

RAFAEL ARTHUR REGHINE GIORJÃO

**MODELAMENTO MATEMÁTICO DA DEFORMAÇÃO DE
CHAPAS GROSSAS DURANTE O PROCESSO DE TÊMPERA**

SÃO PAULO

2014

Departamento de Engenharia
Metalúrgica e de Materiais da
Escola Politécnica da USP

RAFAEL ARTHUR REGHINE GIORJÃO

**MODELAMENTO MATEMÁTICO DA DEFORMAÇÃO DE
CHAPAS GROSSAS DURANTE O PROCESSO DE TÊMPERA**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo
como Trabalho de Conclusão de Curso

Área de concentração: Engenharia
Metalúrgica

Orientador: Prof. Dr. André Paulo
Tschiptschin

SÃO PAULO

2014

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. André Paulo Tschiptschin, pelo conhecimento transmitido, orientação e incentivo que tornaram possível a conclusão desta monografia.

Ao Ms. Edwan Anderson Arriza Echeverri pela paciência, carinho, dedicação e amizade durante todo ano.

Ao Prof. Dr. Marcelo de Aquino Martorano pela orientação, convívio e acolhimento, auxiliando em diversos momentos ao decorrer do projeto.

Ao Eng. Antônio Augusto Gorni pelo conhecimento transmitido, acolhimento na planta da USIMINAS- Cubatão e pelo carisma imenso demonstrado.

Aos meus amigos do curso de Engenharia Metalúrgica e de Materiais pelo convívio, diversão e alegrias ao longo do curso, que o tornaram mais prazeroso e feliz.

A minha família Wagner, Adriana e Paola que sempre me apoiaram e incentivaram a buscar meus sonhos, com conselhos e disposição para dividir seus conhecimentos.

A minha namorada, Marcela Benevente, pelo amor, carinho, paciência, atenção, e estar sempre presente nas horas boas e difíceis, apoiar e torcer por meu sucesso.

Anything I've ever attempted, I was always willing to fail. So you can't always win, but don't be afraid of making decisions. You keep pushing because you believe in yourself and in your vision. You know that it is the right thing to do, and success will come. Don't be afraid to fail.

Arnold Schwarzenegger

RESUMO

O processo de têmpera tem a função de melhorar propriedades mecânicas nos materiais submetidas a esse tratamento, tais como dureza, limite de escoamento e limite de resistência. No entanto, operacionalmente, o fator de maior grau de dificuldade no tratamento de têmpera é a obtenção de boa forma no produto, principalmente em materiais de espessuras pequenas em comparação as outras dimensões. Algumas variáveis envolvidas neste processo são: velocidade das mesas, fluxo de água, taxa de resfriamento, composição química, temperaturas iniciais e finais, entre outros. Através do conhecimento do efeito de cada variável sobre a planicidade das chapas de aço, é possível aperfeiçoar o tratamento a fim de evitar desvios, defeitos e perda de qualidade nos produtos comercializados e compreender a importância de cada variável no sistema. Durante a têmpera as superfícies da chapa podem não resfriar uniformemente devido às diferenças na distribuição de água na máquina de têmpera, provocando tensões internas causadas por efeitos termomecânicos e de transformação de fases, que causam distorções na chapa. O presente trabalho buscou compreender as propriedades do material e sua variação ao longo da têmpera, propor um modelo matemático que auxilia o estudo dos efeitos, avaliação dos resultados e indicar os fatores principais que dificultam a obtenção da planicidade das chapas. Procurou-se comparar o resultado de uma têmpera em condições ideais a uma, em condições existentes de operação, evidenciando principalmente a importância de uma boa manutenção do equipamento. Através da análise dos resultados, conclui-se que um equipamento em condições não ideais de trabalho aumenta a dificuldade na obtenção de chapas com boa planicidade.

ABSTRACT

The quenching process serves to improve mechanical properties of the material submitted to this treatment, such as hardness, ultimate tensile strength and yield strength. However, operationally, the factor of greatest degree of difficulty in the treatment of quenching is to obtain good shape to the product, especially in small thickness compared with other material dimensions. The variables involved in this process are many: speed tables, water flow, cooling rate, chemical composition, initial and final temperatures, among others. Through knowledge of the effect of each variable on the flatness of steel plates, it is possible to optimize treatment in order to avoid deviations, defects and loss of quality of marketed products and understand the importance of each variable in the system. During quenching the surfaces of the plate may not uniformly cool due to differences in the distribution of water in the quenching machine, causing internal stresses by thermo mechanical and phase transformation effects that cause distortions in the plate. The present study sought to understand the properties of the material and its variation along the quenching, propose a mathematical model that helps to study the effects, evaluation of results and indicate the major factors that hinder the achievement of flatness of the plates. The results of a quenching in ideal conditions and existing operating conditions was compared, emphasizing the importance of proper maintenance. By analyzing the results, it is concluded that an equipment without ideal working conditions increases the difficulty in obtaining plates with good flatness.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Diagrama TTT de um aço 4130. Adaptado de (TARNEY, 2000).....	22
Figura 2. Diagrama RC e TTT de um aço 1080. Adaptado de (ASKELAND, 1989).	23
Figura 3. Diagrama representando transformação em núcleo e superfície de um cilindro de aço temperado. Adaptado de (BHADESHIA, 2001)	23
Figura 4. Efeitos presentes em um processo de têmpera de aço. Adaptado de (LISCIC, 2007).....	26
Figura 5. Expansão linear das fases presentes em um resfriamento de aço. Adaptado de (NARAZAKI & TOTTEN, 2007)	27
Figura 6. Energia livre da martensita e austenita em função da temperatura (TAMURA, 1982).....	29
Figura 7. Superposição dos efeitos térmicos e de transformação durante o resfriamento no caso de um material com comportamento linear elástico.(SCHULZE et al., 2010)	31
Figura 8. Variação do coeficiente de transferência de calor durante o processo de têmpera (STITCH, 1994).	34
Figura 9. Taxas de resfriamento em relação a proximidade do núcleo do material (FUKUDA et al., 1989).	34
Figura 10. Arranjo experimental feito por Mitsutsuka (1968) para calcular o coeficiente de transferência de calor.	36
Figura 11. Fluxo de calor em relação com a temperatura de superfície da peça (DEAN et al., 2009)	38
Figura 12. Taxas de resfriamento em relação a velocidade do fluxo de água (TOTTEN et al., 1993).	41
Figura 13. Efeito da velocidade da água na taxa de resfriamento (SEGERBERG, 1988).	42
Figura 14. Efeito da velocidade do fluido na taxa de resfriamento central de um aço inoxidável austenítico (25mm diâmetro) em água a 60°C (TENSI et al., 1994).	42
Figura 15. Mecanismo de transferência de calor durante a fase inicial da têmpera por spray, sua distribuição de temperatura na interface (LISCIC, TENSI, & TOTTEN, 2010).	45

Figura 16. Efeito da temperatura do banho no resfriamento central de um corpo de prova de Inconel 600 em água fluindo a 0,25 m/s (BATES et al., 1991).	46
Figura 17. Taxas de resfriamento e coeficiente de transferência de calor em diferentes profundidades da chapa de 45mm (WANG, WANG, HAN, DENG, & WANG, 2013)	47
Figura 18. Taxas de resfriamento durante a queda de temperatura na têmpera de uma chapa de aço de 45 mm (WANG et al., 2013).	47
Figura 19. Efeito da concentração de NaCl na taxa de resfriamento de um corpo de prova de prata em função da temperatura (PIETRASZ, 1959).	49
Figura 20. Efeito da adição de sais em comparação com água pura na taxa de resfriamento central de um cilindro de aço inoxidável 18/8 (ASM, 1969).	51
Figura 21. Esquematização do efeito do spray nas superfícies superior e inferior de uma chapa durante a têmpera (MITSUTSUKA & FUKUDA, 1983).	52
Figura 22. Esquematização da máquina de têmpera utilizada na planta da USIMINAS – Cubatão.	55
Figura 23. Vista superior da máquina de têmpera, indicando regiões de maior dificuldade de manutenção e, portanto, que apresentam maior probabilidade de entupimentos.	57
Figura 24. Fluxograma do modelo de elementos finitos no Abaqus. Adaptado de (ECHEVERRI, 2012)	59
Figura 27. Modelo da chapa utilizada nas simulações em Abaqus.	61
Figura 28. Representação do mecanismo de têmpera utilizando a malha de resfriamento.	63
Figura 29. Malha utilizada para modelamento do método dos elementos finitos.	64
Figura 30. Refinamento da malha de resfriamento. Iniciou-se com 16 partes, refinando para 32 e finalmente 64 divisões.	64
Figura 31. Representação da microestrutura resultante do resfriamento á uma taxa de 50°C/s do aço trabalhado. Em ordem crescente de tempo as letras de a a h representam as microestruturas nos instantes 1s (a), 1.3 (b), 1.6 (c), 2.0 (d), 2.4 (e), 3.1 (f), 3.8 (g) e 4.0 (h). As letras AA, BB e MM representam austenita, bainita e martensita respectivamente.	66
Figura 32. Microestrutura final do aço estudado de acordo com o programa AC3.	66

Figura 33. Perfil térmico da chapa após finalizado processo de têmpera. Temperatura em °C.....	71
Figura 34. (a) Vista superior da chapa, indicando os pontos 1, 2, 3 e 4 onde foram calculadas as temperaturas ao longo do processo. (b) Curvas de resfriamento dos pontos 1, 2, 3 e 4.	72
Figura 35. Perfil térmico da chapa após finalizado processo de têmpera. Temperatura em °C.....	73
Figura 36. Vista superior da chapa, indicando os pontos 1, 2, 3, 4 e 5 onde foram calculadas as temperaturas ao longo do processo. (b) Curvas de resfriamento dos pontos 1, 2, 3, 4 e 5.	74
Figura 37. Gráfico indicando relação entre o coeficiente R e a taxa de resfriamento.	76
Figura 38. Divisão da chapa em 4 regiões, Superior 1, Superior 2, Inferior 1 e Inferior 2.	78
Figura 39. (a) Vista superior da chapa, indicando os pontos 1, 2, 3, 4 e 5 onde foram calculadas as temperaturas ao longo do processo. (b) Taxa de resfriamento dos pontos 1, 2, 3, 4 e 5	79
Figura 40. Perfil térmico da chapa após 18 segundos de processo. Temperatura em °C	80
Figura 41. Perfil térmico da chapa após 28 segundos de processo. Temperatura em °C	80
Figura 42. Resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera heterogênea em mm.....	81
Figura 43. Vista superior do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera heterogênea em mm.	82
Figura 44. Vista lateral do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera heterogênea em mm.	82
Figura 45. Vista frontal do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera heterogênea em mm.	83
Figura 46. (a) Vista superior da chapa, indicando os pontos 1, 2, 3, 4 e 5 onde foram calculadas as temperaturas ao longo do processo. (b) Taxa de resfriamento dos pontos 1, 2, 3, 4 e 5.....	84
Figura 47. Perfil térmico da chapa após 13 s de processo. Temperatura em °C	85

Figura 48. Perfil térmico da chapa após 16 s de processo. Temperatura em °C	85
Figura 49. Resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera homogênea em mm.	86
Figura 50. Vista superior do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera homogênea em mm. Nota-se a simetria no eixo Y das deformações, i o efeito da homogeneidade da têmpera.	86
Figura 51. Vista lateral do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera homogênea em mm. Nota-se um perfil com menos deformações do que a têmpera heterogênea.	87
Figura 52. Vista frontal do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera homogênea em mm.	87
Figura 53. Deformações centrais da chapa heterogênea ao longo de seu comprimento.....	88
Figura 54. Deformações laterais da chapa heterogênea ao longo de seu comprimento.....	89
Figura 58. Tensões de von Mises (Pa) para a situação de resfriamento homogêneo. Tensões em Pa.	92

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Expressões de Ms encontradas na literatura (KRAUSS, 1978)	20
Tabela 2. Mudanças dimensionais observadas nas transformações de fases do aço (THELNING, 1975).	28
Tabela 3. Calor Latente das transformações da austenita (LEE & LEE, 2008) 30	
Tabela 4. Taxas de resfriamento de um cilindro de prova 0,95%C de 880°C-730°C para diferentes soluções de sais e ácidos (ASM, 1969).....	50
Tabela 5. Composição química dos aços estudados.....	55
Tabela 6. Módulo de elasticidade	60
Tabela 7. Coeficiente de Poisson	60
Tabela 8. Condutividade Térmica	60
Tabela 9. Limite de escoamento	60
Tabela 10. Calor Específico	61
Tabela 11. Temperaturas críticas obtidas a partir das curvas dilatométricas ...	67
Tabela 12. Valores padrões de vazão e velocidade de mesa praticados na Usiminas Cubatão para chapas com espessura entre 6 e 6,99 mm.	69
Tabela 13. Características operacionais da máquina de têmpera para chapas de 6 mm.	70
Tabela 14. Coeficiente de Transferência de calor referentes à Equação 11 ...	70
Tabela 15. Coeficientes de transfêrencia de calor referentes à Equação 12... 73	
Tabela 16. Vazões calculadas com o coeficiente de ajuste.....	75
Tabela 17. Coeficiente de transferência de calor após aplicação do coeficiente de ajuste.....	77
Tabela 18. Vazões ajustadas após aplicação dos coeficientes de perda.	78

LISTA DE SÍMBOLOS

M_s	Martensite Start
M_f	Martensite Fisinsh
Q	Fluxo de Calor
λ	Condutividade Térmica
T	Temperatura
α	Difusividade Térmica
p	Densidade
C_p	Calor Específico
h	Coeficiente de Transferência de calor
A	Área
W	Fluxo de Água
T_s	Temperatura da Superfície
t	tempo
E	Módulo de Elasticidade
ν	Coeficiente de Poisson
σ	Limite de Escoamento
l	Comprimento
R	Coeficiente de Ajuste
q_λ	Fluxo de calor por condução
q_α	Fluxo de calor por convecção
q_v	Fluxo de calor de evaporação
v	Velocidade
V	Volume
$d\varepsilon$	Incremento de deformação térmica
φ	Coeficiente de expansão térmica

LISTA DE SIGLAS

CCC.....	Cúbico de Corpo Centrado
CTC.....	Coeficiente de transferência de calor
TCC.....	Tetragonal de corpo centrado
TTT.....	Tempo temperatura transformação
CCT.....	Countinuos Cooling Transformation
RC.....	Resfriamento Contínuo

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	17
2. TÊMPERA	18
2.1 Transformação martensítica	19
3. DIAGRAMAS TTT E RC	22
4. TENSÕES RESIDUAIS	24
5. INTERAÇÕES GERADAS NO PROCESSO DE TÊMPERA	26
5.1 Transformação de Fase – Tensões (A)	26
5.2 Taxa de resfriamento – Tensões (B)	29
5.3 Transformação de Fase – Taxa de Resfriamento (C)	30
5.4 Superposição das tensões de transformação e térmicas	31
6. TRANSFERÊNCIA DE CALOR NA TÊMPERA	32
6.1 Transferência de calor através da superfície de um corpo	33
6.2 Determinação do coeficiente de transferência de calor no processo de têmpera em <i>Spray</i>	35
7. TÊMPERA EM SPRAY	37
8. VARIÁVEIS DO PROCESSO DE TÊMPERA EM SPRAY	40
8.1 Tamanho das Gotículas	40
8.2 Fluxo de água/ Agitação	40
8.3 Efeito da Temperatura água	44
8.4 Efeito da Espessura da Chapa	46
8.5 Efeito da Contaminação da água	48
8.5.1 Soluções de água com sais não-orgânicos e álcalis	49
8.6 Considerações sobre a têmpera em spray horizontal	51
8.7 Distorções	52
8.8 Têmpera não-uniforme	53
9. OBJETIVOS DO TRABALHO	54

10. MATERIAIS E MÉTODOS	54
10.1 Materiais	54
10.2 Máquina de têmpera	55
10.3 Modelagem	57
10.3.1 Programa AC3	57
10.3.2 Modelagem pelo Método dos Elementos Finitos	58
10.4 Propriedades Físicas e Mecânicas	59
10.5 Modelo em Abaqus	61
11. RESULTADOS E DISCUSSÃO	65
11.1 Modelagem microestrutural utilizando o programa ac3	65
11.2 Ciclos Térmicos	67
11.3 Resultados - Modelamento	68
11.1 Têmpera Heterogênea	77
11.1.1 Taxa de Resfriamento	79
11.1.2 Variação Térmica	80
11.1.3 Deformações	81
11.2 Têmpera homogênea	83
11.2.1 Taxa de resfriamento	83
11.2.2 Variação Térmica	84
11.2.3 Deformações	85
12. COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS	88
13. CONCLUSÕES	94
14. SUGESTÕES PARA PROJETOS E PRÓXIMOS TRABALHOS	96
15. BIBLIOGRAFIA	97

1. INTRODUÇÃO

A fabricação de chapas grossas de aço da Usiminas Cubatão enfrenta atualmente vários desafios para suprir as qualidades e quantidades exigidas pelos clientes. No setor de chapas grossas, o processo de têmpera é um dos mais críticos. As distorções causadas após o tratamento térmico, provocam um elevado índice de desvio por falta de planicidade, em especial na fabricação de chapas em espessuras menores, entre 6 e 12 mm.

Após o processo de austenitização em fornos do tipo tubo radiante, chapas oriundas da laminação são enviadas para uma máquina de têmpera à água, onde ocorre o resfriamento através do uso de jatos (*sprays*) nas partes superior e inferior da chapa.

A obtenção da taxa de resfriamento adequada e uniforme é essencial para garantir as propriedades mecânicas, metalúrgicas e dimensionais, onde as variáveis mais importantes são o fluxo de água, velocidade das mesas de rolos, composição química do aço e a espessura da chapa.

Condições não-uniformes de resfriamento, principalmente ao longo da largura da chapa, tendem a provocar distorções e heterogeneidade de propriedades. Além dos prejuízos causados pelos desvios internos, as tensões residuais podem também causar problemas dimensionais na chapa.

Visto que as chapas temperadas e as temperadas e revenidas são um dos produtos de maior valor agregado produzidas na planta Usiminas-Cubatão, fica evidente a importância econômica em estudar o processo atual e elaborar formas de aperfeiçoá-lo.

Através do estudo das variáveis da têmpera de chapas grossas e a análise de simulações pretende-se propor rotas para se aperfeiçoar a produção de chapas grossas sem desvios na planta de Cubatão.

2. TÊMPERA

O tratamento térmico de têmpera nos aços tem como objetivo a obtenção de uma microestrutura que proporcione dureza e resistência mecânica elevada. Neste processo, a região a ser temperada é inicialmente aquecida à temperatura de austenitização e em seguida, é submetida a um resfriamento rápido.

Um aço que foi austenitizado e depois resfriado bruscamente é dito temperado.

A microestrutura resultante é composta, predominantemente, de martensita, uma fase que apresenta elevada dureza (TENSI, STICH, & TOTTEN, 2007).

Durante o processo de resfriamento, a queda da temperatura promove transformações estruturais que acarretam o surgimento de tensões internas. O desenvolvimento destas tensões internas, por sua vez, influencia um pouco a cinética das transformações de fase, alterando as temperaturas em que estas transformações ocorrem. Desta forma, é necessário conhecer o comportamento termomecânico do aço durante todo o processo para descrever adequadamente um tratamento térmico como a têmpera. A têmpera em aços é, portanto, um problema complexo que envolve o acoplamento entre fenômenos térmicos, de transformação de fase e mecânicos (TOTTEN, BATES, & CLINTON, 1993).

Durante a têmpera, transferência de calor, transformações de fase e as interações mecânicas ocorrem simultaneamente e interagem umas com as outras.

A transferência de calor a partir da superfície é altamente dependente do fluxo de calor, processos termofísicos e processos termoquímicos que ocorrem na interface entre o metal e o meio de têmpera.

A variação da temperatura em qualquer ponto no componente é a principal força motriz das transformações de fase. Após o esfriamento, a estabilidade termodinâmica da fase inicial é alterada, o que resulta na decomposição da austenita em produtos de transformação. A taxa transformação depende, fundamentalmente, da temperatura e da taxa de esfriamento do metal (TENSI et al., 2007).

Durante a decomposição da austenita nos produtos de transformação ferrita, perlita, bainita e martensita, observa-se um aumento de volume na região de transformação, devido à diferença de densidade entre a fase inicial e as fases resultantes sendo esse um dos principais motivos para geração de tensões internas (TENSI et al., 2007).

Tensões térmicas são geradas no componente devido aos grandes gradientes temperatura e a variação de propriedades mecânicas com a temperatura.

Variando as taxas de esfriamento em diferentes pontos levam a diferentes contrações térmicas que se equilibram por um estado de tensão interna. Estas tensões podem causar deformações plásticas não uniformes quando a sua grandeza em qualquer ponto excede o limite de escoamento local (TOTTEN, BATTES & CLINTON, 1993).

2.1 TRANSFORMAÇÃO MARTENSÍTICA

A Martensita é um possível microconstituente resultante do resfriamento rápido da austenita até a temperatura ambiente. A mudança de fase em uma transformação martensítica ocorre pela movimentação da interface que separa a fase matriz da fase produto. Quando a interface se move os átomos da fase matriz se realinham no reticulado da fase martensítica. O deslocamento dos átomos em relação aos seus vizinhos é pequeno. Dada a maneira pela qual a martensita se forma, não há mudanças de composição quando a matriz se converte em produto, não havendo portanto necessidade de difusão na fase matriz ou na fase produto para que a reação continue. As reações martensíticas são, portanto, comumente chamadas de transformações de fase sem difusão (CANALE & TOTTEN, 2007).

A formação da martensita ocorre em uma faixa de temperatura bem definida para cada tipo de aço. A transformação da austenita para martensita começa na temperatura chamada de *martensite start* (M_s) e continua a se transformar até a temperatura de *martensite finish* (M_f). Na M_f , a reação da austenita transformando-se em martensita cessa, no entanto, alguma austenita

retida pode estar presente. As temperaturas Ms e Mf são influenciadas pelas concentrações dos elementos na liga, por exemplo, o carbono; e pela sua segregação durante a solidificação (TOTTEN, 2006).

Todos os elementos de liga à exceção do Co e do Al baixam Ms e Mf. Para a maioria dos aços contendo mais do que 0,5%C Mf fica situado abaixo da temperatura ambiente; após têmpera até à temperatura ambiente estes aços ainda contêm alguma austenita residual (tanto maior quantidade quanto maior for o teor em carbono). São várias as expressões propostas para a dependência de Ms relativamente à composição química, conforme demonstrado na Tabela 1.

Tabela 1. Expressões de Ms encontradas na literatura (KRAUSS, 1978)

Autor	Equação
Andrews	$Ms = 539 - 423 \times (\% C) - 30,4 \times (\% Mn) - 12,1 \times (\% Cr) - 17,7 \times (\% Ni) - 7,5 \times (\% Mo)$
Stevens, Haynes	$Ms = 570 - 317 \times (\% C) - 33 \times (\% Mn) - 28 \times (\% Cr) - 17 \times (\% Ni) - 11 \times (\% Mo) - 11 \times (\% Si) - 11 \times (\% W)$
Nherenberg	$Ms = 500 - 300 \times (\% C) - 33 \times (\% Mn) - 22 \times (\% Cr) - 17 \times (\% Ni) - 11 \times (\% Mo) - 11 \times (\% Si)$
Andrews-2	$Ms = 512 - 453 \times (\% C) + 151 \times (\% Cr) - 16,9 \times (\% Ni) - 9,5 \times (\% Mo) - 217 \times (\% C)^2 - 71,5 \times (\% C)(\% Mn) - 67,6 \times (\% Cr)(\% C)$
Grange and Stewart	$Ms (^{\circ}F) = 1000 - 650 \times (\% C) - 70 \times (\% Mn) - 70 \times (\% Cr) - 35 \times (\% Ni) - 50 \times (\% Mo)$

Observa-se que de todos os elementos de liga, o carbono é aquele que mais forte influência tem sobre Ms.

A transformação martensítica pode ser considerada uma mudança estrutural no estado sólido, onde há uma movimentação coordenada dos átomos que se movem de maneira organizada em relação aos seus vizinhos. O resultado é uma solução sólida supersaturada de carbono, de estrutura tetragonal de corpo centrado (TCC), uma forma distorcida do ferro α , onde o carbono ocupa os interstícios octaédricos (SIMSIR & GUR, 2009).

A transformação que ocorre na martensita é acompanhada de uma mudança de volume, a qual pode ser observada em diversos fenômenos presentes nos aços, como por exemplo, tensões residuais e formação de trincas na têmpera.

3. DIAGRAMAS TTT E RC

Diagramas de transformação são desenvolvidos para ilustrar a dependência das transformações de fase com o tempo em sistemas de não-equilíbrio. Os diagramas de transformação isotérmica ou tempo-transformação-temperatura (TTT) permitem obter a fração volumétrica transformada durante um processo de transformação isotérmico para diferentes temperaturas (LISCIC, 2007). A Figura 1 ilustra um exemplo de um aço 4130.

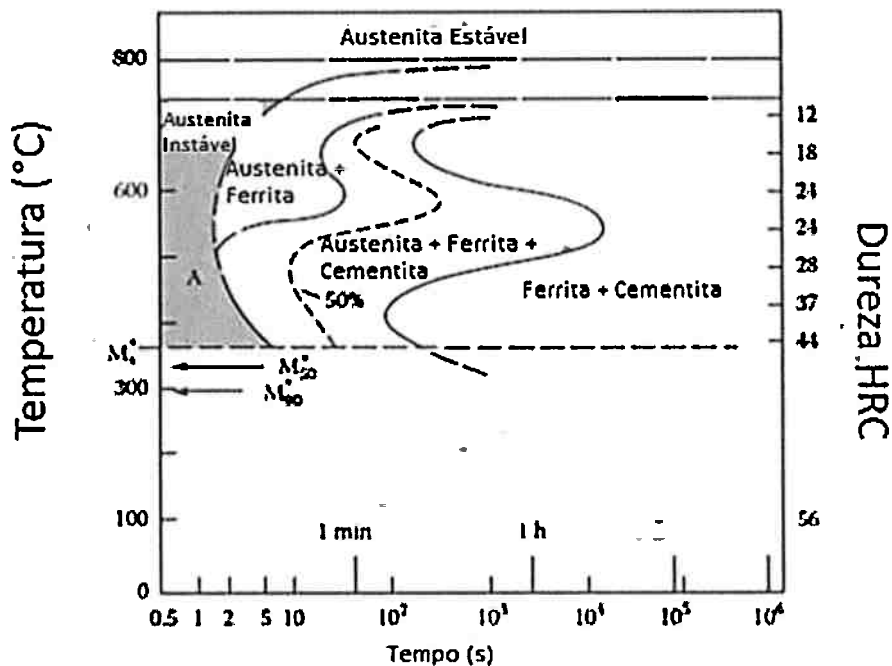


Figura 1. Diagrama TTT de um aço 4130. Adaptado de (TARNEY, 2000)

No caso do tratamento de têmpera é interessante analisar as transformações de fase em relação a um resfriamento contínuo. Neste caso, se faz uso dos diagramas RC (CCT-*Continuous Cooling Transformation*). No caso de aços, os diagramas RC descrevem a decomposição da austenita em função da taxa de resfriamento. A Figura 2 ilustra diagramas RC para aço 1080, mostrando que a fase final na temperatura ambiente depende da taxa de resfriamento aplicada no aço.

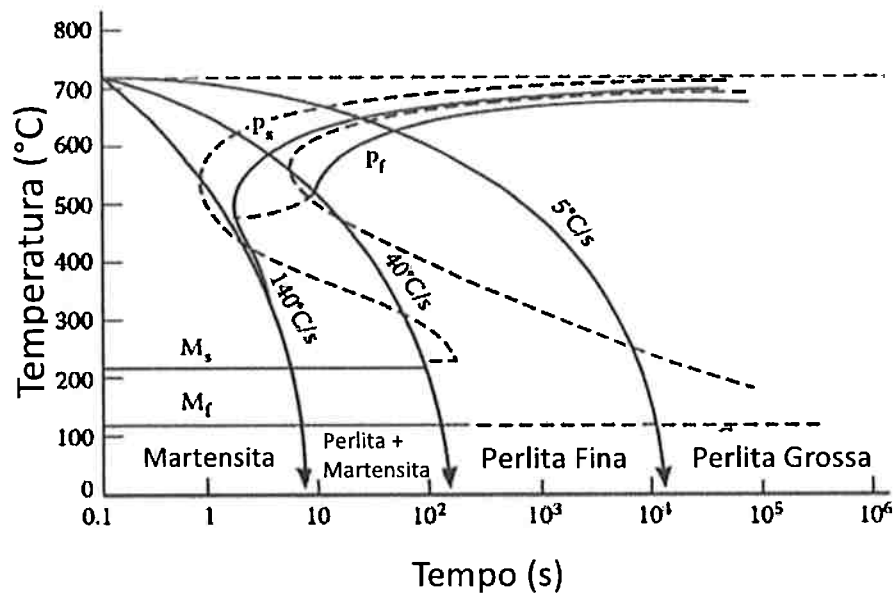


Figura 2. Diagrama RC e TTT de um aço 1080. Adaptado de (ASKELAND, 1989).

Nos diagramas RC, pode-se notar, de acordo com a Figura 3, quando a temperatura da superfície da peça cai mais rapidamente do que a temperatura do seu interior, a curva do centro intercepta a região bainítica e a região martensítica e a curva da superfície somente a região martensítica, formando-se, portanto, martensita na superfície e uma mistura de bainita e martensita no centro da peça (LISCIC, 2007).

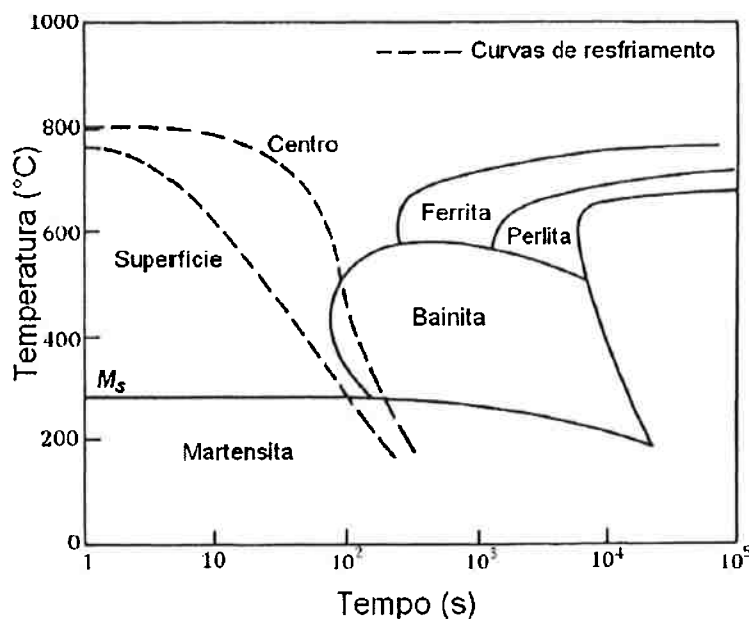


Figura 3. Diagrama representando transformação em núcleo e superfície de um cilindro de aço temperado. Adaptado de (BHADESHIA, 2001)

4. TENSÕES RESIDUAIS

Tensões Residuais resultam de deformações permanentes não uniformes na seção resistente de uma peça ou estrutura e permanecem na peça após remoção das solicitações externas. Essas tensões aparecem frequentemente em peças submetidas a diferentes processos de fabricação, forjamento, usinagem, dobramento, têmpera, etc.

Tensões residuais representam um dos principais potenciais para diversos problemas como a formação de trincas, uma maior tendência para a estrutura sofrer fratura frágil, diminuindo a vida útil do componente, falta de estabilidade dimensional e distorções, comprometendo seu desempenho. Entretanto, também pode atuar benéficamente, como na aplicação de *shot peening*, gerando tensões compressivas na superfície do metal, dificultando a formação de trincas (MODONESI, 2001).

As tensões residuais apresentam caráter elástico, pois o valor máximo que estas tensões podem atingir é a tensão de escoamento local do material. As tensões residuais podem ser aliviadas aquecendo o material até uma temperatura na qual a tensão de escoamento do material é igual ou inferior às tensões residuais presentes. Ou seja, neste caso as tensões residuais irão causar deformações plásticas (escoamento do material) e serão aliviadas (NARAZAKI & TOTTEN, 2007).

A classificação mais comum para tensões residuais é baseada conforme o volume de material envolvido na interação (ECHEVERRI, 2012). Esta classificação é feita em três categorias: tensões residuais de primeira ordem ou Tipo I (macro tensões), tensões residuais de segunda ordem ou Tipo II e tensões residuais de terceira ordem ou Tipo III (as Tipo II e III são também chamadas de microtensões residuais) (SCHULZE, VÖHRINGER, & MACHERAUCH, 2010).

As tensões residuais do Tipo I são as tensões que são constantes em grandes áreas do material, ou seja, são constantes no volume de vários grãos, e causam deformações uniformes da rede cristalina, na região em que atuam. Estas tensões podem estar associadas às heterogeneidades causadas por operações mecânicas (laminação) ou térmicas (têmpera) realizadas sobre o corpo (LISCIC, 2007)

As forças internas resultantes dessas tensões estão em equilíbrio com relação a qualquer seção transversal, e os momentos mecânicos resultantes dessas tensões estão em equilíbrio com relação a qualquer eixo. Qualquer mudança no equilíbrio de forças e momentos de um elemento de volume que contém essas tensões residuais muda as dimensões macroscópicas do elemento (LISCIC, 2007).

As tensões residuais do Tipo II são as tensões que atuam em uma distância de um grão ou uma parte de grão, assim, a região de influência no equilíbrio destas tensões se restringe a um pequeno número de grãos. Estas ocorrem pelo simples processo de orientação dos grãos; são especialmente adequadas para descrever a situação de tensões residuais em aços contendo duas fases com coeficientes de expansões térmicas diferentes (LISCIC, 2007).

As tensões residuais do Tipo III ocorrem em distâncias atômicas de defeitos cristalinos no interior dos grãos. São resultantes de imperfeições da rede cristalina, ocorrendo principalmente em regiões próximas às discordâncias, portanto, a perturbação do seu equilíbrio não resulta em nenhuma mudança macroscópica das dimensões do material (LISCIC, 2007).

Na prática, para efeito do estudo de deformações macroscópicas, empenamentos e tensões residuais em peças tratadas termicamente, somente tensões residuais do Tipo I são consideradas.

5. INTERAÇÕES GERADAS NO PROCESSO DE TÊMPERA

Durante a têmpera, transformações de fases e interações mecânicas ocorrem simultaneamente. Os campos físicos interagem uns com os outros, seja pela partilha de variáveis ou pela soma das interações. A Figura 4 ilustra os principais mecanismos presentes na têmpera e suas interações (TENSI et al., 2007; DEAN, ŞİMŞİR, & GÜR, 2009) .

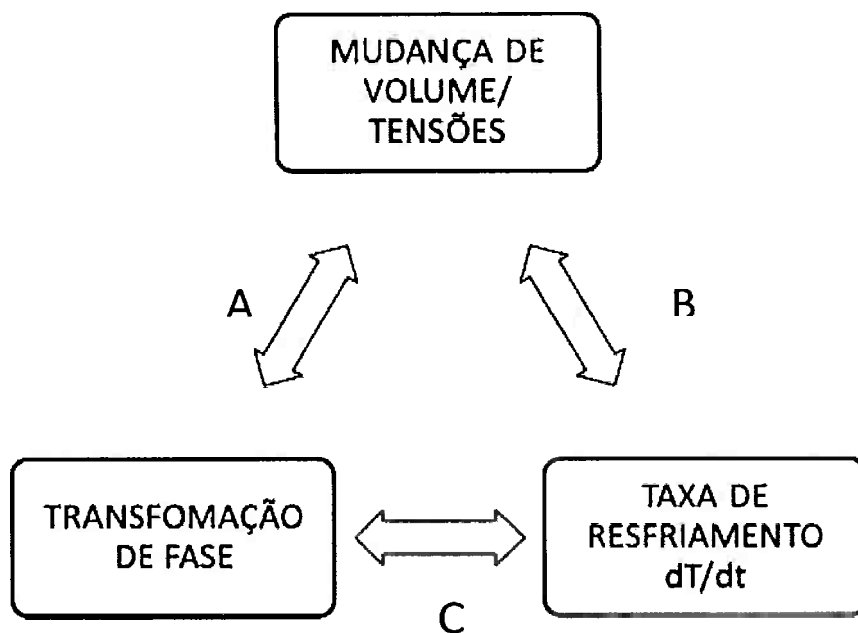


Figura 4. Efeitos presentes em um processo de têmpera de aço. Adaptado de (LISCIC, 2007)

A seguir, será detalhado como ocorre cada interação presente no fenômeno de têmpera.

5.1 TRANSFORMAÇÃO DE FASE – TENSÕES (A)

Em altas taxas de resfriamento, a formação de ferrita, bainita e perlita é suprimida, e a martensita, que é uma estrutura tetragonal (menos densa que CCC) é formada. Isto resulta na expansão volumétrica local, a partir da temperatura M_s , como mostrado na Figura 5.

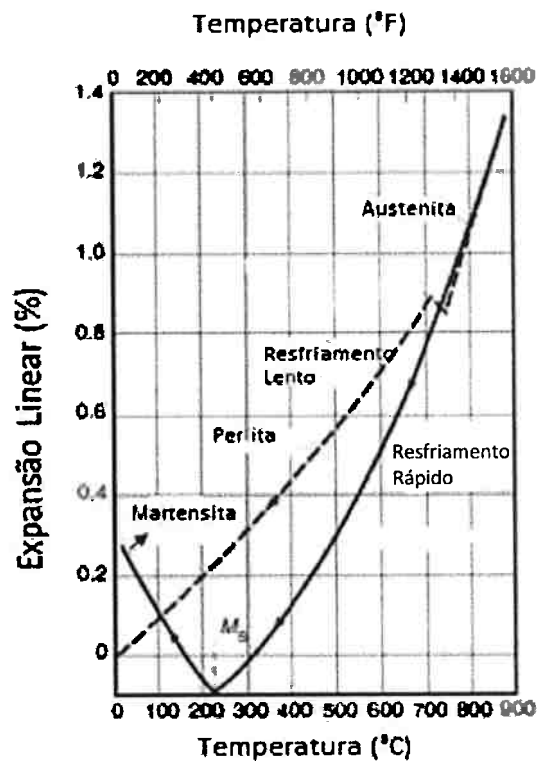


Figura 5. Expansão linear das fases presentes em um resfriamento de aço. Adaptado de (NARAZAKI & TOTTEN, 2007)

Sendo assim, a presença de gradientes térmicos, e não uniformidade de transformação de fase no material acarretam expansões desiguais em cada região do material, provocando tensões residuais no metal. A Tabela 2 fornece a variação de volume de cada fase, com mudança dimensional em relação ao teor de carbono.

Tabela 2. Mudanças dimensionais observadas nas transformações de fases do aço
(THELNING, 1975).

Transformação	Variação de Volume (%)	Mudança Dimensional (mm/mm)
Perlita esferoidizada > Austenita	-4,64 + 2,21 (%C)	-0,0155 + 0,0074 (%C)
Austenita > Martensita	4,64 - 0,53 (%C)	0,0155 - 0,018 (%C)
Perlita esferoidizada > Martensita	1,68 (%C)	0,0056 (%C)
Austenita > Bainita Inferior	4,64 - 1,43 (%C)	0,0155 - 0,0048 (%C)
Perlita esferoidizada > Bainita Inferior	0,78 (%C)	0,0026 (%C)
Austenita > Bainita Inferior	4,64 - 2,21 (%C)	0,0155 - 0,0074 (%C)

Transformação espontânea de austenita em martensita ocorre quando o material é resfriado numa temperatura abaixo do início de formação da martensita (M_s) e se completa quando a temperatura alcança uma temperatura limite de transformação chamada M_f ($M_s > M_f$). Nesse estágio, a força motriz química do sistema ($\Delta G_{M_s}^{\gamma \rightarrow \alpha'}$) é suficiente para nuclear as primeiras ripas de martensita sem aplicação de tensão, conforme ilustra a Figura 6.

Logo acima da M_s a martensita pode ser formada quando a tensão aplicada está na região de deformação elástica da austenita. A transformação ocorre já que potencial termodinâmico ($\Delta G_{T_1}^{\gamma \rightarrow \alpha'}$) para a transformação é complementada por uma força auxiliar, a força motriz (U) mecânica externa. A força motriz mecânica U é uma função da tensão e da orientação de uma transformação da martensita, e é expressa em função da tensão de cisalhamento e normal no plano de formação da martensita.

Esse tipo de transformação da martensita ocorre até o escoamento da austenita, a uma temperatura designada por T_1 .

Acima desta temperatura martensita nucleia, a partir do início do limite de escoamento da austenita. Nessa faixa de temperatura, a austenita é deformada e a nucleação da martensita é induzida por deformação plástica, cuja tensão aplicada correspondente permanece aproximadamente constante. Nesse caso,

a nucleação da martensita dependerá da formação de novos sítios, os quais aparecem como produto das interações entre as discordâncias (TAMURA, 1982).

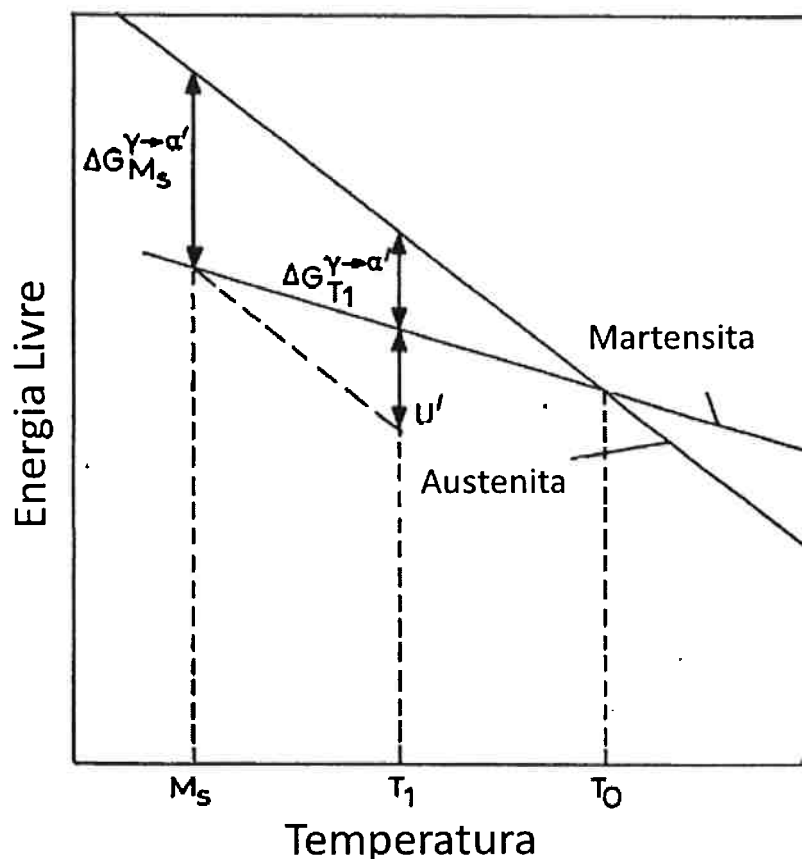


Figura 6. Energia livre da martensita e austenita em função da temperatura (TAMURA, 1982).

5.2 TAXA DE RESFRIAMENTO – TENSÕES (B)

Tensões térmicas são geradas no componente devido aos grandes gradientes de temperatura e a variação de propriedades mecânicas e físicas com a temperatura. Esse fenômeno ocorre devido às diferentes propriedades de cada fase do material. Variações de taxas de resfriamento em diferentes pontos levam a diferentes contrações térmicas, que devem ser equilibrados por um estado de tensão interna. Estas tensões podem provocar um escoamento plástico não uniforme quando a sua grandeza, em qualquer ponto, excede o limite de escoamento local (SIMSIR & GUR, 2009).

Entretanto, apesar de deformações mecânicas gerarem calor, no processo de têmpera as deformações plásticas são relativamente pequenas (2-3%) se comparadas ao volume total da peça. Deste modo, o calor gerado por deformações plásticas pode ser desconsiderado (GUR & PAN, 2009).

5.3 TRANSFORMAÇÃO DE FASE – TAXA DE RESFRIAMENTO (C)

Conforme visto na seção 3 DIAGRAMAS TTT E RC, a taxa de resfriamento proporciona diferentes transformações de fase no metal, que dependem da magnitude de resfriamento e composição química.

As transformações de fase também liberam energia na forma de calor, devido às diferenças de entalpia da fases produto e matriz (LEE & LEE, 2008). Esse calor liberado é chamado de calor latente. Lee *et al.*, (2008) propuseram valores para determinação do calor latente liberado durante a transformação no processo de têmpera, devido às diferenças entre as entalpias da fase matriz (austenita) e dos produtos, conforme a Tabela 3.

Tabela 3. Calor Latente das transformações da austenita (LEE & LEE, 2008)

Transformação	Calor Latente (J/m ³)
Austenita > Ferrita	$1,082 \times 10^2 - 0,162 (T + 273) + 1,118 \times 10^{-4} (T + 273) - 3,000 \times 10^{-8} (T + 273)^3 - ((3,501 \times 10^4)/(T + 273))$
Austenita > Bainita	$1,560 \times 10^9 - 1,500 \times 10^6 T$
Austenita > Perlita	$1,560 \times 10^9 - 1,500 \times 10^6 T$
Austenita > Martensita	$6,400 \times 10^8$

Durante a têmpera, tensões térmicas e de transformação de fase cooperam e causam um campo de tensões flutuante no metal. Quando o limite de escoamento local é ultrapassado em algum ponto da peça, ocorre deformação plástica não-uniforme. Esta deformação plástica não-uniforme resulta em um estado de tensão residual no final do processo de têmpera. (SIMSIR & GUR, 2009)

Outro ponto a se destacar é a variação de propriedades mecânicas tais como limite de escoamento e elasticidade entre as fases. Pietzsch *et al.* 2007 em seu estudo demonstrou esse fenômeno, evidenciando que a dureza e elasticidade do aço é fortemente influenciado pela fase predominante na estrutura. Assim, durante o resfriamento do metal temos variações de propriedades ocorrendo ao longo de seu perfil, provocando tensões e deformações no aço.

5.4 SUPERPOSIÇÃO DAS TENSÕES DE TRANSFORMAÇÃO E TÉRMICAS

Se as tensões geradas pelos efeitos térmicos e de transformação ocorrem simultaneamente durante o resfriamento, para um caso de um material com comportamento linear-elástico ideal, a situação apresentada na Figura 7 ocorre.

A superposição dos efeitos gera um estado de tensões, onde a transformação da martensita imediatamente reduz as tensões absolutas tanto para o centro como para superfície. Mais adiante, o aumento das transformações martensíticas causa uma inversão nas tensões nas duas regiões. Se as transformações ocorrerem de forma uniforme na peça, as trações no centro e compressão da superfície se anulam. (SCHULZE *et al.*, 2010)

Então, quando o componente estiver completamente resfriado, um estado sem tensões residuais é alcançado.

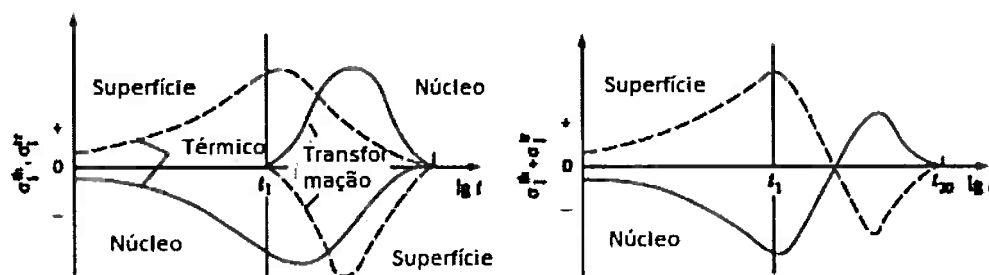


Figura 7. Superposição dos efeitos térmicos e de transformação durante o resfriamento no caso de um material com comportamento linear elástico. (SCHULZE *et al.*, 2010)

6. TRANSFERÊNCIA DE CALOR NA TÊMPERA

Quando a peça é temperada, o calor é transferido para o meio circundante. Isso produz gradientes de temperatura localizados onde há transferência de calor das regiões de temperatura mais elevada para a região de temperatura mais baixas. O fluxo de calor é proporcional ao gradiente de temperatura local, e pode ser expressada pela lei de Fourier de transferência de calor Equação 1:

$$Q = -\lambda A \frac{\delta T}{\delta X} \quad \text{Equação 1.}$$

onde Q é o fluxo de calor, λ é a condutividade térmica, A é a área e T a temperatura.

A transferência de calor em um sólido onde as temperaturas mudam com tempo e sem fontes de calor presentes no interior do corpo é dado pela Equação 2:

$$\frac{\delta T}{\delta t} = \alpha \left(\frac{\delta^2 T}{\delta x^2} + \frac{\delta^2 T}{\delta y^2} + \frac{\delta^2 T}{\delta z^2} \right) \quad \text{Equação 2.}$$

onde $\alpha = \frac{\lambda}{\rho C_p}$ é a difusividade térmica, expressa em m^2/s , C_p é o calor específico do material e ρ é a densidade.

6.1 TRANSFERÊNCIA DE CALOR ATRAVÉS DA SUPERFÍCIE DE UM CORPO

Outro fator de grande importância é a determinação da transferência de calor através de um corpo para o meio circundante. Isso é matematicamente descrito em termos do coeficiente de transferência de calor interfacial, h , de acordo com a Equação 3, desenvolvida a partir da Lei de Fourier:

$$h = \frac{Q}{A(T_1 - T_2)} \quad \text{Equação 3.}$$

Onde a unidade de h é $W/(m^2K)$, T_1 é a temperatura da superfície do corpo, T_2 é a temperatura do ambiente circundante (TENSI et al., 2007).

Durante a têmpera, o coeficiente de transferência de calor (CTC) é fortemente dependente da temperatura da superfície e pode variar em mais de uma ordem de grandeza entre a temperatura de austenitização e a temperatura do banho, devido à mudança de temperatura da superfície, presença de óxidos, espessura da camada limite térmica, a qual será explicada na seção 8. A Figura 8 ilustra a variação do CTC conforme a temperatura superficial diminui em um cilindro aquecido até 800°C . Nota-se que o coeficiente cresce a medida que a temperatura decresce, até atingir um máximo de $15000 W/(m^2K)$ em 200°C . Esse efeito é conhecido como ponto de Leidenfrost, e será explicado na seção 7. Ao final, o coeficiente cai devido ao fim do mecanismo de nucleação de bolhas e início do mecanismo de convecção (STITCH, 1994).

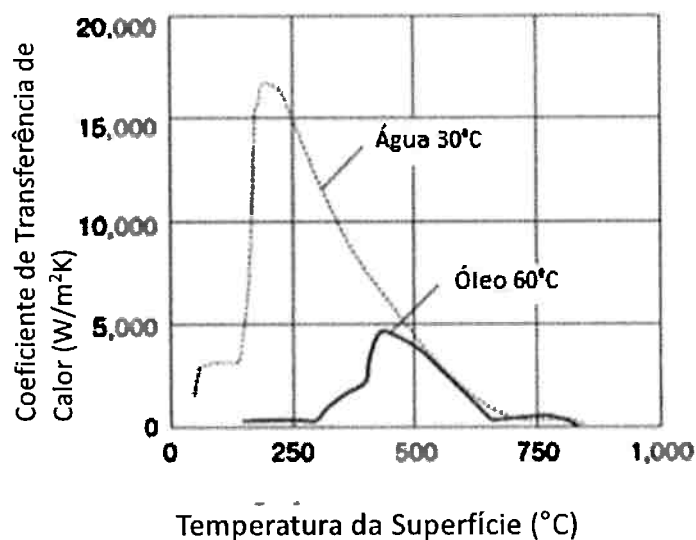


Figura 8. Variação do coeficiente de transferência de calor durante o processo de têmpera (STITCH, 1994).

O calor é removido pela superfície, mas o resfriamento do interior depende da condutividade térmica, calor específico e densidade do metal e não exclusivamente do calor extraído pela superfície (FUKUDA, TAKAYAMA, HAMASAKA, TSUDA, & IKEDA, 1989). A Figura 9 ilustra esse princípio que o fluxo de água influencia potencialmente na superfície e vai diminuindo conforme se aproxima do centro da chapa.

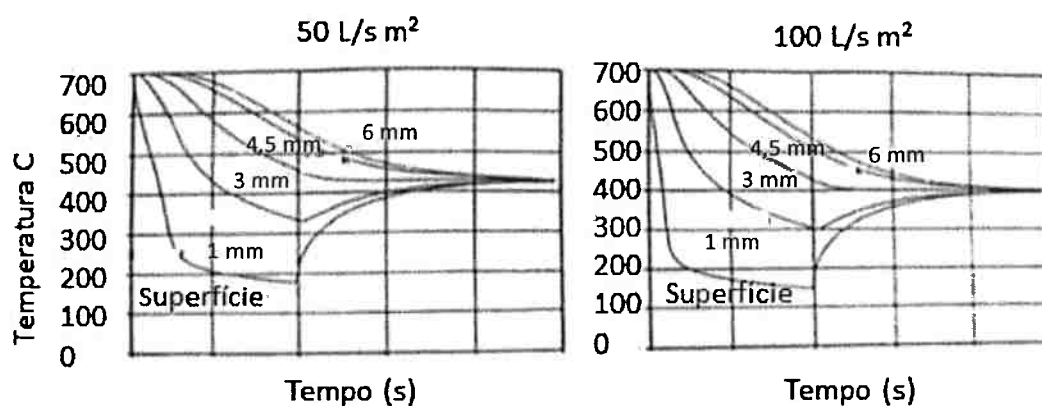


Figura 9. Taxas de resfriamento em relação a proximidade do núcleo do material (FUKUDA et al., 1989).

6.2 DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO PROCESSO DE TÊMPERA EM SPRAY

Equações formuladas para têmpera em spray são encontradas na literatura principalmente nos trabalhos de Nozaki, Matsuno, & Murata, 1976 e Mitsutsuka & Fukuda, 1983. Ao se relacionar o fluxo de água, foi elaborado por Nozaki *et al.* 1976 um modelo para o coeficiente de transferência de calor em uma superfície aquecida, conforme visto na Equação 4, em um intervalo de temperatura entre 600°C e 900°C. Os experimentos foram realizados em um corpo de prova de aço de 150x80x8mm com 0.16%C, 1.33%Mn:

$$h = 423(W)^{0,556} \quad \text{Equação 4}$$

onde W é o fluxo de água em L/m².min e h é Kcal/m²h°C

Mitsutsuka (1968), utilizando um corpo de prova de aço 0.14%C, 1.12%Mn de 28x220x220 mm definiu a relação entre o coeficiente de transferência de calor, a temperatura da superfície e o fluxo de água, conforme visto na Equação 5, ilustrado na Figura 10:

$$h = 2,292 \cdot 10^8 \cdot \left[\frac{W^{0,616}}{T_s^{2,445}} \right] \quad \text{Equação 5}$$

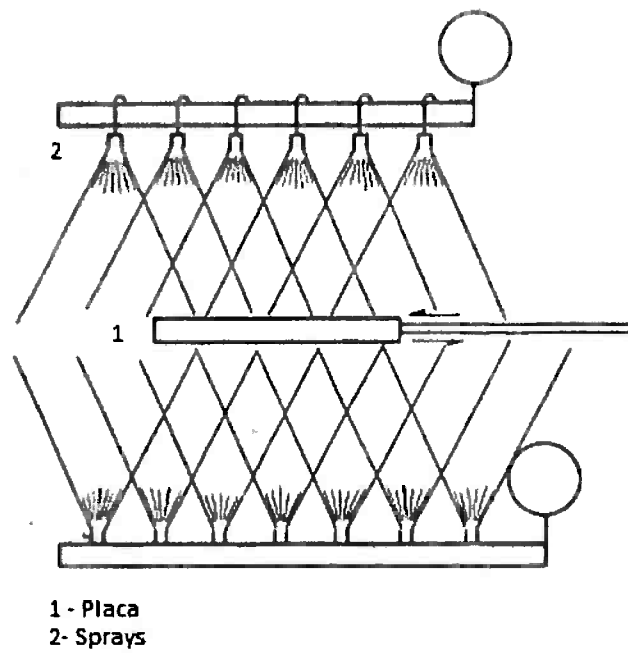


Figura 10. Arranjo experimental feito por Mitsutsuka (1968) para calcular o coeficiente de transferência de calor.

Onde h é $\text{Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$, W é o fluxo de água variando de 10 até $2000\text{L/m}^2\cdot\text{min}$ e T_s é a temperatura da superfície do metal variando de 400°C até 800°C .

7. TÊMPERA EM SPRAY

O termo têmpera por spray refere-se a uma ampla variedade de processos de têmpera que envolve a remoção de calor facilitada pelo impacto de um meio de têmpera em uma superfície de metal quente.

Têmpera Spray é usada para aperfeiçoar a transferência de calor a fim de permitir o surgimento de uma estrutura metastável com as propriedades físicas exigidas, enquanto simultaneamente desenvolve uma distribuição desejada de tensões. A evolução da temperatura da peça deve ser controlada com precisão durante a têmpera. Na têmpera spray, o coeficiente de transferência de calor do meio de têmpera está diretamente relacionado com o fluxo do líquido de têmpera, turbulência, e pressões atribuídas do líquido na superfície quente (TOTTEN et al., 1993)

A têmpera de uma peça de metal quente em contato com a água seguirá os mecanismos de resfriamento ilustrado na Figura 11, que mostra a transferência de calor em função da sua temperatura superficial. Após a imersão, a peça será inicialmente rodeada por uma camada de vapor, devido ao superaquecimento da água, que entrará em colapso com o resfriamento da região. Durante este período o resfriamento ocorre por condução e radiação através da camada de vapor, que atua como um isolante, fazendo com que o resfriamento seja lento (TOTTEN et al., 1993)

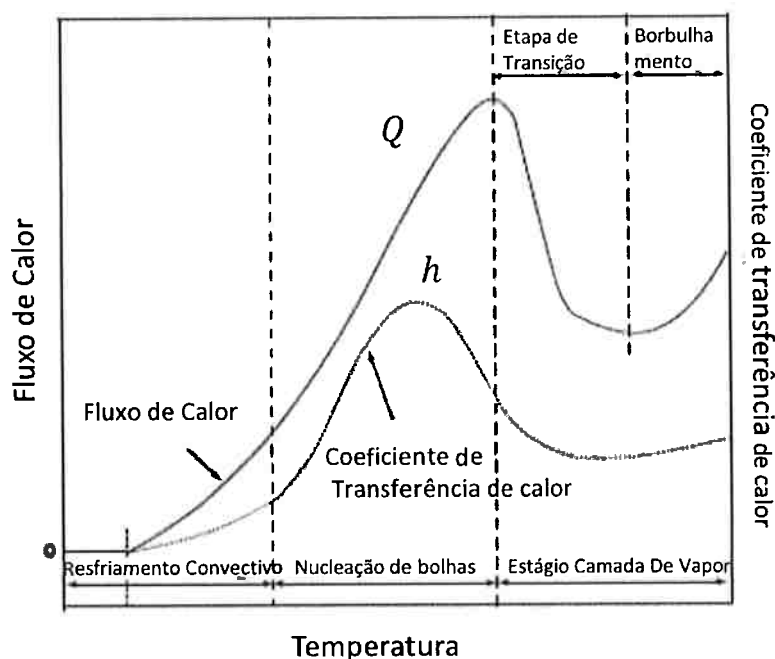


Figura 11. Fluxo de calor em relação com a temperatura de superfície da peça (DEAN et al., 2009)

A temperatura acima da qual a camada de vapor é mantida é chamada de temperatura Leidenfrost e é independente da temperatura inicial do metal temperado (ASM, 1991; BROOKS, 1996).

A segunda região da curva de esfriamento é denominada região de nucleação e crescimento de bolhas, e corresponde a uma rápida transferência de calor causada pelo contato direto do metal com a água, evaporando imediatamente e causando uma grande convecção.

Nesta região, o metal ainda está muito quente e a água continuará a ferver vigorosamente. O elevado calor de vaporização da água é responsável pela transferência de calor muito rápida (DEAN et al., 2009).

Na terceira região, ou região convectiva de resfriamento, a superfície da peça será resfriada para uma temperatura abaixo do ponto de ebulição de água. Apenas a transferência de calor por convecção ocorre nesta região (DEAN et al., 2009).

Os processos de têmpera geralmente precisam de taxas de resfriamento máximas nas duas primeiras fases para evitar a transformação perlítica e taxas de resfriamento mínimas na terceira fase, já que a tendência a ocorrerem

fraturas, fragilizações ou distorção das peças é mais provável em temperaturas em que a estrutura martensítica pode ser formada. Estas taxas de resfriamento podem ser controladas a partir das condições de transferência de calor entre a superfície do aço e o meio de resfriamento, tornando-se um dos fatores mais importantes no controle da evolução microestrutural e na geração de tensões e distorção (LISCIC et al., 2010).

8. VARIÁVEIS DO PROCESSO DE TÊMPERA EM SPRAY

8.1 TAMANHO DAS GOTÍCULAS

O aumento do contato das gotas com a superfície do metal irá resultar em um aumento da transferência de calor a partir da chapa, fazendo com que a temperatura da chapa diminua mais rapidamente. Um número maior de gotículas penetrará na película, proporcionando o rompimento da camada de vapor e consequentemente aumento da transferência de calor até que toda a chapa (TOTTEN et al., 1993).

O tamanho da gota é um fator crítico para a eficiência do sistema de têmpera por spray. Tanto a energia cinética e a proporção superfície-volume da gota dependem do tamanho dos sprays, que por sua vez dependem das pressões de ar e água, o orifício de projeção de ar e água e a geometria da câmara e do bocal da ponta da válvula (TOTTEN et al., 1993).

8.2 FLUXO DE ÁGUA/ AGITAÇÃO

A taxa de remoção de calor a partir de uma peça temperada pode ser aumentada por meio de agitação, que reduz a estabilidade do cobertor de vapor que envolve a parte durante a fase inicial da têmpera.

Segeberg (1988), relatou as taxas de resfriamento de uma peça de teste padrão como função da taxa de fluxo de água. Como esperado, em baixas vazões o ponto de máxima taxa de esfriamento é de cerca de 300 °C (570 ° F). Mas a temperatura de máxima taxa de esfriamento aumenta drasticamente à medida que a taxa de fluxo de água aumenta. A Figura 12 ilustra como o aumento dos níveis de agitação do banho aumenta a temperatura em que o cobertor de vapor é quebrado, permitindo, assim, transferência de calor muito mais eficaz devido à etapa de nucleação (SEGERBERG, 1988).

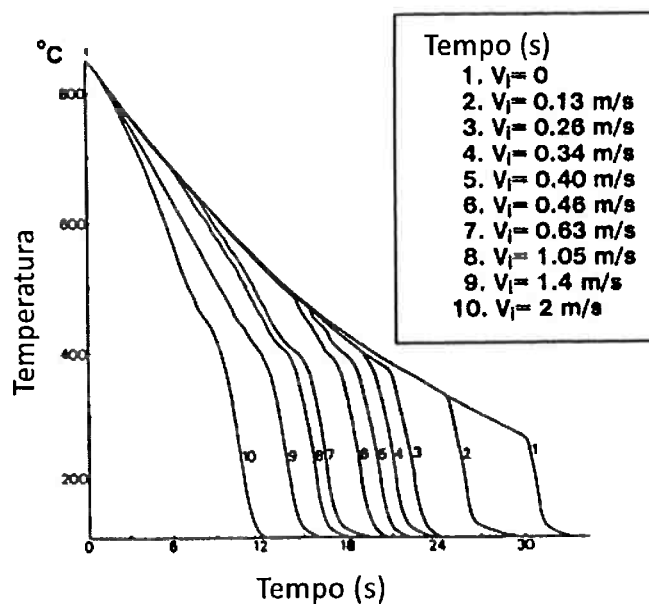


Figura 12. Taxas de resfriamento em relação a velocidade do fluxo de água (TOTTEN et al., 1993).

De modo similar, a Figura 13 demonstra que as taxas de fluxo de água mais altas produzem uma têmpera mais severa. O aumento da severidade de têmpera pode ser atribuído a energia mecânica proveniente da água, que causa uma ruptura na camada de vapor a temperaturas elevadas. Quanto mais alta a temperatura e mais rápido é a ruptura da camada de vapor, maior será a eficiência do processo de remoção de calor, devido ao rápido início da etapa de nucleação, onde ocorre a maior transferência de calor na peça (SEGERBERG, 1988).

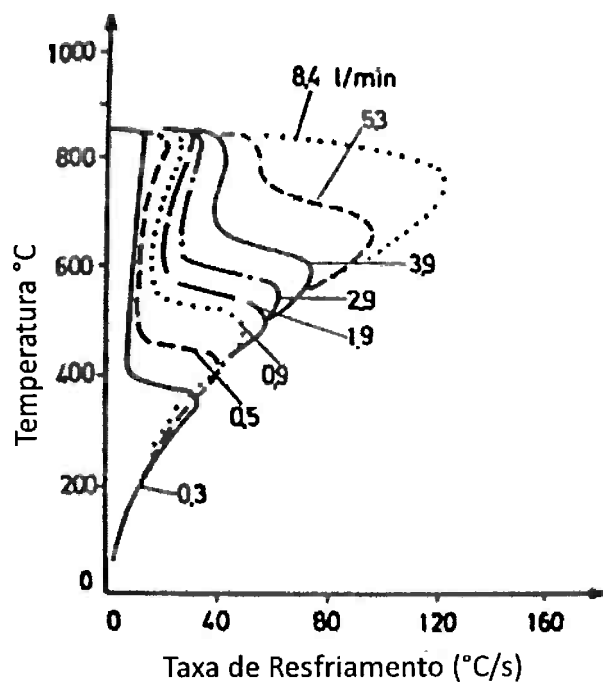


Figura 13. Efeito da velocidade da água na taxa de resfriamento (SEGERBERG, 1988).

A Figura 14 mostra o efeito da velocidade do fluido (0, 0.3 e 0.6 m/s) no resfriamento de um cilindro de aço austenítico inoxidável a 900°C, com a temperatura da água em 60°C. Nota-se que o efeito é menos visível na região inicial da formação do filme, mas a influência se torna notável nas regiões de nucleação onde o resfriamento se torna mais rápido (TENSI, SPIES, SPENGLER, & STICH, 1994).

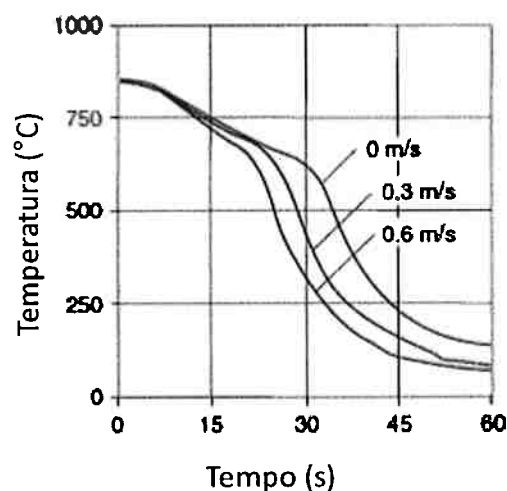


Figura 14. Efeito da velocidade do fluido na taxa de resfriamento central de um aço inoxidável austenítico (25mm diâmetro) em água a 60°C (TENSI et al., 1994).

Matematicamente, o efeito da agitação é provado através da análise de um fluido escoando ao longo de uma superfície quando existe diferença de temperatura entre o fluido e a superfície. Neste caso, o fluido contido na região de variação substancial de temperatura é chamado de camada limite térmica.

O mecanismo de convecção ocorre através de uma ação combinada de condução em regiões de baixa velocidade, onde existe gradiente de temperatura e movimento de mistura nas regiões de alta velocidade (ALE, 2011).

Considerando a camada térmica como uma parede hipotética de espessura dt e condutividade térmica λ_t .

Fluxo de calor por condução é descrito pela Equação 6:

$$Q = \frac{\lambda_t \cdot A}{dt} (T_s - T_\infty) \quad \text{Equação 6}$$

Pela equação de Newton temos o fluxo de calor por convecção, descrito pela Equação 7:

$$Q = h \cdot A (T_s - T_\infty) \quad \text{Equação 7}$$

Igualando temos a Equação 8:

$$h = \frac{\lambda_t}{dt} \quad \text{Equação 8}$$

A Equação 8 mostra que o coeficiente de película é inversamente proporcional a espessura da camada limite térmica, indicando que a diminuição da camada, ou seja, aumentando-se a velocidade do fluido, temos aumento no coeficiente de película.

8.3 EFEITO DA TEMPERATURA ÁGUA

O principal mecanismo de transferência de calor pelo cobertor de vapor durante a têmpera é ilustrado na Figura 15. O calor é transportado da superfície através do cobertor de vapor por condução (q_λ) e radiação. Apenas uma fração de calor é transferida para o líquido por convecção (q_α). O restante (q_v) vaporiza e estabiliza o fluido no cobertor de vapor. O vapor quente flui para cima, e as bolhas passam pela interface vapor-líquido. (TENSI et al., 2007)

Quando a temperatura da superfície diminui, a espessura da camada de vapor é reduzida até que o fluido entre em contato com o metal quente, quando se inicia o molhamento. O calor então não é mais transferido pelo filme de vapor, e o fluido é evaporado pelo contato direto com a superfície do metal, aumentando dramaticamente a transferência de calor (TENSI et al., 2007).

Com o aumento da temperatura do líquido, a energia necessária para evaporação do líquido é reduzida, pois é proporcional a diferença entre as temperaturas do líquido e do ponto de vaporização. A espessura da camada de vapor aumenta, e o mecanismo de nucleação ocorre em superfícies com temperaturas mais baixas (TENSI et al., 2007).

A Figura 15 ilustra que com o filme de vapor a temperatura da superfície (T_s) decresce até a temperatura de vaporização da água (T_b) para então chegar a temperatura do banho (T_L).

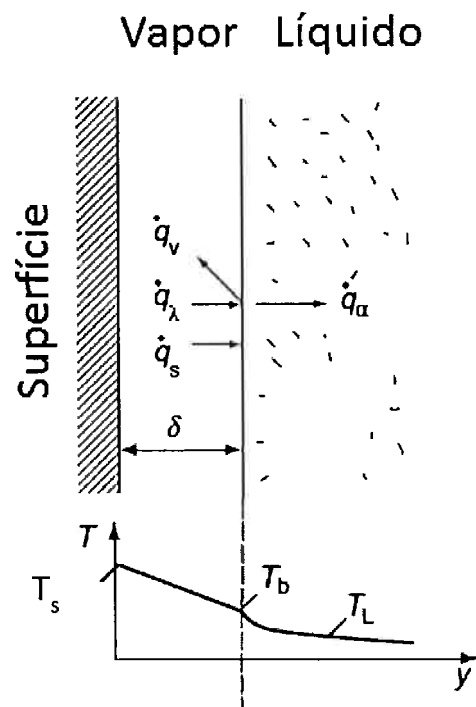


Figura 15. Mecanismo de transferência de calor durante a fase inicial da têmpera por spray, sua distribuição de temperatura na interface (LISCIC, TENSI, & TOTTEN, 2010).

O efeito da temperatura da água no resfriamento de uma amostra de Inconel 600 é ilustrada na Figura 16. Com o aumento da temperatura a duração da camada de vapor aumenta, indicando uma lenta transição entre as etapas de baixa e alta transferência de calor. Nota-se que nos três estágios do resfriamento as taxas de resfriamento se tornam mais lentas quanto maior for a temperatura do fluido (BATES, TOTTEN, & BRENNAN, 1991).

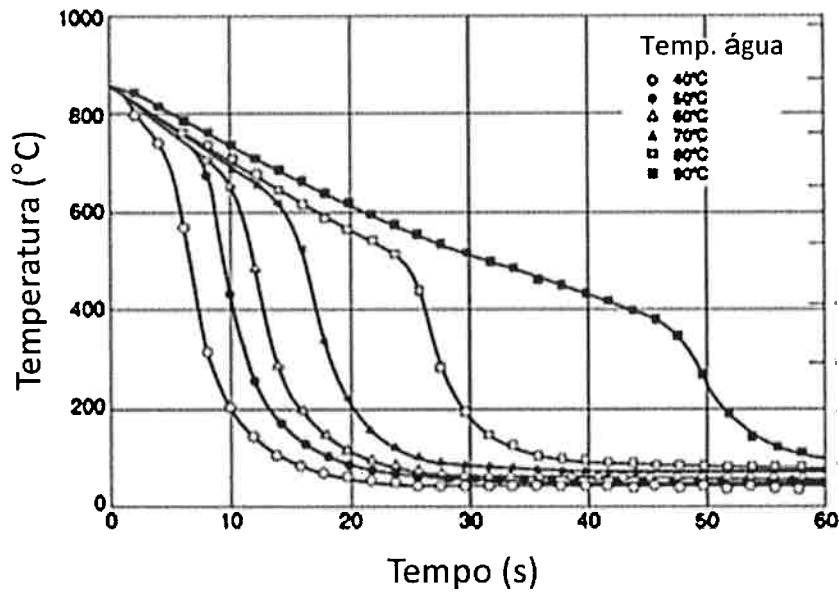


Figura 16. Efeito da temperatura do banho no resfriamento central de um corpo de prova de Inconel 600 em água fluindo a 0,25 m/s (BATES et al., 1991).

8.4 EFEITO DA ESPESSURA DA CHAPA

Wang *et al.* (2013) estudaram a diferença das taxas de resfriamento ao longo da espessura de uma chapa de 45mm. Notou-se que as taxas de resfriamento não são iguais, decrescendo a medida que se aproxima do centro da chapa, conforme mostra a Figura 17 e Figura 18, onde a 10mm da superfície tem-se aproximadamente 18 C°/s o no centro 11 C°/s.

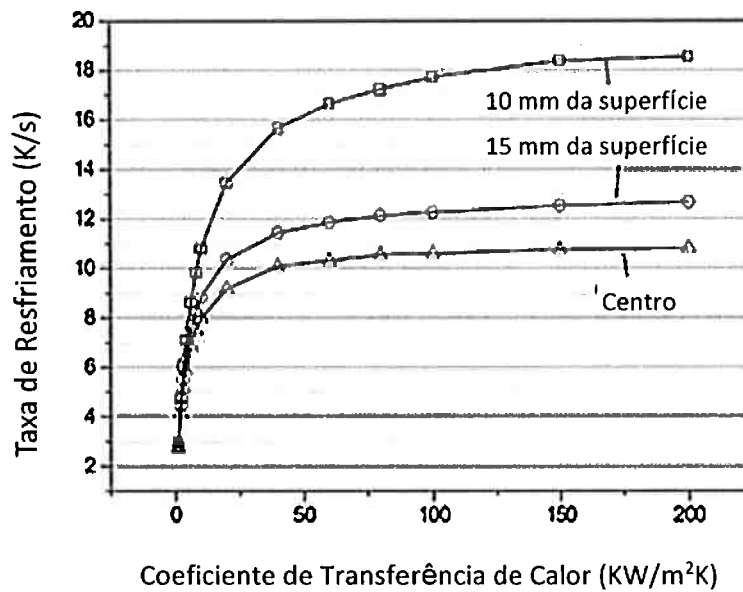


Figura 17. Taxas de resfriamento e coeficiente de transferência de calor em diferentes profundidades da chapa de 45mm (WANG, WANG, HAN, DENG, & WANG, 2013)

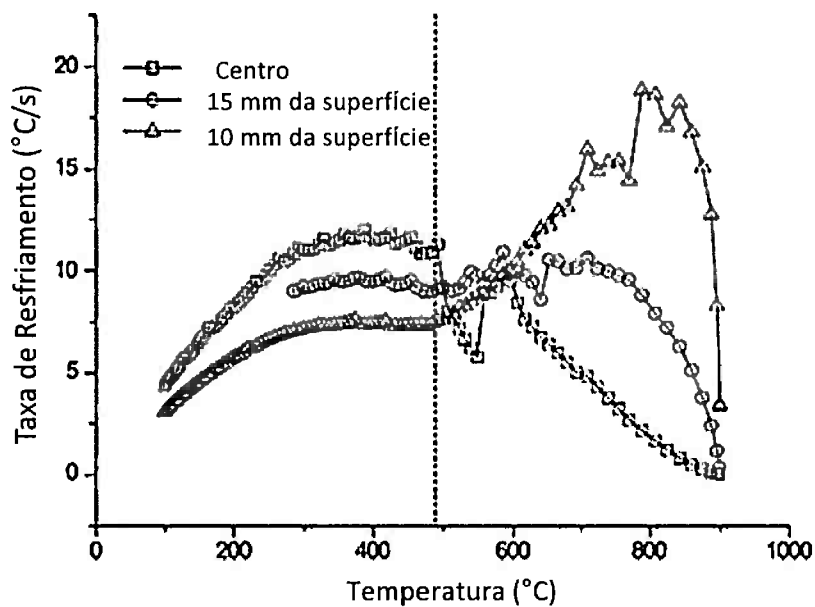


Figura 18. Taxas de resfriamento durante a queda de temperatura na têmpera de uma chapa de aço de 45 mm (WANG et al., 2013).

Os resultados obtidos para as taxas de resfriamento durante o processo mostraram que inicialmente a taxa de resfriamento foi mais alta próximo a

superfície e decrescendo até o centro da chapa. No entanto, ao decorrer do processo, a temperatura da superfície cai rapidamente, diminuindo o gradiente de temperatura. No centro, entretanto, o gradiente aumenta, fazendo com que a taxa de resfriamento se torne maior que a superfície.

Nota-se que há um contraste entre o estágio inicial e final da têmpera.

8.5 EFEITO DA CONTAMINAÇÃO DA ÁGUA

Se a água conter substâncias, mesmo em pequenas quantidades, dissolvidas ou em emulsão, a cinética de resfriamento é alterada significativamente. O maior efeito dos contaminantes está na ação na camada de vapor. Dependendo do efeito, os contaminantes podem ser divididos em dois grupos, os que auxiliam ou interferem na manutenção da camada de vapor. As substâncias que auxiliam na manutenção da camada de vapor incluem sólidos, líquidos e gases que são insolúveis ou pouco solúveis em água. Por exemplo, partículas cerâmicas (óxidos), gorduras e óleos, formam suspensões ou emulsões que promovem a formação da camada de vapor e impedem sua condensação. Como resultado, a duração da etapa da camada de vapor aumenta, só sendo eliminada em temperaturas mais baixas que nos casos que se utilizam águas sem contaminantes. Ao mesmo tempo, esses contaminantes aumentam o resfriamento não uniforme e suas consequências, tais como distorções (LUTY, 2010; PIETRASZ, 1959).

Algumas substâncias, no entanto, auxiliam no processo, reduzindo a durabilidade da camada de vapor, como no caso de sais, ácidos e álcalis dissolvidos na água. Quando a concentração destes for suficientemente alta, a etapa da camada de vapor pode nem mesmo ocorrer (LUTY, 2010; PIETRASZ, 1959).

Isso é explicado pelo fato de que quando pequenos cristais de sais saturados depositados na superfície do metal são aquecidos, água é expelida deles por micro explosões, promovendo a quebra da camada de vapor e facilitando a nucleação de bolhas.

8.5.1 SOLUÇÕES DE ÁGUA COM SAIS NÃO-ORGÂNICOS E ÁLCALIS

O fato de pequenas quantidades de sais, álcalis e ácidos dissolvidos na água alterarem as propriedades termo cinéticas reduzindo desvantagens da água pura foram estudadas por (PIETRASZ, 1959). O aditivo mais comum utilizado é um composto de cloreto de sódio em conjunto com outros sais. A Figura 19 mostra como o efeito da concentração do sal afeta as curvas de resfriamento de um aço temperado. O estudo mostrou que a adição de até 15% promove um aumento geral na taxa de resfriamento da peça, diminuindo os efeitos da camada de vapor. Com o aumento da concentração (20%), em geral, a taxa de resfriamento começa a diminuir (LUTY, 2010; PIETRASZ, 1959).

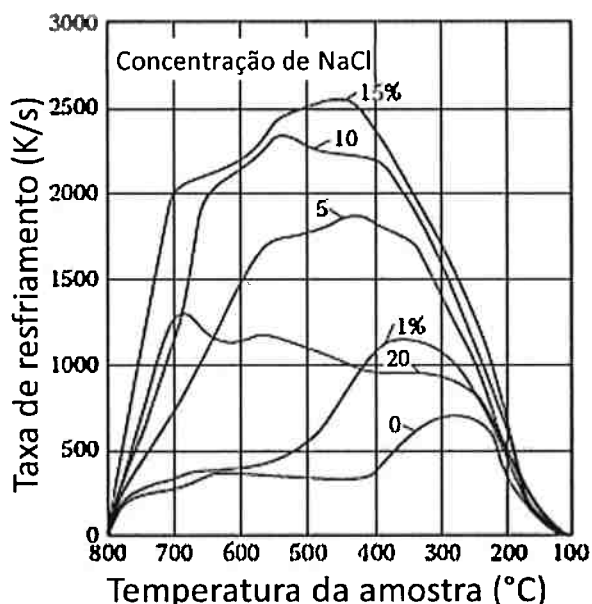


Figura 19. Efeito da concentração de NaCl na taxa de resfriamento de um corpo de prova de prata em função da temperatura (PIETRASZ, 1959).

A influência de outros sais e álcalis é similar, conforme a Tabela 4. Soluções álcalis de sódio, mesmo em baixas concentrações (5-20%), promovem as maiores taxas de resfriamento, no entanto, cloreto de sódio é mais barato e menos agressivo.

Tabela 4. Taxas de resfriamento de um cilindro de prova 0,95%C de 880°C-730°C para diferentes soluções de sais e ácidos (ASM, 1969).

Solução Aquosa	Concentração	Taxa de Resfriamento (K/s)
NaCl	0	102-120
	5	170
	10	195
CaCl₂	5	170
	10	193
	20	170
Na₂CO₃	10	170
NaOH	2,5	195
	5	202
	11,5	202
	16,5	207
HCl	5	153
	20	100
H₂SO₄	5-20	143-150

As principais vantagens do uso de aditivos em relação a água pura são:

- O efeito da temperatura do banho nas taxas de resfriamento da têmpera se torna menos determinante do que no caso de água pura, devido ao aumento geral da taxa de resfriamento promovida pelos sais, condição ilustrada na Figura 20.
- A agitação se torna menos importante no processo
- Distorções e trincas raramente ocorrem

Esses aditivos salinos apresentam também desvantagens operacionais tais como:

- Necessidade de proteção dos tanques de armazenamento que resistam a ataques salinos.

- Equipamentos apropriados para limpeza e controle de soluções.

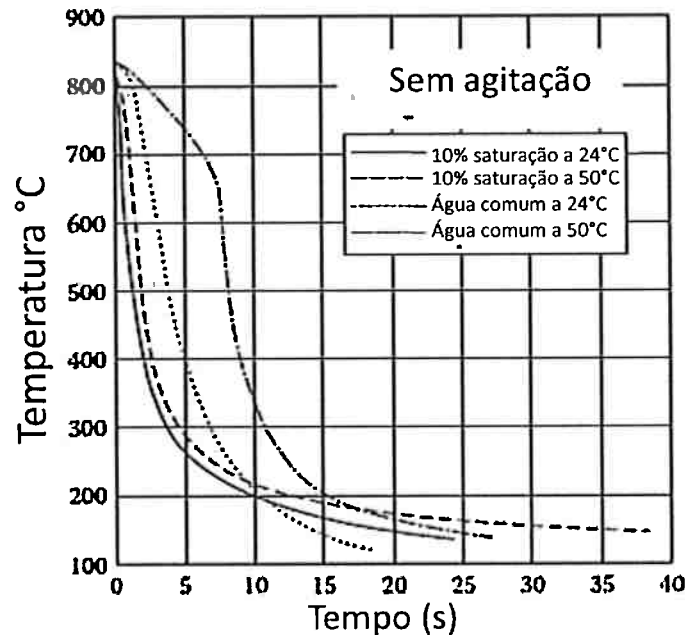


Figura 20. Efeito da adição de sais em comparação com água pura na taxa de resfriamento central de um cilindro de aço inoxidável 18/8 (ASM, 1969).

8.6 CONSIDERAÇÕES SOBRE A TÊMPERA EM SPRAY HORIZONTAL

Considerações especiais são necessárias quando se modela têmpera em uma planta de laminação a quente. A chapa move-se horizontalmente e é esfriada por sprays nas partes superior e inferior. Na parte superior, o spray formara uma camada de vapor e a água líquida ira se espalhar sobre este cobertor, conforme visto na Figura 21. Na parte inferior, também haverá produção da camada de vapor, mas a água líquida irá cair devido à gravidade. Sendo assim, mesmo para fluxos idênticos de água em cima e em baixo da chapa, a parte inferior ira resfriar mais lentamente do que a superior (MITSUTSUKA & FUKUDA, 1983).

Experimentalmente, propôs-se que o coeficiente de transferência de calor na parte inferior, descrito pela Equação 9:

$$h = 360(W)^{0,556} \quad \text{Equação 9}$$

onde W é o fluxo de água em $L/m^2 \cdot \text{min}$ e h é $Kcal/m^2 h^\circ C$

Indicando que o resfriamento na parte inferior é 15% menos efetivo que na parte superior da chapa.

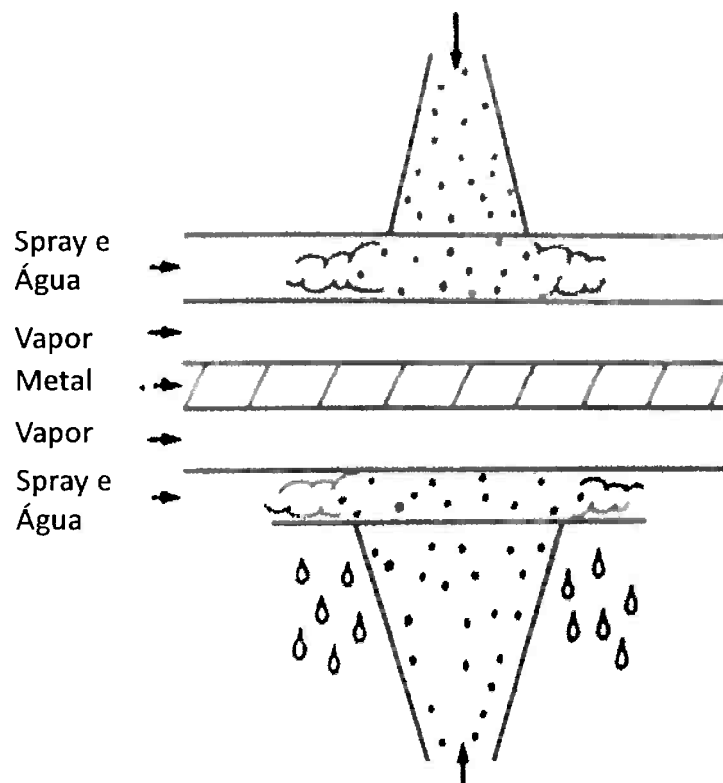


Figura 21. Esquematização do efeito do spray nas superfícies superior e inferior de uma chapa durante a têmpera (MITSUTSUKA & FUKUDA, 1983).

8.7 DISTORÇÕES

Dois fatores produzem distorções durante têmpera: a presença de gradientes térmicos e expansão volumétrica durante a formação de martensita.

Quando o aço a $900^\circ C$ é resfriado, no estágio inicial da têmpera, a austenita resfria sem transformação de fase. A superfície esfria mais rapidamente que o centro devido aos grandes gradientes térmicos. A superfície externa então contrai, enquanto o centro permanece relativamente quente. Este

processo coloca a superfície exterior em tensão e o interior em compressão, causando deformação plástica interna.

O segundo estágio da têmpera começa com o surgimento da martensita na superfície do metal. Com esfriamento do centro do metal e a dilatação causada pela transformação de fase ocorre contração na superfície da barra. O centro não transformado reage às tensões da superfície, invertendo o estado de tensão e colocando o centro em tensão.

Devido a esta razão, é geralmente desejável minimizar o gradiente térmico entre a superfície e o centro da peça durante a têmpera para minimizar o potencial de trincas e distorção (TOTTEN, BATES, & CLINTON, 1993).

8.8 TÊMPERA NÃO-UNIFORME

Uma das causas mais comuns de quebra e distorções é o processo de têmpera. Uma das principais causas de geração de trincas e distorções, é uma transferência de calor não-uniforme durante a têmpera. A têmpera não-uniforme gera grandes gradientes térmicos entre o núcleo e a superfície do metal. (NARAZAKI & TOTTEN, 2007)

Outra causa de têmpera não-uniforme é a geometria da peça. Peças com seções grossas e finas vão esfriar a taxas diferentes, levando a diferentes volumes de produtos de transformação de fase em um determinado ponto no ciclo têmpera. Ambos os efeitos contribuem para a formação de tensões internas que podem resultar num aumento das distorções e rachaduras (TOTTEN & CLINTON, 1993).

9. OBJETIVOS DO TRABALHO

O objetivo do trabalho é modelar as deformações produzidas durante a têmpera em chapas de 6 mm disponíveis na planta da Usiminas Cubatão, com o uso do software de modelamento matemático Abaqus. Através da análise e implementação das propriedades termomecânicas, deseja-se comparar o resultado de uma têmpera em condições atuais e em condições ideais de operação.

10. MATERIAIS E MÉTODOS

10.1 MATERIAIS

As chapas grossas são uma forma bastante usual de fornecimento de aço, onde o produto é obtido por meio do processo laminação, podendo ou não ser posteriormente tratadas termicamente, dependendo da aplicação desejada.

Esta linha de produtos é utilizada pelos mercados da construção civil, naval, de plataformas marítimas, de tubos de grande diâmetro, de implementos rodoviários, de máquinas agrícolas e de vasos de pressão e em aplicações onde se faz necessária elevada resistência ao desgaste. Para o aço estudado neste trabalho, os parâmetros críticos foram a composição química e o tratamento térmico, de maneira a se produzir uma chapa adequada para aplicações que necessitam de elevada resistência ao desgaste e sejam adequadas para serem soldadas.

A composição química do aço estudado está representada na Tabela 5.

Tabela 5. Composição química dos aços estudados

C	Mn	Si	Al	Nb	Ti	B	N
0,15	1,24	0,17	0,04	0,03	0,03	0,002	0,005

Nota-se que é necessária a presença de um teor mínimo de titânio igual a no mínimo 3,42 vezes o teor de nitrogênio, de forma que este último elemento fique todo na forma de precipitado (TiN) e mantenha o B em solução sólida para que possa aumentar adequadamente a temperabilidade das ligas.

10.2 MÁQUINA DE TÊMPERA

A máquina de têmpera utilizada na planta Usiminas Cubatão consiste em uma mesa de rolos, onde estão dispostos conjuntos de sprays na parte superior e inferior da mesa. A máquina possui 4 regiões principais: *High Quench 1* (HQ1), *High Quench 2* (HQ2), *High Quench 3* (HQ3) e *Low Quench* (LQ), esta última atualmente desativada. A máquina opera de forma a fornecer para as chapas uma taxa de resfriamento de 50°C/s. O modelo da máquina pode ser visto na Figura 22.

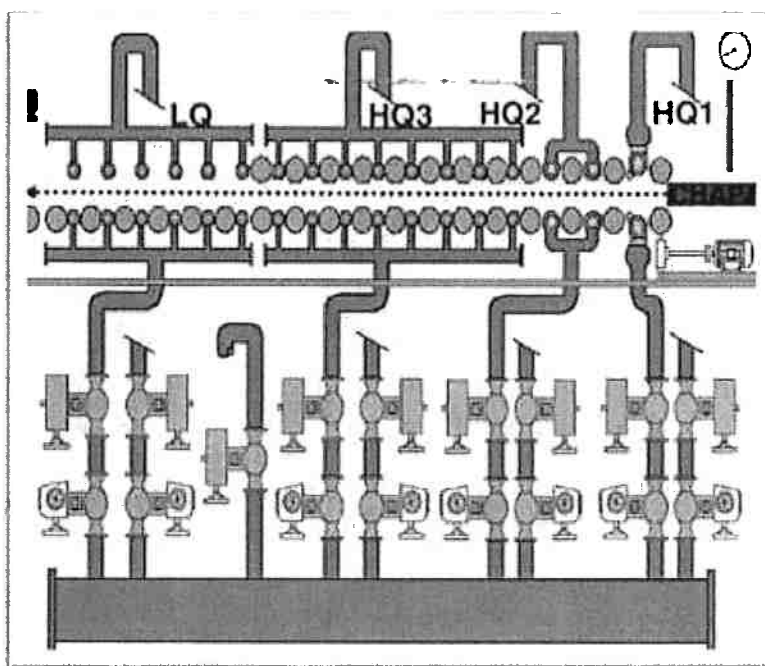


Figura 22. Esquematização da máquina de têmpera utilizada na planta da USIMINAS – Cubatão.

O uso de água reutilizada apresenta grandes vantagens com relação ao meio ambiente, evitando maior desperdício de recursos naturais pela empresa. No entanto, o uso de água reutilizada deve apresentar cuidados especiais, principalmente em relação à manutenção de sua qualidade, mantendo-a limpa de impurezas que possam entupir bicos e a uma temperatura adequada para o uso no processo de têmpera.

Devido ao grande intervalo de tempo entre as manutenções programadas tanto na máquina de têmpera, quanto nas bombas e filtros, a água atualmente, segundo técnicos e operadores da máquina de têmpera, não tem apresentado uma qualidade satisfatória para o uso. O que se observa são entupimentos frequentes e problemas técnicos tanto na casa de bombas, quanto nos filtros.

Para tentar amenizar os problemas apresentados na máquina, os próprios técnicos têm feito manutenções rotineiras, que por não serem programadas, apresentam certas limitações técnicas, como a falta de equipamentos, tempo e pessoal especializado.

Deste modo, apesar da manutenção rotineira conseguir diminuir os problemas que ocorrem na máquina, cria-se uma condição de diferença de vazão ao longo da largura e entre as regiões superior e inferior, devido às limitações técnicas de manutenção rotineira. A Figura 23 ilustra a situação operacional da máquina de têmpera.

Probabilidade de entupimentos de bicos observada

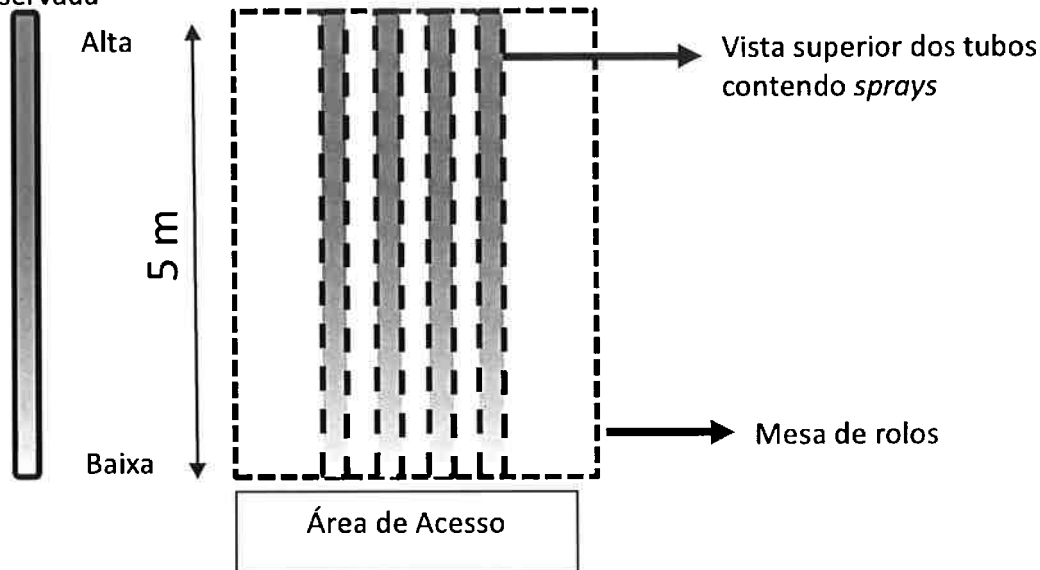


Figura 23. Vista superior da máquina de têmpera, indicando regiões de maior dificuldade de manutenção e, portanto, que apresentam maior probabilidade de entupimentos.

10.3 MODELAGEM

O modelamento proposto para o presente trabalho inclui a análise de mudança de fases no aço ao decorrer do resfriamento, e seu comportamento térmico, mecânico e físico durante o processo. Para a análise de mudança de fases, foi utilizado o software AC3, que fornece para cada temperatura as frações de fases presentes no aço. Através destes dados são calculadas as respectivas propriedades do material para então serem incluídas no modelo em Abaqus, que através de uma análise por elementos finitos irá simular todos efeitos termomecânicos e físicos ao longo da têmpera.

10.3.1 PROGRAMA AC3

O programa AC3 foi desenvolvido pela empresa britânica *Marathon Monitors, Ltda* no final da década de 1980 (AC3, 1994), em linguagem de programação C. Trata-se de um programa que contém uma biblioteca de aços para construção mecânica e que prevê com razoável precisão as curvas RC, as microestruturas e as durezas dos aços modelados. Quando definidos a composição do material, geometria da peça, temperaturas e tempo de austenitização, assim como as condições de resfriamento, o programa fornece

para o aço estudado curvas de transformação, curvas de resfriamento, microestrutura, dureza em diferentes posições entre a superfície e o centro da peça. A transferência de calor no componente durante a têmpera é descrita matematicamente através da equação de condução térmica de Fourier. A análise finaliza os cálculos quando a temperatura da amostra atinge a temperatura do meio de resfriamento

10.3.2 MODELAGEM PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

A modelagem para verificar o comportamento das tensões e deformações foi realizada no software ABAQUS 6.11-3 para modelação não linear por elementos finitos, desenvolvido pela empresa *SIMULIA*. Este software tem a capacidade de prever as características elasto-plásticas do material em função da temperatura e de solucionar o acoplamento entre as transformações de fase, a variação de temperatura e a transferência de calor.

O equacionamento por elementos finitos permite que as tensões externas causadas por gradientes de temperatura e de volume devido à transformação martensítica, sejam aplicadas nos incrementos de cada etapa do processo.

As deformações e as tensões são computadas dentro de cada elemento usando a relação entre as taxas de deformação e o deslocamento, em seguida as tensões são calculadas, utilizando a taxa de deformação elasto-plástica de cada elemento do modelo. A vantagem do ABAQUS é que ele permite o acoplamento direto da tensão /deformação (ECHEVERRI, 2012).

Os valores de cada elemento são determinados através dos valores de temperatura e a microestrutura avaliada no correspondente ponto nodal para, posteriormente, serem usados no cálculo das tensões. Em seguida, será determinada a quantidade de elementos e nós que formarão a malha da geometria da chapa.

O modelo de resolução do ABAQUS pode ser descrito pela Figura 24.

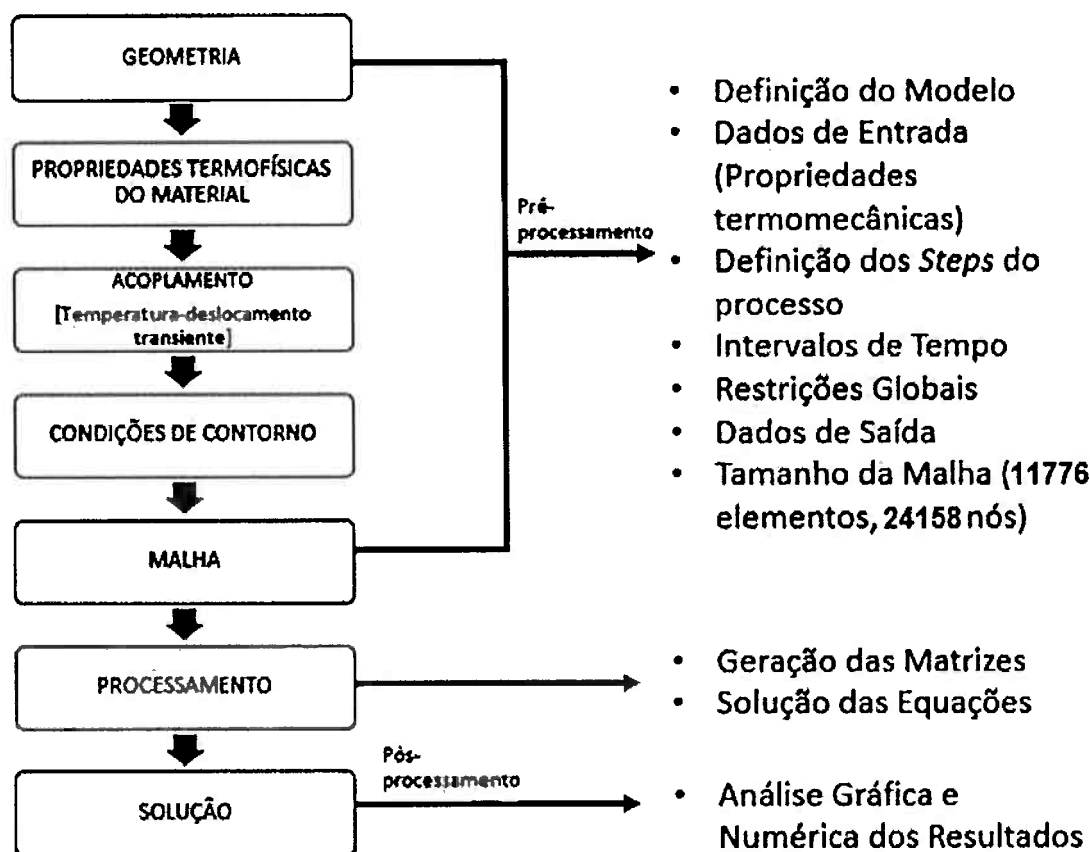


Figura 24. Fluxograma do modelo de elementos finitos no Abaqus. Adaptado de (ECHEVERRI, 2012)

10.4 PROPRIEDADES FÍSICAS E MECÂNICAS

Durante o processo de têmpera, as diferentes propriedades físicas e mecânicas das fases presentes foram computadas e incluídas na simulação, considerando suas frações volumétricas transformadas em cada faixa de temperatura.

As Tabelas 6, 7, 8, 9 e 10 foram utilizadas para o cálculo das tensões residuais durante a têmpera, em função da temperatura (BHADESHIA, 2002). Os sub-índices A, B, P e M, representam austenita, bainita, perlita e martensita, respectivamente. Estas equações foram obtidas a partir da interpolação dos resultados obtidos por Schroder *et al.* (1985) e Pietzsch *et al.* (2007) e Campbell *et al.* (1989) tendo como resultados diversos polinômios para temperaturas que variam entre 0°C e 900°C.

Tabela 6. Módulo de elasticidade

Módulo de elasticidade (E) em GPa e T em °C:	
E_A	$-6,2 \times 10^{-9}T^3 + 5,55 \times 10^{-6}T^2 - 0,084T + 200$
E_M	$-5,55 \times 10^{-5}T^2 - 0,033T + 200$
E_B	$3,71 \times 10^{-8}T^3 - 2,77 \times 10^{-5}T^2 + 0,045T + 210$
E_P	$2,21 \times 10^{-8}T^3 - 0,0001T^2 + 0,016T + 200$

Tabela 7. Coeficiente de Poisson

Coeficiente de Poisson e T em °C	
ν_A	$8 \times 10^{-11}T^3 - 7 \times 10^{-8}T^2 + 7 \times 10^{-5}T + 0,291$
ν_M	$8 \times 10^{-11}T^3 - 9 \times 10^{-8}T^2 + 7 \times 10^{-5}T + 0,28$
$\nu_B = \nu_P$	$1,9 \times 10^{-11}T^3 - 2,77 \times 10^{-8}T^2 + 6 \times 10^{-5}T + 0,28$

Tabela 8. Condutividade Térmica

Condutividade Térmica (λ) em W/m°C e T em °C	
λ_A	$-6,2 \times 10^{-9}T^3 + 9,44 \times 10^{-6}T^2 + 7,72 \times 10^{-3}T + 14,85$
λ_M	$-1,11 \times 10^{-6}T^2 - 0,021T + 43,13$
$\lambda_P = \lambda_B$	$-1,2 \times 10^{-9}T^3 - 1,66 \times 10^{-6}T^2 - 0,0239 \times 10^{-2}T + 49,01$

Tabela 9. Limite de escoamento

Limite de escoamento em MPa e T em °C	
σ_A	$31,25 \times 10^{-8}T^3 - 42,85 \times 10^{-5}T^2 + 0,0466T + 298,71$
σ_M	$-0,001T^2 - 0,1T + 1000$
σ_B	$1,29 \times 10^{-9}T^4 - 30,21 \times 10^{-7}T^3 + 18,22 \times 10^{-4}T^2 + 0,654T + 549,9$
σ_P	$3,7 \times 10^{-7}T^3 + 55,56 \times 10^{-5}T^2 - 0,566T + 360$

Tabela 10. Calor Específico

Calor Específico em J/Kg°C e T em °C	
C_{pA}	$-3,7 \times 10^{-8}T^3 + 4,44 \times 10^{-5}T^2 + 0,0966T + 531,7$
C_{pM}	$5,6 \times 10^{-8}T^3 - 8,33 \times 10^{-5}T^2 + 0,306T + 484$
C_{pB}	$4,9 \times 10^{-8}T^3 - 7,78 \times 10^{-5}T^2 + 0,309T + 484$
C_{pP}	$4,9 \times 10^{-8}T^3 - 7,78 \times 10^{-5}T^2 + 0,309T + 484$

Os valores de calor latente utilizados foram obtidos através da Tabela 3.

10.5 MODELO EM ABAQUS

O modelo desenvolvido para realização das simulações no ambiente Abaqus/Standard 6.11-3® foi concebido utilizando-se os dados de propriedades mecânicas e físicas referentes às tabelas encontradas em na seção 10.4 **Propriedades Físicas e Mecânicas**, conforme o Anexo 1. As dimensões da chapa foram ajustadas de acordo com os dados presentes em materiais disponíveis no acervo da Usiminas-Cubatão. Foi utilizada uma chapa de 12 x 2,25 com 6 milímetros de espessura, dimensões consideradas críticas em relação às deformações após a têmpera no setor de chapas grossas da laminação a quente. O modelo da chapa criado em Abaqus pode ser visto na Figura 25.

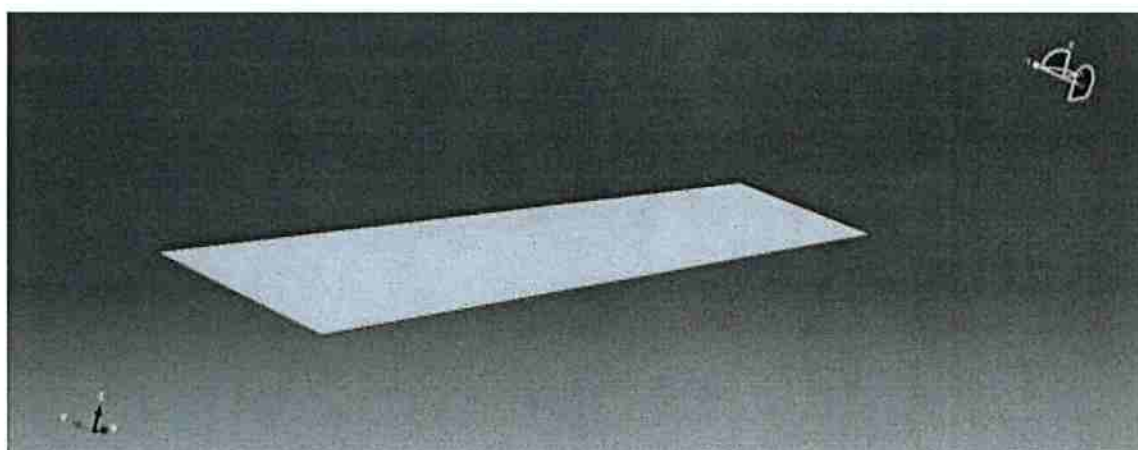


Figura 25. Modelo da chapa utilizada nas simulações em Abaqus.

Para todas as simulações foram utilizadas malhas contendo 11776 elementos, com 24158 nós e resolvidas um total de 96632 variáveis. O critério para a escolha do tamanho de malha foi a busca pelo maior refinamento que representa com um bom grau de aproximação com os resultados esperados e que não apresentasse alteração nos resultados caso ocorresse maior refinamento, sem comprometer em demasia o tempo de computação de aproximadamente 8 horas para um processador Intel Core i5 (1.7GHz). O método de têmpera utilizado na planta da Usiminas-Cubatão consiste em têmpera dinâmica pela passagem da chapa, que se movimenta em uma mesa de rolos, através de jatos de água contínuos incidentes sobre as faces superior e inferior na mesma.

Diferentemente de uma têmpera estática, na têmpera dinâmica o resfriamento ocorre gradualmente ao longo do comprimento, dependendo da velocidade da chapa na mesa, a qual afeta diretamente o resultado do processo.

Deste modo, é necessário a adição do efeito da velocidade da chapa no modelo computacional. Como optou-se pelo uso do modo Standard, devido à sua melhor adequação para modelos onde há transferência de calor não linear, foi necessário manter a chapa estática, (referencial fixo) e aplicar o resfriamento dinâmico ao longo da chapa. O uso do modo Standard não permite variações de caráter dinâmico muito grandes, então não foi possível a aplicação do efeito peso devido à ausência da gravidade na peça ($9,8 \text{ m/s}^2$).

Para implementação do resfriamento foi elaborado um método no qual a queda de temperatura foi implementada no modelo através de setorização da chapa. Em cada setor foi aplicado o coeficiente de transferência de calor ao longo do processo, no seu devido tempo. Esse método foi denominado malha de resfriamento.

De modo a ilustrar o método, a Figura 26 ilustra a chapa dividida em 8 partes iguais, cada uma com 1,5 metros de comprimento. Inicialmente foi aplicada uma condição de transferência de calor no primeiro setor da peça. Considerando uma velocidade de mesa de 25 m/min (Padrão), após ~3 s, o segundo setor iniciou seu resfriamento, sendo então aplicada àquele setor as condições de transferência de calor.

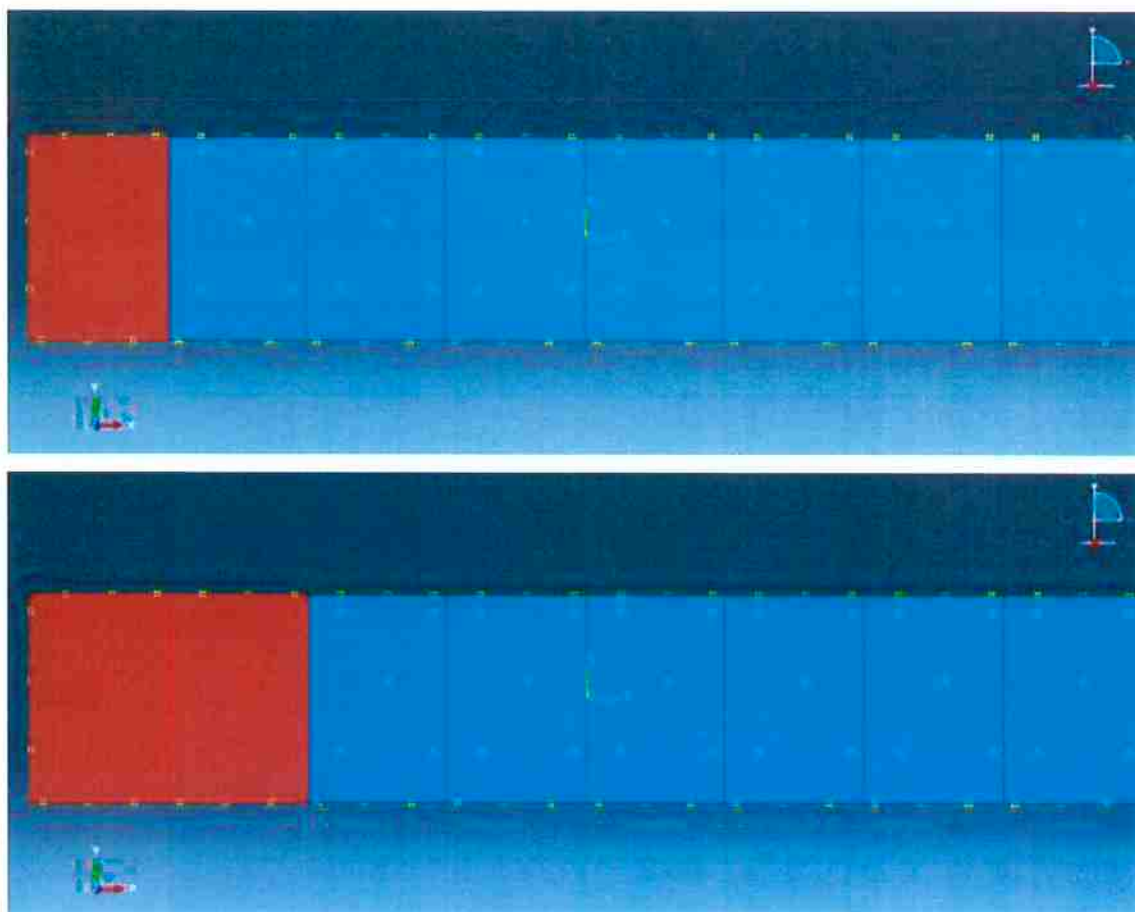


Figura 26. Representação do mecanismo de têmpera utilizando a malha de resfriamento.

Sendo assim, foram então utilizadas duas malhas no modelo. Uma malha para o uso do método dos elementos finitos, que abrangeu deformações, tensões, variação das propriedades termomecânicas – Figura 27, e outra malha para aplicação do resfriamento da chapa. Nota-se que assim como a malha dos elementos finitos pode ser refinada diminuindo-se o tamanho dos elementos de volume, a malha de resfriamento pode ser tratada da mesma forma. Na Figura 28 é ilustrada a divisão da malha de resfriamento em 8, 16 e 32 partes, esta última utilizada nas simulações.

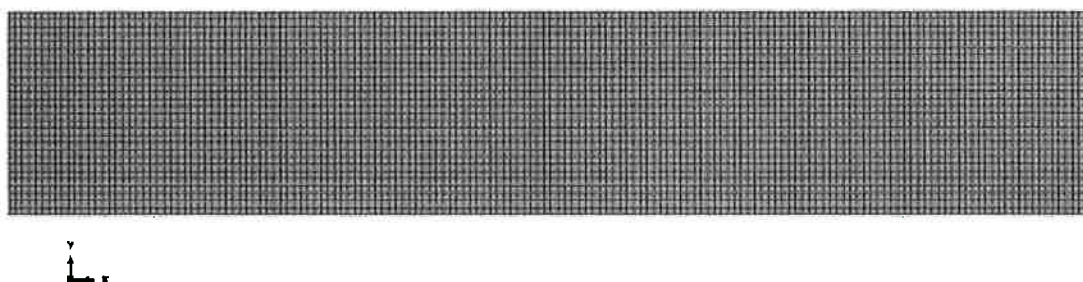


Figura 27. Malha utilizada para modelamento do método dos elementos finitos.

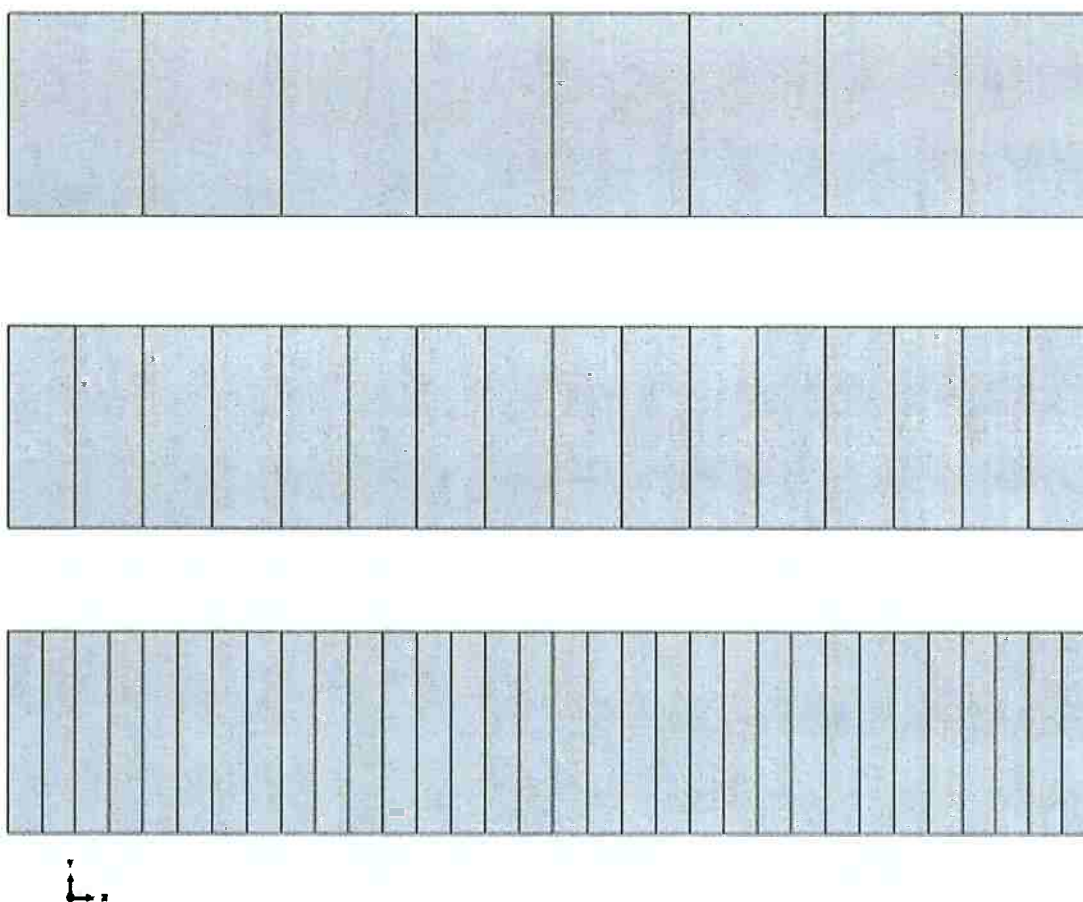


Figura 28. Refinamento da malha de resfriamento. Iniciou-se com 16 partes, refinando para 32 e finalmente 64 divisões.



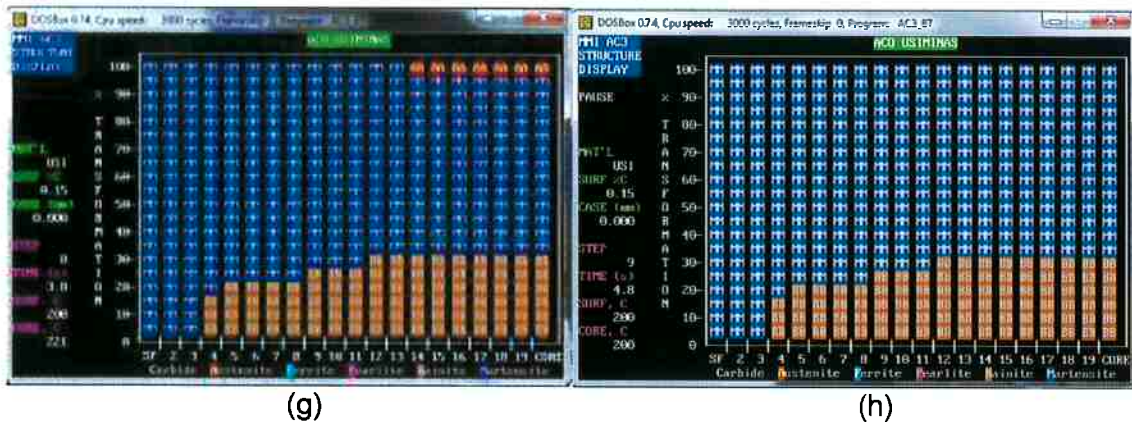


Figura 29. Representação da microestrutura resultante do resfriamento á uma taxa de 50°C/s do aço trabalhado. Em ordem crescente de tempo as letras de a a h reprensetam as microestruturas nos instantes 1s (a), 1.3 (b), 1.6 (c), 2.0 (d), 2.4 (e), 3.1 (f), 3.8 (g) e 4.0 (h). As letras AA, BB e MM representam austenita, bainita e martensita respectivamente.

Após o resfriamento total, a microestrutura resultante apresentou martensita (88%) e bainita (12%). O resultado está de acordo com os dados resultantes dos ciclos térmicos, que indicavam uma microestrutura final constituída somente por martensita e bainita, quando resfriada á uma taxa de 50°C/s. A Figura 30 mostra a previsão da microestrutura feita pelo software AC3 para o aço estudado.

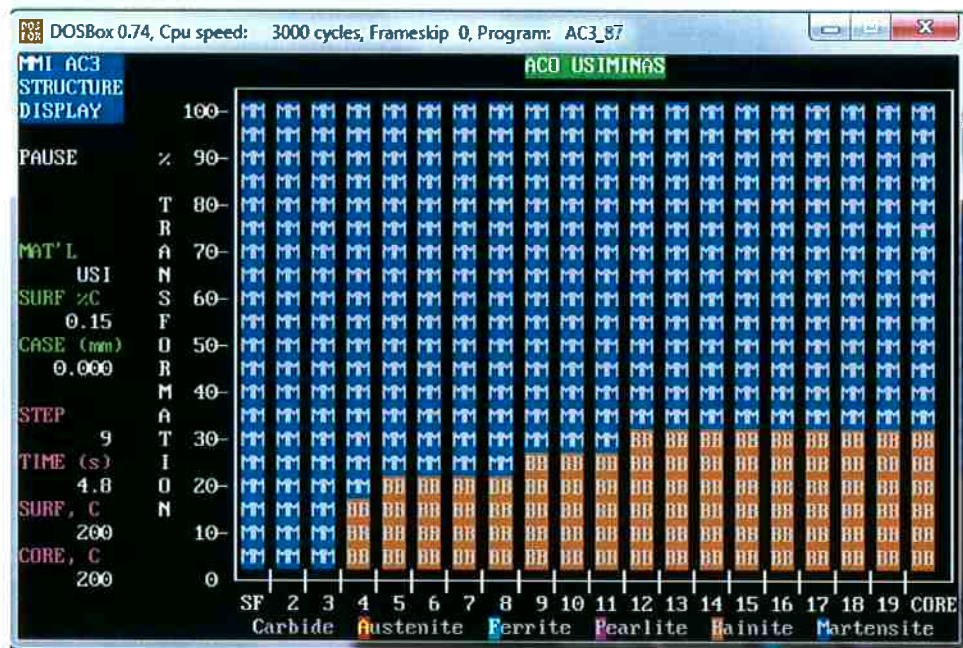


Figura 30. Microestrutura final do aço estudado de acordo com o programa AC3.

Com auxílio das Figuras 29 e 30 e das Tabela 6, 7, 8, 9 e 10 foi possível calcular as propriedades mecânicas da liga utilizada, disponíveis no Anexo 1.

Para o calor latente, através da Tabela 3 obteve-se os valores de $885 \cdot 10^6$ J/m³ para transformação de austenita em bainita e $650 \cdot 10^6$ J/m³ para transformação da austenita em martensita.

11.2 CICLOS TÉRMICOS

Os resultados obtidos por Matsubara (2012) para o ciclo térmico foram utilizados para estabelecer as temperaturas críticas de transformação de fases, conforme mostrado na Tabela 11, verificando-se os pontos onde a curva começa a desviar do comportamento linear. As temperaturas A1 e A3 foram determinadas na etapa de aquecimento dos gráficos de Variação do comprimento x Temperatura. As demais temperaturas críticas foram determinadas na etapa de resfriamento em diferentes taxas. Por meio destas curvas também foi possível construir a curva RC do aço analisado e assim caracterizar seu comportamento metalúrgico.

Tabela 11. Temperaturas críticas obtidas a partir das curvas dilatométricas

Taxa (°C/s)	A1 (°C)	A3 (°C)	Ps (°C)	Pf (°C)	Bs (°C)	Bf (°C)	Ms (°C)	Mf (°C)
5	730	828	728	662	-	-	-	-
15	736	833	724	677	653	575	-	-
25	723	829	672	613	586	512	-	-
35	736	836	708	-	574	511	-	-
45	740	838	685	-	546	-	419	346
50	725	828	642	-	490	-	425	335
100	743	836	-	-	455	-	373	280

A1: Temperatura de início de transformação austenítica;

A3: Temperatura de fim de transformação austenítica;

Ps: Temperatura de início de transformação perlítica;

Pf: Temperatura de fim de transformação perlítica;

Bs: Temperatura de início de transformação bainítica;
Bf: Temperatura de fim de transformação bainítica;
Ms: Temperatura de início de transformação martensítica;
Mf: Temperatura de fim de transformação martensítica.

O resultado experimental mostrou-se próximo dos resultados obtidos pela equação de Andrews [Tabela 1], onde o valor de Ms é de 437°C e do valor obtido pelo software AC3 onde o valor é ~ 420°C, conferindo credibilidade aos valores utilizados no modelamento.

11.3 RESULTADOS - MODELAMENTO

Para o estudo do efeito da homogeneidade da têmpera ao longo da largura da chapa, foi utilizado uma malha de resfriamento contendo 32 partes, com uma velocidade de mesa de 25 m/min. Partindo-se da condição de temperatura inicial da chapa de 920°C, foram aplicados coeficientes de transferência de calor no primeiro setor, iniciando-se o resfriamento. Como cada setor apresenta aproximadamente 0,4 metros de comprimento, após 1 segundo foi aplicado o resfriamento no setor seguinte, e assim sucessivamente.

Os coeficientes de transferência de calor utilizados são derivados da Equação 10 e Equação 11.

$$h = 423(W)^{0,556}$$

Equação 10

onde W é o fluxo de água em L/m².min e h é o CTC em Kcal/m²h°C

$$h = 2,292 \cdot 10^8 \cdot \left[\frac{(W)^{0,616}}{T_s^{2,445}} \right]$$

Equação 11

onde W é o fluxo de água em $L/m^2 \cdot \text{min}$ e T_s é a temperatura da superfície do metal em $^{\circ}\text{C}$.

Os valores de vazões de água utilizados na máquina de têmpera, na Usiminas Cubatão são padronizados para esta espessura de chapa, conforme descreve a Tabela 12.

Tabela 12. Valores padrões de vazão e velocidade de mesa praticados na Usiminas Cubatão para chapas com espessura entre 6 e 6,99 mm.

Espessura (mm)		Vazão (m^3/min)				Velocidade
MIN	MAX	Região	HQ1	HQ2	HQ3	(m/min)
6	6,99	Sup.	5,6	11,3	8,3	$25 \pm 10\%$
		Inf.	6	13,3	10	

Os padrões utilizados na máquina de têmpera têm por objetivo estabelecer na chapa uma taxa de resfriamento de aproximadamente 50°C/s , variando de 920°C até 200°C em aproximadamente 14 s, taxa mínima para formação da martensita.

Os cálculos para obtenção dos coeficientes a partir das equações apresentadas estão dispostos no Anexo 2.

Conforme descreve a seção 9. Objetivos do Trabalho, a proposta para simulações é comparar os efeitos de uma têmpera em condições reais de operação, chamada de “têmpera heterogênea” com uma têmpera em condições ideais, chamada de “têmpera homogênea”, devido à homogeneidade de resfriamento ao longo da largura da chapa.

Para simulações de resfriamento homogêneo, foi necessário utilizar vazões iguais para as partes superior e inferior da chapa, devido à ausência do efeito da gravidade que afetam o comportamento do fluxo de água, conforme explicado na seção 11. 4 **Modelo em Abaqus**.

A escolha da equação do coeficiente de transferência de calor para realização das simulações foi definida comparando seus resultados com o caso

real, utilizando-se a que mais se ajustasse aos valores esperados de taxa de resfriamento.

Foi estabelecida a velocidade de mesa de 25 m/min, sendo então calculados os tempos de permanência em cada região (HQ1, HQ2 e HQ3), de acordo com a Tabela 13.

Tabela 13. Características operacionais da máquina de têmpera para chapas de 6 mm.

Velocidade da Mesa (m/min)	Comprimento das Zonas (m)			Tempo por Zona (s)			
	HQ1	HQ2	HQ3	HQ1	HQ2	HQ3	TOTAL
v = 25	1,5	1,5	2,5	3,6	3,6	6	13,6

Para a Equação 10, os dados calculados e utilizados no modelo são mostrados na Tabela 14.

Tabela 14. Coeficiente de Transferência de calor referentes à Equação 10

Tempo (s)	Fluxo de Água (WF) em L/m ² ·min	Coeficiente de Transferência de Calor (W/m ² ·K)
0	1493,33	613,23
1	1493,33	613,23
2	1493,33	613,23
3	1493,33	613,23
4	3013,33	906,04
5	3013,33	906,04
6	3013,33	906,04
7	3013,33	906,04
8	1328,00	574,50
9	1328,00	574,50
10	1328,00	574,50
11	1328,00	574,50
12	1328,00	574,50
13	1328,00	574,50
14	1328,00	574,50

Percebeu-se que, durante a simulação, a taxa de resfriamento do sistema estava abaixo do esperado comparando-se com o modelo real. A simulação fornecia uma taxa de $\sim 20^{\circ}\text{C/s}$, quando era esperado 50°C/s , conforme visto na Figura 31 e Figura 32. Notou-se que não houve deformação aparente, devido ao fato da temperatura da chapa não atingir valores inferiores à 400°C ao final do processo.

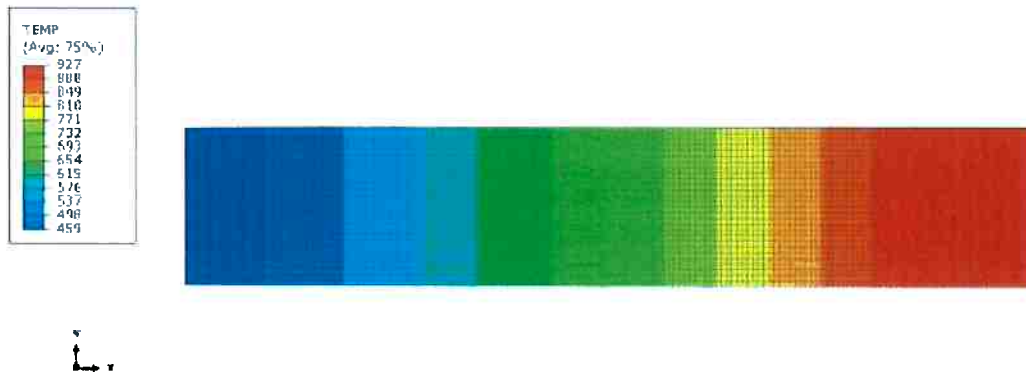
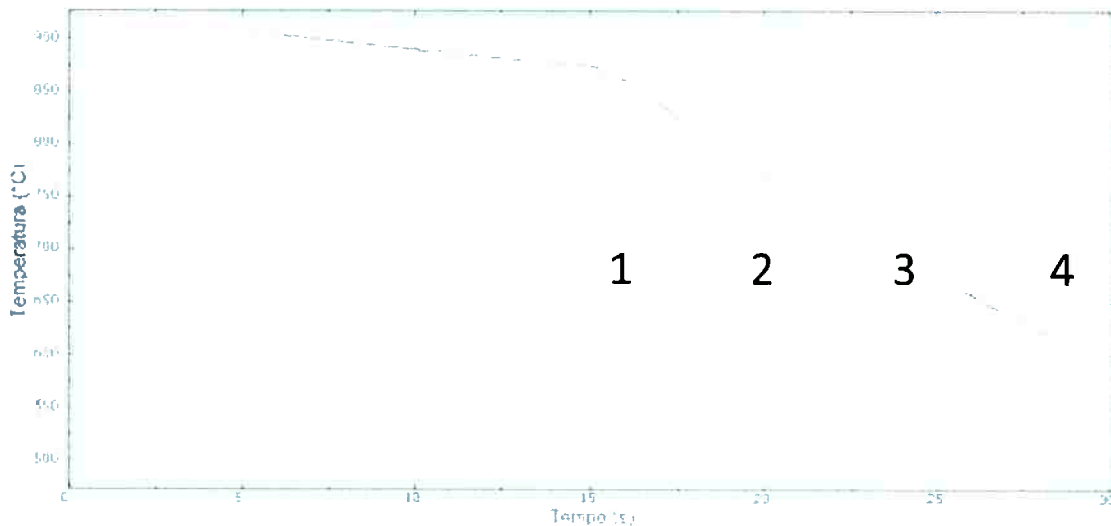


Figura 31. Perfil térmico da chapa após finalizado processo de têmpera. Temperatura em $^{\circ}\text{C}$.



(a)



(b)

Figura 32. (a) Vista superior da chapa, indicando os pontos 1, 2, 3 e 4 onde foram calculadas as temperaturas ao longo do processo. (b) Curvas de resfriamento dos pontos 1, 2, 3 e 4.

Após constatação de que os dados de entrada não eram compatíveis com os dados de saída esperados, concluiu-se que a Equação 10 não se ajustava ao modelo. Sugere-se que a diferença do resultado obtido seja devido às diferenças de dimensões apresentadas pela chapa simulada e pelo material utilizado na elaboração da Equação 10.

Para a Equação 11, os dados calculados e utilizados no modelo são mostrados na Tabela 15.

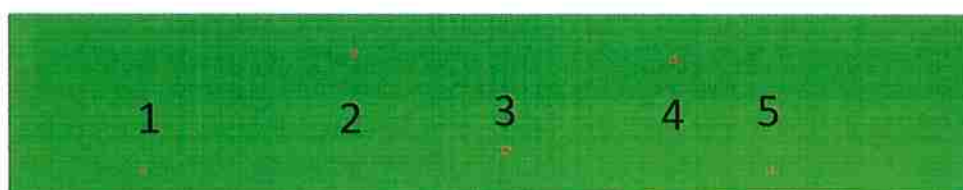
Tabela 15. Coeficientes de transferência de calor referentes à Equação 11.

Tempo (s)	Fluxo de Água (WF) em L/m ² ·min	Temperatura Superficial (°C)	Coeficiente de Transferência de Calor (W/m ² ·K)
0	1493,33	920	1360
1	1493,33	825	1775
2	1493,33	750	2241
3	1493,33	700	2653
4	3013,33	630	5289
5	3013,33	520	8455
6	3013,33	480	10283
7	3013,33	400	16059
8	1328,00	300	19588
9	1328,00	210	46853
10	1328,00	205	100
11	1328,00	200	100
12	1328,00	200	100
13	1328,00	200	100
14	1328,00	200	100

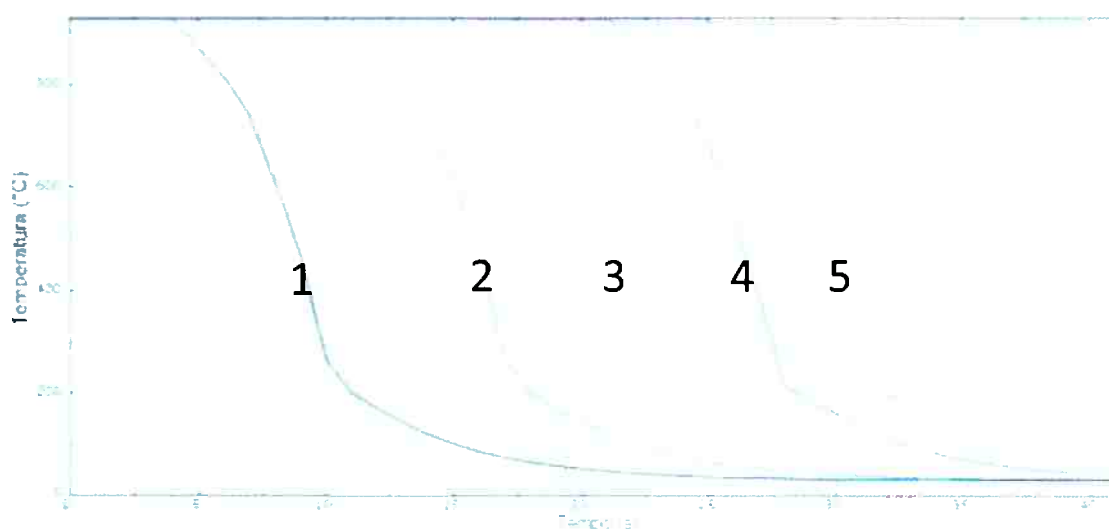
Foram escolhidos 4 pontos para medição da taxa de resfriamento, conforme indicam as Figuras 33 e 34. Notou-se que a Equação 11 também apresenta divergências em relação a taxa de resfriamento da peça. Calculou-se uma média de 100°C/s.



Figura 33. Perfil térmico da chapa após finalizado processo de têmpera. Temperatura em °C.



(a)



(b)

Figura 34. Vista superior da chapa, indicando os pontos 1, 2, 3, 4 e 5 onde foram calculadas as temperaturas ao longo do processo. (b) Curvas de resfriamento dos pontos 1, 2, 3, 4 e 5.

Sendo assim, concluiu-se que ambas equações não se adequam ao modelo proposto devido, possivelmente, ao fato de serem empíricas e dependerem fortemente das dimensões adotadas nos experimentos as quais foram concebidas.

Para o estudo do caso Usiminas, foi necessário adequar as equações para fornecerem a taxa de resfriamento esperada de 50°C/s conforme explicado na seção 10.2 Máquina de Têmpera. Decidiu-se utilizar a Equação 10 pela sua maior aceitação da comunidade científica, evidenciado pelo seu maior número de referências.

O ajuste proposto na equação foi realizado através de teste no próprio modelo. Foi proposto a variação de um fator R, como mostra a Equação 12 e analisar sua influência na taxa de resfriamento da chapa. A Tabela 16 mostra os valores de R testados, os coeficientes de transferência de calor obtidos e a taxa de resfriamento resultante para cada fator.

$$h = R \cdot 423(W)^{0,556}$$

Equação 12

Tabela 16. Vazões calculadas com o coeficiente de ajuste.

Coeficiente R	1	3	6	9	12
Tempo (s)	Coeficientes de T.C (W/m² K)				
0	613	1839,71	3679,43	5519,14	7358,86
1	613	1839,71	3679,43	5519,14	7358,86
2	613	1839,71	3679,43	5519,14	7358,86
3	613	1839,71	3679,43	5519,14	7358,86
4	906	2718,12	5436,25	8154,38	10872,50
5	906	2718,12	5436,25	8154,38	10872,50
6	906	2718,12	5436,25	8154,38	10872,50
7	906	2718,12	5436,25	8154,38	10872,50
8	575	1723,52	3447,05	5170,57	6894,10
9	575	1723,52	3447,05	5170,57	6894,10
10	575	1723,52	3447,05	5170,57	6894,10
11	575	1723,52	3447,05	5170,57	6894,10
12	575	1723,52	3447,05	5170,57	6894,10
13	575	1723,52	3447,05	5170,57	6894,10
14	575	1723,52	3447,05	5170,57	6894,10
15	575	1723,52	3447,05	5170,57	6894,10
Taxa de Resfriamento (°C/s)	20	45	70	120	144

Buscou-se então, ajustar os dados à uma curva para obtenção de uma relação entre o fator R e a taxa de resfriamento, conforme a Figura 35.

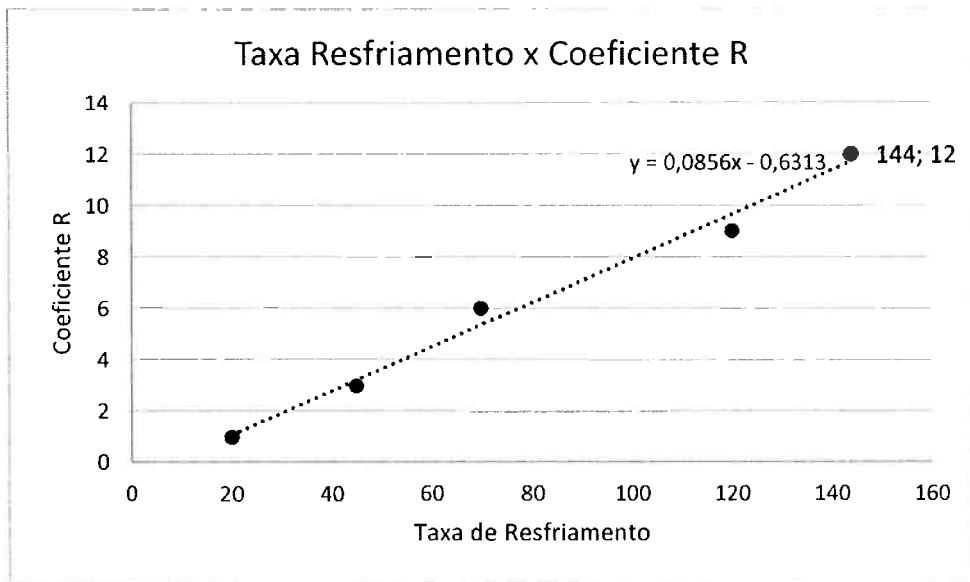


Figura 35. Gráfico indicando relação entre o coeficiente R e a taxa de resfriamento.

O resultado indica que uma equação de reta se ajusta bem à curva.

Pode-se determinar o fator R para imprimir uma taxa de resfriamento de 50°C/s na chapa, conforme a Equação 13:

$$R = 0,0856 \cdot T - 0,6313 \quad \text{Equação 13}$$

Para $T = 50^\circ\text{C/s}$ temos que $R = 3,6$

Resultando na Equação 14:

$$h = 3,6 \cdot 423(W)^{0,556} \quad \text{Equação 14}$$

Deste modo, foram calculados os valores dos coeficientes em relação ao tempo para um resfriamento de 50°C/s, de acordo com a Tabela 17.

Tabela 17. Coeficiente de transferência de calor após aplicação do coeficiente de ajuste.

Tempo (s)	Fluxo de Água (WF) em L/m ² *min	Coeficiente de Transferência de Calor (W/m ² *K)
0	1493,33	2208
1	1493,33	2208
2	1493,33	2208
3	1493,33	2208
4	3013,33	3262
5	3013,33	3262
6	3013,33	3262
7	3013,33	3262
8	1328,00	2068
9	1328,00	2068
10	1328,00	2068
11	1328,00	2068
12	1328,00	2068
13	1328,00	2068
14	1328,00	2068

11.1 TÊMPERA HETEROGÊNEA

Para simulação do resfriamento heterogênea ao longo da largura da chapa (real), eram necessárias medidas das vazões reais da máquina, que indicassem os problemas nos fluxos das tubulações da máquina de têmpera.

A medição de vazões reais não foi realizada por motivos de diminuição da produtividade da empresa. Para representação das disfunções de vazões da máquina foram adotados coeficientes de perdas nas vazões reais para regiões mais afetadas por entupimentos, vazamentos e falta de pressão.

Operadores e técnicos que operam na máquina de têmpera da Usiminas confirmam que nas áreas Superior 2, Inferior 1 e Inferior 2 devido a problemas de manutenção, há entupimento de sprays, vazamentos e perda de pressão. Para mais detalhes ver seção 10.2.

Para a simulação, dividiu-se então a malha térmica em 4 regiões, conforme mostra a Figura 36, adotando para as regiões Superior 1, Superior 2, Inferior 1 e Inferior 2 diferentes coeficientes de transferência de calor, assumindo perdas de 0%, 20%, 15% e 30% respectivamente que representassem as perdas de vazão provocadas por entupimentos e quedas de pressão, de acordo com a Tabela 18.

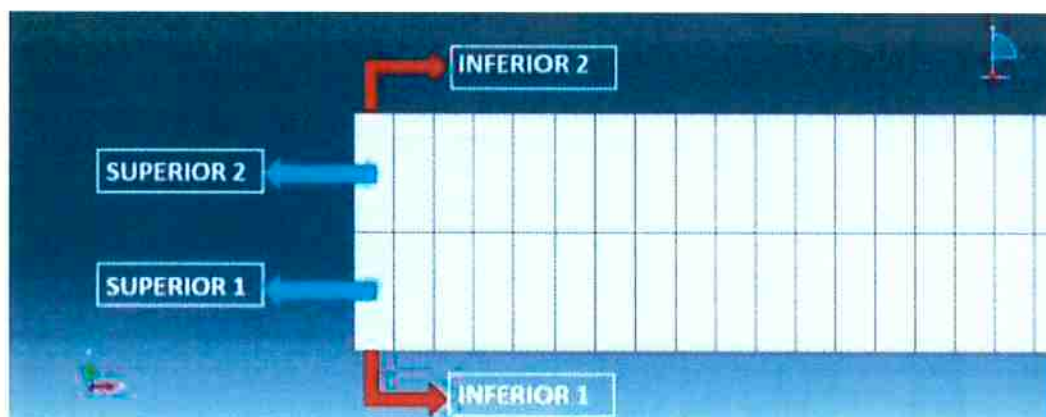


Figura 36. Divisão da chapa em 4 regiões, Superior 1, Superior 2, Inferior 1 e Inferior 2.

Tabela 18. Vazões ajustadas após aplicação dos coeficientes de perda.

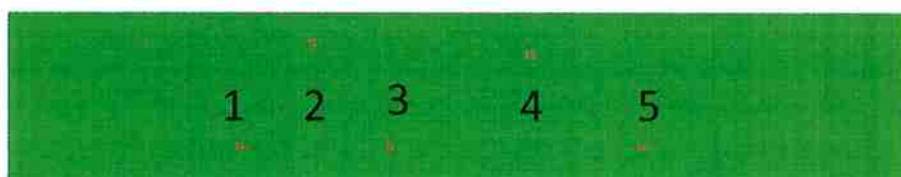
Região	Vazões (L/m ² .min)			
	Sup. 1	Sup. 2	Inf. 1	Inf. 2
	0	0,2	0,15	0,3
Coeficientes de Perda				
Tempo				
0	1493,33	1194,67	1269,33	1045,33
1	1493,33	1194,67	1269,33	1045,33
2	1493,33	1194,67	1269,33	1045,33
3	1493,33	1194,67	1269,33	1045,33
4	3013,33	2410,67	2561,33	2109,33
5	3013,33	2410,67	2561,33	2109,33
6	3013,33	2410,67	2561,33	2109,33
7	3013,33	2410,67	2561,33	2109,33
8	1328,00	1062,40	1128,80	929,60
9	1328,00	1062,40	1128,80	929,60
10	1328,00	1062,40	1128,80	929,60
11	1328,00	1062,40	1128,80	929,60
12	1328,00	1062,40	1128,80	929,60

13	1328,00	1062,40	1128,80	929,60
14	1328,00	1062,40	1128,80	929,60

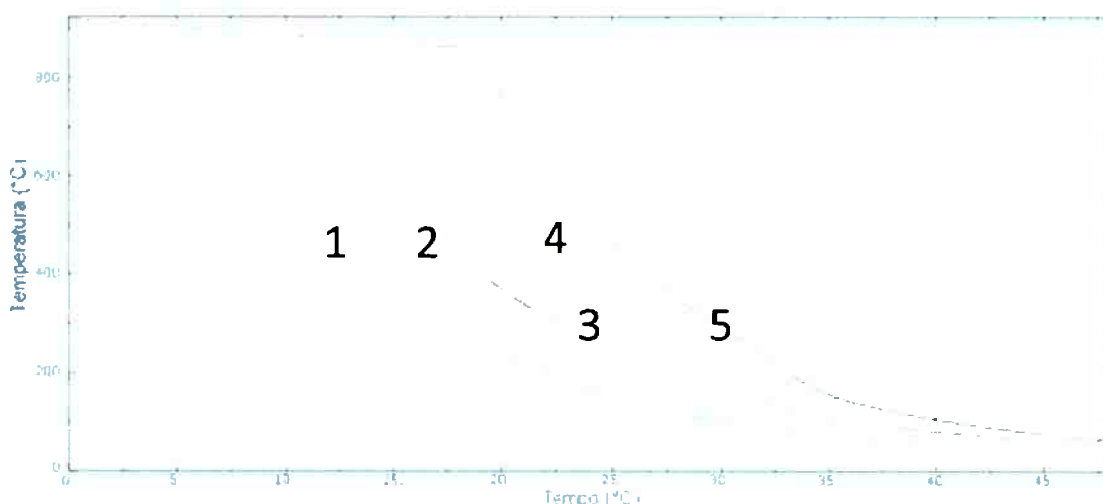
11.1.1 TAXA DE RESFRIAMENTO

Foram escolhidos 5 pontos para medição da taxa de resfriamento.

Notou-se que em alguns pontos houve a taxa de resfriamento de 50°C/s , e em outros foram apresentadas taxas menores, comportamento esperado devido às perdas impostas nas vazões nos dados de entrada, conforme ilustra a Figura 37. Em temperaturas próximas de 400°C pode-se observar o efeito do calor latente na curva de temperatura quando ocorre uma leve elevação instantânea da curva, indicando a liberação de energia na forma de calor. Nota-se também que enquanto a chapa não é resfriada pelo spray de água, ocorre queda de temperatura devido à radiação térmica.



(a)



(b)

Figura 37. (a) Vista superior da chapa, indicando os pontos 1, 2, 3, 4 e 5 onde foram calculadas as temperaturas ao longo do processo. (b) Taxa de resfriamento dos pontos 1, 2, 3, 4 e 5

11.1.2 VARIAÇÃO TÉRMICA

As Figuras 38 e 39 mostram a variação térmica na chapa em intervalos de tempos diferentes, 18 e 28 s, respectivamente. Nota-se que o avanço do resfriamento não foi uniforme, variando ao longo da largura, comportamento esperado devido as imposições nas vazões de água.

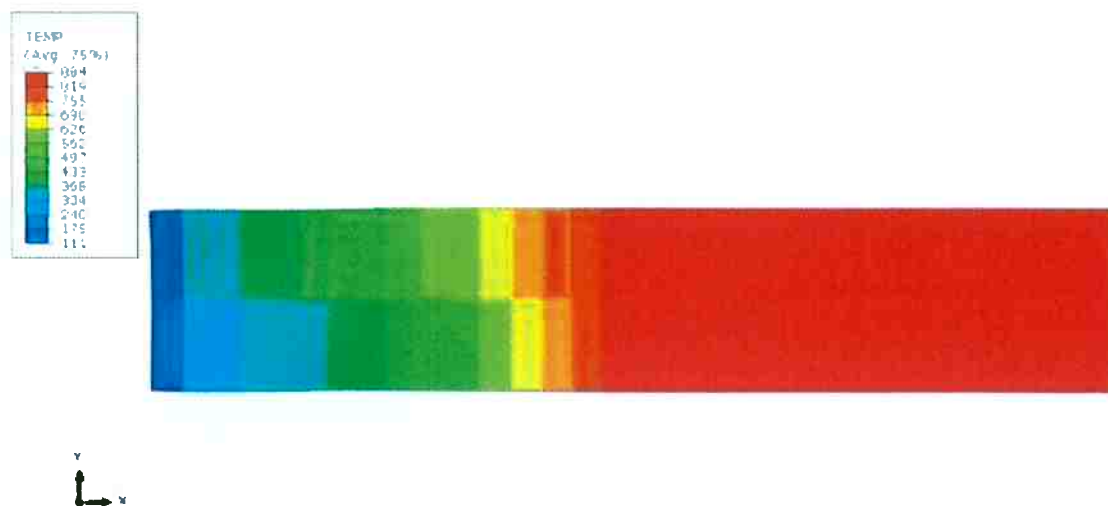


Figura 38. Perfil térmico da chapa após 18 segundos de processo. Temperatura em °C

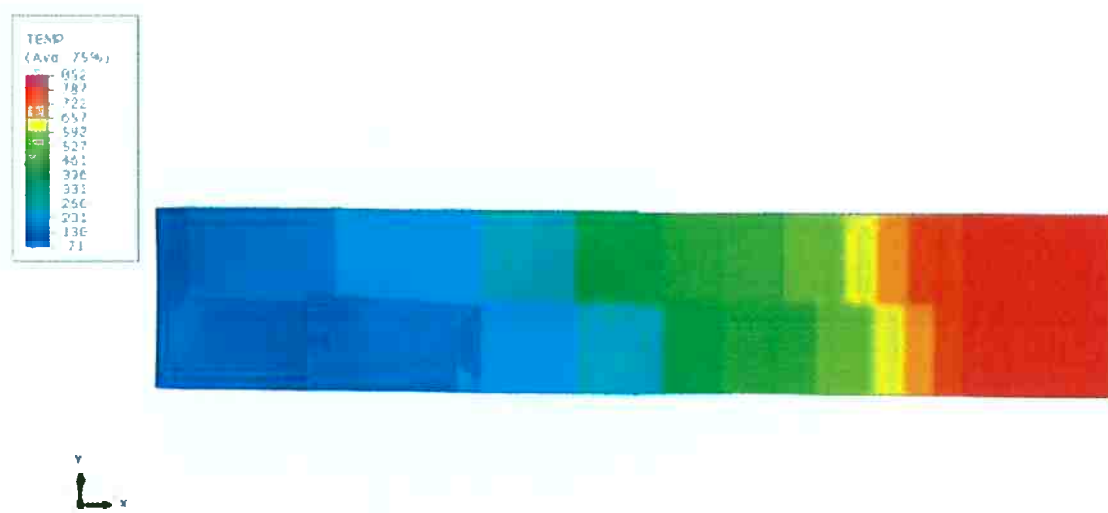


Figura 39. Perfil térmico da chapa após 28 segundos de processo. Temperatura em °C

11.1.3 DEFORMAÇÕES

As Figuras 40, 41, 42 e 43 indicam a magnitude das translações e rotações nos elementos da malha medidas em porcentagem, através de uma escala de cores. Observa-se que houve deformações ao longo do comprimento e também ao longo da largura. Notam-se regiões de elevação e afundamento na chapa distribuídas de forma heterogênea.

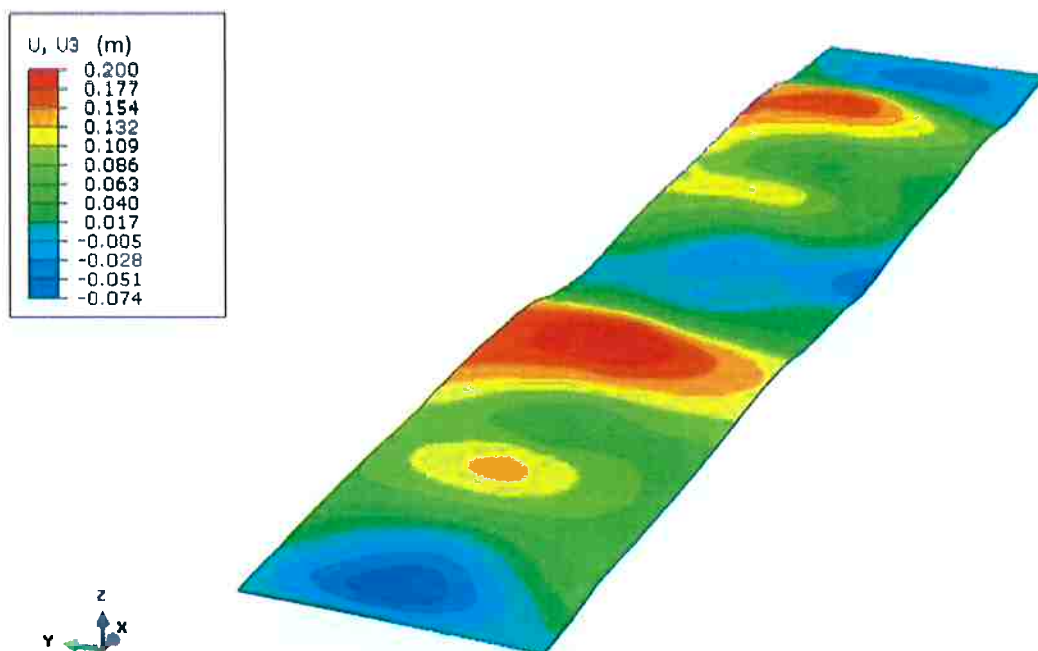


Figura 40. Resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera heterogênea em m.

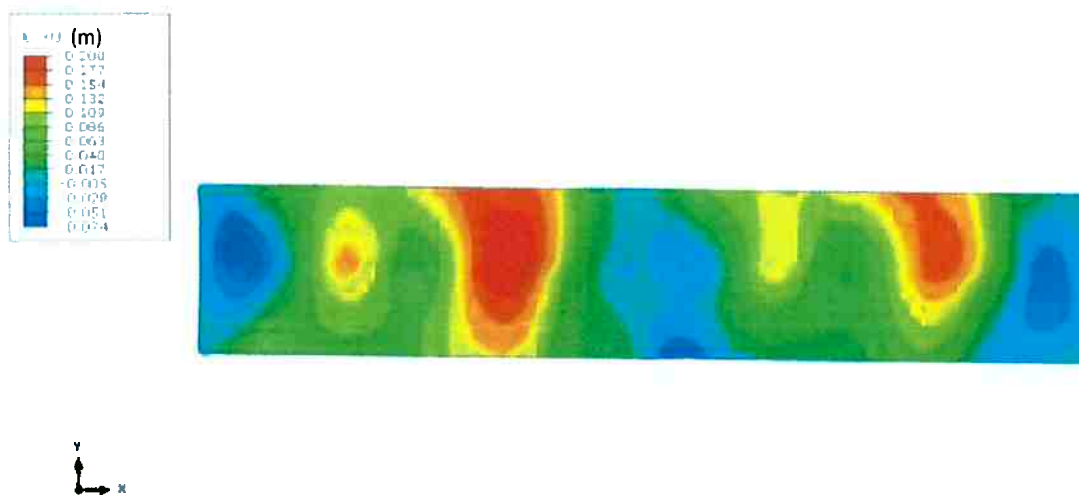


Figura 41. Vista superior do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera heterogênea em m.

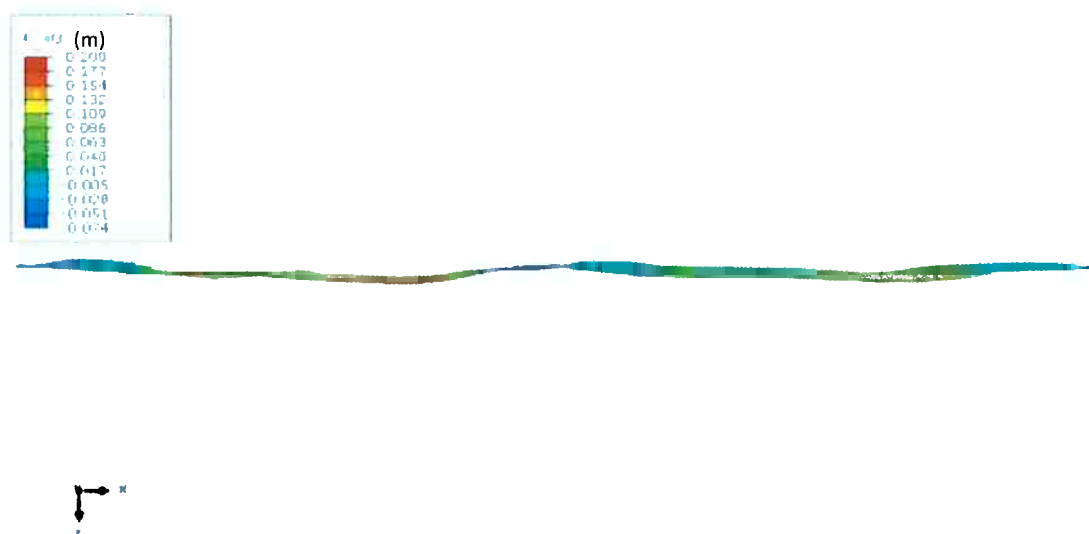


Figura 42. Vista lateral do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera heterogênea em m.

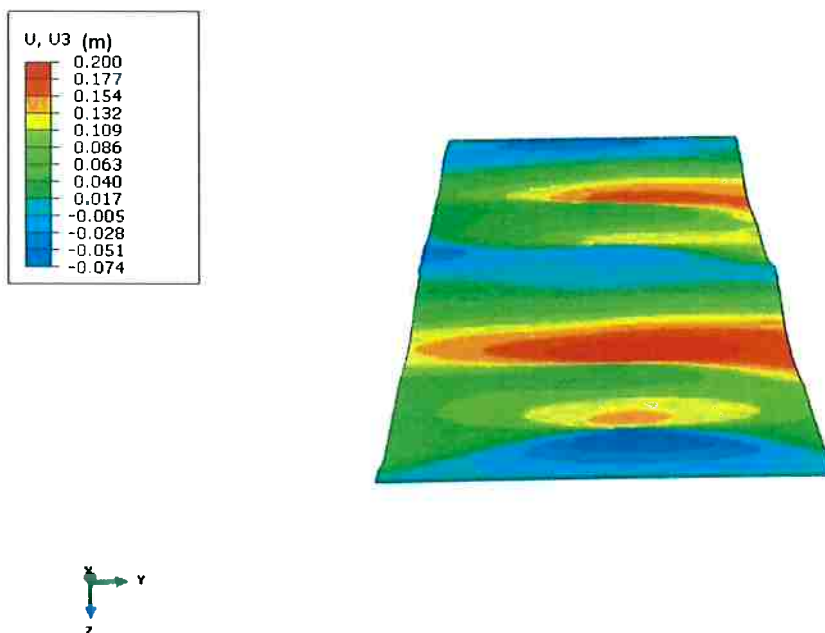


Figura 43. Vista frontal do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera heterogênea em m.

11.2 TÊMPERA HOMOGÊNEA

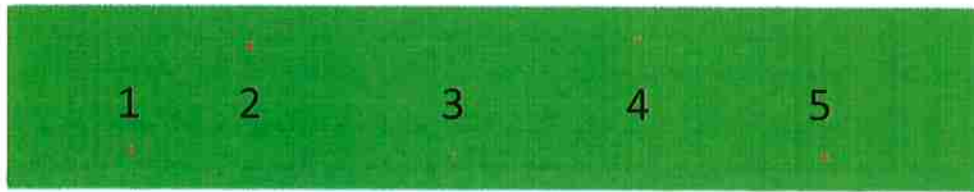
11.2.1 TAXA DE RESFRIAMENTO

Para o resfriamento ideal, foram retirados os coeficientes de perdas assumindo-se que não há problemas nas tubulações e sprays da máquina de têmpera. Foram aplicados coeficientes de transferência de calor de mesmo valor nas 4 regiões da chapa, de acordo com a Tabela 17.

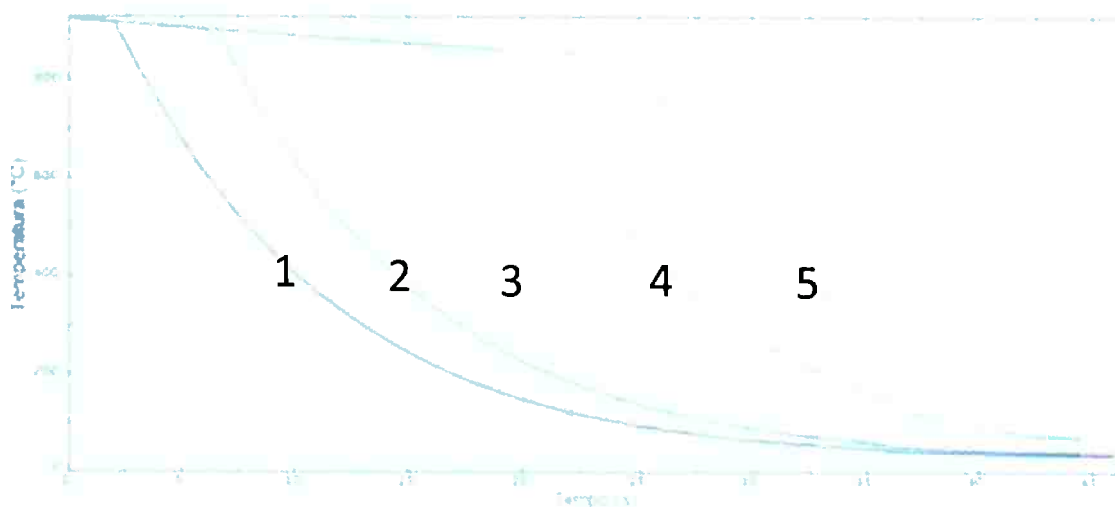
Foram escolhidos 5 pontos para medição da taxa de resfriamento.

Nota-se pela Figura 44 que os pontos apresentaram o comportamento esperado onde a taxa de resfriamento apresenta valores em torno de 50°C/s . As curvas tiveram uma rápida queda inicial para se estabelecer em um patamar a baixas temperaturas, onde a variação de temperatura torna-se menos presente. Nota-se também que enquanto a chapa não é resfriada pelo spray de água, ocorre queda de temperatura devido à radiação térmica. Somente quando atingida pelo spray é que ocorre uma queda brusca de temperatura, de acordo com os coeficientes calculados na Tabela 17. Em temperaturas próximas de 400°C pode-se observar o efeito do calor latente na curva de temperatura

quando ocorre uma leve elevação instantânea, indicando a liberação de energia na forma de calor.



(a)



(b)

Figura 44. (a) Vista superior da chapa, indicando os pontos 1, 2, 3, 4 e 5 onde foram calculadas as temperaturas ao longo do processo. (b) Taxa de resfriamento dos pontos 1, 2, 3, 4 e 5.

11.2.2 VARIAÇÃO TÉRMICA

Nas Figuras 45 e 46 podemos notar como se comportou o avanço térmico e o efeito gerado pela malha térmica criada. Na Figura 45 a chapa está com 13 s de processo, enquanto que na Figura 46 o tempo avançou para 19 s.

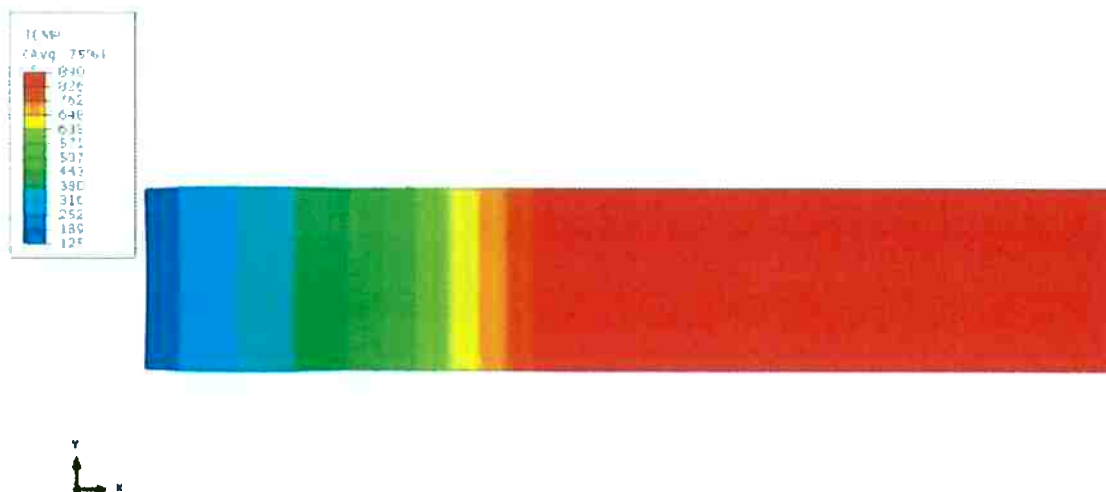


Figura 45. Perfil térmico da chapa após 13 s de processo. Temperatura em °C

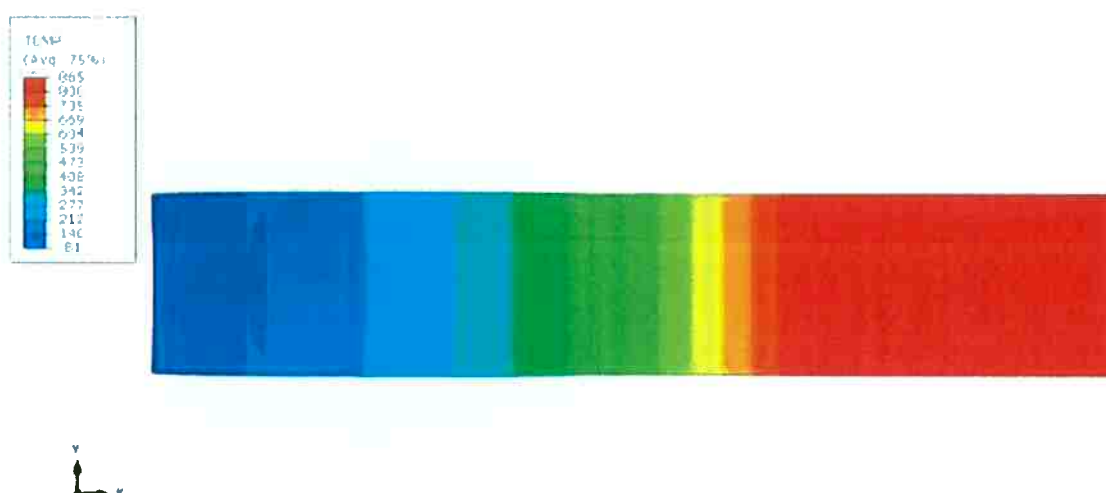


Figura 46. Perfil térmico da chapa após 16 s de processo. Temperatura em °C

O avanço térmico ocorreu conforme esperado, aplicando a cada ponto a taxa de resfriamento desejada de modo uniforme ao longo da largura da chapa.

11.2.3 DEFORMAÇÕES

As Figura 47, 48, 49 e 50 indicam a magnitude em porcentagem das translações e rotações nos elementos da malha, através de uma escala de cores para o caso de têmpera homogênea.

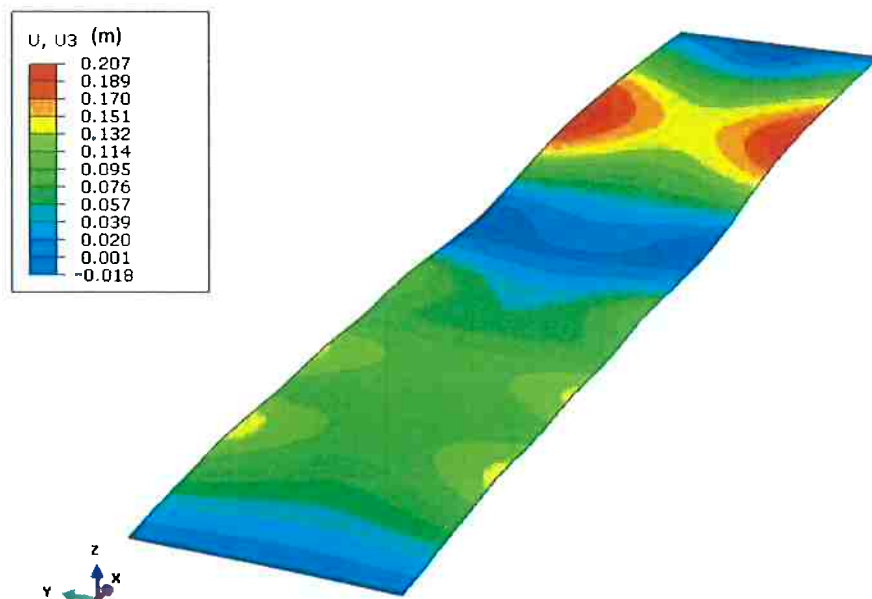


Figura 47. Resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera homogênea em m.

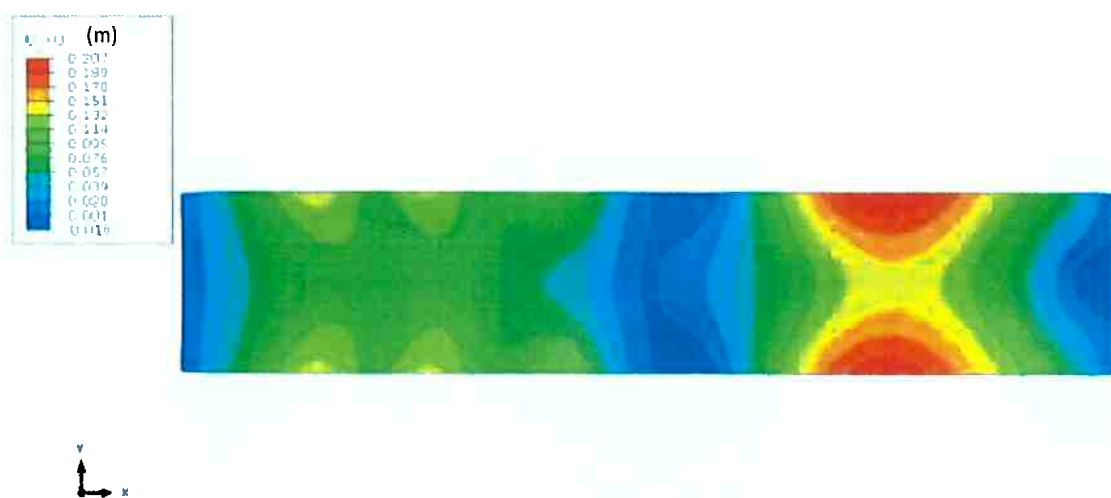


Figura 48. Vista superior do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera homogênea em m. Nota-se a simetria no eixo Y das deformações, i o efeito da homogeneidade da têmpera.

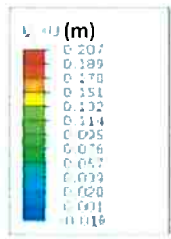


Figura 49. Vista lateral do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera homogênea em m . Nota-se um perfil com menos deformações do que a têmpera heterogênea.

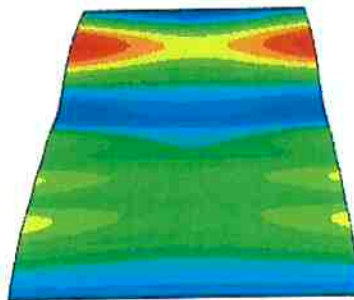
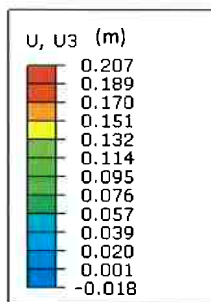


Figura 50. Vista frontal do resultado das deformações no eixo z simuladas na chapa após processo de têmpera homogênea em m .

Observa-se que houve deformações ao longo do comprimento na forma de ondas não periódicas. Na parte anterior é notado uma elevação localizada das bordas em ambos os lados. Observa-se também, como era esperado, a simetria das deformações ao longo da largura da chapa.

12. COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS

No aspecto dimensional da chapa, as Figura 53, 51, 52, 53 e 54 mostram como se comportam as deformações ao longo do comprimento da chapa, a fim de ilustrar o empenamento das mesmas. Para o resfriamento heterogêneo, Considerando valores médios, o centro da chapa indicou deformações entre aproximadamente 5 e 15 centímetros (eixo Z), de acordo com a Figura 55.

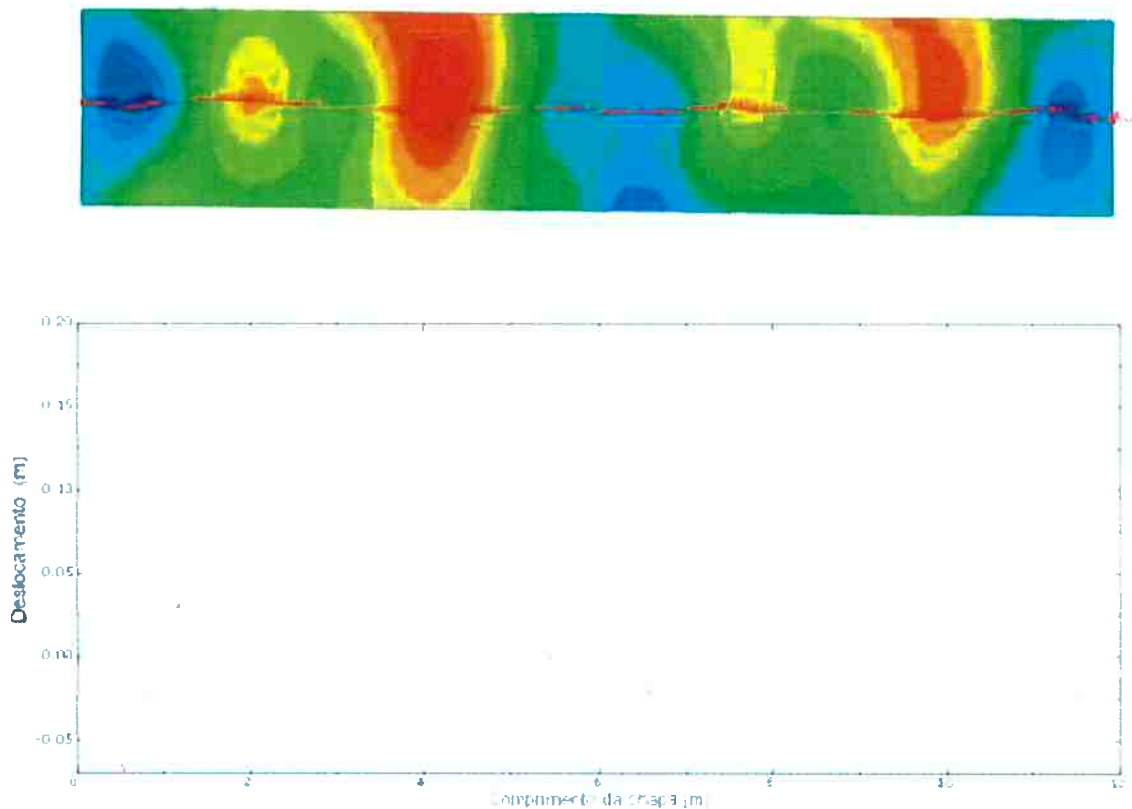


Figura 51. Deformações centrais em m da chapa heterogênea ao longo de seu comprimento.

A mesma medição foi feita com pontos laterais da chapa, como ilustra a Figura 52, indicando deformações menores do que as centrais.

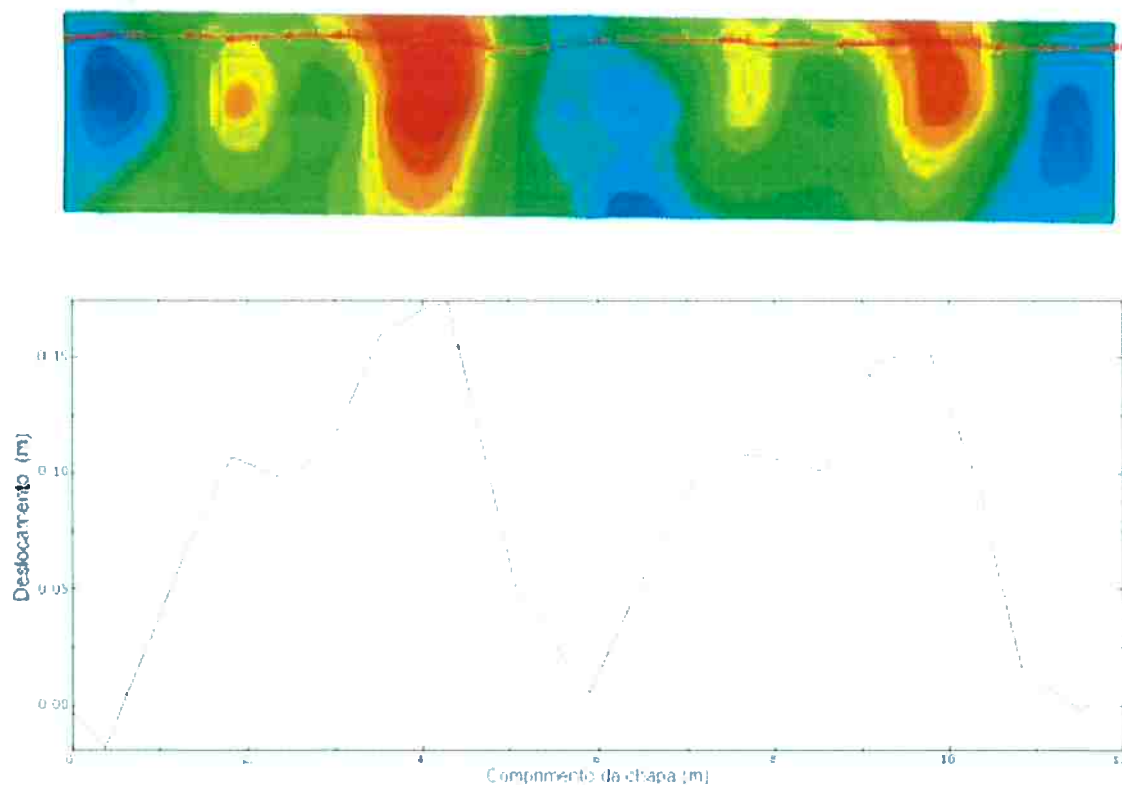


Figura 52. Deformações laterais em m da chapa heterogênea ao longo de seu comprimento.

O mesmo procedimento foi realizado para chapa submetida à têmpera homogênea. Considerando valores médios, o centro da chapa indicou deformações entre aproximadamente 4 e 8 centímetros (eixo Z), de acordo com a Figura 53.

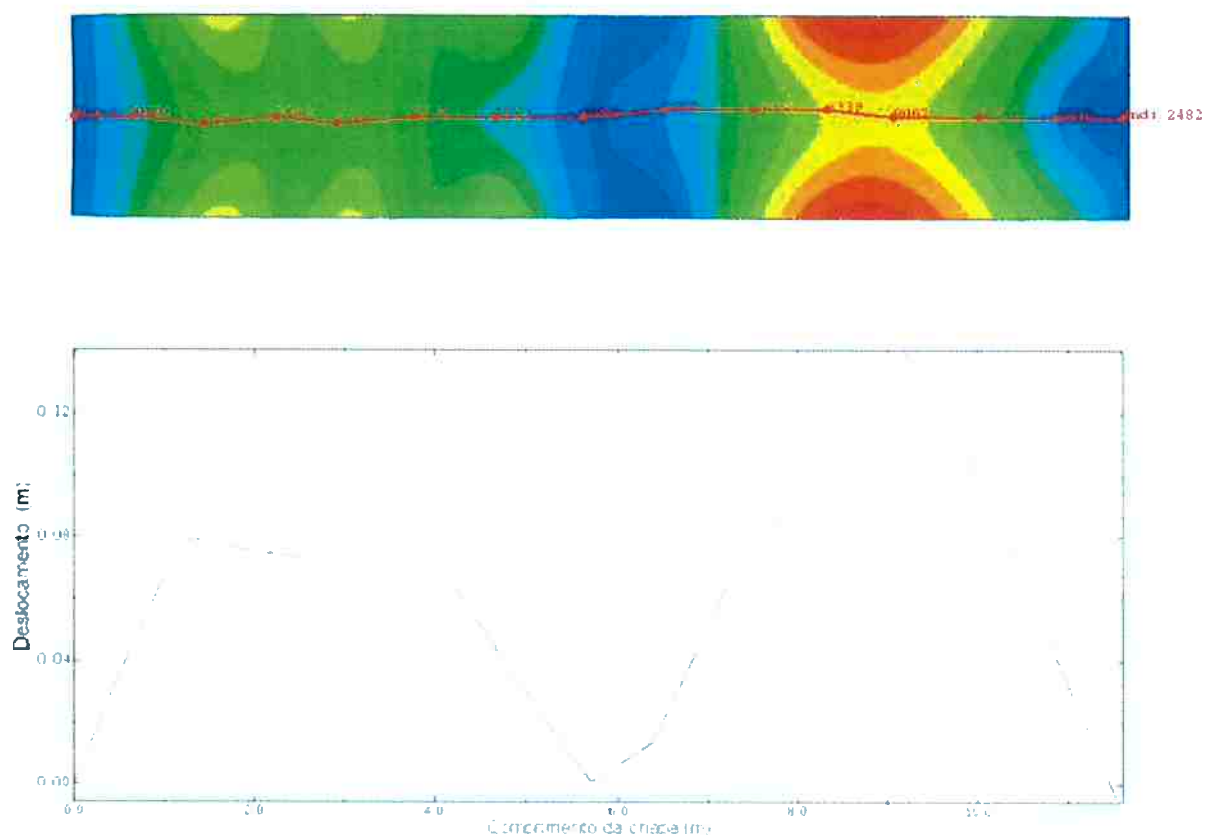


Figura 53. Deformações centrais em m da chapa homogênea ao longo de seu comprimento.

A mesma medição foi feita com pontos laterais da chapa, como ilustra a Figura 54, indicando comportamento semelhante aos dos pontos centrais.

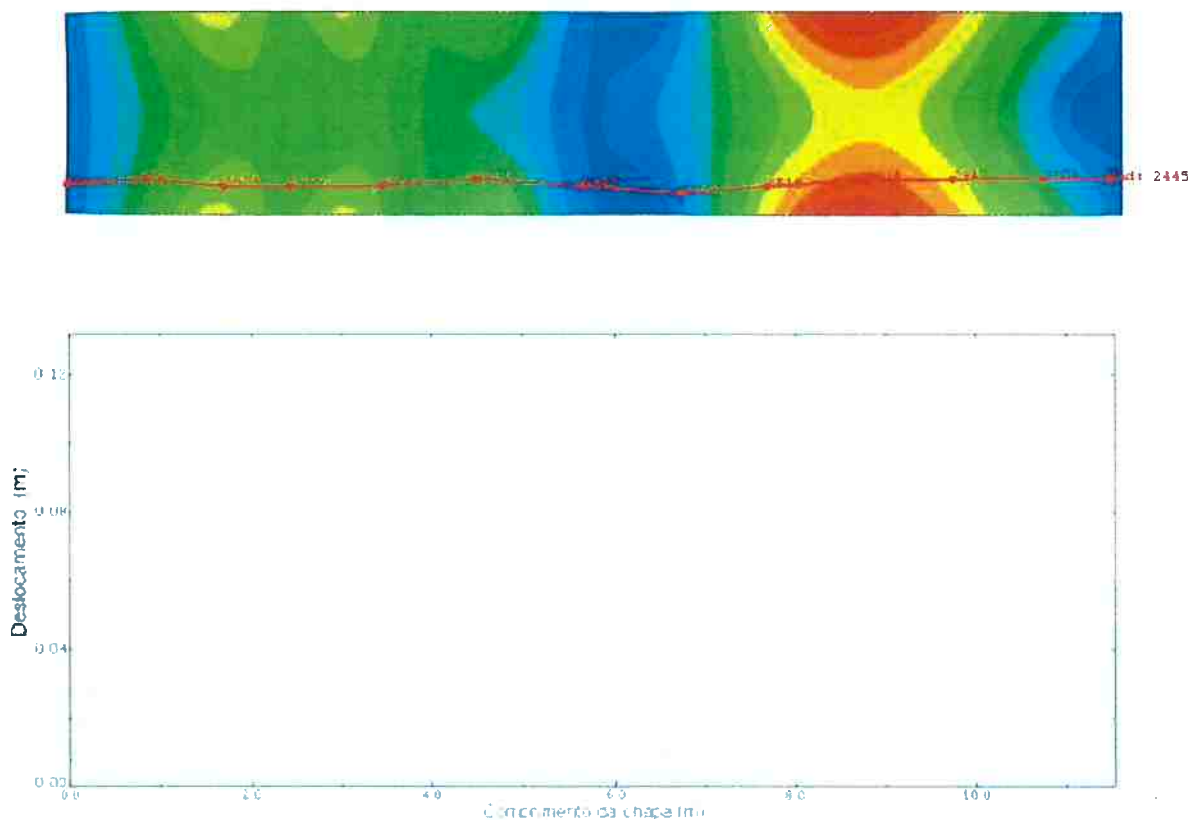


Figura 54. Deformações laterais em m da chapa homogênea ao longo de seu comprimento.

As Figuras 55 e 56 comparam o estado final de tensões de von Mises nos dois tipos de resfriamento. Na Figura 55, de resfriamento homogêneo, nota-se que não há elevadas tensões ao longo da chapa. Algumas regiões centrais apresentaram tensões na ordem de 600 MPa, esses valores não superam o valor de limite de escoamento, que está em torno de 800 MPa. Na Figura 56, de resfriamento heterogêneo, notam-se regiões em vermelho as quais indicam tensões superiores a 1000 MPa, responsáveis pelas deformações centrais da chapa. Nota-se que não é provável o aparecimento de trincas, já que limite de resistência desse aço aproxima-se de 1000 MPa.

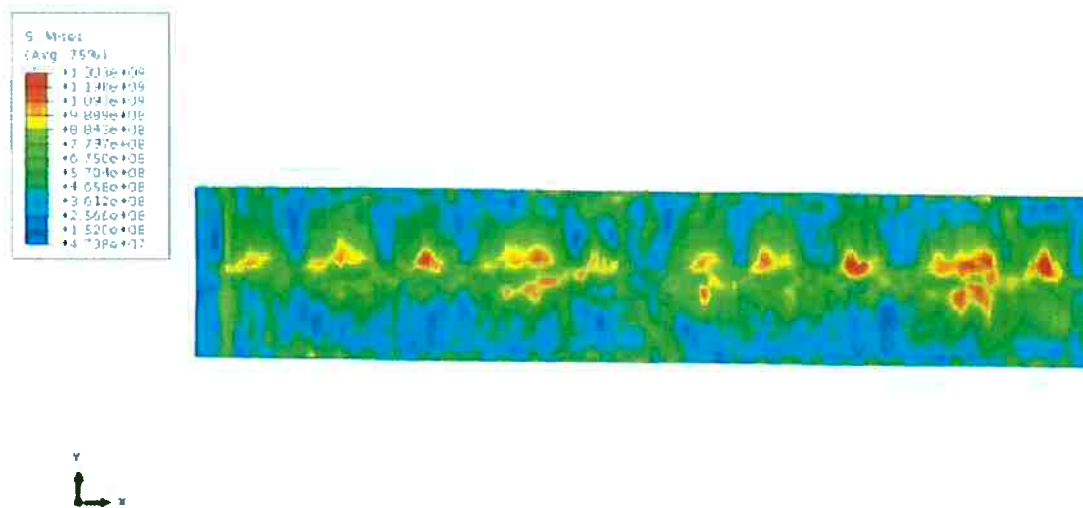


Figura 55. Tensões de von Mises (Pa) para a situação de resfriamento heterogêneo. Tensões em Pa.

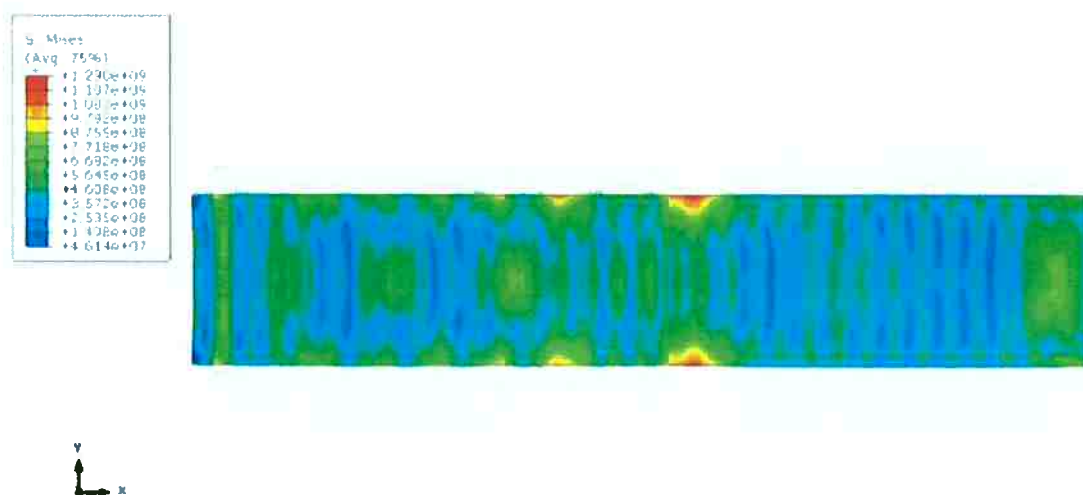


Figura 56. Tensões de von Mises (Pa) para a situação de resfriamento homogêneo. Tensões em Pa.

Ao se aplicar taxas de resfriamento diferentes nas superfícies da chapa, permitiu-se que cada região contraísse e expandisse, devido à queda de temperatura e transformação de fase, de forma independente das demais. Sendo assim, de acordo com os resultados de tensão e deformação criaram-se ao longo da chapa tensões internas que provocaram as deformações não simétricas e de maiores magnitudes que as deformações apresentadas no resfriamento homogêneo.

As normas de empenamento de chapas temperadas da Usiminas determinam que as chapas após têmpera devem possuir flechas (desvios) máximas de 60 mm. Nota-se que a chapa homogênea apresenta poucas regiões acima do especificado, no que, para casos como este, o uso da máquina desempenadeira permite correções de desvio.

No entanto, para o caso heterogêneo, o número de regiões que apresentam desvio acima do especificado é muito grande. A correção feita pela máquina desempenadeira neste caso talvez não seria suficiente.

13. CONCLUSÕES

O presente estudo buscou fornecer através de modelamento matemático uma previsão do estado final de uma chapa de aço quando aplicada uma têmpera homogênea e uma têmpera heterogênea, devido às diferenças de vazões ao longo da largura do equipamento provocadas por manutenção insuficiente.

- Foi observada a falta de ajuste das equações da literatura com o modelo proposto, fornecendo taxas de resfriamento diferentes das esperadas. Concluiu-se que ambas equações não se adequam ao modelo proposto devido, possivelmente, ao fato de serem empíricas e dependerem fortemente das dimensões adotadas nos experimentos as quais foram concebidas.
- A proposta de ajuste nas equações mostrou-se positiva ao se conseguir adequar os valores reais de vazão com a taxa de resfriamento esperada.
- Os resultados mostraram a proximidade dos resultados numéricos com os resultados encontrados nas chapas da USIMINAS (deformações com média de 8 centímetros), ao se observar as deformações, tensões e comportamento térmico da chapa modelada.
- O resultado fornecido pela malha térmica mostrou-se positivo indicando que o método conseguiu fornecer uma boa aproximação do efeito de uma têmpera dinâmica.

Ao se comparar a diferença de deformações geradas entre as têmperas, foi possível notar a importância das condições operacionais e análise das variáveis presentes para obtenção de chapas temperadas com boa qualidade dimensional.

Em virtude dos fatos mencionados, recomenda-se a partir da análise dos resultados do projeto que:

- Para se obter boas condições de planicidade seria necessário fornecer um resfriamento homogêneo ao longo da largura da chapa e uma taxa constante ao longo de seu comprimento.

- Para se obter um resfriamento homogêneo seria necessário que a máquina de têmpera estivesse em boas condições de uso, e que não apresentasse diferenças entre as vazões, principalmente ao longo da largura da máquina.
- Os desvios (flechas) provocados pela têmpera heterogênea ultrapassam os valores aceitáveis para chapas temperadas na planta Usiminas Cubatão. Para se evitar perdas econômicas devido à forma das chapas seria necessária maior atenção para as condições operacionais do processo de têmpera.

14. SUGESTÕES PARA PROJETOS E PRÓXIMOS TRABALHOS

Para próximos trabalhos são sugeridos:

- Introdução do método explícito no programa Abaqus
- Aplicar o peso da chapa no modelo
- Aplicar efeitos TRIP e de fluência
- Aprimorar simulações de têmpera homogênea

Algumas sugestões, podem ser aplicadas como medidas paliativas ou alternativas visto as dificuldades de manutenção da máquina:

- Deslocar a chapa lateralmente ao ser colocada na mesa de têmpera, evitando as regiões de maiores deficiências de vazão.
- Adicionar filtros de tela nas tubulações para auxiliar na captura de partículas capazes de obstruir os *sprays*.
- Aumentar os orifícios de *sprays*, de maneira a dificultar entupimentos frequentes (deve-se também ajustar à pressão para se manter a mesma vazão padronizada)
- Adicionar componentes na água recirculada capazes de solubilizar os óxidos presentes oriundos do próprio processo de têmpera.
- Evitar aumento da temperatura da água de tempera, pois quanto maior a temperatura maior a solubilidade de óxidos, impedindo sua captação pelos filtros.

15. BIBLIOGRAFIA

- AC3. (1994). **Heat Treatment Software Operating Manual**. Ohio: Marathon Monitors Inc.
- ALE, J. A. V. (2011). **Camada Limite**. In *Mecanica dos Fluidos*. Rio Grande do Sul.
- ASKELAND, D. R. (1989). **Science and Engineering Materials**. Boston: PWS Publishing Company.
- ASM. (1969). **Metals Handbook**. Ohio: Metals Park, Vol 4.
- BATES, C. E., TOTTEN, G. E., & BRENNAN, R. . (1991). **Quenching of steel**. *Heat Treating, ASM International, Vol. 4*, 67–120.
- BHADESHIA, H. K. De. (2002). **Material factors**. In *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*. Ohio: ASM International.
- BHADESHIA, H. K. D. (2001). **Bainite in Steels** (2 ed., p. 464). Institute of Materials, Minerals and Mining.
- CANALE, L., & TOTTEN, G. (2007). **Hardening of Steels**. In *Quenching Theory and Technology* (2nd ed.). CRC Press.
- CHO, Y., IM, Y., & SUH, J. K. (2011). **A Finite Element Modeling for Dilatometric Non-isotropy in Steel**. *Metallurgical and Materials*, 2094.
- DEAN, S. W., ŞİMŞİR, C., & GÜR, C. H. (2009). **A Review on Modeling and Simulation of Quenching**. *Journal of ASTM International*, 6(2), JAI101766. doi:10.1520/JAI101766
- ECHEVERRI, E. A. A. (2012). **Análise Numérica e Experimental das Tensões Residuais Geradas durante o Processo de Têmpera de cilindros de aço AISI 1045, 4140 e 4340**. Tese de Mestrado. Universidade de São Paulo.
- FARRAR, R. ., & ZHANG, Z. (1993). **Experimental verification of continuous-cooling transformation diagram produced by the dilatometry-metallography method**. *Journal of Materials Science Letters*, 27, 1606.
- FUKUDA, T., TAKAYAMA, T., HAMASAKA, N., TSUDA, K., & IKEDA, H. (1989). **Netsu Shori** (29th ed., pp. 296–301).
- GUR, C. H., & PAN, J. (2009). **Handbook of Thermal Process Modeling of Steels**. CRC Press.
- KRAUSS, G. (1978). **Martensitic Transformation, Structure and Properties in Hardenable Steels** (pp. 229–248). Metallurgical Society AIME.

- LEE, S. J., & LEE, Y. K. (2008). **Finite element simulation of quench distortion in a low-alloy steel incorporating transformation kinetics.** *Acta Materialia*, 56, 1482 – 1490.
- LISCIC, B. (2007). **Steel Heat Treatment.** In *Steel Heat Treatment* (2nd ed.). CRC Press.
- LISCIC, B., TENSI, H., & TOTTEN, G. (2010). **Quenching Theory and Technology, Second Edition.** (B. Liscic, H. Tensi, L. Canale, & G. Totten, Eds.). CRC Press. doi:10.1201/9781420009163
- LUTY, W. (2010). **Cooling Media and Their Properties.** In *Quenching Theory and Tecnology*.
- MITSUTSUKA, M., & FUKUDA, K. (1983). **Tetsu Hagane** (69th ed., pp. 262–267).
- MODONESI, P. (2001). **Efeitos Mecanicos do Ciclo Termico.** Universidade Federal de Minas Gerais.
- NARAZAKI, M., & TOTTEN, G. (2007). **Distortion of Heat-Treated Components.** In *Steel Heat Treatment* (2nd ed.). CRC Press.
- NOZAKI, T., MATSUNO, J., & MURATA, K. (1976). **Tetsu Hagane** (62nd ed., pp. 1503–1512). Tokyo.
- PIETRASZ, L. W. (1959). **Zakajocznyje sriedy.** Moskwa, Maszgiz.
- SCHULZE, V., VÖHRINGER, O., & MACHERAUCH, E. (2010). **Residual Stresses after Quenching.** In *Quenching Theory and Tecnology* (2nd ed.). CRC Press.
- SEGRBERG, S. (1988). **Heat Treatment and Surface Engineering.** *New Technology and Pratical Aplications.*
- SIMSIR, C., & GUR, H. C. (2009). **Simulation of Quenching.** In *Handbook of Thermal Process Modeling of Steels.* CRC Press.
- SPEYER, R. (1994). **Analysis of Materials.** Nova York: Ed. Marcel Dekker, Inc.
- STITCH, A. (1994). **Warmeubergang und Fluid beim Abschreckharten.** Technical University of Munich.
- TAMURA, I. (1982). **Deformation-induced martensitic transformation and transformation-induced plasticity in steels.** *The Metals Society.*
- TARNEY, E. (2000). **Heat Treatment of Tool Steels.** *Tooling and Production*, 102.

- TENSI, H. M., SPIES, H.-J., SPENGLER, A., & STICH, A. (1994). **Wechselwirkung zwischen Benetzungskinetik und Stahlhärtung beim Tauchkühlen.** *Deutsche Forschungsgemeinschaft.*
- TENSI, H., STICH, A., & TOTTEN, G. (2007). **Quenching and Quenching Technology.** In *Steel Heat Treatment.* CRC Press.
- THELNING, K. E. (1975). **Steels and its Heat Treatment.** Butterworths, London.
- TOTTEN, G. (2006). **Steel Heat Treatment: Metallurgy and Technologies.** Taylor and Francis Group LLC.
- TOTTEN, G., BATES, C., & CLINTON, N. (1993a). **Introduction to Heat Treatment of Steel.** In *Handbook of Quenchants and Quenching Technology* (1st ed.). ASM International.
- TOTTEN, G., BATES, C., & CLINTON, N. (1993b). **Spray Quenching.** In *Handbook of Quenchants and Quenching Technology.* CRC Press.
- TOTTEN, G., & CLINTON, N. (1993). **Residual Stress, Distortion, and Cracking.** In *Handbook of Quenchants and Quenching Technology.* CRC Press.
- WANG, C., WANG, Z.-D., HAN, Y., DENG, X.-T., & WANG, G.-D. (2013). **Study of uniform quenching technology of NM450 wear-resistant steel.** *Revue de Métallurgie*, 110(5), 331–339. doi:10.1051/metal/2013076

ANEXO

TEMP. (°C)	%A	%M	%B	%P	Módulo de Elasticidade (GPa)	Coefficiente de Poisson	Condutividade Térmica (W/m°C)	Limite de Escoamento (MPa)	Calor Específico (J/Kg°C)
920	1	0	0	0	122,59	0,36	25,11	222,24	629,34
900	1	0	0	0	124,38	0,36	24,92	221,38	627,63
850	1	0	0	0	128,80	0,35	24,42	220,64	623,17
800	1	0	0	0	133,18	0,34	23,89	221,75	618,45
750	1	0	0	0	137,51	0,34	23,33	224,46	613,52
700	1	0	0	0	141,79	0,33	22,75	228,55	608,39
650	1	0	0	0	146,04	0,33	22,15	233,78	603,09
600	1	0	0	0	150,26	0,33	21,54	239,91	597,65
550	1	0	0	0	154,45	0,32	20,92	246,71	592,11
500	1	0	0	0	158,61	0,32	20,30	253,95	586,48
489	0,8875	0,0525	0,06	0	164,32	0,32	22,50	325,76	590,33
428	0,66	0,1575	0,1825	0	177,74	0,31	27,00	473,61	589,78
365	0,23	0,55	0,22	0	187,76	0,30	34,41	719,25	590,00
304	0,11	0,67	0,22	0	191,95	0,30	37,24	804,25	575,58
283	0,11	0,67	0,22	0	192,88	0,30	37,53	809,25	569,53
210	0,0175	0,7625	0,22	0	196,63	0,29	40,53	881,25	548,23
200	0	0,78	0,22	0	197,12	0,29	41,09	894,12	545,08

ANEXO 1 – Propriedades mecânicas e físicas variando com a temperatura do aço estudado

Anexo 2. Instruções de cálculo de fluxo

Para aplicação dos fluxos fornecidos pelo banco de dados da USIMINAS, fornecidas em (m³/min), nas equações de coeficiente de transferência de calor onde o fluxo é expresso em (m³/m² min) é necessária aplicação da área que recebe o resfriamento em cada zona da máquina de têmpera (HQ1, HQ2 e HQ3)

Por exemplo, no caso do resfriamento de uma parte da chapa na HQ1, temos:

$$\phi_{Equação} = \frac{\phi_{Tabela}}{A_{resfriamento}} \bullet 1000 \quad \text{Equação 15}$$

onde $\phi_{Equação}$ é o fluxo utilizado nas equações, expresso em L/m² min,

ϕ_{Tabela} é o fluxo disponível nas tabelas fornecidas pela USIMINAS, expresso em m³/min e $A_{resfriamento}$ é a área que sofre resfriamento em determinada região da máquina de têmpera, expressa em m².

$A_{resfriamento}$ por sua vez é definida como:

$$A_{resfriamento} = L_{chapa} \bullet C_{HQx} \quad \text{Equação 16}$$

onde L_{chapa} é a largura da chapa, expressa em m e C_{HQx} é o comprimento de determinada zona de têmpera (HQ1, HQ2 e HQ3), expressa em m.