



Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Centro de Tecnologia e Ciências

Faculdade de Engenharia

Eustáquio Vieira Junior

**ANÁLISE NUMÉRICA COMPARATIVA DO DESEMPENHO
TERMOMECÂNICO DO SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO
BASEADO EM STAVE COOLERS DOS ALTOS-FORNOS DA
TERNIUM BRASIL**

Rio de Janeiro

2021

Eustáquio Vieira Junior

**ANÁLISE NUMÉRICA COMPARATIVA DO DESEMPENHO
TERMOMECÂNICO DO SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO BASEADO
EM STAVE COOLERS DOS ALTOS-FORNOS DA TERNIUM BRASIL**



Dissertação apresentada, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Ciências, ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Fenômenos de Transporte.

Orientador: Prof. Norberto Mangiavacchi, Ph.D

Coorientador: Prof. José da Rocha Miranda Pontes, D.Sc

Rio de Janeiro

2021

CATALOGAÇÃO NA FONTE
UERJ / REDE SIRIUS / BIBLIOTECA CTC/B

V658 Vieira Junior, Eustáquio.
Análise numérica comparativa do desempenho
termomecânico do sistema de refrigeração baseado em stove
coolers dos altos-fornos da Ternium Brasil / Eustáquio Vieira
Junior. – 2021.
212f.

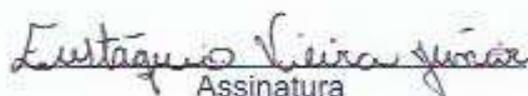
Orientador: Norberto Mangiavacchi.
Coorientador: José da Rocha Miranda Pontes.
Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de
Janeiro, Faculdade de Engenharia.

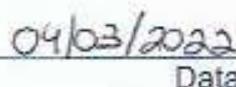
1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Altos-fornos - Teses. 3.
Refrigeração - Teses. 4. Manutenção - Teses. 5. Termodinâmica
- Teses. I. Mangiavacchi, Norberto. II. Pontes, José da Rocha
Miranda. III. Universidade do Estado do Rio de Janeiro,
Faculdade de Engenharia. IV. Título.

CDU 621.415

Bibliotecária: Júlia Vieira – CRB7/6022

Autorizo, apenas para fins acadêmicos e científicos, a reprodução total ou
parcial desta tese, desde que citada a fonte.


Assinatura


Data

Eustáquio Vieira Junior

**ANÁLISE NUMÉRICA COMPARATIVA DO DESEMPENHO
TERMOMECÂNICO DO SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO BASEADO
EM *STAVE COOLERS* DOS ALTOS-FORNOS DA TERNIUM BRASIL**

Dissertação apresentada, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Ciências, ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Fenômenos de Transporte.

Aprovada em 04 de Novembro de 2021.

Banca Examinadora:



Prof. Norberto Mangiavacchi, Ph.D (Orientador)
Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ) - PPG-EM



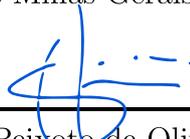
Prof. José da Rocha Miranda Pontes, D.Sc (Coorientador)
Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ) - PPG-EM



Prof. Daniel José Nahid Mansur Chalhoub, D.Sc
Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ) - PPG-EM



Prof. Leandro Rocha Lemos, D.Sc
Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG) - PPG-EM



Prof. Gustavo Charles Peixoto de Oliveira, D.Sc
Universidade Federal da Paraíba (UFPB) (PPG-EM)

Rio de Janeiro

2021

DEDICATÓRIA

A pessoas muito especiais: Gabriela, Eustáquio e Ângela

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos àqueles que colaboraram a execução deste trabalho e em particular:

- À Gabriela pelo carinho, incentivo e compreensão;
- Aos meus pais por todos ensinamentos e conselhos;
- Aos meus irmãos, familiares e amigos pelo incentivo e apoio;
- Ao professor Norberto Mangiavacchi pela dedicação, atenção, disponibilidade, ensinamentos e orientação;
- Ao professor José Pontes pelo apoio, ensinamentos, disponibilidade, atenção e orientação;
- Ao Gerente Geral de Redução da Ternium Brasil Antônio Marcos de Oliveira, ao Gerente de Operações dos Altos-Fornos da Ternium Brasil Charles Humberto Wernesbach e ao Coordenador de Preservação dos Altos-Fornos da Ternium Brasil Dalton Martins Neto pelo apoio durante a execução deste projeto;
- Aos amigos da Coordenação de Preservação dos Altos-Fornos da Ternium Brasil pelo incentivo e sugestões. Especialmente aos engenheiros Sandro Valério Larrubia e Alexandre Patrício Silveira pelas discussões técnicas, sugestões e ensinamentos, aos técnicos Alexandre da Silva Damásio, Welder Gomes Gonçalves, Filipe Oliveira Silva, Leandro Silva Oliveira, Rodrigo Santana e Moisés Mattos e aos operadores de processo pelas contribuições no desenvolvimento desta dissertação;
- Ao Técnico de Manutenção Preditiva da Ternium Brasil Rodrigo da Silva Alves pela importante contribuição nas validações dos resultados obtidos;
- Ao Engenheiro da ESSS Gabriel Cerqueira Gonçalves pelo suporte técnico fornecido durante a execução das análises;
- À Ternium Brasil e a UERJ por possibilitar a realização deste trabalho.

RESUMO

VIEIRA JUNIOR, Eustáquio. *Análise Numérica comparativa do desempenho termomecânico do sistema de refrigeração baseado em stove coolers dos altos-fornos da Ternium Brasil*. 2021. 212 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2021.

As técnicas de preservação dos altos-fornos têm papel importante e estratégico para as usinas siderúrgicas, visto que esses equipamentos estão entre os principais integrantes dos complexos industriais. Os altos-fornos apresentam, normalmente, muitos problemas operacionais relacionados às falhas do sistema de refrigeração que podem estar relacionadas a diversas causas, como: projeto, montagem, condições operacionais entre outras. Em algumas circunstâncias, os materiais que constituem os *stave coolers* - componentes do sistema de refrigeração instalados internamente no alto-forno - são expostos a condições de trabalho muito severas por longos períodos de tempo, causando degradações em suas propriedades mecânicas. A degradação das propriedades mecânicas pode resultar na falha prematura, com possibilidade de recuperação parcial ou total desses componentes. A recuperação desses componentes é realizada com variadas técnicas de manutenção corretiva ou preventiva. No entanto, muitas dessas técnicas não restabelecem totalmente as características de refrigeração do sistema. Neste trabalho foram avaliadas as características de escoamento inerentes a todas as técnicas de preservação utilizadas nos *stave coolers* da Ternium[®] Brasil Ltda., e também das configurações de projeto, abrangendo de forma qualitativa as consequências geradas no comportamento termomecânico desses componentes, e por final foram estabelecidas as condições operacionais que permitam prever a temperatura de trabalho que esses *stave coolers* estão expostos a fim de avaliar se essas condições operacionais podem ocasionar variações microestruturais, e consequentemente danos ou desgastes nesses componentes. Todos os resultados das simulações numéricas foram validados por análises termográficas do equipamento real, juntamente com equações de predição estabelecidas a partir de correlações estatisticamente significativas. As conclusões obtidas mostram que as técnicas de instalação de *cigar coolers*, inserção de flexíveis, utilização de água industrial apresentam bons resultados desde que os parâmetros operacionais do forno estejam dentro dos limites estabelecidos no projeto.

Palavras-chave: preservação. altos-fornos. *stave coolers*. escoamento.

ABSTRACT

VIEIRA JUNIOR, Eustáquio. *Comparative numerical analysis of thermomechanical performance at ternium brasil blast furnace cooler system based in stave coolers*. 2021. 212 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2021.

The blast furnaces preservation techniques have important and strategic function in Steelmaking plants, whereas these equipments are between the industrial plant main integrant. The blast furnaces have, ordinarily, many operational problems with cooler system damages, these damages can be caused by different problems: design, erection process, operational conditions, etc. In diverse circumstances, the stave coolers materials, installed into the blast furnace, are exposed by severe operational condition for long time, causing degradation in mechanical properties. This degradation can result in premature damages, with possibility to recover the original conditions. The component recuperations is realized with different corrective or preventive maintenance techniques. Nonetheless, more techniques do not restore totally the cooler system capacity. In this report, are evaluated the flow characteristic inherent of all preservation techniques used in Ternium[®] Brasil Ltda. Stave Coolers, and also the design configurations, including the consequences created in thermomechanic performance of these components. The results permit to established the operational condition that corroborate to predict the stave coolers work temperature and to estimate, qualitatively, if these operational conditions can be caused microstructural changes and consequently damages or wear in these components. The computational simulation results was validated by real equipment thermography analysis, together with the predict equations established from significant statistical correlations. The conclusions obtained show that the cigar coolers instalation, flexible hoses insertion, hard water utilization present good results for the blast furnace operational parameters in accordance with the design limits established.

Keywords: preservation. blast furnaces. stave coolers. flow.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Fluxograma do processo siderúrgico	26
Figura 2 - Arranjo geral de alto-Forno e seus periféricos	27
Figura 3 - Definições de dimensionamento de altos-fornos	28
Figura 4 - Esquema da região interna do alto-forno, mostrando suas várias zonas .	30
Figura 5 - Reações químicas e distribuição de temperaturas de gás e sólidos ao longo da altura de um forno	31
Figura 6 - Histórico da configuração dos projetos dos <i>stave coolers</i> de ferro fundido	34
Figura 7 - Placas de refrigeração para altos-fornos	35
Figura 8 - <i>Stave coolers</i> para altos-fornos	35
Figura 9 - Falhas em <i>stave coolers</i> da Ternium [®] Brasil Ltda.	37
Figura 10 - Centros de produção da Ternium [®]	38
Figura 11 - Centro de produção da Ternium [®] Brasil	39
Figura 12 - Desempenho do cobre em relação à temperatura	43
Figura 13 - Desempenho mecânico do aço ASTM A516 de grau 70 em relação a variação de temperatura	46
Figura 14 - As diferentes regiões de um escoamento próximo à parede	55
Figura 15 - Interface de um volume de controle em escoamento turbulento com a parede	57
Figura 16 - Exemplo de malha 2D para volumes finitos	60
Figura 17 - Exemplo de malha 3D para volumes finitos	61
Figura 18 - Exemplo de volume finito para obtenção da equação discretizada de κ e ϵ	64
Figura 19 - Exemplo de malhas deslocadas para acoplamento pressão-velocidade . .	66
Figura 20 - Notação para palhas modificadas no acoplamento pressão-velocidade .	67
Figura 21 - Esquema do algoritmo totalmente acoplado	68
Figura 22 - Domínio bidimensional	70
Figura 23 - Malha não estruturada bidimensional	70
Figura 24 - Exemplo da geometria de domínio	71
Figura 25 - Domínio analisado com geometria detalhada	72
Figura 26 - Detalhes internos no domínio de análise com flexíveis inseridos	72
Figura 27 - <i>Stave cooler</i> com <i>cigar coolers</i> instalados	73
Figura 28 - Detalhes internos dos <i>cigar coolers</i> instalados	73
Figura 29 - Malha tridimensional não estruturada	74
Figura 30 - Distorção dos elementos da malha superficial	75
Figura 31 - Qualidade ortogonal da malha volumétrica	76
Figura 32 - Comparação dos tipos de malhas volumétricas	77
Figura 33 - Teste de convergência de malha	78

Figura 34 - Gráfico normal dos efeitos padronizados	81
Figura 35 - Gráfico de pareto dos efeitos padronizados	81
Figura 36 - Gráfico de resíduos da variável Tpto45	82
Figura 37 - Representação do Teorema de Lax	85
Figura 38 - Comparação entre as temperaturas máximas para as configurações possíveis para os <i>Stave coolers</i> de cobre	88
Figura 39 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um <i>stave cooler</i> em condições de projeto	88
Figura 40 - Detalhe das velocidades na região de curvatura das linhas de refrigeração	89
Figura 41 - Detalhe das velocidades na região de curvatura das linhas de refrigeração	90
Figura 42 - Comportamento da camada limite	91
Figura 43 - Distribuição de temperatura em <i>stave cooler</i> conforme o projeto original	91
Figura 44 - <i>Stave cooler</i> original em condições normais de operação na face fria . .	92
Figura 45 - <i>Stave Cooler</i> original e perfil de temperatura em corte transversal . . .	93
Figura 46 - <i>Stave cooler</i> original e temperatura em função da espessura em corte transversal	93
Figura 47 - <i>Stave Cooler</i> original e temperatura em função da espessura em corte transversal nas entradas	94
Figura 48 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um <i>stave cooler</i> com uma linha de refrigeração com água industrial	95
Figura 49 - Detalhe das velocidades na região de curvatura das linhas de refrigeração com água industrial	96
Figura 50 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto da linha de refrigeração com água industrial	96
Figura 51 - Comportamento da camada limite com água industrial	97
Figura 52 - Distribuição de temperaturas em <i>stave coolers</i> refrigerados com água industrial	98
Figura 53 - Distribuição de temperaturas na carcaça de alto-forno em regiões com <i>stave coolers</i> refrigerados com água industrial	99
Figura 54 - <i>Stave cooler</i> refrigerado com água industrial e perfil de temperatura em corte transversal	99
Figura 55 - Temperatura em função da espessura no corte transversal em <i>stave cooler</i> refrigerado com água industrial	100
Figura 56 - Temperatura em função da espessura no corte transversal nas entradas em <i>stave cooler</i> refrigerado com água industrial	100
Figura 57 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um <i>stave cooler</i> com linha da extremidade obstruída	101
Figura 58 - Detalhe das velocidades do fluido de refrigeração para um <i>stave cooler</i> com linha da extremidade obstruída	102

Figura 59 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto da linha de refrigeração adjacente à linha obstruída	103
Figura 60 - Comportamento da camada limite em linha de refrigeração adjacente à linha obstruída	103
Figura 61 - Distribuição da temperatura na face quente em <i>Stave Coolers</i> com linha da extremidade obstruída	104
Figura 62 - Distribuição da temperatura na carcaça em <i>stave coolers</i> com linha da extremidade obstruída	105
Figura 63 - Perfil de temperatura em corte transversal em <i>stave coolers</i> com linha da extremidade obstruída	105
Figura 64 - Temperatura em função da espessura no corte transversal no centro de <i>stave cooler</i> com linha da extremidade obstruída	106
Figura 65 - Temperatura em função da espessura no corte transversal nas entradas das linhas de refrigeração em <i>stave cooler</i> com linha da extremidade obstruída	106
Figura 66 - Danos em <i>stave cooler</i> com linha da extremidade obstruída	107
Figura 67 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um <i>stave cooler</i> com linha central obstruída	108
Figura 68 - Detalhe das velocidades do fluido de refrigeração para um <i>stave cooler</i> com linha central obstruída	109
Figura 69 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto para um <i>stave cooler</i> com linha central obstruída	109
Figura 70 - Distribuição da temperatura na face quente do <i>stave cooler</i> com linha central obstruída	110
Figura 71 - Distribuição da temperatura na face fria do <i>stave cooler</i> com linha central obstruída	111
Figura 72 - Temperatura em função da espessura no corte transversal no centro do <i>stave cooler</i> com linha central obstruída	112
Figura 73 - Temperatura em função da espessura no corte transversal no centro do <i>stave cooler</i> com linha central obstruída	112
Figura 74 - Temperatura em função da espessura no corte transversal na região das entradas das linhas de refrigeração do <i>stave cooler</i> com linha central obstruída	113
Figura 75 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração com tubo flexível inserido na linha da extremidade	114
Figura 76 - Detalhe das velocidades do fluido de refrigeração com tubo flexível inserido na linha da extremidade	114
Figura 77 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto do tubo flexível inserido na linha da extremidade	115

Figura 78 - Contorno de temperatura da face quente do <i>stave cooler</i> com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na linha de refrigeração da extremidade	116
Figura 79 - Contorno de temperatura da carcaça do alto-forno com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na linha de refrigeração da extremidade	116
Figura 80 - Temperatura em função da espessura no corte transversal central dos <i>stave cooler</i> com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na linha de refrigeração da extremidade	117
Figura 81 - Temperatura em função da espessura no corte transversal central dos <i>stave coolers</i> com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na linha de refrigeração da extremidade	118
Figura 82 - Temperatura em função da espessura no corte transversal na região das entradas das linhas de refrigeração dos <i>stave coolers</i> com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na linha de refrigeração da extremidade	118
Figura 83 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração com tubo flexível de 1" na linha da extremidade	119
Figura 84 - Detalhe das velocidades do fluido de refrigeração com tubo flexível de 1" na linha da extremidade	119
Figura 85 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto com tubo flexível de 1" na linha da extremidade	120
Figura 86 - Perfil de temperaturas da face quente do <i>stave cooler</i> com tubo flexível de 1" inserido na linha da extremidade	121
Figura 87 - Perfil de temperaturas da carcaça de alto-forno em regiões do <i>stave cooler</i> com tubo flexível de 1" inserido na linha da extremidade	122
Figura 88 - Temperaturas em corte transversal em <i>Stave Cooler</i> com tubo flexível de 1" inserido na linha da extremidade	122
Figura 89 - Temperaturas em função da espessura em corte transversal em <i>stave cooler</i> com tubo flexível de 1" inserido na linha da extremidade	123
Figura 90 - Temperaturas em função da espessura, na região das entradas das linhas de refrigeração, em corte transversal em <i>stave cooler</i> com tubo flexível de 1" inserido na linha da extremidade	123
Figura 91 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um <i>stave cooler</i> com duas linhas com tubos flexíveis inseridos	124
Figura 92 - Detalhes das velocidades do fluido de refrigeração para um <i>stave cooler</i> com duas linhas com tubos flexíveis inseridos	125
Figura 93 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto para um <i>stave cooler</i> com duas linhas com tubos flexíveis inseridos	125
Figura 94 - Perfil de temperaturas da face quente do <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade	127

Figura 95 - Perfil de temperaturas da carcaça de alto-forno em regiões do <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade . . .	127
Figura 96 - Temperaturas em corte transversal em <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade	128
Figura 97 - Temperaturas em função da espessura em corte transversal em <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade . . .	128
Figura 98 - Temperaturas em função da espessura, na região das entradas das linhas de refrigeração, em corte transversal em <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade	129
Figura 99 - Perfil de temperatura para <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade com perda de material por excesso de temperatura	129
Figura 100 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para Um <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade . . .	130
Figura 101 - Detalhes das velocidades do fluido de refrigeração para um <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade	131
Figura 102 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo de Um trecho reto para um <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade	131
Figura 103 - Perfil de temperaturas da face quente do <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade	133
Figura 104 - Perfil de temperaturas da carcaça do alto-forno em regiões do <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade . . .	133
Figura 105 - Temperaturas em corte transversal em <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade	134
Figura 106 - Temperaturas em função da espessura em corte transversal em <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade . . .	134
Figura 107 - Temperaturas em função da espessura, na região das entradas das linhas de refrigeração, em corte transversal em <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade	135
Figura 108 - Perfil de temperaturas para <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade com perda de material por excesso de temperatura	135
Figura 109 - Perfil de temperaturas para <i>stave cooler</i> com tubo flexível de 1" inserido adjacente à linha isolada com perda de material por excesso de temperatura	136
Figura 110 - <i>Stave coolers</i> de cobre retirados do alto-forno 2	137
Figura 111 - Comparação das velocidades em <i>cigar coolers</i> inseridos em <i>stave coolers</i> de cobre	138

Figura 112 - Detalhamento das velocidades em <i>cigar coolers</i> inseridos em <i>stave coolers</i> de cobre	138
Figura 113 - Perfil de temperaturas da face quente dos <i>stave coolers</i> com três <i>cigar coolers</i> instalados	139
Figura 114 - Perfil de temperaturas da face fria dos <i>stave coolers</i> com três <i>cigar coolers</i> instalados	139
Figura 115 - Temperaturas em corte transversal dos <i>stave coolers</i> com três <i>cigar coolers</i> instalados	140
Figura 116 - Temperaturas em função da espessura em corte transversal dos <i>stave coolers</i> com três <i>cigar coolers</i> instalados	140
Figura 117 - Perfil de temperaturas na face quente dos <i>stave coolers</i> com seis <i>cigar coolers</i> instalados	141
Figura 118 - Perfil de temperaturas na face fria dos <i>stave coolers</i> com seis <i>cigar coolers</i> instalados	142
Figura 119 - Temperaturas em corte transversal dos <i>stave coolers</i> com seis <i>cigar coolers</i> instalados	143
Figura 120 - Temperaturas em função da espessura em corte transversal dos <i>stave coolers</i> com seis <i>cigar coolers</i> instalados	143
Figura 121 - Perfil de temperatura para <i>stave coolers</i> com seis <i>cigar coolers</i> instalados com perda de material por excesso de temperatura	144
Figura 122 - Perfil de temperatura de cace quente do <i>stave cooler</i> com nove <i>cigar coolers</i> instalados	145
Figura 123 - Perfil de temperatura da face fria do <i>stave cooler</i> com nove <i>cigar coolers</i> instalados	145
Figura 124 - Comparação entre as temperaturas máximas para as configurações possíveis para os <i>stave coolers</i> de ferro fundido	146
Figura 125 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um <i>stave coolers</i> de ferro fundido em condições originais	147
Figura 126 - Detalhe das velocidades do fluido na região da curvatura nas linhas de refrigeração	148
Figura 127 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto para um <i>stave cooler</i> de ferro fundido em condições originais	148
Figura 128 - Comportamento da camada limite	149
Figura 129 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido original e distribuição de temperatura na face quente	150
Figura 130 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido original e distribuição de temperatura na face fria	150
Figura 131 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido original e distribuição de temperatura em seção transversal	151

Figura 132 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para <i>stave cooler</i> de ferro fundido original	152
Figura 133 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para <i>stave cooler</i> de ferro fundido com água industrial	152
Figura 134 - Detalhe comparativo das velocidades do fluido de refrigeração para <i>stave cooler</i> de ferro fundido com água industrial	153
Figura 135 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto para <i>stave cooler</i> de ferro fundido com água industrial	154
Figura 136 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com água industrial e distribuição de temperatura na face quente	155
Figura 137 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com água industrial e distribuição de temperatura na face fria	155
Figura 138 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para <i>stave cooler</i> de ferro fundido com água industrial	156
Figura 139 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com linha da extremidade obstruída e distribuição de temperatura na face quente	157
Figura 140 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com linha da extremidade obstruída e distribuição de temperatura na face fria	157
Figura 141 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para <i>stave cooler</i> de ferro fundido com linha da extremidade obstruída	158
Figura 142 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com linha do centro obstruída e distribuição de temperatura na face quente	159
Figura 143 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com linha do centro obstruída e distribuição de temperatura na face fria	160
Figura 144 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para <i>stave cooler</i> de ferro fundido com linha do centro obstruída	160
Figura 145 - Perfil de velocidades no <i>stave cooler</i> de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos	161
Figura 146 - Detalhes do perfil de velocidades em <i>stave cooler</i> de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos	162
Figura 147 - Comparação das velocidades em <i>stave cooler</i> de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos	162
Figura 148 - Comportamento da camada limite em <i>Stave Cooler</i> de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos	163
Figura 149 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos e distribuição de temperaturas na face quente	164
Figura 150 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos e distribuição de temperaturas na face fria	164

Figura 151 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para <i>stave cooler</i> de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos . . .	165
Figura 152 - <i>Stave Cooler</i> de ferro fundido com um tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na extremidade e distribuição de temperatura na face quente	166
Figura 153 - <i>Stave Cooler</i> de ferro fundido com um tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na extremidade e distribuição de temperatura na face fria	167
Figura 154 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com linha de refrigeração da extremidade isolada e com tubo flexível de 1" inserido em uma linha de refrigeração central e distribuição de temperatura na face quente	168
Figura 155 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com linha de refrigeração da extremidade isolada e com tubo flexível de 1" inserido em uma linha de refrigeração central e distribuição de temperatura na face fria	168
Figura 156 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com linha de refrigeração da extremidade isolada e com tubo flexível de 1" inserido em uma linha de refrigeração central e perda de massa por excesso de temperatura	169
Figura 157 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com três <i>cigar coolers</i> instalados e distribuição de temperaturas na face quente	170
Figura 158 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com três <i>cigar coolers</i> instalados e distribuição de temperaturas na face fria	171
Figura 159 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com três <i>cigar coolers</i> instalados e distribuição de temperaturas em seção transversal	172
Figura 160 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para <i>stave cooler</i> de ferro fundido com três <i>cigar coolers</i> instalados	172
Figura 161 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com seis <i>cigar coolers</i> instalados e distribuição de temperaturas na face quente	173
Figura 162 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com seis <i>cigar coolers</i> instalados e distribuição de temperaturas na face fria	174
Figura 163 - <i>Stave cooler</i> de ferro fundido com seis <i>cigar coolers</i> instalados e distribuição de temperaturas em seção transversal	175
Figura 164 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para <i>stave cooler</i> de ferro fundido com seis <i>cigar coolers</i> instalados	175
Figura 165 - Configurações do sistema de refrigeração e respectivas zonas de temperaturas resultantes na face fria dos <i>stave coolers</i>	177
Figura 166 - Configurações do sistema de refrigeração e respectivas zonas de temperaturas resultantes na face quente dos <i>stave coolers</i>	178
Figura 167 - Saída do aplicativo Minitab [®] da análise de melhores subconjuntos .	179
Figura 168 - Saída do aplicativo Minitab [®] da regressão múltipla com quatro parâmetros	181

Figura 169 - Configurações do sistema de refrigeração e respectivas zonas de temperaturas resultantes na face fria dos <i>stave coolers</i> de ferro fundido	182
Figura 170 - Configurações do sistema de refrigeração e respectivas zonas de temperaturas resultantes na face quente dos <i>stave coolers</i> de ferro fundido	183
Figura 171 - <i>Stave cooler</i> de cobre com carcaça acoplada	186
Figura 172 - <i>Stave cooler</i> de cobre com temperaturas de validação no primeiro caso	186
Figura 173 - Termografia da carcaça do Alto-Forno 2 no primeiro caso	187
Figura 174 - <i>Stave cooler</i> de cobre com temperaturas de validação no segundo caso .	188
Figura 175 - Termografia da carcaça do Alto-Forno 2 no segundo caso	188
Figura 176 - <i>Stave cooler</i> de ferro Fundido com temperaturas de validação no terceiro Caso	189
Figura 177 - Detalhamento em corte longitudinal de <i>stave cooler</i>	197
Figura 178 - <i>Cigar cooler</i> em corte longitudinal e escoamento anular	200
Figura 179 - Condutividade térmica do cobre em função da temperatura	203
Figura 180 - Condutividade térmica do aço em função da temperatura	203
Figura 181 - Cp do cobre em função da temperatura	204
Figura 182 - Cp do aço em função da temperatura	204
Figura 183 - Viscosidade da água em função da temperatura	205
Figura 184 - Cp da água em função da temperatura	205
Figura 185 - Condutividade térmica da água em função da temperatura	206
Figura 186 - Avaliação do centroide de uma célula	209

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Principais características dos altos-fornos da Ternium [®] Brasil	40
Tabela 2 - Propriedades do cobre laminado	42
Tabela 3 - Propriedades do cobre fundido	42
Tabela 4 - Propriedades do ferro fundido	43
Tabela 5 - Propriedades do refratário de preenchimento	44
Tabela 6 - Propriedades dos refratários de proteção da face quente dos <i>stave coolers</i>	44
Tabela 7 - Propriedades dos refratários de proteção dos <i>cigar coolers</i>	45
Tabela 8 - Propriedades dos refratários de proteção dos flexíveis	45
Tabela 9 - Propriedades da água de refrigeração	46
Tabela 10 - Valores das constantes do modelo de turbulência padrão $\kappa - \epsilon$	53
Tabela 11 - Ordem de grandeza dos parâmetros para simulação numérica	83

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ASTM	Sociedade Americana de Materiais e Testes
CFC	Cúbico de Face Centrada
CFD	Fluidodinâmica Computacional
CU-HCP	Cobre Livre de Oxigênio Com Baixo Teor de Fósforo (20 a 70ppm) na Norma da União Europeia
CU-OF	Cobre livre de Oxigênio na Norma da União Europeia
CW008A	Número da Liga de Cobre CU-OF na Norma da União Europeia
CW021A	Número da Liga de Cobre CU-HCP na Norma da União Europeia
DIN	Instituto Alemão de Padronização
EN-GJS-400	Ferro Fundido Nodular pela Norma Inglesa
GGG40	Ferro Fundido Nodular pela Norma DIN
IACS	Padrão Internacional de Cobre Recozido
ppm	Partes Por Milhão
SCDM	<i>Space Claim Design Modeler</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

C_p	Calor Específico de Um Material a Volume Constante ($\frac{Cal}{mol.K}$)
ϵ	Taxa de Transferência da Energia Cinética por Dissipação ($\frac{kg}{m^3}$)
h	Coefficiente de Transferência de Calor por Convecção ($\frac{W}{m^2}$)
κ	Condutividade Térmica de um Material ($\frac{W}{K.m}$)
ρ	Massa Específica de Um Material ($\frac{kg}{m^3}$)

SUMÁRIO

	INTRODUÇÃO	23
1	FORMULAÇÃO MATEMÁTICA	48
1.1	Modelagem do Sistema de Refrigeração	48
1.2	Modelos Matemáticos e Numéricos Aplicáveis	50
1.2.1	<u>Equações Promediadas</u>	50
1.2.2	<u>Modelo de Turbulência Utilizado</u>	52
1.2.3	<u>Modelo de Tratamento em Regiões Próximas às Paredes</u>	54
1.2.4	<u>O Processo de Discretização</u>	58
1.2.4.1	A Forma Discretizada para a Equação de κ	63
1.2.4.2	A Forma Discretizada para a Equação de ϵ	65
1.2.5	<u>Métodos de Solução do Acoplamento Pressão-Velocidade</u>	65
1.3	Metodologia	69
1.3.1	<u>Domínio Bidimensional e Simulação Preliminar</u>	70
1.4	Definição do Domínio Tridimensional	71
1.4.1	<u>Estabelecimento das Malhas de Simulação</u>	72
1.4.1.1	Parâmetros de Qualidade da Malha	75
1.4.2	<u>Escolha do Tipo de Malha Volumétrica e Teste de Convergência</u>	77
1.4.3	<u>Seleção, Coleta e Tratamento dos Dados para Análise Numérica</u>	79
1.5	Parâmetros da Solução Numérica	84
2	RESULTADOS	87
2.1	Resultados para <i>Stave Coolers</i> de Cobre	87
2.1.1	<u><i>Stave Cooler</i> de Cobre em Condições de Projeto</u>	87
2.1.1.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	87
2.1.1.2	Análises da Camada Limite	89
2.1.1.3	Análises do Perfil de Temperatura	90
2.1.2	<u><i>Stave Cooler</i> de Cobre com Água Industrial</u>	94
2.1.2.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	94
2.1.2.2	Análises da Camada Limite com Utilização de Água Industrial	97
2.1.2.3	Análises do Perfil de Temperatura com Utilização de Água Industrial	97
2.1.3	<u><i>Stave Cooler</i> de Cobre com Linha de Refrigeração Isolada na Extremidade</u>	101
2.1.3.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	101
2.1.3.2	Análises da Camada Limite com Linha de Refrigeração da Extremidade Obstruída	102
2.1.3.3	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> com Linha de refri- geração da Extremidade Obstruída	104
2.1.4	<u><i>Stave Cooler</i> de Cobre com Uma Linha de Refrigeração Central Isolada</u>	108

2.1.4.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	108
2.1.4.2	Análises da Camada Limite com Linha de Refrigeração Central Obstruída	110
2.1.4.3	Análise do perfil de temperatura em <i>stave cooler</i> com linha de refrigeração central obstruída	110
2.1.5	<u><i>Stave Cooler</i> de Cobre com Tubo Flexível de $\frac{3}{4}$" na Linha da Extremidade</u>	111
2.1.5.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	111
2.1.5.2	Análises da Camada Limite em Tubo Flexível de $\frac{3}{4}$ " Inserido na Linha de Refrigeração da Extremidade	113
2.1.5.3	Análise do perfil de temperatura em <i>stave cooler</i> com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na linha da extremidade	115
2.1.6	<u><i>Stave Cooler</i> de Cobre com Tubo Flexível de 1" na Extremidade</u>	117
2.1.6.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	117
2.1.6.2	Análises da Camada Limite em Tubo Flexível de 1" Inserido na Linha de Refrigeração da Extremidade	120
2.1.6.3	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> com Tubo Flexível de 1" Inserido na Linha da Extremidade	120
2.1.7	<u><i>Stave Cooler</i> de Cobre com Inserção de Tubos Flexíveis de $\frac{3}{4}$" em Duas Linhas</u>	124
2.1.7.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	124
2.1.7.2	Análises da Camada Limite em Tubos Flexíveis de $\frac{3}{4}$ " Inseridos nas Linhas de Refrigeração da Extremidade	126
2.1.7.3	Análise do perfil de temperatura em <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade	126
2.1.8	<u><i>Stave Cooler</i> de Cobre com Inserção de Tubos Flexíveis de 1" em Duas Linhas Consecutivas na Extremidade</u>	130
2.1.8.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	130
2.1.8.2	Análises da Camada Limite em Tubos Flexíveis de 1" Inseridos na Linhas de Refrigeração da Extremidade	132
2.1.8.3	Análise do perfil de temperatura em <i>stave cooler</i> com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade	132
2.1.9	<u><i>Stave Cooler</i> de Cobre com Inserção de Tubos Flexíveis de 1" em uma Linha</u>	132
2.1.10	<u><i>Stave Cooler</i> de Cobre com Instalação de Três <i>Cigar Coolers</i></u>	136
2.1.10.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	136
2.1.10.2	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> com Três <i>Cigar Coolers</i> Instalados	137
2.1.11	<u><i>Stave Cooler</i> de Cobre com Instalação de Seis <i>Cigar Coolers</i></u>	141
2.1.11.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	141
2.1.11.2	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> com Seis <i>Cigar Coolers</i> Instalados	142

2.1.12	<u>Stave Cooler de Cobre com Instalação de Nove Cigar Coolers</u>	144
2.1.12.1	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> com Nove <i>Cigar Coolers</i> Instalados	144
2.2	Resultados Apresentados para <i>Stave Coolers</i> de Ferro Fundido .	146
2.2.1	<u>Stave Cooler de Ferro Fundido em Condições de Projeto</u>	147
2.2.1.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	147
2.2.1.2	Análises da Camada Limite em Linhas de Refrigeração dos <i>Stave Coolers</i> de Ferro Fundido	149
2.2.1.3	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido . . .	149
2.2.2	<u>Stave Cooler de Ferro Fundido com Água Industrial</u>	151
2.2.2.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	151
2.2.2.2	Análises da Camada Limite em Linhas de Refrigeração dos <i>Stave Coolers</i> de Ferro Fundido com Água Industrial	153
2.2.2.3	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido com Água Industrial	153
2.2.3	<u>Stave Cooler de Ferro Fundido com Linha da Extremidade Isolada</u>	156
2.2.3.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	156
2.2.3.2	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido com Linha de Refrigeração Isolada	156
2.2.4	<u>Stave Cooler de Ferro Fundido com Uma Linha de Refrigeração do Centro Isolada</u>	158
2.2.4.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	158
2.2.4.2	Análise do perfil de temperatura em <i>stave cooler</i> de ferro fundido com linha de refrigeração isolada	159
2.2.5	<u>Stave Cooler de Ferro Fundido com Tubos Flexíveis de 1" Inseridos</u>	161
2.2.5.1	Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração	161
2.2.5.2	Análises da Camada Limite em <i>Stave Coolers</i> de Ferro Fundido com Tubos Flexíveis de 1" Inseridos	163
2.2.5.3	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido com Quatro Tubos Flexíveis de 1" Inseridos	163
2.2.6	<u>Stave Cooler de Ferro Fundido com Tubo Flexível de $\frac{3}{4}$" na Extremidade</u> .	165
2.2.6.1	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido Um Tubo Flexível de $\frac{3}{4}$ " Inserido na Extremidade	166
2.2.7	<u>Stave Cooler de Ferro Fundido com Linha da Extremidade Isolada e Flexível de 1"</u>	166
2.2.7.1	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido com Linha de Refrigeração da Extremidade Isolada e com Tubo Flexível de 1" Inserido em Uma Linha de Refrigeração Central	167
2.2.8	<u>Stave Cooler de Ferro Fundido com Três Cigar Coolers Instalados</u>	167

2.2.8.1	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido com Três <i>Cigar Coolers</i> Instalados	170
2.2.9	<u><i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido com Seis <i>Cigar Coolers</i> Instalados</u>	171
2.2.9.1	Análise do Perfil de Temperatura em <i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido com Seis <i>Cigar Cooler</i> Instalados	173
3	CONSIDERAÇÕES A RESPEITO DOS RESULTADOS OBTIDOS	176
3.1	<i>Stave Coolers</i> de Cobre	176
3.1.1	<u>Geração de Modelo de Predição da Temperatura</u>	178
3.2	<i>Stave Coolers</i> de Ferro Fundido	180
3.2.1	<u>Geração de Modelo de Predição da Temperatura</u>	183
4	VALIDAÇÃO DAS EQUAÇÕES DE PREDIÇÃO	185
4.1	Primeiro Caso Analisado	185
4.2	Segundo Caso Analisado	187
4.3	Terceiro Caso Analisado	189
	CONCLUSÃO	190
	REFERÊNCIAS	192
	APÊNDICE A – Metodologia para obtenção das equações de condução de calor em placas múltiplas sujeitas a convecção em uma superfície	196
	APÊNDICE B – Escoamento Anular Entre Tubos Concêntricos	199
	APÊNDICE C – Determinação das Propriedades Físicas dos Materiais Em Função da Temperatura	202
	APÊNDICE D – Estimativa do Fluxo Térmico na Face Quente dos <i>Stave Coolers</i>	207
	ANEXO A – Avaliação do Método de Discretização de Gradientes e Derivadas	208
	ANEXO B – Avaliação do Método de Discretização de Segunda Ordem para a Pressão	210
	ANEXO C – Avaliação do Método de Discretização das Equações da Continuidade, Quantidade de Movimento e Turbulência	211
	ANEXO D – Método de Inicialização Híbrido	212

INTRODUÇÃO

Na Ternium Brasil, localizada na cidade do Rio de Janeiro-RJ, os Altos-Fornos tiveram as suas campanhas operacionais iniciadas em 2010. Nessa época, o complexo siderúrgico pertencia a outro grupo de origem europeia. No início de operação do complexo industrial, ocorreram muitas instabilidades e paradas emergenciais dos Altos-Fornos, ocasionando consequências indesejáveis no que se refere às condições operacionais desses equipamentos. Os maiores reflexos ocorreram nos sistemas de refrigeração, sendo necessária a utilização de diversas técnicas de recuperação, visando o restabelecimento e a preservação deste sistema para garantir o nível de produção desejado, com estabilidade operacional e segurança. Essas técnicas atendem as diretrizes de extensão de vida útil desses equipamentos que estão englobadas no plano estratégico da empresa.

Apesar de todas as técnicas de preservação executadas serem de conhecimento geral dos especialistas da área de preservação em altos-fornos, tornou-se necessário verificar a eficiência e a eficácia dessas técnicas aplicadas a fim de serem aprimoradas e garantirem melhores resultados em relação àqueles já alcançados. Devido a grande dificuldade na criação de modelos de testes com similaridade geométrica e de condições operacionais, a forma estabelecida para tal avaliação do sistema de refrigeração foi a técnica de simulação fluidodinâmica computacional que apresenta resultados robustos e precisos que atendem às necessidades requeridas.

De posse dessas informações, pode-se determinar quais técnicas são viáveis de serem realizadas com as configurações mais adequadas. No futuro, essas informações podem ser utilizadas com a finalidade de auxiliarem na seleção dos modelos de sistema de refrigeração mais adequados para a aplicação nos Altos-Fornos da Ternium Brasil, podendo ser adaptados para outros equipamentos com atenção aos detalhes inerentes a cada projeto. Ainda como informação complementar, a utilização das equações de predição das temperaturas das faces quentes dos *stave coolers* permite evitar que as condições operacionais dos Altos-Fornos atinjam níveis que possam gerar solicitações térmicas severas nos *stave coolers* e, por consequência, reduzir a probabilidade de ocorrerem danos irreversíveis nesses componentes.

A redução dos danos em *stave coolers* auxilia na garantia da estabilidade operacional, aumentando os índices de produtividade, os índices de utilização do equipamento e a qualidade do gusa produzido.

Objetivo

Os objetivos principais destes ensaios são verificar a eficácia e a eficiência, por meio de simulações numéricas, do sistema de refrigeração do projeto dos Altos-Fornos da Ternium[®] Brasil, e realizar avaliação similar em relação às ações de preservação (inserção de flexíveis, instalação de *cigar coolers*) e recuperação dos sistemas de refrigeração baseados em *stave coolers* dos Altos-Fornos da Ternium[®] Brasil.

De posse dos resultados dessas avaliações, objetiva-se direcionar de forma mais assertiva as ações de preservação e recuperação aplicadas nos Altos-Fornos e também utilizar essas informações para realizar sugestões de alterações nesses sistemas de refrigeração em novas campanhas desses Altos-Fornos.

Justificativa

A análise do desempenho termomecânico dos *stave coolers* em conjunto com a avaliação dos resultados inerentes às ações de preservação dos altos-fornos realizadas pela Ternium[®] Brasil Ltda. são de grande importância para as diretrizes de extensão de campanha dos altos-fornos. Esse estudo está em consonância com as teorias que relacionam as equações do escoamento dos fluidos e transferência de calor, contribuindo para a aplicação na prática de todo o embasamento teórico relacionado a esses fenômenos descritos pelas relações governantes.

Esse trabalho foi realizado com apoio financeiro da Ternium[®] Brasil tanto para a parte de simulação numérica quanto para as ações realizadas na operação e preservação dos altos-fornos.

Revisão Bibliográfica

Siderurgia Geral

O ferro, considerado o metal mais importante, está quase sempre presente em nosso cotidiano (BABICH et al., 2008). É um metal de fácil processamento, abundante na crosta terrestre e caracterizado por ligar-se a outros elementos metálicos e não-metálicos, principalmente ao carbono.

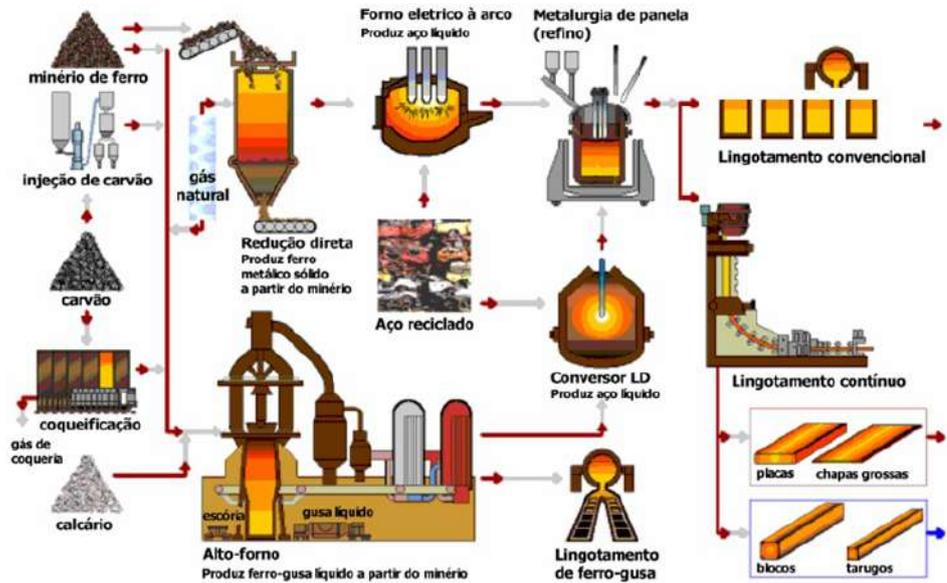
A Metalurgia é um agregado de processos físico-químicos para extração de metais a partir de minérios, ou de outros metais, e para produção de ligas metálicas em diferentes tipos de indústrias. Os processos básicos da metalurgia extrativa são pirometalúrgicos e hidrometalúrgicos. Portanto, a siderurgia é o conjunto de processos e tecnologias de obtenção do ferro e seus compostos. A metalurgia do ferro pode ser dividida em: processos de redução de minérios, aciaria e metalurgia secundária.

Os produtos siderúrgicos se dividem em dois grandes grupos: aços e ferros fundidos. O aço é uma liga de natureza relativamente complexa e sua definição não é simples. Seus principais elementos de liga são o ferro e o carbono, mas esse contém sempre outros elementos secundários presentes devido ao processo de fabricação. Pode-se definir o aço como uma liga de ferro-carbono com até 2,11% de carbono. Esse limite está associado à máxima solubilidade do carbono no ferro com estrutura CFC (austenita) conforme (COL-PAERT, 2008) e (CHIAVERINI, 2015). Os ferros fundidos também são ligas de ferro e carbono. Porém com maiores adições de carbono, apresentando também teores de silício elevados. Essas ligas apresentam ponto de fusão mais baixo que o do aço por exibirem reação eutética durante a sua solidificação.

O processo de fabricação do ferro, em escala significativa, desenvolveu-se a partir do século XIV com a construção de equipamentos capazes de reduzir o óxido de ferro a ferro metálico, permitindo que o produto metálico fosse facilmente retirado dos fornos na forma líquida e, posteriormente, fundido nas formas desejadas. O ferro gusa é o metal líquido produzido rico em carbono e que contém elementos de impurezas, propiciando a este produto propriedades indesejadas. Logo, a combinação dos processos de redução de minérios com os processos de refino do metal produzido levou ao modelo atual de usina siderúrgica.

O fluxo do processo siderúrgico para fabricação do aço é apresentado na Figura 1, o qual se inicia no Pátio de Matérias-Primas a partir do recebimento dos minérios de ferro e carvões, esses últimos passam por um processo de extração dos materiais voláteis nas Coqueiras, produzindo o coque (combustível utilizado nos altos-fornos). Os minérios de ferro são aglomerados nas Sinterizações e são carregados nos altos-fornos juntamente com o coque. Esses minérios aglomerados (sinter), são reduzidos no interior do alto-forno, produzindo ferro gusa e escória em estado líquido. O ferro gusa líquido, após ser retirado do alto-forno sofre um processo de separação da escória e é acondicionado em carros torpedos ou panelas para ser transportado até a Aciaria. Nessa área, o ferro gusa passa por etapas de refino e adição de elementos de liga, produzindo o aço em estado líquido. O aço líquido é solidificado nas máquinas de lingotamento contínuo, tornando-se placas de aço e após chegarem na área de Laminação sofrem processos de conformação mecânica,

Figura 1 - Fluxograma do processo siderúrgico



Fonte: USP (2021)

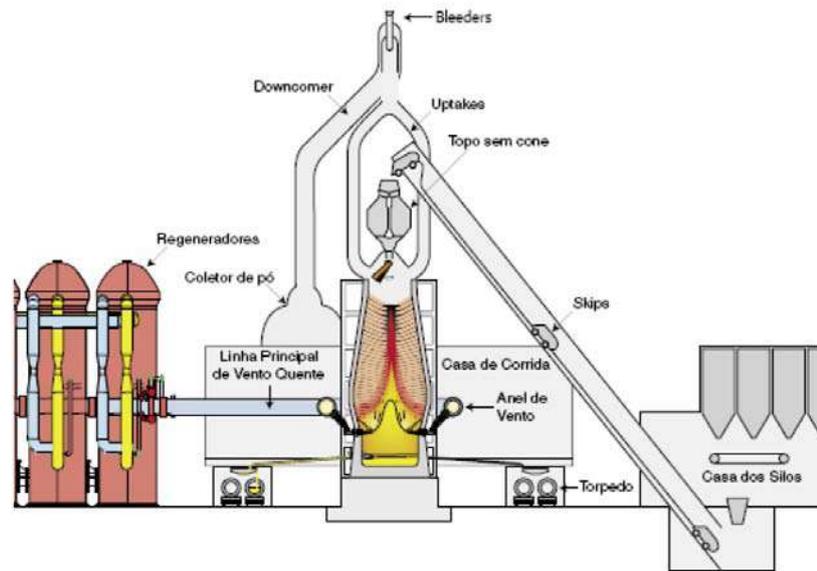
produzindo os perfis, tiras a quente e a frio, chapas grossas, etc.

Visão Geral do Alto-Forno

O alto-forno pode ser entendido como um sistema de equipamentos para a produção de ferro gusa no estado líquido. Nesse sistema, além do alto-forno propriamente dito, existem os equipamentos periféricos que estão dispostos na Figura 2. Os principais equipamentos usados nesse processo são (FERNANDES, 2007):

- **Regeneradores:** o jato de ar produzido nos sopradores é aquecido nos regeneradores (temperatura de 1.000 a 1.200°C, em regeneradores do tipo *Cowper*), e entregue ao forno por meio de uma linha principal de ar quente, pelo anel de vento e através das ventaneiras. O ar quente reage com o coque e combustíveis auxiliares;
- **Equipamentos de Carregamento:** os materiais da carga metálica e o coque são acondicionados na área de carregamento. Os materiais são peneirados antes de serem pesados para alimentação do forno. O carregamento é operado automaticamente. As correções de umidade no coque normalmente são feitas de forma automática. Por meio de caçambas de carregamento (*skips*), ou via correia transportadora, os materiais da carga e o coque são levados ao topo do forno, onde são descarregados

Figura 2 - Arranjo geral de alto-Forno e seus periféricos



Fonte: Geerdes, Vliet e Toxopeus (2009)

no seu interior em camadas separadas de carga de minério e coque;

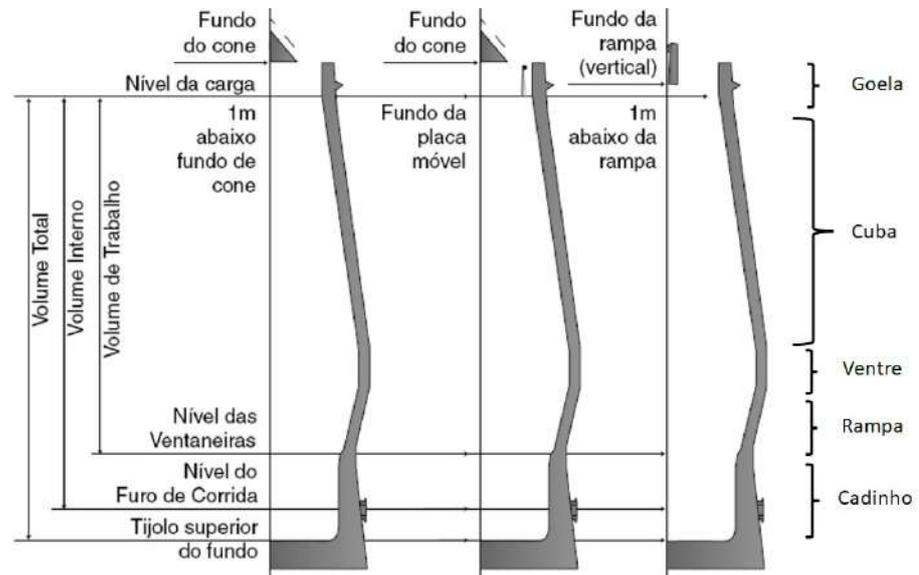
- Equipamentos de Limpeza de Gases: os gases de topo saem do forno e passam pelos coletores ascendentes (*off-takers* e *up-takers*) e pelo tubo de descida de gás (*down-comer*). Uma vez que o gás de topo contém partículas sólidas em suspensão, ele passa por um coletor de pó ou ciclone e um sistema de lavagem;
- Casa de Corridas: o ferro-gusa líquido e a escória se depositam no cadinho do forno, de onde são vazados através de canais e coletados em torpedos ou painéis.
- Granulação de Escória: a escória, na maioria dos casos, é granulada, o que significa resfriá-la, rapidamente, com água - produzindo escória em estado sólido em partículas de tamanhos específicos. A escória granulada pode ser usada para a fabricação de cimento.

O topo do alto-forno é fechado, tendo em vista que opera em alta pressão. Existem dois sistemas diferentes:

- O sistema de duplo cone: para propósitos de distribuição de carga, frequentemente equipado com uma blindagem móvel;
- O topo sem cone (*bell-less top*): permite uma distribuição mais eficiente da carga.

O tamanho de um alto-forno, mostrado na Figura 3, é frequentemente expresso pelo diâmetro de seu cadinho ou através do seu volume de trabalho ou volume interno. O

Figura 3 - Definições de dimensionamento de altos-fornos



Fonte: Geerdes, Vliet e Toxopeus (2009)

volume de trabalho é o volume do alto-forno disponível para o processo, ou seja, o volume entre as ventaneiras e o nível da carga (GANDRA, 2006).

O Processo de Fabricação do Ferro Gusa em Altos-Fornos

O ferro gusa é uma liga obtida no estado líquido, composta de ferro (92 a 95%), carbono (3 a 4,5%) e outros elementos. Existem, atualmente, dois métodos principais de produção de ferro a partir dos seus minérios (sínter, pelota e minério granulado): o alto-forno e a redução direta. O minério de ferro se encontra oxidado Fe^{3+} , Fe^{2+} , e o processo químico para transformá-lo em (Fe^0) é um processo de “redução”.

O processo clássico de redução de minério de ferro é o alto-forno. No alto-forno, o óxido de ferro é reduzido pelos gases gerados a partir do coque ou do carvão vegetal e adições de carvão pulverizado e/ou gás natural. Estes gases são resultados da queima do coque metalúrgico e combustíveis auxiliares pelo ar aquecido soprado na região inferior do alto-forno. O produto do processo de redução é obtido na forma líquida, sendo depositado na região inferior do forno chamada de cadinho. Elementos de ligas, tais como enxofre e fósforo, incorporam-se ao gusa, e os outros elementos considerados impurezas são eliminados na escória. No caso do manganês e do silício, existe a dependência das condições termodinâmicas de operação do forno para que se incorporem no gusa ou na escória. Nos processos de produção de gusa, nas grandes siderúrgicas, o ferro gusa pro-

duzido nos altos-fornos é condicionado com a finalidade de ser um produto intermediário para a produção de aço.

O metal líquido atinge o cadinho do forno por gotejamento, juntamente com as impurezas não reduzidas que através da adição de fundentes formam a escória líquida. A separação de fases entre a escória líquida e o gusa é permitida pelas diferenças de densidade e de tensão superficial. Essa separação pode ser realizada no interior do alto-forno ou nos canais de corrida.

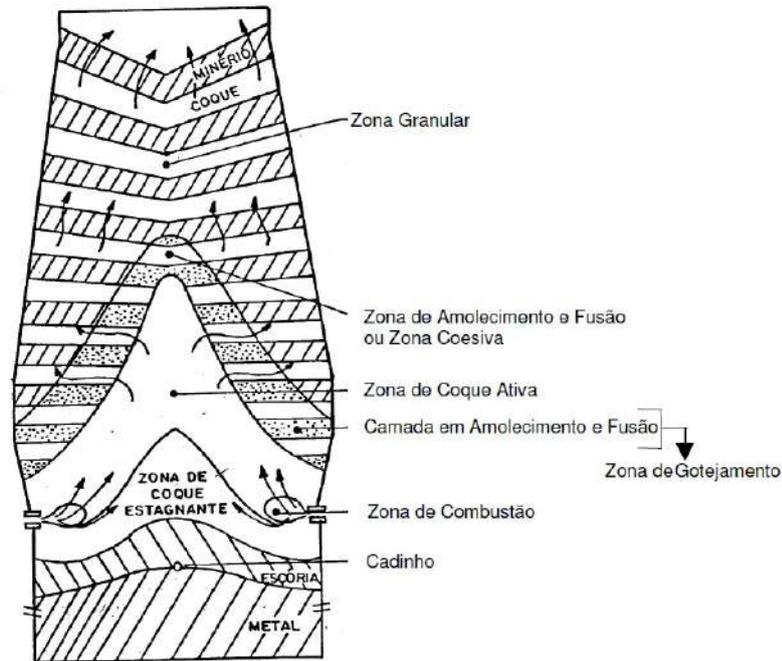
Os produtos obtidos pelo processo do alto-forno são: ferro gusa, escória, gases, pó e lama. O ferro gusa e a escória são retirados através do cadinho na forma líquida. Os gases de alto-forno são extraídos pelo topo, o pó e a lama são extraídos após processos específicos de limpeza desses gases.

Aspectos Internos dos Altos-Fornos

As experiências de dissecação dos altos-fornos, realizadas pelos russos e japoneses, permitiram avanços no conhecimento dos aspectos internos do funcionamento desses equipamentos. Essas experiências foram realizadas com resfriamentos de altos-fornos comerciais em operação. Após essas análises, os fornos passaram a ser divididos em cinco zonas diferentes que são mostradas na Figura 4:

- zona granular: região onde toda a carga se encontra em estado sólido;
- zona coesiva: região onde os componentes da carga metálica e os fundentes começam o amolecimento e se fundem;
- zona de gotejamento: região onde o metal e a escória, na forma líquida, escoam em contracorrente com os gases gerados na zona de combustão através do empilhamento de coque parcialmente reagido. Está localizada abaixo da zona coesiva, fornecendo coque para a zona de combustão e homem-morto.
- zona de combustão (*raceway* ou zona de coque ativo): região com alta turbulência em frente as ventaneiras e onde ocorre a combustão do coque através do ar soprado. É uma cavidade formada pelo efeito do jato de ar soprado pelas ventaneiras, na qual o coque é circulado e recirculado em alta velocidade. A maior parte do coque é consumida e a maior parte dos gases redutores é gerada, o movimento da coluna de carga e a distribuição dos gases são governados em grande extensão pelos parâmetros da zona de combustão.

Figura 4 - Esquema da região interna do alto-forno, mostrando suas várias zonas



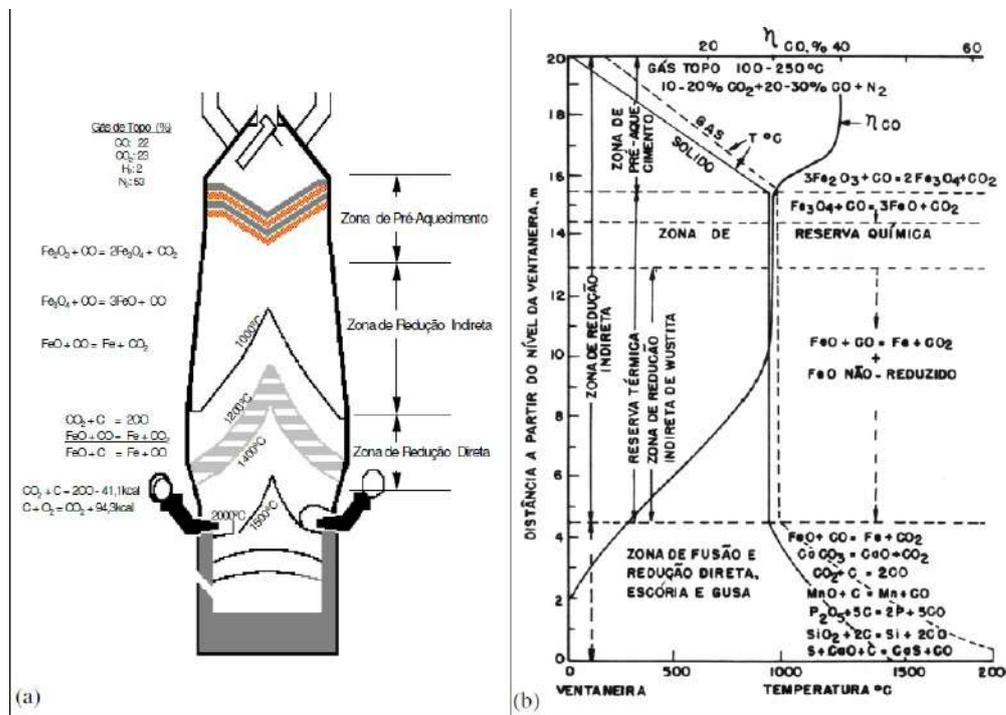
Fonte: Fernandes (2007)

- zona do cadinho: composta pelo empilhamento de coque do homem-morto, juntamente com a escória e gusa no fundo do alto-forno, estes últimos serão removidos do forno para a sequencia do processo de produção.

Funcionamento do Alto-Forno

O alto-forno é, do ponto de vista físico-químico, além de um grande trocador de calor em contracorrente (GEERDES; VLIET; TOXOPEUS, 2009), um complexo reator químico, envolvendo fases sólidas, líquidas e gasosas. Os gases quentes ascendentes trocam calor e reduzem as camadas de carga metálica que se deslocam no sentido contrário. O ar pré-aquecido, a temperaturas da ordem de 1200°C, é soprado pelas ventaneiras do alto-forno e entra em contato com o coque no *raceway*. O contato do oxigênio do ar com o carbono do coque aquecido, a cerca de 1500°C, provoca, inicialmente, a reação de formação do dióxido de carbono (CO_2). Essa reação, altamente exotérmica, produz grande quantidade de calor para o processo. O dióxido de carbono reage, instantaneamente, com o carbono do coque formando monóxido de carbono (CO) de forma endotérmica, segundo a reação de *Solution Loss* ou *Boudouard* ($\text{C}_{(s)} + \text{CO}_{2(g)} \rightleftharpoons 2\text{CO}_{(g)}$). A umidade (H_2O) contida no ar soprado reage com o carbono do coque, gerando os gases redutores CO e H_2 . Embora essa reação também seja endotérmica, como o volume global de H_2O no ar

Figura 5 - Reações químicas e distribuição de temperaturas de gás e sólidos ao longo da altura de um forno



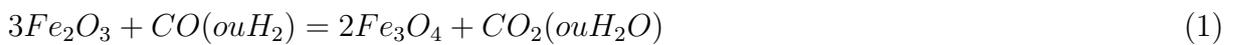
Fonte: Fernandes (2007)

soprado é baixo, o resultado efetivo associado à saída dos gases redutores do *raceway* é o aporte de grandes quantidades de calor para a sequência do processo, gerando temperaturas de chama superiores a 2000°C. Durante o restante do seu trajeto no forno, os gases ascendentes fornecerão calor para as camadas de carga metálica descendentes, deixando o topo do forno com temperaturas na ordem de 100°C.

Em consequência das necessidades diferenciadas de calor para uma série de reações químicas que ocorrem em vários níveis do forno, o perfil de temperaturas assume uma forma característica: uma zona superior de pré-aquecimento (0-800°C) separada de uma zona inferior de fusão (900-1500°C) por uma zona vertical de reserva térmica cuja temperatura situa-se na faixa de 800 a 1000°C. A zona de reserva térmica, na qual ocorre pouquíssima troca de calor entre gás e sólidos, ocupa entre 40 e 50% da altura total do forno. Os perfis de temperatura sólido e gás, e o de redução (proposto por Bültner e Klitzing) são mostrados na Figura 5(a) (FERNANDES, 2007).

A natureza do processo de contracorrente (CASTRO; FIGUEIRA; TAVARES, 2004) permite que um gás altamente redutor (teor elevado de CO) entre em contato com a *wüstita* (FeO), que apresenta o menor potencial de oxigênio dos três óxidos de ferro. Posteriormente, ocorre a redução da hematita e magnetita, na zona superior, por um gás

de menor potencial redutor. Sendo o CO_2 o produto final da combustão do carbono, a utilização das energias térmica e química do carbono será tão mais completa quanto maior a quantidade de oxigênio removida pelas reações representadas pelas equações (1), (2) e (3). Essas reações são chamadas de redução indireta, sendo a reação global medianamente exotérmica. Se alguma *wustita* permanece como óxido, ela posteriormente passa pelo processo de redução direta na região onde as temperaturas excedem a $1000^\circ C$, como pode ser visto na Figura 5(b).



O Sistema de Refrigeração dos Altos-Fornos

No interior do alto-forno, as temperaturas e as pressões variam de acordo com as regiões e os diferentes estados de redução e fusão da carga. Isso ocasiona algumas solicitações térmicas às paredes do equipamento. Portanto, para cada região é necessário utilizar um tipo de refratário e um tipo de sistema de refrigeração em acordo com a intensidade dessas solicitações (VIEIRA JUNIOR et al., 2012).

O sistema de refrigeração trabalha em conjunto com o revestimento refratário para assegurar a integridade física da carcaça metálica do equipamento, evitando que a estrutura entre em colapso em virtude de alterações nas propriedades mecânicas causadas por fadiga térmica e elevado tempo de exposição a elevadas cargas térmicas.

Os sistemas de refrigeração dos altos-fornos, no passado, eram compostos de séries de chuveiros externos que faziam uma espécie de cortina de água na carcaça metálica. A evolução dos processos permitiu o aumento da produtividade e, por consequência, a geração de energia térmica no interior dos altos-fornos. Portanto, surgiram outros sistemas de refrigeração, mais eficientes em relação à troca térmica, que eram inseridos na

carcaça (placas de refrigeração) e, posteriormente, foram desenvolvidos sistemas internos ao alto-forno (*stave coolers*).

O sistema de refrigeração é composto por: estação de bombas, trocadores de calor, torres de resfriamento, *stave coolers* ou placas de refrigeração, tubulações e válvulas. Esses sistemas, geralmente são alimentados com água desmineralizada ou abrandada, utilizando circuito fechado.

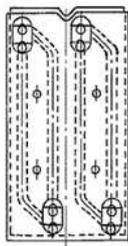
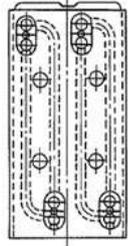
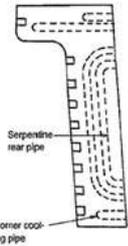
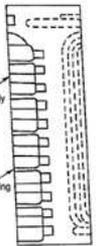
Placas de Refrigeração e *Stave Coolers*

As placas de refrigeração são componentes fabricados com cobre de pureza elevada (99,9 %Cu), que apresentam canais internos por onde o fluido de arrefecimento (água desmineralizada ou abrandada) percorre, favorecendo a troca térmica (MOHANTY; SAHOO; MOHARANA, 2021). Esses componentes são inseridos no forno de forma perpendicular à carcaça, ficando envoltos, geralmente, por tijolos refratários de carbeto de silício (SiC), formando um conjunto de trabalho em regime simbiótico. O fluxo térmico acentuado originado pela passagem periférica dos gases internos do alto-forno atravessa, longitudinalmente, as placas no sentido do interior para o exterior do forno, ocasionando movimentação dessas placas que é favorecida pela alta condutividade térmica dos materiais aplicados (refratários e cobre). A elevada circulação da água quimicamente tratada realiza a troca térmica do sistema, não permitindo que a carcaça metálica atinja a faixa de temperaturas onde ocorrem as mudanças de fases ou crescimento de grãos que favorecem a deformação plástica através do movimento das discordâncias do arranjo atômico (JAMESON; LUNGEN; LAO, 1995).

No caso dos *stave coolers*, o princípio de funcionamento é similar ao das placas de refrigeração. Os *stave coolers* podem ser fabricados com cobre 99,9% de pureza ou ferro fundido nodular. A condutividade térmica é o fator que determina a escolha entre ferro fundido ou cobre, sendo que em alguns casos pode-se utilizar materiais refratários aplicados nas costelas (região com aletas na face quente) desses componentes.

Os projetos de *stave coolers* evoluíram ao longo da sua história de utilização, para o caso dos *stave coolers* de ferro fundido essa evolução está representada na Figura 6, para os *stave coolers* de cobre essa tecnologia foi iniciada em 1979, no Alto-Forno 4 da planta de Hamborn da thyssenkrupp[®], e no final do século XX (KIM; CHOI, 2021), ocorreu ampliação da utilização, apresentando melhores resultados para os aspectos de transferência de calor que os de ferro fundido. Atualmente, em uso, existem modelos de

Figura 6 - Histórico da configuração dos projetos dos *stave coolers* de ferro fundido

	Primeira Geração	Segunda Geração	Terceira Geração	Quarta Geração
Construção				
Principais Melhorias		<ol style="list-style-type: none"> 1. Curvatura em 90° do tubo da extremidade 2. Refrigeração com água purificada 	<ol style="list-style-type: none"> 1. Instalação do tubo de canto para refrigeração 2. Instalação do tubo de serpentina 	<ol style="list-style-type: none"> 1. Uso de material refratário monolítico para proteção da face quente 2. Redução da espessura
Ano de Implantação	1969	1974	1977	1985

Fonte: (KAWAOKA et al., 2016)

diversas gerações, apresentando cada uma seus pontos positivos e negativos. Exemplos de placas de refrigeração e *stave coolers* são mostrados na Figura 7 e na Figura 8. As vantagens dos *stave coolers* em relação às placas de refrigeração são:

- Menor espessura de parede o que possibilita um aumento do volume interno do alto-forno;
- Desgaste regular do revestimento, provocando menor efeito na distribuição de carga;
- Menores custos de manutenção;
- Menores problemas de vazamentos de gás de alto-forno (segurança e meio-ambiente) devido a estanqueidade proporcionada;
- Menor solicitação na carcaça pelo resfriamento mais eficiente e uniforme;
- Menores custos operacionais do alto-forno;
- Proporciona maior vida útil e melhor eficiência operacional do alto-forno.

Figura 7 - Placas de refrigeração para altos-fornos



Figura 8 - *Stave coolers* para altos-fornos



Mecanismos de Falhas do Sistema de Refrigeração

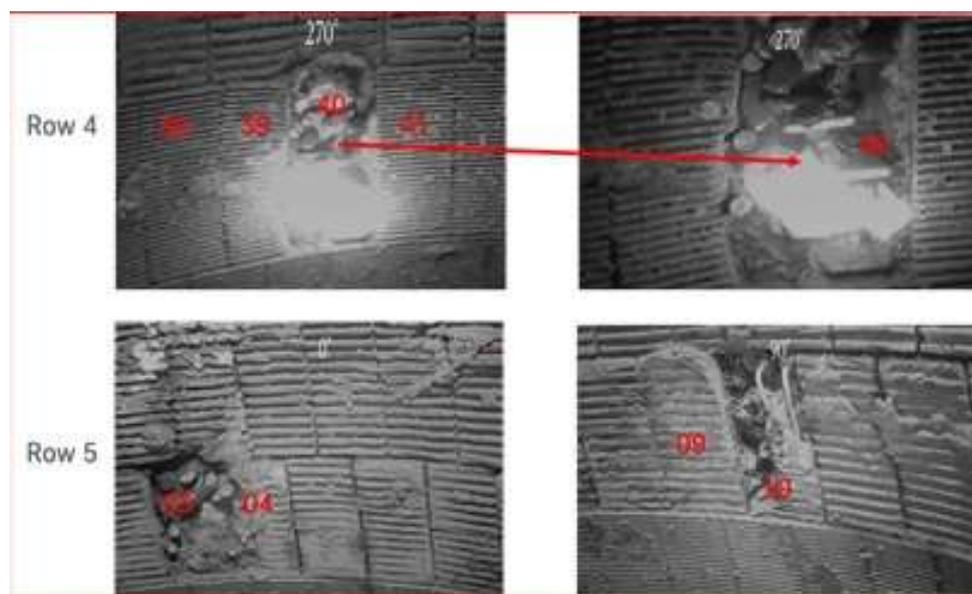
Os *stave coolers* inicialmente eram fabricados com ferro fundido, sendo que os principais motivos de falhas desses componentes são o desgaste e a perda de material nas quinas e arestas. Isso ocorria, principalmente, devido ao posicionamento afastado das linhas de refrigeração em relação às extremidades em somatória à baixa condutividade térmica do ferro fundido. O material isolante utilizado no recobrimento dos tubos de refrigeração para prevenir desgaste químico no processo de fundição gerava perda de capacidade de refrigeração, causando altas temperaturas e, conseqüentemente, trincas e desgaste acentuado. Na quarta geração de *stave coolers*, foram adicionados tubos de canto para prevenção dessas falhas.

Nos *stave coolers* de cobre laminado os mecanismos de falhas são minimizados. A placa de cobre é laminada com pequenas tolerâncias dimensionais em todas as superfícies. Os canais de refrigeração podem ser usinados com elevada precisão e localizados próximos aos cantos e quinas devido a menor necessidade de espessura das paredes, visto que essa espessura reduzida das paredes garantem a estanqueidade do componente. A distância entre as linhas de refrigeração dos *stave coolers* de cobre é inferior a dos *stave coolers* de ferro fundido, podendo eliminar a deficiência de refrigeração que ocorre, normalmente, nos *stave coolers* de ferro fundido. A condutividade térmica do cobre é muito elevada se comparada com a do ferro fundido, sendo necessário manter a temperatura desses componentes abaixo de 150°C a fim de se preservar intactas as suas propriedades mecânicas.

Os principais mecanismos de falhas dos *stave coolers* de cobre estão relacionados com as variações da carga térmica, gerando o chamado “efeito banana” que tem como consequência a deformação das suas extremidades, resultando no rompimento das soldas nas regiões de união entre os *stave coolers* e os tubos de refrigeração, como nos Altos-Fornos da Ternium[®] Ltda. Brasil Ltda. mostrados na Figura 9. No caso dos *stave coolers* de ferro fundido, esses mecanismos estão relacionados com o travamento das juntas de compensação, que passam por variações dimensionais devido às solicitações térmicas e também por ruptura dos parafusos de fixação. Esse travamento, aliado a movimentação dos *stave coolers*, tem como consequência o rompimento dos tubos de refrigeração que não apresentam resistência mecânica suficiente para sustentar os *stave coolers*.

Nos últimos anos, têm sido realizados diversos trabalhos de pesquisa que analisam os comportamentos termomecânicos dos *stave coolers* em diferentes configurações de processo e outras possibilidades de fluidos de refrigeração como o estudo de Azad e Singh (2018) e também estudos comparando os resultados de simulações numéricas com resultados práticos como as análises realizadas por Mohanty, Sahoo e Moharana (2015) que

Figura 9 - Falhas em *stave coolers* da Ternium[®] Brasil Ltda.



utilizaram os dados produtivos da Planta Siderúrgica de Rourkela na Índia. No estudo realizado, neste trabalho, os resultados computacionais foram comparados com os dados de processo da Ternium[®] Brasil Ltda. Além desses trabalhos mencionados, destacam-se outras análises que envolvem as falhas do sistema de refrigeração e mudanças de projeto estrutural dos altos-fornos para evitá-las (SMITH et al., 2013), alterações nos dispositivos contra desgaste prematuro (SIMOES et al., 2014), (HARVEY; HORWOOD, 2019) e também sobre os mecanismos mecânicos, químicos e termodinâmicos de desgaste dos *stave coolers* em (DENG et al., 2017).

Altos-Fornos da Ternium[®] Brasil

A Ternium[®] é uma das empresas líderes na produção de aço na América Latina. Fabrica uma grande variedade de produtos, incluindo chapas galvanizadas e eletro galvanizadas, folha de flandres, laminados a quente e laminados a frio. Também se dedica a atender clientes que operam na construção civil, na indústria de eletrodomésticos, bens de capital, energia, alimentos e automóveis. Produz aços longos, tais como fio-máquina e componentes de construção metálica.

Com uma capacidade de produção anual de, aproximadamente, 12,4 milhões de toneladas de produtos acabados de aço e 20.700 funcionários, a Ternium[®] tem centros de produção localizados no Brasil, na Argentina, na Colômbia, na Guatemala, no México e nos Estados Unidos, bem como uma rede de serviços e centros de distribuição na América

Figura 10 - Centros de produção da Ternium[®]



Fonte: Ternium Brasil, 2021

Latina como mostrado na Figura 10. Além disso, a Ternium[®] participa do grupo de controle da Usiminas[®], empresa do ramo siderúrgico brasileiro.

A usina siderúrgica da Ternium[®] Brasil localizada na cidade do Rio de Janeiro-RJ, conforme Figura 11, apresenta dois altos-fornos com a mesma capacidade produtiva. O Alto-Forno 1 e o Alto-Forno 2 tiveram suas campanhas operacionais atuais iniciadas, respectivamente, em junho e dezembro 2010. Nesse período, a planta industrial pertencia ao grupo europeu thyssenkrupp[®]. Os sistemas de refrigeração desses equipamentos são compostos por *stave coolers* no corpo e por jaquetas no cadinho, e os regeneradores são de câmara de combustão externa.

Os fatos ocorridos no início de operação desses Altos-Fornos e da planta da Ternium[®] Brasil trouxeram diversas instabilidades operacionais que foram agravadas pelo grande número de paradas sequenciais das unidades produtivas, ocasionando resultados indesejáveis a estes equipamentos. Posteriormente, foram definidas ações de preservação, objetivando restabelecer as condições operacionais e estender a vida útil dos Altos-Fornos e seus equipamentos periféricos (VIEIRA JUNIOR; MANGIAVACCHI; PONTES, 2020).

Os *stave coolers* dos Altos-Fornos da Ternium[®] Brasil são de cobre laminado, entre a primeira fileira da rampa até a quarta fileira localizada na cuba inferior, e são de ferro fundido da quinta fileira até a oitava fileira, estendendo da cuba inferior à cuba superior. No Alto-Forno 2, entre 2018 e 2021, foram instalados *stave coolers* novos, sendo alguns de

Figura 11 - Centro de produção da Ternium [®] Brasil



Fonte: Ternium Brasil, 2021

Tabela 1 - Principais características dos altos-fornos da Ternium[®] Brasil

ITEM	UNIDADE	VALOR
Volume Interno	m^3	3284
Volume de Trabalho	m^3	2775
Capacidade de Produção	t/dia	7500
Quantidade de Furos de Gusa	-	2
Quantidade de Ventaneiras	-	32
Sistema de Distribuição de Carga	-	Topo Sem Cone
Sistema de Refrigeração da Cuba, Ventre e Rampa	-	<i>Stave Coolers</i>
Sistema de Refrigeração do Cadinho	-	Jaquetas

cobre fundido nas fileiras da cuba inferior com o intuito de reduzir as instabilidades operacionais desse equipamento (SILVEIRA et al., 2017). As informações técnicas referentes aos Altos-Fornos da Ternium Brasil estão na Tabela 1 (VIEIRA JUNIOR; MARTINS NETO; OLIVEIRA, 2019).

Manutenção Preventiva e Corretiva do Sistema de Refrigeração

As falhas que ocorreram tanto nos *stave coolers* de cobre quanto nos de ferro fundido, descritas anteriormente, apresentam técnicas de reparos que visam manter a refrigeração em acordo com a configuração de projeto ou em condições, minimamente, inferiores. Essa manutenção das características de refrigeração, mesmo reduzida, tem como objetivo assegurar as propriedades mecânicas da carcaça metálica dos Altos-Fornos. No caso dos *stave coolers* de cobre, que sofrem o “efeito banana”, as principais técnicas de manutenção preventiva e corretiva, conforme (VIEIRA JUNIOR; MARTINS NETO; OLIVEIRA, 2019) e (HO; CHEN; TUNG, 2013) são:

- Recuperação por soldagem: consiste em realizar a abertura da carcaça metálica do alto-forno, permitindo o acesso do equipamento de soldagem na região da solda de junção entre os *stave coolers* e os tubos externos de refrigeração. Nesse caso, o sistema é restabelecido conforme configuração de projeto;
- Inserção de tubos flexíveis: consiste em passar um tubo flexível pelo interior do canal de refrigeração original. É importante observar que existe a necessidade de preencher o espaço entre o flexível e a linha de refrigeração original com material condutor, visto que o flexível tem diâmetro inferior ao da linha de refrigeração;
- Instalação de *cigar coolers*: consiste em instalar peças de cobre refrigeradas, transversalmente às linhas danificadas, garantindo a refrigeração na região;

- Alargamento do furo da carcaça metálica dos Altos-Fornos: consiste em abrir, preventivamente, a furação original da carcaça com o objetivo de evitar que o tubo externo de refrigeração deslocado pelo “efeito banana” se apoie na sede do furo original, causando um esforço indesejado e, conseqüentemente, o rompimento da solda de junção entre esse tubo e o corpo do *stave cooler*.

No caso do mecanismo de falha dos *stave coolers* de ferro fundido, as técnicas de manutenção são similares às técnicas utilizadas nos *stave coolers* de cobre. No entanto, em relação à soldagem não é preciso realizar a abertura da carcaça para permitir a execução do reparo, mas existe a necessidade de prolongamento dos tubos de refrigeração e adaptação da fixação dos *stave coolers* que passa a ser realizada através dos tubos de refrigeração. Atualmente, existem outras técnicas de preservação em desenvolvimento como descrito por Vickress et al. (2016), essas novas técnicas ainda não estão sendo utilizadas nos altos-fornos da Ternium[®] Brasil.

Propriedades dos Materiais Aplicados no Sistema de Refrigeração

Os materiais utilizados para fabricação dos componentes do sistema de refrigeração são o cobre e o ferro fundido. Os materiais aplicados na fabricação dos dispositivos recomendados para manutenção do sistema de refrigeração são o cobre e o aço. As carcaças dos Altos-Fornos da Ternium[®] Brasil também são fabricadas em aço e o fluido utilizado para refrigeração é a água abrandada. Em situações específicas, são utilizados materiais refratários de diferentes características para proteger os componentes listados acima.

Materiais dos *Stave Coolers*

Os *Stave Coolers* utilizados nos Altos-Fornos da Ternium[®] Brasil são fabricados em cobre e ferro fundido. No caso do cobre, eles são fabricados através do processo de laminação e, no ferro fundido, como o próprio nome indica, são através do processo de fundição. Foram instalados, recentemente, *Stave Coolers* de cobre fundido em substituição a alguns dos que foram danificados ao longo da campanha de um dos Altos-Fornos da Ternium[®] Brasil. Na Tabela 2, são apresentadas as principais propriedades do cobre laminado.

O cobre laminado ou fundido quando exposto a elevadas temperaturas apresenta reduções no limite de escoamento e no limite de resistência mecânica (KESHARWANI,

Tabela 2 - Propriedades do cobre laminado

CARACTERÍSTICAS	VALORES
Material do Corpo	CU-HCP CW021A
Material do Tubo Externo	CU-OF CW008A
Teor de Cobre	99,9%
Teor de Fósforo	50 a 140 ppm
Condutividade Elétrica	Mínimo 95% IACS
Limite de Resistência	200 a 220 MPa
Limite de Escoamento	Mínimo 45MPa
Alongamento	Mínimo 45%

Fonte: (VIEIRA JUNIOR; MARTINS NETO; OLIVEIRA, 2019)

Tabela 3 - Propriedades do cobre fundido

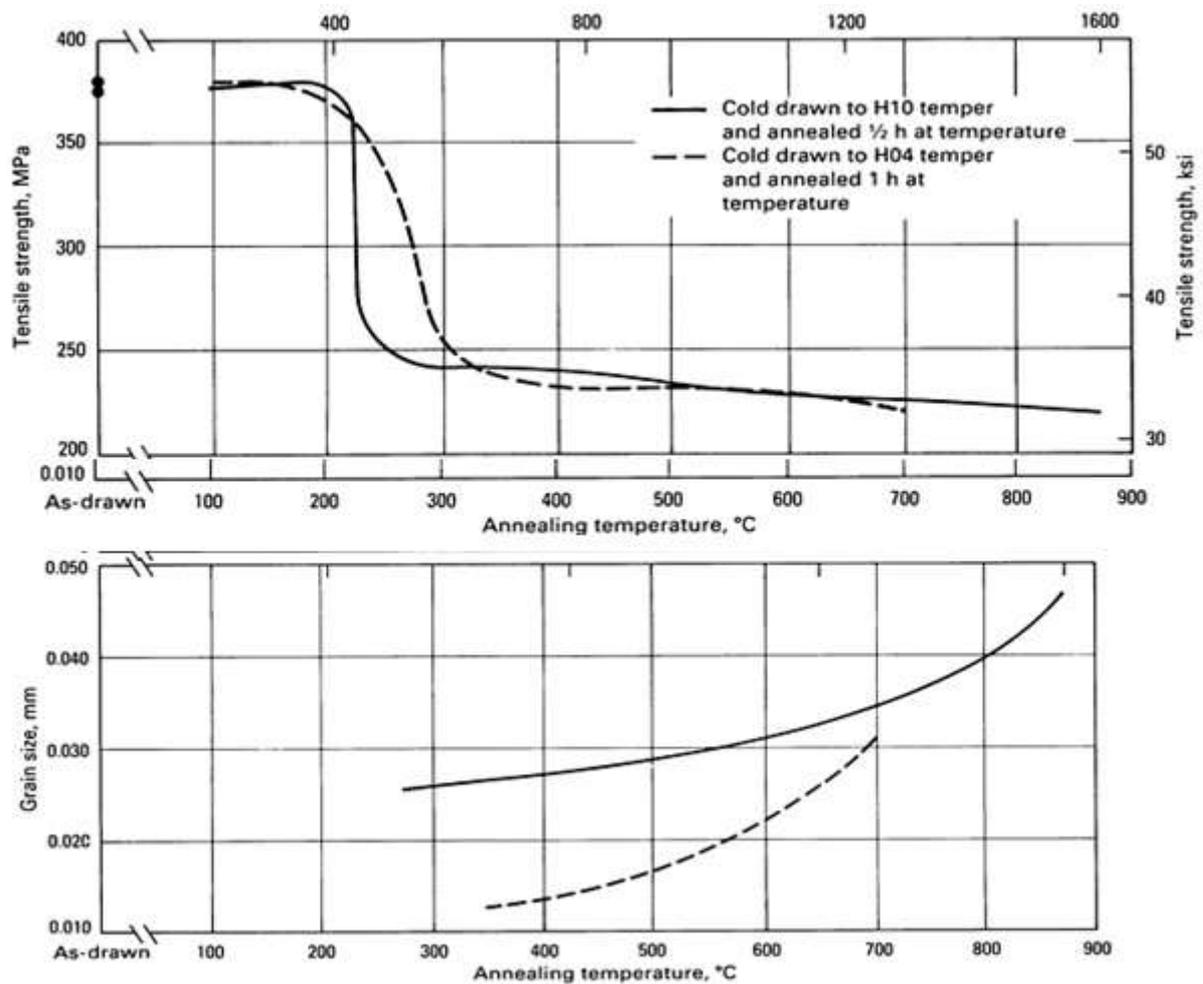
CARACTERÍSTICAS	VALORES
Material do Corpo	DIN EN 1982 Grade A
Material do Tubo Externo	Monel 400
Teor de Cobre	99,9%
Condutividade Elétrica	Mínimo 80% IACS
Limite de Resistência	Mínimo 150MPa
Limite de Escoamento	Mínimo 40MPa
Alongamento	Mínimo 25%

Fonte: (VIEIRA JUNIOR; MARTINS NETO; OLIVEIRA, 2019)

2010). Essas reduções em taxas elevadas estão relacionadas ao aumento do tamanho de grão, como mostrado na Figura 12, a título de exemplo, para o cobre que foi submetido a um determinado processo de tratamento térmico. Em temperaturas próximas a 370°C ocorre, de forma completa, o fenômeno conhecido como amolecimento do cobre que se caracteriza pela redução abrupta de suas propriedades mecânicas. Na Tabela 3, são apresentadas as principais características do cobre fundido (ASM, 1990).

No caso dos ferros fundidos é observada situação semelhante, mas com reduções das propriedades mecânicas em taxas inferiores às observadas no cobre, devido ao crescimento do tamanho de grão (JR, 2001) ocorrer de forma mais suave. Esta situação ocorre em temperaturas próximas a 500°C. Na Tabela 4, são apresentadas as principais características do ferro fundido.

Figura 12 - Desempenho do cobre em relação à temperatura



Fonte: (ASM, 1990)

Tabela 4 - Propriedades do ferro fundido

CARACTERÍSTICAS	VALORES
Material do Corpo	EN-GJS-400 15U (GGG40) DIN EN 1563
Material do Tubo Externo	GB/T8163-1999 Grade 10 ou igual
Composição Química	3,00%Si e 3,70%C
Limite de Resistência	400MPa
Alongamento	15%

Fonte: (VIEIRA JUNIOR; MARTINS NETO; OLIVEIRA, 2019)

Tabela 5 - Propriedades do refratário de preenchimento

CARACTERÍSTICAS	VALORES
Composição Química	32,0%SiO ₂ e 63,0%Al ₂ O ₃
Massa Específica (1000°C x 5h)	2,45g/cm ³
Resistência à Compressão	60MPa
Adição de Água	7,0%
Tempo de Pega	240min

Fonte: (VIEIRA JUNIOR; MARTINS NETO; OLIVEIRA, 2019)

Tabela 6 - Propriedades dos refratários de proteção da face quente dos *stave coolers*

CARACTERÍSTICAS	VALORES	
	Baixo Cimento	Sílica Coloidal
Massa Específica	2,40 g/cm ³	2,55 g/cm ³
Porosidade Aparente	19%	18%
Adição de Água	6,0-7,2%	6,4-7,4%
Acelerador		~ 0,7%
Temperatura Máxima de Trabalho	1650°C	1600°C
Termo-expansão		0,50%
% Al ₂ O ₃	≥ 50,0%	≤ 22,0%
% SiO ₂	≤ 34,0%	≤ 12,0%
% SiC	≥ 6,0%	≥ 68,0%
Condutividade Térmica a 1000°C	1,81W/mK	8,15W/m.K

Fonte: (VIEIRA JUNIOR; MARTINS NETO; OLIVEIRA, 2019)

Materiais Refratários

Os materiais refratários, para preservação dos altos-fornos, são aplicados com diversos objetivos, podendo ser usados para preenchimento da região entre a carcaça do alto-forno e o corpo dos *Stave Coolers*, para a proteção da face quente dos *Stave Coolers* contra a abrasão da carga e o excesso de carga térmica, para a proteção dos *Cigar Coolers* instalados e para o preenchimento do espaço entre os flexíveis inseridos e as linhas de refrigeração originais (SCHACHT, 2004). Na Tabela 5, são apresentadas as principais características do refratário de preenchimento entre a carcaça do alto-forno e os *Stave Coolers*.

Os refratários utilizados para proteção da face quente dos *Stave Coolers* são de diferentes tipos, os mais comumente aplicados podem ser classificados quanto ao tipo de aglutinação: por liga hidráulica e baixo cimento ou por sílica coloidal. Na Tabela 6, são apresentadas as principais propriedades desses refratários.

Tabela 7 - Propriedades dos refratários de proteção dos *cigar coolers*

CARACTERÍSTICAS	VALORES
Massa Específica	2,10 g/cm ³
Adição de Água	11,5%
Resistência à Compressão	40MPa
% Al ₂ O ₃	78,0%
% SiO ₂	16,5%

Fonte: (VIEIRA JUNIOR; MARTINS NETO; OLIVEIRA, 2019)

Tabela 8 - Propriedades dos refratários de proteção dos flexíveis

CARACTERÍSTICAS	VALORES
Tamanho de Grão	0,5mm
Condutividade Térmica	9,7W/m.K
Adição de Água	18,0 - 21,0%
% Al ₂ O ₃	13,0%
% SiO ₂	3,8%
% SiC	82,4%

Fonte: (VIEIRA JUNIOR; MARTINS NETO; OLIVEIRA, 2019)

As principais propriedades dos materiais refratários aplicados para proteção dos *Cigar Coolers* são apresentados na Tabela 7.

Na atividade de inserção de mangueiras flexíveis é imprescindível realizar a injeção de massa refratária no espaço entre as mangueiras e a tubulação original. Essa massa refratária tem a finalidade de preencher o local, evitando o aquecimento da atmosfera da região, e de permitir a transferência de calor por condução do interior do forno para a carcaça. Portanto, essa massa refratária apresenta boa condutividade térmica devido a concentração de carbetos de silício. Na Tabela 8, seguem as características dessa massa refratária.

Outros Materiais

Os outros materiais que fazem parte do domínio a ser avaliado, no estudo realizado, são o aço das carcaças dos Altos-Fornos e os fluidos de refrigeração. As carcaças dos Altos-Fornos da Ternium[®] Brasil são fabricadas com aço ASTM A516 de Grau 70. A seguir, na Figura 13, está evidenciado o desempenho mecânico desse tipo de material quando sujeito a variação de temperatura.

Figura 13 - Desempenho mecânico do aço ASTM A516 de grau 70 em relação a variação de temperatura

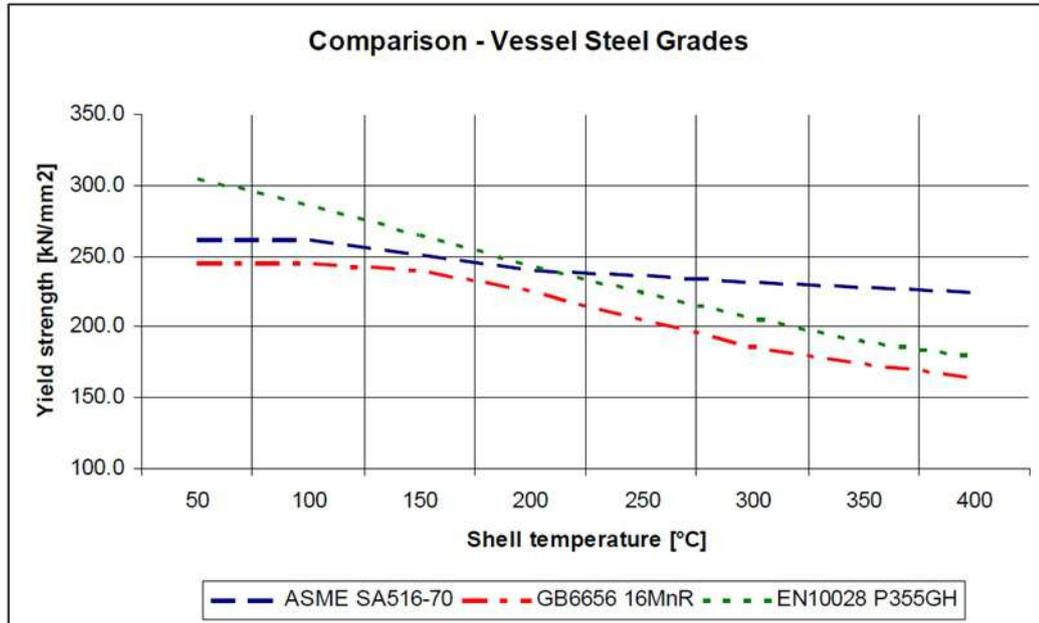


Tabela 9 - Propriedades da água de refrigeração

CARACTERÍSTICAS	VALORES
pH	8,0-10,0
Alcalinidade	$\leq 150ppm$
Cloreto	$\leq 150ppm$
Dureza Total	$\leq 2,0$
Ferro Total	$\leq 3,0$
Nitrito	$\leq 200ppm$
Turbidez	$\leq 30NTU$
Condutividade Elétrica	$\leq 800\mu S/cm$

Fonte: (VIEIRA JUNIOR; MARTINS NETO; OLIVEIRA, 2019)

O fluido utilizado no sistema de refrigeração dos Altos-Fornos é a água abrandada que apresenta as seguintes características apresentadas na Tabela 9.

Para que a água abrandada apresente bom rendimento de troca térmica no sistema de refrigeração é necessário que suas características sejam mantidas dentro dos limites especificados. Assim são evitadas as anomalias de deposição de partículas sólidas insolúveis, a corrosão das tubulações, a incrustação de partículas sólidas solúveis e a proliferação de organismos microbiológicos.

1 FORMULAÇÃO MATEMÁTICA

1.1 Modelagem do Sistema de Refrigeração

Os aspectos relacionados ao sistema de refrigeração dos altos-fornos, são regidos pelas equações da dinâmica dos fluidos existentes desde o século XVIII e aprimoradas no século XX com as teorias de Camada Limite por Prandtl, Sustentação Aerodinâmica por Lanchester-Prandtl e Limite de Estabilidade dos Escoamentos por Reynolds. A resolução das equações de mecânica dos fluidos exige, frequentemente, enorme esforço analítico, sendo necessário recorrer, em muitos casos, ao cálculo numérico (PONTES; MANGIAVACCHI, 2016) para obtenção das soluções. Mesmo assim, é imprescindível a simplificação de algumas delas.

A primeira equação analítica básica que governa o movimento de um fluido é a da continuidade que se baseia em um volume de controle V , fixo no espaço, simplesmente conexo, através do qual um fluido com densidade ρ escoar. Considera-se, ainda, que \mathbf{v} é o campo de velocidades do escoamento, e \mathbf{S} a superfície externa que o delimita e \mathbf{n} o vetor unitário perpendicular à superfície em cada ponto orientado para fora. Tem-se que pelo princípio de conservação da massa a taxa de acumulação de massa dentro do volume será igual ao fluxo de massa para fora do volume. Escrevendo esse balanço de forma diferencial, a representação da conservação da massa será conforme descrito na equação (4):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho v_j) = 0 \quad (4)$$

As equações de quantidade de movimento de um meio contínuo, também, governam o escoamento de um fluido e podem ser apresentadas, levando em conta um volume fixo no campo de velocidades de um meio contínuo. Essas relações podem ser descritas como a taxa de acumulação de quantidade de movimento dentro de um volume de controle que é equivalente ao fluxo líquido de quantidade de movimento para fora do volume somado a resultante das forças aplicadas à superfície de controle mais a resultante das forças de volume. Esse balanço pode ser escrito na forma diferencial conforme a equação (5):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v_j) + v_i \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho v_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_j} + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_i} + \rho g_j \quad (5)$$

As outras equações importantes que se aplicam em casos envolvendo transferência

de calor em escoamento de fluidos são as originárias da aplicação da conservação de energia. Apesar da energia ser uma grandeza escalar, o número de equações resultantes dessa aplicação é bem maior que da conservação de momento que é uma grandeza vetorial. Através desse conceito tem-se: a equação da energia cinética de uma partícula do fluido, a equação da entalpia de uma partícula, a equação da evolução da entropia e a equação da evolução da temperatura de uma partícula para o caso de fluido incompressível. Ao ser aplicado o princípio da conservação de energia a um meio contínuo, depara-se com as variáveis de fluxo de calor e temperatura, resultando em um número maior de incógnitas do que de equações. Portanto, é necessário utilizar uma equação constitutiva, a Lei de Fourier, que está descrita na equação (6):

$$q_j = -k \frac{\partial T}{\partial x_j} \quad (6)$$

A equação da temperatura, que é obtida da equação da energia interna - equação (7)-, pode ser escrita como a equação 8:

$$\frac{De_j}{Dt} = -\frac{1}{\rho} p \frac{\partial v_i}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \tau_{ij} \frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\kappa}{\rho} \nabla^2 T + \frac{\dot{Q}}{\rho} \quad (7)$$

$$e = C_p T \quad (8)$$

A difusividade térmica (α), descrita pela relação mostrada na equação (9), é um termo que contém somente propriedades físicas do fluido, sendo também considerada como uma propriedade física.

$$\alpha = \frac{\kappa}{\rho C_p} \quad (9)$$

A equação da temperatura, após as transformações de substituição das equações (7), 8 e 9, pode ser escrita na forma vetorial conforme equação (10):

$$\frac{DT}{Dt} = -\frac{1}{\rho C_p} p \frac{\partial v_j}{\partial x_j} + \frac{1}{\rho C_p} \tau_{ij} \frac{\partial v_i}{\partial x_j} - \frac{1}{\rho C_p} \frac{\partial q_j}{\partial x_j} + \frac{\dot{Q}}{\rho C_p} \quad (10)$$

Os fenômenos relacionados à transmissão de calor no corpo do *stave cooler*, no material refratário de preenchimento e na carcaça metálica dos Altos-Fornos são explicados

pela equação geral da transmissão de calor. Essa equação é baseada no balanço de energia em um volume de controle, resultando na relação matemática exposta na equação (11):

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \cdot \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) + \dot{Q}_T \quad (11)$$

As condições de contorno para a equação geral da transmissão de calor podem ser de três tipos:

- Primeiro tipo: temperatura prescrita (Dirichlet);
- Segundo tipo: fluxo de calor prescrito (Neumann);
- Terceiro tipo: condição de convecção prescrita (Robin).

As condições de contorno de convecção prescrita são governadas pela Lei de Resfriamento de Newton, descrita pela equação (12), onde h é o coeficiente de transferência de calor por convecção, T_s é a temperatura da superfície e T_e é a temperatura de referência do fluido:

$$q = h(T_s - T_e) \quad (12)$$

Todas as equações listadas nesta seção são as bases da construção do modelo numérico relacionado com o sistema de refrigeração dos Altos-Fornos. Essas equações analíticas resolvem uma quantidade muito pequena dos problemas relativos aos escoamentos de fluidos e a transmissão de calor, e os problemas práticos necessitam de equações discretas em sistemas computacionais para alcançar a convergência e a estabilidade dos resultados estimados. Portanto, os métodos de discretização dessas equações, os escoamentos e os fenômenos de transferência de calor nos *stave coolers* foram analisados com modelo de volumes finitos de fluidodinâmica computacional (CFD) conforme (FERZIGER; PERIC, 2002), (DONEA; HUERTA, 2003) e (HUGHES, 1987).

1.2 Modelos Matemáticos e Numéricos Aplicáveis

1.2.1 Equações Promediadas

As equações (4), (5) e (11) descritas referem-se, geralmente, a escoamentos em regime laminar devido a grande complexidade em utilizá-las para soluções de escoamentos

turbulentos. Para a descrição dos fenômenos envolvidos com o escoamento turbulento, normalmente, usa-se o conceito da decomposição das grandezas físicas na soma de um campo médio temporal e de uma componente de flutuação turbulenta, cuja média é considerada igual a zero. Por exemplo, o campo de velocidade é decomposto conforme a equação (13).

$$v_j = \bar{v}_j + v'_j \quad (13)$$

Ao introduzir os campos de velocidade, de pressão e das grandezas escalares decompostas nas equações da Continuidade, da Quantidade de Movimento e de Transporte de Grandezas Escalares obtém-se as equações da Continuidade, equação (14); Navier-Stokes, equação (15); e Transporte de Temperatura, equação (16), Promediadas de Reynolds.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} [(\rho(\bar{v}_j + v'_j))] = 0 \quad (14)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \bar{v}_j) + \bar{v}_i \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \bar{v}_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\partial \bar{\sigma}_{ij}}{\partial x_i} - \overline{v'_i v'_j} \right) + \rho g_j \quad (15)$$

$$\rho C_p \frac{D\bar{T}}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \cdot \left(\kappa \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} - \overline{T'v'_j} \right) + \dot{Q}_T \quad (16)$$

Para o fechamento das equações promediadas, foi proposto por Boussinesq a existência de efeitos da difusão turbulenta análogos aos efeitos da difusão molecular, simulando um efeito de fluido mais viscoso. De acordo com a proposta de Boussinesq, as tensões turbulentas devem estar relacionadas ao gradiente local das velocidades do escoamento médio através de uma viscosidade característica do escoamento, chamada de viscosidade turbulenta (μ_t). Portanto, define-se como viscosidade efetiva (μ_{eff}) a junção dos efeitos difusivos moleculares e turbulentos, descritos pela equação (17), que representa o efeito aparente do aumento da viscosidade do fluido.

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (17)$$

1.2.2 Modelo de Turbulência Utilizado

O modelo matemático aplicado para descrever os fenômenos de turbulência, envolvidos no sistema analisado, é construído a partir da viscosidade turbulenta baseada em duas equações de transporte: uma equação diferencial de transporte para resolver a energia cinética (κ) e outra equação diferencial de transporte para resolver a dissipação de energia cinética por unidade de massa (ϵ). Esse modelo, conhecido como Modelo $\kappa - \epsilon$ (FREIRE; ILHA; COLAÇO, 2006) (FADL; LUCA; MARWAN, 2016), é utilizado quando uma estimativa menos refinada dos fenômenos de turbulência é requerida, sendo que existem outros modelos físicos com efeitos mais significativos que os efeitos do próprio modelo de turbulência $\kappa - \epsilon$.

O modelo $\kappa - \epsilon$ representa as duas equações mais utilizadas nas áreas de engenharia, e é considerado, atualmente, como o modelo padrão para situações industriais, apresentando um bom equilíbrio entre precisão e robustez. Dentre as variações existentes, foi escolhido para as análises o Modelo $\kappa - \epsilon$ Padrão. As equações de transporte podem ser obtidas através das equações de Cauchy, utilizando o tensor de tensões de Navier-Stokes (JOUBERT, 1997) (Daniel A. Flórez-Orrego, 2012), aliado ao conceito das médias de Reynolds. A equação para κ é representada pela equação (18):

$$\frac{\partial \kappa}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \kappa}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\frac{\bar{p}}{\rho} u'_j + \frac{1}{2} \kappa u'_j - \nu \frac{\partial \kappa}{\partial x_j} \right] - \overline{u'_i u'_j} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \nu \overline{\left(\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} \right)^2} \quad (18)$$

Os termos a esquerda da igualdade na equação 18, representam a taxa de variação local e o transporte convectivo, e os termos entre colchetes são: os dois primeiros relacionados ao transporte difusivo turbulento decorrente das flutuações nos campos de pressão e velocidade e o terceiro é o transporte molecular-difusivo de κ . O penúltimo é o termo de produção que representa a taxa de transferência de energia do fluxo médio para o fluxo turbulento. O último termo representa a conversão da energia cinética em energia interna da turbulência em pequenas escalas. Ela também pode ser interpretada como a taxa de dissipação viscosa, representada pela letra grega ϵ .

A equação exata para o transporte da dissipação viscosa é representada na equação (19) e também pode ser obtida através da Equação de Navier-Stokes, utilizando as médias de Reynolds.

Tabela 10 - Valores das constantes do modelo de turbulência padrão $\kappa - \epsilon$

CONSTANTES	VALORES
C_μ	0,09
σ_ϵ	1,30
σ_κ	1,00
$C_{\epsilon 1}$	1,44
$C_{\epsilon 2}$	1,92

Fonte: (PONTES; MANGIAVACCHI, 2016)

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} = P\epsilon + D\epsilon + d\epsilon \quad (19)$$

Os termos $P\epsilon$, $D\epsilon$ e $d\epsilon$ representam a produção, a difusão e a destruição de ϵ , em analogia ao procedimento adotado para κ . As equações exatas contém um grande número de variáveis e duplas correlações entre as flutuações da velocidade e dos gradientes de pressão e velocidade. Devido a dificuldade em obter a descrição exata desses termos, eles são modelados utilizando técnicas de análise dimensional e interpretação dos processos físicos envolvidos. As aplicações de hipóteses e aproximações citadas, anteriormente, criam a formulação padrão $\kappa - \epsilon$ para elevados Números de Reynolds, representada na equação (20) e na equação (21). A viscosidade turbulenta é definida pela equação (22).

$$\frac{\partial \kappa}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \kappa}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu \frac{\nu_t}{\sigma_\kappa} \right) \frac{\partial \kappa}{\partial x_i} \right] + \left[\nu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \kappa \delta_{ij} \right] - \epsilon \quad (20)$$

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu \frac{\nu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \kappa \epsilon}{\partial x_i} \right] + C_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{\kappa} \left[\nu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \kappa \delta_{ij} \right] \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - C_{\epsilon 2} \frac{\epsilon^2}{\kappa} \quad (21)$$

$$\nu_t = C_\mu \frac{\kappa^2}{\epsilon} \quad (22)$$

Os valores das constantes C_μ , σ_κ , σ_ϵ , $C_{\epsilon 1}$ e $C_{\epsilon 2}$, na formulação padrão do Modelo Turbulento $\kappa - \epsilon$, são obtidos por correlações de vários dados de experimentos turbulentos, e são apresentados na Tabela 10.

1.2.3 Modelo de Tratamento em Regiões Próximas às Paredes

As flutuações dos componentes da velocidade ao longo de κ desaparecem, resultando na existência de regiões inativas, as quais criam extensos gradientes de velocidade e conseqüentemente de κ . Essa situação é induzida pelo fluxo turbulento próximo à região de interface entre fluido e parede. As elevadas tensões turbulentas, em regiões distantes das paredes, diminuem nas camadas adjacentes à parede para valores próximos às tensões viscosas. Para descrever os fluxos nessas regiões é necessário utilizar uma malha numérica refinada que acarreta em excessivos custos computacionais, principalmente, para pequenos Números de Reynolds. Em outro extremo, para grandes Números de Reynolds, não é necessário solucionar o fluxo nas regiões próximas à parede ao assumir a hipótese de que a camada limite turbulenta está totalmente desenvolvida.

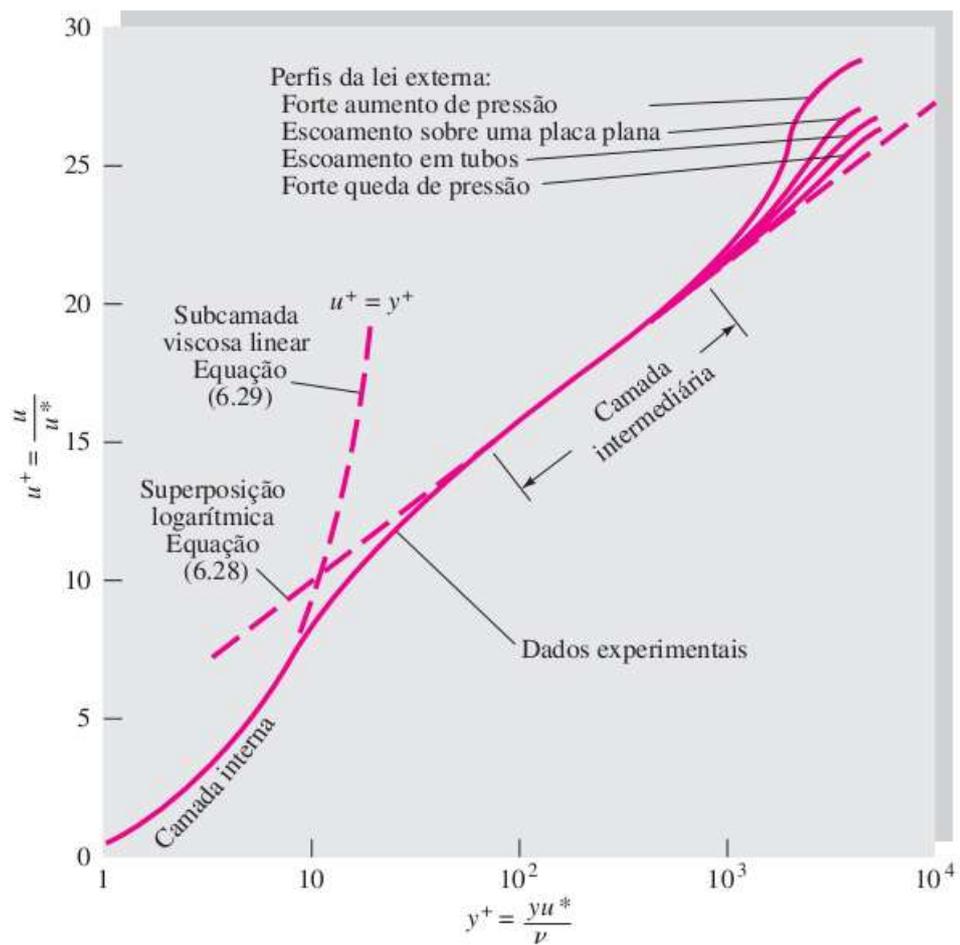
No modelo de formulação da turbulência κ - ϵ , existe a possibilidade de inserir uma função de parede que simula os efeitos diretos da viscosidade molecular na tensão de cisalhamento. A lei logarítmica de camada intermediária pode ser utilizada para descrever o campo de velocidades na região logarítmica ($30 < y^+ < 300$), conforme a Figura 14 e White (2011). É importante ressaltar que a região de subcamada viscosa com velocidade linear ocupa apenas 2% da curva da Figura 14, então pode-se utilizar a equação (23) para descrever essa região também. Existem três regiões destacadas para escoamento da camada limite ao longo da parede: subcamada viscosa com velocidade linear ($0 < y^+ < 5$), superposição das subcamadas viscosa de velocidade linear com a camada limite de velocidade logarítmica ($5 < y^+ < 30$) e camada limite com velocidade logarítmica ($30 < y^+ < 300$).

$$u^* = \frac{1}{k^*} \ln(y^+) + B \quad (23)$$

Na equação (23), k^* é a constante de von Kármán com valor de 0,41, B é um parâmetro que depende da rugosidade com valor de 5,25, μ^* representa a velocidade de atrito, y a distância, em milímetros, do ponto de análise- na direção normal- à superfície da parede de atrito e ν a viscosidade molecular. As definições de μ^+ e y^+ são a velocidade e distância normalizadas, respectivamente. A velocidade de atrito é expressa pela relação matemática na equação (24), onde τ_w é a magnitude da tensão de cisalhamento na parede.

$$\mu^* = \sqrt{\frac{|\tau_w|}{\rho}} \quad (24)$$

Figura 14 - As diferentes regiões de um escoamento próximo à parede



Fonte: (CENGEL; GHAJAR, 2012)

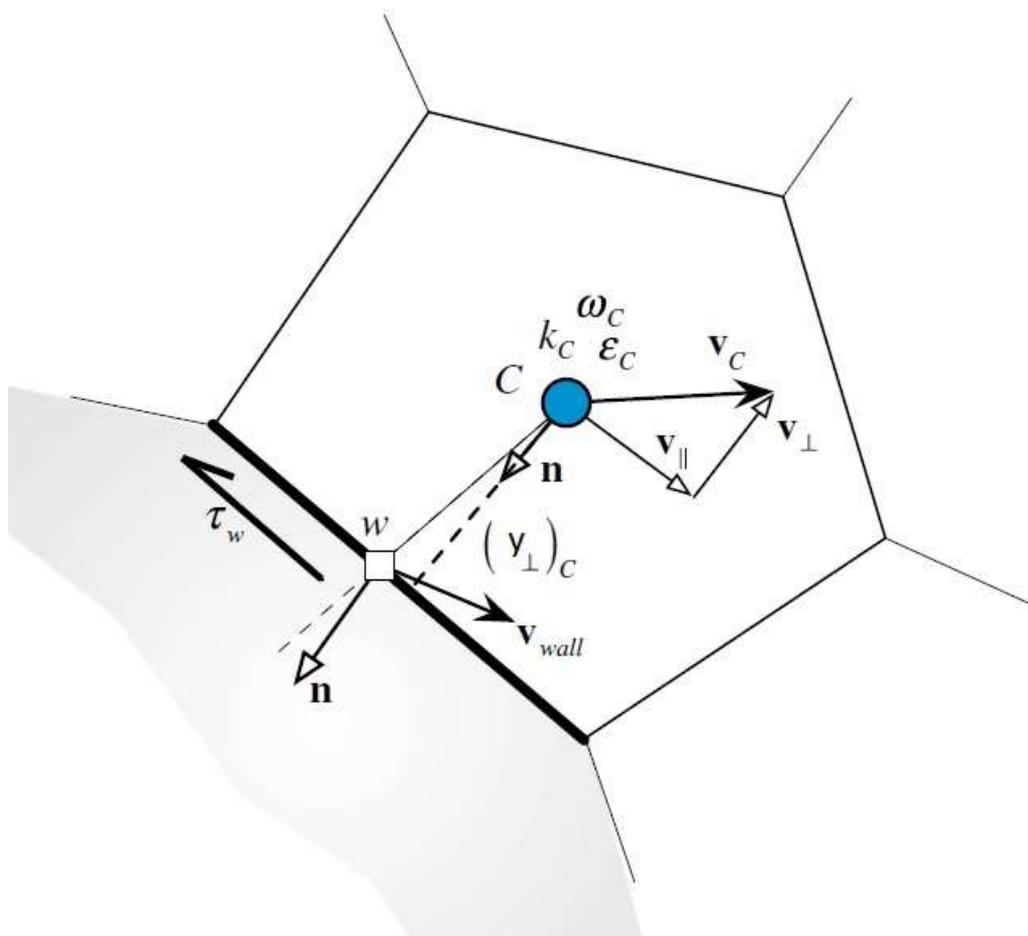
Na Figura 15, pode-se observar que quando resolve-se um escoamento turbulento é necessário realizar modificações para as equações de conservação, no primeiro ponto interno do volume de controle próximo à parede. O valor de y^+ , localizado no primeiro ponto e denotado por y_C^+ , é calculado primeiramente para inferir se o ponto está na subcamada viscosa linear ou na camada limite logarítmica. O valor de y_C^+ é estimado através da definição de y^+ ou $(y_\perp)_C$ e do valor de μ^* obtidos da equação (23). Então, y_C^+ é representado pela equação (25).

$$y_C^+ = \frac{C_\mu^{0,25} \cdot k_c^{0,5}}{\nu} \cdot (y_\perp)_C \quad (25)$$

Medições e simulações numéricas diretas mostram que a turbulência é insignificante na descrição da subcamada viscosa com velocidade linear e os efeitos viscosos são pequenos na camada limite com velocidade logarítmica. Sabe-se que ambos efeitos são importantes na região de subcamada superposta, e que a máxima turbulência ocorre aproximadamente em $y^+ = 12$. Na região de superposição, a localização de análise contém leve relação com o Número de Reynolds, apresentando muitas dificuldades para criação do modelo de escoamento. Portanto, os modelos de turbulência não são bem aceitos para a região de superposição, sendo aconselhável alocar o primeiro ponto na região da primeira subcamada viscosa para baixos Números de Reynolds, e alocar esse ponto na região da camada limite logarítmica para elevados Números de Reynolds.

A transição da subcamada viscosa para a camada limite logarítmica ocorre no valor limite de y^+ , denominado de y_{lim}^+ . Diversos valores para y_{lim}^+ são conhecidos e estão sempre entre 11 e 12, dependendo da fonte de informação. O valor limite marca a interseção entre a subcamada viscosa e a camada logarítmica. Se o primeiro ponto da malha se encontrar na região de subcamada viscosa com velocidade linear, o fluxo será assumido como laminar, conseqüentemente a viscosidade na parede será a viscosidade laminar μ e a tensão de cisalhamento será computada como no escoamento laminar. Então, um valor de zero é imposto na energia cinética turbulenta κ e a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta ϵ , no centroide do primeiro volume de controle próximo à parede, é estimada pela equação (26).

Figura 15 - Interface de um volume de controle em escoamento turbulento com a parede



Fonte: (FADL; LUCA; MARWAN, 2016)

$$\epsilon_C = \frac{C_\mu^p \cdot k_C^2}{\mu} \quad (26)$$

A partir dessas considerações, o uso de funções específicas de parede podem ser adotadas, reduzindo os custos computacionais. A Função de Parede Escalonável foi escolhida para este estudo devido a ordem de grandeza dos Números de Reynolds envolvidos, juntamente com o fato de que a descrição dos movimentos turbulentos na camada limite são desprezíveis para o caso (FADL; LUCA; MARWAN, 2016).

As Funções de Parede Escalonáveis eliminam as degradações das Funções de Parede Padrão em malhas refinadas com $y^+ < 11$. Essas funções Escalonáveis produzem resultados consistentes para malhas com diferentes refinamentos e para malhas grosseiras, ou seja, se $y_{lim}^+ > 11$ elas serão idênticas às Funções de Parede Padrão.

O propósito dessas funções é forçar o uso da velocidade logarítmica com a abordagem da Função de Parede Padrão. Isso é alcançado com a introdução de um limitador na estimativa de y^+ , onde y^+ é igual a 11,225, conforme a equação (27). Então, essa condição evita o uso de Função de Parede Logarítmica para casos onde a estimativa de y^+ se localiza na região de subcamada viscosa com velocidade linear.

$$\tilde{y}^+ = MAX(y^+, y_{lim}^+) \quad (27)$$

O conceito do uso de Funções de Parede Escalonáveis é de aplicação imediata, ou seja, na formulação de quaisquer Funções de Parede Padrão o termo y^+ será substituído pelo termo \tilde{y}^+ . Para essa definição existe a introdução de um fator de erro, significativa para baixos Números de Reynolds (FLORIAN; THOMAS, 2001), devido a não consideração dos efeitos de deslocamentos da subcamada viscosa nas simulações. No entanto, todas funções de parede não conseguem resolver precisamente essa subcamada viscosa.

1.2.4 O Processo de Discretização

A solução numérica de uma equação diferencial parcial consiste em encontrar o valor das variáveis dependentes (κ , ϵ e outras), em pontos específicos, onde toda a extensão do domínio de interesse pode ser construída. Esses pontos são chamados elementos de

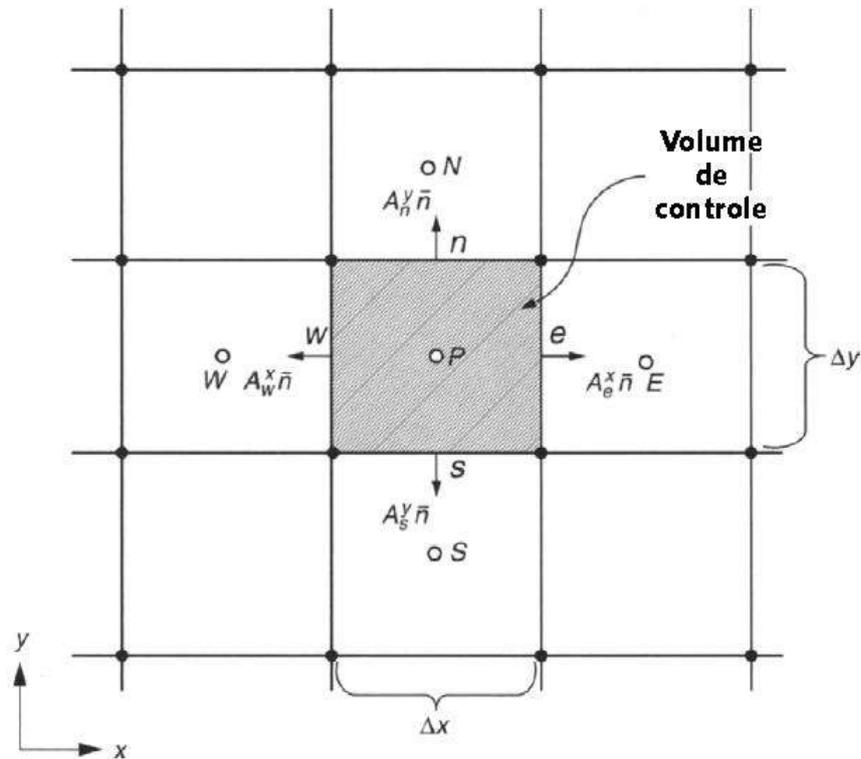
malha ou nós de malha e são resultados de uma discretização da geometria original em um conjunto de elementos discretos que não se sobrepõem, esse processo é denominado de criação de malha. Os nós resultantes ou as variáveis são geralmente posicionados nos centroides dos elementos celulares ou nos vértices, dependendo do procedimento de discretização adotado. O objetivo principal desses métodos de discretização é a substituição da continuidade da solução exata da equação diferencial por valores discretos (FADL; LUCA; MARWAN, 2016), conseqüentemente a distribuição da variável dependente é discretizada. Define-se como processo de discretização a conversão das equações governantes em um conjunto de equações algébricas discretas e o método específico empregado nesse processo é chamado de método de discretização.

A ideia principal do processo de discretização é construir uma técnica numérica para solucionar processos físicos de interesse com o método de discretização implementado em sistemas computacionais. Esse processo pode ser separado nos seguintes tópicos:

- Estabelecimento do modelo geométrico e físico: é o entendimento da formulação matemática validada, conhecendo o domínio geométrico do processo e todos os fenômenos físicos relacionados e podendo simplificar ou ignorar fatores não relevantes para o caso estudado;
- Discretização do domínio: a discretização da geometria resulta na malha na qual as equações de conservação serão resolvidas;
- Topologia da malha: conjunto de equações algébricas em cada elemento da malha, resultantes da integração das equações diferenciais parciais nesses elementos, nas quais existem valores atribuídos para cada variável relacionados com os valores dos seus elementos vizinhos;
- Discretização das equações: transformação das equações diferenciais parciais em um conjunto de equações algébricas, realizada para cada um dos elementos do domínio computacional;
- Solução das equações discretizadas: as equações algébricas obtidas devem ser resolvidas para alcançar os valores discretos das variáveis dependentes. As técnicas utilizadas para solucionar essas equações independem do método de discretização e representam os vários caminhos para se obter a resposta.

Para a discretização das equações regentes dos fenômenos a serem analisados deve-se considerar as malhas bidimensional estruturada, a título de exemplo, como mostrado na Figura 16, e a malha estruturada tridimensional, como apresentado na Figura 17. Onde P é o centroide do elemento em análise, W é centroide do elemento à esquerda do elemento em análise, E é o centroide do elemento à direita do elemento em análise, N é o

Figura 16 - Exemplo de malha 2D para volumes finitos



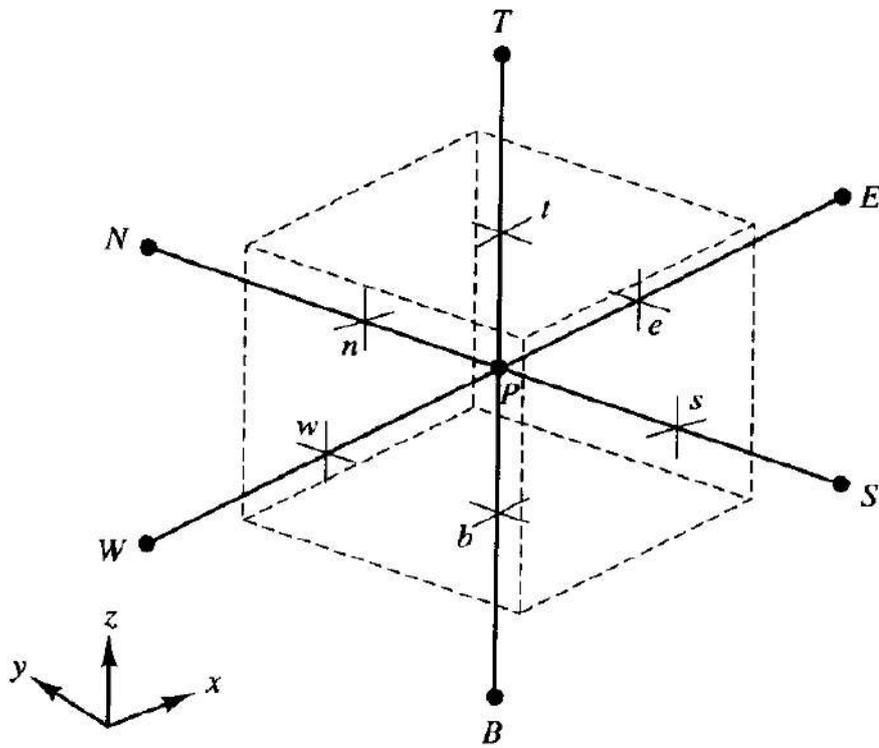
centroide do elemento acima do elemento em análise, S é o centroide do elemento abaixo do elemento em análise, B é o centroide do elemento atrás do elemento em análise, T é o centroide do elemento à frente do elemento em análise e w, s, e, n, b e t são as arestas que delimitam o elemento sob análise. Nos centroides, avaliam-se os valores das variáveis e nas arestas avaliam-se os fluxos.

Para a discretização da equação (4) utiliza-se a integração no volume, em função do balanço de massa, garantindo a conservação das variáveis/propriedades. As equações discretizadas para a Continuidade são:

$$\begin{aligned} \frac{1}{\Delta V} \iiint_V \frac{\partial v_i}{\partial x_j} dV &= \frac{1}{\Delta V} \iint_A v_i dA^{x_j} \approx \frac{1}{\Delta V} \sum_{i=1}^4 v_i A_i^{x_j} = \\ &= \frac{1}{\Delta V} (v_{ie} A_e^{x_j} - v_{iw} A_w^{x_j} + v_{in} A_n^{x_j} + v_{is} A_s^{x_j} + v_{it} A_t^{x_j} + v_{ib} A_b^{x_j}) \end{aligned} \quad (28)$$

Na equação (28), tem-se que $A_n^{x_1} = A_s^{x_1} = A_e^{x_2} = A_w^{x_2}$ são iguais a zero, pois

Figura 17 - Exemplo de malha 3D para volumes finitos



Fonte: (VERSTEEG; MALALASEKERA, 1995)

as projeções dessas áreas são nulas. Além disso, sabe-se que $A_e^{x_1} = A_w^{x_1} = \Delta x_1$ e $A_n^{x_2} = A_s^{x_2} = \Delta x_2$. Então, a forma discretizada da Equação 4, em três dimensões, pode ser escrita conforme a equação (29):

$$\frac{v_e - v_w}{2\Delta x_1} + \frac{v_n - v_s}{2\Delta x_2} + \frac{v_f - v_t}{2\Delta x_3} = 0 \quad (29)$$

Para a discretização da equação (5), considerando os efeitos convectivos e dissipativos, chega-se a equação (30). Onde Γ representa o coeficiente de difusão e S é o termo de geração de energia.

$$\begin{aligned} & (\rho v)_e A_e \frac{1}{2} (\phi_P + \phi_E) - (\rho v)_w A_w \frac{1}{2} (\phi_P + \phi_W) + (\rho v)_n A_n \frac{1}{2} (\phi_P + \phi_N) - \\ & (\rho v)_s A_s \frac{1}{2} (\phi_P + \phi_S) + (\rho v)_t A_t \frac{1}{2} (\phi_P + \phi_T) - (\rho v)_b A_b \frac{1}{2} (\phi_P + \phi_B) + \\ & \Gamma_e A_e \frac{\phi_E - \phi_P}{\delta x_E} - \Gamma_w A_w \frac{\phi_W - \phi_P}{\delta x_W} + \Gamma_n A_n \frac{\phi_N - \phi_P}{\delta x_N} - \Gamma_s A_s \frac{\phi_S - \phi_P}{\delta x_S} + \\ & + \Gamma_t A_t \frac{\phi_T - \phi_P}{\delta x_T} - \Gamma_b A_b \frac{\phi_B - \phi_P}{\delta x_B} + (S_u + S_p \phi_p) = 0 \end{aligned} \quad (30)$$

Em casos de equações para regimes transientes, é permitido a utilização de vários métodos de discretização. Os mais comuns são: o explícito, como na equação (31); o implícito, como na equação (32) e o totalmente implícito, como na equação (33).

$$\frac{\phi^{n+1} - \phi^n}{\Delta t} = F(\phi^n) \quad (31)$$

$$\frac{\phi^{n+1} - \phi^n}{\Delta t} = \theta F^{n+1} + (1 - \theta) F^n \quad (32)$$

$$\frac{\phi^{n+1} - \phi^n}{\Delta t} = F(\phi^{n+1}) \quad (33)$$

A seguir, serão apresentadas as discretizações das equações diferenciais parciais de transporte para κ e ϵ que compõem o modelo de viscosidade turbulenta utilizado no sistema estudado.

1.2.4.1 A Forma Discretizada para a Equação de κ

A equação algébrica da energia cinética turbulenta pode ser escrita como descrito na equação (34):

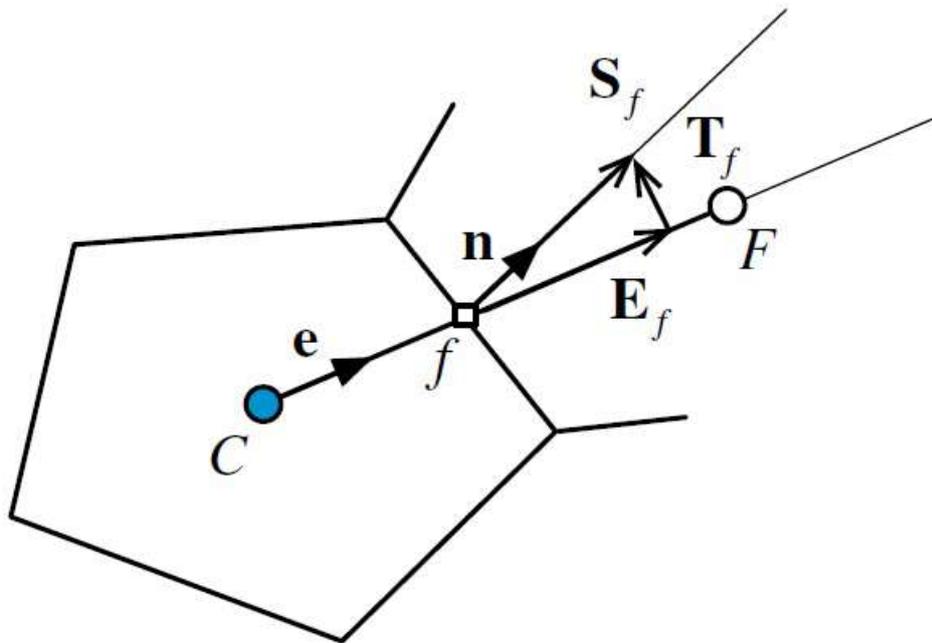
$$\begin{aligned} & \left[\frac{\rho_C \cdot V_C}{\Delta t} - \sum_{F \sim NB(C)} a_F^k + \sum_{f \sim nb(C)} \dot{m}_f + \rho_C \frac{\epsilon_C}{\kappa_C} V_C \right] k_C + \sum_{F \sim NB(C)} \left[-(\mu_{eff,k})_f \frac{E_f}{d_{CF}} - \right. \\ & \left. - \parallel -\dot{m}_f, 0 \parallel \right] k_F = - \sum_{f \sim nb(C)} \dot{m}_f (k_f^{HR} - k_f^U) + \frac{\dot{\rho}_C V_C}{\Delta t} k_C + (P_k)_C V_C + \\ & + \sum_{f \sim nb(C)} (\mu_{eff,k})_f (\nabla k)_f \cdot \mathbf{T}_f \end{aligned} \quad (34)$$

Essa equação pode ser reescrita da seguinte forma apresentada na equação (35):

$$a_C^k k_C + \sum_{F \sim NB(C)} a_F^k k_F = b_C^k \quad (35)$$

Os índices apresentados, na Figura 18, estão em conformidade com aqueles descritos nas equações (29) e (30). Nessas equações, os somatórios indicam que as estimativas são aproximações da integral de superfície para as funções calculadas em relação aos pontos localizados nos centroides das faces do volume adjacente ao volume de controle ($f \sim nb$), ou nos centroides dos volumes finitos vizinhos ($F \sim NB$). Os índices HR e U representam os métodos de discretização de alta resolução e *upwind*, respectivamente. O uso de coeficientes de relaxação para reduzir as alterações excessivas dos valores na variável dependente, algumas vezes, é necessário para estimar este termo.

Figura 18 - Exemplo de volume finito para obtenção da equação discretizada de κ e ϵ



Fonte: (FADL; LUCA; MARWAN, 2016)

1.2.4.2 A Forma Discretizada para a Equação de ϵ

A equação algébrica da taxa de dissipação da turbulência pode ser escrita como:

$$\begin{aligned} & \left[\frac{\rho_C \cdot V_C}{\Delta t} - \sum_{F \sim NB(C)} a_F^\epsilon + \sum_{f \sim nb(C)} \dot{m}_f + C_{e2} \rho_C \frac{\epsilon_C}{\kappa_C} V_C \right] \epsilon_C + \sum_{F \sim NB(C)} \left[- (\mu_{eff,\epsilon})_f \frac{E_f}{d_{CF}} - \right. \\ & \left. - \parallel -\dot{m}_f, 0 \parallel \right] \epsilon_F = \sum_{f \sim nb(C)} (\mu_{eff,\epsilon})_f (\nabla \epsilon)_f \cdot \mathbf{T}_f - \sum_{f \sim nb(C)} \dot{m}_f (\epsilon_f^{HR} - \epsilon_f^U) + \frac{\dot{\rho}_C V_C}{\Delta t} \epsilon_C \\ & + C_{e1} \frac{\epsilon_C}{K_C} (P_k)_C V_C \end{aligned} \quad (36)$$

Analogamente ao caso de κ , a Equação 1.36 pode ser reescrita como:

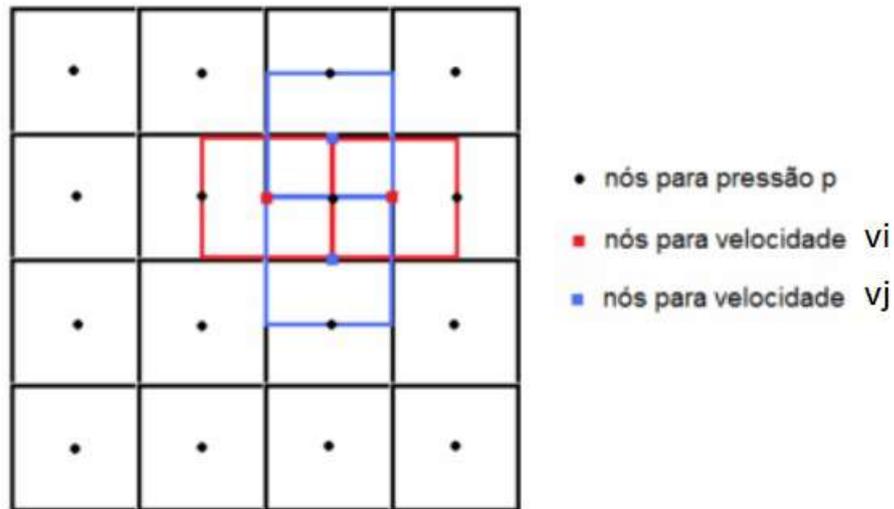
$$a_C^\epsilon \epsilon_C + \sum_{F \sim NB(C)} a_F^\epsilon \epsilon_F = b_C^\epsilon \quad (37)$$

A produção da energia cinética turbulenta (P_k), para a equação (36), é similar ao descrito na equação (34). Os índices dos somatórios apresentam as mesmas referências que as do caso da equação discretizada de κ . O uso de termos de relaxação para reduzir as alterações excessivas nos valores da variável dependente é similar ao caso da energia cinética turbulenta. Os métodos de discretização generalizados estão dispostos nos Anexos A, B, C e D.

1.2.5 Métodos de Solução do Acoplamento Pressão-Velocidade

As equações da Continuidade e do Balanço de Quantidade de Movimento apresentam diversas técnicas numéricas para serem resolvidas, necessitando de um algoritmo que soluciona a pressão e a velocidade simultaneamente. As equações discretas da Continuidade, equação (29), e da Quantidade de Movimento, equação (30), são não lineares e apresentam uma dificuldade intransponível para uma solução iterativa. A equação (30) é uma equação vetorial que pode ser escrita em função das resultantes dos seus componentes em um sistema de equações escalares resolvidas sequencialmente (FADL; LUCA; MARWAN, 2016). O tensor de tensões pode ser reformulado como um termo difusivo tratado implicitamente, com a transposta do gradiente da velocidade avaliada explicitamente, baseada no valor da iteração anterior e adicionada no valor fonte. A principal característica da Equação 29 é que não se pode trabalhar diretamente os valores da equação escalar, pois não está disponível uma equação explícita para pressão na equação de quantidade de movimento.

Figura 19 - Exemplo de malhas deslocadas para acoplamento pressão-velocidade



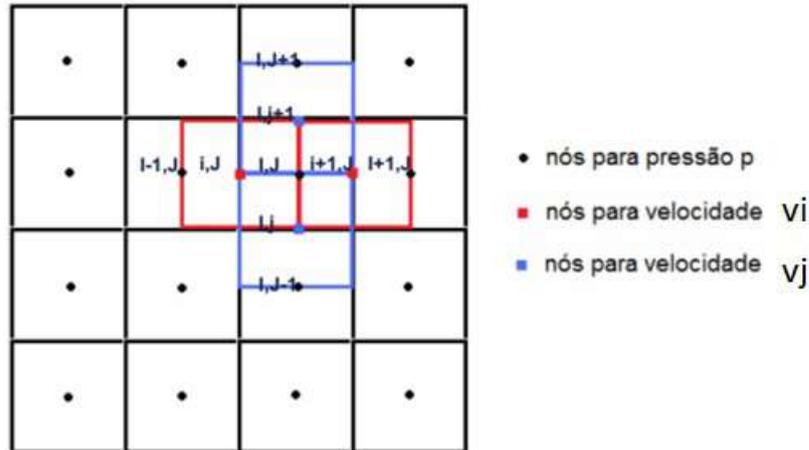
A localização das variáveis na malha computacional é denominada de arranjo de variáveis, e a sua característica principal é a posição relativa entre as componentes do vetor velocidade e a pressão. Nos sistemas ortogonais esses arranjos podem ser co-localizados ou desencontrados.

No arranjo co-localizado, a incógnita é armazenada no centro do volume de controle durante a execução da solução numérica. No entanto, se as velocidades e a pressão forem definidas nos nós de um volume de controle comum, um campo de pressão altamente não uniforme pode atuar como um campo uniforme para as equações de quantidade de movimento. Então, se as velocidades forem definidas nos mesmos nós que os demais escalares, a influência da pressão não será apropriadamente representada nas equações de quantidade de movimento discretizadas.

Uma solução é utilizar malhas deslocadas para as componentes da velocidade, consistindo em avaliar as variáveis escalares (pressão, temperatura, densidade, etc.) nos pontos nodais ordinários, mas calcular as componentes da velocidade em malhas deslocadas, centradas ao redor das faces das células, como mostrado na Figura 19.

Outro ponto necessário que vale ressaltar é que os volumes de controle para as velocidades v_i e v_j são diferentes dos volumes de controle usado para os escalares e entre si. É comum referir-se aos volumes de controle para os escalares como volumes de controle para a pressão. A equação da continuidade é transformada numa equação para correção da pressão, que é avaliada nesses volumes de controle para pressão. Ao utilizar o arranjo

Figura 20 - Notação para palhas modificadas no acoplamento pressão-velocidade



deslocado, os nós para pressão coincidem com as células das faces do volume de controle para v_i e v_j , e o gradiente de pressão pode ser descrito como na equação (38) e equação (39):

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{p_p - p_w}{\delta y_{v_i}} \quad (38)$$

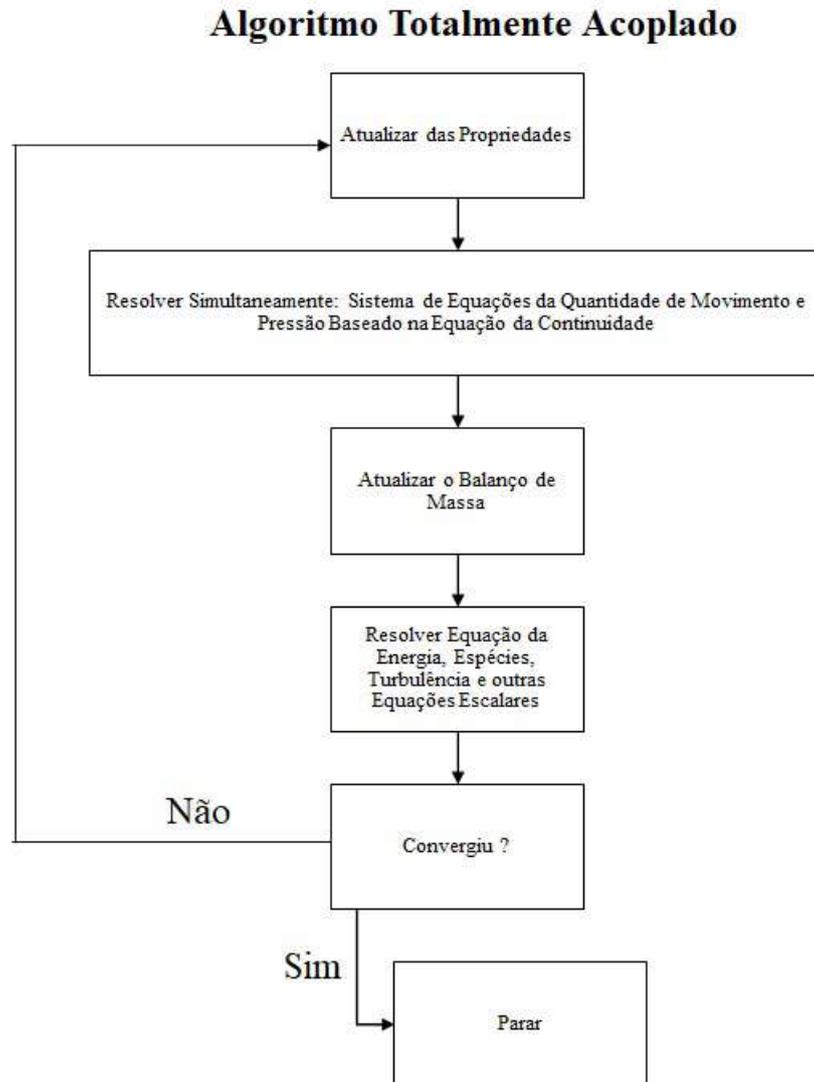
$$\frac{\partial p}{\partial y} = \frac{p_p - p_s}{\delta y_{v_j}} \quad (39)$$

A deslocalização da velocidade evita o comportamento não realístico da equação de quantidade de movimento discretizada para campos de pressão que oscilam espacialmente. Outro ponto a favor do arranjo deslocado é que as velocidades são geradas nos locais exatos onde são necessárias para o cálculo das equações de transporte para os escalares, não necessitando de interpolação para o cálculo das velocidades nas faces das células dos escalares.

A notação utilizada, como na Figura 19, para a derivação dos métodos de volumes finitos passa a ficar confusa. Portanto, usa-se uma nova notação conforme a Figura (20).

Ao considerar o novo sistema de notação, a equação discretizada para a quantidade de movimento v_i no ponto (i,j) ficará como a mostrada na equação (40). Os valores dos coeficientes $a_{n,b}$ e $a_{i,j}$ podem ser calculados através dos métodos adequados para problemas de convecção-difusão.

Figura 21 - Esquema do algoritmo totalmente acoplado



$$a_{i,j}u_{i,j} = \sum a_{nb}u_{nb} - \frac{p_{i,j} - p_{i-1,j}}{\delta x_{v_i}} \Delta V_{v_i} + \bar{S} \Delta V_u \quad (40)$$

Para um campo de pressão p , as equações discretizadas podem ser escritas para cada volume de controle v_i e v_j , que podem, por sua vez, ser resolvidas para a obtenção do campo de velocidade. Se o campo de pressão está correto, o campo de velocidade resultante irá satisfazer a continuidade, contudo o campo de pressões ainda não é conhecido.

Um algoritmo utilizado para resolver esse problema é denominado SIMPLE (*Semi*

Implicit Method for Pressure Linked Equations). Esse procedimento de solução é baseado na reformulação das equações de Navier-Stokes em termos da quantidade de movimento e da equação da pressão, as quais são discretizadas e solucionadas sequencialmente. O algoritmo SIMPLE é um sistema de “chute e correção” (método preditor-corretor) para o cálculo da pressão em malhas deslocadas.

Uma outra alternativa é o método totalmente acoplado, que constrói o sistema não-linear para velocidade e pressão, e o resolve simultaneamente. A forma totalmente acoplada será utilizada nas simulações numéricas analisadas nesta pesquisa. Além da solução totalmente acoplada para pressão e velocidade, também é resolvida de forma simultânea a equação da energia, abrangendo os fenômenos de condução e convecção envolvidos nas configurações analisadas.

O algoritmo totalmente acoplado apresenta como vantagem uma elevada robustez e uma eficiente implementação para problemas tratados como estacionários em relação aos métodos segregados. O acoplamento totalmente implícito é alcançado através de uma discretização implícita dos termos do gradiente de pressão na equação de quantidade de movimento, e uma discretização implícita dos fluxos de massa nas faces dos elementos finitos. O esquema do algoritmo totalmente acoplado é mostrado na Figura 21.

1.3 Metodologia

Equipamentos e Recursos Utilizados

Os equipamentos e sistemas computacionais utilizados para as etapas de simulação numérica são:

- Notebook Hewlett Packard Modelo EliteBook 840 G3; Processador Intel Core i5-6300U @240GHz; Memória RAM 8,00 GB; Sistema Operacional 64 bits;
- Pacote CFD Premium fornecido pela Ansys versão 2019 R1;
- Minitab [®] versão 18.1;
- PI System OsiSoft [®] 2015 R2 SP2 versão 3.6.2.271;
- GNU Octave©2017;

Figura 22 - Domínio bidimensional

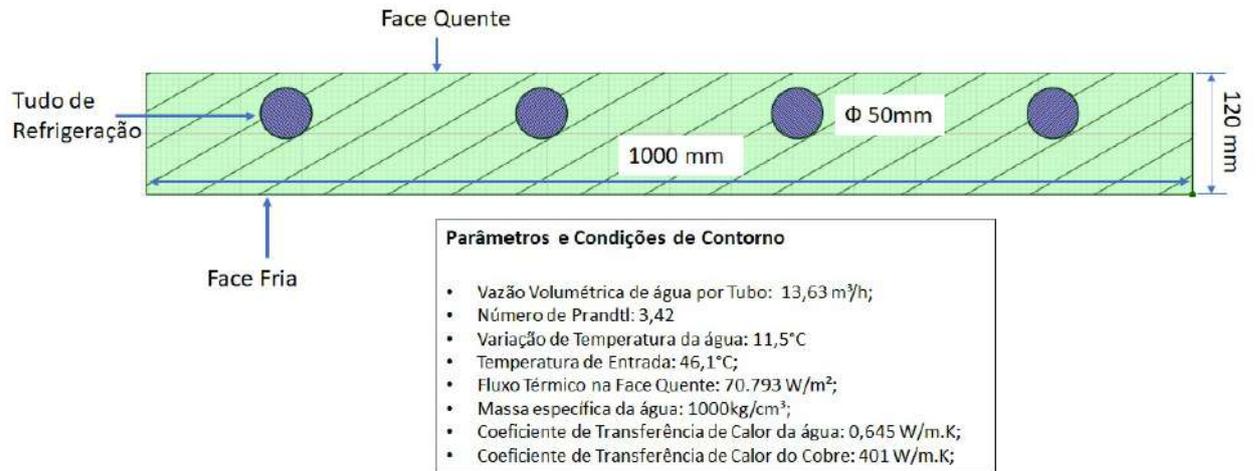
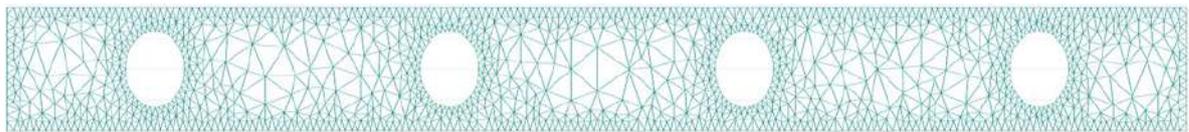


Figura 23 - Malha não estruturada bidimensional



Descrição do Modelo

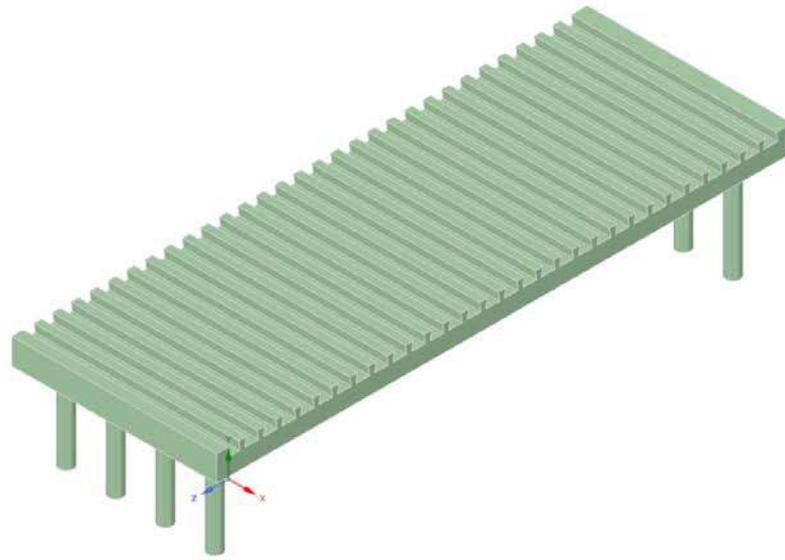
1.3.1 Domínio Bidimensional e Simulação Preliminar

A seção transversal do corpo do *stave cooler* foi escolhida para representar o domínio bidimensional para o estudo preliminar, conforme evidenciado na Figura 22.

O modelo bidimensional não apresenta uma descrição satisfatória dos eventos volumétricos, mas foi utilizado para verificação preliminar das condições e parâmetros constituintes do modelo tridimensional. Portanto, a partir desse domínio bidimensional foi construída uma malha não estruturada, utilizando o sistema computacional GNU Octave 2017© que se baseia no método de diferenças finitas (CHUNG, 2002), conforme a Figura 23.

A principal conclusão da análise preliminar é que para se alcançar uma completa descrição da distribuição da temperatura, de forma qualitativa e quantitativa, é necessária a utilização do domínio tridimensional, como será descrito na próxima seção.

Figura 24 - Exemplo da geometria de domínio



1.4 Definição do Domínio Tridimensional

O corpo do *stave cooler* foi o domínio tridimensional selecionado para estudar e analisar o desempenho e as consequências das técnicas de preservação e manutenção utilizadas nos Altos-Fornos, e também para realizar a comparação do desempenho operacional dos *stave coolers* após a aplicação dessas técnicas em relação às condições de projeto. As dimensões dos *stave coolers* de cobre são, aproximadamente, 2600mm de comprimento, 1000mm de largura e 120mm de espessura, e as de ferro fundido são 2200mm de comprimento, 1000mm de largura e 230mm de espessura. O sólido geométrico do domínio foi construído através do programa computacional Ansys SCDM[®]. A Figura 24 representa a geometria do *stave cooler* de cobre e a Figura 25 apresenta os detalhes desse domínio de estudo.

As atividades de preservação descritas na Introdução são realizadas, na Ternium[®] Brasil, desde 2015 e acarretam alterações no domínio de estudo, exceto, no caso da soldagem, onde são mantidas todas as condições do domínio de projeto. No evento de inserção de tubos flexíveis, mostrados em detalhes, na Figura 26, os efeitos da rugosidade da parede não são significativos para o fluxo, desta forma foram desconsiderados nas análises. O domínio com instalação de *cigar coolers* apresenta maiores modificações em relação às configurações originais, dessas as mais importantes são o fluxo que se torna perpendicular aos originais de projeto e as tubulações internas que são obstruídas com massa refratária. Esse domínio está representado na Figura 27 e os detalhes internos dos *cigar coolers* são

Figura 25 - Domínio analisado com geometria detalhada

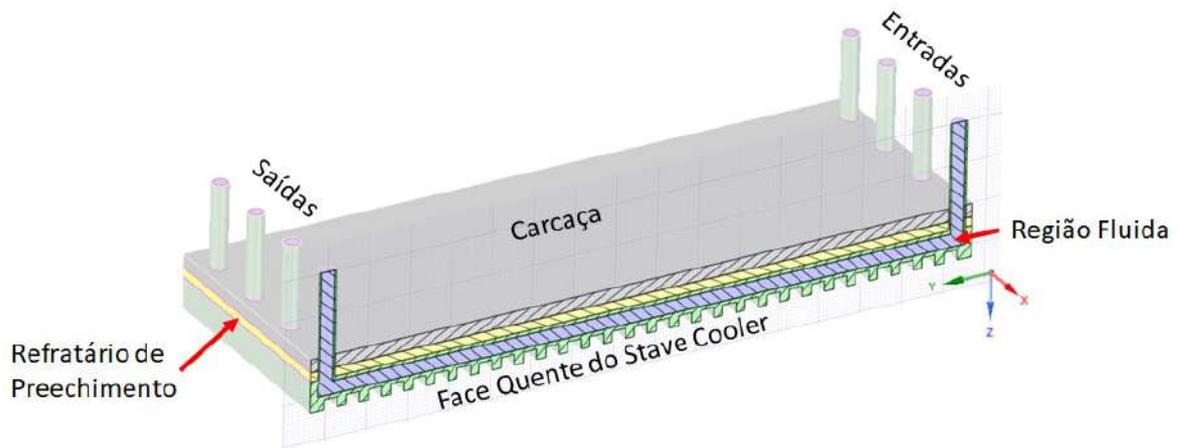
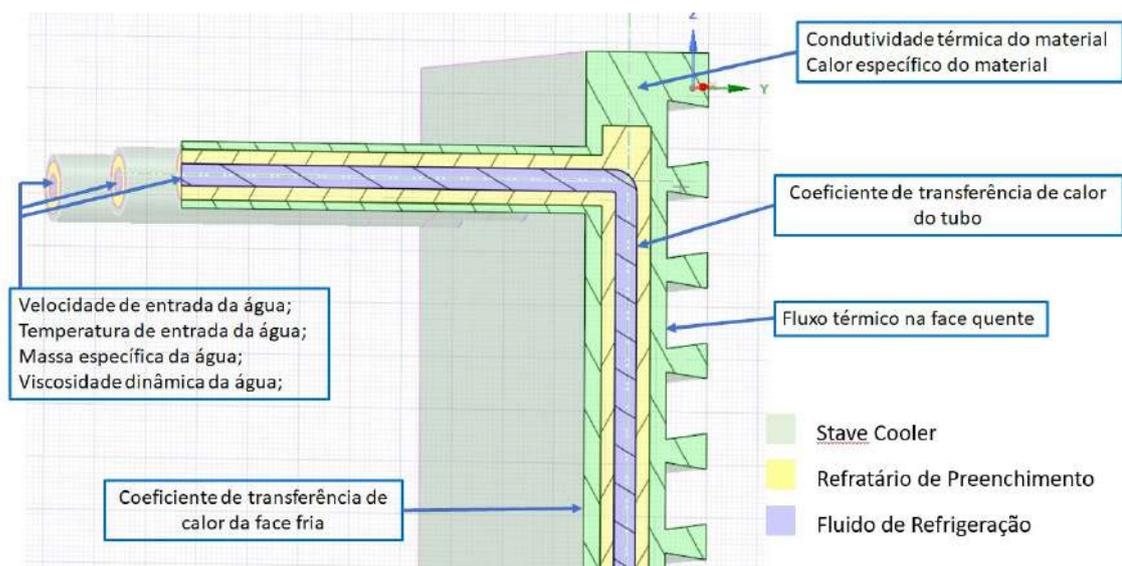


Figura 26 - Detalhes internos no domínio de análise com flexíveis inseridos



mostrados na Figura 28.

1.4.1 Estabelecimento das Malhas de Simulação

As simulações numéricas apresentadas nas análises em questão foram criadas a partir das malhas geométricas (THOMPSON; SONI; WEATHERILL, 1999) originadas no procedimento interno do sistema computacional Ansys Fluent[®], denominado de *Watertight Geometry Workflow* no programa computacional Ansys Fluent Meshing[®]. Esse procedimento foi escolhido por agilizar o processo de geração das malhas geométricas não

Figura 27 - *Stave cooler* com *cigar coolers* instalados

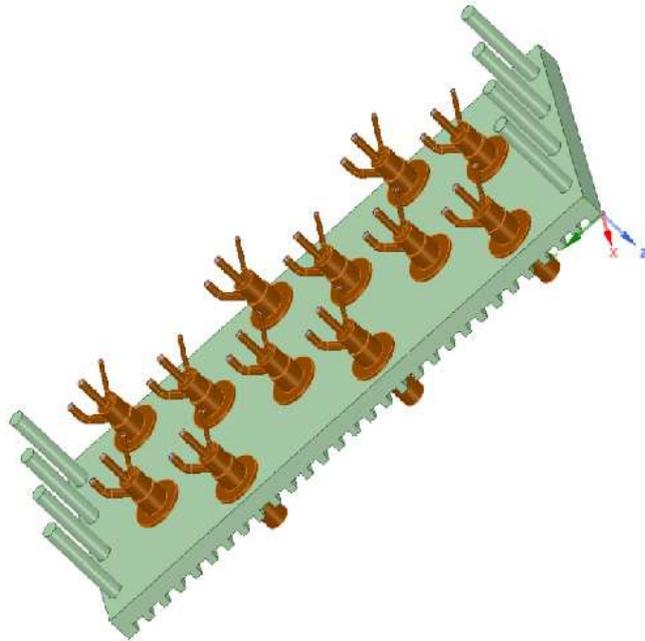


Figura 28 - Detalhes internos dos *cigar coolers* instalados

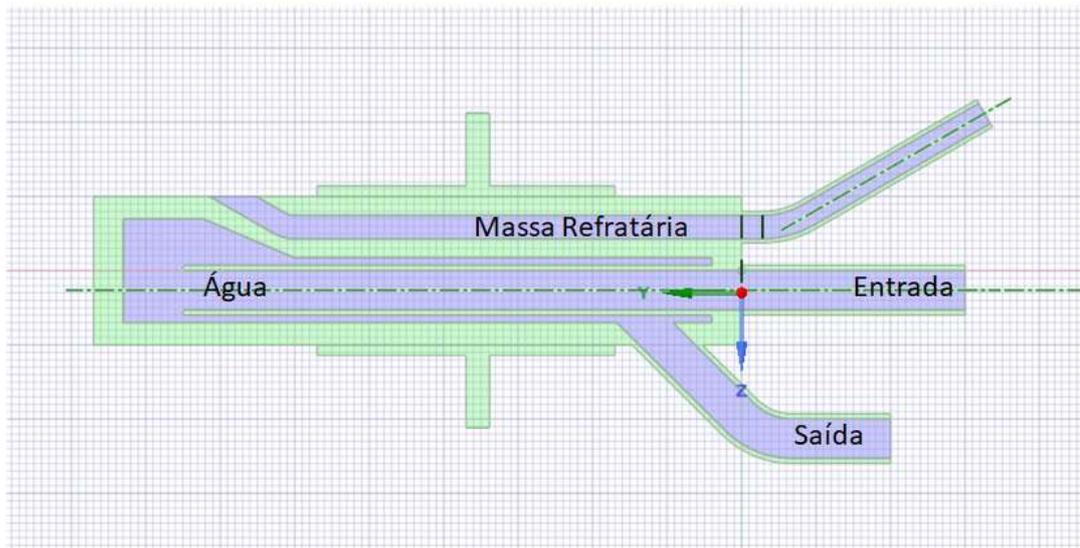
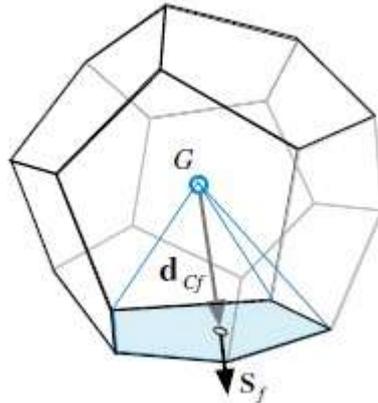


Figura 29 - Malha tridimensional não estruturada



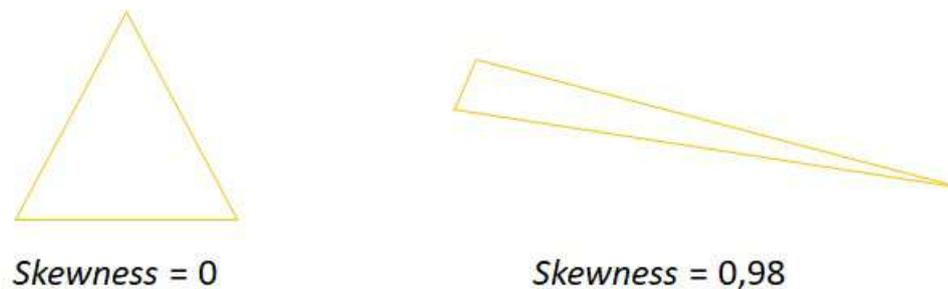
Fonte: (FADL; LUCA; MARWAN, 2016)

estruturadas, como mostrado na Figura 29 (FADL; LUCA; MARWAN, 2016), e pela não necessidade de limpeza e modificações na geometria para geração da malha.

As etapas necessárias para a construção da malha, descritas nas instruções desse sistema computacional (ANSYS, 2020) são:

- Importação da geometria: o domínio geométrico criado no Ansys SCDM[®] é transferido ou carregado para o sistema de geração de malha, selecionando a unidade principal de medição a ser utilizada;
- Inclusão de refinamento local da malha: definição da necessidade de inserir refinamentos locais (corpo de influência, face de influência, curvatura e proximidade) nas malhas, devido às características do sistema analisado;
- Geração da malha superficial: seleção dos parâmetros básicos de geração da malha como os tamanhos mínimos e máximos das células, a taxa de crescimento das células e os ângulos de curvatura para regiões curvas que serão os pilares para a construção da malha volumétrica nas etapas seguintes. Nesta etapa, deve ser verificado o parâmetro de imperfeição da malha superficial que deve apresentar valores inferiores a 0,94 para obtenção de malha volumétrica de boa qualidade;
- Descrição da geometria: definição das regiões sólidas, fluidas, dos aspectos de simetria geométrica e do compartilhamento de topologias (compartilhamento de malhas superficiais) que permitirá o crescimento da malha volumétrica fechada a partir dessas informações.
- Atualização das regiões: atualização das características das regiões criadas nos passos anteriores;

Figura 30 - Distorção dos elementos da malha superficial



- Adição de refinamento da camada limite: definição da quantidade de camadas prismáticas da camada limite alinhadas às superfícies, as quais permitem a completa descrição dos fenômenos de parede em escoamentos turbulentos;
- Geração da malha volumétrica: definição dos parâmetros do tipo de malha volumétrica a ser gerada a partir da malha superficial, existindo quatro possibilidades de geometrias para os volumes finitos (tetraédrica, poliédrica, hexagonal e poli-hexagonal), das taxas de crescimento para malha volumétrica e da dimensão limite dos volumes a serem gerados. Nesta etapa, devem ser verificados os parâmetros de qualidade da malha volumétrica: a ortogonalidade mínima dos volumes finitos que deve ser superior a 0,15 e a razão de aspecto que deve ter valores em torno de 20.

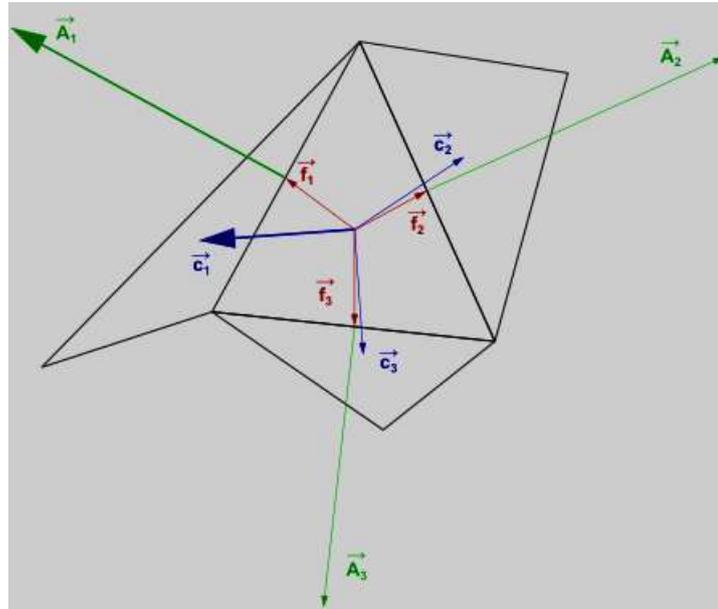
1.4.1.1 Parâmetros de Qualidade da Malha

Os parâmetros de qualidade das malhas geradas são características importantes para estabelecer se a malha é adequada ou não para o cenário analisado. Os principais parâmetros são: distorção dos elementos da malha (imperfeição superficial e ortogonalidade volumétrica), razão de aspecto, taxa de crescimento entre células adjacentes e refinamento da malha próximo às paredes.

A distorção dos elementos da malha superficial, mostra o quão imperfeita é a malha. O índice de distorção da malha é apresentado no Ansys Fluent[®] com o termo em inglês *skewness*, variando de zero para elemento perfeito e 1 para elemento muito distorcido. Por exemplo, se um elemento triangular for utilizado para a construção da malha superficial, o triângulo equilátero terá o índice de distorção igual a zero e o triângulo escaleno terá elevado índice de distorção, como mostrado na Figura 30.

A ortogonalidade da malha volumétrica é uma medida do alinhamento entre os vetores normais das faces das células e os vetores que conectam os centroides das células

Figura 31 - Qualidade ortogonal da malha volumétrica



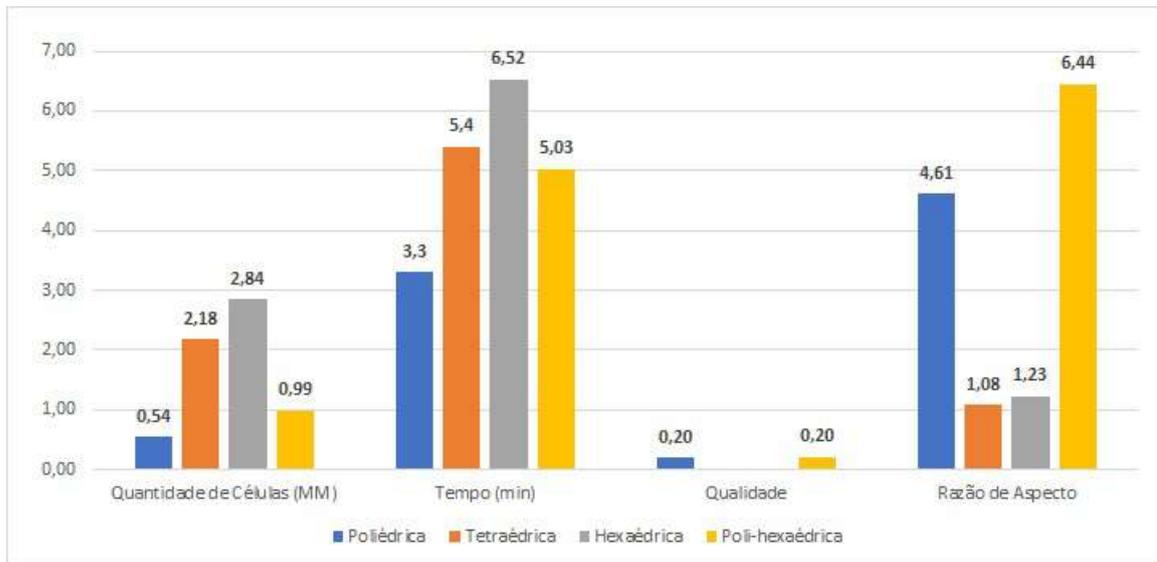
com os centroides das faces e com os centroides das células vizinhas, como mostrado na Figura 31 para uma malha tetraédrica, a título de exemplo. A qualidade ortogonal, ou ortogonalidade, da malha volumétrica é perfeita quando o índice de qualidade é igual a um, e quando é igual a zero, a malha volumétrica é de baixa qualidade.

A razão de aspecto da malha volumétrica é a relação entre as dimensões em diferentes direções de uma célula. A razão de aspecto deve permanecer com valores inferiores a 20 nos pontos distantes das paredes e pode chegar até próximo a 1000 nas regiões das camadas limites.

A taxa de crescimento em células adjacentes não deve ser elevada. O valor limite considerado é de 1,3, alcançando uma transição suave de uma célula para outra.

As regiões próximas às paredes necessitam de refinamento da malha, assim utiliza-se volumes finitos prismáticos, a fim de garantir a captura adequada dos fenômenos que ocorrem dentro da camada limite. Existem quatro possibilidades de refinamento próximo à parede no Ansys Fluent[®]: refinamento por transição suavizada que controla a razão entre as dimensões da última célula da camada limite e a primeira célula fora da camada limite, apresentando uma taxa de crescimento suave com dificuldade de controle do y^+ ; refinamento pela razão de aspecto que controla a razão entre a altura e a base da primeira camada prismática da camada limite, com uma taxa de crescimento fixa, mas apresenta dificuldade de controle do y^+ ; refinamento uniforme que contém todas as células do mesmo tamanho, tendo um bom controle do y^+ , mas gera problemas com a proporção celular;

Figura 32 - Comparação dos tipos de malhas volumétricas



refinamento pela última proporção que sempre apresenta uma proporção entre células idênticas à proporção entre as últimas células da camada limite, com bom controle do y^+ , mas tem taxa de crescimento variável.

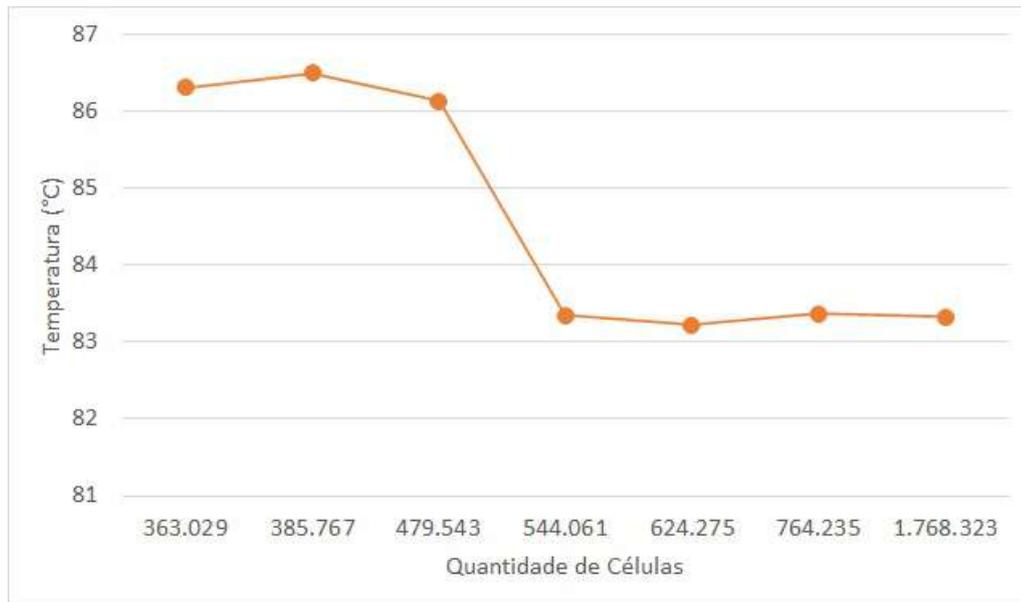
Outro fator importante de verificação da qualidade da malha é a conferência do valor de y^+ na etapa de pós-processamento. Para os modelos de turbulência $\kappa - \epsilon$ com uso de funções de parede, pode-se trabalhar com valores de y^+ da ordem de 300.

1.4.2 Escolha do Tipo de Malha Volumétrica e Teste de Convergência

Para a escolha do tipo de malha volumétrica a ser utilizada neste estudo, foram realizadas amostragens a partir da mesma malha superficial criada em função da geometria do domínio nas condições de projeto. Essa malha superficial apresentou índice de distorção de 0,52, que é considerado um bom índice de distorção para malha superficial. Os critérios comparados entre as malhas geradas com volumes finitos em quatro formas diferentes (tetraédrica, hexagonal, poliédrica e poli-hexagonal) foram: quantidade de células (milhões), tempo para geração (minutos), ortogonalidade e razão de aspecto. Os resultados são apresentados na Figura 32.

Ao comparar as quatro possibilidades de tipo de malhas volumétricas em relação aos quesitos de qualidade, mostrados na Figura 32, pode-se observar que somente as malhas poliédrica e poli-hexaédrica atingiram o critério de ortogonalidade, as demais malhas teriam que ser ajustadas com alguma ação de correção da malha para serem utilizadas.

Figura 33 - Teste de convergência de malha



Portanto, ao analisar, comparativamente, a malha poliédrica com a malha poli-hexaédrica é facilmente observado que a malha poliédrica apresenta melhores resultados em todos os outros itens analisados. Logo, a malha poliédrica além de apresentar boa qualidade ortogonal, apresenta também menores custos computacionais para as análises a serem realizadas e por isso essa foi o tipo de malha volumétrica utilizada.

Ao realizar o teste de convergência da malha, foram estabelecidas sete malhas poliédricas diferentes a fim de retirar a dependência da malha nas soluções das análises. Foram identificadas três variáveis de resposta para o teste: temperatura em determinado ponto da face quente do domínio de estudo, pressão média do fluido de refrigeração na entrada das linhas de refrigeração e velocidade média do fluido de refrigeração na saída das linhas de refrigeração.

Os resultados do teste de convergência são mostrados na Figura 33, onde a variável resposta é somente a temperatura da face quente, pois para as demais não ocorreram variações significativas entre a malha menos refinada e a mais refinada. Para quarta malha poliédrica testada, obteve-se pequenas variações, em torno de 0,16%, na variável resposta, em comparação com as malhas de maior quantidade de células dispostas na sequência.. No entanto, essa quarta malha poliédrica apresenta menor custo computacional devido a menor quantidade de células necessárias para a sua construção (554.061 células). Portanto, e quarta malha poliédrica analisada foi a escolhida para realização das análises.

Os parâmetros básicos utilizados para geração da malha volumétrica foram:

- Tamanho mínimo dos elementos da malha superficial: 2,509766mm;
- Tamanho máximo dos elementos da malha superficial: 64,25mm;
- Taxa de crescimento dos elementos da malha superficial, dos elementos prismáticos da camada limite e da malha volumétrica: 1,2;
- Método de refinamento nos detalhes da malha superficial: proximidade e aproximação;
- Ângulo de curvatura das regiões cilíndricas da malha superficial: 18°;
- Número de camadas prismáticas da camada limite de fluido: 3;
- Razão de transição entre os elementos da camada limite do fluido: 0,272;
- Tipo de malha volumétrica: poliédrica;
- Máxima dimensão das células finitas: 48,95666mm.

1.4.3 Seleção, Coleta e Tratamento dos Dados para Análise Numérica

Os parâmetros de simulação foram, primeiramente, selecionados a partir dos métodos de *Brainstorming* e Matriz de Priorização (WORTMAN; CARLSON; RICHARDSON, 2012) realizados pela equipe técnica especialista em altos-fornos da Ternium Brasil. Os resultados dessa etapa foram os seguintes parâmetros:

- Temperatura de entrada da água abrandada (°C);
- Temperatura ambiente (°C);
- Velocidade da água nas linhas de refrigeração (m/s);
- Massa específica da água (kg/m^3);
- Viscosidade da água ($\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2$);
- Condutividade térmica da água ($\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$);
- Coeficiente de transferência de calor da água ($\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$);
- Coeficiente de transferência de calor nos tubos de refrigeração dos *stave coolers* de cobre e ferro fundido ($\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$);
- Condutividade térmica do cobre e do ferro fundido ($\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$);

- Calor específico do cobre e do ferro fundido (J/kg.K);
- Coeficiente de transferência de calor efetivo na face fria dos *stave coolers* (W/m².K);
- Fluxo térmico nas faces quentes dos *stave coolers* de cobre e de ferro fundido e dos *cigar coolers* (W/m²).

A aquisição dos dados referentes a esses parâmetros foi realizada através do sistema computacional do tipo PIMS (*Plant Information Management System*), denominado PI System, fornecido pela OSISoft[®]. O tratamento inicial dessas informações foi realizado pelo próprio sistema de aquisição. Os dados foram, primeiramente, verificados quanto à normalidade, à estabilidade e à sazonalidade, sendo que todos esses critérios foram totalmente atendidos.

Na etapa seguinte, os dados tratados foram verificados pela técnica de DOE (Planejamento de Experimentos) fatorial com o objetivo de analisar a significância dos parâmetros isolados e acoplados no desempenho termomecânico dos *stave coolers*. A técnica de Planejamento de Experimentos (D.MONTGOMERY; G.RUNGER, 2011) foi realizada através do sistema computacional Minitab[®]. A variável resposta do DOE escolhida foi a temperatura em um ponto específico da face quente do *stave cooler*, essa variável foi nomeada como Tpto45. Os resultados dessa técnica aplicada são mostrados na Figura 34 e na Figura 35. Por meio dessa técnica, pode-se notar a elevada significância dos seguintes parâmetros: fluxo térmico, temperatura de entrada da água abrandada, viscosidade da água abrandada, velocidade da água abrandada e também de algumas variáveis acopladas.

Nos casos especiais, onde há a presença de ações de preservação, foram necessários outros dados referentes aos *cigar coolers*, tubos flexíveis e água industrial não abrandada. Essas informações também são imprescindíveis para a verificação de todas as influências no desempenho dos *stave coolers*. As considerações e fórmulas necessárias para a obtenção dos valores desses dados estão dispostas nos Apêndices A e B.

Na sequência, a Figura 36 evidencia o comportamento dos resíduos padronizados. Pode-se observar a distribuição aleatória dos resíduos, a ausência de *outliers* e que os resíduos não apresentaram correlação com a ordem de amostragem. Essas conclusões mostraram que os parâmetros selecionados para a técnica de DOE poderiam afetar, significativamente, os resultados da variável Tpto45.

A partir das conclusões da técnica de DOE aplicada foi observado que alguns parâmetros apresentaram efeitos com baixa significância para a variável resposta. Portanto, para a execução das análises dos sistema de refrigeração dos altos-fornos foram

Figura 34 - Gráfico normal dos efeitos padronizados

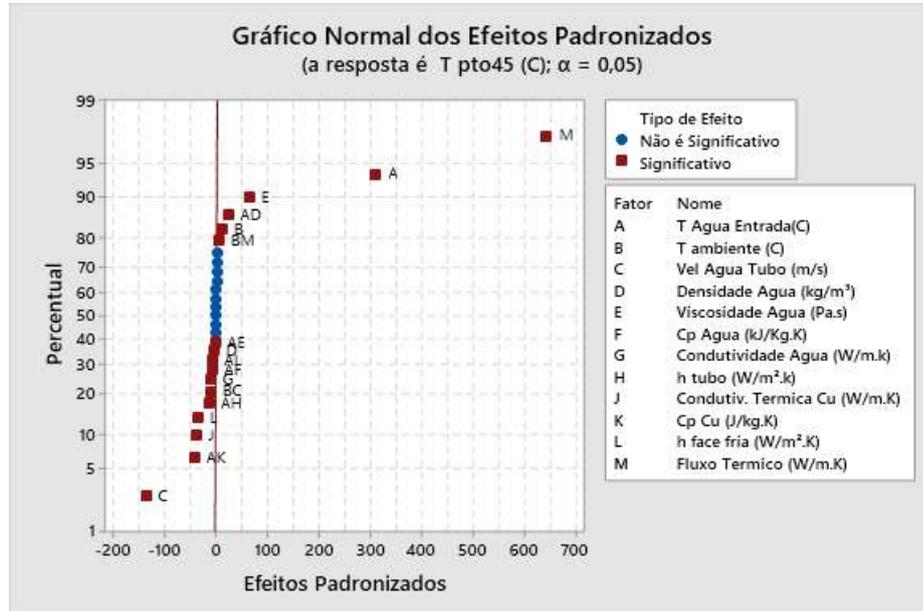


Figura 35 - Gráfico de pareto dos efeitos padronizados

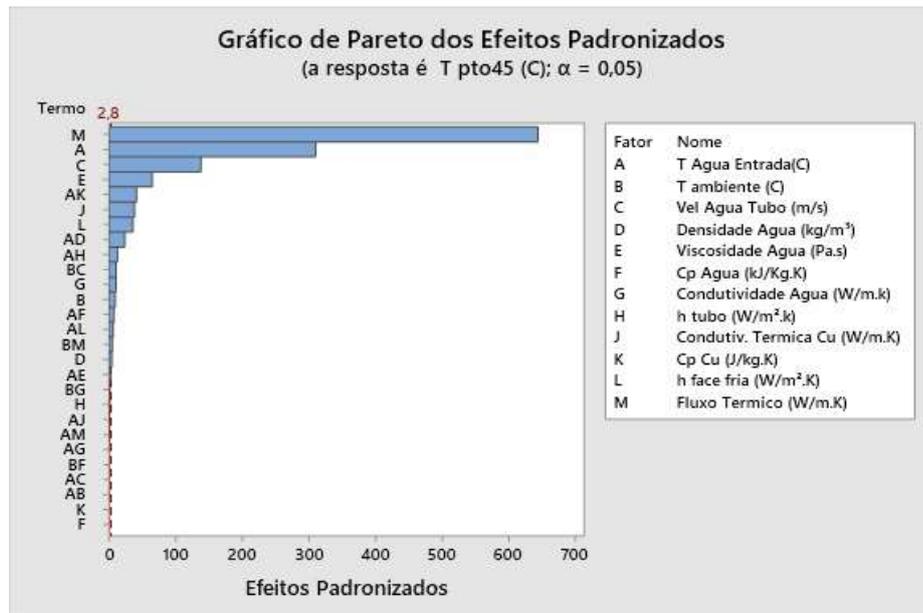
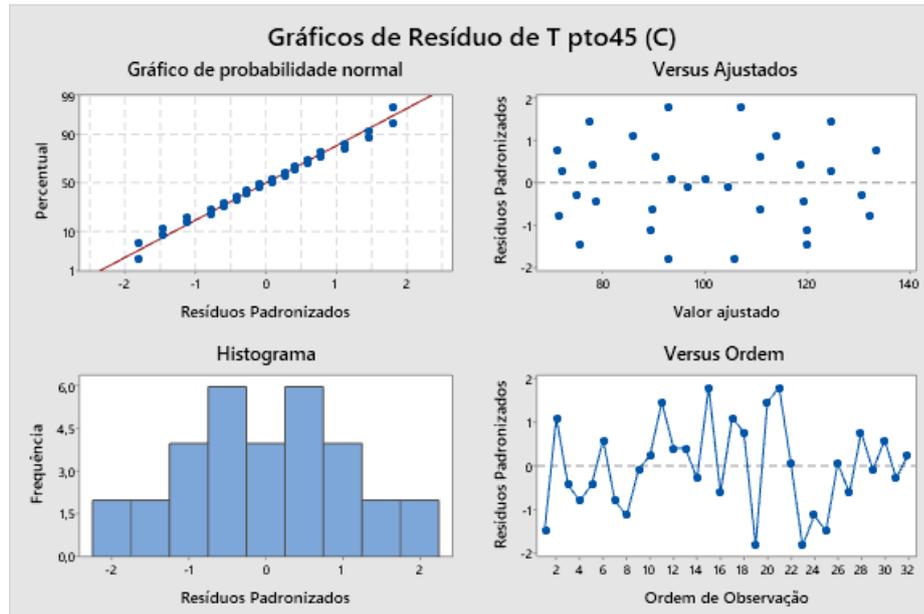


Figura 36 - Gráfico de resíduos da variável Tpto45



considerados todos os parâmetros levantados anteriormente, e aqueles não significativos, estatisticamente, foram mantidos fixos no maior valor encontrado após o tratamento dos dados coletados através do PI System da OsiSoft[®].

Os valores das propriedades dos materiais e das condições de contorno foram selecionados de acordo com as evidências da técnica de Planejamento de Experimentos realizada, assumindo uma abordagem de Euler para o escoamento, observando que os princípios de continuidade são respeitados, considerando os escoamentos turbulentos (Números de Reynolds com ordem de grandeza de 10^4) e considerando os escoamentos incompressíveis, pois o Número de Mach para os escoamentos analisados está na ordem de grandeza de 10^{-3} , sendo inferior ao valor de referência de 0,3 (BRUNETTI, 2008) além do fluido de refrigeração utilizado ser água abrandada. Esses valores são apresentadas na Tabela 11, onde as condições críticas da variável de controle correspondem às piores condições a que o *stave cooler* pode ser exposto durante seu regime de trabalho e as condições normais correspondem às condições ideais que esse componente possa ser submetido. O detalhamento de obtenção dos valores das propriedades dos materiais utilizados em função da temperatura está descrito no Apêndice C.

Os parâmetros adotados para a solução dos campos de fluxo e temperatura foram:

- Propriedades dos materiais (massa específica, calor específico, condutividade térmica, viscosidade e outras) para cobre, ferro fundido, aço, massas refratárias e água;
- Condições de contorno: velocidade de entrada da água abrandada e pressão de saída

Tabela 11 - Ordem de grandeza dos parâmetros para simulação numérica

PROPRIEDADES E PARÂMETROS	<i>Tpto45</i> Condições Normais	<i>Tpto45</i> Condições Críticas
Temperatura da Água na Entrada do <i>Stave Cooler</i> de Cobre (°C)	41,5	58,5
Velocidade da Água na Entrada do <i>Stave Cooler</i> de Cobre (m/s)	1,95	1,50
Temperatura Ambiente (°C)		50
Massa Específica da Água (kg/m ³)	982,34	989,84
Viscosidade da Água (N.s /m ²)	6,442x10 ⁻⁰⁴	8,382x10 ⁻⁰⁴
Condutividade Térmica da Água (W/m.K)	0,645	0,627
Coefficiente de Transferência de Calor do Tubo do <i>Stave Cooler</i> de Cobre (W/m ² .K)		8117,7
Condutividade Térmica do Cobre (W/m.K)		409,9
Calor Específico do Cobre (J/ kg.K)	429,75	362,57
Condutividade Térmica do Ferro Fundido (W/m.K)	35,90	59,67
Coefficiente de Transferência de Calor Efetivo da Face Fria (W/m ² .K)		9,77
Fluxo Térmico da Face Quente do <i>Stave Cooler</i> de Cobre (W/m ²)	33078,9	67262,7
Temperatura da Água na Entrada do <i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido (°C)	43,6	53,1
Velocidade da Água na Entrada do <i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido (m/s)	1,48	1,29
Coefficiente de Transferência de Calor do Tubo do <i>Stave Cooler</i> de Ferro Fundido (W/m ² .K)		5948,0
Calor Específico do Cobre (J/ kg.K)	903,74	464,57
Coefficiente de Transferência de Calor do Tubo do <i>Cigar Cooler</i> (W/m ² .K)		588,7
Velocidade da Água na Entrada do Tubo do <i>Cigar Cooler</i> (m/s)	4,10	2,28
Velocidade da Água na Saída do Tubo do <i>Cigar Cooler</i> (m/s)	0,067	0,037
Velocidade da Água Industrial na Entrada do <i>Stave Cooler</i> (m/s)	0,39	0,22
Velocidade da Água Industrial na Entrada da Tubo Flexível (m/s)	2,81	1,56
Coefficiente de Transferência de Calor no Tubo Flexível (W/m ² .K)		13243,9

(favorecimento da robustez), regiões de interface e condições de parede;

- Seleção das variáveis a serem incluídas no relatório de controle de convergência e estabilidade da solução do modelo. As variáveis escolhidas foram: a taxa de fluxo, a velocidade e a pressão da água nas saídas, além da temperatura da água nas entradas.

1.5 Parâmetros da Solução Numérica

Os principais parâmetros das soluções numéricas aplicados às análises são:

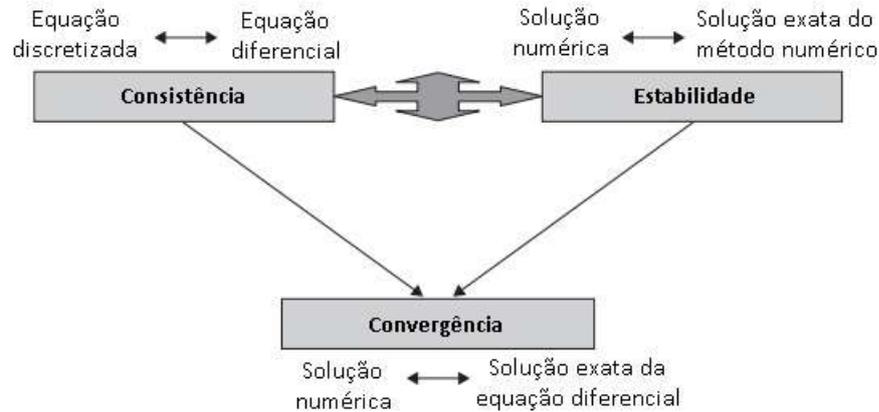
- Modelo de Turbulência : Modelo $\kappa - \epsilon$ Padrão;
- Função de Parede Aplicada: *Scalable Wall Function*;
- Método de Acoplamento Pressão-Velocidade: Método Totalmente Acoplado;
- Método de Discretização para Gradientes: Mínimos Quadrados;
- Método de Discretização da Pressão: Segunda Ordem;
- Método de Discretização da Quantidade de Movimento: *Upwind* de Segunda Ordem;
- Método de Discretização da Energia Cinética Turbulenta: *Upwind* de Primeira Ordem;
- Método de Discretização da Taxa de Dissipação Turbulenta: *Upwind* de Primeira Ordem;
- Método de Discretização da Energia: *Upwind* de Segunda Ordem.

Um sistema *pseudo-transient* de sub-relaxação foi utilizado, esse sistema é uma forma implícita de sub-relaxação controlada por um espaço de tempo fictício. Esse espaço de tempo pode ser o mesmo ou não para diferentes equações resolvidas. O sistema adotado atenua o avanço da solução, permitindo uma convergência mais rápida, e utiliza o conceito de que uma solução estacionária é originária de uma solução transiente em um intervalo de tempo elevado.

Um sistema de correção dos gradientes nas faces deformadas foi empregado para melhorar a precisão das estimativas dos gradientes, sendo um sistema recomendado para malhas tridimensionais poliédricas como as aplicadas nos modelos analisados.

A garantia da consistência e da estabilidade da solução numérica, ou seja, que os erros de truncamento tendem a zero quando a malha tende ao infinito, confirma que as

Figura 37 - Representação do Teorema de Lax



equações discretizadas aproximam-se das equações diferenciais quando a malha tende a zero e que os erros de arredondamento permanecem limitados durante a progressão do processo iterativo de solução, permitindo a convergência da solução. A convergência é alcançada por uma solução numérica quando a solução é estável e tende para a solução das equações diferenciais quando a malha é refinada, como é apresentado na representação gráfica do Teorema de Lax, na Figura 37.

Na aplicação desses conceitos, a convergência está relacionada à satisfação de um critério de variação de parâmetros diretos ou indiretos da solução do problema, ou seja, a resolução de mais iterações não apresenta resultados consideráveis, pois a solução numérica permanece inalterada. Por isso, há o monitoramento dos resíduos durante o processo de simulação numérica, visto que eles são os indicativos de convergência. Se os resíduos decrescem ao longo do processo iterativo, tem-se convergência da solução.

Os critérios de convergência adotados para as soluções numéricas realizadas nas análises, foram:

- Definição dos resíduos para determinar a exatidão da solução: 10^{-4} para continuidade, 10^{-3} para quantidade de movimento e turbulência e 10^{-6} para a energia;
- Monitoramento das propriedades dentro do domínio: velocidade, temperatura e vazão nas saídas das linhas de refrigeração e pressão na entrada das linhas de refrigeração;
- Fechamento dos balanços globais dentro do domínio: os balanços de massa e energia devem apresentar valores inferiores a 1% da menor grandeza envolvida no domínio.

A inicialização do processo iterativo foi realizada através do sistema híbrido que é um conjunto de procedimentos e métodos de interpolação nas fronteiras. Esse método

resolve a Equação de Laplace para determinar os campos de velocidade e pressão. As outras variáveis, turbulência e temperatura, são automaticamente ajustadas baseadas nos valores médios do domínio ou em procedimentos específicos de interpolação.

2 RESULTADOS

A seguir, serão evidenciados os principais resultados em relação ao escoamento dos fluidos internos, aos aspectos de turbulência e do comportamento termomecânico.

2.1 Resultados para *Stave Coolers* de Cobre

A principal característica dos *stave coolers* a ser ponderada nas análises é a temperatura máxima a que são submetidos esses componentes durante a operação dos altos-fornos. Essa consideração é devido às deformações e aos desgastes dos *stave coolers* que estão, significativamente, correlacionados às temperaturas de trabalho a que estão submetidos. Portanto, inicialmente, foram avaliadas as temperaturas máximas nas extremidades das faces quentes dos *stave coolers*, em regiões, correspondentes à posição dos termopares inseridos nos seus corpos para todas as configurações de refrigeração possíveis de ser analisadas. Essas regiões foram escolhidas por serem as mais susceptíveis a apresentarem elevadas temperaturas dentre todas as demais destes componentes.

Na Figura 38, são mostradas quais configurações devem ser evitadas em quaisquer situações (região vermelha), as que devem ser evitadas em regimes de trabalho a longo prazo (região amarela) e outras que são, supostamente, ideais para serem adotadas (região verde). Somente as configurações presentes na região verde serão avaliadas de forma completa nas próximas seções dos resultados.

2.1.1 Stave Cooler de Cobre em Condições de Projeto

2.1.1.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

As configurações do sistema de refrigeração que foram avaliadas são apresentadas, a seguir, com análises dos resultados em dois níveis de simulações computacionais (nível normal sempre a esquerda e nível crítico sempre a direita). Nos casos das velocidades, os resultados serão analisados em relação aos impactos da variação desse parâmetro.

Na Figura 39, pode-se observar que a velocidade do fluido de refrigeração, a água abrandada, atinge valores em torno da média de 1,70 m/s para o caso em condições nor-

Figura 38 - Comparação entre as temperaturas máximas para as configurações possíveis para os *Stave coolers* de cobre

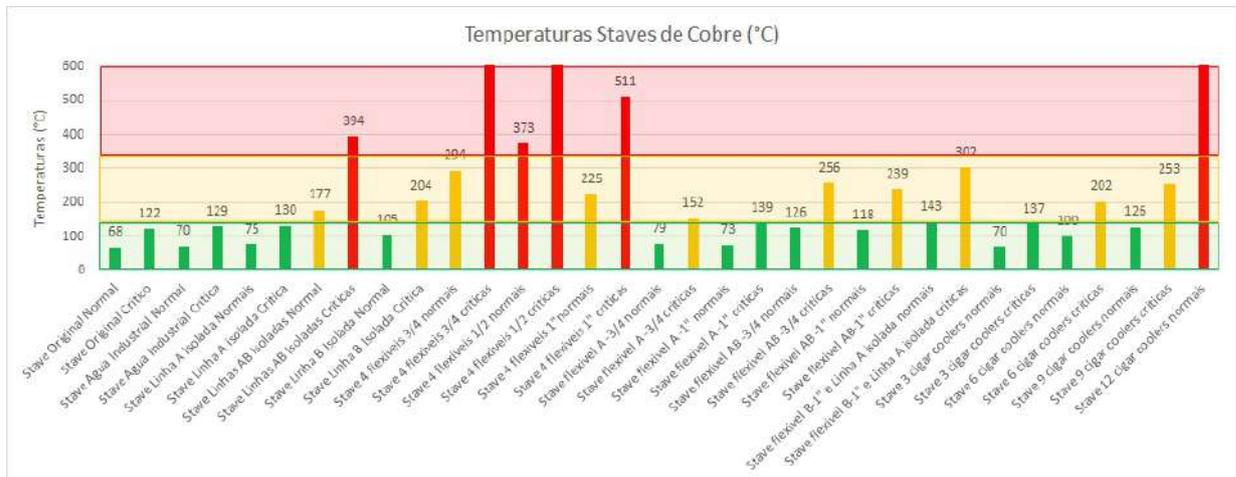
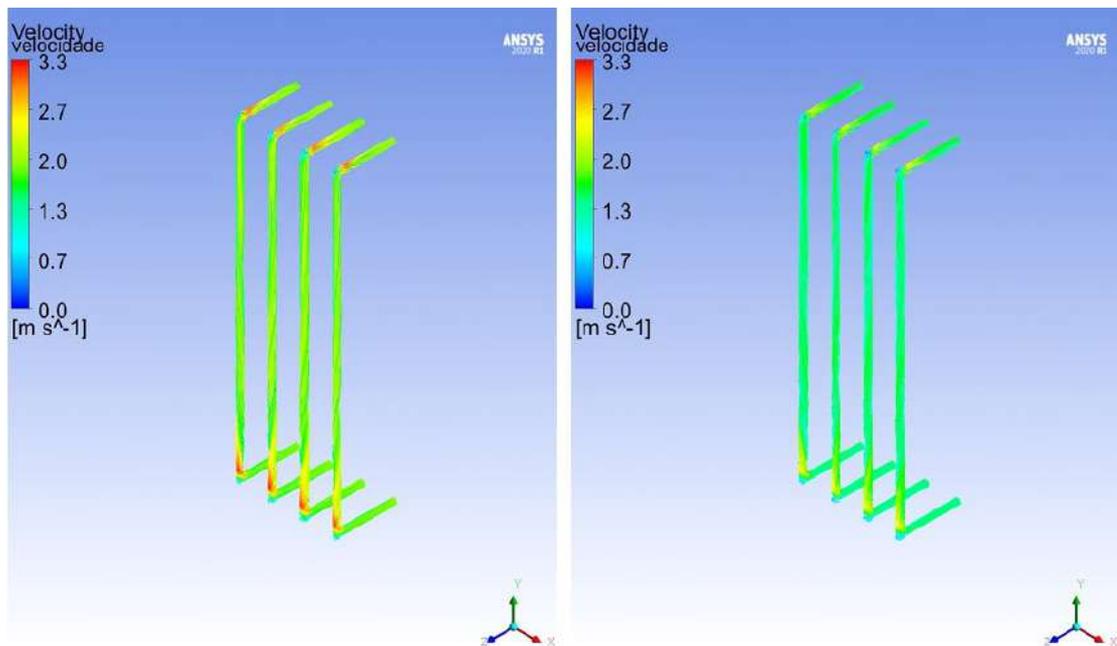


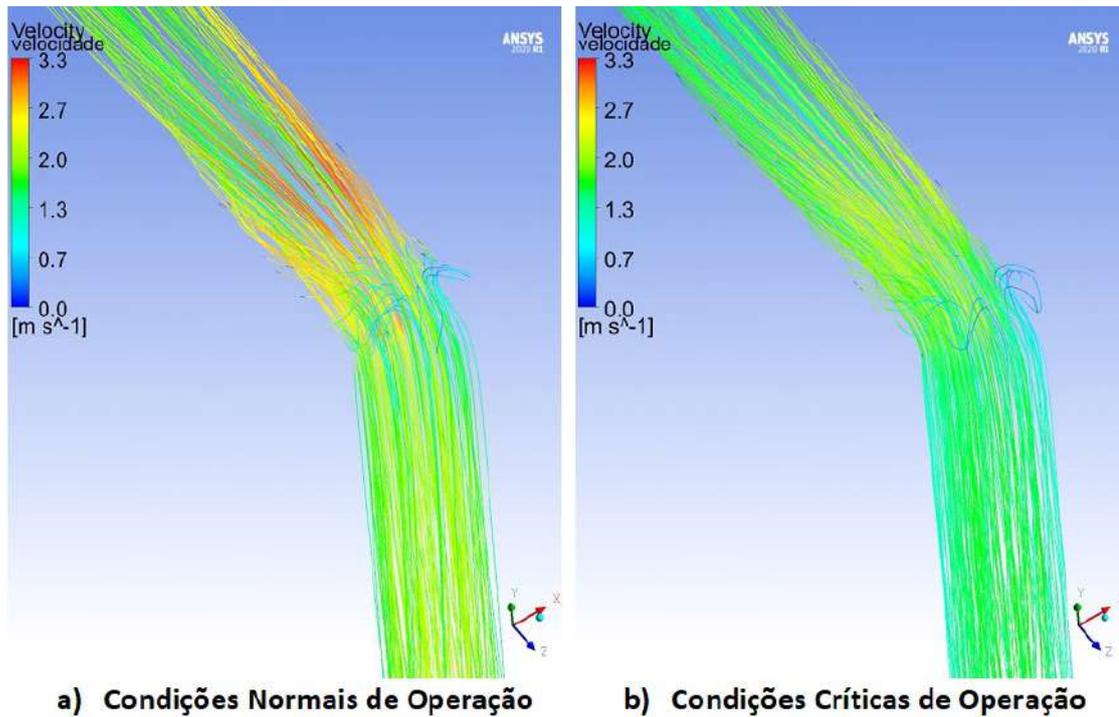
Figura 39 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um *stave cooler* em condições de projeto



a) Condições Normais de Operação

b) Condições Críticas de Operação

Figura 40 - Detalhe das velocidades na região de curvatura das linhas de refrigeração



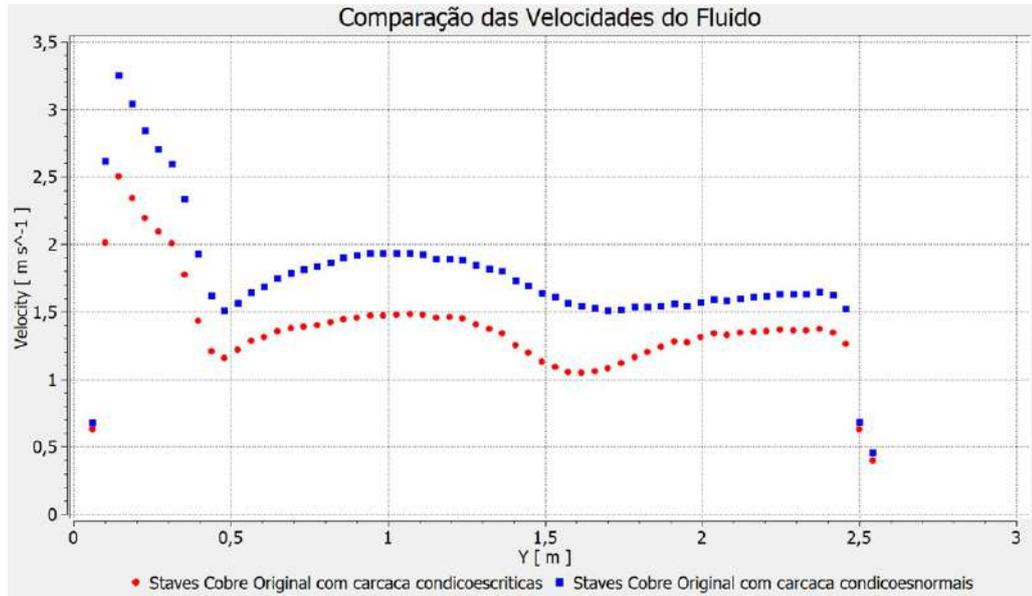
mais de operação. Também pode-se observar que esse valor alcança a média de 1,2 m/s para o caso que apresenta condições críticas de operação. No entanto, nas regiões de curvatura das linhas de refrigeração, pode-se observar uma elevação da intensidade da velocidade para patamares de 3,3 m/s para as condições normais e 2,5 m/s para as condições críticas, como é evidenciado na Figura 40. Nessas regiões, além do aumento da velocidade local, tem-se a presença de áreas de recirculação com o surgimento de vórtices, principalmente nos pontos próximos às paredes da tubulação. No entanto, esses fenômenos não apresentando ganhos significativos na capacidade de troca térmica como será visto adiante.

Os casos nos quais apresentam condições normais de operação possuem velocidades, relativamente, superiores ao caso com condições críticas, como visto na Figura 41. Essa velocidade inferior impacta na capacidade de refrigeração do sistema quando está sujeito às condições críticas. No entanto, em ambas situações as velocidades têm o mesmo comportamento ao longo do trecho reto da tubulação de refrigeração.

2.1.1.2 Análises da Camada Limite

Para as situações descritas na seção anterior, o comportamento da camada limite é mostrado na Figura 42.

Figura 41 - Detalhe das velocidades na região de curvatura das linhas de refrigeração



Ao observar os valores de y^+ , percebe-se que esse se encontra próximo de 80, chegando a um ponto de máximo de 180 em condições normais de operação e se aproxima de 60, chegando a um ponto de máximo de 115 para condições críticas. Portanto, a camada limite se encontra inserida na região de velocidade logarítmica, como mostrado na seção 1.1, e a função escalável se torna idêntica à função de parede padrão em grande parte do trecho percorrido. Em alguns pontos próximos as regiões de curvatura das linhas de refrigeração, a função de parede escalável é utilizada de forma completa.

2.1.1.3 Análises do Perfil de Temperatura

Para a análise do comportamento da temperatura, primeiramente, é observada a distribuição da temperatura na face quente dos *stave coolers* em ambos os casos analisados numericamente, como mostrado na Figura 43. De forma similar, a Figura 44 mostra a distribuição da temperatura na face fria desses *stave coolers*.

Através da Figura 43 e da Figura 44 pode-se observar que em condições normais de operação, as temperaturas máximas alcançadas no corpo dos *stave coolers* e na carcaca do forno se mantêm abaixo das zonas de transformação de fases e também de crescimento de grãos, para cada um dos respectivos materiais com que eles são fabricados. Essa é uma condição ideal de trabalho para esses componentes, evidenciando que o projeto original

Figura 42 - Comportamento da camada limite

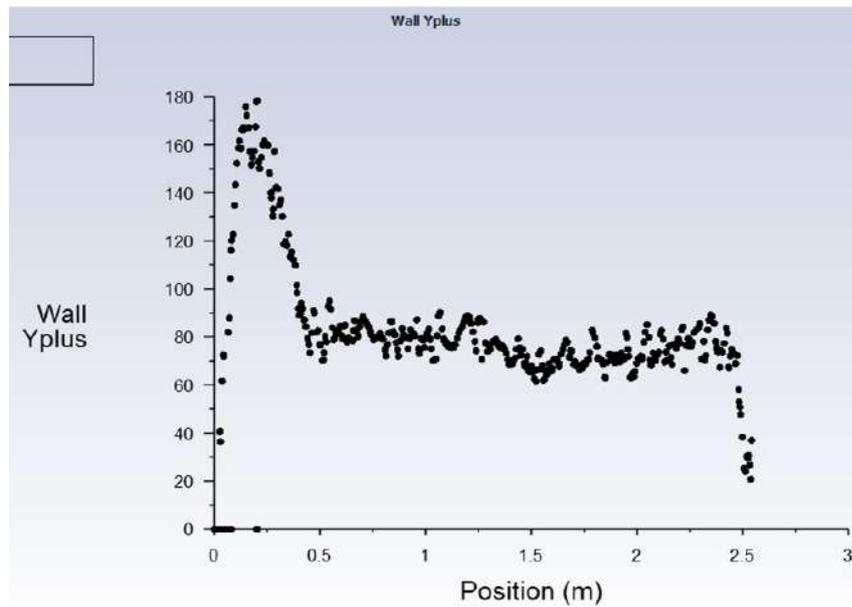


Figura 43 - Distribuição de temperatura em *stave cooler* conforme o projeto original

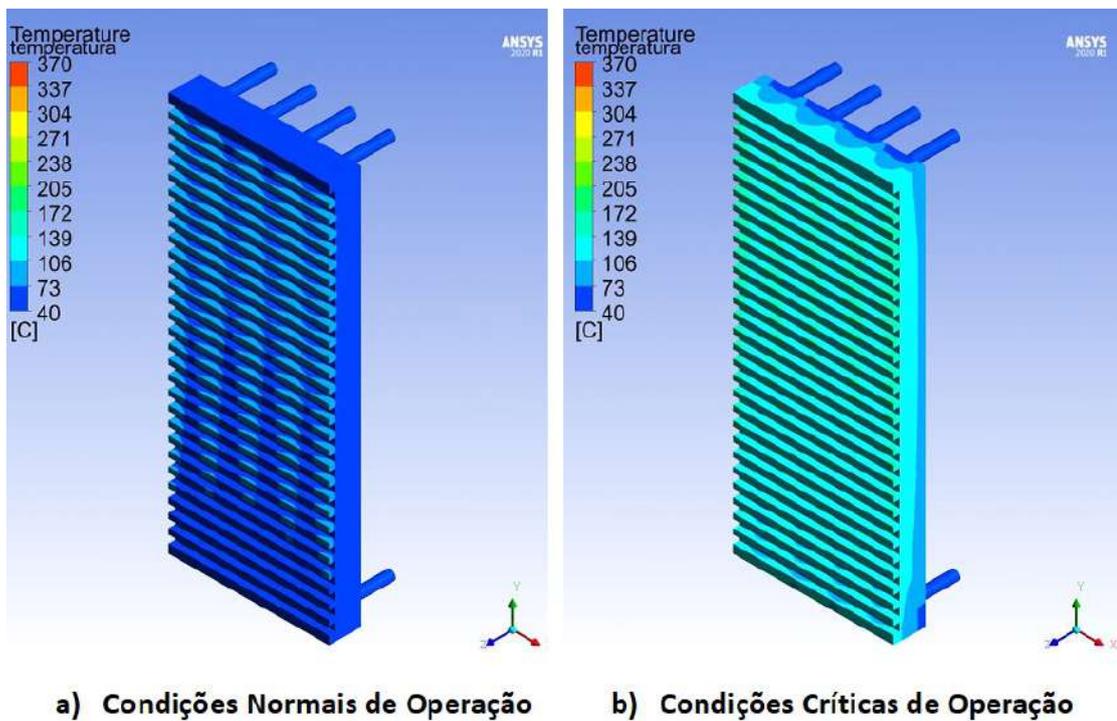
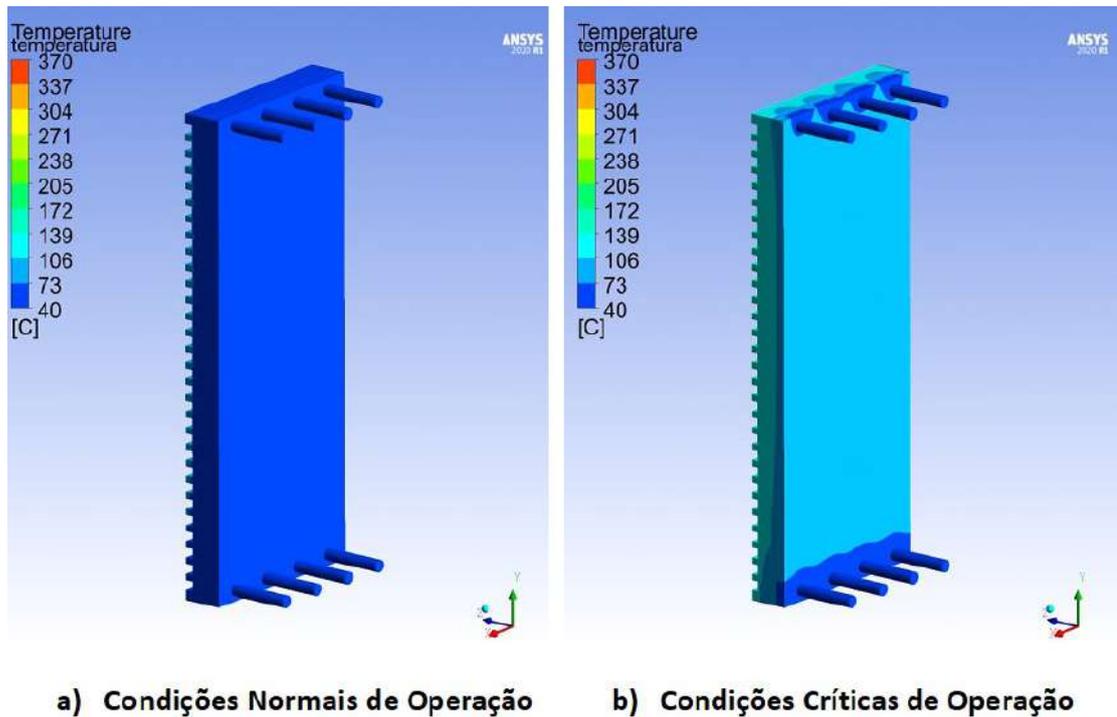


Figura 44 - *Stave cooler* original em condições normais de operação na face fria



atende às especificações operacionais, caso esses *stave coolers* sejam submetidos a esforços contidos dentro dos limites aceitáveis, pois a temperatura máxima da face quente alcança valores próximos a 90°C e a máxima da face fria próximo a 65°C . No caso das condições críticas, essas faixas de temperaturas alcançam valores próximos a 150°C e 110°C nas faces quente e fria, respectivamente.

Para melhor compreensão do comportamento da temperatura no interior dos corpos dos *stave coolers* são apresentados, na Figura 45, os perfis transversais da distribuição de temperatura. Na Figura 46 e na Figura 47 são apresentados os gráficos das temperaturas em função da espessura dos perfis transversais dos *stave coolers* nas regiões do centro e das entradas das linhas de refrigeração.

Com base nessas informações, pode-se verificar que para o *stave cooler* e carcaça do Alto-Forno, em situação de projeto e sujeito a condições normais de operação, as temperaturas limites dos materiais constituintes não são ultrapassadas. Para os mesmos materiais, mas sujeitos a condições operacionais críticas, essas temperaturas ficam muito próximas de serem atingidas na região das bordas da face quente, podendo ocorrer crescimento de grãos, movimento de deslocamentos e alterações das fases constituintes dos materiais e, conseqüentemente, ocorrer redução dos limites de suas propriedades mecânicas diante de uma exposição a longo prazo. No caso da carcaça, para condições críticas, os limites do material constituinte não são alcançados.

Figura 45 - *Stave Cooler* original e perfil de temperatura em corte transversal

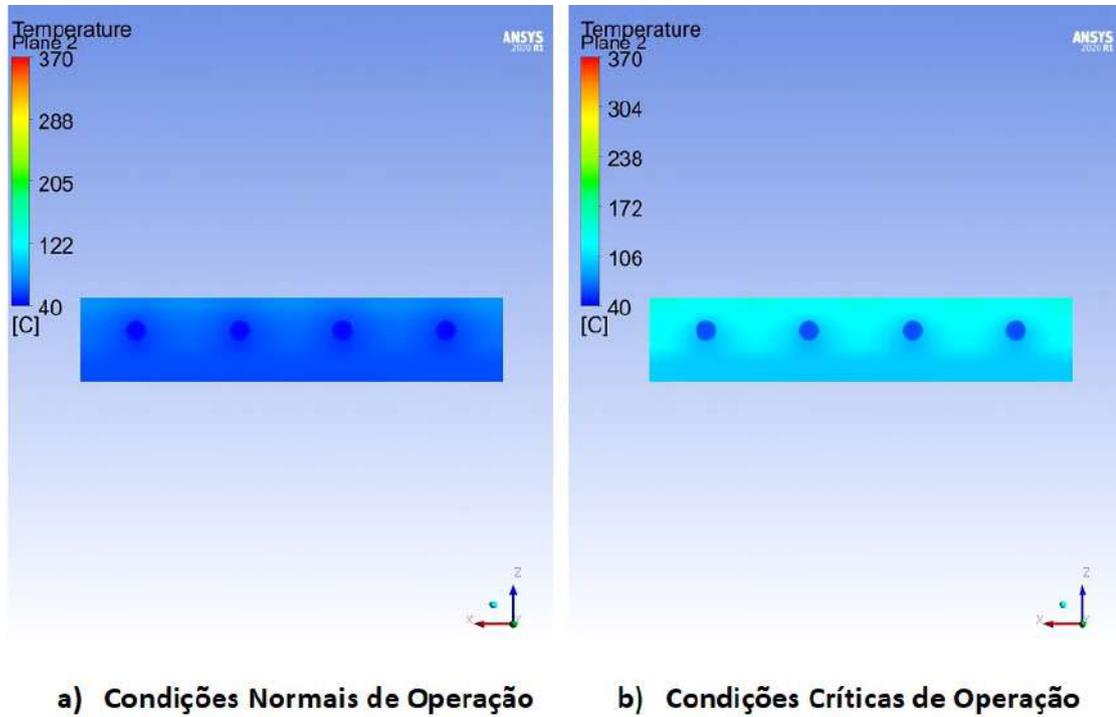


Figura 46 - *Stave cooler* original e temperatura em função da espessura em corte transversal

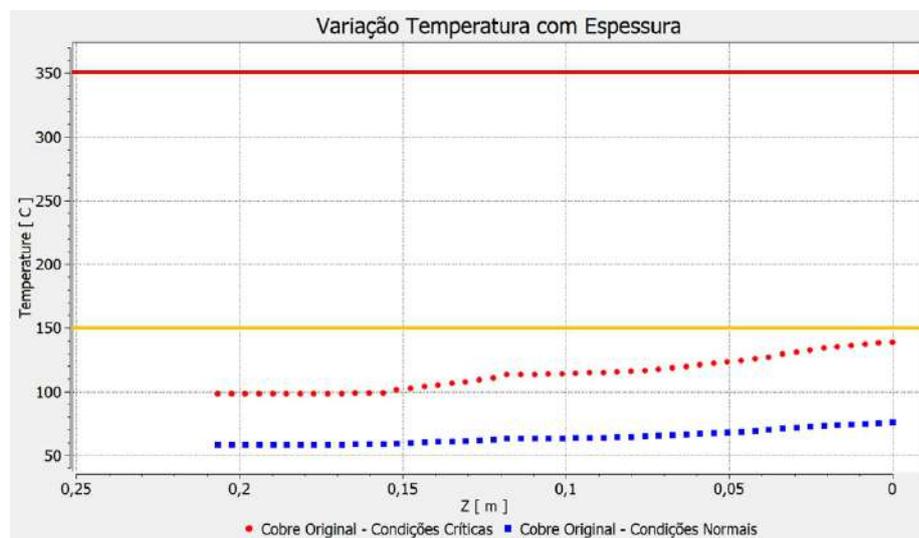
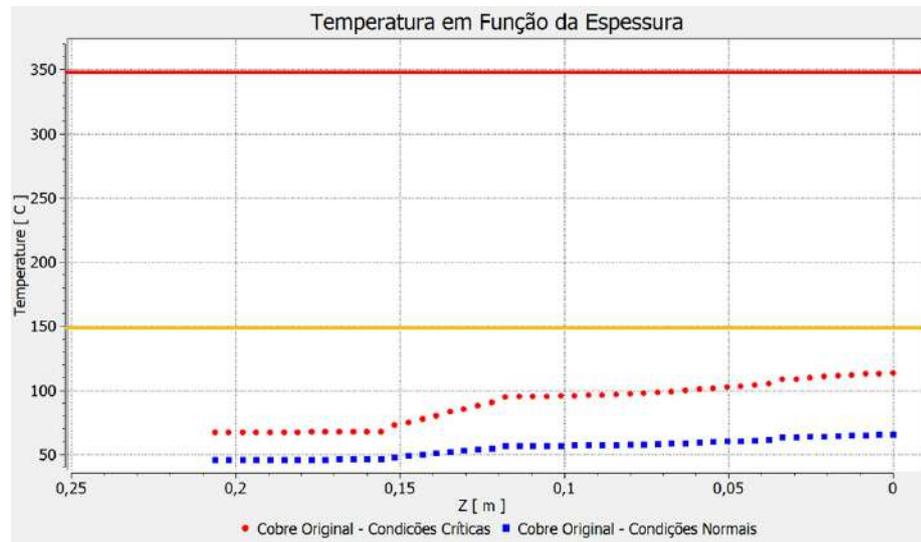


Figura 47 - *Stave Cooler* original e temperatura em função da espessura em corte transversal nas entradas



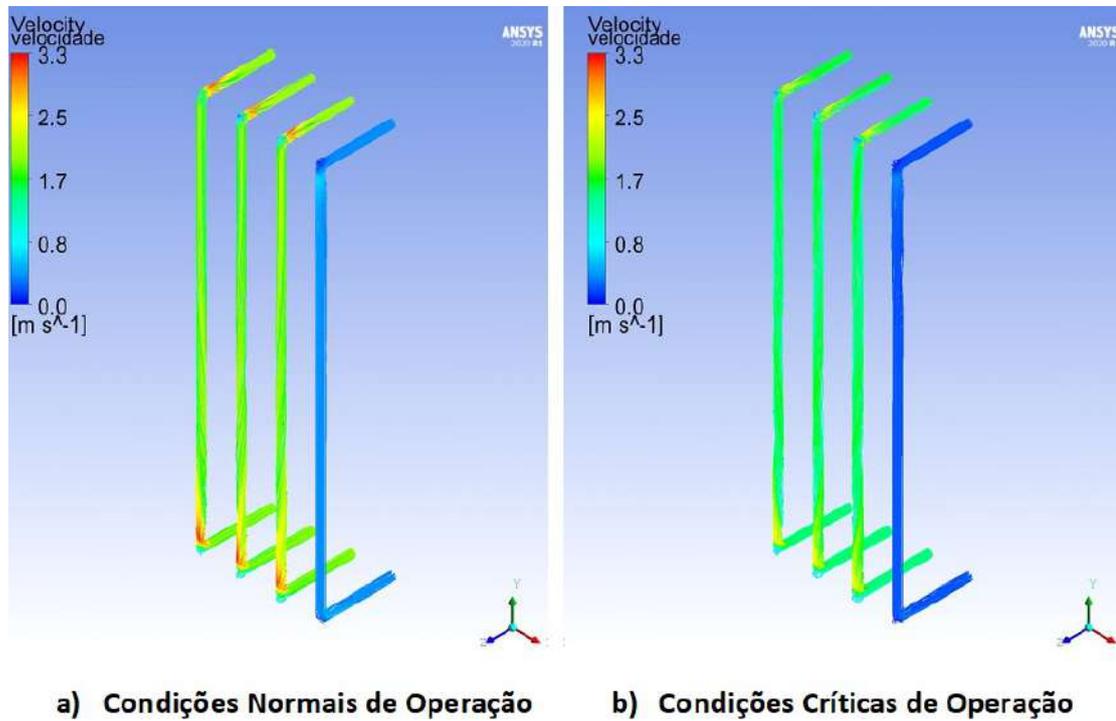
2.1.2 Stave Cooler de Cobre com Água Industrial

2.1.2.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

A utilização de água industrial, ou água não abrandada, é uma medida paliativa até a oportunidade de reparo da linha de refrigeração em uma parada programada de manutenção. É uma alternativa importante, visando a utilização do melhor método de recuperação no que se refere a manutenção das características da capacidade de troca térmica entre os *stave coolers* e o interior do Alto-Forno. Nesse caso, a velocidade do fluido de refrigeração é inferior a estipulada pelo projeto do sistema, reduzindo os efeitos da convecção nessa região e, por consequência, reduzindo as trocas térmicas nesses locais.

As velocidades das demais linhas de refrigeração são mantidas inalteradas, como nos casos analisados na seção anterior. Portanto, será discutido nesta seção somente o caso da linha alimentada com água industrial em sentido de deslocamento invertido em relação ao escoamento das demais linhas de refrigeração. Esse é um fato importante para minimizar a entrada de água do sistema de refrigeração no interior do Alto-Forno, visto que a linha de refrigeração apresenta pequenas fissuras, e evitando, assim, o aumento da demanda térmica do Alto-Forno.

Figura 48 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um *stave cooler* com uma linha de refrigeração com água industrial



Na Figura 48, são apresentados os perfis de velocidade, mostrando a diferença da linha com água industrial em relação as outras linhas que estão conforme projeto. A linha de refrigeração com água industrial apresenta velocidade de escoamento em torno de 0,8 m/s para condições normais de operação e 0,4 m/s para condições críticas de operação. O aumento da velocidade local na região da curvatura da linha de refrigeração também é observado para ambos os casos, mas com geração de vórtices e recirculação não significativas, como mostrado na Figura 49.

As velocidades, como era esperado, são superiores para o caso sujeito a condições normais de operação em relação a condições críticas, mesmo que ambos os casos tenham perfis semelhantes como mostrado na Figura 50.

As velocidades reduzidas do sistema abastecido com água industrial diminuem a capacidade de troca térmica do sistema, como será evidenciado adiante, tornando esse tipo de aplicação inviável para regimes contínuos de trabalho. O uso de alimentação de linhas de refrigeração com água industrial somente será importante como tentativa de minimizar os danos em linhas de refrigeração que deverão, o mais breve possível, passar por procedimento de preservação.

Figura 49 - Detalhe das velocidades na região de curvatura das linhas de refrigeração com água industrial

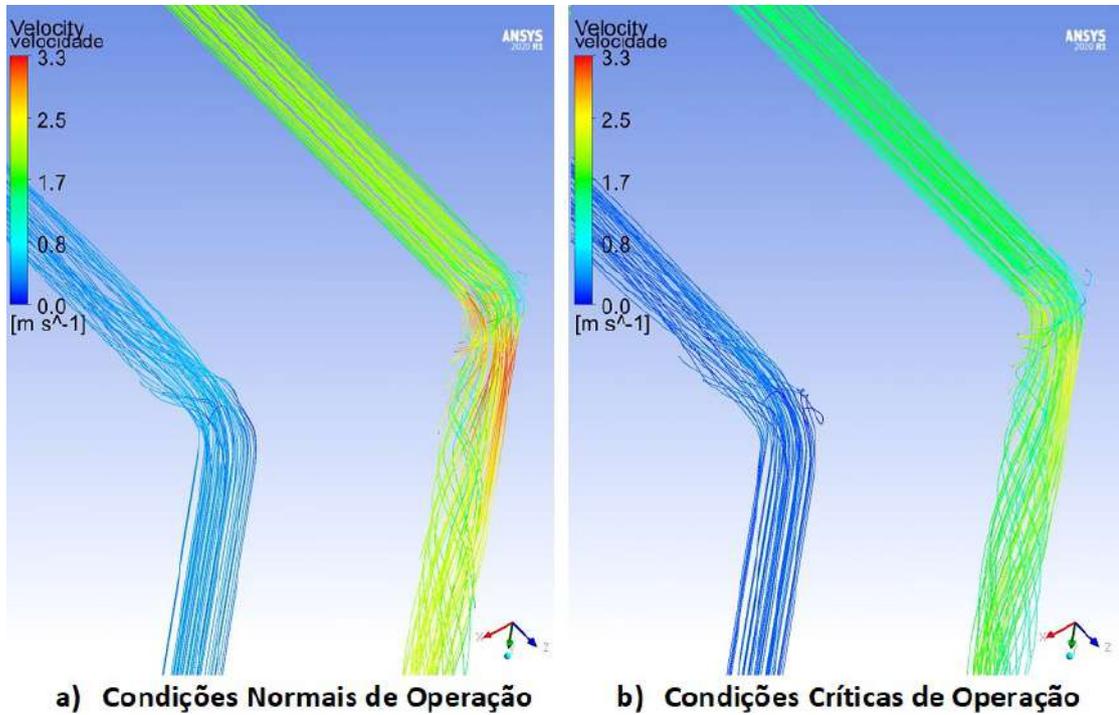


Figura 50 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto da linha de refrigeração com água industrial

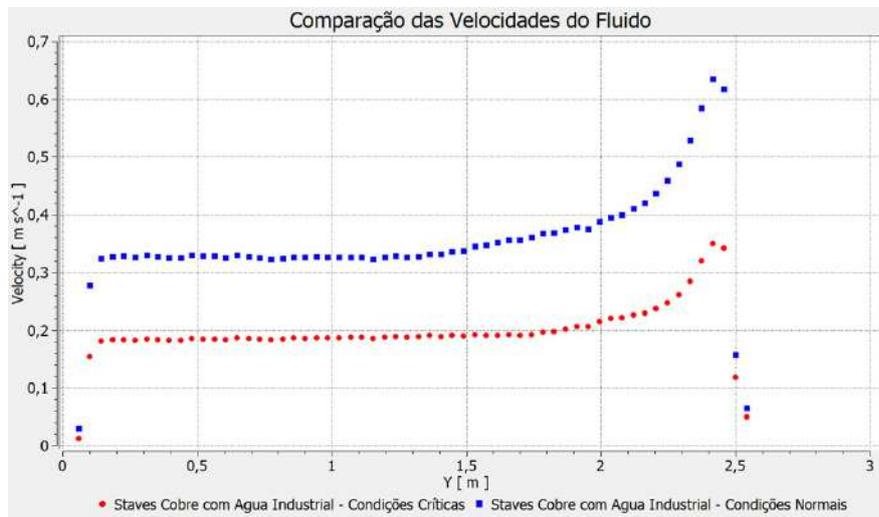
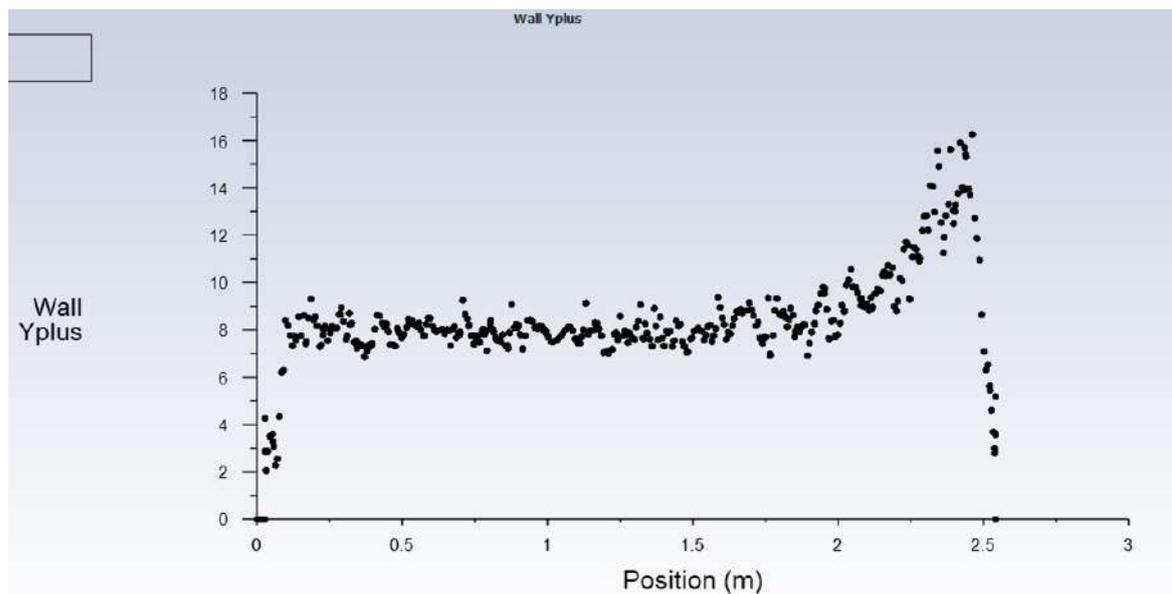


Figura 51 - Comportamento da camada limite com água industrial



2.1.2.2 Análises da Camada Limite com Utilização de Água Industrial

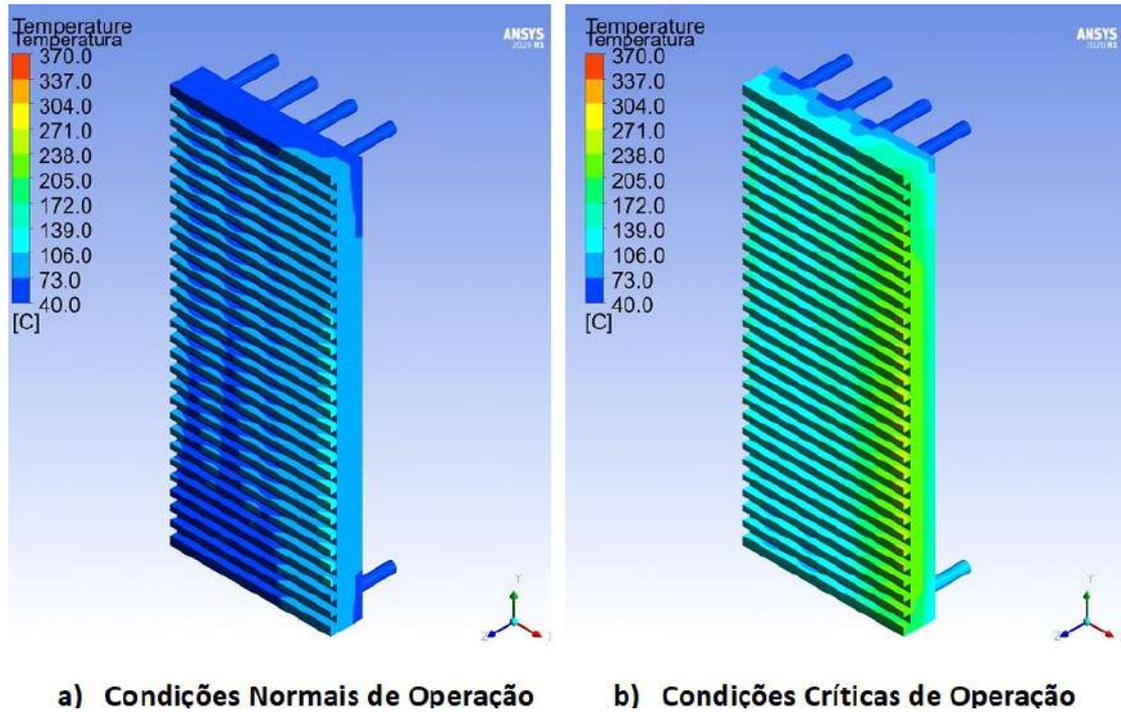
Para as situações envolvendo a utilização de água industrial, o comportamento da camada limite é mostrado na Figura 51.

O valor de y^+ se encontra próximo de 8,0 na maior parte do trecho reto da linha de refrigeração, caracterizando um escoamento na região de superposição da velocidade linear com a velocidade logarítmica. Na região da curvatura da linha de refrigeração, o valor de y^+ apresenta elevação, mas ainda se mantém dentro da região de superposição de velocidades. A função de parede escalável é aplicada, totalmente, utilizando a formulação de velocidade logarítmica em todo escoamento, pois o y^+ se encontra abaixo do valor limite estipulado.

2.1.2.3 Análises do Perfil de Temperatura com Utilização de Água Industrial

A distribuição da temperatura na face quente do *stave cooler* evidencia o surgimento de temperaturas acima dos limites especificados, quando esse equipamento é refrigerado com água industrial para condições críticas de operação, como mostrado na Figura 52 e na Figura 53. Portanto, tanto a face quente dos *stave coolers* quanto a carcaça do Alto-Forno apresentam probabilidade de redução em suas respectivas resistências mecânicas quando essas condições operacionais estão presentes.

Figura 52 - Distribuição de temperaturas em *stave coolers* refrigerados com água industrial



O corte transversal do corpo do *stave cooler* mostra como a elevação de temperatura se concentra nas regiões refrigeradas com água industrial, principalmente nas faces quentes, como mostrado na Figura 54.

Ao verificar a variação das temperaturas com relação a espessura dos *stave coolers* nas regiões em torno das linhas refrigeradas com água industrial, pode-se perceber que para as condições operacionais normais as temperaturas máximas não atingem os limites especificados dos materiais constituintes, mas para as condições críticas a face quente sempre permanece acima dos limites de temperatura do material, e a carcaça também para o corte no centro do *stave cooler*. Essas informações podem ser visualizadas na Figura 55 e na Figura 56.

No caso do corte transversal, próximo às entradas das linhas de refrigeração, pode ser visto que as temperaturas limites do material constituinte do *stave cooler* são alcançadas a partir de determinado ponto ao se aproximar da face quente. Isso torna evidente que este tipo de condição operacional e de refrigeração deve ser evitado para regimes longos de trabalho devido a alta probabilidade de ocorrência de crescimento de grão, de movimento de discordâncias e, conseqüentemente, de deformações permanentes dos materiais por perda das suas propriedades mecânicas.

Figura 53 - Distribuição de temperaturas na carcaça de alto-forno em regiões com *stave coolers* refrigerados com água industrial

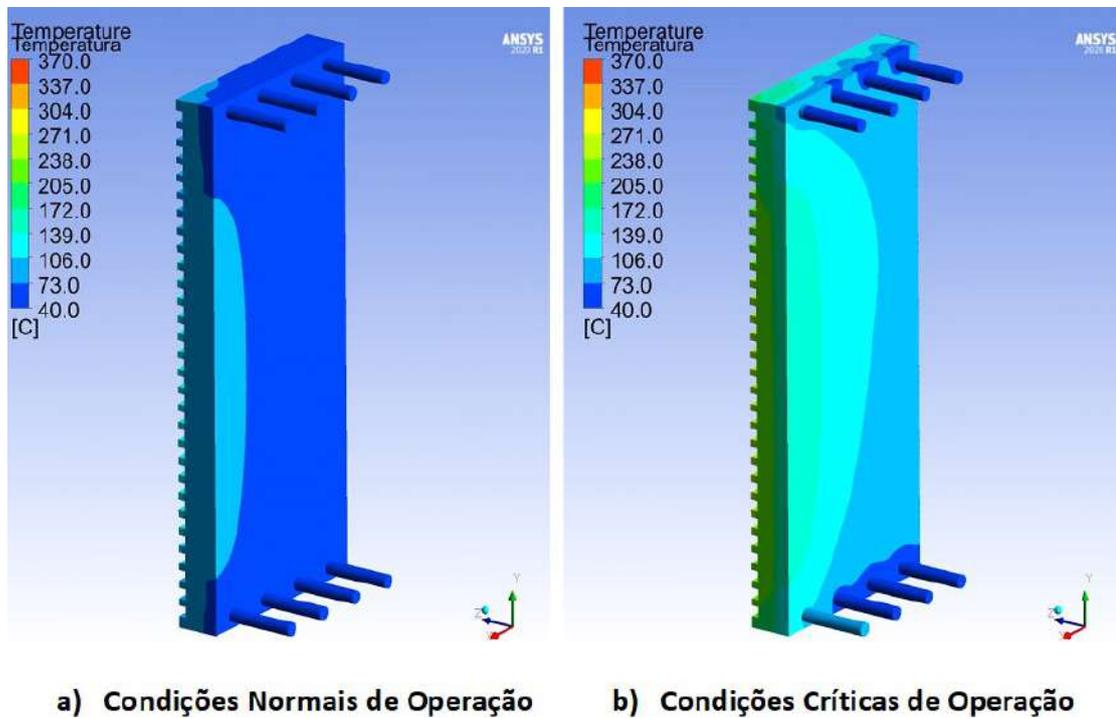


Figura 54 - *Stave cooler* refrigerado com água industrial e perfil de temperatura em corte transversal

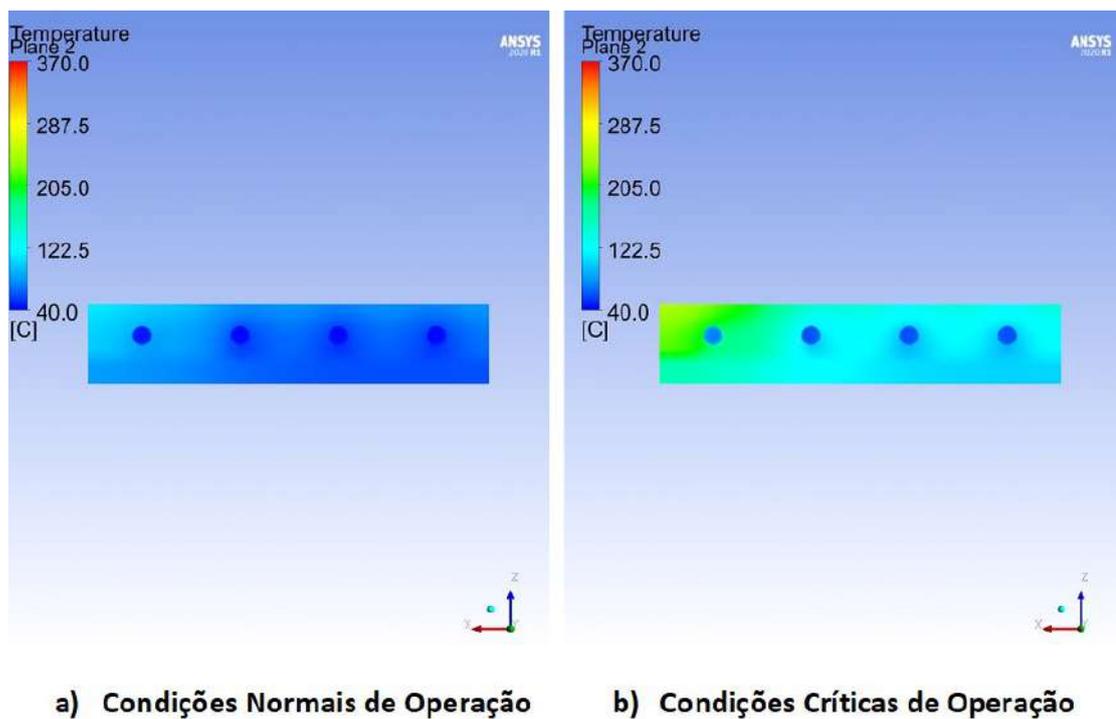


Figura 55 - Temperatura em função da espessura no corte transversal em *stave cooler* refrigerado com água industrial

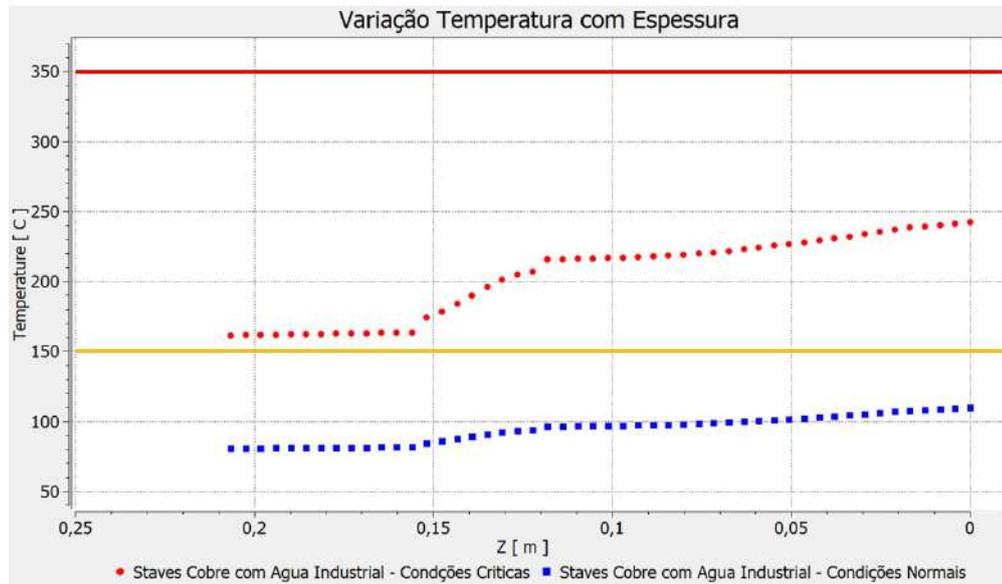


Figura 56 - Temperatura em função da espessura no corte transversal nas entradas em *stave cooler* refrigerado com água industrial

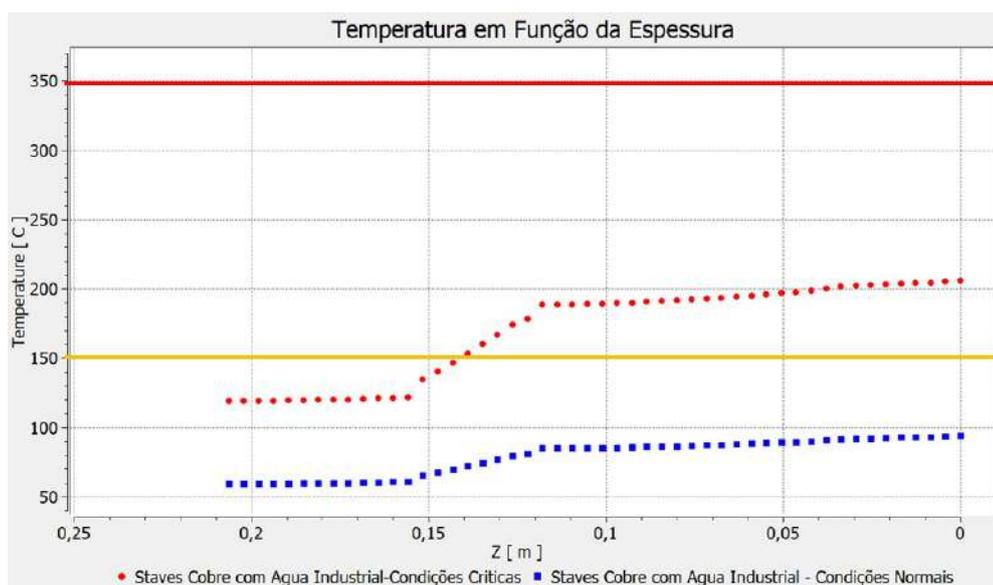
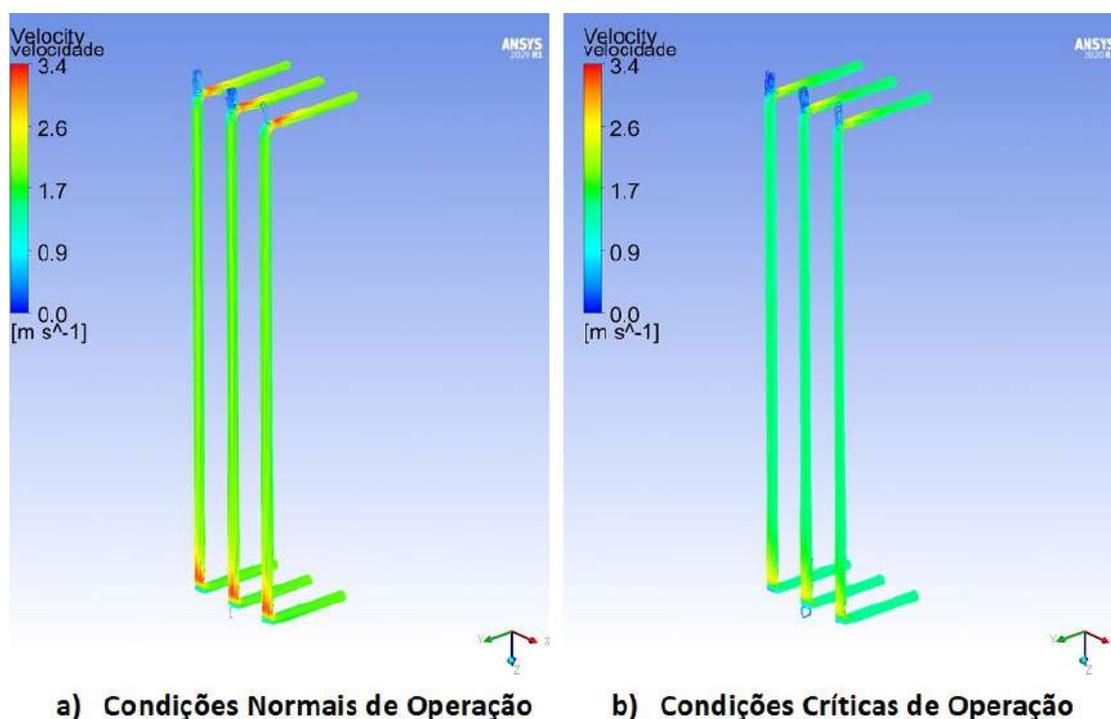


Figura 57 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um *stave cooler* com linha da extremidade obstruída



2.1.3 Stave Cooler de Cobre com Linha de Refrigeração Isolada na Extremidade

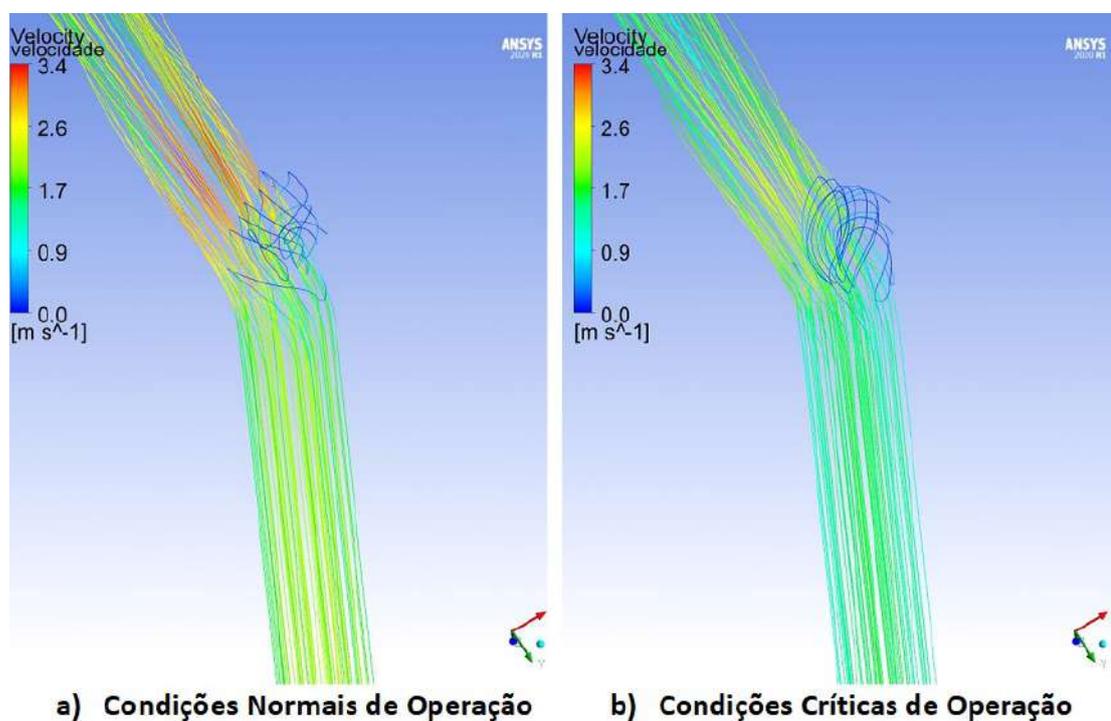
2.1.3.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

A obstrução de uma linha de refrigeração do *stave cooler* se faz necessária quando todas as alternativas de recuperação da capacidade de refrigeração se esgotaram, exceto a de inserção de *cigar coolers*. Essa obstrução é uma forma de bloqueio de possíveis vazamentos de gases para a atmosfera. Em relação às velocidades da água abrandada nas demais linhas de refrigeração, essas não apresentam variações significativas em relação às características de projeto tanto para as condições normais quanto para condições críticas de operação, conforme mostrado na Figura 57.

Nas extremidades das linhas de refrigeração, pode-se observar uma região com aumento da velocidade, também, pequenas formações de vórtices e pontos de recirculação, como mostrado na 58.

Na Figura 59, observa-se que as velocidades das linhas refrigeradas, em todo o trecho percorrido pela água abrandada, tem aspectos similares aos casos em conformidade com o projeto original, que não compromete a capacidade de refrigeração. Na região sem

Figura 58 - Detalhe das velocidades do fluido de refrigeração para um *stave cooler* com linha da extremidade obstruída



refrigeração, é uma exceção, pois ocorre a perda da capacidade de refrigeração, como será mostrado adiante.

2.1.3.2 Análises da Camada Limite com Linha de Refrigeração da Extremidade Obstruída

Na Figura 60, é mostrado o perfil da camada limite para a linha de refrigeração adjacente à linha obstruída.

Os valores de y^+ se encontram próximos de 45 e 80 para as linhas de refrigeração adjacentes a linhas obstruídas em *stave coolers* com condições operacionais normais e críticas, respectivamente, caracterizando um escoamento na região de velocidade logarítmica. As funções de parede podem ser consideradas sob a forma padrão, devido ao valor de y^+ ser superior ao valor de y_{lim}^+ .

Figura 59 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto da linha de refrigeração adjacente à linha obstruída

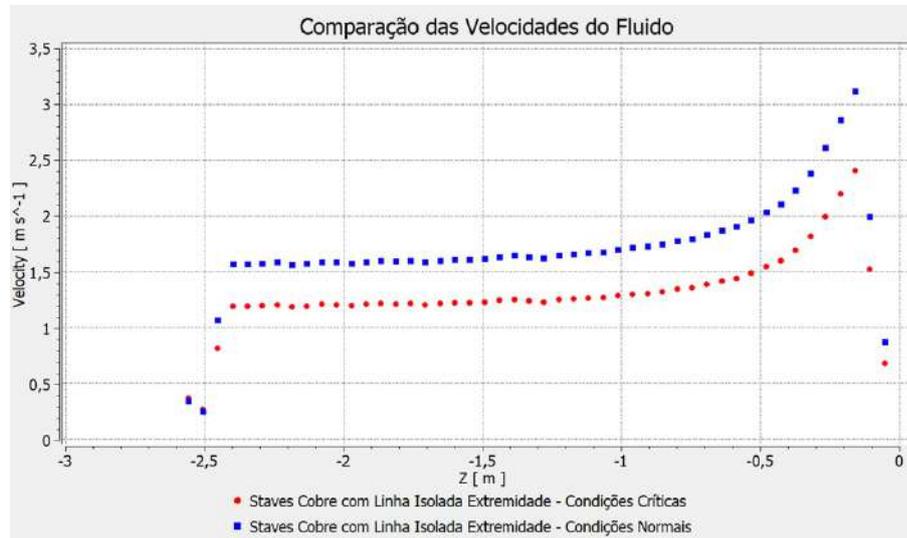


Figura 60 - Comportamento da camada limite em linha de refrigeração adjacente à linha obstruída

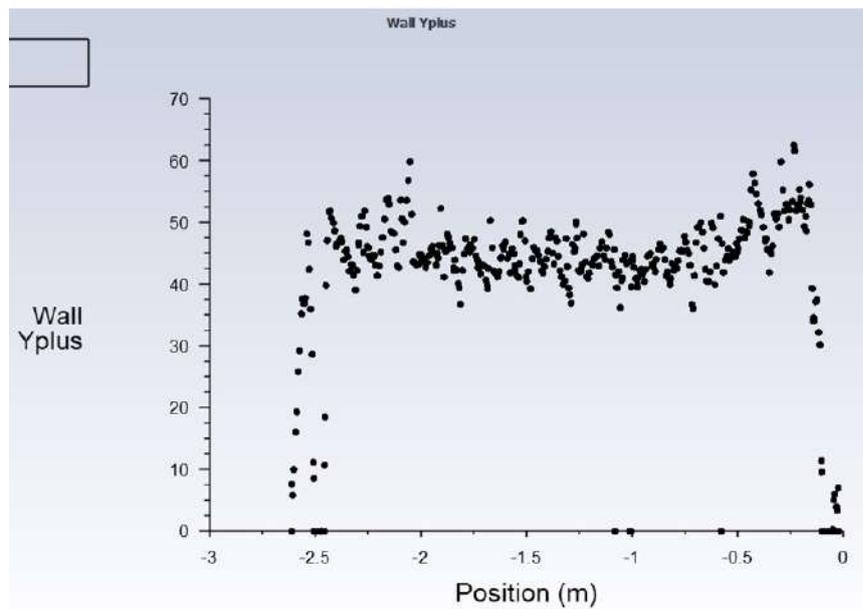
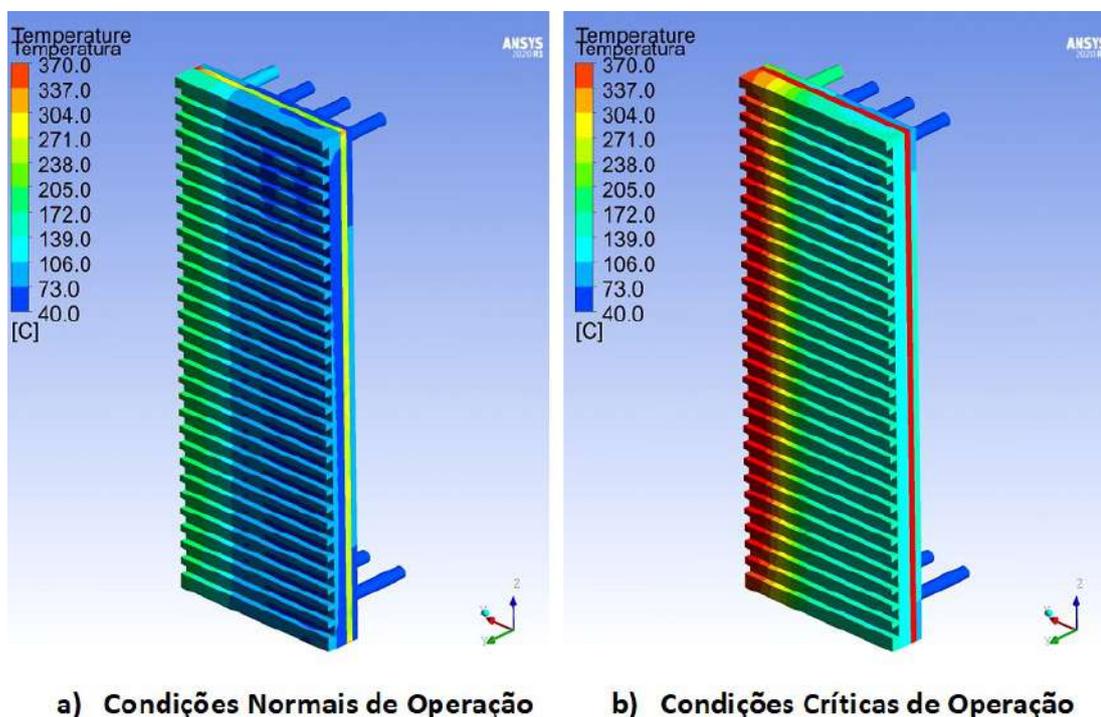


Figura 61 - Distribuição da temperatura na face quente em *Stave Coolers* com linha da extremidade obstruída



2.1.3.3 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* com Linha de refrigeração da Extremidade Obstruída

Na Figura 61, é mostrado que a distribuição de temperatura na face quente do *stave cooler*, em regiões próximas à linha obstruída, atinge temperaturas superiores aos limites estabelecidos para os materiais constituintes em ambas condições operacionais analisadas. Na Figura 62, é mostrado que para a carcaça essas configurações também apresentam temperaturas superiores às indicadas como limites para o material constituinte.

Nesta configuração de refrigeração, ambas as condições operacionais devem ser evitadas porque elas podem acarretar mudanças microestruturais nos componentes, reduzindo as suas propriedades mecânicas. No perfil transversal de temperatura, da Figura 63, pode-se observar que esses limites, também, são alcançados em regiões intermediárias da espessura. A variação da temperatura em função da espessura é mostrada, para ambos os casos, na Figura 64 e Figura 65, nas regiões centrais e nas entradas das linhas de refrigeração, respectivamente. Portanto, todas essas informações são evidências que essa configuração deve ser evitada para longos períodos de exposição para condições operacionais normais e evitadas completamente para condições operacionais críticas.

Uma outra forma de apresentar essas informações, evidenciando a degradação das

Figura 62 - Distribuição da temperatura na carcaça em *stave coolers* com linha da extremidade obstruída

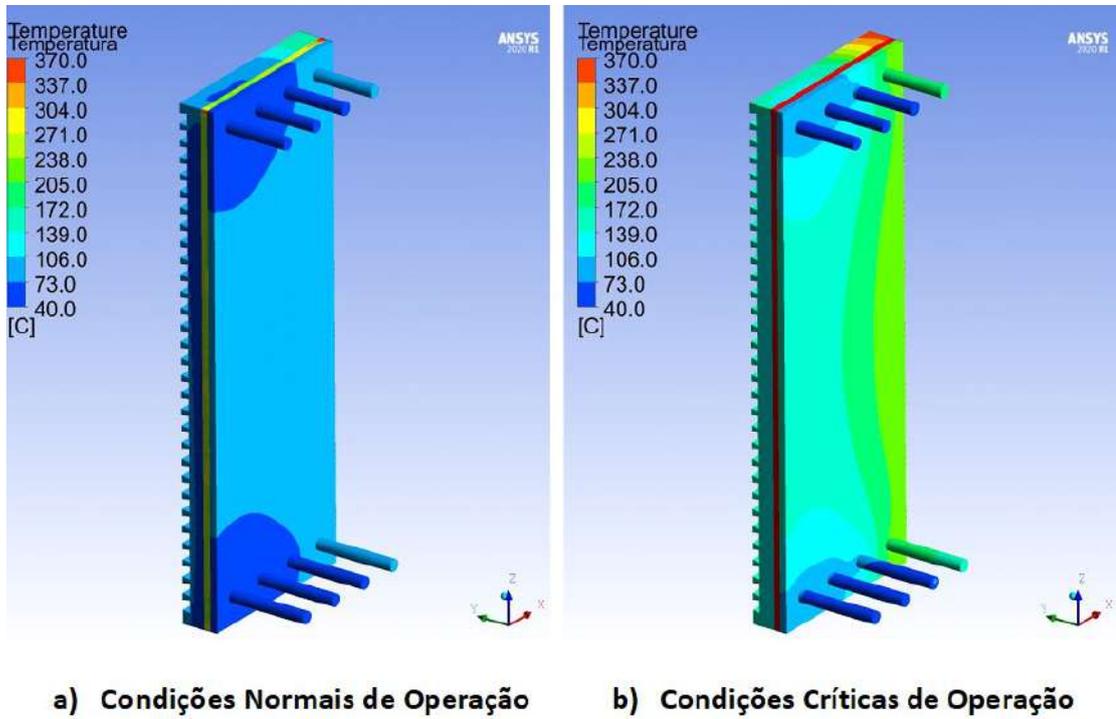


Figura 63 - Perfil de temperatura em corte transversal em *stave coolers* com linha da extremidade obstruída

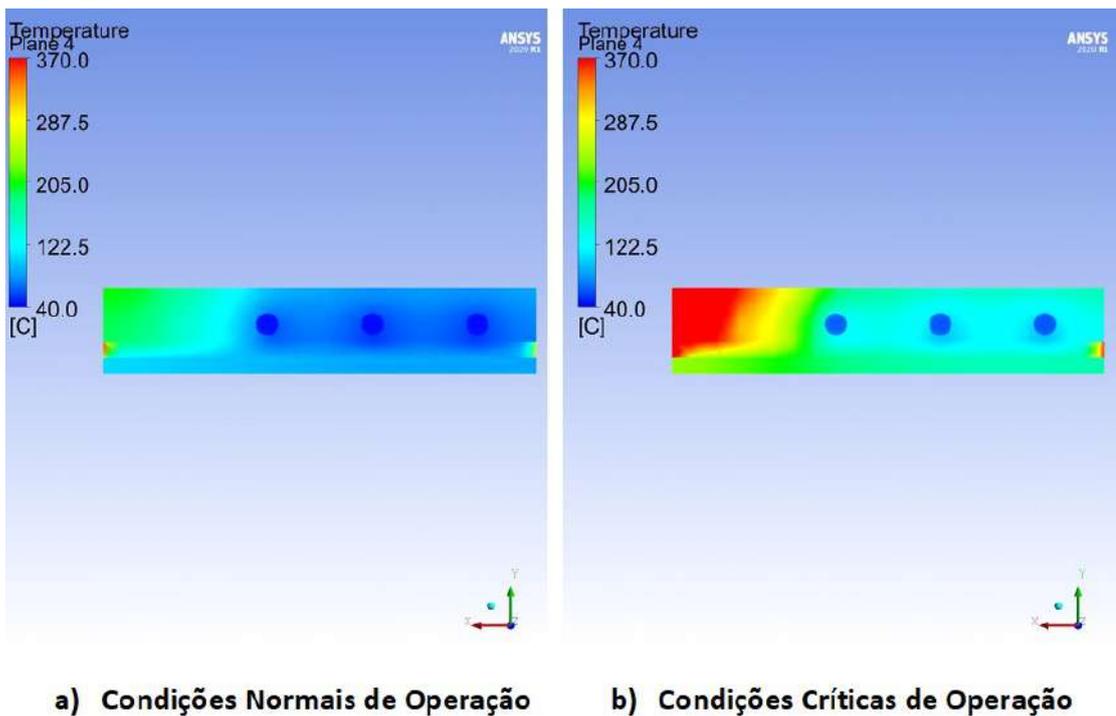


Figura 64 - Temperatura em função da espessura no corte transversal no centro de *stave cooler* com linha da extremidade obstruída

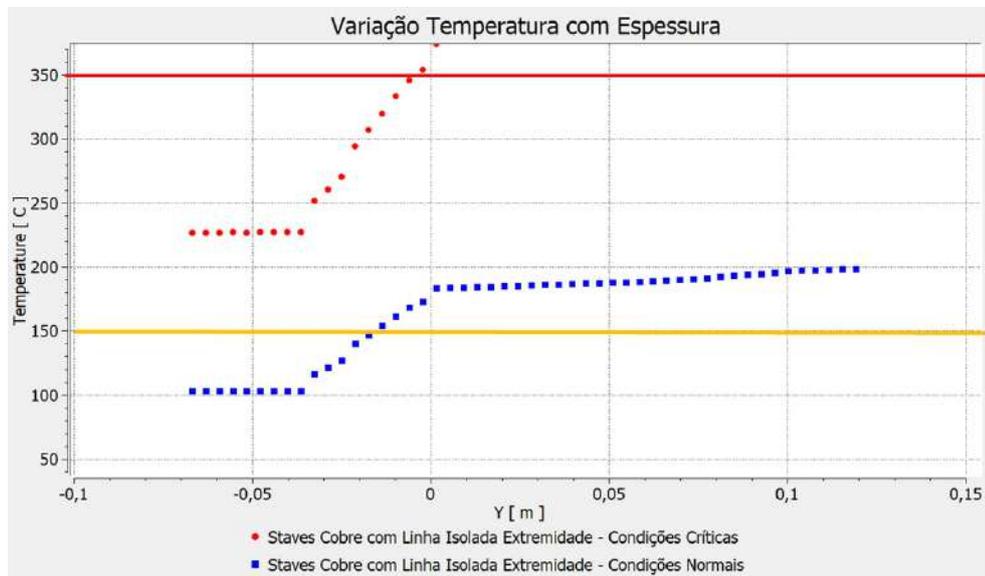


Figura 65 - Temperatura em função da espessura no corte transversal nas entradas das linhas de refrigeração em *stave cooler* com linha da extremidade obstruída

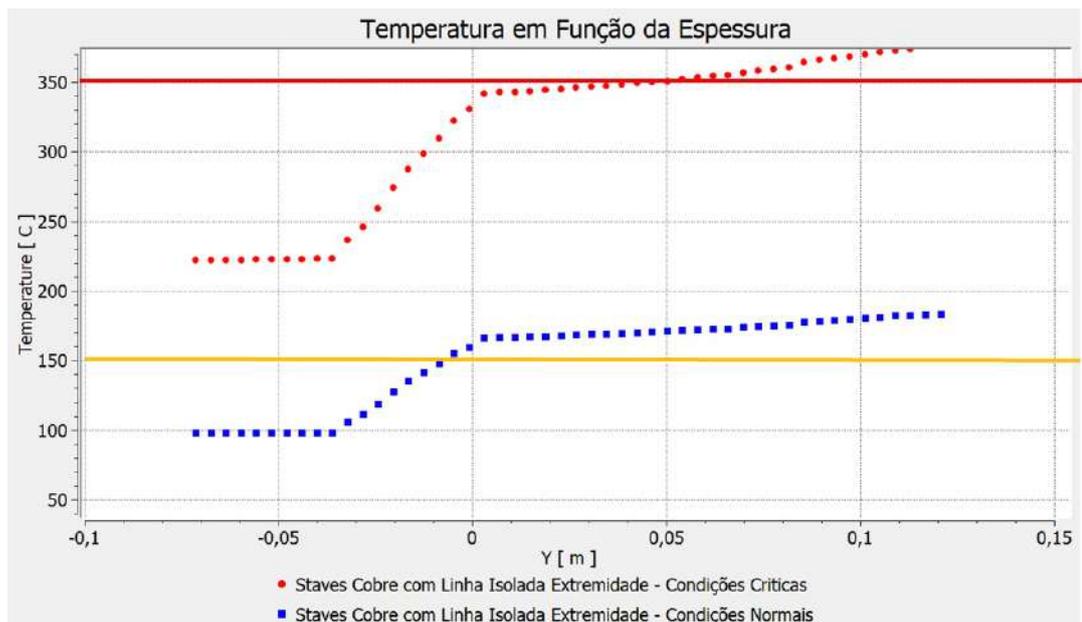
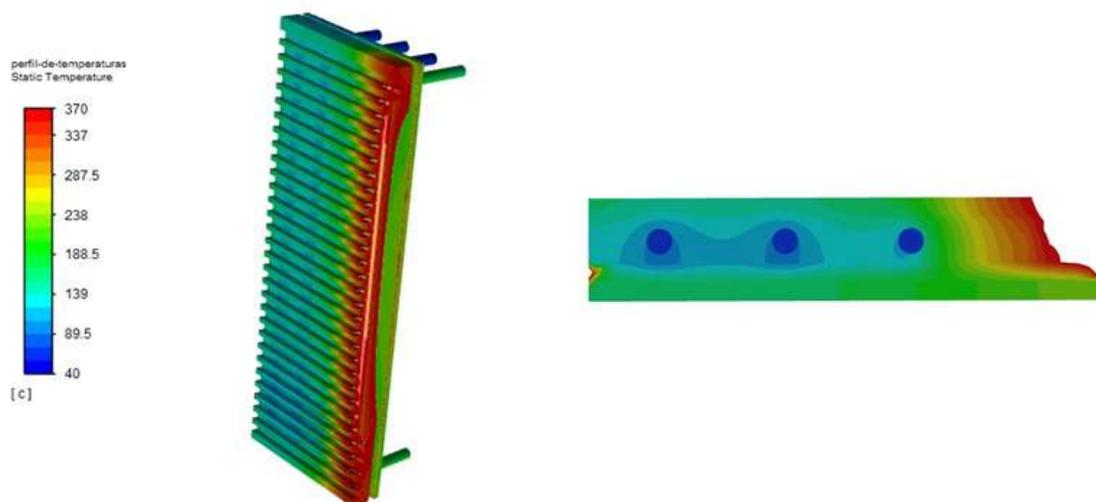


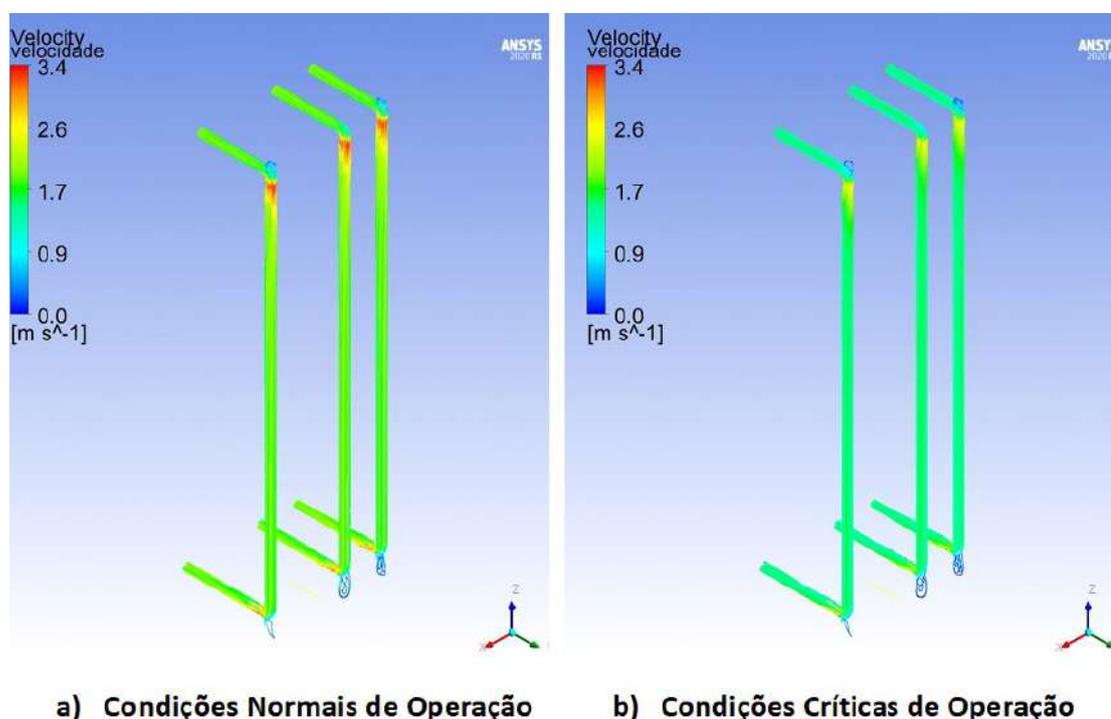
Figura 66 - Danos em *stave cooler* com linha da extremidade obstruída

propriedades dos materiais, é através da Figura 66, onde as regiões acima dos limites máximos estabelecidos (as linhas vermelhas na Figura 64 e na Figura 65) não estão representadas. Nas regiões, acima desses limites máximos especificados, ocorre uma degradação acelerada das propriedades e uma perda de massa dos materiais de forma muito acentuada.

Nesses casos, pode-se utilizar uma refrigeração auxiliar do lado externo da carcaça do Alto-Forno a fim de minimizar os impactos deletérios nas propriedades mecânicas do aço constituinte. No entanto, essa prática causa outras consequências indesejáveis, como: oxidação excessiva das estruturas externas à carcaça que reduz a capacidade de transmissão de calor, danos em equipamentos eletrônicos e instrumentos, deformações em peças pertencentes aos conjuntos de sopro do Alto-Forno e formação de trincas internas na carcaça devido à exposição ao elevado gradiente térmico.

A ação de preservação mais efetiva nesses casos é a inserção de *cigar coolers* nessas regiões para evitar que a carcaça de aço fique exposta a temperaturas elevadíssimas, aumentando a probabilidade de ocorrer, a longo prazo, o colapso estrutural do Alto-Forno.

Figura 67 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um *stave cooler* com linha central obstruída



2.1.4 Stave Cooler de Cobre com Uma Linha de Refrigeração Central Isolada

2.1.4.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

A obstrução de linhas de refrigeração centrais atendem ao mesmo objetivo da obstrução das linhas de refrigeração nas extremidades. Os perfis e a intensidade das velocidades seguem os mesmos padrões de quando há obstrução de uma linha da extremidade, conforme mostrado na Figura 67. Na Figura 68, são apresentados os detalhes dos perfis de velocidades, onde pode-se observar as formações de vórtices e os pontos de recirculação, de forma análoga aos casos com obstrução nas linhas das extremidades.

O perfil de velocidades, por todo o trecho reto, apresenta velocidades similares às daquelas dos casos de linhas externas obstruídas, como mostrado na Figura 69. Neste caso, pode-se observar que em relação as velocidades do fluido de refrigeração, o *stave cooler* não apresenta desempenho divergente das situações em que a posição da linha obstruída seja outra.

Figura 68 - Detalhe das velocidades do fluido de refrigeração para um *stave cooler* com linha central obstruída

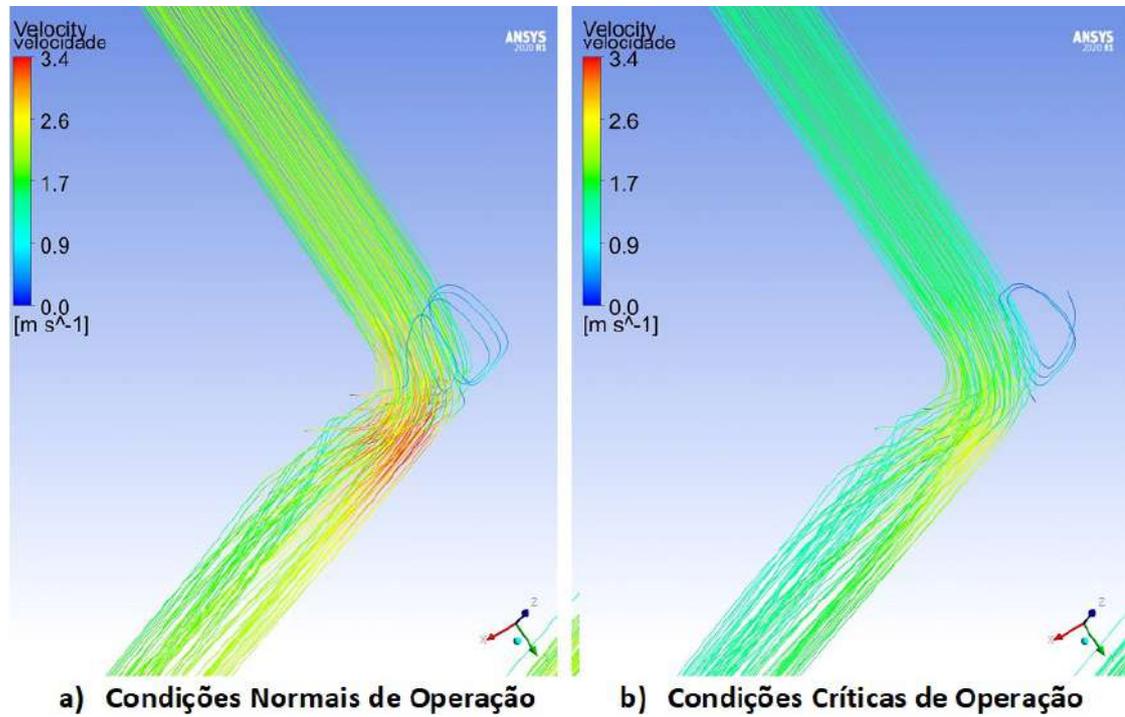


Figura 69 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto para um *stave cooler* com linha central obstruída

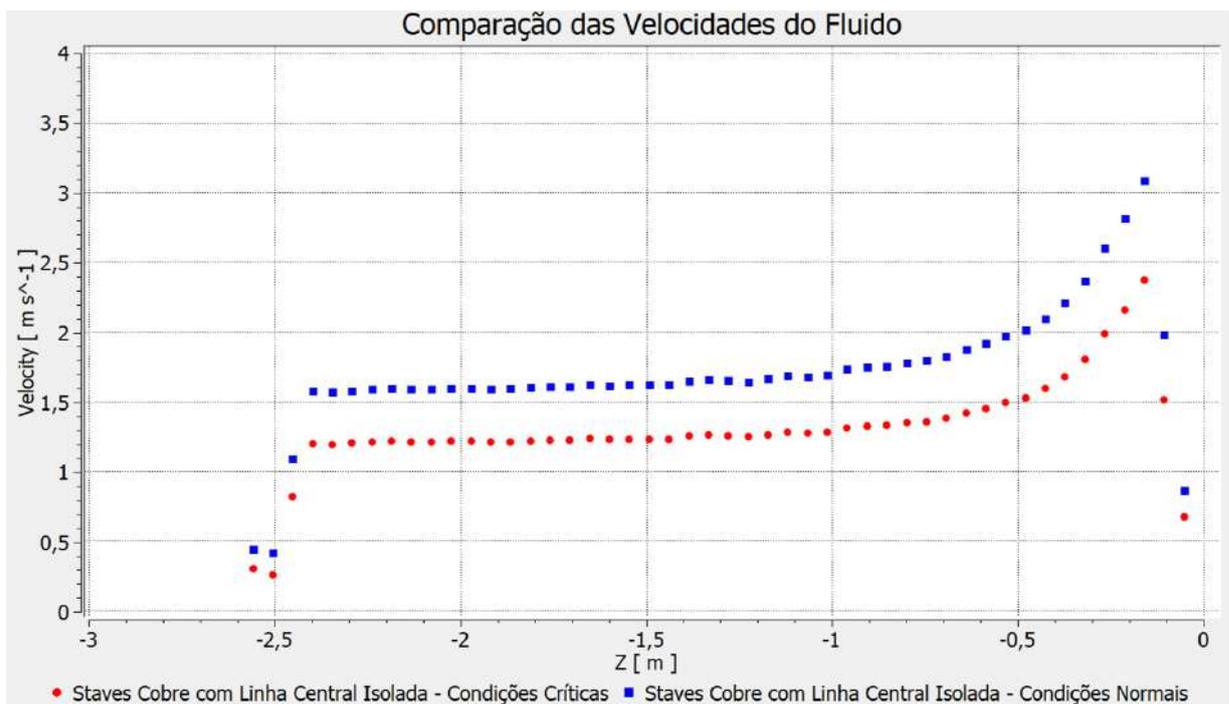
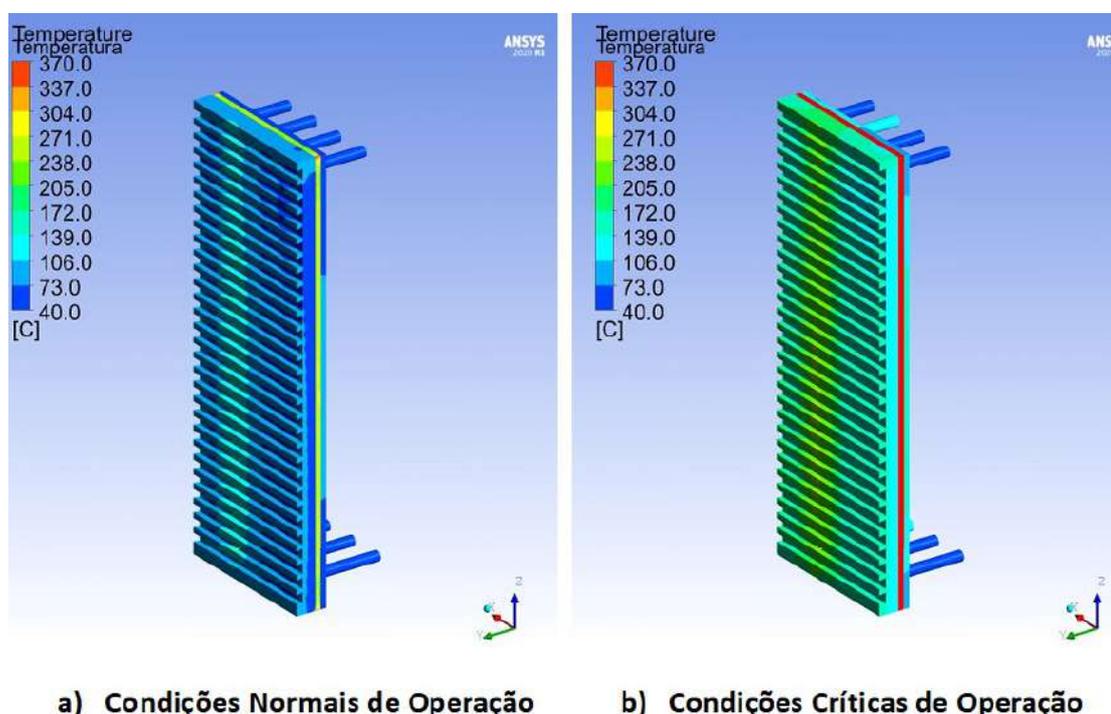


Figura 70 - Distribuição da temperatura na face quente do *stave cooler* com linha central obstruída



2.1.4.2 Análises da Camada Limite com Linha de Refrigeração Central Obstruída

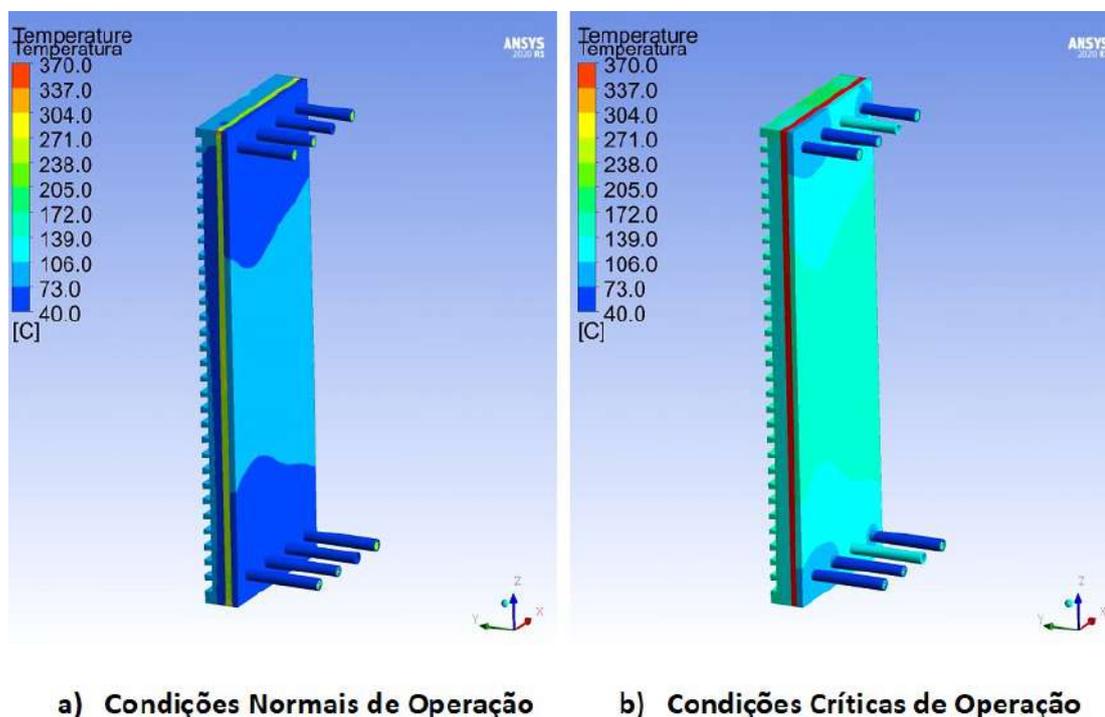
Os valores de y^+ se encontram próximo de 80 para as linhas de refrigeração adjacentes a linha obstruída em *staves cooler* com condições normais e críticas, configurando um escoamento na região da velocidade logarítmica. As funções de parede podem ser consideradas sob a forma padrão devido ao valor de y^+ ser superior ao valor de y_{lim}^+ .

2.1.4.3 Análise do perfil de temperatura em *stave cooler* com linha de refrigeração central obstruída

Na Figura 70, é mostrada a distribuição da temperatura nas faces quentes dos *stave coolers*, onde pode-se perceber que são atingidas temperaturas superiores aos limites dos materiais. Na Figura 71, pode-se observar situação semelhante para as faces frias. No entanto, para a linha central obstruída, os patamares alcançados são inferiores em relação aos casos com a linha da extremidade obstruída.

Ao analisar o perfil transversal na Figura 72 em conjunto com os gráficos de temperatura em função da espessura na Figura 73 e na Figura 74, observa-se que as temperaturas

Figura 71 - Distribuição da temperatura na face fria do *stave cooler* com linha central obstruída



atingem os limites especificados somente nos casos com condições operacionais críticas, acarretando, conseqüentemente, a redução dos valores das propriedades mecânicas dos materiais aplicados.

Como no caso da linha da extremidade obstruída, é aconselhável que sejam instalados *cigar coolers* para uma linha central obstruída, evitando assim a perda das propriedades mecânicas da carcaça de aço do Alto-Forno.

2.1.5 Stave Cooler de Cobre com Tubo Flexível de $\frac{3}{4}$ " na Linha da Extremidade

2.1.5.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

A instalação de tubos flexíveis no interior das linhas de refrigeração tem como principal objetivo manter o mínimo de refrigeração necessária para evitar a degradação das propriedades mecânicas dos *stave coolers* e da carcaça dos Altos-Fornos. Nesse caso, os tubos flexíveis são alimentados com água não abrandada em sistema aberto à atmosfera devido a sua alta probabilidade de danos, tornando mais fácil a identificação e o bloqueio em caso de vazamentos constatados.

Figura 72 - Temperatura em função da espessura no corte transversal no centro do *stave cooler* com linha central obstruída

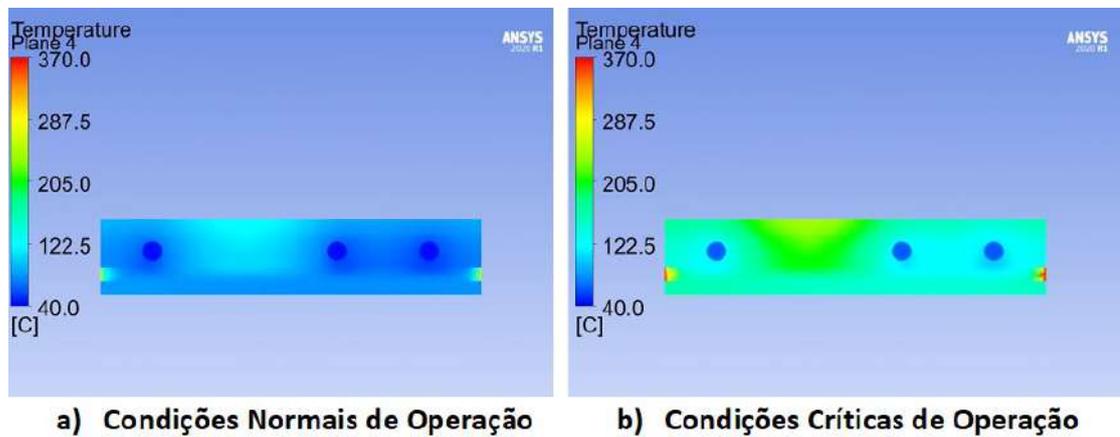


Figura 73 - Temperatura em função da espessura no corte transversal no centro do *stave cooler* com linha central obstruída

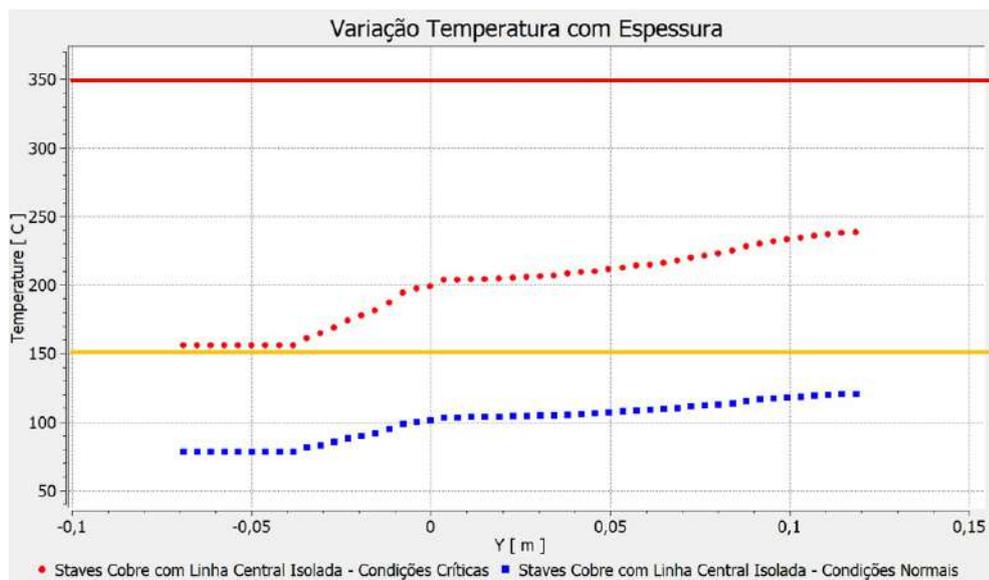
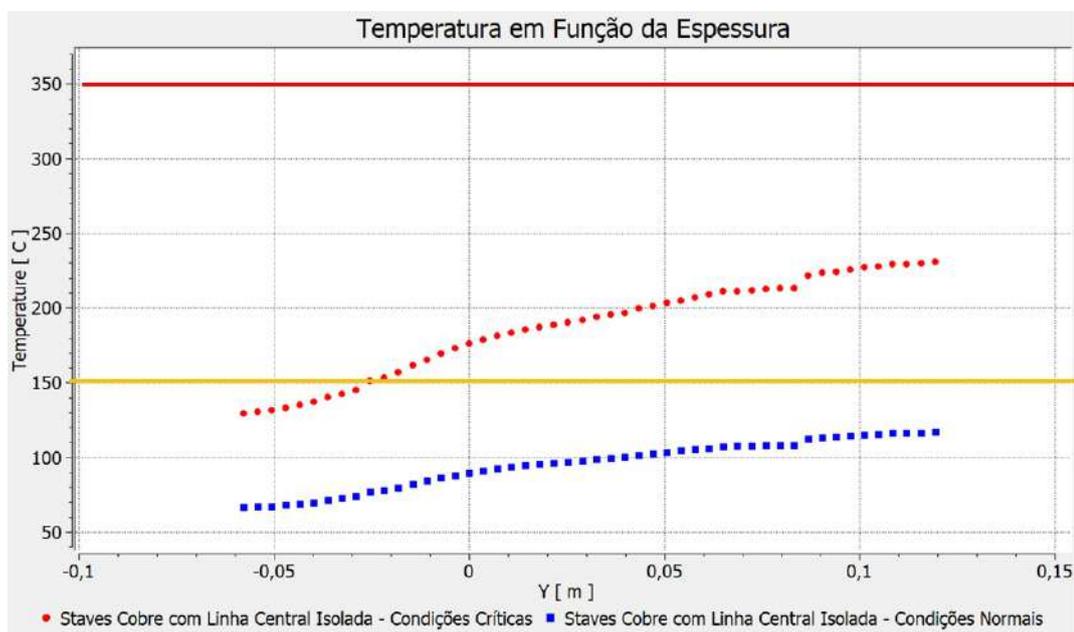


Figura 74 - Temperatura em função da espessura no corte transversal na região das entradas das linhas de refrigeração do *stave cooler* com linha central obstruída



O perfil de velocidades para as linhas de refrigeração é mostrado na Figura 75, onde pode-se constatar que a velocidade do fluido de refrigeração está em torno de 2,0m/s no interior do flexível, sendo essa um pouco superior do que aquelas das linhas de refrigeração que operam conforme projeto (em torno de 1,90m/s para condições normais de operação). Para as condições críticas de operação, também pode-se notar a mesma diferença de patamares de velocidades, mas nesse caso a velocidade do fluido no interior do flexível é, aproximadamente, de 1,1m/s. Observa-se, ainda, que existem poucas formações de vórtices e zonas de recirculação na região de curvatura na entrada do tubo flexível. Há aumento da velocidade, em uma região restrita, a patamares próximos a 4,9m/s, conforme a Figura 76.

Na Figura 77, nota-se que a velocidade do fluido de refrigeração no interior dos tubos flexíveis apresenta pouca variação em ambas as condições operacionais, mas é superior no caso com condições normais de operação.

2.1.5.2 Análises da Camada Limite em Tubo Flexível de $\frac{3}{4}$ " Inserido na Linha de Refrigeração da Extremidade

Os valores de y^+ se encontram próximo de 55 nas linhas de refrigeração com flexíveis inseridos para condições normais e críticas, caracterizando um escoamento na região da

Figura 75 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração com tubo flexível inserido na linha da extremidade

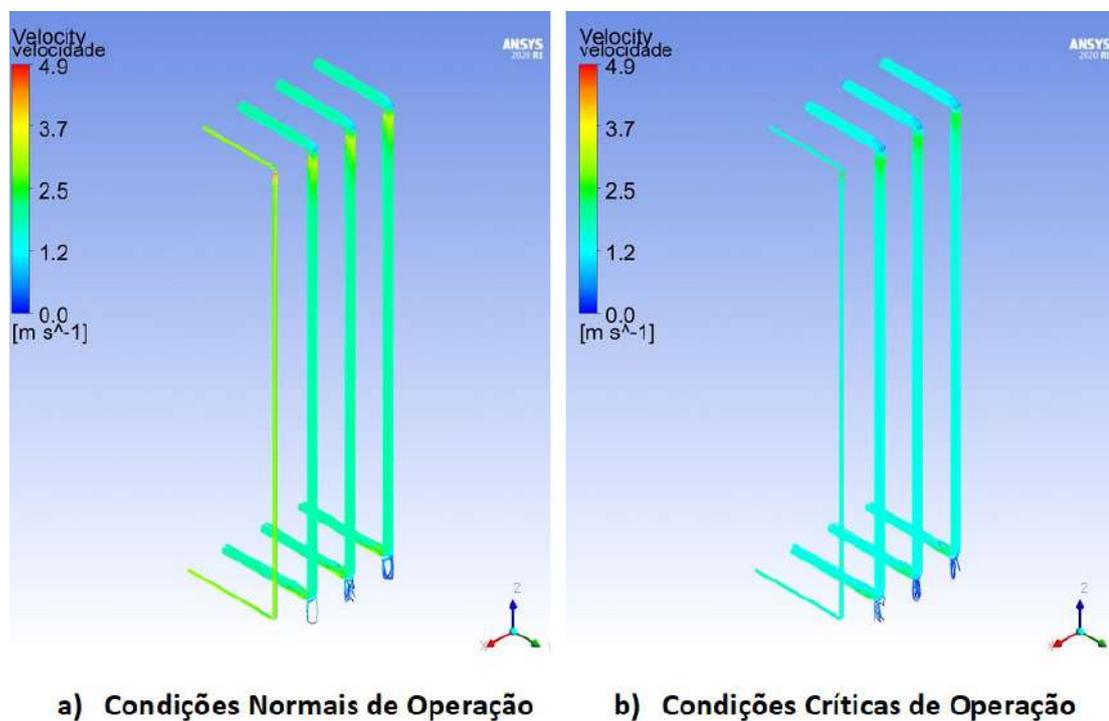


Figura 76 - Detalhe das velocidades do fluido de refrigeração com tubo flexível inserido na linha da extremidade

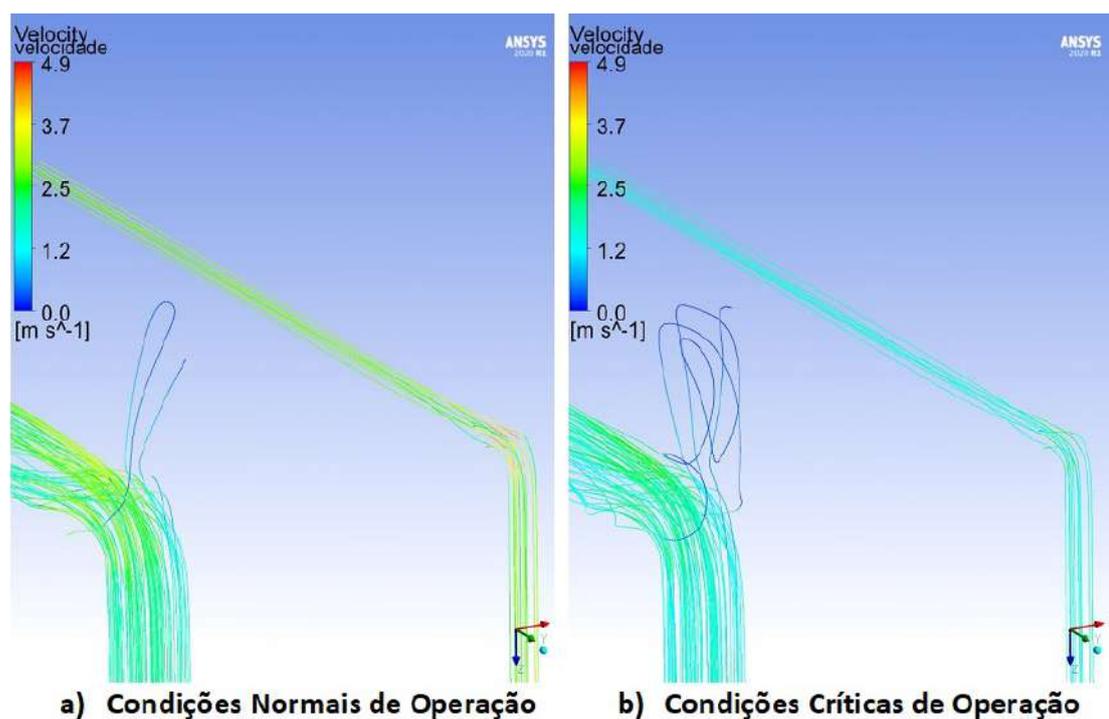
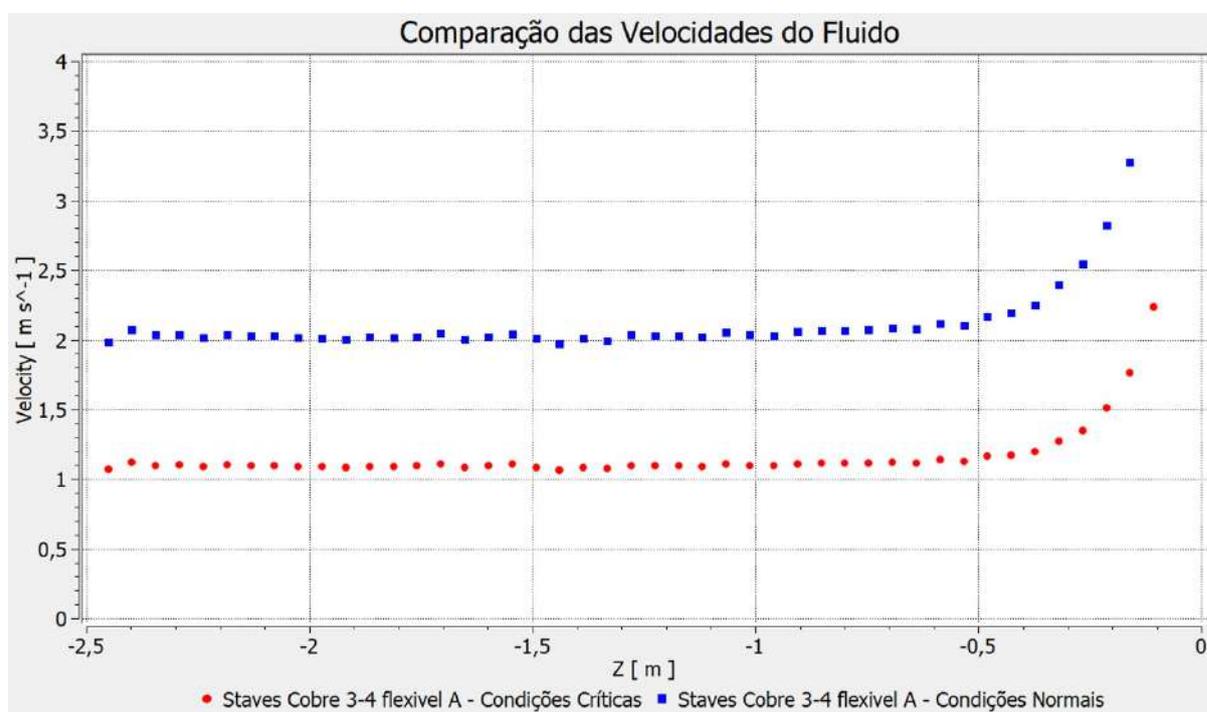


Figura 77 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto do tubo flexível inserido na linha da extremidade



velocidade logarítmica. As funções de parede podem ser consideradas sob a forma padrão, devido ao valor de y^+ ser superior ao valor de y_{lim}^+ .

2.1.5.3 Análise do perfil de temperatura em *stave cooler* com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ inserido na linha da extremidade

Na Figura 78, é apresentado o contorno térmico nas faces quentes dos *stave coolers* sujeitos a condições operacionais normais e críticas. Em ambos os casos, pode-se verificar que a temperatura limite especificada para o material constituinte é atingida, evidenciando que esse tipo de tubo flexível é inadequado para ser utilizado, com o objetivo de preservar as características mecânicas do *stave cooler*. Na Figura 79, é identificada uma situação similar para a carcaça do Alto-Forno, onde as temperaturas de início da redução das propriedades mecânicas são alcançadas, mostrando a ineficácia desse tipo de aplicação para a preservação da carcaça de aço do Alto-Forno.

Na Figura 80, é apresentado o perfil térmico transversal do *stave cooler*, assinalando o alcance das temperaturas de crescimento de grão e da transformação de fases dos materiais e, conseqüentemente a redução de suas propriedades mecânicas. Essa com-

Figura 78 - Contorno de temperatura da face quente do *stave cooler* com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na linha de refrigeração da extremidade

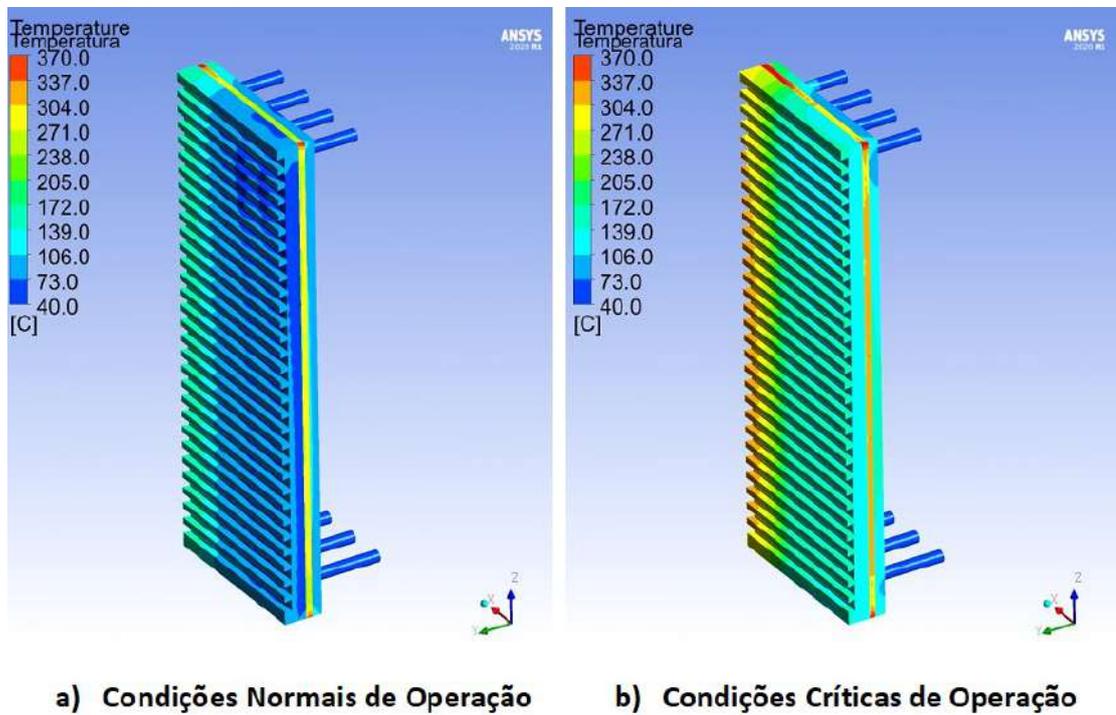


Figura 79 - Contorno de temperatura da carcaça do alto-forno com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na linha de refrigeração da extremidade

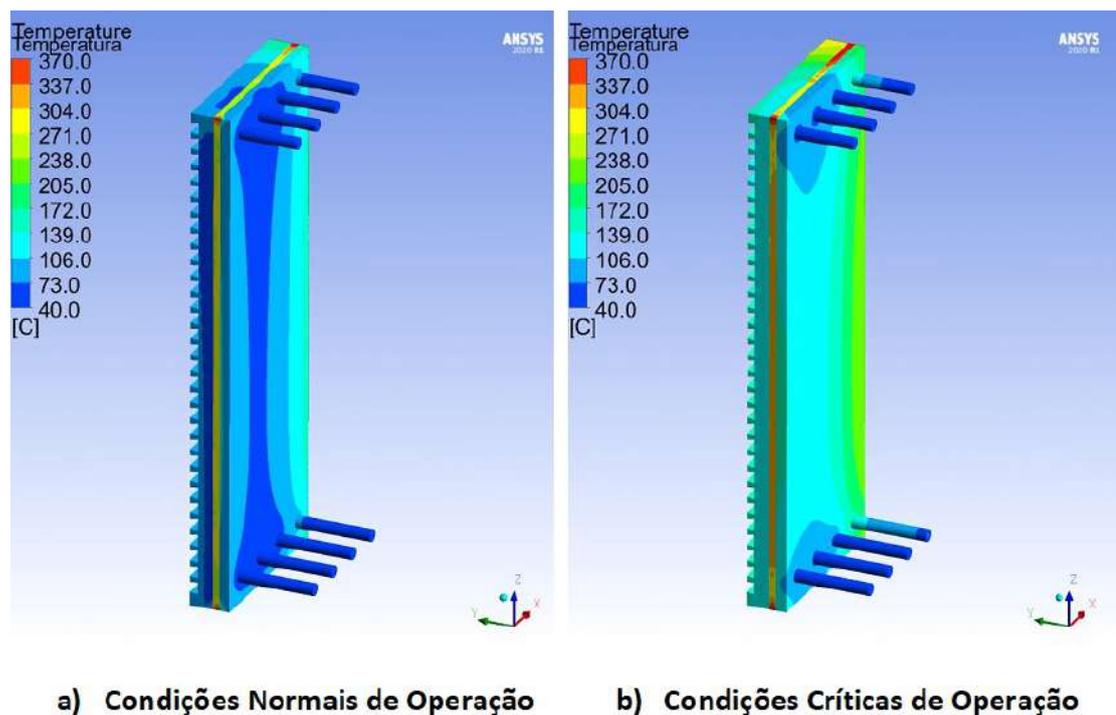
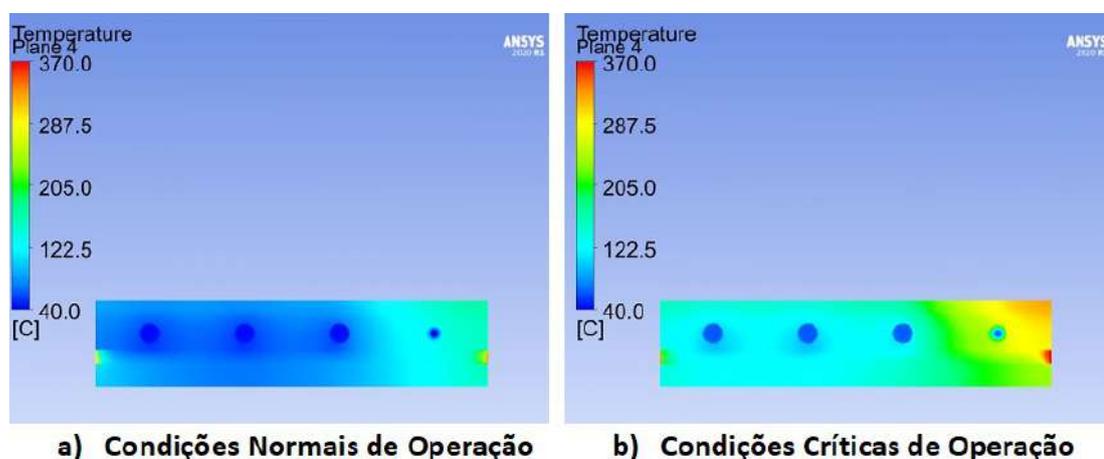


Figura 80 - Temperatura em função da espessura no corte transversal central dos *stave cooler* com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na linha de refrigeração da extremidade



provação fica mais nítida com a apresentação da variação das temperaturas em função da espessura nas regiões central e de entradas das linhas de refrigeração, como mostrado, respectivamente, na Figura 81 e na Figura 82.

A partir dos resultados apresentados, esse tipo de técnica com essa dimensão de tubo flexível mostrou-se ineficaz para longos períodos de exposição, podendo ser utilizada em pequenos intervalos de tempo, para a extensão do tempo de vida útil dos Altos-Fornos. Essa técnica deve ser evitada para longos períodos de exposição a fim de evitar possíveis danos futuros aos *stave coolers* e à carcaça dos Altos-Fornos.

2.1.6 Stave Cooler de Cobre com Tubo Flexível de 1" na Extremidade

2.1.6.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

A instalação de tubos flexíveis de seção circular superior a de $\frac{3}{4}$ " de diâmetro tem resultados, significativamente, diferentes em relação aos aspectos de velocidade, isso para ambas as condições operacionais analisadas, como mostrado na Figura 83 que resulta em melhores condições de temperaturas máximas atingidas nas faces quentes. A velocidade para condições normais gira em torno de 1,7m/s e para condições críticas em torno de 0,9m/s. Na Figura 84, percebe-se que existem algumas regiões de recirculação e de aumento de velocidades nas curvaturas das linhas de refrigeração.

Na Figura 85, nota-se que a velocidade do fluido de refrigeração no interior dos

Figura 81 - Temperatura em função da espessura no corte transversal central dos *stave coolers* com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na linha de refrigeração da extremidade

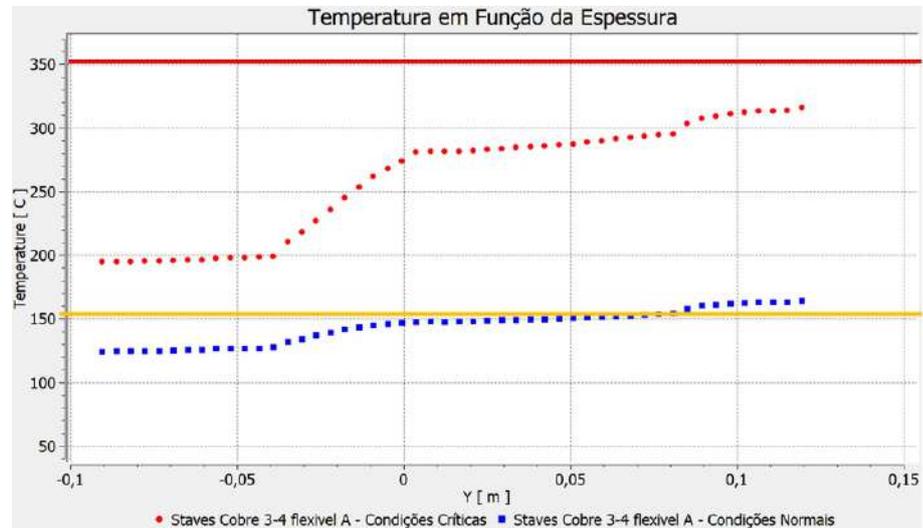


Figura 82 - Temperatura em função da espessura no corte transversal na região das entradas das linhas de refrigeração dos *stave coolers* com tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na linha de refrigeração da extremidade

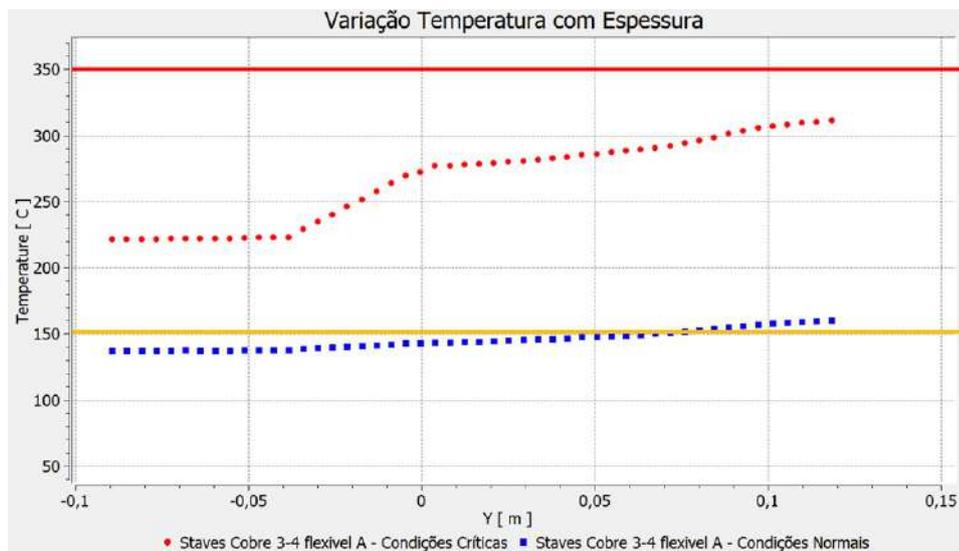


Figura 83 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração com tubo flexível de 1" na linha da extremidade

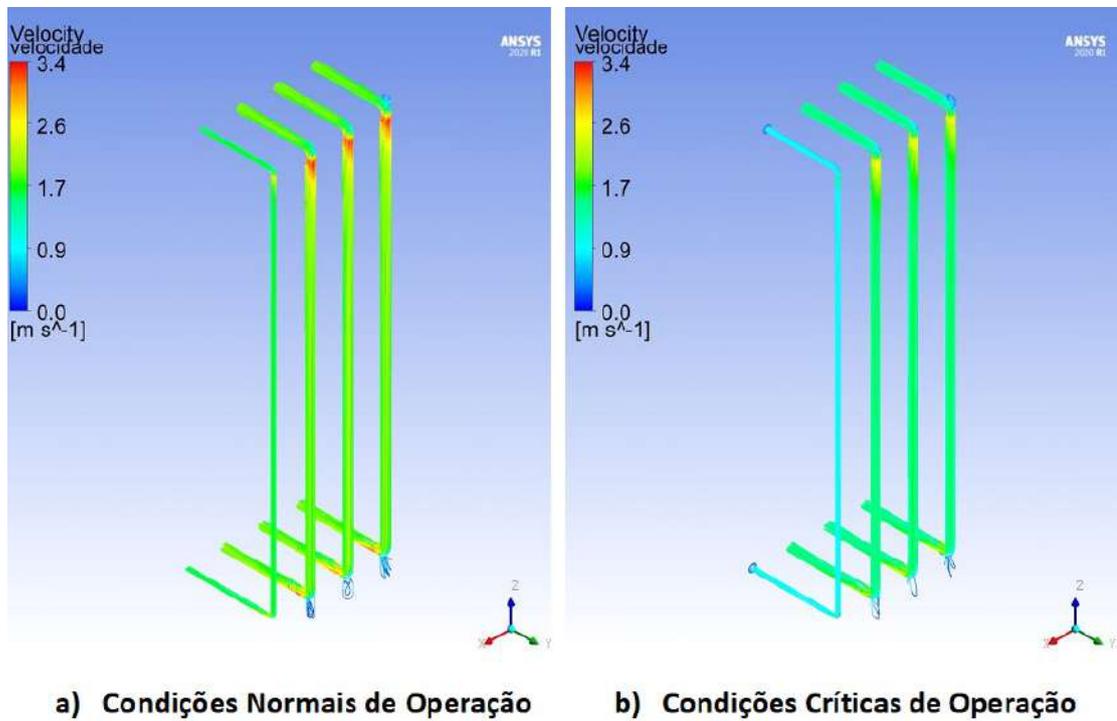


Figura 84 - Detalhe das velocidades do fluido de refrigeração com tubo flexível de 1" na linha da extremidade

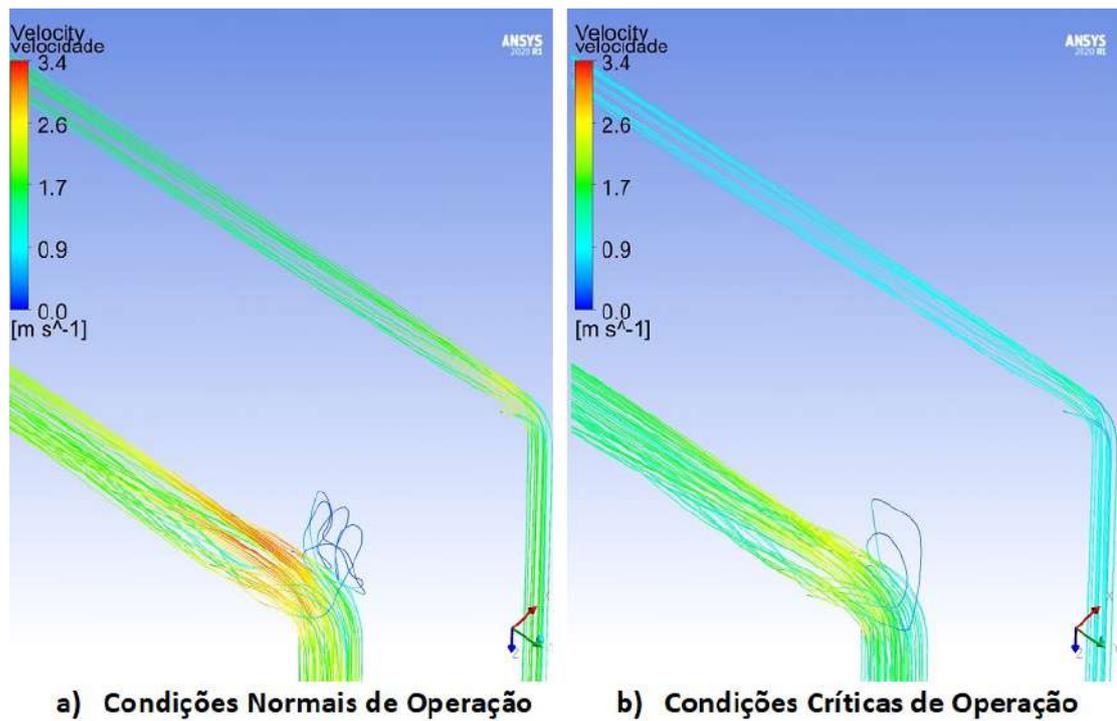
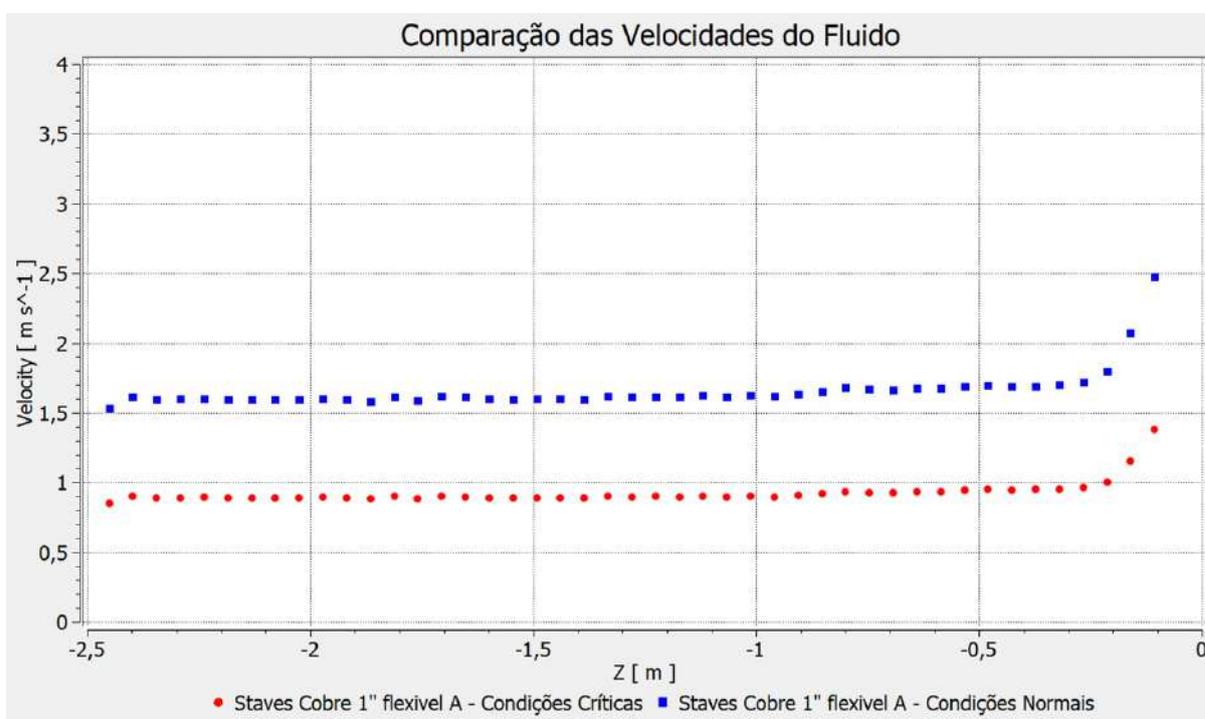


Figura 85 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto com tubo flexível de 1" na linha da extremidade



tubos flexíveis de 1" apresenta pouca variação em ambas as condições operacionais.

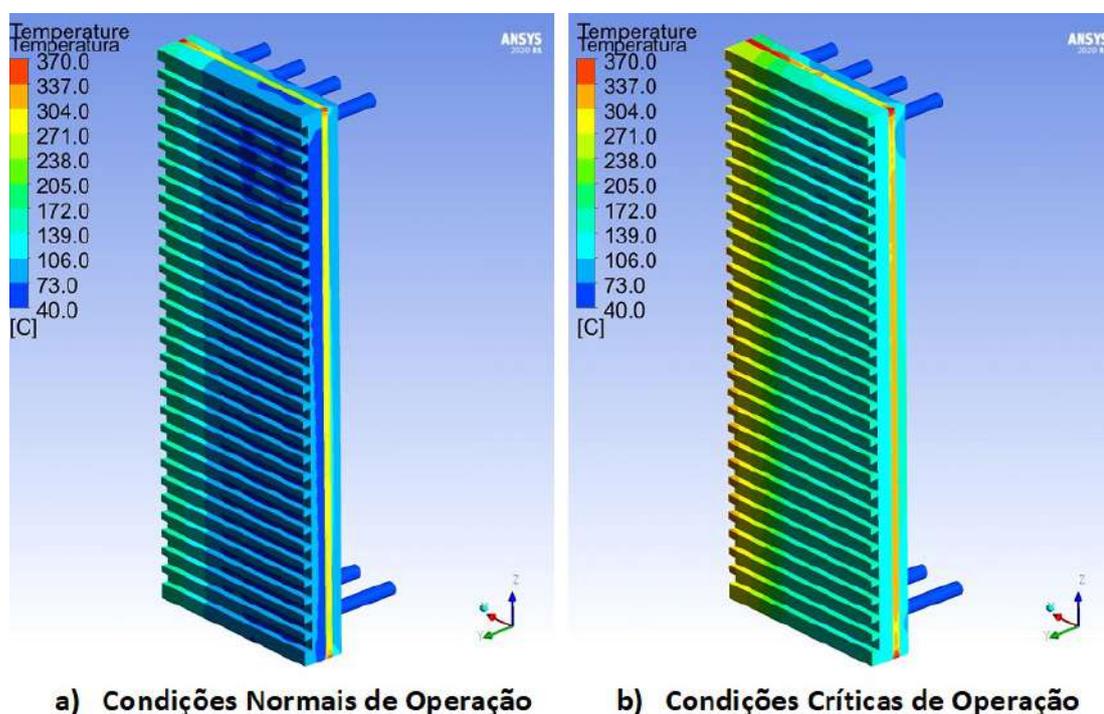
2.1.6.2 Análises da Camada Limite em Tubo Flexível de 1" Inserido na Linha de Refrigeração da Extremidade

Os valores de y^+ se encontram, para as linhas de refrigeração com flexíveis inseridos para condições normais e críticas, na região da velocidade logarítmica. As funções de parede podem ser consideradas sob a forma padrão, devido ao valor de y^+ ser superior ao valor de y_{lim}^+ .

2.1.6.3 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* com Tubo Flexível de 1" Inserido na Linha da Extremidade

Na Figura 86, está representado o perfil de temperaturas das faces quentes do *stave cooler* sujeito a condições de operação normais e críticas. Para as condições críticas, o regime de trabalho se encontra na zona de crescimento de grãos e na região de mudanças

Figura 86 - Perfil de temperaturas da face quente do *stave cooler* com tubo flexível de 1" inserido na linha da extremidade



de fase por excesso de temperatura desses materiais. Na Figura 87, pode-se observar o perfil de temperatura da carcaça, onde as temperaturas de crescimento de grãos são alcançadas para ambas as condições operacionais analisadas.

O perfil transversal da temperatura na região central do corpo do *stave cooler*, representado na Figura 88, juntamente com os gráficos de variação da temperatura em função da espessura, representados na Figura 89 e na Figura 90, mostram de forma evidente que a região de crescimento de grão, o movimento de deslocamentos e, conseqüentemente, a perda de propriedades mecânicas a longo prazo são alcançados para essa configuração do sistema analisada.

Ao investigar essas situações, é concluído que essa configuração de inserção de flexíveis é uma técnica que pode ser utilizada para tentar evitar que a propagação das falhas se estenda de forma contínua, pois as temperaturas de trabalho estão dentro da região de redução das propriedades mecânicas, devendo ser evitadas nessas faixas de temperaturas, para longos prazos de exposição.

Figura 87 - Perfil de temperaturas da carcaça de alto-forno em regiões do *stave cooler* com tubo flexível de 1" inserido na linha da extremidade

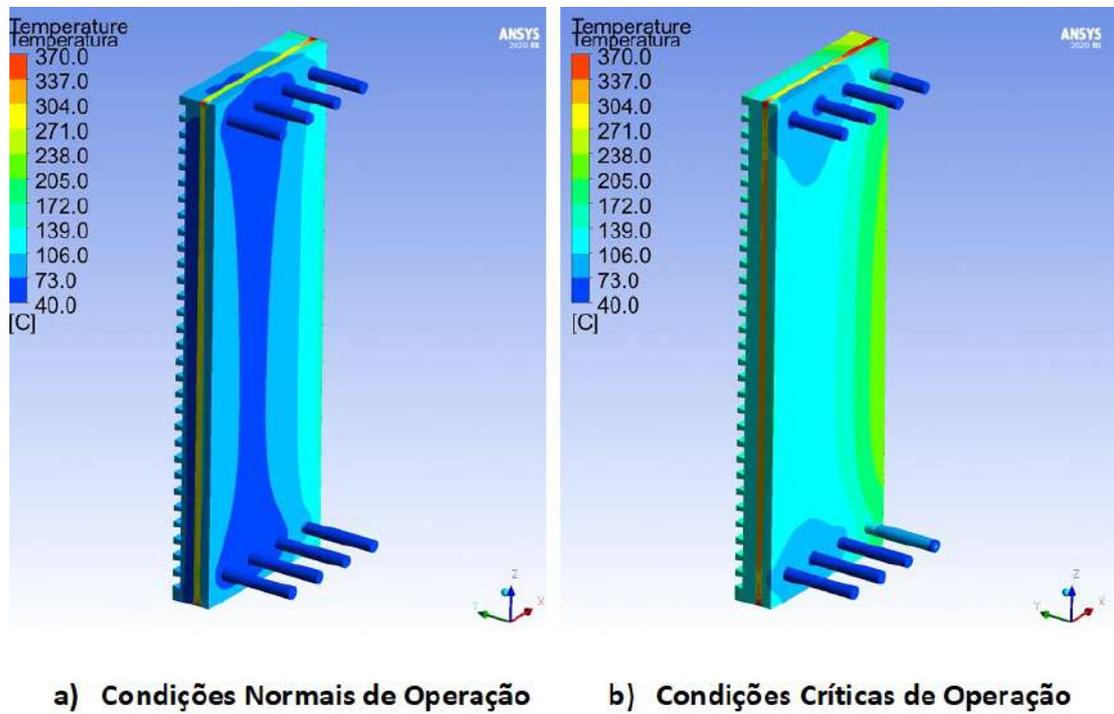


Figura 88 - Temperaturas em corte transversal em *Stave Cooler* com tubo flexível de 1" inserido na linha da extremidade

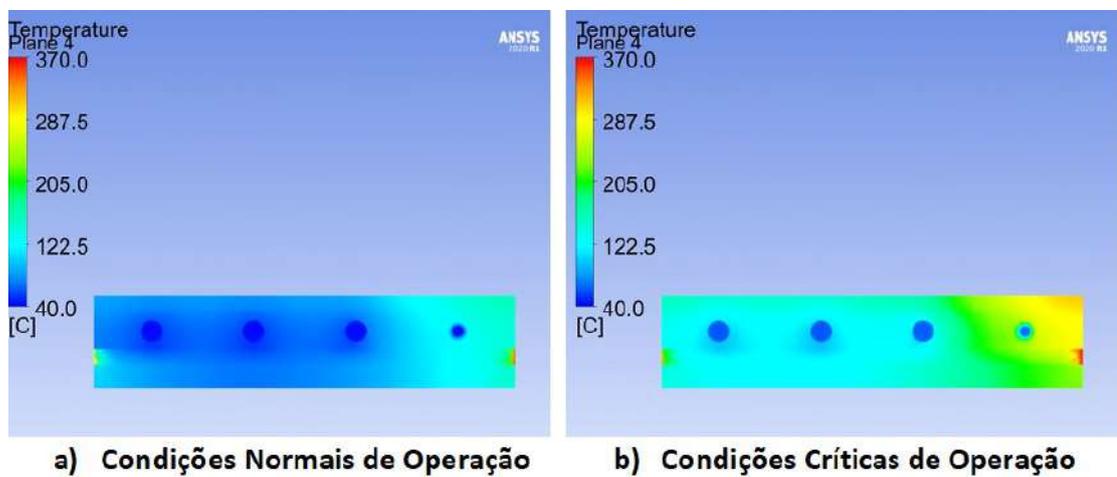


Figura 89 - Temperaturas em função da espessura em corte transversal em *stave cooler* com tubo flexível de 1" inserido na linha da extremidade

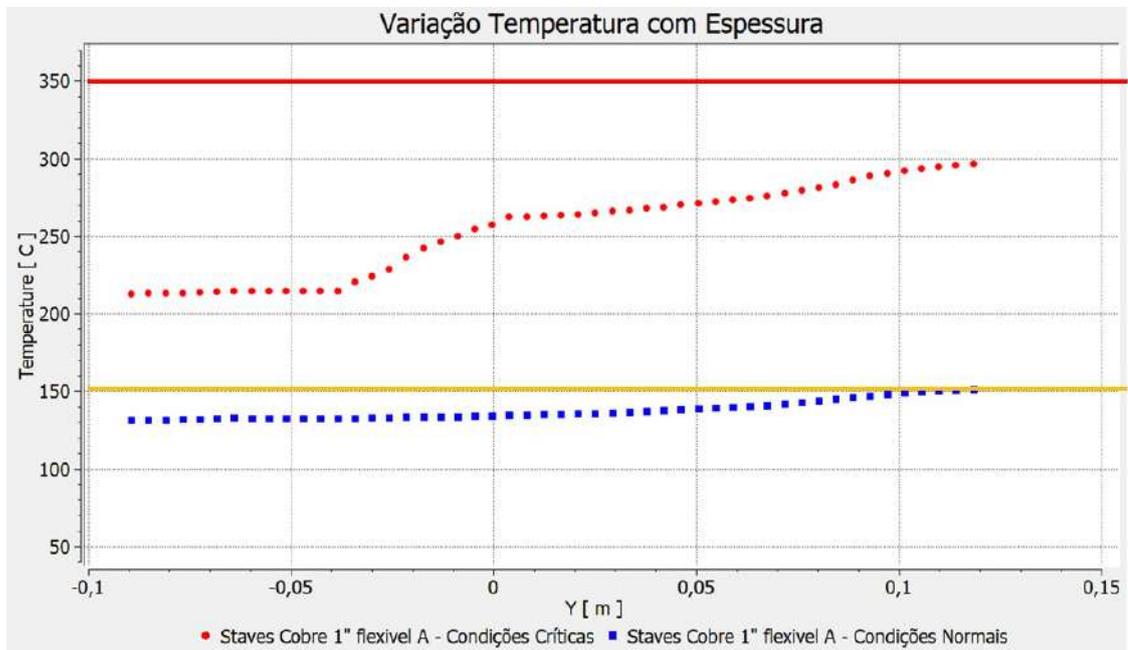


Figura 90 - Temperaturas em função da espessura, na região das entradas das linhas de refrigeração, em corte transversal em *stave cooler* com tubo flexível de 1" inserido na linha da extremidade

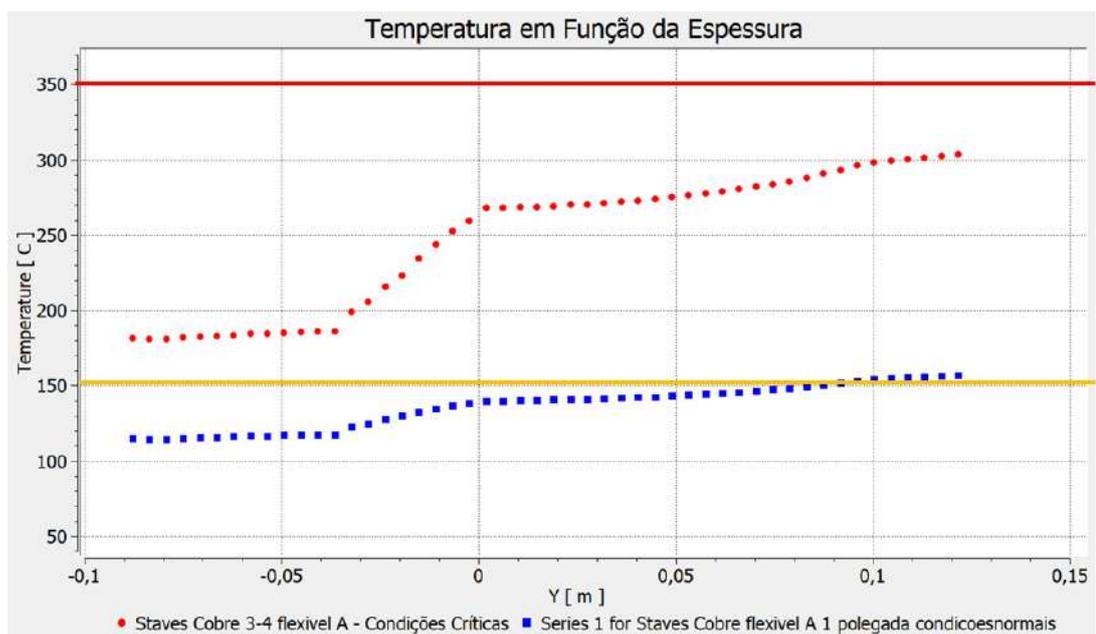
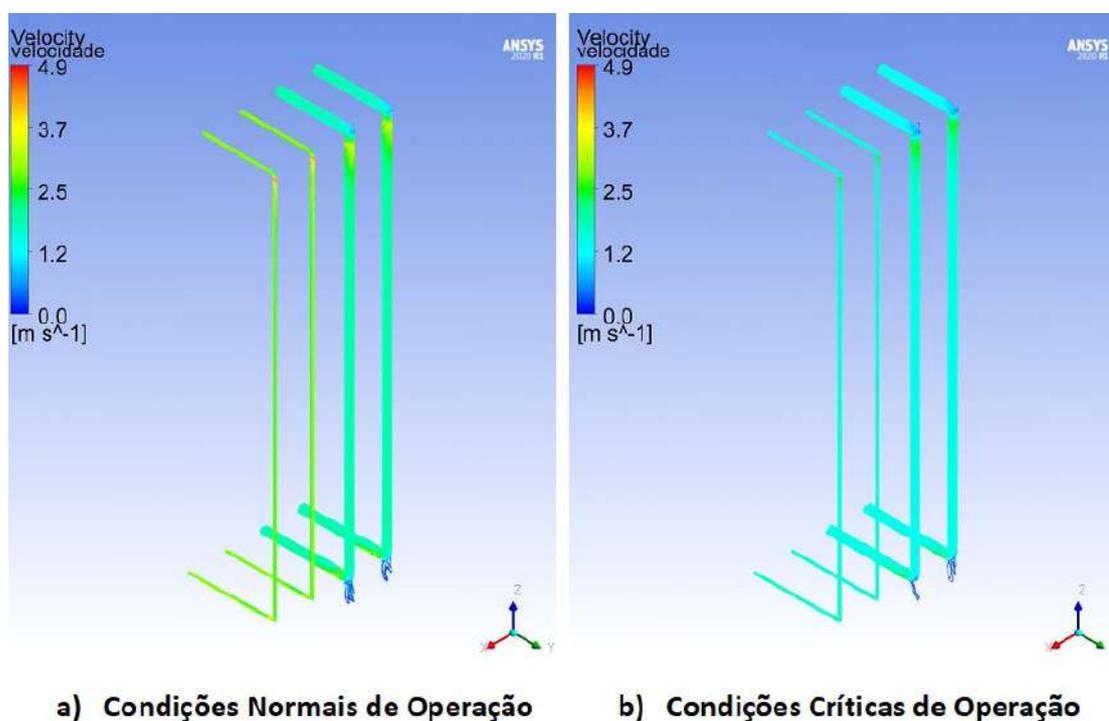


Figura 91 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um *stave cooler* com duas linhas com tubos flexíveis inseridos



2.1.7 Stave Cooler de Cobre com Inserção de Tubos Flexíveis de $\frac{3}{4}$ " em Duas Linhas

Consecutivas na Extremidade

2.1.7.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

Quando são necessárias as inserções de tubos flexíveis em duas linhas consecutivas, em relação às velocidades no interior dos tubos flexíveis, não são observadas grandes variações em comparação aos casos com apenas um tubo flexível, de diâmetro similar, instalado. A Representação dessas condições estão na Figura 91 e na Figura 92.

Os patamares de velocidades atingidos são parecidos àqueles atingidos nos casos de uma linha com inserção de tubos flexíveis, até mesmo nas formações de vórtices e surgimento de zonas de recirculação. A Figura 93 evidencia que as velocidades nas regiões de trechos retos do tubo flexível apresentam baixas variações em torno de um valor médio.

Figura 92 - Detalhes das velocidades do fluido de refrigeração para um *stave cooler* com duas linhas com tubos flexíveis inseridos

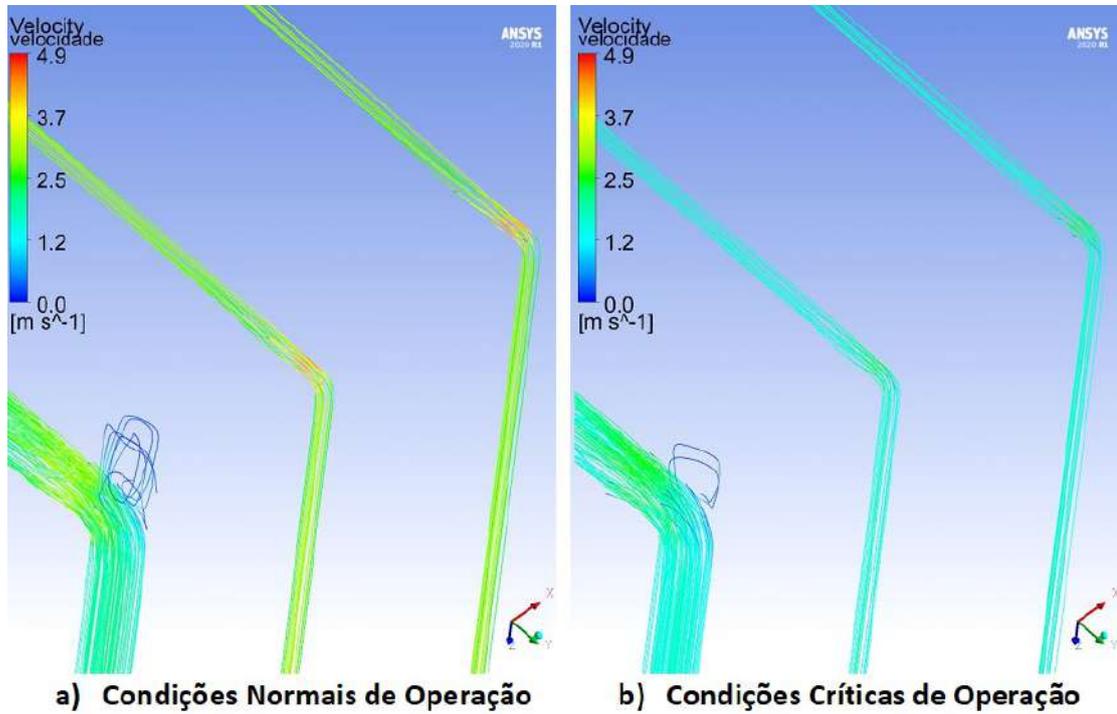
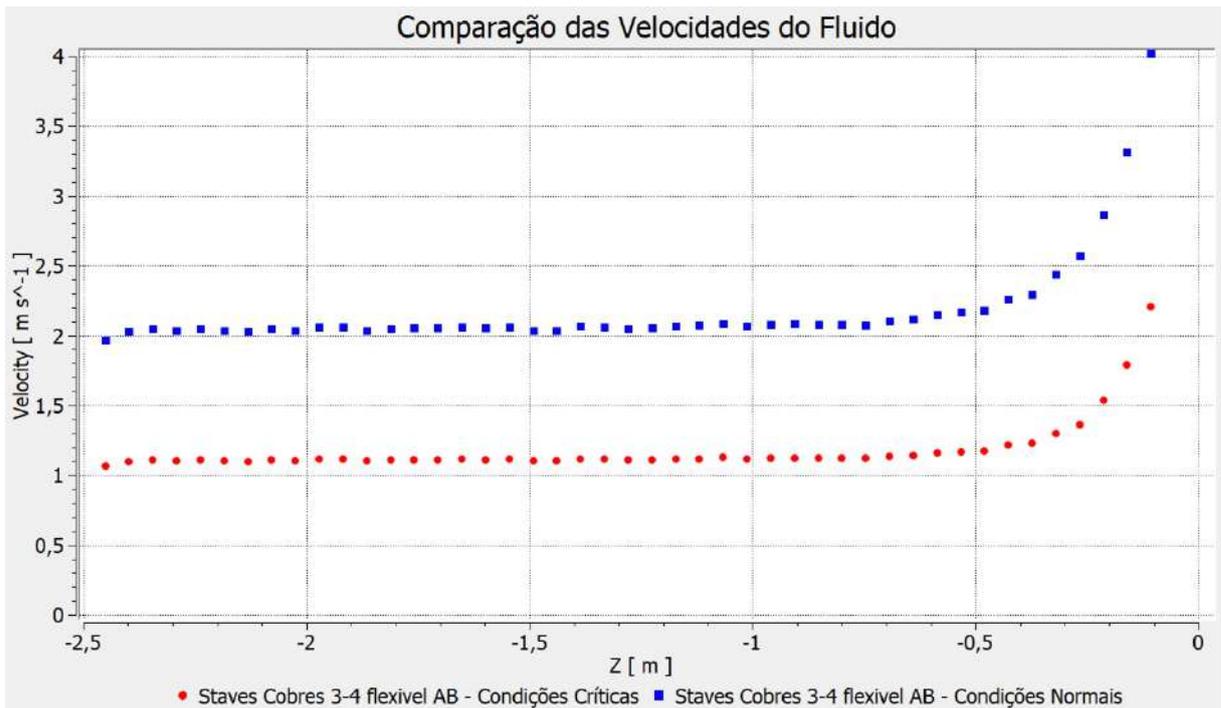


Figura 93 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto para um *stave cooler* com duas linhas com tubos flexíveis inseridos



2.1.7.2 Análises da Camada Limite em Tubos Flexíveis de $\frac{3}{4}$ " Inseridos nas Linhas de Refrigeração da Extremidade

Os valores de y^+ se encontram, para as linhas de refrigeração com flexíveis inseridos em condições normais e críticas, na região da velocidade logarítmica. As funções de parede podem ser consideradas sob a forma padrão, devido ao valor de y^+ ser superior ao valor de y_{lim}^+ .

2.1.7.3 Análise do perfil de temperatura em *stave cooler* com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade

Na Figura 94, estão representados os perfis de temperaturas das faces quentes do *stave cooler* exposto a condições operacionais normais e críticas. Nas condições normais, as temperaturas máximas atingem valores superiores aos limites especificados para mudanças microestruturais, podendo ocorrer crescimento de grãos, movimento de deslocamentos e mudanças nas composições relativas das fases cristalinas constituintes, e conseqüentemente redução nas propriedades mecânicas requeridas para a aplicação desejada. Em condições críticas de trabalho, o material apresenta elevada probabilidade de perda de massa, devendo ser evitada em quaisquer circunstâncias. Na Figura 95, são apresentados os perfis de temperatura da carcaça do Alto-Forno. Para as condições normais de trabalho, existe a possibilidade de mudança de fases constituintes dos materiais aplicados. Em condições críticas também, no entanto de forma mais acentuada.

Os perfis transversais de temperatura na região central do corpo do *stave cooler*, na Figura 96, auxiliados pelos gráficos das temperatura em função da espessura, representados na Figura 97 e na Figura 98, mostram esses fenômenos de perda de massa e a possibilidade de redução nas propriedades mecânicas.

Uma situação que representa de forma mais realística os fenômenos descritos para essas configurações é mostrada na Figura 99.

Figura 94 - Perfil de temperaturas da face quente do *stave cooler* com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade

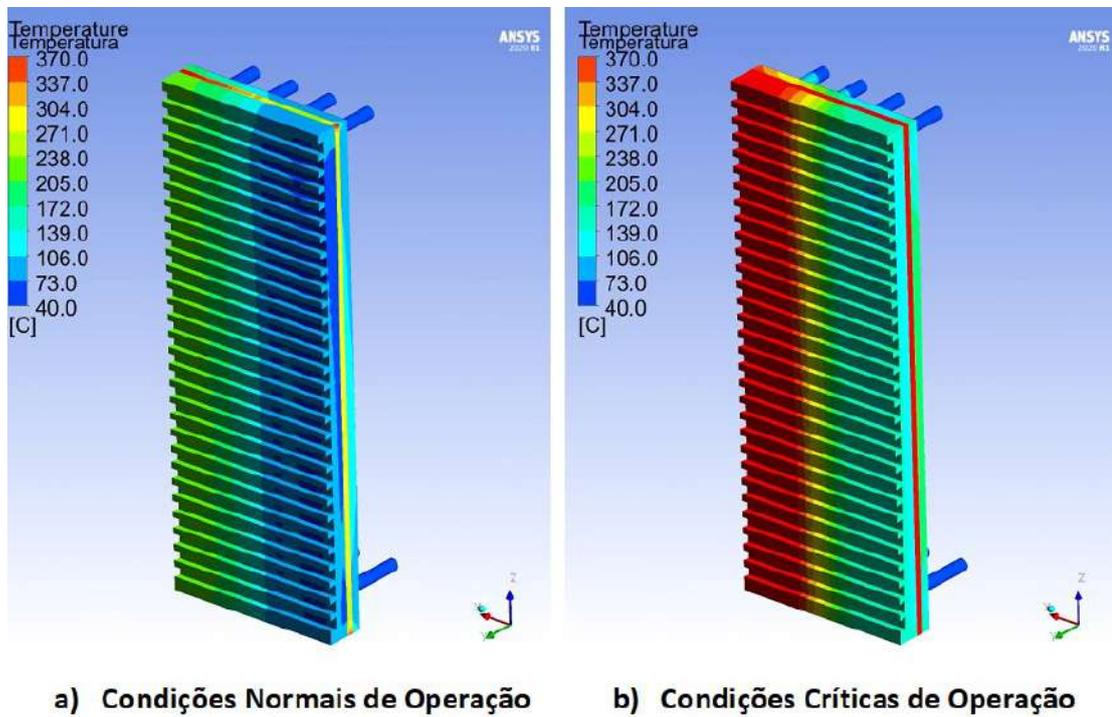


Figura 95 - Perfil de temperaturas da carcaça de alto-forno em regiões do *stave cooler* com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade

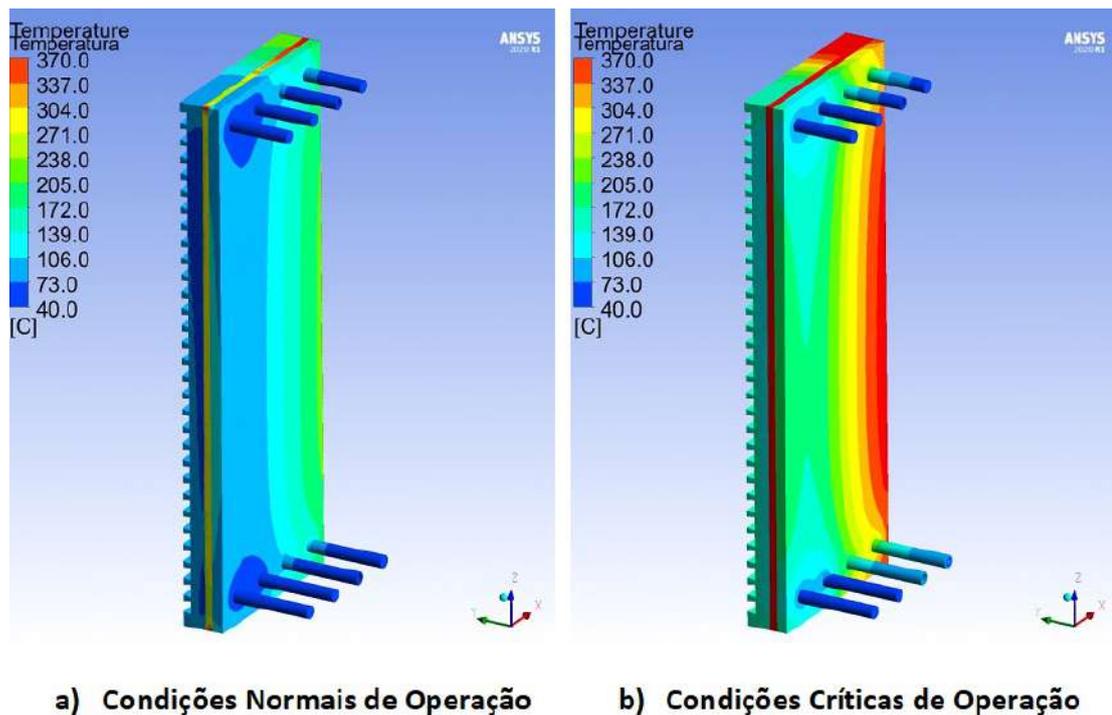


Figura 96 - Temperaturas em corte transversal em *stave cooler* com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade

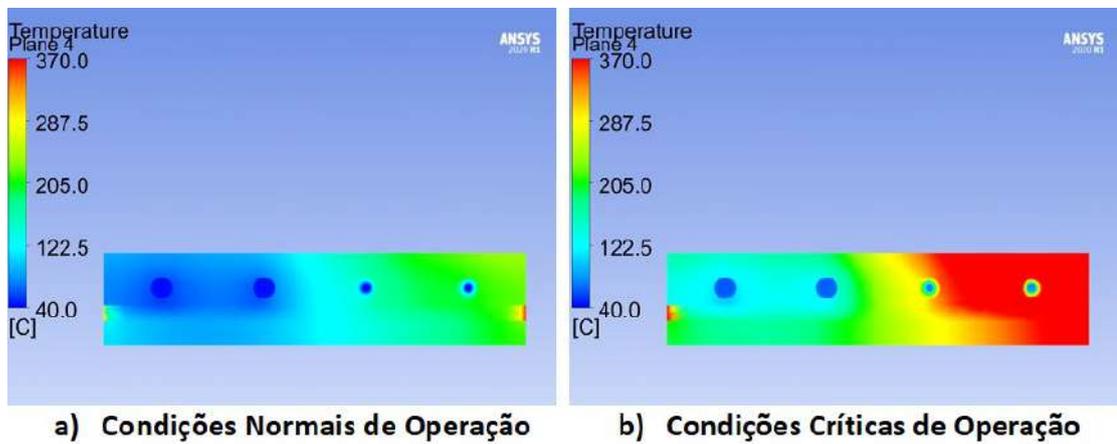


Figura 97 - Temperaturas em função da espessura em corte transversal em *stave cooler* com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade

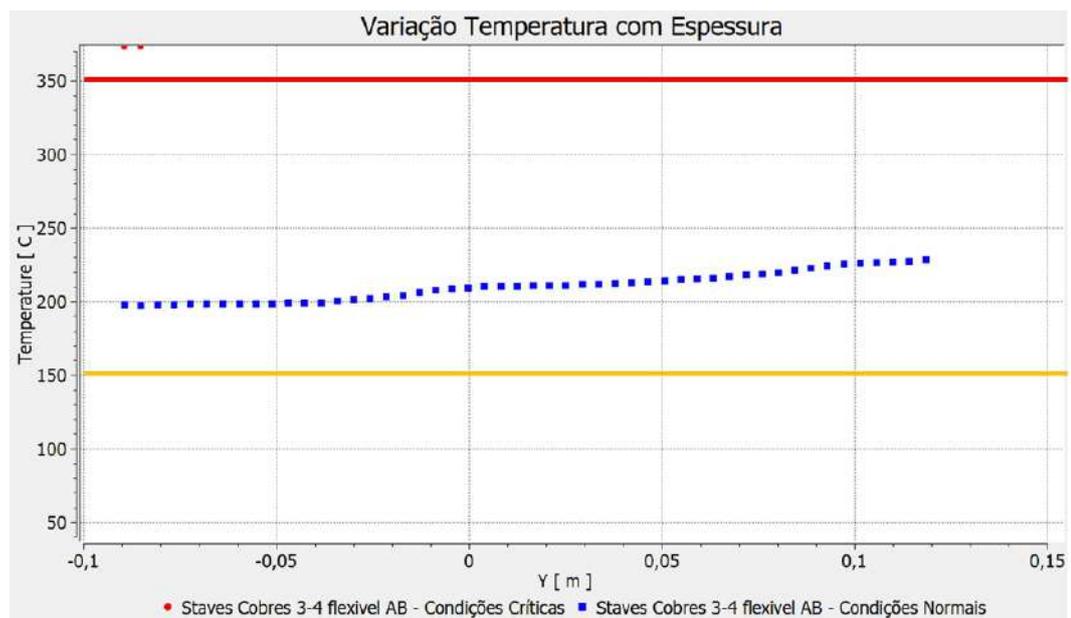


Figura 98 - Temperaturas em função da espessura, na região das entradas das linhas de refrigeração, em corte transversal em *stave cooler* com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade

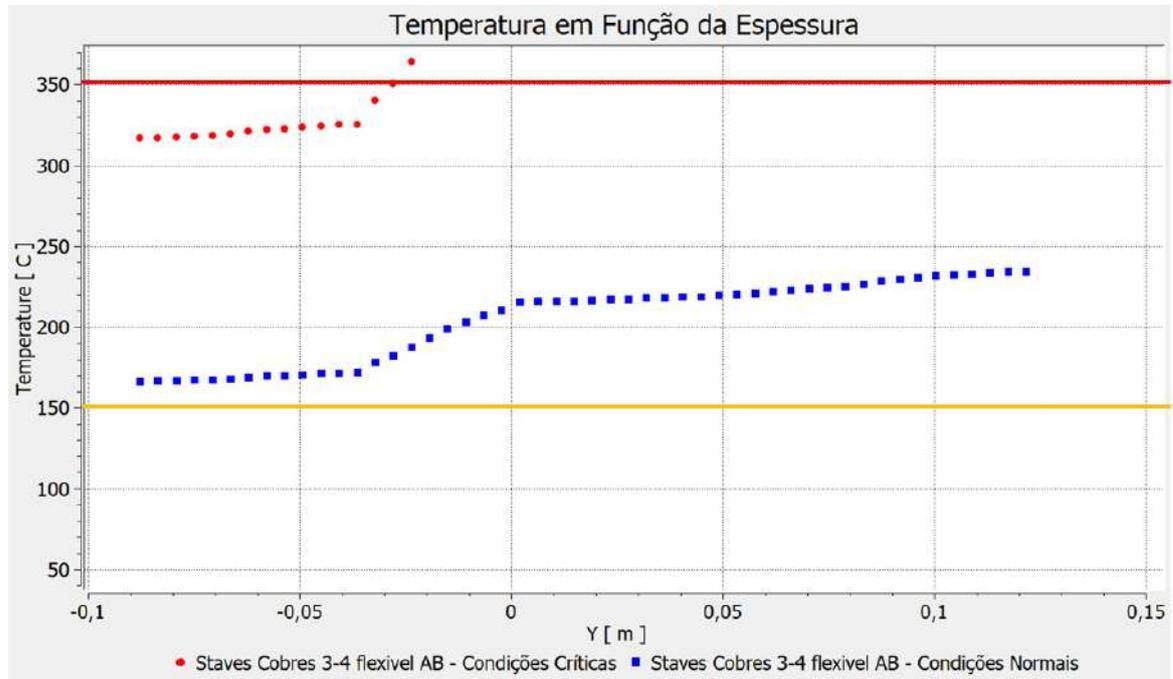


Figura 99 - Perfil de temperatura para *stave cooler* com tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ " inseridos nas linhas da extremidade com perda de material por excesso de temperatura

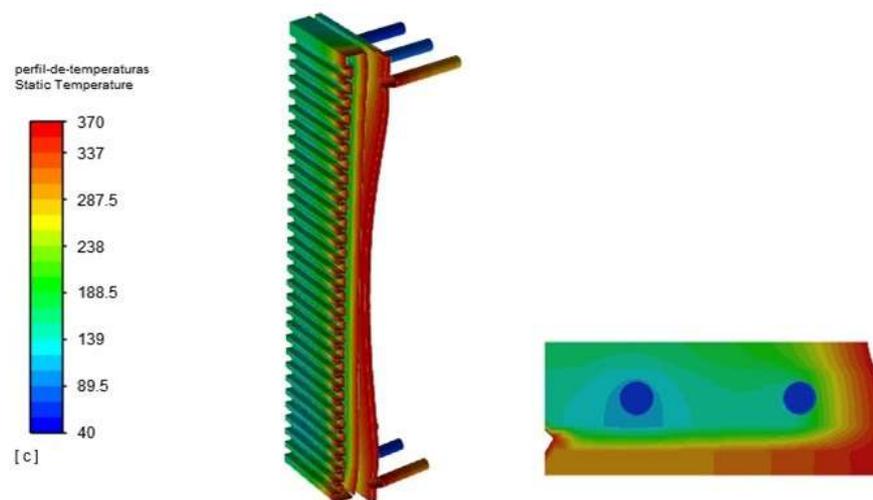
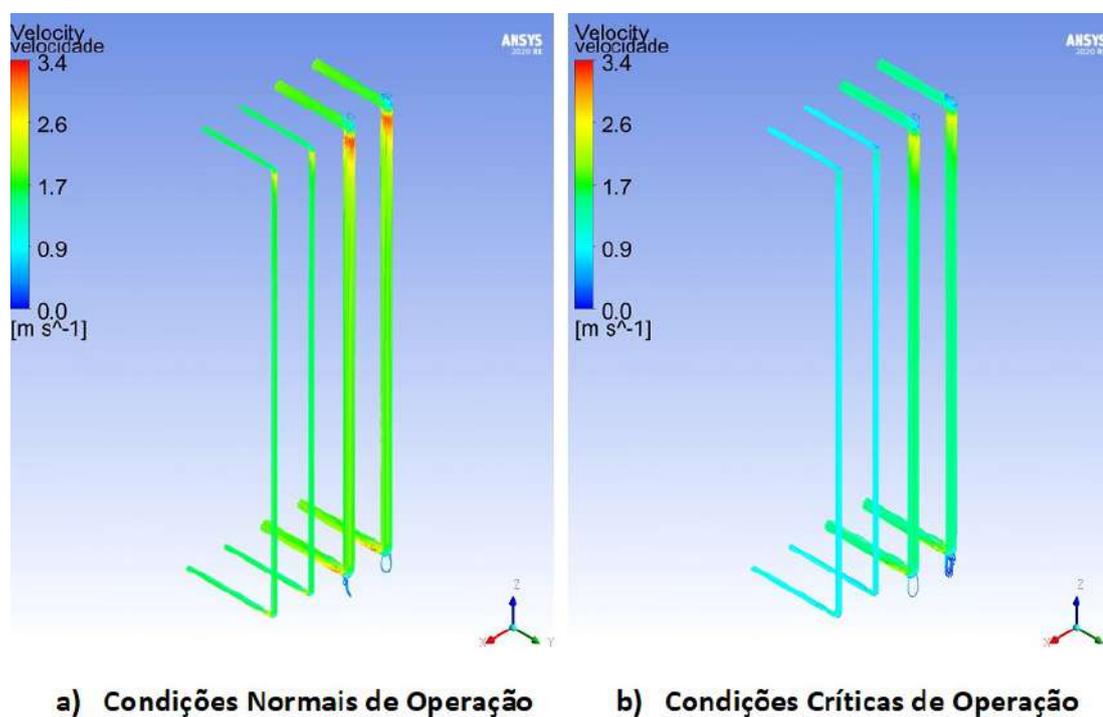


Figura 100 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para Um *stave cooler* com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade



2.1.8 *Stave Cooler* de Cobre com Inserção de Tubos Flexíveis de 1" em Duas Linhas Consecutivas

2.1.8.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

As utilizações de tubos flexíveis em linhas de refrigeração consecutivas, utilizando seções circulares maiores limitadas ao diâmetro da linha de refrigeração original, não apresentam mudanças significativas em relação às velocidades para as configurações de projeto estabelecidas, conforme a Figura 100. No detalhamento dessas velocidades, mostrado na Figura 101, pode-se observar algumas formações de vórtices e de zonas de recirculação próximo às regiões de curvatura das linhas de refrigeração.

A Figura 102 mostra, de forma mais clara, que as velocidades nas regiões do trecho reto do tubo flexível inserido nas linhas de refrigeração apresentam pequenas variações em torno de um valor médio.

Figura 101 - Detalhes das velocidades do fluido de refrigeração para um *stave cooler* com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade

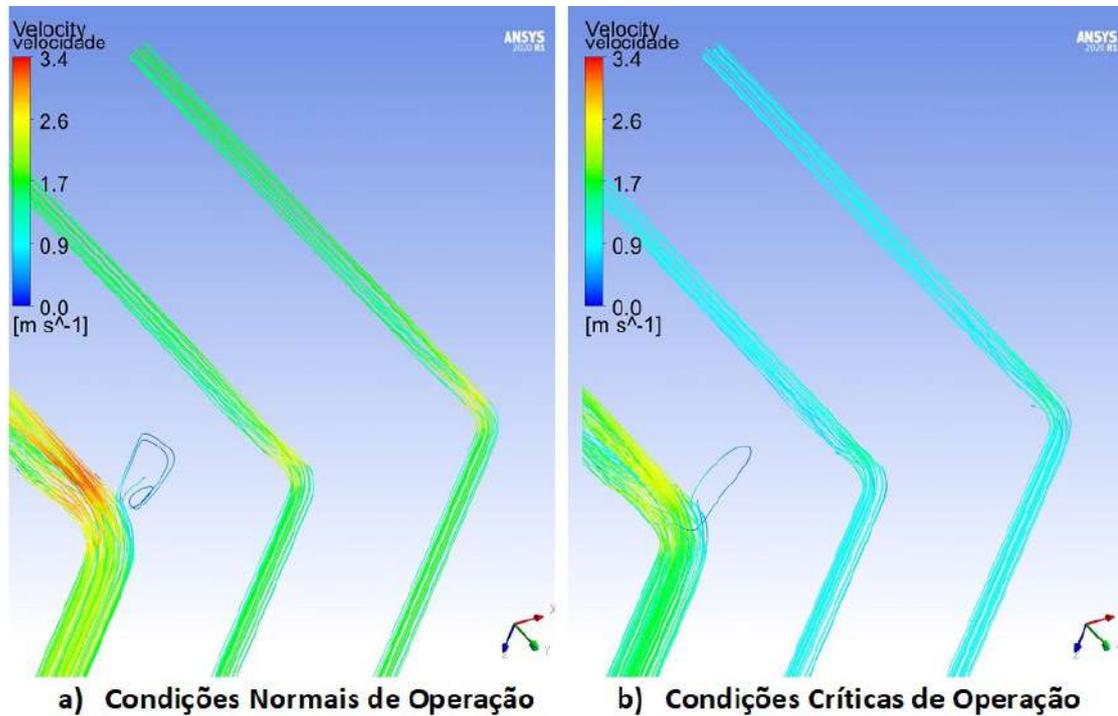
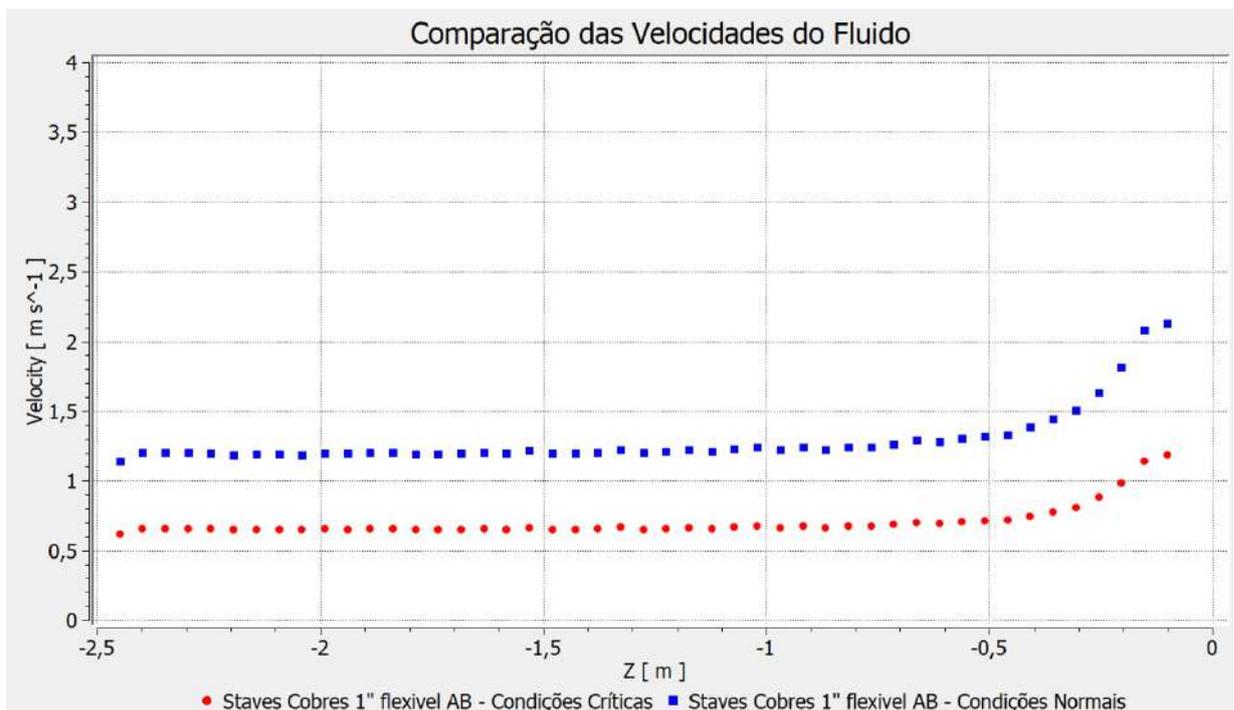


Figura 102 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo de Um trecho reto para um *stave cooler* com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade



2.1.8.2 Análises da Camada Limite em Tubos Flexíveis de 1" Inseridos na Linhas de Refrigeração da Extremidade

Os valores de y^+ se encontram, para as linhas de refrigeração com flexíveis inseridos em condições normais e críticas, na região da velocidade logarítmica. As funções de parede podem ser consideradas sob a forma padrão, devido ao valor de y^+ ser superior ao valor de y_{lim}^+ .

2.1.8.3 Análise do perfil de temperatura em *stave cooler* com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade

No caso dos *stave coolers*, com tubos flexíveis de 1" inseridos, expostos a condições operacionais normais e críticas, tem-se o perfil de temperaturas da face quente, como mostrado na Figura 103, e o perfil de temperaturas da carcaça, como mostrado na Figura 104. As temperaturas para as condições críticas estão acima dos limites especificados, ocasionando a perda de massa dos componentes. No caso dos *stave coolers* expostos a condições normais de operação, tem-se as temperaturas limites para ocorrência de crescimento de grãos, o movimento de discordâncias e, conseqüente, a redução das propriedades mecânicas para todo o domínio de estudo. Portanto, ambas as situações devem ser evitadas para que haja a preservação dos equipamentos, sendo que as condições normais de operação podem ser aceitas para intervalos de exposição curtos.

O perfil transversal do corpo do *staves cooler* na Figura 105, em adição aos gráficos da temperatura em função da espessura, mostrados na Figura 106 e Figura 107, mostra como essas temperaturas são alcançadas nesses componentes do sistema de refrigeração.

Uma representação mais realística dos fenômenos descritos para essas configurações é mostrada na Figura 108.

2.1.9 Stave Cooler de Cobre com Inserção de Tubos Flexíveis de 1" em uma Linha

Adjacente à Linha Isolada

Para a configuração do sistema de refrigeração descrita nesta seção, as características que apresentam mudanças significativas mais importantes são as temperaturas das faces quente e fria. O perfil de temperaturas para as faces quentes e em corte trans-

Figura 103 - Perfil de temperaturas da face quente do *stave cooler* com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade

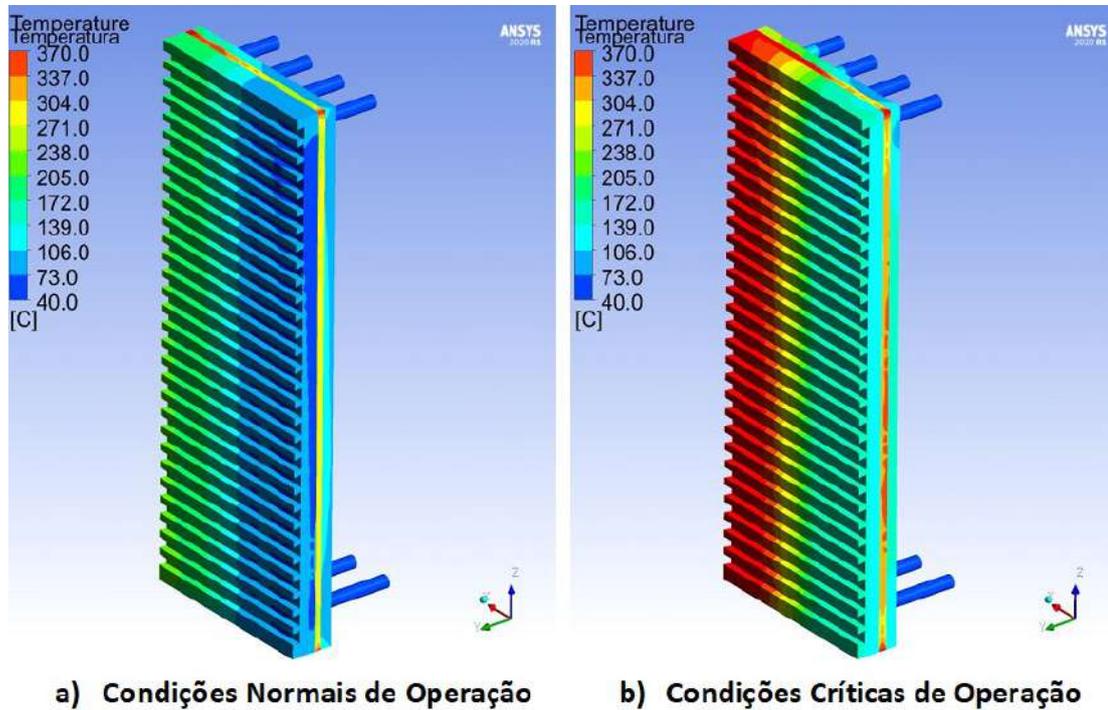


Figura 104 - Perfil de temperaturas da carcaça do alto-forno em regiões do *stave cooler* com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade

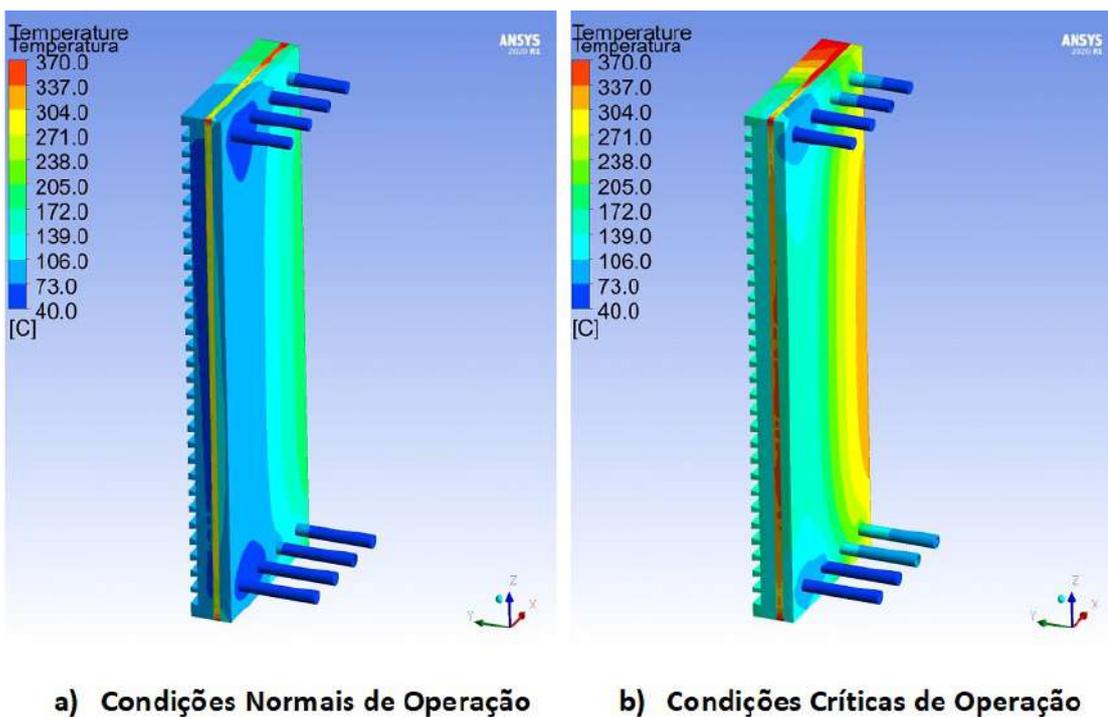
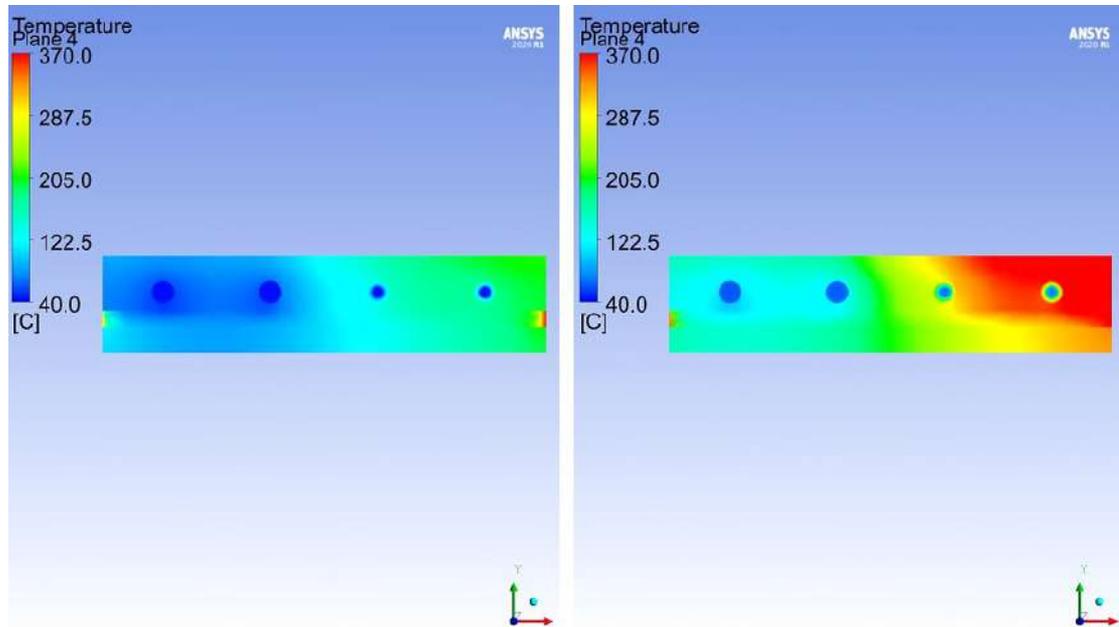


Figura 105 - Temperaturas em corte transversal em *stave cooler* com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade



a) Condições Normais de Operação

b) Condições Críticas de Operação

Figura 106 - Temperaturas em função da espessura em corte transversal em *stave cooler* com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade

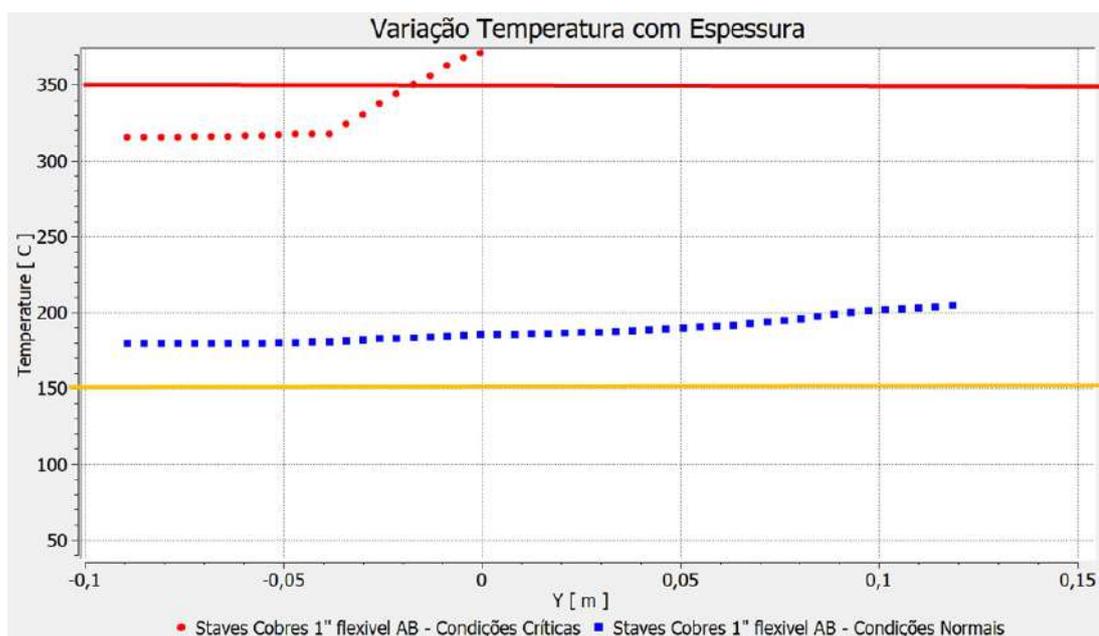


Figura 107 - Temperaturas em função da espessura, na região das entradas das linhas de refrigeração, em corte transversal em *stave cooler* com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade

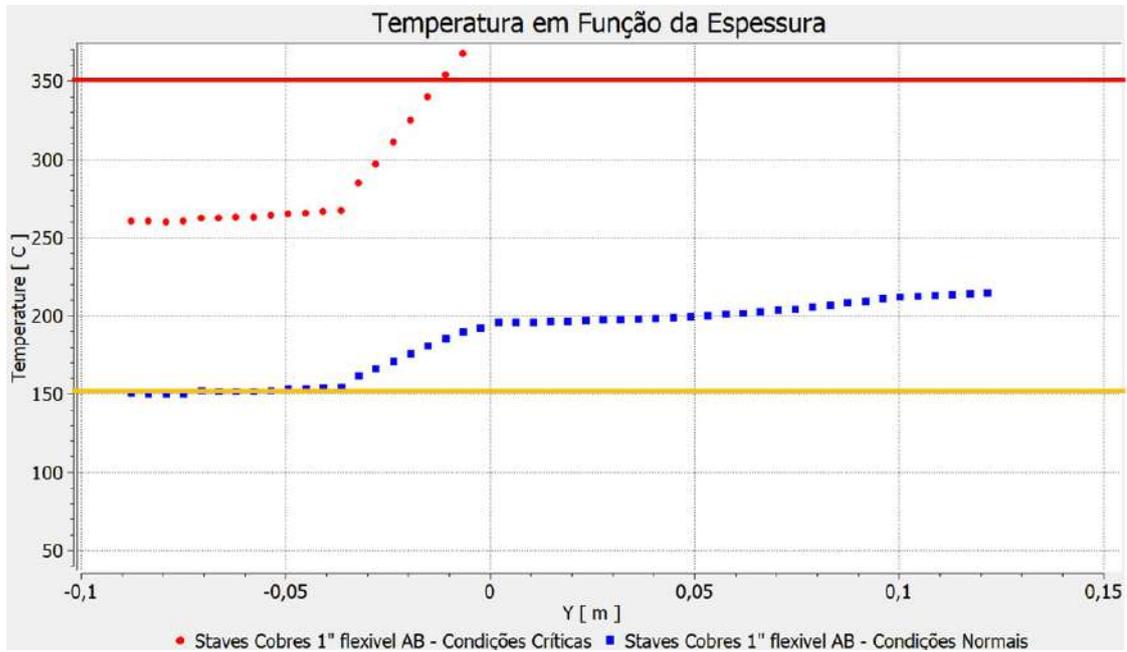


Figura 108 - Perfil de temperaturas para *stave cooler* com tubos flexíveis de 1" inseridos nas linhas da extremidade com perda de material por excesso de temperatura

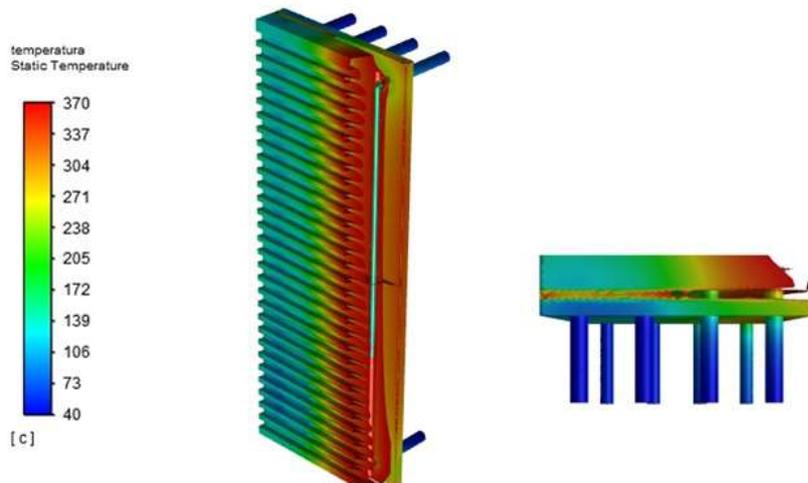
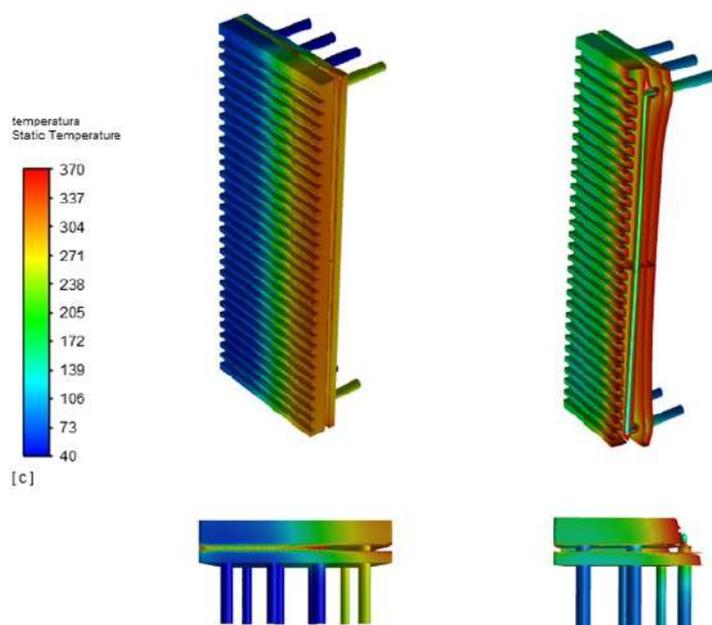


Figura 109 - Perfil de temperaturas para *stave cooler* com tubo flexível de 1" inserido adjacente à linha isolada com perda de material por excesso de temperatura



versal para ambas as condições operacionais são mostrados na Figura 109. Esse tipo de consequência mostra que essa configuração apresenta valores acima do especificado para as condições analisadas. No caso de condições normais, podem ocorrer crescimento de grão e movimento de deslocações de forma acentuada, originando perda das propriedades mecânicas. No caso de condições operacionais críticas, pode ocorrer até perda de massa dos componentes devido a temperaturas elevadíssimas a que os *stave coolers* são expostos.

Em outubro de 2021, foram retirados da cuba inferior do Alto-Forno 2 dois *stave coolers* que apresentavam linhas de refrigeração isoladas ou com flexíveis inseridos. Esses são mostrados na Figura 110, e pode-se observar que o perfil de desgaste deles é semelhante aos encontrados através da simulação numérica, contribuindo para a validação dos modelos criados.

2.1.10 Stave Cooler de Cobre com Instalação de Três Cigar Coolers

2.1.10.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

Na situação dos *stave coolers* com instalação de três *cigar coolers*, quando expostos a condições operacionais normais e críticas, em relação às velocidades do fluido de

Figura 110 - Stave coolers de cobre retirados do alto-forno 2



refrigeração é importante analisar somente o comportamento do fluido no interior dos *cigar coolers*, pois no interior das linhas de refrigeração o comportamento é similar para as circunstâncias de um *stave cooler* em configurações de projeto descritas anteriormente.

O perfil de velocidades dos *cigar coolers*, conforme Figura 111 e Figura 112, mostra que ocorre uma redução da velocidade na região de mudança de sentido do fluxo, mantendo a mesma direção. Pode-se observar, também, que existe aumento da velocidade, para ambas as condições operacionais, na região de entrada do duto de saída.

Na região de mudança de sentido do fluxo, a velocidade para as condições operacionais normais e críticas está em patamares inferiores a 1,6m/s. Na região de entrada do duto de saída, para condições normais de operação, tem-se velocidades próximas a 6,4m/s. Esse aumento de velocidade não potencializa, de forma significativa, a capacidade de refrigeração no local, pois essa região se encontra na área externa do Alto-Forno.

2.1.10.2 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* com Três *Cigar Coolers* Instalados

Na Figura 113, são representados os perfis de temperatura das faces quentes dos *stave coolers* de cobre expostos a condições críticas e normais de operação. E na Figura

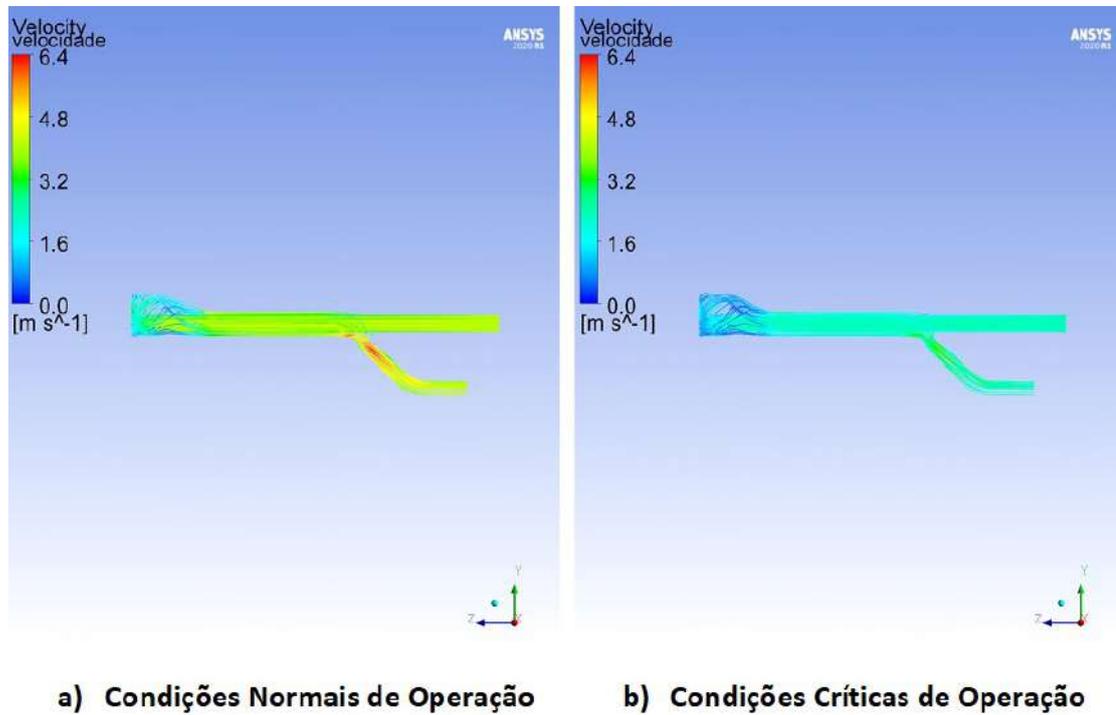
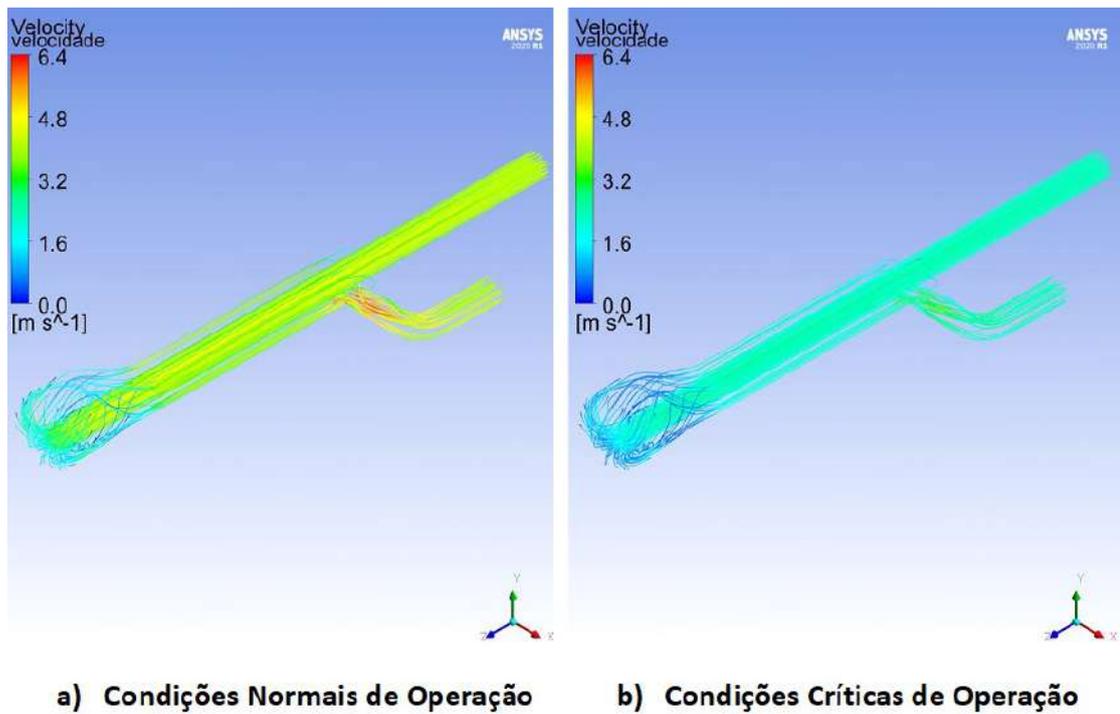
Figura 111 - Comparação das velocidades em *cigar coolers* inseridos em *stave coolers* de cobreFigura 112 - Detalhamento das velocidades em *cigar coolers* inseridos em *stave coolers* de cobre

Figura 113 - Perfil de temperaturas da face quente dos *stave coolers* com três *cigar coolers* instalados

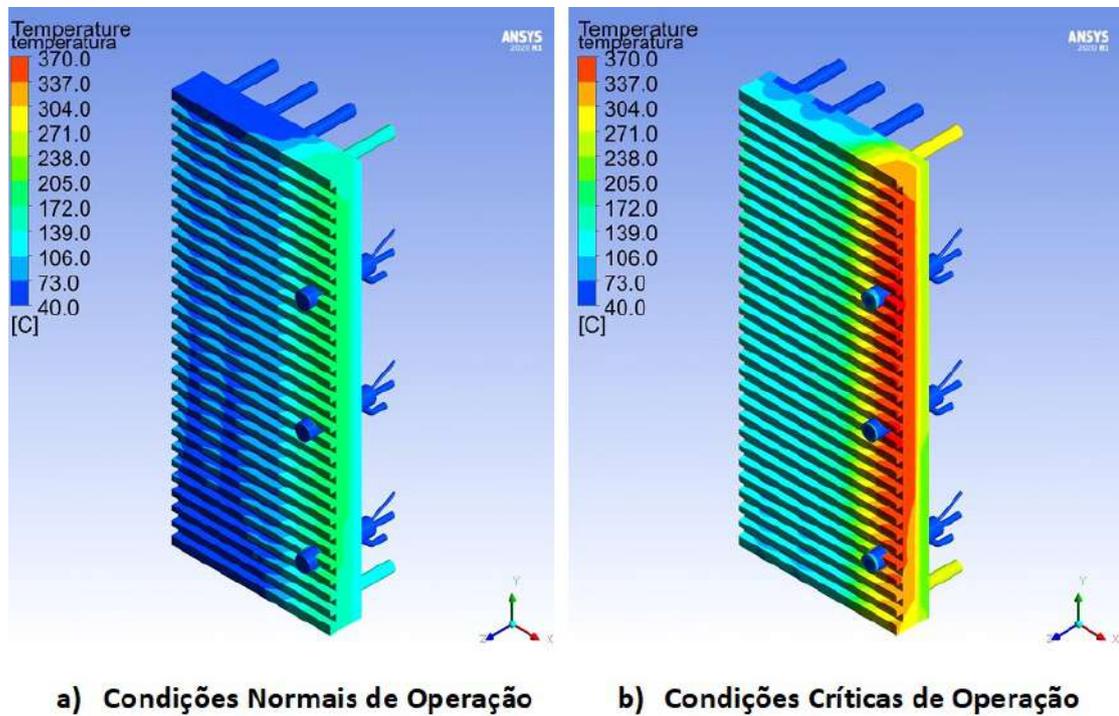


Figura 114 - Perfil de temperaturas da face fria dos *stave coolers* com três *cigar coolers* instalados

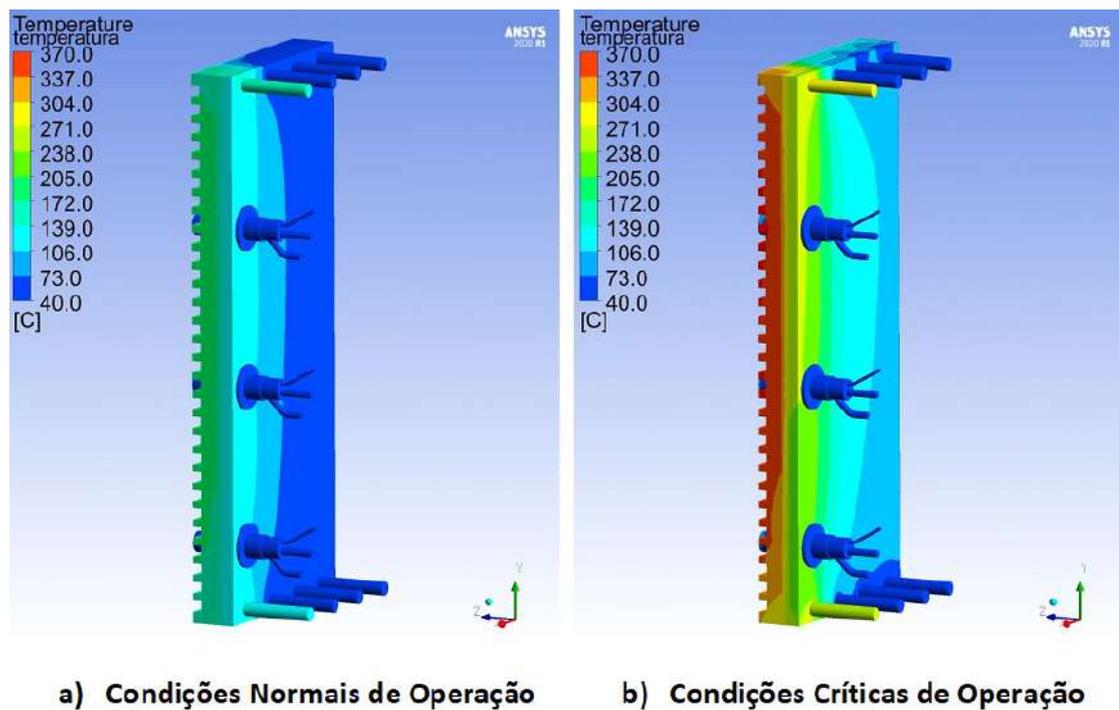


Figura 115 - Temperaturas em corte transversal dos *stave coolers* com três *cigar coolers* instalados

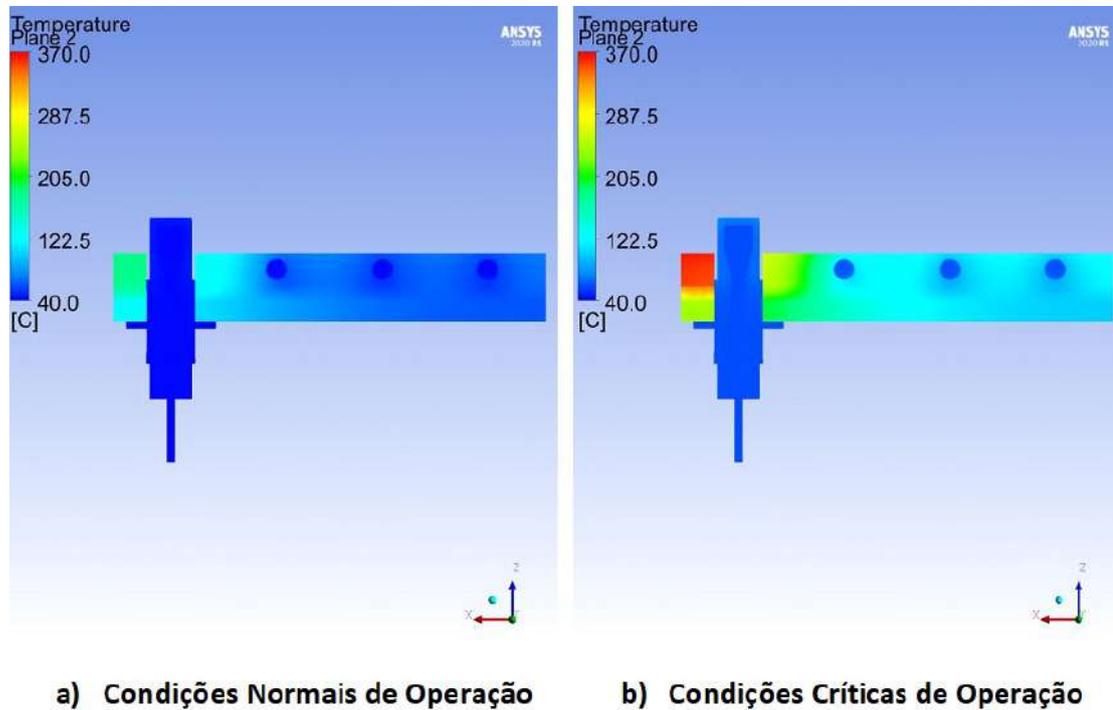


Figura 116 - Temperaturas em função da espessura em corte transversal dos *stave coolers* com três *cigar coolers* instalados

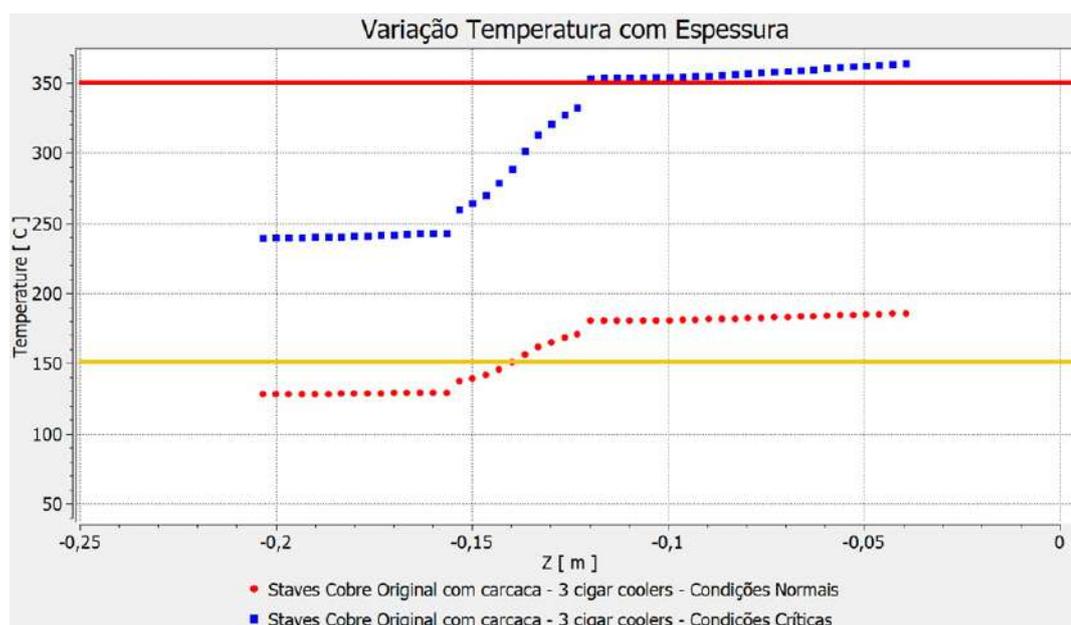
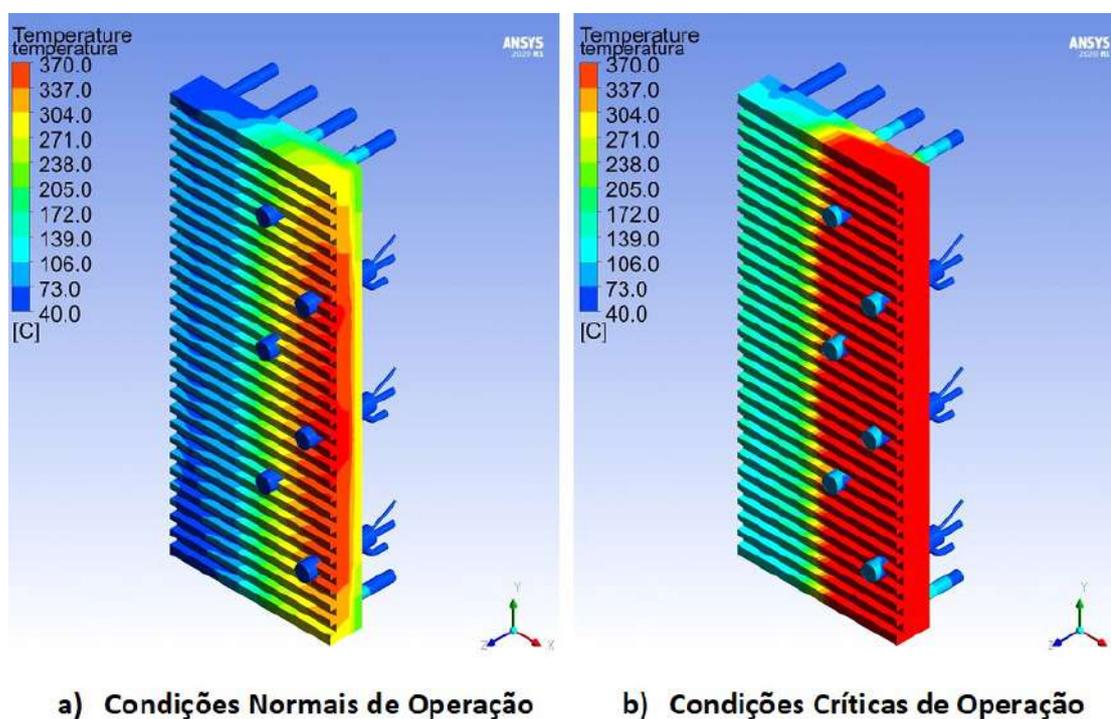


Figura 117 - Perfil de temperaturas na face quente dos *stave coolers* com seis *cigar coolers* instalados



114, estão representados os perfis de temperaturas das faces frias dos *stave coolers* de cobre expostos as mesmas condições operacionais do caso anterior. Nessas situações pode-se verificar que a temperatura de mudanças microestruturais, tanto para o cobre do *stave cooler* quanto para o aço da carcaça, é alcançada, e no caso de condições críticas, as temperaturas alcançadas acarretam elevadas taxas de deformação e, conseqüentemente, a perda de massa do *stave cooler*.

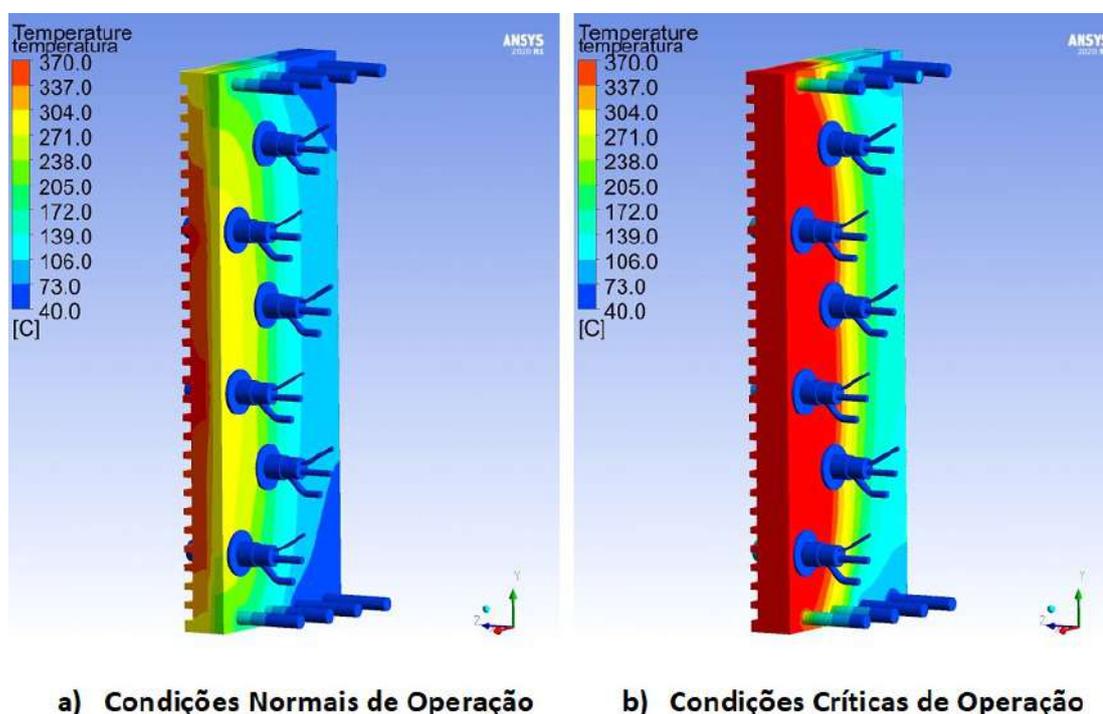
As situações de temperaturas acima dos limites dos materiais são melhores evidenciadas através dos perfis transversais de temperatura mostrado na Figura 115 e também do gráfico de variação de temperatura em função da espessura mostrados na Figura 116. Portanto, fica evidenciado que essas práticas devem ser conciliadas com o uso de água externa na superfície da carcaça de aço a fim de evitar possíveis mudanças microestruturais nesse material e possíveis deformações estruturais no alto-forno.

2.1.11 Stave Cooler de Cobre com Instalação de Seis Cigar Coolers

2.1.11.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

O perfil de velocidades para este caso específico é similar ao perfil apresentado para o *stave cooler* com três *cigar coolers*. Portanto, não é necessário que sejam apresentados

Figura 118 - Perfil de temperaturas na face fria dos *stave coolers* com seis *cigar coolers* instalados



os perfis de comparação para esses casos.

2.1.11.2 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* com Seis *Cigar Coolers* Instalados

Os perfis de temperaturas das faces quente e fria são representados na Figura 117 e na Figura 118, respectivamente. Essas imagens evidenciam que as temperaturas atingem patamares superiores aos limites de alterações microestruturais no corpo do *stave cooler* e também na região da carcaça do Alto-Forno. As temperaturas também superam os limites para deformações severas na carcaça do alto-forno para as condições críticas, e necessitam ser evitadas devido às consequências negativas que podem surgir.

Os perfis transversais, mostrados na Figura 119, e o gráfico da variação de temperatura em relação a espessura, mostrado na Figura 120, evidenciam que esses limites dos materiais são ultrapassados para essas condições operacionais.

As perdas de massa para a configuração de condições críticas pode ser melhor observada na Figura 121, onde as temperaturas superiores às temperaturas limites dos materiais não são representadas.

Figura 119 - Temperaturas em corte transversal dos *stave coolers* com seis *cigar coolers* instalados

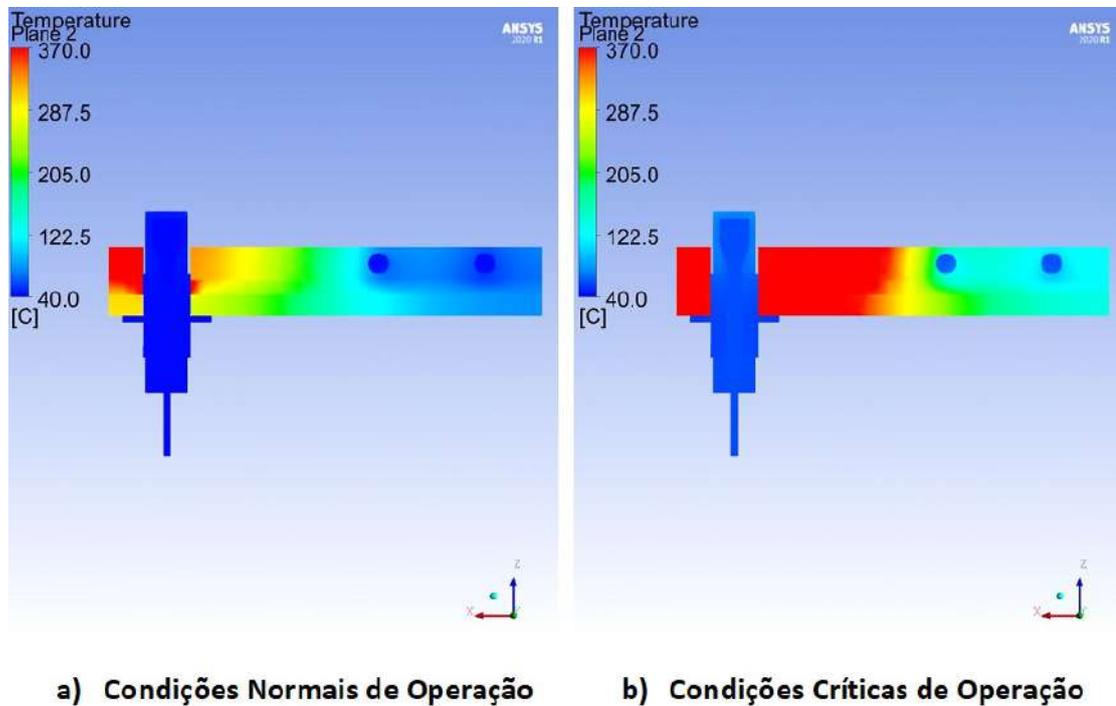


Figura 120 - Temperaturas em função da espessura em corte transversal dos *stave coolers* com seis *cigar coolers* instalados

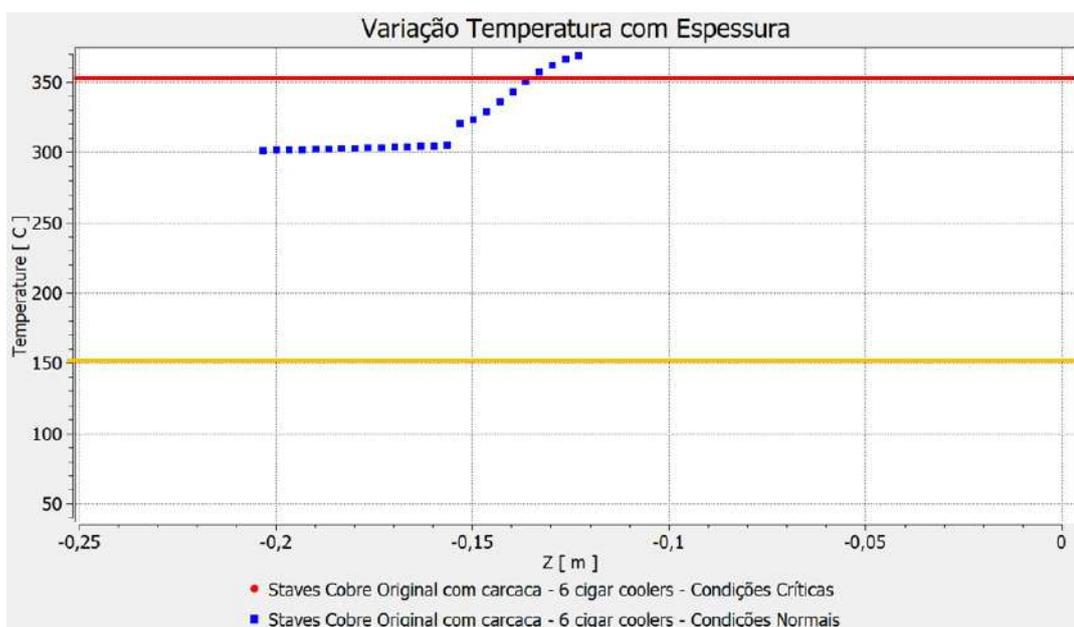
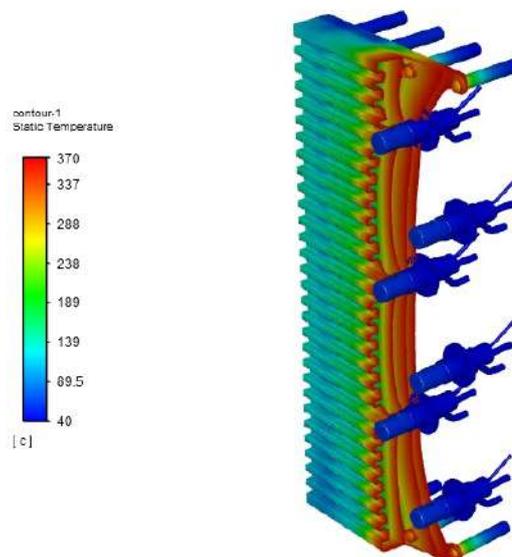


Figura 121 - Perfil de temperatura para *stave coolers* com seis *cigar coolers* instalados com perda de material por excesso de temperatura



2.1.12 Stave Cooler de Cobre com Instalação de Nove Cigar Coolers

Em relação às velocidades tem-se as mesmas condições e considerações das seções anteriores referentes a outras configurações com *cigar coolers*.

2.1.12.1 Análise do Perfil de Temperatura em Stave Cooler com Nove Cigar Coolers Instalados

Os perfis de temperatura das faces quente e fria, mostrados na Figura 122 e na Figura 123, evidenciam que para estas configurações, em condições operacionais normais e críticas, as temperaturas superam os limites dos materiais, causando perdas de massa devido a severas deformações.

Nesse caso não é necessário mostrar o perfil transversal, pois já foi evidenciado que para essa configuração é necessária a utilização de água externa na superfície da carcaça para se evitar deformações excessivas e colapso estrutural do Alto-Forno.

Figura 122 - Perfil de temperatura de cace quente do *stave cooler* com nove *cigar coolers* instalados

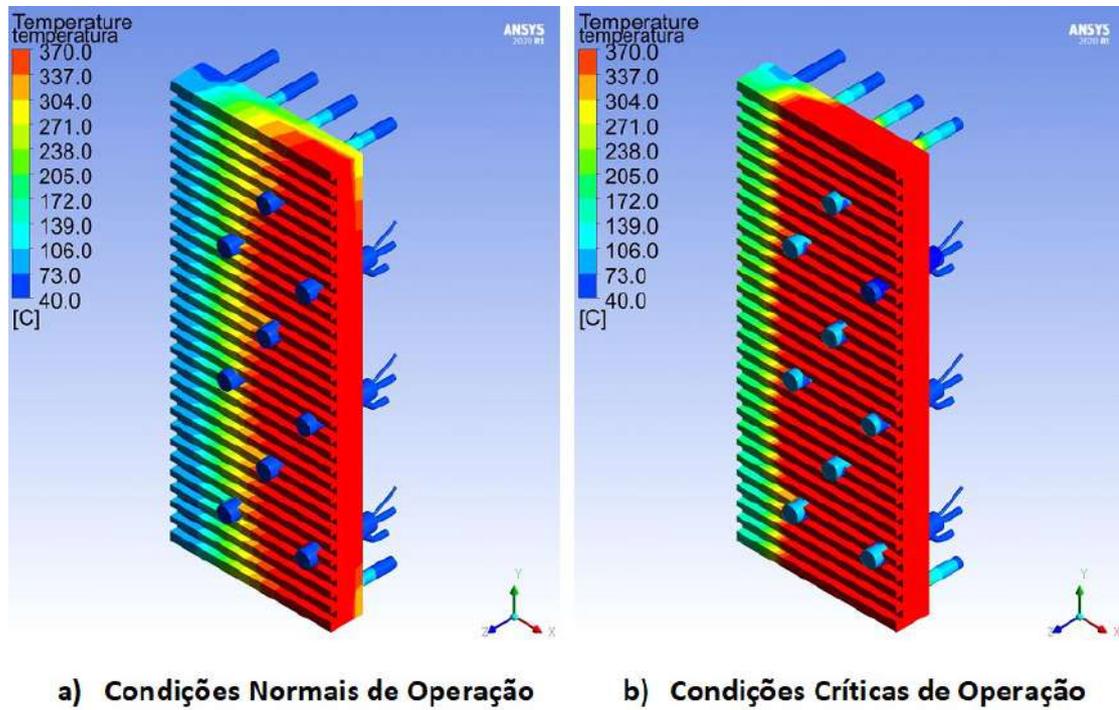


Figura 123 - Perfil de temperatura da face fria do *stave cooler* com nove *cigar coolers* instalados

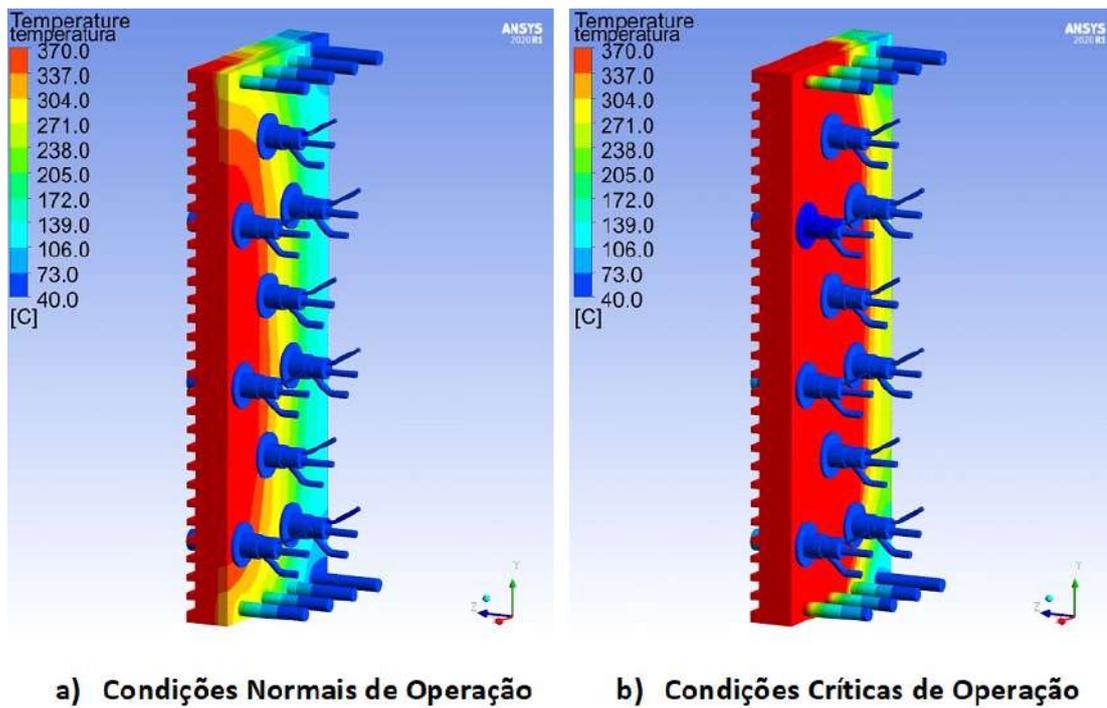
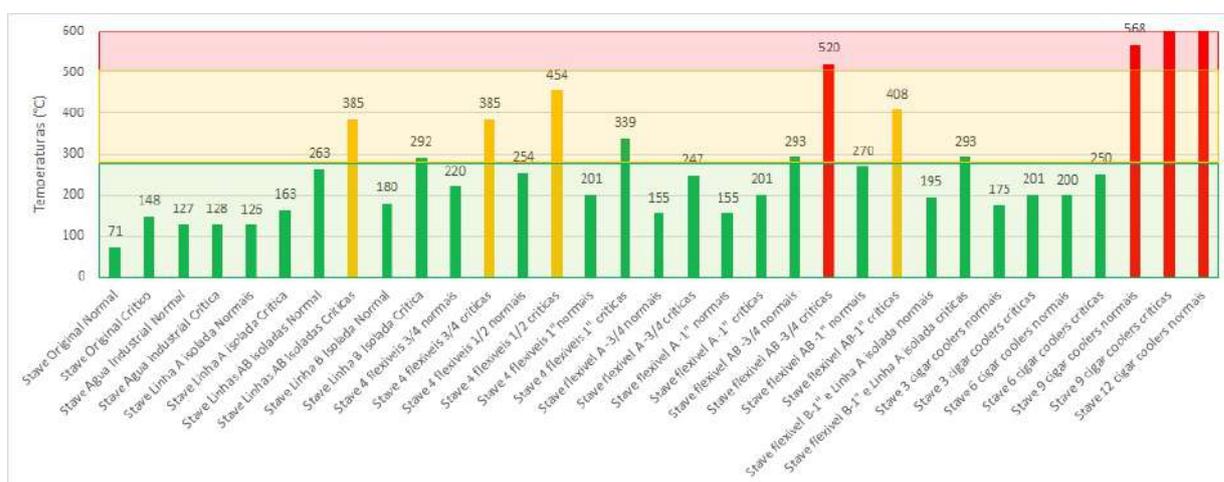


Figura 124 - Comparação entre as temperaturas máximas para as configurações possíveis para os *stave coolers* de ferro fundido



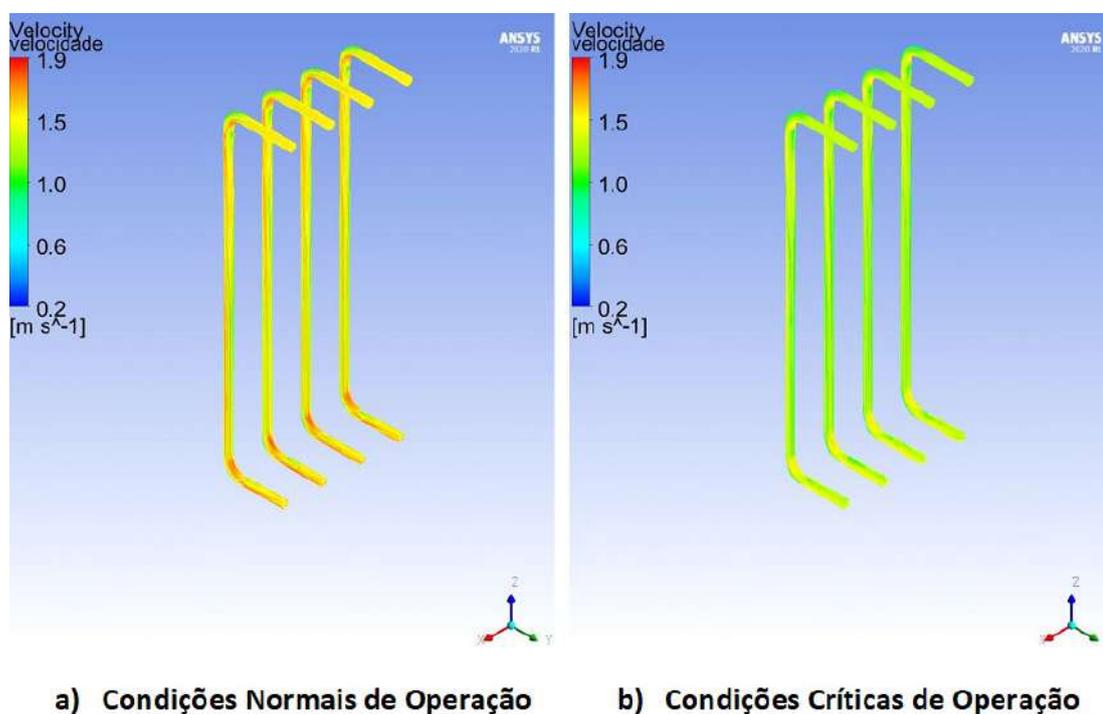
De uma forma geral, as configurações de temperaturas para os *stave coolers* tanto para a face quente quanto para a face fria

2.2 Resultados Apresentados para *Stave Coolers* de Ferro Fundido

Assim como no caso dos *stave coolers* de cobre, os *stave coolers* de ferro fundido apresentam como principal característica a ser analisada a temperatura máxima em que eles são expostos durante a operação dos Altos-Fornos. Da mesma forma, tem-se deformações e desgastes relacionados a essas temperaturas. Portanto, como critério inicial de avaliação, foram analisadas as temperaturas máximas das extremidades das faces quentes dos *stave coolers* de ferro fundido em posições que são correspondentes às posições dos termopares, inseridos nos corpos, em todas as configurações possíveis de serem estudadas.

Na Figura 124, são evidenciadas as configurações que devem ser evitadas de qualquer forma (região vermelha), evitadas a longo prazo (região amarela) e outras que podem ser utilizadas sem que gerem deformações pequenas ou excessivas (região verde). As diferenças desses *stave coolers* em relação aos de cobre são as temperaturas limites para alterações microestruturais e para deformações severas. As configurações representadas na região verde do gráfico serão analisadas completamente, pois são, supostamente, as ideais para o regime de trabalho.

Figura 125 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para um *stave coolers* de ferro fundido em condições originais



2.2.1 *Stave Cooler* de Ferro Fundido em Condições de Projeto

2.2.1.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

A análise quantitativa das velocidades da água abrandada no interior das linhas de refrigeração mostra que, o valor da velocidade está em torno de 1,9m/s, para as condições operacionais normais, e em torno de 1,5m/s para as condições operacionais críticas. Essas circunstâncias são evidenciadas na Figura 125 e na Figura 126.

Pode-se observar que a velocidade se mantém elevada na região central das linhas de refrigeração ao longo de todo o trecho percorrido e também nas regiões curvas para ambas as condições operacionais. Essa condição pode ser observada na Figura 127.

As variações da intensidade da velocidade para ambos os casos não apresentam impactos significativos no comportamento térmico dos *stave coolers*.

Figura 126 - Detalhe das velocidades do fluido na região da curvatura nas linhas de refrigeração

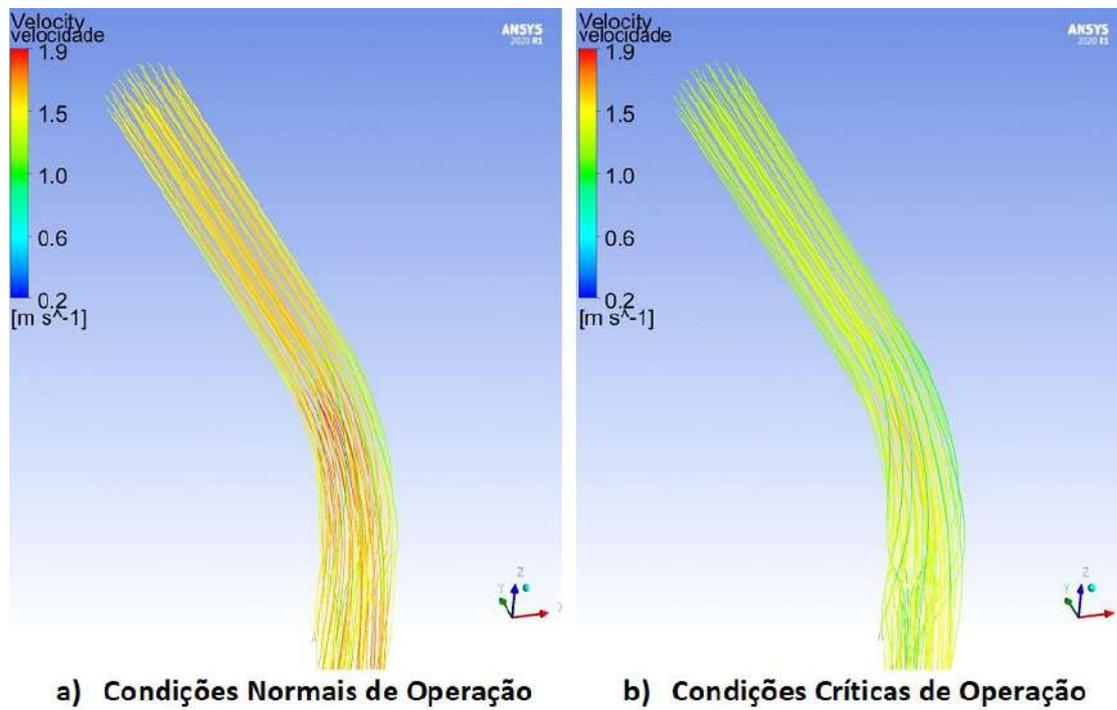


Figura 127 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto para um *stave cooler* de ferro fundido em condições originais

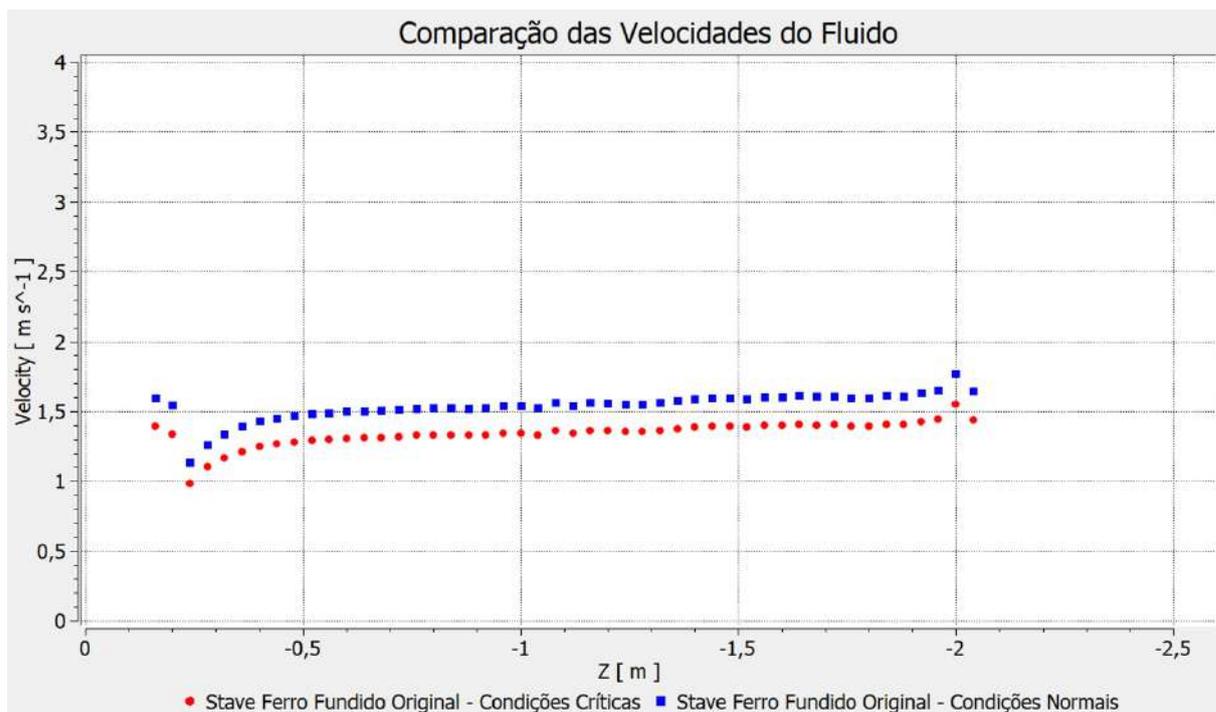
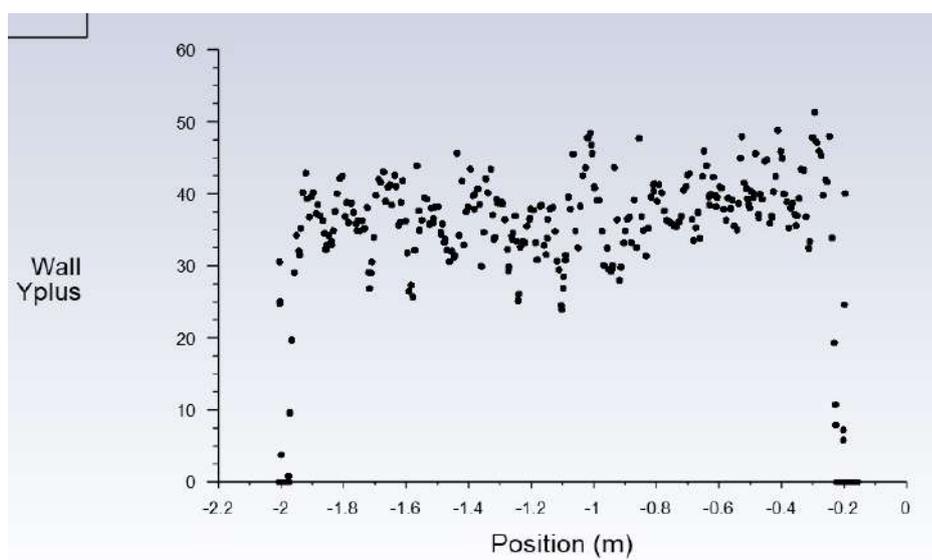


Figura 128 - Comportamento da camada limite



2.2.1.2 Análises da Camada Limite em Linhas de Refrigeração dos *Stave Coolers* de Ferro Fundido

Para as configuração dos *stave coolers* de ferro fundido analisadas nesta seção, o comportamento da camada limite é mostrado na Figura 128.

Ao observar os valores de y^+ percebe-se que esses se encontram próximos de 40. Portanto, a camada limite está localizada inserida na região de velocidade logarítmica, como mostrado na seção 1.2.3, e a função escalonável se torna idêntica à função de parede padrão em grande parte do trecho percorrido. Em alguns pontos próximos às regiões de curvatura das linhas de refrigeração, a função de parede escalonável é utilizada de forma completa.

2.2.1.3 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* de Ferro Fundido

A distribuição da temperatura na face quente do *stave cooler*, na Figura 129, para ambas as condições operacionais verificadas, mostram que, as temperaturas alcançadas não ultrapassam os limites dos materiais. Para as faces frias, mostradas na Figura 130, também pode-se observar que as temperaturas não atingem os limites especificados para os materiais constituintes.

Para mostrar e evidenciar que os limites dos materiais não são alcançados nessas

Figura 129 - *Stave cooler* de ferro fundido original e distribuição de temperatura na face quente

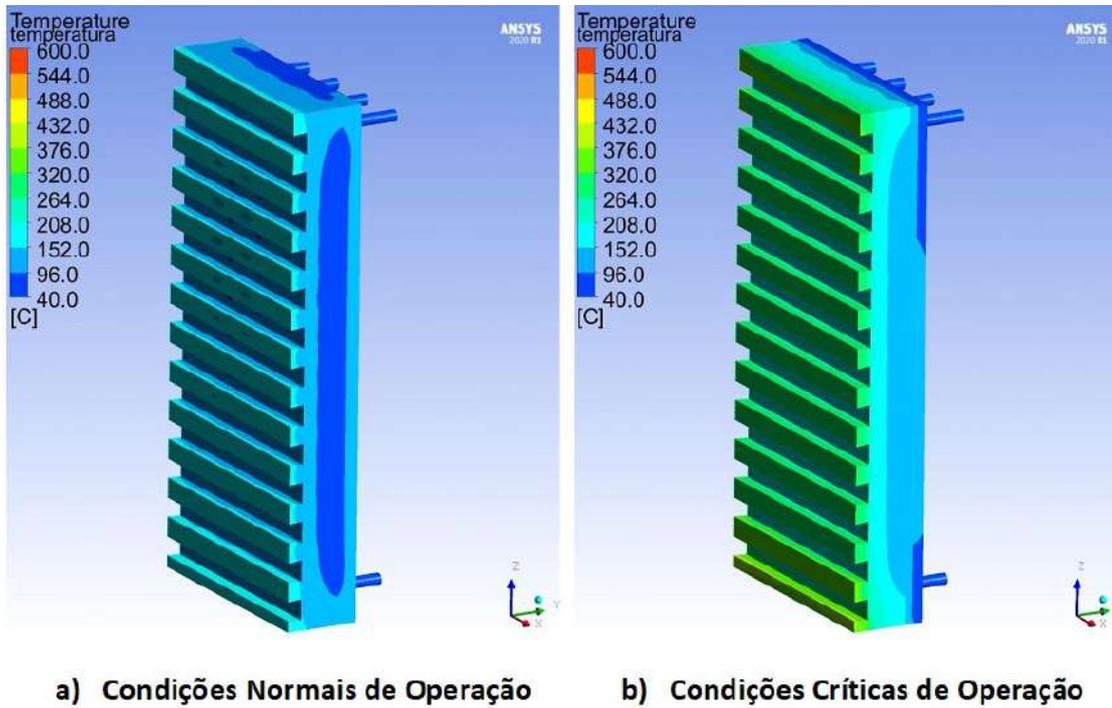


Figura 130 - *Stave cooler* de ferro fundido original e distribuição de temperatura na face fria

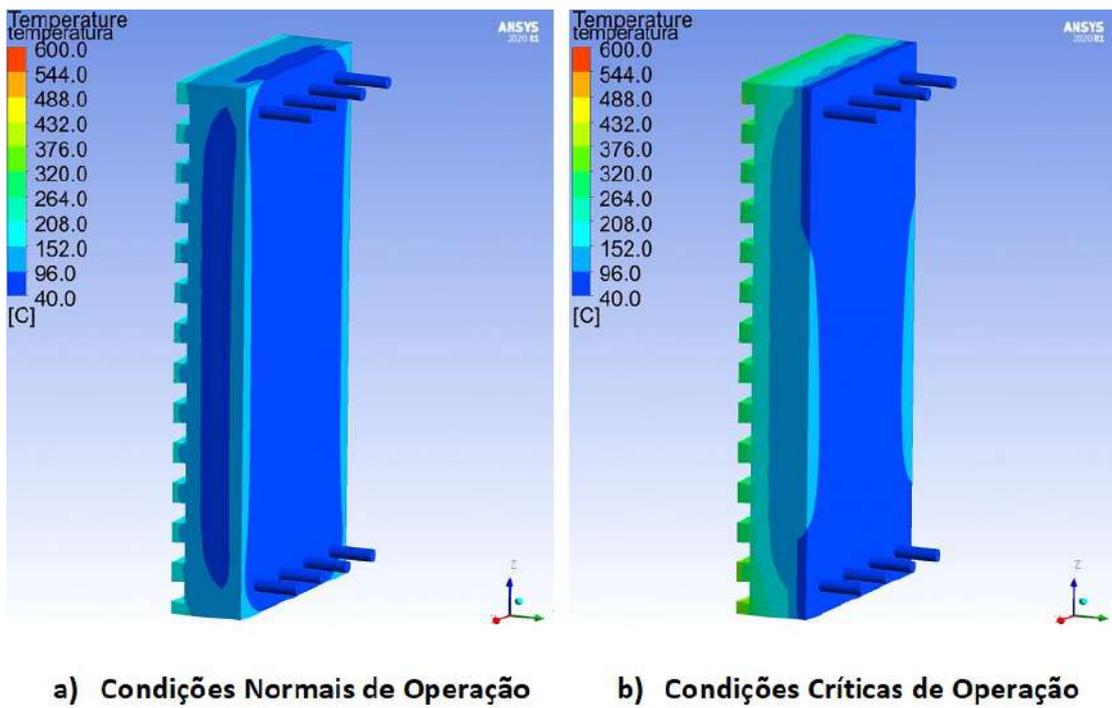
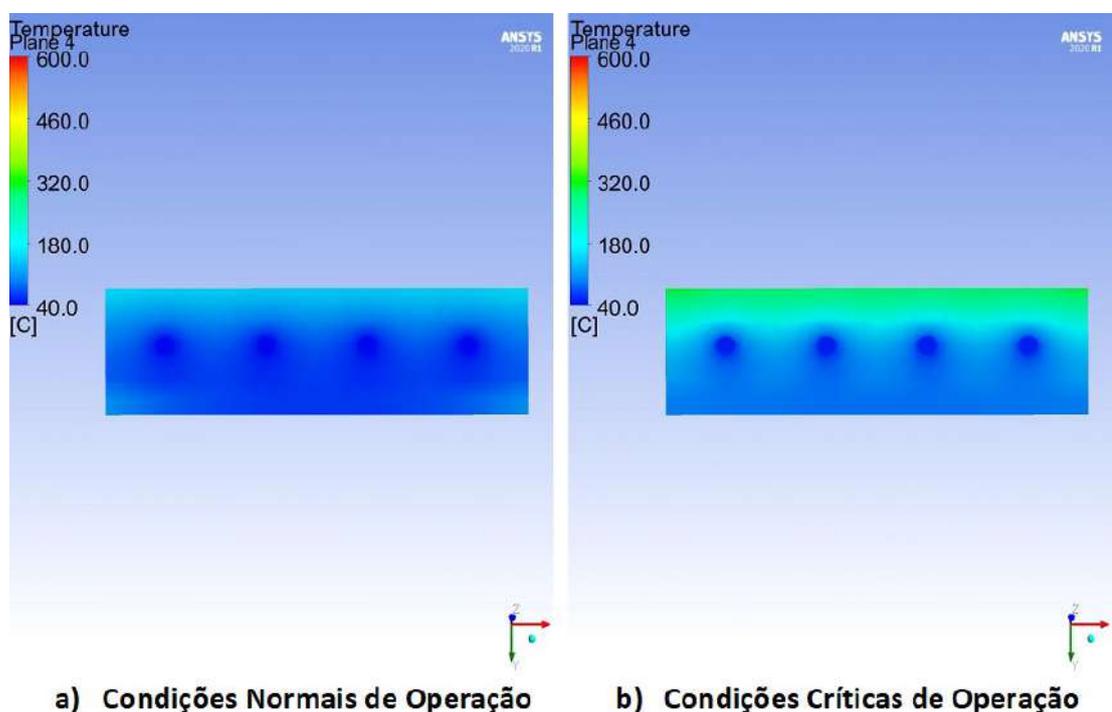


Figura 131 - *Stave cooler* de ferro fundido original e distribuição de temperatura em seção transversal



configurações para ambas as condições operacionais são usadas a Figura 131 e a Figura 132.

2.2.2 Stave Cooler de Ferro Fundido com Água Industrial

2.2.2.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

Ao verificar o perfil de velocidade para a linha refrigerada com água industrial, com sentido de fluxo invertido em relação às demais linhas de refrigeração, pode-se observar que a redução do patamar da velocidade da água industrial acarreta a perda de eficiência de troca térmica devido à diminuição dos efeitos convectivos. Na Figura 133 e na Figura 134, observa-se algumas pequenas regiões de recirculação e de vórtices nas curvaturas dos tubos de refrigeração. Esses fenômenos não representam alterações significativas na capacidade de troca térmica na região.

Em relação aos patamares de velocidades alcançados para estes casos, as linhas de refrigeração com água industrial para condições normais de operação apresentam velocidades inferiores a 0,50m/s e para condições críticas de operação em torno de 0,25m/s,

Figura 132 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para *stave cooler* de ferro fundido original

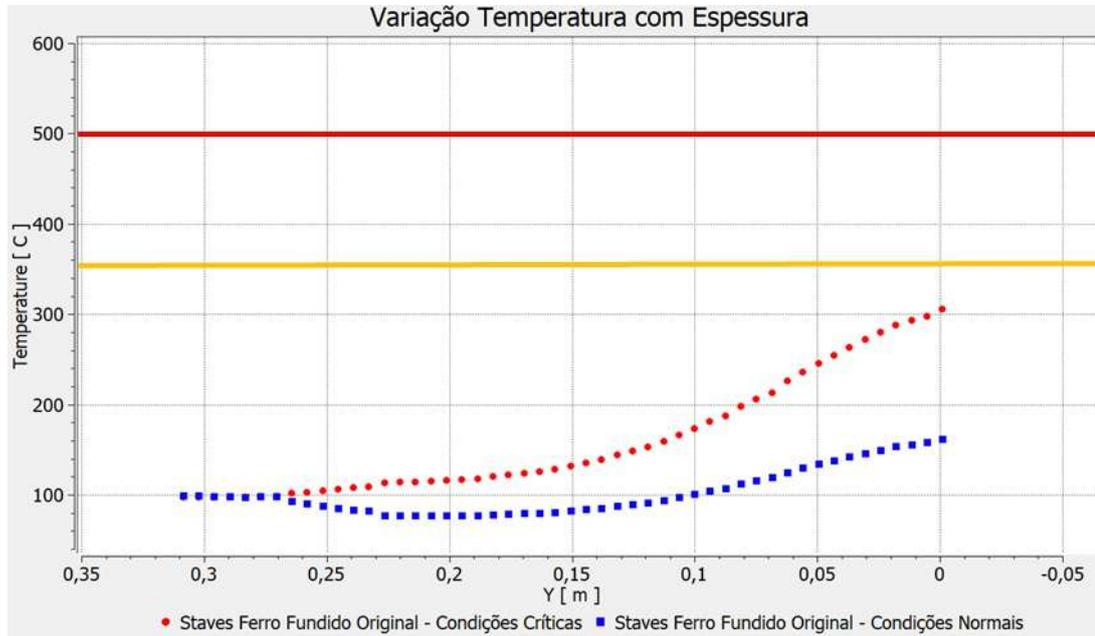


Figura 133 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração para *stave cooler* de ferro fundido com água industrial

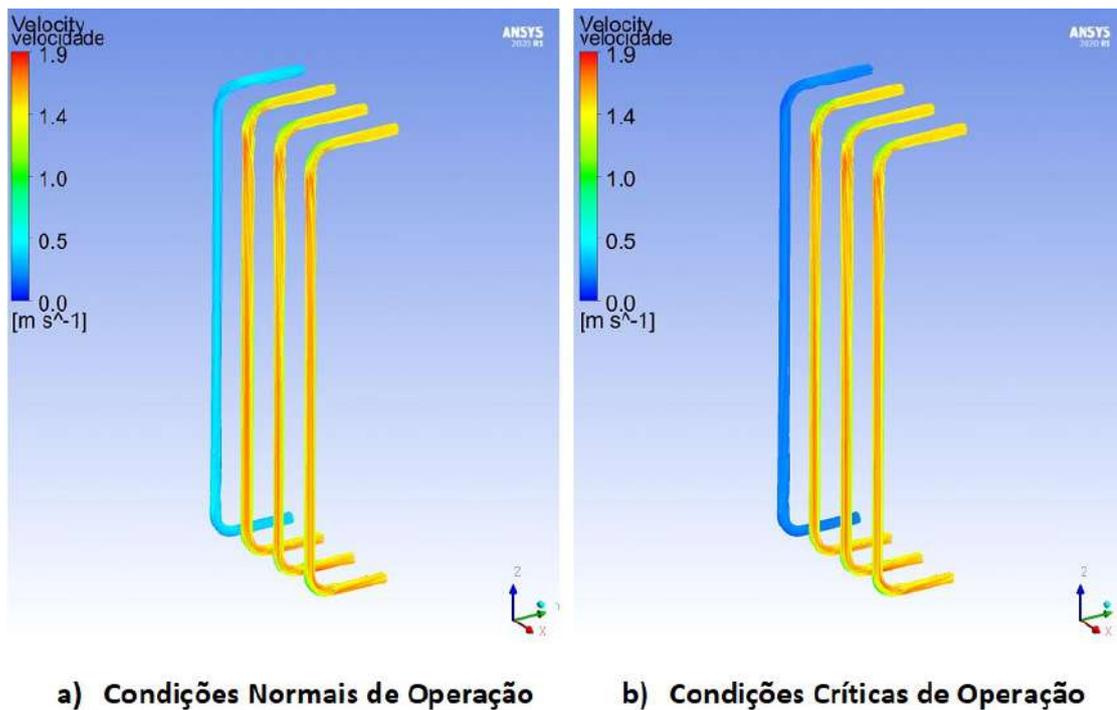
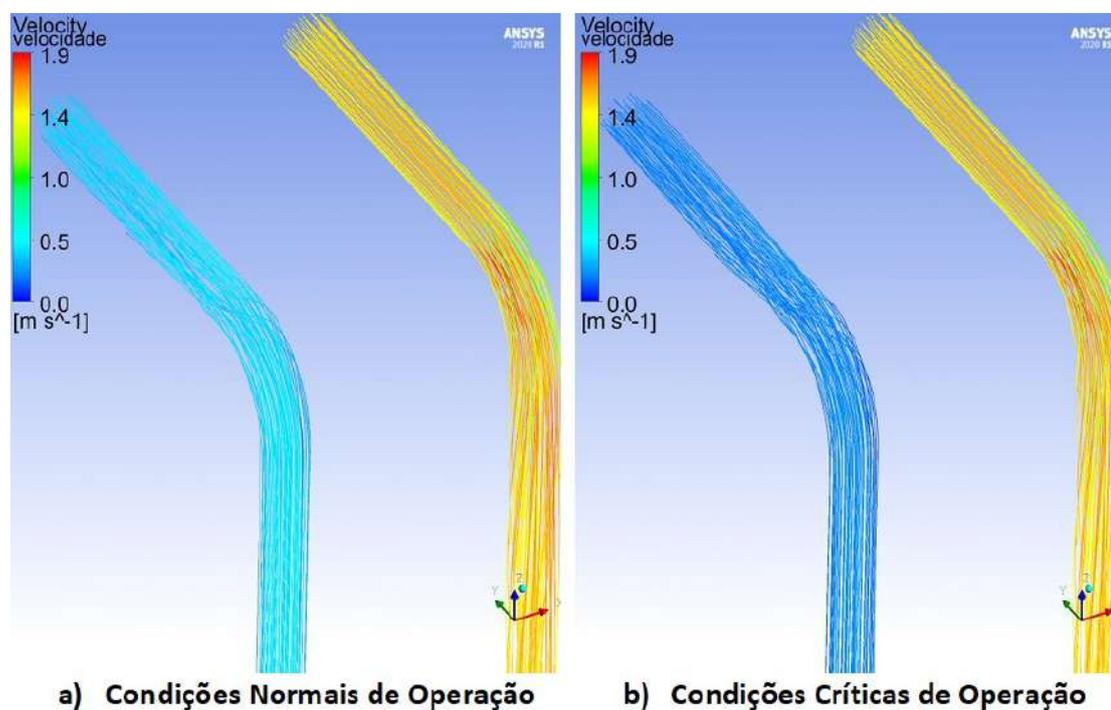


Figura 134 - Detalhe comparativo das velocidades do fluido de refrigeração para *stave cooler* de ferro fundido com água industrial



como mostrado no gráfico da Figura 135.

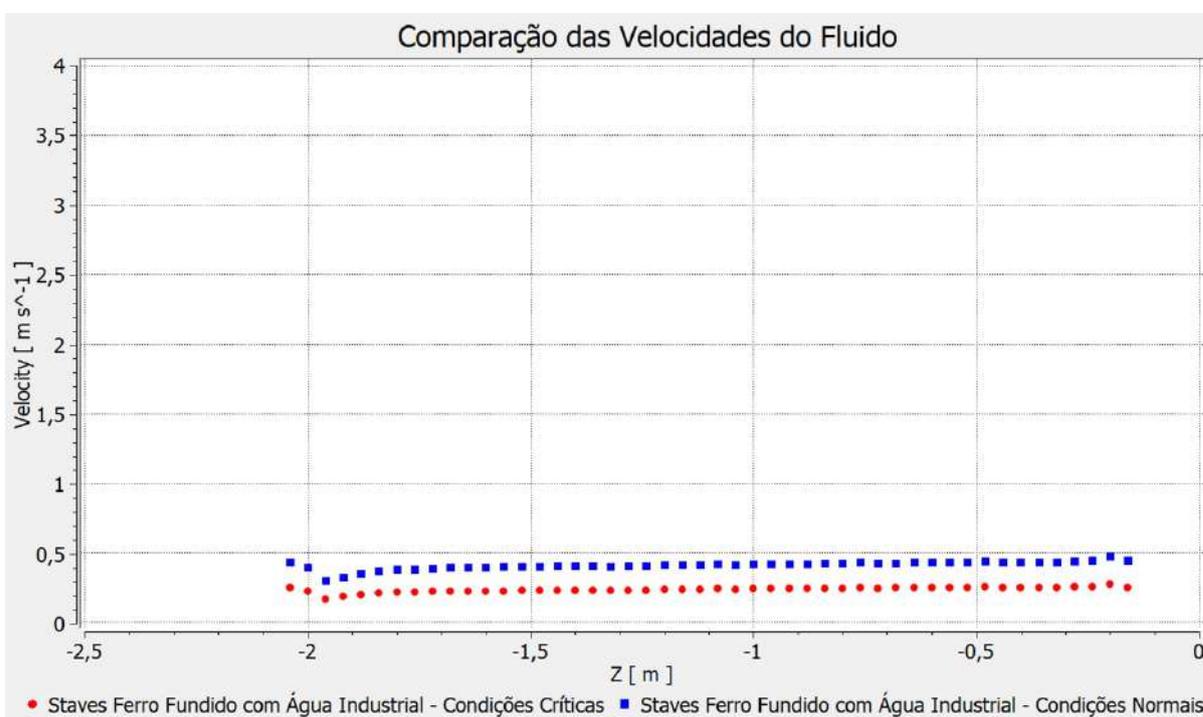
2.2.2.2 Análises da Camada Limite em Linhas de Refrigeração dos *Stave Coolers* de Ferro Fundido com Água Industrial

Para os patamares de velocidade alcançados, o valor de y^+ se encontra na região de superposição da velocidade linear com a velocidade logarítmica. Portanto, em todo o trecho, é aplicada a função de parede escalonável, utilizando a formulação de velocidade logarítmica. Isso é estabelecido devido ao fato de y^+ se encontrar abaixo do valor limite estipulado.

2.2.2.3 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* de Ferro Fundido com Água Industrial

Os contornos dos perfis de distribuição de temperatura, tanto para a face quente quanto para a face fria, apresentam temperaturas inferiores aos limites especificados para os materiais constituintes do domínio de estudo, para as condições normais de operação.

Figura 135 - Comparação das velocidades do fluido de refrigeração ao longo do trecho reto para *stave cooler* de ferro fundido com água industrial



No caso de condições críticas de trabalho, nas faces fria e quente, a linha de refrigeração alimentada com água industrial e suas regiões adjacentes apresentam temperaturas superiores ao limite de mudanças microestruturais, devendo ser evitadas para exposições a longo prazo. As Figura 136 e Figura 137 exemplificam essas circunstâncias.

A variação de temperatura ao longo da espessura do domínio de estudo, apresentada na Figura 138, comprova a afirmação anterior, mostrando os valores máximos para as temperaturas em condições críticas de esforços. Isso acontece, principalmente, na extremidade da face quente o que pode acarretar em crescimento de grão, em movimentos de discordâncias e conseqüentemente em deformações a longo prazo.

Essas informações mostram que esse tipo de configuração deve ser utilizada com restrições, pois é extremamente complexo garantir a estabilidade operacional dos Altos-Fornos de forma que as condições de trabalho críticas não sejam alcançadas. Então, é mais prudente que essa prática seja aplicada em intervalos curtos de tempo, evitando possíveis danos irreversíveis aos componentes do sistema de refrigeração que impactam no desempenho de todo o conjunto.

Figura 136 - *Stave cooler* de ferro fundido com água industrial e distribuição de temperatura na face quente

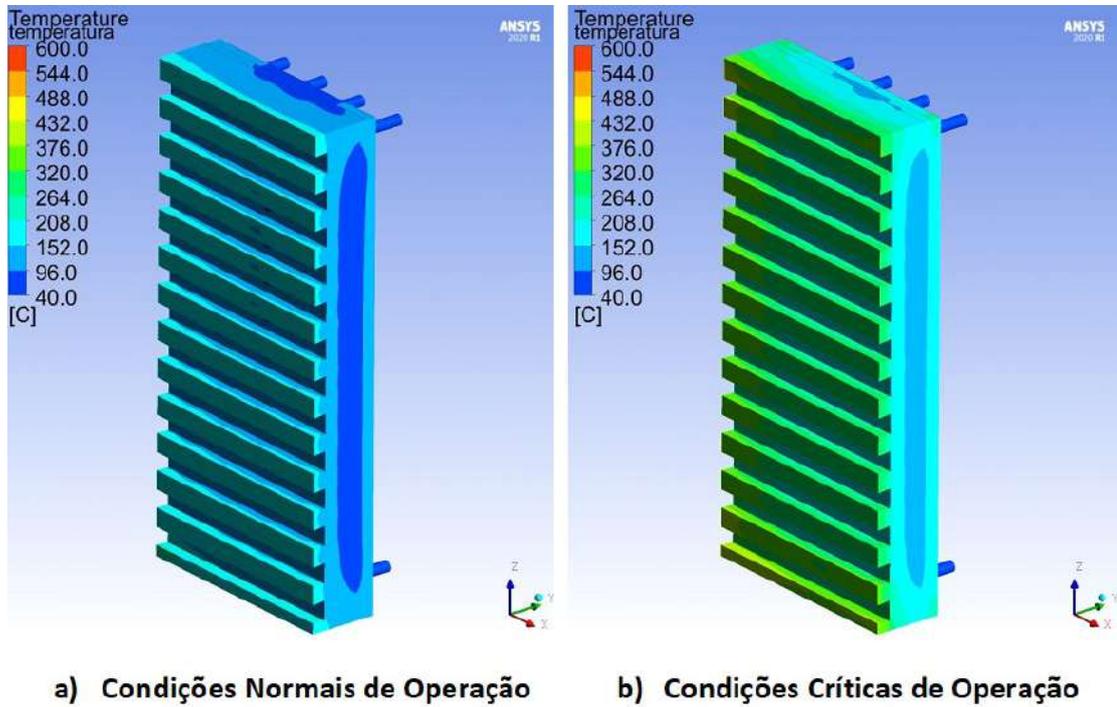


Figura 137 - *Stave cooler* de ferro fundido com água industrial e distribuição de temperatura na face fria

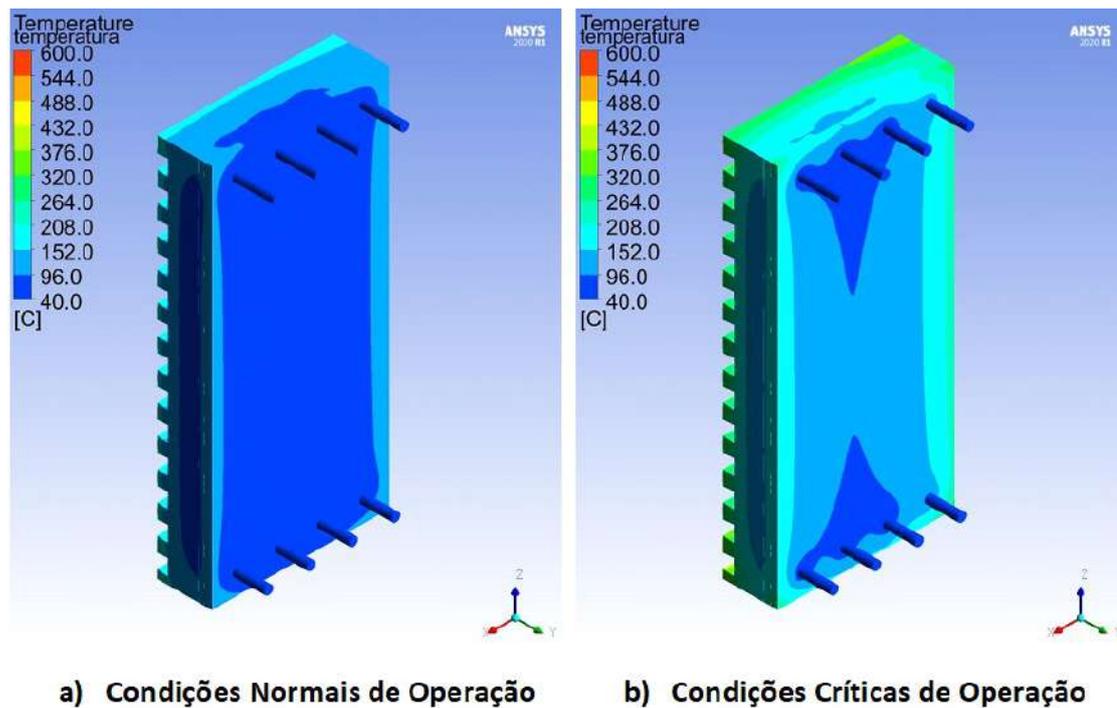
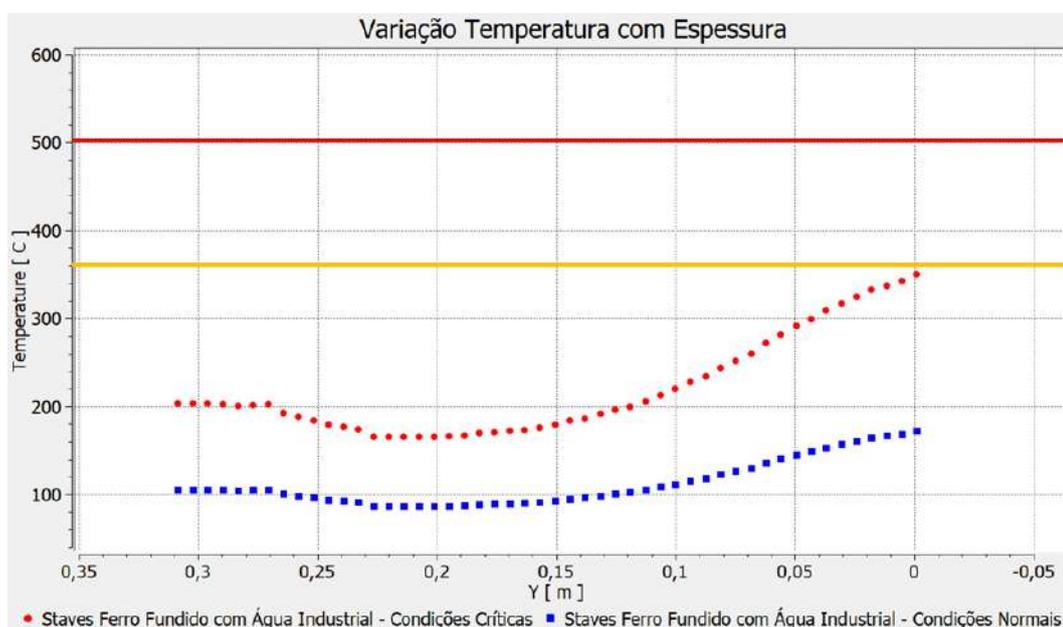


Figura 138 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para *stave cooler* de ferro fundido com água industrial



2.2.3 *Stave Cooler* de Ferro Fundido com Linha da Extremidade Isolada

2.2.3.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

Em relação às velocidades das linhas refrigeradas, conforme configuração inicial, o comportamento desse perfil é similar ao caso mostrado anteriormente em ambas as condições operacionais. Mesma situação é vista na descrição da camada limite das linhas refrigeradas com água abrandada no que se refere ao perfil de velocidades logarítmicas descritos pelo valor de y^+ e à utilização da função de parede escalável.

2.2.3.2 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* de Ferro Fundido com Linha de Refrigeração Isolada

Os contornos do perfil de distribuição de temperatura, para as faces quente e fria, mostram que, nas regiões próximas à linha de refrigeração obstruída, a temperatura máxima atingida é superior aos limites de especificação dos materiais, conforme a Figura 139 e a Figura 140. Nessa situação ocorrem alterações microestruturais que prejudicam as propriedades mecânicas e a estabilidade estrutural da carcaça do Alto-Forno.

Através do gráfico da variação de temperatura em função da espessura do domínio

Figura 139 - *Stave cooler* de ferro fundido com linha da extremidade obstruída e distribuição de temperatura na face quente

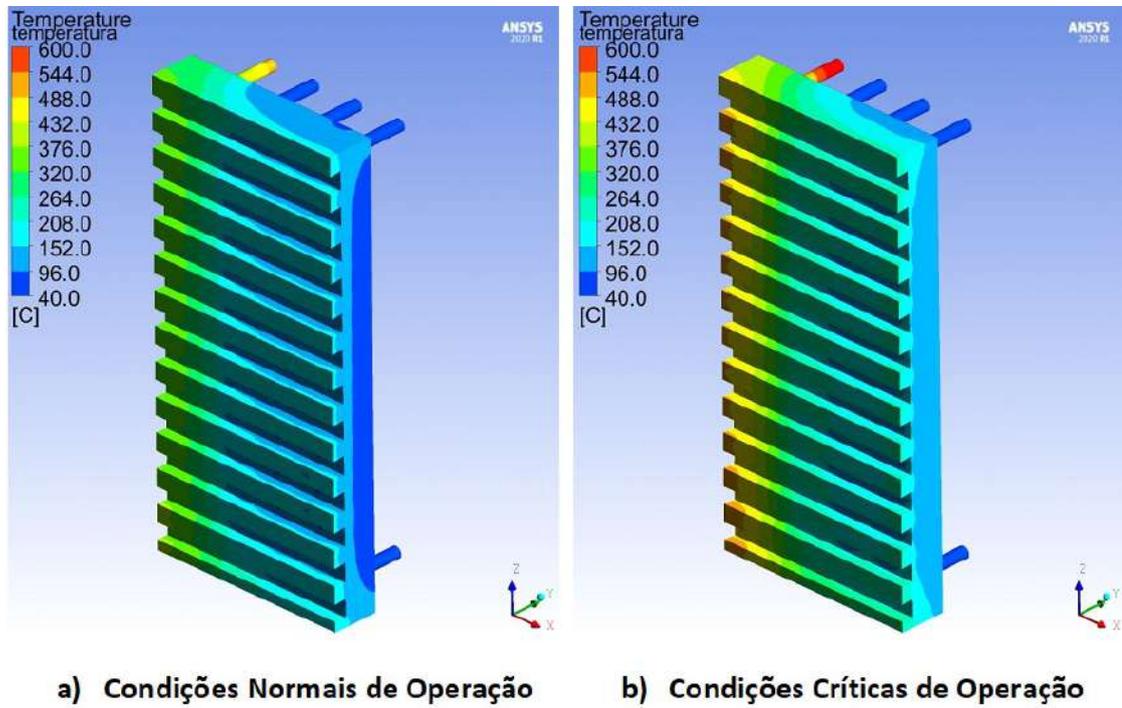


Figura 140 - *Stave cooler* de ferro fundido com linha da extremidade obstruída e distribuição de temperatura na face fria

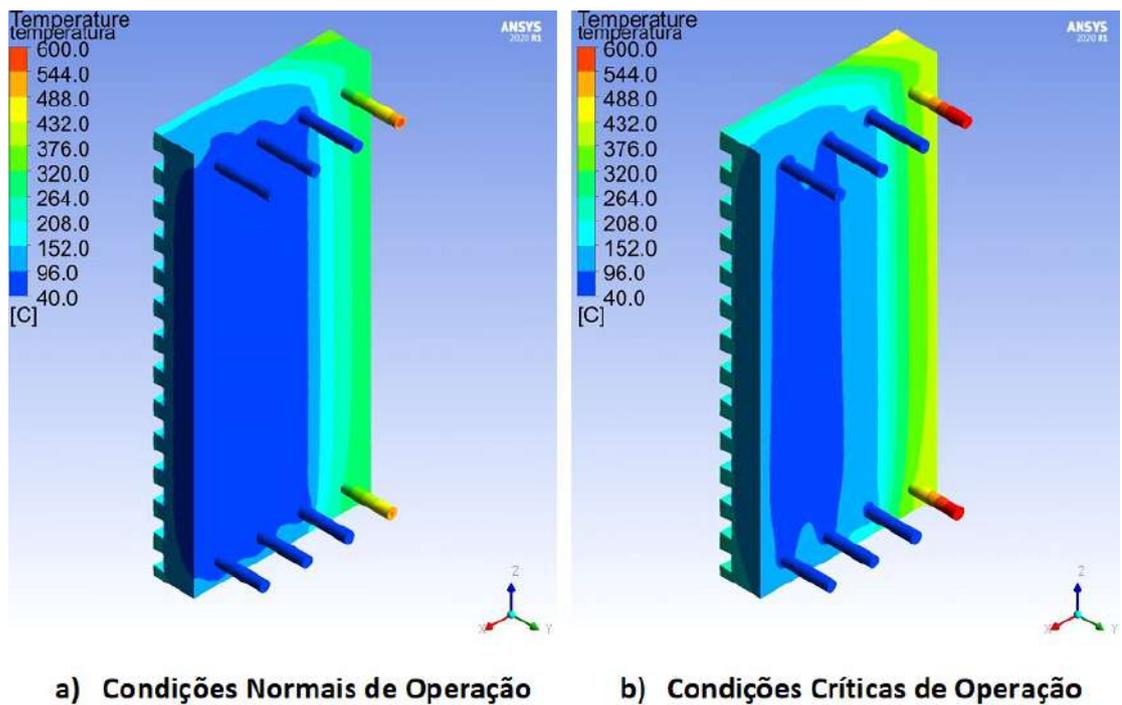
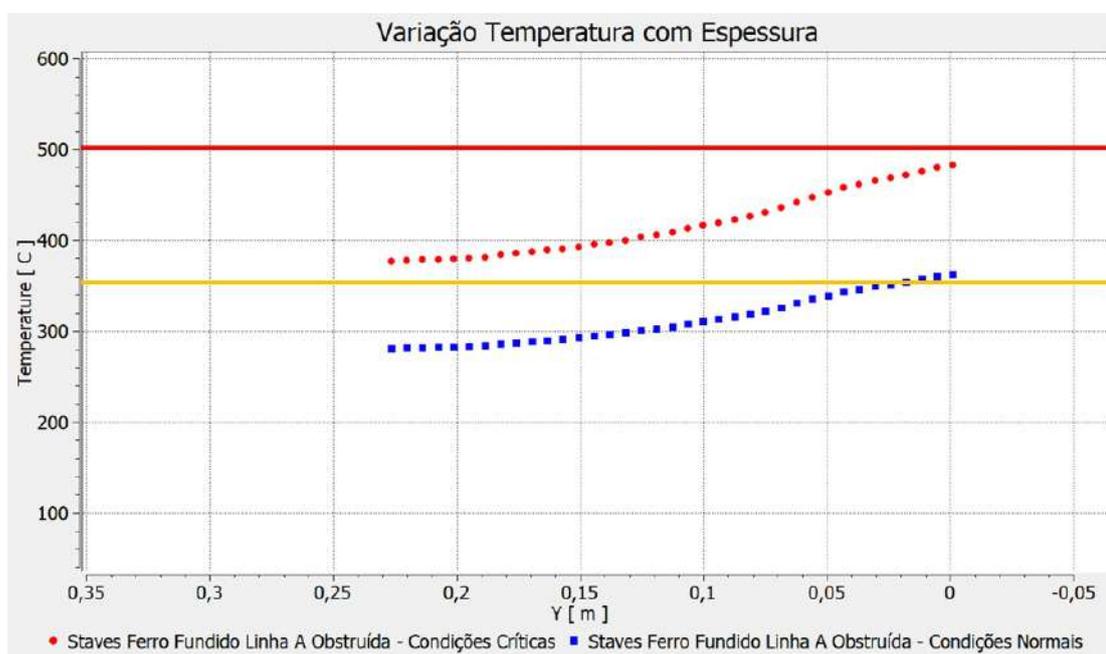


Figura 141 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para *stave cooler* de ferro fundido com linha da extremidade obstruída



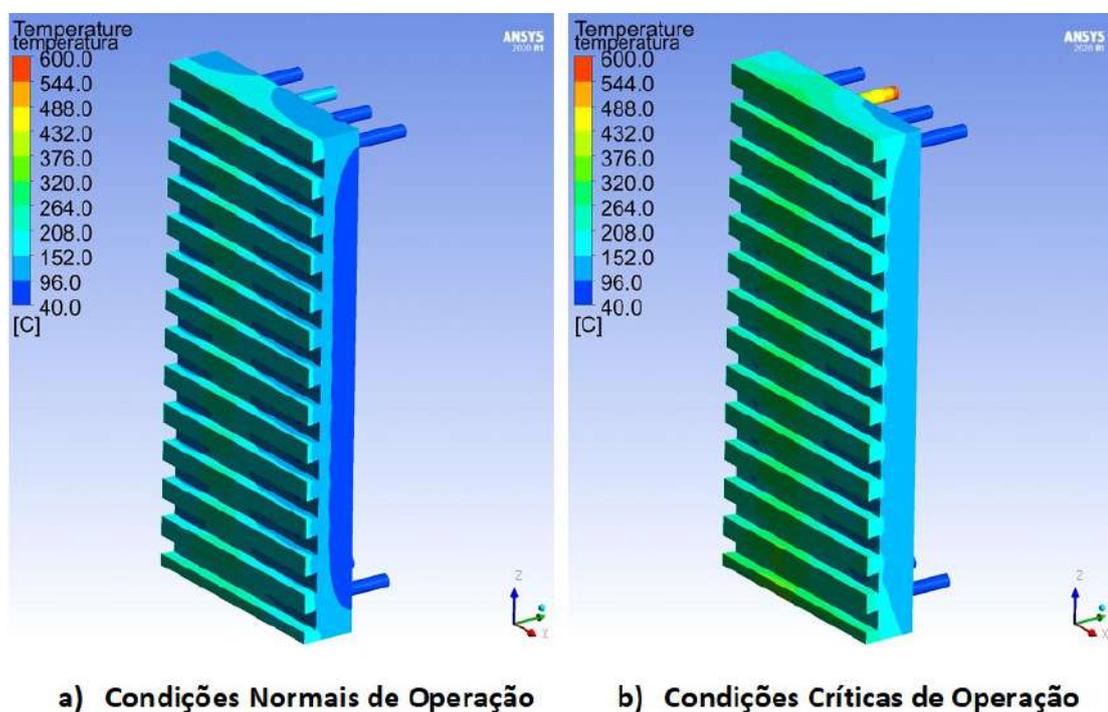
de estudo, apresentado na Figura 141, pode-se observar que em toda a região de interesse da análise, para condições críticas de operação, as temperaturas estão acima do limite relacionado ao início das transformações microestruturais. Este fato pode acarretar decaimento das propriedades mecânicas do material devido a deformações decorrentes do crescimento de grão, do movimento de deslocamentos ou por mudanças de fases dos constituintes. No caso de condições operacionais normais, esse limite é ultrapassado somente na extremidade da face quente, devendo ser evitado em exposições a longo prazo para ambas as configurações.

2.2.4 Stave Cooler de Ferro Fundido com Uma Linha de Refrigeração do Centro Isolada

2.2.4.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

As velocidades das linhas refrigeradas, conforme configuração inicial, são similares aos casos mostrados, anteriormente, nas condições operacionais estudadas. Mesma situação é vista para a descrição da camada limite das linhas refrigeradas com água abrandada.

Figura 142 - *Stave cooler* de ferro fundido com linha do centro obstruída e distribuição de temperatura na face quente



2.2.4.2 Análise do perfil de temperatura em *stave cooler* de ferro fundido com linha de refrigeração isolada

Os contornos de temperaturas evidenciam que as faces quentes e frias, mostradas na Figura 142 e na Figura 143, não apresentam pontos acima dos limites especificados nas condições normais de operação, mas nas adjacências da linha de refrigeração obstruída as temperaturas ultrapassam os limites especificados. Logo, esse tipo de configuração pode ser aplicada, mas com restrições, por existir a possibilidade de acarretar transformações de fases no material de construção.

Através da Figura 144, observa-se que a temperatura máxima na face quente não atinge o limite especificado para os materiais quando estão em condições normais de operação. Esse limite é alcançado, em condições críticas de operação, podendo ocasionar mudanças microestruturais no material, e gerar perda das propriedades mecânicas desses componentes.

Figura 143 - *Stave cooler* de ferro fundido com linha do centro obstruída e distribuição de temperatura na face fria

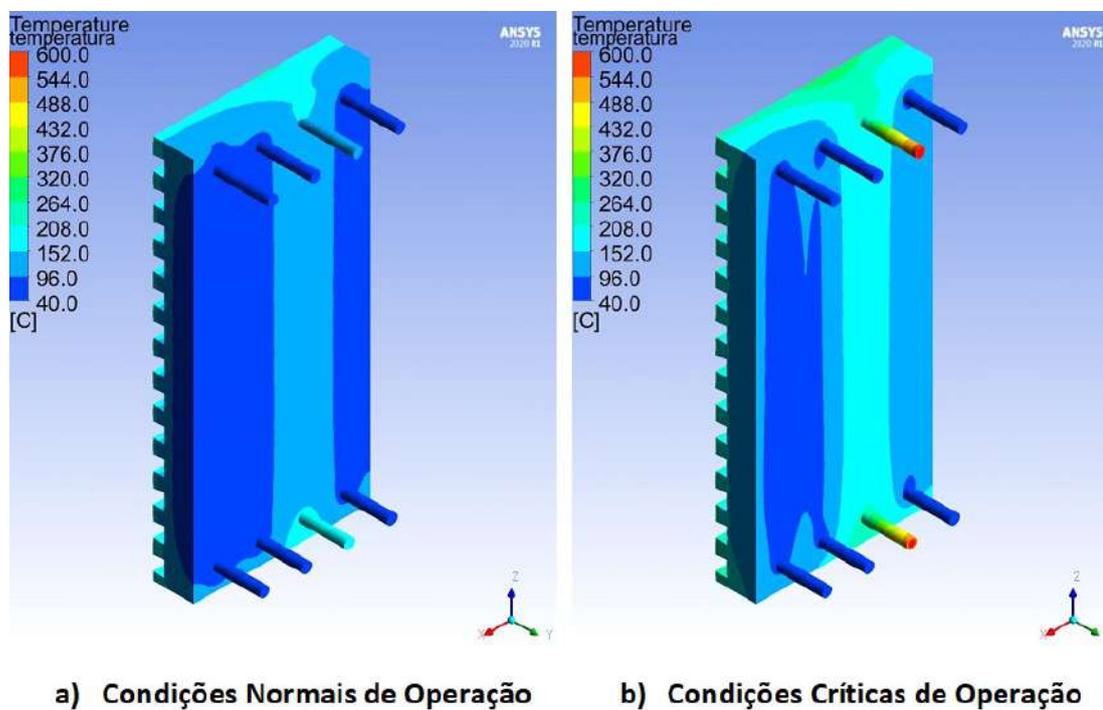


Figura 144 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para *stave cooler* de ferro fundido com linha do centro obstruída

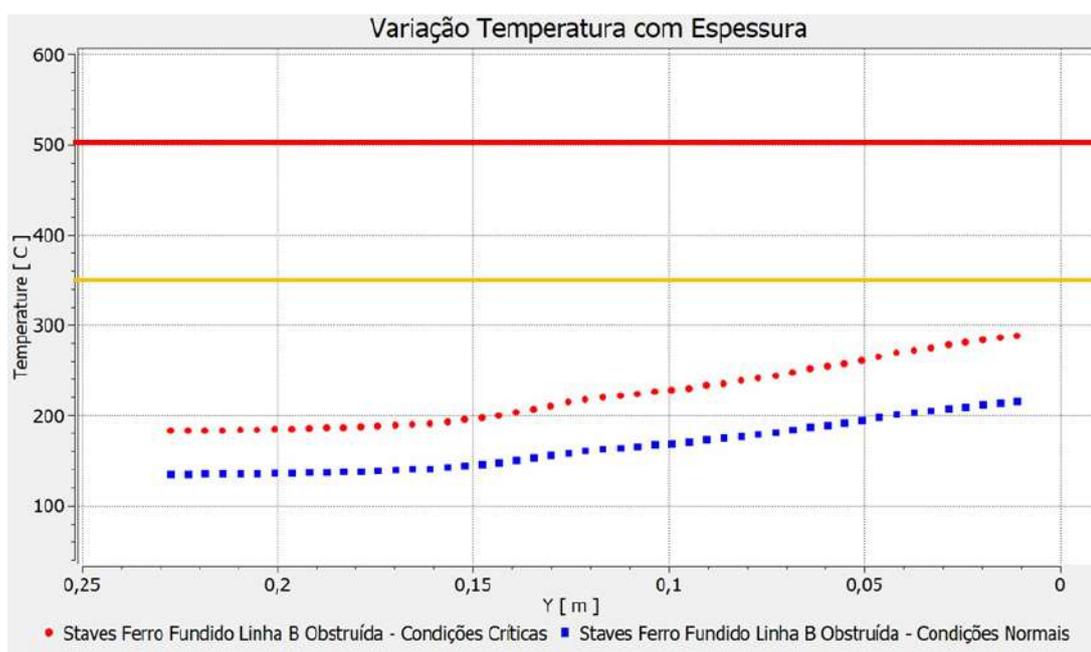
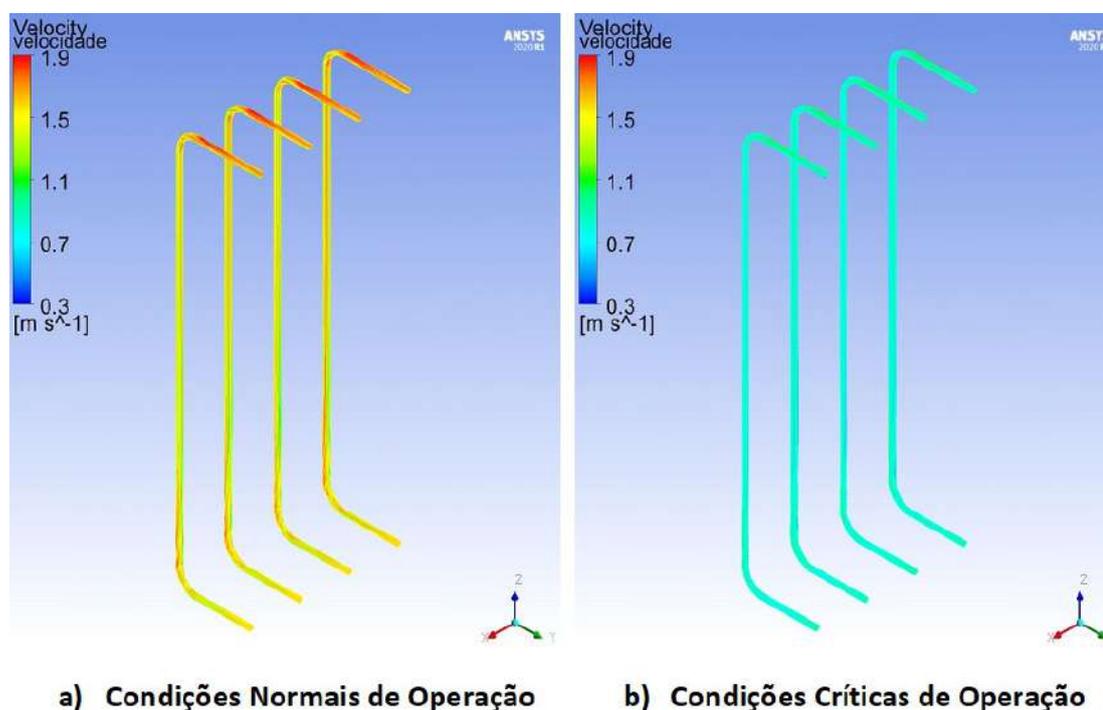


Figura 145 - Perfil de velocidades no *stave cooler* de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos



2.2.5 *Stave Cooler* de Ferro Fundido com Tubos Flexíveis de 1" Inseridos

2.2.5.1 Análises das Velocidades do Fluido de Refrigeração

O perfil de velocidades, para as linhas de refrigeração que utilizam flexíveis inseridos nos seus interiores, apresenta um comportamento similar às configurações de projeto no domínio de estudo. No entanto, os patamares de velocidades atingidos são superiores devido à redução da seção transversal desses componentes em relação aqueles das condições de projeto. Na Figura 145, pode-se observar que as velocidades estão em torno de 1,8m/s para condições normais de operação e 1,0m/s para condições críticas de operação, e não se observa nenhuma região de recirculação ou de formação de vórtices no escoamento. Através da Figura 146, pode ser verificada uma elevação das velocidades nas regiões de curvas da linha de refrigeração.

As velocidades médias tanto para condições operacionais normais ou críticas permanecem, praticamente, constantes. A consequência deste comportamento, mostrado na Figura 147, é a capacidade de troca térmica permanecer uniforme ao longo de todo o domínio, favorecendo o não surgimento de deformações no corpo dos *stave coolers*.

Figura 146 - Detalhes do perfil de velocidades em *stave cooler* de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos

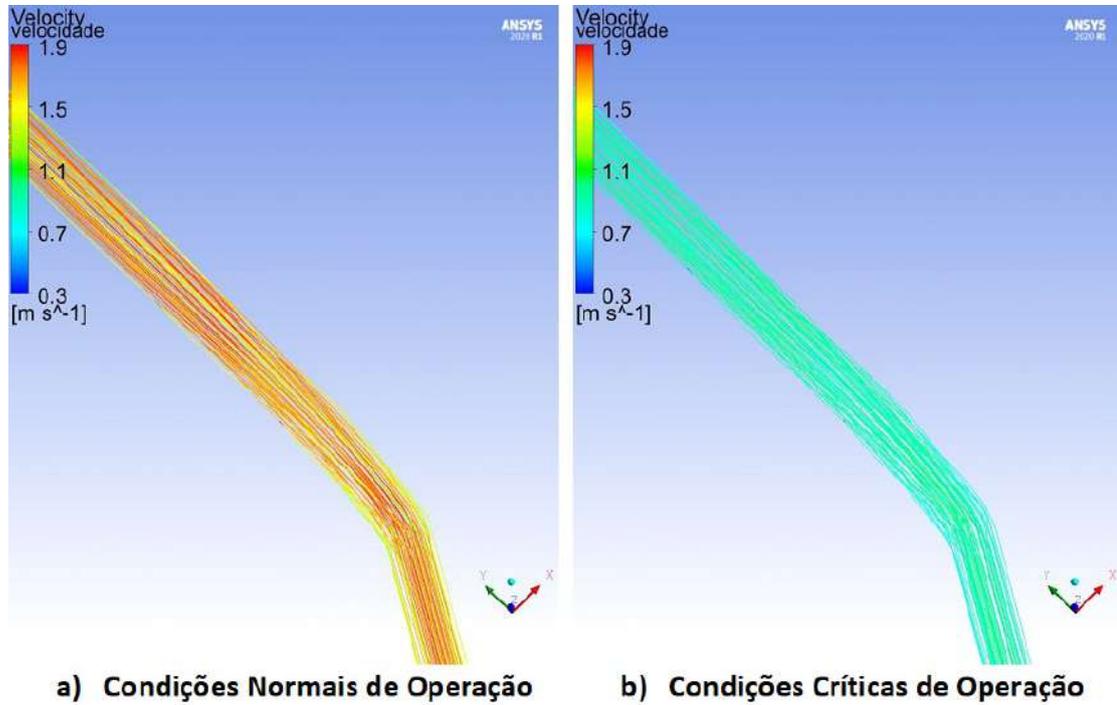


Figura 147 - Comparação das velocidades em *stave cooler* de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos

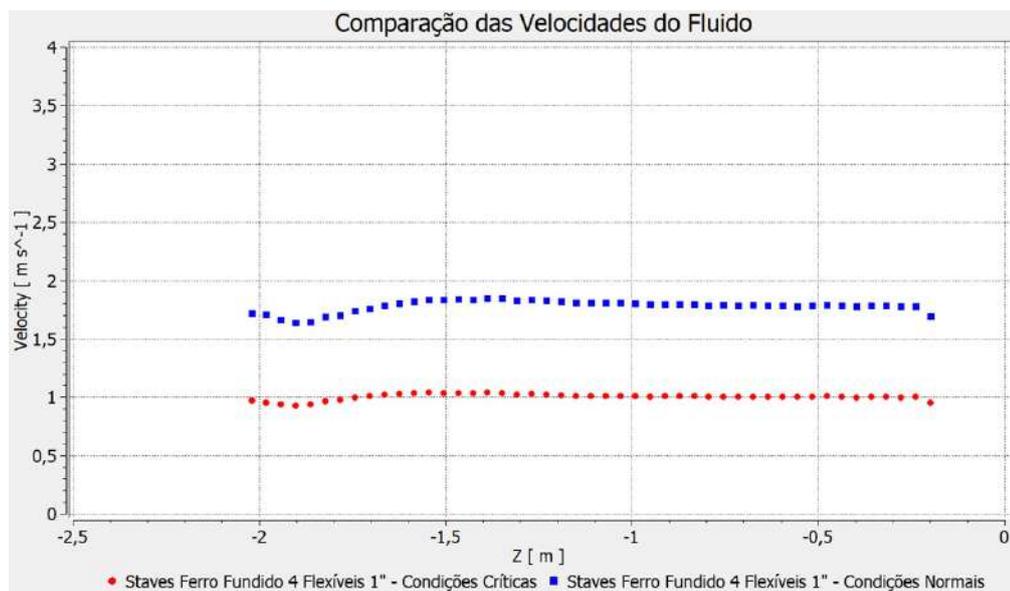
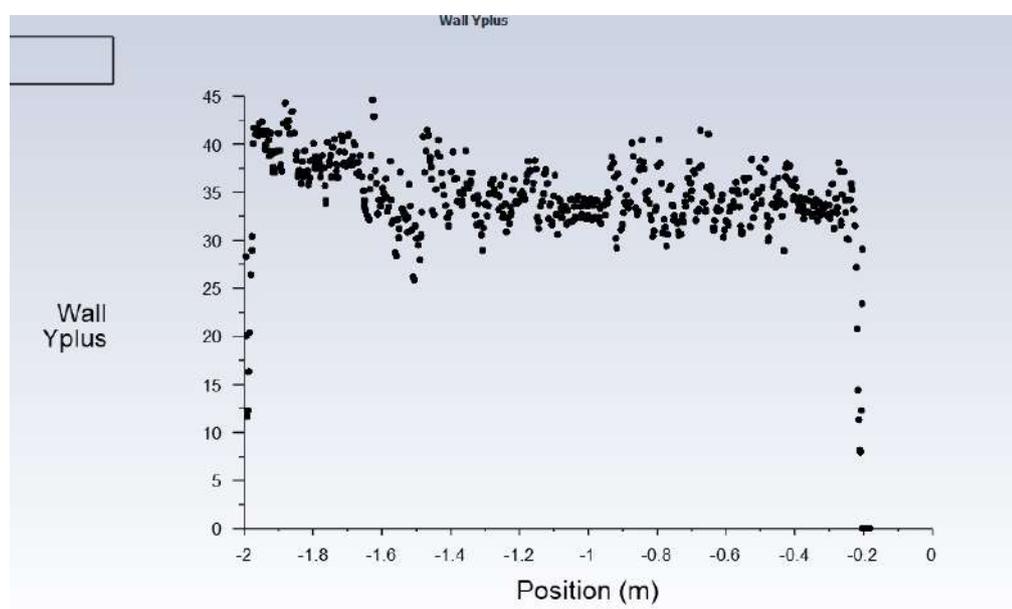


Figura 148 - Comportamento da camada limite em *Stave Cooler* de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos



2.2.5.2 Análises da Camada Limite em *Stave Coolers* de Ferro Fundido com Tubos Flexíveis de 1" Inseridos

Os valores de y^+ se localizam próximos de 40 e 80, respectivamente para condições operacionais normais e críticas. Esses níveis de y^+ , mostrados na Figura 148, caracterizam as velocidades como logarítmicas na região da camada limite. As funções de parede podem ser consideradas sob a forma padrão para grande parte do domínio, sendo que em alguns pontos próximos às curvas as funções de parede escalonáveis são aplicadas, isso ocorre quando o valor de y^+ é inferior ao valor de y_{lim}^+ .

2.2.5.3 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* de Ferro Fundido com Quatro Tubos Flexíveis de 1" Inseridos

Os perfis de temperaturas, nas faces quentes, não apresentam pontos de temperaturas superiores aos limites dos materiais para condições normais e críticas de operação. É importante salientar que na carcaça do Alto-Forno há uma pequena redução de, aproximadamente, 25MPa no limite de escoamento, que não afeta o comportamento mecânico desse componente para condições críticas de operação. Na Figura 149 e na Figura 150 são apresentados estes perfis de temperaturas.

Na Figura 151, é mostrado o gráfico da variação da temperatura em função da es-

Figura 149 - *Stave cooler* de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos e distribuição de temperaturas na face quente

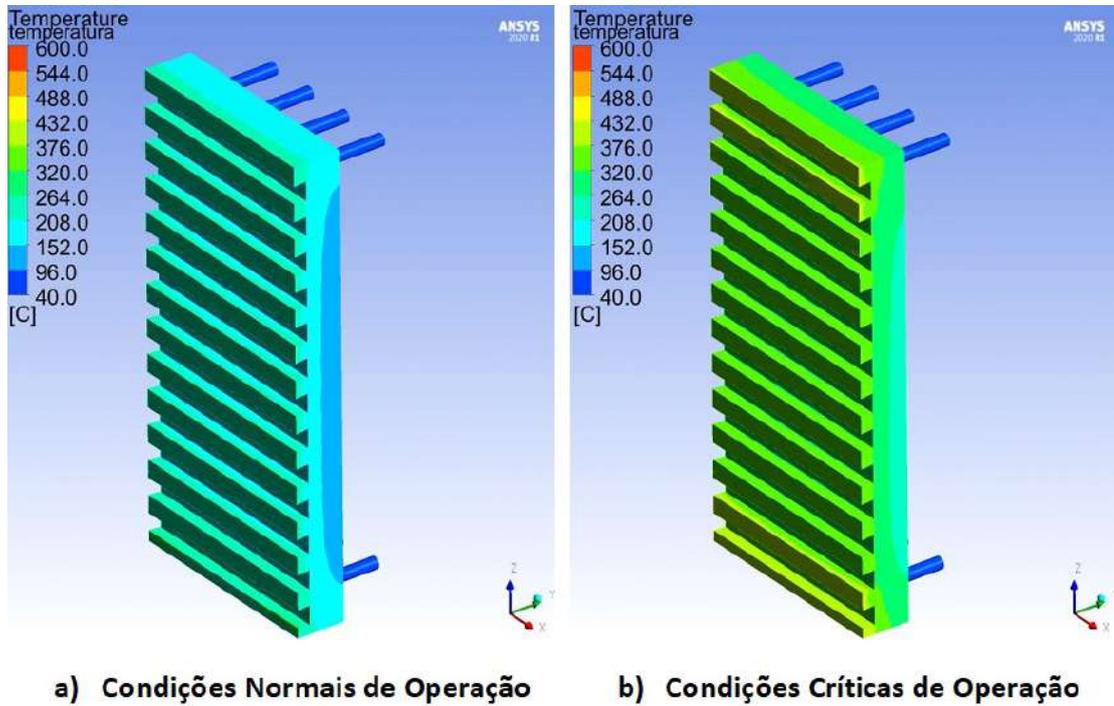


Figura 150 - *Stave cooler* de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos e distribuição de temperaturas na face fria

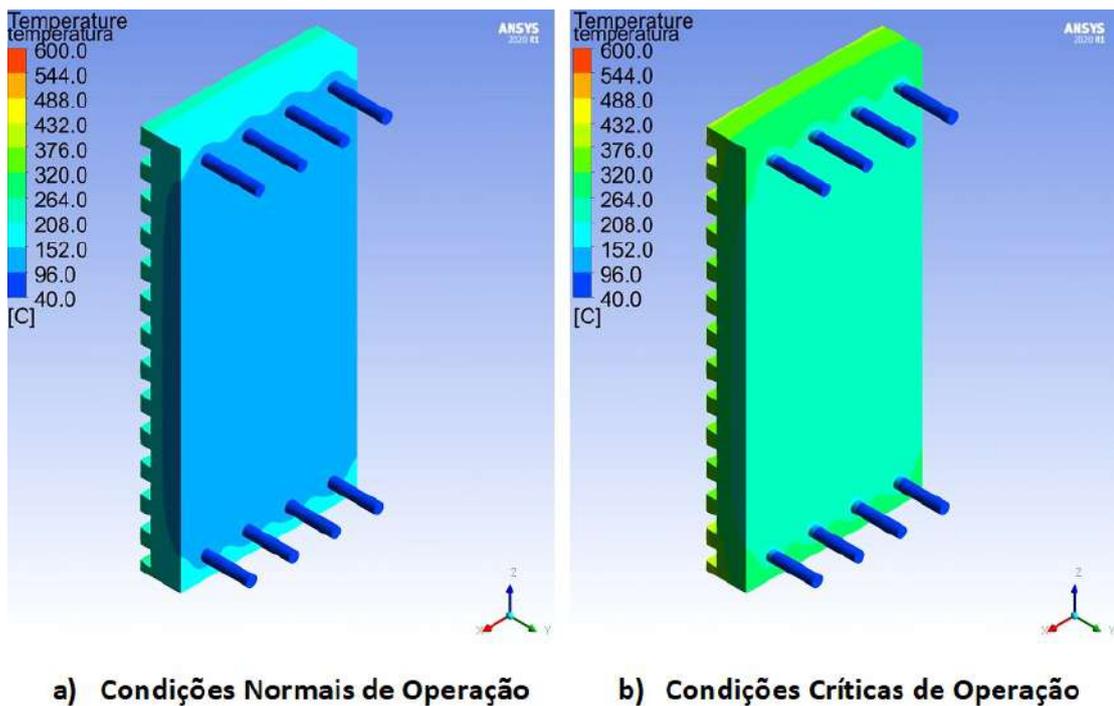
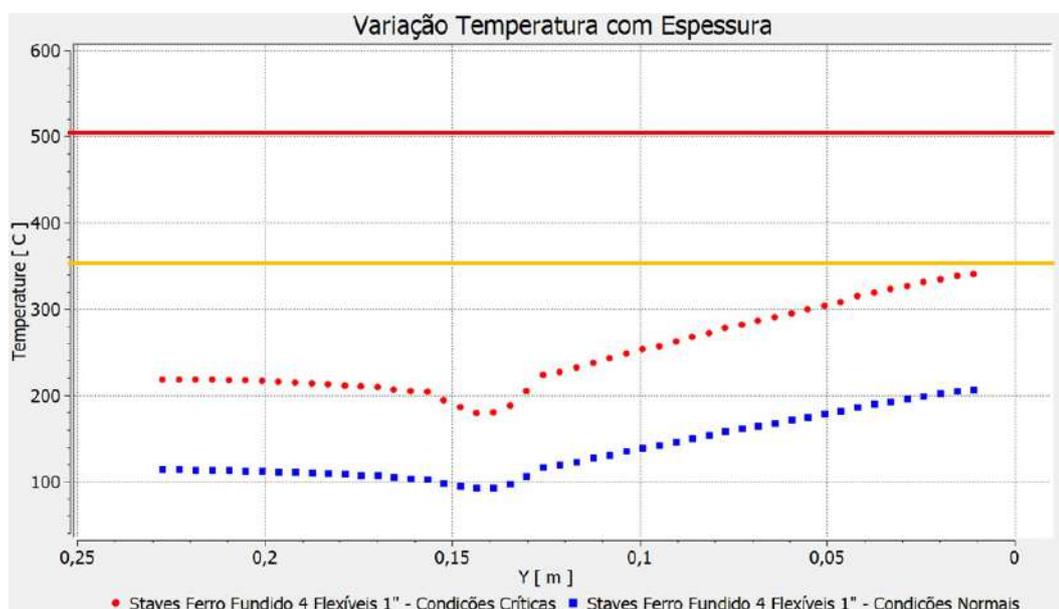


Figura 151 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para *stave cooler* de ferro fundido com quatro tubos flexíveis de 1" inseridos

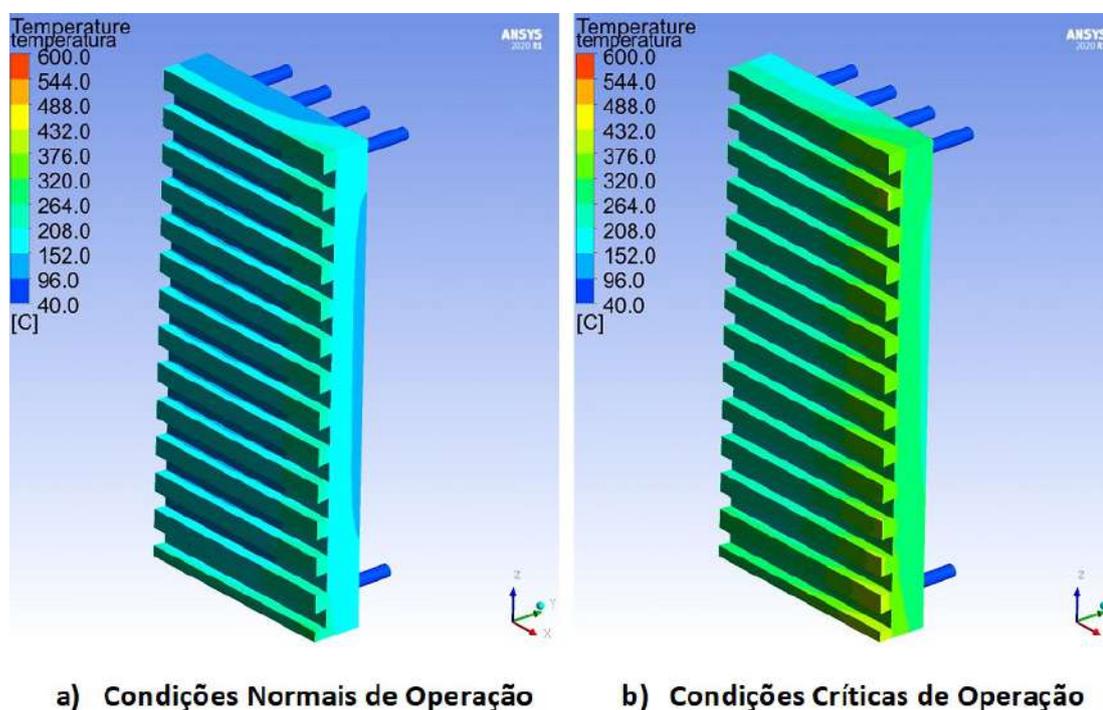


peso do domínio analisado, evidenciando que a temperatura de trabalho, em condições operacionais normais, não atinge o limite para transformações na microestrutura, mesmo nas extremidades da face quente. Em condições críticas, essa temperatura tende a superar o limite especificado. Portanto, esta configuração apresenta características que permitem a sua utilização como ferramenta de preservação e extensão de vida útil de Altos-Fornos, mas necessita de um rígido controle operacional para evitar que os limites especificados de temperatura sejam atingidos diante das instabilidades do processo operacional.

2.2.6 Stave Cooler de Ferro Fundido com Tubo Flexível de $\frac{3}{4}$ " na Extremidade

Primeiramente, os perfis de velocidades e o aspecto da camada limite são similares aos dos casos descritos nas seções anteriores, para linhas de refrigeração em configurações originais e para linhas com flexíveis de $\frac{3}{4}$ ". Portanto, as análises serão desdobradas somente para o perfil de temperatura.

Figura 152 - *Stave Cooler* de ferro fundido com um tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na extremidade e distribuição de temperatura na face quente



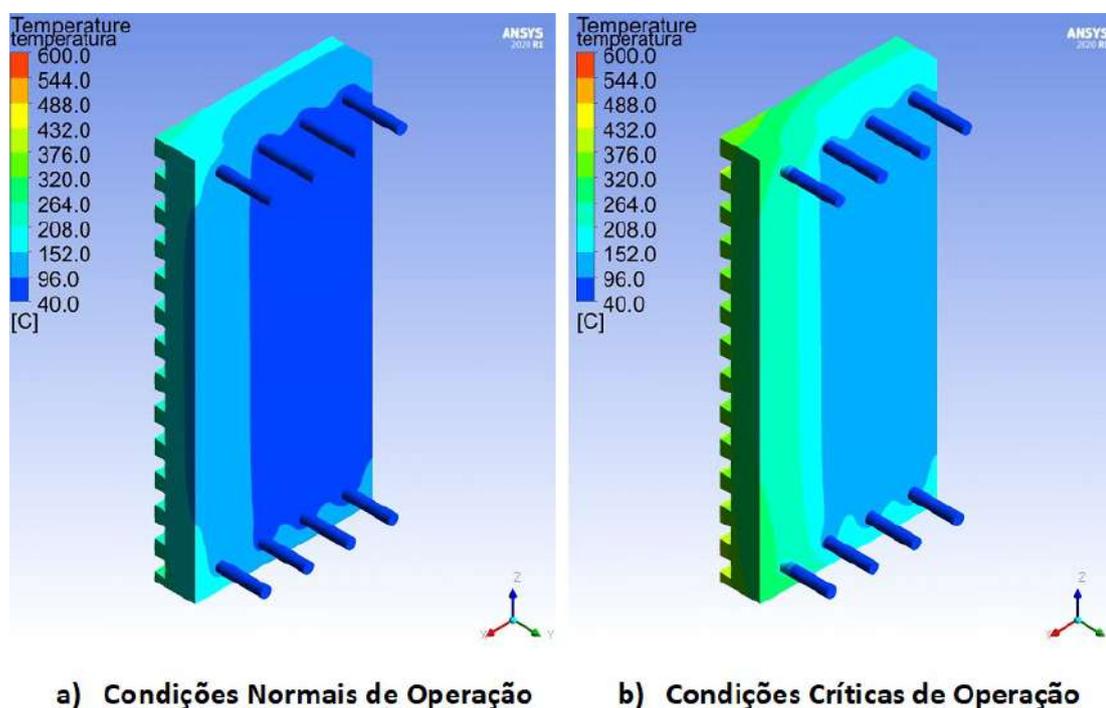
2.2.6.1 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* de Ferro Fundido Um Tubo Flexível de $\frac{3}{4}$ " Inserido na Extremidade

Para esta configuração de preservação, em condições operacionais normais, as temperaturas limites dos materiais não são alcançadas. No entanto, para condições consideradas críticas, essa temperatura limite é ultrapassada, como mostrado na Figura 152 e na Figura 153. Logo, esse tipo de configuração se apresenta como uma alternativa para preservar e estender a vida útil do Alto-Forno, devendo ser usado com restrições para se evitar deformações nas extremidades das faces quentes do domínio em análise.

2.2.7 *Stave Cooler* de Ferro Fundido com Linha da Extremidade Isolada e Flexível de 1"

Igualmente ao caso anterior, os comportamento das velocidades e da camada limite desta configuração já foram tratados em subseções referentes a linhas de refrigeração com flexíveis de uma polegada ou a linhas de refrigeração em condições originais. Portanto, nesta subseção, será unicamente explorado o perfil de temperatura, em seus detalhes.

Figura 153 - *Stave Cooler* de ferro fundido com um tubo flexível de $\frac{3}{4}$ " inserido na extremidade e distribuição de temperatura na face fria



2.2.7.1 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* de Ferro Fundido com Linha de Refrigeração da Extremidade Isolada e com Tubo Flexível de 1" Inserido em Uma Linha de Refrigeração Central

Ao verificar o perfil de temperatura desta configuração nas condições operacionais normais e críticas, observa-se que para as condições normais, como visto na Figura 154 e na Figura 155, as temperaturas da face quente atingem os limites de alterações microestruturais. No caso das condições operacionais críticas, os limites máximos de temperatura são ultrapassados, causando deformações severas na região analisada, e por consequência, ocorre perda de massa em determinados pontos, como mostrados na Figura 156.

Este tipo de configuração não se mostra eficaz e não deve ser utilizada devido a quantidade e gravidade das avarias que podem ser geradas.

2.2.8 *Stave Cooler* de Ferro Fundido com Três *Cigar Coolers* Instalados

Em relação às configurações com utilização de *cigar coolers*, os comportamentos e patamares da velocidade de escoamento são os mesmos discutidos, anteriormente, para

Figura 154 - *Stave cooler* de ferro fundido com linha de refrigeração da extremidade isolada e com tubo flexível de 1" inserido em uma linha de refrigeração central e distribuição de temperatura na face quente

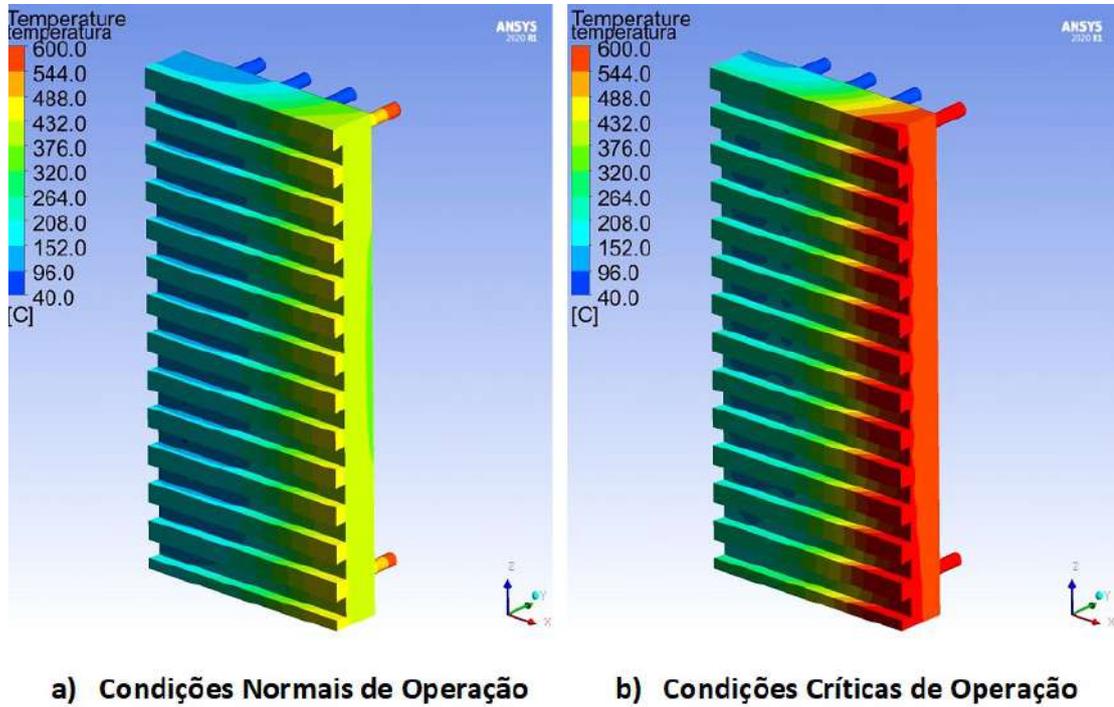


Figura 155 - *Stave cooler* de ferro fundido com linha de refrigeração da extremidade isolada e com tubo flexível de 1" inserido em uma linha de refrigeração central e distribuição de temperatura na face fria

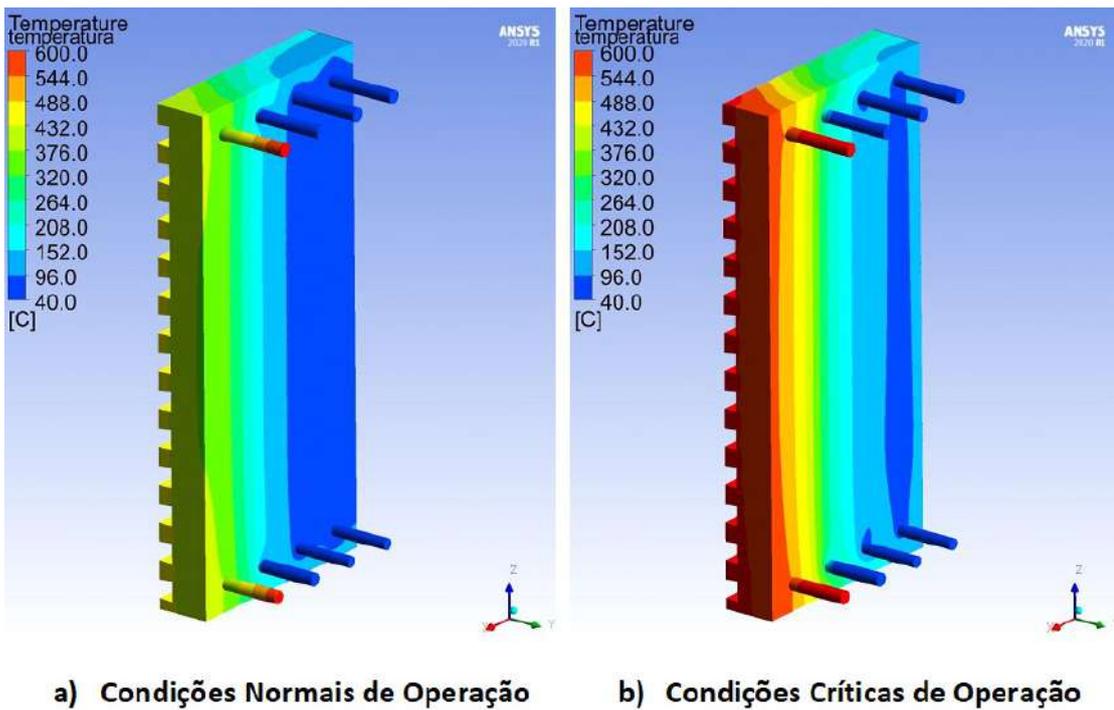


Figura 156 - *Stave cooler* de ferro fundido com linha de refrigeração da extremidade isolada e com tubo flexível de 1" inserido em uma linha de refrigeração central e perda de massa por excesso de temperatura

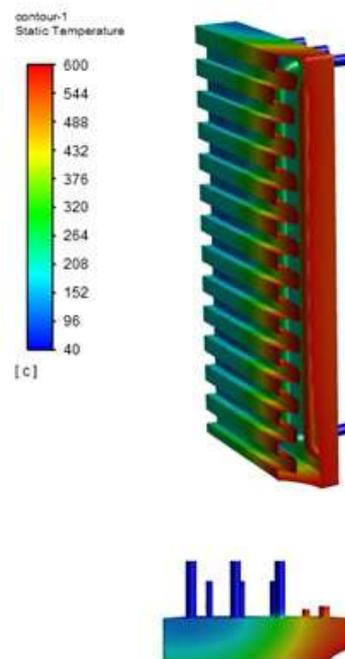
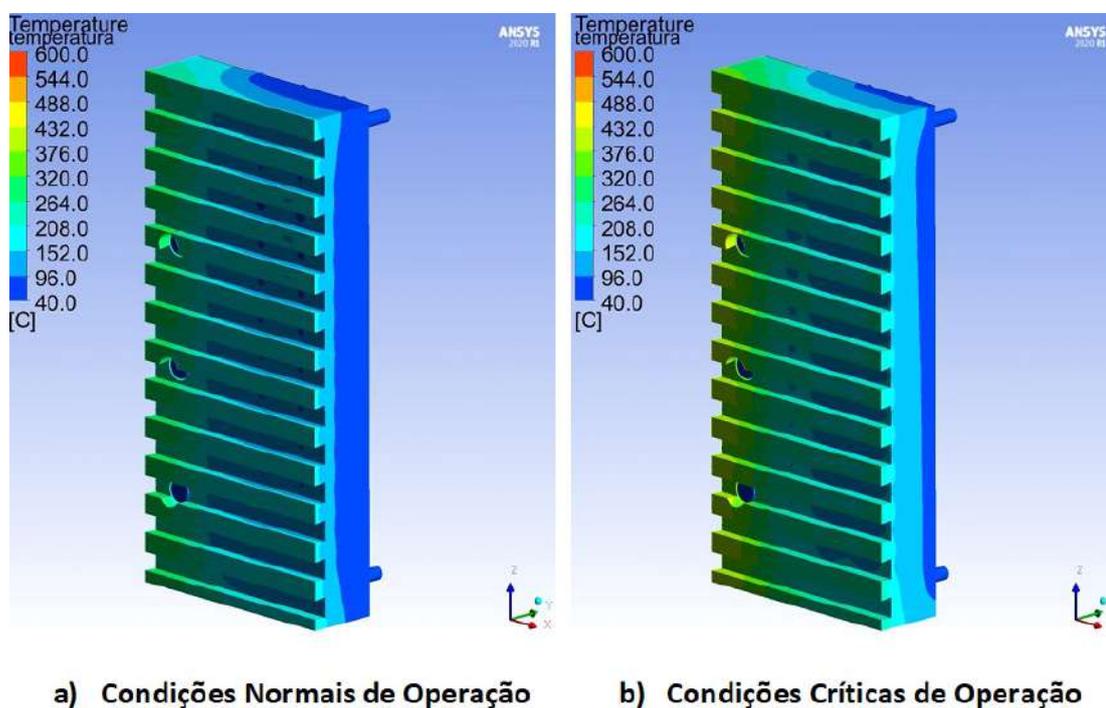


Figura 157 - *Stave cooler* de ferro fundido com três *cigar coolers* instalados e distribuição de temperaturas na face quente



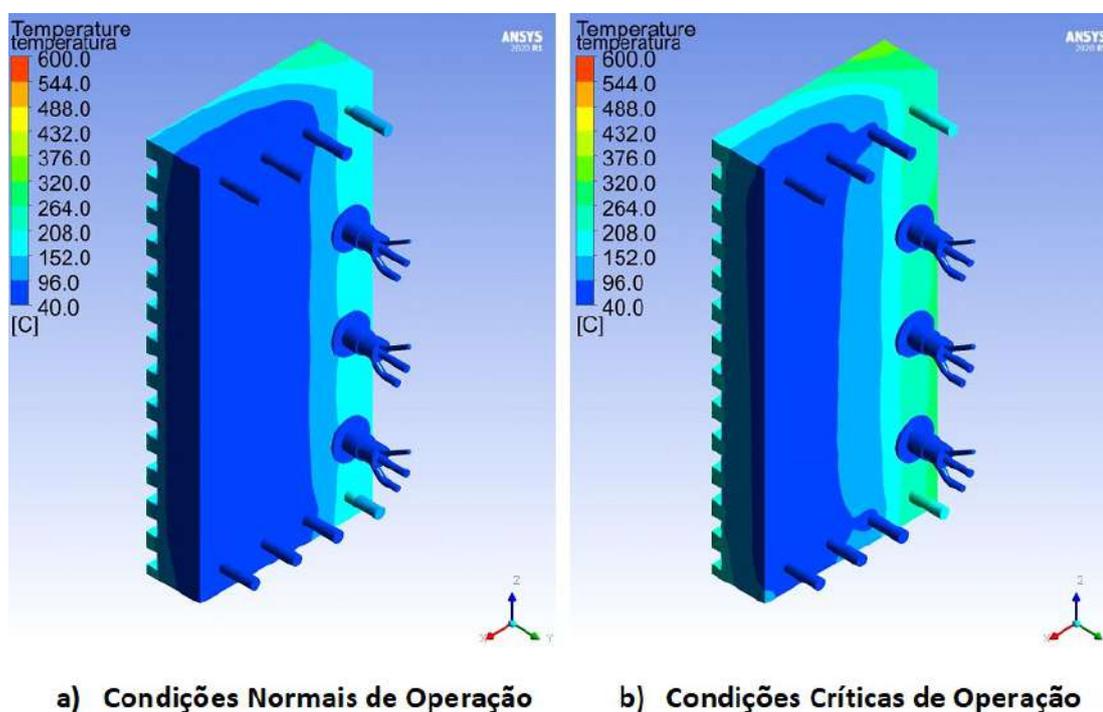
linhas de refrigeração em situação original de projeto e também para a refrigeração interna dos *cigar coolers*. Assim, nesta seção será aprofundada somente a análise do perfil de temperatura nas condições de trabalho normais e críticas.

2.2.8.1 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* de Ferro Fundido com Três *Cigar Coolers* Instalados

Os perfis de temperaturas das faces quente e fria, mostrados na Figura 157 e na Figura 158, evidenciam que para as condições de operação normais as temperaturas das extremidades não alcançam os limites estabelecidos. No caso de condições operacionais críticas, as temperaturas máximas ultrapassam, levemente, os limites estabelecidos para os materiais da face quente, ocasionado uma pequena possibilidade de alterações microestruturais nos *stave coolers*. No caso das face frias, tem-se um decréscimo das propriedades mecânicas, mas não significativo para gerar um colapso da estrutura do Alto-Forno.

Ao observar o perfil transversal de temperatura, na Figura 159, pode-se notar que as regiões em torno dos pontos de instalação dos *cigar coolers* apresentam maior variação de temperatura, chegando a alcançar valores acima dos limites especificados. Essas cir-

Figura 158 - *Stave cooler* de ferro fundido com três *cigar coolers* instalados e distribuição de temperaturas na face fria



condições também ficam bem evidenciadas pelo gráfico de variação da temperatura, na Figura 160, onde estão destacados os limites especificados de alterações microestruturais dos materiais constituintes. No caso da carcaça, pode ocorrer pequena redução no limite de escoamento devido a elevação da temperatura, mas com baixa significância.

Para esta configuração com três *cigar coolers*, é importante sempre manter uma refrigeração externa na carcaça, assim conservando a temperatura abaixo da zona de transformação microestrutural e reduzindo possíveis deformações devido a variações térmicas.

2.2.9 *Stave Cooler* de Ferro Fundido com Seis *Cigar Coolers* Instalados

As considerações a respeito do comportamento da velocidade da água abrandada no interior das linhas de refrigeração, em condições de trabalho conforme o projeto, são similares às descritas nas seções anteriores. Situação similar é observada em relação ao comportamento do fluido na região da camada limite. Portanto, nesta seção somente serão apresentados os contornos de temperatura para essa configuração do domínio em análise.

Figura 159 - *Stave cooler* de ferro fundido com três *cigar coolers* instalados e distribuição de temperaturas em seção transversal

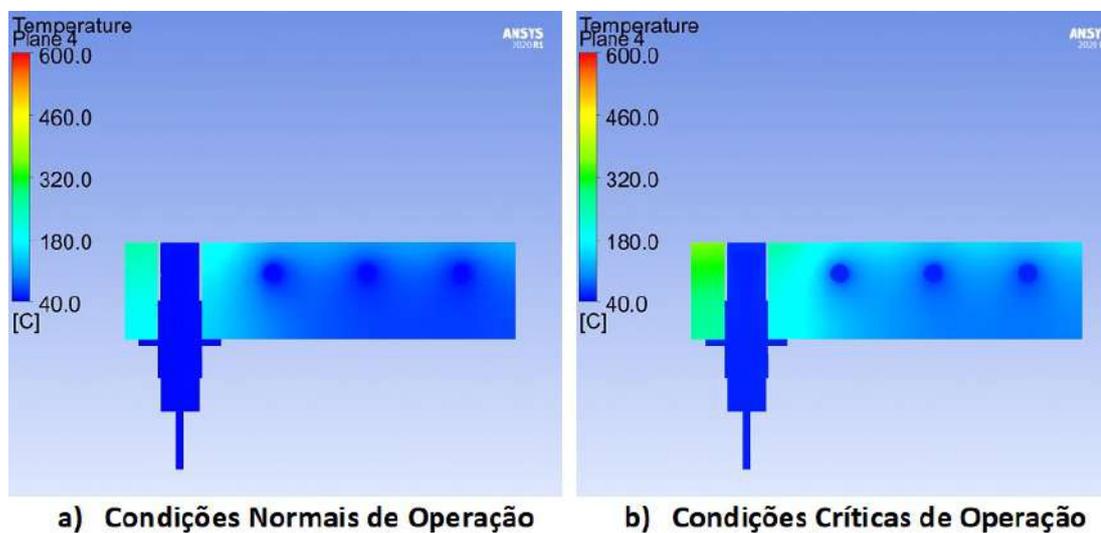


Figura 160 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para *stave cooler* de ferro fundido com três *cigar coolers* instalados

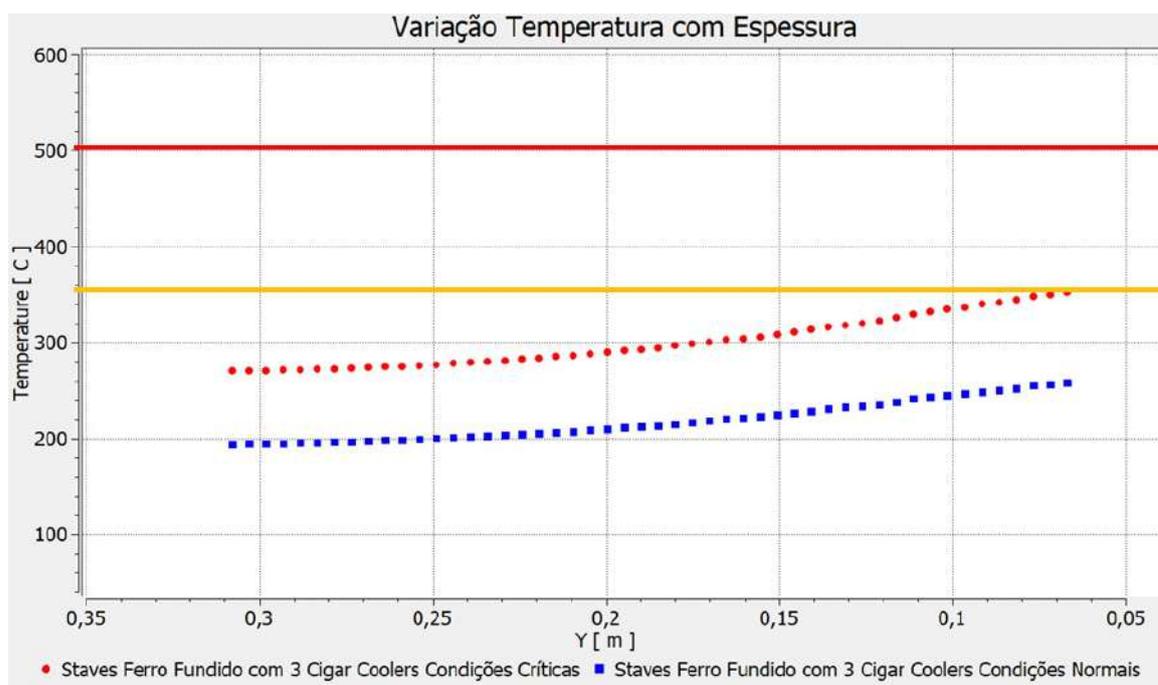
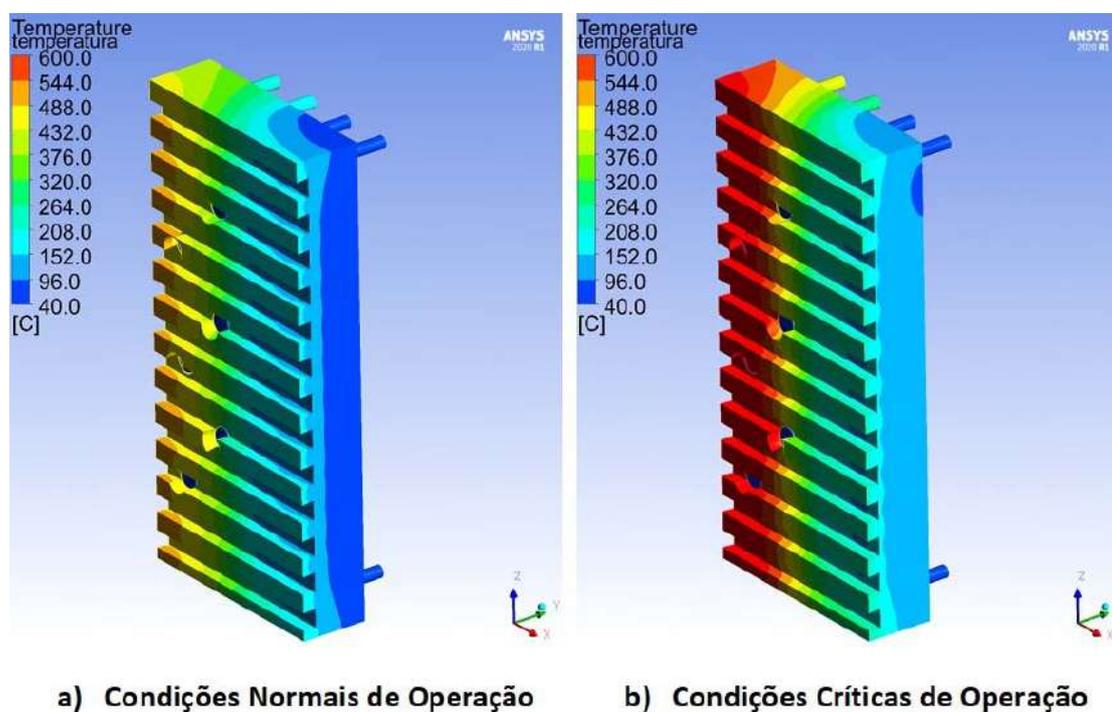


Figura 161 - *Stave cooler* de ferro fundido com seis *cigar coolers* instalados e distribuição de temperaturas na face quente

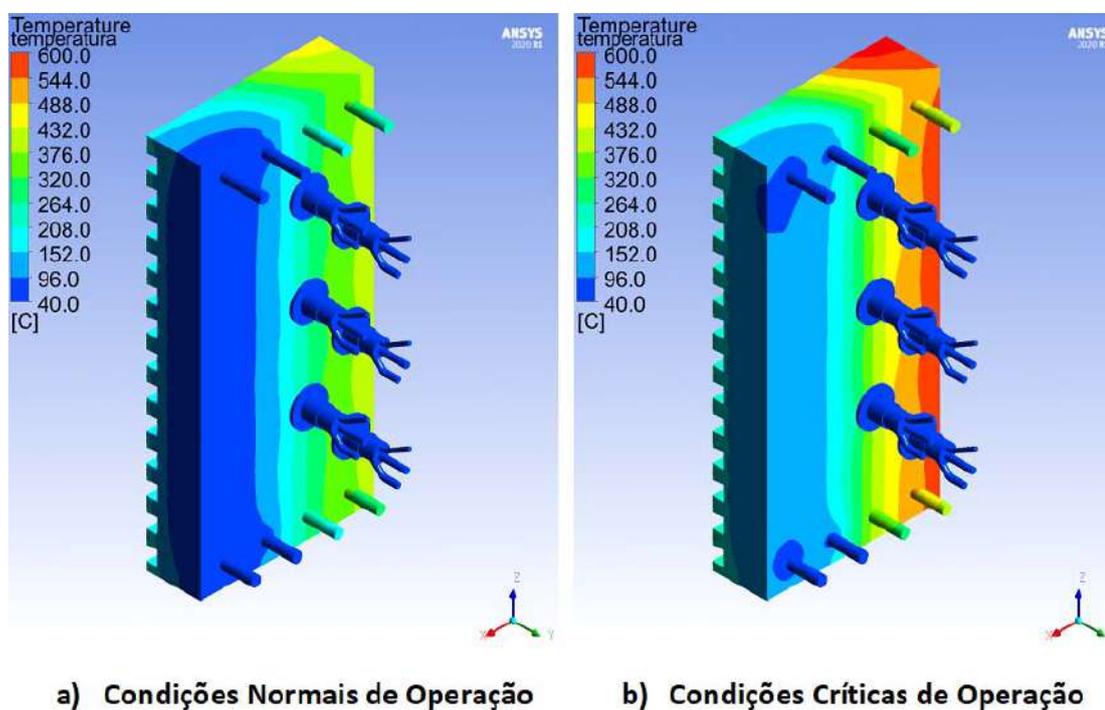


2.2.9.1 Análise do Perfil de Temperatura em *Stave Cooler* de Ferro Fundido com Seis *Cigar Cooler* Instalados

Os contornos de temperaturas das faces quente e fria, mostrados na Figura 161 e na Figura 162, evidenciam que temperaturas acima dos limites especificados para o ferro fundido são alcançadas nas extremidades da face quente. Para as condições operacionais normais, são alcançadas temperaturas que permitem o crescimento de grão, a movimentação de discordâncias e grandes taxas de deformações no corpo do *stave cooler*, principalmente nas faces quentes. No caso de condições operacionais críticas, pode-se perceber que existe uma elevada tendência de perda de massa nas faces quentes devido às altas temperaturas alcançadas nessa região. Nas faces frias, para condições de operação normais, as temperaturas atingem regiões acima do limite especificado para o aço da carcaça, apresentando grande probabilidade de deformações na carcaça devido a alterações microestruturais no material. Para condições operacionais críticas, as deformações são mais acentuadas, podendo ocorrer deformações na carcaça e também perdas de massa.

A distribuição da temperatura, através da seção transversal, evidencia que as partes internas dos corpos do *stave coolers* também apresentam regiões acima do limite especificado, como apresentado na Figura 163. Outro ponto, que é extremamente complexo para essas configurações é a variação térmica ao longo da espessura que a região de domínio

Figura 162 - *Stave cooler* de ferro fundido com seis *cigar coolers* instalados e distribuição de temperaturas na face fria



está exposta, conforme gráfico da Figura 164.

Após realizada a análise para essa configuração, fica evidente que nesse arranjo sempre é necessário manter refrigeração externa com filme de água na carcaça a fim de evitar quaisquer danos estruturais no Alto-Forno devido a deformações decorrentes do excesso de temperatura na região.

Figura 163 - *Stave cooler* de ferro fundido com seis *cigar coolers* instalados e distribuição de temperaturas em seção transversal

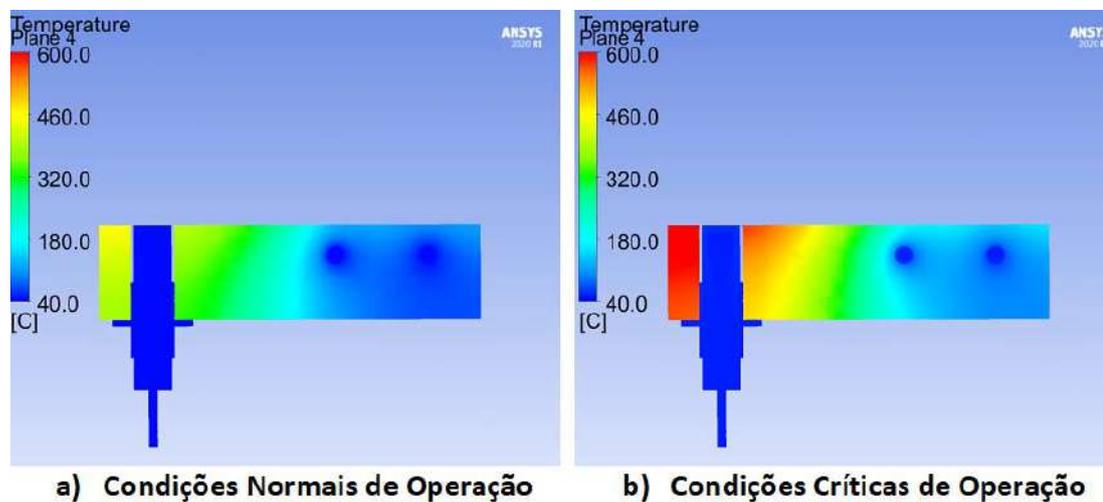
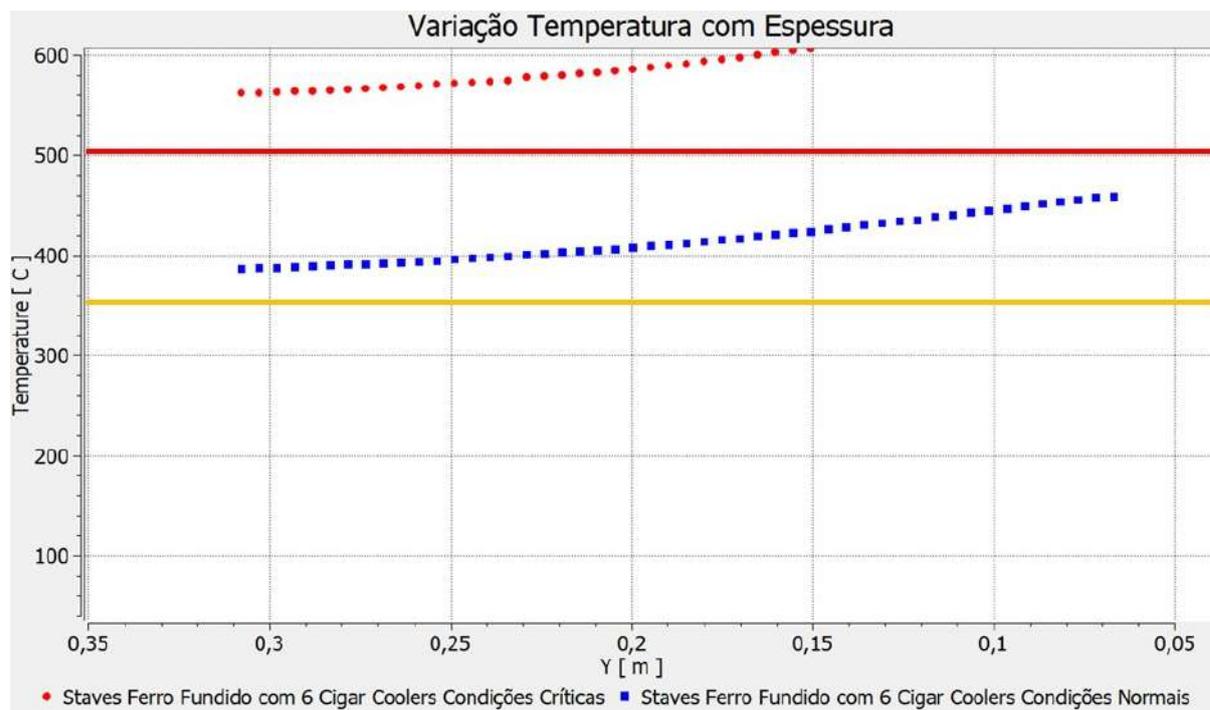


Figura 164 - Gráfico da variação da temperatura em função da espessura para *stave cooler* de ferro fundido com seis *cigar coolers* instalados



3 CONSIDERAÇÕES A RESPEITO DOS RESULTADOS OBTIDOS

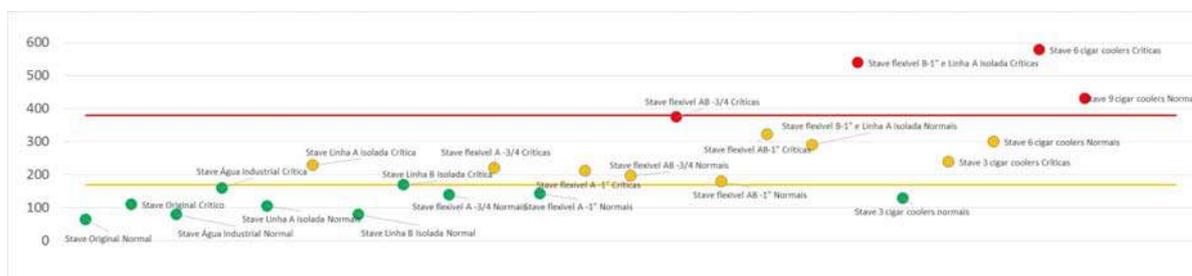
3.1 *Stave Coolers* de Cobre

O *stave cooler* original fabricado em cobre apresenta todas as características similares as de projeto e os dados operacionais considerados ideais para o regime de trabalho desses componentes. Para esse perfil de regime de trabalho, pode-se observar que o *stave cooler* não atinge temperaturas que comprometem as suas propriedades mecânicas, sendo essa uma condição operacional interessante no que se refere à preservação do Alto-Forno. Quando essa mesma configuração é exposta a uma condição de trabalho considerada crítica, ou seja, com parâmetros operacionais próximos dos valores máximos ocorridos durante a campanha operacional dos Altos-Fornos da Ternium[®] Brasil, observa-se uma tendência a se obter temperaturas acima dos limites estabelecidos, apresentando probabilidades significativas de ocorrência dos fenômenos de crescimento de grão e/ou transformação de fases dos materiais, impactando negativamente nas propriedades mecânicas desses componentes.

Ao analisar a técnica de preservação por inserção de tubos flexíveis no interior dos canais de refrigeração, pode-se observar que existe uma limitação quanto ao diâmetro desses tubos flexíveis. Quando as condições de operação são consideradas normais e utiliza-se tubos flexíveis de diâmetro de $\frac{1}{2}$ polegada, os limites de temperatura para ocorrência de crescimento de grão são alcançados. Portanto, esses tubos são inadequados para preservação do sistema de refrigeração. Nesse caso, é visto que ocorre perda de massa do *stave cooler* através do movimento das discordâncias internas e também do efeito das deformações plásticas acima do raio atômico da rede cristalina (CAHN; HAASEN, 1996).

Os tubos flexíveis de diâmetro de $\frac{3}{4}$ de polegada e de uma polegada apresentam limitações ao uso quando utilizados nas linhas de refrigeração das extremidades, porque nesses casos as temperaturas atingem os limites de transformação de fases e de crescimento de grão, tal qual a situação descrita anteriormente. No entanto, para esses casos as alterações no arranjo atômico e o movimento das discordâncias ocorrem em patamares inferiores ao caso dos tubos flexíveis de $\frac{1}{2}$ polegada, sendo que a diferença entre os flexíveis de $\frac{3}{4}$ de polegada e os de uma polegada, no que se refere ao comportamento termomecânico, é pouco significativa. Portanto, tais condições podem ser aceitáveis em períodos curtos de exposição ou em condições normais de operação, devendo ser evitadas em situações contínuas ou períodos extensos. Para as linhas de refrigeração centrais, os tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ ou de uma polegada podem ser usados sem restrições.

Figura 165 - Configurações do sistema de refrigeração e respectivas zonas de temperaturas resultantes na face fria dos *stave coolers*



A inserção de tubos flexíveis em duas linhas de refrigeração consecutivas, independente do diâmetro desses tubos, apresenta desempenho similar aquele que ocorre quando se insere flexíveis com diâmetro de $\frac{3}{4}$ ou de 1 polegada nas extremidades. Portanto, as mesmas recomendações devem ser adotadas em ambas as situações.

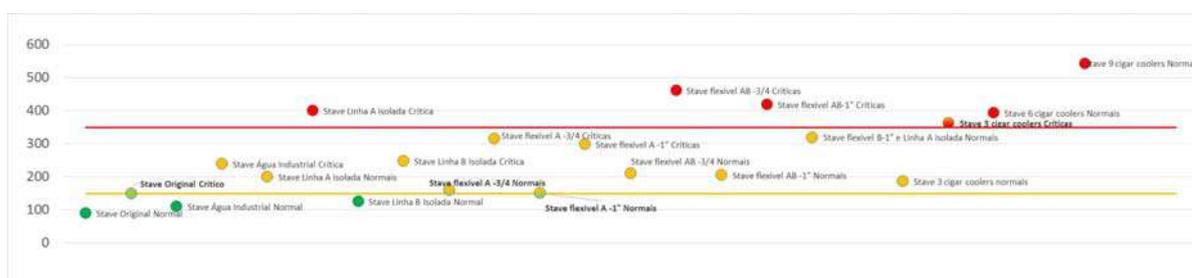
As situações de obstrução das linhas de refrigeração com massa refratária, após ser constatada a impossibilidade de aplicação das técnicas iniciais de preservação, mostram que a execução desse bloqueio é imprescindível para a utilização da técnica de instalação de *cigar coolers*. Isso ocorre, porque o bloqueio da linha pode gerar aumento da temperatura na região acima dos limites especificados para o cobre, causando perdas indesejáveis para as suas propriedades mecânicas.

Em relação a utilização de *cigar coolers*, havia sido estabelecido que esses componentes deveriam ser instalados somente quando ocorrerem duas linhas de refrigeração consecutivas danificadas. No entanto, essa situação não é aconselhável, visto que em condições normais de operação, o corpo do *stave cooler* atinge temperaturas que permitem o crescimento de grão e alterações da microestrutura do material, conforme esclarecido para outras configurações.

As condições operacionais consideradas críticas não são permissíveis para o regime de trabalho dos componentes do sistema de refrigeração, exceto para as situações onde os *stave coolers* apresentam as condições originais do projeto. Portanto, as condições críticas de trabalho devem ser sempre evitadas, pois é relativamente complexo garantir que os *stave coolers* apresentem essas características após alguns anos decorridos do início da campanha operacional.

As condições operacionais e configurações dos *stave coolers* que resultam nas faixas de temperaturas ideais ou não para o regime de trabalho estão representadas na Figura 165 para face fria e na Figura 166 para face quente dos *stave coolers*, onde as linhas ama-

Figura 166 - Configurações do sistema de refrigeração e respectivas zonas de temperaturas resultantes na face quente dos *stave coolers*



rela e vermelha representam os limites para o início das alterações microestruturais e o início de maior probabilidade da perda de massa dos *stave coolers*, respectivamente. Os pontos verdes representam aqueles onde não há danos aos componentes, os amarelos onde há possibilidade de mudanças de fases dos materiais e os vermelhos representam regiões que estão propícias à existência de desgaste dos *stave coolers*.

3.1.1 Geração de Modelo de Predição da Temperatura

A geração de um modelo de predição para a obtenção da temperatura da face quente, em um ponto específico conforme analisado nas simulações realizadas, necessita da eliminação de alguns parâmetros que apresentam baixa significância matemática, estatisticamente, comprovada. Para esse objetivo foi utilizada a ferramenta de melhores subconjuntos disponível no aplicativo Minitab[®]. Na Figura 167, é apresentado o resultado obtido através dessa análise.

A partir dos resultados da Figura 167, pode-se observar que quando se utiliza todos os parâmetros disponíveis, conforme a linha 12 descrita acima, é alcançado um valor de correlação (R^2 ajustado) de 99,2. Esse valor é considerado um elevado índice de correlação, mas não ideal para um modelo devido a elevada taxa de utilização computacional necessária para convergência. Portanto, para a geração de um modelo de predição será utilizada a configuração com quatro parâmetros sugerida, apresentando R^2 ajustado de 98,8 – que é um fator forte de relação da variável de resposta com os parâmetros de entrada. Para esse modelo serão utilizados os seguintes parâmetros: temperatura de entrada da água, velocidade de entrada da água, viscosidade da água e fluxo térmico na face quente dos *stave coolers*.

O modelo de predição obtido através da ferramenta de ajuste de modelo de re-

gressão disponível no aplicativo Minitab[®], é mostrado na Figura 168.

A relação matemática obtida pela regressão múltipla para predição da temperatura na face quente dos *stave coolers* de cobre é representada pela seguinte expressão:

$$T = 17,46 + 0,9740Ta - 23,75V_a + 17877V_{ia} + 0,001004FT \quad (41)$$

onde,

T = Temperatura da face quente dos *stave coolers* (°C);

T_a = Temperatura da água na entrada da linha de refrigeração (°C);

V_a = Velocidade da água no interior da linha de refrigeração (m/s);

V_{ia} = Viscosidade dinâmica da água (Pa.s);

FT = Fluxo térmico atuante nos *stave coolers* (W/m²).

Ao observar as interações entre as variáveis, pode-se notar que somente a interação entre a velocidade da água na entrada da linha de refrigeração e o fluxo térmico apresenta efeito significativo na temperatura da face quente dos *stave coolers*. Desta forma, a relação obtida pela regressão múltipla para predição da temperatura na face quente dos *stave coolers* de cobre, considerando a interação entre variáveis, é representada pela equação abaixo:

$$T = -8,68 + 0,9740Ta - 2,76V_a + 17877V_{ia} + 0,001525FT - 0,000418(V_a)(FT) \quad (42)$$

Na equação com termos de interação, o valor de R^2 ajustado foi de 98,5%, evidenciando que a equação (42) pode explicar a temperatura nas faces quente dos *stave coolers*. No entanto, a equação (41) se apresenta mais adequada devido ao seu valor de R^2 ajustado ser superior e também por necessitar de menos recursos computacionais para alcançar a convergência.

3.2 *Stave Coolers* de Ferro Fundido

O *stave cooler* original fabricado em ferro fundido, assim como o de cobre, apresenta todas as características similares as de projeto e os dados operacionais considerados ideais para o regime de trabalho desses componentes. Esses *stave coolers* não atingem temperaturas que comprometem as suas propriedades mecânicas, sendo uma configuração desejada para a preservação do alto-forno. Em condições de trabalho consideradas críticas, não é observado que as temperaturas limites para esse material sejam atingidas. Portanto,

Figura 168 - Saída do aplicativo Minitab[®] da regressão múltipla com quatro parâmetros

WORKSHEET 3

Regression Analysis: T pto45 (C) versus T Water Inlet(C); Vel Water Colling Line (m/s); Water Viscosity (Pa.s); Heat Loss (W/m.K)

Regression Equation

T pto45 (C) = 17,46 + 0,9740 T Water Inlet(C) - 23,75 Vel Water Colling Line (m/s)
+ 17877 Water Viscosity (Pa.s) + 0,001004 Heat Loss (W/m.K)

Coefficients

Term	Coef	SE Coef	95% CI	T-Value	P-Value
Constant	17,46	5,06	(7,08; 27,84)	3,45	0,002
T Water Inlet(C)	0,9740	0,0461	(0,8795; 1,0685)	21,15	0,000
Vel Water Colling Line (m/s)	-23,75	2,53	(-28,93; -18,57)	-9,40	0,000
Water Viscosity (Pa.s)	17877	4036	(9597; 26157)	4,43	0,000
Heat Loss (W/m.K)	0,001004	0,000023	(0,000957; 0,001051)	43,85	0,000

Term	VIF
Constant	
T Water Inlet(C)	1,00
Vel Water Colling Line (m/s)	1,00
Water Viscosity (Pa.s)	1,00
Heat Loss (W/m.K)	1,00

Model Summary

S	R-sq	R-sq(adj)	PRESS	R-sq(pred)	AICc	BIC
2,21441	98,92%	98,76%	185,974	98,49%	151,61	157,05

Analysis of Variance

Source	DF	Seq SS	Contribution	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	4	12150,5	98,92%	12150,5	3037,63	619,47	0,000
T Water Inlet(C)	1	2193,4	17,86%	2193,4	2193,37	447,30	0,000
Vel Water Colling Line (m/s)	1	433,6	3,53%	433,6	433,58	88,42	0,000
Water Viscosity (Pa.s)	1	96,2	0,78%	96,2	96,22	19,62	0,000
Heat Loss (W/m.K)	1	9427,4	76,75%	9427,4	9427,36	1922,53	0,000
Error	27	132,4	1,08%	132,4	4,90		
Lack-of-Fit	11	57,3	0,47%	57,3	5,21	1,11	0,413
Pure Error	16	75,1	0,61%	75,1	4,69		
Total	31	12282,9	100,00%				

Fits and Diagnostics for Unusual Observations

Obs	T pto45 (C)	Fit	SE Fit	95% CI	Resid	Std Resid	Del	HI	Cook's D
8	119,960	114,522	0,875	(112,726; 116,318)	5,438	2,67	3,06	0,15625	0,26

Obs DFITS
8 1,31675 R

R Large residual

Figura 169 - Configurações do sistema de refrigeração e respectivas zonas de temperaturas resultantes na face fria dos *stave coolers* de ferro fundido



essa configuração suporta esforços térmicos relacionados às condições críticas de trabalho.

As situações envolvendo a inserção de tubos flexíveis de $\frac{3}{4}$ ou 1 polegada mostram que para esse tipo de *stave cooler* não ocorre a extrapolação dos limites termomecânicos dos materiais utilizados na sua fabricação. Os flexíveis de 1 polegada podem ser instalados em todas as quatro linhas, simultaneamente. Uma exceção, a essa situação, pode ser observada quando existem dois tubos de flexíveis com dimensão de $\frac{3}{4}$ de polegadas instalados, consecutivamente, nas extremidades do corpo do *stave cooler* e esse está sob condições críticas de trabalho. Nesse caso, os limites termomecânicos do ferro fundido são alcançados, possibilitando as transformações na microestrutura do material e, conseqüentemente, a redução não desejada das suas propriedades mecânicas. O mesmo desempenho é verificado para as linhas de refrigeração bloqueadas com massa refratária, não contrariando também as observações para os componentes fabricados a partir do cobre.

No que se refere a utilização de *cigar coolers*, tem-se que a necessidade do reforço com refrigeração externa é imprescindível para manter a temperatura da carcaça abaixo de patamares que comprometam a sua estabilidade. No caso de três *cigar coolers* instalados, as temperaturas máximas que podem ser atingidas não ultrapassam os limites especificados tanto para o regime de trabalho normal quanto para o crítico. Para instalações de seis ou mais esses limites já são atingidos.

A obstrução de linhas de refrigeração com material refratário deve seguir as mesmas considerações feitas para os *stave coolers* de cobre, assim como as condições críticas de operação. Para o caso dos *stave coolers* de ferro fundido as situações são similares às descritas para os de cobre, essas são representadas na Figura 169 e na Figura 170, respectivamente para faces fria e quente.

Figura 170 - Configurações do sistema de refrigeração e respectivas zonas de temperaturas resultantes na face quente dos *stave coolers* de ferro fundido



3.2.1 Geração de Modelo de Predição da Temperatura

O método utilizado para as simulações de *stave coolers* de ferro fundido, abrangendo todas as variáveis, apresenta R^2 ajustado de 95,3. Para a geração de um modelo de predição da temperatura na face quente, foi utilizado um modelo de quatro variáveis com R^2 ajustado de 95,8. A relação matemática para esse modelo é mostrada a seguir:

$$TT = 109,3 + 0,935Ta - 5,92V_a - 0,8140C_{CI} + 0,002850FT \quad (43)$$

Os termos são similares à equação do cobre, exceto:

C_{CI} = Condutividade térmica do ferro fundido (W/m.°C)

Ao observar as interações entre as variáveis, diferentemente do caso dos *stave coolers* de cobre, pode-se notar que somente a interação entre a condutividade térmica do ferro fundido e o fluxo térmico apresenta efeito significativo na temperatura da face quente dos *stave coolers*. Então, a relação obtida pela regressão múltipla para predição da temperatura na face quente dos *stave coolers* de ferro fundido, considerando a interação entre as variáveis, é representada pela equação:

$$TT = 70,16 + 0,9346Ta - 5,92V_a + 0,005C_{CI} + 0,005067FT - 0,000046(C_{CI})(FT) \quad (44)$$

Na equação com termos de interação, o valor de R^2 ajustado foi de 98,5%, evidenciando que as equações, com ou sem interação, podem explicar a temperatura nas faces quentes dos *stave coolers* em função dessas variáveis, estatisticamente, significativas. Para essa situação, a equação (43) será a escolhida para representar a predição da temperatura na face quente por ter menor desprendimento de recursos computacionais

para convergência, mesmo que o seu valor de R^2 ajustado seja inferior, correspondendo a uma diferença não significativa entre as estimativas de temperaturas da face quente.

4 VALIDAÇÃO DAS EQUAÇÕES DE PREDIÇÃO

4.1 Primeiro Caso Analisado

A metodologia aplicada para validação das equações de predição descritas nas subseções 3.1.1 e 3.2.1 foi a comparação entre as análises termográficas da carcaça, utilizando o equipamento câmera termográfica modelo T640 produzido pela FLIR[®], juntamente com a simulação em CFD, como mostrado na Figura 171, apresentando as estimativas obtidas para a temperatura da face quente (T) e a temperatura da carcaça através das simulações computacionais dos modelos propostos. É importante ressaltar que as medições termográficas foram realizadas com apoio da equipe de técnicos especializados em termografia de nível I e II pertencentes a área de manutenção preditiva da Ternium[®] Brasil.

As termografias da carcaça, na região da cuba inferior, foram realizadas no Alto-Forno 2 da Ternium[®] Brasil, no mês de abril de 2021, após a instalação de *stave coolers* novos, evitando variações nas espessuras desses componentes. As variáveis necessárias para estimativa da temperatura na face quente dos *stave coolers* foram obtidas de acordo com o instante de coleta das imagens termográficas nas regiões de interesse. Assim, os valores dessas variáveis, para o primeiro caso de validação, estão descritos abaixo:

- Temperatura da água na entrada da linha de refrigeração (T_a): 47,5°C;
- Velocidade da água no interior da linha de refrigeração (V_a): 1,72m/s;
- Viscosidade da água (V_{ia}): $7,5 \times 10^{-4}$ Pa.s;
- Carga térmica (FT): 29.282,4 W/m².

A temperatura da face quente (T) dos *stave coolers*, estimada através da equação (41), é equivalente a 66°C. Para a comparação, foi realizada a simulação com os valores descritos acima para cada uma das variáveis presentes na equação. Os resultados da simulação numérica são mostrados na Figura 172, onde pode ser verificado que as temperaturas da face quente (T) estão inseridas no intervalo entre 69 e 71°C.

Na Figura 172, também pode-se observar que as temperaturas da face fria (carcaça) estão contidas no intervalo entre 65 e 67°C. A imagem termográfica coletada está exposta na Figura 173, onde a temperatura da carcaça atinge valores entre 52 e 58°C.

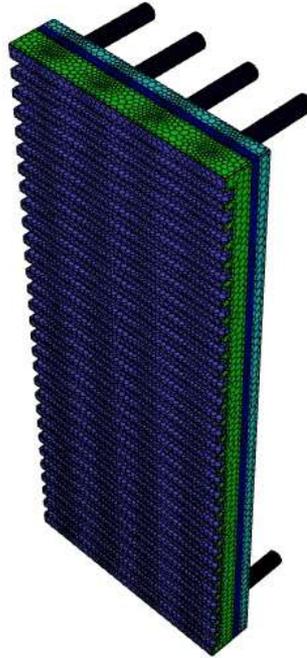
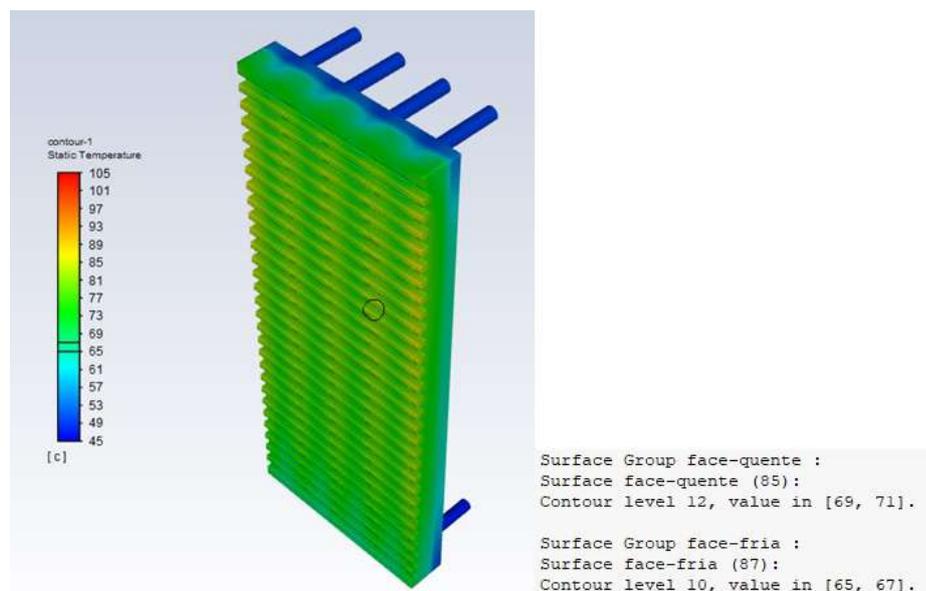
Figura 171 - *Stave cooler* de cobre com carcaça acopladaFigura 172 - *Stave cooler* de cobre com temperaturas de validação no primeiro caso

Figura 173 - Termografia da carcaça do Alto-Forno 2 no primeiro caso



4.2 Segundo Caso Analisado

De maneira análoga ao primeiro caso de validação, as análises comparativas foram realizadas a fim de assegurar a validação da equação apresentada na subseção 3.1.1. As diferenças existentes estão relacionadas aos valores atribuídos às variáveis independentes dessa equação devido ao momento de realização das inspeções termográficas. Portanto, para este caso temos:

- Temperatura da água na entrada da linha de refrigeração (T_a): 49,8°C;
- Velocidade da água no interior da linha de refrigeração (V_a): 1,56m/s;
- Viscosidade da água (V_{ia}): $7,4 \times 10^{-4}$ Pa.s;
- Carga térmica (FT): 40.891,02 W/m².

Em conformidade com a equação 41, a temperatura estimada para a face quente (T) dos *stave coolers* de cobre é aproximadamente de 84,3°C. A faixa de temperaturas da face quente resultante da simulação numérica, utilizando CFD, com os valores atribuídos às variáveis está entre 87 e 89°C, conforme evidenciado na Figura 174.

As temperaturas da face fria (carcaça) são estimadas na simulação numérica, de acordo com a Figura 174, para valores entre 73 e 75°C. A imagem termográfica obtida é mostrada na Figura 175, onde a temperatura da carcaça atinge valores entre 74 e 81°C.

Figura 174 - *Stave cooler* de cobre com temperaturas de validação no segundo caso

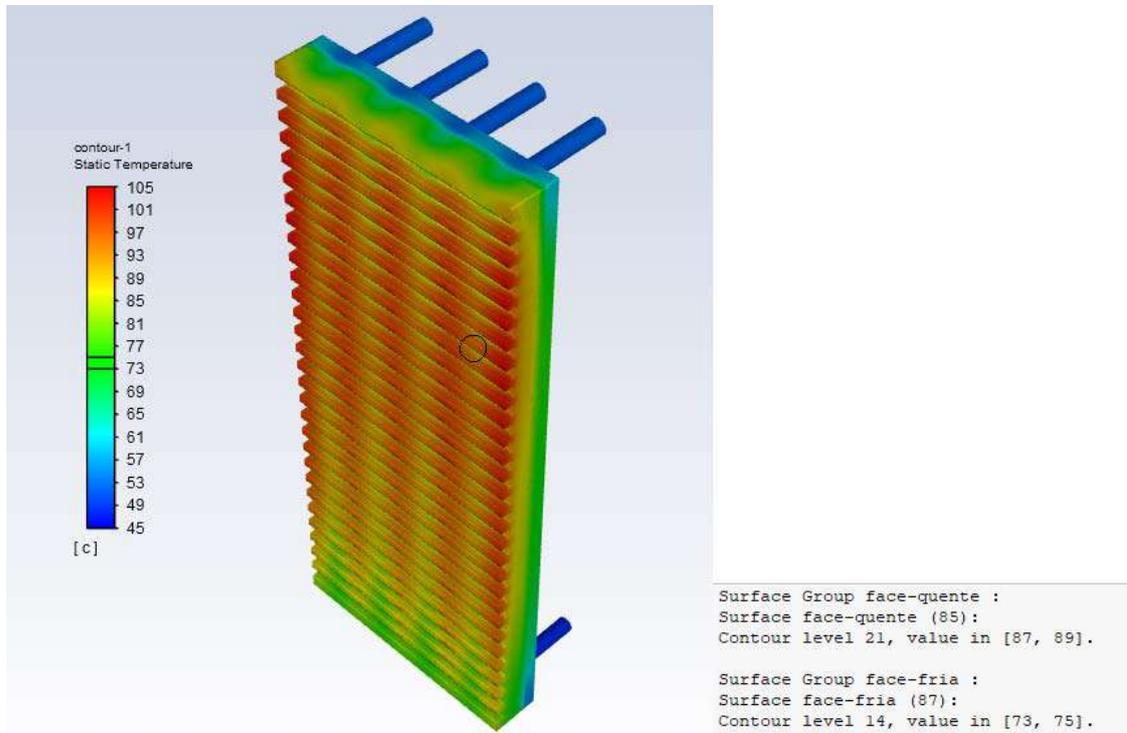


Figura 175 - Termografia da carcaça do Alto-Forno 2 no segundo caso

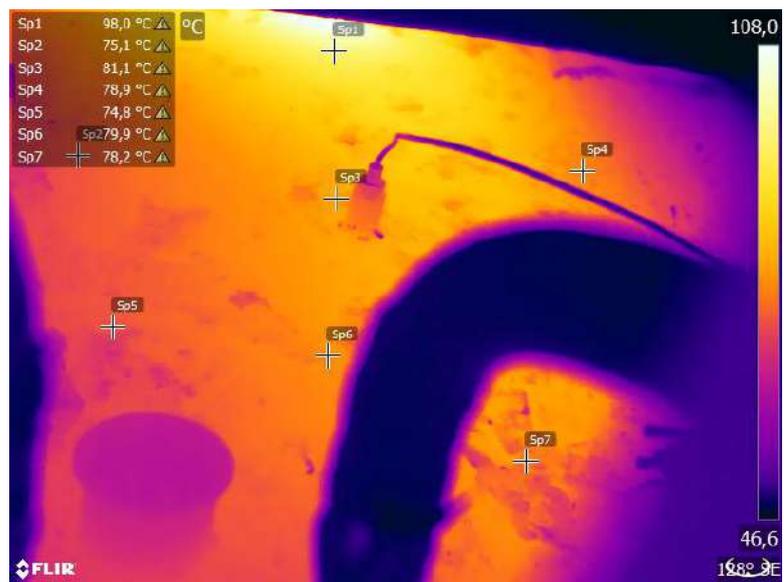
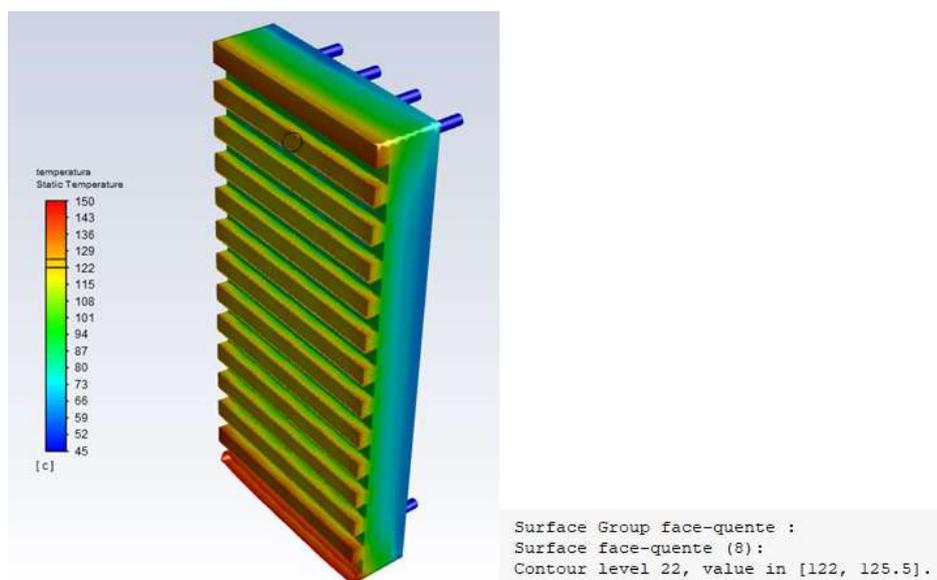


Figura 176 - *Stave cooler* de ferro Fundido com temperaturas de validação no terceiro Caso



4.3 Terceiro Caso Analisado

No caso da validação para os *stave coolers* de ferro fundido, todas as comparações foram realizadas, semelhantemente, aos casos descritos nas seções anteriores. Por consequência, os valores designados para as variáveis contidas na equação 4.3, são:

- Temperatura da água na entrada da linha de refrigeração (T_a): 46,90°C;
- Velocidade da água no interior da linha de refrigeração (V_a): 1,28m/s;
- Condutividade térmica do ferro fundido (C_{ci}): 59,8 W/m.C;
- Carga térmica (FT): 12.145,8 W/m².

Em conformidade com a equação (43), a temperatura estimada para a face quente (T) dos *stave coolers* de ferro fundido é aproximadamente de 131,5°C. A faixa de temperaturas da face quente resultante da simulação numérica, utilizando CFD, com os valores atribuídos às variáveis está entre 122 e 125,5°C, conforme evidenciado na Figura 176.

As termografias da região da carcaça não foram possíveis de serem realizadas para este caso devido às condições de segurança da área operacional. No entanto, pela simulação numérica de CFD, estima-se que a temperatura da carcaça esteja entre 59 e 62,5°C.

CONCLUSÃO

Neste estudo foi realizada uma análise do comportamento termomecânico dos principais componentes do sistema de refrigeração dos Altos-fornos da Ternium[®] Brasil, os *stave coolers*. Estiveram contemplados, durante todo o desenvolvimento das análises, os balanços de massa, da quantidade de movimento e de energia, conforme referências bibliográficas relacionadas ao tema de escoamento fluidodinâmico.

As plantas industriais e seus equipamentos possuem suas próprias características. Portanto, não é possível obter uma relação generalizada para explicar a temperatura da face quente dos *stave coolers*. A análise criteriosa de verificação de quais variáveis apresentam, estatisticamente, efeito significativo para explicar o comportamento dessa temperatura é uma das fases mais importantes do estudo realizado. As variáveis que se mostraram mais significativas foram: a velocidade de entrada da água na linha de refrigeração, a temperatura de entrada da água na linha de refrigeração e o fluxo térmico a que o *stave cooler* está sujeito. No caso dos *stave coolers*, fabricados em cobre, a viscosidade da água de refrigeração obteve efeito significativo, e no caso dos *stave coolers* fabricados em ferro fundido, a condutividade térmica desse material que apresentou efeito significativo. É importante salientar que somente a velocidade da água apresenta efeito inversamente proporcional em relação a temperatura estimada da face quente dos *stave coolers*, fato explicado pelo aumento dos efeitos convectivos com o aumento da velocidade, garantindo maior eficiência das trocas térmicas.

A análise estatística da variável resposta e dos dados coletados para proposição das equações obtidas, com e sem os termos de interação, mostra um elevado coeficiente de correlação, acima de 95%, mesmo se tratando de dados industriais, evidenciando a adequação dos modelos para o uso na predição da temperatura da face quente. Ao verificar os resíduos padronizados obtidos através das regressões de cada modelo proposto é notável que esses seguem uma distribuição normal e não apresentam influência da ordem de coleta dos dados, mostrando também que os modelos propostos são adequados.

A estimativa da temperatura da face quente dos *stave coolers* de cobre e ferro fundido é um dispositivo técnico auxiliar nas tomadas de decisões para os especialistas da área de Altos-Fornos, contribuindo nas diretrizes de preservação desses componentes que são importantes para manter a estabilidade operacional e a integridade estrutural dos altos-fornos e, conseqüentemente, estendendo o tempo de campanha destes equipamentos. Essa temperatura não pode ultrapassar a região de transformações microestruturais dos *staves coolers*, evitando as perdas das propriedades mecânicas desses componentes. Por-

tanto, essas análises estão fortemente relacionadas às decisões estratégicas das empresas siderúrgicas.

A consistência das equações de predição para aplicação nos Altos-Fornos da Ternium[®] Brasil mostram que elas podem ser ferramentas úteis para manter as condições operacionais dos Altos-Fornos ajustadas, evitando danos e perdas no sistema de refrigeração e, conseqüentemente, contribuindo na extensão da vida útil dos Altos-Fornos.

A eficiência das técnicas de instalação de *cigar coolers*, inserção de flexíveis, utilização de água industrial e isolamento de linhas de refrigeração utilizadas na preservação do Altos-Fornos mostra que o direcionamento dessas ações apresenta fortes evidências de bons resultados, contribuindo para a estabilidade operacional do processo, auxiliando na busca pelos elevados índices de produtividade e reduzindo os custos operacionais dos Altos-Fornos da Ternium[®] Brasil. É importante que algumas técnicas de preservação sejam aprimoradas para que contribuam de forma mais eficiente com os resultados esperados.

REFERÊNCIAS

- ANSYS, I. *ANSYS Fluent User's Guide*. Release 2020r1. Canonsburg, PA: [s.n.], 2020.
- ASM. *ASM Handbook, vol.2, Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials*. Ohio: ASM International, 1990.
- AZAD, P. K.; SINGH, M. Study of blast furnace stove cooler based on heat transfer analysis. *Journal of Advanced Research in Mechanical Engineering and Technology*, n. 5, p. 40–44, 2018.
- BABICH, A. et al. *Ironmaking Textbook*. Germany: Institute für Eisenhüttenkunde der RWTH Aachen, 2008.
- BIRD, R. B.; STEWART, W. E.; LIGHTFOOT, E. N. *Transport Phenomena*. 2. ed. United States: John Wiley Sons, 2002.
- BRUNETTI, F. *Mecânica dos Fluidos*. 2. ed. Brasil: Pearson Prentice Hall, 2008.
- CAHN, R. W.; HAASEN, P. *Physical Metallurgy*. 4th. ed. Amsterdã: North Holland, 1996.
- CASTRO, L. F. A.; FIGUEIRA, R. M.; TAVARES, R. P. *Notas de Aula: Princípios Básicos e Processos de Fabricação do Gusa ao Aço Líquido*. [S.l.], 2004.
- CENGEL, Y. A.; GHAJAR, A. C. *Transferência de Calor e Massa*. 4. ed. United States: Mc Graw Hill, 2012.
- CHIAVERINI, V. *Aços e Ferro Fundidos*. 7. ed. São Paulo: ABM, 2015.
- CHUNG, T. J. *Computational Fluid Dynamics*. 1. ed. United Kingdom: Cambridge University Press, 2002.
- COLPAERT, H. *Metalografia dos Produtos Siderúrgico Comuns*. 4. ed. São Paulo: Blucher, 2008.
- Daniel A. Flórez-Orrego. *Equações de Navier-Stokes Formas Diferenciais em Notação Vetorial e Indicial, e na Notação Integral*. [S.l.], 2012.
- DENG, Y. et al. Damage mechanism of copper stove used in blast furnace. In: *Ironmaking Steelmaking*. Pequim, China: [s.n.], 2017.
- D.MONTGOMERY; G.RUNGER. *Estatística Aplicada e Probabilidades para Engenheiros*. 5th. ed. Arizona: John Wiley Sons, Inc, 2011.
- DONEA, J.; HUERTA, A. *Finite Element Methods for Flow Problems*. England: John Wiley & Sons, Ltd, 2003.
- FADL, M.; LUCA, M.; MARWAN, D. *The Finite Volume Method in Computational Fluid Dynamics*. 113. ed. Switzerland: Springer International Publishing, 2016.

FERNANDES, M. V. *Efeito do Tipo de Carvão Injetado nas Ventaneiras do Alto-Forno no Consumo de Combustíveis (Fuel-Rate)*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, Brasil, 2007.

FERZIGER, J. H.; PERIC, M. *Computational Methods for Fluid Dynamics*. 3rd. ed. Berlin, Heidelberg, New York, Barcelona, Hong Kong, London, Milan, Paris and Tokyo: Springer, 2002.

FLORIAN, M.; THOMAS, E. Elements of industrial heat transfer predictions. In: *16th Brazilian Congress of mechanical Engineering (COBEM) 117-127 (2001)*. Brazil: [s.n.], 2001.

FREIRE Átila P. S.; ILHA, A.; COLAÇO, M. J. *Turbulência*. 5. ed. Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Ciências e Engenharia Mecânica, 2006.

GANDRA, B. F. *Desenvolvimento de Modelo Matemático do Fluxo de Líquidos no Cadinho do Alto-Forno*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, Brasil, 2006.

GEERDES, M.; VLIET, C. van der; TOXOPEUS, H. *Modern Blast Furnace Ironmaking an introduction*. 2. ed. Netherlands: IOS Press Inc, 2009.

HAHN, D. W.; ÖZISIK, M. N. *Heat Conduction*. 3. ed. United States: John Wiley Sons, 2012.

HARVEY, R.; HORWOOD, R. Developing the blast furnace copper stove for improved performance. In: *49^o Seminário de Redução de Minério de Ferro e Matérias-Primas e 7^o Simpósio Brasileiro de Aglomeração de Minério de Ferro, part of the ABM Week 2019*. São Paulo, Brasil: [s.n.], 2019.

HO, C. K.; CHEN, Y. Z.; TUNG, C. H. Simulation of heat transfer of defective copper stove with installing flexible pipe or cigar cooler. *China Steel Technical Report*, n. 26, p. 13–17, 2013.

HUGHES, T. J. R. *The Finite Element Method: Linear Static and Dynamic Finite Element Analysis*. 1. ed. New Jersey: Prentice-Hall, 1987.

INCROPERA, F. P. et al. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. 6. ed. United States: John Wiley and Sons, 2007.

JAMESON, D.; LUNGEN, H.; LAO, D. *Final Report: Technical Study into The Means of Prolonging Blast Furnace Campaign Life*. Luxemburgo: [s.n.], 1995.

JOUBERT, H. *Analysis of Blast Furnace Lining/Cooling Systems Using Computational Fluid Dynamics*. Dissertação (Mestrado) — Rand Afrikaans University, Johannesburg, South Africa, 1997.

JR, W. D. C. *Fundamentals of Materials Science and Engineering*. 5. ed. United States: [s.n.], 2001.

KAWAOKA, K. et al. Latest blast furnace relining technology at nippon steel. *NIPPON STEEL TECHNICAL REPORT*, n. 94, p. 127–132, 2016.

- KESHARWANI, R. *High Temperature Behaviour of Cooper*. Dissertação (Mestrado) — National Institute of Technology Rourkela, Orissa, India, 2010.
- KIM, J.; CHOI, S.-W. Premature failure of copper staves and applied results for new designed staves. *ISIJ International*, n. 10, p. 2507–2512, 2021.
- MOHANTY, T. R.; SAHOO, S. K.; MOHARANA, M. K. Computational modeling of blast furnace stove cooler based on steady state heat transfer analysis. In: *International Conference on Computational Heat and Mass Transfer*. Odisha, India: [s.n.], 2015.
- MOHANTY, T. R.; SAHOO, S. K.; MOHARANA, M. K. Study on blast furnace cooling stove for various refractory linings based on numerical modeling. In: *5th National Conference on Processing and Characterization of Materials - Materials Science and Engineering 115 (2016) 012039*. Odisha, India: [s.n.], 2021.
- PONTES, J.; MANGIAVACCHI, N. *Fenômenos de Transferência com Aplicações às Ciências Físicas e à Engenharia*. Rio de Janeiro: SBM, 2016.
- SCHACHT, C. A. *Refractories Handbook*. 1. ed. United States: Marcel Dekker Inc., 2004.
- SILVEIRA, A. P. V. da et al. Preservação dos staves dos altos-fornos thyssenkrupp CSA. In: *p. 42-50.47º Seminário de Redução de Minérios e Matérias-Primas, São Paulo, 2017*. São Paulo, Brazil: [s.n.], 2017.
- SIMOES, J.-P. et al. The role of copper staves in achieving efficient operation and long blast furnace campaign lifetime. In: *44rd Ironmaking and Raw Materials Seminar, 15rd Brazilian Symposium on Iron Ore and 2nd Brazilian Symposium on Agglomeration of Iron Ore*. Belo Horizonte, Brasil: [s.n.], 2014.
- SMITH, M. et al. Stave replacement project – ternium bf 2. In: *43rd Ironmaking and Raw Materials Seminar, 12rd Brazilian Symposium on Iron Ore and 1st Brazilian Symposium on Agglomeration of Iron Ore*. Belo Horizonte, Brasil: [s.n.], 2013.
- THOMPSON, J. F.; SONI, B. K.; WEATHERILL, N. P. *Handbook of Grid Generation*. 1. ed. United States: CRC Press, 1999.
- VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. *An Introduction to Computational Fluid Dynamics*. 1. ed. United States: John Wiley and Sons, 1995.
- VICKRESS, D. et al. Advanced technology developments in remedial stove cooling. In: *46º Seminário de Redução de Minério de Ferro e Matérias-primas, to 17º Simpósio Brasileiro de Minério de Ferro and to 4º Simpósio Brasileiro de Aglomeração de Minério de Ferro, part of the ABM Week*. Rio de Janeiro, Brasil: [s.n.], 2016.
- VIEIRA JUNIOR, E. et al. Actions to extend the service lives of ipatinga stelmaking blast furnaces. In: *p. 2373-2382, 42º Seminário de Redução de Minério de Ferro e Matérias-primas / 13º Seminário Brasileiro de Minério de Ferro / 6th International Congress on the Science and Technology of Ironmaking*. Rio de Janeiro, Brazil: [s.n.], 2012.

VIEIRA JUNIOR, E.; MANGIAVACCHI, N.; PONTES, J. da R. M. Comparative analysis of blast furnace cooler system performance with different preservation techniques and design conditions. In: *18th Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering, November 16–20, 2020 (Online)*. Brazil: [s.n.], 2020.

VIEIRA JUNIOR, E.; MARTINS NETO, D.; OLIVEIRA, F. da C. Substituição dos staves do Alto-Forno 2 da Ternium Brasil. In: *p. 49-60. 49° Seminário de Redução de Minérios e Matérias-primas, São Paulo, 2019*. São Paulo, Brazil: [s.n.], 2019.

WHITE, F. M. *Mecânica dos Fluidos*. 6. ed. United States: McGraw-Hill, 2011.

WORTMAN, B.; CARLSON, D. R.; RICHARDSON, W. R. *CQE Primer*. 9. ed. Indiana: Quality Council of Indiana, 2012.

APÊNDICE A – Metodologia para obtenção das equações de condução de calor em placas múltiplas sujeitas a convecção em uma superfície

Pode-se considerar que a configuração do sistema de refrigeração se assemelha ao sistema de placas múltiplas, visto que o *stave cooler* é montado de forma sobreposta à carcaça metálica do Alto-Forno com preenchimento dos espaços entre eles através de massa refratária.

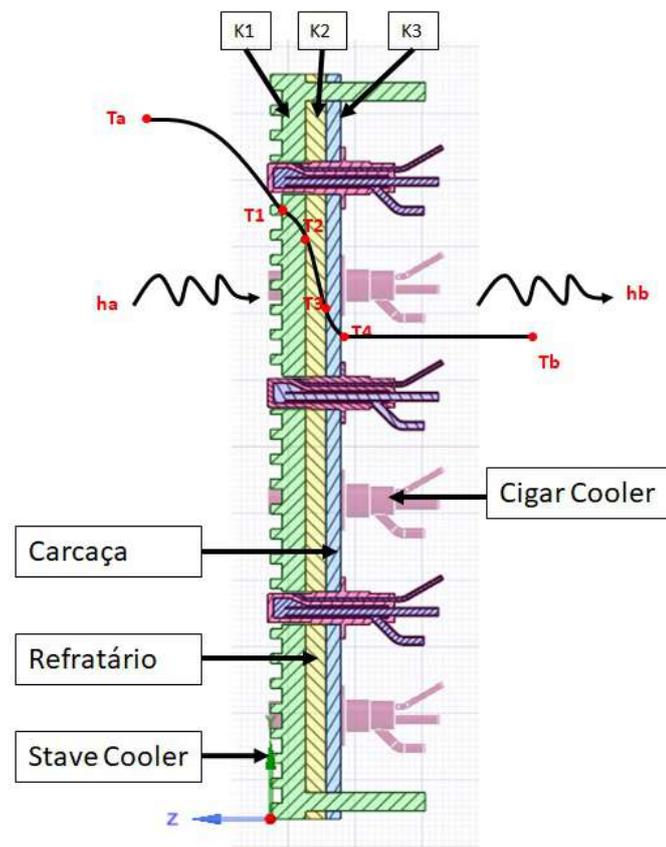
Desta forma, a representação da Figura 177 mostra a disposição da montagem dos *stave coolers* como um sistema de múltiplas placas (HAHN; ÖZISIK, 2012), (CENGEL; GHAJAR, 2012) e (BIRD; STEWART; LIGHTFOOT, 2002), onde:

- k_1 = condutividade térmica do material de fabricação dos *stave coolers*;
- k_2 = condutividade térmica do material refratário de preenchimento;
- k_3 = condutividade térmica do material da carcaça do Alto-Forno;
- T_a = temperatura interna do Alto-Forno;
- T_1 = temperatura na superfície da face quente do *stave cooler*;
- T_2 = temperatura na superfície da interface entre o *stave cooler* e o material refratário de preenchimento;
- T_3 = temperatura na superfície da interface entre o material refratário de preenchimento e a carcaça do Alto-Forno;
- T_4 = temperatura na superfície da face fria da carcaça do Alto-Forno;
- h_a = coeficiente de transferência de calor do interior do Alto-Forno para as paredes;
- h_b = coeficiente de transferência de calor das paredes do Alto-Forno para a atmosfera.

Os fluxos de calor nas superfícies são representados pelas relações das equações (45) e (46):

$$q_a = h_a \cdot (T_a - T_1) \quad (45)$$

$$q_b = h_b \cdot (T_4 - T_b) \quad (46)$$

Figura 177 - Detalhamento em corte longitudinal de *stave cooler*

Os fluxos de calor nas outras superfícies intermediárias são representados pelas seguintes relações das equações (47), (48) e (49):

$$q = \frac{k_1}{e_1} \cdot (T_1 - T_2) \quad (47)$$

$$q = \frac{k_2}{e_2} \cdot (T_2 - T_3) \quad (48)$$

$$q = \frac{k_3}{e_3} \cdot (T_3 - T_4) \quad (49)$$

A partir das equações (45), (46), (47), (48) e (49) é obtida a seguinte relação matemática para fluxo térmico:

$$q = \frac{T_a - T_b}{\frac{1}{h_a} + \frac{e_1}{k_1} + \frac{e_2}{k_2} + \frac{e_3}{k_3} + \frac{1}{h_b}} \quad (50)$$

O coeficiente global de transferência de calor (U) pode ser definido, pela equação (51), como:

$$U = \frac{1}{\frac{1}{h_a} + \frac{e_1}{k_1} + \frac{e_2}{k_2} + \frac{e_3}{k_3} + \frac{1}{h_b}} \quad (51)$$

Portanto, no modelo utilizado para a simulação foi considerado o valor de U, nomeado também como coeficiente efetivo de transferência de calor (h_{eff}). Nas simulações não foram considerados os efeitos da convecção na superfície da face quente dos *stave coolers*. Desta forma, o h_{eff} na face fria dos *stave coolers* pode ser expresso pela equação (52).

$$h_{eff} = \frac{1}{\frac{e_2}{k_2} + \frac{e_3}{k_3} + \frac{1}{h_b}} \quad (52)$$

APÊNDICE B – escoamento Anular Entre Tubos Concêntricos

As situações envolvendo um fluido escoando entre duas superfícies cilíndricas são denominadas de escoamento anular de fluidos entre tubos. Nos casos apresentados nas simulações computacionais, tem-se configuração similar a essas nos fenômenos de escoamento interno dos *cigar coolers* após a passagem do fluido de refrigeração pelo tubo de entrada e mudança no sentido de fluxo, criando um fluxo anular em torno deste tubo até a região que o fluido alcança o tubo de saída, conforme a Figura 178.

Onde:

- d_i = diâmetro interno do tubo de entrada;
- d = diâmetro menor do canal interno do *cigar cooler*;
- D = diâmetro superior do canal interno do *cigar cooler*.

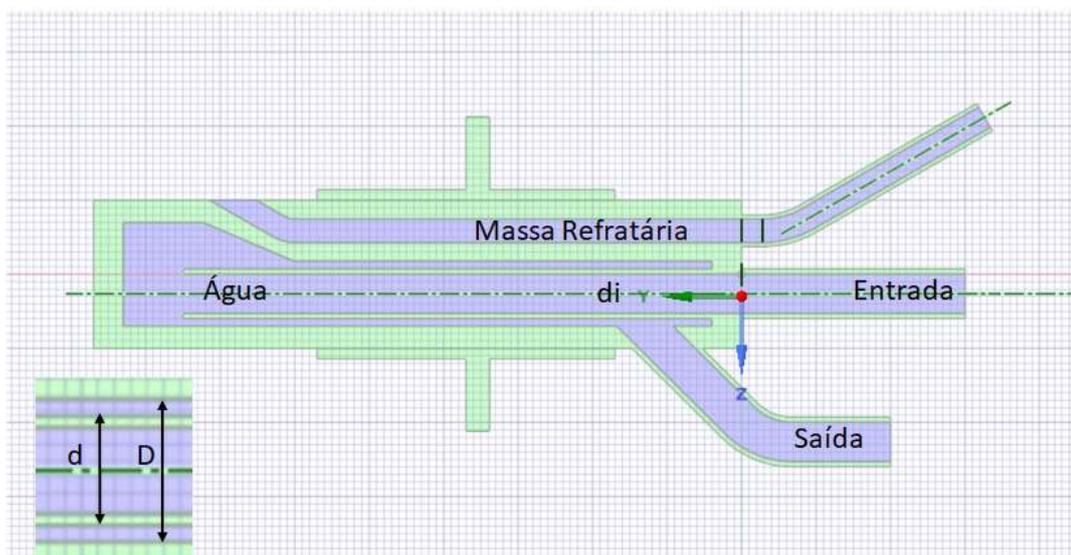
Para regiões anulares, na determinação dos números de Reynolds e Nusselt, é necessária a utilização de um parâmetro geométrico conhecido como diâmetro hidráulico (D_h), que é determinado, para a condição de fluxos anulares, pela relação matemática expressa na equação (53):

$$D_h = D - d \tag{53}$$

Os números adimensionais utilizados na determinação das variáveis de simulação são: Reynolds (Re), Nusselt (Nu), Mach e Prandtl (Pr) (PONTES; MANGIAVACCHI, 2016). Esses são obtidos através de relações matemáticas específicas.

O número de Reynolds pode ser interpretado de diversas formas: a) Como a relação entre forças de inércia e forças viscosas que agem sobre uma partícula de fluido em movimento; b) Quadrado da relação entre a dimensão característica de um corpo e a espessura da camada limite hidrodinâmica que se desenvolve em torno do mesmo; c) Quadrado da relação entre a velocidade do escoamento e a velocidade de espalhamento da vorticidade; d) Relação entre as quantidades de movimento transferidas por convecção e por difusão; e) Importância relativa dos efeitos não lineares na dinâmica do problema em estudo. Este número adimensional é expresso pela equação (54), onde U é uma velocidade de referência imposta, d , um comprimento característica do problema e ν , o coeficiente de viscosidade

Figura 178 - *Cigar cooler* em corte longitudinal e escoamento anular



cinemática do fluido.

$$Re = \frac{U \cdot d}{\nu} \quad (54)$$

O número de Nusselt é utilizado em problemas de transferência de calor por convecção e representa a relação entre as taxas de transferência de calor por convecção e a que se obteria por condução com um gradiente de temperatura dado por $\frac{\Delta T}{d}$. É expresso pela equação (56), onde k é a condutividade térmica do fluido.

$$Nu = \frac{h \cdot d}{k} \quad (55)$$

O número de Mach expressa a relação entre a velocidade do escoamento e a velocidade do som. Ele é utilizado como definição do critério de compressibilidade do escoamento, quando o número de Mach é inferior a 0,3 não temos efeitos térmicos significativos no escoamento, e a massa específica pode ser considerada constante, e o fluxo é dito incompressível. Se o número de Mach for superior a 0,3 estarão presentes efeitos de dissipação de calor, alterando a temperatura do fluido com a velocidade e consequentemente a massa

específica e o fluxo é nomeado de compressível.

$$M = \frac{U}{a} \quad (56)$$

O número de Prandtl é a relação entre as espessuras das camadas limites hidrodinâmicas e térmica. Em geral, $Pr = O(1)$ em gases, $Pr > 1$ em líquidos, $Pr \gg 1$ em sólidos e $Pr \ll 1$ em metais líquidos, como o mercúrio. E é expresso pela equação (57).

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha} \quad (57)$$

A obtenção do coeficiente de transferência de calor por convecção (h) de película ou de filme é permitida através da equação (58), onde k representa a condutividade térmica da água nas condições de simulação.

$$h = \frac{Nu \cdot k}{Dh} \quad (58)$$

APÊNDICE C – Determinação das Propriedades Físicas dos Materiais Em Função da Temperatura

As propriedades físicas dos materiais (condutividade térmica, calor específico, massa específica e viscosidade sendo que estas últimas somente para materiais em estado líquido) foram obtidas através de ajustes de regressão quadrática, utilizando os valores estipulados nas tabelas de dados (INCROPERA et al., 2007). A seguir, estão os gráficos de dispersão com as respectivas curvas de ajustes quadráticos e as equações de predição dos valores dessas propriedades em função da temperatura. Nessas equações, a variável dependente y representa a propriedade avaliada e a variável independente x representa a temperatura.

Para as propriedades dos materiais refratários, foram utilizados os dados de composição química, as propriedades de condutividade térmica, C_p e a massa específica dos principais óxidos constituintes. As estimativas dessas propriedades foram obtidas por média ponderada das propriedades em relação a proporção dos óxidos constituintes.

Figura 179 - Condutividade térmica do cobre em função da temperatura



Figura 180 - Condutividade térmica do aço em função da temperatura

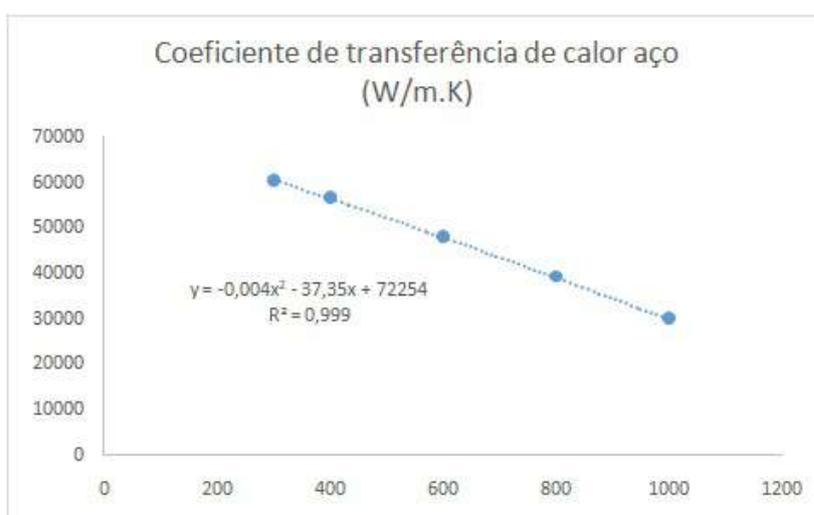


Figura 181 - Cp do cobre em função da temperatura

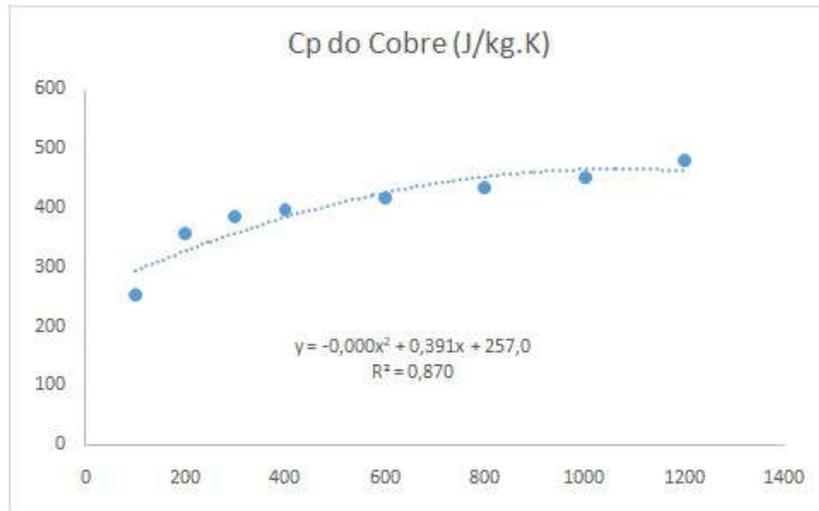


Figura 182 - Cp do aço em função da temperatura

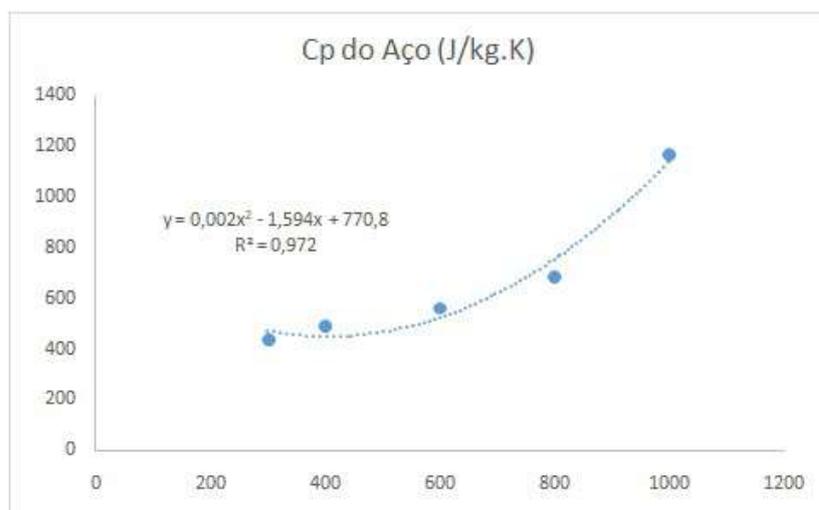


Figura 183 - Viscosidade da água em função da temperatura

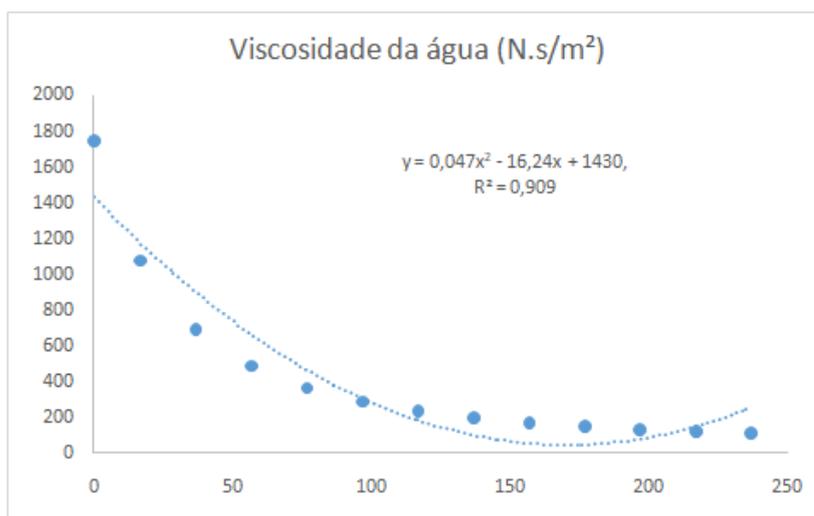


Figura 184 - Cp da água em função da temperatura

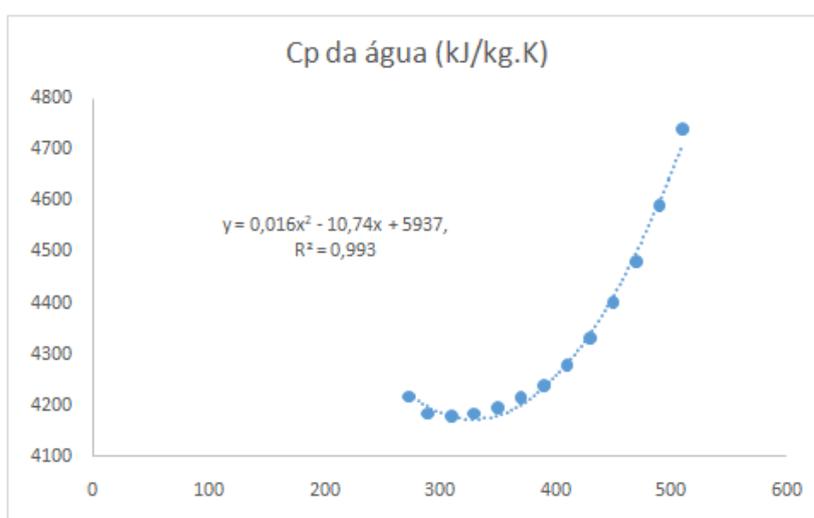


Figura 185 - Condutividade térmica da água em função da temperatura



APÊNDICE D – Estimativa do Fluxo Térmico na Face Quente dos *Stave Coolers*

O fluxo térmico que atravessa os corpos dos *stave coolers* no sentido da face quente para a face fria é estimado a partir da carga térmica a que eles estão sujeitos. Essa carga térmica é obtida por meio dos sistemas supervisórios dos altos-fornos da Ternium[®] Brasil Ltda. O valor fornecido por esses sistemas corresponde à carga térmica para um quadrante dos altos-fornos, cada um desses quadrantes são constituídos por quarenta e quatro *stave coolers* de cobre e por quarenta de ferro fundido.

Para a estimativa do fluxo térmico é utilizada a área da face quente dos *stave coolers*, conforme a Equação 59, onde A_{ff} é a área da face fria, h é a altura, l_b é a largura da base e l_t é a largura do topo do *stave cooler*.

$$A_{ff} = h \cdot \left(\frac{l_b \cdot l_t}{2} \right) \quad (59)$$

O fluxo térmico é obtido pela Equação 60, onde C_T é carga térmica fornecida pelo sistema supervisório e n é a quantidade de *stave coolers* presentes no quadrante analisado.

$$F_T = \frac{C_T}{4 \cdot n \cdot A_{ff}} \quad (60)$$

ANEXO A – Avaliação do Método de Discretização de Gradientes e Derivadas

Os gradientes não são necessários somente para obtenção dos valores de grandezas escalares nas faces das células, mas também para estimar numericamente os termos da difusão secundária e derivadas das velocidades. O gradiente de uma dada variável é usado para discretizar a convecção e os termos difusivos nas equações de conservação do escoamento. Os gradientes são estimados computacionalmente no Ansys Fluent [®] de acordo com os seguinte métodos:

- *Green-Gauss Cell-Based*;
- *Green-Gauss Node-Based*;
- *Least Squares Cell-Based*.

Quando o método do Teorema de Green-Gauss é usado para estimar o gradiente do escalar ϕ no centro de uma célula (C_0), a forma discreta é escrita da seguinte forma:

$$(\nabla_{\phi})C_0 = \frac{1}{V} \sum_f \bar{\phi}_f \vec{A}_f \quad (61)$$

Onde, ϕ_f é o valor de ϕ na face dos centroide da célula. Esse é estimado como demonstrado adiante. O somatório é realizado em todas as faces da célula.

No método *Green-Gauss Cell-Based*, por padrão, a variável de face ϕ_f da equação (59) assume o valor da média aritmética dos valores das vizinhanças do centro da célula, isto é:

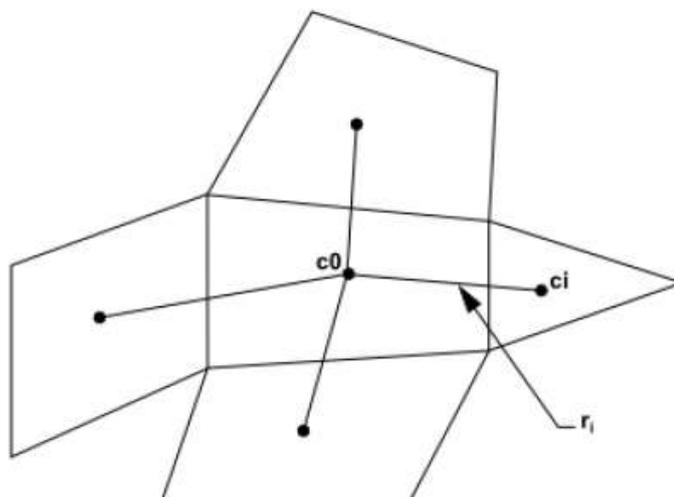
$$\bar{\phi}_f = \frac{\phi_{C0} + \phi_{C1}}{2} \quad (62)$$

Alternativamente, no método de *Green-Gauss Node-Based*, ϕ_f pode ser estimado através da média aritmética dos valores nodais nas faces, isto é:

$$\bar{\phi}_f = \frac{1}{N_f} \sum_n^{N_f} \bar{\phi}_n \quad (63)$$

Onde, N_f é o número de nós na face. Os valores nodais, ϕ_n na equação (61), são obtidos a partir da média ponderada dos valores das células nas vizinhanças dos nós. Esse

Figura 186 - Avaliação do centroide de uma célula



esquema restaura valores exatos de uma função linear nos nós adjacentes ao valor central da célula em malhas arbitrárias não estruturadas, resolvendo o problema por minimização truncada, preservando a exatidão espacial de segunda ordem.

O método de discretização de gradientes *Green-Gauss Node-Based* é conhecido por ser mais preciso que o método *Green-Gauss Cell-Based* em malhas não estruturadas e irregulares, entretanto, ele é um método de maior custo computacional.

No método *Least Squares Cell-Based* é assumido que a solução varia linearmente. Na Figura 186, as mudanças nos valores das células entre C_0 e C_i ao longo do vetor δr_i no sentido do centroide da célula C_0 para a célula C_i , podem ser representadas pela equação (62):

$$(\nabla\phi)_{C_0} \cdot \Delta r_i = (\phi_{C_i} - \phi_{C_0}) \quad (64)$$

ANEXO B – Avaliação do Método de Discretização de Segunda Ordem para a Pressão

O método de discretização de segunda ordem restaura a pressão nas faces, usando um esquema de diferenças centradas. Os valores de pressão nas faces são dados por:

$$P_f = \frac{1}{2}(P_{C0} + P_{C1}) + \frac{1}{2}(\Delta P_{C0} \cdot r_{\vec{C}0} + \Delta P_{C1} \cdot r_{\vec{C}1}) \quad (65)$$

Esse esquema apresenta melhor precisão que os métodos padrão e linear de discretização.

ANEXO C – Avaliação do Método de Discretização das Equações da Continuidade, Quantidade de Movimento e Turbulência

O esquema de discretização descrito para uma equação de valor escalar é o mesmo utilizado para a equação de quantidade de movimento. Por exemplo, a quantidade de movimento em x pode ser obtida ajustando $\phi = u$:

$$a_P u = \sum_{nb} a_{nb} u_{nb} + \sum p_f A \cdot \hat{i} + S \quad (66)$$

Se os campos de pressões e os fluxos de massa são conhecidos nas faces, a equação (64) pode ser resolvida da forma definida pelo sistema *Upwind* de primeira ou segunda ordem, obtendo o campo das velocidades. Entretanto, o campo de pressões e o fluxo de massa nas faces não são conhecidos, inicialmente, e devem ser obtidos como parte da solução. As pressões são armazenadas em um esquema de co-localização, através do qual a pressão e a velocidade são armazenadas no centro da célula, mas a equação (64) requer os valores da pressão na face entre as células C_0 e C_1 . Portanto, um esquema de interpolação é necessário para estimar os valores de pressão, originados dos centros das células, nas faces.

No sistema de discretização *Upwind* de primeira ordem, as quantidades são determinadas nas faces, assumindo que os valores do centro das células de qualquer campo de variáveis representam um valor médio das células e mantido através de todas as células, sendo as quantidades de faces e células iguais. Então o valor na face, ϕ_f é ajustado com valor idêntico ao valor de ϕ central da célula adjacente.

No sistema de discretização *Upwind* de segunda ordem as quantidades são determinadas nas faces utilizando uma abordagem de restauração linear multidimensional. Nessa abordagem, uma precisão de elevada ordem é alcançada nas faces das células através da expansão de séries de Taylor a partir do centro das células sobre os centroides. Então, na discretização de segunda ordem, o valor na face da célula ϕ_f é estimado pela seguinte expressão:

$$\phi_f = \phi + \Delta\phi \cdot \vec{r} \quad (67)$$

Onde, ϕ e $\Delta\phi$ são os valores nos centros das células e seu gradiente nas células adjacentes, e \vec{r} é o deslocamento do vetor da célula adjacente para a face do centroide.

ANEXO D – Método de Inicialização Híbrido

- Inicialização do Campo de Velocidades: equação de Laplace é resolvida com apropriadas condições de contornos para produzir o campo de velocidades no domínio:

$$\nabla^2 \phi = 0 \quad (68)$$

Onde, ϕ é a velocidade potencial. As componentes da velocidade são dadas pelo gradiente potencial:

$$\vec{V} = \nabla \phi \quad (69)$$

a velocidade potencial é expressada pelas condições de contorno de entrada, parede, campo distante e saída.

- Inicialização do Campo de Pressões: uma equação de Laplace adicional é resolvida com apropriadas condições de contorno para produzir um campo de pressões atenuado no domínio, somente se a informação da pressão estiver disponível em uma entrada ou saída do domínio. Por outro lado, o campo de pressões pode ser inicializado com o valor médio constante vindo de todas as fronteiras:

$$\nabla^2 P = 0 \quad (70)$$

onde, P é denominado pelas seguintes condições de contorno pressão nas entradas: pressão nas saídas, fluxos de massa ou velocidades, pressão nas paredes.

- Inicialização dos Campos de Temperaturas: inicializados com valor constante (média no domínio);
- Inicialização de Parâmetros Turbulentos: inicializados com valores constantes (médias no domínio).