



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

EMANUEL AGEU DE SOUZA FALCÃO

**MODELAGEM E ESTUDO PARAMÉTRICO DE SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO
DE BARRAS DE AÇO COM ÁGUA A ALTA PRESSÃO**

Recife

2018

EMANUEL AGEU DE SOUZA FALCÃO

**MODELAGEM E ESTUDO PARAMÉTRICO DE SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO
DE BARRAS DE AÇO COM ÁGUA A ALTA PRESSÃO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Processos e Sistemas Térmicos

Orientador: Prof. Dr. Jorge Recarte Henríquez Guerrero

Coorientador: Prof. Dr. José Claudino de Lira Junior

Recife

2018

Catálogo na fonte
Bibliotecária Maria Luiza de Moura Ferreira, CRB-4 / 1469

F178m Falcão, Emanuel Ageu de Souza.
Modelagem e estudo paramétrico de sistema de refrigeração de barras de aço com água a alta pressão / - 2018.
143 folhas, il., sigl. e símb.

Orientador: Prof. Dr. Jorge Recarte Henríquez Guerrero.
Coorientador: Profº. Dr. José Claudino de Lira Junior.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2018.
Inclui Referências e Anexos.

1. Engenharia Mecânica. 2. Vergalhão. 3. Laminação de barras.
4. Tratamento térmico. 5. Simulação numérica. 6. Perfil térmico. 7. *Thermex*.
8. *Tempcore*. I. Henríquez Guerrero, Jorge Recarte (Orientador).
- II. Lira Junior, José Claudino de (Coorientador). III. Título.

UFPE

621 CDD (22. ed.)

BCTG/2019-047

EMANUEL AGEU DE SOUZA FALCÃO

**MODELAGEM E ESTUDO PARAMÉTRICO DE SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO
DE BARRAS DE AÇO COM ÁGUA A ALTA PRESSÃO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Aprovada em: 14/12/2018.

BANCA EXAMINADORA

Profº. Dr. Jorge Recarte Henríquez Guerrero (Orientador)
Universidade Federal de Pernambuco

Profº. Dr. José Claudino de Lira Júnior (Coorientador)
Universidade Federal de Pernambuco

Profº. Drº. Oscar Olímpio de Araújo Filho (Examinador Interno)
Universidade Federal de Pernambuco

Profº. Dr. Guilherme Barbosa Lopes Junior (Examinador Externo)
Universidade Federal de Pernambuco

Aos meus pais.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, por ser a força maior que me guia e motiva na busca da melhoria contínua todos os dias.

À minha família, em especial os meus pais, Manoel e Beatriz, pelo apoio incondicional que sempre me prestaram, ao que devo tudo o que sou hoje e os princípios que norteiam meu futuro. Ao meu irmão, Murilo, pelo companheirismo que até hoje compartilhamos. À minha namorada, Maria Izabelly que, desde a etapa da graduação, apoiou me mesmo nas situações que tínhamos privações de tempo juntos, fosse por motivos de estudo, trabalho ou distância.

Ao professor Dr. Jorge Recarte Henriquez Guerrero e ao professor Dr. José Claudino de Lira Junior, não só pelo excelente apoio acadêmico prestado desde a orientação do meu tcc, mas especialmente pelo apoio prestado na realização desta dissertação, que, mesmo com algumas condições dificultantes, conseguiram adaptar e tornar viável a proposta de trabalho em termos de acompanhamento e execução.

Ao CNPq pelo suporte financeiro durante os dois primeiros semestres do curso e a todos aqueles que, de alguma forma, contribuíram direta ou indiretamente para que este trabalho fosse realizado.

RESUMO

Por ser um produto de elevada aplicabilidade e, conseqüentemente, alta demanda de produção, os vergalhões de aço ganham destaque nos setores da construção civil em que são utilizados. Tal fato faz com que seu processo de produção ganhe relevância tanto na preocupação em se garantir o nível de qualidade e propriedades adequadas para sua correta aplicação, como para se alcançar um processo eficaz e com maiores níveis de eficiência em termos de produtividade. Nessa perspectiva, o tratamento dado ao vergalhão, após a laminação a quente, tem papel decisivo para a determinação das características do produto final. O tratamento térmico aplicado com água sob alta pressão, através de um aparato tecnológico provido principalmente pelas marcas Thermex® e Tempcore®, destaca-se pelo fato de conferir as requeridas propriedades mecânicas ao vergalhão por meio de um sistema simples, em linha e que reduz de maneira significativa os custos de produção. Apesar das vantagens que tal sistema agrega, as informações técnicas e estudos referentes ao mesmo são poucos e, a nível prático, o controle dos parâmetros de operação se dá, basicamente, por métodos de tentativa e erro, o que pode trazer prejuízos à obtenção de um processo capaz, estável e possivelmente mais eficiente. O presente trabalho visa desenvolver um modelo matemático que represente o referido sistema de tratamento térmico, simulando o perfil de temperaturas formado no vergalhão, o qual indica as características do produto resultante. Para isso, uma análise detalhada das informações disponíveis na literatura foi feita e o método dos volumes finitos foi empregado para desenvolvimento do modelo, o qual foi implementado computacionalmente e simulações numéricas realizadas. Os resultados obtidos serviram de apoio na validação do modelo e realização de estudos paramétricos para análise da influência de variáveis operacionais no perfil térmico resultante, além de se verificar a viabilidade de uma proposta de operação para reduzir o tempo de setup do processo.

Palavras-chave: Vergalhão. Laminação de barras. Tratamento térmico. Simulação numérica. Perfil térmico. Thermex. Tempcore.

ABSTRACT

For being a product of high applicability and hence of high production demand, the steel rebar stands out in the construction sectors in which it is used. This fact makes its production process gain relevance both in the concern to ensure the level of quality and properties suitable for its correct application, and to achieve an effective process and with greater levels of efficiency in terms of productivity. In this perspective, the treatment of rebar after hot rolling has a decisive role in determining the characteristics of the final product. The heat treatment applied with water under high pressure, through a technological apparatus mainly provided by the brands Thermex® and Tempcore®, stands out for the fact that it gives the required mechanical properties to the rebar by means of a simple system, in line, and that reduces production costs. In spite of the advantages that such system adds, the technical information and studies related to the same are few and, at a practical level, the control of the operation parameters is basically, by trial and error methods, which can damage the obtaining of a process that is capable, stable, and possibly more efficient. The present work aims to develop a mathematical model that represents the referred thermal treatment system, simulating the temperature profile formed in the rebar, which indicates the characteristics of the resulting product. For this, a detailed analysis of the information available in the literature was made and the finite volume method was employed for the development of the model, which was implemented computationally and performed numerical simulations. The results obtained were used to support the validation of the model and to carry out parametric studies to analyze the influence of operational variables on the resulting thermal profile, as well as verify the feasibility of a proposed operation to reduce the process setup time.

Keywords: Rebar. Rebar rolling. Heat-treatment. Numerical simulation. Thermal profile. Thermex. Tempcore.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Diagrama da liga Fe-C.....	36
Figura 2 - Esquema microestrutural para liga eutetóide.....	37
Figura 3 - Esquema microestrutural para liga hipoeutetóide.....	38
Figura 4 - Esquema microestrutural para liga hiperutetóide	38
Figura 5 - Influência do teor de carbono nas propriedades do aço.....	39
Figura 6 - Transformação isotérmica da austenita.....	40
Figura 7 - Curva TTT para aço eutetóide	41
Figura 8 - Curvas TTT para aço hipoeutetóide e hipereutetóide	42
Figura 9 - Teor de carbono versus temperaturas de formação da martensita	42
Figura 10 - Curva TTT para resfriamento contínuo	43
Figura 11 - Diferentes taxas de resfriamento contínuo para um aço 1080	43
Figura 12 - Efeito da seção e velocidade de resfriamento	44
Figura 13 - Efeito de grandes seções no resfriamento	44
Figura 14 - Recozimento Pleno	46
Figura 15 - Normalização	46
Figura 16 - Esquema de tratamentos térmico e zonas de temperaturas.....	47
Figura 17 - Tratamento térmico de têmpera	47
Figura 18 - Influência do teor de carbono na dureza da martensita	48
Figura 19 - Temperatura de revenimento versus propriedades de um aço temperado	49
Figura 20 - Tratamento de austêmpera	50
Figura 21 - Tratamento de martêmpera	50
Figura 22 - Processo de tratamento térmico de aços (Thermex)	53
Figura 23 - Esquema de fluxo térmico na seção da barra.....	54
Figura 24 - Aspecto metalográfico de um vergalhão tratado	54
Figura 25 - Perfil de dureza de barra tratada e não tratada.....	55
Figura 26 - Equipamento empregado pelo Thermex	56
Figura 27 - Perspectiva real do Thermex não comissionado.....	56
Figura 28 - Perspectiva real do Thermex comissionado.....	56
Figura 29 - Detalhes da caixa de entrada Thermex	57
Figura 30 - Detalhes do injetor	58
Figura 31 - Tubo intermediário Thermex	58
Figura 32 - Caixa de pressão Thermex.....	59
Figura 33 - Caixa de ar Thermex.....	59
Figura 34 - Leito de resfriamento de vergalhões	60
Figura 35 - Esquema de instalação do Thermex	61
Figura 36 - Relação entre limite de escoamento e temperatura de revenimento	61
Figura 37 - Procedimento de rotina para operação do Thermex	62
Figura 38 - Comparação Thermex versus Tempcore	63
Figura 39 - Esquema do processo Tempcore	64
Figura 40 - Esquema de posições do vergalhão	66
Figura 41 - Sistema de coordenadas cilíndricas	68
Figura 42 - Perfil térmico de um cilindro de aço 1080 em tratamento de têmpera	70

Figura 43 - Divisão genérica longitudinal e radial do vergalhão	74
Figura 44 - Divisão radial da malha	74
Figura 45 - Balanço de energia em elemento de volume	79
Figura 46 - Volumes elementares da malha	80
Figura 47 - Fluxograma geral de simulação	98
Figura 48 - Fluxograma do método iterativo de Gauss-Seidel.....	99
Figura 49 - Comparação de malhas axiais.....	102
Figura 50 - Perfil térmico para comparação de malhas radiais	104
Figura 51 - Comparação de temperaturas superficiais	106
Figura 52 - Comparação de temperaturas superficiais	107
Figura 53 - Comparação de temperaturas superficiais	107
Figura 54 - Perfil térmico gerado pelo modelo desenvolvido	110
Figura 55 - Perfil térmico vergalhão 10 mm	111
Figura 56 - Perfil térmico vergalhão 25 mm	112
Figura 57 - Perfil térmico para o vergalhão de 12,5 mm com nanofluidos de resfriamento..	116
Figura 58 - Perfil térmico versus Temperatura (T_{inf})	117
Figura 59 - Número de Reynolds e número de Prandtl em função da T_{inf}	119
Figura 60 - Número de Nusselts em função de T_{inf}	119
Figura 61 - Coeficiente convectivo "h"	120
Figura 62 - Temperatura de equalização em função da temperatura do fluido	120
Figura 63 - Temperatura de equalização versus vazão.....	122
Figura 64 - Temperatura de equalização versus vazão - literatura	122
Figura 65 - Temperatura de equalização versus vazão - literatura	122
Figura 66 - Teq versus Vazão.....	123
Figura 67 - Perfil bitola 25 mm e comprimento de troca térmica 4,8 m	124
Figura 68 - Perfil bitola 25 mm e velocidade de laminação e ctt alterados.....	125
Figura 69 - Perfil bitola 10 mm e comprimento de troca térmica de 4,8 m	126
Figura 70 - Perfil bitola 10mm e comprimento de troca térmica de 8,8 m	127
Figura 71 - Número de Nusselt para região anular.....	137
Figura 72 - Comparação das previsões teóricas com os dados experimntais.....	137
Figura 73 - Parâmetros e especificações para operação do Thermex.....	138
Figura 74 - Velocidade da água e pressão de trabalho para o sistema Thermex.....	138
Figura 75 - Perfil térmico - Rehm e Russwurm (1977).....	139
Figura 76 - Perfil térmico - Simon, Economopoulos e Niles (1984a).....	139
Figura 77 - Perfil térmico - Cetinel, Toparli e Ozsoyeller (1999).....	140
Figura 78 - Perfil térmico – SCI GERDAU	140
Figura 79 - Perfil térmico - Panigrahi e Jain (2002).....	140
Figura 80 - Perfil térmico - Tamm (2003).....	140
Figura 81 - Perfil térmico - Mukhopadhyay e Galasso (2011).....	140
Figura 82 - Perfil térmico - Kabir e Islam (2014).....	140
Figura 83 - Perfil térmico - Khalifa et al. (2015).....	140
Figura 84 - Perfil térmico - Dimatteo, Vannucci e Colla (2016).....	140
Figura 85 - Perfil térmico - Manual Danieli	140

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Malhas longitudinais	101
Tabela 2 - Dados de comparação de malhas longitudinais.....	102
Tabela 3 - Malhas radiais	103
Tabela 4 - Dados de comparação de malhas radiais.....	103
Tabela 5 - Dados de temperaturas de diversos autores.....	108
Tabela 6 - Comparação de modelos de outros autores com o presente modelo.....	109
Tabela 7 - Dados para a composição da carepa.....	113
Tabela 8 - Dados de propriedades para água e densidade de carepa.....	113
Tabela 9 - Dados de nanofluidos para diferentes frações mássicas.....	115
Tabela 10 - Dados compilados de simulações para diferentes T_{inf}	118

LISTA DE SIGLAS

AISI American Iron and Steel Institute;

ANN Artificial Neural Network;

ASTM American Society for Testing and Materials;

CRM Centre de Recherches Metallurgiques;

CTD Cold Twisted Deformed;

CTT Comprimento de troca térmica;

LE Limite de Escoamento;

LR Limite de Resistência;

QST Quenching and Self-Tempering;

SAE Society of Automotive Engineers;

TMT Thermo-Mechanical Treatment;

TTT Tempo – Temperatura – Transformação.

LISTA DE SÍMBOLOS

α fase ferrita;

γ fase austenita;

Mi faixa de temperatura de início de formação de martensita;

Mf faixa de temperatura de fim de formação de martensita;

k condutividade térmica do aço;

T temperatura do cilindro;

ρ densidade do aço;

c calor específico do aço;

μ viscosidade dinâmica;

t tempo;

T_{ini} temperatura inicial do vergalhão, ao sair do bloco acabador;

h coeficiente de transferência de calor por convecção, gerado pelo fluxo de água ao redor do vergalhão, dentro do equipamento;

h_{amb} coeficiente de transferência de calor combinado, convecção natural no sentido transversal, convecção forçada no sentido longitudinal e radiação;

T_{amb} temperatura ambiente na saída do equipamento;

Δt intervalo de tempo;

Δr intervalo espacial na coordenada “r”;

Δz intervalo espacial na coordenada “z”;

V_{elem} volume elementar;

A_{c_o} área externa da superfície cilíndrica;

A_{c_i} área interna da superfície cilíndrica;

A_f área da seção transversal da face cilíndrica;

θ indicador do tipo de formulação das equações;

q_{tr} calor latente liberado durante a transformação da austenita;

m indicador de elementos longitudinais;

n indicador de elementos radiais;

$q_{z(m-1)}$ calor por condução longitudinal vinda do elemento (m-1);

$q_{z(m+1)}$ calor por condução longitudinal vinda do elemento (m+1);

$q_{r(n-1)}$ calor por condução radial vinda do elemento (n -1);

$q_{r(n+1)}$ calor por condução radial vinda do elemento (n +1);

T_{∞} ou T_{inf} temperatura média da água de resfriamento;

$q_{z(convecção/amb)}$ calor por convecção através da face frontal do elemento;

$q_{r(convecção/amb)}$ calor por convecção com o meio na superfície cilíndrica;

$T_{m,n}$ temperatura do elemento na posição (m,n);

Dh diâmetro hidráulico;

d_2 diâmetro interno do tubo de resfriamento;

d_1 diâmetro externo do vergalhão;

Nu_{Dh} número de Nusselts baseado no diâmetro hidráulico;

Re_{Dh} número de Reynolds baseado no diâmetro hidráulico;

Pr número de Prandtl;

g aceleração gravitacional;

T_s temperatura da superfície;

ν viscosidade cinemática;

α difusividade térmica;

ε emissividade térmica;

σ constante de Stefan-Boltzman;

T_{cir} temperatura da vizinhança;

ϕ_v fração volumétrica;

ϕ_m fração mássica;

nf indicação para “nanofluido”;

fb indicação para fluido base;

np indicação para nanopartícula;

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
1.1	Contextualização do problema e justificativas	17
1.2	Objetivos.....	19
1.2.1	Objetivo geral	19
1.2.2	Objetivos específicos.....	19
1.3	Apresentação da dissertação	20
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	21
3	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	36
3.1	Aço, uma liga Fe -C	36
3.2	Diagrama de Transformação do aço.....	39
3.3	Tratamentos Térmicos	45
3.4	Outros Tratamentos	49
3.5	O sistema de tratamento térmico de vergalhões	51
3.5.1	O processo	52
3.5.2	O equipamento.....	55
3.5.3	Aspectos operacionais	60
4	METODOLOGIA.....	65
4.1	Descrição do problema físico	65
4.2	Modelagem matemática do problema físico.....	71
4.3	Equações discretizadas para modelo numérico	80
4.4	Coeficientes convectivos	93
4.4.1	Coeficiente convectivo “ <i>h</i> ”	93
4.4.2	Coeficiente de transferência de calor “ <i>hamb</i> ”.....	95
4.5	Implementação computacional.....	98
4.5	Teste de malhas.....	99
4.6	Validação do modelo	105
5	ESTUDOS E ANÁLISES DE RESULTADOS	110
5.1	Influência da presença de contaminantes na água de resfriamento	112
5.2	Influência da temperatura da água de resfriamento no perfil térmico	116
5.3	Influência da vazão de água na temperatura de equalização	121
5.4	Melhoria do processo por redução no tempo de setup.....	123

6	CONCLUSÃO E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	128
6.1	Conclusões	128
6.2	Sugestões para trabalhos futuros	130
	REFERÊNCIAS	131
	ANEXO A – MODELO CONVECTIVO DENTRO DO EQUIPAMENTO	137
	ANEXO B – PARÂMETROS OPERACIONAIS DO THERMEX.....	138
	ANEXO C – PERFIS TÉRMICOS DISPONÍVEIS NA LITERATURA	139

1 INTRODUÇÃO

A presente seção trata da contextualização do problema e justificativas bem como a apresentação dos objetivos geral e específicos do trabalho. Por fim, é feita uma apresentação geral de todas as demais seções constantes no trabalho.

1.1 Contextualização do problema e justificativas

Os produtos de aço resultantes do processo de laminação a quente têm enorme versatilidade de aplicação nos setores industriais, mecânico, agropecuário e de construção civil. Exemplos básicos de tais produtos são chapas planas, cantoneiras, perfis, barra de transferência, vergalhões, entre outros, cada um devendo atender a critérios específicos que viabilizam o seu uso. As exigências vão desde de características ligadas a dimensões e massa linear até as relacionadas a propriedades mecânicas mínimas desejadas. Dessa forma, pensando ainda na necessidade das indústrias siderúrgicas de se manterem competitivas nos mercados interno e externo, torna-se necessário o emprego de processos produtivos eficientes em termos de produtividade e principalmente de custos.

O vergalhão de aço, produzido por laminação a quente de um tarugo de lingotamento contínuo, tem sua principal aplicação na construção civil e trata-se de uma barra de aço com nervuras em sua superfície, as quais facilitam sua aderência ao concreto. Para tal produto, os principais itens de controle são o Limite de Escoamento (LE) e o Limite de Resistência (LR). A relação elástica (LR/LE) também é objeto de verificação, e pode variar entre os valores 1,05 a 1,2, segundo a NBR 7480, dependendo da classe da categoria. Especificamente para a categoria CA 50, o LE e a relação elástica devem ter valores mínimos de 500 MPa e 1,08, respectivamente.

No processo de produção de vergalhões, a variação e correção do LE e do LR pode ocorrer de algumas formas. Um método empregado no passado, porém em desuso por suas limitações, consistia em dar forma de espiral à barra, por deformação a frio, após a mesma ter sido laminada, processo esse conhecido popularmente como “*Torsteel*” ou “*Cold Twisted Deformed – (CTD)*”. Atualmente, há duas formas principais para controle do LE e do LR. A primeira acontece na aciaria, através da adição de elementos de ligas na composição do aço e a segunda através da têmpera superficial das peças por meio de água em alta pressão no processo final de laminação, sendo este o método que apresenta menor custo de produção e melhores propriedades finais do produto, conforme é constatado pelos diversos trabalhos abordados na revisão bibliográfica.

O processo citado anteriormente como mais vantajoso consiste em um equipamento instalado após o último passo no laminador (bloco acabador), no qual o vergalhão laminado passa por tubos de resfriamento no qual é injetado água sob alta pressão. Isso possibilita o resfriamento brusco das camadas mais externas do material, mantendo suas camadas mais internas sob menores gradientes de temperatura. Posteriormente, já a caminho do leito de resfriamento, o calor é liberado do centro para a superfície do produto provocando o seu revenimento.

Tendo em vista a importância para as indústrias siderúrgicas de manterem um alto nível de competitividade no mercado, faz-se fundamental que o processo consiga produzir itens com o menor custo possível, em menor tempo possível e com os níveis de qualidade, no mínimo, dentro de normas específicas estabelecidas para cada aplicação. Dentro desse contexto, a produção de barras nervuradas, ou simplesmente vergalhões, é um potencial alvo de implementações de melhorias de processo, devido ao seu grande emprego na construção civil e, conseqüentemente, grande demanda de produção. Assim, a aplicação do tratamento térmico citado anteriormente no vergalhão, ao fim do bloco acabador da laminação, torna-se bastante adequada pois diminui custos, por evitar adição de elementos de liga no aço; reduz tempo de produção, uma vez que o processo é em linha e não necessita da intervenção local do operador e também confere excelentes propriedades mecânicas ao vergalhão, em termos do compromisso de resistência mecânica e ductilidade.

O processo analisado no presente trabalho começou a ser desenvolvido em meados da década de 70 e, de lá para cá, seu emprego em diversas usinas siderúrgicas aumentou exponencialmente. Entretanto, o estudo técnico do processo não acompanhou a mesma tendência e, ainda hoje, poucas são as iniciativas para uma análise detalhada dos fenômenos físicos envolvidos bem como as variáveis mais influentes nos seus resultados. O que se observa, além da restrita divulgação de detalhes da tecnologia pelas empresas fornecedoras do equipamento é apenas o conhecimento empírico de “chão de fábrica” servindo como base para busca de parâmetros de processo. Assim, com base no método operativo de tentativa e erro, a busca pela máxima eficiência do processo torna-se bastante difícil.

Face ao exposto, a modelagem matemática dos fenômenos físicos intrínsecos ao equipamento, bem como o estudo das variáveis envolvidas no processo, possibilitam o desenvolvimento e um conhecimento mais aprofundado dessa tecnologia, propiciando não só um maior nível de controle de processo, mas também melhorias que afetarão positivamente a produção. Nesta perspectiva, o presente trabalho traz uma visão geral dos estudos já realizados sobre o assunto, por meio da revisão bibliográfica, posteriormente uma abordagem detalhada

sobre o processo é feita na fundamentação teórica onde os aspectos térmicos e metalúrgicos são considerados. Maior foco é dado aos fenômenos térmicos, sendo abordados na metodologia da construção do modelo matemático que representa o perfil térmico do vergalhão durante seu resfriamento. Com o perfil térmico traçado, são identificadas variáveis com potencial influência de alteração no mesmo e diversas simulações são feitas para tal análise. Por fim, são apresentados os resultados e as discussões pertinentes aos mesmos.

1.2 Objetivos

Os objetivos do presente trabalho são descritos a seguir, divididos em geral e específicos:

1.2.1 Objetivo geral

O objetivo deste trabalho é o desenvolvimento de um modelo matemático que represente o processo de resfriamento de barras de aço (vergalhão) com um sistema de água a alta pressão após a laminação, para assim se realizar um estudo da influência de parâmetros de processo no resultado do perfil térmico do produto e consequentemente em suas propriedades mecânicas.

1.2.2 Objetivos específicos

Para atender plenamente o objetivo geral proposto neste trabalho, os seguintes objetivos específicos deverão ser cumpridos:

- a) Descrever detalhadamente o processo de resfriamento em análise no presente trabalho, baseado nos equipamentos mais empregados na indústria siderúrgica;
- b) Analisar os principais mecanismos de transferência de calor envolvidos no processo em estudo;
- c) Modelar matematicamente o processo de resfriamento através da integração de todas as considerações e hipóteses adotadas;
- d) Resolver numericamente o modelo para obtenção de perfil térmico do produto;
- e) Analisar a influência da variação de parâmetros de processo no resultado do perfil térmico do produto;

1.3 Apresentação da dissertação

A dissertação é subdividida em seis capítulos, sendo o primeiro deles dedicado à contextualização do problema analisado, às justificativas e importância de realizar este estudo, à definição dos objetivos e finalmente uma abordagem geral do que é visto em cada capítulo.

No capítulo 2 é apresentada uma revisão bibliográfica contemplando as principais publicações sobre o tema abordado, destacando, entretanto, as que mais se aproximam da proposta do presente trabalho e as que tem uma abordagem mais qualitativa e abrangente do assunto.

O capítulo 3 traz uma fundamentação teórica sobre algumas noções fundamentais para o melhor entendimento do trabalho. Basicamente, tópicos relacionado à Ciência e Engenharia dos Materiais, bem como o processamento industrial de vergalhões, são tratados sob a perspectiva de subsidiar as informações propostas nos capítulos posteriores.

No capítulo 4 o objeto de estudo é descrito sob o ponto de vista físico, e sua modelagem matemática com as considerações julgadas adequadas ao caso. As equações são apresentadas e um esquema de implementação computacional é apresentado. Posteriormente é feito um teste de malhas e a validação do modelo.

No capítulo 5 são apresentados os estudos e análises de resultados, os quais se concentram na influência de algumas variáveis na formação do perfil térmico. As variáveis elencadas como mais importantes para análise são a presença de contaminantes, a temperatura e a vazão da água de resfriamento. Além disso, é analisada a viabilidade de uma proposta de melhoria do processo por redução do tempo de setup de máquina.

Por fim, no capítulo 6, são apresentadas as conclusões obtidas e as sugestões de possíveis trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Dada a relevância de tal processo na produção de vergalhões, alguns trabalhos com viés científico são encontrados na literatura, abordando tanto aspectos metalúrgicos, térmicos e operacionais do uso do equipamento associado às características do produto resultante. Ainda assim, a quantidade disponível de tais estudos parece não fazer frente à importância e aos benefícios que o sistema traz aos meios produtivos. Talvez isso se explique pelo fato dessa tecnologia ser tratada como segredo industrial, além da existência de muitas variáveis que diferenciam uma usina de outra, tornando difícil o estudo padronizado do sistema. Assim, fornecedores de tal equipamento (Thermex, Tempcore, Danieli, Jettherm, entre outros) trabalham com projetos sob medida, levando em conta as características da usina e do produto desejado.

Como forma de melhor organizar os conteúdos das diversas referências bibliográficas, este capítulo é subdividido em tópicos referentes a assuntos que são tratados pelos autores abordados.

Características requeridas para o vergalhão na construção civil

O crescimento e a evolução da construção civil, principalmente a partir da década de 70, trouxeram consigo uma série de exigências dentre as quais se destaca o emprego de materiais de construção que fossem vantajosos do ponto de vista de suas propriedades e da economia que seu uso poderia proporcionar. Simon, Economopoulos e Nilles (1984a), no tocante à utilização de vergalhões de aço para construção civil, dividem as categorias de demandas de seus consumidores em, basicamente, economia e segurança. Segundo Simon, Economopoulos e Nilles (1984a), economia está relacionada diretamente ao uso de vergalhões com alta resistência ao escoamento, pois dessa forma o peso de vergalhões a serem utilizados em uma dada construção é reduzido e consequentemente os custos também são menores.

Ainda conforme Economopoulos e Nilles (1984a), durante várias décadas as construções com vergalhão eram baseadas na concepção de que apenas cargas do regime elástico eram aplicadas à estrutura, induzindo à consideração de que a razão entre a tensão de trabalho e a tensão máxima de escoamento serviria como um fator de segurança. Porém tais autores constataram, através de pesquisas mais recentes realizadas pelo *European Committee for Concrete*, que esse indicador de segurança não era suficiente devido ao fato de que pequenas deformações plásticas deveriam ser absorvidas sem falha da estrutura. Portanto, o indicativo de segurança deveria estar relacionado à razão de deformação plástica possível na construção e

deformação máxima atingida a uma carga equivalente à tensão de ruptura do vergalhão. Dessa forma, a ductilidade é uma importante propriedade a ser conferida aos vergalhões.

Simon, Economopoulos e Nilles (1984a) também afirmam que além de alta resistência ao escoamento e boa ductilidade, os vergalhões deveriam ser dotados de boa soldabilidade, uma vez que era crescente a tendência de se trabalhar com blocos de concreto pré-moldados e para estes em seus processos de montagem, na maioria das vezes eram aplicadas soldas. Tal fato implica na exigência de um baixo teor de carbono (abaixo de 0,25%) e um baixo teor de carbono equivalente (abaixo de 0,45%), o qual leva em consideração também o efeito de outros elementos de liga. Outra característica desejada é uma boa flexibilidade mecânica dos vergalhões, já que isso iria permitir uma maior versatilidade de uso nas construções sem a perda da ductilidade do mesmo (devido ao trabalho a frio).

Vantagens da têmpera e autorevenimento para a produção

Allen (2011) afirma que a produção de vergalhões envolve uma etapa geral e comum aos processos de fabricação de tal produto, onde o aço é moldado através da passagem do mesmo em rolos ranhurados no processo de laminação e uma etapa para obtenção das propriedades mecânicas requeridas do produto final. Tal etapa pode ser feita por meio de trabalho a frio do vergalhão laminado, por adição de elementos de liga ou por meio de têmpera e auto-revenimento.

Conforme foi mencionado anteriormente, o trabalho a frio em vergalhões é um processo que envolve a torsão dos produtos após os mesmos terem sido resfriados. Dessa forma, por deformação plástica, o vergalhão atinge uma elevada tensão de escoamento. Porém o fato de haver redução na ductilidade e de tratar-se de um método bastante trabalhoso, por requerer equipamentos e tarefas adicionais, faz com que o trabalho a frio não seja popularmente utilizado para produção de vergalhões. Segundo Allen (2011), com relação à adição de elementos de liga no aço (principalmente Vanádio e Nióbio), há a ocorrência de três fatos:

- Tais elementos de liga formam compostos, como carbonetos, que ancoram os grãos, impedindo o seu crescimento durante o trabalho a quente realizado na laminação;
- Redução da temperatura de transição da austenita para a ferrita, reduzindo a taxa de crescimento de grão;
- Endurecimento por precipitação devido ao impedimento da movimentação de discordâncias.

Tais fatos fazem com que o vergalhão obtenha a tensão de escoamento e ductilidade desejadas, porém, em troca de um maior custo financeiro de fabricação do produto.

A terceira forma mencionada para obtenção das propriedades desejadas para o vergalhão é o tratamento térmico de têmpera e auto-revenimento. Tal processo é denominado em inglês *Quenching and Self-Tempering* (QST) e por vezes é denominado de maneira generalista como *Thermo-Mechanical Treatment* (TMT). Para Noville (2015), o processo QST se tornou essencial para a produção de vergalhões soldáveis com alta resistência e custo baixo, sendo implementado em centenas de usinas, diretamente na saída do processo de laminação. Allen (2011) afirma que dos três métodos citados o processo QST é o mais eficiente em termos de custos, pois apesar de exigir um custo moderado de investimento inicial nas instalações e na operação, há economia em custos com processos adicionais e elementos de liga do aço, o que o torna mais viável.

Madias, Wright e Wolkowicz (2016) fizeram uma análise das diferentes formas de produção de vergalhões tendo em vista as propriedades obtidas por cada um dos processos de endurecimento mais comuns que são solução sólida, têmpera e auto-revenimento (Tempcore e Thermex) e precipitação. O intuito foi analisar a performance de cada produto obtido pelos citados processos mediante à corrosão, incêndio e terremoto. Com relação à corrosão, os autores afirmam que os vergalhões temperados e auto-revenidos são afetados em menor grau quanto menor for a temperatura de auto-revenimento do mesmo, considerando um curto prazo. Além disso, também é afirmado que, após um teste de exposição ao ar de vergalhões durante três anos, os vergalhões temperados e auto-revenidos resistiram mais aos efeitos da corrosão que os vergalhões submetidos à solução sólida.

Já com relação ao comportamento mecânico em situações de terremoto, Madias, Wright e Wolkowicz (2016) afirmam que ter uma elevada relação elástica (LR/LE) se faz importante, e nesse quesito os vergalhões advindos do Tempcore ou Thermex saem em desvantagem, uma vez que às camadas externas conferem boa parcela de rigidez ao comportamento final do vergalhão. Adicionalmente, a existência de frisos e nervuras contribuem para a redução da performance do vergalhão sob fadiga, já que consistem em potenciais concentradores de tensão. Ainda assim, o processo de tempera e auto-revenimento se mostra superior ao processo de deformação à frio, ainda praticado em alguns países como a China e a Índia. Por fim, no quesito comportamento em situações de incêndio, foi observado que vergalhões submetidos à precipitação como mecanismo de endurecimento possuem melhor performance que os temperados e auto-revenidos. Após as análises, os autores concluem que há dificuldades em eleger taxativamente qual o melhor produto e que para cada situação deve ser levado em conta a necessidade de aplicação do material bem como a devida adequação às normas vigentes em cada caso, para assim ser selecionado o item com as melhores propriedades.

Ramadan et al (2015) destacaram mais uma vantagem em se aplicar o processo Tempcore (e seus semelhantes) na produção de vergalhões. Ao se produzir aço a partir de sucata metálica, como é o caso de muitas usinas atualmente, há a existência de elementos residuais na liga, como por exemplo o estanho, o chumbo e especialmente o cobre. Tais elementos podem ser nocivos aos vergalhões de aço produzidos por métodos convencionais, devido ao fato de formarem compostos que possuem baixo ponto de fusão, provocando redução na ductilidade (em até 32%) e falhas nos testes de dobramento. Em um trabalho experimental, os autores constataram que os vergalhões submetidos ao processo Tempcore, principalmente os com diâmetros menores que 32 mm e uma percentagem de cobre de até 0,35% em massa, não apresentaram tais inconvenientes. A justificativa para isso é que com o resfriamento rápido, os elementos residuais se configuram como elementos intersticiais em solução sólida supersaturada dentro dos grãos, não formando os compostos precipitados que debilitam as propriedades do aço.

Funcionamento e características operacionais do processo

Segundo Alves Filho (2004), dentre os principais sistemas do processo QST, os de maior destaque são o “Thermex” e o “Tempcore”, os quais tem fenômenos associados idênticos e são semelhantes no conceito e nas instalações, diferenciando-se em detalhes construtivos e de processos. De fato, a maioria dos estudos associados a esse sistema tratamento térmico de vergalhões faz referência às duas marcas citadas, principalmente ao “Tempcore”, o qual foi desenvolvido pelo Centro de Pesquisas Metalúrgicas em Liege, Bélgica (Centre de Recherches Metallurgiques – CRM) em parceria com vários produtores de aço.

O nome “Tempcore”, além de registrar a marca, sugere a forma como o fenômeno físico do tratamento térmico do vergalhão ocorre. Para Simon, Economopoulos e Nilles (1984b), tal nome ilustra o fato da camada externa de martensita formada ser revenida (do inglês *TEMPred*) pelo calor remanescente no centro do vergalhão (do inglês *CORE*) após a interrupção da têmpera com a saída do vergalhão do equipamento.

Rehm e Russwurm (1977) e Selzer (2012) trazem uma abordagem que auxilia o entendimento do processo. O intuito é aproveitar que ao final da laminação o produto ainda está à temperatura de austenitização e assim tirar vantagem disso para realizar o tratamento térmico. Daí o vergalhão é introduzido no equipamento e resfriado por água sob pressão, submetendo suas camadas mais externas à têmpera superficial. As camadas mais internas do vergalhão mantêm-se a temperaturas mais altas. Em termos de microestruturas, após a passagem do vergalhão pelo equipamento, tem-se camadas externas martensíticas e um centro austenítico.

Posteriormente, quando submetido ao resfriamento ambiente as camadas martensíticas mais externas são submetidas a um auto-revenimento (*self-tempering*) pelo calor disponível no centro do vergalhão e às condições externas de resfriamento. Por fim, o produto é encaminhado ao leito de resfriamento para alcançar a temperatura que o permita ser manipulado.

Ainda de acordo com Rehm e Russwurm (1977) e Selzer (2012), dentre os fatores que influenciam a microestrutura final do vergalhão, os principais são a composição química do aço, o diâmetro, a temperatura de entrada no equipamento e a intensidade do resfriamento no equipamento. Assim, as microestruturas formadas na seção do vergalhão conferem as propriedades mecânicas almejadas.

Alternativas ao tratamento de têmpera e autorevenimento

Caprili et al (2018) abordaram o desenvolvimento de um vergalhão composto por um aço bifásico. Trata-se de um aço que possui microestrutura com uma matriz de ferrita e concentrações dispersas de martensita que é empregado no setor automotivo por suas excelentes propriedades mecânicas e menor sensibilidade aos efeitos da corrosão, quando comparado aos produtos advindos dos processos Thermex ou Tempcore. Entretanto, apesar da vantagem relatada, a produção de vergalhões com esse tipo de aço encontra limitações que a torna inviável, como o não atendimento à norma europeia para a relação elástica (LE/LR) e complexidade no processo produtivo. Mesmo os autores deixando evidente que as análises de viabilidade serão abordadas em outros trabalhos, nota-se que, em linhas gerais, os processos de têmpera e auto-revenimento (Thermex e Tempcore) ainda são as melhores opções para produção de vergalhões.

Ainda como opção ao processo em estudo, Sukharev et al (2016) apresentaram uma tecnologia similar ao Tempcore e ao Thermex, denominada Thermtime, desenvolvida na Rússia e adequada às normas de fabricação vigentes em tal país para vergalhões. O princípio é semelhante, porém a proposta é que com maiores taxas de resfriamento, proporcionadas por detalhes construtivos diferentes (reinjeção de água em contrafluxo, regulação do comprimento ativo de troca térmica, entre outros), seja possível trabalhar com aços com menores teores tanto de carbono como de elementos de liga. O trabalho desenvolvido não apresentou de maneira clara nenhuma análise efetiva que permitisse inferir superioridade em termos de propriedades mecânicas dos produtos advindos do Thermtime. Além disso, a pesquisa na literatura não resultou em outros trabalhos que ao menos citassem tal tecnologia. Ainda que sem uma análise profunda de viabilidade de emprego, o aparato apresentado mostra-se bem mais complexo e com emprego de mais recursos (energéticos e equipamentos) que os constantes nas tecnologias

Thermex e Tempcore, o que possivelmente explica a impopularidade do Thermtime como processo para tratamento térmico de vergalhões.

Desenvolvimento de modelos matemáticos (metalúrgicos e térmicos)

Com o objetivo de prever a evolução microestrutural do vergalhão submetido ao processo Tempcore, Çetinel, Topartli e Ozsoyeller (1999) desenvolveram um método baseado em elementos finitos. A ideia do trabalho desenvolvido por eles é que as propriedades mecânicas do produto pudessem ser estimadas com base na quantidade de martensita formada, nas mudanças da estrutura interna e na temperatura de auto-revenimento, determinadas com base no método desenvolvido para simular o processo Tempcore. O aço considerado para o vergalhão foi o 1020, nos diâmetros de 18 e 22 mm. Para isso, um modelo de vergalhão axissimétrico foi considerado e dividido em 40 elementos com 63 nós, para os quais as mudanças de temperatura e microestrutura foram determinadas. Os resultados obtidos pelo modelo desenvolvido apresentaram boa concordância com os resultados experimentais, obedecendo as faixas de erro estabelecidas. As seguintes conclusões foram feitas pelos autores ao se comparar os resultados do modelo numérico com os resultados experimentais foram:

- A quantidade de martensita formada cresce ao se aumentar a duração da têmpera;
- O aumento do diâmetro do vergalhão, para um mesmo tempo de têmpera, faz com que a quantidade de martensita formada seja menor;
- A temperatura de auto-revenimento decresce ao se aumentar a duração da têmpera;
- O aumento do diâmetro do vergalhão, para um mesmo tempo de têmpera, faz com que a temperatura de auto-revenimento aumente.

Como forma de aprimorar o trabalho anteriormente citado, Cetinel, Ozyigit e Ozsoyeller (2001) desenvolveram um método baseado em redes neurais artificiais (Artificial Neural Network –ANN) para simular o processo Tempcore. O mesmo aço foi utilizado e o diâmetro do vergalhão e a duração da têmpera foram estabelecidas como variáveis do modelo. Adicionalmente, o modelo visou determinar também as propriedades mecânicas do vergalhão (tensão de escoamento e de ruptura). Apesar de não deixar explícito, as tendências observadas no trabalho anterior continuaram a existir (em termos de quantidade de martensita e temperatura de auto-revenimento), agora sendo ratificadas pelo fato de que com o aumento da quantidade de martensita, para o vergalhão com diâmetro de 22 mm, devido ao aumento da duração da têmpera, houve também o aumento das tensões de escoamento e de ruptura. Em números, a alteração de 1,5 s de duração de têmpera para 1,65 s fez a quantidade de martensita aumentar

em aproximadamente 3 %, resultando na passagem das tensões de escoamento e ruptura de 530 e 650 N/mm², respectivamente, para 560 e 643 N/mm², respectivamente.

Também baseado em um método de redes neurais artificiais, Mukhopadhyay e Galasso (2011) desenvolveram um sistema com o objetivo de prever e controlar com precisão as propriedades do produto durante o processo em si. O sistema foi voltado para o processo QST da empresa Danieli e permitiu tanto a otimização como o desenvolvimento de novos produtos, além de garantir os níveis de qualidade exigidos, reduzindo o índice de desclassificação e aumentando a produtividade. O trabalho foi validado com a aplicação do sistema em duas usinas produtoras de vergalhão, uma na Itália e outra na Espanha, ambas desde 2009, resultando em uma concordância bastante precisa da previsão do modelo com os medidos por meio de amostras, em termos de propriedades mecânicas como resistência e dureza, perfis térmicos e microestruturas formadas.

Mukherjee, Dutta e Haldar (2012) visando desenvolver uma ferramenta para auxiliar no controle de parâmetros de produção para garantir as propriedades mecânicas desejadas, estudaram uma técnica para prever a dureza da camada de martensita formada nos vergalhões tratados termicamente em função da composição química e de parâmetros de tratamento não isotérmico. A metodologia utilizada baseou-se em dados de experimentos na condição isotérmica e em técnicas estatísticas aplicadas a dados coletados na literatura. Dessa forma, um modelo geral foi obtido para o cálculo da dureza da martensita do vergalhão produzido. Boa concordância foi obtida com as medições reais.

De modo semelhante ao que fizeram Tempcore, Çetinel, Topartlı e Özsoyeller (1999), Dimatteo, Vannucci e Colla (2016) desenvolveram um modelo baseado em elementos finitos para simular a evolução térmica dos vergalhões submetidos ao processo Tempcore. Primeiramente os parâmetros de processo e valores de medições de temperatura do vergalhão na saída do equipamento serviram como dados de entrada para a determinação dos coeficientes de troca térmica. Desta forma, ao se desenvolver o modelo térmico com resultados dentro da tolerância estabelecida, juntamente com informações de temperaturas críticas de transformação metalúrgica e de composição química do aço, pode-se proceder com a previsão das microestruturas formadas no vergalhão devido ao tratamento térmico. Por fim, foi desenvolvido um modelo estatístico que, com base na estrutura metalúrgica e na composição química do aço, estima as propriedades mecânicas do produto. Boa concordância dos resultados do modelo teórico com os dados experimentais foi obtida, tendo um percentual médio de erros de menos de 1,54% na estimativa da tensão de ruptura e de menos de 2,23% na estimativa da tensão de escoamento do vergalhão.

Khalifa et al. (2015) desenvolveram um modelo para determinar a resistência mecânica de vergalhões em função de algumas variáveis de processo, como por exemplo, vazão de água de resfriamento, diâmetro do vergalhão, composição química, entre outros. Isso foi feito através da integração de um modelo térmico com um modelo que determinou a área das microestruturas formadas. Metodologia semelhante foi feita por Dimatteo, Vannucci e Colla (2016), conforme já foi mencionado. Dessa forma, através de uma regra de composição de misturas pode se determinar valores de resistência mecânica. O modelo foi validado pela concordância com dados experimentais. Matematicamente, o modelo para determinação da distribuição de temperaturas foi feito de modo bem semelhante ao que fez Allen (2011), inclusive o fazendo uso também do método das diferenças finitas. Khalifa et al. (2015) concluíram que os parâmetros mais influentes do tratamento térmico são a vazão de água e a duração do tempo de têmpera, podendo com o manejo dessas variáveis obter-se uma faixa de valores de tensão de escoamento entre 400 e 700 MPa. De fato, tal resultado é ratificado no presente trabalho, ao se fazer uma análise paramétrica para verificar alterações no perfil térmico resultante.

Shim et al (2018), visando o desenvolvimento de vergalhões grau 600 MPa, para aplicações com atividades sísmicas na Coréia do Sul, trabalharam com duas linhas de simulações assistidas por computador. A primeira abordagem foi a cerca de um aço com uma liga comum, com 0,30C e 0,14V (porcentagem em massa), e utilizou a ferramenta CALPHAD (Computer Coupling of Phase Diagrams and Thermochemistry) para cálculos termodinâmicos e cinéticos. A segunda abordagem voltou-se para um aço com menor teor de Vanádio, com 0,34C e 0,04V, visando redução de custos, porém utilizando o processo Tempcore, o qual foi simulado através do método dos elementos finitos. Em ambas abordagens o foco foi na análise das microestruturas formadas e daí as propriedades mecânicas consequentes. Boa concordância, referente à dureza e resistência mecânica, foi obtida entre os dados experimentais e os previstos no modelo simulado para o processo Tempcore. Por ser um trabalho integrante de outro que ainda será publicado, os autores não trazem conclusões categóricas a respeito de qual é o melhor material e processos a serem empregados, porém, destacam a importância de uma produção assistida por modelos que permitam a previsão e combinação de propriedades requeridas para determinada aplicação.

Trabalhos de caráter experimental (ênfase metalúrgico e propriedades mecânicas)

Rocha, Bruhwiler e Nussbaumer (2016) se dedicaram a caracterizar vergalhões advindos do processo Thermex, focando em aspectos não só metalúrgicos e de propriedades mecânicas, mas em aspectos ligados a tensões residuais e concentrações de tensões. Para isso,

além de análises experimentais utilizando técnicas como a difractometria de raio x, foi feita uma análise numérica baseada em elementos finitos 3D. Alguns resultados importantes foram obtidos, como por exemplo, tensões residuais de tração nas proximidades da superfície dos vergalhões tratados chegam a um máximo de 23 % da tensão de escoamento; o raio da base de uma nervura, bem como sua altura, são os parâmetros principais na determinação de concentrações de tensões; para vergalhões com nervuras não uniformes, a redução no espaçamento entre elas aumenta os efeitos da concentrações de tensões. Paul et al (2014) também desenvolveram análise semelhante, porém comparando os resultados para vergalhões tratados termicamente com os produzidos por meio micro liga. Com resultados semelhantes referentes a concentrações de tensões, Paul et al (2014) concluíram, adicionalmente, por meio de experimentos, que os vergalhões com maior teor de elementos de liga tinham melhor performance quando submetidos à fadiga.

Cadoni et al (2013) fizeram um trabalho experimental para estudar o comportamento de vergalhões tratados pelo processo Tempcore (grau B450C) quando sujeitos a uma tensão axial e altas taxas de deformação. Com foco na microestrutura do vergalhão, o intuito do trabalho foi analisar o comportamento mecânico do mesmo sob condições de carregamento. Embora a caracterização dos limites de escoamento superior e inferior não seja de fundamental importância para o presente trabalho, dentre os resultados encontrados por Cadoni et al (2013) constatou-se que com o aumento da taxa de deformação, o limite de escoamento superior cresce à medida que o inferior decresce e a razão entre a tensão de ruptura e a tensão de escoamento decresce para as camadas mais internas do vergalhão e se mantém constante para as camadas mais externas. Além disso, os autores também encontraram boa concordância entre os dados experimentais das médias dos valores da resistência das diferentes camadas do vergalhão e valores previstos por um modelo usado como fonte bibliográfica.

Na tentativa de investigar se um aço AISI 1117 poderia satisfazer as propriedades mecânicas estabelecidas pela norma ASTM A 706 para vergalhões por meio de tratamento térmico QST, Allen (2011) fez uma série de testes experimentais, onde a microestrutura resultante foi analisada por meio de microscopia óptica e as propriedades mecânicas analisadas por meio de medidas de microdureza e tensão de escoamento e de ruptura. Adicionalmente, um modelo numérico baseado no método das diferenças finitas foi desenvolvido com a integração do fenômeno de transmissão de calor e evolução da microestrutura para a simulação do processo de tratamento térmico. Entretanto, o experimento realizado não foi com a utilização de um equipamento próprio para processo QST, sendo utilizado um forno para aquecimento e um tanque com água para têmpera. Ressaltando as diferenças quanto ao tratamento térmico, Allen

(2011) infere que vergalhões de aço AISI 1117 podem atender à norma ASTM A 706 se submetidos ao processo QST, já que em condições menos favoráveis de tratamento térmico as propriedades obtidas foram bastante satisfatórias. A maneira que o modelo matemático para determinação do perfil térmico do vergalhão foi desenvolvido é bastante semelhante a que é apresentada posteriormente para o presente trabalho, porém com diferenças tanto nas considerações dos coeficientes de transmissão de calor quanto no método da solução numérica adotado.

Destacando a importância do processo produtivo de vergalhões para alcançar as propriedades mecânicas desejadas, Maciel (2016) realizou um estudo de análise do efeito do tratamento térmico de têmpera e revenimento em um aço de baixo carbono visando a fabricação de vergalhões grau CA50. A ideia do estudo foi verificar a viabilidade de substituição do aço SAE 1030, até então utilizado, pelo aço SAE 1015 e ainda assim atender aos requisitos exigidos na norma ABNT NBR 7480. Para isso, foram realizados ensaios mecânicos de dureza, microdureza, tração, dobramento, ensaios de temperabilidade Jominy e ainda análises químicas, além de análises micrográficas para estudo das microestruturas metalúrgicas. Dentre os materiais ensaiados estão corpos de prova de vergalhões fabricados pelo processo Tempcore a partir dos aços SAE 1030 e SAE 1015. Após fazer uma análise detalhada dos resultados dos ensaios, baseando-se em uma rica fundamentação de trabalhos já elaborados na área, Maciel (2016) conclui que é possível a utilização do aço SAE 1015 como matéria prima em substituição ao SAE 1030, desde que estabelecidas as condições de tratamento térmico controlado para tal material. Assim, além de uma redução nos custos de produção de vergalhões, há a vantagem de se ter um material com boa soldabilidade devido ao baixo teor de carbono e menores níveis de desgaste mecânico nos equipamentos utilizados na fabricação do vergalhão, já que se trata de um material mais macio.

Kabir I. e Islam (2014) fizeram uma análise experimental através de amostras de vergalhões com 20 mm de diâmetro produzidos por dois diferentes fabricantes. Foram feitas análises de composição química, microestrutural, de dureza e de resistência mecânica. Os resultados obtidos para os dois aços foram comparados e as diferenças verificadas foram explicadas com base principalmente na composição química (percentual de carbono) e em supostas irregularidades no processo de tratamento térmico, como por exemplo, taxa e duração de têmpera inadequadas para obtenção das propriedades requeridas para o produto, apontando para o teórico comportamento do perfil térmico do vergalhão durante o tratamento. Adicionalmente, Kabir I. e Islam (2014) identificaram algumas possíveis consequências do

emprego de vergalhões com propriedades mecânicas inadequadas (por exemplo baixa ductilidade) na construção civil, mostrando seus inconvenientes e possíveis formas de falha.

Já Kabir M., Islam e Bepari (2014) também fizeram uma análise experimental, dessa vez com vergalhões tratados termicamente pelo processo Thermex e com vergalhões sem nenhum tipo de tratamento após a saída do bloco acabador da laminação, ou seja, do processo comum de laminação. Foram feitas análises de composição química, microestrutural e de propriedades mecânicas ligadas ao impacto dos dois tipos de vergalhão. As conclusões feitas foram que em altas temperaturas, os vergalhões tratados apresentaram uma resistência à fratura dúctil muito maior que os vergalhões de processo usual. Já em baixas temperaturas, a resistência a fraturas frágeis de vergalhões tratados é apenas ligeiramente maior que os usuais. A temperatura de transição de comportamento dúctil-frágil resultou menor para os vergalhões tratados. Já a resistência ao impacto resultou muito maior para os mesmos, o que pode ser atribuído à composição química, às microestruturas desenvolvidas (diferentes fases e grão mais refinado no núcleo). Diante de tais resultados, a superioridade dos vergalhões tratados termicamente pelo Thermex (QST) em relação aos advindos de processos usuais fica evidenciada.

Ainda trabalhando com análise experimental, porém focando apenas nos aspectos metalúrgicos e de propriedades mecânicas e não na questão da distribuição de temperaturas do vergalhão e suas consequências, Panigrahi e Jain (2002) e Nikolaou e Papadimitriou (2004a e 2004b) desenvolveram um trabalho com amostras de vergalhões e chegaram a resultados que acompanham as tendências observadas por Kabir M., Islam e Bepari (2014). Panigrahi e Jain (2002) trabalharam com vergalhões submetidos ao processo Thermex com aços ligados com cobre, fósforo, cromo e molibdênio. Análises de microestruturas foram feitas e, através da extração de corpos de prova dos vergalhões de modo a conservar a integridade das microestruturas formadas pelo tratamento térmico, ensaios de impacto foram realizados para extração de dados como energia total de impacto e temperatura de transição de comportamento dúctil-frágil. A principal conclusão feita do referido trabalho foi que, apesar de apresentar menor tenacidade, o vergalhão de aço com liga de cobre-fósforo é o mais indicado como material de construção devido a sua maior resistência à corrosão ao ser comparado com os demais.

Já Nikolaou e Papadimitriou (2004b) trabalharam com vergalhões submetidos ao processo Tempcore e com vergalhões ligados com Vanádio (microligados). Eles verificaram que ao se fazerem os ensaios de impacto diretamente no vergalhão com o devido entalhe, sem a confecção de corpos de prova normatizados, poderia se obter as características mecânicas

ligadas a esse ensaio com boa precisão, isso tanto para os tratados termicamente quanto para os microligados. Mais uma vez, os resultados relativos às propriedades tiveram tendências muito semelhantes aos obtidos por Kabir M., Islam e Bepari (2014).

Ainda com uma metodologia basicamente experimental, Nikolaou e Papadimitriou (2004a) fizeram análises microestruturais e de propriedades mecânicas de vergalhões após submeter os mesmos a altas temperaturas, no intuito de simular condições de incêndio. Para isso, foram utilizados vergalhões fabricados pelo processo Tempcore, vergalhões microligados com vanádio e vergalhões endurecidos por trabalho a frio, todos atendendo à classe de 500 MPa de resistência mecânica ao escoamento. A conclusão do trabalho foi que os vergalhões fabricados pelo processo Tempcore foram os que apresentaram maior estabilidade até uma temperatura de 500 °C, pois em temperaturas maiores que tal valor, a camada martensítica sofreria os efeitos de um tratamento térmico de revenimento. A solução para contorno de tal problema seria o uso de elementos de liga para atenuar o problema da degradação de propriedades mecânicas em altas temperaturas.

Visando examinar a possibilidade de atendimento às exigências de altas tensões de escoamento (maior que 1000 MPa), determinadas em normas internacionais para vergalhões, por meio de tratamento térmico de têmpera e revenimento em linha (QST), Mansutti et al. (2015) fizeram um trabalho dividido em duas etapas. A primeira consistiu em testes laboratoriais, por meio de um aparato montado para tratar termicamente amostras de vergalhão de maneira controlada e assim verificar as propriedades mecânicas e microestruturais finais. A segunda foi realizada em escala industrial por meio do equipamento de QST da empresa Danieli, para verificação da capacidade do processo. Os testes feitos levaram em conta não só parâmetros de composição química do aço, mas também de processo como pressão, vazão, produtividade e estabilidade. Apesar de não detalhar claramente o atendimento a cada uma das normas internacionais referenciadas no trabalho, os autores destacam o fato do equipamento da Danieli já estar sendo aplicado para a produção de vergalhões de alta tensão de escoamento em algumas plantas siderúrgicas no mundo, obtendo resultados satisfatórios para o mercado consumidor.

Niño et al. (2007) também desenvolveram um aparato experimental para verificar se o tratamento térmico estudado conferia ao vergalhão as propriedades mecânicas desejadas em termos de dureza e resistência. A instalação consistia de um forno, um tubo com bocais de alimentação de água e um leito de resfriamento. Adicionalmente foi desenvolvido um modelo matemático, baseado em elementos finitos, para descrever o perfil térmico do vergalhão durante o processo, porém as curvas resultantes obtiveram alguns comportamentos atípicos aos

esperados, como por exemplo patamares de temperatura constante em determinadas posições radiais do vergalhão durante a passagem pelo equipamento. Ainda assim, o modelo foi usado satisfatoriamente para análise qualitativa da influência de algumas variáveis, como por exemplo, a temperatura de entrada do vergalhão nos tubos de resfriamento, no perfil térmico como um todo.

Santos e Henriques (2015) trouxeram uma abordagem mais voltada uma situação real de deterioração do vergalhão, na qual foi analisado o comportamento das propriedades mecânicas do mesmo quando submetido a condições de corrosão por *pitting*. Para simular isso, uma avaria localizada foi confeccionada nas amostras submetidas a ensaio e, assim, foram realizados testes de microdureza, e de resistência mecânica para vergalhões com e sem avarias. Os autores concluíram que a principal anomalia nas propriedades mecânicas, ocasionada pela existência da avaria localizada, é uma redução na deformação alcançada pelo vergalhão ao atingir a tensão de ruptura, o que indica que o aço adquire comportamento mais frágil que o normal. Outras propriedades não foram significativamente afetadas porque os vergalhões tratados termicamente por QST, nesse caso o Tempcore, conseguem mitigar os efeitos de redução de tensão de escoamento e de ruptura para avarias de até 20 % de sua seção transversal.

Moustafa et al (2016), em um trabalho abrangente sobre juntas soldadas por eletrodo revestido em vergalhões, nas posições sobreposta e de topo, analisaram basicamente vergalhões advindos de processos com e sem o tratamento Tempcore. Juntamente com conceitos de carbono equivalente, zona termicamente afetada e exigências de normas no tocante às propriedades mecânicas de juntas soldadas, os autores fizeram um estudo experimental com diversos tamanhos de vergalhões soldados e chegaram a conclusões que auxiliam aos setores da construção civil no uso mais otimizado das juntas soldadas, à medida que investigou os efeitos associados à estrutura metalúrgica e composição química. No tocante aos vergalhões produzidos com o Tempcore as conclusões mais importantes foram que os mesmos apresentaram cordões de solda mais aceitáveis que os vergalhões comuns, mesmo havendo uma queda na tensão de escoamento de 4% nas juntas soldadas, enquanto que para os comuns a queda foi menos de 1%. Para ambos os tipos de vergalhões soldados a perda de ductilidade foi mais de 50%.

Kargul (2017) realizou um trabalho que visava subsidiar o processo Tempcore à medida que buscou determinar a faixa de temperaturas de formação da austenita durante o aquecimento, para o aço B500SP, utilizado na fabricação de vergalhões com alta ductilidade. A importância do trabalho consistiu no fato de que, ao longo do processo, a correta seleção das temperaturas dos estágios do tratamento térmico garante a obtenção das propriedades mecânicas desejadas.

A metodologia utilizada pelo autor foi experimental com base em calorimetria diferencial de varredura, a uma taxa de aquecimento de 10°C/min. As principais faixas determinadas foram referentes ao início e ao fim da transformação eutetóide, à transformação da ferrita magnética e à transformação da ferrita proeutetóide em austenita. O trabalho destaca influência das massas das amostras nos resultados experimentais, além das diferenças obtidas por meio teóricos, que consideram as condições de equilíbrio de transformação e as situações reais, mais aplicáveis ao tratamento térmico em estudo.

Hortígón et al (2017) realizaram um trabalho investigativo voltado para a indústria de construção civil em relação ao uso de vergalhões à medida que estudou teoricamente e experimentalmente o comportamento mecânico de amostras de vergalhões fabricados pelo processo Tempcore, vergalhões lisos (sem nervuras e frisos) de aço carbono e vergalhões de aço inoxidável. Foram feitas comparações de modelos teóricos e dados experimentais para os gráficos de tensão e deformação, principalmente entre os intervalos da tensão de escoamento e a tensão de ruptura. Especificamente para os vergalhões advindos do processo Tempcore, o modelo de Hollomon, desenvolvido em 1945 e inicialmente para aços deformados a frio, mostrou-se adequado para representar o comportamento mecânico do produto analisado sob tensão.

Otimização do processo

Fortemente baseado em dados coletados de mais de 25 plantas industriais que aplicam o Tempcore, Simon (1990) fez um trabalho voltado para otimização do processo. Ele destacou a existência de dois casos. O primeiro quando não há uma restrição específica para a linha de produção, sendo a otimização feita de maneira mais fácil e o segundo quando um certo critério, de muita importância para a linha produtiva em análise, serve como restrição para a determinação dos demais, o que pode resultar em uma otimização que não atende de maneira eficaz todos os parâmetros. Após a análise de mais de 3000 resultados individuais de parâmetros, Simon (1990) chegou a uma relação matemática que determina o tempo necessário para a têmpera em função da tensão de escoamento requerida e de características do tratamento térmico e outra que determina propriedades mecânicas (tensão de escoamento e de ruptura) em função da composição química do aço. Através de tais relações, Simon (1990) constatou os dois casos mencionados e recomendou que, devido à dificuldade existente no processo de otimização, cada caso fosse analisado conforme a necessidade a ser atendida, evitando generalizações.

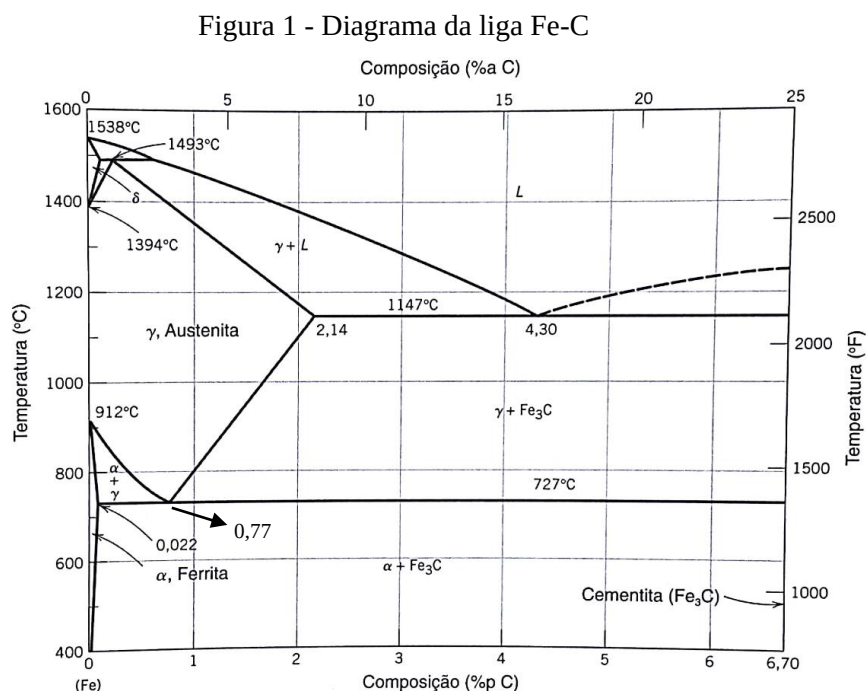
Também voltado à otimização de processo, Kumar, Anand e Raju (2015) desenvolveram um trabalho baseado na metodologia de Taguchi, usando a técnica DOE (Design of Experiments), a qual realiza experimentos planejados visando a determinação dos parâmetros mais importantes de processo. O processo de tratamento de vergalhões foi analisado em usinas siderúrgicas da Índia e os parâmetros selecionados foram temperatura de entrada do vergalhão na câmara de resfriamento, vazão de água de resfriamento, velocidade do vergalhão, tempo de têmpera e diâmetro do vergalhão. Os autores concluíram que o tempo de têmpera e a vazão de água de resfriamento tem uma influência em 75% nos resultados finais, sendo, portanto, recomendado a manipulação de tais parâmetros na intenção ou de alterar as propriedades mecânicas do produto ou de otimizar o processo. Metodologia e resultados muito semelhantes foram encontrados também por Modi, Hindolia e Sharma (2014).

3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Neste capítulo são abordados temas ligados a Ciência e Engenharia dos Materiais do aço, tratamentos térmicos em geral e suas influências nos produtos e processo de fabricação de vergalhões, visando assim o melhor entendimento das seções subsequentes do trabalho.

3.1 Aço, uma liga Fe -C

Apesar de destacar que a definição de aço não é trivial, Chiaverini (2002) afirma que aço é a liga ferro-carbono que possui carbono nas porcentagens (em peso) entre 0,008% até 2,11%, além de elementos residuais, resultantes dos processos de fabricação (acima de 2,11% de carbono, trata-se de ferro fundido). Sendo assim, o conhecimento do diagrama da liga binária Fe-C torna-se bastante conveniente. A Figura 1 traz esse diagrama para teores de carbono de até 6,7 %, pois acima disso essas ligas são pouco conhecidas e não apresentam importância comercial.



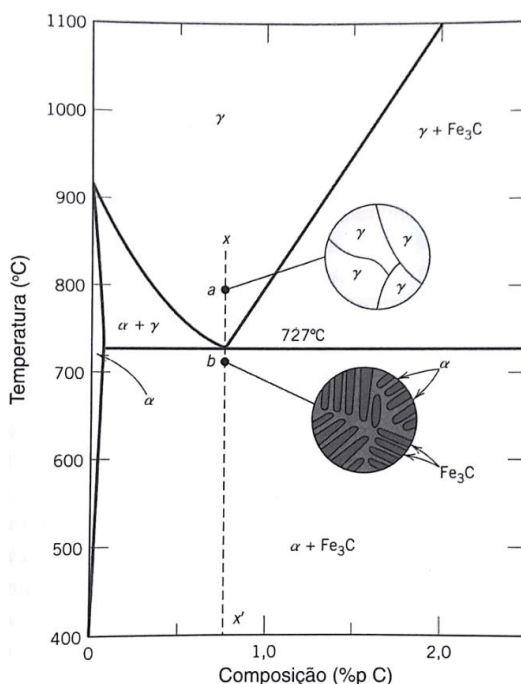
Fonte: Adaptado de Chiaverini (1986)

Deve-se ressaltar que para aços comerciais, o diagrama mostrado anteriormente sofre alterações, como o deslocamento das curvas apresentadas em relação à temperatura e à concentração de carbono, devido aos elementos de liga residuais, porém, ainda assim serve para os propósitos aqui almejados. Além disso, tal diagrama deveria ser tratado como um diagrama

$Fe - Fe_3C$, já que o carbono se encontra combinado com o ferro na forma Fe_3C (carboneto de ferro ou cementita). Outro ponto a se destacar da Figura 2 é a presença das fases ferrita (α) e austenita (γ), sendo essa última a que possui maior solubilidade do carbono no ferro, conforme pode se notar por sua extensão no gráfico. Segundo Callister (2008), as transformações de fase envolvendo a austenita são muito importantes no tratamento térmico dos aços.

Ainda com relação à Figura 1, pode-se analisar o comportamento microestrutural de determinada liga ao se realizar o resfriamento suficientemente lento, mantendo contínua a condição de equilíbrio, para certa composição. Uma das transformações mais relevantes no estudo da liga $Fe - Fe_3C$ é a reação eutetóide, na qual uma liga com 0,77% de carbono se resfria a partir de uma temperatura na qual a fase é austenítica, por exemplo, 800 °C, conforme pode ser visto na reta tracejada que passa pelos pontos “a” e “b” da Figura 2.

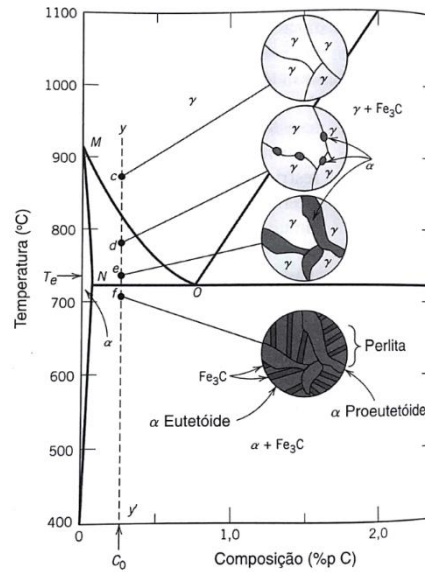
Figura 2 - Esquema microestrutural para liga eutetóide



Fonte: Callister (2008)

Ao acompanhar a linha tracejada de “a” para “b”, nota-se que nenhuma alteração microestrutural ocorre até o resfriamento à temperatura de 727 °C. Abaixo dessa temperatura, a fase austenita se transforma simultaneamente nas fases ferrita e cementita, num arranjo de camadas alternadas ou lamelas, dando origem à microestrutura conhecida como perlita. Análise semelhante pode ser feita para as ligas chamadas hipoeutetóides, que são as que tem composição entre 0,022 e 0,77%p de carbono. A Figura 3 ilustra as microestruturas formadas no decorrer do resfriamento.

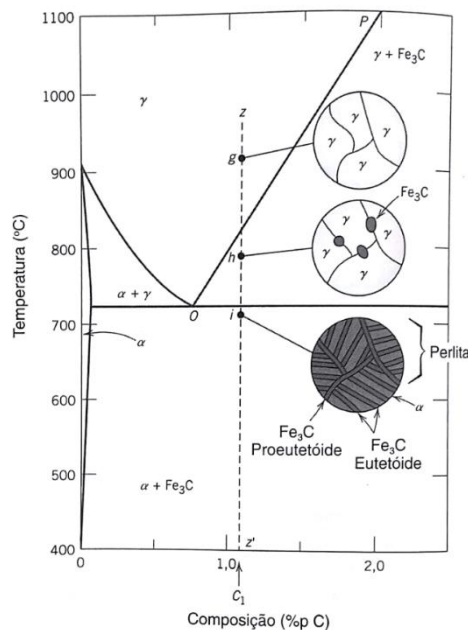
Figura 3 - Esquema microestrutural para liga hipoeutetóide



Fonte: Callister (2008)

Acompanhando a linha de resfriamento, nota-se que nenhuma mudança ocorre até se atravessar a linha MO, a partir da qual a fase ferrita começa a se formar, conforme pode ser visto nos pontos “d” e “e”. Quando a liga chega a temperaturas abaixo da eutetóide (727 °C), a fase austenita transforma-se em perlita, resultando em uma microestrutura formada por perlita e ferrita formada a temperaturas maiores que a eutetóide (essa ferrita também é conhecida como proeutetóide). Já para as ligas com composição entre 0,77 e 2,14%p de carbono, ou seja, as ligas hipereutetóides, a análise também pode ser estendida, com a diferença que para esse caso, se formará ao final uma microestrutura composta por perlita e cementita (proeutetóide). Os detalhes da transformação no decorrer do resfriamento podem ser vistos na Figura 4.

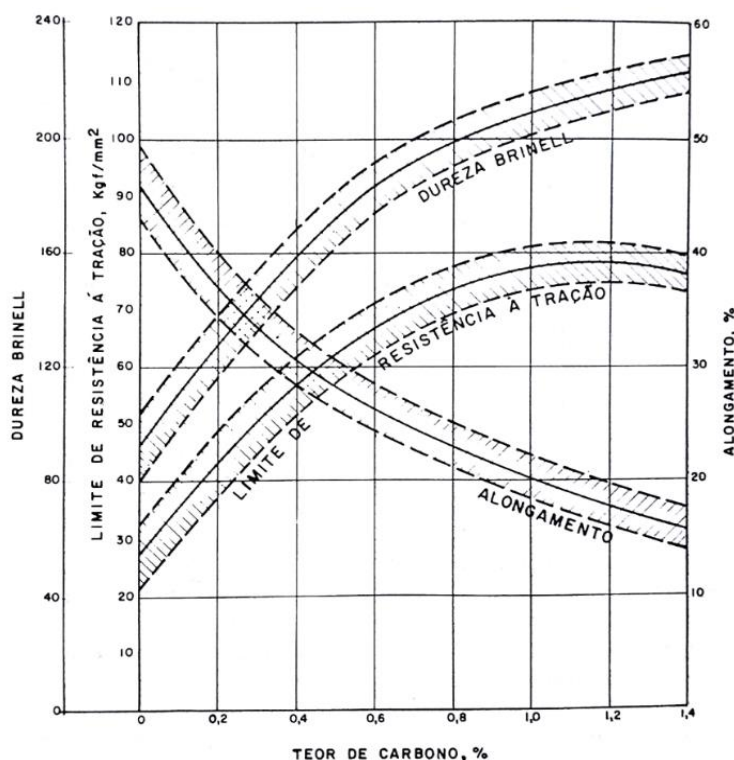
Figura 4 - Esquema microestrutural para liga hiperutetóide



Fonte: Callister (2008)

Chiaverini (2002) afirma que para os aços resfriados em condições de equilíbrio contínuo, ou seja, resfriados de maneira suficientemente lenta, a proporção das fases formadas na microestrutura é responsável por conferir as propriedades mecânicas do aço. Além disso, o teor de carbono na liga também é muito importante nas propriedades resultantes. Conforme pode ser visto na Figura 5, dureza e limite de resistência à tração aumentam enquanto o alongamento diminui com o aumento da porcentagem de carbono.

Figura 5 - Influência do teor de carbono nas propriedades do aço



Fonte: Chiaverini (2002)

Os limites indicados pela linha pontilhada são devido a outros fatores que também influenciam nas propriedades, como por exemplo a existência de outros elementos de liga. O aumento na resistência e dureza devido ao maior percentual de carbono é devido às características da cementita, carboneto de ferro de elevada dureza que confere maior resistência mecânica e dureza ao aço, porém também proporciona menor ductilidade.

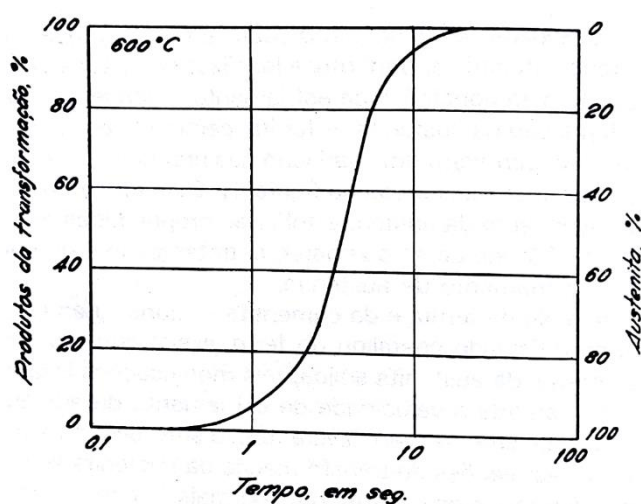
3.2 Diagrama de Transformação do aço

Outro fator muito importante para determinação de características do aço é a velocidade de esfriamento de uma liga que se encontra a uma temperatura na qual a fase é a austenita. Se o esfriamento da austenita ocorrer rapidamente, pode não haver tempo suficiente para uma

completa movimentação atômica e as reações de transformação se modificam, surgindo assim constituintes diferentes dos já mencionados (ferrita, cementita e perlita). Para um aço eutetóide, por exemplo, dependendo da velocidade de esfriamento, pode se formar em paralelo com a perlita uma nova fase, a martensita, que terá suas propriedades melhor discutidas posteriormente. Há, portanto, uma velocidade a partir da qual não se formará a perlita, mas sim apenas a martensita. Essa velocidade é denominada velocidade crítica de esfriamento.

Para Chiaverini (2002), o estudo desses fenômenos fica facilitando ao se analisar a transformação isotérmica da austenita em perlita, em diversas temperaturas abaixo da eutetóide (727 °C). Para isso, há o esfriamento rápido de um aço eutetóide até uma temperatura abaixo de 727 °C, mantendo-se essa temperatura constante até que toda a transformação da austenita se processe. A Figura 6 mostra tal gráfico para um resfriamento brusco da austenita a 600 °C.

Figura 6 - Transformação isotérmica da austenita



Fonte: Chiaverini (2002)

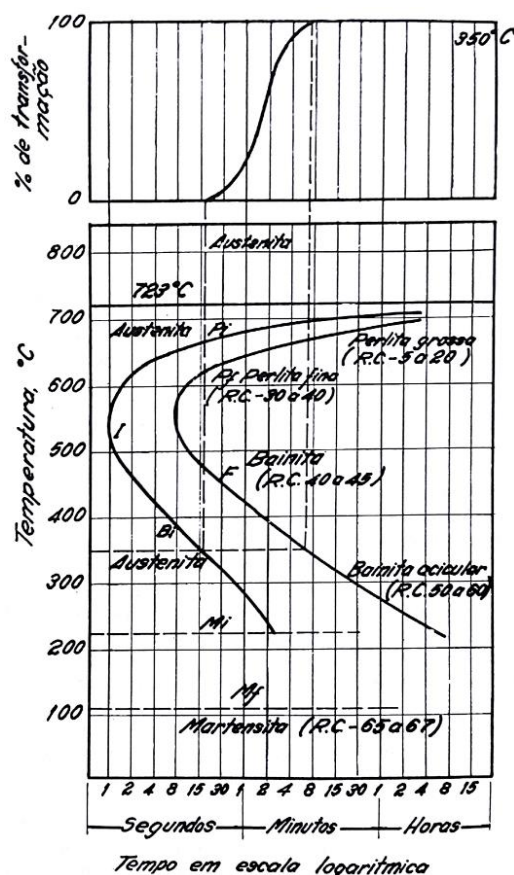
Repetindo-se o procedimento e levantando o tempo e a percentagem de transformação da austenita para outras temperaturas, pode se construir curvas denominadas Tempo-Temperatura-Transformação (TTT), ou ainda curvas “em C” ou “em S”, conforme pode ser visto na Figura 7.

Na Figura 7 pode se observar que a curva “I” representa o tempo para que a transformação da austenita em perlita se inicie e a curva “F” o tempo para que tal transformação se complete. A faixa de temperaturas indicada por “Mi” e “Mf” indicam o início e o final da formação da martensita, respectivamente.

Dependendo da temperatura em que se dá a transformação, nota-se que se pode formar a perlita grossa ou fina, tendo aí diferenças de propriedades devido ao tamanho de sua granulação. Já

entre 550 e 200 °C, há a formação da estrutura chamada de bainita, a qual tem dureza superior à da perlita.

Figura 7 - Curva TTT para aço eutetóide

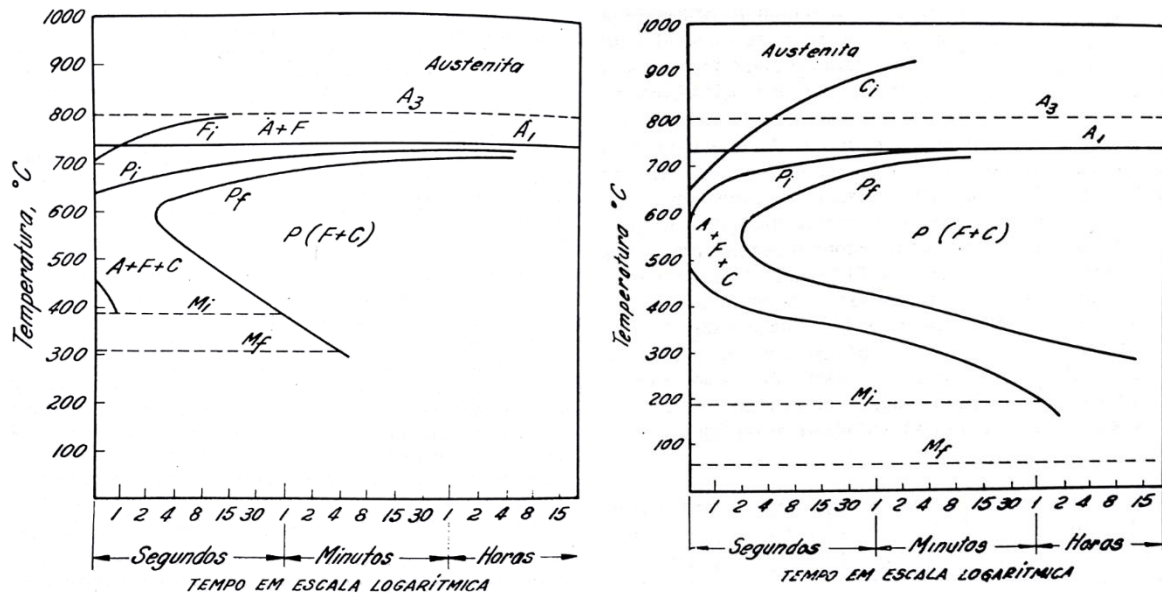


Fonte: Chiaverini (2002)

Curvas TTT também podem ser traçadas para aços hipoeutetóides e hipereutetóides, conforme é mostrado na Figura 8. Algumas diferenças são notadas com relação à curva do aço eutetóide, e podem ser ainda mais acentuadas quando levada em consideração a presença de elementos de liga, tamanho de grão e homogeneidade da austenita.

Pela análise da Figura 8, Chiaverini (2002) faz duas importantes observações, sendo a primeira que o aumento do teor de carbono tende a deslocar a curva TTT para a direita, retardando o início e o fim da reação para a transformação da austenita, e a segunda que a temperatura de reação da martensita é grandemente rebaixada com o aumento do teor de carbono. Essa última observação pode ser melhor representada pela Figura 9.

Figura 8 - Curvas TTT para aço hipoeutetóide e hipereutetóide

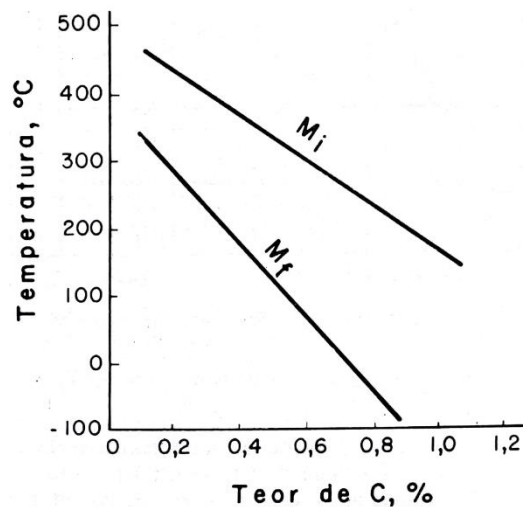


a) Curva TTT para aço hipoeutetóide

b) Curva TTT para aço hipereutetóide

Fonte: Chiaverini (2002)

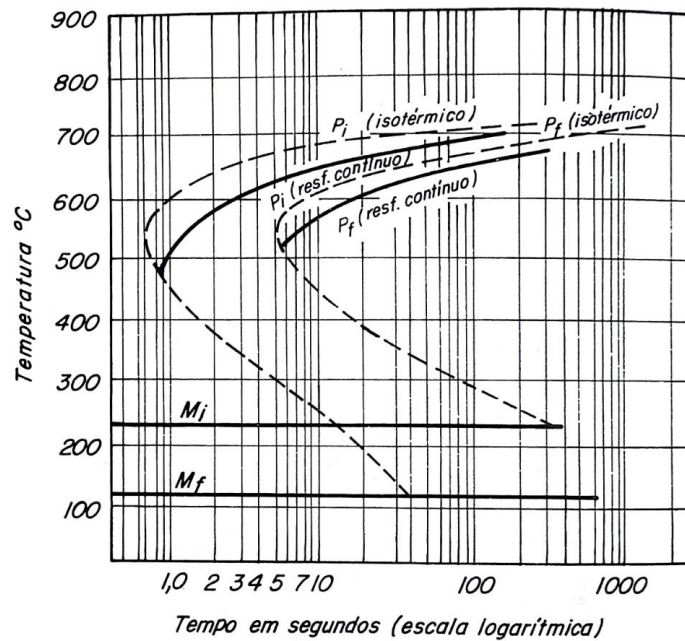
Figura 9 - Teor de carbono versus temperaturas de formação da martensita



Fonte: Chiaverini (2002)

Sabe-se, conforme dito anteriormente, que a condição de transformação à temperatura constante (isotérmica) foi adotada para facilitar os estudos e a construção de gráficos, porém, em situações reais e práticas, as condições de resfriamento e transformação das estruturas do aço ocorrem sob resfriamento contínuo e isso acarreta algumas mudanças no comportamento da curva TTT. Há, assim, um deslocamento para direita e para baixo das partes superiores das curvas de início e fim de transformação, em relação às curvas isotérmicas, conforme mostra a Figura 10.

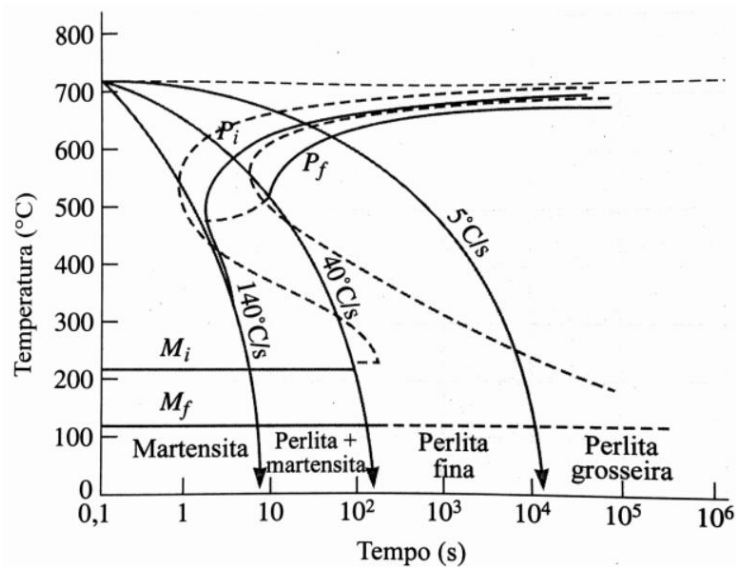
Figura 10 - Curva TTT para resfriamento contínuo



Fonte: Chiaverini (2002)

A partir das curvas TTT, pode-se fazer o estudo de quais estruturas serão formadas no aço após o resfriamento proporcionado. Tal prática é bastante útil na análise de tratamentos térmicos, onde há o aquecimento e o resfriamento controlado do aço. A Figura 11 mostra curvas de diferentes velocidades de resfriamento contínuo (5, 40 e 140 °C/s) de um aço 1080. Nota-se também que, para obtenção de 100% de martensita, necessita-se de uma velocidade de resfriamento maior que 140 °C/s.

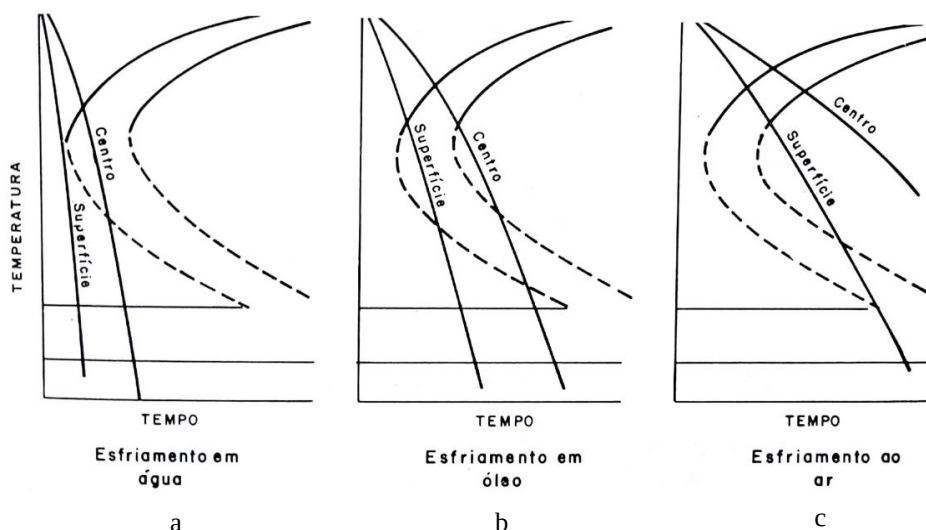
Figura 11 - Diferentes taxas de resfriamento contínuo para um aço 1080



Fonte: Adaptado de Askeland (1998)

Um fator importante a ser levado em consideração nas curvas de resfriamento em tratamentos térmicos é a seção da peça com que se está trabalhando. O interior da peça se resfria mais lentamente que sua superfície e isso se acentua quanto maior for a peça e também quanto maior for a intensidade do resfriamento (o que depende também do meio em que ocorre o resfriamento). A Figura 12 ilustra o que foi dito.

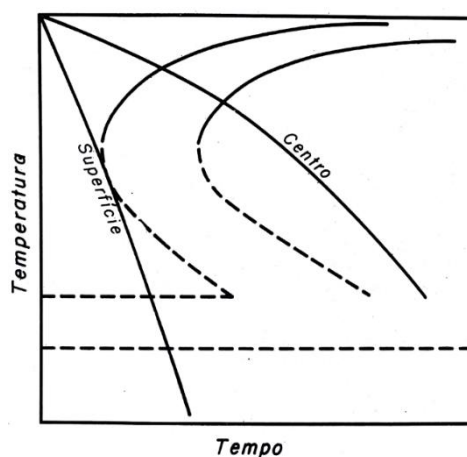
Figura 12 - Efeito da seção e velocidade de resfriamento



Fonte: Chiaverini (2002)

A situação mostrada na Figura 12.a é bastante semelhante ao fenômeno que ocorre no tratamento térmico de vergalhões que é estudado no presente trabalho em seções posteriores. Devido ao efeito de seção, a superfície da peça é submetida a uma velocidade de resfriamento suficientemente rápida para formação de martensita, enquanto que suas camadas mais internas formam um composto de perlita e martensita. A composição microestrutural alcançada pelos tratamentos térmicos são responsáveis pelas propriedades mecânicas do produto, conforme é detalhado posteriormente. O efeito de seções maiores pode ser visto na Figura 13.

Figura 13 - Efeito de grandes seções no resfriamento



Fonte: Chiaverini (2002)

Para efeitos práticos e para garantir as propriedades requeridas em um aço tratado termicamente, é de fundamental importância o conhecimento da capacidade do material de endurecer a determinadas profundidades de sua superfície. A essa propriedade, dá-se o nome de “temperabilidade” ou “endurecibilidade”, que também deve levar em conta a obtenção da máxima tenacidade em função da microestrutura produzida no resfriamento. Os dois métodos mais conhecidos para medição de temperabilidade são o “método Grossmann” e o “método Jominy”, que consistem basicamente em determinar a dureza em função da posição em que é medida de amostras tratadas termicamente.

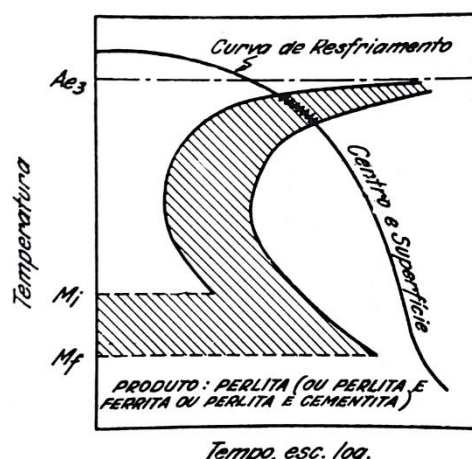
3.3 Tratamentos Térmicos

Conforme Chiaverini (2002) explica, tratamento térmico consiste nas atividades de aquecimento e resfriamento do aço de maneira a controlar temperatura, tempo, atmosfera e velocidade de resfriamento, visando assim a alteração de propriedades e a obtenção de características determinadas. Entre os principais objetivos dos tratamentos térmicos tem-se a remoção de tensões residuais, aumento ou diminuição da dureza, aumento da resistência mecânica, melhora da ductibilidade, melhora da usinabilidade, melhora da resistência ao desgaste, entre outros.

Os principais tratamentos térmicos são o recozimento, a normalização, o coalescimento, a têmpera e o revenido. A seguir, é dada uma breve explicação sobre cada um deles.

Recozimento: objetiva remover tensões devidas aos tratamentos mecânicos a frio ou a quente, diminuir a dureza para melhorar a usinabilidade do aço, alterar resistência e ductilidade, ajustar o tamanho de grão e eliminar os efeitos de quaisquer tratamentos térmicos ou mecânicos que o aço tiver sido submetido anteriormente. Especificamente, o recozimento pode ser dos tipos total ou pleno, isotérmico ou cíclico, para alívio de tensões, em caixa e esferoidização (carboneto em forma globular). Cada um dos tipos citados possui uma peculiaridade, mas, no geral, a operação de recozimento consiste em aquecimento do aço acima da temperatura de austenização com posterior resfriamento muito lento, visando a obtenção, principalmente, da perlita. A Figura 14 mostra esquematicamente o recozimento pleno.

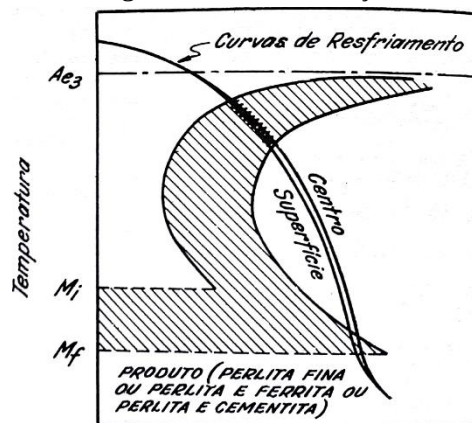
Figura 14 - Recozimento Pleno



Fonte: Chiaverini (2002)

Normalização: Tratamento bastante semelhante ao recozimento, diferenciando-se pelo fato que o resfriamento, por se dar ao ar, é mais rápido, resultando em uma estrutura mais fina e, conseqüentemente, com propriedades mecânicas ligeiramente superiores. A normalização é ainda usada como tratamento preliminar à têmpera e ao revenido, com o intuito de produzir uma estrutura mais uniforme. Eventualmente, com a normalização, pode se obter a bainita, dependendo do tipo de aço tratado. A Figura 15 ilustra tal tratamento.

Figura 15 - Normalização

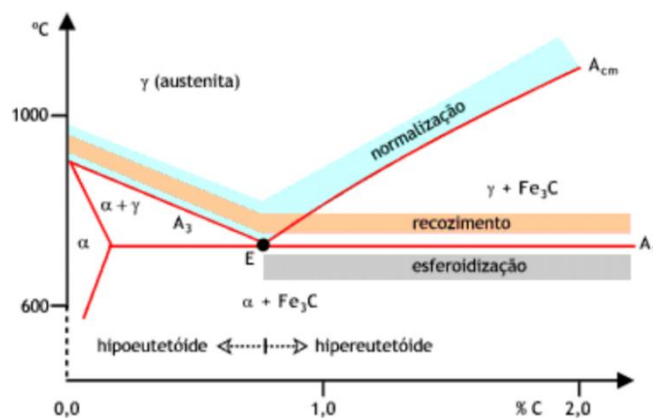


Fonte: Chiaverini (2002)

Coalescimento (esferoidização ou recozimento subcrítico): Aplicado principalmente em aços hipereutetóides, visa a obtenção de esferoidita (cementita globulizada), que confere menor dureza e maior ductilidade. A operação pode ser feita pelo aquecimento prolongado dos aços a uma temperatura logo abaixo da temperatura crítica (linha A1 da Figura 1) ou aquecimento e resfriamento alternados em torno da linha A1.

Em resumo, a Figura 16 traz um esquema com as faixas de temperatura para os tratamentos de recozimento, normalização e esferoidização.

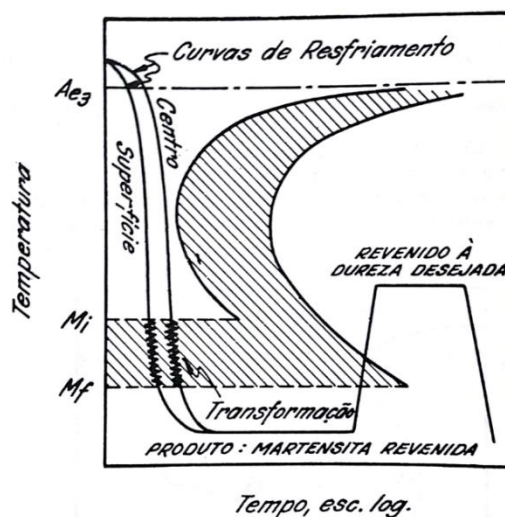
Figura 16 - Esquema de tratamentos térmico e zonas de temperaturas



Fonte: <https://sites.google.com/a/catim.pt/metalopedia/tratamentos-termicos> (acesso em abril 2018)

Têmpera: O aço é aquecido até uma temperatura acima da crítica e, posteriormente, submetido a um resfriamento rápido, em um meio geralmente líquido (água, óleo, salmoura). A microestrutura almejada pela têmpera é a martensita, a qual confere um aumento no limite de resistência à tração e na dureza do aço. Para que isso ocorra, a velocidade de resfriamento deve ser tal que supere, conforme já mencionado, a velocidade crítica de resfriamento. A Figura 17 ilustra o tratamento térmico da têmpera. Uma consequência negativa da têmpera é a degradação de algumas propriedades, como por exemplo, redução na ductilidade (baixos valores de alongamento e estrição), redução na tenacidade e o aparecimento de tensões internas. Dependendo de quão grande seja a taxa de resfriamento, podem ocorrer tensões excessivas que levem a empenamentos e aparecimento de fissuras nas peças temperadas, sendo assim fundamental o controle do processo. Como é visto posteriormente, uma alternativa para contornar tais inconvenientes é o tratamento de revenimento.

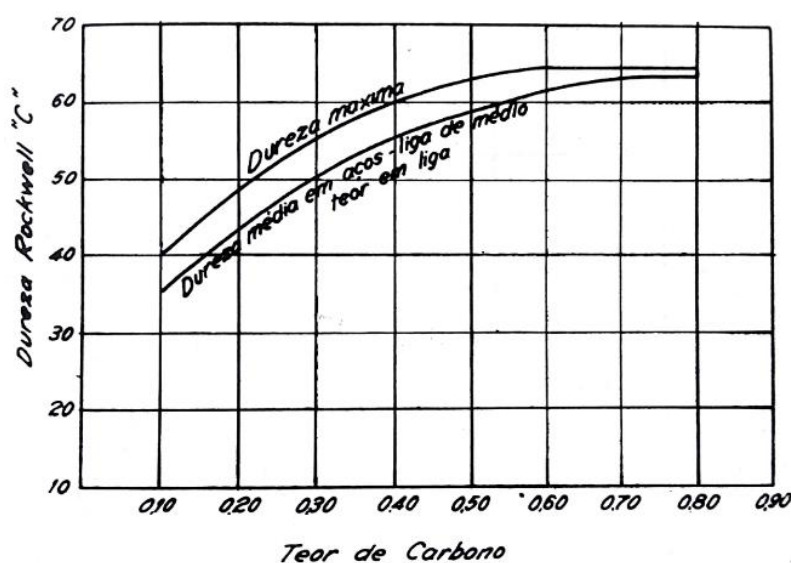
Figura 17 - Tratamento térmico de têmpera



Fonte: Chiaverini (2002)

A martensita é o microconstituente mais duro e mais frágil dos aços e sua formação é devido a algumas particularidades. Primeiramente, sabe-se que o carbono se dissolve na austenita, mas não na ferrita, devido ao arranjo espacial dessas estruturas. Quando ocorre o resfriamento da austenita a uma temperatura na qual não é mais estável, se esperaria que a austenita se transformasse em ferrita e o carbono formasse a cementita, Fe_3C . Entretanto, se a velocidade de resfriamento for elevada, ao ponto de não permitir a “expulsão” do carbono para formar a cementita, forma-se uma solução sólida supersaturada de carbono em ferrita, constituindo a martensita. Isso acarreta uma distorção espacial na estrutura e microtensões elevadas, que conferem extrema dureza ao aço. Dessa forma, fica claro a influência do teor de carbono na determinação da dureza da martensita formada. A Figura 18 mostra, na curva superior, a máxima dureza que se pode obter com o resfriamento mais rápido possível, e a inferior, a dureza média, como normalmente se obtém nas condições práticas de tratamento de têmpera.

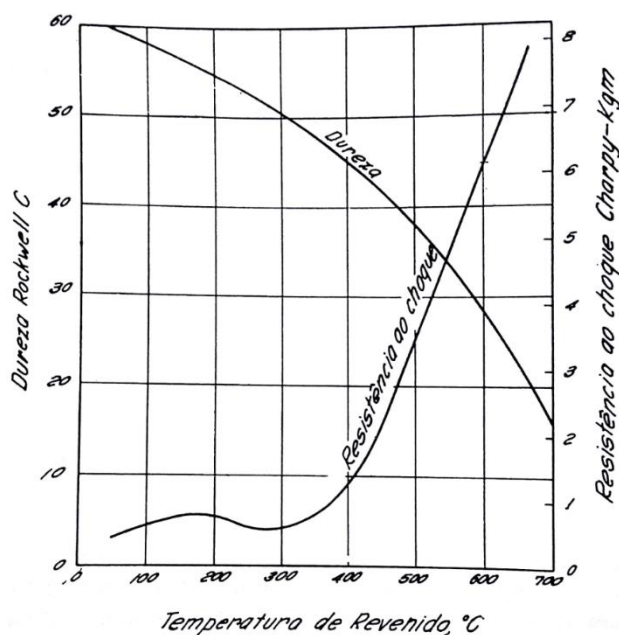
Figura 18 - Influência do teor de carbono na dureza da martensita



Fonte: Chiaverini (2002)

Revenido: Normalmente associado ao tratamento de têmpera, é aplicado a temperaturas inferiores à da zona crítica, modificando a estrutura de modo a melhorar a ductilidade, a resistência ao choque e aliviar as tensões internas. Conforme já dito, apesar de contornar alguns inconvenientes da têmpera, o revenido reduz valores de dureza e resistência à tração. Para esse tipo de tratamento, deve se levar em conta a temperatura e o tempo de permanência à essa temperatura, pois isso determina a combinação de propriedades mecânicas que se deseja no aço. A influência da temperatura de revenido na dureza e na resistência ao choque para um aço 1045 temperado é mostrada na Figura 19

Figura 19 - Temperatura de revenimento versus propriedades de um aço temperado



Fonte: Chiaverini (2002)

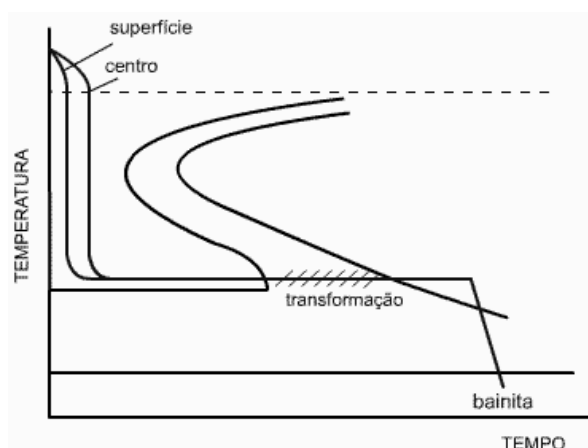
Em alguns aços com baixo teor de liga, verifica-se um fenômeno denominado fragilidade de revenido, o qual é revelado somente no ensaio de resistência ao choque, pois outras propriedades mecânicas e a própria microestrutura não são afetadas. Acontece que os referidos aços adquirem fragilidade quando aquecidos na faixa de temperaturas entre 375 e 475 °C, ou quando são resfriados lentamente através dessa faixa. Os aços que sofreram tal fenômeno podem ser restaurados pelo aquecimento em torno de 600 °C ou acima, seguido de resfriamento rápido até aproximadamente 300 °C.

3.4 Outros Tratamentos

Há ainda outros tratamentos que visam conferir características específicas ao aço, seja à toda extensão do material, ou apenas às camadas mais externas. São eles os tratamentos isotérmicos (austêmpera e martêmpera), a têmpera superficial e os tratamentos termo-químicos (cementação, nitretação, cianetação e carbo-nitretação).

Austêmpera: Visa a obtenção da bainita, microestrutura que tem propriedades idênticas, ou mesmo superiores, às da martensita revenida. O aço é aquecido até a temperatura de austenização e então resfriado até uma temperatura constante (geralmente entre 260 e 400°C). Daí essa temperatura é mantida constante até um tempo suficiente para a transformação da austenita em bainita. Posteriormente, há o resfriamento ao ar até a temperatura ambiente. A Figura 20 ilustra esse tratamento térmico.

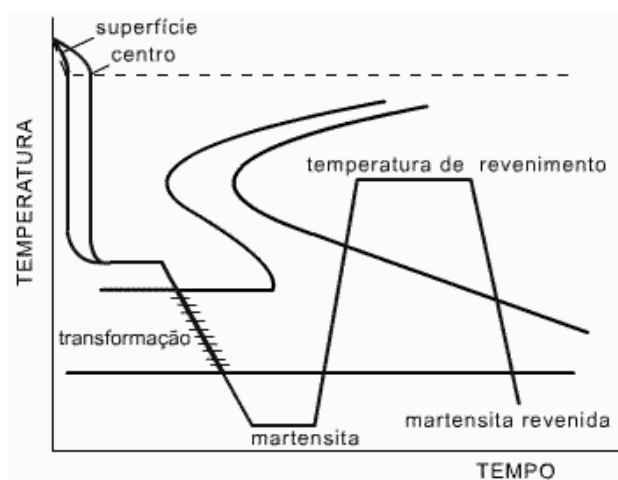
Figura 20 - Tratamento de austêmpera



Fonte: https://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/6443-principios-tratamento-de-tempera-e-suas-variacaoes-tempera-austempera-martempera#.XGIoLVxKhPY – acessado em novembro/18

Martêmpera: Tem por objetivo, principalmente, diminuir a distorção ou empenamento produzido durante o resfriamento rápido de peças de aço. Consiste no aquecimento da peça até uma temperatura de austenização com posterior resfriamento em óleo quente ou sal fundido a uma temperatura correspondente à parte superior, ou ligeiramente acima, da faixa martensítica. Daí a peça com a temperatura uniforme, é submetida a resfriamento com velocidade moderada, para evitar gradientes de temperatura na peça. O produto dessa operação é a martensita uniforme na seção da peça, o que diminui a possibilidade de empenamento da peça. Ainda assim o posterior revenimento faz-se necessário. A Figura 21 mostra esquematicamente o tratamento de martêmpera.

Figura 21 - Tratamento de martêmpera



Fonte: https://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/6443-principios-tratamento-de-tempera-e-suas-variacaoes-tempera-austempera-martempera#.XGIoLVxKhPY – acessado em novembro/18

Têmpera superficial: Produz uma têmpera localizada apenas na superfície das peças de aço, que assim passarão a ter as propriedades e as características típicas da estrutura martensítica. Assim, tem-se superfícies de alta dureza e resistência ao desgaste, boa resistência à fadiga por dobramento, boa capacidade para resistir cargas de contato e resistência ao empenamento. Esse tratamento encontra principal aplicabilidade nos casos em que a peça a ser tratada tem grandes dimensões e inviabilizam o uso de fornos e em casos em que há o interesse de apenas endurecer áreas críticas de determinadas peças (como, por exemplo, dentes de engrenagens). Os processos usuais de têmpera superficial são por chama e por indução.

Tratamentos termoquímicos: a ideia básica desses tipos de tratamento é aumentar a dureza e a resistência ao desgaste superficial, ao mesmo tempo que o núcleo do material permanece dúctil e tenaz. O endurecimento é feito pela modificação parcial da composição química nas seções em que se deseja endurecer. Para tanto, é necessário a aplicação de calor em um meio apropriado e em determinado tempo, seguido de tratamento térmico apropriado. Os meios em que a peça é colocada em contato são ricos em elementos como o carbono, no caso da cementação, o nitrogênio, no caso da nitretação e ambos, no caso da carbonitretação.

Os assuntos até aqui apresentados, embora não de maneira detalhada e aprofundada, permitem, sem nenhum prejuízo, o entendimento dos assuntos referentes ao tema principal do trabalho, que serão abordados nas próximas seções.

3.5 O sistema de tratamento térmico de vergalhões

No presente tópico, é detalhado como acontece o tratamento térmico de vergalhões (ou barras) de aço por sistema de resfriamento por água a alta pressão. De maneira concomitante aos aspectos operacionais que são abordados, são trazidos também à discussão aspectos relacionados aos fenômenos físicos envolvidos no processo. Assim, as transformações estruturais, às quais o vergalhão é submetido, são relacionadas ao campo de temperaturas proporcionado pelo tratamento térmico, sob a perspectiva do estudo da transmissão de calor entre o vergalhão e o meio.

Conforme já foi citado, há algumas empresas que trabalham com o sistema em estudo, trazendo marcas que designam um conjunto de equipamentos que operam em condições de se adequarem à saída de uma linha de laminação a quente (mais especificamente, à saída do bloco acabador). Algumas das marcas e empresas mais difundidas referentes ao processo são Thermex (Hennigsdorfer Stahl Engineering –HSE), Tempcore (CRM), Danieli e Jettherm. Alves Filho (2004) afirma que o Thermex e o Tempcore são os dois sistemas para tratamento

térmico de vergalhões em linha que mais se destacam, sendo muito semelhantes no conceito e nas instalações usadas, porém com diferenças em detalhes construtivos e de processos. Ainda assim, os fenômenos envolvidos associados permanecem idênticos. De fato, com o extenso estudo da literatura disponível e de materiais disponíveis na rede a respeito do processo, tal informação é confirmada.

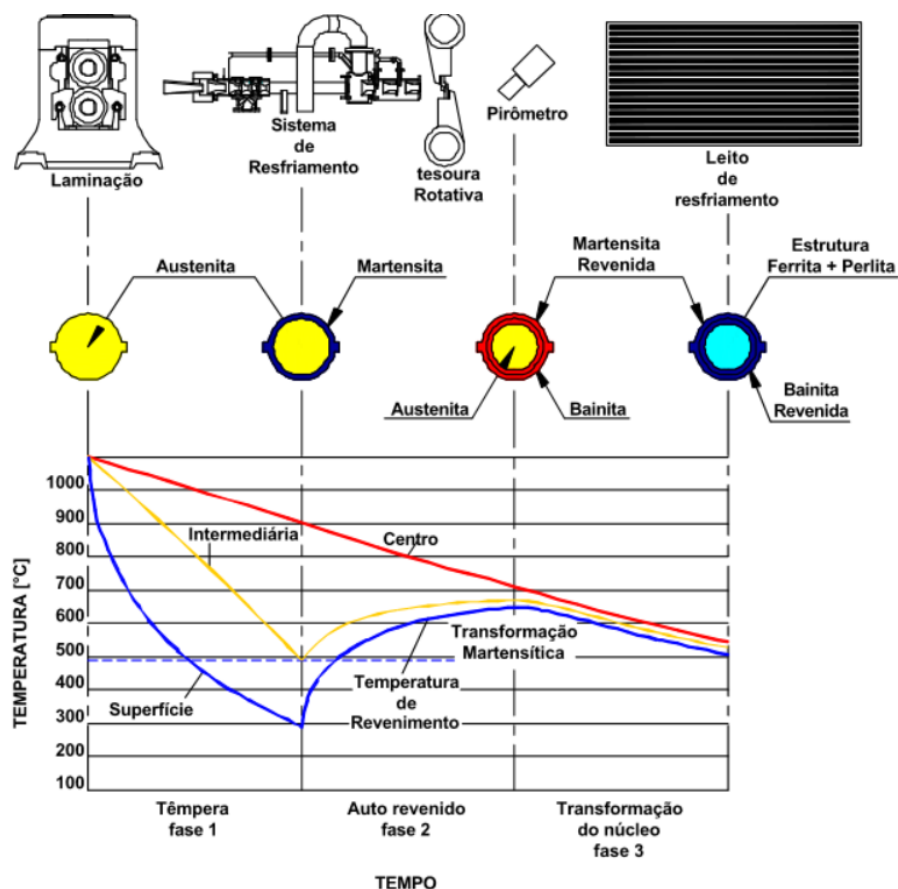
Sendo assim, sem o prejuízo de omitir informações relevantes ao entendimento do processo em geral, optou-se pelo detalhamento do processo que tinha mais informações disponíveis, e o escolhido foi o Thermex. Alves Filho (2004), baseado no manual técnico Thermex, elaborado por Tamm (2003), e em documentos operativos de uma usina siderúrgica que emprega o processo Thermex, trouxe informações suficientes para detalhamento e para o estudo quantitativo do processo, ao passo que foi possível a construção de um modelo matemático e análise paramétrica do mesmo, conforme é visto em seções posteriores. Entretanto, ao longo da explicação, são inclusas também informações e esquemas referentes ao processo Tempcore. Durante a etapa de pesquisa e obtenção de dados para elaboração do presente trabalho, foram feitos contatos com usinas siderúrgicas visando conseguir maiores informações sobre o processo, porém, por se tratar de um segredo industrial, tais informações não foram disponibilizadas. Ainda assim, os objetivos propostos inicialmente foram alcançados.

3.5.1 O processo

A Figura 22 mostra, de maneira bastante didática, o processo em si, associado com o campo de temperaturas formado no vergalhão ao passar pelo equipamento e as consequências do mesmo sob o ponto de vista metalúrgico. O processo foi dividido em 3 fases para facilitar o entendimento dos fenômenos.

Como pode ser observado, o vergalhão ao sair do bloco acabador, do processo de laminação, possui uma temperatura que fica em torno de 1000 e 1150 °C. O material é então introduzido em tubos que contêm bocais, que injetam água sob pressão, de modo a direcionar o fluxo no mesmo sentido da laminação. O vergalhão, então envolto por água, é submetido ao um resfriamento intenso e rápido, consistindo na fase um do processo de tratamento térmico. Entretanto, tal intensidade não é sentida da mesma forma em todos os pontos do vergalhão, pois, conforme já fora comentado anteriormente, o efeito da seção faz com que as camadas mais externas se resfriem mais rapidamente que as mais internas. A Figura 22 traz as curvas para pontos da superfície, da zona intermediária e do centro, através das quais pode se notar a formação de um gradiente de temperaturas na seção da barra.

Figura 22 - Processo de tratamento térmico de aços (Thermex)



Fonte: Alves Filho (2004)

Metalurgicamente falando, embora deva se considerar para cada caso vários fatores como composição química e diâmetro da barra, em linhas gerais, ocorre a formação da martensita nas camadas mais externas, devido à têmpera sofrida, enquanto que as camadas mais internas, por não atingirem nem a velocidade de resfriamento nem os níveis de temperatura necessários para alguma transformação metalúrgica, permanecem sob a forma de austenita.

Já a fase dois começa quando a barra sai dos tubos e o resfriamento das camadas mais externas é cessado. Dessa forma, pelo gradiente de temperaturas estabelecido, o calor passa a fluir das camadas mais internas para fora, de modo a reaquecer as mais externas, resultando assim no tratamento térmico de revenimento (ou ainda, auto-revenimento) das camadas que sofreram transformação pela têmpera. A Figura 23 mostra de forma esquemática o fluxo térmico durante as fases um e dois. Essa fase tem seu fim quando a seção atinge uma temperatura aproximadamente uniforme, que normalmente fica em torno de 600 °C. Os microconstituintes formados são, então, a martensita revenida e a bainita, resultante da transformação de parte da austenita ainda presente no centro do vergalhão, pela ação do tempo e do resfriamento.

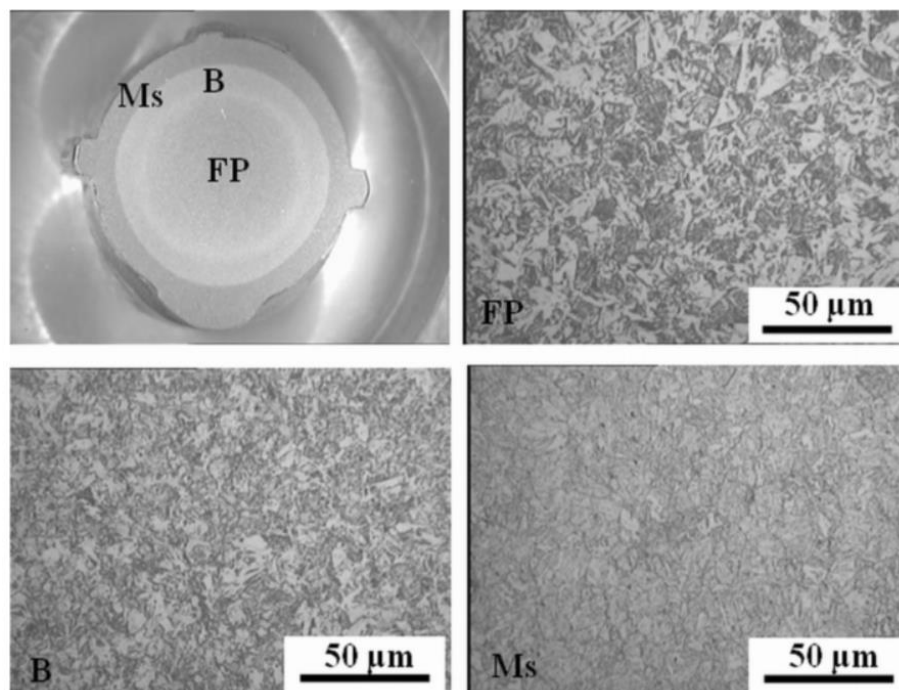
Figura 23 - Esquema de fluxo térmico na seção da barra



Fonte: Batista (2006)

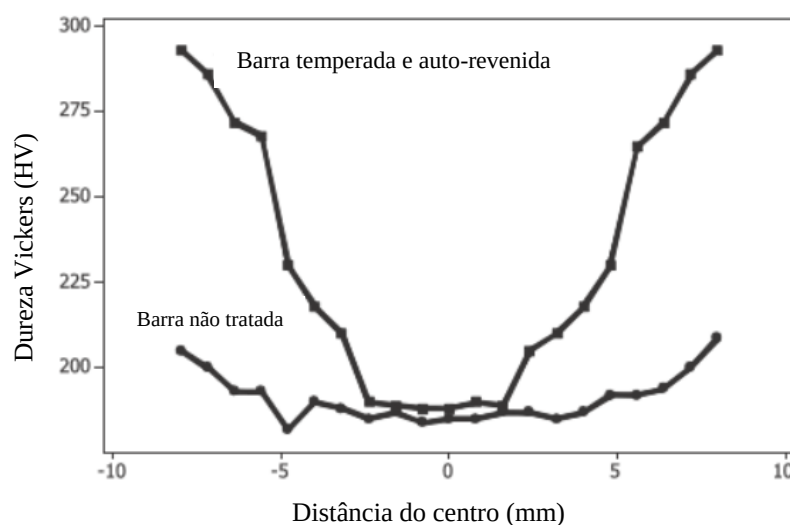
A partir do atingimento de aproximadamente a mesma temperatura na seção da barra, tem-se o início da fase três. Assim, o vergalhão é submetido ao resfriamento lento ao ambiente, nos leitos de resfriamento, onde permanecem até atingir uma temperatura de aproximadamente 100 °C. O núcleo, que até a fase anterior ainda se encontrava na forma de austenita, geralmente se transforma em ferrita e perlita, ou em bainita, ferrita e perlita. A Figura 24 mostra o aspecto metalográfico da seção de um vergalhão que sofreu tratamento térmico conforme foi explicado anteriormente. Ms significa martensita, B significa bainita e FP um composto de ferrita e perlita. Já a Figura 25 mostra o perfil típico de dureza desenvolvido no tipo de estrutura apresentado pela Figura 24.

Figura 24 - Aspecto metalográfico de um vergalhão tratado



Fonte: Khalifa et al. (2006)

Figura 25 - Perfil de dureza de barra tratada e não tratada



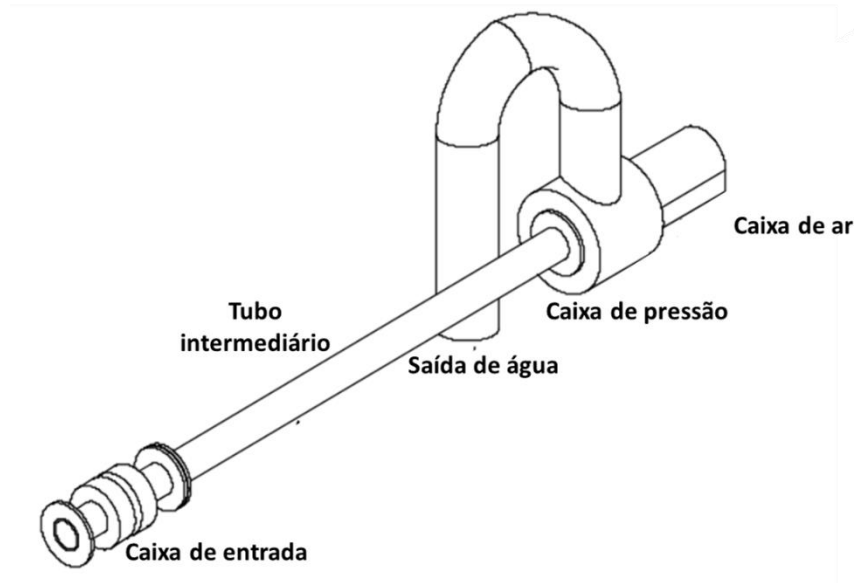
Fonte: Khalifa et al. (2006) adaptado

Os comentários feitos na fundamentação teórica, a respeito de microestruturas, propriedades mecânicas e diagramas de transformação mostram aqui fundamental aplicação. Os parâmetros de processo, como por exemplo vazão de água, temperatura de entrada do vergalhão e velocidade de laminação, devem ser determinados de tal forma que proporcionem uma correta intensidade de resfriamento, de modo que, combinada com as exigências estabelecidas para transformação para cada tipo de aço, se obtenham a microestrutura final desejada. Em outras palavras, deve se levar em consideração o diagrama TTT para o tipo de aço trabalhado e visando à formação, nas devidas proporções ao longo da seção transversal, de martensita, bainita e perlita, adequar a velocidade de resfriamento da barra. Isso se torna importante, na medida em que as propriedades mecânicas, como dureza e resistência à tração, são diretamente ligadas ao tipo de microestrutura formada. Uma das principais variáveis de controle do processo, como é visto em seção posterior, é a temperatura atingida no início da fase três, denominada temperatura de equalização.

3.5.2 O equipamento

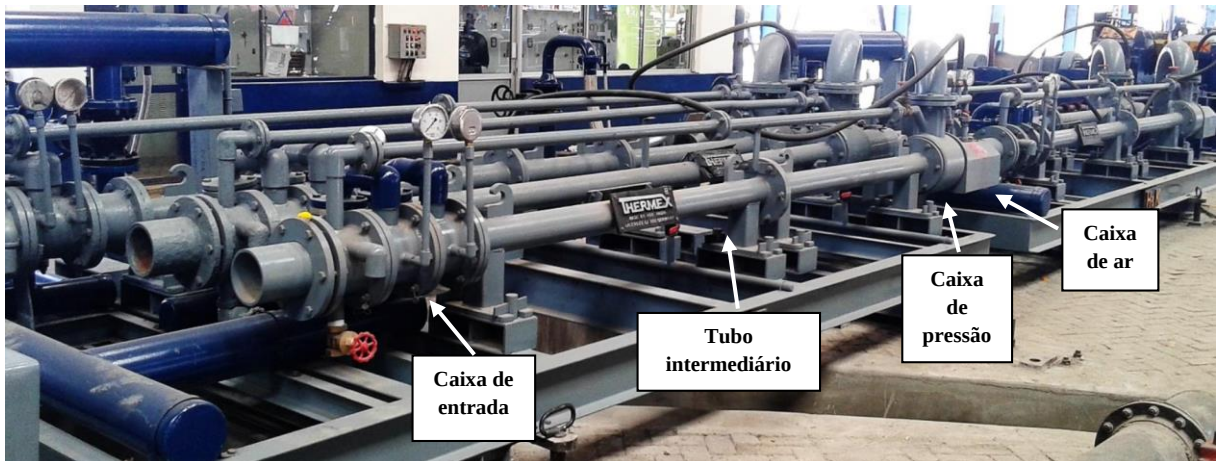
As Figura 26, 27 e 28 mostram perspectivas esquemáticas e reais do equipamento empregado pelo sistema Thermex.

Figura 26 - Equipamento empregado pelo Thermex



Fonte: Alves Filho (2004)

Figura 27 - Perspectiva real do Thermex não comissionado



Fonte: <http://thermex-rebars.in/> - adaptado - acessado em março/2018

Figura 28 - Perspectiva real do Thermex comissionado

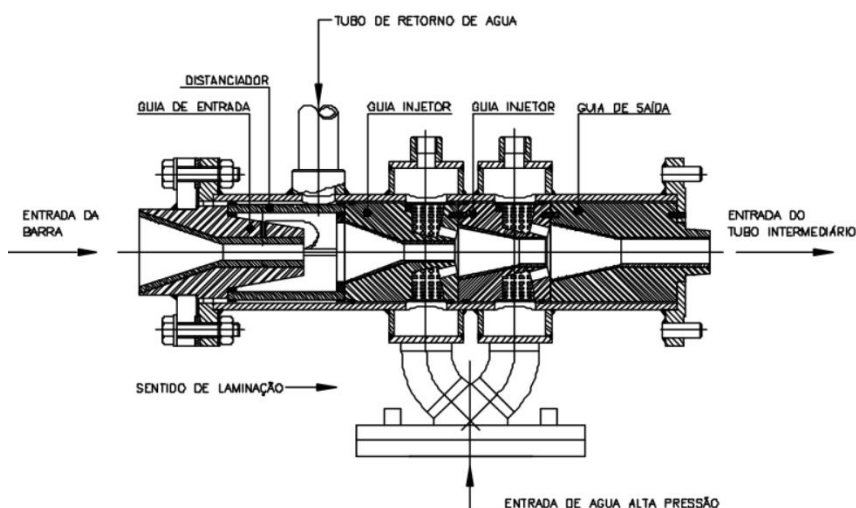


Fonte: <http://thermex-rebars.in/> - acessado em março/2018

Conforme pode ser visto pelas figuras, e descrito por Alves Filho (2004), em linhas gerais, o sistema de resfriamento é composto por um equipamento que consiste basicamente em tubos (ou canhões), onde a água troca calor com o vergalhão, tendo seu fluxo no mesmo sentido que o de laminação. Esses equipamentos podem ser divididos em quatro partes, indicadas na Figura 26: caixa de entrada, tubo intermediário, caixa de pressão e caixa de ar.

A caixa de entrada é por onde entram o vergalhão, após ter saído do bloco acabador, e a água de resfriamento a alta pressão. A Figura 29 mostra um corte longitudinal da caixa de entrada. Nela, é possível ver que há injetores com uma certa inclinação, os quais permitem que a água injetada tenha um fluxo praticamente paralelo ao de laminação ao mesmo tempo que se evita a formação de uma película de vapor entre a barra e a água (o que degradaria a capacidade de resfriamento). Posteriormente é visto que uma das exigências feitas para evitar tal fenômeno é que a água tenha uma velocidade de no mínimo 10 m/s maior que a velocidade de laminação. Essas considerações foram muito importantes para uma das hipóteses adotadas no desenvolvimento do modelo matemático do sistema, que foi a consideração de que a convecção ocorria em uma geometria anular formada pelo vergalhão e o tubo, e não localizada, pontual, pela incidência direta do jato de água no vergalhão.

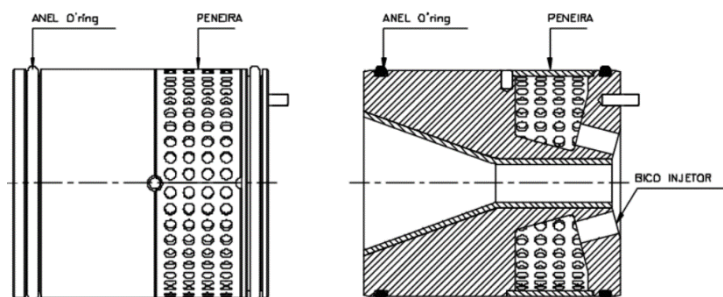
Figura 29 - Detalhes da caixa de entrada Thermex



Fonte: Alves Filho (2004)

Com relação aos injetores, um detalhe construtivo de importância operacional é a existência de uma peneira de proteção que evita a passagem de partículas contaminantes da água, que poderiam obstruir o fluxo da mesma. A Figura 30 traz os detalhes do injetor.

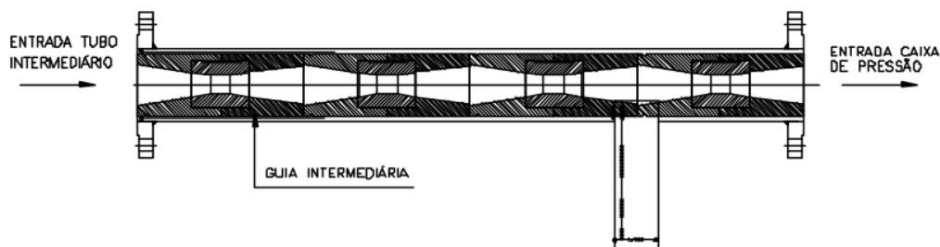
Figura 30 - Detalhes do injetor



Fonte: Alves Filho (2004)

Após a saída da caixa de entrada, o vergalhão entra no tubo intermediário onde, juntamente com a água, passam por guias específicas que conferem comportamento turbulento ao fluxo, permitindo assim um resfriamento homogêneo do material durante sua passagem. A Figura 31 mostra o detalhe longitudinal do tubo intermediário. É nesse local onde ocorre efetivamente a troca térmica do vergalhão com a água, e por meio dele é que são definidos os comprimentos de troca térmica, considerados no modelo matemático apresentado posteriormente.

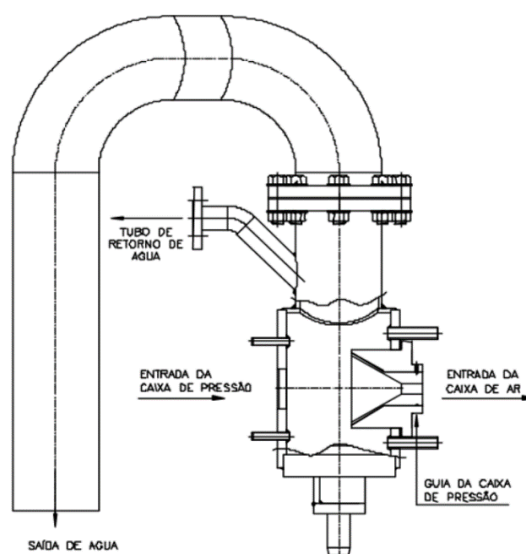
Figura 31 - Tubo intermediário Thermex



Fonte: Alves Filho (2004)

Após o tubo intermediário, o vergalhão passa na caixa de pressão, a qual é mostrada esquematicamente na Figura 32. A água encontra uma restrição de passagem nesse conjunto, sendo então encaminhada para o tubo de retorno, que por sua vez é conectado à caixa de entrada. Esse arranjo tem a finalidade de impedir que a água seja desviada para fora do equipamento e de criar um selo que evita a entrada de ar na tubulação, o que poderia comprometer a qualidade do resfriamento do vergalhão. Há ainda uma tubulação maior, destinada à saída de água para fora do sistema, quando o fluxo proveniente dos injetores na caixa de entrada é maior que o fluxo que o tubo de retorno é capaz de circular, agindo como uma forma de alívio do sistema.

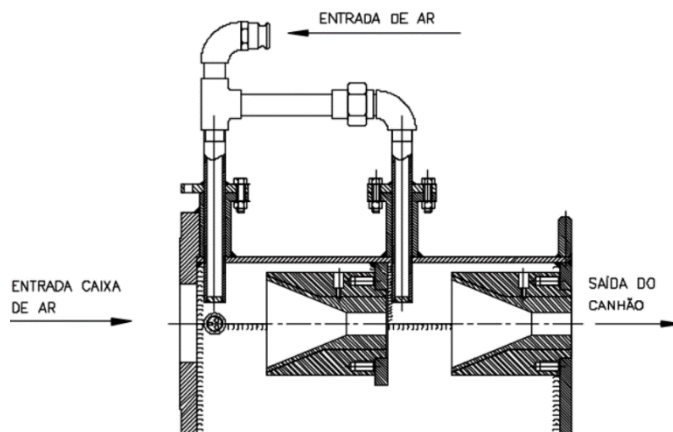
Figura 32 - Caixa de pressão Thermex



Fonte: Alves Filho (2004)

Por fim, ao sair da caixa de pressão, há a caixa de ar, mostrada na Figura 33. Nela, através da ação de ar comprimido, ocorre uma espécie de secagem do vergalhão, que impede que água remanescente do sistema de resfriamento acompanhe a barra em direção ao leito de resfriamento.

Figura 33 - Caixa de ar Thermex



Fonte: Alves Filho (2004)

Alves Filho (2004) ressalta que, apesar do seu princípio construtivo ser simples, sua funcionalidade deve ser garantida, pois caso haja alguma irregularidade, como por exemplo, vedação ineficiente que permita que a água acompanhe o vergalhão até depois da passagem pelo equipamento, ou mesmo desgaste excessivo das guias do tubo intermediário, os objetivos do tratamento térmico podem não resultar nos desejados inicialmente.

Fazendo parte das plantas de laminação convencionais, o leito de resfriamento e as características associadas ao mesmo são também importantes no traçado do campo de

temperaturas do vergalhão ao longo do processo. Apesar de não ser o foco do presente estudo, por não fazer parte intrínseca ao sistema de tratamento térmico, sabe-se que as condições de resfriamento ao ambiente que os vergalhões são submetidos no leito de resfriamento tem importância logística para a produção. Cruz (2009), baseado em materiais de capacitação industrial da siderúrgica Gerdau (GERDAU – 011, Módulo I – 2000), diz que a função dos leitos é providenciar o resfriamento dos vergalhões até uma temperatura de 100 °C ou menor, quando é considerado que os produtos estão “frios”. Para isso, os leitos transportam transversalmente ao seu eixo longitudinal, durante tempo suficiente para que haja a perda de calor necessária. Assim, pode se fazer as manipulações necessárias para embalagem e expedição do material. A Figura 34 mostra uma foto do leito de resfriamento.

Figura 34 - Leito de resfriamento de vergalhões

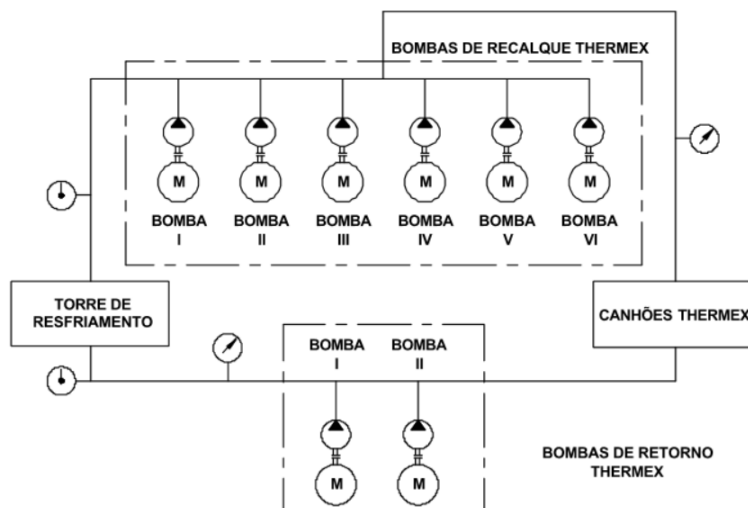


Fonte: <https://www.russula.com/pt/solutions/rolling-mill-equipment.html> - acessado em abril/2018

3.5.3 Aspectos operacionais

A instalação do sistema de tratamento térmico em linha em uma planta de laminação exige, além de espaço físico, o suporte de uma rede de utilidades que provenham, principalmente, ar comprimido, bombas de água, torre de refrigeração, sistema de tratamento de água e circuito de tubulações que permitam a interconexão do aparato industrial. A Figura 35 mostra, de maneira bem simplificada, um esquema de instalação do Thermex.

Figura 35 - Esquema de instalação do Thermex

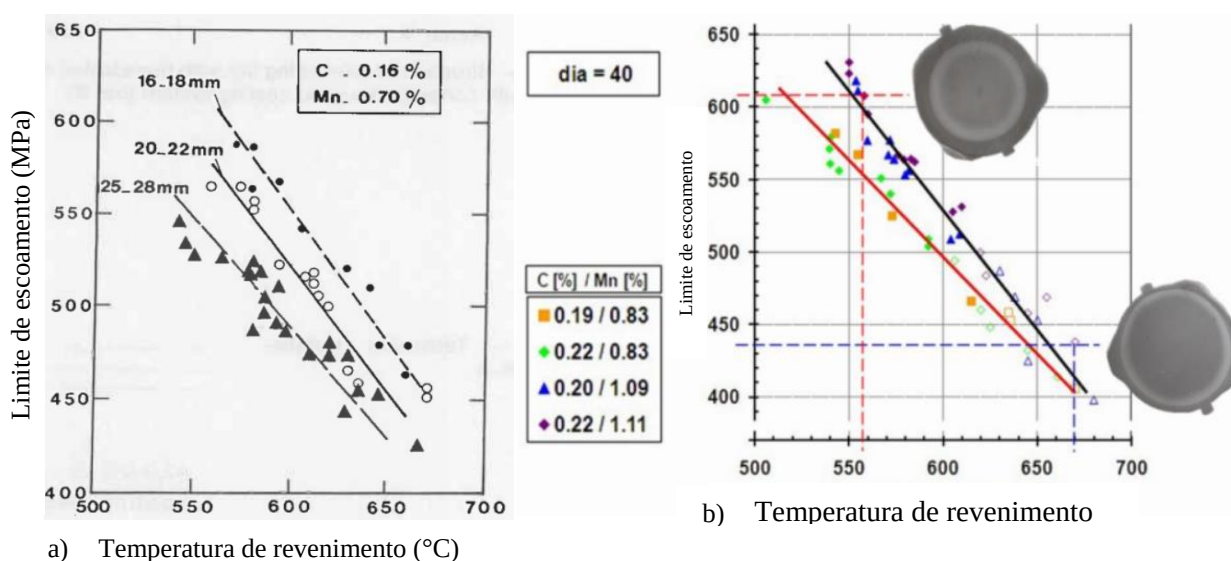


Fonte: Alves Filho (2004)

A nível geral de processo, os parâmetros que devem ser monitorados e controlados são: temperatura da barra no processo de laminação, temperatura de equalização da barra no leito de resfriamento (início da fase 3 do processo), pressão da água de resfriamento, velocidade de laminação, temperatura da água de entrada e retorno e níveis de reservatório de água. Esses três últimos são importantes para o controle da torre de resfriamento de água.

Com base em comprovações práticas, Simon, Economopoulos e Nilles (1984b) (ver Figura 36a) e Noville (2015) (ver Figura 36b), para uma dada composição química e diâmetro de vergalhão, encontraram uma relação inequívoca entre as propriedades mecânicas resultantes (mais especificamente o limite de escoamento) e a temperatura de revenimento (*tempering temperature*) que o processo alcança (definida como a temperatura de equalização, ou seja, a máxima temperatura alcançada pela superfície durante a etapa de autorevenimento).

Figura 36 - Relação entre limite de escoamento e temperatura de revenimento



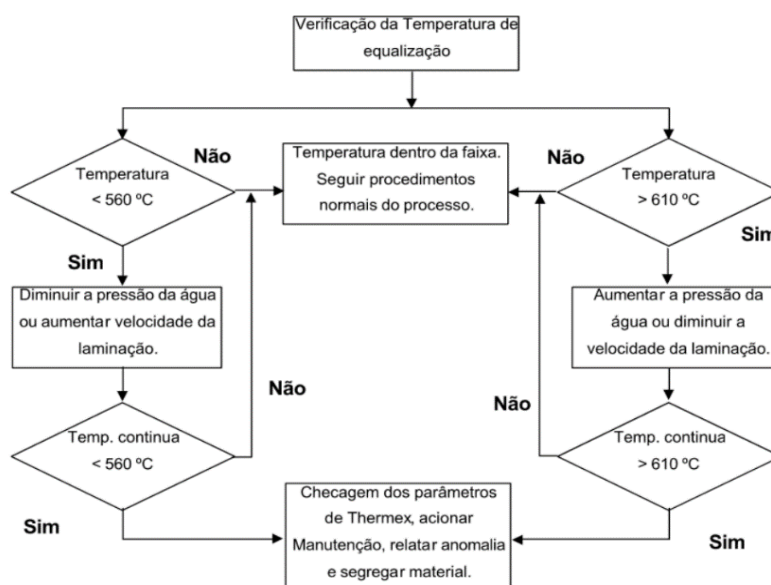
Fonte: Simon, Economopoulos e Nilles (1984b) (a) e Noville (2015) (b) - adaptados

Sob o ponto de vista metalúrgico, a relação encontrada é bem pertinente, uma vez que a temperatura de revenimento é o parâmetro que vai influenciar diretamente na camada de martensita formada, modificando suas características e proporções. A Figura 36b mostra a mudança na espessura das camadas formadas em função da temperatura de revenimento (temperatura de equalização). Como as propriedades mecânicas são determinadas pela microestrutura resultante, então conclui-se que elas também têm relação direta com a temperatura de revenimento. E foi essa a conclusão que Simon, Economopoulos e Nilles (1984b) e Noville (2015) chegaram.

Sendo assim, as propriedades mecânicas requeridas no vergalhão poderiam ser determinadas pelo controle da temperatura de equalização. Esta, por sua vez, é consequência da capacidade de resfriamento do processo, a qual está ligada ao comprimento de troca térmica e à vazão de água de resfriamento. Como é visto posteriormente, ao se detalhar as equações do modelo matemático do sistema, nota-se que os dois fatores de principal influência nos resultados são o comprimento de troca térmica e a velocidade relativa da água em relação ao vergalhão. Esta última pode ser manipulada pela alteração da vazão de água e ou pela alteração da velocidade de laminação. A análise é muito semelhante à que se faz para trocadores de calor do tipo casco e tubo.

A nível de “chão de fábrica”, o raciocínio anteriormente desenvolvido se confirma, pois Alves Filho (2004) traz em seu trabalho um guia de procedimento de rotina adotados em uma das plantas de laminação da siderúrgica Gerdau, em forma de fluxograma, para a operação do Thermex, o qual deve ser consultado para conferência de atendimento aos itens de verificação da linha de produção. A Figura 37 mostra tal fluxograma.

Figura 37 - Procedimento de rotina para operação do Thermex

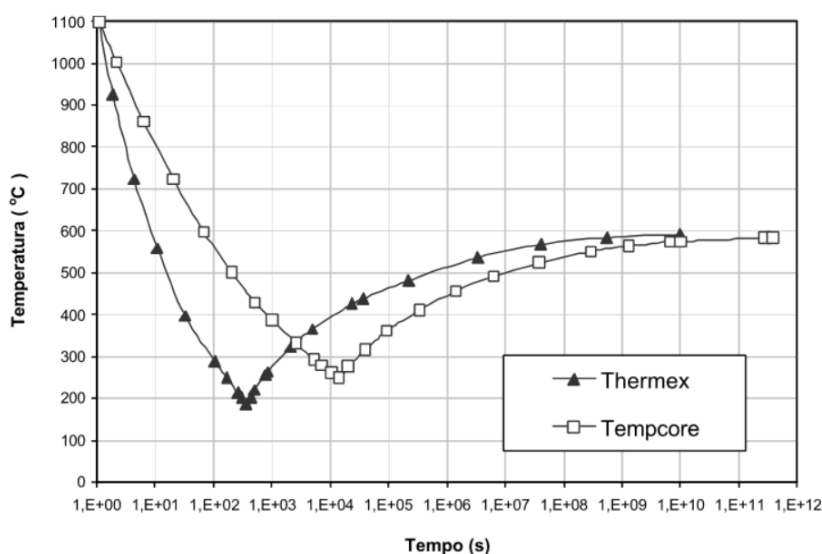


Fonte: Alves Filho (2004)

Como para a produção de determinada bitola o comprimento de troca térmica é fixo, resta ao operador alterar a pressão da água (e consequentemente a vazão, devido ao esquema de bombas montado) e a velocidade de laminação, para assim poder atingir a faixa desejada para a temperatura de equalização, que para esse caso específico está entre 560 e 610 °C.

Apesar de os detalhes apresentados até aqui se aplicarem ao processo Thermex, com as devidas considerações, tudo pode ser estendido aos processos providos pelas outras marcas já citadas anteriormente. As considerações a levar em conta englobam detalhes construtivos, parâmetros de processo, características da planta em que é instalado, além de aspectos associados ao tipo de aço que está se trabalhando e as propriedades requeridas após o tratamento. Ainda assim, o efeito térmico provocado no vergalhão segue as mesmas tendências nas diferentes marcas de processo. Alves Filho (2004) apresenta uma figura produzida por Tamm (2003) que compara os perfis térmicos gerados pelo Tempcore e pelo Thermex (Figura 38).

Figura 38 - Comparação Thermex versus Tempcore



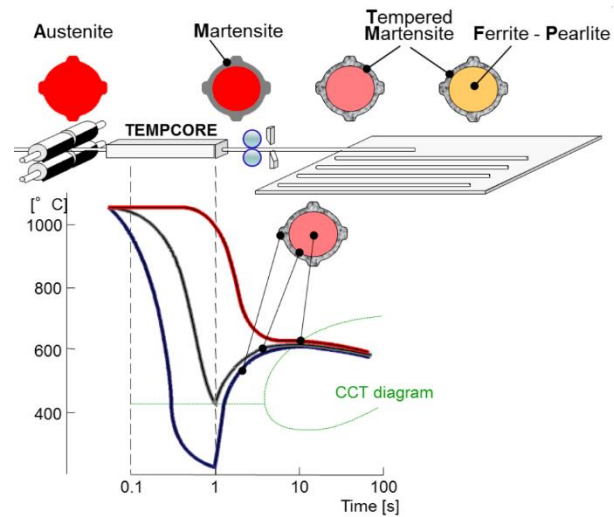
Fonte: Tamm (2003), por meio de Alves Filho

Nessa comparação, verifica-se que a velocidade de resfriamento das camadas superficiais é mais intensa no Thermex que no Tempcore. Tamm (2003) explica que tais diferenças são devidas aos níveis de pressão que são mais elevados no Thermex, além do Tempcore trabalhar em função de níveis de vazão de água. Entretanto, nota-se a mesma forma do perfil térmico formado. A Figura 39 apresenta um esquema do processo Tempcore, bem semelhante ao apresentado na Figura 22.

Vale ressaltar que o foco do presente trabalho se encontra nos fenômenos físicos associados ao processo e suas consequências para o produto. Além disso, como se trata de um equipamento projetado sob medida e necessidade do cliente e também ser destinado à produção

de diferentes produtos com características peculiares, haverá sempre diferenças entre os processos citados e inclusive entre os processos de mesma marca instalados em usinas diferentes.

Figura 39 - Esquema do processo Tempcore



Fonte: Noville (2015)

4 METODOLOGIA

No presente capítulo é abordado o desenvolvimento do modelo matemático que representa o fenômeno termofísico ocorrido no vergalhão ao ser submetido ao tratamento térmico de têmpera e auto revenimento, conforme apresentado nos capítulos anteriores. São feitas considerações tanto das equações que regem o balanço de energia da barra quanto dos modelos que servem como subsídios, como por exemplo os modelos de convecção adotados.

4.1 Descrição do problema físico

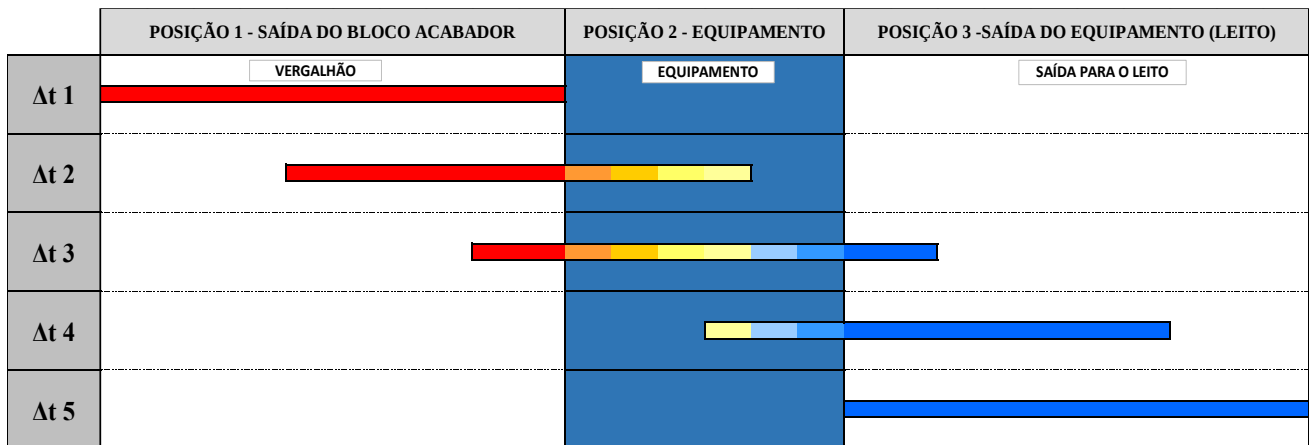
No modelo é considerado o comportamento térmico do vergalhão desde a sua saída do bloco acabador do processo de laminação, passando pelo equipamento de tratamento térmico com água sob pressão, até a chegada ao leito de resfriamento. Como o foco não está em determinar o perfil de temperaturas da etapa do leito de resfriamento até a temperatura considerada adequada para manipulação, o perfil traçado é limitado até o momento em que a barra alcança a temperatura de equalização.

Nessa perspectiva, foram consideradas três posições possíveis nas quais o vergalhão estaria inserido:

- Posição 1 - Vergalhão na saída do bloco acabador, antes de entrar no equipamento de tratamento térmico, a uma temperatura constante e uniforme de 1100 °C (1373 K);
- Posição 2 - Vergalhão no interior do equipamento de tratamento térmico, submetido a resfriamento por convecção forçada, pela água injetada sob alta pressão, e
- Posição 3 - Vergalhão fora do equipamento, submetido às condições ambiente de resfriamento, a caminho do leito de resfriamento.

Para melhor ilustrar as três posições descritas, segue um esquema simples na Figura 40, em cinco intervalos de tempo (Δt) cronologicamente em progressão, representando a evolução da posição do vergalhão ao longo do tempo. As cores adotadas não estão associadas à nenhuma escala definida de temperaturas, servindo apenas como caráter ilustrativo. Da mesma forma, as dimensões também não estão ligadas à escala de comprimento de troca térmica, ou de comprimento do vergalhão, os quais variam dependendo da bitola do material a ser produzido.

Figura 40 - Esquema de posições do vergalhão



Fonte: Autor (2018)

Antes mesmo de desenvolver matematicamente o problema, é importante ter em mente algumas considerações e hipóteses assumidas no estudo:

- 1) **Geometria do vergalhão assumida como sendo uma barra cilíndrica regular**, sem o efeito geométrico das nervuras e frisos. Segundo Alves Filho (2004), esses fatores não exercem influência significativa na formação do gradiente microestrutural, portanto, subentende-se que, do ponto de vista térmico, não haveria prejuízo em considerar a geometria da seção do vergalhão como sendo de um círculo regular.
- 2) **Temperatura constante e uniforme do vergalhão antes de entrar no equipamento**. O fato de o equipamento estar instalado logo na saída do bloco acabador, não expondo o vergalhão a condições e tempo de resfriamento relevantes, além não haver influência significativa da condução de calor no sentido axial (conforme é comentado posteriormente), viabilizam a presente consideração.
- 3) **Transmissão de calor da barra para a água por meio de convecção forçada, sem efeito de radiação**. Ao entrar no equipamento, o vergalhão troca calor com a água circundante por meio de convecção, sendo desprezado o efeito da radiação. De fato, conforme Cengel (2012) afirma, a radiação é insignificante em relação à convecção forçada. Além disso, por suas características, o escoamento considerado é turbulento e a maioria das correlações de transferência de calor em escoamentos turbulentos é baseada em estudos experimentais, por causa da dificuldade de se lidar teoricamente com esse assunto, e em tais correlações já se encontra contemplada a parcela de radiação, mesmo que não significativa. Sendo assim, para efeitos práticos, a correlação representa a troca de calor de maneira global e não apenas restrita a um mecanismo de transmissão de calor.

- 4) ***Escoamento anular da água de resfriamento no equipamento.*** Após avaliar vistas longitudinais do equipamento e analisar a disposição dos bocais de injeção de água, além de ter como referência alguns modelamentos semelhantes na literatura disponível, julgou-se mais conveniente tratar o resfriamento da barra sendo feito pela água que se dispõe ao seu redor, em um escoamento principal paralelo ao sentido de laminação, muito semelhante a um trocador de calor do tipo casco e tubo e não localizado pela ação da injeção de água em um ponto. Além disso, a configuração construtiva do equipamento reforça essa consideração, pois a presença de tubos de retorno de água e de associação de bombas provendo água sob determinada pressão e vazão, faz com que o tubo intermediário (onde ocorre a troca térmica) trabalhe cheio de água à medida que o fluxo ocorre retirando calor da barra durante a passagem pelo comprimento de troca térmica.
- 5) ***A água permanece líquida no interior do equipamento.*** A exigência feita pelo fabricante do Thermex, cujos dados operacionais serão utilizados na implementação do modelo, é que o fluxo de água tenha uma velocidade de no mínimo 10 m/s maior que a velocidade de laminação do vergalhão, para que se evite a formação da camada de vapor na interface com o material. Fatos como a rapidez com que ocorre o contato da água com a barra (dependendo da bitola, a passagem do vergalhão no equipamento não chega a mais que dois segundos) e a pressão com que a água se encontra (aumentando a temperatura de saturação da água) viabilizam essa hipótese.
- 6) ***Transmissão de calor por convecção natural no sentido transversal, convecção forçada no sentido longitudinal e radiação, ao sair do equipamento.*** A alta temperatura do vergalhão em relação a ambiente faz com que haja uma corrente de convecção natural, da mesma forma que o movimento relativo do vergalhão em relação ao ar da vizinhança, à velocidade de laminação, faz com que haja convecção forçada no sentido longitudinal. Adicionalmente, foi considerada também uma parcela de radiação térmica da barra para o ambiente, levando em conta temperaturas médias, conforme é visto posteriormente.
- 7) ***Propriedades do aço com valores constantes*** independentemente da fase formada, para a temperatura, posição e tempo. Foram assumidos valores médios em função das temperaturas de processo;
- 8) ***Propriedades da água com valores constantes,*** assumidas a um valor médio em função das temperaturas de processo;

9) *Possíveis deformações do vergalhão devido à transformação de fase do aço foram desconsideradas; e*

10) *Calor latente devido à mudança de fase desconsiderado.*

Segundo afirmam Fernandes, Denis e Simon (1985), a equação para o cálculo da distribuição de temperaturas a ser resolvida deve conter um termo referente ao calor latente que é liberado durante a transformação da austenita em outras fases (ferrita, perlita, bainita ou martensita), que, em outras palavras, atua como uma fonte geradora de calor da equação de condução. Tal termo é o “ q_{tr} ” da Equação 1:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_{tr} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

onde:

k = condutividade térmica do aço (W/m.K);

T = temperatura do cilindro (K);

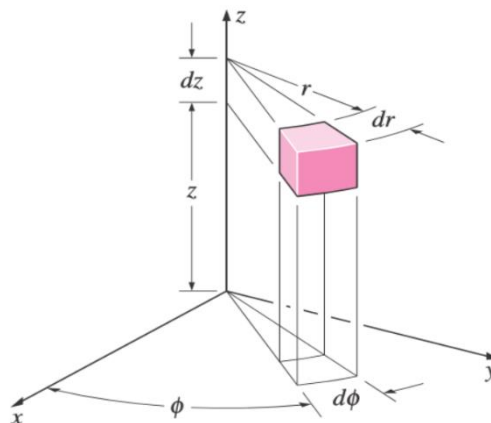
ρ = densidade do aço (kg/m³);

c = calor específico do aço (J/kg.K), e

t = tempo (s).

A Figura 41 ilustra o sistema de coordenadas adotado.

Figura 41 - Sistema de coordenadas cilíndricas



Fonte: Cengel (2012)

Ainda segundo Fernandes, Denis e Simon (1985), q_{tr} depende da entalpia de formação ΔH , e da taxa de transformação, $\frac{\Delta v}{\Delta t}$ (fração volumétrica da fase transformada pelo tempo), conforme a Equação a seguir:

$$q_{tr} = \Delta H \frac{\Delta v}{\Delta t} \quad (2)$$

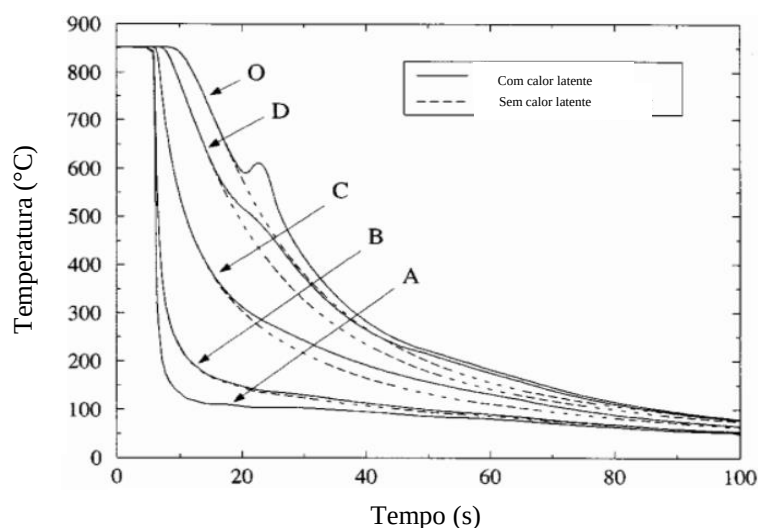
O que se percebe, e que foi confirmado por Woodard, Chandrasekar e Yang (1999), é que não há dados em quantidade relevante na literatura disponível que trate do efeito do calor latente nos aços que sofrem têmpera. Geralmente, esses dados são levados em consideração quando há o interesse no desenvolvimento que acople um modelo térmico com um modelo que determine a transformação e fase do aço (evolução microestrutural), o qual se utiliza de modelos de nucleação e crescimento de grãos, visando também o estudo de deformações do material tratado termicamente. Sob essa perspectiva trabalharam Fernandes, Denis e Simon (1985), Woodard, Chandrasekar e Yang (1999) e Allen (2011), todos especificando o tipo de aço e os respectivos dados de propriedades associadas para realização de simulações e comparação com resultados experimentais. Vale destacar que os trabalhos referenciados anteriormente aplicam-se ao caso de tratamento térmico de têmpera convencional, não sendo levada em conta a especificidade do processo em estudo (Thermex, Tempcore, entre outros), o que, de certa forma, dificulta a inclusão de tal parcela no desenvolvimento do modelo requerido, por falta de dados aplicáveis.

Para o caso em estudo, o objetivo está no desenvolvimento do perfil térmico e na análise da influência da variação de parâmetros de processo no resultado do perfil térmico, e não em determinar taxativamente valores de propriedades mecânicas do produto, frações volumétricas de fases constituintes da microestrutura ou deformações devido às transformações de fase. Dessa forma, constatou-se, por meio de trabalhos na literatura disponível, que a inclusão da parcela “ q_{tr} ” no desenvolvimento das equações do modelo não resultaria em influência significativa para o alcance dos objetivos aqui propostos, além de demandar um esforço desnecessário adicional, uma vez que os dados de entalpia de formação e referentes à cinética de transformação de fases dependeriam de cada tipo de aço trabalhado. Sob o ponto de vista computacional, como a entalpia de formação é uma expressão dependente da temperatura, haveria também alocação de recursos para tal processamento.

De modo a confirmar o que foi dito anteriormente, Woodard, Chandrasekar e Yang (1999) através dos resultados obtidos em suas simulações e experimentos, afirmam que

a inclusão do calor latente tem muito mais significância na evolução microestrutural que no perfil térmico formado, para cilindros de aço 1080 com diâmetros pequenos (no caso foi utilizado um de 38 mm). A Figura 42 mostra o perfil obtido para diferentes pontos na seção reta do vergalhão (A, B, C, D e O) com e sem a consideração do calor latente. Além disso, eles ainda concluem que o efeito do calor latente no perfil térmico quanto maior for o diâmetro, assim, como a faixa de diâmetros de vergalhões aqui considerados vai até 25 mm, subentende-se que a influência é ainda menor.

Figura 42 - Perfil térmico de um cilindro de aço 1080 em tratamento de têmpera



Fonte: Woodard, Chandrasekar e Yang (1999) adaptado

Alguns pontos importantes a serem destacados a respeito da Figura 42 é que se aplica a um processo convencional de têmpera e que as diferenças no perfil térmico começam a ser notadas em um tempo a partir de, aproximadamente, 20 segundos, a temperaturas de aproximadamente 600 °C e 350 °C, dependendo da posição considerada. Esse tempo e temperaturas não se aplicam para o tratamento térmico em estudo, visto que um elemento volumétrico fica, no máximo, um tempo de aproximadamente dois segundos em contato com a água, não chegando aos patamares de temperatura mencionados nas referidas posições, conforme é visto nos dados adotados para a simulação bem como nos resultados. Daí, caso seja necessário para estudos posteriores incluir o termo referente ao calor latente, surge a necessidade de se realizar um estudo aplicado com as especificidades do processo de resfriamento com água sob alta pressão.

Embora seja aplicado a um processo de têmpera convencional, Allen (2011) também desenvolve o modelo para obtenção do perfil térmico desconsiderando a parcela de calor latente e só posteriormente, para avaliar a evolução microestrutural, faz uso de

informações para incrementar o modelo inicialmente feito com dados referentes à entalpia e à cinética de transformação. Já Khalifa et al (2015), em um estudo aplicado ao processo Tempcore, desenvolveram um modelo para determinar o perfil térmico e, a partir daí, estimar as frações volumétricas dos microconstituintes formados e assim estimar as propriedades mecânicas do produto. O resultado foi um modelo que permitiu avaliar a influência dos parâmetros de processo nas propriedades finais do produto. A modelagem matemática que Khalifa et al (2015) utilizaram não levou em consideração o calor latente, obtendo resultados satisfatórios quando comparados com os dados experimentais, aplicados para aços B500B com diâmetros entre 10 e 16 mm e resistência mecânica entre 400 e 700 MPa. Para dados de fração volumétrica de martensita formada, temperatura de revenimento e tensão de escoamento, o modelo foi capaz de explicar mais de 90% da variação obtida, ou seja, a curva que o modelo previu para tais variáveis tem uma aproximação de mais de 90% dos dados obtidos experimentalmente. Levando em consideração que ainda há variações residuais, o modelo foi validado e concluiu-se que ele é capaz de determinar os parâmetros de processo sem a necessidade de trabalho experimental, economizando material e tempo.

4.2 Modelagem matemática do problema físico

A Figura 40 mostra três regiões em que as condições de contorno são diferentes. Como se trata do equacionamento de volumes que estão em movimento ao longo do tempo, adotou-se uma referência longitudinal, através da coordenada z , na qual dependendo de seu valor, as condições de contorno são alteradas. Na região para valores negativos de z , considerou-se que o volume estaria situado na saída do bloco acabador, prestes a entrar no equipamento, sujeito a uma temperatura uniforme e constante. Na região para valores de z entre zero e o equivalente comprimento de troca térmica, considerou-se que o volume estaria dentro do equipamento, sujeito às condições de resfriamento por convecção forçada da água. Por fim, para valores de z maiores que o comprimento de troca térmica, o volume considerado estaria fora do equipamento, sujeito ao resfriamento por condições ambiente.

Diante do que foi explicado e considerado, a Equação 3 é adotada para desenvolvimento do modelo no trabalho:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3)$$

Para a solução da Equação 3, ou seja, para se determinar $T(r, z, t)$, serão consideradas as seguintes condições:

Condição inicial (em $t=0$):

$$T(r, z, 0) = T_{ini} \quad (4)$$

Condições de contorno:

Em qualquer ponto do vergalhão antes de entrar no equipamento ($z < 0$):

$$T(r, z, t) = T_{ini} \quad (5)$$

Em $r = R$, $0 < z < \text{comprimento de troca térmica}$ (região em que o vergalhão se encontra dentro do equipamento):

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h(T - T_{\infty}) \quad (6)$$

Em $r = R$, $z > \text{comprimento de troca térmica}$ (região fora do equipamento):

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{amb}(T - T_{amb}) \quad (7)$$

Em $r = 0$ (condição de fluxo de calor nulo, em r , no centro do cilindro):

$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad (8)$$

Nos elementos das pontas do vergalhão, dentro do equipamento (condição de troca de calor por convecção da água com a face frontal, ou seja, seção transversal do vergalhão):

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} = h(T - T_{\infty}) \quad (9)$$

Nos elementos das pontas do vergalhão, após sair do equipamento (condição de troca de calor por convecção ambiente com a face frontal, ou seja, seção transversal do vergalhão):

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} = h_{amb}(T - T_{amb}) \quad (10)$$

Nas equações acima:

- a) T_{ini} = temperatura inicial do vergalhão, ao sair do bloco acabador;
- b) h = coeficiente de transferência de calor por convecção, gerado pelo fluxo de água ao redor do vergalhão, dentro do equipamento (W/m^2K);
- c) h_{amb} = coeficiente de transferência de calor combinado, convecção natural no sentido transversal, convecção forçada no sentido longitudinal e radiação (W/m^2K);
- d) T_{amb} = temperatura ambiente na saída do equipamento;

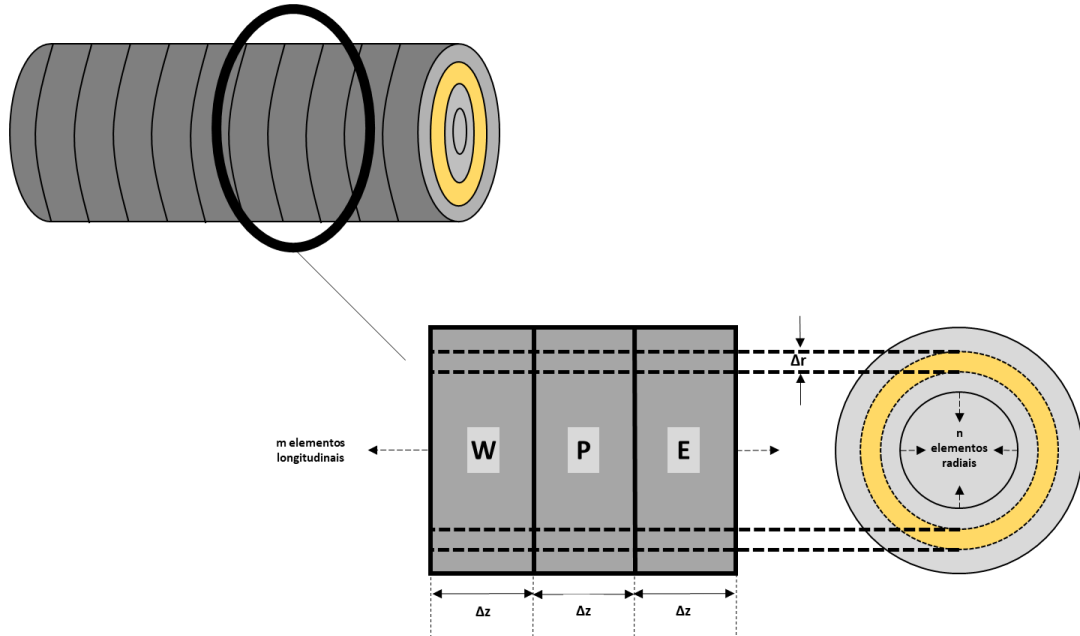
Em resumo, a Equação 3 é uma equação diferencial de segunda ordem nas variáveis r e z , e de primeira ordem na variável t . Para descrever completamente o problema de transferência de calor, duas condições de contorno devem ser fornecidas para cada direção do sistema de coordenadas na qual a transferência de calor é significativa. Matematicamente, o número de condições de contorno que precisam ser especificadas em uma direção é igual à ordem da equação diferencial na mesma direção. E é exatamente isso que o desdobramento das Equações 4 a 10 traz para o vergalhão, considerando o posicionamento do mesmo, pois conforme já foi citado, as condições de contorno mudam à medida que a barra percorre o caminho no sentido da laminação.

Resolver analiticamente o problema resultaria em um extenso trabalho manual, uma vez que envolveria métodos de solução de equações diferenciais parciais. Desta forma, optou-se pela obtenção das equações discretizadas do modelo, utilizando uma formulação por volumes finitos. Conforme afirma Maliska (2004), todo método que, para obter as equações aproximadas, satisfaz a conservação da propriedade em nível de volumes elementares é um método de volumes finitos. Há duas maneiras de se obter tais equações. A primeira, através da realização de balanços da propriedade em questão nos volumes elementares, ou volumes finitos, e a segunda é integrar sobre o volume elementar, no espaço, e no tempo, as equações na forma conservativa, que para o caso em estudo é a Equação 3.

A malha considerada para o desenvolvimento das equações referentes ao vergalhão pode ser representada pelas Figuras 43 e 44. A Figura 43 mostra uma divisão genérica em termos de elementos longitudinais e radiais. O destaque em amarelo representa uma casca cilíndrica interna ao vergalhão. Já a Figura 44, para melhor ilustrar a divisão radial do vergalhão, mostra um detalhamento de uma malha composta por seis elementos nodais. Tais elementos nodais, representados por pontos, estão situados à meia espessura das cascas cilíndricas resultantes da divisão. Isso se aplica aos elementos internos, pois, como é visto posteriormente, o nó central e o nó da superfície demandam considerações diferentes, já que o cálculo de seus volumes e áreas

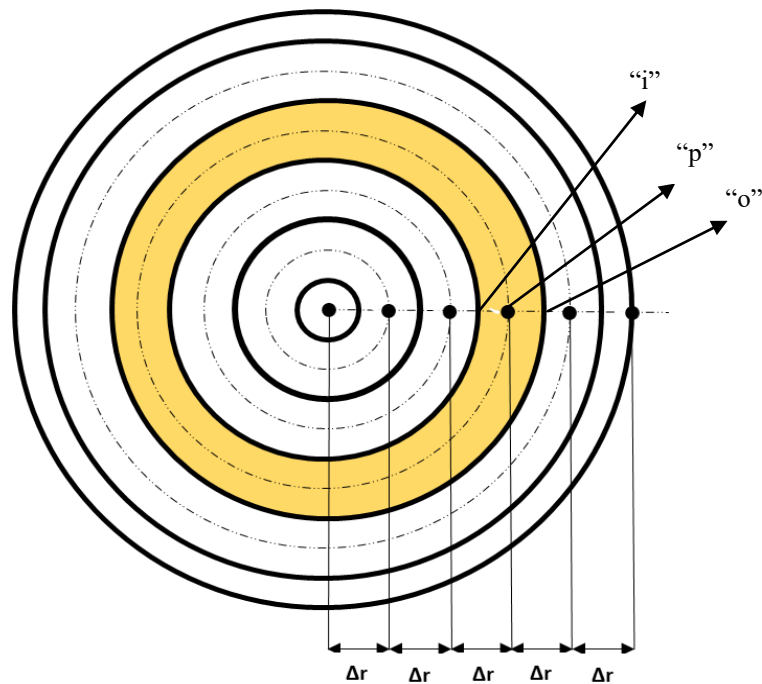
levam em consideração valores diferentes de espessura, ou raio. Ainda assim, vale notar que a distância entre os elementos nodais é constante e igual a Δr e suas respectivas distâncias longitudinais constantes e igual a Δz .

Figura 43 - Divisão genérica longitudinal e radial do vergalhão



Fonte: Autor (2018)

Figura 44 - Divisão radial da malha



Fonte: Autor (2018)

Seguindo o método semelhante do item anterior, será feita a integração da equação de condução transiente bidimensional em coordenadas cilíndricas. A Equação 3, repetida abaixo, será o ponto de partida do desenvolvimento.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}$$

O primeiro passo é multiplicar os termos da Equação 1 por “ $2\pi r$ ” e posteriormente fazer a integração em volume da equação resultante, dentro dos limites do domínio do volume elementar e do tempo. Tem-se, portanto, o que se segue:

$$\underbrace{\int_t^{t+\Delta t} \int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) 2\pi r dr dz dt}_{\text{Termo I}} + \underbrace{\int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \int_{z_w}^{z_e} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2\pi r dz dr dt}_{\text{Termo II}} = \underbrace{\int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \int_t^{t+\Delta t} \rho c \frac{\partial T}{\partial t} 2\pi r dt dr dz}_{\text{Termo III}} \quad (11)$$

Considerou-se que a densidade (ρ), o calor específico (c) e a condutividade térmica (k), são constantes com o tempo, temperatura e com a posição geométrica. Tratando isoladamente cada termo, tem-se:

Termo I

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) 2\pi r dr dz dt = 2\pi k \int_t^{t+\Delta t} \int_{z_w}^{z_e} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) \Big|_{r_i}^{r_o} dz dt \quad (12)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) 2\pi r dr dz dt = 2\pi k \int_t^{t+\Delta t} \int_{z_w}^{z_e} \left[r_o \frac{\partial T(r_o)}{\partial r} - r_i \frac{\partial T(r_i)}{\partial r} \right] dz dt \quad (13)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) 2\pi r dr dz dt = 2\pi k \int_t^{t+\Delta t} \left[r_o \Delta z \frac{\partial T(r_o)}{\partial r} - r_i \Delta z \frac{\partial T(r_i)}{\partial r} \right] dt \quad (14)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) 2\pi r dr dz dt = 2\pi k \left[r_o \Delta z \frac{\partial T(r_o)}{\partial r} \Big|^\theta - r_i \Delta z \frac{\partial T(r_i)}{\partial r} \Big|^\theta \right] \Delta t \quad (15)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) 2\pi r dr dz dt = \left[kA_{c_o} \frac{\partial T(r_o)}{\partial r} \Big|^\theta - kA_{c_i} \frac{\partial T(r_i)}{\partial r} \Big|^\theta \right] \Delta t \quad (16)$$

onde:

$$A_{c_o} = 2\pi r_o \Delta z \quad (\text{Área superfície externa da casca cilíndrica})$$

$$A_{c_i} = 2\pi r_i \Delta z \quad (\text{Área superfície interna da casca cilíndrica})$$

Escolhendo uma função linear para interpolação espacial da temperatura (diferenças entre pontos nodais), tem-se que as derivadas nas faces são expressas por:

$$\frac{\partial T(r_o)}{\partial r} \Big|^\theta = \frac{T_o^\theta - T_p^\theta}{\Delta r}$$

$$\frac{\partial T(r_i)}{\partial r} \Big|^\theta = \frac{T_p^\theta - T_i^\theta}{\Delta r}$$

Substituindo as expressões acima na Equação 24, tem-se:

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) 2\pi r dr dz dt = \left[kA_{c_o} \frac{T_o^\theta - T_p^\theta}{\Delta r} - kA_{c_i} \frac{T_p^\theta - T_i^\theta}{\Delta r} \right] \Delta t \quad (17)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) 2\pi r dr dz dt = \left[kA_{c_o} \frac{T_o^\theta - T_p^\theta}{\Delta r} + kA_{c_i} \frac{T_i^\theta - T_p^\theta}{\Delta r} \right] \Delta t \quad (18)$$

Termo II

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \int_{z_w}^{z_e} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2\pi r dz dr dt = 2\pi k \int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z_w}^{z_e} r dr dt \quad (19)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \int_{z_w}^{z_e} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2\pi r dz dr dt = 2\pi k \int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \left[\frac{\partial T(z_e)}{\partial z} - \frac{\partial T(z_w)}{\partial z} \right] r dr dt \quad (20)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \int_{z_w}^{z_e} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2\pi r dz dr dt = 2\pi k \int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \left[\frac{\partial T(z_e)}{\partial z} - \frac{\partial T(z_w)}{\partial z} \right] r dr dt \quad (21)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \int_{z_w}^{z_e} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2\pi r dz dr dt = 2\pi k \int_t^{t+\Delta t} \left\{ \frac{r_o^2}{2} \left[\frac{\partial T(z_e)}{\partial z} - \frac{\partial T(z_w)}{\partial z} \right] - \frac{r_i^2}{2} \left[\frac{\partial T(z_e)}{\partial z} - \frac{\partial T(z_w)}{\partial z} \right] \right\} dt \quad (22)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \int_{z_w}^{z_e} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2\pi r dz dr dt = 2\pi k \left\{ \frac{r_o^2}{2} \left[\frac{\partial T(z_e)}{\partial z} \right]^\theta - \frac{\partial T(z_w)}{\partial z} \right]^\theta - \frac{r_i^2}{2} \left[\frac{\partial T(z_e)}{\partial z} \right]^\theta - \frac{\partial T(z_w)}{\partial z} \right]^\theta \right\} \Delta t \quad (23)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \int_{z_w}^{z_e} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2\pi r dz dr dt = 2\pi k \left(\frac{r_o^2}{2} - \frac{r_i^2}{2} \right) \left[\frac{\partial T(z_e)}{\partial z} \right]^\theta - \frac{\partial T(z_w)}{\partial z} \right]^\theta \Delta t \quad (24)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \int_{z_w}^{z_e} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2\pi r dz dr dt = \pi(r_o^2 - r_i^2) k \left[\frac{\partial T(z_e)}{\partial z} \right]^\theta - \frac{\partial T(z_w)}{\partial z} \right]^\theta \Delta t \quad (25)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \int_{z_w}^{z_e} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2\pi r dz dr dt = k A_f \left[\frac{\partial T(z_e)}{\partial z} \right]^\theta - \frac{\partial T(z_w)}{\partial z} \right]^\theta \Delta t \quad (26)$$

onde:

$A_f = \pi(r_o^2 - r_i^2)$ (Área da seção transversal da casca cilíndrica)

Escolhendo uma função linear para interpolação espacial da temperatura (diferenças entre pontos nodais), tem-se que as derivadas nas faces são expressas por:

$$\left. \frac{\partial T(z_e)}{\partial z} \right|^\theta = \frac{T_e^\theta - T_p^\theta}{\Delta z}$$

$$\left. \frac{\partial T(z_w)}{\partial z} \right|^\theta = \frac{T_p^\theta - T_w^\theta}{\Delta z}$$

Substituindo as expressões acima na Equação 34, tem-se:

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \int_{z_w}^{z_e} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2\pi r dz dr dt = k A_f \left[\frac{T_e^\theta - T_p^\theta}{\Delta z} - \frac{T_p^\theta - T_w^\theta}{\Delta z} \right] \Delta t \quad (27)$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{r_i}^{r_o} \int_{z_w}^{z_e} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2\pi r dz dr dt = \left[k A_f \frac{T_e^\theta - T_p^\theta}{\Delta z} + k A_f \frac{T_w^\theta - T_p^\theta}{\Delta z} \right] \Delta t \quad (28)$$

Termo III

$$\int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \int_t^{t+\Delta t} \rho c \frac{\partial T}{\partial t} 2\pi r dt dr dz = 2\pi \rho c \int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} T|_t^{t+\Delta t} r dr dz \quad (29)$$

$$\int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \int_t^{t+\Delta t} \rho c \frac{\partial T}{\partial t} 2\pi r dt dr dz = 2\pi \rho c \int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} (T_p - T_p^0) r dr dz \quad (30)$$

$$\int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \int_t^{t+\Delta t} \rho c \frac{\partial T}{\partial t} 2\pi r dt dr dz = 2\pi \rho c \int_{z_w}^{z_e} \left(\frac{r_o^2 - r_i^2}{2} \right) (T_p - T_p^0) dz \quad (31)$$

$$\int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \int_t^{t+\Delta t} \rho c \frac{\partial T}{\partial t} 2\pi r dt dr dz = \pi (r_o^2 - r_i^2) \Delta z \rho c (T_p - T_p^0) \quad (32)$$

$$\int_{z_w}^{z_e} \int_{r_i}^{r_o} \int_t^{t+\Delta t} \rho c \frac{\partial T}{\partial t} 2\pi r dt dr dz = \rho c V_{elem} (T_p - T_p^0) \quad (33)$$

onde:

$$V_{elem} = \pi (r_o^2 - r_i^2) \Delta z \quad (\text{Volume elementar da casca cilíndrica})$$

Substituindo assim as Equações 18, 28 e 33 na Equação 11, tem-se:

$$\left[k A_{c_o} \frac{T_o^\theta - T_p^\theta}{\Delta r} + k A_{c_i} \frac{T_i^\theta - T_p^\theta}{\Delta r} \right] \Delta t + \left[k A_f \frac{T_e^\theta - T_p^\theta}{\Delta z} + k A_f \frac{T_w^\theta - T_p^\theta}{\Delta z} \right] \Delta t = \rho c V_{elem} (T_p - T_p^0) \quad (34)$$

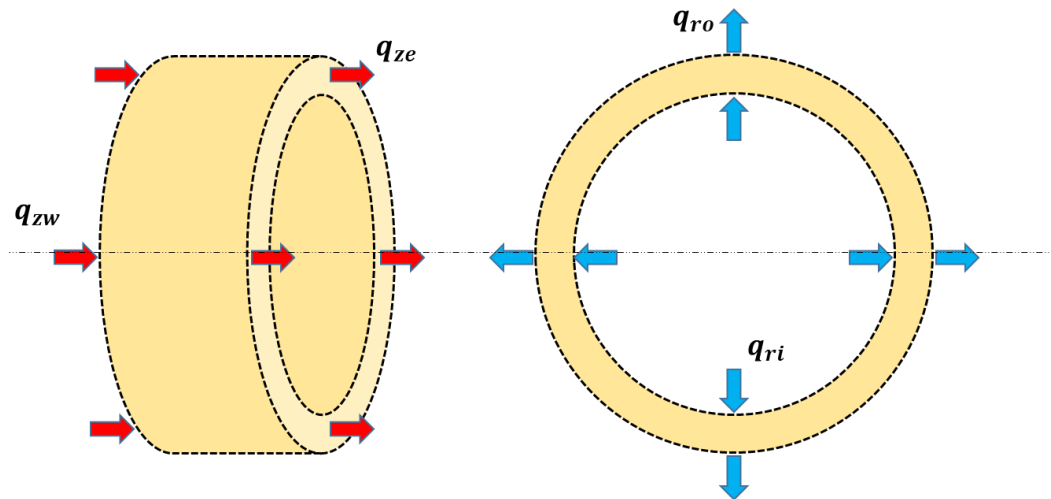
$$\left[kA_{co} \frac{T_o^\theta - T_p^\theta}{\Delta r} + kA_{ci} \frac{T_i^\theta - T_p^\theta}{\Delta r} \right] + \left[kA_f \frac{T_e^\theta - T_p^\theta}{\Delta z} + kA_f \frac{T_w^\theta - T_p^\theta}{\Delta z} \right] = \frac{\rho c V_{elem} (T_p - T_p^0)}{\Delta t} \quad (35)$$

Tomando a formulação explícita como base, tem-se “ $\theta = 0$ ”, e os termos da Equação 35 que possuem o sobrescrito “ θ ” passam a ser conhecidos, pois referem-se ao passo de tempo anterior. Desta forma, é possível, através de manipulações simples, explicitar uma equação para T_p , ou seja, pode-se determinar a temperatura do elemento “p” no passo de tempo atual. Além disso, como é visto no detalhamento das equações para o caso em estudo, é possível também, após explicitar uma expressão para T_p , chegar a uma expressão para o indicativo de estabilidade, citado anteriormente, o qual deve ser respeitado para convergência da solução.

$$\left[kA_{co} \frac{T_o^0 - T_p^0}{\Delta r} + kA_{ci} \frac{T_i^0 - T_p^0}{\Delta r} \right] + \left[kA_f \frac{T_e^0 - T_p^0}{\Delta z} + kA_f \frac{T_w^0 - T_p^0}{\Delta z} \right] = \frac{\rho c V_{elem} (T_p - T_p^0)}{\Delta t} \quad (36)$$

A Equação 36 nada mais é que um balanço de energia no elemento em forma de casca cilíndrica, com espessura de Δr , e comprimento Δz , considerando que o calor flui no elemento “p” por condução tanto no sentido radial como no sentido longitudinal, conforme mostra a Figura 45.

Figura 45 - Balanço de energia em elemento de volume



Fonte: Autor (2018)

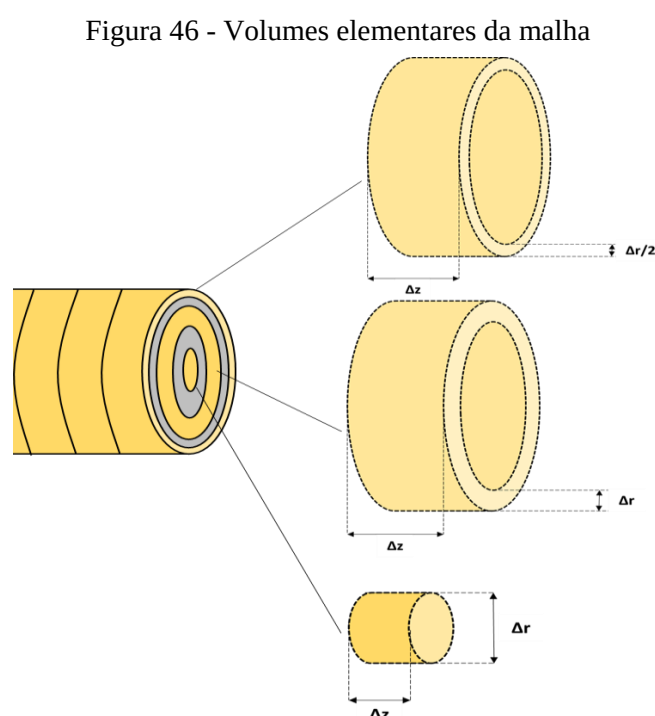
A próxima seção dedica-se à determinação de tais expressões para volumes elementares do vergalhão, bem como as expressões dos respectivos indicativos de estabilidade, considerando em que posição o vergalhão se encontra (entrada do equipamento, interior do equipamento ou leito de resfriamento) e se o volume elementar é um intermediário, central ou da superfície. Ressalta-se que se optou por não trabalhar com a formulação baseada em coeficientes agrupados, típica da formulação baseada no método dos volumes finitos. A

determinação de equações para os diversos volumes elementares no formato da Equação 36 é mais intuitiva e auxilia o entendimento do fenômeno físico envolvido. A malha adotada para o domínio do vergalhão foi tal que possibilitou a aplicação das equações referentes às condições de contorno, para os volumes de fronteira, de modo bastante similar ao realizado para volumes internos, ou seja, a integração das equações de conservação foi feita também para os volumes de fronteira da mesma forma como a apresentada anteriormente. Essa prática resulta para os volumes de fronteira equações da forma da Equação 36, porém com parcelas “q” referentes à convecção propiciada ou pelo equipamento de resfriamento ou pelo ambiente ao qual o vergalhão é exposto, conforme é mostrado a seguir.

4.3 Equações discretizadas para modelo numérico

Nas equações a seguir, “m” foi designado para numerar os elementos longitudinalmente, tendo seu valor no intervalo $1 \leq m \leq N_{longitudinal}$, onde $N_{longitudinal}$ é o número de divisões longitudinais da malha, e “n” para numerar os elementos radialmente, tendo seu valor no intervalo $1 \leq n \leq N_{radial}$, onde N_{radial} é o número de divisões radiais da malha.

A Figura 46 mostra, genericamente, os volumes elementares considerados sob o ponto de vista radial, o interno, o intermediário e o mais externo.



Fonte: Autor (2018)

Como a determinação das equações foi baseada em volumes elementares que se movem ao longo do tempo, identificou-se um total de oito situações diferentes que tais elementos poderiam estar submetidos e para cada uma dessas situações, as equações foram desenvolvidas para os volumes elementares mostrados na Figura 46. A seguir, as situações são descritas e as equações detalhadas, bem como é determinado o indicativo de estabilidade a ser respeitado.

Para as equações que seguem, tem-se as seguintes definições:

- $V_{elem} = A_f \Delta z \text{ (m}^3\text{);}$
- $h = \text{coeficiente convectivo dentro do equipamento } \left(\frac{W}{m^2 K}\right);$
- $h_{amb} = \text{coeficiente convectivo ambiente ao sair do equipamento } \left(\frac{W}{m^2 K}\right);$
- $T_{\infty} = \text{Temperatura média da água de resfriamento (K);}$
- $T_{amb} = \text{Temperatura ambiente (K);}$
- $q_{z(\text{convecção}/amb)} = \text{Calor por convecção através da face frontal do elemento (W);}$
- $q_{r(\text{convecção}/amb)} = \text{Calor por convecção com o meio na superfície cilíndrica (W);}$

Se $n = 1$ (elemento central):

- $A_f = \pi[(n - 0,5)\Delta r]^2$
- $A_{c_o} = 2\pi(n - 0,5)\Delta r \Delta z$

Se $1 < n < N_{radial}$ (elemento radial intermediário)

- $A_f = \pi\{[(n - 0,5)\Delta r]^2 - [(n - 1,5)\Delta r]^2\}$
- $A_{c_i} = 2\pi(n - 1,5)\Delta r \Delta z$
- $A_{c_o} = 2\pi(n - 0,5)\Delta r \Delta z$

Se $n = N_{radial}$ (elemento radial da superfície externa)

- $A_f = \pi\{[(n - 1)\Delta r]^2 - [(n - 1,5)\Delta r]^2\}$
- $A_{c_i} = 2\pi(n - 1,5)\Delta r \Delta z$
- $A_{c_o} = 2\pi(n - 1)\Delta r \Delta z$

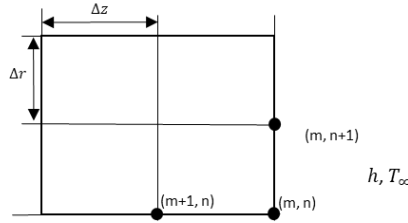
1ª Situação: Vergalhão antes de entrar no equipamento:

$$T_{m,n} = T_{inicial} \quad (37)$$

Para todo “m” e “n” dentro da malha considerada.

2ª Situação: $m = 1$, dentro do equipamento:

$n = 1$



$$kA_f \frac{T_{m+1,n}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta z} + kA_{c_o} \frac{T_{m,n+1}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta r} + q_{z(\text{convecção})} = \frac{\rho c V_{elem} (T_{(m,n)} - T_{(m,n)}^0)}{\Delta t} \quad (38)$$

$$kA_f \frac{T_{m+1,n}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta z} + kA_{c_o} \frac{T_{m,n+1}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta r} + hA_f (T_\infty - T_{m,n}^0) = \frac{\rho c V_{elem} (T_{m,n} - T_{m,n}^0)}{\Delta t} \quad (39)$$

Isolando o termo “ $T_{m,n}$ ”, tem-se:

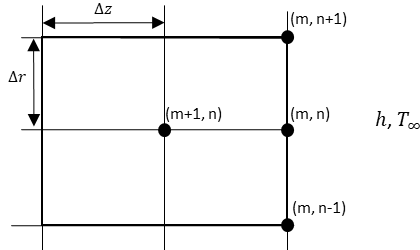
$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h\Delta t}{\rho c \Delta z} \right) T_{m,n}^0 + \frac{h\Delta t}{\rho c \Delta z} T_\infty \quad (40)$$

O indicativo de estabilidade a ser determinada na solução explícita exige que o termo entre parênteses da Equação 40 seja maior ou igual a zero. Desta forma tem-se:

$$1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h\Delta t}{\rho c \Delta z} \geq 0 \quad (41)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{1}{\Delta z} + \frac{A_{c_o}}{A_f \Delta r} + \frac{h}{k} \right)} \quad (42)$$

$1 < n < N_{radial}$



$$kA_f \frac{T_{m+1,n}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta z} + kA_{c_i} \frac{T_{m,n-1}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta r} + kA_{c_o} \frac{T_{m,n+1}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta r} + q_{z(\text{convecção})} = \frac{\rho c V_{elem} (T_{(m,n)} - T_{(m,n)}^0)}{\Delta t} \quad (43)$$

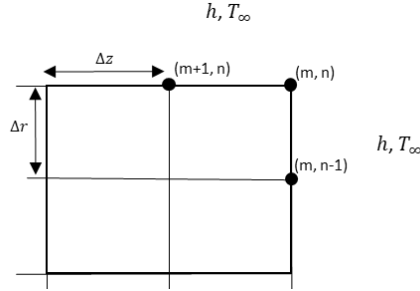
$$\begin{aligned}
& kA_f \frac{T_{m+1,n}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta z} + kA_{c_i} \frac{T_{m,n-1}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta r} + kA_{c_o} \frac{T_{m,n+1}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta r} + hA_f(T_\infty - T_{m,n}^0) \\
& = \frac{\rho c V_{elem}(T_{m,n} - T_{m,n}^0)}{\Delta t}
\end{aligned} \tag{44}$$

$$\begin{aligned}
T_{m,n} = & \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 \\
& + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h\Delta t}{\rho c \Delta z} \right) T_{m,n}^0 + \frac{h\Delta t}{\rho c \Delta z} T_\infty
\end{aligned} \tag{45}$$

Para o indicativo de estabilidade tem-se:

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{1}{\Delta z} + \frac{A_{c_o} + A_{c_i}}{A_f \Delta r} + \frac{h}{k} \right)} \tag{46}$$

$\mathbf{n} = N_{radial}$



$$\begin{aligned}
& kA_f \frac{T_{m+1,n}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta z} + kA_{c_i} \frac{T_{m,n-1}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta r} + q_{r(convecção)} + q_{z(convecção)} \\
& = \frac{\rho c V_{elem}(T_{(m,n)} - T_{(m,n)}^0)}{\Delta t}
\end{aligned} \tag{47}$$

$$\begin{aligned}
& kA_f \frac{T_{m+1,n}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta z} + kA_{c_i} \frac{T_{m,n-1}^0 - T_{m,n}^0}{\Delta r} + hA_{c_o}(T_\infty - T_{m,n}^0) + hA_f(T_\infty - T_{m,n}^0) \\
& = \frac{\rho c V_{elem}(T_{m,n} - T_{m,n}^0)}{\Delta t}
\end{aligned} \tag{48}$$

$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{ci}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{(hA_{co} + hA_f)\Delta t}{\rho c A_f \Delta z} T_{\infty} + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{ci}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h\Delta t A_{co}}{\rho c A_f \Delta z} - \frac{h\Delta t}{\rho c \Delta z}\right) T_{m,n}^0 \quad (49)$$

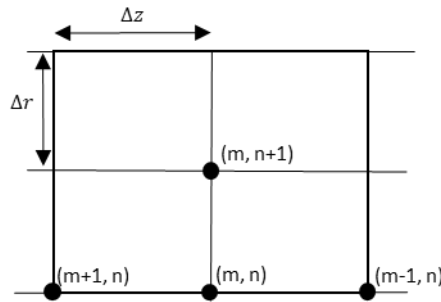
Para o indicativo de estabilidade tem-se:

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{\left(\frac{k}{\Delta z} + \frac{kA_{ci}}{A_f \Delta r} + \frac{hA_{co}}{A_f} + h\right)} \quad (50)$$

Para as situações a seguir o mesmo método de obtenção de equações foi aplicado, e portanto são exibidos diretamente as expressões para “ $T_{m,n}$ ” e para o indicativo de estabilidade.

3ª Situação: $1 < m < N_{longitudinal}$, dentro do equipamento:

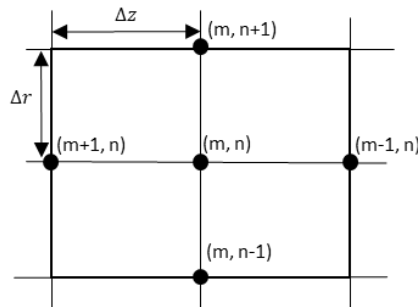
n = 1



$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \left(1 - \frac{2k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{4k\Delta t}{\rho c \Delta r^2}\right) T_{m,n}^0 + \frac{4k\Delta t}{\rho c \Delta r^2} T_{m,n+1}^0 \quad (51)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z^2 \Delta r^2}{2k(\Delta r^2 + 2\Delta z^2)} \quad (52)$$

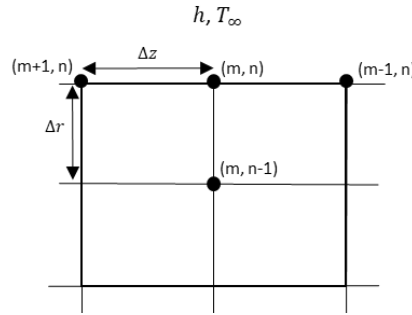
$1 < n < N_{radial}$



$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 + \left(1 - \frac{2k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r}\right) T_{m,n}^0 \quad (53)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{2}{\Delta z} + \frac{A_{c_o} + A_{c_i}}{A_f \Delta r} \right)} \quad (54)$$

$n = N_{radial}$

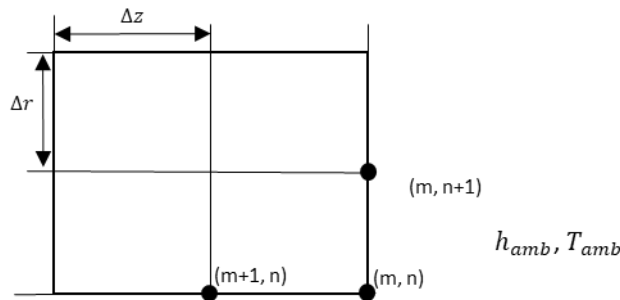


$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \left(1 - \frac{2k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z}\right) T_{m,n}^0 + \frac{h\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z} T_{\infty}^0 \quad (55)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{2}{\Delta z} + \frac{A_{c_i}}{A_f \Delta r} + \frac{h A_{c_o}}{A_f} \right)} \quad (56)$$

4ª Situação: $m = 1$, imediatamente antes de sair do equipamento:

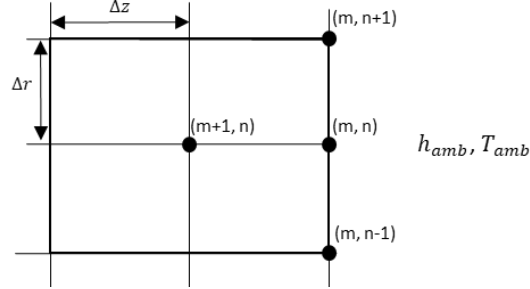
$n = 1$



$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h_{amb}\Delta t}{\rho c \Delta z}\right) T_{m,n}^0 + \frac{h_{amb}\Delta t}{\rho c \Delta z} T_{amb}^0 \quad (57)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{1}{\Delta z} + \frac{A_{c_o}}{A_f \Delta r} + \frac{h_{amb}}{k} \right)} \quad (58)$$

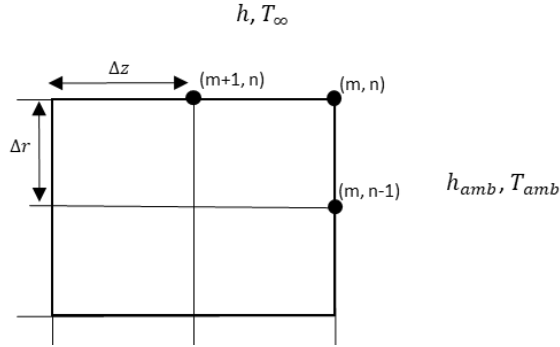
$1 < n < N_{radial}$



$$\begin{aligned} T_{m,n} = & \frac{k \Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k \Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{k \Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 \\ & + \left(1 - \frac{k \Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k \Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{k \Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h_{amb} \Delta t}{\rho c \Delta z} \right) T_{m,n}^0 \\ & + \frac{h_{amb} \Delta t}{\rho c \Delta z} T_{amb} \end{aligned} \quad (59)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{1}{\Delta z} + \frac{A_{c_o} + A_{c_i}}{A_f \Delta r} + \frac{h_{amb}}{k} \right)} \quad (60)$$

$n = N_{radial}$

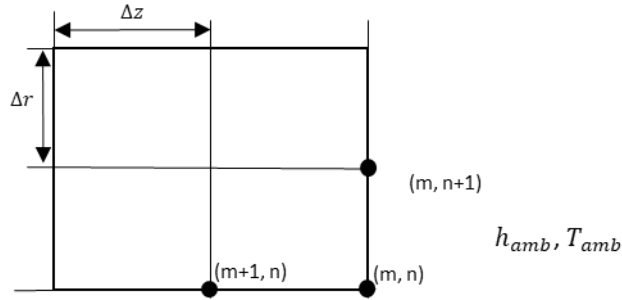


$$\begin{aligned} T_{m,n} = & \frac{k \Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k \Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{h A_{c_o} \Delta t}{\rho c A_f \Delta z} T_{\infty} + \frac{h_{amb} \Delta t}{\rho c \Delta z} T_{amb} \\ & + \left(1 - \frac{k \Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k \Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h \Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z} - \frac{h_{amb} \Delta t}{\rho c \Delta z} \right) T_{m,n}^0 \end{aligned} \quad (61)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{\left(\frac{k}{\Delta z} + \frac{k A_{c_i}}{A_f \Delta r} + \frac{h A_{c_o}}{A_f} + h_{amb} \right)} \quad (62)$$

5ª Situação: $m = 1$, fora do equipamento:

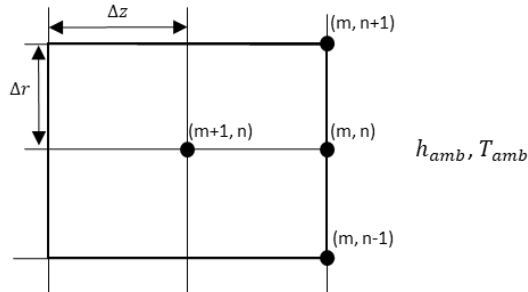
$n = 1$



$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h_{amb}\Delta t}{\rho c \Delta z}\right) T_{m,n}^0 + \frac{h_{amb}\Delta t}{\rho c \Delta z} T_{amb} \quad (63)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{1}{\Delta z} + \frac{A_{c_o}}{A_f \Delta r} + \frac{h_{amb}}{k} \right)} \quad (64)$$

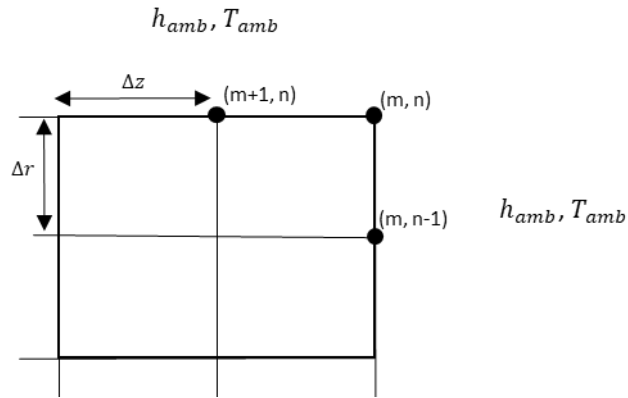
$1 < n < N_{radial}$



$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h_{amb}\Delta t}{\rho c \Delta z}\right) T_{m,n}^0 + \frac{h_{amb}\Delta t}{\rho c \Delta z} T_{amb} \quad (65)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{1}{\Delta z} + \frac{A_{c_o} + A_{c_i}}{A_f \Delta r} + \frac{h_{amb}}{k} \right)} \quad (66)$$

$n = N_{radial}$

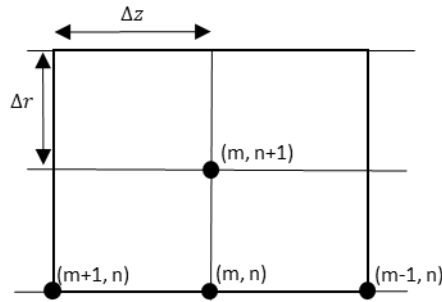


$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{(h_{amb} A_{c_o} + h_{amb} A_f) \Delta t}{\rho c A_f \Delta z} T_{amb} + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h_{amb} \Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z} - \frac{h_{amb} \Delta t}{\rho c \Delta z} \right) T_{m,n}^0 \quad (67)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{\left(\frac{k}{\Delta z} + \frac{k A_{c_i}}{A_f \Delta r} + \frac{h_{amb} A_{c_o}}{A_f} + h_{amb} \right)} \quad (68)$$

6ª Situação: $1 < m < N_{longitudinal}$, fora do equipamento:

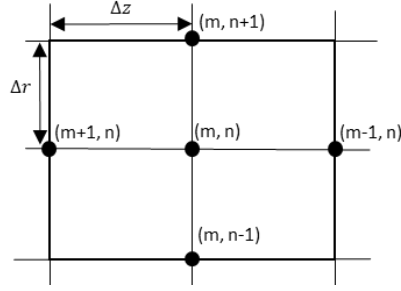
$n = 1$



$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \left(1 - \frac{2k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{4k\Delta t}{\rho c \Delta r^2} \right) T_{m,n}^0 + \frac{4k\Delta t}{\rho c \Delta r^2} T_{m,n+1}^0 \quad (69)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z^2 \Delta r^2}{2k(\Delta r^2 + 2\Delta z^2)} \quad (70)$$

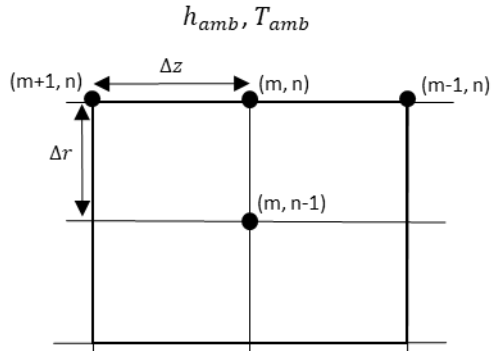
$1 < n < N_{radial}$



$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 + \left(1 - \frac{2k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r}\right) T_{m,n}^0 \quad (71)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{2}{\Delta z} + \frac{A_{c_o} + A_{c_i}}{A_f \Delta r} \right)} \quad (72)$$

$n = N_{radial}$

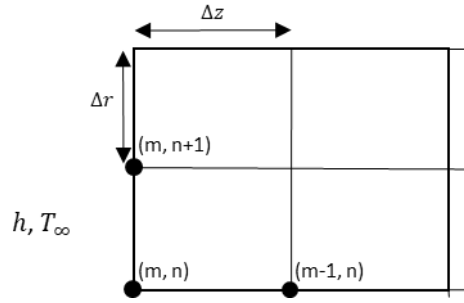


$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m+1,n}^0 + \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \left(1 - \frac{2k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h_{amb} \Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z}\right) T_{m,n}^0 + \frac{h_{amb} \Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z} T_{amb} \quad (73)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{2}{\Delta z} + \frac{A_{c_i}}{A_f \Delta r} + \frac{h_{amb} A_{c_o}}{A_f} \right)} \quad (74)$$

7ª Situação: $m = N_{longitudinal}$, dentro do equipamento:

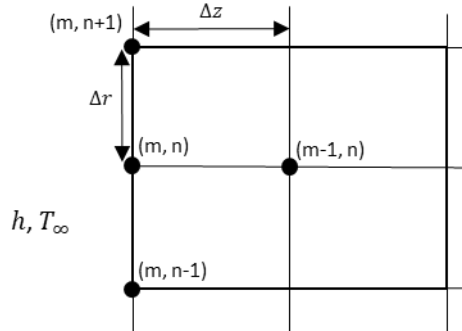
$n = 1$



$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h\Delta t}{\rho c \Delta z}\right) T_{m,n}^0 + \frac{h\Delta t}{\rho c \Delta z} T_{\infty} \quad (75)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{1}{\Delta z} + \frac{A_{c_o}}{A_f \Delta r} + \frac{h}{k} \right)} \quad (76)$$

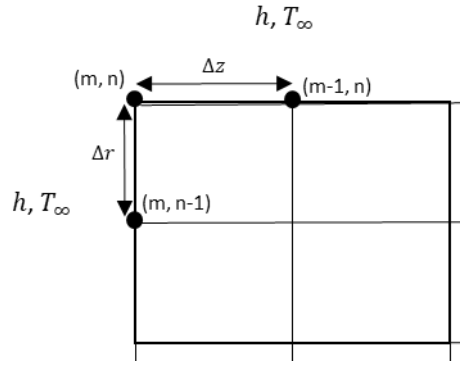
$1 < n < N_{radial}$



$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h\Delta t}{\rho c \Delta z}\right) T_{m,n}^0 + \frac{h\Delta t}{\rho c \Delta z} T_{\infty} \quad (77)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{1}{\Delta z} + \frac{A_{c_o} + A_{c_i}}{A_f \Delta r} + \frac{h}{k} \right)} \quad (78)$$

$\mathbf{n} = N_{radial}$

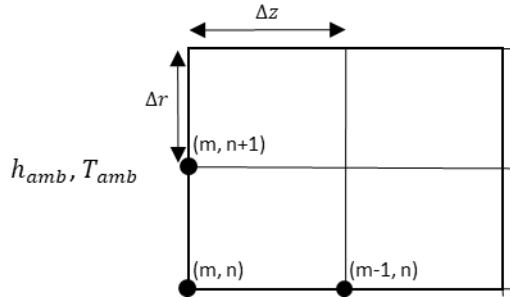


$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{ci}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{(hA_{co} + hA_f)\Delta t}{\rho c A_f \Delta z} T_{\infty}^0 + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{ci}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h\Delta t A_{co}}{\rho c A_f \Delta z} - \frac{h\Delta t}{\rho c \Delta z}\right) T_{m,n}^0 \quad (79)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{\left(\frac{k}{\Delta z} + \frac{kA_{ci}}{A_f \Delta r} + \frac{hA_{co}}{A_f} + h\right)} \quad (80)$$

8ª Situação: $m = N_{longitudinal}$, fora do equipamento:

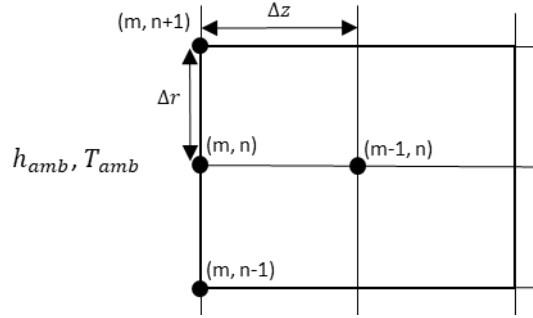
$\mathbf{n} = 1$



$$T_{m,n} = \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{co}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{co}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h_{amb}\Delta t}{\rho c \Delta z}\right) T_{m,n}^0 + \frac{h_{amb}\Delta t}{\rho c \Delta z} T_{amb} \quad (81)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{1}{\Delta z} + \frac{A_{co}}{A_f \Delta r} + \frac{h_{amb}}{k}\right)} \quad (82)$$

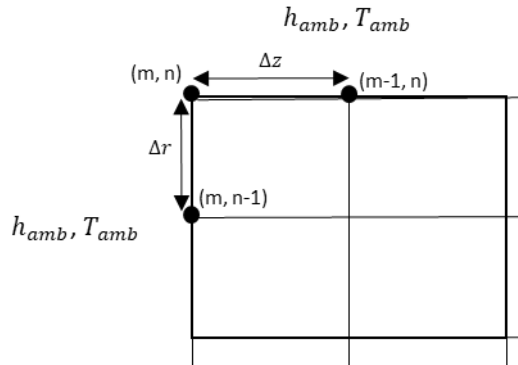
$1 < n < N_{radial}$



$$\begin{aligned}
 T_{m,n} = & \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n+1}^0 \\
 & + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{k\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h_{amb}\Delta t}{\rho c \Delta z} \right) T_{m,n}^0 \\
 & + \frac{h_{amb}\Delta t}{\rho c \Delta z} T_{amb}
 \end{aligned} \quad (83)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{k \left(\frac{1}{\Delta z} + \frac{A_{c_o} + A_{c_i}}{A_f \Delta r} + \frac{h_{amb}}{k} \right)} \quad (84)$$

$n = N_{radial}$



$$\begin{aligned}
 T_{m,n} = & \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} T_{m-1,n}^0 + \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} T_{m,n-1}^0 + \frac{(h_{amb} A_{c_o} + h_{amb} A_f) \Delta t}{\rho c A_f \Delta z} T_{amb} \\
 & + \left(1 - \frac{k\Delta t}{\rho c \Delta z^2} - \frac{k\Delta t A_{c_i}}{\rho c A_f \Delta z \Delta r} - \frac{h_{amb}\Delta t A_{c_o}}{\rho c A_f \Delta z} - \frac{h_{amb}\Delta t}{\rho c \Delta z} \right) T_{m,n}^0
 \end{aligned} \quad (85)$$

$$\Delta t \leq \frac{\rho c \Delta z}{\left(\frac{k}{\Delta z} + \frac{k A_{c_i}}{A_f \Delta r} + \frac{h_{amb} A_{c_o}}{A_f} + h_{amb} \right)} \quad (86)$$

4.4 Coeficientes convectivos

No desenvolvimento anterior, pode-se perceber a presença de dois coeficientes convectivos, o “ h ” e o “ h_{amb} ”. O “ h ” refere-se ao coeficiente de convecção ao qual o vergalhão é submetido pela passagem de um fluxo de água em alta pressão ao seu redor quando o mesmo encontra-se no interior do equipamento. Já o “ h_{amb} ” é, na verdade, uma combinação de coeficientes de transferência de calor ao qual o vergalhão é submetido quando o mesmo encontra-se fora do equipamento, em movimento a caminho do leito de resfriamento, incluindo aí convecção forçada pela corrente de ar, convecção natural e coeficiente de transferência de calor por radiação.

4.4.1 Coeficiente convectivo “ h ”

Conforme mencionado anteriormente, para a determinação do coeficiente convectivo no interior do equipamento foi considerado que o fluxo de água ocorre na direção paralela ao vergalhão, no espaço anular entre o tubo de resfriamento e o vergalhão, de maneira muito semelhante ao que ocorre num trocador de calor do tipo casco e tubo. Nessa perspectiva, Dirker e Meyer (2005) realizaram um estudo a respeito do número de Nusselts associado ao escoamento anular, através de correlações existentes na literatura e de procedimentos experimentais (ver Anexo A). Após a análise das correlações aplicáveis ao caso em estudo, a escolhida foi a proposta por Dittus e Boelter (Equação 87).

$$Nu_{Dh} = 0,023 Re_{Dh}^{0,8} Pr^n \quad (87)$$

onde:

Nu_{Dh} = Número de Nusselts baseado no diâmetro hidráulico;

$n = 0,4$ para aquecimento e $0,3$ para resfriamento do fluido;

Dh = Diâmetro hidráulico ($d2 - d1$);

$d2$ = Diâmetro interno do tubo de resfriamento;

$d1$ = Diâmetro externo do vergalhão;

Re_{Dh} = Número de Reynolds baseado em Dh ;

Pr = Número de Prandtl;

O cálculo do número de Reynolds é dado conforme a Equação 88

$$Re_{Dh} = \frac{\rho_{\text{água}} v_{rel} Dh}{\mu_{\text{água}}} \quad (88)$$

onde:

$$\rho_{\text{água}} = \text{densidade da água } \left(\frac{kg}{m^3} \right);$$

$$v_{rel} = \text{velocidade relativa da água ao vergalhão } \left(\frac{m}{s} \right);$$

$$\mu_{\text{água}} = \text{viscosidade da água } \left(\frac{kg}{ms} \right);$$

Desta forma, o coeficiente convectivo “ h ” pode ser determinado conforme a Equação 89:

$$h = \frac{Nu_{Dh} k_{\text{água}}}{Dh} \quad (89)$$

onde:

$$k_{\text{água}} = \text{condutividade térmica da água } \left(\frac{W}{mK} \right)$$

Alguns fatos motivaram a escolha do modelo de Dittus e Boelter para determinar o coeficiente convectivo:

- Correlação simples em comparação com as demais;
- Não limita faixa de razão diametral para ser aplicada;
- Não limita faixa de número de Reynolds para ser aplicada;
- Não limita as características do meio fluido.

Além disso, essa mesma correlação foi utilizada no trabalho de Khalifa et al (2015), o qual tem metodologia bastante similar à que está sendo desenvolvida no presente trabalho, e os resultados obtidos tiveram boa concordância com os experimentais.

4.4.2 Coeficiente de transferência de calor “ h_{amb} ”.

O coeficiente de transferência de calor “ h_{amb} ” é a combinação das parcelas que são detalhadas abaixo.

$$h_{amb} = h_{conv.forçada} + h_{conv.natural} + h_{rad} \quad (90)$$

Coeficiente de convecção forçada ($h_{conv.forçada}$)

Ao sair do equipamento, considerou-se que o vergalhão é submetido a uma corrente de ar direcionada longitudinalmente e com velocidade igual à de laminação, porém em sentido oposto. Nessa perspectiva, como aproximação, foram utilizadas as equações referentes ao escoamento em uma placa plana. Tal consideração foi devido ao fato de não haver um modelo disponível na literatura para escoamento longitudinal sobre geometria cilíndricas, apenas para escoamento transversal (em banco de cilindros), e, além disso, percebeu-se que o efeito que a corrente de ar exerceria em uma placa plana, seria bem semelhante ao efeito provocado na área superficial do vergalhão. Foi considerando também regime laminar no início do escoamento e turbulento a partir de determinada posição (correspondente à que o número de Reynolds assume valor igual a 5×10^5). Assim, Cengel (2012) traz a seguinte equação para o número de Nusselts (Nu):

$$Nu = (0,037Re_L^{0,8} - 871)Pr^{\frac{1}{3}} \quad (91)$$

onde:

k_{ar} = condutividade térmica do ar ($\frac{W}{mK}$);

L = comprimento do vergalhão (m);

Re_L = Número de Reynolds;

O Cálculo do número de Reynolds é dado da seguinte forma:

$$Re = \frac{\rho_{ar} v_{barra} L}{\mu_{ar}} \quad (92)$$

onde:

$$\rho_{ar} = \text{densidade do ar } \left(\frac{kg}{m^3} \right);$$

$$v_{barra} = \text{velocidade do vergalhão (laminação)} \left(\frac{m}{s} \right);$$

$$\mu_{ar} = \text{viscosidade do ar } \left(\frac{kg}{ms} \right);$$

Assim, o cálculo do coeficiente de convecção forçada é dado por:

$$h_{conv.forçada} = \frac{Nu \, k_{ar}}{L} \quad (93)$$

Coefficiente de convecção natural ($h_{conv.natural}$)

A expressão para cálculo do número de Nusselts (Nu) para o caso de um cilindro horizontal sob convecção natural também é fornecida por Cengel (2012):

$$Nu = \left\{ 0,6 + \frac{0,387 Ra_D^{\frac{1}{6}}}{\left[1 + (0,559/Pr)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{8}{27}}} \right\}^2 \quad (94)$$

onde:

$$Ra_D = \text{Número de Rayleigh}$$

O cálculo do número de Rayleigh é dado conforme a seguir:

$$Ra_D = \frac{g \beta (T_s - T_{\infty}) D^3}{\nu \alpha} \quad (95)$$

onde:

$g = \text{Aceleração gravitacional } (\frac{m}{s^2});$

$\beta = \frac{1}{T}$ para o ar considerado como um gás ideal $(\frac{1}{K});$

$T_s = \text{Temperatura da superfície } (\frac{1}{K});$

$T_\infty = \text{Temperatura do fluido, suficientemente longe da superfície } (\frac{1}{K});$

$D = \text{Diâmetro do vergalhão } (m);$

$\vartheta = \text{viscosidade cinemática do fluido } (\frac{m^2}{s});$

$\alpha = \text{difusividade térmica } (\frac{m^2}{s^2});$

Assim, o coeficiente de convecção natural pode ser calculado da seguinte forma:

$$h_{conv.natural} = \frac{k_{ar}Nu}{D} \quad (96)$$

Coeficiente de transferência de calor por radiação (h_{rad})

Pelo desenvolvimento da equação da taxa líquida de transferência de calor por radiação entre a superfície do vergalhão e as superfícies vizinhas, é possível chegar a um coeficiente que englobe os efeitos da radiação, conforme segue abaixo:

$$h_{rad} = \varepsilon\sigma(T_s + T_{cir})(T_s^2 + T_{cir}^2) \quad (97)$$

onde:

$\varepsilon = \text{Emissividade da superfície do vergalhão};$

$\sigma = \text{Constante de Stefan – Boltzmann } (\frac{W}{m^2K^4});$

$T_s = \text{Temperatura da superfície } (K);$

$T_{cir} = \text{Temperatura da superfície vizinha } (K);$

4.5 Implementação computacional

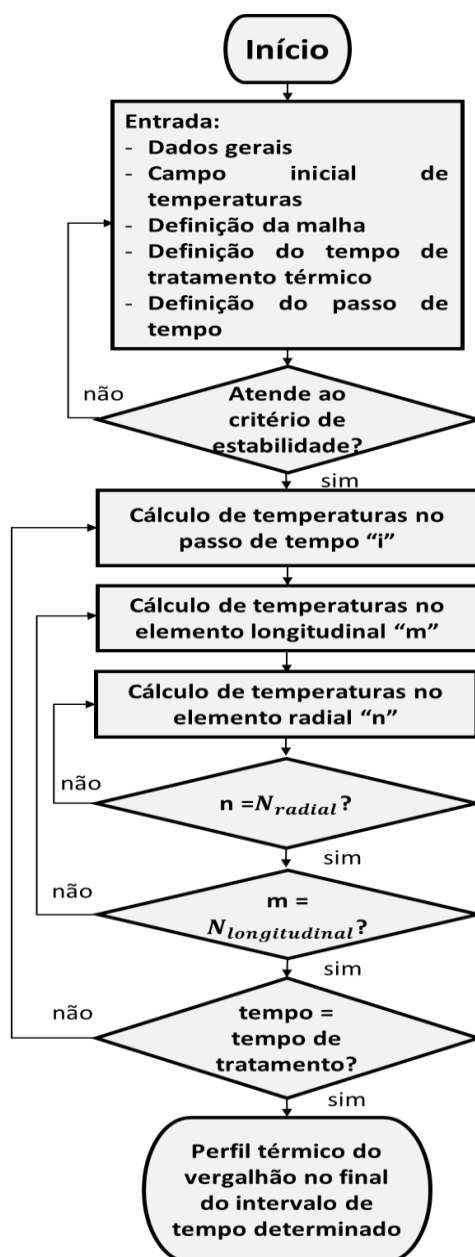
As equações em destaque na seção 4.3 permitem o cálculo da distribuição de temperaturas do vergalhão, uma vez que elas se aplicam aos pontos discretos que a malha proposta resultou. Conforme já mencionado, pelo fato de ter sido adotado a formulação explícita, tais equações não estão acopladas entre si, necessitando apenas das temperaturas no passo de tempo anterior para serem resolvidas. Assim, as equações foram inseridas em um algoritmo computacional para associação de passos nas direções radial, longitudinal e no tempo com as condições e situações que os volumes elementares estariam submetidos durante o processo. Para tanto, o método iterativo de Gauss-Seidel foi empregado, obedecendo ao indicativo de estabilidade mais crítico atrelado a cada uma das equações apresentadas, sendo então observada a relação entre o passo de tempo e os intervalos radiais e longitudinais. Em linhas gerais, a Figura 47 mostra um fluxograma do processo de simulação como um todo. Já a Figura 48 mostra um fluxograma com um maior nível de detalhe, porém ainda simplificado em termos de algoritmo, para o método iterativo de Gauss-Seidel, processo chave na determinação do perfil térmico.

Figura 47 - Fluxograma geral de simulação



Fonte: Autor (2018)

Figura 48 - Fluxograma do método iterativo de Gauss-Seidel



Fonte: Autor (2018)

4.5 Teste de malhas

Os dados de bitola e respectivos comprimento de troca térmica, vazão e pressão de água de resfriamento e velocidade de laminação (adotada como velocidade do vergalhão) utilizados para simular o programa criado e assim fazer o teste de malhas foi baseado nas informações fornecidas pelo manual do fabricante do sistema Thermex e por dados operacionais utilizados em uma usina siderúrgica, disponibilizados por Alves Filho (2004) (ver Anexo B). Já os dados

referentes às propriedades do aço e da água foram considerados a uma temperatura média adotada de acordo com o que se pretendia analisar na simulação.

A realização do teste de malhas foi feita basicamente em duas etapas, uma considerando o refinamento da malha no sentido longitudinal (coordenada z , com “ m ” elementos), e outra no sentido radial (coordenada r , com “ n ” elementos). O teste objetiva analisar a influência do número de elementos adotados na malha ($m \times n$) no resultado do perfil térmico.

Alinhado ao objetivo principal do modelo, que é fornecer o perfil de temperaturas causado pelo tratamento térmico, o critério adotado para comparação das malhas deve envolver não só os valores de diferenças de temperaturas dos elementos em diferentes malhas, mas também a representatividade de tais elementos com uma diferença de temperaturas maior que um limite estabelecido, no comprimento do equipamento (mais especificamente, o comprimento de troca térmica). Isso porque, devido à natureza do processo, algumas áreas são expostas a mudanças mais bruscas em um curto intervalo de tempo, o que induz a uma necessidade de refino de malha para definição do perfil nessas áreas. Porém, se mesmo possuindo elementos com certa diferença de temperaturas de uma malha para outra, e tais elementos não chegarem a alterar significativamente o perfil térmico, por representarem uma parcela mínima do comprimento do vergalhão, concluiu-se que, desde que sejam atendidos certos critérios, a malha poderia ser utilizada sem o prejuízo de não utilizar uma malha mais refinada.

Conforme já foi mostrado em seções anteriores, a temperatura de equalização (temperatura de revenimento) é o principal item de controle do processo, e de acordo com dados de projeto e operação do equipamento em estudo (Thermex), a faixa de temperatura de equalização deve ficar entre 560 °C e 610 °C, ou seja, tem-se uma margem de 50 °C entre a mínima e máxima temperatura recomendada para o vergalhão quando sai do equipamento para o leito de resfriamento.

A temperatura de equalização e o tempo que o vergalhão deve permanecer a essa temperatura dependem de muitas variáveis, como por exemplo, bitola, composição química do aço e propriedades mecânicas requeridas (dureza e resistência mecânica, principalmente). Tendo isso em vista e também a margem de temperatura já referida, foram adotados os seguintes critérios para seleção da malha:

- A média de diferenças de temperatura entre os elementos correspondentes de uma malha e outra pode ser no máximo 1 °C;
- Apenas 1% do comprimento de troca térmica (ou 1% dos elementos) pode apresentar uma diferença de temperaturas entre malhas de no máximo 10 °C;

Os critérios definidos foram adotados com base em análises de gráficos dos perfis térmicos simulados para diferentes malhas, a partir dos quais conseguiu-se inferir que a malha escolhida resultaria em um perfil térmico que não seria melhor traçado caso uma malha mais refinada fosse empregada. O esforço de ou aplicar uma malha mais refinada ou refinar a malha em determinados locais, além de não agregar valor à análise, geraria maior esforço computacional, demandando maior tempo de simulação sem a devida necessidade.

A primeira etapa do teste de malha foi feita considerando os elementos axiais para um número fixo de elementos radiais ($n=10$). A maneira como o modelo foi formulado, o comprimento axial de cada elemento, e por consequência sua quantidade ao longo do vergalhão são funções da velocidade de laminação (adotada como constante) e do passo de tempo empregado. Vale lembrar, que o passo de tempo escolhido deve atender ao indicativo de estabilidade para garantir a convergência da solução numérica. As variáveis mencionadas se relacionam da seguinte forma:

$$V_{barra} = cte \quad (98)$$

$$dt \leq crit. estabilidade \quad (99)$$

$$\Delta z = V_{barra} \Delta t \quad (100)$$

$$N_{longitudinal} = \frac{\text{comprimento da barra}}{\Delta z} \quad (101)$$

Para o teste, adotou-se p vergalhão com bitola de 12,5 mm como sendo a padrão, com comprimento de 24 m, o qual tem $V_{barra} = 7,5 \text{ m/s}$. Conforme pode se notar através das Equações 98 a 101, o refinamento da malha no sentido longitudinal está amarrado ao valor adotado para o passo de tempo. Daí, feito o estudo do indicativo de estabilidade, foram analisados os perfis resultantes para os seguintes passos de tempo e respectivos números de elementos axiais, conforme a Tabela 1.

Tabela 1 - Malhas longitudinais

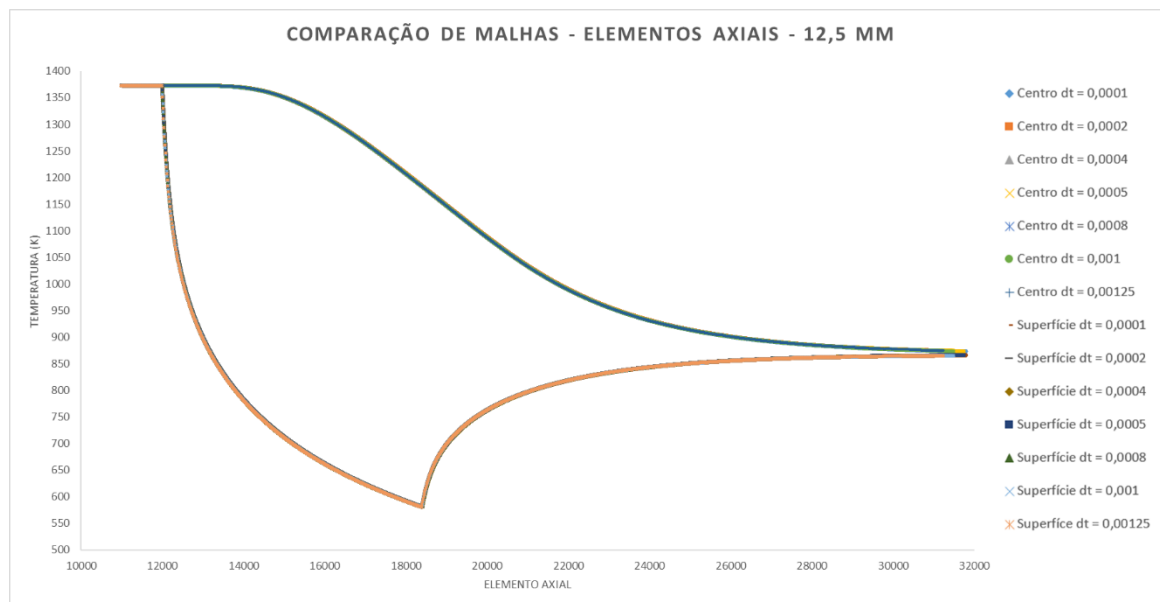
Malha	1	2	3	4	5	6	7
dt (s)	0,00125	0,001	0,0008	0,0005	0,0004	0,0002	0,0001
n° de elementos axiais	2560	3200	4000	6400	8000	16000	32000

Fonte: Autor (2018)

Para comparação de perfis de temperatura foram tomadas as curvas do centro da barra e da superfície, uma vez que as curvas para raios intermediários estariam envolvidas no

envelope formado por aquelas. Assim, a malha foi sendo refinada de 2560 a 32000 elementos ao longo do comprimento do vergalhão. A Figura 49 mostra as curvas do centro e da superfície do vergalhão para os casos das malhas citadas na Tabela 1.

Figura 49 - Comparação de malhas axiais



Fonte: Autor (2018)

Para a construção da Figura 49, os elementos foram tomados de acordo com as correspondentes posições longitudinais no vergalhão. Como se pode observar, as curvas praticamente se sobrepõem, mesmo ao se comparar a malha de 2560 elementos com a de 32000 elementos. Isso se é justificado posteriormente quando for comentado o efeito da condução de calor axial que, em comparação com a condução de calor radial, é insignificante. As maiores diferenças de temperatura entre as malhas ocorreram em poucos elementos da malha, justamente onde há maior gradiente de temperatura, ou seja, durante o início da passagem do vergalhão no equipamento e durante os primeiros momentos do reaquecimento da barra no sentido do centro para a superfície. Para quantificar melhor a comparação das malhas, a Tabela 2 apresenta dados relativos à média das diferenças de temperaturas, maiores diferenças identificadas e a percentagem do comprimento de troca térmica que se encontra acima do limite estabelecido para a diferença de 10 °C. Para tanto, tomou-se a malha mais refinada (malha 7) como sendo a referência).

Tabela 2 - Dados de comparação de malhas longitudinais

Malha		1	2	3	4	5	6	7
Média das diferenças (°C)	Centro	0,53	0,45	0,37	0,20	0,16	0,05	
	Superfície	0,98	0,78	0,66	0,34	0,26	0,09	
Maior diferença (°C)	Centro	0,89	0,77	0,63	0,29	0,22	0,53	REFERÊNCIA
	Superfície	21,94	15,79	12,28	7,02	5,26	1,76	
% comp. troca térmica acima de 10°C		4,10	2,50	1,13	0,00	0,00	0,00	

Fonte: Autor (2018)

Pelos critérios adotados, as malhas 4, 5, 6 e 7 são adequadas para a representação do modelo, uma vez que a média das diferenças de temperatura não chegou a 1 °C e além disso não houve percentual significativo do comprimento de troca térmica com diferença maior que 10 °C.

Para a análise da influência do número de elementos no sentido radial, esquema semelhante à análise axial foi feito. Um passo de tempo igual a 0,00025 s foi tomado (correspondendo a 12800 elementos axiais), o qual respeita o indicativo de estabilidade e os critérios de teste de malha adotados anteriormente. Ou seja, para cada um dos 12800 elementos axiais tem “n” elementos radiais. Assim foram criadas malhas com diferentes números de elementos radiais, conforme a Tabela 3.

Tabela 3 - Malhas radiais

Malha	1	2	3	4	5	6	7	8	9
n° de elementos radiais	3	4	10	15	20	25	30	35	40

Fonte: Autor (2018)

Mais uma vez tomou-se como referência a malha mais refinada (n = 40) e comparou-se as curvas de temperatura resultantes para o centro e para a superfície do vergalhão. A Tabela 4 mostra a síntese dos dados advindos da comparação de malhas.

Tabela 4 - Dados de comparação de malhas radiais

Malha		1	2	3	4	5	6	7	8	9
Média das diferenças (°C)	Centro	28,11	12,79	1,35	0,52	0,25	0,13	0,06	0,02	
	Superfície	63,40	28,99	3,08	1,17	0,55	0,28	0,14	0,05	
Maior diferença (°C)	Centro	46,21	19,66	2,48	0,96	0,46	0,24	0,12	0,05	
	Superfície	185,85	145,15	61,18	38,29	24,98	15,87	9,19	4,08	REFERÊNCIA
% comp. troca térmica acima de 10°C	Centro	74,57	65,86	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	
	Superfície	84,34	77,54	7,07	2,93	1,29	0,55	0,00	0,00	

Fonte: Autor (2018)

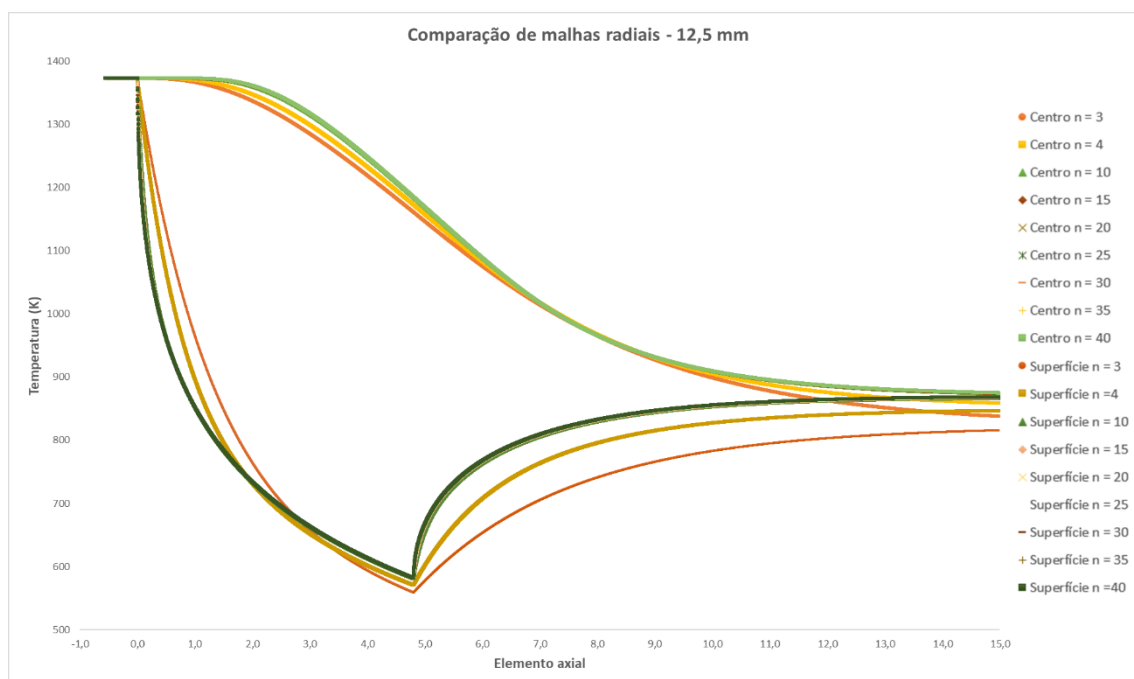
Pelos critérios adotados, as malhas 6, 7, 8 e 9 são adequadas para representar o modelo, pois a maior média de diferença de temperatura é de 0,28°C e no máximo 0,55% do comprimento de troca térmica tem elemento que se diferenciam entre si de mais de 10 °C (apenas na malha 6, pois as outras nem chegam a ultrapassar 10 °C de diferença).

O que se percebe é que para malhas mais refinadas que n = 15, as diferenças de temperaturas no centro do vergalhão começam a ficar insignificantes, chegando a um máximo de aproximadamente 0,2 °C, por exemplo, para n = 25. Já para malha de n = 25, por exemplo, embora tenha um máximo de aproximadamente 16 °C, a ocorrência dos pontos com as diferenças relevantes de temperatura na superfície não chega a representar de modo significativo algum percentual do comprimento de troca térmica. Conforme foi constatado anteriormente, as

maiores diferenças encontram-se nos locais de entrada do equipamento (início do resfriamento brusco) e na saída (início do reaquecimento da barra com direção do centro para a superfície), que é onde ocorrem os maiores gradientes de temperatura para a superfície do material.

Uma visão global do perfil térmico gerado pelo uso das malhas referidas pode ser vista na Figura 50, onde são plotadas as curvas para a superfície e para o centro associados a cada malha.

Figura 50 - Perfil térmico para comparação de malhas radiais



Fonte: Autor (2018)

O fato das malhas com “n” igual ou maior que 15 praticamente se sobreporem justifica a escolha dos critérios adotados para o teste de malhas, visando não só a questão de se trabalhar com uma malha que seja capaz de representar os fenômenos termo físicos envolvidos, sem a possível influência de imprecisões associadas ao refino de malha, mas também que proporcione um tempo viável de simulação computacional. Desta forma, a malha escolhida como padrão, e que é utilizada nas demais análises do trabalho, foi a com $\Delta t = 0,00025$ s (o que determina $m = 12800$) e $n = 25$.

Retomando à questão da influência da condução de calor no sentido axial na formação do perfil térmico, com a malha citada anteriormente, procedeu-se uma análise comparativa na qual considerou-se o modelo originalmente formulado e uma formulação onde toda parcela de condução de calor no sentido axial foi adotada como sendo nula e daí procedeu-se normalmente com a simulação. A diferença máxima de temperaturas entre os elementos correspondentes nas duas condições foi de aproximadamente $0,6$ °C e em apenas uma quantidade insignificante de

elementos da malha (não chegando nem a 0,1% dos elementos). Isso se explica pela condução de calor no sentido radial ser a mais representativa do fenômeno que ocorre com o vergalhão, por ter um maior gradiente de temperatura e uma área maior de troca. Para ratificar tal resultado, Allen (2011) também chegou à conclusão que a condução axial nesse caso pode ser desprezada. Com base no trabalho de Allen (2011), Khalifa et al (2015) também chegaram a mesma conclusão. O modelo de Dimatteo et al (2016) também não leva em consideração a condução axial, nem chegando a citar em seu trabalho tal fato. Apenas a componente radial da equação em coordenadas cilíndricas é levada em consideração.

4.6 Validação do modelo

A validação do modelo desenvolvido pode ser feita através da comparação de resultados experimentais para medições de temperatura, de volume de martensita formado, da temperatura de equalização, e dos resultados de propriedades como resistência mecânica, por exemplo. A comparação dos valores de temperatura desenvolvidos no interior do vergalhão, para verificação do perfil térmico torna-se inviável devido às dificuldades de medição local.

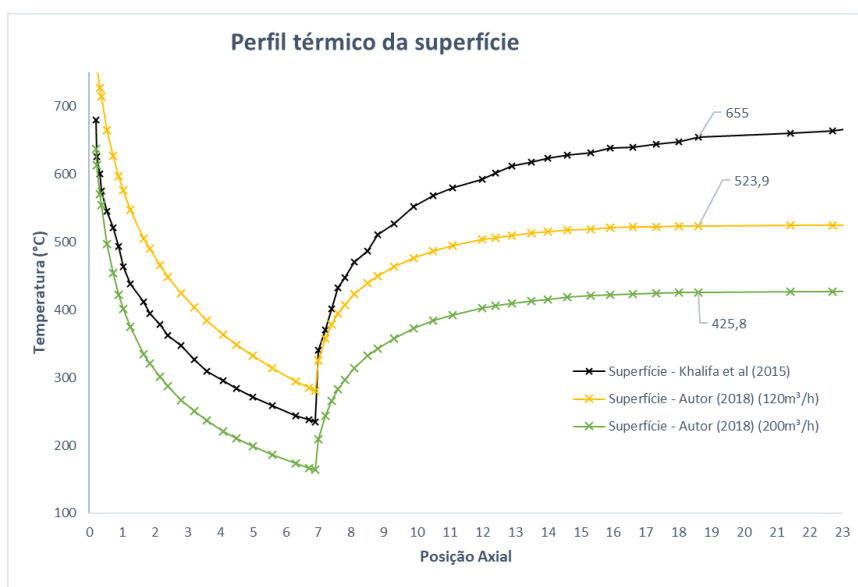
Devido às dificuldades já mencionadas, impostas pela restrição de informações industriais, optou-se pela comparação com os resultados obtidos por outros autores, levando em consideração os dados que não dependem intrinsecamente de particularidades. Por exemplo, a diferença na composição química do aço pode levar a resultados diferentes, uma vez que certos elementos de liga deslocam a curva TTT, influenciando assim nas frações microestruturais que são formadas e conseqüentemente em propriedades como a resistência mecânica. Além disso, outra dificuldade é encontrada ao se comparar as condições de operação de diferentes equipamentos e plantas industriais (Thermex, Tempcore, Danieli, etc). Cada um tem detalhes construtivos e operacionais próprios, que são combinados para obtenção de um produto com as propriedades requeridas, variando entre si a temperatura de entrada, a velocidade de laminação, o comprimento de troca térmica, o tempo de duração do tratamento e a vazão e pressão de água.

A melhor maneira encontrada para a validação do modelo foi confrontar os dados de temperatura superficial do vergalhão com os de Khalifa et al (2015), já que tal trabalho explicita valores de parâmetros necessários para implementação no modelo aqui desenvolvido, e além disso tem seus resultados validados de modo experimental. A bitola escolhida para comparação foi a de 16 mm, pois foi a que teve o perfil térmico apresentado por Khalifa et al (2015). O software Markgraf foi utilizado para identificação de pares coordenados no perfil térmico, possibilitando a plotagem das curvas de temperatura em um único gráfico. A utilização da curva

de temperaturas superficiais para comparação é devido ao fato dessa ser a mais significativa do ponto de vista do modelo térmico, representando melhor a condição de contorno imposta ao vergalhão. A comparação de curvas de temperaturas internas ao vergalhão envolveria outros fatores que diferem ainda mais entre os modelos, como por exemplo os valores adotados para propriedades do aço, como condutividade térmica, calor específico e densidade, os quais levam a diferenças de temperatura resultante.

Procedendo com a implementação dos dados de Khalifa et al (2015) no modelo desenvolvido, verificou-se que com relação à vazão da água de resfriamento uma faixa é estabelecida entre 120 e 200 m³/h, não ficando explícita qual vazão que foi utilizada para resultar no perfil térmico apresentado. Assim, trabalhou-se com os extremos e o resultado é apresentado na Figura 51.

Figura 51 - Comparação de temperaturas superficiais

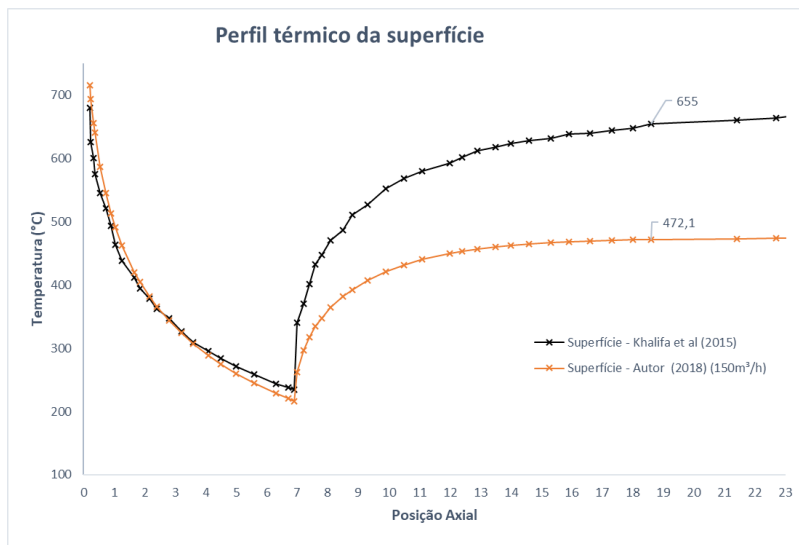


Fonte: Autor (2018)

Por meio de estimativas de vazão de água dentro da faixa indicada, chegou-se à conclusão que a vazão de 150 m³/h foi a que mais aproximou a curva do modelo com a curva apresentada por Khalifa et al (2015). Isso para o trecho correspondente à passagem do vergalhão no tubo de resfriamento. Tal fato pode ser visto na Figura 52.

Como pode ser observado, apesar da forma ser bem semelhante bem como a tendência das curvas, os perfis térmicos para a região pós tubo de resfriamento diferem bastante nos valores. O trabalho dos autores em comparação não traz informações a respeito do ambiente a que o vergalhão é exposto após a passagem no equipamento, diferentemente do caso inicialmente simulado no modelo, onde as suposições feitas foram com base em casos reais.

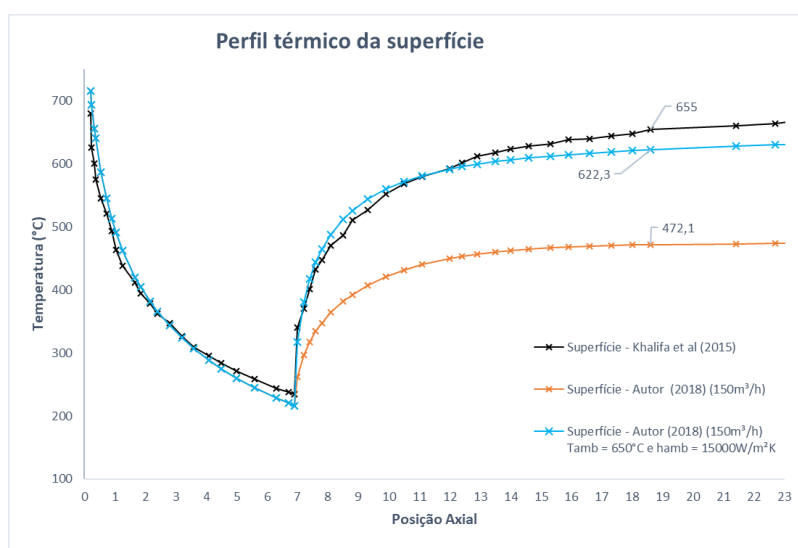
Figura 52 - Comparação de temperaturas superficiais



Fonte: Autor (2018)

Ao se fazer uma análise das condições ambientes que poderiam levar a curva do modelo à concordância com a curva apresentada por Khalifa et al (2015), algumas suposições foram tomadas e simuladas, como considerar a superfície adiabática assim que sai do tubo de resfriamento, aumentar a temperatura ambiente para valores entre 600 e 650°C e aumentar o coeficiente convectivo. Uma boa concordância foi obtida ao simular condições ambientais com altos coeficientes convectivos (da ordem de 10000 W/m²K) com uma temperatura ambiente entre 600 e 650°C, com uma diferença média de temperaturas de 20°C entre pontos correspondentes, conforme mostra a Figura 53.

Figura 53 - Comparação de temperaturas superficiais



Fonte: Autor (2018)

Tal resultado leva a crer que Khalifa et al (2015) consideraram condições especiais para o ambiente ao qual o vergalhão é exposto, porém não se pode afirmar quais.

A partir da análise feita é possível concluir que o modelo desenvolvido no presente trabalho é válido e pode representar o fenômeno físico em estudo com a precisão necessária aos objetivos desejados. As diferenças apresentadas foram justificadas por meio de considerações e hipóteses que dependem das particularidades de cada equipamento e ambientes de produção. Além disso, uma outra possível explicação para as diferenças obtidas é o uso de diferentes valores ou expressões para as propriedades térmicas do aço e da água.

A Tabela 5 mostra os dados de temperaturas para os diversos autores que tratam do sistema de resfriamento de vergalhão com água a alta pressão, os quais foram mencionados na seção de revisão bibliográfica. Os valores apresentados, quando não estavam explícitos no texto do trabalho, foram extraídos de gráficos do perfil térmico disponibilizados pelos autores, porém, em algum deles, conforme é apresentado no Anexo C, não se sabe ao certo se o gráfico é fruto de uma simulação numérica, de medições experimentais ou mesmo de esquemas didáticos do fenômeno. Os autores destacados são os que efetivamente apresentam em seus trabalhos a metodologia utilizada no desenvolvimento do modelo, disponibilizando alguns dados que permitem o maior conhecimento do processo simulado. A Tabela 6 mostra os dados de processo explicitados pelos autores. Tal tabela confirma o que foi dito com relação à dificuldade na comparação do presente modelo com as informações disponíveis na literatura, devido às diferenças nos parâmetros operacionais, associados a detalhes construtivos e propriedades esperadas para os produtos. Conforme já mencionado, o trabalho de Khalifa et al (2015) foi o que dispôs de mais informações para realizar comparações.

Tabela 5 - Dados de temperaturas de diversos autores

Fonte	Temperatura de entrada (°C)	Mínima temperatura alcançada pela superfície (°C)	Temperatura de equalização (°C)
Autor (2018)	1100°C	309°C	595 °C
Rehm e Russwurm (1977)	1050 °C	300 °C	650 °C
Simon, Economopoulos e Nilles (1984a)	1050 °C	200 °C	600 °C
Çetinel, Toparli e Ozsoyeller (1999)	1050 °C	200 °C	600 °C
Gerdau – 011 – Módulo I – 2000	1000 °C	200 °C	610 °C
Panigrahi e Jain (2002)	1050 °C	200 °C	600 °C
Tamm (2003)	1100 °C	200°C	600 °C
Filho (2004)	1100 °C	300 °C	600 °C
Mukhopadhyay e Galasso (2011)	1075 °C	250 °C	650 °C
Kabir I. e Islam (2014)	1100 °C	200 °C	610 °C
Noville (2015)	1050 °C	270 °C	600 °C
Khalifa et. al (2015)	1000°C	250°C	550°C
Dimatteo, Vannucci e Colla (2016)	1150 °C	300°C	700 °C
Manual Danieli	1100 °C	290 °C	600°C

Fonte: Autor (2018)

Tabela 6 - Comparação de modelos de outros autores com o presente modelo

Fonte	Çetinel, Toparli e Ozsoyeller (1999)	Mukhopadhyay e Galasso (2011)	Khalifa et. al (2015)	Dimatteo, Vannucci e Colla (2016)	Autor (2018)
Método Numérico	Elementos finitos	Redes Neurais Artificiais	Diferenças Finitas	Elementos finitos	Volumes Finitos
Processo	Tempcore	Danieli QTB	Tempcore	Tempcore	Thermex
Bitolas (mm)	18 / 22	24	10 / 16	16	8 / 10 / 12,5 / 16 / 20 / 25
Tempo de têmpera (s)	1,35 / 1,35	x	0,4 / 1,1	1,1	0,28 / 0,4 / 0,64 / 1,10 / 1,24 / 1,76
Velocidade laminação (m/s)	x	14,5	14 / 6,2	x	8 / 8,1 / 7,5 / 8 / 6,5 / 5
Pressão (bar)	x	9,5 - 12,5	x	x	15 / 10 / 7,6 / 7,6 / 8,4 / 14,5
Comprimento do equipamento (m)	x	x	5,7 / 6,87	x	2,202 / 3,243 / 4,8 / 8,074 / 8,075 / 8,8
Vazão de água (m³/h)	x	500	(60 - 90) / (120 - 200)	x	308 / 194 / 194 / 206 / 300 / 300

Fonte: Autor (2018)

Através da análise de outros trabalhos, algumas afirmações qualitativas ajudam a reforçar a validade do modelo desenvolvido:

- Similaridade de forma com os gráficos de outros autores (ver Anexo C);
- Valores de temperatura de entrada no equipamento, mínima temperatura da superfície e temperatura de equalização muito próximos (Tabela 5)
- Apesar das diferenças de parâmetros entre os diferentes processos e ainda com metodologias de simulação diferentes, os resultados obtidos por diferentes autores foram bastante compatíveis com os obtidos com o modelo desenvolvido (Tabela 6);

Conforme é visto nas análises paramétricas, o modelo apresentou-se robusto suficiente para acompanhar as tendências ocasionadas pelas variações de condições operacionais.

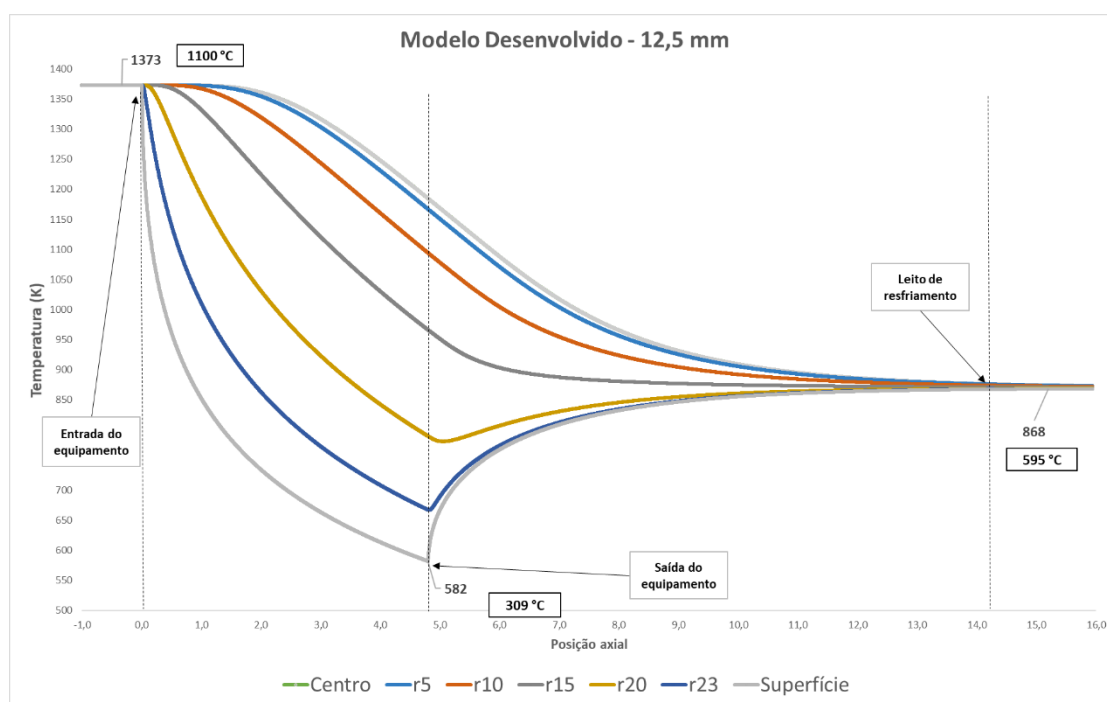
5 ESTUDOS E ANÁLISES DE RESULTADOS

Nesta seção são realizados alguns estudos que objetivam analisar o comportamento do perfil térmico do vergalhão submetido ao tratamento térmico com água sob alta pressão ao se alterar condições de operação e parâmetros de processo. Por meio da vivência industrial e pela preocupação que alguns parâmetros trazem à efetividade e eficiência do processo, elegeram-se algumas análises a serem feitas:

- Perfil térmico versus Presença de contaminantes na água de resfriamento;
- Perfil térmico versus Temperatura da água de resfriamento;
- Perfil térmico versus Vazão de água;
- Otimização do processo por redução do tempo de setup;

Antes, porém, de se iniciar os estudos citados, ressalta-se que a bitola de 12,5 mm foi considerada como padrão, visto que os dados operacionais disponibilizados se aplicam a ela e também pelo fato de construtivamente se tratar de um equipamento composto de apenas um canhão com 4,9 m, o que viabiliza ainda mais as considerações assumidas a respeito da continuidade do tubo de resfriamento. O perfil térmico formado é apresentado na Figura 54, com a representação de curvas para raios intermediários à superfície e ao centro.

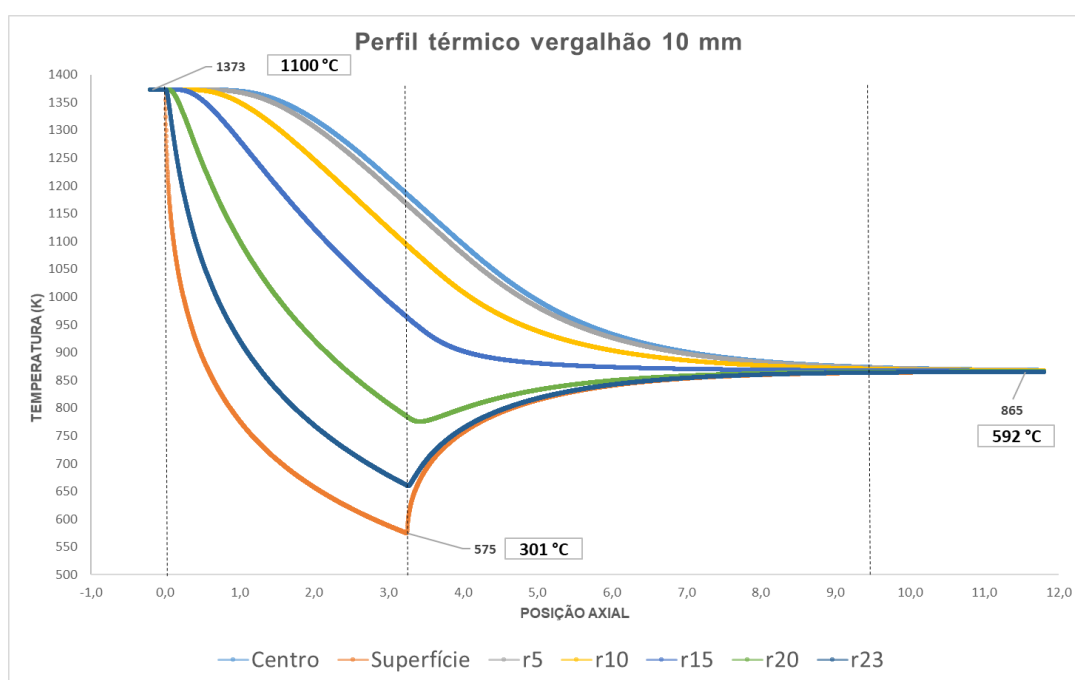
Figura 54 - Perfil térmico gerado pelo modelo desenvolvido



Fonte: Autor (2018)

Embora a bitola considerada padrão para estudo paramétrico foi a de 12,5 mm, usou-se o modelo também para simular o perfil térmico das bitolas de 10 mm e de 25 mm, as quais eram, respectivamente, a menor e a maior bitola que tinham dados operacionais disponíveis, principalmente em termos de velocidade da água e pressão de trabalho, conforme consta no trabalho de Alves Filho (2004) para o sistema Thermex. A respeito da bitola de 25 mm, para uma melhor representação do perfil térmico, foi adotado um comprimento do vergalhão de 48 m na simulação, artifício utilizado apenas para compensar o maior tempo que tal bitola leva para atingir a temperatura de equalização. As Figuras 55 e 56 aplicam-se à bitola de 10 mm e de 25 mm, respectivamente. Um ponto importante a ser destacado é a respeito das temperaturas de equalização encontradas em tais simulações, as quais resultaram dentro da faixa operacional esperada para o sistema Thermex, conforme consta na Figura 37 (560 a 610 °C).

Figura 55 - Perfil térmico vergalhão 10 mm

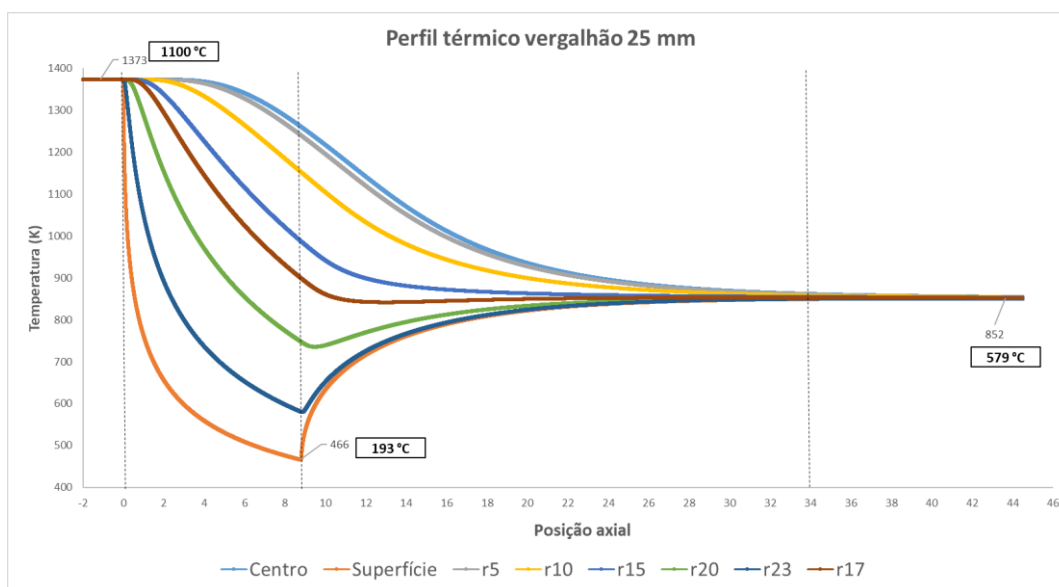


Fonte: Autor (2018)

Uma observação interessante a ser feita é quando se comparam as bitolas de 10 mm com a de 25 mm. Apesar de passar mais tempo sujeito ao resfriamento dentro do equipamento, o vergalhão de 25 mm passa um maior tempo para alcançar a temperatura de equalização, o que pode estar associado ao fato de que as condições de resfriamento fora do equipamento não surtem o mesmo efeito que para a bitola de 10 mm, além de, devido ao maior diâmetro, estar associado também uma maior resistência térmica ao fluxo de calor do centro à superfície. Vale

lembrar que esses perfis foram simulados com parâmetros de processo baseados em faixas, os quais devem ser ajustados conforme a necessidade da linha de produção.

Figura 56 - Perfil térmico vergalhão 25 mm



Fonte: Autor (2018)

5.1 Influência da presença de contaminantes na água de resfriamento

Devido à natureza do processo e do tipo de material trabalhado, é comum a presença de carepa no ambiente de produção. Conforme afirma Cunha et al (2006), a carepa é proveniente da oxidação da superfície do aço, quando submetido a gradientes térmicos ou à simples ação do tempo. Geralmente, em usinas siderúrgicas, a carepa é oriunda das operações de lingotamento contínuo e de laminação, além também estar presente também nos pátios de estocagem que expõem ao ambiente produtos como os rolos de fio-máquina, vergalhões, ampliados, etc. A carepa é composta basicamente pelos óxidos de ferro wustita (FeO), hematita (Fe_2O_3) e magnetita (Fe_3O_4). Mesmo havendo a intenção de manejo desse resíduo, o qual serve como insumo para outros ramos industriais, não se consegue total controle de captação e armazenagem. Nesse sentido, há a preocupação de que sistemas, como por exemplo, o de água de resfriamento, sejam contaminados pela carepa remanescente e que isso venha a trazer algum tipo de prejuízo para a efetividade da aplicação do determinado sistema. Assim, nessa seção é feito um estudo que simula a contaminação da água de resfriamento por carepa nas concentrações mássicas de um a cinco por cento (concentrações típicas de situações reais, de acordo com a experiência em indústria), levando em consideração as consequências que essa

mistura traz para as propriedades do fluido e como isso vai influenciar no perfil térmico do vergalhão tratado.

A tratativa para a mistura água e carepa é feita com base na consideração de nanofluidos, que são soluções obtidas a partir da dispersão de diferentes nanopartículas em um fluido base. A abordagem se limita ao estudo da modificação de propriedades da água de resfriamento, pela aplicação direta de fórmulas já desenvolvidas por outros autores em estudos específicos.

As propriedades do nanofluido avaliadas são basicamente a densidade (ρ), o calor específico (c_p), condutividade térmica (k), e a viscosidade (μ). Primeiramente, deve-se fazer considerações a respeito da composição representativa das nanopartículas (óxidos de ferro). Para isso, através de dados disponíveis na literatura, chegou-se à Tabela 7.

Tabela 7 - Dados para a composição da carepa

Composição (carepa)	Wustita (FeO)	Hematita (Fe₂O₃)	Magnetita (Fe₃O₄)
% da composição (Furmanski, 2016)	0,54	0,12	0,34
Densidade (kg/m³) (Cunha, 2006) e (Teja e Koh, 2009)	5700	5240	5180
MM (kg/kmol) (Tabela periódica)	72	160	232

Fonte: Autor (2018)

Os dados apresentados permitem que a densidade da carepa como um todo seja estimada através da ponderação de acordo com a percentagem de composição. Assim, juntamente com os dados coletados da água (Cengel, 2012), tem-se o seguinte:

Tabela 8 - Dados de propriedades para água e densidade de carepa

Densidade da água (kg/m³)	
ρ_{bf}	994
Calor específico da água (J/kg.K)	
$c_{p_{bf}}$	4178
Condutividade Térmica da água (W/m.K)	
k_{bf}	0,623
Viscosidade dinâmica da água (kg/m.s)	
μ_{bf}	0,00072
Densidade da carepa (kg/m³)	
ρ_{np}	5468

Fonte: Autor (2018)

O cálculo das propriedades dos nanofluidos foi feito da seguinte forma:

Densidade (ρ_{nf})

De acordo com a regra das misturas, a densidade do nanofluido pode ser calculada em função da fração volumétrica (Equação 102 – Pak e Cho, 1998) de nanopartículas ou em função da fração mássica (Equação 103 – Souza, 2016).

$$\rho_{nf} = (1 - \phi_{vnp}) \rho_{fb} + \phi_{vnp} \rho_{np} \quad (102)$$

$$\rho_{nf} = \frac{1}{\frac{1 - \phi_{mnp}}{\rho_{bf}} + \frac{\phi_{mnp}}{\rho_{np}}} \quad (103)$$

Onde:

ρ_{nf} = densidade do nanofluido ($\frac{kg}{m^3}$);

ϕ_{vnp} = fração volumétrica das nanopartículas;

ρ_{fb} = densidade do fluido base ($\frac{kg}{m^3}$);

ρ_{np} = densidade da nano partícula ($\frac{kg}{m^3}$);

ϕ_{mnp} = fração mássica das nanopartículas;

A relação entre a fração volumétrica e a mássica é dada conforme a Equação 104:

$$\phi_{vnp} = \frac{\phi_{mnp}}{\rho_{np} + \phi_{mnp} \rho_{fb} - \phi_{mnp} \rho_{np}} \quad (104)$$

Calor específico (c_p)

Juntamente com os dados de calor específico para cada tipo de óxido componente da carepa, coletados em Perry e Green (1997), o calor específico do nanofluido pode ser determinado conforme a Equação 105, apresentada por Zhou e Ni (2008).

$$c_p = \frac{(1 - \phi_{vnp})(\rho c_p)_{bf} + \phi_{vnp}(\rho c_p)_{np}}{\rho_{nf}} \quad (105)$$

Condutividade térmica (k)

Dados coletados em Takeda et. al (2009) para os óxidos de ferro, permitiram o cálculo da condutividade térmica do nanofluido através do modelo de Maxwell para condutividade, representado na Equação 106.

$$k_{nf} = k_{fb} \frac{k_{np} + 2k_{fb} + 2\phi_{vnp}(k_{np} - k_{fb})}{k_{np} + 2k_{fb} - \phi_{vnp}(k_{np} - k_{fb})} \quad (106)$$

Onde:

k_{nf} = condutividade térmica do nanofluido ($\frac{W}{mK}$);

k_{fb} = condutividade térmica do fluido base ($\frac{W}{mK}$);

k_{np} = condutividade térmica da nanopartícula ($\frac{W}{mK}$);

Viscosidade (μ)

Motta (2012) traz uma lista de modelos para previsão da viscosidade dinâmica de nanofluidos. Dentre eles, selecionou-se o modelo de Wang et al. (1999) por se tratar de um modelo que é baseado na teoria de outros modelos juntamente com dados experimentais para nanofluidos. O modelo selecionado é o expresso na Equação 107.

$$\mu_{nf} = (1 + 7,3\phi_{vnp} + 123\phi_{vnp}^2)\mu_{fb} \quad (107)$$

Onde:

μ_{nf} = viscosidade do nanofluido ($\frac{kg}{ms}$);

μ_{fb} = viscosidade do fluido base ($\frac{kg}{ms}$);

Os resultados para as propriedades do nanofluido nas concentrações mássicas de 1 a 5% encontram-se sintetizados na Tabela 9.

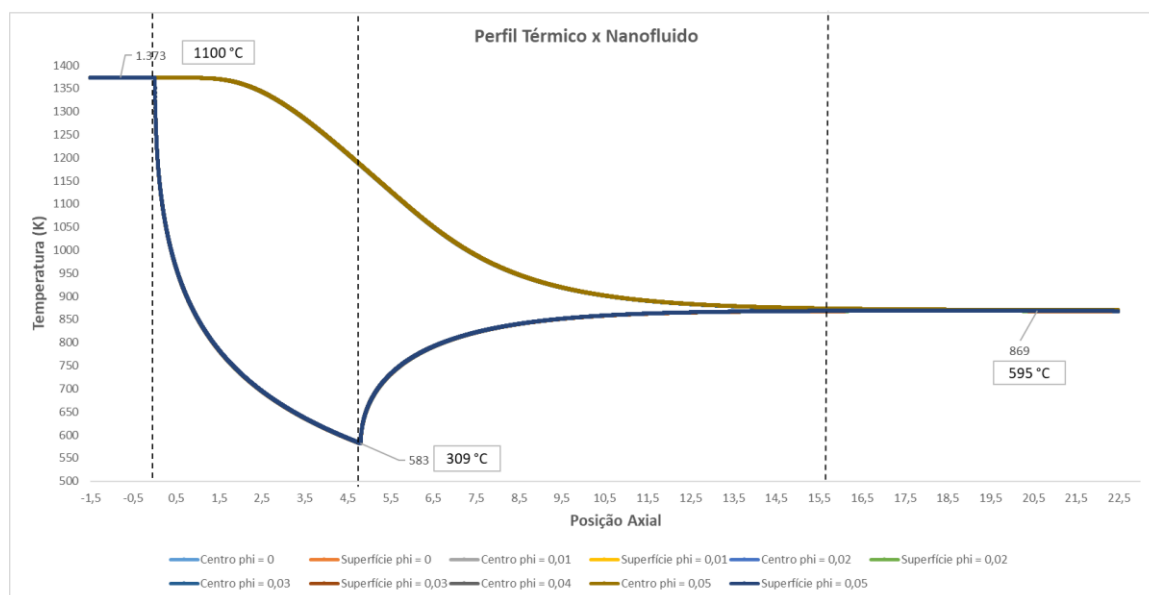
Tabela 9 - Dados de nanofluidos para diferentes frações mássicas

phi massico	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05
phi vol	0,0018	0,0037	0,0056	0,0075	0,0095
rho (kg/m ³)	1002,2002	1010,5367	1019,0132	1027,6330	1036,3999
cp (J/kg.K)	4142,8992	4107,7734	4072,6221	4037,4446	4002,2401
k (W/m.K)	0,6258	0,6287	0,6316	0,6346	0,6376
$\mu_{nf}(kg/m.s)$	0,0007299	0,0007406	0,0007522	0,0007645	0,0007778

Fonte: Autor (2018)

Como se pode observar pelos dados da Tabela 9, a diferença relativa entre os valores de propriedades dos nanofluidos com diferentes concentrações é pequena. Para melhor avaliar esse efeito, simulações foram feitas alterando-se as propriedades da água de resfriamento como parâmetros, para o vergalhão com bitola de 12,5 mm. O resultado para a superfície e para o centro do vergalhão nas diferentes condições pode ser visto na Figura 57.

Figura 57 - Perfil térmico para o vergalhão de 12,5 mm com nanofluidos de resfriamento



Fonte: Autor (2018)

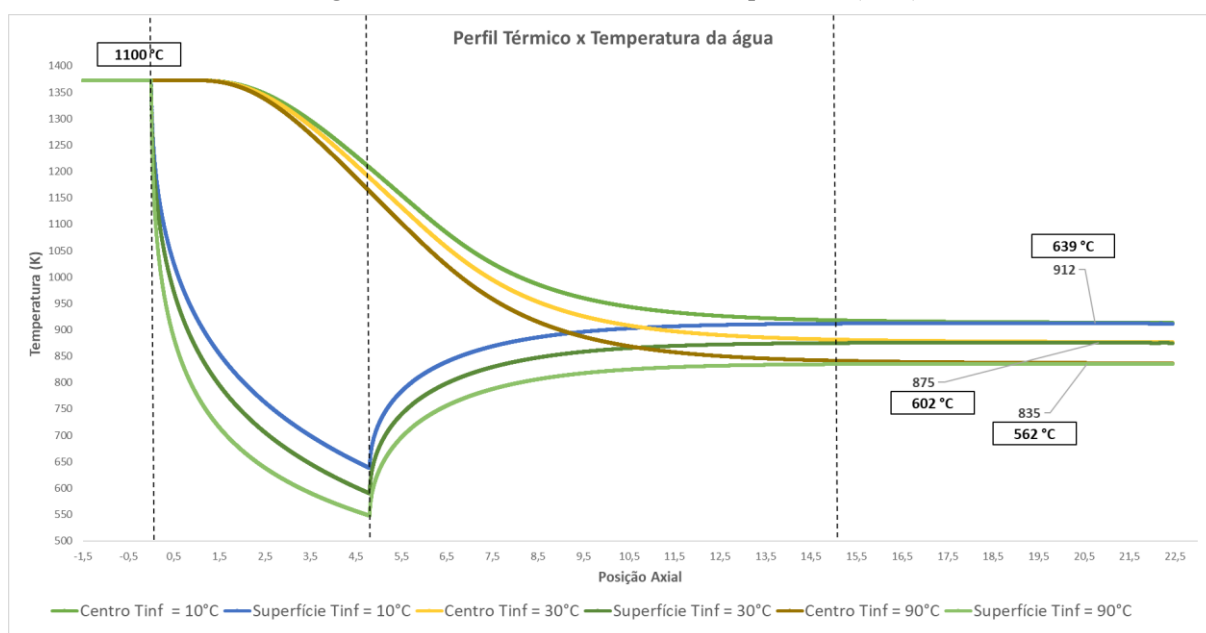
Conforme mostra a Figura 57, as curvas do centro e da superfície praticamente se sobrepõem para as diferentes condições de fração volumétrica do nanofluido, sendo a maior diferença entre as posições correspondentes de 0,18 °C. A observação feita anteriormente com relação à pouca diferença entre os valores de propriedade do fluido se confirma pelo efeito insignificante ao perfil térmico resultante. Assim, a preocupação de uma eventual contaminação da água de resfriamento por carepa deve se ater mais às consequências que tal fato pode trazer à integridade dos equipamentos em que o fluido atua, como por exemplo bombas, válvulas e até mesmo os tubos e bocais de resfriamento, já que as partículas de óxido de ferro podem, por exemplo, ter efeito abrasivo pelo contato ou mesmo chegar a entupir filtros de particulados, o que gera mais recurso de manutenção e perdas na produtividade da linha.

5.2 Influência da temperatura da água de resfriamento no perfil térmico

Foram realizadas simulações do modelo para bitola de 12,5 mm alterando-se as temperaturas da água de resfriamento (T_{inf}). Para cada temperatura analisada, o conjunto de

propriedades relativos à água, consistindo de densidade (ρ), viscosidade dinâmica (μ), condutividade térmica (k) e o número de Prandtl (Pr), foi também alterado, conforme a tabela de propriedades fornecida por Cengel (2012) (tabela A-9). Considerou-se uma faixa de temperaturas de 10 °C até 90 °C, com intervalo de 5 °C. Dessa forma, as curvas do perfil térmico para o centro e superfície do vergalhão foram plotadas para as temperaturas de 10 °C, de 30 °C e de 90 °C da água de resfriamento, no intuito de facilitar a visualização gráfica dos perfis. Tais curvas podem ser vistas na Figura 58.

Figura 58 - Perfil térmico versus Temperatura (T_{inf})



Fonte: Autor (2018)

A faixa de temperatura escolhida, a pressão de trabalho (maior que a pressão de saturação correspondentes às temperaturas adotadas) e a velocidade da água adotada (de no mínimo 10 m/s maior que a velocidade de laminação), viabilizam a hipótese de que o fluido permanece líquido no interior do equipamento.

Ao contrário do que naturalmente se imagina, percebe-se através da análise da Figura 58 que quanto maior é a T_{inf} , menor é o nível de temperatura alcançado pelo vergalhão, expresso pela temperatura de equalização (em destaque no gráfico). Para analisar tal fato, primeiramente fez-se uma compilação dos dados resultantes das simulações, no que se refere às propriedades do fluido e de parâmetros como número de Reynolds, número de Nusselts e coeficientes convectivos. Tais informações encontram-se dispostas na Tabela 10.

Tabela 10 - Dados compilados de simulações para diferentes Tinf

Tinf (°C)	ρ água (kg/m³)	k água (W/mK)	μ água (kg/ms)	C_p (J/kg.K)	Prandtl	ReDh	NuDh	h (W/m²K)
10	999,7	0,58	0,001307	4194	9,45	363320	1585,40	19358
15	999,1	0,589	0,001138	4185	8,09	417020	1663,50	20628
20	998	0,598	0,001002	4182	7,01	473100	1737,70	21877
25	997	0,607	0,000891	4180	6,14	531510	1808,90	23115
30	996	0,615	0,000798	4178	5,42	592860	1878,00	24315
35	994	0,623	0,00072	4178	4,83	655760	1944,00	25498
40	992,1	0,631	0,000653	4179	4,32	721670	2007,20	26664
45	990,1	0,637	0,000596	4180	3,91	789090	2071,60	27781
50	988,1	0,644	0,000547	4181	3,55	858040	2131,20	28895
55	985,2	0,649	0,000504	4183	3,25	928510	2191,30	29941
60	983,3	0,654	0,000467	4185	2,99	1000100	2249,30	30969
65	980,4	0,659	0,000433	4187	2,75	1075500	2305,40	31985
70	977,5	0,663	0,000404	4190	2,55	1149300	2358,80	32924
75	974,7	0,667	0,000378	4193	2,38	1224800	2414,40	33904
80	971,8	0,67	0,000355	4197	2,22	1300300	2463,20	34744
85	968,1	0,673	0,000333	4201	2,08	1380900	2518,20	35679
90	965,3	0,675	0,000315	4206	1,96	1455600	2564,90	36448

Fonte: Autor (2018)

Algumas relações se fazem aqui importantes como as Equações 87, 88 e 89 que representam o modelo adotado para determinação do coeficiente convectivo, proposta por Dittus e Boelter, o número de Reynolds e a expressão para calcular o coeficiente convectivo, respectivamente. Tais expressões são repetidas abaixo.

$$Nu_{Dh} = 0,023 Re_{Dh}^{0,8} Pr^n \text{ (onde, como já visto, } n = 0,4 \text{)}$$

$$Re_{Dh} = \frac{\rho_{\text{água}} v_{rel} Dh}{\mu_{\text{água}}}$$

$$h = \frac{Nu_{Dh} k_{\text{água}}}{Dh}$$

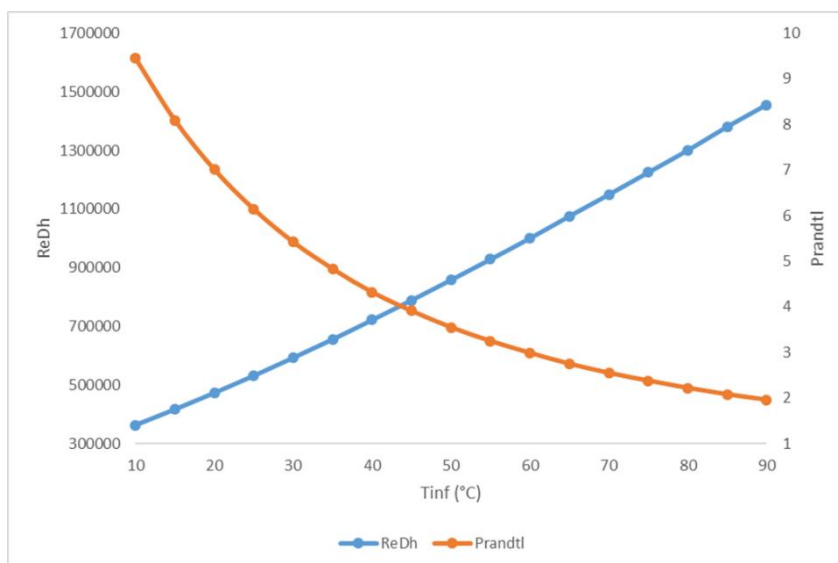
Adicionalmente, tem-se a Equação 108 para determinar o número de Prandtl.

$$Pr = \frac{\mu_{\text{água}} c_{p_{\text{água}}}}{k_{\text{água}}} \quad (108)$$

Para a faixa de temperatura considerada, o aumento de temperatura faz com que a densidade e a viscosidade diminuam e a condutividade térmica aumente. O calor específico tem o comportamento decrescente até aproximadamente 40°C e a partir daí até 90 °C começa a subir, conforme mostra a Tabela 10. Vale lembrar que a velocidade relativa e o diâmetro hidráulico aqui são considerados constantes para uma mesma bitola. Assim, verifica-se que o

aumento da temperatura acarreta uma diminuição no número de Prandtl, já que há a diminuição da viscosidade no numerador e o aumento da condutividade no denominador, o que compensa o comportamento dos valores do calor específico. Já para o número de Reynolds verifica-se um aumento, pois a diminuição relativa da viscosidade no denominador é mais significativa que a diminuição relativa da densidade no numerador. A Figura 59 ilustra o que acabou de ser descrito.

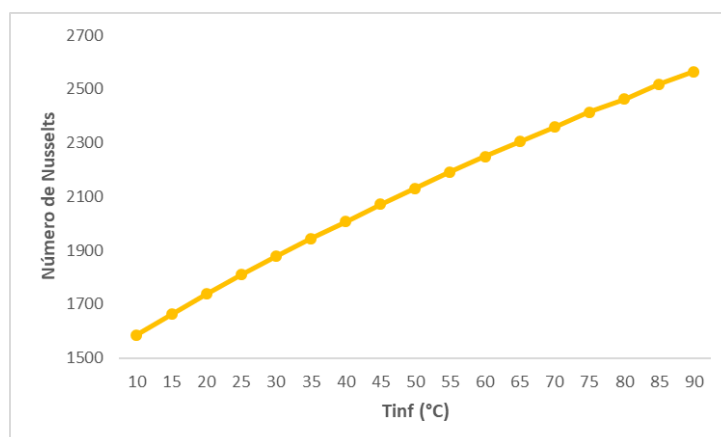
Figura 59 - Número de Reynolds e número de Prandtl em função da T_{inf}



Fonte: Autor (2018)

Já na expressão para cálculo do número de Nusselts, fornecida por Dittus e Boelter, o aumento do número de Reynolds torna-se bem mais significativo que a diminuição do número de Prandtl para uma temperatura correspondente, muito influenciado por seu expoente (0,8), que é maior que o expoente para o número de Prandtl (0,4). A Figura 60 mostra o crescimento do número de Nusselts em função do aumento de temperatura, calculadas a partir do número de Reynolds e de Prandtl mostrados na Figura 59.

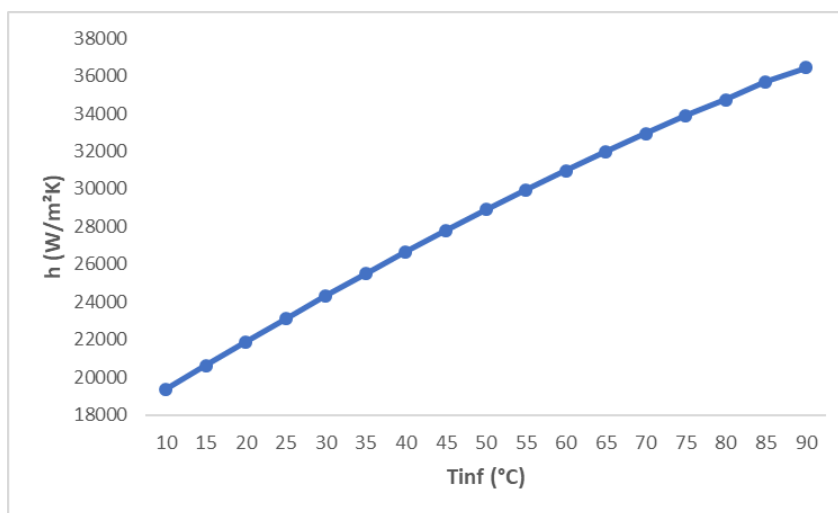
Figura 60 - Número de Nusselts em função de T_{inf}



Fonte: Autor (2018)

Da expressão para cálculo direto do coeficiente convectivo, nota-se que, como o diâmetro hidráulico é constante, à medida que a temperatura aumenta, aumenta-se também o “h”, uma vez que já se mostrou que o número de Nusselts e a condutividade térmica aumentam (fatores multiplicativos no numerador da expressão de “h”). A Figura 61 mostra esse aumento.

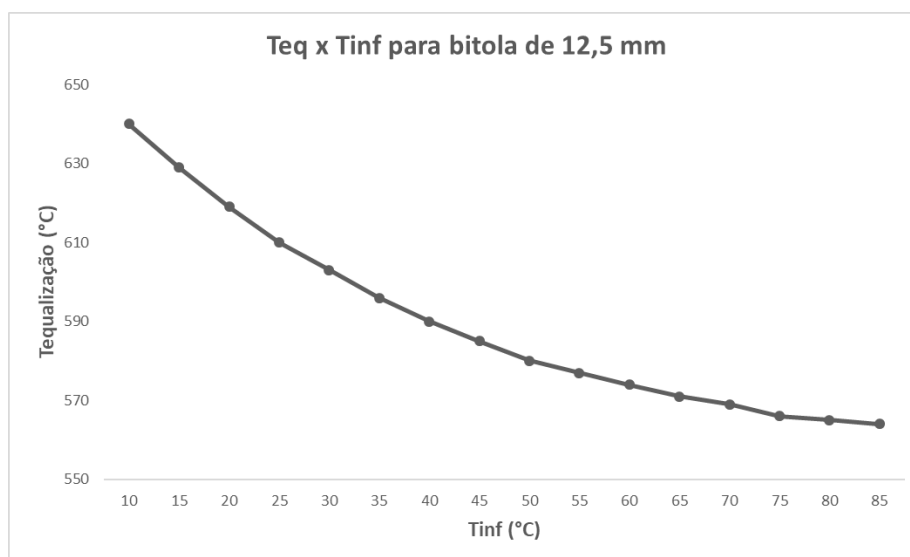
Figura 61 - Coeficiente convectivo "h"



Fonte: Autor (2018)

Esse aumento do coeficiente convectivo é a possível explicação para a redução do nível de temperatura alcançado pelo vergalhão, mesmo havendo um aumento na temperatura do fluido. A Figura 62 mostra o comportamento da temperatura de equalização em função da temperatura do fluido.

Figura 62 - Temperatura de equalização em função da temperatura do fluido



Fonte: Autor (2018)

Nenhuma das fontes de pesquisa consultadas tratou da variação da temperatura de entrada e suas consequências para o perfil térmico formado. Tal fato talvez se justifique por motivos de viabilidade operacional, já que o aquecimento da água exigiria um sistema a mais no processo, ou pelo controle da vazão ser mais eficiente em termos de resfriamento, conforme é visto posteriormente. Vale lembrar que os patamares de temperatura a serem alcançados dependem das propriedades mecânicas requeridas no produto.

É importante aqui ressaltar que os resultados apresentados foram conseguidos com o uso do modelo de Dittus e Boelter para determinação do coeficiente convectivo. A mesma tendência se observou ao se utilizar a segunda correlação de McAdams (ver Anexo A) para o número de Nusselts. Entretanto como é proposto nas sugestões para trabalhos futuros, talvez uma abordagem mais “pura” do ponto de vista das equações conservativas, como as de Navier Stokes por meio de análise de CFD, pudesse validar tal tendência no aumento do coeficiente convectivo com o aumento da temperatura.

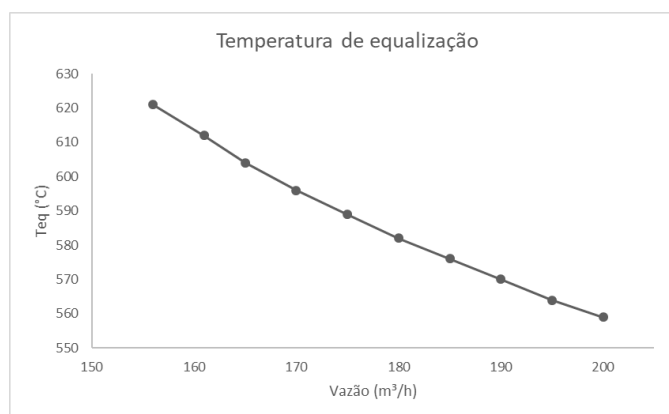
5.3 Influência da vazão de água na temperatura de equalização

Conforme já foi citado anteriormente, a temperatura de equalização é um parâmetro muito importante no processo, servindo de item de controle, uma vez que o mesmo é um forte indicador das propriedades que o produto vem a adquirir. Uma forma de controlar tal temperatura é ajustar a vazão da água de resfriamento que entra no equipamento. Considerando o caso para uma mesma bitola, a área de passagem do fluxo de água seria constante e quando alterada a vazão, resultaria em uma alteração na velocidade da água. O cálculo do coeficiente convectivo é feito baseado na velocidade relativa da água com a barra, e quanto maior torna-se esse valor, maior também é o coeficiente convectivo, aumentando a capacidade de resfriamento.

Diante disso, para análise de tal efeito, foram feitas simulações para a bitola de 12,5 mm com diferentes vazões, para daí mensurar a temperatura de equalização que a barra atinge ao fim do tratamento. A Figura 63 mostra a relação dos parâmetros através de um gráfico.

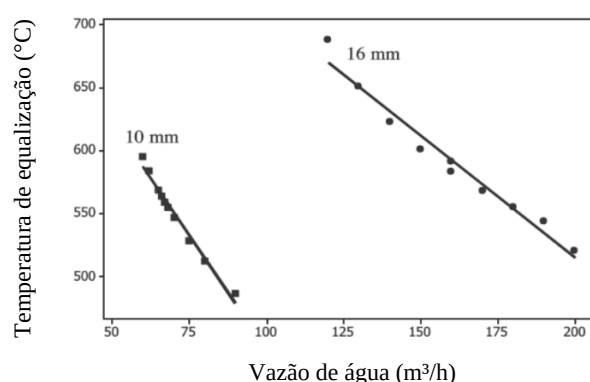
Khalifa et al (2015), apesar da diferença nos valores de parâmetros do processo Tempcore comparado ao Thermex, obtiveram resultados que apontam tendências semelhantes, conforme pode ser visto para as bitolas de 10 e 16 mm, na Figura 64.

Figura 63 - Temperatura de equalização versus vazão



Fonte: Autor (2018)

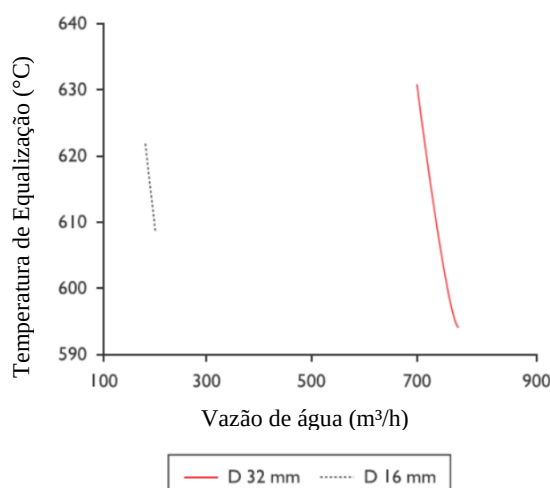
Figura 64 - Temperatura de equalização versus vazão - literatura



Fonte: Adaptado de Khalifa et al. (2015)

Mesmo sendo difícil realizar uma comparação quantitativa entre os dois casos, devido às diferenças intrínsecas aos processos Tempcore e Thermex, pode-se perceber que as faixas de temperaturas de equalização alcançadas são bem próximas, bem como a tendência observada nos dois gráficos. Tal análise serve também como subsídio que auxilia a validação do modelo desenvolvido no presente trabalho. A mesma observação pode ser feita para a análise dos resultados alcançados por Mukhopadhyay e Galasso (2011), para o processo da Danieli, Figura 65.

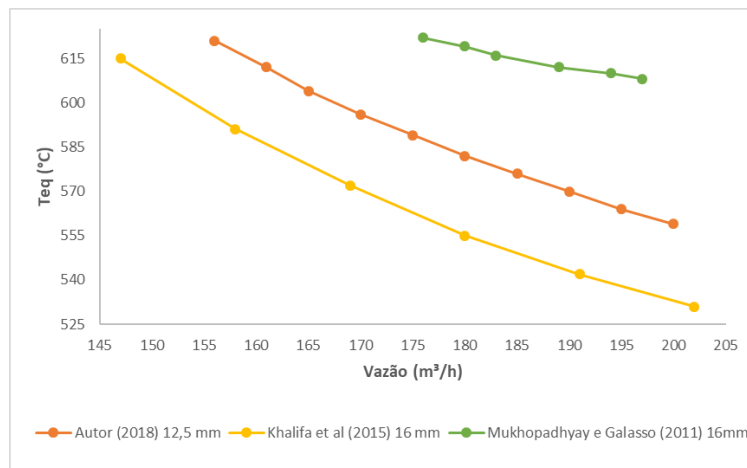
Figura 65 - Temperatura de equalização versus vazão - literatura



Fonte: Adaptado de Mukhopadhyay e Galasso (2011)

A Figura 66 apresenta a comparação da tendência mencionada anteriormente das bitolas de 16 mm, das Figuras 64 e 65 com a de 12,5 mm, da Figura 63.

Figura 66 - T_{eq} versus Vazão



Fonte: Autor (2018)

5.4 Melhoria do processo por redução no tempo de setup

A operação de setup consiste na adequação de certo equipamento para a produção de uma outra bitola de produto. Além do tempo despendido para modificações físicas do equipamento (troca de bocais, manobra de válvulas, adequação de comprimento, entre outros), há o tempo gasto até que um regime estável seja atingido, visto que muitos parâmetros foram alterados. Nesse contexto, é comum que indústrias com carteiras de produção cheias tenham a preocupação em reduzir o tempo gasto com tais atividades, aumentando assim a produtividade da linha. Assim, é feito um estudo paramétrico da viabilidade de se realizar o setup apenas mudando itens que o operador possa controlar através de tarefas simples, como por exemplo, a vazão de água fornecida pelas bombas. Basicamente, como foi visto, a velocidade relativa da água é o fator preponderante na determinação do perfil térmico, e tal controle pode ser feito através da mudança de vazão de água ou da velocidade de laminação. Não serão considerados aqui variações na temperatura da água de resfriamento (que foi considerada como $T_{inf} = 35\text{ }^{\circ}\text{C}$), já que seus efeitos devem ser validados por outros modelos, conforme foi citado.

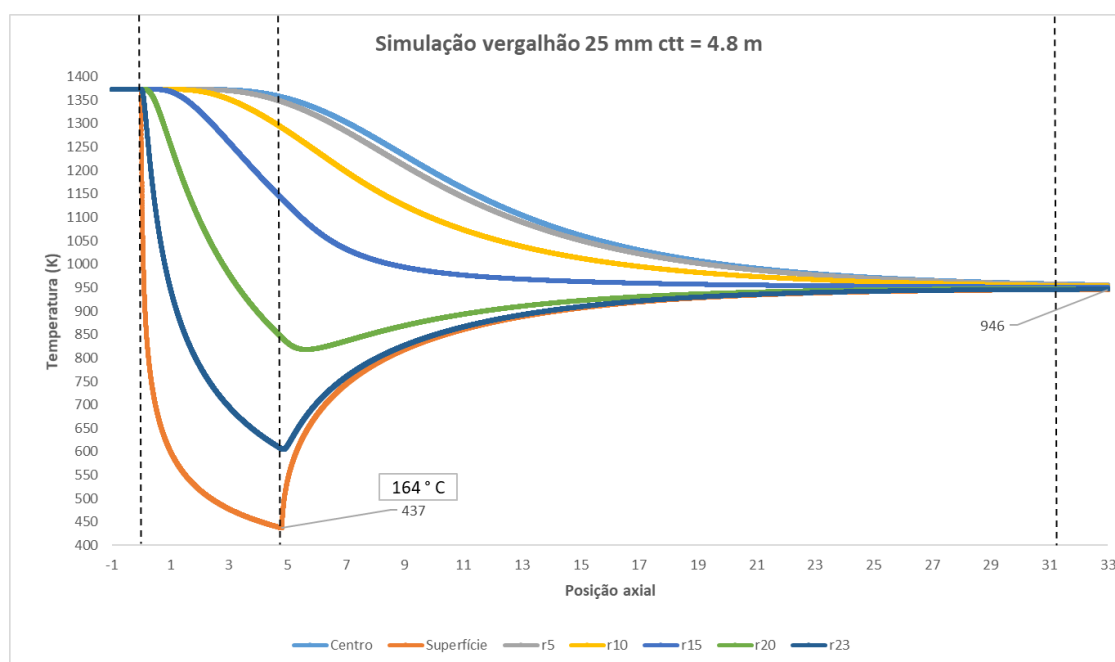
Os dados operacionais (curva de bombas, vazão, pressão, comprimento de troca térmica, velocidade de laminação), disponibilizados por Alves Filho (2004) e constantes no Anexo B, permitem a realização de um estudo da possibilidade de se adequar os parâmetros durante a operação para que as bitolas sejam produzidas no mesmo dispositivo do equipamento, sem a necessidade da realização das tarefas convencionais do setup. Para isso, escolheu-se a bitola de

12,5 mm como sendo a padrão para configuração do equipamento e, a partir de tais configurações, ajustes foram feitos na vazão da água (velocidade) para se obter ao final o perfil térmico que permita que o vergalhão tenha as propriedades mecânicas desejadas. O motivo de escolher a bitola de 12,5 mm como padrão é que, de acordo com os dados do manual do Thermex, é a configuração que dispõe de apenas um canhão de água com o maior comprimento (4,9 m), o que teoricamente facilitaria a adaptação para as demais bitolas.

É importante ressaltar que foi considerado um bocal com um diâmetro constante de aproximadamente 60 mm, o que fica bem próximo dos diâmetros calculados com os dados de vazão e velocidade da água.

Para a análise foram consideradas as bitolas de 10 mm e 25 mm, que são a menor e a maior bitola com dados operacionais disponíveis. Simulou-se a capacidade do equipamento fazer o vergalhão de 25 mm chegar ao leito com a temperatura de equalização dentro da faixa determinada (560 °C a 610°C), porém com o comprimento de troca térmica igual ao do vergalhão de 12,5 mm, ou seja, de 4,8 m. O comprimento de troca térmica (ctt) para a bitola de 25 mm era originalmente de 8,8 m. Paralelamente foram feitos ajustes na velocidade da água (aumentando a vazão para que a velocidade aumente) no intuito de aumentar a troca de calor, pois a redução do comprimento de troca térmica reduz o tempo em que o vergalhão fica em contato com a água, reduzindo assim a troca de calor. O resultado obtido é o perfil da Figura 67.

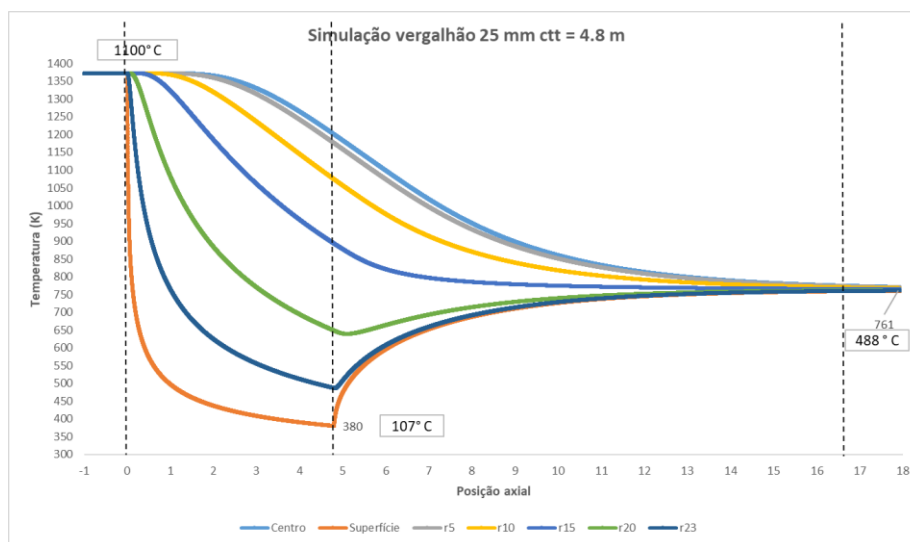
Figura 67 - Perfil bitola 25 mm e comprimento de troca térmica 4,8 m



Fonte: Autor (2018)

Notavelmente, o gradiente de temperatura se torna muito maior durante a passagem pelo equipamento, devido ao fato de se ter um menor comprimento de troca térmica e um coeficiente convectivo bastante elevado. Além disso, a temperatura de equalização no leito fica maior que o caso normal, aproximadamente 673 °C. Assim, com a maior velocidade da água (de acordo com a curva pressão de trabalho x velocidade da água, ver Anexo B) e com o comprimento de troca térmica reduzido, não se consegue atingir os níveis de temperatura adequados. Outra opção é reduzir a velocidade de laminação, para assim aumentar a velocidade relativa da água e aumentar a capacidade de resfriamento. Uma análise foi feita configurando os parâmetros para velocidade máxima da água e reduzindo a velocidade de laminação de 5 m/s para 2,5 m/s, e o comprimento de troca térmica de 4,8 m mantido. Lembrando que aqui não está se levando em consideração as limitações operacionais da linha em termos da velocidade de laminação, pois a mesma teve uma redução de 50% de seu valor. A intenção é apenas a análise do perfil térmico obtido em função da alteração da velocidade relativa da água em relação ao vergalhão. O resultado do perfil formado é dado na Figura 68.

Figura 68 - Perfil bitola 25 mm e velocidade de laminação e ctt alterados



Fonte: Autor (2018)

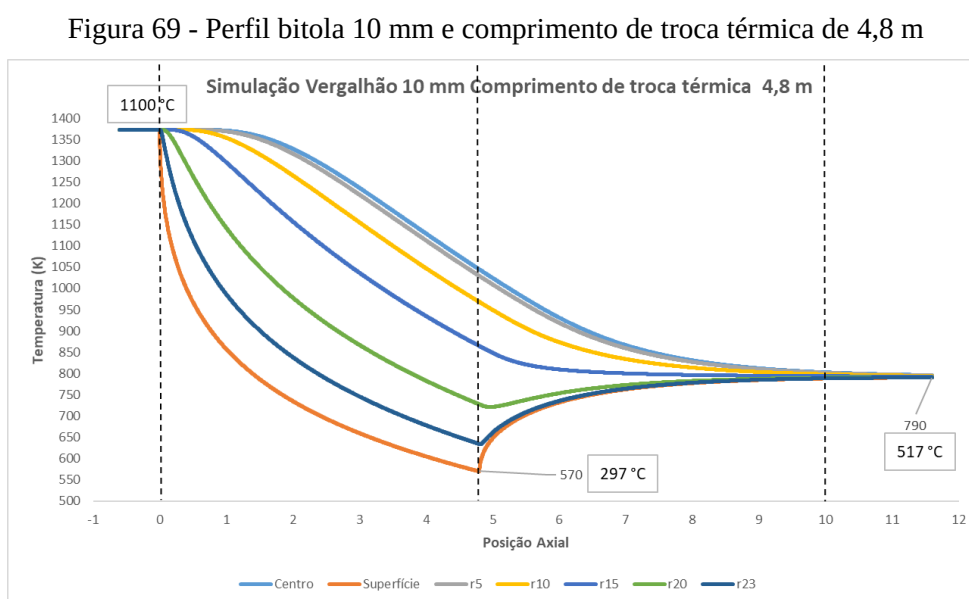
Apesar de se conseguir patamares bem menores para a temperatura de equalização, o que prova que a alteração da velocidade relativa é eficaz para esse fim, a curva do perfil para a superfície do vergalhão sob tratamento mostra um gradiente de temperatura muito alto.

Um fato importante a ser observado é que mesmo se os níveis desejados de temperatura de equalização fossem alcançados, a forma como se apresenta o perfil térmico para a adaptação na produção da bitola de 25 mm possui um inconveniente. A queda demasiadamente brusca de

temperatura (elevado gradiente) pode trazer a formação de trincas e deformações na peça, uma vez que a formação de martensita pela têmpera envolve alteração de volume e geração de tensões internas no vergalhão. Tal fato aumenta as chances de gerar produtos não conformes, aumentando os índices de retrabalho e perda metálica.

Assim, além de não se conseguir uma temperatura de equalização recomendada dentro das faixas operacionais, o alto gradiente de temperatura ao qual o vergalhão é submetido (alto coeficiente convectivo em curto período de tempo) pode não resultar em propriedades mecânicas desejadas, já que não é a intenção formar martensita em toda a seção do vergalhão.

Ainda tendo em mente os ajustes operacionais para flexibilização da linha para as demais bitolas, foi feita uma simulação para a bitola de 10 mm com o comprimento de troca térmica de 4,8 m. O comprimento de troca térmica original para tal bitola é de 3,243 m. O resultado foi o apresentado na Figura 69.

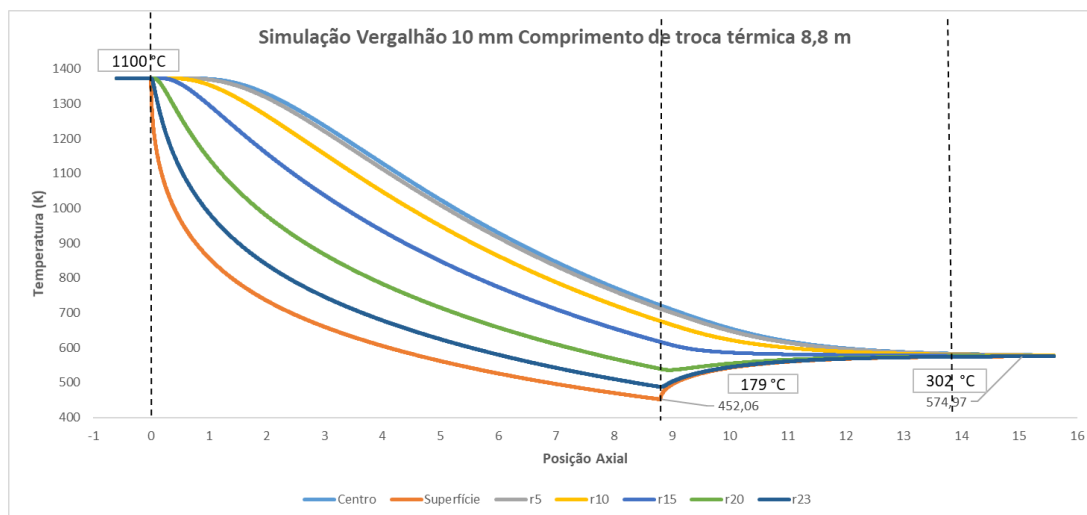


Fonte: Autor (2018)

O resultado mostra a inviabilidade da proposta para a bitola de 10 mm, pois mesmo com o ajuste de velocidade para o nível mais baixo (de acordo com a curva pressão de trabalho x velocidade da água, ver Anexo B), a temperatura de equalização alcançada, 517 °C, ficou fora das recomendações.

Uma outra alternativa foi a análise da possibilidade de se trabalhar com o comprimento de troca térmica do vergalhão de bitola de 25 mm, ou seja 8,8 mm, para o vergalhão da bitola de 10 mm. Os ajustes foram feitos na velocidade da água, para que compensasse o maior comprimento de troca térmica, adotando-se assim valores mais baixos. O resultado consta na Figura 70.

Figura 70 - Perfil bitola 10mm e comprimento de troca térmica de 8,8 m



Fonte: Autor (2018)

Pelo gráfico acima, conclui-se que essa alternativa não é viável, já que a temperatura de equalização do vergalhão, 302°C, está muito fora da faixa recomendada pelo manual técnico.

De um modo geral, pode se concluir que a tentativa de otimizar a produção ao buscar uma maior flexibilização da linha de produção para atender uma faixa ampla de bitolas não é viável por algumas razões:

- O gradiente de temperatura obtido é muito grande, resultando em possíveis falhas no vergalhão por trincas e distorções, além de possivelmente não atender ao diagrama de Transformação - Temperatura – Tempo para a adequada formação da camada martensítica;
- As temperaturas de equalização dos vergalhões alcançadas ficam fora da faixa recomendada;

Há estudos feitos por Noville (2015) e por Simon (1990) a respeito da otimização da linha de produção, porém voltado para o Tempcore, onde são englobadas variáveis adicionais, como, por exemplo, número e diâmetro de bocais ativos no equipamento. Tais estudos confirmam a complexidade que há em se fazer uma otimização devido ao número de parâmetros envolvidos no processo, além das peculiaridades exigidas por cada produto que se deseja obter. Do ponto de vista operacional, a situação é ainda mais complicada, pois há de se considerar desgaste e ajustes reais dos equipamentos.

Dessa forma, flexibilizar a linha de produção, de modo a se evitar a realização do setup convencional, pelas vias propostas nessa seção, não apresentou viabilidade. Lembrando que a análise foi feita com base nas informações das faixas operacionais disponíveis na literatura, não se estendendo a toda classe de equipamento do processo Thermex, muito menos para os demais tipos de processo disponíveis no mercado.

6 CONCLUSÃO E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

No presente capítulo são mostradas as principais conclusões sobre o trabalho bem como sugestões para trabalhos futuros.

6.1 Conclusões

O presente trabalho, de maneira geral, concentrou esforços no desenvolvimento de um modelo matemático que fosse capaz de representar o processo de resfriamento de vergalhões de aço com um sistema de água a alta pressão após a laminação. As seções componentes do trabalho envolveram uma descrição detalhada do sistema sob análise, com base em informações disponibilizadas tanto por outros autores como pelos fornecedores de tal tecnologia. Foi feito também uma investigação a respeito dos fenômenos termofísicos envolvidos, com foco nos presentes mecanismos de transmissão de calor e com uma abordagem não aprofundada das implicações que o processo traz a níveis metalúrgico e de propriedades requeridas para o produto final. Com o modelo desenvolvido, foi possível a avaliação da influência da variação de parâmetros de processo no resultado do perfil térmico do produto, o qual, através de suas características, possibilitou uma discussão mais elaborada a respeito de como o controle do sistema pode afetar o processo e seu produto.

Foram apresentados conceitos fundamentais necessários ao entendimento do trabalho como um todo, relativos às ligas ferro – carbono (aço) e tratamentos térmicos em geral. De modo mais específico, o sistema de resfriamento com água a alta pressão foi detalhado sob a perspectiva de seu princípio de funcionamento e partes constituintes e, junto a um levantamento do estado da arte relativo ao problema, feito na revisão bibliográfica, e uma série de considerações a respeito de parâmetros de processo, pode se iniciar de fato a construção do modelo para posterior análise de resultados.

O teste de malhas possibilitou a seleção de parâmetros adequados para o modelo tornar-se melhor representativo do fenômeno termofísico, sem a influência significativa de aspectos intrínsecos à solução numérica. De modo geral, o modelo apresentou resultados satisfatórios na realização das simulações com o conjunto de parâmetros considerado padrão, o que foi validado com as informações disponíveis na literatura, as quais se referem tanto a simulações provenientes de outros modelos teóricos como dados experimentais extraídos de linhas de produção em usinas siderúrgicas.

A validação do modelo tornou possível a realização de simulações para o estudo do comportamento do perfil térmico desenvolvido com a variação de alguns parâmetros, julgados, pela vivência industrial, como sendo potenciais influenciadores dos resultados obtidos, fazendo com que a utilização do modelo, com as devidas adaptações ao meio industrial, seja uma potencial ferramenta para melhoria e controle do processo.

Um dos estudos realizados permitiu indicar que as partículas de carepa (óxido de ferro) que eventualmente contaminam o sistema de água de resfriamento, desde que consideradas em concentrações usualmente encontradas em situações reais (até 5% em massa), tem pouca influência no perfil térmico formado devido ao tratamento. Para estes casos, a preocupação deve se voltar às possíveis consequências que a presença de tais particulados poderia trazer à integridade dos equipamentos pelos quais passam, pois do ponto de vista térmico e consequentemente para as propriedades dos produtos obtidos, não há relevância.

Já com relação à análise feita para a influência da temperatura da água de resfriamento no perfil térmico, os resultados não foram tão intuitivos quanto se imaginava. Ocorreu que o aumento da temperatura fez com que as propriedades da água se modificassem de tal forma e proporção que resultou em um aumento do coeficiente convectivo dentro do equipamento. Isso possivelmente explica a redução dos níveis de temperatura do perfil térmico do vergalhão (explicitados principalmente pelos valores da temperatura de equalização) à medida em que se aumenta a temperatura da água de resfriamento. Dois modelos para a determinação do coeficiente convectivo foram testados e ambos resultaram na mesma tendência. Ainda assim, conforme é sugerido posteriormente, tal assunto merece um estudo mais específico para comprovação dos resultados.

Um outro resultado também obtido foi com relação à influência da vazão de água na temperatura de equalização, que como foi visto, é o principal item de controle do processo de tratamento térmico do vergalhão. Apesar de ser difícil uma comparação quantitativa, devido à diferença de valores de parâmetros, qualitativamente outros autores tratando de outras marcas de tecnologia obtiveram a mesma tendência (aumento da vazão resulta em menores níveis de temperatura do vergalhão). Tal fato serve ainda mais de subsídio para validação do modelo desenvolvido, fato importante, uma vez que as escassas fontes de pesquisas sobre tal assunto e também a restrição de informações industriais são potenciais limitadores de desenvolvimento nessa área. Com um modelo capaz de representar o processo, torna-se possível melhor realizar o controle e análises de otimizações de um modo geral.

Por fim, a tentativa de se otimizar o processo, na redução do tempo de “setup”, não se mostrou viável ao se visar a produção de uma faixa de bitolas de 10 a 25 mm com o mesmo

comprimento de equipamento, alterando-se apenas vazão de água e velocidade de laminação, ou seja, a velocidade relativa da água em relação ao vergalhão. Isso porque ou o gradiente de temperatura alcançado provavelmente seria uma fonte causadora de problemas, pois por ser tão acentuado poderia causar trincas e distorções no material, ou as faixas de temperatura de equalização alcançadas mostraram-se incompatíveis com os valores recomendados. Essa análise também serviu para comprovar a grande influência da velocidade relativa da água no processo de resfriamento, embora não se discutiu à nível operacional as consequências de fazer o controle da mesma via alteração da velocidade de laminação (velocidade do vergalhão).

6.2 Sugestões para trabalhos futuros

A seguir, tem-se algumas sugestões de trabalhos futuros que servem tanto de aprofundamento de certos assuntos tratados ao longo do trabalho, como continuação do que já foi feito e analisado:

- Modelar o sistema por meio de um software CFD e realizar comparações com o já desenvolvido;
- Modelar o sistema com base em outros modelos para determinação do coeficiente convectivo (h) dentro do equipamento;
- Realizar estudos experimentais em uma linha de produção, associado com o modelo desenvolvido (influência de outras variáveis como água contaminada por outros elementos; perda de água por evaporação; temperatura de laminação, entre outros);
- Estender e aprofundar os estudos com relação a assuntos operacionais e ligados à Ciência e Engenharia dos Materiais.

REFERÊNCIAS

- ALLEN, M. **An investigation of the suitability of using AISI 1117 carbon steel in a quench and self-tempering process to satisfy ASTM A 706 standard of rebar**. 2011. Dissertação (Mestrado em Ciências Aplicadas) – Departamento de Ciência e Engenharia dos Materiais da Universidade de Toronto, Toronto – Canadá.
- ALVES FILHO, C. H. M. **Análise da influência da taxa de resfriamento no gradiente microestrutural de barras laminadas a quente tratadas termicamente**. 2004. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia – Programa de Pós-Graduação – Pontifícia Universidade Católica do Paraná – Curitiba.
- ASKELAND, D. R. **Ciencia e Ingeniería de los Materiales**. México: International Thompson Editores, 3ª edição, 1998.
- CADONI, E.; DOTTA, M.; FORNI, D.; TESIO, N.; ALBERTINI, C. Mechanical behaviour of quenched and self-tempered reinforcing steel in tension under high strain rate. **Materials and Design**, v. 49, p. 657-666, 2013.
- CALLISTER JR, W. D. **Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução**. Rio de Janeiro: LTC, 7ª edição, 2008.
- CAPRILI, S.; SALVATORE, W.; VALENTINI, R.; ASCANIO, C.; LUVARÀ, G. A new generation of high-ductile Dual-Phase steel reinforcing bars. **Construction and building Materials**, v.179, p. 66-79, 2018.
- CENGEL, Y. A.; GHAJAR, A. J.; **Transferência de calor e massa: uma abordagem prática**. 4ª edição. Porto Alegre: AMGH; 2012.
- CETINEL, H.; OZYIGIT, H. A.; OZSOYELLER, L. Artificial neural networks modeling of mechanical property and microstructure evolution in the Tempcore process. **Computers and Structures**, v. 80, issues 3-4, p. 213 – 218, 2002.
- CETINEL, H.; TOPARLI, M.; OZSOYELLER, L. A finite element based prediction of the microstructural evolution of steel subjected to the Tempcore process. **Mechanics of Materials**, v. 32, issue 6, p. 339 – 347, 1999.
- CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos**. São Paulo: ABM, 7ª edição, 2002.

_____. **Tecnologia Mecânica: Processos de Fabricação e Tratamento**. São Paulo: AMGH, 2ª edição, 1986.

CRUZ, W. S. **Estudo das fraturas dos cilindros de laminação**. 2009. Monografia de conclusão de curso (Graduação em Engenharia de Materiais) – Faculdade de Engenharia de Materiais – Universidade Federal do Pará – Marabá.

CUNHA, A. F. **Caracterização, beneficiamento e reciclagem de carepas geradas em processos siderúrgicos**. 2006. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais – Universidade Federal de Ouro Preto – Ouro Preto.

CUNHA, A. F.; MOL, M. P. G.; MARTINS, M. E.; ASSIS, P. S. Caracterização, beneficiamento e reciclagem de carepas geradas em processos siderúrgicos. **Metalurgia e Materiais**, v. 59, n. 1, p. 111 – 116, 2006.

DIMATTEO, A.; VANNUCCI, M.; COLLA, V. A finite element method for the prediction of thermal, metallurgical and mechanical behavior of rebars in the Tempcore process. **Steel Research International**, v. 87, n. 3, p. 276 – 287, 2016.

DIRKER, J.; MEYER, J. P. Convective heat transfer coeficientes in concentric annuli. **Heat Transfer Engineering**, v. 26, n. 2, p. 38 – 44, 2005.

FERNANDES, F. M. B.; DENIS, S.; SIMON, A. Mathematical model coupling phase transformation and temperature evolution during quenching of steels. **Material Science and Technology**, v. 1, p. 838 – 844, 1985.

FURMANSKI, L. M. **Estudo da utilização de carepa de laminação de aço em processo de obtenção de sulfato ferroso**. 2016. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais – Universidade do Extremo Sul Catarinense – Criciúma.

HORTIGÓN, B.; GALLARDO, J. M.; GARCÍA, E. J. N.; LÓPEZ, J. A. Elasto-plastic hardening models adjustment to ferritic, austenitic and austenoferritic rebar. **Revista de Metalurgia**, v. 53, n. 2, p. 1-8, 2017.

KABIR, I. R.; ISLAM, M. A. Hardened case properties and tensile behaviours of TMT steel bars. **American Journal of Mechanical Engineering**, v. 2, n. 1, p. 8 – 14, 2014.

KABIR, M. S.; ISLAM, M.; BEPARI, M. A. Impact toughness of concrete reinforcement bars produced by the Thermex process and ordinary rolling process. **International Journal of Innovative Technology and Exploring Engineering**, v. 4, issue 2, p. 53 – 59, 2014.

KARGUL, T. Investigations of temperatures of phases transformation of low-alloyed reinforcing steel within the heat treatment temperature range, **Archives of Metallurgy and Materials**, v. 62, n. 2, p. 891-897, 2017.

KHALIFA, H.; MEGAHED, G. M.; HAMOUDA, R. M.; TAHA, M. A. Experimental investigation and simulation of structure and tensile properties of Tempcore treated rebar. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 230, p. 244 – 253, 2015.

KUMAR, D. R.; ANAND, S.; RAJU, S. Optimization of TMT Process by Taguchi Methodology. **Journal of Material Science and Mechanical Engineering**, v. 2, n. 12, p. 44-47, 2015.

MACIEL, P. H. C. **Efeitos de tratamentos térmicos de têmpera e revenimento em um aço baixo carbono visando a fabricação de vergalhões grau CA50 de 10 mm**. 2016. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – Departamento de Metalurgia e Materiais – Universidade Federal de Ouro Preto – Ouro Preto.

MADIAS, J.; WRIGHT, M.; WOLKOWICZ, P. Reinforcing Bar: Hardening Mechanisms and Performance in Use. In: AISTech 2016. **Proceeding**. 2287-2296, Pensilvânia, Estados Unidos da América.

MALISKA, C. R. **Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional**. Rio de Janeiro: LTC, 2004.

MANSUTTI, E.; LUVARÀ, G.; FABBRO, C.; REDOLFI, N. Microstructural characterization and production of high yield strength rebar. **La Metallurgia Italiana**, n. 4, p. 29 – 35, 2015.

MODI, A.; HINDOLIA, D. A.; SHARMA, R. Sequential Improvement of Quenching-Self-Tempering-Thermal-Treatment Rolling Process for a Modern Manufacturing System -A Case Study. **International Journal of Innovations in Engineering and Technology**, v. 4, issue 4, p. 100-111, 2014.

MOTTA, F. C. **Caracterização da condutividade térmica, viscosidade dinâmica e ângulo de contato de nanofluidos baseados em partículas de alumina-gama em água**. 2012.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo – São Carlos.

MOUSTAFA, T.; KHALIFA, W.; EL-KOUSSY, M. R.; EL-REHEEM, N. A. Optimizing the Welding Parameters of Reinforcing Steel Bars. **Arabian Journal for Science and Engineering**, v. 41, n. 5, p. 1699-1711, 2016.

MUKHERJEE, M.; DUTTA, C.; HALDAR, A. Prediction of hardness of the tempered martensitic rim of TMT rebars. **Materials Science and Engineering A**, v. 543, p. 35-43, 2012.

MUKHOPADHYAY, A.; GALASSO, L. M. New technology for production of high quality long products: implementation experience. **Tecnologia em Metalurgia, Materiais e Mineração**, v. 8, n. 4, p. 230 – 236, 2011.

NIKOLAOU, J.; PAPADIMITRIOU, G. D. Microstructure and mechanical properties after heating of reinforcing 500 Mpa class weldable steels produced by various processes (Tempcore, microalloyed with vanadium and work-hardened). **Construction and building materials**, v. 18, issue 4, p. 243 – 254, 2004 (2004a).

_____. Impact toughness of reinforcing steels produced by (i) the Tempcore process and (ii) microalloying with vanadium. **International Journal of Impact Engineering**, v. 31, issue 8, p. 1605 – 1068, 2004 (2004b).

NIÑO, O.; MARTÍNEZ, D.; LIZCANO, C.; GUERRERO-MATA, M.; COLÁS, R. Study of the Tempcore process for the production of high resistance reinforcing rods. **Material Science Forum - Materials Science, Testing and Informatics III**, v. 537 – 538, p. 533 – 540, 2007.

NOVILLE, J. F.; CENTRE FOR RESEARCH IN METALLURGY, LIÈGE, BELGIUM. **Tempcore, the most conveniente process to produce low cost high strength rebars from 8 to 75 mm**. [Apresentado na METEC & 2th ESTAD (European Steel Technology and Application Days), em Dusseldorf, Alemanha, 2015].

PAK, B. C.; CHO, Y. I. Hydrodynamic and heat transfer study of dispersed fluids with submicron metallic oxide particles. **Experimental Heat Transfer**, v. 11, p. 151 – 170, 1998.

PANIGRAHI, B. K.; JAIN, S. K. Impact toughness of high strength low alloy TMT reinforcement ribbed bar. **Bulletin of Material Science**, v. 25, n. 4, p. 319 – 324, 2002.

PAUL, S. K.; RANA, P. K.; DAS, D.; CHANDRA, S.; KUNDU, S. High and low cycle fatigue performance comparison between micro-alloyed and TMT rebar. **Construction and Building Materials**, v. 54, p. 170-179, 2014.

PERRY, R. H.; GREEN. **Perry's Chemical, Engineers Handbook**. Kansas: AMGH, 7^a edição, 1997.

RAMADAN, A.; SHASH, A. Y.; EL-MAHALLAWI, I. S.; SENK, D.; MATTAR, T. Effect of Tempcore Processing on Mitigating Problems of Tramp Elements in Low C Steel Produced From Recycled Material. **Journal of Iron and Steel Research**, v. 22, n. 7, p. 582-589, 2015.

REHM, G.; RUSSWURM, D. Assessment of concrete reinforcing bars made by the Tempcore Process. **Betonwerk Fertigteil-Technik**, n. 6, p. 300 – 307, 1977.

ROCHA, M.; BRUHWILER, E.; NUSSBAUMER, A. Geometrical and Material Characterization of Quenched and Self-Tempered Steel Reinforcement Bars. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 28, issue 6, p. 1-12, 2016.

SANTOS, J.; HENRIQUES, A. A. Strength and ductility of damaged Tempcore rebars. **Procedia Engineering**, v. 114, p. 800 – 807, 2015.

SELZER, J. Quenched and tempered bar. **Iron & Steel Technology**, paper apresentado na “The Iron and Steel Technology Conference and Exposition, em Atlanta, EUA, 2012.

SHIM, J. H.; HWANG, B.; LEE, M. G; LEE, J. “Invited Paper” Computer-aided alloy designs of grade 600 MPa reinforced steel bars for seismic safety based on thermodynamic and kinetic calculations:Overview. **Calphad**, v. 62, p. 67-74, 2018.

SIMON, P. Optimization of Tempcore installations. **Metallurgical Plant and Technology**, issue 2, p. 61 – 69, 1990.

SIMON, P.; ECONOMOPOULOS, M.; NILLES, P. Tempcore, an economical process for the production of high quality rebars. **Metallurgical Plant and Technology**, issue 3, p. 80 – 93, 1984 (1984a).

_____. Tempcore: a new process for the production of high quality reinforcing bars. **Iron and Steel Engineering**, p. 53 – 57, 1984 (1984b).

SOUZA, J. P. V. G. Avaliação paramétrica do processo de solidificação de nanofluidos em geometria esférica. 2016. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica – Universidade Federal de Pernambuco – Recife.

SUKHAREV, N. S.; KUZ'MENKO, A. G.; CHERNENKO, V. T.; KLESHCHENKO, D. A. Thermomechanical Strengthening of Thermtime Rebar. **Steel in Translation**, v. 46, n. 4, p. 282-284, 2016.

TAMM, H. Manual Técnico Thermex – HSE, heinnigsdorfer Stahl Engineering, 28p, 2003.

TAKEDA, M.; ONISHI, T.; NAKAKUBO, S.; FUJIMOTO, S. Physical properties of iron-oxide scales on Si-containing steels at high temperature. **Materials Transactions**, v. 50, n. 9, p. 2242 – 2246, 2009.

TEJA, A. S.; KOH, P. Synthesis, properties, and applications of magnetic iron oxide nanoparticles. **Progress in Crystal Growth and Characterization of Materials**, v. 55, n. 1 – 2, p. 22 – 45, 2009.

WOODARD, P. R.; CHANDRASEKAR, S.; YANG, H. T. Y. Analysis of temperature and microstructure in the quenching of steel cylinders. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 30b, p. 815 – 822, 1999.

ZHOU, S.; NI, R. Measurement of the specific heat capacity of water-based Al_2O_3 nanofluid. **Applied Physics Letters**, v. 92, p. 093123-0 – 0,93123 – 3, 2008.

SITES:

<https://sites.google.com/a/catim.pt/metalopedia/tratamentos-termicos>. Acesso em: abril de 2018

https://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/6443-principios-tratamento-de-tempera-e-suas-variacaoes-tempera-austempera-martempera#.XGIoLVxKhPY. Acesso em: novembro de 2018

<http://thermex-rebars.in/>. Acesso em: março de 2018

<https://www.russula.com/pt/solutions/rolling-mill-equipment.html>. Acesso em: abril de 2018

ANEXO A – MODELO CONVECTIVO DENTRO DO EQUIPAMENTO

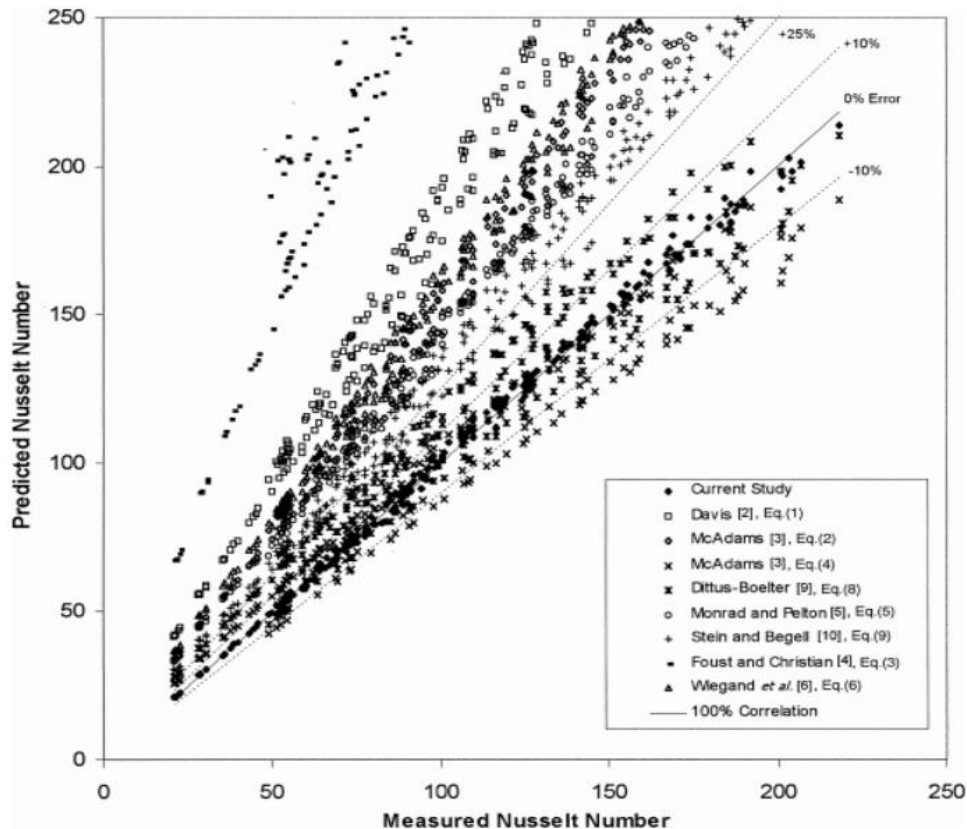
Figura 71 - Número de Nusselt para região anular

Author(s)	Correlation		Diameter Ratio Range	Reynolds Number Range	Medium
Davis [2]	$*Nu_{D_h} = 0.038a^{0.15}(a-1)^{0.2}Re_{D_h}^{0.8}Pr^{\frac{1}{3}}(\frac{\mu}{\mu_w})^{0.14}$	(1)	1.18–6800	Not specified	All mediums
McAdams [3]	$Nu_{D_h} = 0.03105a^{0.15}(a-1)^{0.2}Re_{D_h}^{0.8}Pr^{\frac{1}{3}}(\frac{\mu}{\mu_w})^{0.14}$	(2)	1.18–6800	Not specified	All mediums
Foust and Christian [4]	$*Nu_{D_h} = \frac{0.04a}{(a+1)^{0.2}}Re_{D_h}^{0.8}Pr^{0.4}$	(3)	1.2–1.84	3000–60000	Water
McAdams [3]	$Nu_{D_h} = 0.023Re_{D_h}^{0.8}Pr^{\frac{1}{3}}(\frac{\mu}{\mu_w})^{0.14}$	(4)	Not specified	Not specified	Not specified
Monrad and Pelton [5]	$Nu_{D_h} = 0.023[\frac{2\ln a - a^2 + 1}{a - \frac{1}{a} - 2a\ln a}]Re_{D_h}^{0.8}Pr^n$	(5)	1.65, 2.45, 17	12000–220000	Water Air
Wiegand et al. [6]	$Nu_{D_h} = 0.023a^{0.45}Re_{D_h}^{0.8}Pr^n(\frac{\mu}{\mu_w})^{0.14}$	(6)	1–10	Not specified	Fluids: $\mu_{material} \leq 2\mu_{water}$
Kays and Leung [7]	Results listed in tables for various conditions.		1–4	10^4 – 10^6	Not specified
Petukhov and Roizen [8]	$*Nu_{D_h} = \frac{0.06759a^{0.16}}{(a+1)^{0.2}}\zeta Re_{D_h}^{0.8}$ with $\zeta = 1 + 7.5(\frac{a-5}{(a+1)Re_{D_h}})^{0.6}$ for $a \geq 5$ $\zeta = 1$ for $a \leq 5$	(7)	1–14.3	10^4 – $3 \cong 10^5$	Air
Dittus and Boelter [9]	$Nu_{D_h} = 0.023Re_{D_h}^{0.8}Pr^n$	(8)	Not specified	Not specified	Not specified
Stein and Begell [10]	$Nu_{D_h,f} = 0.0200a^{0.5}Re_{D_h,f}^{0.8}Pr_f^{\frac{1}{3}}$	(9)	1.232, 1.463, 1.694	30000–390000	Water
Crookston et al. [11]	$Nu_{D_h} = 0.023a^{\frac{1}{4}}Re_{D_h}^{\frac{3}{4}}Pr^{\frac{1}{3}}$	(10)	10, 16, 31	17000–100000	Air

*Original equations were rewritten as to have the Reynolds and Nusselt numbers based on the annular hydraulic diameter: $D_h = D_2 - D_1$, with $Nu_{D_h} = hD_h/k$ and h defined by the Newton law of cooling: $\dot{q}'' = h(T_w - T_m)$.

Fonte: Dirker e Meyer (2005)

Figura 72 - Comparação das previsões teóricas com os dados experimntais



Fonte: Dirker e Meyer (2005)

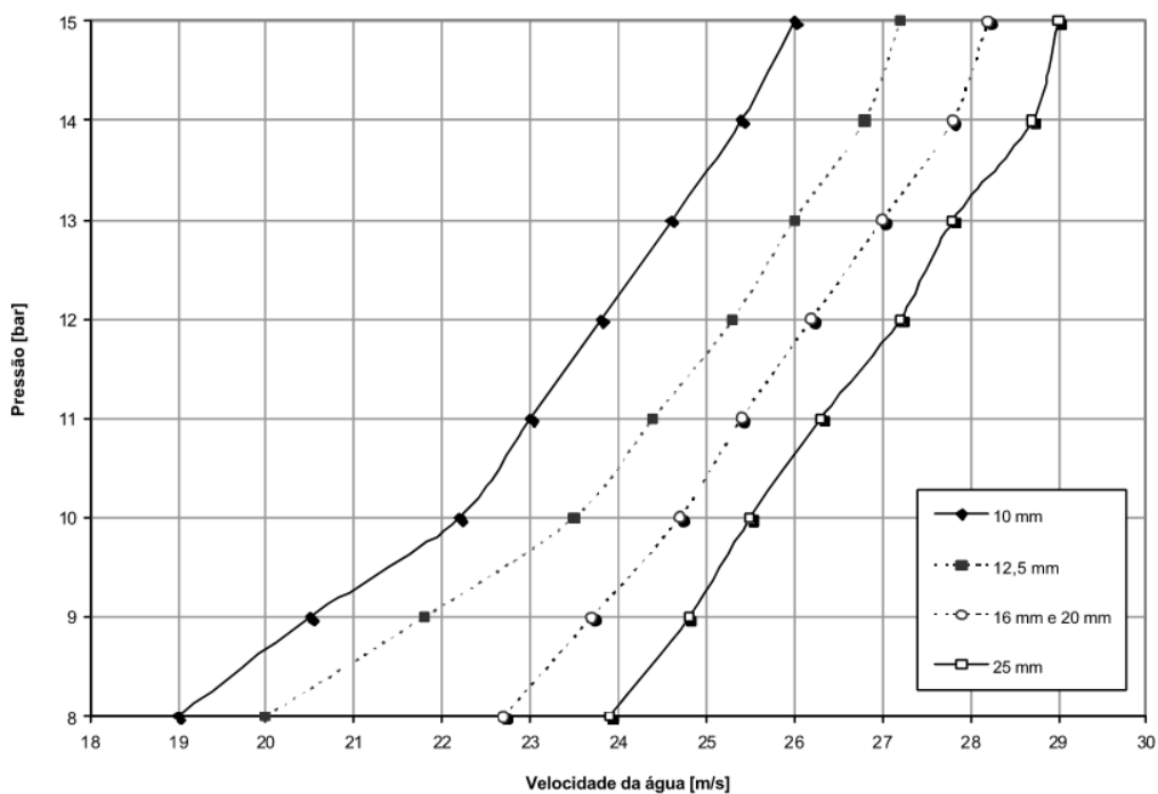
ANEXO B – PARÂMETROS OPERACIONAIS DO THERMEX

Figura 73 - Parâmetros e especificações para operação do Thermex

Bitola [mm]	CANHÕES			Nº de Veios	Pressão Água [bar]	Veloc. Lam. [m/s]	Temp. Barra (°C)		Grupo de Bombas por Bitola	Vazão [m³/h]
	Bucha	Quantidade p/Veio e Tipo	Comprimento de troca térmica [mm]				Trem	Leito		
8	RE 30S	1 x 2,30 m 1º CANHÃO	2202	3	15	8,0	1150 à 1250	560 à 610	(5 e 1+4) ou (6 e 1+4) ou (6 e 5)	308
10	RE 30S	1 x 3,34 m 1º CANHÃO	3243	2	10	8,1			(5) ou (6)	194
12,5	RE 30S	1 x 4,90 m 1º CANHÃO	4800	2	7,6	7,5			(5) ou (6)	194
16	RE 40S	1 x 4,90 m 1 x 3,34 m 1º CANHÃO 2º CANHÃO	8074	1	7,6	8,0			(5) ou (6)	206
20	RE 40S	1 x 4,90 m 1 x 3,34 m 1º CANHÃO 2º CANHÃO	8075	1	8,4	6,5			(5) ou (6)	300
25	RE 50S	1 x 4,90 m 1 x 4,12 m 1º CANHÃO 2º CANHÃO	8800	1	14,5	5,0			(5 e 1+4) ou (6 e 1+4) ou (6 e 5)	300

Fonte: Alves Filho (2004)

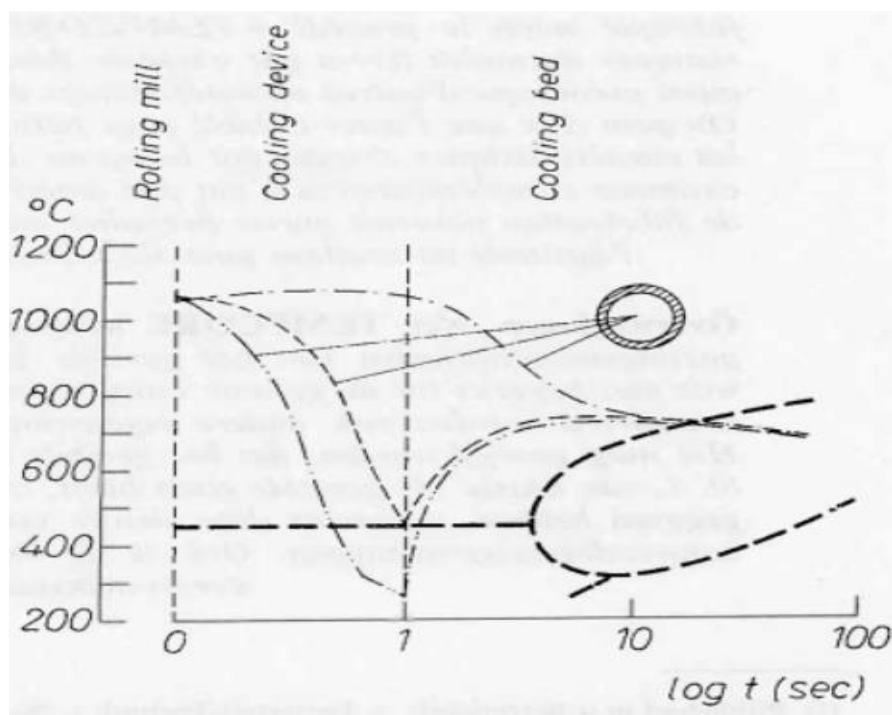
Figura 74 - Velocidade da água e pressão de trabalho para o sistema Thermex



Fonte: Manual Técnico HSE Thermex Tamm (2003), disponível em Alves Filho (2004)

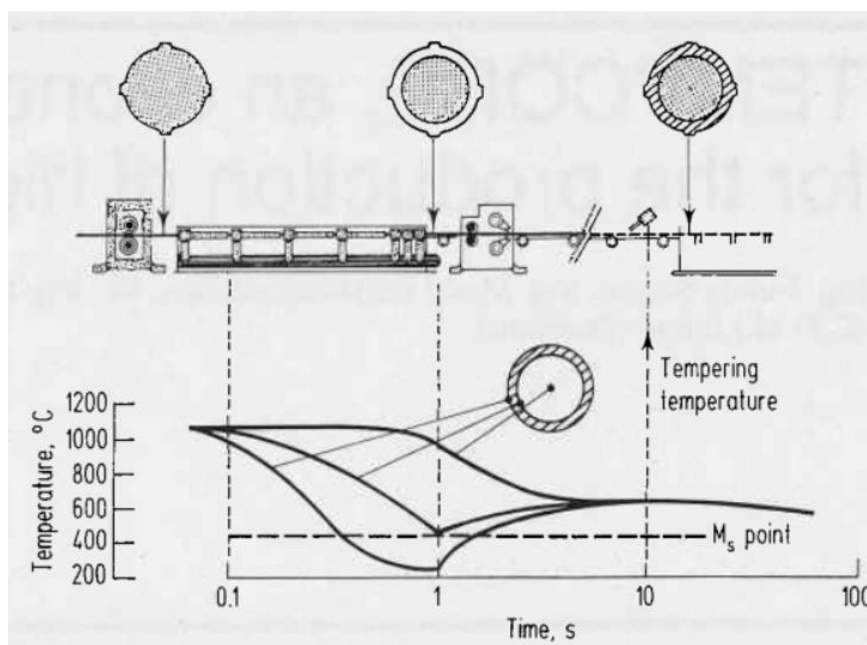
ANEXO C – PERFIS TÉRMICOS DISPONÍVEIS NA LITERATURA

Figura 75 - Perfil térmico - Rehm e Russwurm (1977)



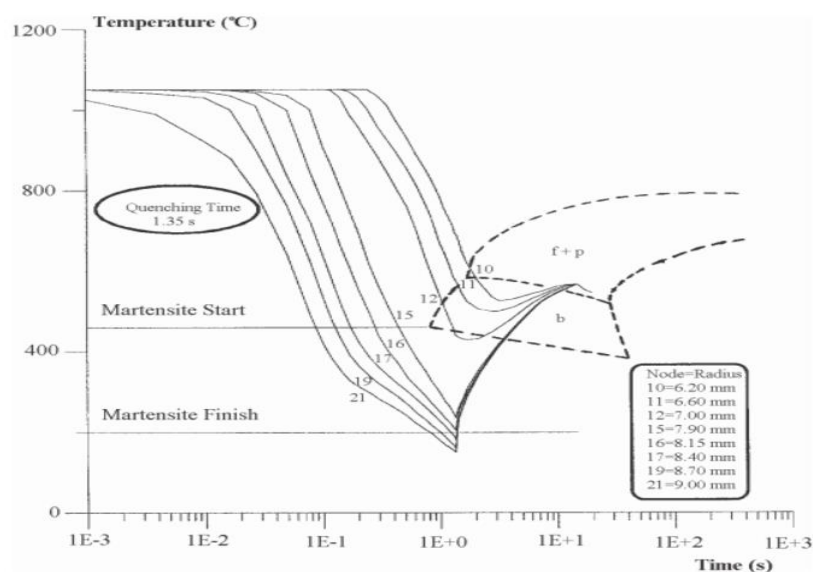
Fonte: Rehm e Russwurm (1977)

Figura 76 - Perfil térmico - Simon, Economopoulos e Niles (1984a)



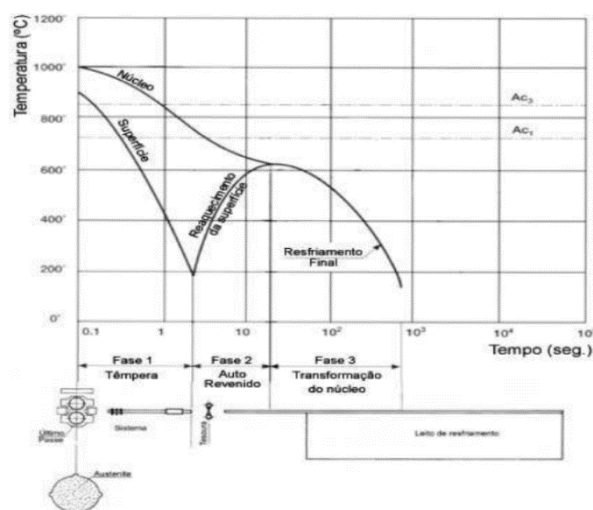
Fonte: Simon, Economopoulos e Niles (1984a)

Figura 77 - Perfil térmico - Cetinel, Toparli e Ozsoyeller (1999)



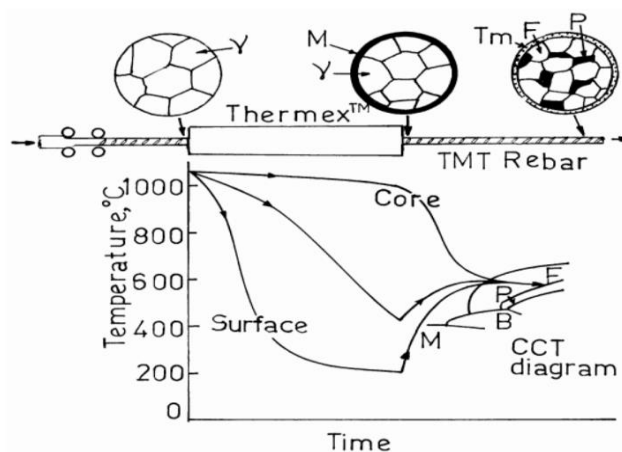
Fonte: Cetinel, Toparli e Ozsoyeller (1999)

Figura 78 - Perfil térmico – SCI GERDAU



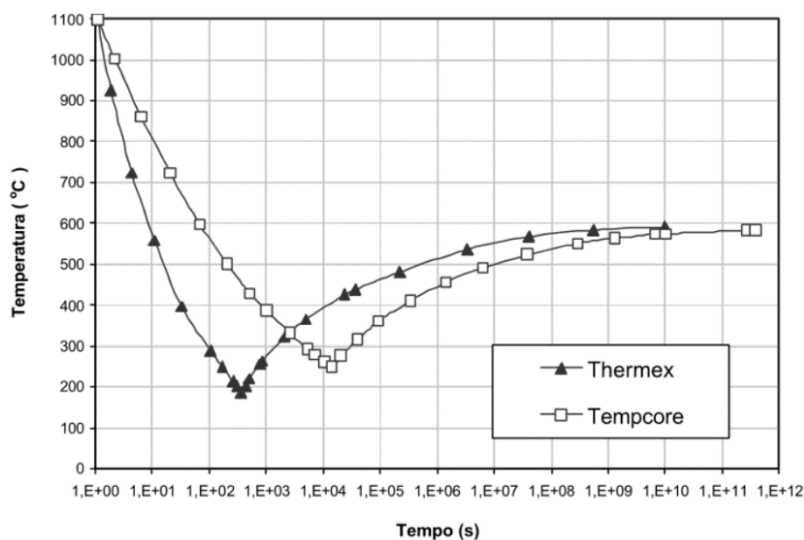
Fonte: Módulo de Capacitação Indústria Gerdau, disponível em Cruz (2009)

Figura 79 - Perfil térmico - Panigrahi e Jain (2002)



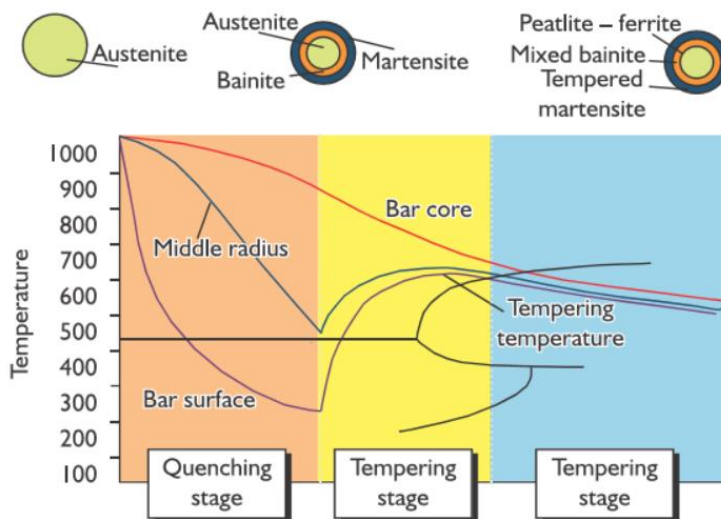
Fonte: Panigrahi e Jain (2002)

Figura 80 - Perfil térmico - Tamm (2003)



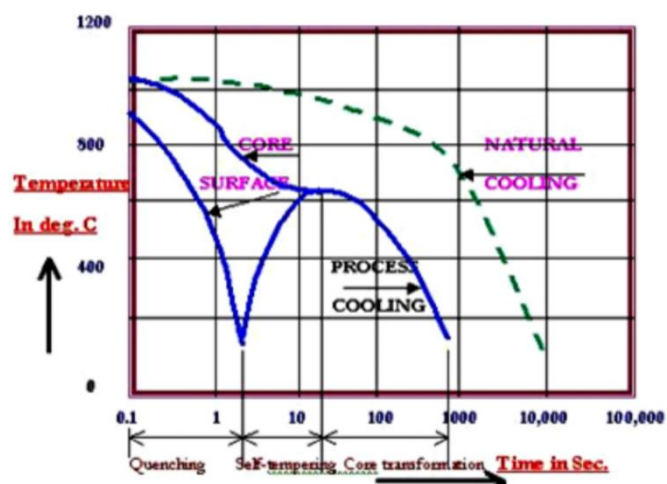
Fonte: Tamm (2003), disponível em Alves Filho (2004)

Figura 81 - Perfil térmico - Mukhopadhyay e Galasso (2011)



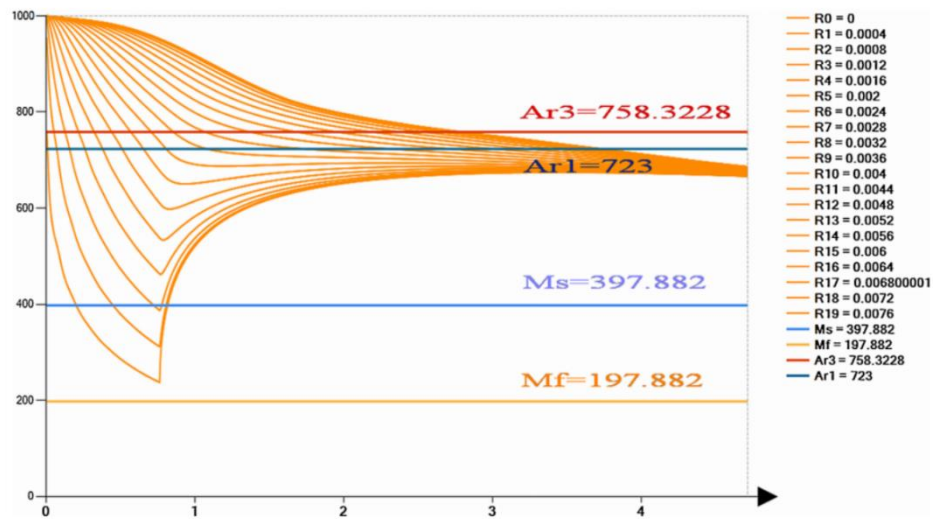
Fonte: Mukhopadhyay e Galasso (2011)

Figura 82 - Perfil térmico - Kabir e Islam (2014)



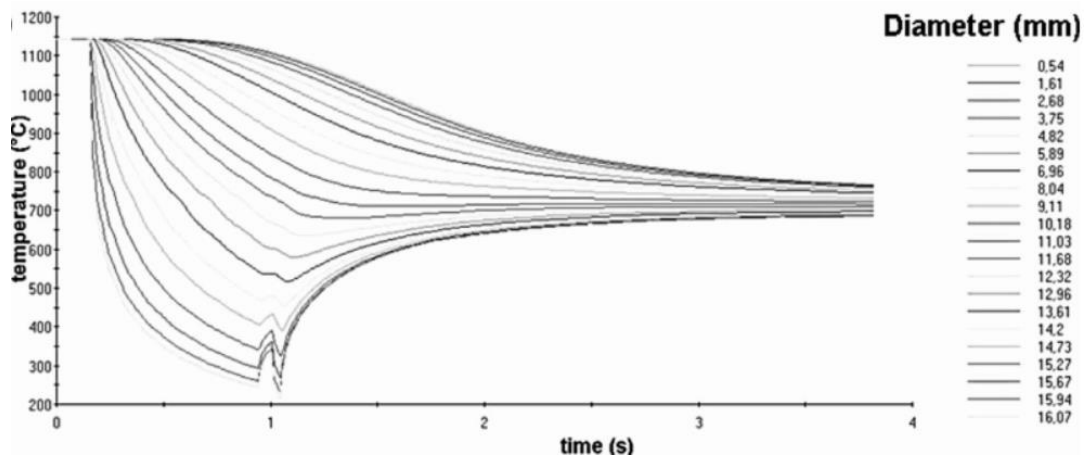
Fonte: Kabir e Islam (2014)

Figura 83 - Perfil térmico - Khalifa et al. (2015)



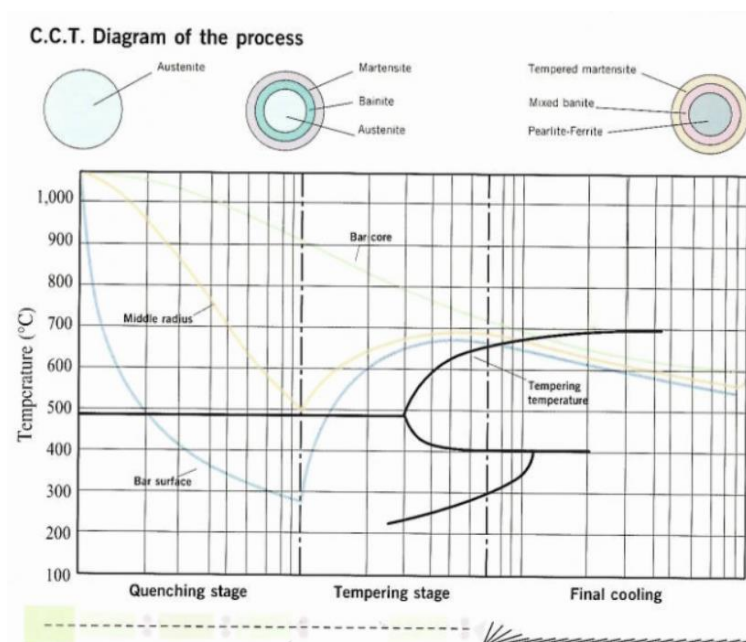
Fonte: Khalifa et al. (2015)

Figura 84 - Perfil térmico - Dimatteo, Vannucci e Colla (2016)



Fonte: Dimatteo, Vannucci e Colla (2016)

Figura 85 - Perfil térmico - Manual Danieli



Fonte: Manual Danieli