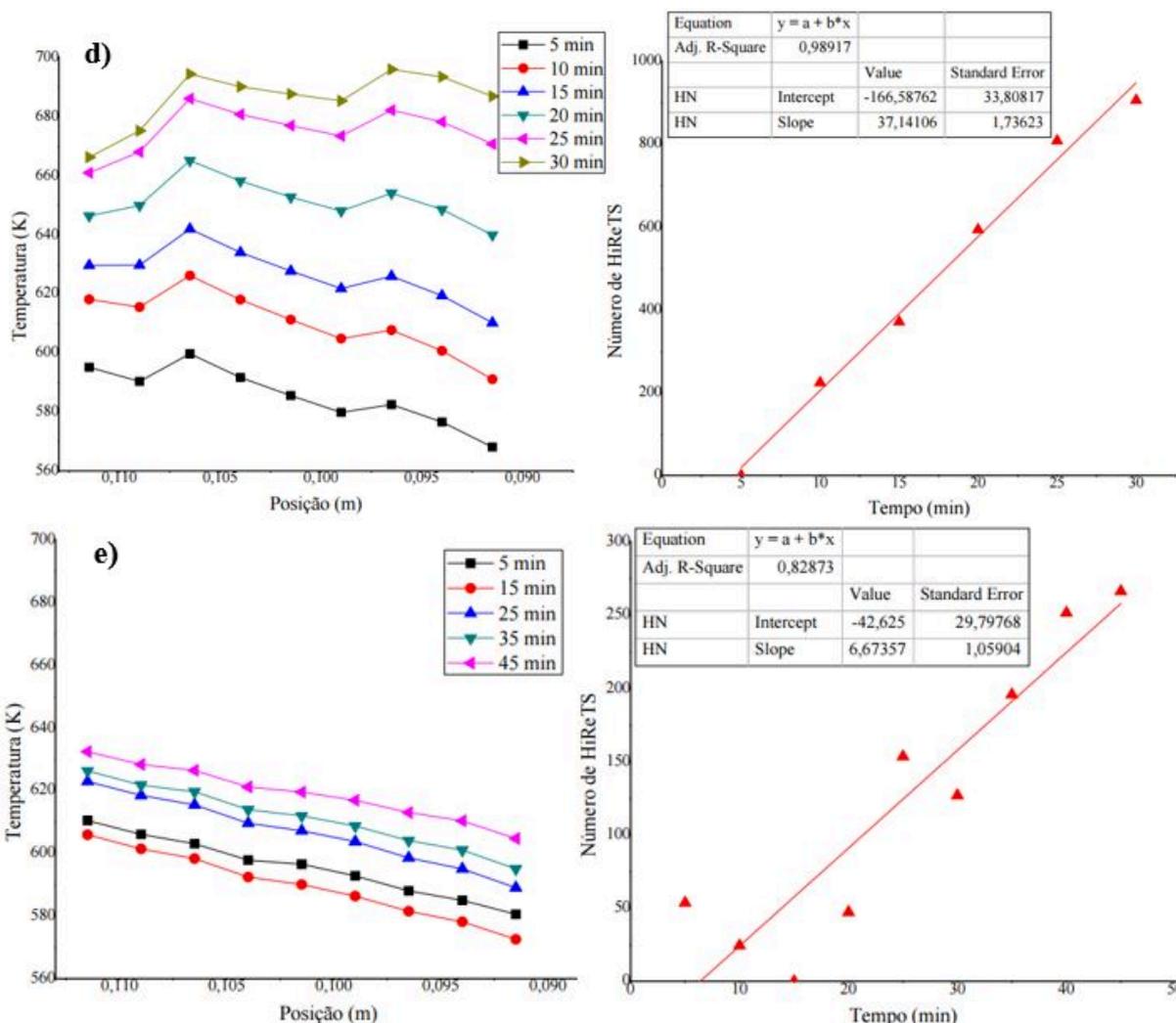


Figura 30 – Evolução das temperaturas da superfície externa do capilar (gráficos à esquerda) e do HN calculado ao longo do tempo (gráficos à direita), sendo (a) o Teste 1 de 120 min, (b) Teste 2 de 120 min, (c) Teste 5 de 55 min, (d) teste 3 de 30 min e (e) Teste 4 de 45 min.

mento das temperaturas externas e o fato de que a maior deposição de sólidos ocorre nas regiões centrais do capilar, conforme já discutido. Na figura da direita observa-se o crescimento aproximadamente linear do HN, com coeficiente de correlação $R^2 = 0,987$.

Um comportamento semelhante é observado na Figura 30(d) que mostra os resultados no Teste 3. O crescimento do HN é também aproximadamente linear, com coeficiente de correlação $R^2 = 0,989$.

A Figura 30(e) apresenta os resultados do Teste 4. Este teste apresenta um comportamento mais similar aos testes 1 e 2, porém, com maior degradação. Nota-se novamente a redução do coeficiente de correlação para $R^2 = 0,829$.

Observa-se dos resultados acima que a variação do HN ao longo do tempo correlaciona-se com a estabilidade da amostra. Amostras com forte degradação apre-

sentaram um crescimento do HN aproximadamente linear com alto coeficiente de correlação, enquanto que amostras mais estáveis apresentaram maior dispersão do HN ao redor da média.

5.1.3 Espessura do depósito calculada com o modelo global

A Figura 31 mostra os resultados de espessura do depósito calculados com o modelo global (GADSBY, 2017).

A espessura do depósito segue o comportamento intuído do gráfico das temperaturas. O depósito no Teste 1, mostrado na Figura 31(a), apresenta crescimento somente após 20 min de teste, atingindo o valor máximo de $4,1 \mu\text{m}$ no final do teste, no final do capilar. Não foi possível calcular a espessura de depósito no teste 2, pois a variação de temperatura observada se encontra dentro da incerteza de medição do teste. O testes 3, mostrado na Figura 31(b), mostra crescimento praticamente imediato, atingindo espessura final de $7,5 \mu\text{m}$. O teste 4, na Figura 31(c), apresenta um crescimento em taxa menor, atingindo $6,5 \mu\text{m}$ no final do teste, mas com comportamento semelhante ao teste 3. Finalmente, o teste 5, mostrado na Figura 31(d), apresenta crescimento semelhante ao do teste 1, porém atingindo apenas espessura de $1 \mu\text{m}$ ao final do teste.

A comparação com resultados reportados na literatura mostra que os valores estimados neste trabalho são consistentes com os resultados para outras amostras de combustíveis tipo JET-A1. Siouris, Blakey e Wilson (2013) conduziu um estudo experimental com o método AFTSTU focando nos efeitos da temperatura de entrada do combustível e da temperatura inicial da parede nas características do depósito. A região de aquecimento era de 120 mm de comprimento e o diâmetro interno do capilar era 2,29 mm. As espessuras de depósito estimadas pelo autor eram entre $3 \mu\text{m}$ e $10 \mu\text{m}$, portanto, semelhantes às observadas neste trabalho. Porém, para temperaturas de parede de 603 K, a espessura do depósito aumentava para $40 \mu\text{m}$. O autor concluiu que a temperatura inicial da parede é o fator mais importante para a formação de depósito. Alborzi *et al.* (2018) também conduziu um experimento AFTSTU, obtendo valores médios da espessura de depósito de $10 \mu\text{m}$ em testes de 115 horas. Portanto, conclui-se que os valores observados neste trabalho são consistentes com valores reportados na literatura.

Uma comparação mais direta pode ser realizada com o trabalho de Martins (2021), onde a autora realizou medições do depósito formado no teste 5 utilizando métodos ótico e gravimétrico. Através da utilização de um microscópio óptico, a espessura do depósito foi estimada como $6 \pm 3 \mu\text{m}$. A massa do depósito foi medida por um método gravimétrico, envolvendo a medição da massa do capilar imediatamente após o teste e após uma operação de remoção química do depósito formada. O valor médio obtido para um comprimento de 28 mm medido a partir da seção de saída foi 0,1 mg.

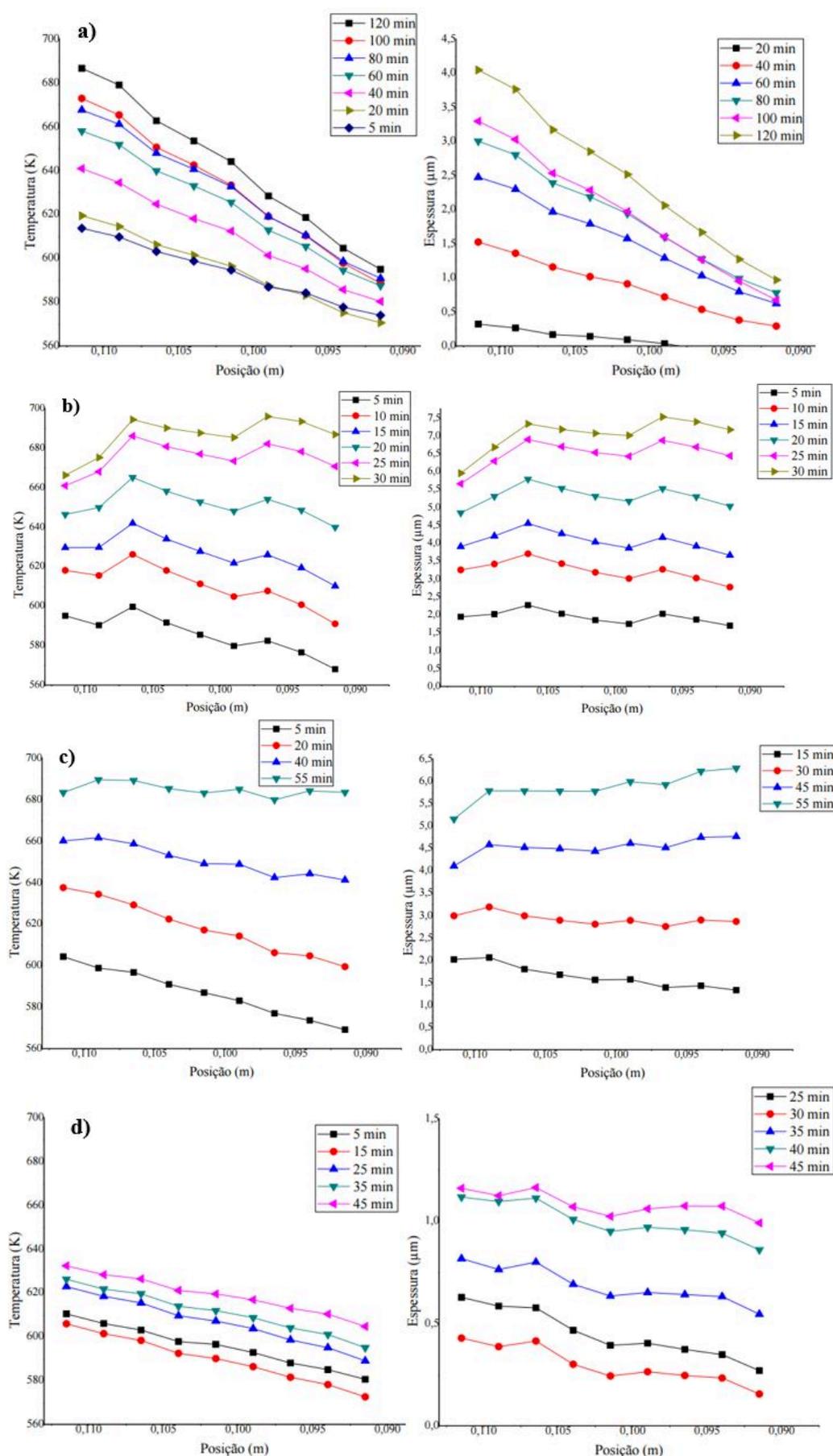


Figura 31 – Espessura do depósito na região de medição do tubo capilar calculada com o modelo global (GADSBY, 2017) para os Testes (a) 1, (b) 3, (c) 4, e (d) 5.

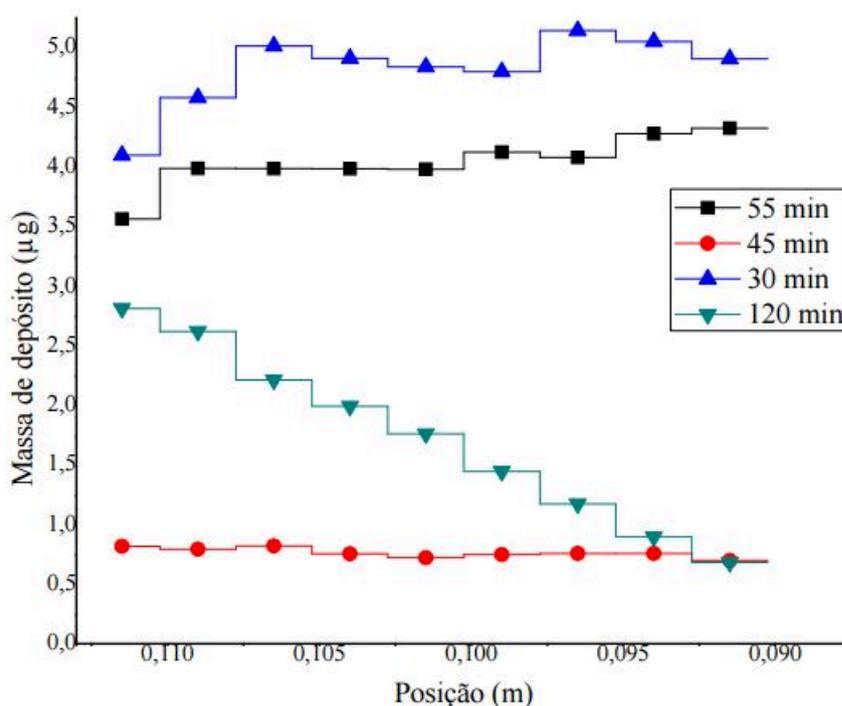


Figura 32 – Distribuição de massa estimada para a região de teste do tubo capilar utilizando a densidade calculada $\rho_d = 850 \text{ kg/m}^3$. Em verde tem-se o Teste 1 de 120 min, em azul o Teste 3 de 30 min, em vermelho o Teste 4 de 45 min e em preto o Teste 5 de 55 min.

Com base nestes valores, a massa específica média do depósito foi estimada em 850 kg/m^3 . A massa dos depósitos dos testes 3 e 4 também foi medida gravimetricamente, mas não foi feita nenhuma estimativa da espessura do depósito.

A partir da espessura de depósito estimada pelo modelo global e da densidade $\rho_d = 850 \text{ kg/m}^3$, estimou-se a distribuição de massa ao longo da região de teste, conforme mostra a Figura 32. Observa-se que para os testes 3 (30 min) e 5 (55 min) a distribuição de massa ao longo da região analisada é maior do que apresentado pelos testes 4 (45 min) e 2 (120 min), que é coerente com os valores obtidos de HN. Neste gráfico não é possível observar uma grande deposição do Teste 4, pois na região de medição a espessura do depósito é em torno de $1 \mu\text{m}$. Porém, este teste teve sua duração reduzida devido a uma obstrução do tubo capilar, o que sugere que a alta deposição aconteceu em regiões intermediárias do tubo, que pode ser visualizado pelo aumento de pressão final na Tabela 9.

Visando a comparação com os valores medidos por Martins (2021), valores médios da massa de depósito foram calculados utilizando a massa específica de 850 kg/m^3 e as estimativas do modelo global. A Tabela 10 mostra uma comparação entre a massa calculada neste trabalho, para uma região de medição de 21,5 mm de comprimento, e a massa medida por Martins (2021) para um comprimento de 28 mm medido a partir da saída do capilar. A tabela também mostra a densidade superficial

de massa de depósito em $\mu\text{g}/\text{mm}^2$, calculada usando o diâmetro nominal 0,26 mm.

Tabela 10 – Massa de depósito na região de medição estimada com o modelo global e medida por um método gravimétrico (MARTINS, 2021) para os testes 1, 3, 4 e 5.

Número	Estimado		Medido		Desvio
	m μg	m/A $\mu\text{g}/\text{mm}^2$	m μg	m/A $\mu\text{g}/\text{mm}^2$	
Teste 1	31,19	1,8	-	-	-
Teste 3	86,70	4,9	170	7,4	34
Teste 4	13,73	0,78	160	7,0	89
Teste 5	72,62	4,1	100	4,4	6,8

O teste 5 apresenta valores semelhantes de densidade superficial de massa de depósito, com diferença percentual de 5,6 %. Os testes 3 e 4, porém, apresentam desvios maiores, de 34 % e 89 % respectivamente. As incertezas da medição são provavelmente comparáveis às incertezas geradas pelas hipóteses do modelo global, não oferecendo, portanto, uma avaliação adequada para o modelo global.

5.2 RESULTADOS DA MODELAGEM

As soluções do modelo numérico serão utilizadas para avaliar o comportamento do experimento e para validar o modelo global.

5.2.1 Avaliação das correlações para o escoamento interno

Nesta seção serão discutidos os resultados de utilização de três correlações diferentes para o número de Nusselt para o escoamento interno, as correlações de Gnielinski, Pethukov e Dittus-Boelter, conforme descritas no Apêndice B. Os resultados de temperatura superficial externa calculadas pelo modelo numérico foram comparados com as medições para os instantes iniciais dos testes 1 e 2, os quais apresentaram pequena formação de depósito.

A Figura 33 mostra o comportamento da temperatura da superfície externa ao longo do comprimento da região aquecida do tubo capilar prevista pelos modelos e as medições para o teste 2 para o tempo de teste de 5 min. Os resultados das simulações mostram uma variação de temperatura no início da seção de aquecimento relacionada ao efeito da variação das propriedades térmicas do combustível com o aumento da temperatura. Esse aspecto será melhor explorado posteriormente. Os resultados previstos pela correlação de Gnielinsky e Pethukov apresentam uma melhor previsão dos valores medidos, pela capacidade de incluir os efeitos de rugosidade e de temperatura de parede no cálculo do coeficiente de convecção. Não foram feitas

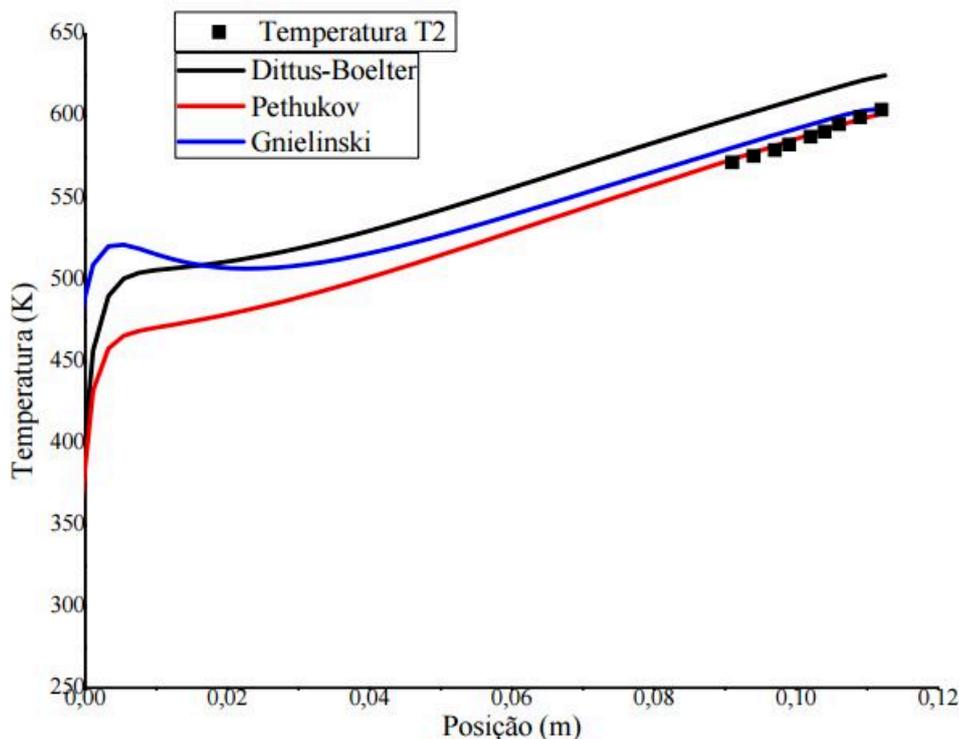


Figura 33 – Comparação entre as temperaturas superficiais externas medidas no teste 2 e as previsões utilizando 3 correlações para o número de Nusselt do escoamento interno, para todo o comprimento aquecido. As marcações em preto no gráfico representam as medições pela câmera de infravermelho na região de medição do tubo capilar.

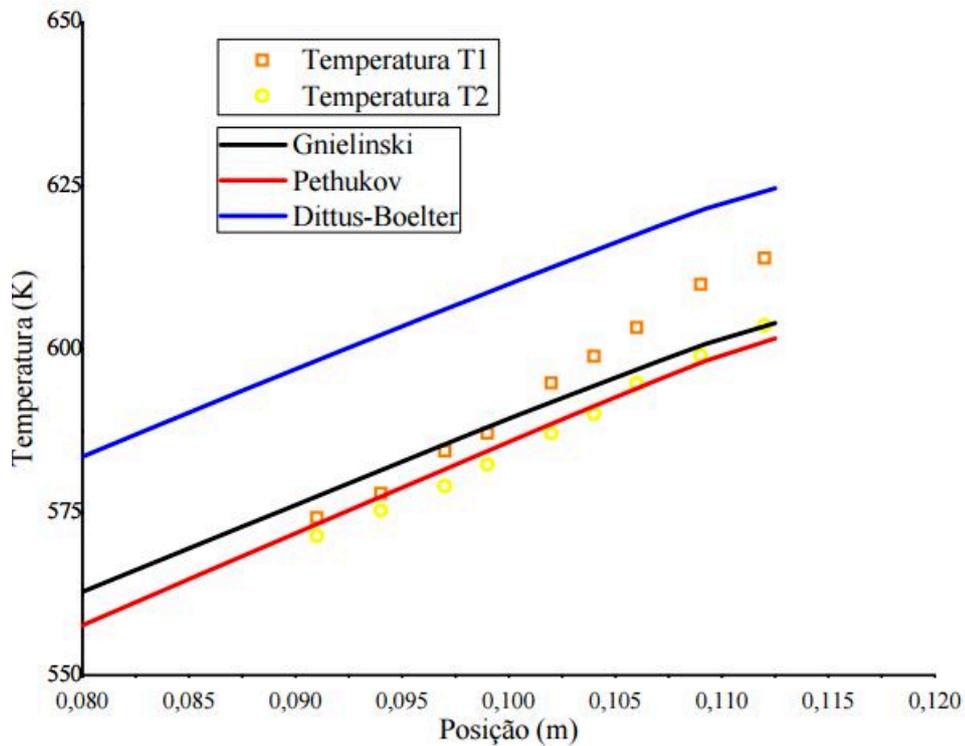
medições para a região de entrada do trecho aquecido, então o comportamento das três correlações na região próxima da entrada não pode ser avaliado.

Para melhor apreciar o comportamento das correlações na região das medições, a Figura 34a apresenta as temperaturas das superfícies externas dos Testes 1 e 2 medidas em 5 min de teste e os valores previstos pelo modelo numérico para a região medida apenas.

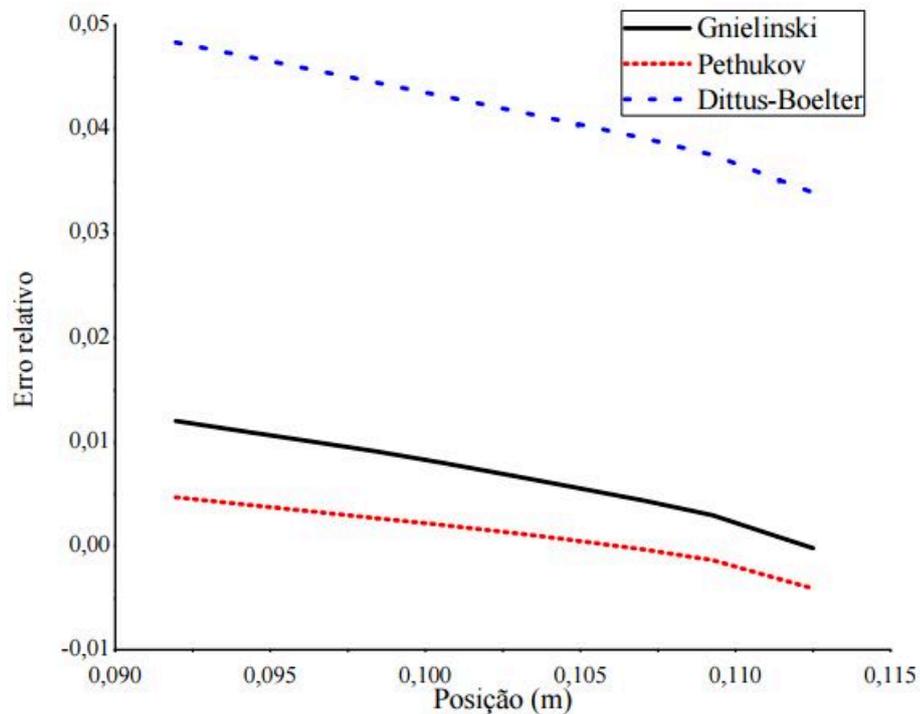
É possível observar que as correlações de Gnielinski e Pethukov se aproximam mais das medições do que os resultados com a correlação de Dittus-Boelter para ambos os testes. A Figura 34b mostra o desvio relativo dos valores previstos e medidos para o teste 2. Observa-se que os erros relativos para a correlação de Pethukov apresenta desvios menores que 1 % para toda a faixa de medição e será utilizada para gerar os demais resultados numéricos.

A Figura 35 mostra a previsão da temperatura média de mistura do fluido utilizando as três correlações. Observa-se que a diferença entre os valores previstos para a temperatura do fluido é muito menor que a diferença observada para a temperatura externa.

A Figura 36a mostra os valores de número de Reynolds previstos pelo modelo numérico para as 3 correlações. Conforme esperado, como as temperaturas de mistura



- (a) Comparação entre as temperaturas superficiais externas medidas nos testes 1 e 2 e as previsões utilizando 3 correlações para o número de Nusselt do escoamento interno, com foco na região das medições.



- (b) Comparação dos desvios relativos entre as temperaturas superficiais externas medidas para o teste 2 e as previsões utilizando 3 correlações para o número de Nusselt do escoamento interno.

Figura 34 – Temperatura externa do tubo capilar previstas pelo modelo numérico utilizando 3 correlações diferentes para o coeficiente de convecção do escoamento de combustível e medidas para os testes 1 e 2 no tempo de 5 min.

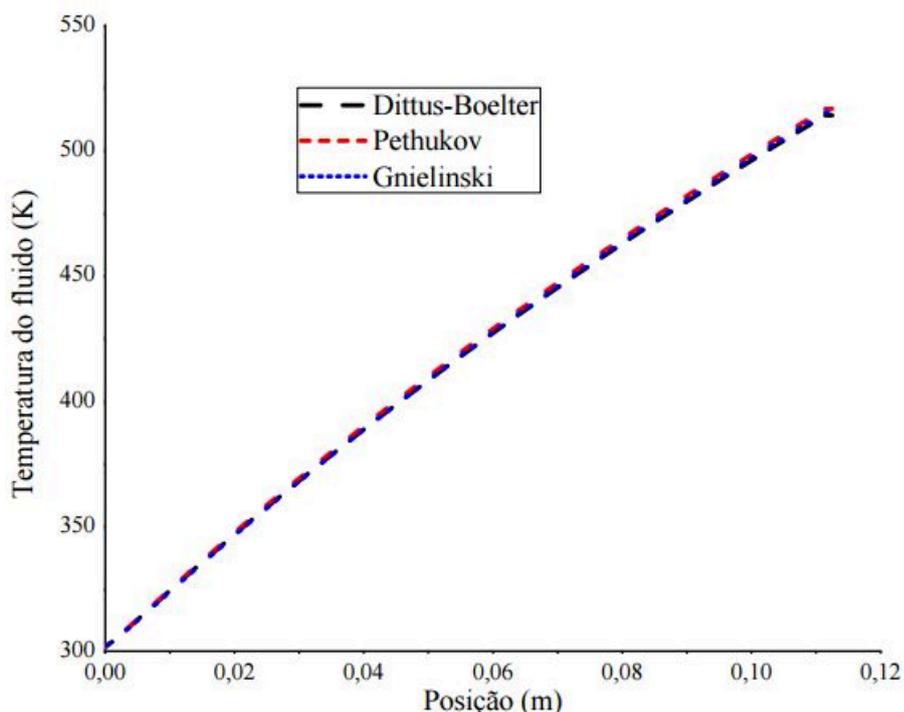
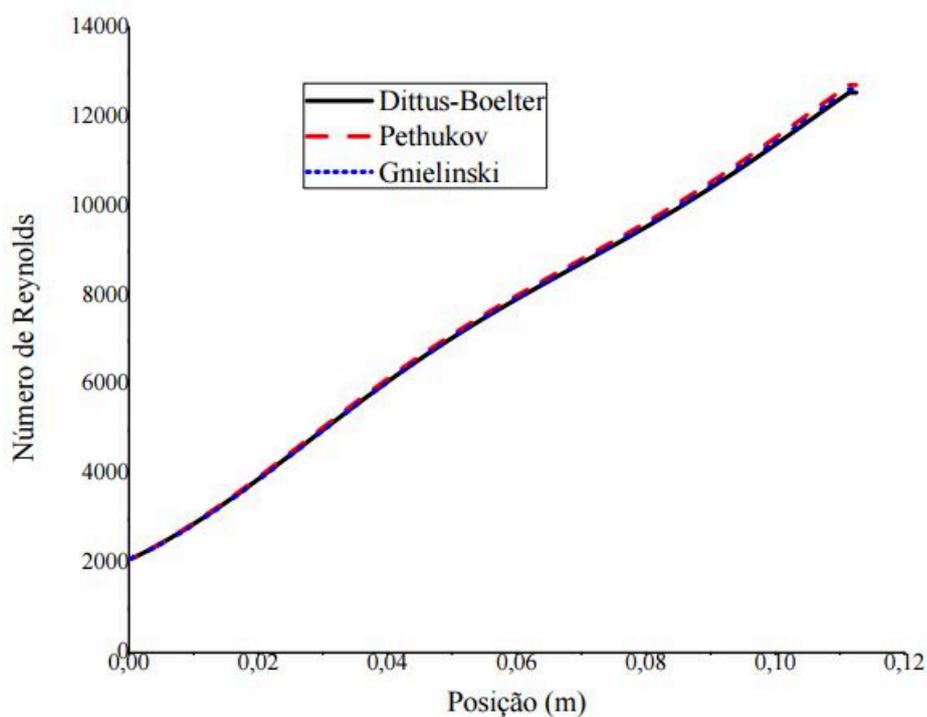


Figura 35 – Comparação entre as temperaturas médias de mistura do combustível previstas pelo modelo numérico utilizando 3 correlações diferentes para o coeficiente de convecção do combustível. Para os 3 casos a temperatura do fluido quase não sofreu alteração.

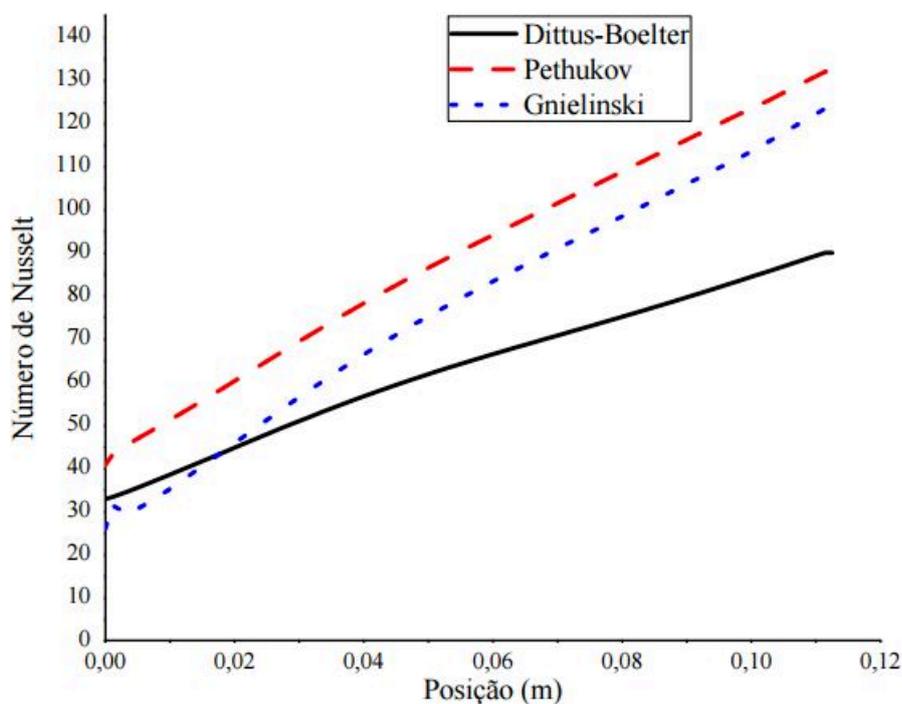
previstas pelas 3 correlações são semelhantes, o número de Reynolds apresenta pequena variação. O número de Reynolds aumenta devido ao efeito de redução da viscosidade dinâmica com o aumento da temperatura do fluido. Como resultado do aumento da temperatura do combustível, o número de Reynolds varia de 2000 na entrada da região aquecida para um valor acima de 12000 na saída do tubo capilar. Portanto, o escoamento ocorre em grande parte em uma região de transição entre o escoamento laminar e o escoamento plenamente turbulento. Na região de medição (entre 0,079 m e 0,12 m) o escoamento pode ser assumido plenamente turbulento. Assim, as correlações de Gnielinski e Pethukov podem ser aplicadas desde o início da região aquecida, mas a correlação de Dittus-Boelter é formalmente válida somente para a região de medição de temperatura.

A Figura 36b mostra os valores de número de Nusselt previstos pelas 3 correlações. Apesar da pequena diferença entre os números de Reynolds, os números de Nusselt previstos pelas três correlações apresentam grande diferença, mesmo na região de escoamento plenamente turbulento. Portanto, são os efeitos de fator de atrito e temperatura de parede que determinam a diferença entre os números de Nusselt previstos pelas 3 correlações.

A necessidade de correção devido à temperatura de parede é evidenciada na Figura 37 que mostra os valores de número de Prandtl avaliado na temperatura de



(a) Número de Reynolds local para o escoamento de combustível, sendo o campo de temperatura média de mistura calculado utilizando 3 correlações. Para todos os casos o número de Reynolds se mostrou muito semelhante.



(b) Comparação entre os números de Nusselt calculados para o escoamento de combustível utilizando 3 correlações.

Figura 36 – Números de Reynolds e Nusselt ao longo do comprimento aquecido do capilar previstos pelo modelo numérico para as 3 correlações.

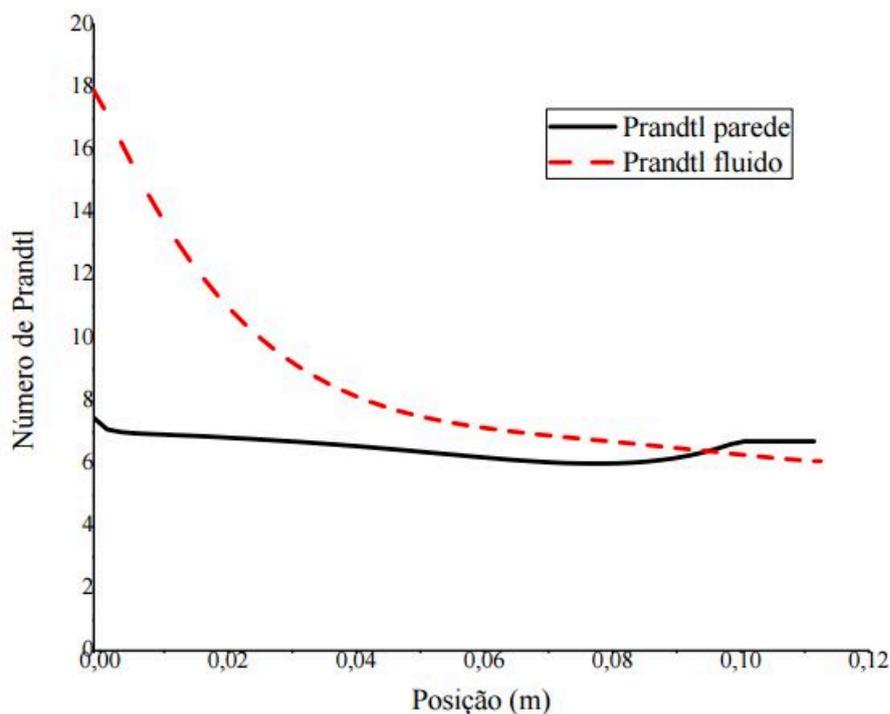


Figura 37 – Comparação entre os números de Prandtl para as temperaturas do combustível e da parede, calculadas usando a correlação de Pethukov. Em torno da posição de 0,04m o número de Prandtl fluido começa a convergir para Prandtl parede.

mistura do fluido e na temperatura da parede (em $r = R_1$). O coeficiente de transferência de calor do capilar para o fluido é menor na entrada da região aquecida. Desta forma, a temperatura da parede se torna maior. Nesta região, as propriedades térmicas apresentam grande sensibilidade à temperatura e os números de Prandtl para as temperaturas de parede e média do fluido são significativamente diferentes. A medida que o fluido é aquecido, os valores das propriedades térmicas se combinam de forma a resultar em uma menor diferença entre os números de Prandtl.

Dessa forma, os resultados apresentados acima indicam que a correlação de Pethukov se mostrou mais adequada, pelo menor desvio em relação aos valores medidos.

5.2.2 Resultados para escoamento sem deposição

Nesta seção, os resultados do modelo numérico sem deposição serão analisados, com o objetivo de mostrar as principais características do experimento. As condições são aquelas correspondentes ao teste 2. A Figura 38 mostra a temperatura da parede externa e do fluido na posição da seção de saída do capilar ao longo do tempo. Observa-se um tempo de regime transiente de aproximadamente 4 segundos.

A Figura 39 mostra as temperaturas da superfície externa, interna e do fluido ao longo do capilar para a condição de regime permanente. Verifica-se a menor transfe-

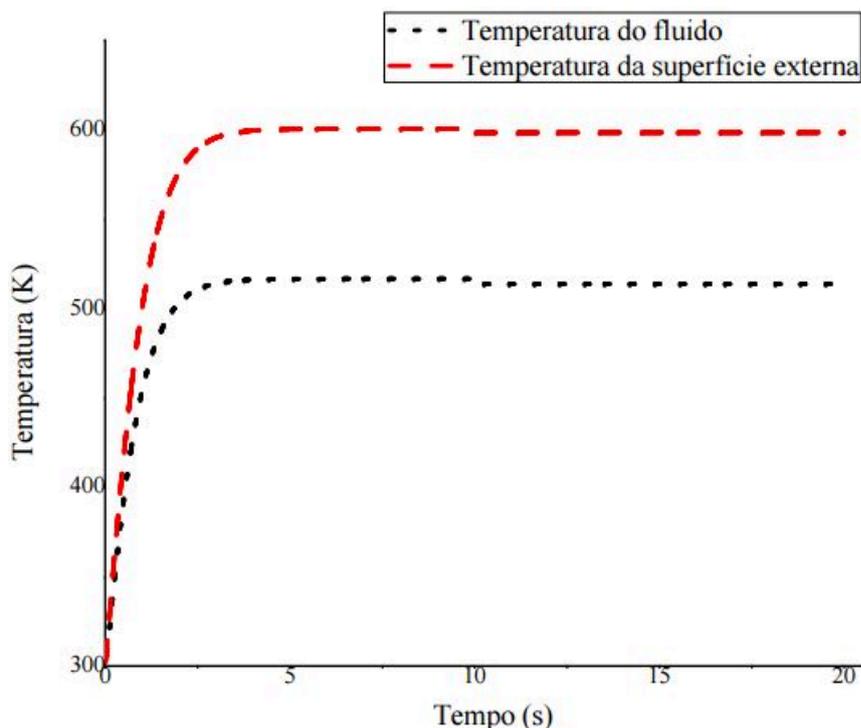


Figura 38 – Evolução no tempo das temperaturas de saída do combustível e da superfície externa do capilar na região de saída, prevista usando a correlação de Pethukov. O sistema rapidamente entra em regime permanente após 4 segundos.

rência de calor do tubo para o fluido na região de entrada. A diferença de temperatura entre as superfícies interna e externa cresce até aproximadamente 10 mm e depois estabiliza em um valor de aproximadamente 30 K. Observa-se também que o crescimento das temperaturas ao longo do capilar é aproximadamente linear na região de medição de temperatura. Nas condições deste experimento, verifica-se que a temperatura de saída do fluido prevista pelo modelo numérico, para a temperatura de superfície medida no teste 2, é de 514 K.

Observa-se que Gadsby (2017) trabalhou com temperaturas de saída do fluido de 503 e 473 K. A Figura 40 reproduz as medições da temperatura da superfície externa do capilar ao longo do tempo para um teste com temperatura de saída do combustível de 503 K, conforme reportado por Gadsby (2017). Verifica-se que a temperatura inicial da parede externa na seção de saída do capilar é aproximadamente 623 K, em concordância com as previsões na Figura 39. Portanto, conclui-se que no teste 2 a temperatura de saída do combustível no início do teste era aproximadamente 503 K.

A Figura 41a mostra as taxas de geração de energia térmica e as taxas de transferência de calor para o fluido e para o ambiente externo por unidade de ângulo azimutal (em W/rad). Observa-se a geração de energia constante a partir do início do comprimento aquecido. Também, verifica-se que a taxa de transferência de calor

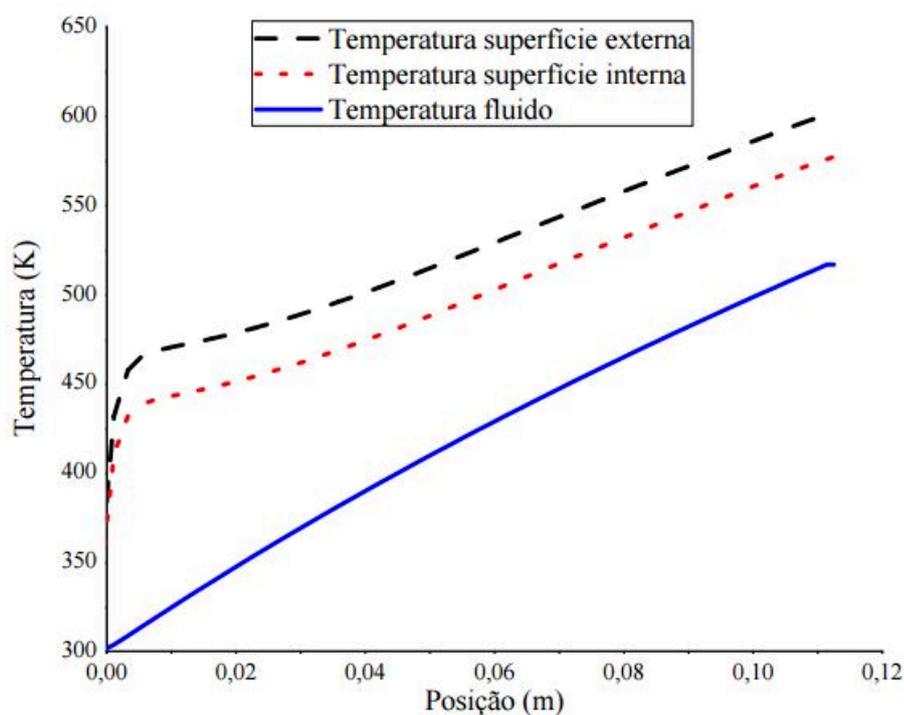


Figura 39 – Temperaturas do combustível, superfície interna e superfície externa, ao longo da região aquecida do capilar, previstas usando a correlação de Pethukov.

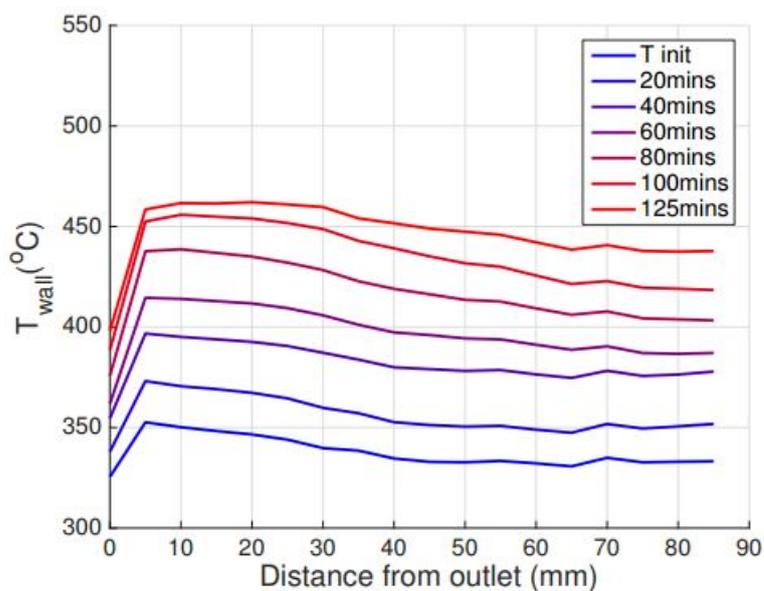


Figura 40 – Crescimento da temperatura da superfície externa do capilar ao longo do tempo para um teste com temperatura de saída do combustível de 230 °C reportado por (GADSBY, 2017). Nota-se que o escoamento se dirige da direita para a esquerda.

para o ambiente externo é de fato uma parcela pequena quando comparada com a taxa de transferência de calor para o combustível. A Figura 41b mostra a relação entre as taxas de transferências de calor para o ambiente e para o combustível, mostrando que esta resce na direção da saída do tubo capilar. Na região de medição, a perda de calor para o ambiente permanece entre 13 % e 15 % da taxa de transferência de calor para o combustível. Embora este seja um valor pequeno, entende-se que não deve ser negligenciado, inclusive pelo fato de que esta fração aumenta com a presença do depósito, conforme será verificado em uma próxima seção. A Figura 41c mostra a relação entre a radiação e a convecção natural na transferência de calor para o ambiente externo. Verifica-se que a transferência de calor por radiação na região aquecida se situa entre 11 % e 13 %. Novamente, embora haja uma grande incerteza na determinação dos valores de perda de calor por convecção e radiação, entende-se que a radiação não deve ser negligenciada.

O modelo numérico considera a condução de calor bidimensional no tubo capilar, enquanto que o modelo analítico distribuído aproxima a condução de calor como unidimensional, na direção radial. A Figura 42 mostra uma comparação entre as temperaturas do capilar ao longo do raio ($R_2 \leq r \leq R_3$), na posição de $x = 0.1\text{m}$ a partir da entrada do tubo capilar, previstas pelos modelos numérico e analítico distribuído. Verifica-se que a diferença relativa entre os valores de temperatura previstos pelos dois modelos, $(T_{ana} - T_{num})/T_{num}$, varia de 0,27 % para $r = R_2$ (temperatura da superfície interna) até 0,35 % para $r = R_3$ (temperatura da superfície externa). Portanto, a condução de calor na direção axial do capilar é negligenciável frente às outras incertezas do modelo.

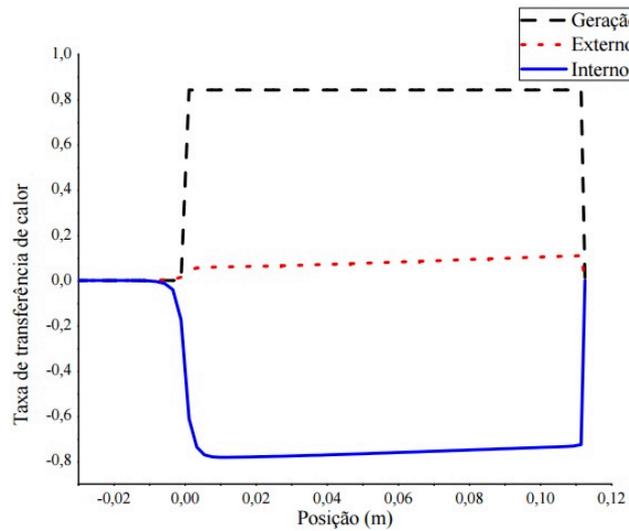
5.3 EFEITO DA FORMAÇÃO DE DEPÓSITO

Nesta seção analisa-se o efeito da formação de depósito nos resultados do experimento para duas situações hipotéticas utilizadas no modelo numérico, sendo uma para baixa e outra para alta taxa de formação de depósitos. A Tabela 11 apresenta os valores das constantes cinéticas utilizadas no modelo de Arrhenius.

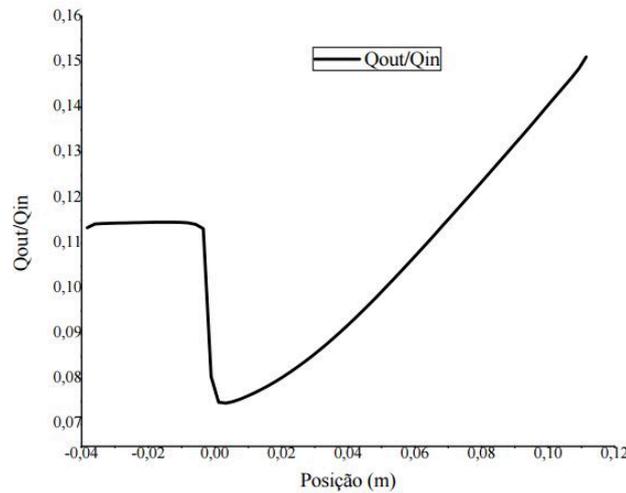
Tabela 11 – Constantes do modelo cinético de Arrhenius para a taxa de degradação de dois casos típicos.

Condição	A_0 , kg/s	T_{Ea} , K
Baixa taxa	10^{-10}	2500
Alta taxa	10^{-9}	2500

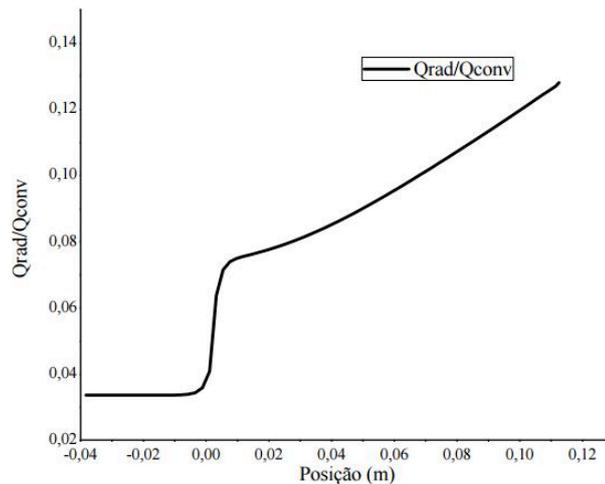
A Figura 43 mostra a evolução com o tempo das temperaturas da superfície externa e do fluido ao longo do teste de 120 min na seção de saída do capilar (o eixo do tempo está em escala logarítmica para evidenciar o transiente inicial). Para ambos os casos, o regime permanente de transferência de calor é atingido em menos



(a) Taxas de transferência de calor nas superfícies interna, externa, e taxa de geração de energia térmica (em W/rad).



(b) Relação entre as taxas de transferência de calor para o ambiente externo (total) e para o combustível.



(c) Relação entre as taxas de transferência de calor por radiação e por convecção para o ambiente externo.

Figura 41 – Taxas de geração de energia e de transferência de calor ao longo do tubo capilar previstas pelo modelo numérico usando a correlação de Pethukov.

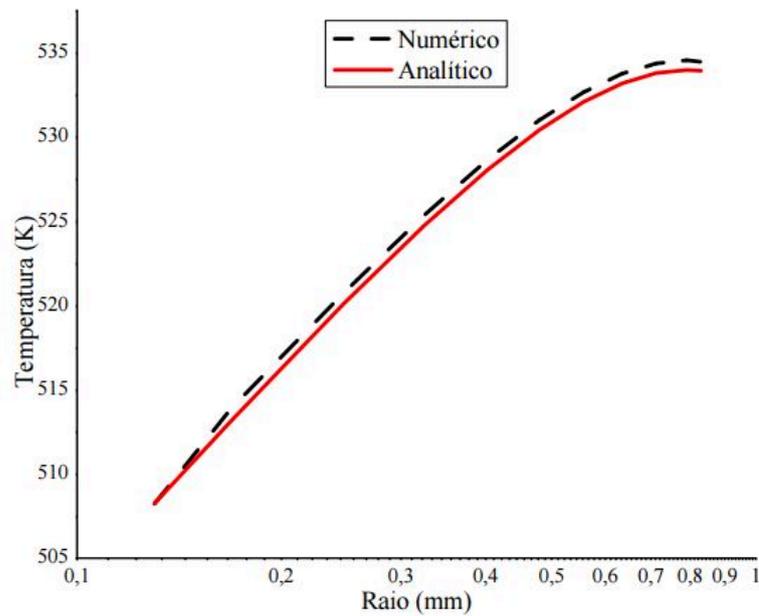


Figura 42 – Comparação entre as temperaturas ao longo do raio do capilar previstas pelo modelo numérico e pelo modelo analítico distribuído, na posição $x = 0,1$ m.

de 10 segundos, com respostas semelhantes para os dois casos, conforme esperado. As diferenças entre os comportamentos dos dois combustíveis surgem após 100 s de teste e se intensificam após 500 s de teste. Dessa forma, é possível a análise das condições de transferência de calor em tempos curtos para combustíveis sendo testados, independentemente da característica de estabilidade térmica destes, desde que o mecanismo de controle tenha uma atuação rápida e estabilize a geração de energia térmica em até 10 s de teste e os dados de transferência de calor sejam obtidos no intervalo até, no máximo, 2 minutos de operação do teste.

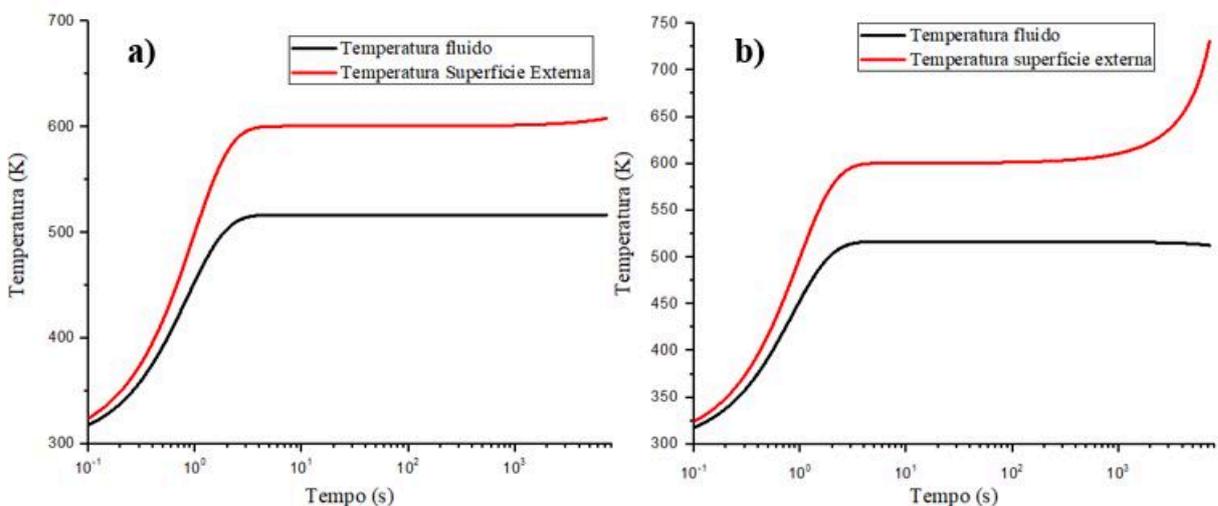


Figura 43 – Evolução no tempo das temperaturas da superfície externa e do fluido na saída do capilar com baixa (a) e alta degradação (b).

A Figura 44 mostra as temperaturas das superfícies externa e interna e do fluido (temperatura média de mistura) ao longo da região aquecida do tubo capilar. O modelo com alta taxa de degradação Figura 44(b) mostra um aumento significativo da temperatura a partir da posição $x = 0,04$ m. Na região de medição da temperatura, as temperaturas são significativamente maiores para o modelo com alta taxa de deposição, conforme mostra a Tabela 12.

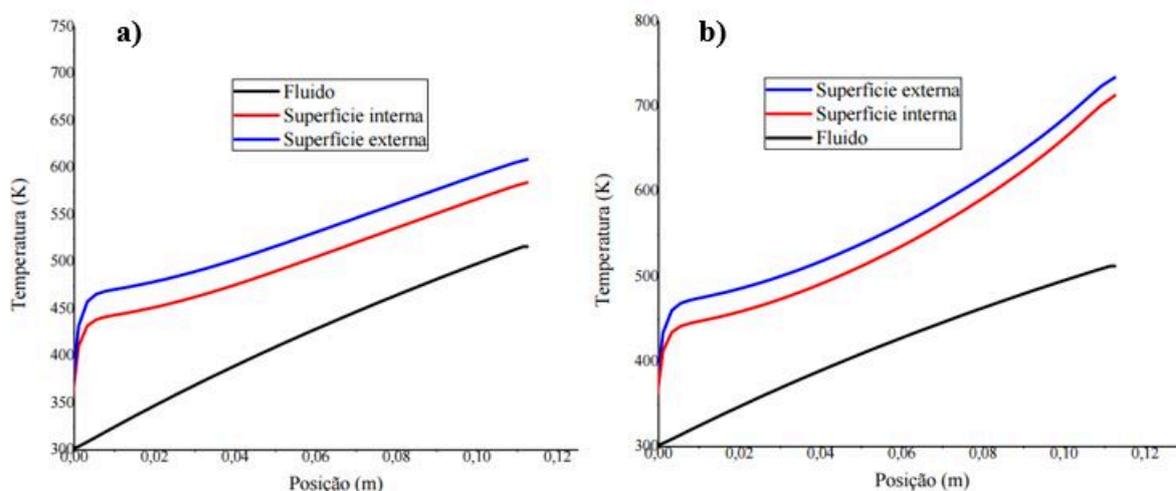


Figura 44 – Temperaturas do combustível, superfície interna e superfície externa, ao longo da região aquecida do capilar, previstas usando a correlação de Pethukov. A Fig. 44 (a) representa o modelo para baixa taxa de degradação enquanto que a Fig 44 (b) representa alta taxa. A temperatura do fluido é a temperatura média de mistura.

Tabela 12 – Valores de temperatura calculados pelo modelo numérico para dois casos típicos de formação de depósito.

Local	Temperatura, K			
	Baixa taxa		Alta taxa	
	$x = 0,091$ m	$x = 0,125$ m	$x = 0,091$ m	$x = 0,125$ m
Fluido	481,37	516,32	479,42	512,41
Superfície interna	551,36	584,61	624,36	713,08
Superfície externa	576,80	609,08	648,42	734,33

A Figura 45 mostra as espessuras de depósito ao longo do tubo capilar para um teste de 120 min para ambos as taxas de degradação. A Tabela 13 lista os valores de espessura de depósito para as posições axiais $x = 0,091$ m e $x = 0,125$ m (região de medição). O modelo de alta taxa de degradação gera espessuras mais que 10 vezes aquelas do modelo de baixa taxa degradação. Como o fator pré-exponencial é 10 vezes maior, o efeito da energia de ativação fornece o aumento adicional. Esta degradação elevada refletiu em um aumento significativo de temperatura de parede dado o aumento da resistência térmica proveniente da deposição, conforme observado na Figura 44.

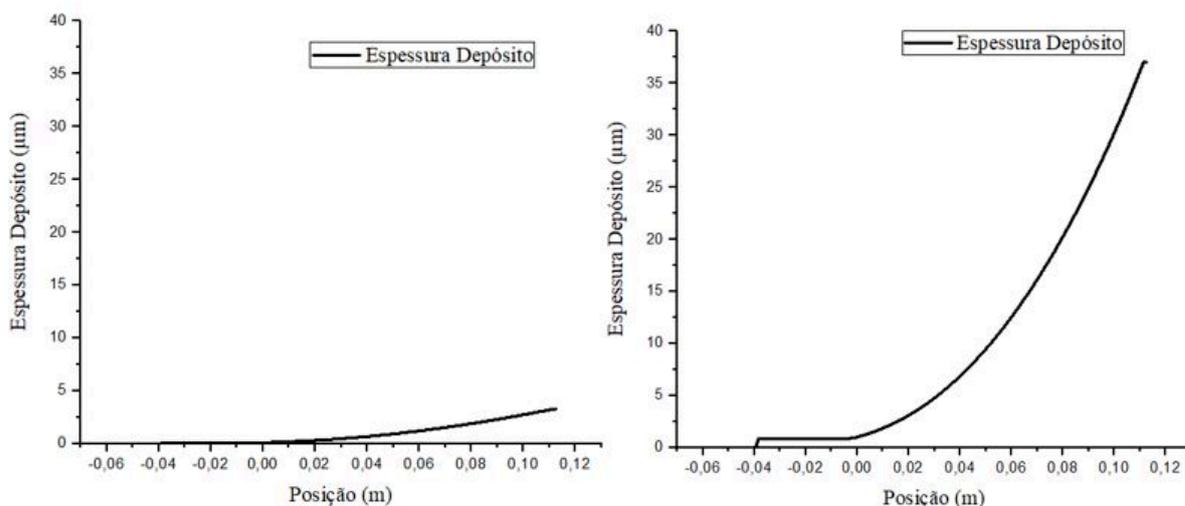


Figura 45 – Espessura do depósito formado ao longo do capilar para um teste de 120 min. Para baixa taxa observa-se espessuras da ordem de 3,3 μm , enquanto para alta taxa, o valor de 37 μm é observado na saída do tubo capilar

Tabela 13 – Valores de espessura de depósito, velocidade do escoamento, números de Reynolds e Nusselt e razão entre os fluxos de calor externo (total) e interno calculados pelo modelo numérico para dois casos típicos de formação de depósito. Obs. (1): As pressões listadas em $x = 0,125$ mm são as pressões de entrada no capilar.

Parâmetro	Baixa taxa		Alta taxa	
	$x = 0,091$ m	$x = 0,125$ m	$x = 0,091$ m	$x = 0,125$ m
$e_d, \mu\text{m}$	2,3	3,3	25	37
p_f, bar	22,1	34,4 ⁽¹⁾	28,0	45,2 ⁽¹⁾
$\langle v \rangle, \text{m/s}$	11,5	14,8	17,6	27,0
Re	10691	13016	12847	17386
Nu	118	136	145	191
$q''_{ext}/q''_{int}, \%$	13	16	18	26

Os valores de espessura de depósito calculados pelo modelo numérico podem ser comparados por aqueles calculados pelo modelo de Gasby (2017), expresso na Eq. (23). Para isso, utiliza-se os valores de temperatura externa obtidos pelo modelo numérico e aplica-se estes valores na Eq. (23). Observa-se que, nesta comparação, não importa qual cinética química foi utilizada para gerar o depósito. Considerando que a espessura de depósito no modelo numérico afeta a transferência de calor e, dessa forma, influencia o valor da temperatura da superfície externa calculado numericamente, a pergunta que se coloca é se o modelo da Eq. (23), submetido à mesma distribuição de temperatura, retornaria um valor consistente de espessura de depósito.

A Tabela 14 compara os valores de espessura de depósito e_d calculados numericamente e os valores calculados pelo modelo de Gadsby (2017) (Eq. 23), quando aplicado sobre os valores de temperatura externa T_2 calculados pelo modelo numérico.

Observa-se que, em ambos os casos, baixa taxa ou alta taxa, o modelo de Gadsby subestima o valor da espessura do depósito, calculando valores entre 5 vezes menor, para o final do capilar, e 10 vezes menor, no início da região de aquecimento. A razão do modelo da Eq. (23) subestimar a espessura de depósito é que aquela equação foi desenvolvida negligenciando a taxa de transferência de calor para o ambiente externo, a qual, conforme a Figura 48, não pode ser negligenciada.

Tabela 14 – Comparação dos valores de espessura de depósito e_d calculados numericamente e os valores calculados pelo modelo de Gadsby (2017) (Eq. 23), quando aplicado sobre os valores de temperatura externa T_2 calculados pelo modelo numérico.

x , mm	Baixa taxa de degradação				Alta taxa de degradação			
	Numérico			Gadsby	Numérico			Gadsby
	T_2 , K	T_f , K	e_d , μm	e_d , μm	T_2 , K	T_f , K	e_d , μm	e_d , μm
-39.5	298.00	298.00	0.00	0.00	298.00	298.00	0.00	0.00
1.1	432.03	303.76	0.11	0.01	433.67	303.77	1.09	0.11
91.9	580.07	484.99	2.38	0.34	655.90	482.89	25.91	4.80
112.5	609.08	516.32	3.26	0.45	734.33	512.41	37.01	7.73

O aumento de deposição impacta diretamente na redução do diâmetro interno, gerando uma redução de área de passagem e conseqüentemente um aumento na velocidade do escoamento. A Figura 46 mostra o aumento da velocidade do escoamento na saída do capilar do caso de alta degradação de 2 vezes em relação ao caso com baixa degradação. A Figura 47 que o caso com degradação baixa promove uma redução de 2,7 % do diâmetro do escoamento, enquanto que uma degradação alta gera uma redução de 29 %.

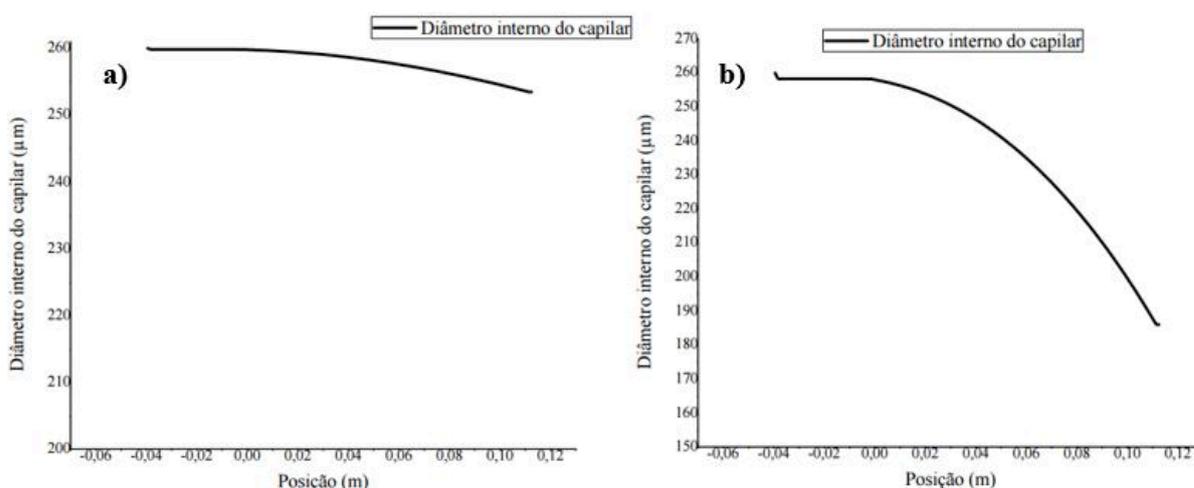


Figura 46 – Diâmetro interno ao longo do capilar para um teste de 120 min.

Em relação a taxa de transferência de calor nas superfícies interna, externa, e taxa de geração térmica, observa-se que, para a degradação branda, não houve um aumento significativo da transferencia de calor para o ambiente ($< 16\%$), enquanto

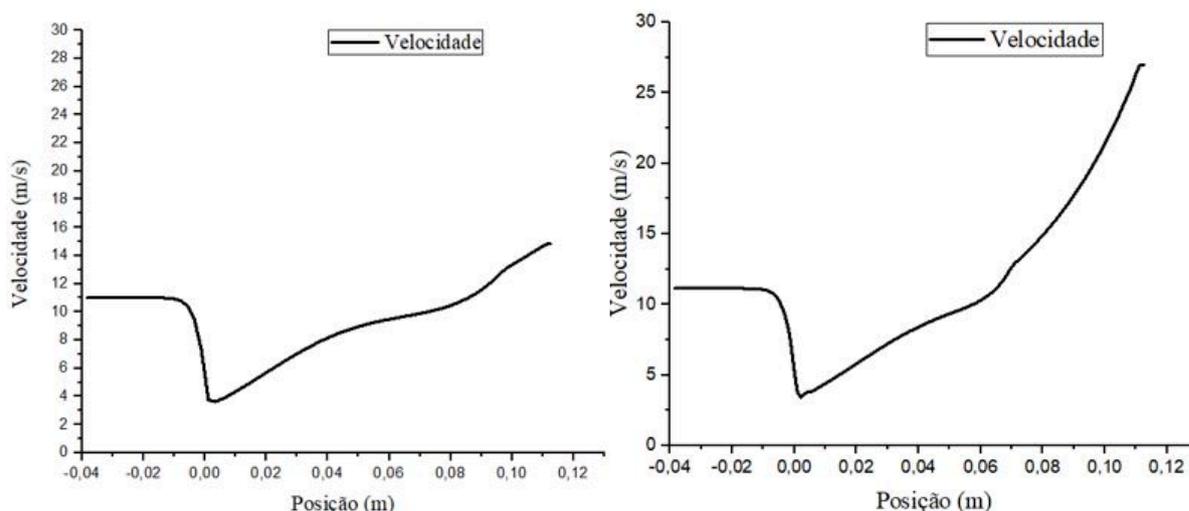


Figura 47 – Distribuição da velocidade do combustível ao longo do capilar.

que para o caso mais intenso, a perda de calor chega a 25 %, conforme observado na Figura 48. Se considerado uma perda média, para ambos os casos é menor do que 10 %. A Figura 49 mostra a relação do calor perdido para o ambiente e absorvido pelo fluido. Observa-se que à medida que se avança em direção à saída do capilar, a relação entre calor perdido para o ambiente e calor absorvido pelo fluido aumenta, pois a temperatura do capilar nessa região é maior, gerando um aumento na perda de calor para o ambiente. Este calor perdido contempla perdas por radiação e convecção natural. As taxas de transferência de calor por radiação atingem 14 % e 20 % da taxa de transferência de calor por convecção, conforme observado na Figura 50, indicando que a convecção natural representa uma parcela predominante na perda para o ambiente. Contudo, vale ressaltar que a radiação possui um efeito significativo e não deve ser negligenciado.

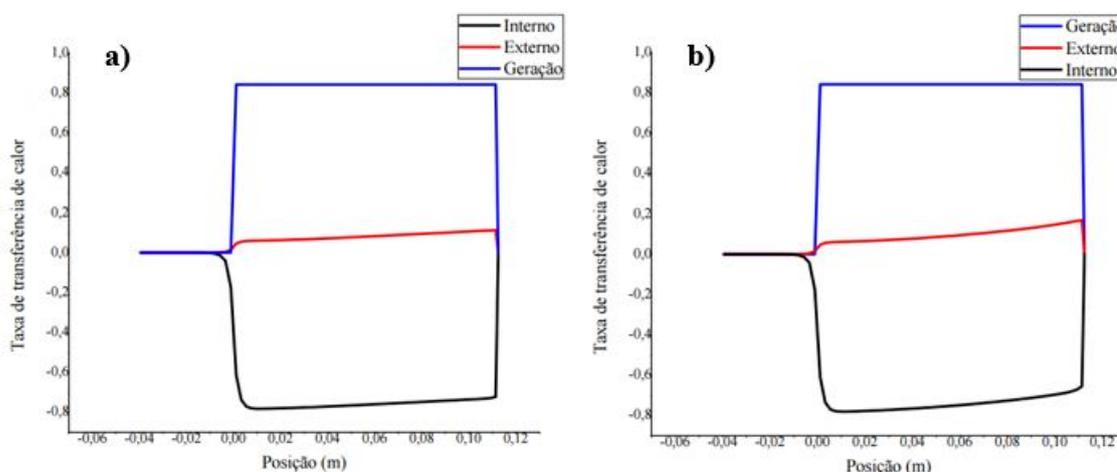


Figura 48 – Taxas de transferência de calor nas superfícies interna, externa, e taxa de geração de energia térmica, ao longo do capilar, previstas pelo modelo teórico.

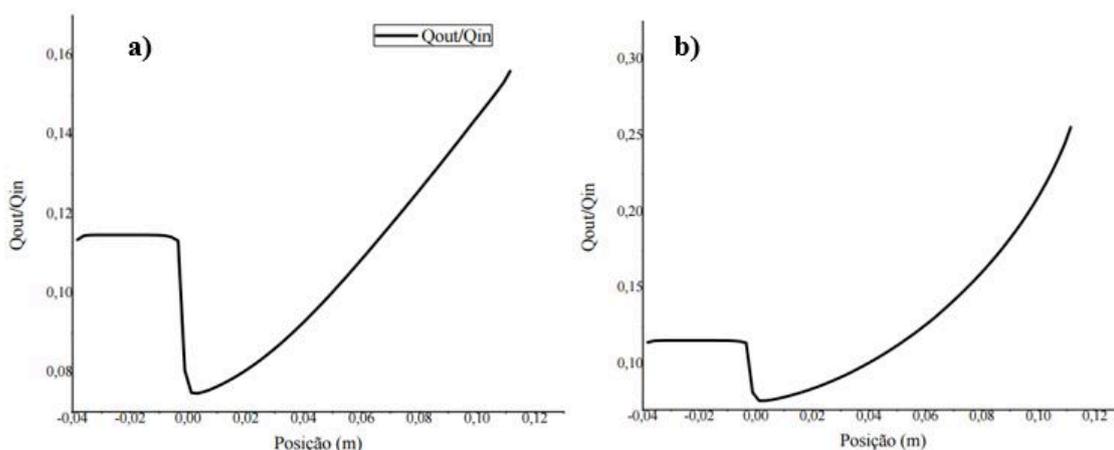


Figura 49 – Relação entre as taxas de transferência de calor para o ambiente externo (total) e para o combustível, ao longo do capilar.

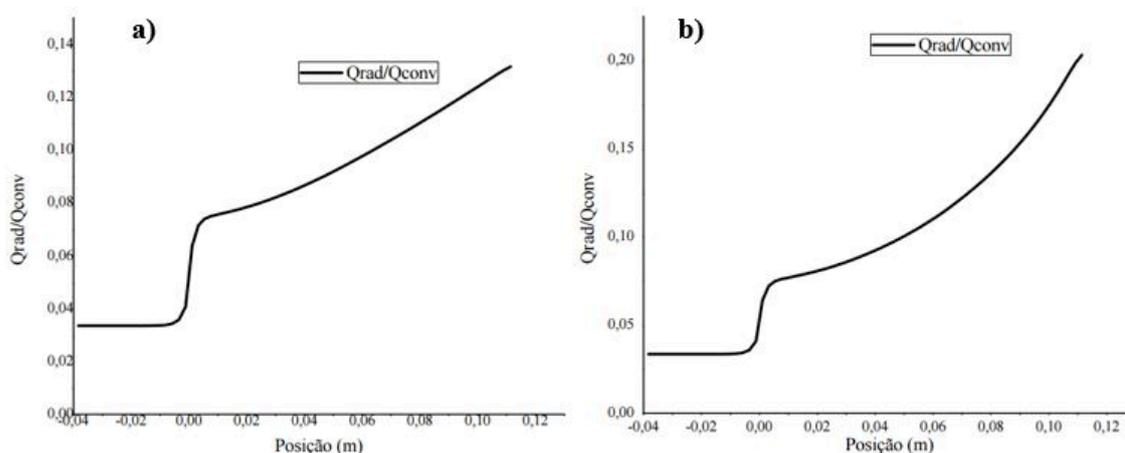


Figura 50 – Relação entre as taxas de transferência de calor por radiação e por convecção para o ambiente externo, ao longo do capilar.

A Figura 51 mostra a variação da pressão do fluido ao longo do capilar. Para o caso com baixa degradação, Figura 51(a), a pressão da entrada do capilar atinge 35 bar, enquanto que para a taxa de degradação alta, Figura 51(b), ela atinge 45 bar. Lembra-se que, no experimento, a válvula de alívio abre quando a pressão atinge 60 bar. Além disso, nota-se uma mudança no perfil de perda de carga, à medida que ocorre a intensificação da formação do depósito na parede do capilar.

A pressão de saturação do combustível tipo JET-A1 pode ser estimada a partir dos dados fornecidos por Edwards (2020) (ver Apêndice B). Os valores da pressão de saturação em função da temperatura são mostrados na Figura 52. A figura também mostra a curva que representa o estado do combustível no plano de pressão versus temperatura. Nota-se, portanto, que o escoamento por todo o capilar permanece monofásico, uma vez que em nenhum momento a pressão do combustível se torna menor que pressão de saturação.

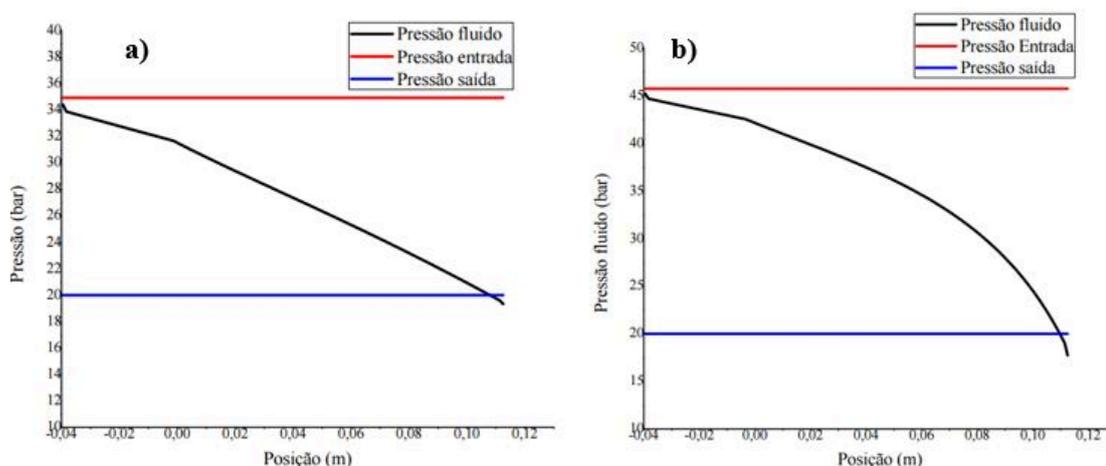


Figura 51 – Distribuição da pressão do combustível (absoluta) ao longo do capilar. As pressões nos distribuidores de entrada e saída são mostradas pelas linhas vermelha e azul.

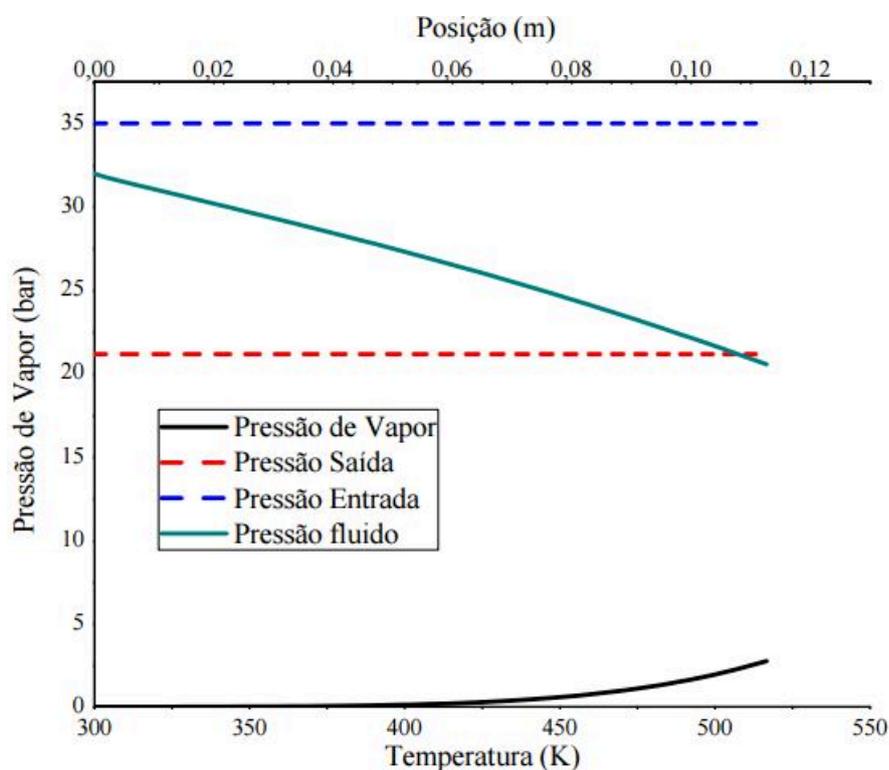


Figura 52 – Distribuição da pressão do combustível e da pressão de saturação em função da temperatura do combustível.

6 CONCLUSÃO

Este trabalho enfocou a utilização do método de escoamento em alto número de Reynolds - HiReTS para a determinação da estabilidade térmica de combustíveis de aviação. Para isso, foi feita a atualização de um equipamento padrão, realizou-se medições para uma amostra de combustível submetida a diferentes condições apresentando alta e baixa estabilidades, desenvolveu-se uma modelagem analítica e numérica para a análise do método e dos resultados das medições e discutiu-se as características dos escoamentos e a aplicabilidade dos modelos. A partir dos resultados obtidos neste trabalho, conclui-se:

- Dos cinco testes reportados, dois, os testes 1 e 2, foram feitos no tempo total de 120 min, as amostras não sofreram recirculação e os resultados mostraram pequena formação de depósitos. Para o Teste 1, observou-se um episódio de obstrução do capilar, evidenciada por uma oscilação brusca na temperatura superficial. Este teste resultou em HN de 438. A amostra no teste 2 se mostrou extremamente estável, ficando os efeitos térmicos da formação do depósito da mesma ordem de magnitude das incertezas de medição. Este teste resultou em HN de 61.
- Os testes 3, 4 e 5 foram realizados em amostras armazenadas por longo tempo e com recirculação do combustível. Estes testes apresentaram maior formação de depósitos e foram interrompidos em 30 min, 45 min e 55 min de teste, com valores de HN de 905, 266 e 882, respectivamente. Os resultados também demonstraram maior deposição nas regiões intermediárias do capilar. Uma possível causa é um processo de esgotamento de oxigênio ou de precursores de formação de depósitos, devido à alta taxa de degradação térmica apresentada.
- A análise da evolução do HN ao longo do tempo de teste revela que existe uma baixa correlação linear ($R^2 < 0,9$) para os testes com combustíveis apresentando alta estabilidade e um alto coeficiente de correlação ($R^2 > 0,9$) para os combustíveis apresentando forte degradação.
- A aplicação de um modelo global para a estimativa da espessura de depósito resultou em espessura de depósito de 3 μm até 6 μm na saída do capilar. Esta espessura foi evidenciada nos 3 dos 5 testes que sofreram degradação térmica. Esse valor é coerente com a espessura de 6 μm medida por Martins (2021) por um método de imagem em uma seção transversal do capilar.
- A estimativa da distribuição de massa calculada, a partir de um valor de massa específica estimada, apresentou a mesma ordem de magnitude dos valores me-

didados por um método gravimétrico, considerando a incerteza associada à massa específica do depósito.

- A correlação de Pethukov para a transferência de calor por convecção forçada no escoamento de combustível resultou em menores desvios com relação aos valores de temperatura medidas na superfície externa do capilar para um teste com baixa deposição.
- As propriedades do combustível sofrem bastante influência do aumento de temperatura, resultando em grandes variações da viscosidade e do número de Prandtl, recomendando a inclusão do efeito de variação de temperatura na estimativa das propriedades e coeficientes de convecção.
- A perda de calor para o ambiente externo é menor que 14 % da taxa de transferência de calor para o combustível para testes com baixa degradação, mas pode atingir valores acima de 20 % em testes com alta degradação. Desta forma, recomenda-se a inclusão da estimativa da transferência de calor em modelos de estimativa de espessura de depósito.
- A pressão do sistema garante que o estado do escoamento do combustível durante o teste permaneça monofásico, estando muito acima da pressão de vaporização da querosene.
- O modelo analítico distribuído assumindo condução de calor unidimensional, em regime quase-estático, com propriedades constantes (avaliadas na temperatura média), apresenta previsões de temperatura das superfícies interna e externa do capilar com desvios menores que 0,4 % em relação aos resultados do modelo numérico, indicando que os efeitos de condução axial no capilar, variação local das propriedades térmicas e transientes são negligenciáveis na modelagem do capilar.

6.1 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

As recomendações para trabalhos futuros são:

1. Com relação à **bancada experimental**, sugere-se:
 - a) Utilizar tubos capilares com diâmetro interno maior e com menor rugosidade relativa, compensando o número de Reynolds através do aumento da vazão. Dessa forma, reduz-se a possibilidade de obstrução do capilar por depósitos sólidos.
 - b) Realizar a medição de temperatura superficial externa em todo o comprimento do tubo capilar a fim de melhor descrever a transferência de calor

para o combustível e para o ambiente e permitir melhor estimativa das perdas de calor.

- c) Implementar transdutores de pressão antes e depois do capilar para avaliar a queda de pressão na região de teste e a pressão nos demais componentes do sistema, verificando a eventualidade de outras obstruções no sistema de circulação do combustível.
- d) Sistematizar a determinação de depósitos por método ótico e gravimétrico como parte integrante da análise de combustíveis, comparando as espessuras estimadas pelo método e medidas diretamente.
- e) Realizar um estudo da impregnação de combustíveis e depósitos nos componentes da bancada e possibilidade de contaminação entre testes com combustíveis distintos.

2. Com relação às **condições de teste**, sugere-se:

- a) Realizar uma comparação do comportamento da degradação e formação de depósitos para combustíveis saturados com oxigênio e desoxigenados através de borbulhamento com nitrogênio, a fim de verificar o efeito de esotamento de oxigênio na parte central do capilar.
- b) Realizar testes de degradação em outras condições, como diferentes temperaturas iniciais e de set-point na saída do capilar e tempo total de teste.
- c) Realizar testes para uma população maior de amostras para criar conhecimento e banco de dados em resposta dos combustíveis.

3. Com relação à **modelagem**, sugere-se:

- a) Desenvolver um modelo e programa computacional para a estimativa de espessura de depósito a partir das medições utilizando o modelo analítico distribuído.
- b) Implementar um modelo de cinética química de degradação mais detalhado para a previsão da formação de depósitos sólidos.
- c) Implementar um modelo de escoamento bidimensional (ou tridimensional) para explorar a interação da cinética de degradação com a estrutura do escoamento turbulento próxima à parede.

REFERÊNCIAS

- ALBORZI, E; BLAKEY, S; GHADBEIGI, H; PINNA, C. Prediction of growth of jet fuel autoxidative deposits at inner surface of a replicated jet engine burner feed arm. **Fuel**, Elsevier, v. 214, p. 528–537, 2018.
- ALLEN, R; ECKERT, E. Friction and heat-transfer measurements to turbulent pipe flow of water ($Pr = 7$ and 8) at uniform wall heat flux, 1964.
- ASTM. **ASTM D1655: Standard Specification for Aviation Turbine Fuel**. [S.l.], 2017.
- ASTM. **ASTM D7566: Standard Specification for Aviation Turbine Fuel Containing Synthesized Hydrocarbons**. [S.l.], 2021.
- ATAG. **WAYPOINT 2050 - Balancing growth in connectivity with a comprehensive global air transport response to the climate emergency**. [S.l.], 2020.
- AZMI, W; HAMID, K; MAMAT, R; SHARMA, K; MOHAMAD, M. Effects of working temperature on thermo-physical properties and forced convection heat transfer of TiO₂ nanofluids in water–Ethylene glycol mixture. **Applied Thermal Engineering**, Elsevier, v. 106, p. 1190–1199, 2016.
- BALSTER, W; JONES, E. Effects of temperature on formation of insolubles in aviation fuels, 1998.
- BEAVER, B; RAWLINGS, D; NETA, P; ALFASSI, Z; DAS, T. Structural effects on the reactivity of substituted arylphosphines as potential oxygen-scavenging additives for future jet fuels. **Heteroatom Chemistry**, Wiley Online Library, v. 9, n. 2, p. 133–138, 1998.
- BEAVER, B *et al.* Development of oxygen scavenger additives for future jet fuels. A role for electron-transfer-initiated oxygenation (ETIO) of 1, 2, 5-trimethylpyrrole? **Energy & fuels**, ACS Publications, v. 14, n. 2, p. 441–447, 2000.
- BERKHOUS, S. Thermal oxidative stability of coal-based jp-900 jet fuel: impact on selected physical properties, 2007.

- BULLOCK, S; HOBDA, A; LEWIS, C. European evaluation of JP8+ 100 fuel and its impact on engine/fuel system design. *In: RTO Meeting proceedings*. [S.l.: s.n.], 1999.
- CHATELAIN, K; NICOLLE, Á; BEN AMARA, A; CATOIRE, L; STARCK, L. Wide range experimental and kinetic modeling study of chain length impact on n-alkanes autoxidation. **Energy & Fuels**, ACS Publications, v. 30, n. 2, p. 1294–1303, 2016.
- CHENG, C; WANG, S; HUANG, Y; CHANG, S; TANG, C. Spectrophotometric studies of storage stability of jet fuel. **Fuel**, Elsevier, v. 68, n. 2, p. 264–267, 1989.
- CHURCHILL, S. Comprehensive correlating equations for heat, mass and momentum transfer in fully developed flow in smooth tubes. **Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals**, ACS Publications, v. 16, n. 1, p. 109–116, 1977.
- CLARK, R; THOMAS, L. An investigation of the physical and chemical factors affecting the performance of fuels in the JFTOT. **SAE transactions**, JSTOR, p. 453–465, 1988.
- CLIFORD, AA. **Multivariate Error Analysis: A Handbook of Error Propagation and Calculation in Many-Parameter Systems**. [S.l.]: Springer, 1973.
- COLBERT, J; NOWACK, C; KAMIN, R; MEARN, D. **US Navy Evaluation of the High Reynolds' Number Thermal Stability (HiReTS) Test Unit**. [S.l.], 2003.
- COLEBROOK, C; BLENCH, T; CHATLEY, H; ESSEX, E; FINNIECOME, J; LACEY, G; WILLIAMSON, J; MACDONALD, G. Correspondence. turbulent flow in pipes, with particular reference to the transition region between the smooth and rough pipe laws.(includes plates). **Journal of the Institution of Civil engineers**, Thomas Telford-ICE Virtual Library, v. 12, n. 8, p. 393–422, 1939.
- COMMODO, M; FABRIS, I; GROTH, C; GÜLDER, L. Analysis of aviation fuel thermal oxidative stability by electrospray ionization mass spectrometry (ESI–MS). **Energy & fuels**, ACS Publications, v. 25, n. 5, p. 2142–2150, 2011.
- COMMODO, M; WONG, O; FABRIS, I; GROTH, C; GÜLDER, L. Spectroscopic study of aviation jet fuel thermal oxidative stability. **Energy & fuels**, ACS Publications, v. 24, n. 12, p. 6437–6441, 2010.
- CORPORAN, E *et al.* Chemical, thermal stability, seal swell, and emissions studies of alternative jet fuels. **Energy & fuels**, ACS Publications, v. 25, n. 3, p. 955–966, 2011.

COUNCIL, Coordinating Reseach. Handbook of aviation fuel properties-CRC Report No. 530. **Society of Automotive Engineers, Warrendale, PA**, 1983.

D3241, ASTM. Standard test method for thermal oxidation stability of aviation turbine fuels. **Annual Book of Standards**, ASTM International West Conshohocken, PA, 2019.

D6811, ASTM. 6811-02, “ **Standard Test Method for Measurement of Thermal Stability of Aviation Turbine Fuels under Turbulent Flow Conditions (HiReTS Method)**”, **ASTM International**, 2007.

DEFSTAN. **Defence Standard 91-091: Turbine Fuel, Kerosene Type, Jet A1; NATO Code: F-35; Joint Service Designation: AVTUR**. [S./], 2019.

DITTUS, F; BOELTER, L. Heat transfer in automobile radiators of the tubular type. **International communications in heat and mass transfer**, Pergamon, v. 12, n. 1, p. 3–22, 1985.

DUFFERWIEL, S. Alternative Aviation Fuels–Aromatics & Thermal Stability. **no. May**, 2011.

EDWARDS, T. Advancements in gas turbine fuels from 1943 to 2005, 2007.

EDWARDS, T. **Jet Fuel Properties**. [S./], 2020.

EISAKHANI, A; MA, W; GAO, J; CULHAM, R; GORBET, R. Natural convection heat transfer modelling of shape memory alloy wire. **Smart Materials, Structures & NDT in Aerospace**, 2011.

EMENS, J; FREDERICK, R; BROWN, S; WOOD, J. High Reynolds Number Thermal Stability Experiments. *In*: 40TH AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit. [S./: s.n.], 2004. P. 4089.

ERVIN, J; WILLIAMS, T. Dissolved oxygen concentration and jet fuel deposition. **Industrial & engineering chemistry research**, ACS Publications, v. 35, n. 3, p. 899–904, 1996.

GADSBY, P. **Surface roughness effects on thermally stressed aviation fuel**. 2017. Tese (Doutorado) – University of Sheffield.

GNIELINSKI, V. Neue Gleichungen für den Wärme-und den Stoffübergang in turbulent durchströmten Rohren und Kanälen. **Forschung im Ingenieurwesen A**, Springer, v. 41, n. 1, p. 8–16, 1975.

GNIELINSKI, V. New equations for heat and mass transfer in turbulent pipe and channel flow. **Int. Chem. Eng.**, v. 16, n. 2, p. 359–368, 1976.

GNIELINSKI, V. On heat transfer in tubes. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2013.

GROUP, Air Transport Action. **Beginner's Guide to Aviation Biofuels**. [S.l.]: ATAG Geneva, Switzerland, 2009.

HAZLETT, R. **Thermal oxidation stability of aviation turbine fuels**. [S.l.]: Astm International, 1991. v. 1.

HENEGHAN, S; ZABARNICK. Oxidation of jet fuels and the formation of deposit. **Fuel**, Elsevier, v. 73, n. 1, p. 35–43, 1994.

HUANG, H; SPADACCINI, L; SOBEL, D. Fuel-cooled thermal management for advanced aeroengines. **J. Eng. Gas Turbines Power**, v. 126, n. 2, p. 284–293, 2004.

IATA. **Working Towards Ambitious Targets**. 2009. Disponível em:
<https://www.iata.org/en/programs/environment/climate-change/>.

JANKOWSKI, A. Heat transfer in combustion chamber of piston engines. **Journal of KONES**, v. 17, p. 187–197, 2010.

JIA, T; GONG, S; PAN, L; DENG, C; ZOU, J; ZHANG, X. Impact of deep hydrogenation on jet fuel oxidation and deposition. **Fuel**, Elsevier, v. 264, p. 116843, 2020.

JIA, T; ZHANG, X; LIU, Y; GONG, S; DENG, C; PAN, L; ZOU, J. A comprehensive review of the thermal oxidation stability of jet fuels. **Chemical Engineering Science**, Elsevier, p. 116157, 2020.

JOHNATHAN, H; ZIA, A; JOSHUA, H. **Sustainable Aviation Fuel - Review of Technical Pathways**. [S.l.], 2018.

- JONES, E; BALSTER, W. Phenomenological study of the formation of insolubles in a Jet-A fuel. **Energy & fuels**, ACS Publications, v. 7, n. 6, p. 968–977, 1993.
- JONES, E; BALSTER, W; PICKARD, J. Surface fouling in aviation fuels: An isothermal chemical study, 1996.
- KABANA, C; BOTHA, S; SCHMUCKER, C; WOOLARD, C; BEAVER, B. Oxidative stability of middle distillate fuels. Part 1: Exploring the soluble macromolecular oxidatively reactive species (SMORS) mechanism with jet fuels. **Energy & fuels**, ACS Publications, v. 25, n. 11, p. 5145–5157, 2011.
- KAKAC, S; YENER, Y; PRAMUANJAROENKIJ, A. **Convective heat transfer**. [S.l.]: CRC press Boca Raton, FL, 1995. v. 2.
- KATTA, V; ROQUEMORE, W. Numerical method for simulating fluid-dynamic and heat-transfer changes in jet-engine injector feed-arm due to fouling. **Journal of thermophysics and heat transfer**, v. 7, n. 4, p. 651–660, 1993.
- KENDALL, D; CLARK, R; WOLVERIDGE, P. Fuels for Jet Engines: The Importance of Thermal Stability. **Aircraft Engineering and Aerospace Technology**, MCB UP Ltd, 1987.
- KENDALL, D; HOULBROOK, G; CLARK, R; BULLOCK, S; LEWIS, C. The Thermal Degradation of Aviation Fuels in Jet Engine Injector Feed Arms. Part I.-Results From A Full Scale Rig. *In*: PROCEEDINGS of the Tokyo International Gas Turbine Congress. [S.l.: s.n.], 1987. P. 26–31.
- KHODABANDEH, J; FREDERICK, R. Experimentation and modeling of jet a thermal stability in a heated tube. *In*: 41ST AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit. [S.l.: s.n.], 2005. P. 3769.
- KIM, C. **Thermophysical properties of stainless steels**. [S.l.], 1975.
- KRAZINSKI, J; VANKA, S; PEARCE, J; ROQUEMORE, W. A computational fluid dynamics and chemistry model for jet fuel thermal stability, 1992.
- KREITH, F; BOHN, M. **Principles of heat transfer 7th Edition**. [S.l.]: Boston: PWS Publishing Company, 1997.

KUPROWICZ, N; ZABARNICK, S; WEST, Z; ERVIN, J. Use of measured species class concentrations with chemical kinetic modeling for the prediction of autoxidation and deposition of jet fuels. **Energy & fuels**, ACS Publications, v. 21, n. 2, p. 530–544, 2007.

LANGTON, R; CLARK, C; HEWITT, M; RICHARDS, L. Aircraft fuel systems. **Encyclopedia of Aerospace Engineering**, Wiley Online Library, 2010.

LI; KHAN; AL-HAJRI; AYUB. Single phase heat transfer and pressure drop analysis of a dimpled enhanced tube. **Applied Thermal Engineering**, Elsevier, v. 101, p. 38–46, 2016.

LI; XUAN. Convective heat transfer and flow characteristics of Cu-water nanofluid. **Science in China Series E: Technological Science**, Springer, v. 45, n. 4, p. 408–416, 2002.

MARTENEY, P; SPADACCINI, L. Thermal decomposition of aircraft fuel, 1986.

MARTINS, M. **Medição da formação de depósitos sólidos insolúveis na degradação termo-oxidativa de querosenes de aviação**. [S.l.: s.n.], 2021.

MIRTH, D; RAMADHYANI, S; HITTLE, D. Thermal performance of chilled-water cooling coils operating at low water velocities. **ASHRAE, ATLANTA, GA(USA)**, n. 3-53, 1993.

MORRIS, R; MILLER, J; LIMAYE, S. Fuel deoxygenation and aircraft thermal management. *In*: 4TH International Energy Conversion Engineering Conference and Exhibit (IECEC). [S.l.: s.n.], 2006. P. 4027.

MOSES. A Study of Reynolds Number Effects on Deposit-Forming Mechanisms in Fuel Systems for Advanced Gas Turbine Combustors. **Final Report SwRI Project**, p. 03–2978, 2001.

MOSES. Effect of Reynolds number on deposition in fuels flowing over heated surfaces. **Journal of engineering for gas turbines and power**, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, v. 135, n. 12, 2013.

NAEGELI, D. Thermal Stability of Jet Fuels: Kinetics of Forming Deposit Precursors. **Final Report for NASA Contract No. NAG**, p. 3–1739, 1997.

- NAGENDRA, H; TIRUNARAYANAN, M; RAMACHANDRAN, A. Free convection heat transfer from vertical cylinders and wires. **Chemical Engineering Science**, Elsevier, v. 24, n. 9, p. 1491–1495, 1969.
- NELSON, E; REDDY, D. **Green aviation: reduction of environmental impact through aircraft technology and alternative fuels**. [S.l.]: CRC Press, 2018.
- O'MALLEY, J; PAVLENKO, N; SEARLE, S. **Estimating sustainable aviation fuel feedstock availability to meet growing European Union demand**. [S.l.]: Retrieved from the International Council on Clean Transportation, <https://theicct.org/>, 2021.
- OLIVIER, J; MEYER, J. Single-phase heat transfer and pressure drop of the cooling of water inside smooth tubes for transitional flow with different inlet geometries (RP-1280). **HVAC&R Research**, Taylor & Francis, v. 16, n. 4, p. 471–496, 2010.
- PANDE, S; HARDY, D; KAMIN, R; NOWACK, C; COLBERT, J; MORRIS, R; SALVUCCI, L. Quest for a reliable method for determining aviation fuel thermal stability: Comparison of turbulent and laminar flow test devices. **Energy & fuels**, ACS Publications, v. 15, n. 1, p. 224–235, 2001.
- PEAT, A. Thermal decomposition of aviation fuel. *In*: AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. TURBO Expo: Power for Land, Sea, and Air. [S.l.: s.n.], 1982. v003t06a004.
- PEI, X; HOU, L; REN, Z. Flow pattern effects on the oxidation deposition rate of aviation kerosene. **Energy & Fuels**, ACS Publications, v. 29, n. 9, p. 6088–6094, 2015.
- PETUKHOV, B. Heat transfer and friction in turbulent pipe flow with variable physical properties. *In*: ADVANCES in heat transfer. [S.l.]: Elsevier, 1970. v. 6. P. 503–564.
- PRANDTL, L. Eine beziehung zwischen warmeaustausch and stromungswiderstand der flussigkeiten. **Phys. Z.**, v. 11, p. 1072–1078, 1910.
- ROSE, J. Heat-transfer coefficients, Wilson plots and accuracy of thermal measurements. **Experimental Thermal and Fluid Science**, Elsevier, v. 28, n. 2-3, p. 77–86, 2004.

- SARNECKI, J; GAWRON, B. A method of assessing the tendency of aviation fuels to generate thermal degradation products under the influence of high temperatures. **Journal of KONES**, v. 24, 2017.
- SAVAYA, Z; MOHAMMED, A; ABBAS, K. The effect of sulphur compounds on deposit formation in hydrotreated kerosene. **Fuel**, Elsevier, v. 67, n. 5, p. 673–677, 1988.
- SICARD, M; BOULICAULT, J; COULON, K; THOMASSET, C; ANCELLE, J; RAEPSAET, B; SER, F. Oxidation stability of jet fuel model molecules evaluated by rapid small scale oxidation tests. *In*: THE 13th International Conference on Stability, Handling and Use of Liquid Fuels 2013 IASH 2013. [S.l.: s.n.], 2013.
- SIEDER, E; TATE, G. Heat transfer and pressure drop of liquids in tubes. **Industrial & Engineering Chemistry**, ACS Publications, v. 28, n. 12, p. 1429–1435, 1936.
- SIOURIS, S; BLAKEY, S; WILSON. Investigation of deposition in aviation gas turbine fuel nozzles by coupling of experimental data and heat transfer calculations. **Fuel**, Elsevier, v. 106, p. 79–87, 2013.
- SMITH, J. Fuel for the SST: Effects of Deposits on Heat Transfer to Aviation Kerosene. **Industrial and Engineering Chemistry Process Design and Development**, v. 8, p. 299, 1969.
- SMITH, J. The Effect of Metals and Alloys on the Thermal Stability of Avtur 50: An evaluation of the effects of the materials used in fuel distribution systems on the thermal stability of the fuel and their importance in relation to supersonic transport requirements. **Aircraft Engineering and Aerospace Technology**, MCB UP Ltd, 1967.
- SPADACCINI, L; HUANG, H. On-line fuel deoxygenation for coke suppression. *In*: TURBO Expo: Power for Land, Sea, and Air. [S.l.: s.n.], 2002. P. 377–383.
- SWAMEE, P; JAIN, A. Explicit equations for pipe-flow problems. **Journal of the hydraulics division**, American Society of Civil Engineers, v. 102, n. 5, p. 657–664, 1976.
- TABOREK, J. Design method for tube-side laminar and transition flow regime with effects of natural convection. **Heat Transfer**, p. 31–32, 1990.

- TALER. A new heat transfer correlation for transition and turbulent fluid flow in tubes. **International Journal of Thermal Sciences**, Elsevier, v. 108, p. 108–122, 2016.
- TALER; TALER. Simple heat transfer correlations for turbulent tube flow. *In*: EDP SCIENCES. E3S Web of conferences. [S.l.: s.n.], 2017. P. 02008.
- TAM; GHAJAR; TAM. Contribution analysis of dimensionless variables for laminar and turbulent flow convection heat transfer in a horizontal tube using artificial neural network. **Heat Transfer Engineering**, Taylor & Francis, v. 29, n. 9, p. 793–804, 2008.
- TAYLOR, W. The Effect of Manufacturing Processes on Aviation Turbine Fuel Thermal Stability. *In*: AVIATION Fuel: Thermal Stability Requirements. [S.l.]: ASTM International, 1992.
- TEVELDE, J; GLICKSTEIN, M. **Heat Transfer and Thermal Stability of Alternative Aircraft Fuels. Volume 2. Appendices**. [S.l.], 1983.
- TÜRKER, L; VARIŞ, S. JP-900 hydroperoxidation and decomposition. **Propellants, Explosives, Pyrotechnics**, Wiley Online Library, v. 39, n. 2, p. 211–216, 2014.
- VALENCIA, M; CARDONA, C. The Colombian biofuel supply chains: The assessment of current and promising scenarios based on environmental goals. **Energy policy**, Elsevier, v. 67, p. 232–242, 2014.
- VRANOS, A; MARTENEY, P. Experimental study of the stability of aircraft fuels at elevated temperatures. **NASA Report CR-165165, United Technologies Research Center on contract with NASA, Cleveland, OH December**, 1980.
- WEBB. A critical evaluation of analytical solutions and Reynolds analogy equations for turbulent heat and mass transfer in smooth tubes. **Wärme-und Stoffübertragung**, Springer, v. 4, n. 4, p. 197–204, 1971.
- WHITE. **Viscous fluid flow**. [S.l.]: McGraw-Hill New York, 2006. v. 3.
- WILSON. A basis for rational design of heat transfer apparatus. **The J. Am. Soc. Mech. Engrs.**, v. 37, p. 546–551, 1915.
- WINTERTON, R. Where did the Dittus and Boelter equation come from? **International journal of heat and mass transfer**, Pergamon, v. 41, n. 4-5, p. 809–810, 1998.

ZABARNICK. Chemical kinetic modeling of jet fuel autoxidation and antioxidant chemistry. **Industrial & engineering chemistry research**, ACS Publications, v. 32, n. 6, p. 1012–1017, 1993.

ZABARNICK; ZELESNIK; GRINSTEAD. Jet fuel deposition and oxidation: dilution, materials, oxygen, and temperature effects, 1996.

ZHAO, L; ZHANG, X; PAN, L; LIU, J. Storage period prediction and metal compatibility of endothermic hydrocarbon fuels. **Fuel**, Elsevier, v. 233, p. 1–9, 2018.

ZHOU, N; KRISHNAN, A. Numerical simulation of jet fuel heat transfer and deposition at supercritical pressure. *In*: 33RD Joint Propulsion Conference and Exhibit. [S.l.: s.n.], 1997. P. 3042.

APÊNDICE A – PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DOS FLUIDOS E MATERIAIS

Nesta seção são relatadas as propriedades térmicas do combustível, do aço inox e do depósito. Estas propriedades foram utilizadas nos cálculos matemáticos do Capítulo 4.

A.1 COMBUSTÍVEL

As propriedades térmicas do combustível foram retiradas de Gadsby (2017). Em seu trabalho estas propriedades estavam definidas para temperaturas entre 273,15 e 563,15 K, com variações a cada 10 K. Foi feita uma interpolação desses valores com variações de 0.1 K a fim de realizar uma varredura completa nas propriedades. Dessa forma foi estabelecido funções que realizam os ajustes desses valores.

A.1.1 Viscosidade dinâmica

$$\mu = A_0 + A_1 \cdot T + A_2 \cdot T^2 + A_3 \cdot T^3 + A_4 \cdot T^4 \quad (61)$$

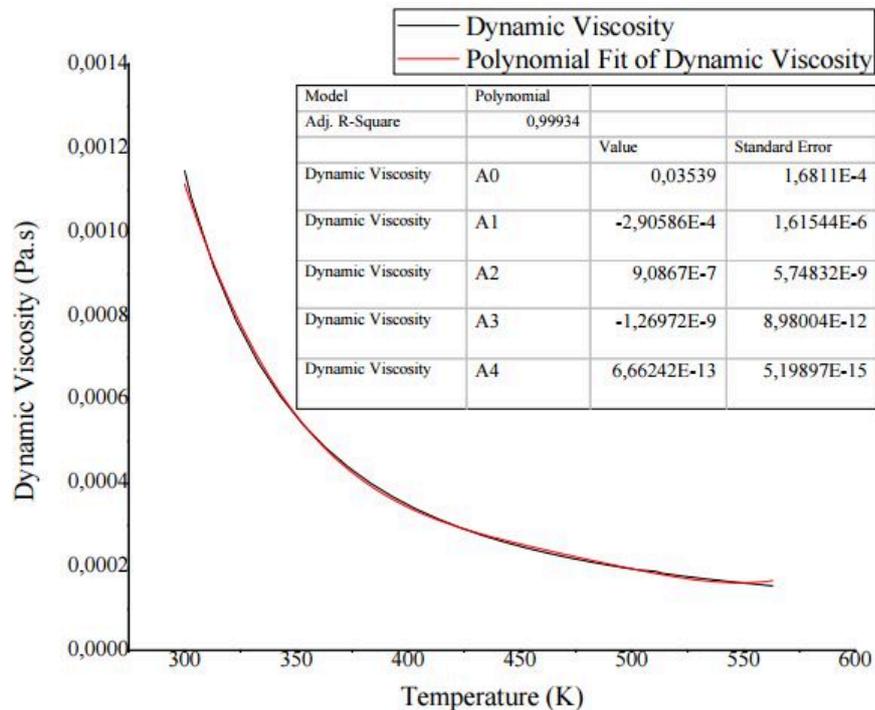


Figura 53 – Função de 4º de ajuste da viscosidade dinâmica.

A.1.2 Viscosidade cinemática

$$\nu = B_0 + B_1 \cdot T + B_2 \cdot T^2 + B_3 \cdot T^3 + B_4 \cdot T^4 \quad (62)$$

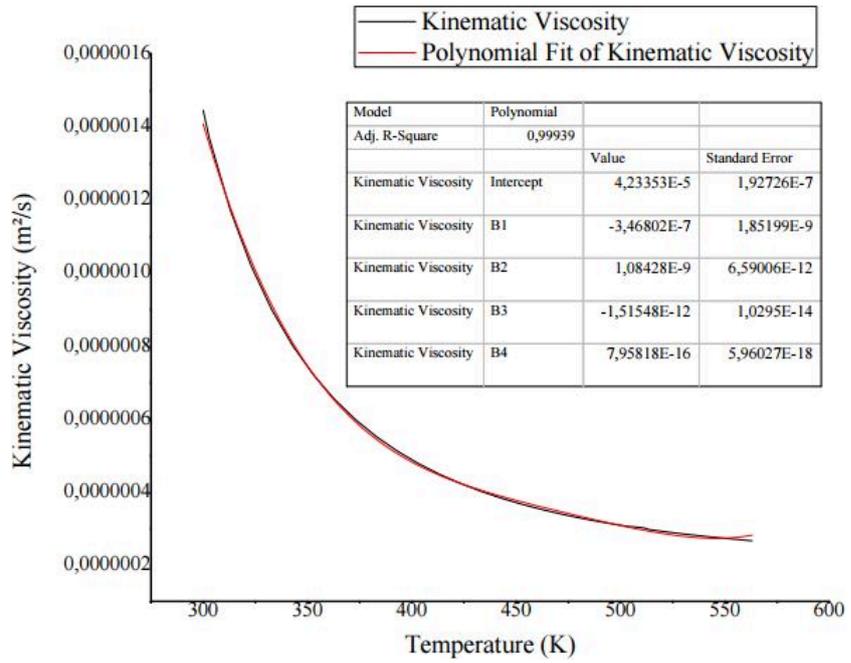


Figura 54 – Função de 4° de ajuste da viscosidade cinemática.

A.1.3 Densidade

$$\rho = B0 + B1 \cdot T \tag{63}$$

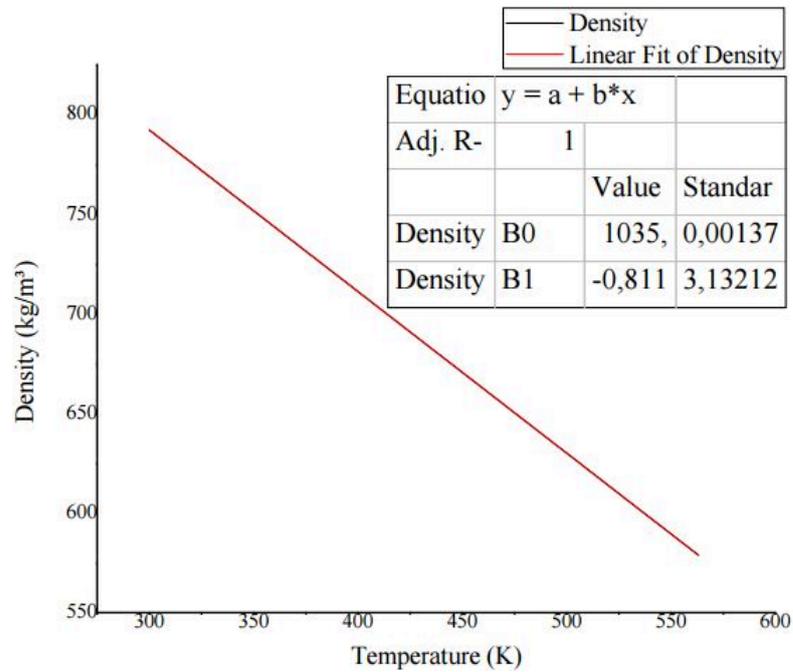


Figura 55 – Função de 1° de ajuste da densidade.

A.1.4 Condutividade térmica

$$k = C0 + C1 \cdot T \tag{64}$$

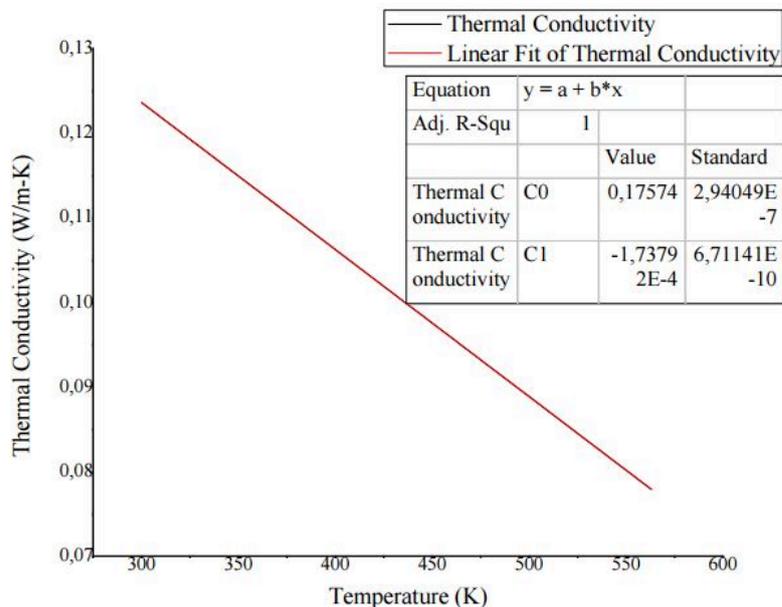


Figura 56 – Função de 1° de ajuste da condutividade térmica.

A.1.5 Calor Específico

$$c_p = D0 + D1 \cdot T \tag{65}$$

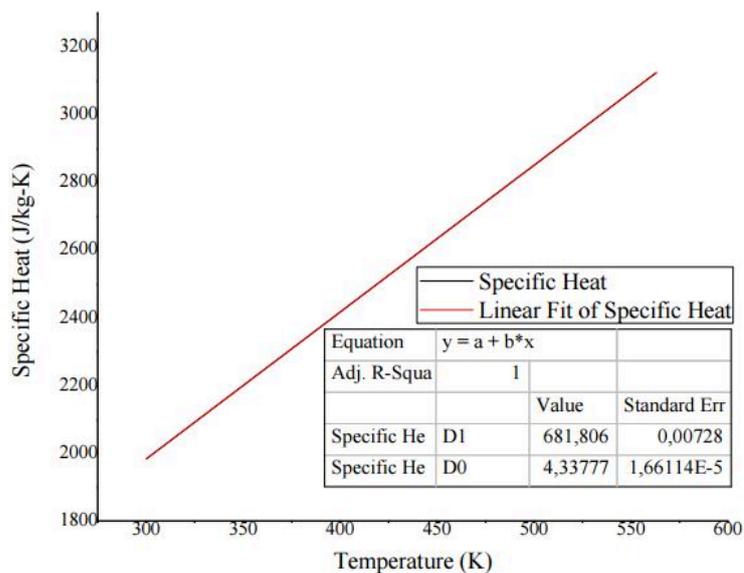


Figura 57 – Função de 1° de ajuste do calor específico.

A.2 AÇO INOX

As propriedades térmicas do aço inox 316 foram retiradas de Kim (1975). Em seu trabalho as propriedades do aço estão definidas para temperaturas inferiores a 1700 K.

Tabela 15 – Constantes das propriedades do aço inox.

Constantes	Densidade (kg/m ³)	c_p (J/kg-K)	Cond. Térm. (W/m-K)
A0	8.0842	0.1122	9.248E-2
A1	4.2086E-4	3.222E-5	1.571E-4
A2	-3.8942E-8	-	-

$$\rho_c = (A0 + A1 \cdot T + A2 \cdot T^2) \cdot 10^3 \quad (66)$$

$$c_p = (A0 + A1 \cdot T) \cdot 4.184 \cdot 10^3 \quad (67)$$

$$k = (A0 + A1 \cdot T) \cdot 10^2 \quad (68)$$

A.3 DEPÓSITO

A densidade do depósito e a condutividade térmica do depósito foram retiradas de TeVelde e Glickstein (1983). Neste trabalho também foi calculada a densidade do depósito baseado no trabalho de Martins (2021). Estas propriedades foram mantidas constantes conforme visto na Tabela 16.

Tabela 16 – Propriedades do depósito.

Cond. térm. (W/m-K)	Dens. (kg/m ³)	Dens. calc. (kg/m ³)
0.15	1000.00	850.00

A.4 PRESSÃO DE VAPOR DO COMBUSTÍVEL

A pressão de saturação da querosene comercial de aviação foi baseada no trabalho publicado por Edwards (2020). Os dados obtidos foram transformados o sistema SI. A curva de ajuste segue o seguinte equacionamento:

$$P_{sat} = \exp\left(A - \frac{B}{x - C}\right) \quad (69)$$

onde x é a temperatura do combustível.

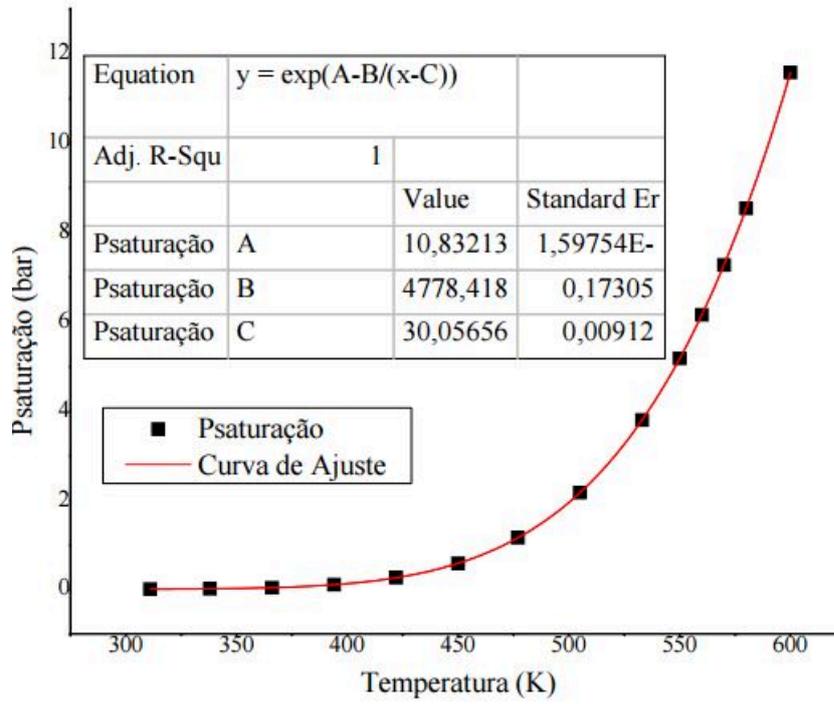


Figura 58 – Curva de ajuste de pressão de vapor do combustível JET A-1.

APÊNDICE B – CORRELAÇÕES PARA ATRITO VISCOSO E TRANSFERÊNCIA DE CALOR

B.1 ATRITO VISCOSO

O fator de atrito para o escoamento laminar em tubos com seção transversal circular é $f Re = 64$. Para o escoamento turbulento, diversas equações tem sido sugeridas.

B.1.1 Tubos lisos

Equação de Blasius para tubos lisos

$$f = \frac{0,3164}{Re^{0,25}}, \quad (70)$$

para $Re \leq 10^5$.

Correlação de Konakov (TALER, 2016),

$$f = (1,8 \log Re - 1,5)^{-2}, \quad (71)$$

para $3000 \leq Re \leq 10^6$,

Correlação de Filonienko

$$f = 0,00556 + \frac{0,432}{Re^{0,308}}. \quad (72)$$

para $3000 \leq Re \leq 10^6$,

O fator de atrito recomendado por Allen e Eckert (1964) é

$$f = 0,00556 + \frac{0,432}{Re^{0,308}}. \quad (73)$$

B.1.2 Tubos rugosos

Correlação de Colebrook-White (COLEBROOK *et al.*, 1939); (WHITE, 2006),

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2,0 \log \left(\frac{e/D}{3,7} + \frac{2,51}{Re_{d_h} \sqrt{f}} \right). \quad (74)$$

na qual o valor de f aparece de forma implícita.

Uma equação explícita que fornece boa aproximação à equação de Colebrook é (SWAMEE; JAIN, 1976)

$$f = 0,25 \left[\log \left(\frac{e/D}{3,7} + \frac{5,74}{Re_{d_h}^{0,9}} \right) \right]^{-2}. \quad (75)$$

B.2 TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO ESCOAMENTO INTERNO

O número de Nusselt, Nu , para o escoamento laminar plenamente desenvolvido em tubulações com área de seção transversal circular, assumindo que as propriedades do escoamento não variam significativamente ao longo do escoamento, é 3,66 para a condição de contorno de temperatura prescrita e 4,36 para a condição de contorno de fluxo de calor prescrita. Para o escoamento turbulento, a condição de contorno na parede não afeta o número de Nusselt. Na transição dos regimes laminar para turbulento, o efeito da condição de contorno deve desaparecer de alguma forma. Outro aspecto é que, embora o valor de $Re = 2300$ seja adotado como o limite para o escoamento laminar, a transição pode ocorrer em valores de 2000 a 8000, dependendo das condições da tubulação e do escoamento (TABOREK, 1990; CHURCHILL, 1977; TAM; GHAJAR; TAM, 2008; OLIVIER; MEYER, 2010). Em particular, evidências para escoamentos em microtubos com superfície rugosa apontam que a transição ocorre em valores substancialmente menores de número de Reynolds.

B.2.1 Equações na forma de lei de potência

Dittus e Boelter (1985) e Winterton (1998) apresentaram uma equação para o escoamento turbulento hidrodinâmica e termicamente plenamente desenvolvido, em todos com superfície lisa:

$$Nu = 0,023 Re^{0,8} Pr^n, \quad (76)$$

A equação foi desenvolvida para as condições: $0,6 \leq Pr \leq 160$, $Re > 10000$, $L/D > 60$, $n = 0,4$ para aquecimento do fluido e $n = 0,3$ para resfriamento. Desvios de $\pm 20\%$ entre previsões e medições foram observados em diversos trabalhos (WEBB, 1971; ALLEN; ECKERT, 1964; KREITH; BOHN, 1997; MIRTH; RAMADHYANI; HITTLE, 1993).

Sieder e Tate (1936) desenvolveram uma equação válida para escoamento laminar ou turbulento hidrodinâmica e termicamente plenamente desenvolvido, em todos com superfície lisa, com correção para o efeito da temperatura nas propriedades térmicas:

$$Nu = 0,027 Re^{0,8} Pr^{1/3} \left(\frac{\mu_b}{\mu_w} \right)^{0,14}, \quad (77)$$

Desenvolvida para as condições: $0,7 \leq Pr \leq 16700$, $Re > 10000$, $L/D > 60$, μ_b é a viscosidade dinâmica do fluido avaliada na temperatura média de mistura e μ_w é avaliada na temperatura da superfície.

Li e Xuan (2002) e Azmi *et al.* (2016) testaram o escoamento turbulento, plenamente desenvolvido, de água e misturas de água e etileno glicol, em tubos aquecidos eletricamente, com superfície interna lisa, e verificaram que uma correlação do tipo

Dittus-Boelter apresentou boa concordância com as medições. Eles sugeriram:

$$Nu = 0.0059 Re^{0.9238} Pr^{0.4}, \quad (78)$$

testada para $2500 \leq Re \leq 25000$.

Allen e Eckert (1964) mediram a transferência de calor para o escoamento turbulento, plenamente desenvolvido, em tubos lisos, com fluxo de calor uniforme para um fluido com $Pr = 8$. A correlação proposta foi

$$Nu = 0.1576 \frac{f}{8} Re^{1.0685} Pr, \quad (79)$$

testada para $13000 \leq Re \leq 1.11 \times 10^5$, $Pr = 8$. O fator de atrito é calculado da equação de Allen-Eckert ((73)).

Taler e Taler (2017), basenado-se na forma da Equação de Dittus-Boelter, propuseram uma correlação em formato de lei de potência para o escoamento turbulento, plenamente desenvolvido, em tubos lisos, incluindo a correção de Gnielinski para comprimento de entrada, na forma

$$Nu = C_1 Re^{C_2} Pr^{C_3} \left[1 + \left(\frac{D}{L} \right)^{2/3} \right], \quad (80)$$

testada para $3000 \leq Re \leq 10^6$, onde $C_1 = 0,02155$, $C_2 = 0,8018$ e $C_3 = 0,7095$ para $0,1 \leq Pr \leq 1$, $C_1 = 0,01253$, $C_2 = 0,8413$ e $C_3 = 0,6179$ para $1 < Pr \leq 3$, $C_1 = 0,00881$, $C_2 = 0,8991$ e $C_3 = 0,3911$ para $3 < Pr \leq 1000$. Os desvios encontrados para a correlação de Eckert e Allen, para $Pr = 8$, são menores que 0,1 %.

O método de (WILSON, 1915) padrão ou melhorado (ROSE, 2004) é normalmente utilizado para ajustar os coeficientes das correlações.

B.2.2 Equações derivadas da estrutura do escoamento turbulento

Esses modelos são derivados da hipótese de que, deslocando-se ao longo da coordenada normal à parede, o escoamento apresenta uma região interna e uma região externa (Prandtl e von Kármán). A região interna é formada pela sub-camada viscosa, próxima à parede, controlada pelos efeitos viscosos, seguida de uma região plenamente turbulenta, ou logarítmica, controlada pelo transporte turbulento de quantidade de movimento e energia térmica. A transição entre as duas regiões se dá através da camada de amortecimento. As variáveis importantes na região interna são as propriedades do fluido, massa específica, viscosidade dinâmica e difusividade térmica, a tensão de cisalhamento na superfície e a distância a partir da parede. A região externa é plenamente turbulenta e controlada pelas condições fora da camada limite. As variáveis importantes nessa região são a tensão de cisalhamento na parede, a espessura da região interna e o gradiente de pressão externo.

Prandtl (1910) adotou um modelo de duas camadas, uma sub-camada viscosa e uma região plenamente turbulenta se estendendo até o centro da tubulação. Com base em uma análise dimensional para $Pr \geq 0,5$, ele determinou que

$$Nu = \frac{\frac{f}{8} Re Pr}{1 + C \sqrt{\frac{f}{8}} (Pr - 1)} \quad (81)$$

a constante C é o valor da velocidade no ponto de transição da sub-camada viscosa para a região turbulenta central, a qual depende da espessura da sub-camada viscosa. Esse valor varia de 5 para o modelo de duas camadas de Prandtl para 11,7 para o modelo de três camadas de Von Kármán. No modelo de Prandtl, a dependência do Pr desaparece a medida que este cresce, tornando o modelo inadequado para escoamentos de fluidos com alto Pr .

Petukhov (1970) propuseram uma solução para a transferência de calor no escoamento turbulento, plenamente desenvolvido hidrodinamicamente e termicamente, em tubos com superfícies lisas. Eles então aplicaram uma equação similar à de Prandtl para correlacionar os resultados obtidos com correção para o efeito da temperatura da superfície nas propriedades do fluido:

$$Nu = \frac{\frac{f}{8} Re Pr}{1,07 + 12,7 \sqrt{\frac{f}{8}} (Pr^{2/3} - 1)}, \quad (82)$$

Desenvolvida para as condições: $10^4 \leq Re \leq 10^6$ e $0,5 \leq Pr \leq 200$. O coeficiente de atrito de Darcy pode ser obtido da correlação de Filonienko ((72)), da correlação de Konakov ((71)), ou da correlação de Blasius ((70)). A dependência com Pr tende para $Pr^{1/3}$ quando o número de Prandtl cresce.

Gnielinski (1975, 1976) é uma melhora da correlação de Pethukov aplicável para escoamento turbulento, com região de entrada, em tubos com superfícies lisas, com correção para o efeito da temperatura da superfície nas propriedades do fluido:

$$Nu = \frac{\frac{f}{8} (Re - 1000) Pr}{1 + 12,7 \sqrt{\frac{f}{8}} (Pr^{2/3} - 1)} \left[1 + \left(\frac{D}{L} \right)^{2/3} \right] \left(\frac{Pr_b}{Pr_w} \right)^{0,11}, \quad (83)$$

Desenvolvida para as condições: $4000 \leq Re \leq 10^6$, $0,5 \leq Pr \leq 200$, Pr_b é o número de Prandtl do fluido avaliado na temperatura média de mistura, normalmente avaliada como a média aritmética entre a entrada e a saída do escoamento $\bar{T}_b = (T_{m,e} - T_{m,s})/2$, e Pr_w é avaliada na temperatura da superfície. Para uma condição de contorno de fluxo de calor prescrito, a temperatura média da parede entre a entrada e a saída do

escoamento é normalmente utilizada. Para a correção do efeito da temperatura nas propriedades, $n = 0,11$ para aquecimento do fluido e $n = 0,25$ para resfriamento.

A fim de garantir continuidade no número de Nusselt em estimativas para escoamentos com grande variação de número de Reynolds, Gnielinski (2013) desenvolveu uma interpolação linear para o número de Nusselt para $2300 \leq Re \leq 4000$ na forma:

$$Nu = (1 - \gamma) Nu_{L,2300} + \gamma Nu_{T,4000}, \quad (84)$$

onde a função de interpolação γ é

$$\gamma = \frac{Re - 2300}{4000 - 2300}. \quad (85)$$

Nesta equação, $Nu_{L,2300}$ é o valor para o escoamento laminar 3,66 ou 4,36 e $Nu_{T,4000}$ é obtido da equação ((83)). Com isto, a aplicação da correlação de Gnielinski torna-se aplicável para $2300 \leq Re \leq 10^6$ e $0,5 \leq Pr \leq 200$. O coeficiente de atrito de Darcy é obtido da correlação de Colebrook-White ((74)), ou da correlação de Swamee and Jain ((75)). A correlação de Gnielinski foi extensamente testada mostrando capacidade de previsão de medições com $\pm 10\%$ de desvio (KREITH; BOHN, 1997; KAKAC; YENER; PRAMUANJAROENKIJ, 1995; LI *et al.*, 2016; LI; XUAN, 2002).

Taler (2016) propôs uma correlação para o escoamento laminar e turbulento hidrodinâmica e termicamente desenvolvido com condição de contorno de fluxo de calor prescrito, na forma da equação de Gnielinski incluindo a extensão para região de entrada e variação das propriedades com a temperatura:

$$Nu = 4,36 + \frac{\frac{f}{8} (Re - 2300) Pr^{1,008}}{1,08 + 12,39 \sqrt{\frac{f}{8} (Pr^{2/3} - 1)}} \left[1 + \left(\frac{D}{L} \right)^{2/3} \right] \left(\frac{Pr_b}{Pr_w} \right)^{0,11} \quad (86)$$

O fator de atrito é calculado com a equação de Filonienko ((72)). As constantes da equação foram ajustadas para escoamentos calculados numericamente para $2300 \leq Re \leq 10^6$ e $0,1 \leq Pr \leq 1000$.

B.3 TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO ESCOAMENTO EXTERNO

A transferência de calor entre o tubo capilar e o ambiente ocorre por convecção natural. O tubo capilar apresenta uma relação $L_h/D_3 = 68$. Nesta condição, a espessura da camada limite sobre o tubo capilar é maior que o diâmetro do cilindro, tornando os efeitos de curvatura significativos. Dessa forma, aproxima-se a transferência de calor do tubo para o ambiente como aquela a partir de um fio.

Nagendra, Tirunarayanan e Ramachandran (1969) apresentam a seguinte correlação para a transferência de calor por convecção natural a partir de um fio vertical:

$$Nu_a = 0,87 \left(Ra_{L_h} \frac{D_3}{L_h} \right)^{0,95}, \quad (87)$$

válida para fios metálicos em água e ar.

O número de Rayleigh é obtido de

$$\text{Ra}_{L_h} = \frac{g\beta_a(T_s - T_a)L_h^3}{\nu_a\alpha_a} \quad (88)$$

onde T_s é a temperatura média da superfície externa do capilar, T_a é a temperatura da superfície interna da cavidade da seção de testes, L_h é o comprimento aquecido do capilar, $\beta_a = 1/T_a$ é o coeficiente de expansão volumétrica, ν_a é a viscosidade cinemática e α_a é a difusividade térmica do ar no interior da cavidade, avaliado na temperatura média entre T_s e T_a .

Eisakhani *et al.* (2011) desenvolveram uma correlação para a convecção natural de fios metálicos em ar ambiente, para diferentes orientações em relação à horizontal. Para o fio vertical, eles sugerem

$$\text{Nu} = 0,127 + 0,603 \text{ Ra}_{D_3}^{0,123}, \quad (89)$$

válida para $2,6 \times 10^{-8} \leq \text{Ra} \leq 6 \times 10^{-1}$ e $\text{Pr} = 0,7$.

O número de Rayleigh é obtido de

$$\text{Ra}_{D_3} = \frac{g\beta_a(T_s - T_a)D_3^3}{\nu_a\alpha_a} \quad (90)$$

onde D_3 é o diâmetro externo do capilar.

APÊNDICE C – PROCEDIMENTO PARA UM EXPERIMENTO PADRÃO

Nesta seção, descreve-se as etapas para a realização de um experimento padrão. Todos os testes seguem as mesmas etapas de execução, variando apenas o tempo final de teste.

1. No início de um teste, liga-se o computador e executa-se o software LabVIEW. No LabVIEW, carrega-se o programa pré-configurado para a realização dos testes. No programa, na aba de “*Hardware configuration*”, seleciona-se os cabos de conexão para cada equipamento da bancada.
2. Com todo o sistema ligado, prepara-se uma amostra de combustível. Para cada teste, utiliza-se 700 mililitros de querosene, caso o teste preveja recirculação, ou 5 litros, se a amostra degradada seja descartada. A querosene é colocada no recipiente de amostra de combustível e, após resfriamento, ou retorna para o recipiente de amostra, ou vai para o recipiente de descarte. A Figura 59 mostra os recipientes de amostra e descarte.



Figura 59 – Recipientes de amostra e descarte de querosene.

3. Prepara-se o tubo capilar, antes da instalação na bancada, adicionando anilhas de vedação e conexões rosqueadas para encaixe nos terminais de entrada e saída da seção de teste. Cada teste requer um tubo capilar novo. A Figura 60 mostra o tubo capilar montado.
4. A seguir, o tubo capilar é conectando aos barramentos de energização e aos terminars de entrada e saída, apertando as conexões rosqueadas, conforme observado na Figura 62. Para a colocação e retirada dos tubos capilares, utiliza-se uma chave de torque e chaves de boca 8 mm, conforme a Figura 61.



Figura 60 – Tubo capilar montado.



Figura 61 – Chave de torque e duas chaves de boca de 8 mm.

5. Com o capilar montado, é necessário realizar o ajuste do foco da câmera de infravermelho. No LabVIEW, na aba “Camera”, pressiona-se o botão “run” no canto superior esquerdo e aguarda-se a imagem aparecer. O foco é ajustado manualmente na própria câmera, observando a imagem no computador. A porta de vidro da seção de teste deve, então, ser fechada para a realização do experimento com segurança.
6. Na aba "Aquisition", digita-se o nome do arquivo e local para armazenar os dados. O nome deve ser escolhido de forma a facilitar a identificação do teste realizado.
7. Na aba "Control", verifica-se se as válvulas de *by-pass* estão na posição “teste”, se a válvula de purga está fechada e se a válvula de “descarte/recirculação” está na posição descarte (vide Figura 22). Todos os parâmetros estarão zerados. O teste inicia-se configurando a vazão da bomba para 35 ml/min (35000 μ l/min no programa). Durante 5 min de escoamento inicial, o combustível é descartado para realizar uma limpeza na linha. Após esse período, coloca-se a válvula de *by-pass* em posição de recirculação.



Figura 62 – Tubo capilar conectado ao sistema.

8. Na sequência, configura-se a temperatura de saída do capilar para 563 K (290 °C). Também é possível selecionar mostrar em tempo real a curva de temperatura de saída do combustível.
9. Como medida de proteção do sistema, é necessário escolher a pressão máxima de teste. A válvula de alívio de pressão está configurada para abrir em 60 bar, entretanto, a pressão máxima permitida deve ser 55 bar.
10. Finalizada a configuração, inicia-se o teste. A partir do início do aquecimento, o programa armazena os valores de temperatura da superfície do capilar durante 120 min. O tempo formal de teste tem início 5 min após o início do aquecimento, a fim de garantir a estabilização do sistema de controle e das temperaturas na seção de testes.
11. Após finalizar o teste, o sistema de aquecimento é desligado. Desliga-se a coleta de dados na aba “Camera”. Os dados serão automaticamente salvos no local escolhido anteriormente. Para resfriar mais rapidamente o capilar, deve-se manter a bomba de combustível circulando até a temperatura do capilar atingir 35 °C, quando este estará pronto para remoção.
12. Desliga-se a bomba de combustível, zerando a vazão no programa.
13. Para despressurizar o sistema, gira-se a válvula de desvio (*by-pass*) para ambos os lados. Dessa forma, as linhas antes e depois do capilar estarão livres de

pressão. Também deve-se mover a válvula de recirculação para a posição de descarte, para eliminar o fluido da tubulação.

14. Com o capilar resfriado, retira-se a conexão dos barramentos e as conexões de entrada e saída do capilar.
15. Identifica-se o capilar com uma etiqueta auto-colante contendo um código que identifica o número do teste e a data realizada, conforme observado na Figura 63. Por exemplo, 12-03-20-T2, indica que o teste foi realizado no dia 12 de março de 2020 e o número do teste é 2. A posição da etiqueta também serve para identificar o lado da saída do capilar.
16. A amostra testada, que está no recipiente de descarte (vide Figura 59), é devidamente disposta em um recipiente adequado.



Figura 63 – Tubo capilar testado e identificado.

17. Após esse procedimento, o equipamento estará pronto para a realização de um novo teste.