



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CENTRO TECNOLÓGICO (CTC)
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Ederson Sandrin

**Minimização da incrustação em processos de troca térmica a partir de
otimização geométrica**

Florianópolis
2023

Ederson Sandrin

**Minimização da incrustação em processos de troca térmica a partir de
otimização geométrica**

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 Ciências Térmicas.

Orientador: Prof. Alexandre Kupka, PhD.

Coorientadores: Adriano Hissanaga, M. Eng.

Jader Riso Barbosa Junior, PhD.

Florianópolis

2023

Sandrin, Ederson

Minimização da incrustação em processos de troca térmica a partir de otimização geométrica / Ederson Sandrin ; orientador, Alexandre Kupka, coorientador, Adriano Hissanaga, coorientador, Jader Riso Barbosa Junior, 2023.

100 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2023.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Minimização da incrustação. I. Kupka, Alexandre . II. Hissanaga, Adriano. III. Barbosa Junior, Jader Riso IV. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. V. Título.

Ederson Sandrin

**Minimização da incrustação em processos de troca térmica a partir de
otimização geométrica**

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

Prof. Emilio Ernesto Paladino, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Natan Padoin, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

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

Coordenação do Programa de
Pós-Graduação

Prof. Alexandre Kupka, PhD.
Orientador

Florianópolis, 2023.

Este trabalho é dedicado à minha família e em memória
à minha avó, dona Tereza, que sempre me acolheu e
apoiou.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço à minha família, minha mãe Marinês, meu pai Antônio, minha tia Rose, minha irmã Edilaine e a minha namorada Victória, pessoas que são fundamentais em minha vida e que sempre me disseram para seguir em frente e nunca desistir dos meus sonhos e objetivos. Ao meu amigo Matheus Carvalho, pelos momentos de descontração e conversa.

Ao meu orientador, Prof. Alexandre Kupka, agradeço a oportunidade de participar do LEPTEN. Pelos momentos de conselho e orientação. Pela confiança depositada em meu trabalho e principalmente pela liberdade dada para desenvolvimento da pesquisa.

Ao meu coorientador, amigo e colega de pesquisa Adriano Hissanaga, agradeço os momentos de conselho, descontração, por sempre estar disponível e disposto à me ajudar e principalmente pela amizade construída ao longo desse ano.

Aos meus amigos de laboratório LEPTEN, Thaís Doll Luz, Bruno Emerick, Luiz Henrique, Maria Fernanda, Adriano Hissanaga pelo apoio, conversas, ideias trocadas e também por fazerem meus dias mais alegres e descontraídos.

Ao CNPq (processo número 145485/2021-8) por financiarem e permitirem a dedicação exclusiva nesse trabalho, durante o período de mestrado.

Ao POSMEC e à UFSC, pela oportunidade e infraestrutura disponibilizada durante todo o mestrado.

E à todos que de alguma forma contribuíram e me ajudaram durante esta fase, meu muito obrigado.

*"O que é melhor -
nascer bom,
ou superar a natureza maligna
através de grande esforço?"
(Paarthurnax, The Elder Scrolls V: Skyrim)*

RESUMO

A incrustação consiste no acúmulo indesejado de material em superfícies, sendo um dos problemas de menor entendimento durante o projeto de trocadores de calor. A incrustação compõe uma camada extra de material, adicionando resistência à transferência de calor e conseqüentemente diminuindo a taxa de calor trocado ao longo do tempo. Nas refinarias, a incrustação é um problema corriqueiro que afeta tanto as tubulações quanto os trocadores de calor. Os sais dissolvidos no fluido térmico se depositam nas paredes dos trocadores devido à variação na temperatura, processo conhecido como cristalização. Com o aumento da busca por qualidade e redução de custo, o fenômeno da incrustação tem ganhado enfoque, à medida que novas abordagens para o dimensionamento de trocadores surgem, com o uso da mecânica dos fluidos computacional como ferramenta para o entendimento do fenômeno de incrustação. Baseado nesses tópicos, no presente trabalho busca-se minimizar a taxa de material depositado através do método de otimização descrito por Bejan e Morega (1994). A otimização tem como objetivo maximizar a transferência de calor para o fluido e conseqüentemente reduzir a temperatura da parede através da utilização de relações geométricas ótimas D/L (espaçamento/comprimento). Para atingir o objetivo, foi construída uma rotina numérica em software comercial (COMSOL Multiphysics® (2017)) para resolver o problema conjugado de escoamento, transferência de calor e incrustação. Posteriormente, a metodologia de otimização foi aplicada para encontrar a geometria utilizada durante as simulações. Como fonte de dados, foi utilizado um trabalho disponível na literatura. Os dados foram usados para validação da simulação e para comparação das geometrias experimental e otimizada. Dois modelos matemáticos foram utilizados durante o processo de simulação, modelo de incrustação inicial e modelo de incrustação transiente. O método de otimização empregado apresentou resultados promissores para ambos os modelos. Quando comparado os resultados da simulação numérica entre literatura e geometria otimizada, notou-se uma redução de até 80% para a taxa de deposição mássica do agente incrustante.

Palavras-chave: Incrustação. Simulação. CFD. Otimização.

ABSTRACT

Fouling consists of the unwanted accumulation of material on surfaces, which is one of the most minor understood problems during the design of heat exchangers. The inlay forms an extra layer of material, adding resistance to heat transfer and decreasing the heat exchange rate over time. In refineries, fouling is a common problem affecting piping and heat exchangers. The salts dissolved in the thermal fluid are deposited on the walls of the exchangers due to the temperature variation, a process known as crystallization. With the increasing search for quality and cost reduction, the fouling phenomenon has gained focus as new approaches to heat exchanger design emerge, using computational fluid mechanics to understand the fouling phenomenon. Based on these topics, the present work seeks to minimize the deposited material rate through the optimization method described by Bejan e Morega (1994). The optimization aims to maximize the heat transfer to the fluid and consequently reduce the wall temperature by using optimal D/L (spacing/length) geometric relationships. To achieve the objective, a numerical routine was built in commercial software (COMSOL Multiphysics® (2017)) to solve the combined problem of flow, heat transfer, and fouling. Subsequently, the optimization methodology was applied to find the geometry used during the simulations. As a data source, a work available in the literature was used. The data were used for simulation validation and comparison of experimental and optimized geometries. Two mathematical models were used during the simulation process, the initial fouling model and the transient fouling model. The optimization method employed showed promising results for both models. When comparing the numerical simulation results between literature and optimized geometry, a reduction of up to 80% was observed for fouling agent mass deposition rate.

Keywords: Fouling. Simulation. CFD. Optimization.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Sistema térmico sujeito a incrustação e circuito térmico equivalente.	19
Figura 2 – Mecanismo de incrustação de $CaCO_3$.	23
Figura 3 – Incrustação em trocadores de calor tipo casco e tubos.	25
Figura 4 – Método de mitigação de incrustação.	28
Figura 5 – Comportamento da resistência de incrustação com o tempo.	30
Figura 6 – Comportamento da resistência de incrustação com o tempo.	31
Figura 7 – Planta de medição.	32
Figura 8 – Seção de medição.	33
Figura 9 – Seção transversal do medidor.	34
Figura 10 – Resultado experimental Fahiminia (2007).	36
Figura 11 – Geometrias utilizadas em Brahim <i>et al.</i> (2004).	37
Figura 12 – Resultados obtidos por Brahim <i>et al.</i> (2004).	38
Figura 13 – Energia Superficial.	39
Figura 14 – Tempo de indução e resistência de incrustação em função do tipo de revestimento	40
Figura 15 – Resultados obtidos por Al-Janabi e Malayeri (2019)	41
Figura 16 – Passos da cristalização para uma perspectiva matemática.	43
Figura 17 – Perfis de temperatura e concentração.	45
Figura 18 – Acoplamento das equações de conservação com o modelo de incrustação.	47
Figura 19 – Dependência da incrustação com a temperatura.	52
Figura 20 – Esquema do dissipador de calor	53
Figura 21 – Método da interseção das assíntotas	54
Figura 22 – Fluxograma de solução	57
Figura 23 – Caso tubular estudado por Bohnet (1987) e geometria planificada	58
Figura 24 – Modelo utilizado no COMSOL Multiphysics® (2017)	61
Figura 25 – Malha empregada com 60 camadas e $\Delta z = 1\text{ mm}$.	61
Figura 26 – Resultados modelo de incrustação sem resistência à transferência de massa.	66
Figura 27 – Temperatura e deposição máxima modelo de incrustação sem Transferência de massa com espessura.	68
Figura 28 – Temperatura da parede e taxa de deposição para diferentes condições de fluxo prescrito na parede.	69
Figura 29 – Deposição média na parede para diferentes Be_L .	70
Figura 30 – Dependência da temperatura e incrustação com Be_L .	72
Figura 31 – Tempo para alcançar o espaçamento crítico.	74
Figura 32 – Modelos original e planificado	77

Figura 33 – Esquema de solução	78
Figura 34 – Experimentos de Bohnet (1987) ao longo de 1500h	80
Figura 35 – Experimentos de Bohnet (1987) ao longo de 40h	81
Figura 36 – Espessura da camada de incrustação para um mesmo fluxo com Be_L diferente	82
Figura 37 – Temperatura média para $Be_L=2\times 10^{13}$	84
Figura 38 – Temperatura média para $Be_L=3\times 10^{13}$	85
Figura 39 – Temperatura média para $Be_L=5\times 10^{13}$	86
Figura 40 – Incrustação média para $Be_L=2\times 10^{13}$	87
Figura 41 – Incrustação média para $Be_L=3\times 10^{13}$	88
Figura 42 – Incrustação média para $Be_L=5\times 10^{13}$	89
Figura 43 – Espessura média para $Be_L=2\times 10^{13}$	90
Figura 44 – Espessura média para $Be_L=3\times 10^{13}$	91
Figura 45 – Espessura média para $Be_L=5\times 10^{13}$	92

LISTA DE TABELAS

Tabela 5 – Parâmetros para a equação da taxa de remoção	59
Tabela 6 – Condições de contorno	60
Tabela 7 – Valores de y^+ e da temperatura máxima para as diferentes malhas	62
Tabela 8 – Erro relativo entre a correlação e a simulação 2D	63
Tabela 9 – Valores médios do coeficiente convectivo e do número de Stanton para a correlação e para a simulação 2D	63
Tabela 10 – Valores médios do coeficiente de transferência de massa convectivo para a simulação 2D	64
Tabela 11 – Relação de espaçamento ótimo para diferentes Be_L	65
Tabela 12 – Fator de efetividade	72
Tabela 13 – Condições de contorno para análise transiente da incrustação . . .	76
Tabela 14 – Tolerâncias relativas do solve transiente e temperatura máxima na parede	76
Tabela 15 – Valores de D_{opt} e Δp para diferentes Be_L	79

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

SST	Shear Stress Transport
TEMA	Tubular Exchangers Manufacturers Association

LISTA DE SÍMBOLOS

A_f	Área incrustada [m^2]
Be_L	Número de Bejan baseado em L [-]
C_p	Capacidade térmica a pressão constante [$J/kg \cdot K$]
D_{AB}	Coeficiente de difusão (Fick) [m^2/s]
D_{opt}	Espaçamento ótimo [m]
Da	Número de Damköhler [-]
D	Espaçamento entre placas [m]
E	Energia de ativação [J/mol]
H	Altura [m]
L	Comprimento do Canal [m]
Pe	Número de Péclet [-]
Pr	Número de Prandtl [-]
R_g	Constante universal dos gases [$J/mol \cdot K$]
Re	Número de Reynolds [-]
R	Resistência térmica [$m^2 \cdot K/W$]
St	Número de Stanton [-]
T	Temperatura [$^{\circ}C$] ou [K]
U_g	Coeficiente de global de transferência de calor [$W/m^2 \cdot K$]
U	Velocidade média no canal [m/s]
ΔC	Supersaturação [kg/m^3]
Δp	Queda de pressão no Canal [Pa]
\mathbf{v}	vetor velocidade [m/s]
c	Concentração [kg/m^3]
d_p	Diâmetro dos cristais [m]
e	Espessura da parede de incrustação [m]
f	Fator de fricção [-]
h	Coeficiente de transferência de calor por convecção [$W/m^2 \cdot K$]
k_0	Fator pré exponencial [variável]
k_r	Constante de taxa de reação [variável]
k_t	Condutividade térmica turbulenta [$W/m \cdot K$]
\dot{m}''	Fluxo mássica [$kg/m^2 \cdot s$]
m_f	Massa depositada [kg]
u_{τ}	Velocidade de fricção [m/s]
y^+	Distância adimensional [-]

LISTA DE SÍMBOLOS GREGOS

Γ	Coeficiente de expansão linear da camada de incrustação [K^{-1}]
α	Difusividade térmica [m^2/s]
$\bar{\tau}$	Tensão de cisalhamento média [N/m^2]
ε_{rel}	Erro relativo [-]
ε	Dissipação de energia cinética turbulenta [m^2/s^3]
η	Fator de efetividade [-]
λ	Condutividade térmica [$W/m \cdot K$]
μ	Viscosidade dinâmica [$Pa \cdot s$]
ν	Viscosidade cinemática [m^2/s]
ω_A	Fração de massa da espécie A [kgA/kg]
ω	Taxa de dissipação específica [1/s]
ρ	Massa específica [kg/m^3]
σ	Resistência ao cisalhamento [N/m^2]
τ	Tensão de cisalhamento [N/m^2]
d_f	Espessura da camada de incrustação [m]

LISTA DE SUBSCRITOS

<i>M</i>	Canal metálico
∞	Fluido
<i>b</i>	Mistura
<i>conv</i>	Convecção
<i>d</i>	Deposição
<i>eq</i>	Equivalente
<i>f</i>	Incrustação
<i>r</i>	Remoção
<i>s</i>	Saturação
<i>t</i>	Variável turbulenta
<i>w</i>	Parede

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	18
1.1	JUSTIFICATIVA	19
1.2	OBJETIVOS	20
1.2.1	Objetivo geral	20
1.2.2	Objetivos específicos	20
1.3	RESUMO DO DOCUMENTO	21
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	22
2.1	O MECANISMO DA INCRUSTAÇÃO INORGÂNICA	22
2.2	A INCRUSTAÇÃO NA INDUSTRIA PETROLÍFERA	23
2.3	INCRUSTAÇÃO NOS TROCADORES DE CALOR	24
2.3.1	Dimensionamento de trocadores	25
2.3.2	Métodos de mitigação de incrustação	27
2.4	MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA DE INCRUSTAÇÃO	29
2.5	APARATO EXPERIMENTAL PARA MEDIÇÃO DA INCRUSTAÇÃO	31
2.6	OTIMIZAÇÃO DE SISTEMAS TÉRMICOS	34
2.7	INCRUSTAÇÃO E OTIMIZAÇÃO	35
3	O MODELO DE TAXA DE INCRUSTAÇÃO	43
3.1	MODELO MATEMÁTICO PARA A DEPOSIÇÃO	44
3.1.1	Taxa de deposição	44
3.1.2	Taxa de remoção	45
3.1.3	Equações de conservação	46
3.1.4	Modelo de turbulência	47
3.1.5	Modelo de fechamento para transferência de calor turbulenta: Kays - Crawford	49
3.1.6	Espessura da camada de incrustação e resistência térmica	50
3.2	ESPAÇAMENTO ÓTIMO PARA TROCADORES	51
3.2.1	Pequeno espaçamento	52
3.2.2	Grande espaçamento	53
3.2.3	Interseção entre os regimes	54
3.3	MÉTODOS UTILIZADOS	56
3.3.1	Modelo de incrustação inicial	56
3.3.2	Modelo de incrustação transiente	58
4	MODELO DE INCRUSTAÇÃO INICIAL	60
4.1	CONDIÇÕES DE CONTORNO	60
4.2	VALIDAÇÃO DA MALHA	61
4.3	RESULTADOS PARA O FATOR DE ATRITO	62
4.4	RESULTADOS TÉRMICOS	63

4.5	RESULTADOS PARA TRANSFERÊNCIA DE MASSA	63
4.6	RESULTADOS MODELO DE INCRUSTAÇÃO INICIAL	64
4.6.1	Modelo de incrustação inicial sem resistência à transferência de massa	65
4.6.2	Modelo de incrustação inicial sem resistência à transferência de massa e com espessura de parede	67
4.6.3	Temperatura e deposição máxima para fluxos de calor diferentes	68
4.6.4	Modelo de incrustação inicial com resistência à transferência de massa	70
4.6.5	Variação da temperatura e incrustação máxima com o número de Bejan	72
4.6.6	Tempo até o espaçamento crítico	73
5	MODELO DE INCRUSTAÇÃO TRANSIENTE	75
5.1	CONDIÇÕES DE CONTORNO	75
5.2	VALIDAÇÃO DE MALHA	75
5.3	GEOMETRIA DO MODELO	76
5.4	PROCESSO DE SOLUÇÃO	77
5.5	RESULTADOS MODELO DE INCRUSTAÇÃO TRANSIENTE	78
5.5.1	Resultados para os experimentos de Bohnet (1987)	79
5.5.2	Período inicial da incrustação	80
5.5.3	Comportamento das razões ótimas com Be_L	82
5.6	NÚMERO DE BEJAN NA ORDEM DE 10^{13}	83
5.6.1	Temperatura média na superfície para $Be_L=2\times 10^{13}$, 3×10^{13} e 5×10^{13}	83
5.6.2	Incrustação média na superfície para $Be_L=2\times 10^{13}$, 3×10^{13} e 5×10^{13}	86
5.6.3	Espessura média na superfície para $Be_L=2\times 10^{13}$, 3×10^{13} e 5×10^{13}	90
6	CONCLUSÃO	94
6.1	TRABALHOS FUTUROS	95
	REFERÊNCIAS	96

1 INTRODUÇÃO

A incrustação consiste no acúmulo de material em superfícies, em prejuízo a suas funcionalidades. Em sistemas envolvendo transferência de calor, a incrustação acresce resistência térmica à superfície, reduzindo as taxas de calor trocadas. Além disso, se houver escoamento sobre essa superfície, a incrustação também acresce resistência ao escoamento devido a rugosidade adicional e constrição do escoamento, podendo até mesmo obstruir a seção transversal do escoamento em caso de incrustação severa (MÜLLER-STEINHAGEN *et al.*, 2009).

Problemas com incrustação afetam diversos segmentos industriais, em especial o processamento de petróleo, afetando sua produção, transporte e armazenamento, devido à precipitação de sais inorgânicos (COSMO *et al.*, 2019). Nos reservatórios, o petróleo bruto encontra-se em equilíbrio com salmoura, gases e rochas a alta temperatura e pressão. No processo de produção, a pressão e a temperatura se alteram, ocorrendo à precipitação de sais devido a perturbação sobre o equilíbrio da mistura (ATKINSON; MECIK, 1997).

Durante a produção, o petróleo bruto passa por processos de aquecimento, nos quais os trocadores de calor são responsáveis por essa operação unitária (PUGH, S. *et al.*, 2002). Esses equipamentos são propensos à sofrer incrustação devido a presença de espécies dissolvidas no fluido, onde a causa principal da incrustação é a supersaturação das espécies do fluido, resultante das mudanças de temperatura e pressão (PÄÄKKÖNEN *et al.*, 2016). A incrustação em trocadores é um problema operacional crônico que compromete a recuperação de energia e prejudica o meio ambiente (MÜLLER-STEINHAGEN *et al.*, 2011), sendo responsável pela perda de eficiência, aumento dos custos com energia e manutenção, além de acentuar a emissão de dióxido de carbono devido ao consumo de energia adicional (PUGH, S. *et al.*, 2002). De acordo com estudos das décadas de 80 e 90 ((STEINHAGEN *et al.*, 1993), (MÜLLER-STEINHAGEN, 2011)), mais de 90% dos trocadores de calor sofrem com problemas de incrustação, resultando em perdas operacionais da ordem de 0,25% do PIB de países desenvolvidos (MÜLLER-STEINHAGEN, 2011).

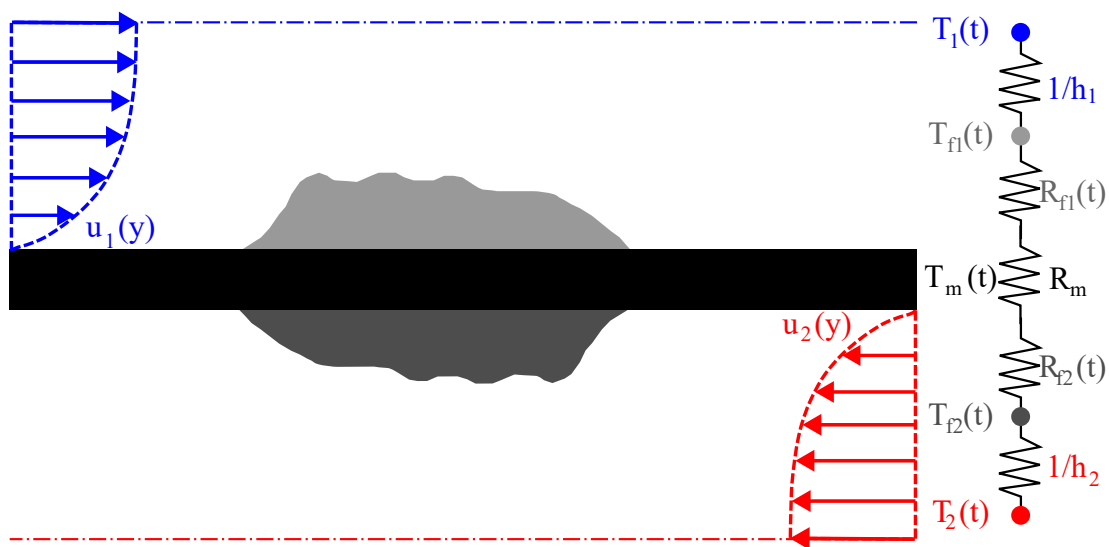
Devido ao problema da incrustação, os trocadores de calor tem suas áreas de troca térmica super dimensionadas para compensar a perda de eficiência resultante da resistência térmica oriunda da incrustação (STEINHAGEN *et al.*, 1993). A resistência térmica da incrustação é um dos termos que compõem o coeficiente global de transferência de calor U_g , conforme o sistema geral apresentado na Figura 1.

$$\frac{1}{U_g} = \left(\frac{1}{h_1} + R_{f,1} \right) \frac{A_2}{A_1} + R_p + \frac{1}{h_2} + R_{f,2} \quad (1)$$

Onde h , A , R_f e R_p são respectivamente, coeficiente de transferência de calor por convecção, a área de transferência de calor, a resistência térmica da incrustação e

a resistência térmica da parede, onde os sobrescritos 1 e 2 representam o fluido em escoamento. O coeficiente global de transferência de calor decresce com a ocorrência da incrustação, sendo esse efeito compensado através do projeto com excesso de área de troca térmica, a fim de manter o produto $U_g A$ acima do valor mínimo de projeto (MÜLLER-STEINHAGEN, 2011). A Figura 1 mostra o esquema para um trocador de calor contra corrente e suas respectivas resistências térmicas conforme a Equação (1).

Figura 1 – Sistema térmico sujeito a incrustação e circuito térmico equivalente.



Fonte: Autor

Em meados de 1950, a Tubular Exchangers Manufacturers Association (TEMA) publicou valores tabelados para a resistência de incrustação, dados baseados na operação de diversos trocadores de calor. Porém, pode-se citar alguns problemas com o uso dos dados fornecidos pela TEMA (MÜLLER-STEINHAGEN, 2011):

- A origem dos dados não é conhecida.
- A maioria dos dados são para fluidos como água e hidrocarbonetos apenas.
- Não há informação dos efeitos dos parâmetros operacionais como velocidade, temperatura, fluxo de calor e composição dos fluidos.

1.1 JUSTIFICATIVA

Com a demanda, nos últimos anos, pela redução do consumo energético, diversos estudos foram direcionados para o problema de incrustação, assim são desenvolvidas novas abordagens para o dimensionamento de trocadores de calor. Diversos

autores ((LI *et al.*, 2015), (XIAO *et al.*, 2017), (ZHANG *et al.*, 2015)) estudaram o fenômeno da incrustação a partir de modelos matemáticos resolvidos numericamente através dos métodos de Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD), associados a modelos de taxas de deposição e de remoção de incrustação.

Em virtude dos problemas ocasionados pela incrustação em trocadores de calor, além da falta de abordagens para tratar a incrustação durante a fase de projeto dos trocadores, opta-se por desenvolver um modelo matemático via CFD que descreva de forma satisfatória o processo de acúmulo de material nos tubos de um trocador, bem como seus efeitos térmicos.

Os estudos de Hasson *et al.* (1968), Hasan *et al.* (2012) e Bott (1995) mostram uma forte dependência do mecanismo de incrustação com parâmetros do escoamento, como temperatura da parede e velocidade. Outro fato interessante é apresentado por Geddert *et al.* (2009) em seu trabalho, os autores observaram que uma diminuição de 10°C na temperatura da parede acarreta em uma redução de 89% na taxa de incrustação. Os autores mencionados fazem alterações nos parâmetros operacionais e geométricos do sistema, visando reduzir os efeitos da incrustação. Em virtude desse comportamento, além do desenvolvimento do modelo matemático, no presente trabalho é aplicada uma metodologia para encontrar o espaçamento ótimo de um canal de placas, afim de minimizar a temperatura da parede e conseqüentemente reduzir a taxa de incrustação.

1.2 OBJETIVOS

1.2.1 Objetivo geral

O objetivo geral do presente trabalho é minimizar a taxa de incrustação em trocadores de calor, a partir da utilização de relações geométricas ótimas D/L (diâmetro/comprimento) que maximizam a transferência de calor e conseqüentemente reduzem a temperatura da parede do canal, mitigando assim os efeitos da incrustação.

1.2.2 Objetivos específicos

Para alcançar o objetivo geral, são definidos os seguintes objetivos específicos.

- Resolver o modelo numérico composto pelas equações de conservação da massa, quantidade de movimento, energia e espécies; simulando assim o processo de incrustação em trocadores de calor em uma geometria com dados experimentais encontrados na literatura.
- Comparar os resultados obtidos das simulações numéricas com os dados disponíveis na literatura para validar o modelo, a partir da geometria original.

- Determinar as escalas ótimas D/L para maximizar a transferência de calor originando geometrias alternativas à original.
- Simular o processo de incrustação com as escalas ótimas, isto é, sobre as geometrias alternativas.
- Comparar os resultado de taxa de incrustação na geometria original com as geometrias alternativas.

1.3 RESUMO DO DOCUMENTO

Essa dissertação é dividida em 6 capítulos, com o seguinte conteúdo.

O Capítulo 2 apresenta uma revisão da literatura sobre as características da incrustação por cristalização, os mecanismos associados, os métodos para mitigação, o aparato para medição experimental e finalmente uma discussão sobre alguns técnicas executadas em outros trabalhos, a fim de minimizar os inconvenientes da incrustação.

No Capítulo 3 é apresentado o modelo numérico desenvolvido no COMSOL Multiphysics® (2017) através da relação de dependência das equações que regem o escoamento, a transferência de calor, a transferência de massa e o processo de incrustação. O método de otimização descrito por Bejan e Morega (1994) é apresentado junto ao modelo de deposição escolhido.

Na presente dissertação são feitas duas análises independentes: a primeira é apresentada no Capítulo 4, onde a incrustação é avaliada no regime estacionário, a fim de evidenciar a dependência da deposição de material com a temperatura superficial (variável otimizada). São apresentados os métodos utilizados para análise, validação do modelo matemático e obtenção dos resultados numéricos.

O Capítulo 5 apresenta uma extensão do modelo numérico apresentado no capítulo 4, com a inclusão do fenômeno de incrustação transiente, repetindo as etapas de verificação para validação do modelo numérico.

As conclusões desse trabalho e as sugestões para trabalhos futuros são apresentadas no Capítulo 6.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A incrustação afeta diversos segmentos industriais, alimentícios, petrolíferos, farmacêuticos, sendo dividida em seis grupos diferentes, de acordo com Bott (1988):

1. Cristalização ou precipitação, ocorrem devido a deposição ou formação de cristais da solução para a superfície.
2. Deposição de partículas, dá-se pela acumulação de partículas sólidas pré-existentes do fluido para a superfície.
3. Incrustação biológica, é caracterizada pela formação e crescimento de micro-organismos decorrente do processo.
4. Na incrustação por reação química, ocorre incorporação de material oriunda da reação química entre reagentes presentes no fluido.
5. Incrustação por corrosão, é a transformação de material na superfície proveniente da corrosão.
6. Incrustação por congelamento, é o congelamento do fluidos nas paredes da superfície refrigerada.

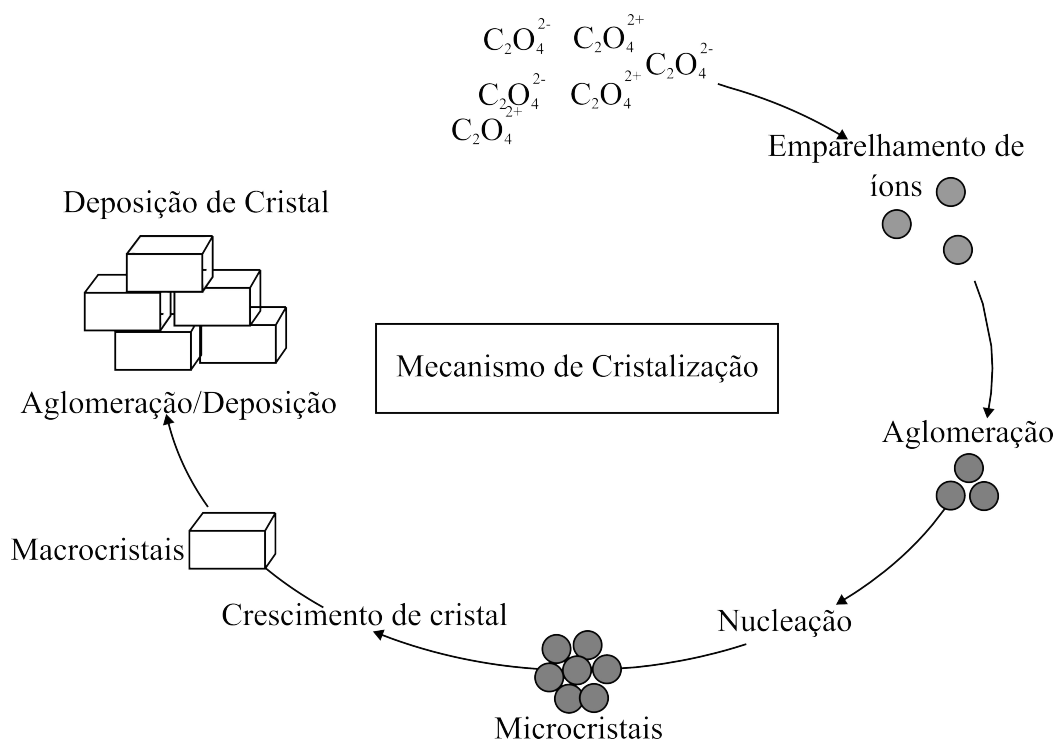
Dentre os mecanismos mencionados, a cristalização está presente em cerca de 25% dos problemas gerais envolvendo incrustação (MWABA *et al.*, 2006). Especialmente em trocadores de calor, a incrustação é um problema operacional crônico que compromete a recuperação energética, sendo responsável pela perda de eficiência, aumento dos custos com energia e manutenção. Tendo em vista esse fato, no presente trabalho a incrustação será delimitada pelo fenômeno da cristalização.

2.1 O MECANISMO DA INCRUSTAÇÃO INORGÂNICA

De acordo com Bott (1997), a cristalização ocorre quando o equilíbrio dos sais inicialmente em solução é perturbado devido a alterações de temperatura, composição ou pressão. Especificamente nos trocadores de calor, essas perturbações envolvem variações de temperatura da solução. Assim, a deposição ocorre quando uma solução de solubilidade normal é resfriada ou quando uma solução de solubilidade inversa é aquecida. Segundo Mwaba *et al.* (2006), há três requisitos para que a cristalização ocorra: condição de supersaturação, formação de núcleos estáveis e crescimento dos cristais, cujos os passos são esquematicamente representados na Figura 2.

Supersaturação: pode ocorrer por um distúrbio no sistema. Em equipamentos de transferência de calor, a supersaturação pode ser alcançada evaporando uma solução acima do limite de solubilidade, aquecendo uma solução de solubilidade inversa ou resfriando uma solução de solubilidade normal (MWABA *et al.*, 2006).

Nucleação: é o processo em que ocorre a formação dos núcleos estáveis durante a fase cristalina. Os núcleos agem como blocos, contribuindo com a formação

Figura 2 – Mecanismo de incrustação de CaCO_3 .

Fonte: Adaptado de Duggirala (2005)

de cristais. O processo de nucleação pode ocorrer espontaneamente ou ser induzido artificialmente. Alguns fatores podem aumentar a velocidade de nucleação, como a presença de impurezas e a natureza da superfície.

Crescimento dos cristais: a nucleação é seguida pelo crescimento dos núcleos formados. Pequenas partículas formadas durante a nucleação crescem, formando cristais de tamanho considerável. O crescimento dos cristais ocorre por meio de seis etapas consecutivas, que são modeladas por duas etapas limitantes principais: o transporte de massa das espécies da mistura para a superfície seguido pela integração de massa, que ocorre na superfície responsável pela rede cristalina (KONAK, 1974).

2.2 A INCRUSTAÇÃO NA INDÚSTRIA PETROLÍFERA

O petróleo oriundo das plataformas de produção possui impurezas, como areia, argila, pedaços de rochas e salmoura. Assim, para que os derivados possam ser utilizados como combustível ou matéria prima para outros produtos, são necessários alguns processos preliminares. O petróleo passa por um processo chamado de refino, que se constitui de uma série de etapas de separação e conversão para obtenção dos produtos especificados comercializáveis.

A refinaria é constituída de diversas unidades de refino, onde cada uma dessas é

responsável por facionar ou converter a corrente que serve de material para o processo de refino subsequente. Durante o refino do petróleo, dois processos são de extrema importância, sendo esses os maiores consumidores de energia: a destilação atmosférica e a destilação a vácuo. Parte do calor utilizado no processo é recuperado através dos trocadores de calor que fazem parte da chamada bateria de pré-aquecimento. No primeiro circuito, o petróleo é aquecido até aproximadamente 150 °C antes de entrar na unidade de destilação atmosférica. Posteriormente, o petróleo passa novamente por um segundo circuito de pré-aquecimento, esse por sua vez aquece o petróleo até 300 °C para entrar na torre de destilação a vácuo.

Os trocadores de calor presentes no primeiro e no segundo circuito de pré-aquecimento objetivam recuperar calor das corrente de saída das colunas, a fim de diminuir o custo energético. Porém, durante o processo, esses trocadores perdem eficiência devido ao acúmulo de depósito nas paredes, causando a diminuição da temperatura de entrada no forno e levando a um aumento do consumo de combustível neste equipamento.

A incrustação é um processo comum durante o refino do petróleo que ocorre em várias etapas do processo e está presente desde a retirada do petróleo bruto do poço até o pré-aquecimento à montante das unidades de destilação, sendo responsável pela perda de eficiência dos trocadores de calor. A incrustação por cristalização ocorre devido à precipitação dos sais dissolvidos em solução aquosa: com a mudança de temperatura dentro do trocador, a solubilidade dos sais diminui, dando início ao processo de cristalização (PÄÄKKÖNEN *et al.*, 2016).

2.3 INCRUSTAÇÃO NOS TROCADORES DE CALOR

Trocadores de calor são amplamente utilizados nos mais variados segmentos industriais, compondo um mercado que cresce anualmente. Em busca de melhorar a eficiência energética, os fabricantes procuram meios de produzir trocadores com recuperação de energia maior e que utilizem menor quantidade de material em sua produção. Entretanto, a formação de depósitos (ver Figura 3) é um problema que dificulta a fabricação de trocadores mais eficientes, sendo descrita por alguns autores como um dos problemas de menor entendimento em se tratando de projeto e operação de trocadores de calor (STEINHAGEN *et al.*, 1993).

A incrustação em trocadores é um problema operacional relacionado com o fluido de trabalho e que atinge cerca de 90% dos equipamentos (MÜLLER-STEINHAGEN, 2011), causando a diminuição da taxa de transferência calor, aumento da queda de pressão e bloqueio da passagem de fluido. Vários impactos negativos podem ser notados como: perda de produção devido à eficiência, custos com manutenção devido à retirada do material depositado, aumento do consumo de combustíveis, superdimensionamento dos trocadores e aumento da emissão de poluentes (MÜLLER-STEINHAGEN

et al., 2009). Segundo S. Pugh *et al.* (2002), os custos com incrustação podem ser caracterizados como:

Figura 3 – Incrustação em trocadores de calor tipo casco e tubos.



Fonte: Müller-Steinhagen (2011).

- *Custos energéticos e impacto ambiental*: corresponde ao uso adicional de combustível requerido para aquecer o óleo, já que os trocadores dos trens de pré-aquecimento perdem eficiência com o acúmulo de depósitos, reduzindo a recuperação energética. Com o aumento do uso de combustível, mais CO_2 é liberado, impactando o meio ambiente através do aumento de emissões de gases causadores de efeito estufa.
- *Perdas de produção devido a paradas para remoção da incrustação*: a redução da eficiência do trem de pré-aquecimento diminui a produção de petróleo em aproximadamente 10%. S. Pugh *et al.* (2002) estimam que após a parada para retirar o material depositado, os custos operacionais podem chegar a aproximadamente vinte mil dólares por dia.
- *Despesas de capital*: incluem custos com área extra de troca de calor, transporte, instalação e métodos de mitigação (discutidos em uma próxima seção).
- *Custos com manutenção*: custos com remoção da incrustação e penalidades ambientais associadas aos métodos de remoção.

2.3.1 Dimensionamento de trocadores

Nos trocadores de calor, os fluidos de trabalho utilizados costumam possuir sais dissolvidos, sendo o carbonato de cálcio ($CaCO_3$) e o sulfato de cálcio ($CaSO_4$) comumente encontrados. O início do processo de deposição se dá pela precipitação de sais devido a alterações tanto na temperatura (para os sulfatos) quanto na pressão (para os carbonatos) (MARTOS *et al.*, 2010). O acúmulo de cristais afeta a diretamente

os trocadores de calor, pois adiciona uma camada de material com baixa condutividade térmica, o que diminui a taxa de calor trocado.

Com a presença da camada adicional oriunda da cristalização, torna-se necessário projetar trocadores com maior área de troca térmica para mitigar o efeito da incrustação (MÜLLER-STEINHAGEN, 2011). A Associação de Fabricantes de Trocadores de Calor (TEMA), em meados de 1950, publicou valores para a resistência de incrustação baseados em dados operacionais observados em vários trocadores de calor (MÜLLER-STEINHAGEN, 2011). Alguns problemas estão relacionados ao uso desses dados, segundo Müller-Steinhagen (2011): a origem das condições de operação não são conhecidas, a maioria dos valores disponíveis são para água e hidrocarbonetos, podem ser aplicados somente para trocadores casco e tubo, não há informação sobre os efeitos de parâmetros operacionais (velocidade, temperatura e composição) e tampouco sobre a dependência com o tempo.

De acordo com Li *et al.* (2015), a obtenção de dados a partir de técnicas experimentais demanda uma grande quantidade de tempo, já que a incrustação em trocadores ocorre em escalas de tempo de semanas ou mesmo anos. Além disso, uma vez que o equipamento esteja incrustado, é necessário que o mesmo seja limpo. Os processos de limpeza, sejam mecânicos ou químicos, agridem o equipamento, reduzindo sua vida útil. Adicionalmente, experimentos demandam cuidados pois ocorrem em condições de alta pressão e na presença de produtos químicos (LI *et al.*, 2015). Em virtude da dificuldade de obtenção de dados experimentais e da baixa confiabilidade dos valores de resistência de incrustação disponibilizados pela TEMA, uma nova abordagem para projeto de trocadores é essencial. Assim, surgiram diversos estudos utilizando a mecânica dos fluidos computacional como ferramenta para obtenção e previsão do comportamento da taxa de deposição sob influência das variáveis operacionais do sistema (Li *et al.* (2015), Xiao *et al.* (2017), Zhang *et al.* (2015)).

Müller-Steinhagen *et al.* (2011) citam que os trocadores podem ser projetados com o objetivo de reduzir a incrustação através de alguns passos executados durante a fase de projeto, como:

- Seleção adequada do tipo e geometria do trocador de calor.
- Omissão das condições de operação que promovem a incrustação.
- Otimização do design com velocidades adequadas e que evitam formação de núcleos que porventura possam crescer como cristais estáveis.
- Design que facilita a limpeza.

O uso desses passos durante a fase de projeto faz parte das técnicas de mitigação que serão discutidas na próxima seção.

2.3.2 Métodos de mitigação de incrustação

As abordagens para mitigação podem ser divididas em mitigação pelo design (apresentada anteriormente) e mitigação *on-line*. As técnicas de mitigação *on-line* consistem em manter a superfície de transferência de calor em um estado aceitável de limpeza, com o objetivo de preservar a eficiência do equipamento (MÜLLER-STEINHAGEN *et al.*, 2011). De acordo com Müller-Steinhagen *et al.* (2011), a mitigação *on-line* inclui outras metodologias, como mudança nas condições operacionais, químicas, mecânicas e físicas, conforme Figura 4. A seguir será apresentada uma breve explanação sobre técnicas de mitigação.

Diluição ou mistura de alimentação: com o processamento de óleo bruto nas refinarias, os componentes sofrem com problemas de incrustação, principalmente os trocadores de calor. Diluir ou misturar óleos leves e densos pode ser uma boa alternativa, porém é necessário uma análise química prévia do óleo bruto para evitar problemas mais severos de incrustação como, por exemplo, a precipitação de asfaltenos.

Choque Térmico: o sobreaquecimento ou subaquecimento em curtos períodos de tempo nas superfícies de troca pode causar rachaduras ou rompimentos na camada de incrustação, devido a diferenças dos coeficientes de expansão dos tubos e depósitos.

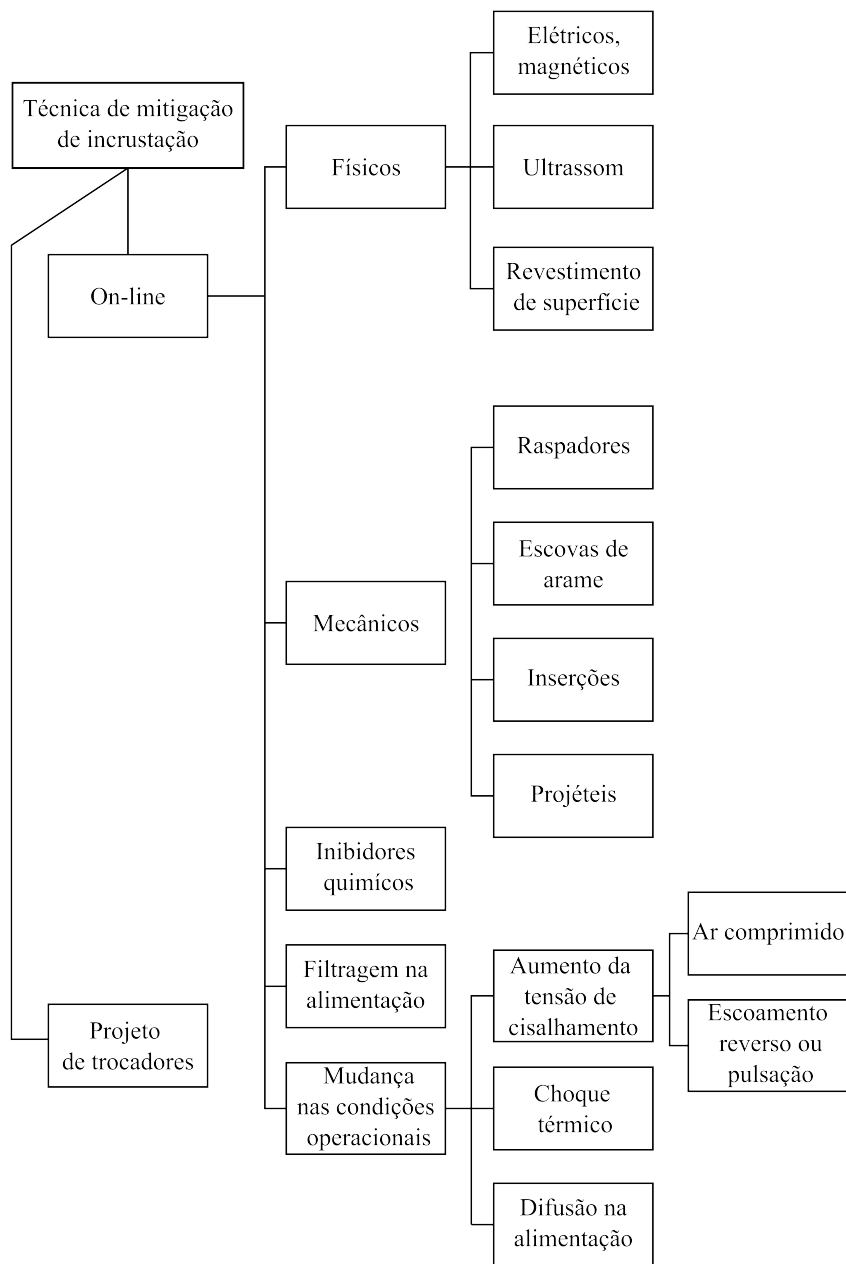
Mudanças intermitentes na direção e velocidade do escoamento: a inversão no sentido do fluxo e aumento da velocidade de escoamento são técnicas utilizadas para evitar a formação de depósitos. O uso de velocidades elevadas para mitigar a incrustação apresenta um bom desempenho; no entanto, a técnica é eficaz somente quando utilizada no início da operação.

Ar comprimido: a introdução de ar comprimido pode ser uma alternativa quando a aderência dos depósitos é moderada. A técnica consiste em aplicar uma força de cisalhamento do escoamento de ar removendo a camada de depósito da superfície aquecida ou resfriada.

Os métodos de mitigação química são utilizados em trocadores de geometria complexa, onde outros métodos não podem ser aplicados. Inibidores anti-incrustação são versáteis contra vários tipos de incrustação, porém são utilizados pra prevenir o processo de deposição, não sendo efetivos para remoção de depósitos. Assim, a adição de anti-incrustantes deve ser feita logo após a limpeza do equipamento e durante toda operação. O método químico para mitigar a incrustação é efetivo, porém os agentes químicos presentes nesses produtos são prejudiciais ao meio ambiente, além do alto custo e o uso em grandes quantidades. O uso de inibidores têm diminuído devido a novas legislações de restrição ambiental.

Os métodos de mitigação Mecânica tem sua aplicabilidade determinada pelo tipo de depósito existente, intensidade e taxa de crescimento da camada, condições

Figura 4 – Método de mitigação de incrustação.



Fonte: Adaptado de Müller-Steinhagen *et al.* (2011)

de operação e custos de limpeza. Algumas vantagens no uso de métodos mecânicos são observadas como: redução no tempo e intervalo de manutenção, mitigação do uso de agentes anti-incrustantes e melhora da eficiência geral do equipamento. Algumas técnicas de mitigação mecânica serão apresentadas a seguir.

Projéteis de limpeza: projéteis de diferentes formas são impulsionados através dos tubos do trocador para remover a camada depositada nos estágios iniciais. A frequência e duração da aplicação dependem da severidade da incrustação.

Inserção de tubos: podem aumentar significativamente o coeficiente de transferência de calor, já que agem como estimulantes para turbulência. Com o aumento da transferência de calor e da velocidade do fluido, devido as inserções, ocorre uma diminuição na temperatura da parede e um aumento da tensão de cisalhamento na superfície, reduzindo a taxa de incrustação.

Métodos de mitigação físicos: são utilizados para reduzir ou evitar a incrustação, modificando a interação entre os formadores de depósito na superfície aquecida. De acordo com Müller-Steinhagen *et al.* (2011) nos métodos físicos podem-se citar as seguintes técnicas.

Modificação de superfície: o uso de revestimento anti-incrustante tem sido uma alternativa viável, porém a sua baixa condutividade térmica é um problema que inviabiliza seu uso. Esse problema pode ser evitado com novos métodos de revestimento como: implantação de feixe de íons, pulverização de magnetron, revestimento iônico e revestimento a vácuo.

Tecnologias sônicas: sons de altas e baixas frequência têm sido utilizados em trocadores de calor para gases com o intuito de retirar e enfraquecer partículas depositadas.

Métodos magnéticos, eletrônicos ou catalíticos: dispositivos que reduzem a incrustação por meios magnéticos, eletrônicos ou catalíticos. Não há ainda nenhum estudo que comprove a eficiência dessas tecnologias.

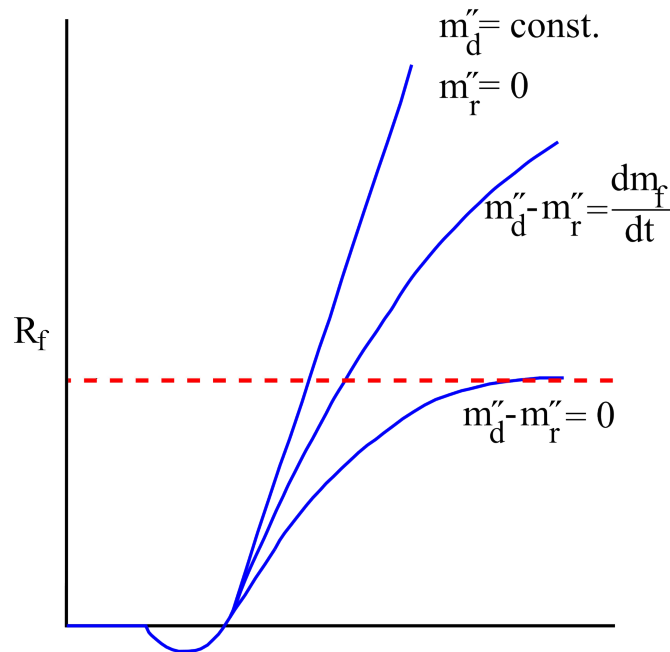
2.4 MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA DE INCRUSTAÇÃO

A técnica de medição da resistência de incrustação apresentada se refere à um caso de escoamento sob uma placa plana. Primeiramente, sabe-se que a dinâmica da resistência de incrustação depende diretamente das etapas envolvidas no processo: deposição e remoção. Existem 3 cenários possíveis que descrevem o crescimento da camada de incrustação com o tempo, conforme a Figura 5.

Analisando a imagem acima e partir do comportamento das taxas de deposição (\dot{m}''_d) e remoção (\dot{m}''_r), é possível separar os cenários em:

- Caso 1: $\dot{m}''_d = cte$ e $\dot{m}''_r = 0$, que corresponde a um crescimento linear da espessura da camada de incrustação ocasionando uma obstrução total a passagem de fluido. Ocorre quando a taxa de remoção é negligenciável frente a taxa de deposição.
- Caso 2: $\dot{m}''_d - \dot{m}''_r > 0$, crescimento menos acentuado se comparado ao primeiro caso levando a um tempo maior pra obstrução total da passagem de fluido.
- Caso 3: $\dot{m}''_d - \dot{m}''_r = 0$, Comportamento assintótico da incrustação, acontece quando a remoção se equipara a deposição fazendo com que a espessura

Figura 5 – Comportamento da resistência de incrustação com o tempo.



Fonte: Autor

da camada de incrustação não aumente após determinado tempo.

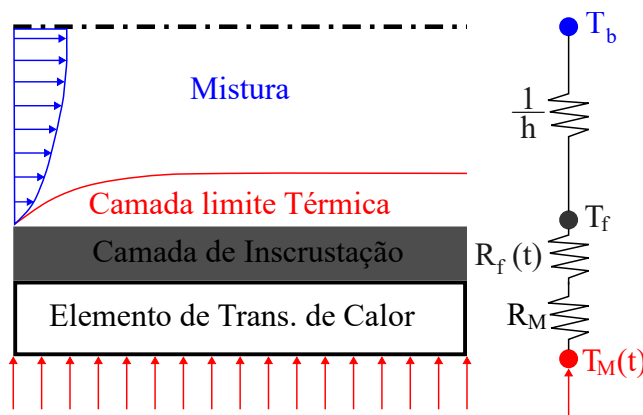
Percebe-se na imagem que a incrustação assume valores negativos após o tempo de indução. Isso se dá devido a um aumento na rugosidade da superfície, decorrente da incrustação, aumentando o transporte turbulento para a parede e consequentemente a transferência de calor. Essa região é chamada de período controlado pela rugosidade.

Com o comportamento da incrustação caracterizado é possível medir a resistência de incrustação. Supondo o seguinte caso: fluido escoando sob uma placa plana aquecida por um fluxo constante de calor. Sabe-se que inicialmente a resistência de incrustação é zero, já que a superfície está limpa $R_f(t_0) = 0$. As temperaturas T_M , T_f e T_b são respectivamente a temperatura do medidor térmico, da superfície de incrustação e a temperatura da mistura. A superfície aquecida possui uma espessura δ_M enquanto a espessura da incrustação (d_f) varia com o tempo do experimento. Na imagem abaixo é apresentado um esquema que mostra a disposição das temperaturas e resistência térmica associada a cada um dos elementos do circuito térmico.

A incrustação contribui com uma resistência térmica adicional no sistema ($R_f(t) > 0$). Portanto, a temperatura na superfície de transferência de calor aumenta, já que a resistência térmica equivalente também aumenta, a fim de manter o fluxo de calor constante. A resistência equivalente para este caso é dado por:

$$R_{eq}(t) = R_{conv} + R_f(t) + R_M = \frac{1}{h} + R_f(t) + R_M \quad (2)$$

Figura 6 – Comportamento da resistência de incrustação com o tempo.



Fonte: Autor

Partindo da hipótese de que a camada de incrustação é tão fina que não afeta o escoamento, é possível dizer que $R_{conv} = 1/h = constante$. Assim, conhecendo-se a resistência para um determinado tempo t ($R_{eq}(t)$) e para o tempo inicial ($R_{eq}(t_0)$), é possível obter o valor de R_f para esse tempo t .

$$R_{eq}(t) - R_{eq}(t_0) = R_f(t) = \frac{T_M(t) - T_M(t_0)}{q''} \quad (3)$$

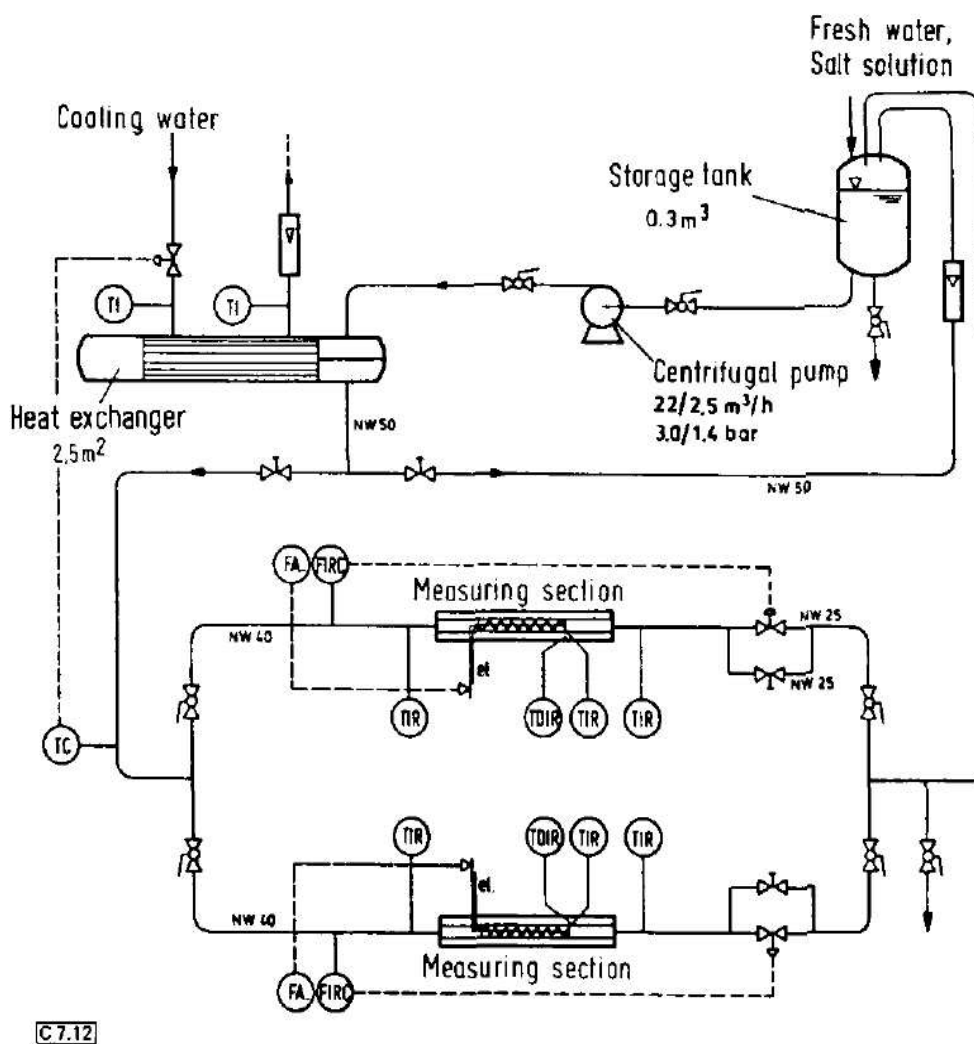
Na próxima seção será apresentado o aparato experimental para medição da resistência de incrustação.

2.5 APARATO EXPERIMENTAL PARA MEDIÇÃO DA INCRUSTAÇÃO

Vários trabalhos experimentais foram realizados para se estudar o processo de incrustação. Em Brahim *et al.* (2003) e Brahim *et al.* (2004) foi estudado os efeitos da incrustação em uma seção retangular de medição. Enquanto em Wilson e Watkinson (1996) e Fahiminia (2007) os estudos experimentais foram feitos em uma unidade tubular de incrustação (TFU) usando uma solução de sulfato de cálcio. No presente trabalho será apresentado o aparato experimental utilizado por Bohnet (1987) e Krause (1993) em suas pesquisas. Esse equipamento está situado no Institute für Verfahrens und Kerntechnik localizado na Technische Universität Braunschweig na Alemanha e foi idealizado para permitir experimentos de incrustação sob condições restritas. Em seu trabalho, Bohnet (1987) utilizou a planta experimental para investigar a cristalização de gipsita enquanto mais tarde Krause (1993) investigou a sedimentação de partículas de diatomito.

De acordo com Bohnet (1987), a planta consiste de duas seções de medição com seção transversal anular, um tanque de armazenamento e um trocador de calor, conforme Figura 7.

Figura 7 – Planta de medição.



C7.12

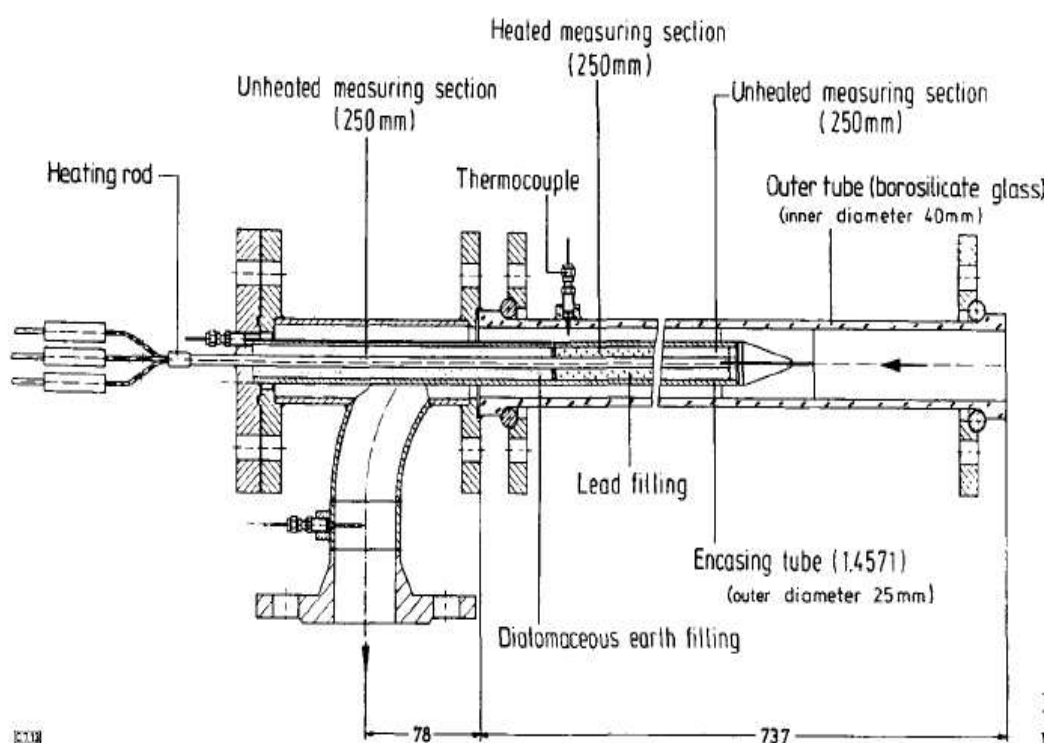
Fonte: (BOHNET, 1987)

A solução de CaSO_4 fica armazenada em um tanque de 300 litros. O grande volume garante que a redução da concentração da mistura, devido a incrustação na seção aquecida, seja bastante lenta. Assim a adição de CaSO_4 é feita a fim de manter a concentração no tanque constante ao longo do experimento.

Partido do tanque de armazenamento, a solução é bombeada por uma bomba centrífuga até o trocador de calor, sendo água utilizada como fluido de resfriamento da mistura. Esse processo garante que a temperatura da entrada no sistema de medição seja controlado, já que todo calor adicionado nessa seção é retirado no trocador de calor.

Saindo do trocador de calor, o escoamento é dividido em dois, cada um dos fluxos seguindo para um equipamento de medição com um medidor e um controlador de fluxo. O dispositivo de medição pode ser visto na Figura 8.

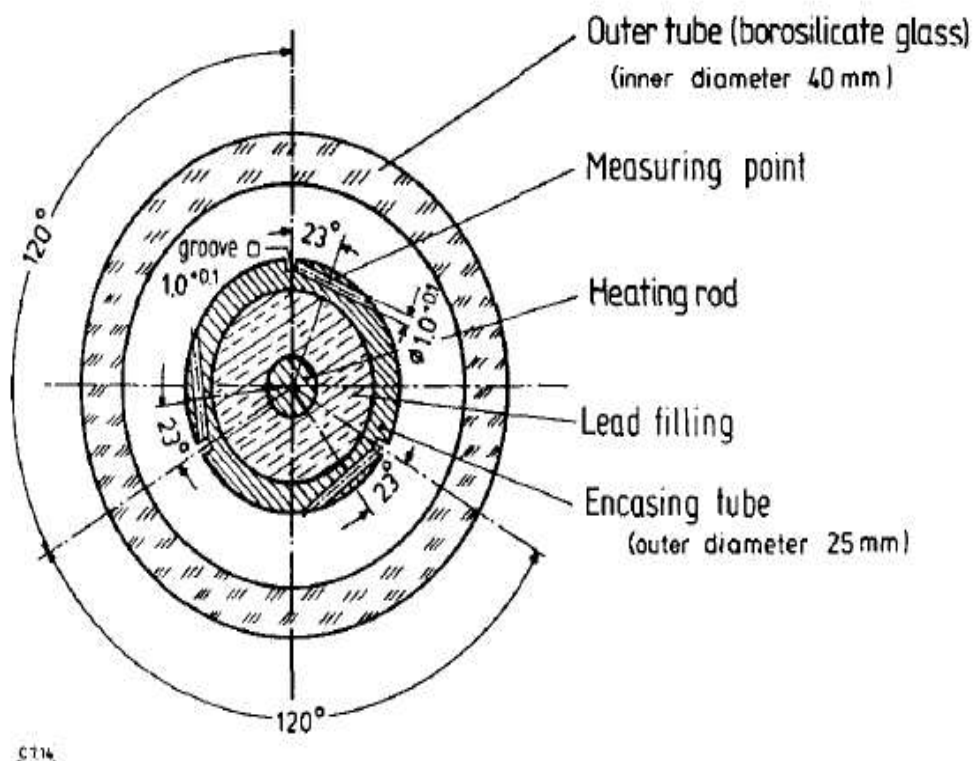
Figura 8 – Seção de medição.



Fonte: Bohnet 1987

O medidor-aquecedor é constituído por um fio aquecido com um núcleo de cobre envolto em uma liga de NiCr, com diâmetro externo de 6 mm. Esse aquecedor é utilizado para gerar calor através de corrente elétrica, fornecendo um fluxo de calor contínuo para a superfície aquecida, com potência máxima de 8kW. O fio aquecido é colocado dentro de tubo de aço inoxidável de 25 mm de diâmetro. Para a medição da temperatura, 3 termopares foram inseridos, conforme mostrado na Figura 9. O comprimento aquecido é de 250 mm, onde o equipamento de medição possui uma região de entrada e de saída, a fim de garantir que o escoamento esteja completamente desenvolvido.

Figura 9 – Seção transversal do medidor.



Fonte: Bohnet 1987

2.6 OTIMIZAÇÃO DE SISTEMAS TÉRMICOS

Com o crescimento da competição entre indústrias e o aumento dos problemas ambientais (MÜLLER-STEINHAGEN *et al.*, 2009), é necessário reduzir custos e emissões enquanto se melhora a qualidade do produto. Assim, possíveis designs são considerados e o melhor entre eles deve ser escolhido, em termos de custo, eficiência ou características (JALURIA, 2007). A otimização é a abordagem que minimiza ou maximiza certa quantia ou função escolhida. O processo de otimização é aplicado em projetos e os requisitos e restrições devem ser cumpridos; assim o design ótimo é alcançado (JALURIA, 2007).

Para sistemas térmicos, a otimização tem um papel fundamental devido ao custo de produção e operação desses equipamentos. Entretanto, obter um design ótimo não é uma tarefa simples. Na maioria dos casos diferentes abordagens e sistemáticas são consideradas para obtenção de um projeto ótimo. A diferença de performance entre sistemas otimizados e não-otimizados pode ser considerável se tratando de custo energético e ambiental, além da qualidade e eficiência térmica (JALURIA, 2007).

Particularmente em sistemas térmicos, a otimização pode ser feita tanto no pro-

jeto do equipamento quanto nas condições de operação. Um sistema operando em condições ótimas pode fornecer um aumento na eficiência, minimizando custos com manutenção e perda de produção (JALURIA, 2007). Para o caso da incrustação, condições como pressão, temperatura e velocidade podem ser ajustadas para minimizar a deposição de materiais.

Vários métodos de otimização podem ser empregados, dependendo da natureza e da forma com que os resultados numéricos são apresentados (JALURIA, 2007). O método descrito em (BEJAN; MOREGA, 1994) é utilizado, no presente estudo, afim de minimizar a temperatura da parede de um trocador de calor e conseqüentemente os efeitos da incrustação no mesmo. Em seu estudo Bejan e Morega (1994) fazem a interseção entre dois regimes assintóticos para a condutância térmica: pequeno e grande espaçamento. Para formulação matemática, Bejan e Morega (1994) assumem que para espaçamento pequeno, as camadas limites térmicas do canal se encontram; já para grande espaçamento, tem-se camadas limites térmicas distintas. A figura de mérito ótima, obtida a partir da interseção desses dois regimes, é utilizada com o objetivo de maximizar a transferência de calor. No presente trabalho, o método de otimização descrito por Bejan e Morega (1994) é implementado no *software* COMSOL Multiphysics® (2017), e posteriormente é feita a simulação numérica do processo de incrustação, em um canal, utilizando as escalas ótimas. Na seção 3.2 é apresentado o modelo matemático descrito em (BEJAN; MOREGA, 1994).

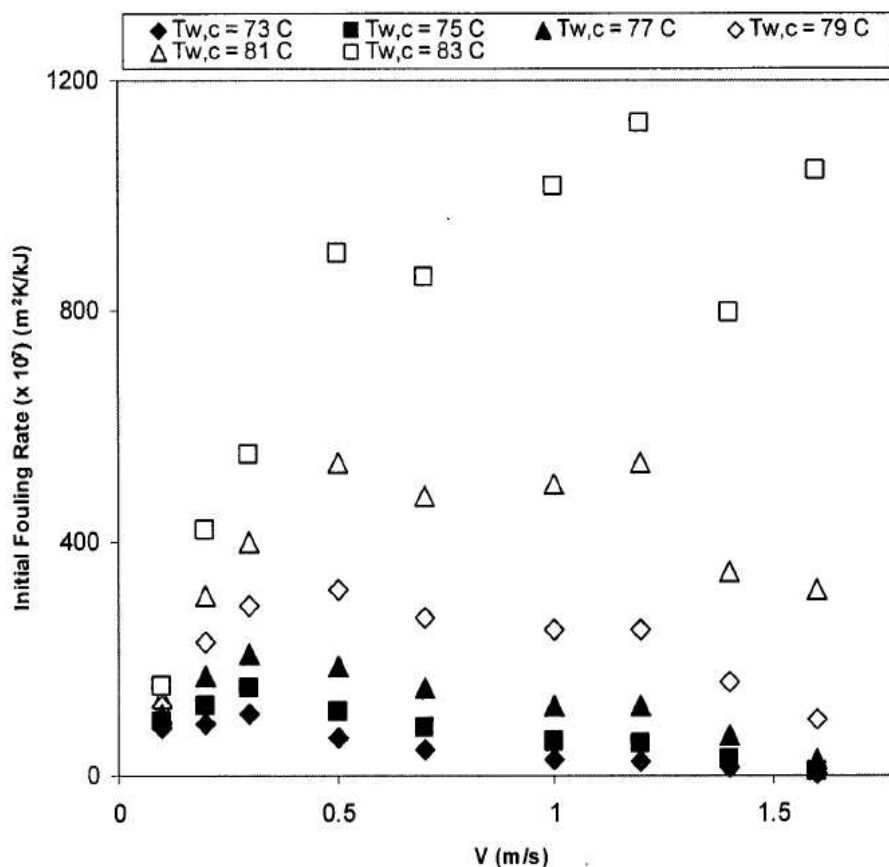
2.7 INCRUSTAÇÃO E OTIMIZAÇÃO

Müller-Steinhagen *et al.* (2011) descrevem alguns métodos para mitigar os efeitos da incrustação em superfície. As abordagens de mitigação podem ser divididas em mitigação pelo projeto e mitigação *on-line*. Conforme descrito, mitigação *on-line* consiste em manter a superfície de troca de calor em um estado aceitável de limpeza para manter a eficiência do equipamento. De acordo com Müller-Steinhagen *et al.* (2011), mitigação *on-line* inclui outras metodologias como mudanças nas condições operacionais, químicas, mecânicas e físicas. Mitigação pelo projeto é baseada em mudanças feitas no projeto do trocador de calor, como mudanças no material usado ou no tipo do trocador de calor. Alguns autores estudaram a influência dessas alterações no processo de incrustação.

Fahiminia (2007) em sua tese, estudou de que formas as variáveis de processo, como velocidade de escoamento e temperatura, influenciam na taxa de incrustação e no tempo de indução. Os experimentos de incrustação foram feitos em um tubo (ATKINSON; MECIK, 1997), usando uma solução aquosa de sulfato de cálcio como fluido de trabalho. Foram usadas duas combinações diferentes para condições. A primeira, usando uma concentração de 3400 ppm de sulfato de cálcio na solução e a segunda, uma faixa de 2100 até 3600 ppm. Para 3100 ppm, os experimentos

foram feitos para Reynolds de 2100 até 36000, temperatura da parede de 66 - 87 °C e temperatura da mistura de 50 °C, a fim de observar a influência da velocidade na taxa inicial de incrustação. Na segunda bateria de experimentos, tanto o número de Reynolds quanto a temperatura da mistura foram mantidos constantes e iguais a 20000 e 50 °C, respectivamente.

Figura 10 – Resultado experimental Fahiminia (2007).



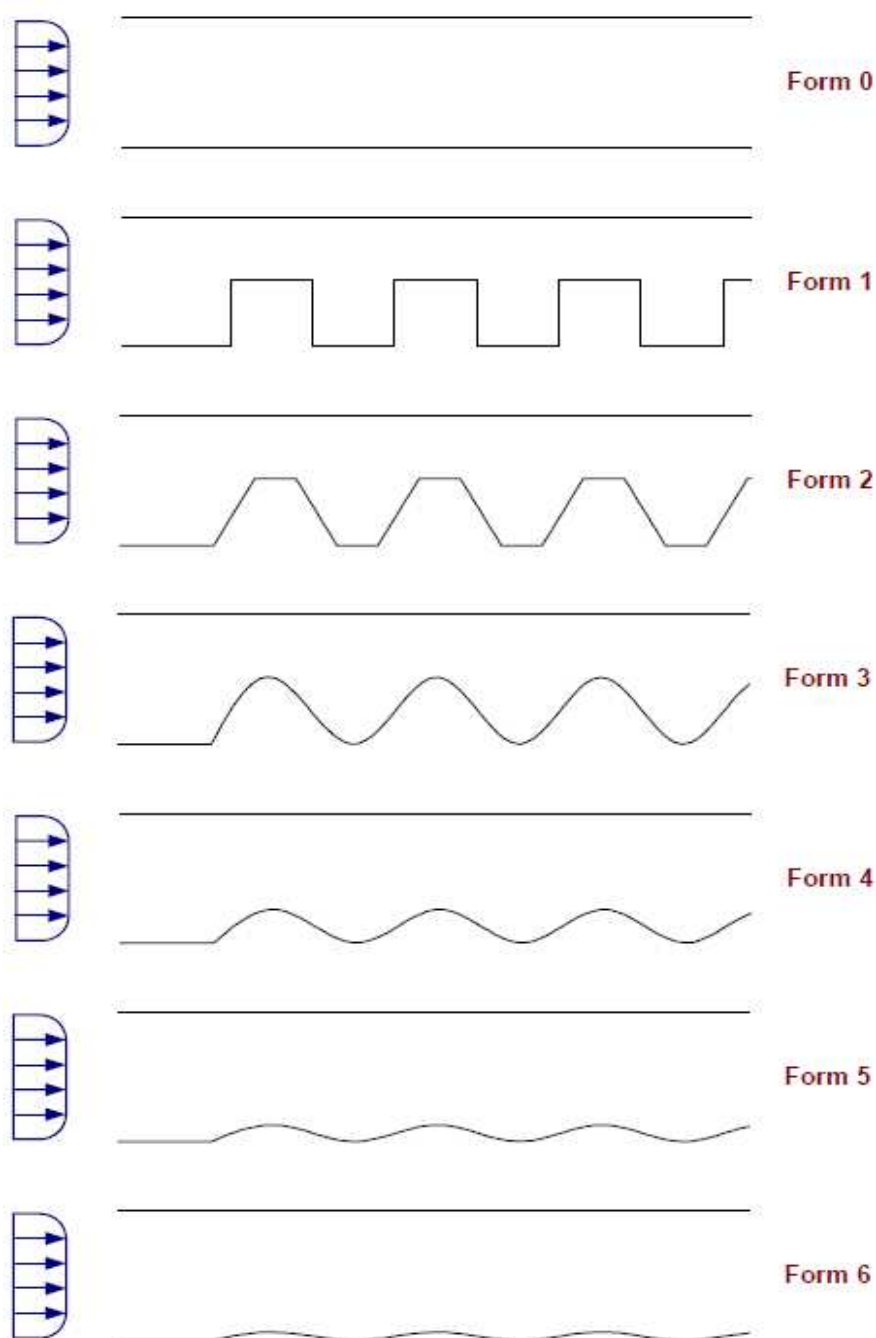
Fonte: (FAHIMINIA, 2007)

A Figura 10 mostra o resultado da taxa de incrustação em função da velocidade de escoamento para seis temperaturas de parede limpa. A imagem mostra que existem duas variáveis chaves no processo de incrustação. Nota-se que o aumento da temperatura da parede ocasiona um aumento considerável na taxa de deposição inicial. A velocidade desempenha um papel interessante na taxa de deposição inicial, para velocidades mais baixas observa-se que um aumento na velocidade ocasiona um acréscimo na taxa de deposição, indicando portanto uma região de domínio da resistência à transferência de massa. Porém, a partir de um determinado ponto, a taxa de deposição permanece estável mesmo com o aumento da velocidade. A partir desse ponto a deposição passa a ser controlada pela reação na superfície, sendo mais

reativa a mudanças na temperatura.

Brahim *et al.* (2004), em seu trabalho, utilizam simulação numérica para criar um modelo de boa e rápida predição do crescimento da incrustação em uma placa plana aquecida com estruturas. A simulação numérica é baseada nos modelos de taxa de deposição de Krause (1993) e de taxa de remoção de Bohnet (1987). O *set-up* experimental utilizado neste trabalho é o mesmo descrito na seção 2.5.

Figura 11 – Geometrias utilizadas em Brahim *et al.* (2004).

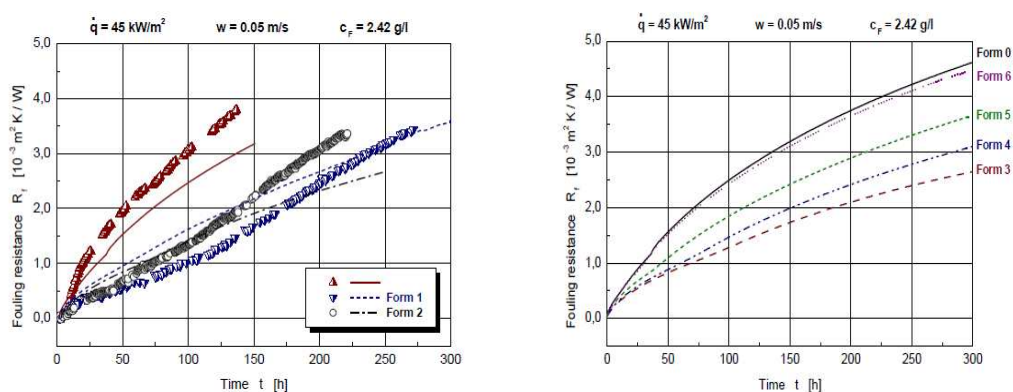


Fonte: (BRAHIM *et al.*, 2004)

ê

A Figura 11 mostra as estruturas utilizadas nas simulações feitas na pesquisa de Brahim *et al.* (2004). Somente as formas 1 e 2 foram testadas experimentalmente e simuladas, enquanto as demais foram somente simuladas (3 - 6). Os parâmetros operacionais utilizados para esse experimento foram mantidos constantes ao longo dos experimentos ($u = 0.05 \text{ m/s}$, $q'' = 45 \text{ kW/m}^2$, $c_f = 2.42 \text{ g/l}$).

Figura 12 – Resultados obtidos por Brahim *et al.* (2004).



(a) Resistência de Incrustação para as formas 0, 1 e 2.

(b) Resistência de Incrustação para as formas 0, 3, 4, 5 e 6.

Fonte: (BRAHIM *et al.*, 2004)

Primeiramente são apresentados os valores de taxa de incrustação para as formas 0, 1 e 2 (Figura 12 (a)) tanto os dados experimentais quanto para os resultados numéricos. Posteriormente são apresentados os valores numéricos da resistência de incrustação para as formas 0, 3, 4, 5 e 6 (Figura 12(b)). Esta segunda etapa mostra a influência da altura das estruturas para a resistência da camada de incrustação.

Os resultados apresentados nessa primeira etapa evidenciam que a forma de onda número 3 minimiza a taxa de incrustação e a resistência assintótica ao longo do tempo. Isso comprova que alterações na geometria são eficazes para se retardar o problema de incrustação.

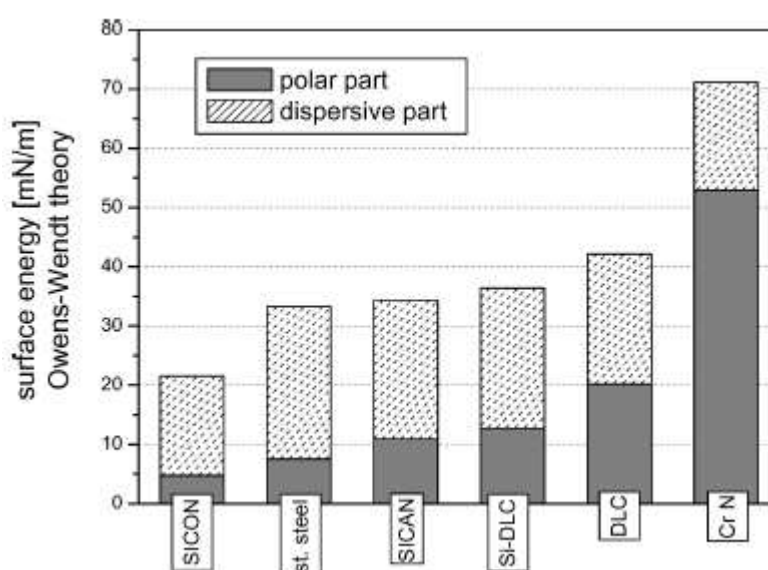
Na Figura 12(b) são apresentados os resultados, para a taxa de incrustação, das simulações para as formas 0, 3, 4, 5 e 6. Essas formas de onda diferem umas das outras pela altura da onda, que possuem respectivamente 8, 4, 2 e 1 mm de altura. Nota-se que, quanto menor a alturas das ondas, os resultados da taxa de incrustação se aproximam dos obtidos para a placa plana, sendo que esta desempenha a pior performance dentre as 5 formas testadas. Por fim, a estrutura com 8 mm de altura foi a que apresentou a melhor performance dentre as demais.

Outro meio encontrado pelos autores para diminuir os efeitos da incrustação foi prolongar o tempo de indução, tempo esse onde não há incrustação significativa.

Geddert *et al.* (2009), em seu trabalho, estudou um meio para aumentar o tempo de indução através de alterações energéticas na superfície aquecida por meio de técnicas de revestimento. Segundo Geddert *et al.* (2009), a técnica de revestimento deve ser capaz de aumentar a taxa de remoção de material ou diminuir a taxa de deposição de material, inibindo a etapa nucleação.

Ao todo, foram testados seis revestimentos de energia superficial distintas para um substrato de aço inoxidável. A Figura 13 apresenta a energia superficial referente a cada um dos revestimento utilizados.

Figura 13 – Energia Superficial.

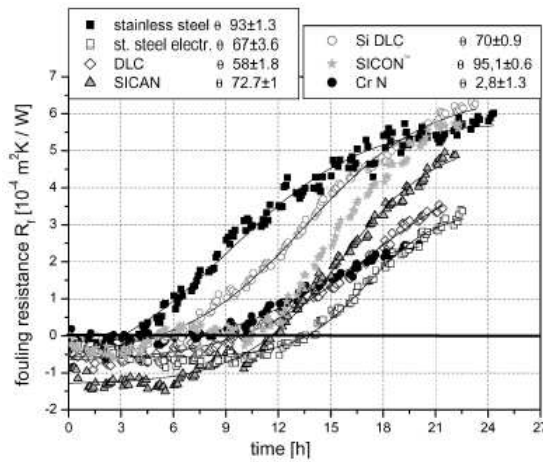


Fonte: (GEDDERT *et al.*, 2009)

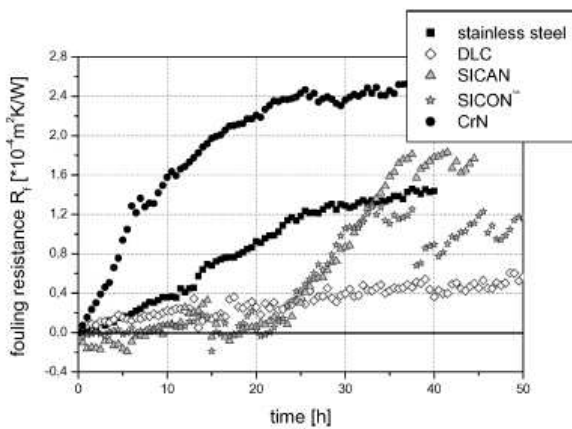
Utilizando a energia superficial desses revestimentos, Geddert *et al.* (2009) calculou a taxa de incrustação, conforme apresentados nos resultados de Geddert *et al.* (2009) as Figuras 14(a), 14(b) e 14(c) mostram a resistência de incrustação em função do tempo para os 5 revestimentos: DLC, SICAN, SICON, CrN, para o aço inoxidável e para o aço inoxidável alterado.

Geddert *et al.* (2009) concluiu, em seu trabalho, analisando os resultados apresentados nas Figuras 14(a), 14(b) e 14(c), que superfícies com revestimento possuem menor tendência a incrustar se comparadas a superfícies sem revestimento. Segundo os autores, o revestimento afeta o comportamento da incrustação devido a diferença energética da superfície, afetando os primeiros passos do processo de cristalização. Com o aumento do número de Reynolds aliado a baixa capacidade de adesão dos revestimentos, nota-se um aumento no tempo de indução e uma diminuição na resistência de incrustação em determinado tempo até as 24h de experimento, exceto para

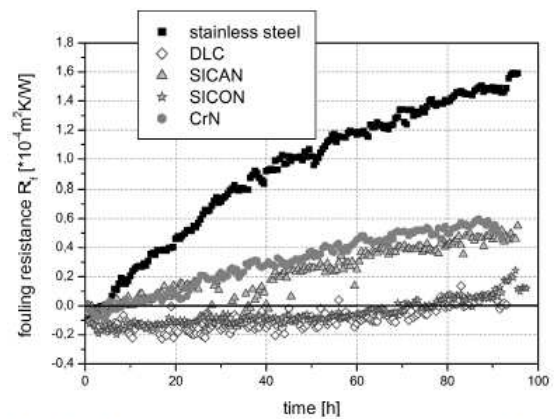
Figura 14 – Tempo de indução e resistência de incrustação em função do tipo de revestimento



(a) Tempo de indução e Resistência de incrustação.



(b) Tempo de indução e Resistência de incrustação Re=1030.



(c) Tempo de indução e Resistência de incrustação Re=3100

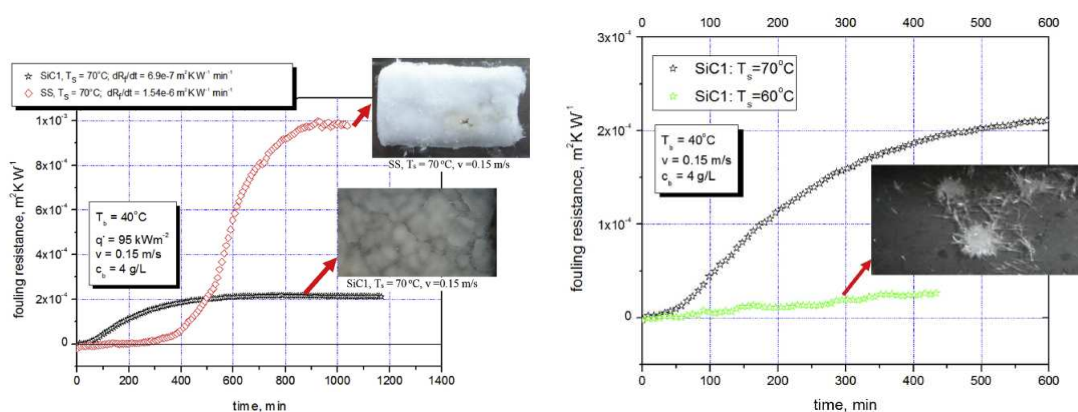
Fonte: (GEDDERT *et al.*, 2009)

os revestimentos de Si DLC e SICON que apresentaram um valor de resistência de incrustação maior após 20h de experimento.

Em Al-Janabi e Malayeri (2019), os autores estudam o uso de não-metais para mitigar a incrustação por cristalização. São usados substratos de carbetto de silício como superfícies não adesivas, para eliminar os efeitos da cristalização. De acordo com Al-Janabi e Malayeri (2019), o tipo de substrato usado como superfície de troca de calor influencia o processo de incrustação. A diferença de energia superficial pode ajudar a reduzir as taxas de deposição. O aparato experimental utilizado consiste em duas seções retangulares de medidas com 39 mm x 13 mm com 1,67 m de comprimento, o que garante que o escoamento turbulento esteja completamente desenvolvido com o número de Reynolds igual a 4480 e velocidade média de 0.15 m/s. As condições de operação foram mantidas constantes ao longo do experimento.

- Sulfeto de Cálcio (CaSO_4) concentração de 4.0 g/L;
- Temperatura da mistura de 40 °C;
- Temperatura da superfície aquecida para o substrato de silício (SiC): 48 °C, 60 °C, 61 °C e 70 °C.

Figura 15 – Resultados obtidos por Al-Janabi e Malayeri (2019)



(a) Resistência de Incrustação para aço inoxi- (b) Resistência de Incrustação para SiC com
dável (SS) e SiC. diferentes temperaturas de parede.

Fonte: (AL-JANABI; MALAYERI, 2019)

Segundo Al-Janabi e Malayeri (2019), na Figura 15(a), é evidente que a superfície de SiC apresenta tempos de indução maiores junto com as menores taxas de deposição, se comparado com o aço inoxidável. A superfície de SiC tem uma baixa afinidade com a incrustação, apresentando taxas iniciais de incrustação cerca de 4 até 5 vezes menores se comparada a superfície de aço inoxidável. Al-Janabi e Malayeri (2019) comentam que, devido a baixa força de adesão entre a superfície e camada de incrustação, o valor assintótico da incrustação para SiC é cerca de 4 vezes menor se comparado ao aço inoxidável. De acordo com Al-Janabi e Malayeri (2019), existem algumas razões para que a resistência de incrustação seja menor para SiC. A

incrustação é afetada principalmente pelas condições operacionais e pela superfície. Como as condições operacionais foram mantidas constantes para ambas as superfícies a incrustação, nesse experimento, a incrustação foi afetada pelo tipo de superfície, principalmente pela diferença na energia superficial de cada um dos materiais.

A Figura 15(b) mostra a dependência da evolução da incrustação com a temperatura da superfície para o caso da superfície não-metálica. Os resultados apresentados nessa figura mostram a boa performance desse tipo de superfície, com uma redução de 10°C na temperatura da parede, o que ocasiona uma diminuição significativa na taxa de deposição inicial da incrustação. Segundo Al-Janabi e Malayeri (2019), há uma redução de aproximadamente 89% na taxa de incrustação inicial, além do tempo de indução aumentar cerca de 2 vezes.

Os resultados dos trabalhos mencionados acima mostram a existência de uma dependência forte da taxa incrustação com parâmetros do escoamento, com a geometria do duto e com a caracterização superficial. Primeiramente, Fahiminia (2007) mostra a dependência da incrustação com a velocidade do escoamento, e posteriormente, Brahim *et al.* (2004) apresentam o fator geometria e sua influência na taxa de deposição. Finalmente, Al-Janabi e Malayeri (2019) e Geddert *et al.* (2009) obtiveram resultados positivos para redução da incrustação baseada na variação de energia superficial de alguns materiais. Tendo em vista os bons resultados obtidos pelos autores mencionados, a partir de modificações feitas na geometria, condições de processo e também no material, o presente trabalho busca minimizar os efeitos da incrustação utilizando um método de otimização descrito por Bejan e Morega (1994). Esse método otimiza a figura de mérito D/L (diâmetro/comprimento) de um trocador de calor a fim de aumentar a transferência de calor e conseqüentemente diminuir a temperatura da superfície de incrustação, reduzindo a taxa de deposição de material. No próximo capítulo serão apresentados o modelo matemático para o escoamento e para descrição do processo de deposição.

3 O MODELO DE TAXA DE INCRUSTAÇÃO

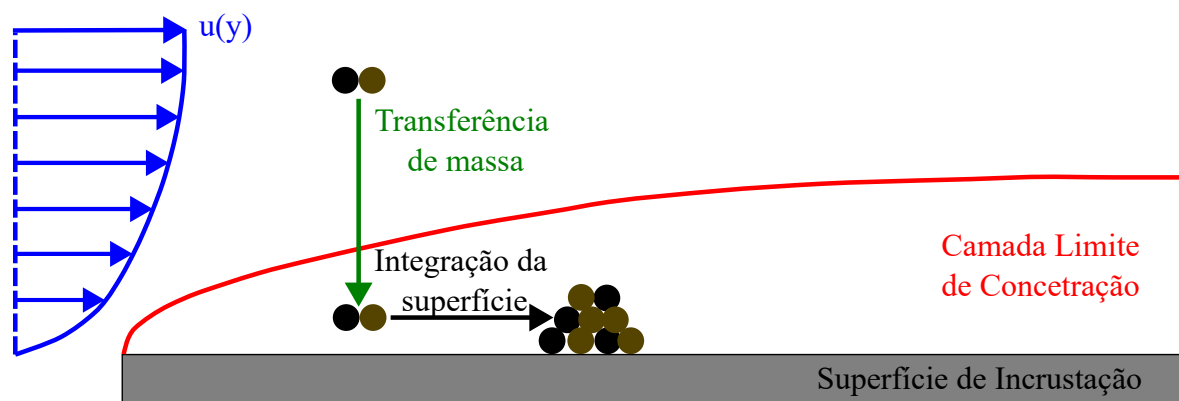
A incrustação inorgânica é causada pela cristalização de sais dissolvidos na superfície de troca de calor, podendo ocorrer por uma das seguintes razões:

- Evaporação de solvente.
- Resfriamento de uma solução de solubilidade normal.
- Aquecimento de uma solução de solubilidade inversa.
- Mistura de soluções incompatíveis.
- Variação do pH, podendo afetar a solubilidade.

De acordo Konak (1974), em soluções aquosas supersaturadas, a cristalização é descrita pelos seguintes processos consecutivos: (I) transporte de íons da solução para os cristais, (II) adsorção dos íons pela superfície, (III) migração dos íons da superfície para os aglomerados, (IV) desidratação de íons e aglomerados, (V) incorporação dos íons nas estruturas dos cristais, (VI) difusão da água de volta para a solução.

De acordo com a teoria de difusão-reação (MULLIN, 2001) para os modelos matemáticos, o processo de deposição consiste em somente duas etapas limitantes: o transporte de massa (íons) e a integração na superfície. A etapa de transferência de massa é descrita pela equação da conservação das espécies, enquanto a etapa de integração na superfície pode ser tratada como uma condição de contorno na superfície de incrustação, onde o fluxo que ocorre através da superfície de deposição é devido a taxa de deposição (m''_d) (HISSANAGA, A., 2021). A figura abaixo mostra as duas etapas do processo de incrustação.

Figura 16 – Passos da cristalização para uma perspectiva matemática.



Fonte: Autor.

Como se trata de um problema de escoamento, transferência de calor e massa conjugados, as equações que descrevem o fenômeno de deposição são: a conservação da massa, da quantidade de movimento, da energia e das espécies, onde as

variáveis de saída são respectivamente a pressão (p), velocidade (u, v, w), temperatura (T) e fração de massa das espécies (w_j), além das taxas de deposição e remoção. Para o caso de escoamento turbulento, outras equações são necessárias para descrever o transporte das variáveis turbulentas. Neste capítulo serão apresentados os modelos matemáticos para caracterização do fenômeno de incrustação, além dos métodos utilizados para a simulação numérica desse processo.

3.1 MODELO MATEMÁTICO PARA A DEPOSIÇÃO

3.1.1 Taxa de deposição

Nos trocadores de calor utilizados no processamento do petróleo, a incrustação ocorre devido ao aquecimento de soluções de solubilidade inversa. De acordo com Konak (1974), em grande parte dos casos, a deposição pode ser modelada de forma satisfatória pela equação na forma,

$$\dot{m}''_d = k_r(\Delta C)^n \quad (4)$$

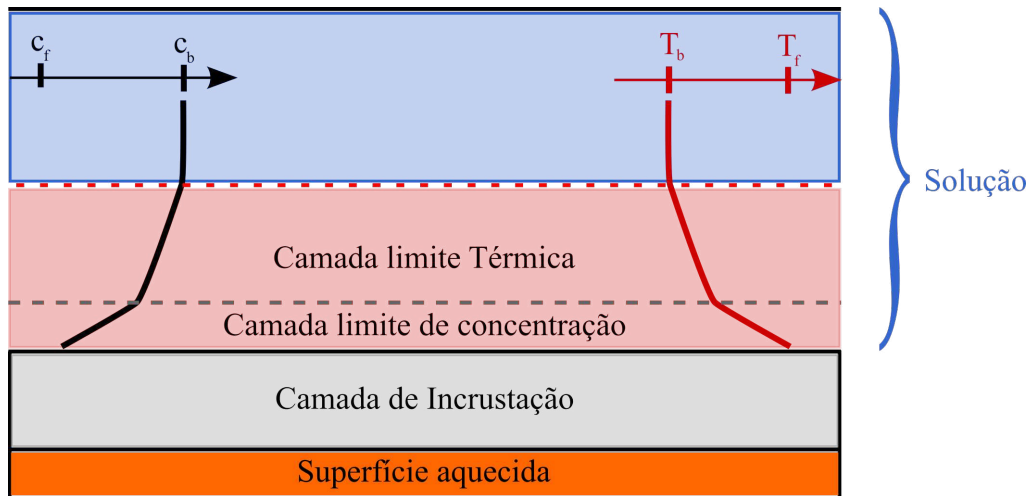
onde R é a taxa de deposição (kg/m^2s), ΔC é a supersaturação dada em função da concentração do fluido sobre a superfície c_f e da concentração de saturação c_s , n é dado pela ordem da reação e finalmente a constante de taxa k_r é dada, em reações químicas, pela equação de Arrhenius.

$$k_r = k_0 \exp\left(-\frac{E}{R_g T}\right) \quad (5)$$

onde k_0 é o fator pré-exponencial, E é a energia de ativação do processo de deposição (J/mol), R_g é a constante universal dos gases ($J/mol \cdot K$) e T é a temperatura local (K).

Para soluções de solubilidade inversa, a concentração de saturação c_s diminui com um aumento da temperatura da superfície. O processo de deposição inicia quando, a concentração de saturação atinge valores menores que a concentração da superfície c_f . Os perfis de temperatura e concentração podem ser vistos na Figura 17.

Figura 17 – Perfis de temperatura e concentração.



Fonte: Adaptado de Brahim *et al.* (2004).

3.1.2 Taxa de remoção

Segundo Mwaba *et al.* (2006), a equação da taxa de deposição mostra um crescimento linear contínuo da incrustação sob um fluxo constante, embora experimentos mostrem que a deposição não possui esse comportamento. Na prática, a quantidade de material depositado pode crescer assintoticamente. Esse comportamento ocorre devido a outro mecanismo envolvido no processo: a remoção de material por cisalhamento do fluido em contato com a superfície. Assim, segundo Kern e Seaton (1959), a quantidade de massa total depositada em um certo período de tempo é a diferença entre a taxa de deposição na superfície e a taxa de remoção da superfície, dadas por,

$$\frac{dm_f}{dt} = \dot{m}_d - \dot{m}_r \quad (6)$$

A remoção de massa cresce com o crescimento da camada de incrustação devido ao desenvolvimento de estruturas cristalinas frágeis. Dessa forma, é possível que o termo de remoção se equipare com o termo de deposição, alcançando a resistência de incrustação um valor assintótico, conforme mencionado. Os trabalhos de Kern e Seaton (1959) e Bohnet (1987) descrevem a taxa de remoção de forma semelhante, onde essa é proporcional à tensão de cisalhamento na superfície de deposição (τ_f), à massa depositada (m_f), à uma constante de proporcionalidade (B) e inversamente proporcional à resistência da camada de incrustação (ψ).

$$\dot{m}_r = B \frac{\tau_f}{\psi} m_f \quad (7)$$

A taxa de deposição e de remoção, junto com as equações de conservação, fornecem o modelo completo para simulação da incrustação.

3.1.3 Equações de conservação

Para a descrição de todo o processo de incrustação é necessário descrever o escoamento, a transferência de calor e a deposição de incrustação. Para isso, faz-se uso das equações de conservação da massa, conservação da quantidade de movimento, conservação da energia e conservação das espécies, apresentadas a seguir.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (8)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \mathbf{v}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = \nabla \cdot (\mu \nabla \mathbf{v}) - \nabla p \quad (9)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho C_p T) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} C_p T) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) \quad (10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \omega_A) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \omega_A) = \nabla \cdot (D_{AB} \rho \nabla \omega_A) \quad (11)$$

onde ρ é a massa específica do fluido, \mathbf{v} é o vetor velocidade, p é a pressão, μ é a viscosidade do fluido, C_p é a capacidade calorífica, ω_A é a fração de massa equivalente das espécies, D_{AB} é a difusão de massa equivalente das espécies. Os coeficientes de transporte apresentados acima (μ , λ e D_{AB}) são calculados a partir dos coeficientes molecular e turbulento, ou seja, são os coeficiente efetivos.

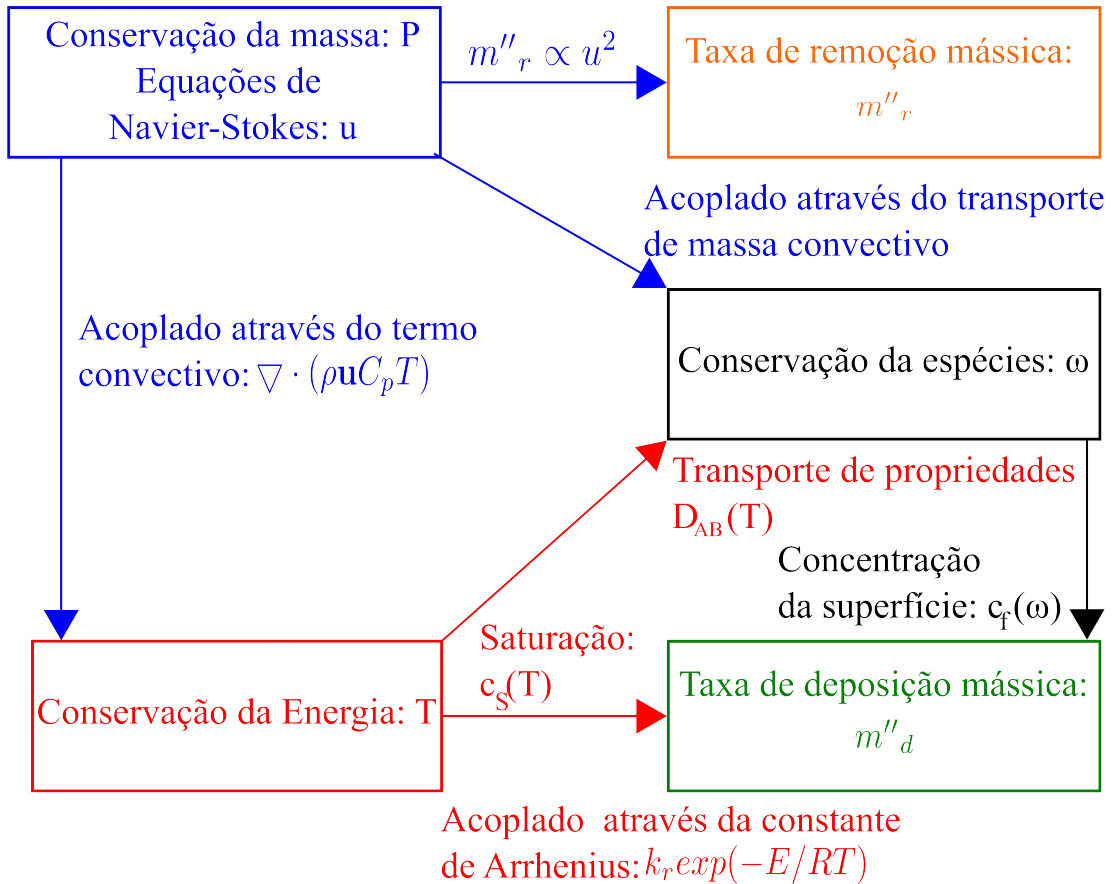
Como a taxa de deposição é modelada como um reação química na superfície, pode ser tratada como uma condição de contorno de continuidade de fluxo de massa na superfície (HISSANAGA, A. M. *et al.*, 2023).

$$\dot{m}''_d = \mathbf{n} \cdot (-D_{AB} \rho \nabla \omega_A) = k_0 \exp\left(-\frac{E}{R_g T}\right) (c_f - c_s)^n \quad (12)$$

onde \mathbf{n} é o vetor normal à superfície e a concentração (concentração de eletrólitos) é calculada a partir da massa específica do fluido ρ e fração de massa equivalente ω_A na forma, $c_f \simeq \rho \omega_A$, assumindo uma solução bem diluída. Sendo a espécie A um pseudocomponente de CaSO₄ representando o eletrólito.

As variáveis envolvidas nas equações de conservação e suas dependências, são apresentadas na Figura 18. O escoamento e a transferência de calor estão acoplados somente pela velocidade (one-way copled), ou seja, não foram consideradas variações nas propriedades do escoamento com a temperatura. O fenômeno de incrustação está acoplado com a transferência de calor e com o escoamento através das equações de deposição e remoção, as quais possuem dependência com a temperatura e velocidade respectivamente, conforme será apresentado nas próximas seções.

Figura 18 – Acoplamento das equações de conservação com o modelo de incrustação.



Fonte: Autor.

3.1.4 Modelo de turbulência

O escoamento será tratado como turbulento devido às condições operacionais em trocadores reais implicarem nesse regime de escoamento. Assim, equações adicionais para as variáveis turbulentas e relações de fechamento são necessárias para incorporar o fenômeno da turbulência nas equações de conservação. Para modelagem do escoamento turbulento, foram utilizadas as equações do modelo RANS (Reynolds-average Navier-Stokes). As equações Médias de Reynolds (RANS) são equações médias no tempo que descrevem o escoamento, que se baseiam na ideia da decomposição de Reynolds. As variáveis instantâneas são expressas como a soma entre a média dessa variável e sua flutuação em torno da média. Para fechamento das equações do modelo RANS é necessário utilizar um modelo de turbulência, assim foi utilizado o modelo $K - \omega$ SST (Shear Stress Transport) descrito por Menter (1994).

O modelo SST foi escolhido por combinar o bom comportamento do modelo

$k-\omega$ na região da parede e a robustez do modelo $k-\varepsilon$. De acordo com Menter (1994), para suprir a sensibilidade do modelo $K-\omega$ com as condições de contorno de entrada, o modelo $K-\omega$ SST muda seu comportamento para o modelo $k-\varepsilon$ na região de escoamento livre. Assim, as equações propostas pelo modelo de Menter (1994) para o transporte de energia cinética turbulenta e para a dissipação por unidade de energia cinética são:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\rho U_j k}{\rho x_j} = \tilde{P}_k - \beta^* \rho k \omega + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (13)$$

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_j \omega)}{\partial x_j} = a \rho S^2 - b \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2(1 - F_1) \rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (14)$$

A função F_1 na Eq. (14) é uma função peso. Assim, dentro da região da camada limite, F_1 assume valores próximos de 1, tornando a equação (14) idêntica ao modelo $k-\omega$. Para células mais afastadas da parede, $F_1 = 0$, alterando a equação (14) para o modelo $k-\varepsilon$ transformado. A função peso é dada portanto,

$$F_1 = \tanh \left\{ \left\{ \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right), \frac{4\rho \sigma_{\omega 2} k}{CD_{kw} y^2} \right] \right\}^4 \right\} \quad (15)$$

As Eq. (16), (17), (18) e (19) são utilizadas para calcular o termo CD_{kw} , a viscosidade turbulenta (μ_t), o tensor de tensões médio (S_{ij}) e a segunda função peso (F_2) respectivamente.

$$CD_{kw} = \max \left(2\rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, 10^{-10} \right) \quad (16)$$

$$\mu_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega, SF_2)} \quad (17)$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (18)$$

$$F_2 = \tanh \left[\left[\max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right) \right]^2 \right] \quad (19)$$

Por fim, o modelo $k-\omega$ SST utiliza um limitador para o termo de produção, sendo esse definido por,

$$P_k = \mu_t \frac{\partial U_j}{\partial x_j} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \rightarrow \tilde{P}_k = \min(P_k, 10 \cdot \beta^* \rho k \omega) \quad (20)$$

As constantes de fechamento são calculadas usando uma função peso $\varphi = \varphi_1 F_1 + \varphi_2 (1 - F_1)$ entre as constantes do modelo $k-\varepsilon$ e $k-\omega$ de Wilcox (1993). As constantes para o modelo SST são: $b^* = 0.09$, $a_1 = 5/9$, $b_1 = 3/40$, $\sigma_{k1} = 0,85$, $\sigma_{\omega 1} = 0,5$, $a_2 = 0,44$, $b_2 = 0,0828$, $\sigma_{k2} = 1$ e $\sigma_{\omega 2} = 0.856$.

Vale ressaltar que o modelo proposto é baseado na suposição de que a camada de incrustação é tão fina que esta não afeta o escoamento. Os estudos Mottahed e

Molki (1996), Pääkkönen *et al.* (2015) e Pääkkönen *et al.* (2012) mostram que os efeitos hidrodinâmicos da camada no escoamento são negligenciáveis. Na próxima seção serão apresentadas as relações para o modelo de transferência de calor turbulento.

3.1.5 Modelo de fechamento para transferência de calor turbulenta: Kays - Crawford

O modelo de transferência de calor turbulento escolhido foi o modelo de Kays e Crawford (1980). Esse modelo fornece uma boa aproximação para escoamentos turbulentos limitados por paredes, exceto quando o fluido de trabalho são metais líquidos. Os modelos de transferência de calor turbulenta tem como objetivo determinar o número de Prandtl turbulento definido por,

$$Pr_t = \frac{\mu_t C_p}{k_t} = \frac{v_t}{\alpha_t} \quad (21)$$

vale salientar, neste caso, que o número de Prandtl turbulento é uma propriedade do escoamento e não do fluido. Tendo em mãos o número de Prandtl turbulento é possível resolver a equação de transferência de calor turbulenta dada pela Eq. (22):

$$\bar{u} \frac{\partial \bar{T}}{\partial x} + \bar{v} \frac{\partial \bar{T}}{\partial y} - \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\alpha + \frac{v_t}{Pr_t} \right) \frac{\partial \bar{T}}{\partial y} \right] = 0 \quad (22)$$

Observando a equação acima, nota-se que v_t é calculada a partir da solução da equação da quantidade de movimento turbulenta conforme a Eq. (17), portanto v_t é avaliado em cada elemento da malha. Assim, a única variável necessária para se resolver o problema da camada limite térmica é o Prandtl turbulento (Pr_t). Existem algumas formas de se determinar o número de Prandtl turbulento.

Uma das formas mais simples é considerar que o transporte de quantidade de movimento turbulento é análogo ao transporte de energia térmica turbulenta, de modo que $Pr_t \simeq 1$, sendo esta a analogia de Reynolds. Entretanto, as formas de transporte de quantidade de movimento e de energia térmica diferem uma vez que a analogia não é perfeita. Por exemplo, variações de pressão associadas as escalas turbulentas transportam quantidade de movimento, mas não calor. Desse modo, é esperado que Pr_t não seja exatamente 1. Outra abordagem é considerar Pr_t uma constante, como 0,855 verificado por Hollingsworth *et al.* (1989). Entretanto, Kays e Crawford observaram que Pr_t varia ao longo da distância da parede.

Kays e Crawford (1980) desenvolveram uma equação simples para obter Pr_t , que inclui o efeito da variação na subcamada limite viscosa. A maioria das abordagens feitas para prever o número de Prandtl são modificações de uma ideia sugerida primeiramente por Jenkins em (TRANSFER; INSTITUTE, 1951), de que um vórtice perde energia térmica por condução molecular e perde quantidade de movimento pela ação do cisalhamento viscoso. Assim a razão entre as taxas é o número de Prandtl

molecular ($Pr = \nu/\alpha$). Kays e Crawford (1980) sugerem que a turbulência transfere quantidade de movimento pela ação das forças de corpo. Porém, a energia térmica só é transferida para um ou por um vórtice por condução molecular. Como ambos os mecanismos de transferência de quantidade de movimento e energia térmica são diferentes, é comum que o Prandtl turbulento seja diferente de 1 mesmo para fluidos com $Pr = 1$. Segundo eles, é possível que um vórtice perca toda sua quantidade de movimento em x enquanto ainda tenha velocidade na direção y e propague energia térmica a uma distância maior que momento, caso em que $Pr_t < 1$. Como também é possível que o fluido tenha alta condutividade térmica e perca uma grande quantidade de energia térmica antes de cruzar o comprimento de mistura, caso onde $Pr_t > 1$.

Partindo dessas ideias, Kays e Crawford (1980) idealizaram um simples modelo de condução para Pr_t , em que os resultados do modelo proposto por Kays e Crawford (1980) para o número de Prandtl turbulento podem ser encontrados na referência (KAYS; CRAWFORD, 1980). Nesse trabalho somente a equação será apresentada.

$$Pr_t = \left(\frac{1}{2Pr_{t\infty}} + CPe_t \sqrt{\frac{1}{Pr_{t\infty}}} - (CPe_t)^2 \left[1 - \exp\left(-\frac{1}{CPe_t \sqrt{Pr_{t\infty}}}\right) \right] \right)^{-1} \quad (23)$$

O número de Peclet turbulento é dado por, $Pe_t = C_p \mu_t / k$ e $Pr_{t\infty} = 0,855$ é o valor de Pr_t longe da parede e C é a constante experimental que assume normalmente o valor de 0,3.

3.1.6 Espessura da camada de incrustação e resistência térmica

Como discutido em seções anteriores, a incrustação consiste em uma camada de material com baixa condutividade térmica, prejudicando a transferência de calor para o fluido. Assim, durante o projeto de trocadores de calor, uma variável importante é a resistência térmica de incrustação. Assumindo o modelo de incrustação em placa plana, a resistência térmica de incrustação pode ser expressa através da espessura da camada de incrustação d_f (m) e da condutividade térmica λ_f ($W/m \cdot K$).

$$R_f = \frac{d_f}{\lambda_f} \quad (24)$$

Com os valores do fluxo de deposição m''_d e fluxo de remoção m''_r , obtidos pela solução numérica das equações de conservação apresentadas anteriormente, pode-se calcular o fluxo de incrustação m''_f . Além disso, é possível relacionar a massa de incrustação m_f com a espessura da camada de incrustação e conseqüentemente com a resistência térmica.

$$m_f = \rho_f A_f d_f \quad (25)$$

$$m_f = \rho_f A_f \lambda_f R_f \quad (26)$$

Considerando a massa específica e a condutividade térmica constantes, pode-se escrever,

$$\frac{dm_f}{dt} = \rho_f A_f \frac{dd_f}{dt} \quad (27)$$

$$\frac{dm_f}{dt} = \rho_f A_f \lambda_f \frac{dR_f}{dt} \quad (28)$$

Nota-se que as Eq. (27) e (28) fornecem valores para a taxa de incrustação em função da área. Assim, dividindo as equações (27) e (28) pela área,

$$\dot{m}_f = \rho_f \frac{dd_f}{dt} \quad (29)$$

$$\dot{m}_f = \rho_f \lambda_f \frac{dR_f}{dt} \quad (30)$$

As equações diferenciais para o fator de incrustação e para a espessura da camada de incrustação podem ser escritas em função da taxa de deposição e da taxa de remoção obtidas das equações de conservação.

$$\frac{dR_f}{dt} = \frac{\dot{m}_d - \dot{m}_r}{\rho_f \lambda_f} \quad (31)$$

$$\frac{dd_f}{dt} = \frac{\dot{m}_d - \dot{m}_r}{\rho_f} \quad (32)$$

A seguir será apresentado o método para obtenção das escalas ótimas.

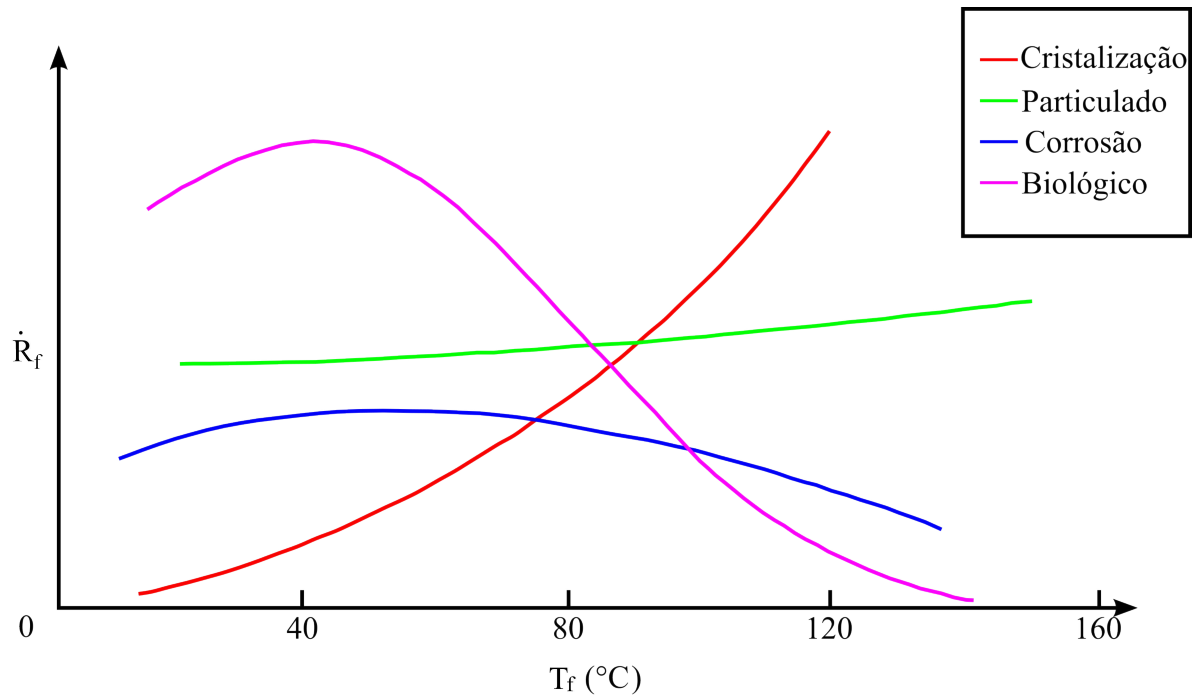
3.2 ESPAÇAMENTO ÓTIMO PARA TROCADORES

A incrustação é dependente de diversas variáveis do sistema, sendo uma delas a temperatura da superfície. Analisando a Figura 19, percebe-se a forte dependência da taxa de incrustação por cristalização com a temperatura. De acordo com as equações (4) e (5), a taxa de deposição de material tem uma variação exponencial com a temperatura da superfície. Tendo em vista esse comportamento, o objetivo é minimizar os efeitos da incrustação, minimizando a temperatura máxima da parede do tubo.

Bejan e Morega (1994) descrevem um método para encontrar a escala ótima (espaço/comprimento) de um pequeno trocador de calor para equipamentos eletrônicos sujeitos a escoamento turbulento. A metodologia descrita por Bejan e Morega (1994) será aplicada no presente trabalho para os casos experimentais estudados por Bohnet (1987). Como as variáveis de interesse são geométricas, a figura de mérito D/L será a mesma para o medidor de Bohnet e para o dissipador eletrônico.

No processo descrito por Bejan e Morega (1994), o objetivo é maximizar a condutância térmica e conseqüentemente aumentar a transferência de calor para fluido, diminuindo a temperatura da parede. O processo consiste em três etapas: estimar a condutância térmica para os regimes de escoamento com um pequeno espaçamento

Figura 19 – Dependência da incrustação com a temperatura.



Fonte: Adaptado de Simon J. Pugh *et al.* (2009).

entre placas ($D \rightarrow 0$) e para um grande espaçamento entre placas ($D \rightarrow \infty$), e finalmente obter valor na interseção entre os dois regimes.

Supondo um do trocador formado por placas de comprimento L , espaçamento D , temperatura da parede T_w , temperatura do fluido T_∞ , altura total H , número de placas n , sendo a variação de pressão fixa através do tubo ΔP , resultando em um escoamento de velocidade U_0 e com espessura da parede e .

3.2.1 Pequeno espaçamento

Quando o espaçamento é pequeno, a temperatura de saída do fluido é praticamente igual a temperatura da parede. A taxa total de transferência de calor será dada por,

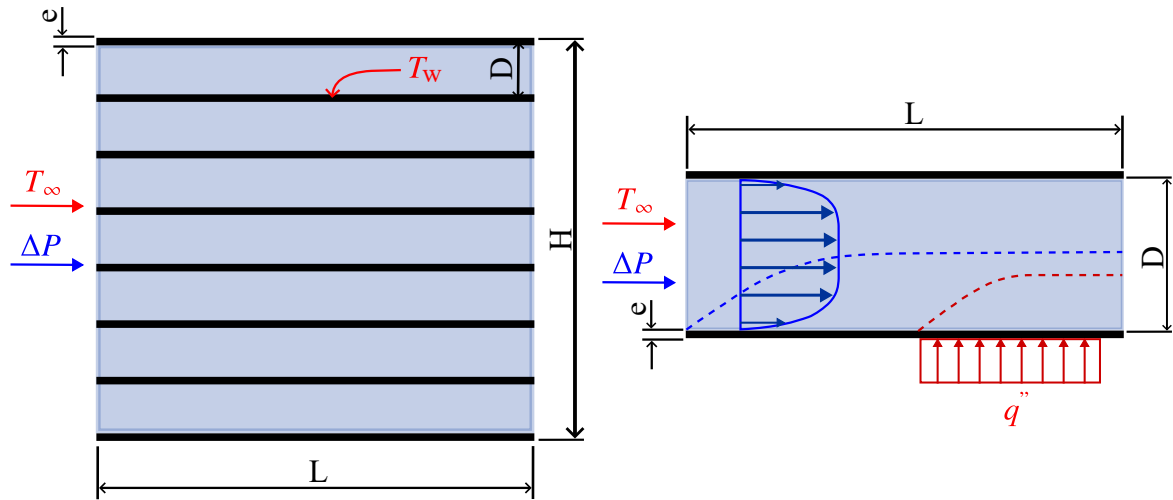
$$\dot{q}'_a = \dot{m}' C_p (T_w - T_\infty) \quad (33)$$

onde T_∞ é a temperatura do escoamento, o fluxo de massa é dado por $\dot{m}' = \rho U D$ e U é a velocidade média do canal. U pode ser calculado por,

$$U = \left(\frac{D \Delta p}{\rho L f} \right)^{1/2} \quad (34)$$

em que o fator de fricção f depende do número de Reynolds. Combinando as equações acima encontra-se a expressão para condutância térmica para pequenos espaçamen-

Figura 20 – Esquema do dissipador de calor



Fonte: Adaptado de (BEJAN; MOREGA, 1994)

tos.

$$\left(\frac{q'}{T_w - T_\infty} \right)_{D \rightarrow 0} = \frac{C_p H}{1 + \frac{e}{D}} \left(\frac{\rho D \Delta p}{f L} \right)^{1/2} \quad (35)$$

A seguir, avalia-se o caso para grande espaçamento.

3.2.2 Grande espaçamento

Para o seguinte caso, cada uma das placa possui uma camada limite distinta, enquanto no centro o fluido se encontra a temperatura T_b e velocidade U_∞ . A velocidade, por sua vez, é controlada pelo balanço de forças em todo o trocador, com a variação de pressão (ΔP) sendo constante.

$$H \Delta p = 2 n \bar{\tau} L \quad (36)$$

Onde $\bar{\tau}$ é a tensão de cisalhamento média ao longo de L . Supondo que a espessura e seja pequena o suficiente para que a força exercida sobre cada placa seja dominada pelo atrito ao longo de todo o comprimento, é possível escrever

$$\frac{1}{2} \rho U_\infty e \ll 2 \bar{\tau} L \quad (37)$$

a partir da definição do coeficiente médio de atrito $c_f = \bar{\tau} / (\rho U_\infty^2 / 2)$ percebe-se que

$$\frac{t}{L} \ll 2 c_f \quad (38)$$

Combinando a equação (36) com a definição do coeficiente de atrito médio tem-se,

$$U_\infty = \left(\frac{H \Delta p}{n \rho L c_f} \right)^{1/2} \quad (39)$$

assim, a taxa total de transferência de calor através de uma superfície é dada por,

$$q'_1 = \bar{q}'' L = St L \rho C_p U_\infty (T_w - T_\infty) \quad (40)$$

O número de Stanton é dado pela analogia de Colburn entre a quantidade de movimento e transferência de calor na camada limite turbulenta.

$$St = \frac{1}{2} c_f Pr^{-2/3} \quad (41)$$

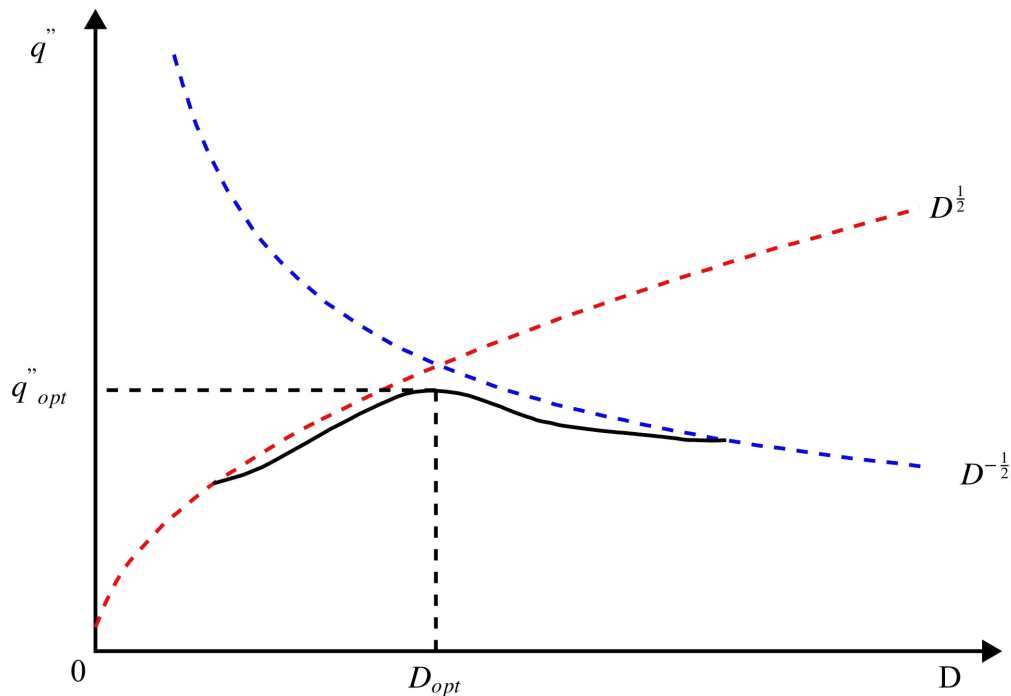
Finalmente, a expressão para a condutância térmica, para o caso de espaçamento grande, é obtida

$$\left(\frac{q'}{T_w - T_\infty} \right)_{D \rightarrow \infty} = C_p H Pr^{-2/3} \left(\frac{\rho L c_f \Delta p}{e + D} \right)^{1/2} \quad (42)$$

Com os dois casos de espaçamento caracterizados é possível prosseguir com o método de interseção das assíntotas.

3.2.3 Interseção entre os regimes

Figura 21 – Método da interseção das assíntotas



Fonte: Própria

As equações (35) e (42) mostram que a condutância aumenta com D quando D é pequeno e diminui quando D é grande. Assim, a condutância é máxima em espaça-

mento ótimo obtido pela interseção dos dois regimes

$$\frac{D_{opt}/L}{(1 + e/D_{opt})^{1/2}} = (fc_f)^{1/2} Pr^{-2/3} \quad (Pr \geq 0,5) \quad (43)$$

Portanto, a máxima condutância é obtida substituindo D por D_{opt} na equação (35) ou (42)

$$\left[\frac{q' L}{kH(T_b - T_\infty)} \right]_{max} = \left(\frac{c_f}{f} \right)^{1/4} Pr^{1/6} \left(1 + \frac{e}{D_{opt}} \right)^{-3/4} \left(\frac{\Delta p L^2}{\mu \alpha} \right)^{1/2} \quad (44)$$

Para o caso do escoamento turbulento, serão assumidos os seguintes valores para o fator de atrito e para o coeficiente de atrito.

$$f = 0,046 Re_{Dh}^{-1/5} \quad (10^4 < Re_{Dh}^{-1/5} < 10^6) \quad (45)$$

$$\frac{1}{2} c_f = 0,037 Re_L^{-1/5} \quad (10^6 < Re_L^{-1/5} < 10^8) \quad (46)$$

onde, $D_h = 2D$, $Re_{Dh} = 2DU/v$ e $Re_L = U_\infty L/v$. Assim, é possível relacionar U e U_∞ com ΔP , combinando as equações (34) e (45) para U , e combinando as equações (39) e (46) para U_∞ , tem-se:

$$U = 5,98 D^{2/3} v^{-1/9} \left(\frac{\Delta p}{\rho L} \right)^{5/9} \quad (47)$$

$$U_\infty = 4,25 L^{-4/9} v^{-1/9} \left[\frac{\Delta p (D + e)}{\rho} \right]^{5/9} \quad (48)$$

As equações (45) e (46) podem ser expressas em termos da variação de pressão ΔP . Substituindo f e c_f na equação (50) tem-se a seguinte expressão para o diâmetro ótimo.

$$\frac{D_{opt}/L}{(1 + e/D_{opt})^{4/11}} = 0,071 Pr^{-5/11} \left(\frac{\Delta p \cdot L^2}{\mu \alpha} \right)^{-1/11} \quad (49)$$

Pode-se ainda expressar a equação (49) em termos do número de Bejan (Be_L),

$$\frac{D_{opt}/L}{(1 + e/D_{opt})^{4/11}} = 0,071 Pr^{-5/11} Be_L^{-1/11} \quad (50)$$

A equação acima fornece o espaçamento ótimo em função do numero de Prandtl (Pr) e do número de Bejan (Be_L), para o caso de regime turbulento.

Em sua pesquisa, Bejan e Morega (1994) descrevem uma abordagem para um pequeno dissipador de calor com um número n de canais e com a temperatura da parede fixa. No presente trabalho essa análise será feita para somente um único canal onde o fluxo de calor imposto sob o canal é mantido fixo, assim o fluxo de calor no canal será dado por:

$$q''_{canal} = \frac{q''}{n} \quad (51)$$

Muzychka (2005) mostra que o espaçamento ótimo não possui uma dependência com n , portanto é possível concluir que o dissipador é composto por n ótimos canais que maximizam a transferência de calor para o meio.

3.3 MÉTODOS UTILIZADOS

Nesta seção serão apresentados os métodos utilizados nas simulações referentes ao Capítulo 4 (modelo de incrustação inicial) e Capítulo 5 (modelo de incrustação transiente).

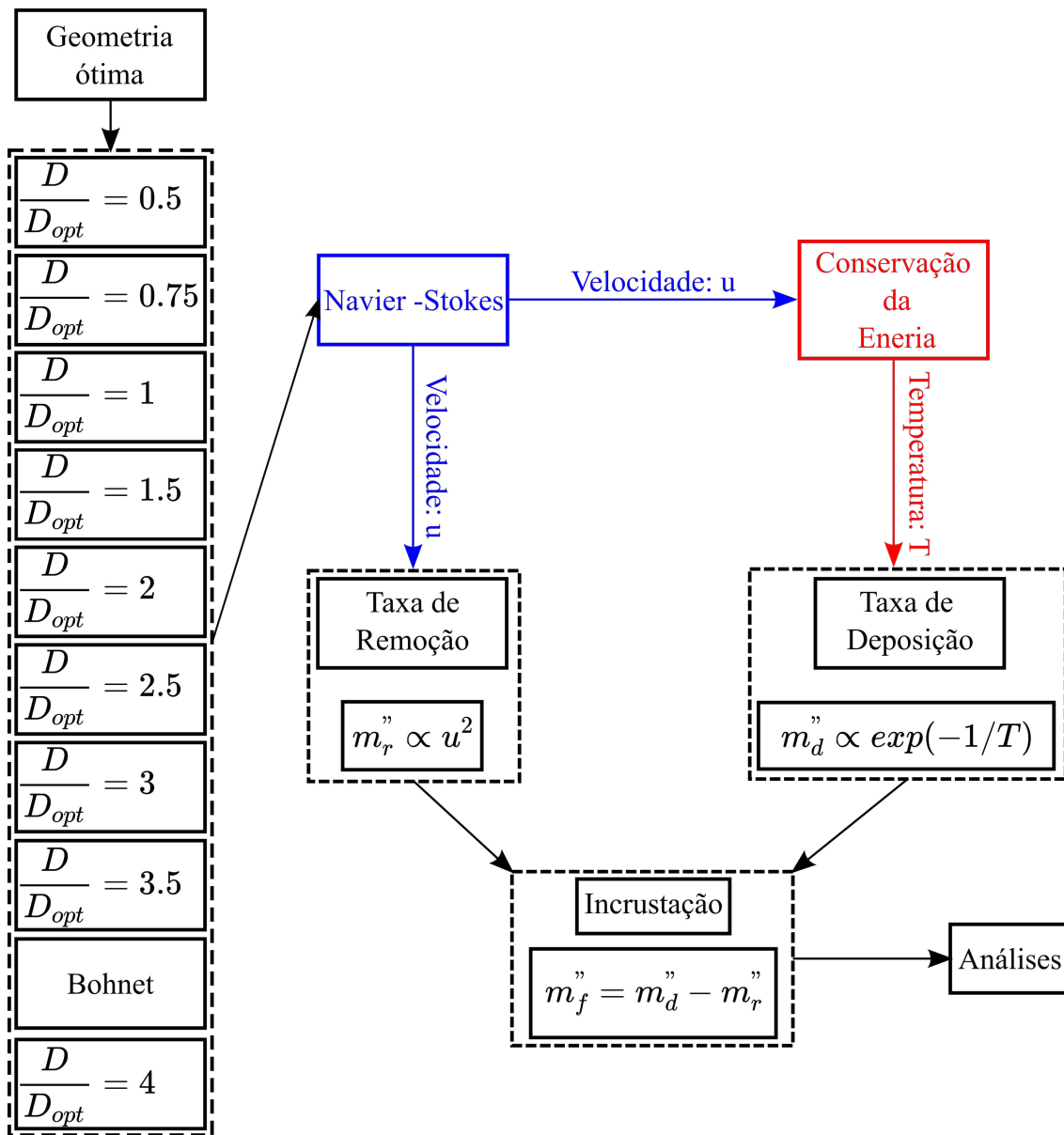
3.3.1 Modelo de incrustação inicial

Primeiramente, foi assumida a hipótese de incrustação inicial. Esse modelo se baseia no fato das escalas de tempos associadas ao crescimento da incrustação serem muito maiores se comparadas às escalas de tempo associadas aos fenômenos de transporte de momento, calor e massa no escoamento. Assim, é possível resolver as equações de transporte na forma estacionária para se obter as taxa de incrustação iniciais. Para simulação completa do processo de incrustação é necessário resolver as equações de conservação da massa, conservação da quantidade de movimento, conservação de energia, variáveis turbulentas e conservação das espécies e implementação do modelo de incrustação escolhido.

Para resolver as equações citadas foi utilizado o software COMSOL Multiphysics® (2017) para implementar o fenômeno de incrustação. O experimento conduzido por Bohnet (1987) foi utilizado como base de dados para as simulações e posteriormente o processo de otimização descrito por Bejan e Morega (1994) foi aplicado à geometria de estudo. A validação dos modelos e a convergência de malha serão apresentadas no capítulo seguinte.

Bohnet (1987) conduz um experimento em uma seção anular aquecida através do duto interno. O processo experimental consiste na medição da resistência de incrustação. A partir dessa variável, é possível obter as taxas de deposição e remoção com expressões analíticas. As expressões obtidas por Bohnet (1987) foram utilizadas nas simulações para calcular a taxa de deposição ao longo da superfície aquecida. Neste modelo, o processo de remoção não é contabilizado na taxa de incrustação, já que as equações são resolvidas no regime estacionário. O processo de otimização consiste em simular o experimento de Bohnet (1987), aplicar a metodologia de otimização descrita por Bejan e Morega (1994) e por fim comparar a geometria otimizada com a original. A metodologia simplificada pode ser vista na Figura 22, onde os passos de solução foram exemplificados em um fluxograma.

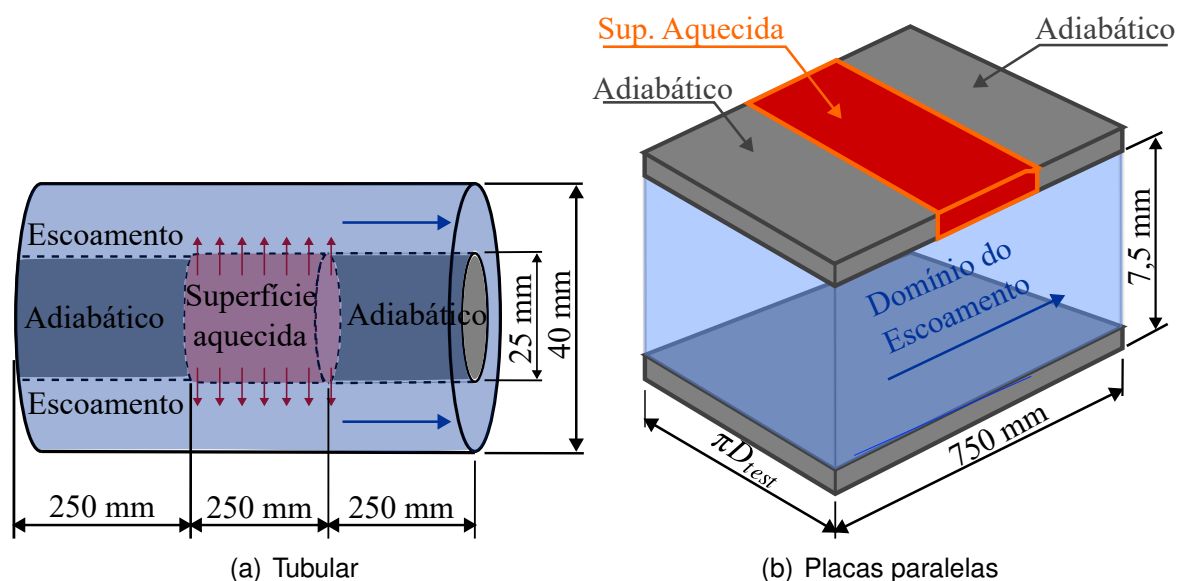
Figura 22 – Fluxograma de solução



Fonte: Autor

Conforme apresentado, Bejan e Morega (1994) descrevem um processo de otimização para placas planas, assim é necessário adaptar o experimento de Bohnet (1987) para a mesma geometria. A adaptação pode ser vista na Figura 23, o duto de seção anular com diâmetro hidráulico de 15 mm (figura 23(a)) foi transformado em um canal de placas com o mesmo diâmetro hidráulico porém com largura igual ao perímetro do duto (23(b)). De acordo com Bejan (2013), o diâmetro hidráulico é um comprimento que leva em consideração o quão perto a parede e seus efeitos resistivos estão posicionados em relação ao escoamento. Assim, é de importância manter os efeitos resistivos o mais próximo possível em relação as duas geometrias.

Figura 23 – Caso tubular estudado por Bohnet (1987) e geometria planificada



Fonte: Autor

3.3.2 Modelo de incrustação transiente

Diferentemente do modelo de incrustação inicial, no modelo de incrustação transiente os efeitos na taxa de remoção são contabilizados no processo. Conforme visto na Figura 22, as equações de Navier-Stokes fornecem o campo de velocidades e com esse é possível calcular a taxa de remoção e o campo de temperaturas. A seguir é apresentado o modelo de remoção utilizado por Bohnet (1987).

Em seu trabalho, Bohnet (1987) propõe um novo modelo com base nos valores medidos nos experimentos realizados. Tendo em vista os resultados obtidos Bohnet (1987), utilizando regressão linearizada, propõe o seguinte modelo para a taxa de deposição:

$$m''_d = 22.15 e^{-\frac{4859}{T_f}} (c_f - c_s)^2 \quad (52)$$

onde m''_d é dado em (kg/m^2s) , T_f em (K) e finalmente c_f e c_s em (kg/m^3) .

A equação acima descreve somente a etapa de reação da superfície sem transferência de massa, sendo possível aproximar c_f de c_b no caso de reação limitante. No próximo capítulo serão apresentados ambos os resultados para os casos onde $c_f = c_b$ e para o caso onde c_f é dado pela equação da conservação das espécies.

Conforme discutido em seção anterior, alguns autores assumem que ocorre um fenômeno tratado como remoção, já que a equação anterior prevê um crescimento ilimitado da incrustação. Para que o modelo de incrustação esteja completo, é necessário inserir uma parcela de remoção do material cristalizado na superfície. Segundo Bohnet (1987) e Krause (1993), a remoção ocorre devido a quedas de temperatura na

camada de incrustação provocando estresses térmicos reduzindo a força dos cristais. Considerando esse fato, a expressão para a força de cisalhamento na camada de incrustação pode ser descrita por,

$$\sigma_f = k_4 \frac{P}{Nd_f(1 + \Gamma\Delta T)d_p} \quad (53)$$

onde ΔT representa a perda de temperatura na camada de incrustação, d_p o diâmetro do cristal, P as forças de adesão intercristalinas e N o número de falhas na camada de incrustação. De acordo com Bohnet (1987), a remoção de material sólido da camada pode assumir,

$$\dot{m}_r = K_5 \frac{\tau_f}{\sigma_f} \rho_f \left(\frac{\mu g}{\rho} \right)^{1/3} \quad (54)$$

Nota-se que a taxa de remoção de material é proporcional à tensão de cisalhamento, mas inversamente proporcional à resistência ao cisalhamento. Sabendo que a tensão de cisalhamento é proporcional a ρw^2 e substituindo a equação (53) na equação (54), tem-se a expressão para a taxa de remoção de material.

$$\dot{m}_r = \frac{K_6}{P} \rho_f (1 + \beta\Delta T) d_p (\rho^2 \mu g)^{1/3} d_f u^2 \quad (55)$$

Onde K_6 é um parâmetro e ρ_f é a densidade da incrustação. A tabela a seguir mostra os valores utilizados por Bohnet (1987) na Eq. (55).

Tabela 5 – Parâmetros para a equação da taxa de remoção

Experimentos	P/K_6 (N)	d_p (m)	ρ_f (kg/m ³)	β (K ⁻¹)
-				
2	26,4			
4	32,0	20×10^{-6}	2050	10^{-6}
6	69,7			

Nos próximos capítulos serão apresentados os resultados obtidos pela otimização para o regime permanente e transiente da incrustação.

4 MODELO DE INCRUSTAÇÃO INICIAL

O modelo de Incrustação inicial é composto pelas equações de transporte apresentadas previamente, junto de suas condições de contorno, que são apresentadas a seguir.

4.1 CONDIÇÕES DE CONTORNO

As condições de contorno para o escoamento são: pressão prescrita na entrada ($p_{in} = \Delta p$), condição de não-escorregamento na parede ($u_x = u_y = 0$) e pressão prescrita na saída ($p_{out} = 0$). As condições de contorno para a equação da energia são: temperatura prescrita na entrada ($T = T_{in}$), fluxo de calor zero através das superfícies adiabáticas ($dT/dn = 0$), fluxo de calor prescrito na superfície aquecida e gradiente zero na saída ($dT/dn = 0$).

Conforme equação (50), o espaçamento ótimo é função do número de Prandtl e do número de Bejan. Assim, ambas as variáveis foram mantidas fixas para os espaçamentos testados D_{test} . A variável D_{test} é função de uma razão entre espaçamento utilizado na simulação e espaçamento ótimo D_{opt} obtido pela escala: portanto, quando $D/D_{opt} = 1$, o espaçamento das placas é igual ao espaçamento ótimo, i.e. $D_{test} = D_{opt}$. Foram testados diversos valores de D_{test} (0,5; 0,75; 1; 1,5; 2; 2,5; 3; 3,5; 4 e 4,5) e, para essa faixa de valores, os números de Prandtl (Pr) e Bejan (Be_L) se mantiveram fixos.

Como pode ser notado nos experimentos de Bohnet (1987), a variável do escoamento é velocidade de entrada. Assim, faz-se necessário determinar Be_L a partir dessa variável. Para isso, se fez uso da equação (47) e da expressão para o número de Bejan.

$$Be_L = \frac{L^2 \Delta p}{\mu \alpha} \quad (56)$$

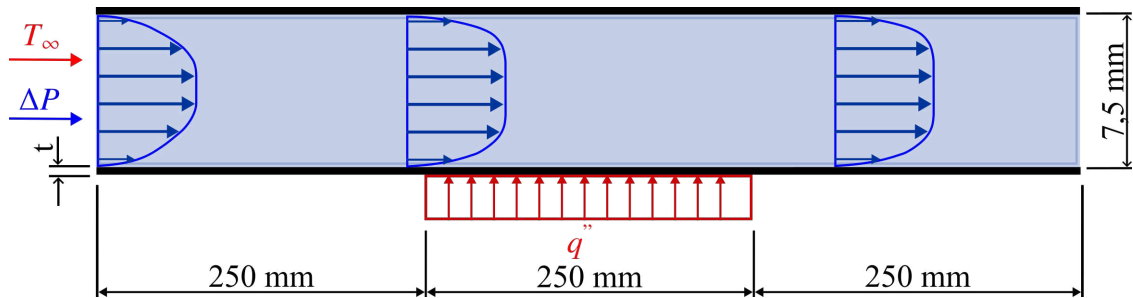
Na Tabela 6 são apresentadas as condições de contorno utilizadas na simulação do experimento de Bohnet (1987) e para o D_{opt} .

Tabela 6 – Condições de contorno

Experimento	Pressão (ΔP) Pa	Fluxo de calor (q'') W/m^2	Be_L	Temperatura (T_∞) °C
-			-	
II	156,0	165,1	$1,41 \times 10^{12}$	43,5
IV	325,0	217,3	$2,49 \times 10^{12}$	43,4
VI	885,0	294,3	$8,01 \times 10^{12}$	45,0

Na figura 24 é apresentada esquematicamente a geometria utilizada no COMSOL Multiphysics® (2017). O valor do espaçamento de 7,5 mm é atualizado a cada nova simulação, assumindo valores de D_{test} .

Figura 24 – Modelo utilizado no COMSOL Multiphysics® (2017)



Fonte: Autor

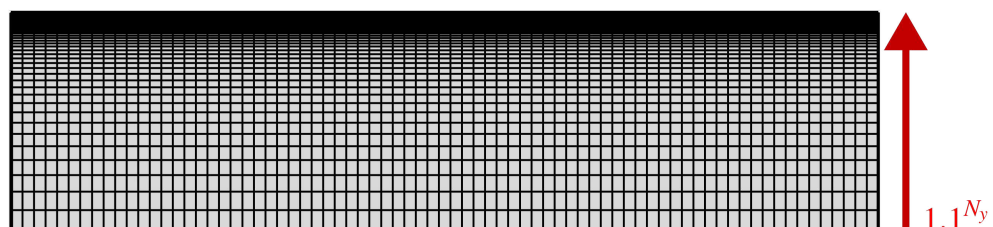
4.2 VALIDAÇÃO DA MALHA

Ao se resolver as equações do modelo RANS numericamente, a malha perto da parede deve obedecer algumas restrições baseadas na distância adimensional y^+ , expressa por,

$$y^+ = \frac{u_\tau h_0}{\nu} \quad (57)$$

y^+ deve assumir valores $y^+ < 0,5$. Onde u_τ é a velocidade de fricção, h_0 é a distância do centro da célula até parede e ν é a viscosidade cinemática.

A malha utilizada para as simulações foi uma malha ortogonal composta por elementos retangulares com $\Delta z = 1 \text{ mm}$ na direção axial. Para a direção radial, a malha foi construída por N_y camadas, onde a distância entre uma camada e outra diminui geometricamente por um fator de 1.1 na direção da parede. A Figura 25 mostra a malha construída para o domínio.

Figura 25 – Malha empregada com 60 camadas e $\Delta z = 1 \text{ mm}$.

Fonte: Autor

Foram testadas 7 diferentes malhas para o experimento de maior velocidade $u = 1,31 \text{ m/s}$, em que a convergência foi avaliada pela temperatura local máxima.

A simulação de maior velocidade foi escolhida na validação da malha pois reflete a menor espessura da camada limite; isto é, se a malha for suficientemente refinada para resolver este caso, também o será para as demais simulações de velocidade mais baixas. A seguir são apresentadas as 7 malhas e seus respectivos resultados para a temperatura máxima (T_f) e a distância adimensional (y^+).

Tabela 7 – Valores de y^+ e da temperatura máxima para as diferentes malhas

Malha	N. de Camadas	max(y^+)	max(T) °C
A	20	9,468	92,049
B	50	0,542	82,412
C	60	0,208	82,315
D	70	0,080	82,280
E	80	0,030	82,265
F	90	0,012	82,262
G	100	0,005	82,262

Tendo em vista os resultados apresentados na tabela 7 mostram que a temperatura local máxima convergiu para um valor de 82,262 °C. Assim a malha C foi escolhida para as próximas simulações, por apresentar valores muito próximos ao valor convergido e pelo valor de y^+ ser inferior a 0,5.

4.3 RESULTADOS PARA O FATOR DE ATRITO

O fator de atrito pode ser obtido a partir da seguinte relação,

$$f = \frac{-dp/dx}{\rho u^2/2} \quad (58)$$

onde u é a velocidade (m/s) ao longo de x , ρ é a massa específica e dp/dx é a queda de pressão em x .

Os valores obtidos pela simulação foram comparados com a relação dada por Blasius (1913).

$$f = 0.0791 Re_{Dh}^{-1/4} \quad (59)$$

Os valores do fator de atrito para a simulação e para a relação de Prandtl são apresentados na tabela abaixo.

De acordo com os valores apresentados na Tabela 8 percebe-se que o erro relativo (ϵ) tem um valor máximo de $\pm 5\%$, provando que os valores obtidos a partir da simulação e da correlação de Prandtl (ERHARD *et al.*, 2010) tem um bom acordo entre si.

Tabela 8 – Erro relativo entre a correlação e a simulação 2D

Experimento Be_L	Correlação		Simulação 2D	
	Re_{Dh}	f	f	ε_{rel} %
-	-	-	-	-
1.41×10^{12}	19133	0,006726	0,006902	2,55
2.49×10^{12}	28700	0,006077	0,006385	4,82
8.01×10^{12}	49800	0,005297	0,005570	4,91

4.4 RESULTADOS TÉRMICOS

Abaixo serão apresentados os valores obtidos para o número de Stanton e para o coeficiente convectivo. O número de Stanton representa a razão entre o coeficiente de troca de calor e a capacidade calorífica do fluido, conforme a seguir:

$$St = \frac{h}{\rho C_p U} \quad (60)$$

O número de Stanton pode ser calculado a partir da analogia de Colburn entre quantidade de movimento e transferência de calor na camada limite turbulenta.

$$St = \frac{1}{2} C_f Pr^{-2/3} \quad (61)$$

De acordo com Prandtl, o coeficiente de atrito da parede é dado por:

$$\frac{1}{2} C_f = 0.074 Re_L^{-1/5} \quad (62)$$

Com as correlações acima é possível calcular o coeficiente convectivo. A Tabela 9 apresenta os valores para o coeficiente convectivo e o número de Stanton.

Tabela 9 – Valores médios do coeficiente convectivo e do número de Stanton para a correlação e para a simulação 2D

Experimento Be_L	Correlação		Simulação 2D	
	St	h kW/m ² K	h kW/m ² K	ε_{rel} %
-	-	-	-	-
1.41×10^{12}	1.26×10^{-3}	3,05	2,93	3,92
2.49×10^{12}	1.16×10^{-3}	4,23	4,17	1,32
8.01×10^{12}	1.04×10^{-3}	6,61	6,56	0,74

Avaliando os valores, nota-se que o erro máximo obtido foi de $\pm 4\%$, para Be_L igual à $1,41 \times 10^{12}$. Os bons resultados obtidos evidenciam a concordância entre a simulação 2D e a correlação para o número de Stanton.

4.5 RESULTADOS PARA TRANSFERÊNCIA DE MASSA

O modelo para o número de Schmidt turbulento perto da parede de Kays-Crawford foi utilizado durante as simulações. Na tabela abaixo são apresentados os

valores para o coeficiente médio de transferência de massa convectiva e para o número de Sherwood. O coeficiente de transferência de massa é obtido a partir da analogia de Chilton-Colburn onde:

$$\frac{h}{\rho C_p U} Pr^{2/3} = \frac{\beta}{U} Sc^{2/3} = \frac{C_f}{2} \quad (63)$$

Tabela 10 – Valores médios do coeficiente de transferência de massa convectivo para a simulação 2D

Experimento Be_L -	Correlação		Simulação 2D	
	Sh	β m/s	β m/s	ε_{rel} %
1.41×10^{12}	300,47	$2,00 \times 10^{-5}$	$2,01 \times 10^{-5}$	-0,42
2.49×10^{12}	393,48	$2,63 \times 10^{-5}$	$2,51 \times 10^{-5}$	4,3
8.01×10^{12}	602,34	$4,01 \times 10^{-5}$	$3,47 \times 10^{-5}$	13,4

Os resultados para o coeficiente de transferência de massa convectivo são comparados. Ambos os valores da correlação e da simulação apresentaram resultados próximos, com um erro máximo de 13% para o maior valor de Be_L .

4.6 RESULTADOS MODELO DE INCRUSTAÇÃO INICIAL

Durante as simulações algumas hipóteses foram feitas para o modelo:

- Primeiramente, foi considerado que a camada de incrustação não tem influência sobre o escoamento (hipótese da incrustação inicial). Pääkkönen *et al.* (2015) em seu trabalho comentam que essa hipótese é válida e oferece uma boa aproximação.
- A incrustação é controlada pela reação na superfície. Assim, a taxa de deposição de massa é dada pela equação (52), onde é possível aproximar c_f (concentração na superfície) de c_b (concentração da mistura).
- O objetivo é entender o comportamento da deposição de massa com a temperatura. Portanto, todas as simulações foram feitas no regime permanente, para se obter a taxa de deposição máxima.
- Somente o efeito linear da deposição foi modelado, ou seja, a remoção de material foi negligenciada.
- O fluxo de calor é assumido como constante ao longo da superfície aquecida.

Nas seções abaixo serão apresentados os resultados obtidos pela simulação para a taxa de deposição e temperatura de parede.

A equação (50) foi utilizada para determinar o espaçamento ótimo do canal. Para o modelo de incrustação inicial, os efeitos da espessura da parede, que forma o canal, foram desconsiderados. A cada valor assumido para D_{test} , a variável q'' é

atualizada para manter o aquecimento por unidade de área constante em todos os casos estudados. Onde:

$$q'' = \frac{q_{total}}{n} \quad (64)$$

e n é dado por,

$$n = \frac{7.5mm}{D_{test}} \quad (65)$$

4.6.1 Modelo de incrustação inicial sem resistência à transferência de massa

A Figura 26 mostra a temperatura máxima na parede, a taxa de incrustação máxima, a taxa de incrustação média e a temperatura de saída do canal, todos em relação a uma fração do diâmetro ótimo. Nessa primeira análise, a espessura da parede foi negligenciada. Posteriormente será feita uma análise com espessura para evidenciar a importância dessa variável na minimização da incrustação.

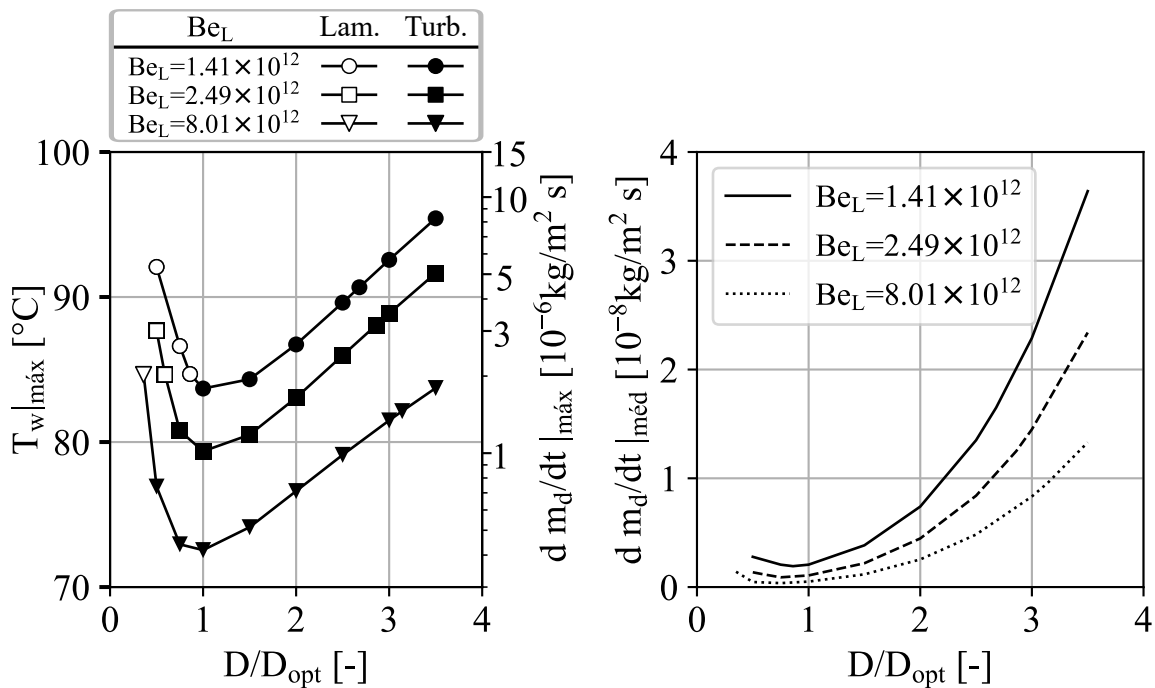
Analisando a Figura 26(a), nota-se que para os 3 casos simulados, a geometria que entrega a menor temperatura de parede é a geometria ótima ($D/D_{opt}=1$) obtida pelo método descrito por Bejan e Morega (1994). De acordo com a equação da taxa de deposição Eq. (52), a incrustação depende exponencialmente da temperatura de parede. Conseqüentemente com a minimização da temperatura da parede é notado uma diminuição da incrustação máxima. Nessa etapa, os experimentos de Bohnet (1987) para as velocidades de 0,5, 0,75 e 1,31 foram utilizados como base de dados para comparação. Na tabela 11 são apresentados os experimentos de Bohnet (1987), seu respectivo Be_L , o D_{opt} calculado para cada experimento e a relação de D_{Bohnet}/D_{opt} .

Tabela 11 – Relação de espaçamento ótimo para diferentes Be_L

Velocidade (m/s)	Be_L -	D_{opt} (mm)	D_{Bohnet} (mm)	D/D_{opt} -
0,50	$1,41 \times 10^{12}$	2,80		2,68
0,75	$2,49 \times 10^{12}$	2,62	7.50	2,86
1,31	$8,01 \times 10^{12}$	2,39		3,14

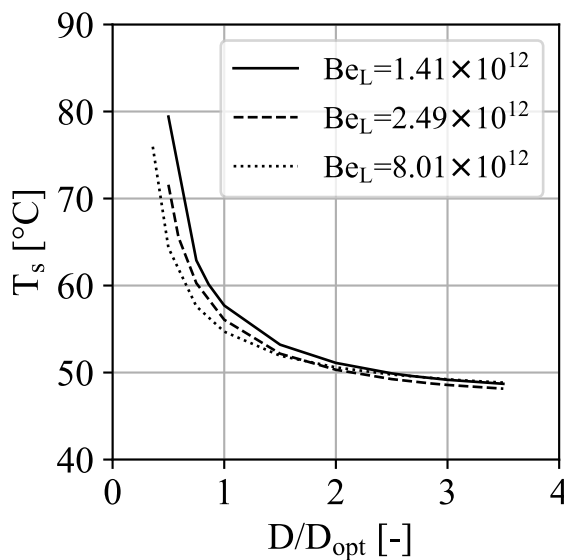
Ao se comparar as relações de diâmetro dos experimentos de Bohnet ($D/D_{opt} = 2,68, 2,86, 3,14$) com o diâmetro ótimo, há uma redução de cerca de 6°C, 8°C e 9°C para a temperatura máxima na parede, o que acarreta em uma redução de 56%, 67% e 80% na taxa de deposição mássica máxima para os casos de Be_L igual à $1,41 \times 10^{12}$, $2,49 \times 10^{12}$ e $8,01 \times 10^{12}$, respectivamente. Ainda na figura 26(a), nota-se que algumas relações de diâmetro o escoamento encontram-se no regime laminar. Assim, levanta-se o seguinte questionamento: sabendo que a deposição de massa leva a uma diminuição do diâmetro do canal, é viável trabalhar com um canal de diâmetro ótimo ou com um canal acima do diâmetro ótimo? Visto que, ao se trabalhar com o diâmetro ótimo, uma conseqüente diminuição do espaçamento livre do canal faz com

Figura 26 – Resultados modelo de incrustação sem resistência à transferência de massa.



(a) Temperatura e deposição máxima na parede

(b) Taxa de deposição média na parede



(c) Temperatura média na saída

Fonte: Autor

que o regime de escoamento transicione para o laminar, aumentando a temperatura da parede de forma brusca e rápida, já que nessa região ($<D_{opt}$) percebe-se que ambas, temperatura e incrustação, são mais sensíveis as alterações do espaçamento do canal.

A Figura 26(b) mostra a incrustação média ao longo do comprimento aquecido, para os três Be_L testados. Ela se comporta de maneira semelhante à taxa de incrusta-

ção máxima, onde a razão de $D/D_{opt} = 1$ apresenta os valores mínimos. Nota-se que os valores da taxa de incrustação média, referentes as razões de D/D_{opt} menores que 1, apresentam valores próximos ao ótimo. Isso ocorre devido ao fato da temperatura média da parede ser menor para os casos de menor espaçamento ($D/D_{opt} = 0,75$ e $0,5$). Ao se comparar as três curvas apresentadas, percebe-se que, com o aumento do número de Bejan, há uma diminuição na taxa de incrustação média. Isso se deve ao aumento da velocidade do escoamento, com um conseqüente aumento do coeficiente convectivo que acarreta na diminuição da temperatura da parede, reduzindo a taxa de incrustação conforme a Eq. (52).

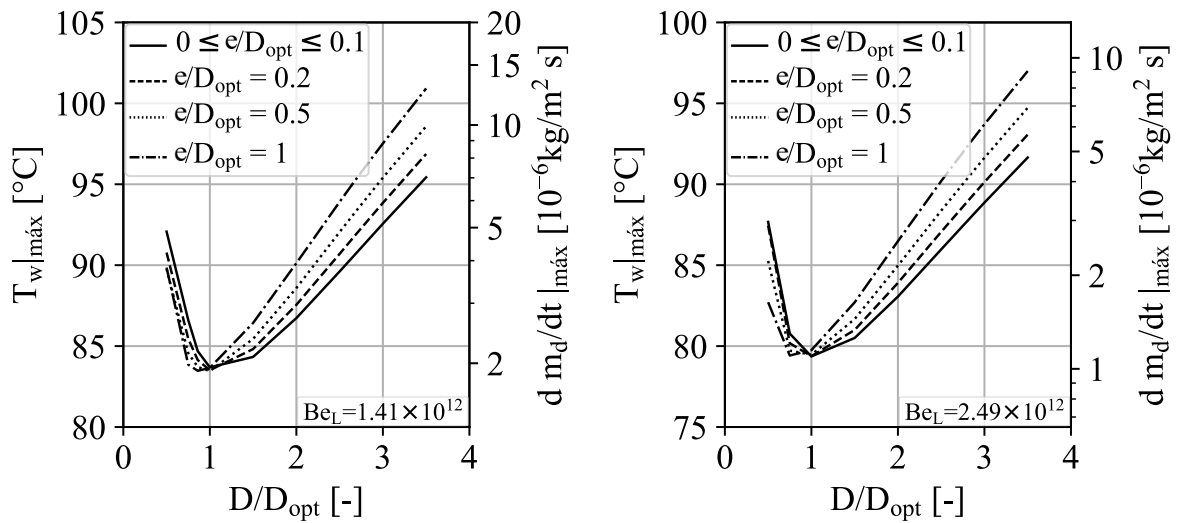
Finalmente, a figura 26(c) mostra que, além da minimização da temperatura e conseqüentemente da taxa de deposição, o método de Bejan e Morega (1994) traz uma melhora na eficiência do trocador de calor. Para o caso de espaçamento ótimo ($D/D_{opt} = 1$) a temperatura do fluido na saída do canal é maior se comparada aos espaçamentos dos casos de Bohnet (1987). Assim, o processo de otimização traz duas melhoras ao equipamento: minimização da incrustação e aumento da performance do trocador de calor devido ao aumento da temperatura de saída.

4.6.2 Modelo de incrustação inicial sem resistência à transferência de massa e com espessura de parede

Os resultados mostrados na seção anterior são referentes às simulações feitas em um canal com a espessura de parede desprezível. Porém, ao analisar a equação do diâmetro ótimo obtida por Bejan e Morega (1994), verifica-se que o diâmetro ótimo depende também da espessura de parede. As Figuras 27(a), 27(b) e 27(c) mostram os valores de temperatura e incrustação máxima para Be_L igual à $1,41 \times 10^{12}$, $2,94 \times 10^{12}$ e $8,01 \times 10^{12}$. Cada uma das curvas representa uma relação e/D_{opt} vista na equação do espaçamento ótimo.

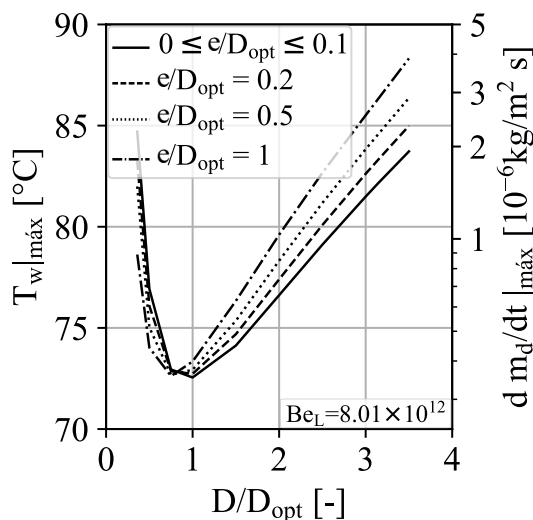
Nota-se que, para os três números de Bejan testados, o perfil das curvas é semelhante, sendo que a diferença está nos valores de temperatura. Com o aumento do número de Bejan, há um aumento na velocidade do escoamento e um conseqüente aumento do coeficiente convectivo, diminuindo os valores máximos da temperatura na parede. Observa-se que, para as relações e/D_{opt} entre 0 e 0,1, os valores das curvas de temperatura e taxa de incrustação máxima se sobrepõem. Para os valores acima de 0,1, a curva é deslocada para a esquerda fazendo com que o valor da temperatura e da taxa de incrustação máxima na parede sejam menores para valores menores que $D/D_{opt}=1$, aproximadamente 0,75, dando a possibilidade de se trabalhar com canais de espaçamento menores, porém com a espessura da parede maior.

Figura 27 – Temperatura e deposição máxima modelo de incrustação sem Transferência de massa com espessura.



(a) $Be_L = 1.41 \times 10^{12}$

(b) $Be_L = 2.49 \times 10^{12}$



(c) $Be_L = 8.01 \times 10^{12}$

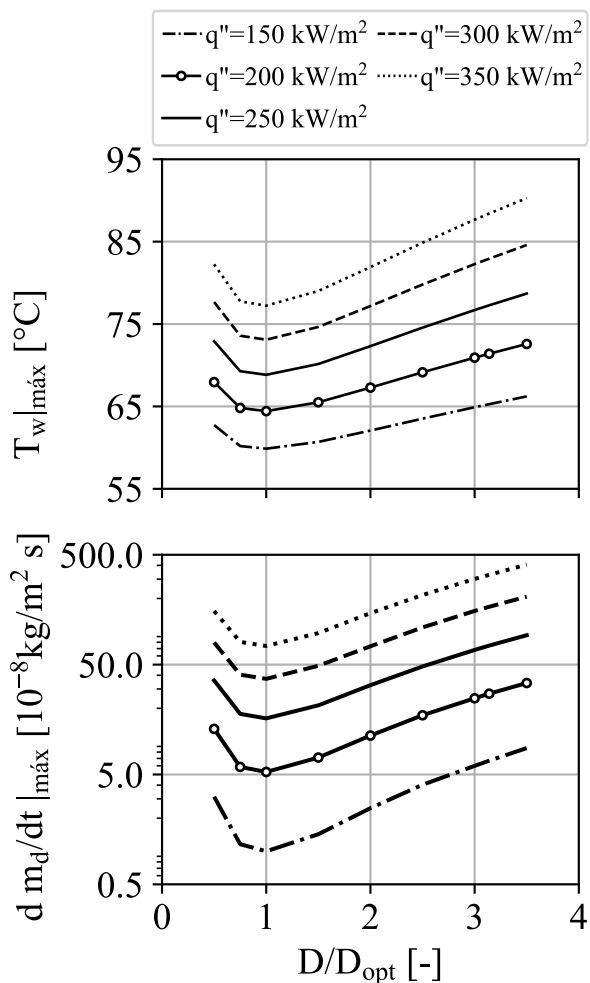
Fonte: Autor

4.6.3 Temperatura e deposição máxima para fluxos de calor diferentes

Nas seções anteriores, tanto o número de Bejan quanto o fluxo de calor eram alterados para cada um dos casos. Assim, surge a necessidade de se verificar a relação do espaçamento ótimos com um desses parâmetros. Nesta seção são apresentados os valores de temperatura e incrustação máxima em função da relação de diâmetros D/D_{opt} para cinco fluxos de calor diferentes, onde o número de Bejan foi mantido constante.

Foram utilizados cinco valores diferentes para o fluxo de calor (150, 200, 250, 300 e 350 kW/m^2), nota-se a dependência da taxa de incrustação com o valor do fluxo

Figura 28 – Temperatura da parede e taxa de deposição para diferentes condições de fluxo prescrito na parede.

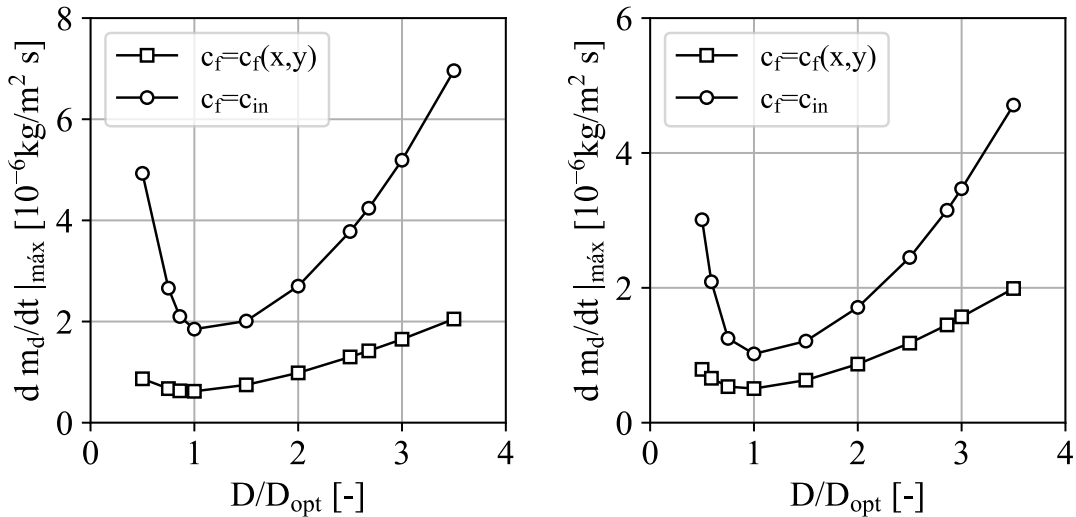


Fonte: Autor

de calor na parede. Com o aumento do fluxo de calor há um aumento na temperatura da parede, onde ocorre a incrustação. Conforme visto anteriormente, a taxa de deposição é dependente direta da temperatura na parede. Portanto, pequenos aumentos na temperatura da parede ocasionam um aumento exponencial na taxa de deposição. Comparando os casos de 350 e 150 kW/m^2 , a temperatura da parede diminui em cerca de 18°C reduzindo a taxa de deposição em 98 %.

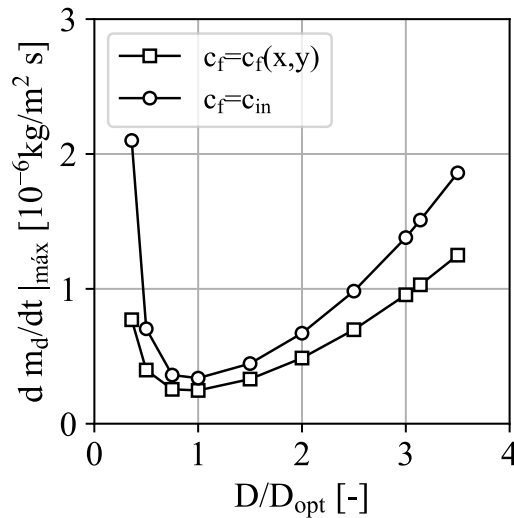
4.6.4 Modelo de incrustação inicial com resistência à transferência de massa

Figura 29 – Deposição média na parede para diferentes Be_L .



(a) $Be_L = 1.41 \times 10^{12}$

(b) $Be_L = 2.49 \times 10^{12}$



(c) $Be_L = 8.01 \times 10^{12}$

Fonte: Autor

Em todos os casos simulados anteriormente, foi assumido que a transferência de massa é muito mais rápida que a reação na superfície. Assim, é possível aproximar c_f de c_b , já que a resistência a transferência de massa é desprezível. Portanto, a concentração na superfície da camada de incrustação é igual a concentração da mistura, que já é conhecida, não sendo necessário resolver a equação da conservação das espécies. Nos casos anteriores, a concentração da mistura foi mantida constante e igual a $c_b = 2,055 \text{kg/m}^3$.

Na presente seção a equação da transferência de massa foi resolvida para se obter os perfis de concentração ao longo do domínio. Os resultados apresentados na Figura 29 expressam os valores da incrustação máxima com $c_f = cte$ e $c_f = c_f(x,y)$.

Para o maior valor de Be_L na Figura 29(c), nota-se que as curvas se aproximam. Isso se deve ao fato da velocidade característica do escoamento aumentar, aumentando a turbulência e fazendo com que a transferência de massa seja mais rápida (caso onde $c_f \simeq c_b$). Assim, a deposição de massa é controlada pelo mecanismo de reação na superfície. Nota-se que, para o casos de $D/D_{opt}=0,36$ (crítico) onde o escoamento é laminar, as curvas se distanciam. Isso ocorre devido a ausência de turbulência, que diminui a transferência de massa para a superfície da camada de incrustação. Já para valores menores de Be_L , onde a velocidade é menor, a transferência de massa é mais lenta. Conseqüentemente, a transferência de massa se torna mais influente na taxa de deposição.

Outro comportamento interessante que pode ser notado são para os casos de $D/D_{opt}=0,36$, 0,59 e 0,86 (crítico), onde o escoamento é laminar e a transferência de massa é mais lenta, devido a ausência de turbulência. Conseqüentemente, a difusão tem maior influência na deposição de massa.

Tendo em mãos os perfis de concentração, é possível verificar a segunda hipótese feita no início do capítulo 4. A verificação é feita como base no número de Damköhler. O número de Damköhler é um número adimensional que relaciona a razão entre os máximos valores da taxa de reação na superfície e taxa de transferência de massa. Essa razão é dada por

$$Da = \frac{k_r(c_f - c_b)^{n-1}}{k_c} \quad (66)$$

Nos casos reais, ambas as etapas de transferência de massa e reação na superfície influenciam a deposição. Essa influência é medida pelo fator de efetividade (η), fator esse que mede a razão entre essas etapas. O fator de efetividade assume valores entre 0 e 1 ($0 \leq \eta \leq 1$) e é definido por

$$\eta = \left(\frac{c_f - c_s}{c_b - c_s} \right)^2 = f(Da) \quad (67)$$

Onde o fator de efetividade é uma função do número de Damköhler. Segundo Mullin (2001) para valores de $\eta \rightarrow 1$ tem-se que a transferência de massa é rápida e para $\eta \rightarrow Da^{-1} \approx 0$ a reação na superfície é rápida. O fator de efetividade mostra qual etapa é mais determinante na deposição da incrustação. Na tabela 12 são apresentados os valores do fator de efetividade para cada um dos números de Bejan simulados.

Os valores do fator de efetividade (η) próximos de 1 mostram que a hipótese da taxa de deposição ser controlada pela reação na superfície é válida. Assim, utilizar a equação (12), com $c_f \rightarrow c_b$, é uma boa aproximação do real comportamento da incrustação, validando a análise feita na seção anterior.

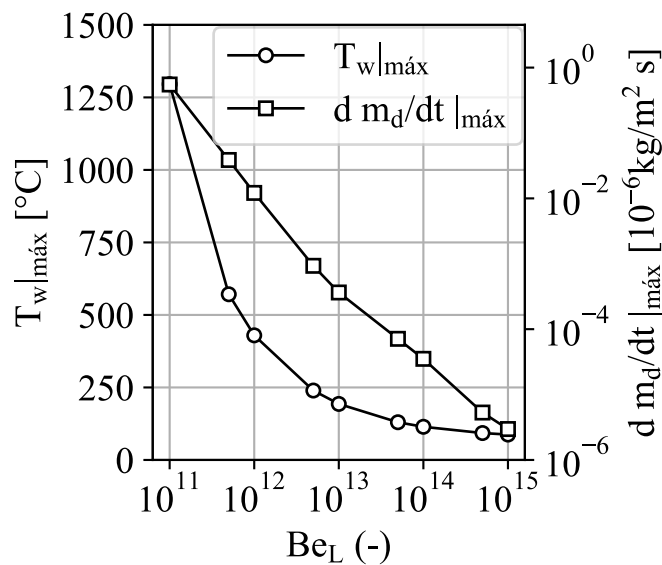
Tabela 12 – Fator de efetividade

$Be_L=8,01 \times 10^{12}$		$Be_L=2.49 \times 10^{12}$		$Be_L=1,41 \times 10^{12}$	
D/D_{opt}	η	D/D_{opt}	η	D/D_{opt}	η
-	-	-	-	-	-
0,36	-	0,50	-	0,50	-
0,50	0,96	0,59	-	0,75	-
0,75	0,97	0,75	0,94	0,86	-
1,00	0,98	1,00	0,95	1,00	0,91
1,50	0,98	1,50	0,96	1,50	0,93
2,00	0,98	2,00	0,95	2,00	0,93
2,50	0,97	2,50	0,95	2,50	0,91
3,00	0,97	2,86	0,94	2,68	0,91
3,14	0,97	3,00	0,94	3,00	0,89
3,50	0,97	3,50	0,94	3,50	0,87

4.6.5 Variação da temperatura e incrustação máxima com o número de Bejan

De modo a estudar a dependência do fenômeno de incrustação com o número de Bejan, foi realizada uma análise quantitativa dos valores da temperatura da parede e taxa de incrustação máxima em função do número de Bejan. (Be_L).

Figura 30 – Dependência da temperatura e incrustação com Be_L .



Fonte: Autor

A Figura 30 mostra o comportamento da taxa de incrustação e da temperatura máxima na parede, em que se percebe a dependência de ambas as variáveis com Be_L . Com o aumento do número de Bejan, há um aumento da velocidade do escoamento.

Consequentemente, ocorre um aumento do coeficiente convectivo e uma diminuição na temperatura da parede. Esses fatores levam a uma diminuição da taxa de incrustação máxima, mostrando uma dependência da taxa de incrustação com a velocidade do escoamento.

4.6.6 Tempo até o espaçamento crítico

Por fim, uma análise quantitativa do tempo de incrustação é apresentada. Sabendo que a deposição de massa ocasiona uma diminuição do espaçamento disponível do canal devido ao aumento da espessura da camada de incrustação. A utilização de razões de espaçamentos menores resulta na diminuição do número de Reynolds. O tempo calculado na Figura 31 mostra o tempo no qual a espessura da camada de incrustação atinge um determinado valor, chamado do presente trabalho de espaçamento crítico, fazendo com o espaçamento do canal diminua, reduzindo o número de Reynolds até que o escoamento chegue ao regime laminar. Esse tempo é calculado a partir das seguintes hipóteses.

- A deposição é constante ao longo do tempo, ou seja, a deposição utilizada foi a deposição máxima obtida pela simulação na relação de espaçamento (D/D_{opt}) estudada.
- A taxa de deposição mássica é aproximada por,

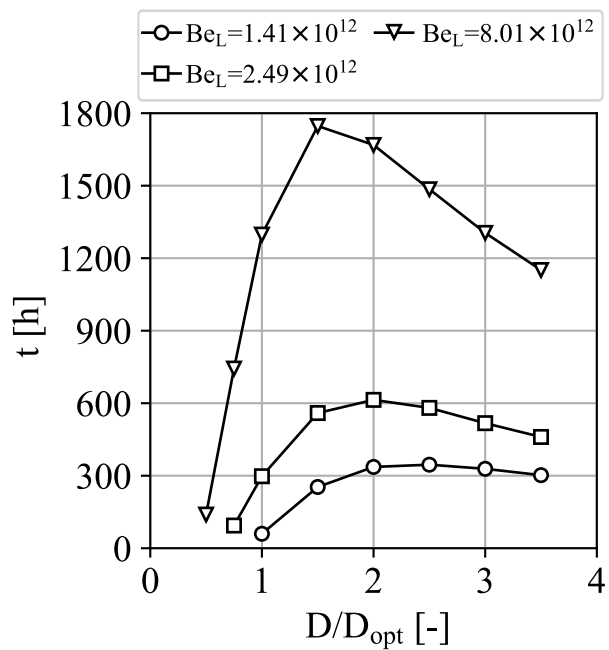
$$\dot{m}_d = \frac{m_d}{A_f t} = \frac{\rho_f A_f d_f}{A_f t} = \frac{\rho_f d_f}{t} \quad (68)$$

Portanto, o tempo para se alcançar um dada espessura de incrustação é dado por

$$t = \frac{\rho_f d_f}{\dot{m}_d} \quad (69)$$

Analisando os dados apresentados na Figura 31, nota-se que os maiores tempo estão na faixa de $1,5D_{opt}$ e $2D_{opt}$. Canais com a geometria situada nessa região demoram mais tempo para incrustar até o diâmetro crítico, onde a temperatura máxima da parede aumenta muito junto com a taxa de deposição mássica, sendo uma região que deve ser evitada. Essa faixa de $1,5D_{opt}$ e $2D_{opt}$ traz uma melhora no cronograma de limpeza fazendo com que os ciclos de limpeza sejam maiores, reduzindo os custos com mitigação de incrustação. Outro comportamento interessante que pode ser notado é a questão experimental. Para medições experimentais é interessante que a incrustação seja rápida, ou seja, leve menos tempo para incrustar o canal ou tubo. Assim, quando o objetivo é construir uma bancada experimental é interessante se trabalhar em diâmetros menores que D_{opt} onde o tempo para se alcançar o diâmetro crítico é baixo, consequentemente a incrustação ocorre rapidamente.

Figura 31 – Tempo para alcançar o espaçamento crítico.



Fonte: Autor

5 MODELO DE INCRUSTAÇÃO TRANSIENTE

No capítulo 4, os resultados apresentados foram os obtidos a partir da otimização da razão D/L para o regime estacionário da incrustação. Neste capítulo, será apresentado o comportamento transiente da incrustação após a otimização descrita por Bejan e Morega (1994). Para obtenção desses resultados foram consideradas as seguintes hipóteses:

- Camada de incrustação não tem influência sobre o escoamento (hipótese da incrustação inicial).
- A incrustação é controlada pela reação na superfície. Assim, a taxa de deposição de massa é dada pela equação (52), onde é possível aproximar c_f de c_b .
- O tempo de simulação foi estimado com base no comportamento assintótico da incrustação. O efeito de remoção de material foi considerado.
- O fluxo de calor foi assumido como sendo constante ao longo da superfície aquecida.
- O fluxo de calor foi escolhido para que a temperatura da superfície não ultrapassasse os 100 °C em nenhum instante de tempo.

5.1 CONDIÇÕES DE CONTORNO

As condições de contorno para o escoamento são: pressão prescrita na entrada ($p_{in} = \Delta p$), condição de não-escorregamento na parede ($u_x = u_y = 0$) e pressão prescrita na saída ($p_{out} = 0$). As condições de contorno de calor são, temperatura prescrita na entrada ($T = T_{in}$), sem fluxo de calor através das superfícies adiabáticas ($dT/dn = 0$), fluxo de calor prescrito na superfície aquecida e gradiente zero na saída ($dT/dn = 0$), conforme utilizado no capítulo 4. A tabela abaixo mostra as condições de contorno utilizadas na simulação dos casos estudados. Várias razões de diâmetro foram simuladas ($D/D_{opt} = 0,75; 1; 1,5; 2; 2,5; 3$ e $3,5$), enquanto o número de Prandtl e de Bejan foram mantidos constantes.

5.2 VALIDAÇÃO DE MALHA

A malha utilizada para as simulações foi uma malha ortogonal composta por elementos retangulares com $\Delta z = 1 \text{ mm}$ na direção axial. Para a direção radial a malha foi construída por $N_y = 60$ camadas, onde a distancia entre uma camada e outra diminuía geometricamente por um fator de 1.1 da direção da parede.

O processo de validação é o mesmo apresentado no capítulo 4 para a quantidade de elementos e sua distribuição. O diferencial para a simulação transiente é a

Tabela 13 – Condições de contorno para análise transiente da incrustação

Experimento	Be_L	Pressão (Δp) Pa	Fluxo de calor (q'') kW/m^2	Temperatura (T) $^{\circ}\text{C}$
-	-			
1	$1,41 \times 10^{12}$	156,00	158,1	43,5
2	$2,49 \times 10^{12}$	325,00	217,3	43,4
3	$8,01 \times 10^{12}$	885,00	294,3	45,0
4	$2,00 \times 10^{13}$	2209,60	350,0	45
			400,0	
			450,0	
5	$3,00 \times 10^{13}$	3314,36	450,0	45
			500,0	
			550,0	
6	$5,00 \times 10^{13}$	5523,94	600,0	45
			650,0	
			700,0	

tolerância relativa para cada passo de tempo, a tabela a seguir apresenta os valores finais da temperatura para 5 tolerâncias diferentes.

Tabela 14 – Tolerâncias relativas do solve transiente e temperatura máxima na parede

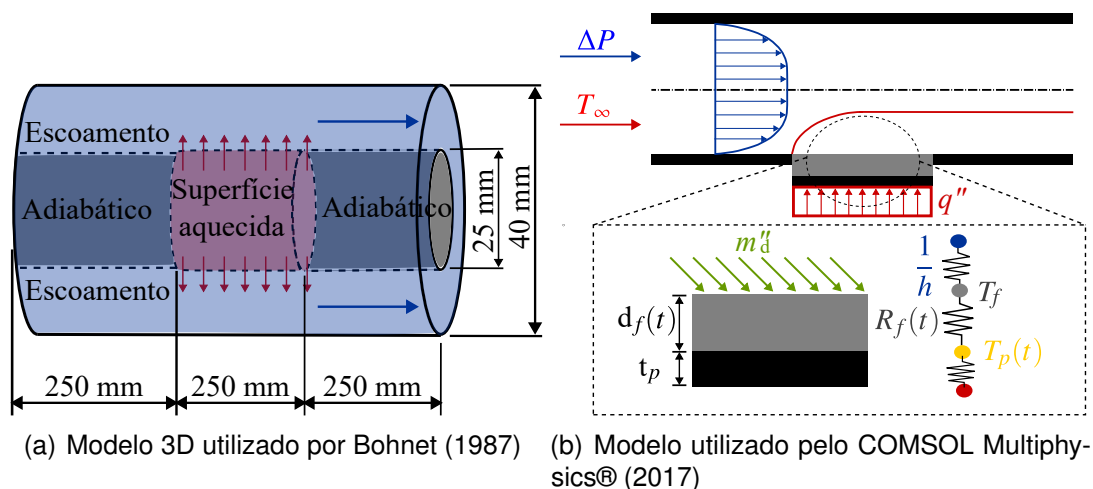
Tolerância Relativa	Temperatura máxima (T) $^{\circ}\text{C}$
-	
0,0005	85,133
0,0010	85,135
0,0020	85,132
0,0050	85,140
0,0100	85,114

Foi escolhido a tolerância de 0,001, que apresenta valores de temperatura próximos aos obtidos no caso de 0,0005. Utilizando a tolerância de 0,001 que houve uma redução no tempo de simulação de 60 segundos do caso de 0,0005 para 0,001.

5.3 GEOMETRIA DO MODELO

As figuras abaixo mostram o experimento tubular simplificado de Bohnet e o modelo planificado de placas planas com espessura de incrustação fictícia. O modelo de placas utilizado no COMSOL Multiphysics® (2017) parte da premissa de que a camada de incrustação não afeta o escoamento. Na figura 33(b) percebe-se como a hipótese de camada fina foi trabalhada no COMSOL Multiphysics® (2017) para resolver as equações de conservação. Assim, como no capítulo anterior, as medidas geométricas foram mantidas as mesmas do experimento: diâmetro hidráulico, comprimento aquecido e comprimento total.

Figura 32 – Modelos original e planejado



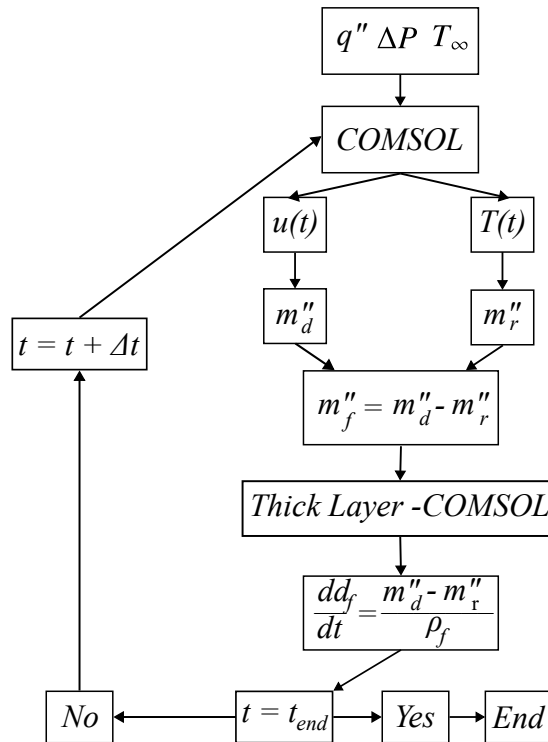
Fonte: Autor

5.4 PROCESSO DE SOLUÇÃO

A seguir, apresenta-se o o esquema de solução das equações da conservação assim como a caracterização do processo de incrustação. COMSOL Multiphysics® (2017) recebe como condição de contorno o fluxo de calor na parede, temperatura da mistura e a queda de pressão no duto. Como as propriedades do fluido são mantidas constantes o campo da velocidade é resolvido primeiramente e posteriormente a temperatura. Tendo em mãos a velocidade e temperatura é possível calcular as taxa de deposição e de remoção e conseqüente a taxa de incrustação. O COMSOL Multiphysics® (2017) oferece uma ferramenta chamada Thick Layer, que cria uma camada (não física conforme figura 32(b)) de material na superfície com baixa condutibilidade. Essa ferramenta foi utilizada para simular os efeitos da incrustação no campo de Temperatura. Então, a cada passo de tempo, o valor de m_f'' é calculado a partir dos resultados da velocidade e temperatura, tendo m_f'' a espessura da camada de incrustação é determinada resolvendo a EDO da equação (32) na superfície. Portanto, a cada instante de tempo, mais material é depositado na superfície de incrustação, aumentando o valor de d_f , valor esse que está ligado com valor da espessura da camada criada com a ferramenta Thick Layer. Assim, a resistência de incrustação aumenta a todo instante até que atinja um valor assintótico. Esse processo é repetido até que o tempo final seja atingido, foram determinados um tempo final de 1500h e um passo de tempo de 1h.

Para aumentar a velocidade e a chance de convergência do esquema numérico, as equações de conservação foram resolvidas no regime permanente e o resultado foi utilizado como valor inicial para solução das equações transientes.

Figura 33 – Esquema de solução



Fonte: Autor

5.5 RESULTADOS MODELO DE INCRUSTAÇÃO TRANSIENTE

Nesta seção serão apresentados os resultados para o modelo transiente de incrustação. A Tabela 15 apresenta os valores do diâmetro ótimo obtidos a partir do número de Bejan dispostos na primeira coluna. Para cada um dos Be_L foram testados diversas razões de D_{opt} ($D_{test} = 0,75; 1; 1,5; 2; 2,5; 3$ e $3,5$). Nas seções a seguir são apresentados os resultados para a taxa de deposição e remoção médias, temperatura média na parede e espessura média da camada de incrustação obtidos pelas simulações.

Tabela 15 – Valores de D_{opt} e Δp para diferentes Be_L

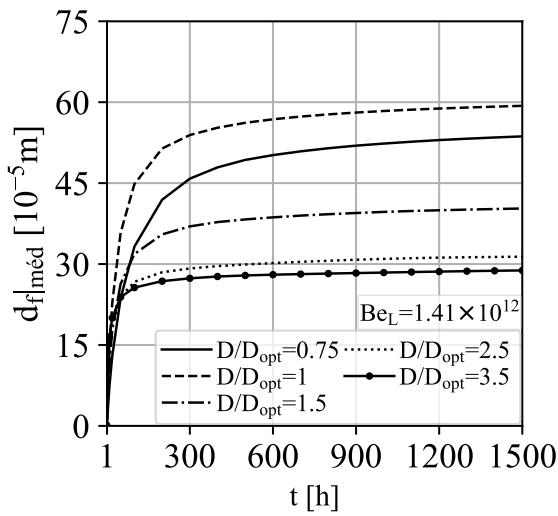
Be_L -	D_{opt} mm	D/D_{opt} -	Δp Pa
1.41×10^{12}	2,80	2,68	156
2.94×10^{12}	2,62	2,86	325
8.01×10^{12}	2,39	3,14	885
1.00×10^{13}	2,34	3,20	1105
2.00×10^{13}	2,20	3,41	2210
3.00×10^{13}	2,14	3,54	3314
5.00×10^{13}	2,02	3,70	5524

5.5.1 Resultados para os experimentos de Bohnet (1987)

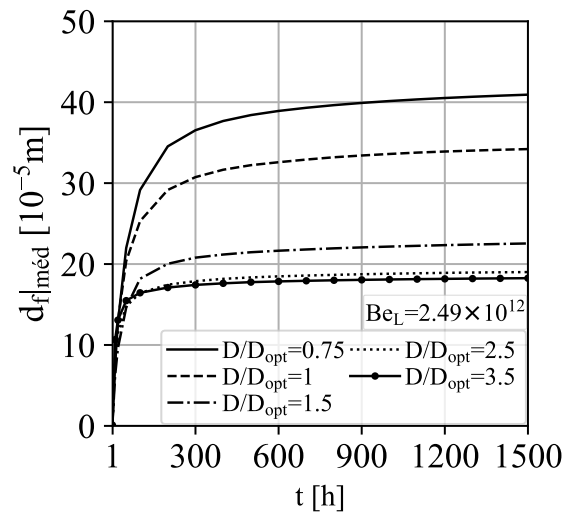
Abaixo são apresentados os resultados para a espessura da camada de incrustação obtida a partir dos dados experimentais de Bohnet (1987) para números de Bejan $Be_L = 1,41 \times 10^{12}$, $2,94 \times 10^{12}$ e $8,01 \times 10^{12}$

Analisando a Figura 34, nota-se que a otimização de Bejan e Morega (1994) não minimiza a espessura da camada de incrustação para os casos estudados por Bohnet (1987). Porém, um comportamento interessante pode ser notado: com o aumento do número de Bejan, pode-se notar, na Figura 34(c), que duas razões diferentes D/D_{opt} assumem valores mínimos. Para $t > 50h$ a razão $D/D_{opt} = 1,5$ apresenta os menores valores para a espessura da camada de incrustação d_f . Enquanto nas horas iniciais do processo ($t < 50h$) os valores mínimos para a espessura são obtidos ao utilizar a razão $D/D_{opt} = 1$.

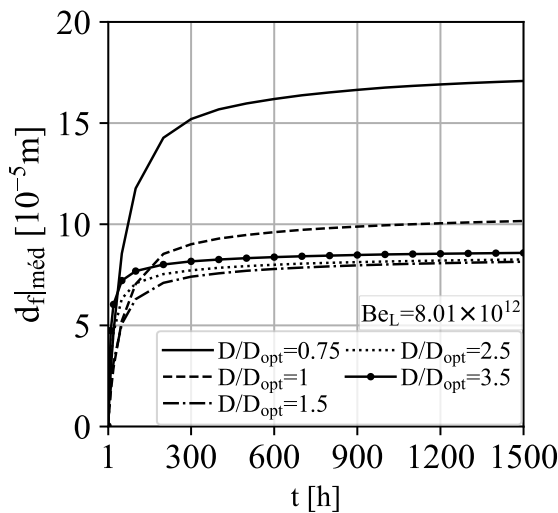
Figura 34 – Experimentos de Bohnet (1987) ao longo de 1500h



(a) Espessura para $Be=1,41 \times 10^{12}$.



(b) Espessura para $Be=2,49 \times 10^{12}$.



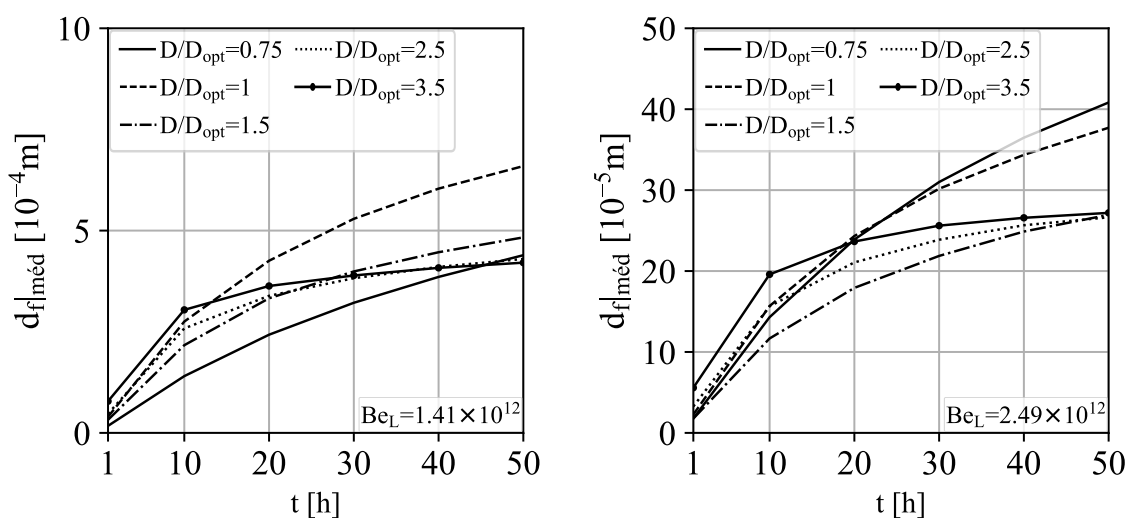
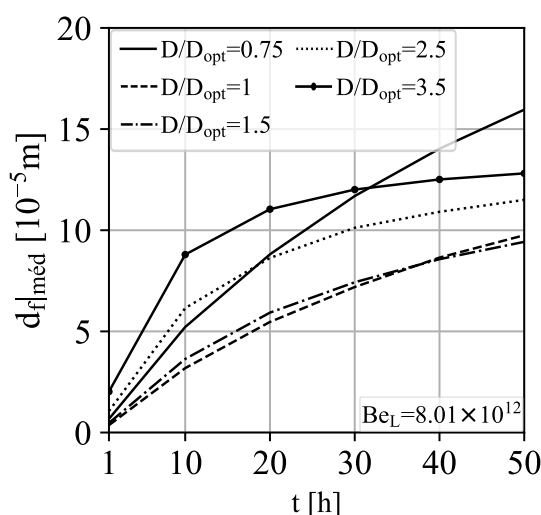
(c) Espessura para $Be=8,01 \times 10^{12}$.

Fonte: Autor

5.5.2 Período inicial da incrustação

Tendo em vista o comportamento apresentado na seção anterior, surge a necessidade de se analisar o início do processo de incrustação. Os resultados abaixo mostram a espessura da camada de incrustação para as primeiras 40 h do processo.

Figura 35 – Experimentos de Bohnet (1987) ao longo de 40h

(a) Espessura para $Be_L=1,41 \times 10^{12}$.(b) Espessura para $Be_L=2,49 \times 10^{12}$.(c) Espessura para $Be_L=8,01 \times 10^{12}$.

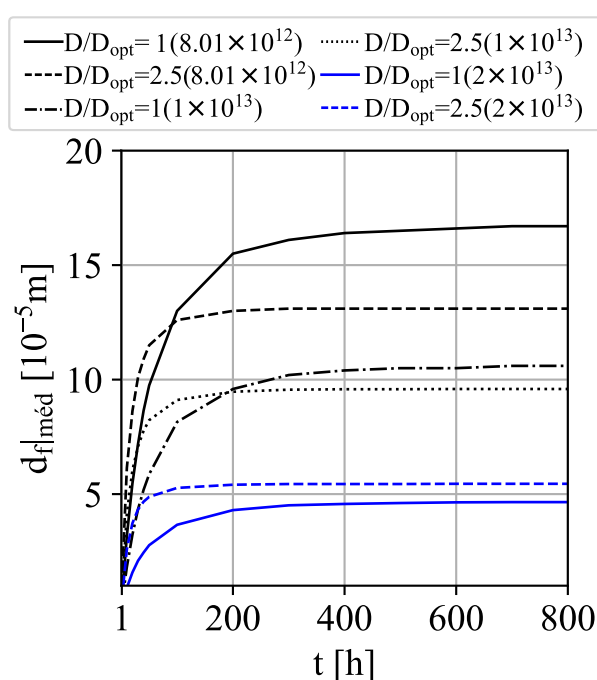
Fonte: Autor

Analisando os mesmos resultados, porém com foco nas horas iniciais do processo de incrustação, percebe-se que com o aumento do número de Bejan, a razão ótima $D/D_{opt} = 1$ se aproxima dos valores mínimos para a espessura da camada de incrustação. Para Be_L igual à $8,01 \times 10^{12}$ (Figura 35(c)) a razão $D/D_{opt}=1$ apresenta os menores valores para a espessura de incrustação até as 40 h iniciais. Como o processo de incrustação depende especialmente de duas variáveis do escoamento, velocidade e temperatura da parede, é feito o seguinte questionamento: existe uma faixa de velocidades (número de Bejan) onde a escala ótima de Bejan e Morega (1994) apresenta os valores mínimos para a espessura da camada de incrustação?

5.5.3 Comportamento das razões ótimas com Be_L

Partindo do questionamento feito anteriormente, surge a necessidade de se verificar a influência da velocidade (dependente do ΔP imposto) na determinação da geometria ótima. A imagem abaixo mostra a espessura da camada de incrustação para $D/D_{opt}=1$ e $D/D_{opt} = 2,5$ usando valores de Be_L iguais a $8,01 \times 10^{12}$, $1,00 \times 10^{13}$ e $2,00 \times 10^{13}$. O fluxo de calor na parede foi mantido constante e igual a $q''=300 \text{ kW/m}^2$.

Figura 36 – Espessura da camada de incrustação para um mesmo fluxo com Be_L diferente



Fonte: Autor

Com o aumento do número de Bejan, o diâmetro ótimo ($D/D_{opt} = 1$) passa a ser aquele que entrega a menor espessura da camada de incrustação. Diferente da análise apresentada no capítulo 4, no capítulo 5 os efeitos de remoção de material foram considerados. Assim, o processo de incrustação depende de duas variáveis do escoamento: velocidade e temperatura. Minimizar somente a temperatura da superfície de incrustação não é o suficiente para otimizar o processo como um todo. Portanto, é necessário encontrar uma faixa de velocidade (número de Bejan) na qual o processo de otimização seja efetivo. Na próxima seção serão apresentados os valores de d_f , T_f , m''_d e m''_r para Be_L iguais a 2×10^{13} , 3×10^{13} e 5×10^{13} .

5.6 NÚMERO DE BEJAN NA ORDEM DE 10^{13}

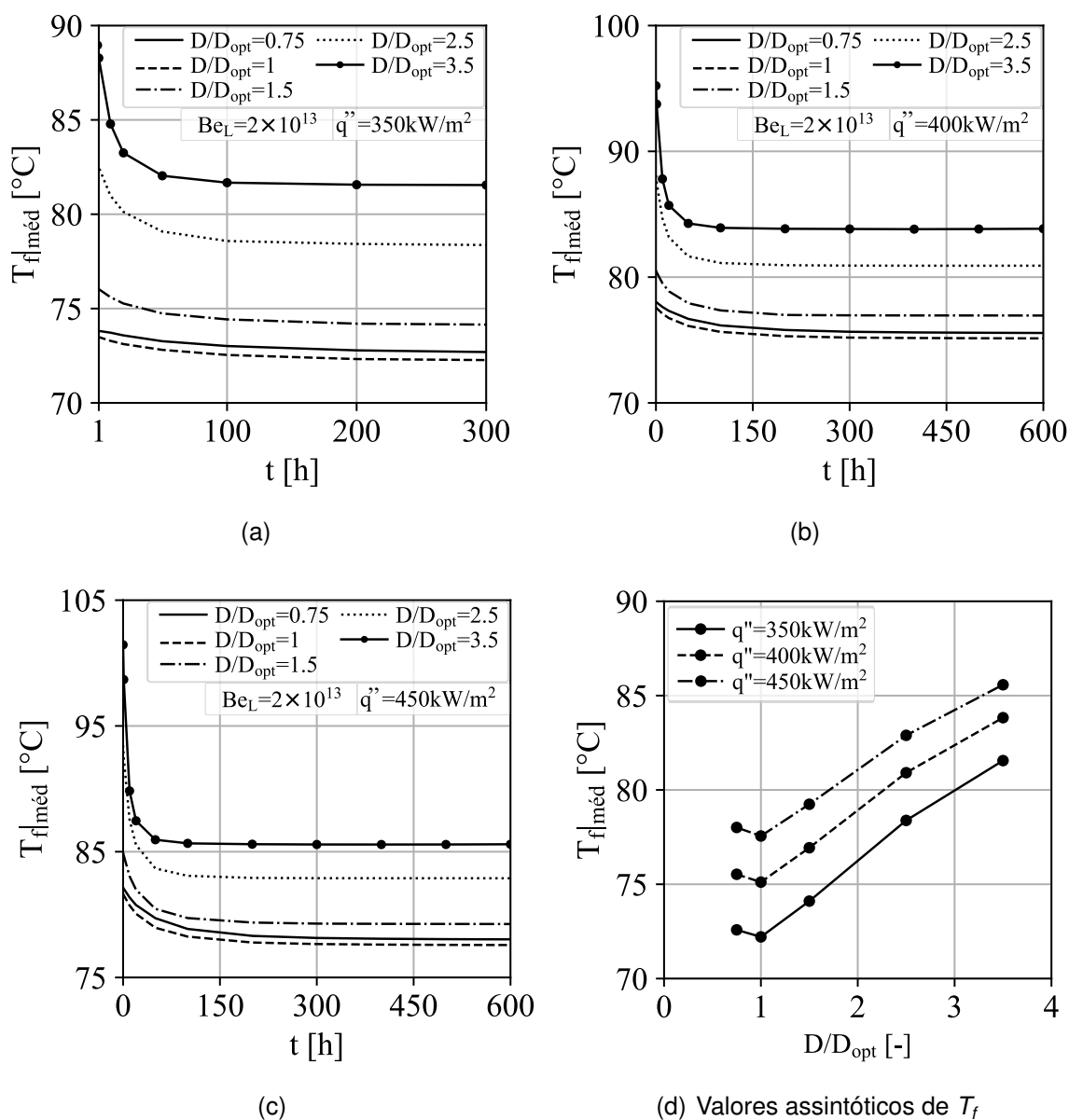
Nas próximas seções serão apresentados os resultados da temperatura média na parede, taxa de deposição e de remoção médias e a espessura média da camada de incrustação para uma faixa de Be_L maiores. Os números de Bejan testados neste trabalho foram, 2×10^{13} , 3×10^{13} e 5×10^{13} .

5.6.1 Temperatura média na superfície para $Be_L = 2 \times 10^{13}$, 3×10^{13} e 5×10^{13}

A imagem a seguir apresenta os resultados obtidos para a temperatura da parede média (T_f) para três números de Bejan. Para cada um dos números de Bejan foram feitas três simulações, onde o fluxo de calor na parede era alterado e limitado para que a temperatura na superfície não ultrapassasse os 100°C .

A otimização descrita por Bejan e Morega (1994) tem como objetivo minimizar a temperatura da parede de um canal de placas. A cada passo de tempo, uma certa quantidade de material é depositada nessa parede, formando assim a camada de incrustação com espessura d_f . Como esperado, o processo de otimização minimiza a temperatura da superfície de incrustação mantendo a temperatura mínima ao longo de toda a simulação para os 3 fluxos de calor utilizados. Os fluxos de calor foram escolhidos para que a temperatura média da parede não ultrapassasse os 100°C em nenhum instante de tempo, devido à curva de saturação do CaSO_4 . Percebe-se que, com o aumento do fluxo, há uma troca de calor mais intensa nas primeiras horas de simulação.

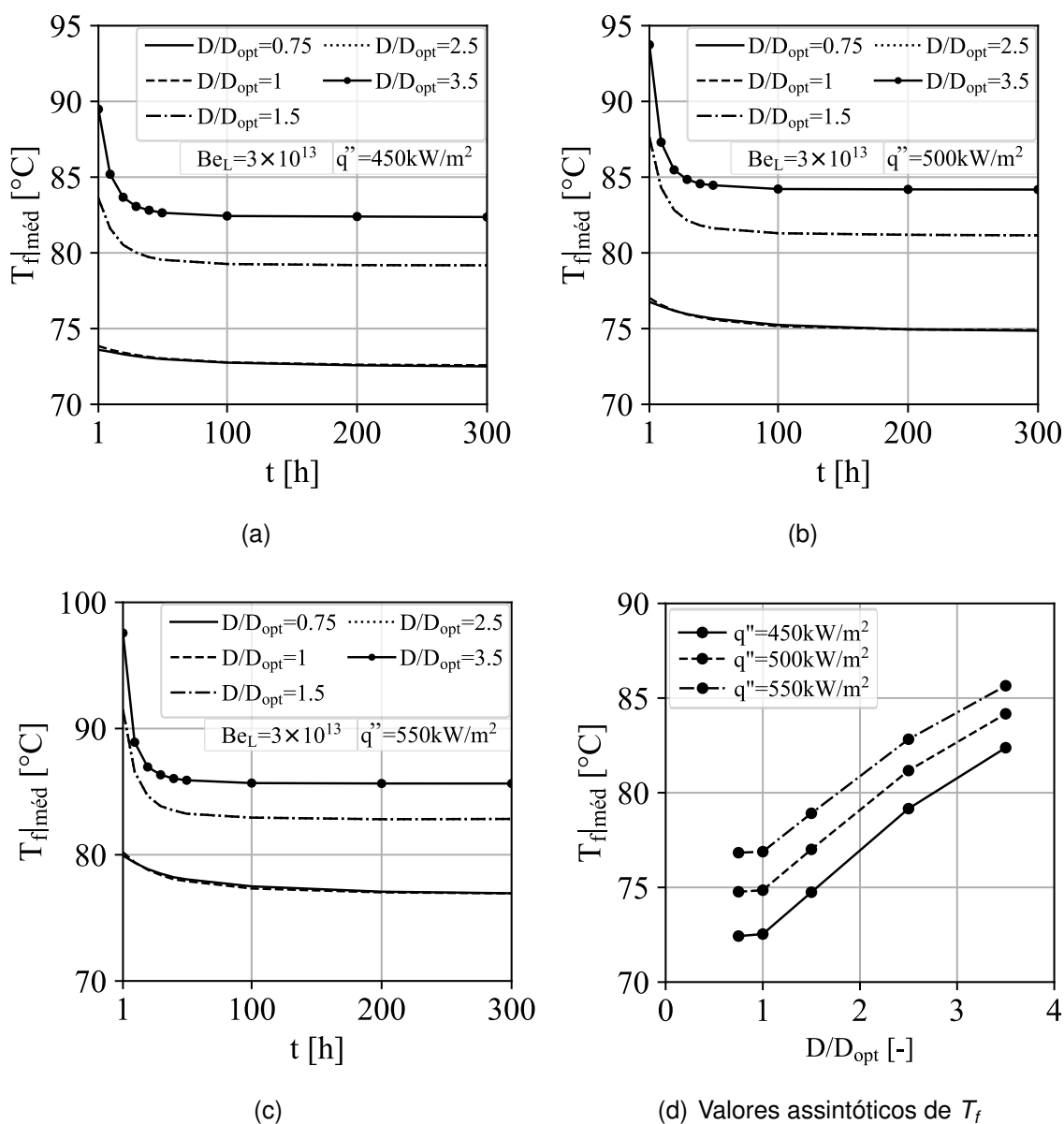
Figura 37 – Temperatura média para $Be_L=2 \times 10^{13}$



Fonte: Autor

Para o caso de $Be=3 \times 10^{13}$, há um aumento da velocidade média do escoamento. Comparando o caso de $Be=2 \times 10^{13}$ e $Be=3 \times 10^{13}$ para o mesmo fluxo de $q'' = 450 \text{ kW/m}^2$, nota-se uma diminuição na temperatura da superfície de incrustação. Outro fato interessante acontece para as razões de $D/D_{opt}=0.75$ e $D/D_{opt}=1$, que possuem valores quase idênticos para a temperatura de parede. Isso se dá pelo fato de a razão de $D/D_{opt}=0.75$ estar longe do regime laminar do escoamento devido ao alto número de Bejan, aproximando ambos os resultados. Pode-se notar que as temperaturas estabilizam ligeiramente mais rápido se comparado ao caso de 2×10^{13} .

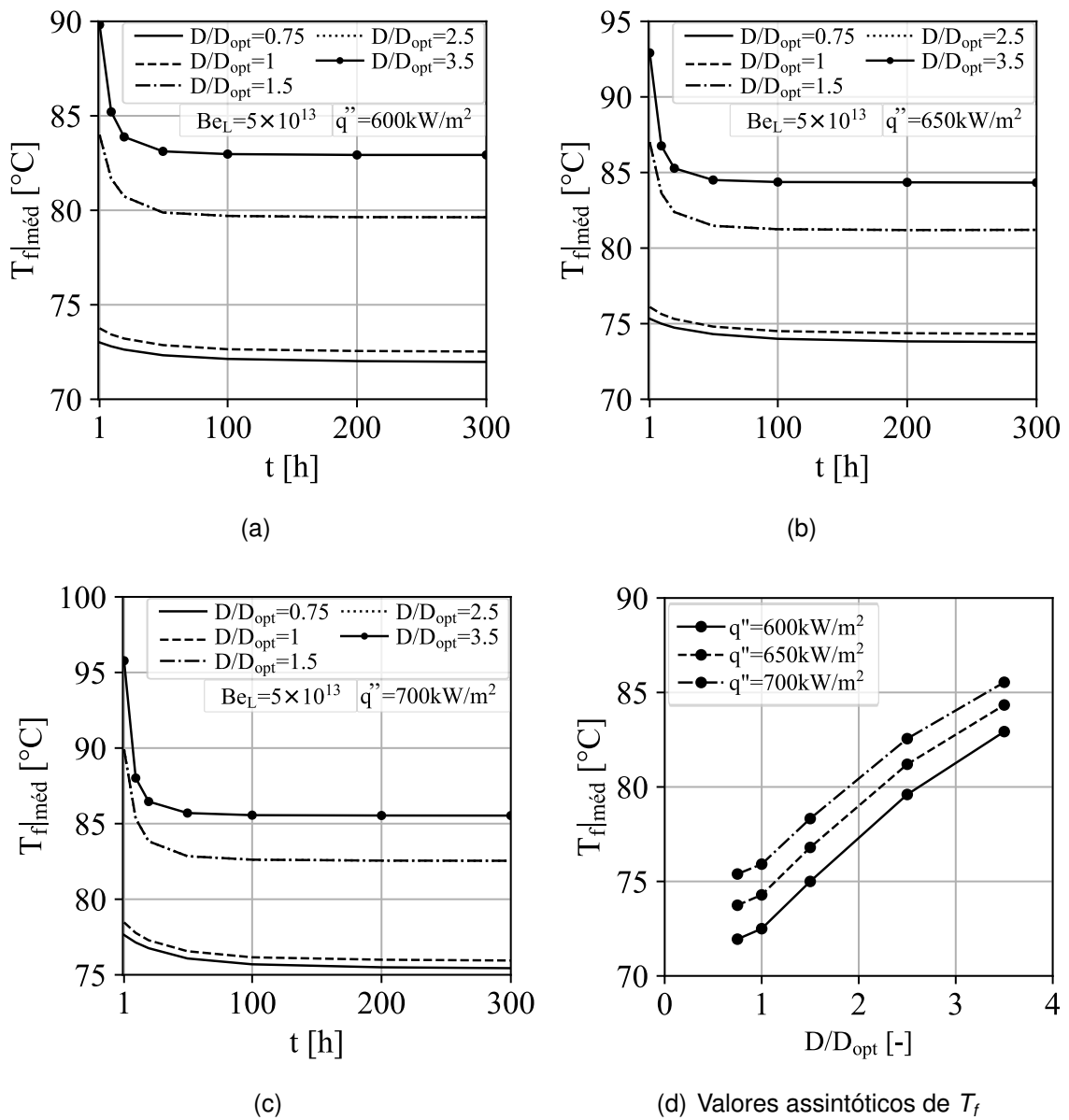
Figura 38 – Temperatura média para $Be_L=3 \times 10^{13}$



Fonte: Autor

Para $Be=5 \times 10^{13}$, a razão de $D/D_{opt}=0,75$ apresentou valores menores para a temperatura da superfície. Como apresentado no capítulo 4, existe uma faixa de valores entre $D/D_{opt}=0,75$ e $D/D_{opt}=1,5$ onde os valores para a temperatura e deposição são muito próximos, principalmente para Be_L maiores. Para ambas as razões $D/D_{opt}=0,75$ e $D/D_{opt}=1$, os valores da temperatura na parede são muito menores ao serem comparados com outros espaçamentos testados $D/D_{opt}=1,5, 2,5$ e $3,5$.

Figura 39 – Temperatura média para $Be_L=5 \times 10^{13}$



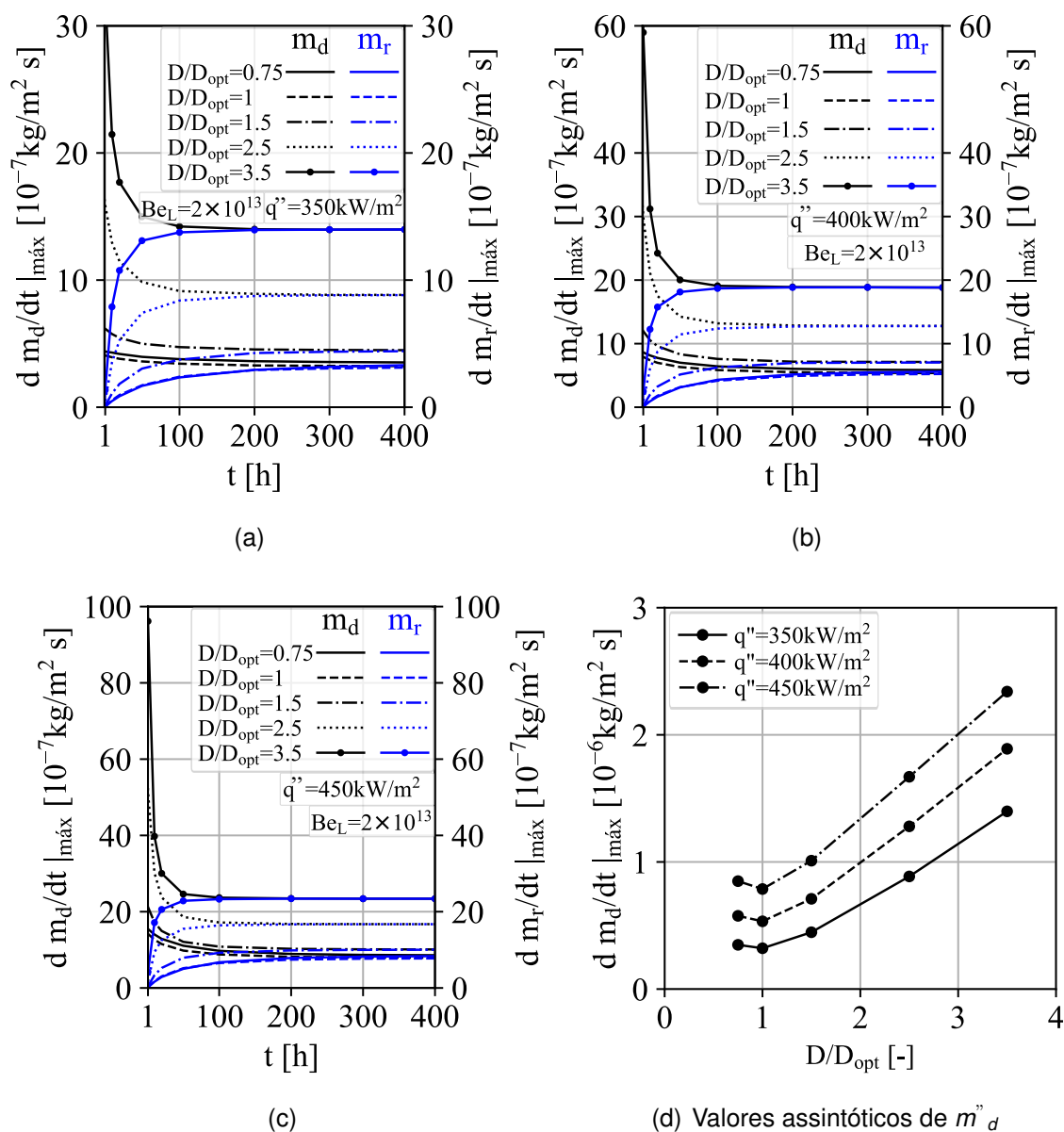
Fonte: Autor

5.6.2 Incrustação média na superfície para $Be_L=2 \times 10^{13}$, 3×10^{13} e 5×10^{13}

As Figuras 40, 41 e 42 apresentam a taxa de deposição e remoção médias (m''_d e m''_r) em função do tempo, número de Bejan e fluxo de calor, para cada uma das razões D/D_{opt} simuladas.

As Figuras 40(a), 40(b) e 40(c) mostram a evolução transiente da taxa de deposição e de remoção. Para valores maiores do fluxo de calor, a taxa de incrustação alcança um valor assintótico em menores tempos. Nota-se também que a taxa de deposição e remoção são maiores para o maior fluxo de calor, já que a deposição depende

Figura 40 – Incrustação média para $Be_L=2 \times 10^{13}$

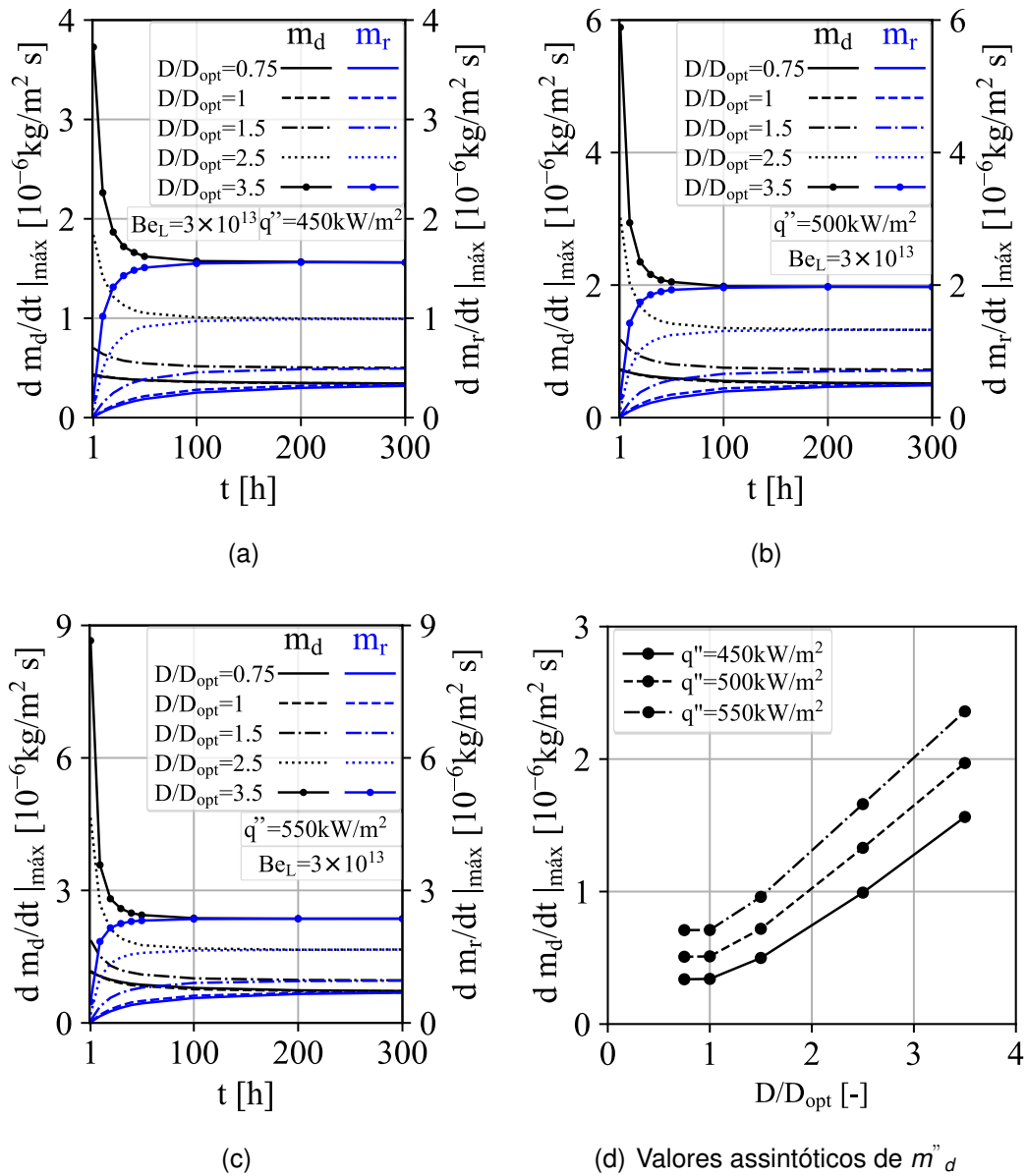


Fonte: Autor

exponencialmente da temperatura da parede e a remoção aumenta devido ao aumento da espessura da camada de incrustação. Com a minimização da temperatura, a taxa de deposição é consequentemente minimizada. Como a queda de pressão é mantida constante para todos os diâmetros testados, a velocidade do escoamento é maior para canais maiores o que aumenta a tensão cisalhante na superfície de incrustação, ocasionando um aumento da remoção de material.

Novamente, a otimização de Bejan e Morega (1994) alcança o efeito desejado, reduzindo taxa de deposição para a geometria ótima. Consequentemente, a taxa de remoção é menor para os casos de $D/D_{opt}=1$ e 0,75, já que essa depende indiretamente da taxa de deposição. Com o aumento do número de Bejan, a taxa de incrustação

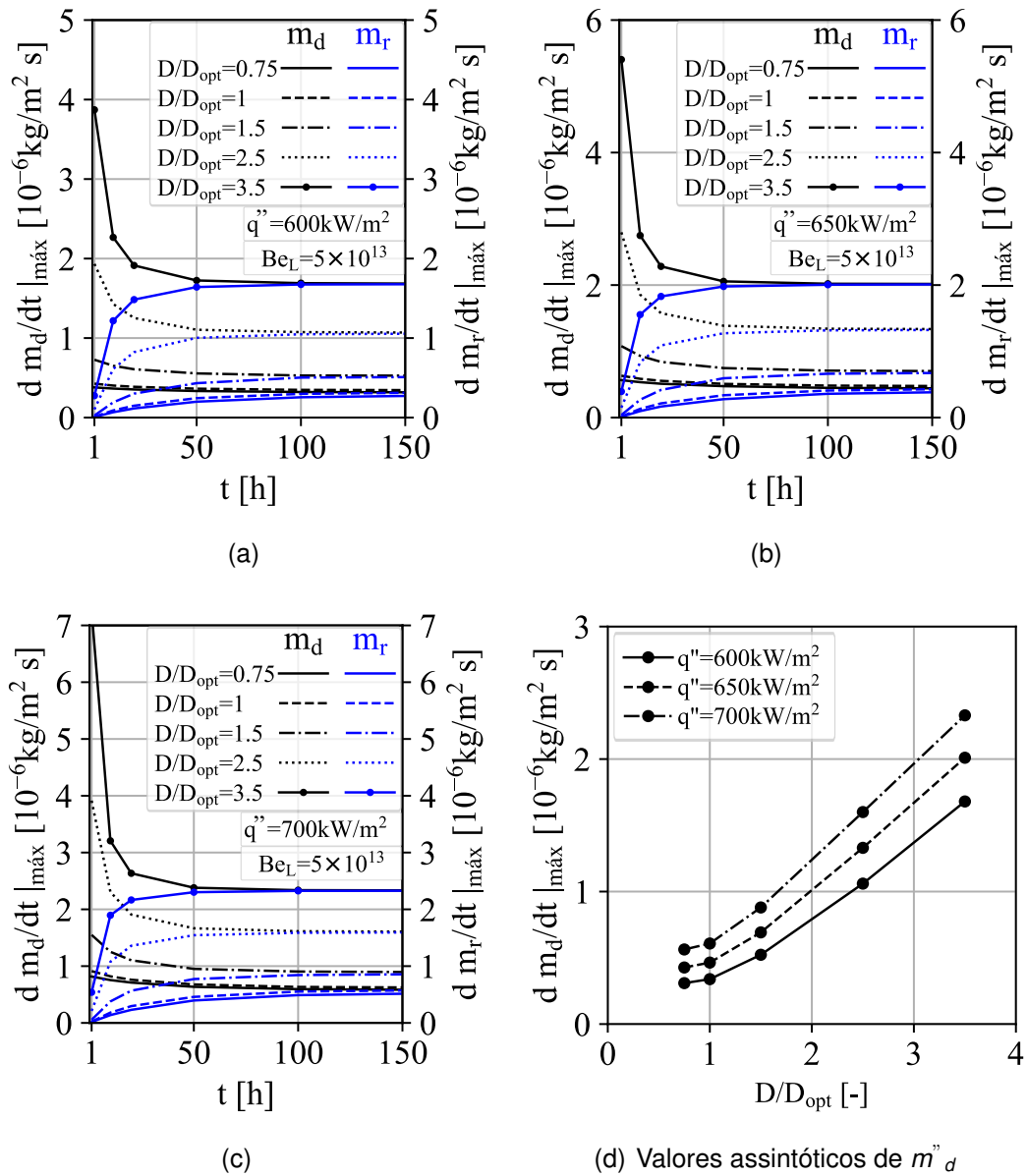
Figura 41 – Incrustação média para $Be_L=3 \times 10^{13}$



Fonte: Autor

(m''_f) alcança o regime assintótico algumas horas a menos se comparada ao caso de $Be=2 \times 10^{13}$. Conforme esperado, a deposição e remoção aumentam com o aumento do fluxo de calor. Comparando as Figura 40(c) e 41(a), para o mesmo fluxo de calor, mas com números de Bejan diferentes, percebe-se uma diminuição para as taxas de deposição e de remoção para o caso de 3×10^{13} esse comportamento é devido ao aumento da velocidade média do escoamento, aumentando a transferência de calor por convecção e diminuindo a temperatura máxima da parede, consequentemente diminui a taxa de deposição. Como a remoção de material está ligada a espessura da camada de incrustação, com a diminuição da taxa de deposição ocorre uma redução nas taxas de remoção.

Figura 42 – Incrustação média para $Be_L=5 \times 10^{13}$



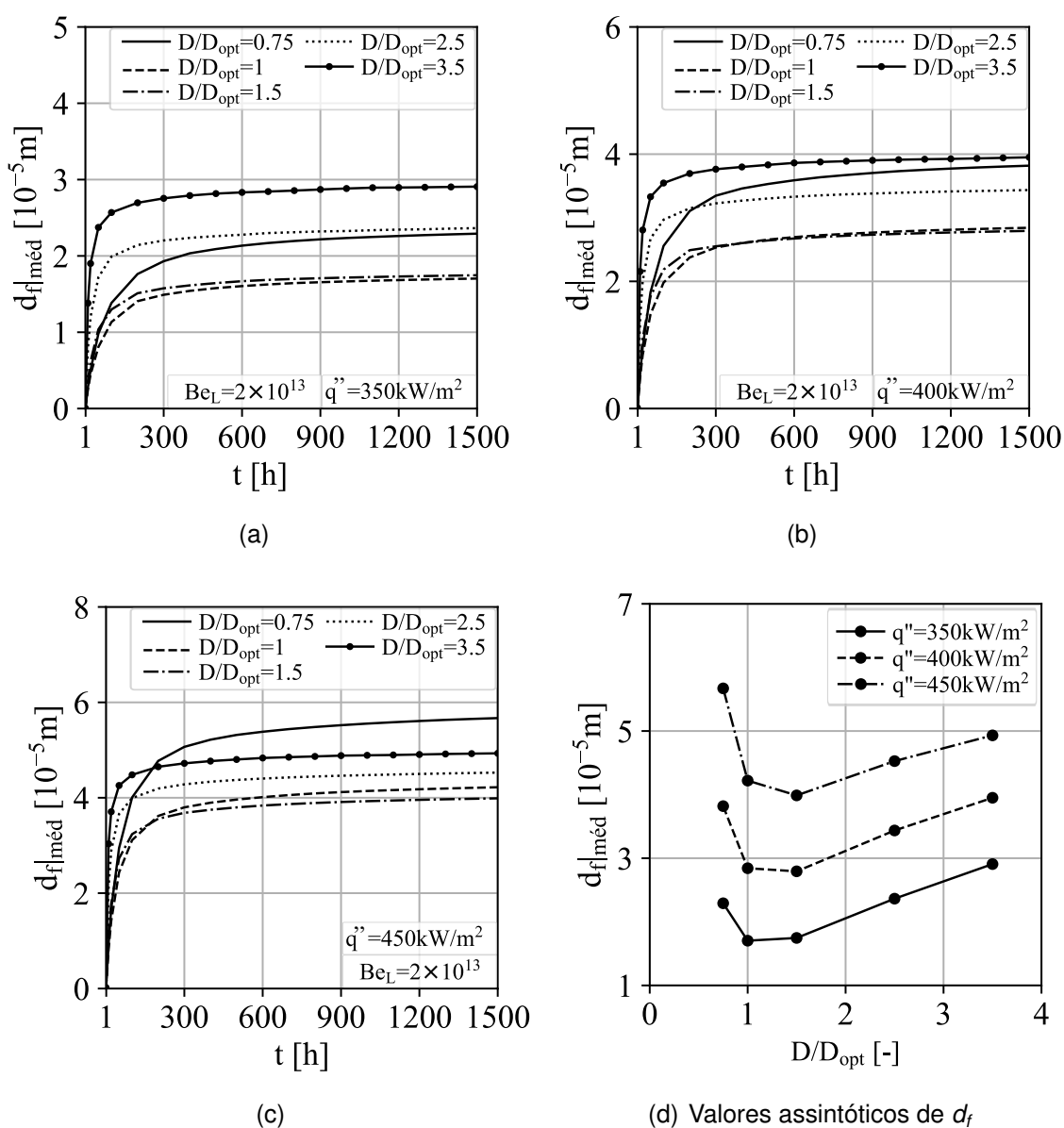
Fonte: Autor

Na Figura 42, o comportamento das taxas de deposição e remoção segue o mesmo dos outros números de Bejan simulados. Porém, para Be_L igual à 5×10^{13} , percebe-se que a velocidade do escoamento tem uma influência significativa para determinar a mínima espessura de parede. Conforme citado anteriormente, o problema tem como condição de contorno a pressão prescrita. Conseqüentemente, para espaçamento entre placas menores, a velocidade média do escoamento é menor. Assim, para $D/D_{opt}=1$, taxa de remoção é ligeiramente maior se comparada a $D/D_{opt}=0,75$ para todos os fluxos testados.

5.6.3 Espessura média na superfície para $Be_L=2 \times 10^{13}$, 3×10^{13} e 5×10^{13}

Conforme apresentado na Equação (24), quanto maior a espessura da camada de incrustação, maior será a resistência da mesma. O aumento da resistência acarreta em uma diminuição na transferência de calor e na eficiência do trocador de calor. Assim, é de interesse minimizar a espessura da camada a fim de reduzir os impactos causados pela incrustação. A seguir, são apresentados os resultados obtidos, utilizando o método de interseção das assintotas, para espessura média de incrustação.

Figura 43 – Espessura média para $Be_L=2 \times 10^{13}$

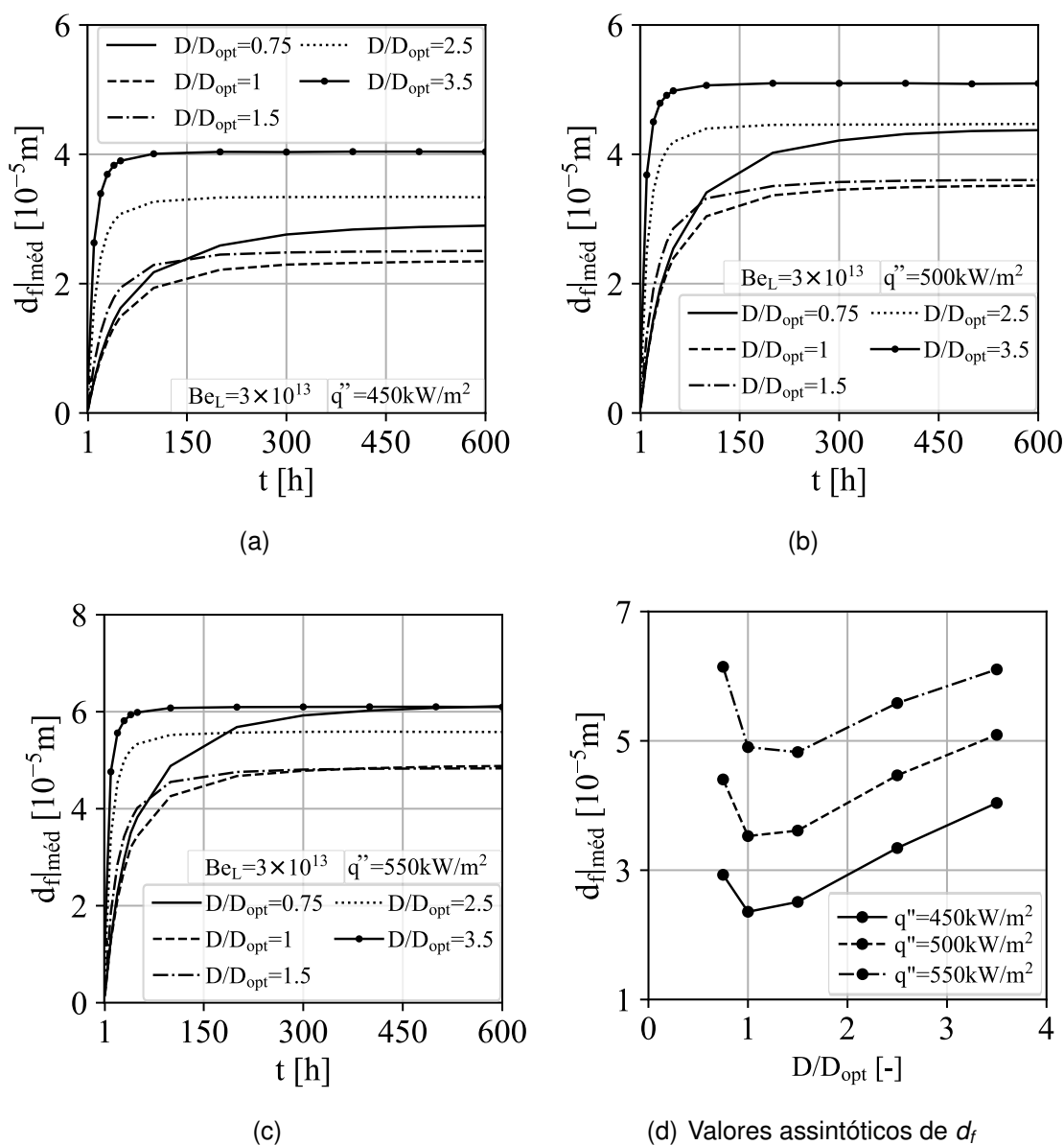


Fonte: Autor

Os resultados de evolução transiente da espessura média são apresentados

na Figura 43 .Para o número de Bejan 2×10^{13} os valores de d_f para $D/D_{opt}=1$ e $D/D_{opt}=1,5$ são muito próximos, existindo uma intervalo entre 1 e 1.5 que minimiza a espessura da camada de incrustação e consequentemente a resistência da incrustação. Essa é acentuada pelo resultado de $D/D_{opt}=0,75$ que atinge valores maiores ou perto de $D/D_{opt}=3,5$. Comparando as curvas, nota-se uma redução expressiva entre espessura da camada de incrustação entre os $D/D_{opt}=1$ e $D/D_{opt}=3,5$ uma redução de quase 50% sobre a massa incrustada.

Figura 44 – Espessura média para $Be_L=3 \times 10^{13}$

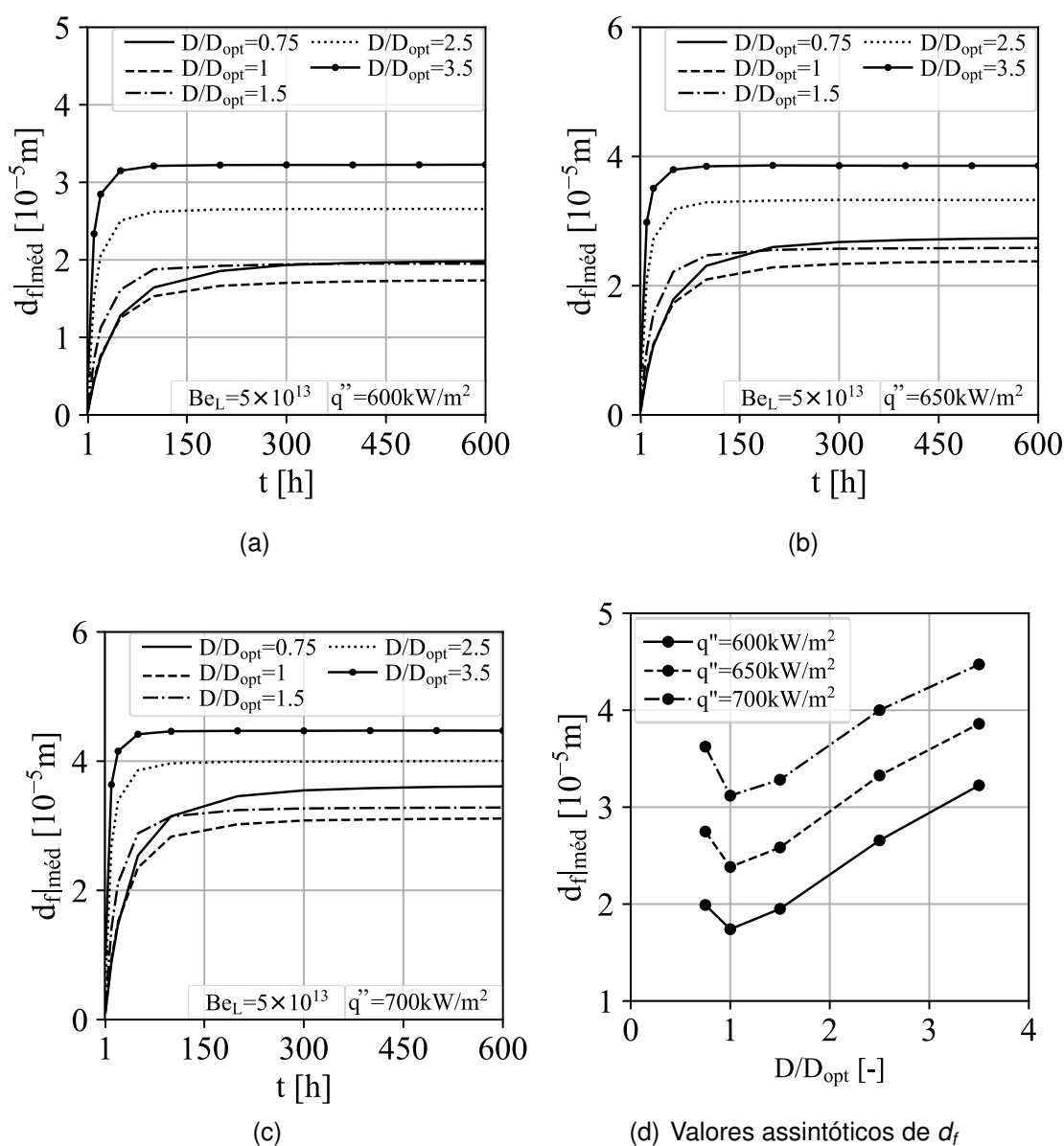


Fonte: Autor

Para todas as simulações realizadas com $Be=3 \times 10^{13}$ e com $q'' = 450 \text{ kW/m}^2$, $q'' = 500 \text{ kW/m}^2$ e $q'' = 550 \text{ kW/m}^2$, respectivamente, a espessura da camada de

incrustação foi mínima para o caso de razão $D/D_{opt}=1$. Não somente o valor assintótico da espessura é menor, mas também o seu crescimento é menos acentuado durante as horas iniciais. Esse comportamento é muito importante quando os cronogramas de limpeza da planta, máquina ou tubo são idealizados. Com o aumento do fluxo de calor há um aumento na espessura da camada de incrustação. Nota-se também que com esse aumento os valores de $D/D_{opt}=1$ e $D/D_{opt}=1,5$ se aproximam, existindo uma região de ótica entre 1 e 1,5.

Figura 45 – Espessura média para $Be_L=5 \times 10^{13}$



Fonte: Autor

Como os valores para a temperatura e, conseqüentemente, para a taxa de deposição são menores para $D/D_{opt}=0,75$, espera-se que a espessura da camada de

incrustação seja menor para $D/D_{opt}=0,75$. Porém, a razão de $D/D_{opt}=1$ possui uma taxa de remoção maior, devido à velocidade média do escoamento ser maior, aumentando a tensão sobre os cristais, removendo mais material da camada e diminuindo a sua espessura. Portanto, para os três fluxos simulados, a razão de $D/D_{opt}=1$ mostrou os menores valores para a espessura da camada de incrustação.

6 CONCLUSÃO

O objetivo principal dessa dissertação foi minimizar os efeitos da incrustação a partir de um método de otimização. O método de interseção das assíntotas descrito por Bejan em (BEJAN; MOREGA, 1994) foi aplicado em um problema conjugado de transferência de calor, escoamento e incrustação, onde a temperatura da parede era a variável a ser minimizada devido a sua influência exponencial nas taxas de deposição.

No capítulo 4 foram apresentados os resultados dessa otimização para o modelo de incrustação inicial, a fim de se obter a taxa de incrustação máxima. As soluções mostraram uma grande redução na taxa de deposição do caso otimizado em comparação com os demais. Os três números de Bejan simulados, nessa primeira etapa, resultaram em uma redução de até 80% na taxa de incrustação se comparados aos casos de Bohnet (1987). Na seção 4.6.4 foram apresentados os resultados para o modelo com transferência de massa. A partir dos resultados numéricos e do fator de efetividade, pode-se notar que a hipótese de que a taxa de deposição é controlada pela reação na superfície simplifica o problema e fornece bons resultados. Por fim, a seção 4.6.6 mostra o tempo que cada uma das razões de espaçamento D/D_{opt} leva para atingir o espaçamento crítico. Os resultados apontaram que ao se utilizar a razão de $D/D_{opt} = 1,5$ são obtidos tempos maiores. Portanto, um canal 1,5 vezes maior que o ótimo leva mais tempo para atingir o regime laminar de escoamento, onde a taxa de deposição aumenta muito. É portanto comercialmente vantajoso utilizar um canal com relação $D/D_{opt} = 1,5$ já que os custos com limpeza de incrustação seriam menores.

Devido ao relativo sucesso da otimização feita para o modelo de incrustação inicial, foi realizada uma segunda análise. Essa, por sua vez, mostrou a influência da otimização no processo de incrustação transiente. Diferentemente da primeira etapa, nesta foram considerados os efeitos de remoção de material. Portanto ambas, a temperatura da parede e a velocidade do escoamento, são influentes no processo de deposição. Assim, pode-se notar que existe uma faixa de velocidade onde a otimização, pelo método descrito em (BEJAN; MOREGA, 1994), minimizou a espessura da camada de incrustação. Os dados explicitados no capítulo 5 mostraram que a otimização é válida e apresenta ótimos resultados, sendo as geometrias ótimas aquelas que obtiveram os menores valores para a espessura da camada de incrustação ao longo do tempo.

A partir das análises feitas, pode-se concluir que a otimização, utilizando o método de interseção das assíntotas, minimiza os efeitos da incrustação. Assim, é possível aplicar essa metodologia com o intuito de aumentar o tempo para limpeza, reduzir gastos energéticos e gastos com manutenção, além de diminuir os efeitos ambientais.

6.1 TRABALHOS FUTUROS

Para trabalhos futuros fica como sugestão implementar o modelo de fronteira móvel no domínio do escoamento, a fim de analisar os efeitos da otimização no crescimento da camada de depósitos. Além de implementar um modelo de transferência de massa para o problema de incrustação transiente e analisar seus efeitos nessa. Muzychka (2005), em seu trabalho, utiliza o método de interseção das assíntotas descrito por Bejan e Morega (1994) para obter o espaçamento ótimos para canais de geometria transversal diferentes. Fica como sugestão analisar a influência da geometria da seção transversal no processo de incrustação e verificar qual delas apresenta as menores taxas de incrustação.

REFERÊNCIAS

- ATKINSON, G.; MECIK, M. The chemistry of scale prediction. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, Elsevier, v. 17, n. 1-2, p. 113–121, 1997.
- BEJAN, A. **Convection Heat Transfer**. [S.l.]: Wiley, 2013. ISBN 9781118330081.
- BEJAN, A.; MOREGA, A.I.M. The optimal spacing of a stack of plates cooled by turbulent forced convection. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 37, p. 1045–1048, 1994.
- BLASIUS, H. Das Aehnlichkeitsgesetz bei Reibungsvorgängen in Flüssigkeiten. *In*: MITTEILUNGEN über Forschungsarbeiten auf dem Gebiete des Ingenieurwesens: insbesondere aus den Laboratorien der technischen Hochschulen. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1913. P. 1–41. ISBN 978-3-662-02239-9.
- BOHNET, Matthias. Fouling of heat transfer surfaces. **Chemical engineering & technology**, Wiley Online Library, v. 10, n. 1, p. 113–125, 1987.
- BOTT, T.R. Aspects of crystallization fouling. **Experimental thermal and fluid science**, Elsevier, v. 14, n. 4, p. 356–360, 1997.
- BOTT, T.R. Fouling of heat exchangers. Elsevier, 1995.
- BOTT, T.R. General fouling problems. Springer, p. 3–14, 1988.
- BRAHIM, Fahmi; AUGUSTIN, Wolfgang; BOHNET, Matthias. Numerical Simulation of the Fouling on Structured Heat Transfer Surfaces (Fouling). **Proceedings of Heat Exchanger Fouling and Cleaning: Fundamentals and Applications**, v. 17, jan. 2004.
- BRAHIM, Fahmi; AUGUSTIN, Wolfgang; BOHNET, Matthias. Numerical simulation of the fouling process. **International Journal of Thermal Sciences**, Elsevier, v. 42, n. 3, p. 323–334, 2003.
- COMSOL MULTIPHYSICS®. **COMSOL Multiphysics**. [S.l.: s.n.], 2017. Disponível em: <https://br.comsol.com/>.

COSMO, Rafael de P.; PEREIRA, Fabio de A. Ressel; RIBEIRO, Daniel da C.; BARROS, Wagner Q.; MARTINS, André L. Estimating CO₂ degassing effect on CaCO₃ precipitation under oil well conditions. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, v. 181, p. 106207, 2019. ISSN 0920-4105.

DUGGIRALA, P. Y. Formation of calcium carbonate scale and control strategies in continuous digesters. **CD del II Coloquio Internacional sobre Celulosa de Eucalipto, Concepción, Chile, Mayo, 2005.**

ERHARD, P.; ETLING, Dieter; MULLER, U.; RIEDEL, U.; SREENIVASAN, K.R.; WARNATZ, J. **Prandtl-essentials of fluid mechanics**. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2010. v. 158.

FAHIMINIA, Feridoun. **Initial fouling rate and delay time studies of aqueous calcium sulphate sealing under sensible heating conditions**. 2007. Tese (Doutorado) – University of British Columbia.

GEDDERT, T.; BIALUCH, I.; AUGUSTIN, W.; SCHOLL, S. Extending the induction period of crystallization fouling through surface coating. **Heat transfer engineering**, Taylor & Francis, v. 30, n. 10-11, p. 868–875, 2009.

HASAN, Basim O.; NATHAN, Graham J.; ASHMAN, Peter J.; CRAIG, Richard A.; KELSO, Richard M. The effects of temperature and hydrodynamics on the crystallization fouling under cross flow conditions. **Applied Thermal Engineering**, Elsevier, v. 36, p. 210–218, 2012.

HASSON, David; AVRIEL, Mordecai; RESNICK, William; ROZENMAN, Tzvi; WINDREICH, Shlomo. Mechanism of calcium carbonate scale deposition on heat-transfer surfaces. **Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals**, ACS Publications, v. 7, n. 1, p. 59–65, 1968.

HISSANAGA, A. **Modeling and simulation of temperature and pressure-driven crystallization fouling with a moving depositing front**. 2021. F. 91. Diss. (Mestrado) – Universidade Federal de Santa Catarina, Santa Catarina.

HISSANAGA, Adriano M.; BARBOSA JR, Jader R.; DA SILVA, Alexandre K. Numerical analysis of inorganic fouling with multi-physics turbulent models. **Applied Thermal Engineering**, v. 220, p. 119624, 2023. ISSN 1359-4311.

- HOLLINGSWORTH, D. Keith; KAYS, William M.; MOFFAT, Robert J. **The measurement and prediction of heat transfer in a turbulent boundary layer in water**. Jan. 1989. F. 20.4.1–20.4.6. Tese (Doutorado).
- JALURIA, Yogesh. **Design and optimization of thermal systems**. [S.l.]: CRC press, 2007.
- AL-JANABI, Abdullah; MALAYERI, M.R. Innovative non-metal heat transfer surfaces to mitigate crystallization fouling. **International Journal of Thermal Sciences**, Elsevier, v. 138, p. 384–392, 2019.
- KAYS, W.M.; CRAWFORD, M.E. **Convective Heat and Mass Transfer**. [S.l.]: McGraw-Hill, 1980. (McGraw-Hill Series in Management). ISBN 9780070334571.
- KERN, D.Q.; SEATON, R.E. A theoretical analysis of thermal surface fouling. **British Chemical Engineering**, v. 4, n. 5, p. 258–262, 1959.
- KONAK, A.R. A new model for surface reaction-controlled growth of crystals from solution. **Chemical Engineering Science**, Elsevier, v. 29, n. 7, p. 1537–1543, 1974.
- KRAUSE, S. Fouling of heat-transfer surfaces by crystallization and sedimentation. **International Chemical Engineering (A Quarterly Journal of Translations from Russia, Eastern Europe and Asia); (United States)**, 33:3, jul. 1993. ISSN 0020-6318.
- LI, H.Y.; YAP, Y. F.; LOU, J.; CHAI, J.C.; SHANG, Z. Numerical investigation of conjugated heat transfer in a channel with a moving depositing front. **International Journal of Thermal Sciences**, Elsevier, v. 88, p. 136–147, 2015.
- MARTOS, C.; COTO, B.; PEÑA, J.L.; MERINO-GARCIA, D.; PASTOR, G. Effect of precipitation procedure and detection technique on particle size distribution of CaCO₃. **Journal of Crystal Growth**, v. 312, p. 2756–2763, set. 2010.
- MENTER, Florian R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. **AIAA journal**, v. 32, n. 8, p. 1598–1605, 1994.
- MOTTAHED, B.; MOLKI, M. Artificial roughness effects on turbulent transfer coefficients in the entrance region of a circular tube. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 39, n. 12, p. 2515–2523, 1996. ISSN 0017-9310.

MÜLLER-STEINHAGEN, H. Heat Transfer Fouling: 50 Years After the Kern and Seaton Model. **Heat Transfer Engineering**, v. 32, p. 1–13, jan. 2011.

MÜLLER-STEINHAGEN, H.; MALAYERI, M. R.; WATKINSON, A. P. Heat Exchanger Fouling: Environmental Impacts. **Heat Transfer Engineering**, Taylor & Francis, v. 30, n. 10-11, p. 773–776, 2009.

MÜLLER-STEINHAGEN, H.; MALAYERI, M.R.; WATKINSON, A.P. **Heat exchanger fouling: mitigation and cleaning strategies**. v. 32. [S.l.]: Taylor & Francis, 2011. P. 189–196.

MULLIN, J.W. 6 - Crystal growth. *In*: MULLIN, J.W. (Ed.). **Crystallization (Fourth Edition)**. Fourth Edition. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2001. P. 216–288. ISBN 978-0-7506-4833-2.

MUZYCHKA, Y.S. Constructal design of forced convection cooled microchannel heat sinks and heat exchangers. *In*: INTERNATIONAL Conference on Nanochannels, Microchannels, and Minichannels. [S.l.: s.n.], 2005. v. 41855, p. 647–655.

MWABA, M.G.; GOLRIZ, Mohammad R.; GU, J. A semi-empirical correlation for crystallization fouling on heat exchange surfaces. **Applied thermal engineering**, Elsevier, v. 26, n. 4, p. 440–447, 2006.

PÄÄKKÖNEN, T.M.; OJANIEMI, U.; PÄTTIKANGAS, T.; MANNINEN, M.; MUURINEN, E.; KEISKI, R.L.; SIMONSON, C.J. CFD modelling of CaCO₃ crystallization fouling on heat transfer surfaces. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Elsevier, v. 97, p. 618–630, 2016.

PÄÄKKÖNEN, T.M.; RIIHIMÄKI, M.; SIMONSON, C.J.; MUURINEN, E.; KEISKI, R.L. Crystallization fouling of CaCO₃ – Analysis of experimental thermal resistance and its uncertainty. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 55, n. 23, p. 6927–6937, 2012. ISSN 0017-9310.

PÄÄKKÖNEN, T.M.; RIIHIMÄKI, M.; SIMONSON, C.J.; MUURINEN, E.; KEISKI, R.L. Modeling CaCO₃ crystallization fouling on a heat exchanger surface – Definition of fouling layer properties and model parameters. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 83, p. 84–98, 2015. ISSN 0017-9310.

PUGH, S.; HEWITT, G.F.; MÜLLER-STEINHAGEN, H. Heat Exchanger Fouling in the Pre-Heat Train of a Crude Oil Distillation Unit - The Development of a "User Guide". *In*: p. 201–212.

PUGH, Simon J.; HEWITT, Geoffrey F.; MÜLLER-STEINHAGEN, H. Fouling during the use of "fresh" water as coolant—The development of a "User Guide". **Heat Transfer Engineering**, Taylor & Francis, v. 30, n. 10-11, p. 851–858, 2009.

STEINHAGEN, R.; MUELLER-STEINHAGEN, H.; MAANI, K. Problems and costs due to heat exchanger fouling in New Zealand industries. v. 14, n. 1, 1993. ISSN 0145-7632.

TRANSFER, Heat; INSTITUTE, Fluid Mechanics. **Proceedings of the Heat Transfer and Fluid Mechanics Institute**. [S./]: Stanford University Press for the Heat Transfer and Fluid Mechanics Institute, 1951.

WILCOX, David C. Comparison of two-equation turbulence models for boundary layers with pressure gradient. **AIAA journal**, v. 31, n. 8, p. 1414–1421, 1993.

WILSON, D Ian; WATKINSON, A Paul. A study of autoxidation reaction fouling in heat exchangers. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, Wiley Online Library, v. 74, n. 2, p. 236–246, 1996.

XIAO, J.; HAN, J.; ZHANG, F.; CHEN, X. D. Numerical simulation of crystallization fouling: taking into account fouling layer structures. **Heat Transfer Engineering**, Taylor & Francis, v. 38, n. 7-8, p. 775–785, 2017.

ZHANG, F.; XIAO, J.; CHEN, X. D. Towards predictive modeling of crystallization fouling: A pseudo-dynamic approach. **Food and Bioproducts Processing**, Elsevier, v. 93, p. 188–196, 2015.