



Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul

FACULDADE DE ENGENHARIA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA E TECNOLOGIA DE MATERIAIS

**MODELAGEM NUMÉRICA DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO
ENSAIO JOMINY**

CÉSAR ROLANDO NUNURA NUNURA

ENGENHEIRO MECÂNICO

MESTRE EM ENGENHARIA DE MINAS METALURGIA E MATERIAIS

**TESE PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE DOUTOR EM ENGENHARIA E
TECNOLOGIA DE MATERIAIS**

Porto Alegre

Março, 2016



Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul

FACULDADE DE ENGENHARIA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA E TECNOLOGIA DE MATERIAIS

MODELAGEM NUMÉRICA DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO ENSAIO JOMINY

CÉSAR ROLANDO NUNURA NUNURA

ENGENHEIRO MECÂNICO

MESTRE EM ENGENHARIA DE MINAS METALURGIA E MATERIAIS

ORIENTADOR: PROF. DR. CARLOS ALEXANDRE DOS SANTOS

Tese realizada no Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Tecnologia de Materiais (PGETEMA) da Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia e Tecnologia de Materiais.

Trabalho vinculado ao Programa de Estudantes Convênio de Pós Graduação PEC-PG (CAPES)

**Porto Alegre
Março, 2016**



Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul

FACULDADE DE ENGENHARIA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA E TECNOLOGIA DE MATERIAIS

MODELAGEM NUMÉRICA DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO ENSAIO JOMINY


CANDIDATO: CÉSAR ROLANDO NUNURA NUNURA

Esta Tese de Doutorado foi julgada para obtenção do título de DOUTOR EM ENGENHARIA E TECNOLOGIA DE MATERIAIS e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Tecnologia de Materiais da Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul.




DR. CARLOS ALEXANDRE DOS SANTOS - ORIENTADOR

BANCA EXAMINADORA



**DR. JOYSON LUIZ PACHECO - PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM DESIGN -
UFRGS**



**DR. VINICIUS KARLINSKI DE BARCELLOS - DEPARTAMENTO DE METALURGIA -
UFRGS**



DR. LUIZ EDUARDO OURIQUE - DA FAMAT - PUCRS



DR. RUBEM MÁRIO FIGUEIRÓ VARGAS - DO PGETEMA/FENG - PUCRS

PUCRS

Campus Central
Av. Ipiranga, 6681 - Prédio 30 - Sala 103 - CEP: 90619-900
Telefone: (51) 3353.4059 - Fax: (51) 3320.3625
E-mail: engenharia.pg.materiais@puccrs.br
www.puccrs.br/feng

“Os sábios, pois, resplandecerão como o brilho do firmamento; e os que a muitos ensinam a justiça refulgirão como as estrelas, sempre e eternamente”.

(Daniel 12:2)

DEDICATÓRIA

... A minha amada esposa (Janeth Paola)... A minha filha (Alessandra)... E à minha amada e eterna mãe (a engenhosa Manuela)... Ao meu eterno amigo e pai (Rolando), e às minhas irmãs (Norma, Luz Marina, Maria Ysabel e Ana Yolanda)...

AGRADECIMENTOS

Ao Senhor Deus do céu e da terra, criador do existente, que sem ele nada do que foi feito existiria. Nenhum doutor possuiria um maior conhecimento em metalurgia física quanto Ele. O criador das mudanças de fase no estado sólido. O criador da martensita, da bainita, da perlita e da ferrita. Ao observar alguma microestrutura através do microscópio posso comprovar que Ele existe. Sempre será meu guia, meu protetor e que acima de tudo me ama com amor eterno.

Ao Professor Dr. Carlos Alexandre dos Santos, o meu orientador de doutoramento, grande amigo e colega no magistério na distância. Obrigado pelo seu bom exemplo como pessoa e por ficar sempre por perto para estender a sua mão de ajuda.

Ao Professor Dr. Jaime Spim (*in memoriam*) que acompanhou o início deste trabalho desde os meus dias de mestrado no Laboratório de Fundição da UFRGS. Aprendi de ele a colocar esforço para dar uma boa aula e foi a sua pessoa quem me inspirou para seguir o caminho do magistério. Seu nome jamais será esquecido grande professor!

A minha *alma mater*: A Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul (PUCRS), juntamente ao Programa de Pós Graduação em Engenharia e Tecnologia de Materiais – PGETEMA da Faculdade de Engenharia. Aos professores do programa pela boa dedicação ao ensino e pesquisa.

A Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) pelo conhecimento valioso que adquiri durante o mestrado no Laboratório de Fundição (LAFUN).

A CAPES pela bolsa de doutorado. Ao Programa de Estudantes Convênio de Pós Graduação (PEC-PG).

Ao Técnico de Usinagem Vanderlei Ochoa da FENG – PUCRS, pela excelente usinagem dos corpos de prova. Ao Técnico Mecânico Sergio Alegre do

Laboratório de Materiais - FENG – PUCRS, pelo excelente suporte técnico na realização dos ensaios de tratamento térmico e análise metalográfica, além dos ensaios mecânicos.

Ao Professor Dr. Dalcídio Moraes Claudio, onde quer que ele esteja.

A Janeth Paola, mi amada esposa, minha grande e eterna amiga pelo apoio constante, amor, paciência e esforço incomparável ao longo destes anos de estudo.

À minha amada filha Alessandra Manuela (mi bebita) por dividir seus dias de bebê com os artigos e a elaboração deste trabalho. Ela foi e sempre será o motor para trabalhar com muita mais vontade.

Aos meus pais Rolando e Manuela como às minhas irmãs. Uma vez mais me mostraram o 100% de apoio para mais esta peregrinação no Brasil. Obrigado por não desistir de mim. Obrigado pela grande amizade e carinho que sempre nos mantém unidos!!!

Aos meus sogros Reynaldo e Paula. Meu agradecimento a eles que sempre me deram ânimo no momento de viajar. Pelo respeito e amizade: muito obrigado!

Às secretarias do PGETEMA Claudia e Viviane pela sua valiosa ajuda para resolver os assuntos burocráticos e facilitar a minha estadia como aluno PEG-PG, além da amizade e o bom ânimo para o atendimento dos alunos.

Ao Professor Msc. Augusto Geroldo pela grade amizade e apoio na distância.

Aos senhores Jose Aparicio Nunura (*in memoriam*) e Jose Emilio Nunura (*in memoriam*). A Maria Isabel Temoche Martinez (*in memoriam*) e Paula Purizaca Antón (*in memoriam*), pois seus nomes estarão comigo sempre, fazendo parte desta historia e eu sei que eles teriam muito orgulho desta tese.

Ao Sr. Getulio Matos (*in memoriam*) juntamente com a sua esposa Zair Matos e toda a sua família. Por todas as grandes alegrias que nos deram durante a nossa

estada no Brasil. O seu bom exemplo e a sua excelente qualidade humana sempre serão um referencial para mim e a minha família.

Ao Sargento da Imprensa da Polícia Militar: Sr. Luciano Evangelista, sua esposa Sueli e à toda sua família. Obrigado por fazer a nossa estada muito prazerosa no Brasil.

Ao Instituto TECSUP em Lima, pois me deram a oportunidade de fazer parte do seu quadro docente. Ao professor Eng. Miguel Chávez (TECSUP) pelo apoio nas simulações numéricas durante a pesquisa de campo em Lima.

Por último, mais não menos importante: Ao Brasil. A terra da minha amada filha. O país que me fez sentir brasileiro. O país que me deu a oportunidade de estudar e adquirir cultura. Especialmente à sociedade brasileira e ao seu povo batalhador e guerreiro, que dia após dia converte parte do seu trabalho honesto, nos impostos que dão suporte econômico aos programas de pós-graduação e às bolsas de estudos, contribuindo na formação de recursos humanos de alto nível para o desenvolvimento do Brasil e dos países da região.

E a todos os meus grandes amigos: Um gigantesco: Muito Obrigado!

SUMÁRIO

DEDICATÓRIA	5
AGRADECIMENTOS.....	6
SUMÁRIO	9
LISTA DE FIGURAS	12
LISTA DE TABELAS.....	22
LISTA DE SÍMBOLOS.....	24
RESUMO.....	26
ABSTRACT.....	27
1. INTRODUÇÃO	28
2. OBJETIVOS	31
2.1. Objetivo Geral.....	31
2.2. Objetivos Específicos	31
3. VARIAÇÕES NA MICROESTRUTURA NOS AÇOS	33
3.1. Variações Microestruturais durante o Ensaio Jominy	33
3.1.1. Aço SAE 1060	33
3.1.2. Aço SAE 52100	36
3.1.3. Outros Aços ao Carbono.....	39
3.1.3.1. Propriedades Termofísicas do SAE 1060 e SAE 52100	43
3.1.4. Fatores que Afetam a Temperabilidade	45
3.2. Transferência de Calor durante o Ensaio Jominy	48
3.2.1. Transferência de Calor por Condução	49
3.2.2. Transferência de Calor por Convecção.....	50
3.2.2.1. Análise de Jatos Colidentes.....	56
3.3. Modelagem, Simulação e Resultados do Ensaio Jominy	57
3.4. Outras Aplicações Referentes ao Ensaio Jominy	75
4. MODELOS NUMÉRICOS	81
4.1. Objetivo dos Modelos Numéricos: Passos de Atuação.....	81
4.2. Escolha do Modelo Numérico	82
4.3. Estruturação do Modelo Numérico	83
4.3.1. Método das Diferenças Finitas (M.D.F.) na Forma Explícita	83

4.3.1.1. Condução Unidimensional de Calor.....	84
4.3.1.2. Efeitos Convectivos Unidimensionais nas Fronteiras	86
4.3.1.3. Condução Bidimensional de Calor.....	88
4.3.1.4. Efeitos Convectivos Bidimensionais nas Fronteiras.....	90
4.3.2. Determinação do Coeficiente de Convecção	90
4.3.2.1. Corrente Livre	90
4.3.3. Outras Aplicações: Geometrias Complexas.....	92
5. MATERIAIS E MÉTODOS	94
5.1. Aços Empregados no Ensaio	94
5.1.1. Condição das Amostras	94
5.1.2. Equipamentos e Implementos	95
5.2. Procedimentos	97
5.2.1. Aplicativo Computacional de Ensaio Jominy.....	97
5.2.2. Projeto, Desenho e Usinagem do Corpo de Prova.....	101
5.2.3. Normalização.....	102
5.2.4. Montagem no Dispositivo de Ensaio.....	103
5.2.5. Ajuste e Controle de Parâmetros durante o Ensaio.....	104
5.2.6. Austenitização.....	104
5.2.7. Resfriamento	105
5.2.8. Desmontagem	105
5.2.9. Usinagem das Pistas Laterais	105
5.2.10. Análise de Dureza	106
5.2.11. Análise Metalográfica e a Regra das Misturas	107
5.3. Determinação do Coeficiente de Convecção Forçada no Jato de Água ...	109
5.4. Resolução do Problema Unidimensional de Transferência de Calor	111
5.5. Resolução do Problema Bidimensional de Transferência de Calor	112
5.6. Metodologia para o Cálculo das Taxas de Resfriamento Simuladas.....	115
6. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	118
6.1. Simulação Numérica do Ensaio Jominy.....	118
6.1.1. Evolução do Perfil Térmico Unidimensional VS Bidimensional VS Experimental.....	118
6.1.2. Perfil Térmico Simulado VS Curvas CCT.....	132
6.1.3. Correlação entre Dureza Experimental VS Taxa de Resfriamento Simulada	133

6.1.4. Correlação entre Microestrutura VS Taxa de Resfriamento Simulada	138
6.1.5. Correlação entre Dureza Experimental VS Regra das Misturas.....	146
6.1.6. Curvas Experimentais VS Curvas Simuladas VS Microestruturas ...	151
7. CONCLUSÕES	158
8. PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS	160
9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	161
10. ANEXOS.....	167
10.1. A Norma ASTM A 255-07.....	167
10.2. Ensaios de Dureza.....	169
10.2.1. Ensaios de Dureza	171
10.3. Propriedades Termofísicas dos Materiais Utilizados.....	172

LISTA DE FIGURAS

- Figura 3.1. Diagrama de Resfriamento Contínuo que mostra a decomposição da austenita para um aço SAE 1060. [Adaptado do ATLAS OF TIME TEMPERATURE DIAGRAMS for Irons e Steels, 2007] 35
- Figura 3.2. Microestrutura de um aço contendo 0,60% de C, 0,22% de Si e 0,74 de Mn. Ataque: Nital 3%. [O próprio autor]..... 35
- Figura 3.3. Curva Jominy para o AISI-SAE 1060. [Adaptado do ASM HEAT TREATER'S GUIDE, (1995)]. 36
- Figura 3.4. Diagrama de Resfriamento Contínuo que mostra a decomposição da austenita para um aço SAE 52100. [Adaptado do ATLAS OF TIME TEMPERATURE DIAGRAMS for Irons e Steels, 2007]. 37
- Figura 3.5. Microestrutura de um aço conformado a quente contendo 0,98% de C, 0,38% de Mn e 1,39% de Cr. [Adaptado de COLPAERT, 2008]. 38
- Figura 3.6. Microestrutura de um aço conformado a quente contendo 0,98% de C, 0,38% de Mn e 1,39% de Cr. [Adaptado de COLPAERT, 2008]. 39
- Figura 3.7. Curva Jominy para o AISI-SAE 52100. [Adaptado de BHADESHIA, 2012]. 39
- Figura 3.8. Microestruturas resultantes do Ensaio Jominy para um SAE 1045. Em (a): Martensita no início do corpo de prova. Em (b): Mistura de Bainita (áreas escuras) e Martensita (áreas claras) a 5,0 mm. Em (c): Ferrita (áreas claras) e Perlita (áreas escuras) a 10 mm. Esta última microestrutura se apresenta em maior quantidade. [Adaptado de ÇAKIR e OZSOY, (2011)]. 40
- Figura 3.9. Microestruturas resultantes do Ensaio Jominy para um SAE. Em (a): Martensita a 1,6 mm. Em (b): Mistura de Bainita (áreas escuras) e Martensita (áreas claras) a 4,8 mm. Em (c) e (d): Ferrita (áreas claras) e Perlita (áreas escuras) a 11,2mm e 23,9 mm, respectivamente. [Adaptado de LEE et. al. (2010)]. 40
- Figura 3.10. Microestruturas resultantes do Ensaio Jominy para um SAE 1045. Em (a): Martensita a 1,6 mm. Em (b): Mistura de Bainita (áreas escuras) e Martensita (áreas claras) a 4,8 mm. Em (c): Ferrita (áreas claras) e Perlita (áreas escuras) a 8,0mm e (d): e 24mm, respectivamente. [Adaptado de NUNURA, (2009)]. 40
- Figura 3.11. Diagrama de Resfriamento Contínuo que mostra a decomposição da austenita para um aço AISI - SAE 1045. [Adaptado do ATLAS OF TIME TEMPERATURE DIAGRAMS for Irons e Steels, 2007]. 41

- Figura 3.12. Variações microestruturais do aço AISI - SAE 4140 submetido ao Ensaio Jominy. Ataque: nital 2%. Aumento: 1000x. [Adaptado de HIGUERA et. al. [2007].42
- Figura 3.13. Variações microestruturais do aço AISI P20 submetido ao Ensaio Jominy. Em (a): martensita. Em (b): Bainita. Em (c): Perlita. [Adaptado de YAO et. al. (2003)]......42
- Figura 3.14. Condutividade térmica do ferro em função da temperatura e do teor de carbono. [Adaptado de PEHLKE J. e WADA H. (1982)]......43
- Figura 3.15. Calor específico do ferro em função da temperatura e do teor de carbono. [Adaptado de PEHLKE J. e WADA H. (1982)]......44
- Figura 3.16. Densidade do ferro em função da temperatura e do teor de carbono. [Adaptado de PEHLKE J. e WADA H. (1982)]......45
- Figura 3.17. Microestruturas resultantes do Ensaio Jominy para um SAE 1045 em função da distância. Em (a), (b) e (c): Austenitizado a 800°C. Em (d), (e) e (f): Austenitizado a 900°C.. [Adaptado de NUNURA, (2009)]......46
- Figura 3.18. Efeito da temperatura de austenitização no perfil de dureza em um aço SAE 1045. [NUNURA, 2009]......47
- Figura 3.19. Efeito da temperatura de austenitização no perfil de dureza em um aço ligado submetido ao ensaio Jominy [LLEWELLYN e HUDD, 2004].47
- Figura 3.20. Efeito do teor de carbono no endurecimento em aços contendo 0,8% de Mn submetidos ao ensaio Jominy. [Adaptado de LLEWELLYN e HUDD, 2004].48
- Figura 3.21. Mecanismos de transferência de calor envolvidos durante o ensaio. ...48
- Figura 3.22. Variação da condutividade térmica em função do tempo e da posição. [Adaptado de LE MASSON et. al. (2002)].50
- Figura 3.23. Perfil do Coeficiente de Convecção para diferentes condições de resfriamento. [Adaptado de ÇAKIR e OZSOY, (2011)].53
- Figura 3.24. Coeficiente de transferência de calor no Ensaio Jominy para um aço SAE 1045. Nota-se que o mesmo varia em função do resfriamento. [Adaptado de LEE et. al. (2010)].53
- Figura 3.25. Variação do coeficiente de convecção forçada durante o ensaio Jominy de um aço AISI P20. [Adaptado de YAO et. al., (2006)]......54

- Figura 3.26. Coeficiente de transferência de calor durante o ensaio [BILHIERI, 2012].55
- Figura 3.27. Cálculo do coeficiente de transferência de calor no ensaio Jominy para um aço DIN 16MND5. Em (a), o desenho do corpo de prova considerando o raio e o tempo como uma função $h(r,t)$. Em (b), o perfil do coeficiente. [Adaptado de LE MASSON et. al., 2002].56
- Figura 3.28. Esquema de jato colidindo em uma superfície plana. [Adaptado de ZUCKERMAN et. al, (2006) e MARTIN H. (1977)].57
- Figura 3.29. Disposição dos termopares no corpo de prova [Adaptado de ÇAKIR, 2011].58
- Figura 3.30. Esquema da instrumentação do ensaio. [Adaptado de ÇAKIR, 2011]. .58
- Figura 3.31. Curvas de resfriamento experimentais [Adaptado de ÇAKIR, 2011].59
- Figura 3.32. Perfis de dureza para diferentes resfriamentos [Adaptado de ÇAKIR, 2011].59
- Figura 3.33. Frações das fases e microconstituintes formados durante o ensaio. [Adaptado de LEE, 2010].60
- Figura 3.34. Fração de Austenita Retida [Adaptado de LEE, 2010].60
- Figura 3.35. Perfil de dureza Jominy experimental e calculado após 600 segundos de resfriamento. [Adaptado de LEE, 2010].61
- Figura 3.36. Simulação numérica do Ensaio Jominy para aços SAE 15XX. Em (a), Curvas de resfriamento. Em (b), Frações de fases e microconstituintes como resultado do ensaio para um aço de baixo carbono ao Mn. [Adaptado de PIETRZYK, 2011].62
- Figura 3.37. Curvas simuladas em vários pontos do corpo de prova. [Adaptado de ZEHTAB, 2008].63
- Figura 3.38. Mapeamento térmico do corpo de prova para diferentes tempos de simulação (10, 100, 400 e 600s). [Adaptado de ZEHTAB, 2008].64
- Figura 3.39. Curvas de dureza simuladas no intervalo de temperabilidade. [Adaptado de ZEHTAB, 2008].64
- Figura 3.40. Correlação do tempo de resfriamento em durezas HRC.....65
- Figura 3.41. Propriedades termofísicas em função da distância Jominy para diferentes tipos de aços. Em (a), a variação da condutividade térmica.

Em (b), a variação da difusividade térmica. [Adaptado de GHRIB et. al. (2008)].	66
Figura 3.42. Validação do modelo numérico entre perfis de dureza experimentais para os aços a seguir: Em (a), 30CrNi3. Em (b), 30CrMnTi. Em (c), 20Cr2MnS1Mo. Em (d), 30CrMnMoNiB. [Adaptado de SONG et all (2007)].	67
Figura 3.43. Simulação do ensaio via elementos finitos. Em (a), a geração da malha. Em (b) e (c), o estado térmico do corpo de prova após 5s e 600s de resfriamento. [Adaptado de HIGUERA et. al. (2007)].	68
Figura 3.44. Análise térmica obtida via elementos finitos. [Adaptado de HIGUERA et. al. (2007)].	68
Figura 3.45. Frações das fases e micro-constituintes formados durante o ensaio para um AISI 4340. [Adaptado de MAIZZA e MATTEIS, (2007)].	70
Figura 3.46. Validação do modelo entre perfis de dureza experimentais e simulado. [Adaptado de MAIZZA e MATTEIS, (2007)].	70
Figura 3.47. Análise térmica obtida da solução do modelo. [Adaptado de MAIZZA e MATTEIS, (2007)].	70
Figura 3.48. Taxas de Resfriamento ao longo do corpo de prova para o AISI 4130. [Adaptado de ZEHTAB et. al. (2008)].	71
Figura 3.49. Taxas de Resfriamento ao longo do corpo de prova para o AISI 4140. [Adaptado de HIGUERA et. al. (2007)].	71
Figura 3.50. Valores de durezas em função da taxa de resfriamento para o SAE 1045 na temperatura de 700°C [Adaptado de LEE et. al. (2010)].	73
Figura 3.51. Correlação entre a dureza e a taxa de resfriamento em função da posição para o aço SAE 1045. [NUNURA, 2009].	73
Figura 3.52. Porcentagem de fases presentes para um aço SAE 1045 em função da taxa de resfriamento e distância para uma temperatura de austenitização de 850°C. [NUNURA, 2009].	74
Figura 3.53. Variação da condutividade elétrica em função da distância Jominy para a liga de alumínio AA7050. [Adaptado de LI PEI-YUE et. al. (2012)].	76
Figura 3.54. Curvas de resfriamento durante o ensaio Jominy para a liga de alumínio AA7050. [Adaptado de LI PEI-YUE et. al. (2012)].	76

- Figura 3.55. Dureza em função da Taxa de Resfriamento para a liga Zircaloy4. [Adaptado de BEM AMMAR et. al. (2012)]. 76
- Figura 3.56. Curvas de resfriamento experimentais e simuladas para a liga Zircaloy4 durante o Ensaio Jominy resfriado a partir de 1050°C. [Adaptado de BEM AMMAR et. al. (2012)]. 77
- Figura 3.57. Curvas Jominy para um Ferro Fundido Nodular ensaiado a diferentes temperaturas de austenitização. [Adaptado de FERNANDINO et. al. (2013)]. 78
- Figura 3.58. Variação microestrutural para um Ferro Fundido Nodular austenitizado a 830°C. [Adaptado de FERNANDINO et. al. (2013)]. 78
- Figura 3.59. Corpo de prova isolado termicamente para simular condições de transferência de calor no Ensaio Jominy modificado. [Adaptado de YAO et. al. (2003)]. 79
- Figura 3.60. Resultados de Ensaio Jominy simulado em condições bidimensionais para um aço AISI P20. Em (a), as frações das microestruturas. Em (b), malha de simulação das microestruturas. [Adaptado de YAO et. al. (2003)]. 79
- Figura 3.61. Variação microestrutural para um aço AISI P20 austenitizado a 830°C. em função da distância. Em (a), martensita na extremidade resfriada. Em (b), bainita a 50 mm. Em (c), perlita e ferrita a 150 mm [Adaptado de YAO et. al. (2003)]. 80
- Figura 3.62. Comparação entre as curvas Jominy experimentais e calculadas para o aço AISI P20 após 600 segundos de resfriamento. [Adaptado de YAO et. al. (2003)]. 80
- Figura 4.1. Subdivisão do domínio espaço – tempo em intervalos para representar em diferenças finitas a equação de condução de calor unidimensional. (Adaptado de OZISIC, 1990). 85
- Figura 4.2. Efeitos do parâmetro r sobre a estabilidade de soluções em diferenças finitas. (Adaptado de OZISIC, 1990). 86
- Figura 4.3. Representação das condições de contorno em diferenças finitas nos nodos das fronteiras. (Adaptado de OZISIC, 1990). 87
- Figura 4.4. Representação das condições de contorno em diferenças finitas nas fronteiras do corpo de prova Jominy. 88
- Figura 4.5. Rede retangular de malhas de dimensões $\Delta x = \Delta y$ em um nodo m, n . (Adaptado de OZISIC, 1990). 89

Figura 4.6. Duas frentes convectivas em um nodo. (Adaptado de OZISIC, 1990). ...	90
Figura 4.7. Efeito do Número de Reynolds local para jatos colidentes na relação $Nu/Pr^{0,42}$ para um parâmetro $H/d=1$. (MARTIN, 1977).	91
Figura 4.8. Corpo físico mapeado pelo M.D.F. mostrando o erro numérico nos contornos irregulares. (SPIM, 1997).....	92
Figura 4.9. Corpo físico mapeado pelo M.D.F. mostrando o erro numérico nos contornos irregulares. (SPIM, 1997).....	93
Figura 4.10. Representação de malha nodal com acoplamento entre malha fina e malha grossa. (Adaptado de SPIM, 1997).	93
Figura 5.1. Microestrutura dos aços na condição de conformação a quente. Em (a), o SAE 1060. Em (b), o SAE 52100. Ataque: Nital 3%.....	94
Figura 5.2. Detalhes do arranjo do ensaio instrumentado (LAMETT – PUCRS).....	96
Figura 5.3. Dispositivo de resfriamento (LAMETT – PUCRS).	97
Figura 5.4. Fluxograma dos ensaios aplicados aos corpos de prova.....	98
Figura 5.5. Fluxograma de rotinas para simulação de Ensaio Jominy.	99
Figura 5.6. Tela de entrada ao aplicativo de simulação de resfriamento. Devem-se ingressar as condições iniciais e de contorno.	99
Figura 5.7. Tela de entrada de dados termofísicos e elaboração de malha unidimensional.	100
Figura 5.8. Telas de simulação de curvas de resfriamento durante o Ensaio Jominy.	100
Figura 5.9. Telas de algoritmos de programação gráfica do LabVIEW® 2013.....	100
Figura 5.10. Projeto em CAD do corpo de prova.....	101
Figura 5.11. Desenho do corpo de prova para efeitos de instrumentação.	102
Figura 5.12. Corpos de prova usinados.	102
Figura 5.13. Tratamento térmico de normalização. Em (a), o Forno tipo mufla. Em (b), as amostras em resfriamento ao ar. (LAMETT – PUCRS).....	103
Figura 5.14. Etapa de resfriamento do corpo de prova. (LAMETT – PUCRS).	105

Figura 5.15. Ensaio de Dureza HRC em corpo de prova retificado (LAMETT – PUCRS).....	106
Figura 5.16. Microdurômetro para ensaio Vickers (CEPAC- PUCRS).	106
Figura 5.17. Aço hipoeutetoide (CALLISTER, 2009).....	107
Figura 5.18. Bancada metalográfica (LAMETT – PUCRS).....	108
Figura 5.19. Metalografia binarizada em áreas claras (79,03%) e escuras (20,96%).	109
Figura 5.20. Medidor de fluxo instalado no dispositivo de resfriamento.	110
Figura 5.21. Método gráfico para calcular o número de Nusselt durante o ensaio (Adaptado de MARTIN, 1977).	110
Figura 5.22. Formulação da condição unidimensional no corpo de prova durante o Ensaio Jominy. Usam-se as condições iniciais e de contorno no método de diferenças finitas.	111
Figura 5.23. Fronteiras convectivas utilizadas para o equacionamento da condição bidimensional.	112
Figura 5.28. Variação de temperatura e taxa de resfriamento correspondente durante a têmpera em água. Estão indicados os três estágios do resfriamento de têmpera e os mecanismos dominantes em cada estágio. [Adaptado do METALS HANDBOOK, (1990) e COLPAERT,(2008)].....	115
Figura 5.29. Metodologia empregada para o cálculo das taxas de resfriamento durante o ensaio. [Adaptado de NUNURA, et al (2015)].....	116
Figura 6.1. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 1060 austenitizado a 780°C.	120
Figura 6.2. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 1060 austenitizado a 780°C.....	121
Figura 6.3. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 1060 austenitizado a 830°C.	122
Figura 6.4. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 1060 austenitizado a 830°C.....	123

- Figura 6.5. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 1060 austenitizado a 880°C. 124
- Figura 6.6. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 1060 austenitizado a 880°C..... 125
- Figura 6.7. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 52100 austenitizado a 790°C. 126
- Figura 6.8. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 52100 austenitizado a 790°C..... 127
- Figura 6.9. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 52100 austenitizado a 840°C. 128
- Figura 6.10. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 52100 austenitizado a 840°C..... 129
- Figura 6.11. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 52100 austenitizado a 890°C. 130
- Figura 6.12. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 52100 austenitizado a 890°C..... 131
- Figura 6.13. Perfil térmico simulado. Mostram-se 64 curvas incluindo a curva de resfriamento da superfície em contato com o jato de água. Aço SAE 1060 austenitizado a 780°C. 132
- Figura 6.14. Perfil térmico simulado. Mostram-se 64 curvas incluindo a curva de resfriamento da superfície em contato com o jato de água. Aço SAE 52100 austenitizado a 840°C. 133
- Figura 6.15. Perfis de dureza Jominy a diferentes temperaturas de austenitização. Em (a): SAE 1060. Em (b): SAE 52100..... 134
- Figura 6.16. Valores de dureza em função da taxa de resfriamento e da temperatura de austenitização para o SAE 1060. Em (a): 780°C. Em (b): 830°C. Em (c) 880°C. 136

- Figura 6.17. Valores de dureza em função da taxa de resfriamento e da temperatura de austenitização para o SAE 1060. Em (a): 790°C. Em (b): 840°C. Em (c) 890°C. 137
- Figura 6.18. Microestrutura em função da taxa de resfriamento e da temperatura de austenitização entre 780°C e 800°C. Em (a): Martensita. Em (b): Bainita. Em (c): Perlita y Ferrita. Em (d): Perlita e Cementita. 140
- Figura 6.19. Microestrutura em função da taxa de resfriamento e da temperatura de austenitização entre 830°C e 850°C. Em (a): Martensita. Em (b): Bainita. Em (c): Perlita y Ferrita. Em (d): Perlita e Cementita. 141
- Figura 6.20. Microestrutura em função da taxa de resfriamento e da temperatura de austenitização entre 880°C e 900°C. Em (a): Martensita. Em (b): Bainita. Em (c): Perlita y Ferrita. Em (d): Perlita e Cementita. 142
- Figura 6.21. Porcentagem de austenita retida..... 143
- Figura 6.22. Valores de microdureza experimental e resultados da Regra das Misturas aplicada na microestrutura do SAE 1060 em função da temperatura de austenitização. Em (a): 780°C. Em (b): 830°C. Em (c): 880°C. 147
- Figura 6.23. Valores de microdureza experimental e resultados da Regra das Misturas aplicada na microestrutura do SAE 52100 em função da temperatura de austenitização. Em (a): 780°C. Em (b): 830°C. Em (c): 880°C. 148
- Figura 6.24. Correlação entre a formação microestrutural e a taxa de resfriamento simulada após ensaio Jominy e austenitizado a temperaturas diferentes para um SAE 1060. Em (a): 780°C. Em (b): 830°C. Em (c): 880°C. 149
- Figura 6.25. Correlação entre a formação microestrutural e a taxa de resfriamento simulada após ensaio Jominy e austenitizado a temperaturas diferentes para um SAE 52100. Em (a): 790°C. Em (b): 840°C. Em (c): 890°C. .. 150
- Figura 6.26. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 1060 austenitizado a 780°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CTT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova. 152
- Figura 6.27. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 1060 austenitizado a 830°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CTT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova. 153

- Figura 6.28. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 1060 austenitizado a 880°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CTT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova. 154
- Figura 6.29. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 52100 austenitizado a 790°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CTT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova. 155
- Figura 6.30. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 52100 austenitizado a 840°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CTT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova. 156
- Figura 6.31. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 52100 austenitizado a 840°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CTT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova. 157
- Figura 10.1. Dimensões do corpo de prova no dispositivo para o Ensaio Jominy. [Adaptado da norma ASTM A255-07, 2007]. 168
- Figura 10.2. Dispositivo de Ensaio Jominy. Em (a) o esquema do dispositivo. Em (b) um corpo de prova na etapa de resfriamento. [Adaptado de Chiaverini, 2006 e do próprio autor]. 168
- Figura 10.4. Exemplo da curva Jominy como resultado do ensaio de dureza HRC. [Adaptado do ASM Handbook, 1990]. 170
- Figura 10.5. Configuração do Ensaio Rockwell C (HRC) [Adaptado de GARCIA, 2012]. 171
- Figura 10.5. Configuração do Ensaio Vickers (HV) [Adaptado de GARCIA, 2012]. 171

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1. Aços ao carbono para molas [Adaptado do ASM HANDBOOK Volume I, (1990)]......	34
Tabela 3.2. Aços Carbono-Cromo para Rolamentos [Adaptado do ASM METALS HANDBOOK, (1990) e BHADSHIA, (2012)]......	36
Tabela 5.1. Composição Química do SAE 1060 (Elemento restante: Fe).....	95
Tabela 5.2. Composição Química do SAE 52100 (Elemento restante: Fe).....	95
Tabela 6.1. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 1060 austenitizado a 780°C.	121
Tabela 6.2. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 1060 austenitizado a 830°C.	123
Tabela 6.3. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 1060 austenitizado a 880°C.	125
Tabela 6.4. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 52100 austenitizado a 790°C.	127
Tabela 6.5. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 52100 austenitizado a 840°C.	129
Tabela 6.6. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 52100 austenitizado a 890°C.	131
Tabela 6.7. Correlação entre taxas de resfriamento e durezas para o SAE 1060 e SAE 52100 em diferentes temperaturas de austenitização.....	135

Tabela 6.8. Correlação entre taxas de resfriamento e microestrutura para o SAE 1060 e SAE 52100 em diferentes temperaturas de austenitização. (M: Martensita. B: Bainita. F: Ferrita. P: Perlita. C: Carbonetos. AR: Austenita Retida)..... 139

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Austenita	
Ac1	Temperatura crítica	°C
Ac3	Temperatura crítica	°C
Acm	Temperatura crítica	°C
B	Bainita	
c, c _p	Calor específico	$\left(\frac{J}{kg \cdot K} \right)$
CCT	Continuous Cooling Transformation	
d	Diâmetro do bocal do jato de água	mm
EDP	Equação Diferencial Parcial	
EEO	Espectrometria de Emissão Óptica	
F	Ferrita	
H	Distância entre o bocal do jato de água e a superfície a resfriar	mm
h	Coeficiente de convecção	$\left(\frac{W}{m^2 \cdot K} \right)$
\bar{h}	Coeficiente de convecção médio	$\left(\frac{W}{m^2 \cdot K} \right)$
HRC	Dureza Rockwell C	
HV	Dureza Vickers	
k	Coeficiente de condutividade térmica	$\left(\frac{W}{m \cdot K} \right)$
M	Martensita	
Mi	Início da transformação martensítica	°C
MDF	Método de Diferenças Finitas	
MO	Microscopia Óptica	
Nu	Número de Nusselt	
OES	Optical Emission Spectrometer	
P	Perlita	
Pr	Número de Prandtl	
\dot{q}	Fluxo de calor	(W/m)
Re	Número de Reynolds	

TP	Posição do termopar	mm
ΔT	Varição de Temperatura	$^{\circ}\text{C}$
T_m^i	Temperatura nodal numa malha unidimensional	$^{\circ}\text{C}$
T_{m-1}^i, T_{m+1}^i	Temperatura dos nodos vizinhos numa malha unidimensional	$^{\circ}\text{C}$
T_m^{i+1}	Temperatura nodal no instante futuro numa malha unidimensional	$^{\circ}\text{C}$
$T_{m,n}^i$	Temperatura nodal numa malha bidimensional	$^{\circ}\text{C}$
$T_{m-1,n}^i$	Temperatura dos nodos vizinhos numa malha bidimensional	$^{\circ}\text{C}$
$T_{m+1,n}^i$	Temperatura dos nodos vizinhos numa malha bidimensional	$^{\circ}\text{C}$
$T_{m,n+1}^i$	Temperatura dos nodos vizinhos numa malha bidimensional	$^{\circ}\text{C}$
$T_{m,n-1}^i$	Temperatura dos nodos vizinhos numa malha bidimensional	$^{\circ}\text{C}$
$T_{m,n}^{i+1}$	Temperatura nodal no instante futuro numa malha bidimensional	$^{\circ}\text{C}$
Δt	Varição no tempo	s
ρ	Densidade do material	$\left(\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}\right)$
$\left(\frac{\partial T}{\partial t}\right), \dot{T}$	Taxa de resfriamento	$(^{\circ}\text{C/s})$

RESUMO

NUNURA NUNURA, César Rolando. **Modelagem Numérica da Transferência de Calor no Ensaio Jominy**. Porto Alegre. 2016. Tese. Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Tecnologia de Materiais, PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO RIO GRANDE DO SUL.

Este trabalho propõe a simulação numérica do Ensaio Jominy, que avalia a temperabilidade dos aços, usando como solução o Método das Diferenças Finitas. Tomando as condições iniciais e de contorno do ensaio e considerando os mecanismos de transferência de calor de condução e convecção forçada, resolve-se numericamente de forma explícita a equação diferencial que modela o ensaio para realizar simulações da evolução térmica ou curvas de resfriamento no corpo de prova. Utilizando o perfil térmico obtido pela solução numérica propõe-se um método de cálculo das taxas de resfriamento, para poder obter expressões que correlacionam perfil de dureza após o ensaio [$HRC = f(Taxas)$], bem como a previsão numérica das microestruturas finais [$\%Microestrutura = f(Taxas)$].

Para validar as simulações foram ensaiados 02 aços: SAE 1060 e SAE 52100 conforme a norma ASTM A 255-07. Estes ensaios foram instrumentados com termopares para obter um perfil térmico experimental para poder confrontar os resultados simulados. Ensaios de dureza HRC foram aplicados para obter a curva Jominy que avalia a profundidade de têmpera nos aços em questão. Finalmente, análises de microscopia aplicados nos corpos de prova revelaram as quantidades de martensita, bainita, perlita e ferrita presentes na microestrutura do aço em função das taxas de resfriamento. Estas microestruturas validam os resultados numéricos de [$HRC = f(Taxas)$] e [$\%Microestrutura = f(Taxas)$].

Palavras-Chaves: Ensaio Jominy. Método de Diferenças Finitas. Equação de Calor. Taxa de Resfriamento. Dureza. Microestrutura.

ABSTRACT

NUNURA NUNURA, César Rolando. **Numerical Modeling of Heat Transfer in the Jominy Test**. Porto Alegre. 2016. PhD Thesis. Graduation Program in Materials Engineering and Technology, PONTIFICAL CATHOLIC UNIVERSITY OF RIO GRANDE DO SUL.

His work considers the numerical simulation of the Jominy test, which evaluates the hardenability of steels, using as a solution the Finite Difference Method. Taking the initial and boundary conditions of the test and considering the heat transfer by conduction and forced convection, is solved numerically explicitly the differential equation that modeling the test, to obtain simulations of the thermal evolution or cooling curves at the specimen. Using the thermal profile obtained by the numerical solution is proposed a method for obtain the cooling rates and expressions that correlate hardness profile after the test [$HRC = f(\text{Cooling Rate})$], and the numerical prediction of the final microstructures [$\text{Microstructure}\% = f(\text{Cooling Rate})$].

To validate the simulations were tested 02 steels: SAE 1060 and SAE 52100 according to ASTM A 255-07. These tests were instrumented with thermocouples for obtain the experimental thermal profile and compare with the simulated results. Hardness tests (HRC) were applied at the specimens for obtain the Jominy profile. Finally, analysis microscopy was applied to the specimens revealed the amounts of martensite, bainite, pearlite and ferrite present in the microstructure of the steel in function to the cooling rates. These microstructures validate the numerical results of [$HRC = f(\text{Cooling Rate})$] and [$\% \text{Microstructure} = f(\text{Cooling Rate})$].

Key-words: Jominy test. Finite Difference Method. Heat equation. Cooling rate. Hardness. microstructure.

1. INTRODUÇÃO

Entre os métodos numéricos aplicados a problemas de engenharia, o Método de Diferenças Finitas (M.D.F.) consegue aproximar uma equação diferencial parcial de condução de calor (E.D.P.) através de um conjunto de equações algébricas na temperatura em certo número de pontos nodais distribuídos em uma determinada dimensão. Através deste método é possível calcular a evolução térmica em pontos de interesse em uma determinada geometria cuja temperatura varia em função do tempo.

A maior parte dos fenômenos de metalurgia física relacionados com os tratamentos térmicos são, em geral, complexos e envolvem mecanismos de transferência de calor em regime transiente, sendo comum encontrar situações em que os procedimentos matemáticos não são suficientes para a descoberta de uma solução de um problema real. Como é comum em engenharia, atualmente existem problemas onde é preferível usar um método numérico ao invés de um método analítico ainda que este exista, por exemplo, se a solução para o problema envolve muitos cálculos complexos.

A disponibilidade dos recursos computacionais tem incrementado muito nos últimos anos devido ao veloz desenvolvimento dos processadores. As soluções numéricas têm sido auxiliadas no seu desenvolvimento com linguagens de programação, e visualizadas com o uso de computação gráfica.

A pronta disponibilidade de computadores de alta velocidade de processamento e de eficientes programas computacionais fáceis de usar tem tido impacto importante sobre a educação e a prática da engenharia nos últimos anos. Os engenheiros de hoje têm acesso a uma quantidade enorme de recursos computacionais na ponta dos dedos e, na maioria dos casos, precisam

principalmente compreender a natureza física do problema e interpretar os resultados. Porém, é preciso compreender a forma como os cálculos são realizados nos computadores para desenvolver a consciência sobre os processos envolvidos e suas limitações.

Desta maneira, no presente trabalho propõe-se a resolução de um modelo matemático pelo método numérico de diferenças finitas na forma de um aplicativo computacional, para a simulação da análise térmica que correlaciona a formação microestrutural em aços tratáveis termicamente por têmpera, após o Ensaio Jominy. Para tal efeito, foram escolhidos os aços SAE 1060 e SAE 52100 (empregados na fabricação de elementos de máquinas como molas, rolamentos etc.) Estes aços se assemelham em composição química a um aço hipoeutetóide com 0,6% de C (para o SAE 1060) e ao do tipo hipereutetóide com 1,0% de C (para o SAE 52100). De esta forma poderão ser estudadas as fases e microconstituintes formadas em aços com diferentes composições químicas.

No Capítulo 2 são apresentados os objetivos gerais e específicos que pretendem ser alcançados no final da elaboração da tese. No Capítulo 3, aborda-se a revisão bibliográfica sobre as variações microestruturais como resultado do resfriamento contínuo. Apresentam-se também os aços que serão utilizados no presente trabalho: AISI – SAE 1060, SAE 52100, assim como as suas propriedades termofísicas em função da temperatura e sua relação com o ensaio. Ao mesmo tempo, se faz uma abordagem sobre a transferência de calor durante o ensaio, os modelos desenvolvidos atualmente sobre o assunto, ensaios simulados e instrumentados, além da aplicação do Ensaio Jominy em ligas não ferrosas, ferro fundido e adaptações da norma ASTM A255.

O Capítulo 4 está dedicado à descrição do modelo matemático proposto: O Método das Diferenças Finitas. Apresenta-se a sua estruturação e equacionamento, no modo explícito para a forma unidimensional e bidimensional. Paralelamente se apresentam cálculos analíticos para determinar o coeficiente de transferência de calor por convecção forçada, a fim de ser inserido na equação do modelo.

No Capítulo 5 aborda-se também a metodologia para a execução do ensaio Jominy instrumentado por termopares com o propósito de obter as curvas de resfriamento experimentais e a sua posterior comparação com a análise térmica gerada pelo modelo matemático. Descrevem-se também os procedimentos padronizados de ensaios mecânicos, de tratamento térmico e de microanálise.

O Capítulo 6 mostra os resultados do trabalho como: análise térmica, perfis de dureza, confronto do perfil térmico com a microestrutura resultante e a regra das misturas. O Capítulo 7 apresenta as conclusões parciais dos resultados obtidos para finalmente concluir no Capítulo 8 com as referências bibliográficas consultadas para a elaboração desta proposta.

2. OBJETIVOS

2.1. Objetivo Geral

Simular numericamente o Ensaio Jominy usando o método de diferenças finitas na forma de um aplicativo computacional, para a previsão do perfil térmico e a sua correlação com a microestrutura resultante em aços tratáveis termicamente por têmpera.

2.2. Objetivos Específicos

- a) Construção de um dispositivo de Ensaio Jominy e instrumentação dos corpos de prova com termopares, permitindo análises dos diferentes parâmetros do processo, como composição química dos aços, temperaturas e tempos de tratamento.
- b) Revelação da microestrutura resultante em cada condição, determinando parâmetros como distribuição e quantidade das fases, perfis de dureza e microdurezas.
- c) Desenvolvimento de um aplicativo computacional que funciona utilizando o Método de Diferenças Finitas, para a previsão da transferência de calor bidimensional em aços tratados termicamente por têmpera.
- d) Aferição e simulação com o modelo proposto para obtenção de gráficos com as curvas de resfriamento ao longo dos corpos de prova e das taxas de resfriamento.

- e) Correlação das taxas de resfriamento com a microestrutura resultante e valores de dureza da posição.
- f) Análises dos diagramas TTT (Tempo – Temperatura - Transformação) apresentados na literatura e discussão dos resultados obtidos experimentalmente.
- g) Comparação entre os resultados teóricos simulados e os resultados experimentais, definindo as melhores condições para os tratamentos térmicos.
- h) Desenvolvimento de um aplicativo na forma de software para simulação da têmpera.

3. VARIAÇÕES NA MICROESTRUTURA NOS AÇOS

O aço como material de engenharia entre as suas numerosas propriedades mecânicas e metalúrgicas tem a particularidade de alterar a sua microestrutura quando aquecido a uma temperatura conveniente e resfriado rápida ou lentamente, provocando um aumento ou diminuição da sua dureza. Para algumas aplicações se requer que o aço tenha suficiente dureza como, por exemplo, em ferramentas de corte. Isto se consegue com o tratamento térmico de têmpera e revenido. Nem todos os tipos de aços produzidos no mundo têm a capacidade de endurecer-se via este processo. Aqueles que pela sua vez conseguem tal efeito antes descrito se dizem que possuem boa temperabilidade. Na parte final deste trabalho (ANEXOS) explica-se a metodologia do ensaio conforme a norma ASTM A255-07.

3.1. Variações Microestruturais durante o Ensaio Jominy

3.1.1. Aço SAE 1060

Segundo a ASM HEAT TREATERS' GUIDE (1995) e ASM METALS HANDBOOK (1990), os aços ao carbono com teor de carbono variando entre 0,5%C e 1,2%C, satisfazem quase que completamente aos requisitos exigidos para a fabricação de molas (com tratamento térmico de têmpera e revenido), de modo que a maioria desses elementos de máquinas é feita com aqueles tipos de aços. Há aplicações, contudo, que exigem o emprego de aços liga. De acordo a norma AISI-SAE esses aços correspondem às designações A229 e A230 onde se situam os aços do tipo SAE 1055 até o SAE 1085.

A Tabela 3.1 mostra os tipos de aços onde o SAE 1060 pode ser considerado pela sua composição química para aplicações de fabricação de molas, assim como a

resistência mecânica que pode ser obtida, seja por trabalho mecânico ou por tratamento térmico.

Tabela 3.1. Aços ao carbono para molas [Adaptado do ASM HANDBOOK Volume I, (1990)].

Tipo	Composição Química (%)			Valores de resistência à tração (MPa)
	C	Mn	Si	
Oil tempered ASTM A229	0,55-0,85	0,30-1,20	0,10-0,30	1140 - 2330
ASTM A230	0,60-0,75	0,60-0,90	0,10-0,30	1480 - 1650

O diagrama Fe-C descreve as transformações de fase que ocorrem lentamente, isto é, em condições de equilíbrio como função da temperatura. Contudo, em muitas situações, estas transformações ocorrem em condições de resfriamento mais acelerado como nos tratamentos térmicos. Portanto, o tempo de transformação passa a ser uma importante variável de controle, pois afeta a microestrutura resultante e, conseqüentemente, as propriedades mecânicas finais do material. Para se prever a microestrutura formada em função do tempo total de transformação da austenita, dispõe-se dos diagramas de Transformação Isotérmica (ITT – Isothermal Time Transformation) e Resfriamento Contínuo (CCT – Continuous Cooling Transformation). Para efeitos de Ensaio Jominy este último será avaliado junto ao perfil térmico do ensaio. Segundo os diagramas CCT, as microestruturas formadas em função das taxas de resfriamento são: martensita, bainita, perlita e ferrita livre para os aços com teor de carbono inferior a 0,77%C (Aços Hipoeutetóide). Se a quantidade de carbono ultrapassar tal composição, forma-se carboneto de ferro Fe_3C ou cementita livre ao invés da ferrita livre (Aços Hipereutetóides). Como exemplo, a Figura 3.1 mostra a curva CCT para um aço AISI-SAE 1060 contendo: composição química, perfil térmico, porcentagem de fases e microconstituintes, assim como valores de dureza para cada curva de resfriamento, em função da microestrutura resultante. Segundo este diagrama, para altas taxas de resfriamento ocorre a formação de 100% de martensita atingindo uma dureza de 787 HV (Aproximadamente 63 HRC). Pode-se obter 20% de perlita, 5% de bainita e 75% de martensita, com uma dureza global de 528 HV (Aproximadamente 51 HRC). Finalmente, para baixas taxas de resfriamento, ocorre

a formação 25% de ferrita livre e 75% de perlita, com uma dureza de 187 HV (Aproximadamente 90 HRB).

A Figura 3.2 mostra a microestrutura do aço na condição de conformado a quente. Observa-se uma maior quantidade de perlita (grosseira e fina) em comparação às poucas regiões de ferrita livre (áreas brancas). A Figura 3.3 apresenta a respectiva curva Jominy para este tipo de aço. Observa-se que a dureza máxima pode alcançar valores de 65 HRC.

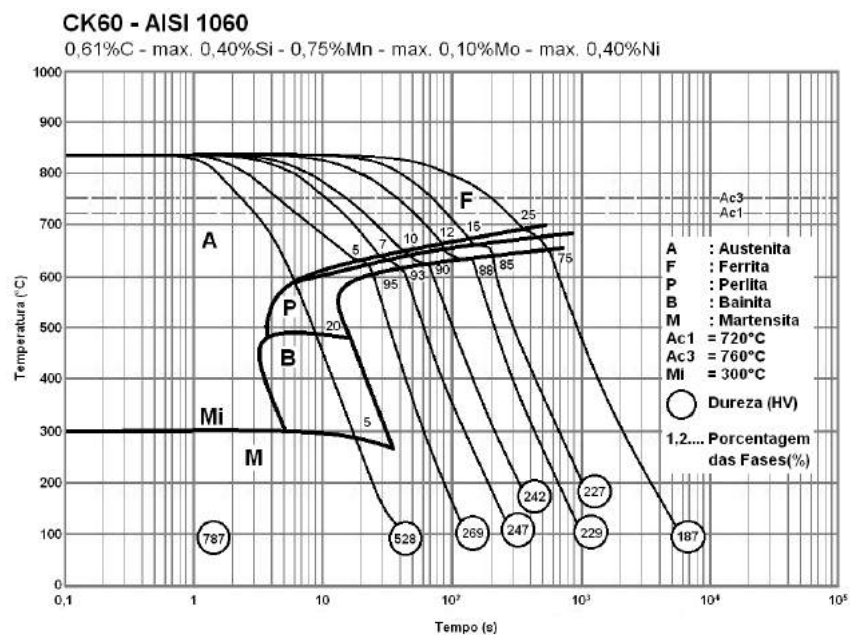


Figura 3.1. Diagrama de Resfriamento Contínuo que mostra a decomposição da austenita para um aço SAE 1060. [Adaptado do ATLAS OF TIME TEMPERATURE DIAGRAMS for Irons e Steels, 2007]

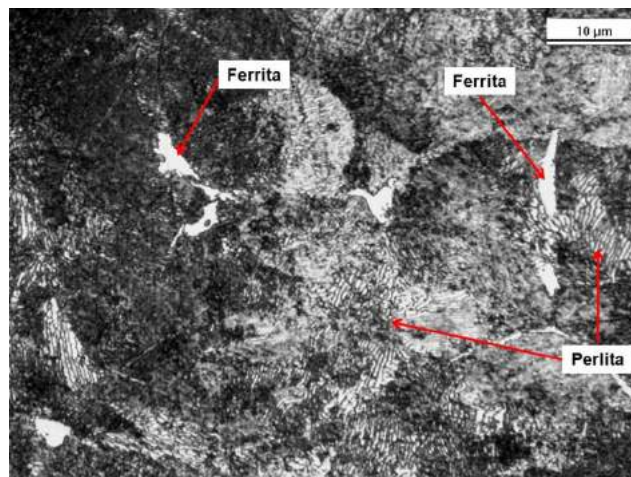


Figura 3.2. Microestrutura de um aço contendo 0,60% de C, 0,22% de Si e 0,74 de Mn. Ataque: Nital 3%. [O próprio autor].

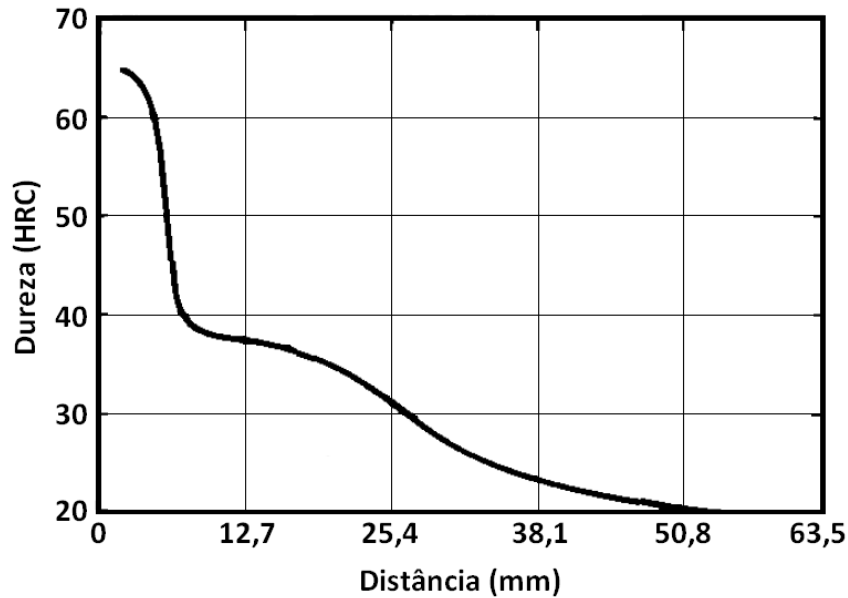


Figura 3.3. Curva Jominy para o AISI-SAE 1060. [Adaptado do ASM HEAT TREATER'S GUIDE, (1995)].

3.1.2. Aço SAE 52100

Pela sua resistência ao desgaste é empregado na fabricação de mancais de esferas ou de roletes. Segundo a norma AISI-SAE os aços da designação 52100 e 52100 modificado, são denominados como aços carbono-cromo [BHADESHIA, (2012) e CHIAVERINI, (2006)]. A Tabela 3.2 apresenta a composição química desses aços, assim como as suas principais aplicações.

Tabela 3.2. Aços Carbono-Cromo para Rolamentos [Adaptado do ASM METALS HANDBOOK, (1990) e BHADESHIA, (2012)].

Designação	Máxima Temperatura de Operação, °C	Composição Química (%)				Aplicações
		C	Mn	Si	Cr	
52100	150	0,98-1,10	0,25-0,45	0,15-0,30	1,40-1,70	Aço mais usado para mancais; deve ser protegido com película de óleo para proteção atmosférica.
52100 modificado	150	0,98-1,05	0,95-1,25	0,50-0,70	0,90-1,15	Para grandes secções; o teor mais elevado de Mn aumenta a dureza.

Em termos de resistência à tração, este aço austenitizado a 843°C, temperado e revenido a 150°C, pode alcançar valores de até 1748 MPa. Na condição de austemperado a 240°C, os valores podem alcançar os 2000 MPa. [BHADESHIA, 2012].

A Figura 3.4 mostra o diagrama CCT para o aço AISI-SAE 52100 contendo: composição química, perfil térmico (taxas de resfriamento), porcentagem de fases e microconstituintes, assim como valores de dureza para cada curva de resfriamento, em função da microestrutura resultante.

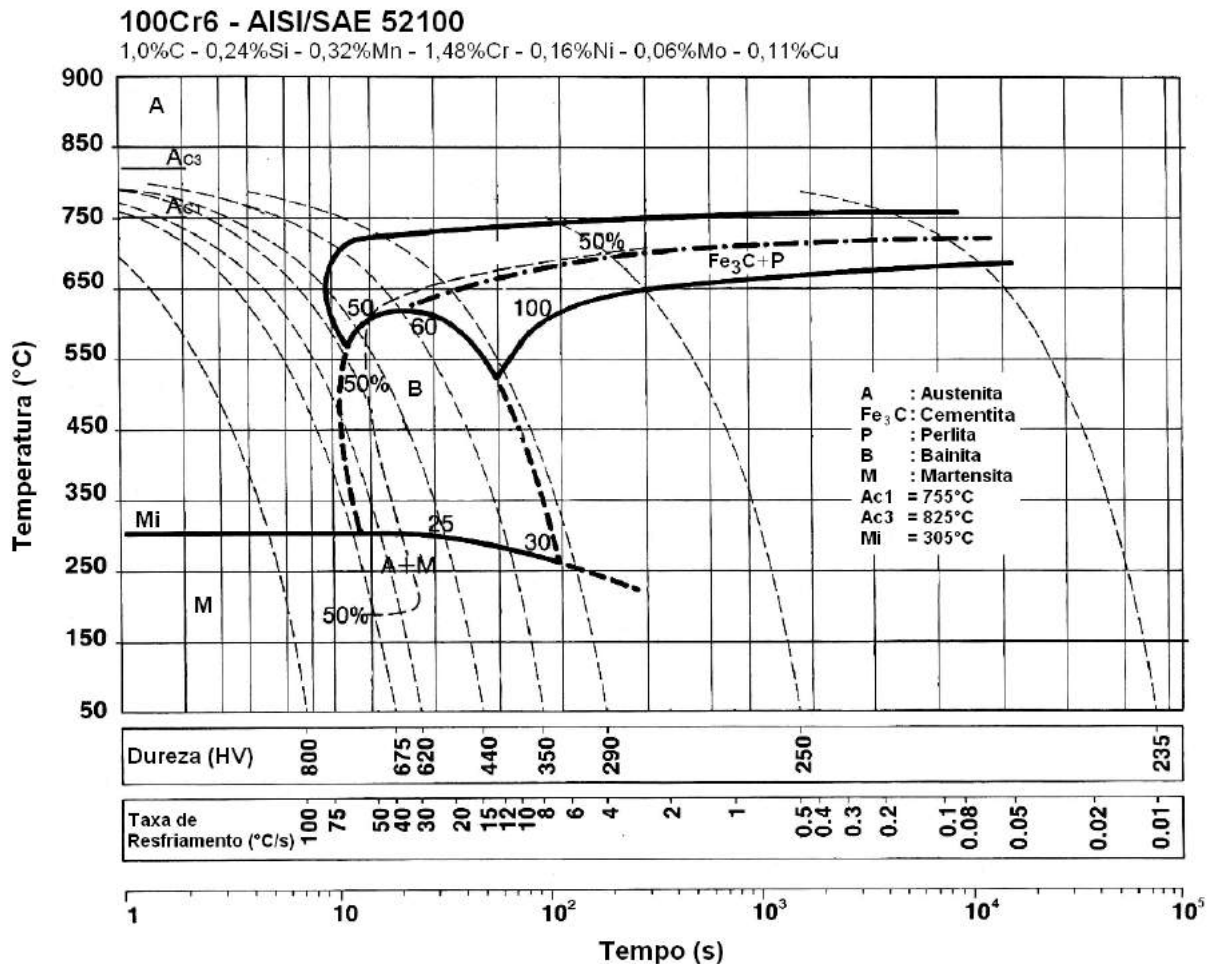


Figura 3.4. Diagrama de Resfriamento Contínuo que mostra a decomposição da austenita para um aço SAE 52100. [Adaptado do ATLAS OF TIME TEMPERATURE DIAGRAMS for Irons e Steels, 2007].

Segundo este diagrama, para taxas de resfriamento da ordem de 100°C/s ocorre a formação de 100% de martensita atingindo uma dureza de 800 HV

(Aproximadamente 64 HRC). Pode-se obter 10% de perlita, 60% de bainita e 30% de martensita, para taxas de resfriamento da ordem de 8°C/s com uma dureza global de 350 HV (Aproximadamente 36 HRC). Finalmente, para baixas taxas de resfriamento da ordem de $0,01^{\circ}\text{C/s}$ ocorre a formação de perlita e cementita livre, com uma dureza de 235 HV. (Aproximadamente 20 HRC).

COLPAERT, H. (2008) ressalta que a microestrutura completamente martensítica é empregada com frequência, resultando em alta resistência mecânica e alta resistência à fadiga, propriedades ideais para rolamentos.

A Figura 3.5 mostra a microestrutura do aço no estado normalizado. Observam-se colônias de perlita (grosseira e fina) e uma fina rede de cementita livre (áreas brancas). A Figura 3.6 mostra a mesma microestrutura após tratamento térmico de esferoidização. Glóbulos de cementita nas colônias de perlita. Por outro lado, em ambientes contendo umidade elevada, o aço AISI 52100 com microestrutura de martensita revenida pode ser susceptível à corrosão sob tensão causada por hidrogênio. Neste caso, pode ser conveniente o emprego de uma microestrutura composta por bainita inferior, que resulta, em ambientes com presença de água, em melhor resistência a fadiga.

A Figura 3.6 apresenta a curva Jominy para este tipo de aço. Observa-se que a dureza máxima pode alcançar valores de 65 HRC.

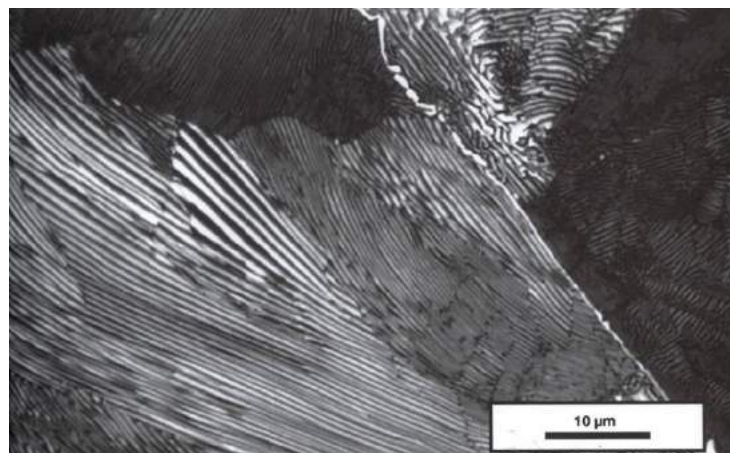


Figura 3.5. Microestrutura de um aço conformado a quente contendo 0,98% de C, 0,38% de Mn e 1,39% de Cr. [Adaptado de COLPAERT, 2008].

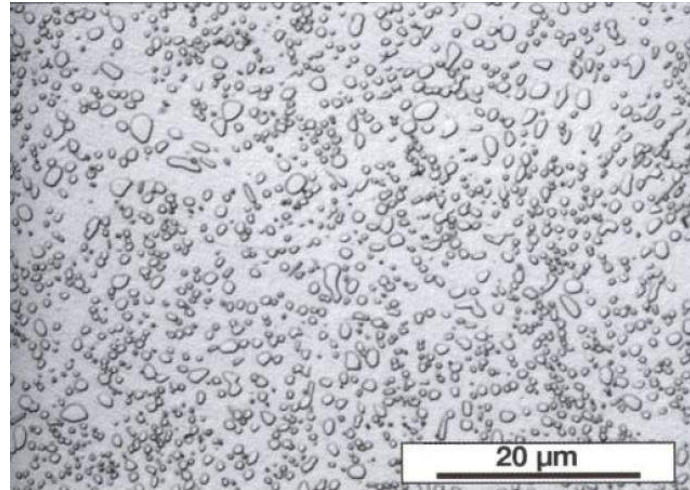


Figura 3.6. Microestrutura de um aço conformado a quente contendo 0,98% de C, 0,38% de Mn e 1,39% de Cr. [Adaptado de COLPAERT, 2008].

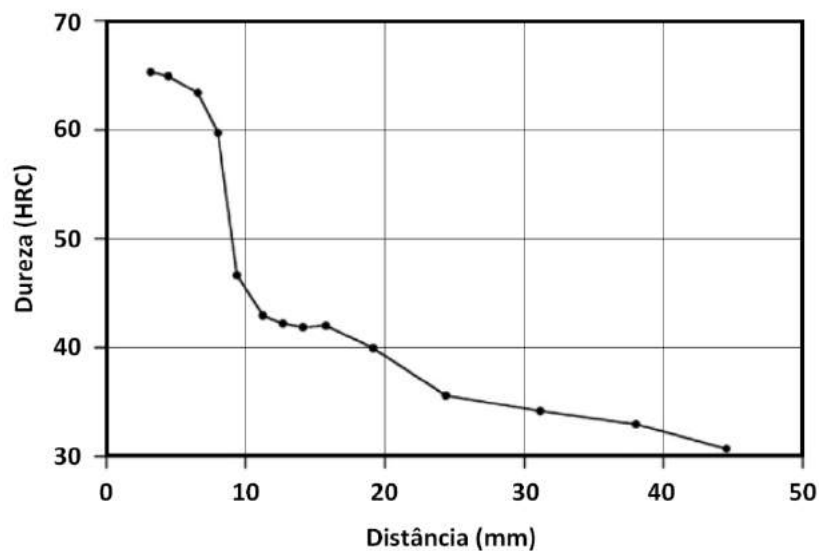


Figura 3.7. Curva Jominy para o AISI-SAE 52100. [Adaptado de BHADSHIA, 2012].

3.1.3. Outros Aços ao Carbono

ÇAKIR e OZSOY (2011), LEE et. al. (2010), e NUNURA (2009), mostraram que após o ensaio para um aço SAE 1045 as microestruturas resultantes em função da distância resfriada pelo jato de água seriam: martensita, bainita, perlita e ferrita. Da Figura 3.8 à Figura 3.10 mostram-se as microestruturas resultantes após o ensaio para este tipo de aço.

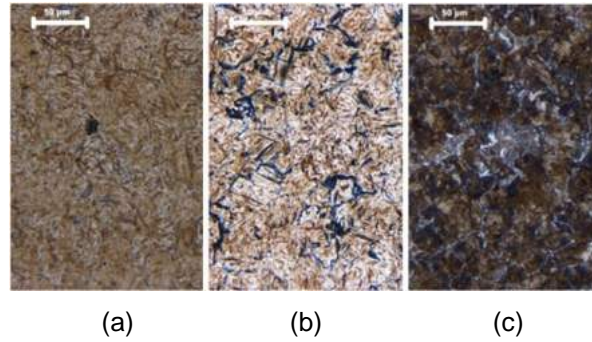


Figura 3.8. Microestruturas resultantes do Ensaio Jominy para um SAE 1045. Em (a): Martensita no início do corpo de prova. Em (b): Mistura de Bainita (áreas escuras) e Martensita (áreas claras) a 5,0 mm. Em (c): Ferrita (áreas claras) e Perlita (áreas escuras) a 10 mm. Esta última microestrutura se apresenta em maior quantidade. [Adaptado de ÇAKIR e OZSOY, (2011)].

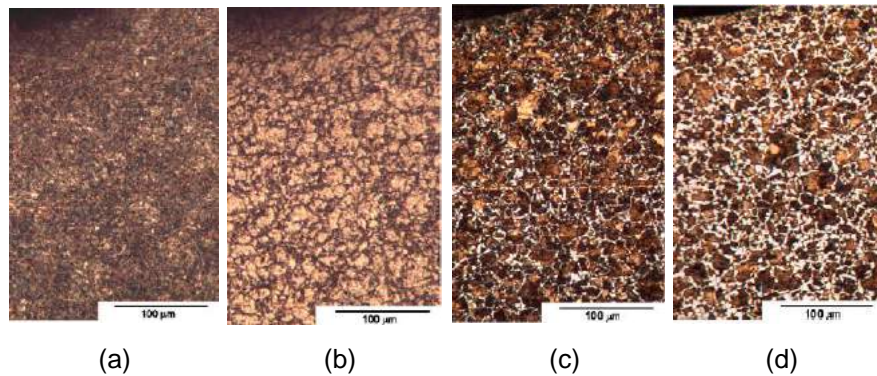


Figura 3.9. Microestruturas resultantes do Ensaio Jominy para um SAE. Em (a): Martensita a 1,6 mm. Em (b): Mistura de Bainita (áreas escuras) e Martensita (áreas claras) a 4,8 mm. Em (c) e (d): Ferrita (áreas claras) e Perlita (áreas escuras) a 11,2mm e 23,9 mm, respectivamente. [Adaptado de LEE et. al. (2010)].

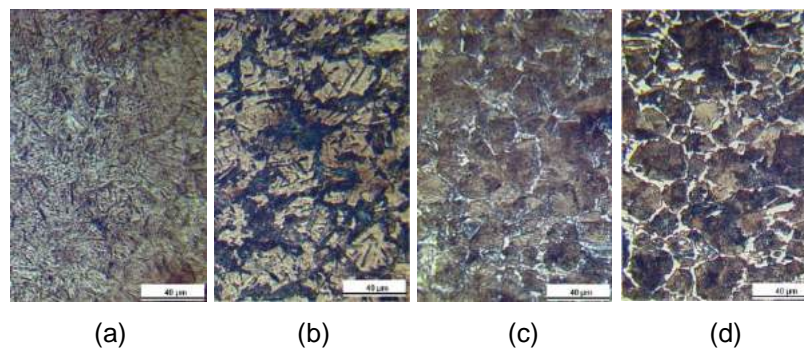


Figura 3.10. Microestruturas resultantes do Ensaio Jominy para um SAE 1045. Em (a): Martensita a 1,6 mm. Em (b): Mistura de Bainita (áreas escuras) e Martensita (áreas claras) a 4,8 mm. Em (c): Ferrita (áreas claras) e Perlita (áreas escuras) a 8,0mm e (d): e 24mm, respectivamente. [Adaptado de NUNURA, (2009)].

Conforme as figuras mostradas anteriormente, observa-se que a microestrutura varia ao longo do corpo de prova, em relação à distância de resfriamento. À medida que a martensita e bainita diminuem, ocorre a formação de ferrita livre e perlita. A ferrita livre aumenta e a perlita diminui quando aumenta a distância Jominy, devido às taxas de resfriamento tornam-se cada vez mais lentas, o que favorece a nucleação e crescimento destas microestruturas.

A Figura 3.11 mostra o diagrama CCT para o aço AISI-SAE 1045 contendo: composição química, perfil térmico, porcentagem de fases e microconstituintes, assim como valores de dureza para cada curva de resfriamento, em função da microestrutura resultante. A quantidade de ferrita livre neste aço é maior, pois possui menor teor de carbono do que o aço SAE 1060.

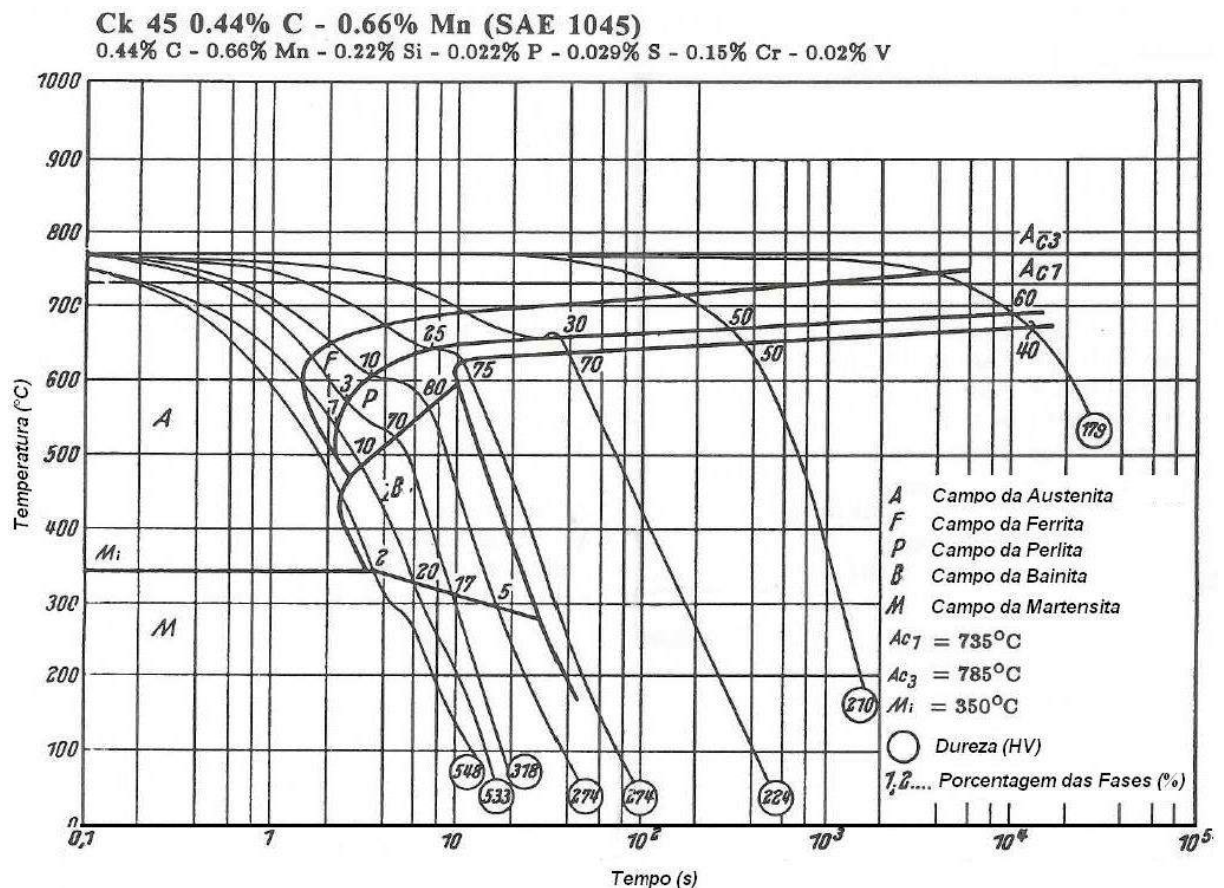


Figura 3.11. Diagrama de Resfriamento Contínuo que mostra a decomposição da austenita para um aço AISI - SAE 1045. [Adaptado do ATLAS OF TIME TEMPERATURE DIAGRAMS for Irons e Steels, 2007].

HIGUERA et. al. [2007] ensaiaram um aço do tipo AISI – SAE 4140 a uma temperatura de austenitização de 850°C. A Figura 3.12 mostra as microestruturas obtidas no corpo de prova. A partir da extremidade resfriada até 3 mm a microestrutura se apresenta 100% martensítica. A distâncias superiores a 3 mm, obtiveram-se além da martensita microestruturas como a bainita inferior e bainita superior.

YAO et. al. (2003) realizaram o ensaio Jominy para um aço AISI P20 a uma temperatura de austenitização de 840°C. A única variante foi o comprimento do corpo de prova: 200 mm. A Figura 3.13 mostra que na extremidade resfriada obtém-se martensita. Para uma distância de 50 mm a microestrutura resultante será bainita e para uma distância de 150 mm ocorre a formação de perlita.

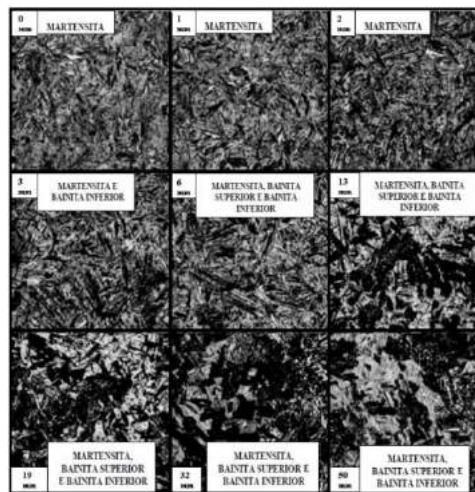


Figura 3.12. Variações microestruturais do aço AISI - SAE 4140 submetido ao Ensaio Jominy. Ataque: nital 2%. Aumento: 1000x. [Adaptado de HIGUERA et. al. [2007].

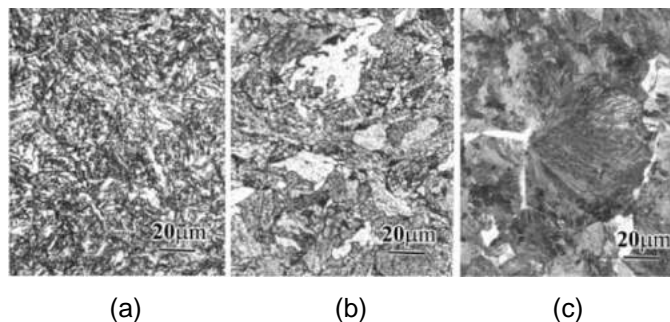


Figura 3.13. Variações microestruturais do aço AISI P20 submetido ao Ensaio Jominy. Em (a): martensita. Em (b): Bainita. Em (c): Perlita. [Adaptado de YAO et. al. (2003)].

3.1.3.1. Propriedades Termofísicas do SAE 1060 e SAE 52100

Para efeitos de análise de transferência de calor serão consideradas as seguintes propriedades termofísicas: condutividade térmica, calor específico e densidade dos aços ensaiados. PEHLKE et. al. (1982) apresentam funções empíricas da condutividade térmica e do calor específico do ferro em função da temperatura e do teor de carbono.

Segundo a Figura 3.14. a condutividade térmica varia de acordo com o polimorfismo da estrutura cristalina no ferro puro, ou seja, ela diminui em função da temperatura na fase da ferrita. A condutividade aumenta proporcionalmente com a temperatura na fase da austenita. Na temperatura ambiente, a condutividade térmica diminui com o aumento de carbono em solução sólida no ferro.

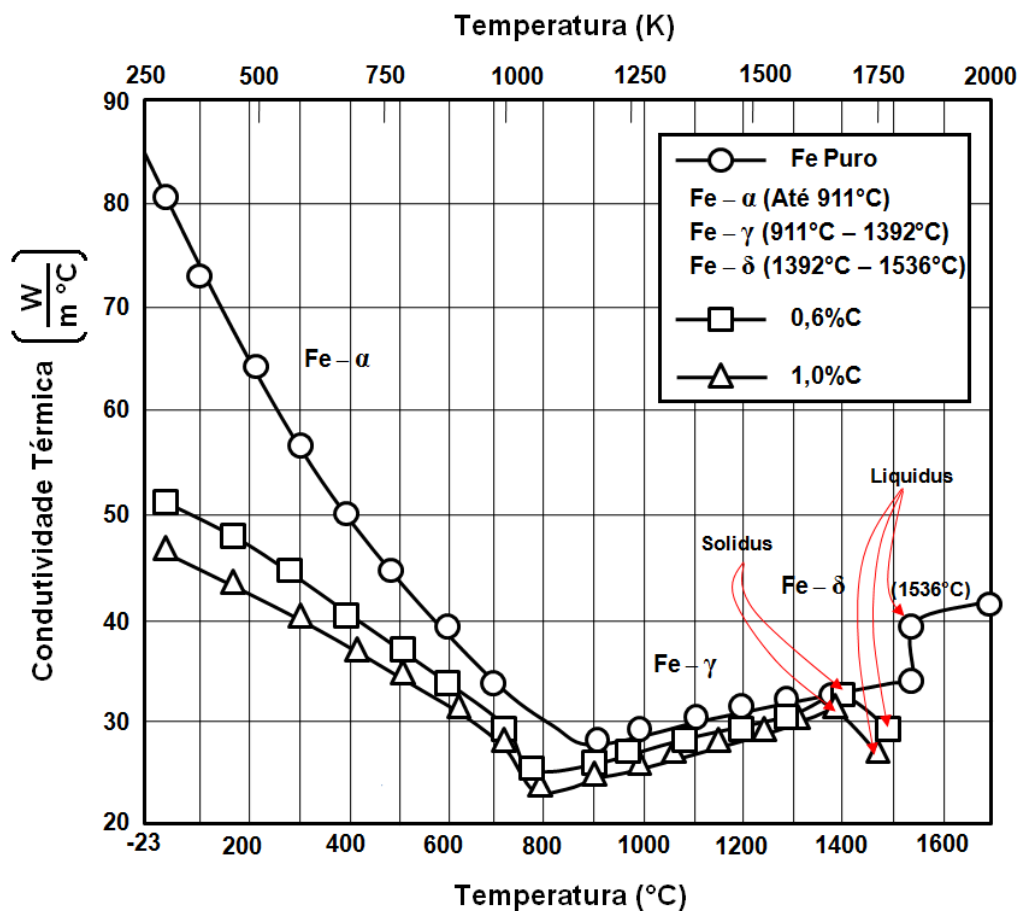


Figura 3.14. Condutividade térmica do ferro em função da temperatura e do teor de carbono.

[Adaptado de PEHLKE J. e WADA H. (1982)].

O calor específico também varia de acordo com o polimorfismo da estrutura cristalina, conforme a Figura 3.15. Ela aumenta em função da temperatura na fase da ferrita. Com o aumento de carbono em solução sólida, o calor específico aumenta na temperatura de 910°C. Mas diminui rapidamente com a temperatura na fase da austenita. Na temperatura ambiente, esta propriedade se mantém constante, independentemente do aumento de carbono em solução sólida no ferro.

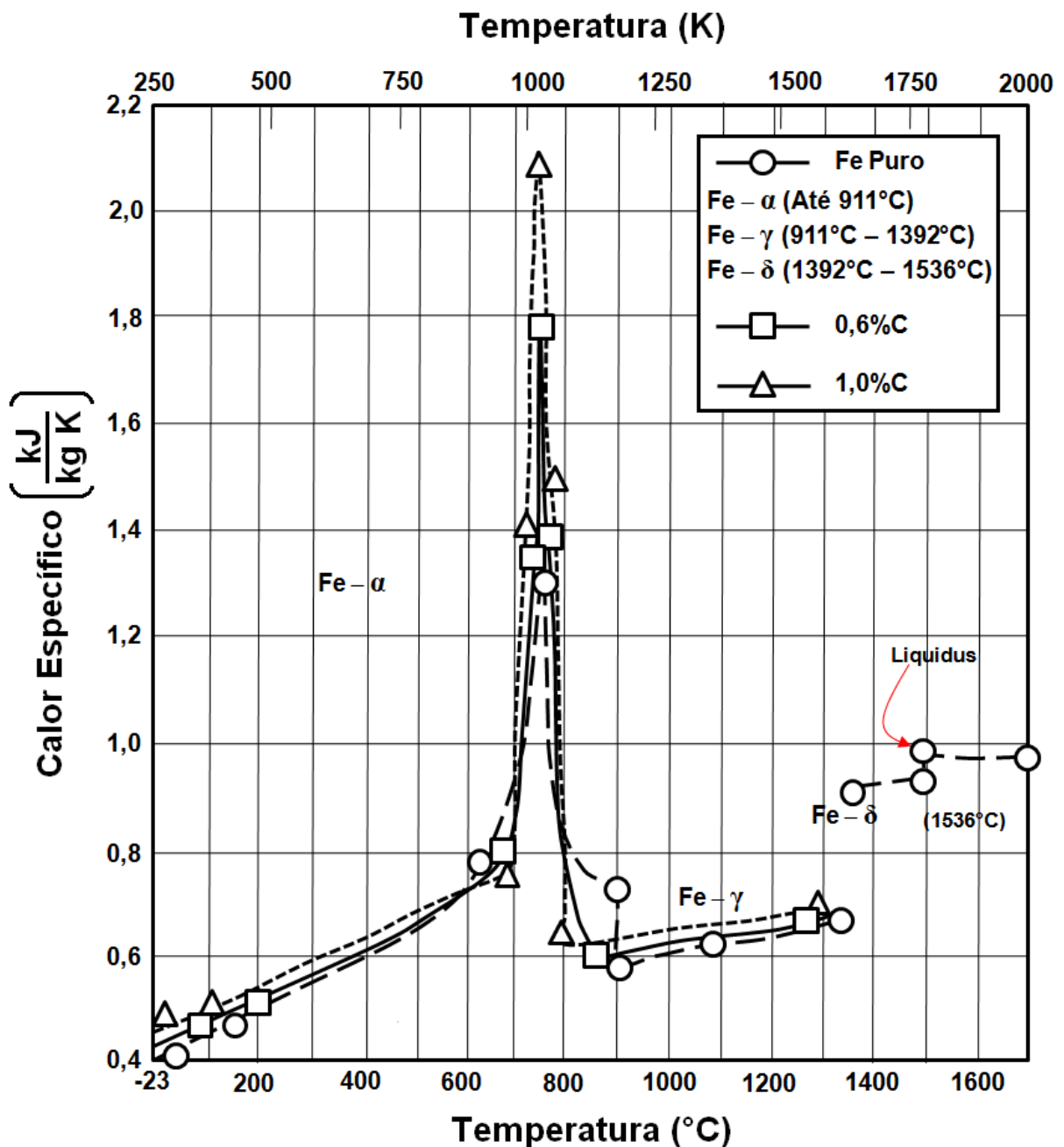


Figura 3.15. Calor específico do ferro em função da temperatura e do teor de carbono. [Adaptado de PEHLKE J. e WADA H. (1982)].

Finalmente, conforme a Figura 3.16 a densidade do ferro diminui linearmente em função da temperatura. O efeito do carbono no ferro não altera significativamente esta propriedade.

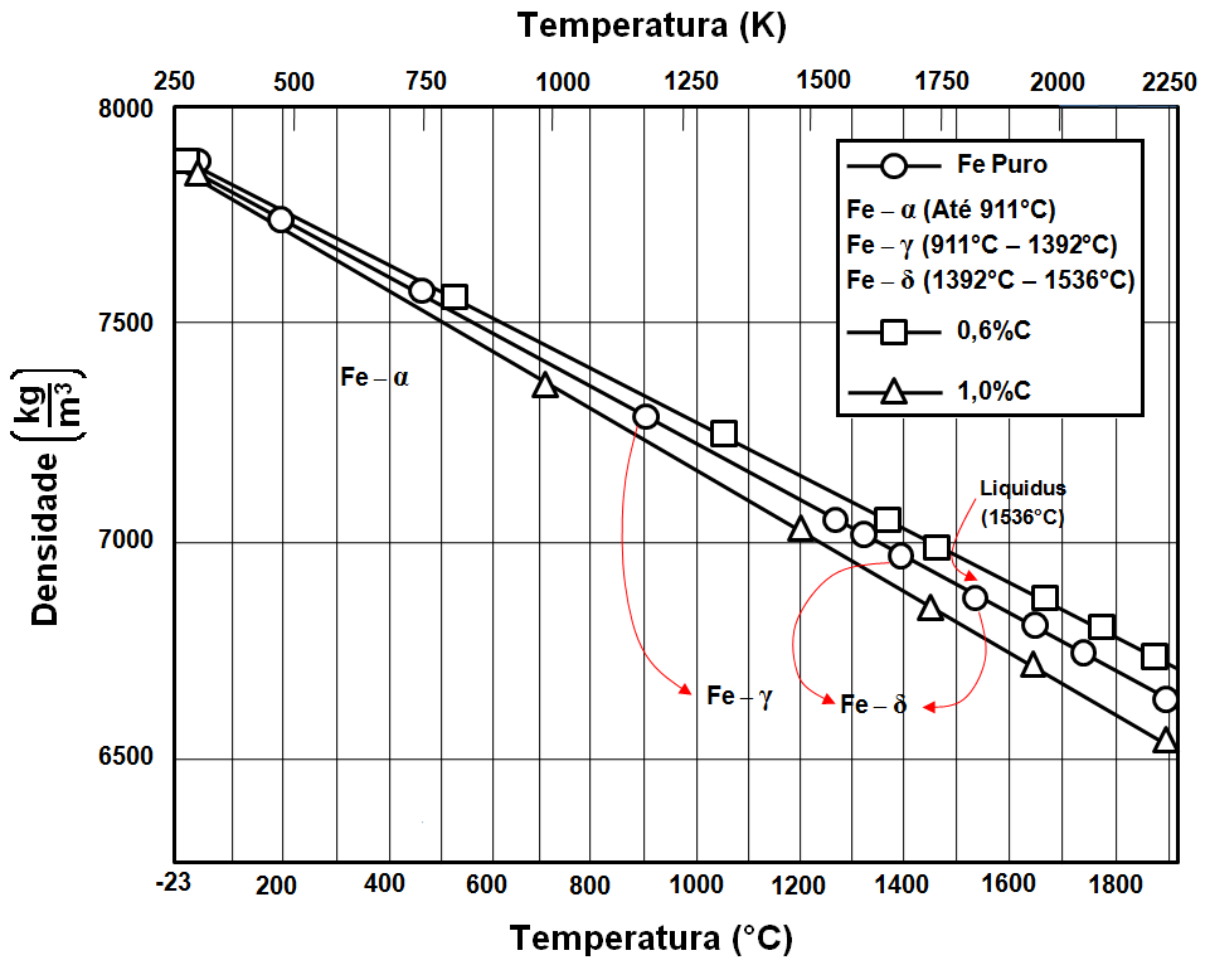


Figura 3.16. Densidade do ferro em função da temperatura e do teor de carbono. [Adaptado de PEHLKE J. e WADA H. (1982)].

3.1.4. Fatores que Afetam a Temperabilidade

Usando a microestrutura como um parâmetro de controle pode-se definir a temperabilidade como a capacidade do aço em transformar completamente ou parcialmente a partir da austenita uma quantidade de martensita a uma dada profundidade no material e em determinadas condições de resfriamento. [LLEWELLYN e HUDD, 2004; MAITY, et al, 2004]. Para alcançar este objetivo, o aço deve ser resfriado a uma velocidade suficientemente rápida para evitar a

decomposição da austenita durante o resfriamento em outras estruturas, tais como ferrita, perlita e bainita. Deste modo, a temperabilidade se caracteriza pela sua capacidade em evitar a formação de tais estruturas para resfriamentos cada vez mais lentos [BHADESHIA e HONEYCOMBE, 2006]. Esta capacidade dependerá principalmente de dois fatores: a geometria da amostra e a composição química. Pode-se resumir que, quanto mais lento for o resfriamento que conduz à transformação da austenita para a martensita, maior é a temperabilidade do aço. Outro fator que faz variar a temperabilidade é a temperatura de austenitização ou de encharque durante o ensaio. As morfologias das fases e microconstituintes se tornam mais grosseiras, o que provoca um aumento de dureza no perfil Jominy [NUNURA, 2009].

A Figura 3.17 apresenta as morfologias da martensita, bainita e ferrita para um SAE 1045 austenitizado a 120°C acima da temperatura A_{c3} (segundo o diagrama de equilíbrio Fe-C). As Figuras 3.18 e 3.19 mostram o aumento da temperabilidade em função da temperatura de austenitização, para um aço do tipo SAE 1045 e para um aço contendo 0,5%C; 0,84%Mn; 0,92%Cr e 0,21% Mo.

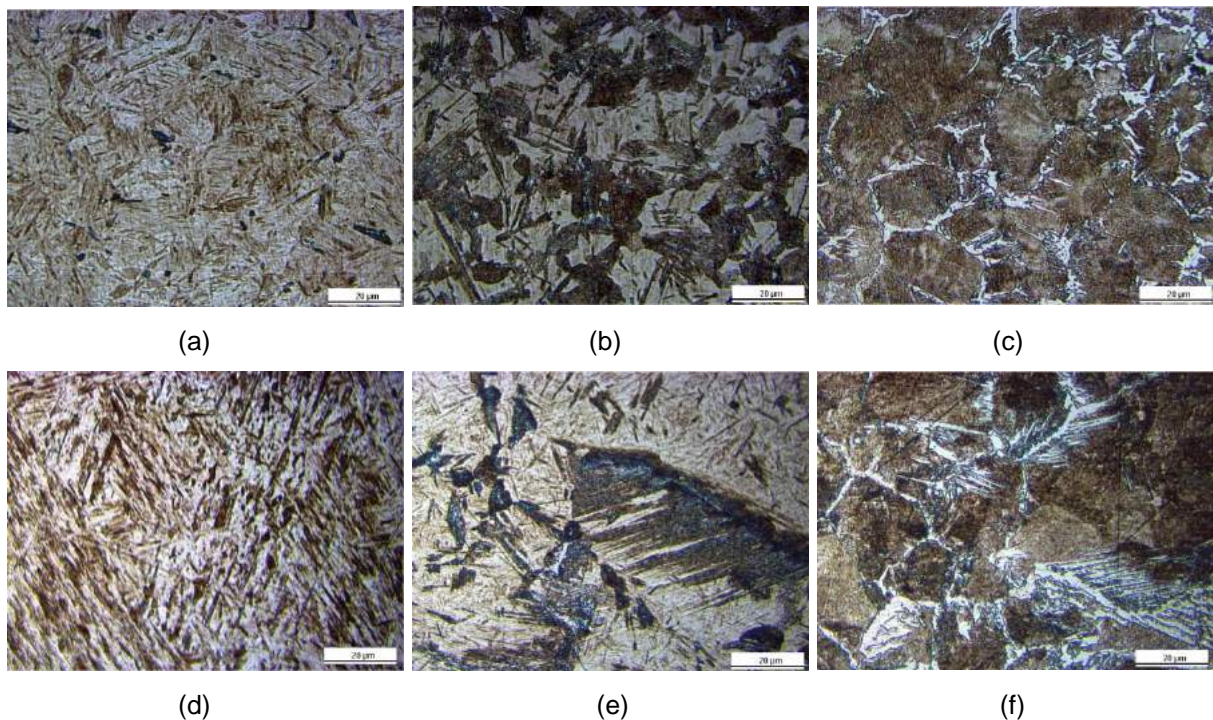


Figura 3.17. Microestruturas resultantes do Ensaio Jominy para um SAE 1045 em função da distância. Em (a), (b) e (c): Austenitizado a 800°C. Em (d), (e) e (f): Austenitizado a 900°C.. [Adaptado

de NUNURA, (2009)].

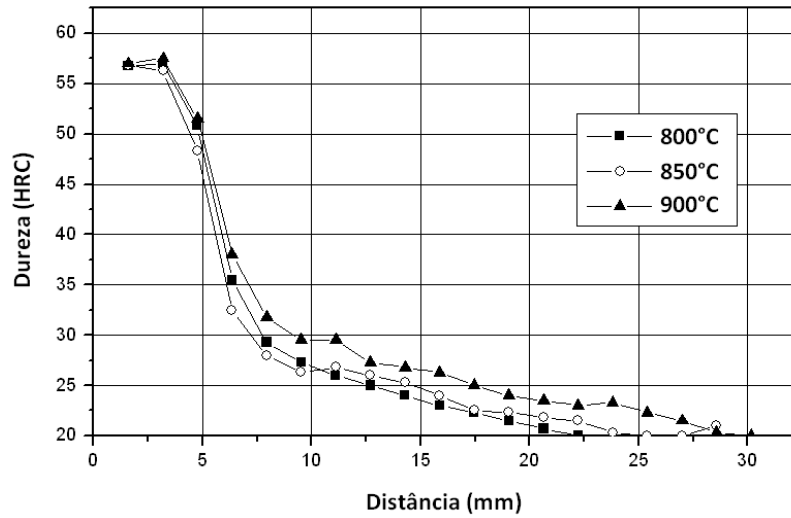


Figura 3.18. Efeito da temperatura de austenitização no perfil de dureza em um aço SAE 1045. [NUNURA, 2009].

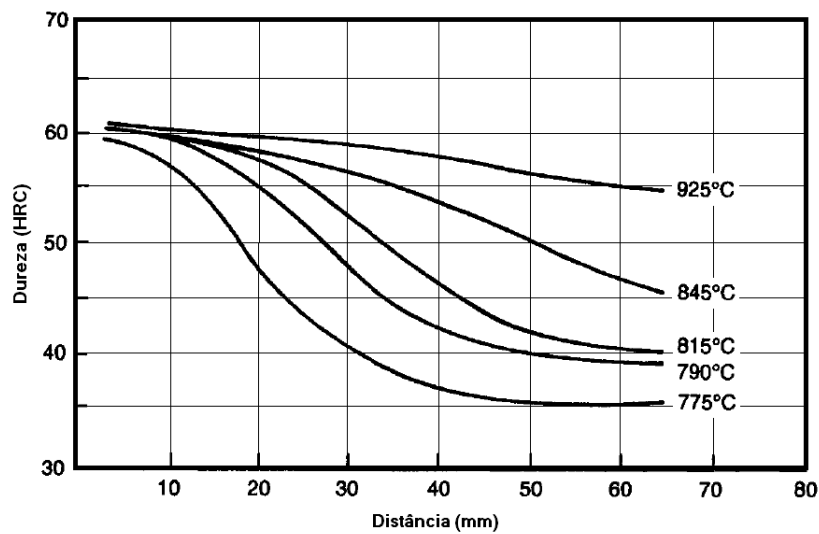


Figura 3.19. Efeito da temperatura de austenitização no perfil de dureza em um aço ligado submetido ao ensaio Jominy [LLEWELLYN e HUDD, 2004].

O teor de carbono influencia na máxima dureza da martensita que um determinado aço pode desenvolver [LLEWELLYN e HUDD, 2004]. A adição de elementos de liga nos aços com exceção do cobalto aumenta a temperabilidade, pois retarda a formação da austenita em ferrita e perlita o que favorece a formação da martensita quando meios de resfriamento menos severos são empregados [PORTER e EASTERLING, 1996]. Isto indica que com taxas de resfriamento

relativamente lentas é possível obter 100% de martensita. A Figura 3.20 mostra o efeito do carbono na temperabilidade de um aço contendo 0,8% de Mn.

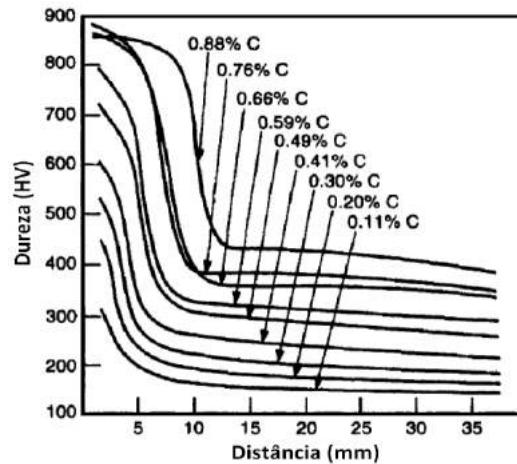


Figura 3.20. Efeito do teor de carbono no endurecimento em aços contendo 0,8% de Mn submetidos ao ensaio Jominy. [Adaptado de LLEWELLYN e HUDD, 2004].

3.2. Transferência de Calor durante o Ensaio Jominy

A transferência de calor durante o ensaio ocorre em regime transiente, e é considerada a partir do instante do resfriamento. ÇENGEL, (2012) explica: Se a temperatura na superfície de um corpo sólido for alterada repentinamente, a temperatura no interior começa a variar com o tempo, até que seja atingida a condição estacionária. Os mecanismos de transferência de calor envolvidos durante o ensaio podem ser assumidos como: Convecção Forçada e Condução em regime transiente. Todavia há troca térmica nas laterais do corpo de prova, como convecção e radiação. A Figura 3.21 esquematiza como o ensaio pode ser modelado.

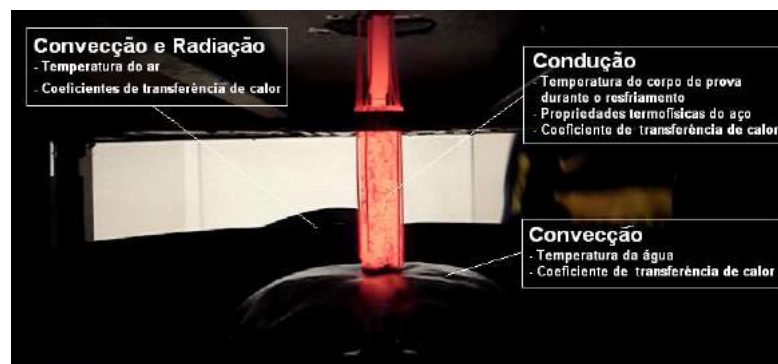


Figura 3.21. Mecanismos de transferência de calor envolvidos durante o ensaio.

3.2.1. Transferência de Calor por Condução

Condução é o modo de transferência de calor em que a troca de energia tem lugar da região de alta temperatura para a de baixa temperatura pelo movimento dos elétrons no caso dos metais. Num sólido que seja bom condutor elétrico, um grande número de elétrons livres se move através de uma rede; por isso; materiais bons condutores de eletricidade são geralmente bons condutores de calor (por exemplo: cobre, prata, etc.).

Segundo OZISIC (1990) e ÇENGEL (2012) a lei empírica da condução de calor baseada em observações experimentais foi enunciada por Jean-Baptiste Biot (1802 ou 1803), mas recebe geralmente o nome do matemático e físico francês Joseph Fourier (1807) que a utilizou em sua teoria analítica do calor. Esta lei estabelece que a taxa do fluxo de calor por condução, em uma dada direção, é proporcional à área normal à direção do fluxo e ao gradiente de temperatura naquela direção. Com o fluxo de calor na direção (x), por exemplo, a lei de Fourier conforme as Equações 3.1 e 3.2 é dada por:

$$Q_x = -kA \frac{dT}{dx} \quad (W) \quad (3.1)$$

ou

$$q_x = \frac{Q_x}{A} = k \frac{dT}{dx} \quad \left(\frac{W}{m^2} \right) \quad (3.2)$$

Onde (Q_x) é a taxa de fluxo de calor através da área (A) no sentido positivo na direção (x) e (q_x) é o fluxo de calor também no sentido positivo na direção (x). A constante de proporcionalidade (k) é chamada de condutividade térmica do material e é uma grandeza positiva. Se a temperatura decresce no sentido positivo na direção (x), então $\frac{dT}{dx}$ é negativo; então, (q_x) ou (Q_x) assumem valores positivos por causa do sinal negativo nas Equações 3.1 e 3.2. Por tanto o sinal negativo aparece nestas equações para assegurar que estas grandezas sejam positivas quando há fluxo de calor no sentido positivo na direção (x).

A condutividade térmica (k) deverá ter as dimensões $\left(\frac{W}{m \cdot ^\circ C}\right)$ ou $\left(\frac{J}{m \cdot s \cdot ^\circ C}\right)$ se as equações forem dimensionalmente corretas.

Conforme explicado na seção 3.1.3.1 a condutividade térmica nos aços varia em função da alotropia do ferro. LE MASSON et. al. (2002) explica que a condutividade varia durante a transformação da austenita (CFC) em martensita (TCC) em função do tempo. A Figura 3.22 mostra a variação de condutividade térmica em função da distância e da posição para um aço DIN 16MND5 submetido ao ensaio Jominy. Foi realizada uma análise nos primeiros 03 segundos do ensaio a partir do resfriamento, onde provavelmente ocorre a formação de martensita na extremidade do corpo de prova.

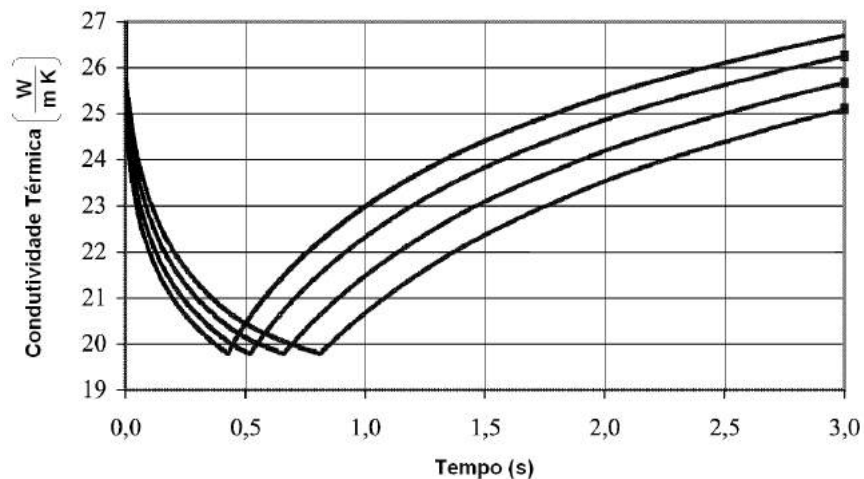


Figura 3.22. Variação da condutividade térmica em função do tempo e da posição. [Adaptado de LE MASSON et. al. (2002)].

3.2.2. Transferência de Calor por Convecção

Convecção é o modo de transferência de energia entre a superfície sólida e a líquida ou gás adjacente, que está em movimento e que envolve os efeitos combinados de condução e do movimento de um fluido. Quanto mais rápido for o movimento do fluido, maior será a transferência de calor por convecção.

A experiência mostra que a transferência de calor por convecção depende fortemente das propriedades do fluido, como a viscosidade dinâmica (μ), condutividade térmica (k), densidade (ρ) e calor específico (c_p), assim como da velocidade do fluido (V). Ela também depende da geometria e da rugosidade da superfície sólida, além do tipo de escoamento do fluido (laminar ou turbulento).

Apesar da complexidade da convecção, observa-se que a taxa de transferência de calor por convecção é proporcional à diferença de temperatura e está muito bem expressa pela Lei de Newton do Resfriamento na Equação 3.3 e na Equação 3.4 como:

$$\dot{q} = h(T_s - T_\infty) \left(\frac{W}{m^2} \right) \quad (3.3)$$

Ou:

$$\dot{Q} = hA_s(T_s - T_\infty) \quad (W) \quad (3.4)$$

Onde (h) é o coeficiente de transferência de calor por convecção em $\left(\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C} \right)$; (A_s) é a área de transferência de calor em (m^2); (T_s) é a temperatura da superfície em ($^\circ C$) e (T_∞) é a temperatura do fluido suficientemente longe da superfície em ($^\circ C$).

Avaliando a partir de suas unidades, o coeficiente de transferência de calor por convecção (h), pode ser definido como a taxa de transferência de calor entre uma superfície sólida e um fluido por unidade de área e por unidade de diferença de temperatura.

ÇAKIR e OZSOY (2011) considerando as propriedades termofísicas de densidade e calor específico nas temperaturas de ensaio de um SAE 1045 desenvolveram uma equação onde a temperatura decresce com o tempo durante o resfriamento:

$$q_{st} = -\rho \cdot V \cdot c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (W) \quad (3.5)$$

Onde (ρ) é a densidade do material em $\left(\frac{kg}{m^3}\right)$, V é o volume do material em (m^3) , (c_p) é o calor específico em $\left(\frac{J}{kg^{\circ}C}\right)$ e $\left(\frac{\partial T}{\partial t}\right)$ é a taxa de resfriamento $\left(\frac{^{\circ}C}{s}\right)$.

A partir dessa equação diferencial desenvolveram uma expressão para estimar o coeficiente de película entre o jato e o corpo de prova:

$$h = \rho \cdot c_p \frac{V}{A_s} \frac{1}{t} \ln\left(\frac{T(t) - T_{\infty}}{T_i - T_{\infty}}\right) \quad \left(\frac{W}{m^2^{\circ}C}\right) \quad (3.6)$$

Onde (A_s) é a área de contato com o jato em (m^2) , (t) é o tempo em (s) . $(T(t))$, (T_i) e (T_{∞}) são: a temperatura em função do tempo, a temperatura de austenitização e a temperatura do jato de água, respectivamente em $(^{\circ}C)$. De essa maneira, usou-se tal expressão para avaliar a o coeficiente de convecção forçada durante o Ensaio Jominy, quando a troca térmica ocorre usando como resfriamento: água segundo a ASTM 255-A a diferentes pressões e uma mistura de água e ar para cada instante à medida que a temperatura decresce. A Figura 3.23 mostra os perfis do coeficiente de convecção nestas condições. Observa-se que o coeficiente de convecção durante o ensaio aumenta durante os quatro segundos iniciais após ter iniciado o resfriamento. A mistura ar – água aumenta o coeficiente a valores aproximados de $230 \left(\frac{kW}{m^2 \cdot K}\right)$.

Para LEE et. al. (2010), o coeficiente de transferência de calor pode atingir valores aproximados de $13000 \left(\frac{W}{m^2 K}\right)$ para um aço SAE 1045, mostrando que tal coeficiente não é constante como foi proposto por LE MASSON et. al. (2002). Assim, ele se apresenta variável em função da temperatura superficial do material que está

sendo resfriado pela água. A Figura 3.24 mostra o comportamento de tal coeficiente em um modelo proposto para o ensaio Jominy deste tipo de aço.

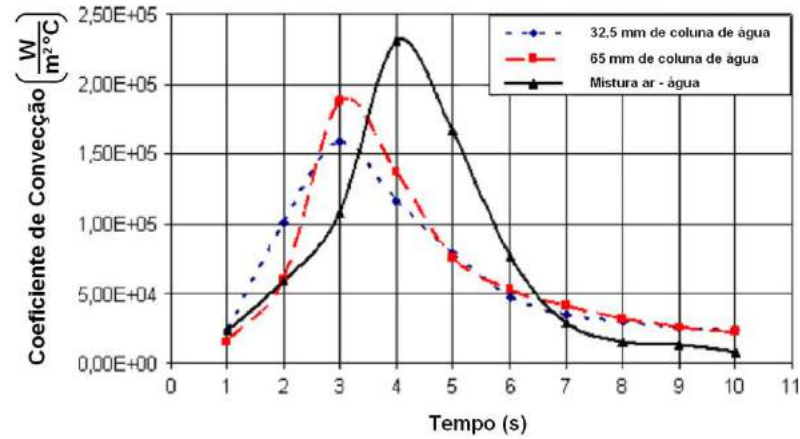


Figura 3.23. Perfil do Coeficiente de Convecção para diferentes condições de resfriamento. [Adaptado de ÇAKIR e OZSOY, (2011)].

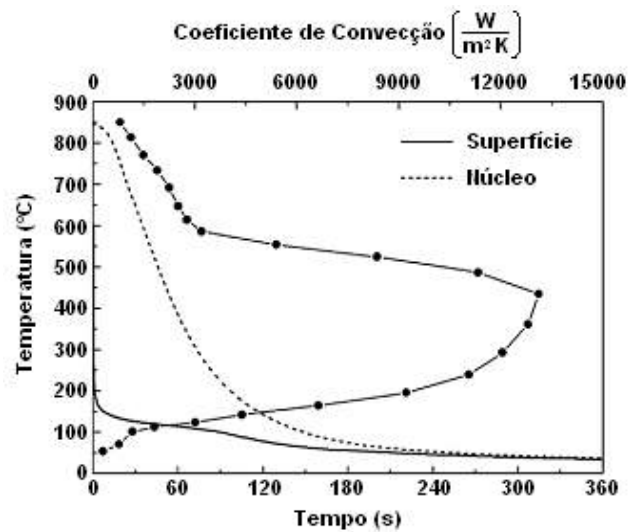


Figura 3.24. Coeficiente de transferência de calor no Ensaio Jominy para um aço SAE 1045. Nota-se que o mesmo varia em função do resfriamento. [Adaptado de LEE et. al. (2010)].

ZEHTAB et. al. (2008) mostram que o coeficiente de transferência de calor por convecção durante o ensaio pode assumir a seguinte formulação:

$$h(T) = 1670 + 108T - 0,977T^2 \left(\frac{W}{m^2 \cdot K} \right) \quad (3.7)$$

YAO et. al. (2003) apresentam o coeficiente de transferência de calor em função da temperatura a partir da austenitização (840°C) para um aço AISI P20. Conforme a Figura 3.25 no momento do resfriamento na superfície do corpo de prova, o coeficiente assume valores de 11000 $\left(\frac{W}{m^2 \cdot K}\right)$, alcançando o seu valor máximo a 300°C em um valor aproximado de 59000 $\left(\frac{W}{m^2 \cdot K}\right)$.

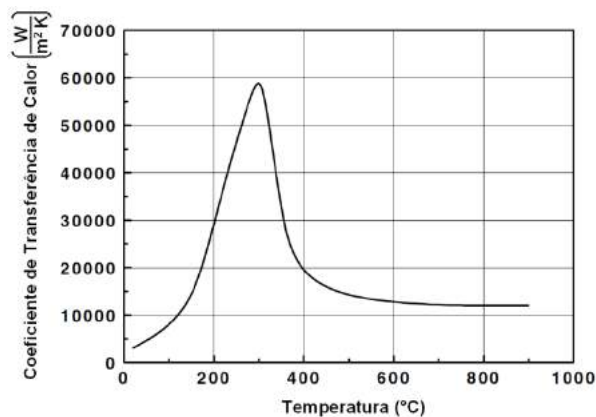


Figura 3.25. Variação do coeficiente de convecção forçada durante o ensaio Jominy de um aço AISI P20. [Adaptado de YAO et. al., (2006)].

Para BILHERI (2012) usando a Equação 3.8 o coeficiente de transferência de calor pode ser determinado a partir de:

$$h = \beta \cdot q^{0,673} \quad (3.8)$$

Onde: h : coeficiente de transferência de calor $\left(\frac{W}{m^2 \cdot K}\right)$.

q : densidade de fluxo de calor $\left(\frac{W}{m^2}\right)$.

β : Coeficiente que envolve propriedades térmicas para os aços em geral ($\beta = 4,3$), com referência à pressão atmosférica.

A Figura 3.26 mostra o desenvolvimento do coeficiente de transferência de calor ao longo do período total de ensaio, para um aço AISI - SAE 1045

austenitizado a 850°C. Observa-se que nos primeiros instantes do ensaio ocorre um valor máximo de aproximadamente $81,0 \left(\frac{kW}{m^2 \cdot K} \right)$ e um valor no final do ensaio de aproximadamente $7,0 \left(\frac{kW}{m^2 \cdot K} \right)$.

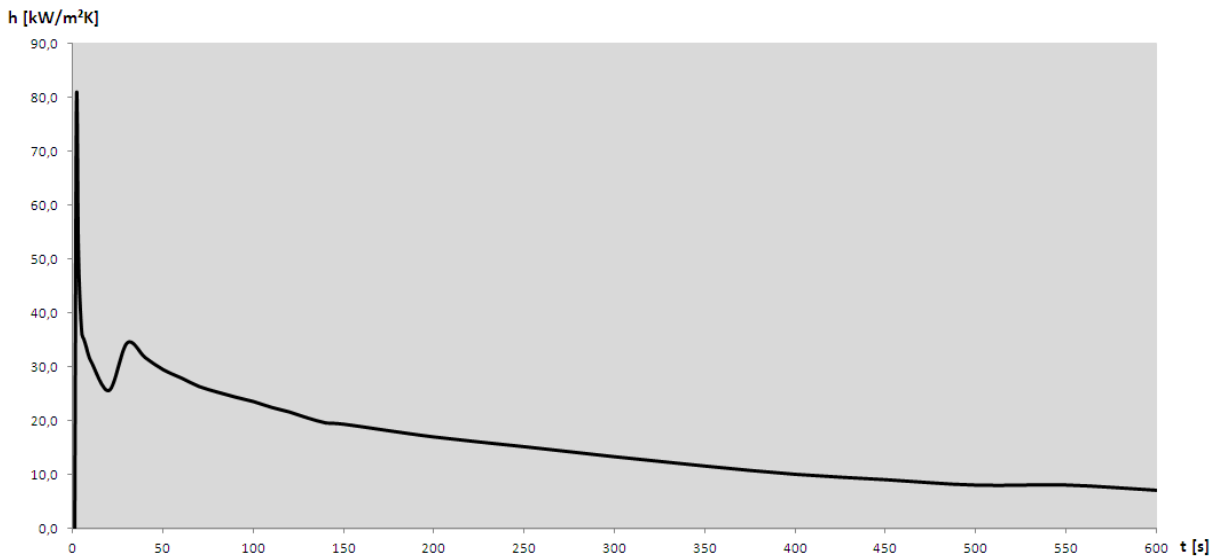


Figura 3.26. Coeficiente de transferência de calor durante o ensaio [BILHIERI, 2012].

LE MASSON et. al. [2002] calcularam este coeficiente de transferência durante o contato da água na superfície do corpo de prova e a sua influência nas transformações de fase em função do tempo para o aço DIN 16MND5. Foi utilizado o Método de Regularização Iterativa na forma bidimensional, levando em conta o raio do corpo de prova, conforme a Figura 3.27. Mostra-se que nos segundo iniciais o coeficiente pode alcançar o valor aproximado de $50000 \left(\frac{W}{m^2 \cdot K} \right)$. O valor médio calculado encontra-se na ordem de $15000 \left(\frac{W}{m^2 \cdot K} \right)$. O valor do coeficiente de transferência de calor por convecção nas laterais do corpo de prova foi calculado em $10 \left(\frac{W}{m^2 \cdot K} \right)$.

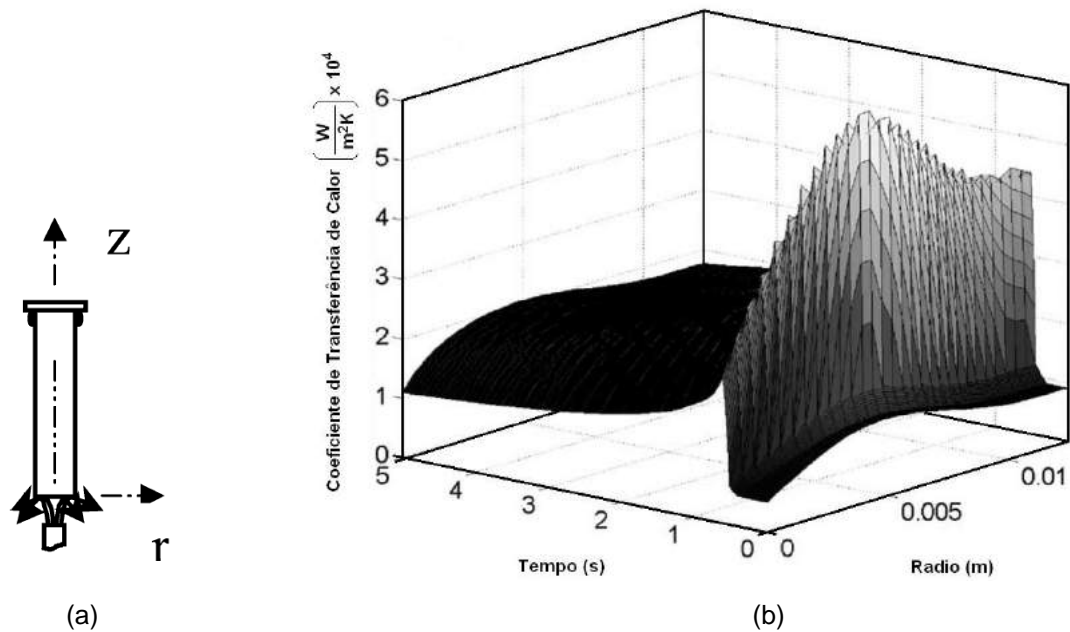


Figura 3.27. Cálculo do coeficiente de transferência de calor no ensaio Jominy para um aço DIN 16MND5. Em (a), o desenho do corpo de prova considerando o raio e o tempo como uma função $h(r,t)$. Em (b), o perfil do coeficiente. [Adaptado de LE MASSON et. al., 2002].

3.2.2.1. Análise de Jatos Colidentes

HIGUERA et. al. [2007] determinaram o coeficiente de convecção forçada (h) analiticamente sendo necessário o cálculo do número de Nusselt (Nu), como função dos números de Prandtl (Pr) e Reynolds (Re). [ÇENGEL, 2012]. ZUCKERMAN e LIOR [2006] mostraram que para cálculos de (h) e (Nu) em fluidos colidindo perpendicularmente sobre superfícies planas podem-se usar as seguintes expressões: Aos

$$Nu = \frac{hD}{k} \quad (3.9)$$

$$h = \frac{-k \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)}{T_j - T_s} \quad (3.10)$$

Onde k e D representam a condutividade do fluido e o diâmetro do bocal que seria o duto do jato de água utilizado para o resfriamento durante o ensaio conforme a

Figura 3.28. O termo $\left(\frac{\partial T}{\partial n}\right)$ representa o gradiente térmico perpendicular à superfície. T_j e T_s representam as temperaturas do jato de água e da superfície onde o jato colide, respectivamente.

Dessa forma HIGUERA et. al. (2007) calcularam o coeficiente de convecção forçada durante o Ensaio Jominy de um aço AISI 4140 na forma analítica no valor de 15000 $\left(\frac{W}{m^2 \cdot K}\right)$. O coeficiente de convecção nas laterais do corpo de prova foi calculado no valor de 200 $\left(\frac{W}{m^2 \cdot K}\right)$. Estes dois valores foram assumidos como um valor médio durante todo o ensaio.

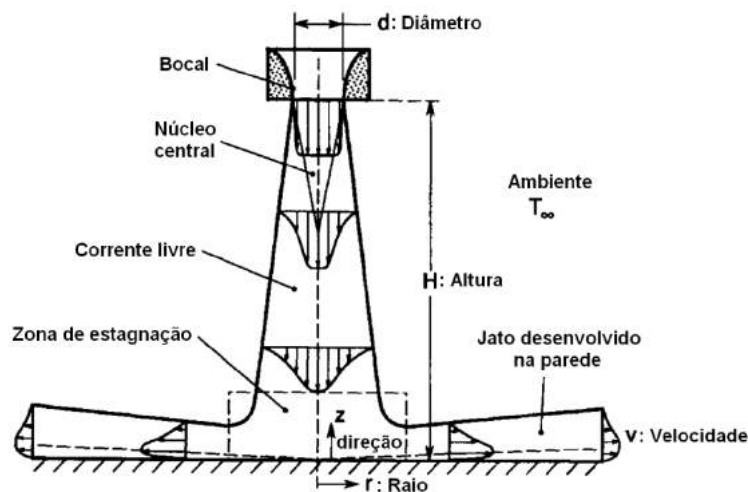


Figura 3.28. Esquema de jato colidindo em uma superfície plana. [Adaptado de ZUCKERMAN et. al, (2006) e MARTIN H. (1977)].

3.3. Modelagem, Simulação e Resultados do Ensaio Jominy

ÇAKIR e OZSOY (2011) realizaram um Ensaio Jominy instrumentado com termopares em um aço SAE 1050, para obter a análise térmica durante resfriamentos com diferentes pressões de água (65 e 32.5 mm de coluna de água) e com uma mistura de água e ar comprimido, conforme mostrado na Figura 3.29 e 3.30. Tal técnica foi realizada com o intuito de acelerar a troca térmica por

convecção forçada e aumentar a temperabilidade, conforme explicado na Figura 3.23.

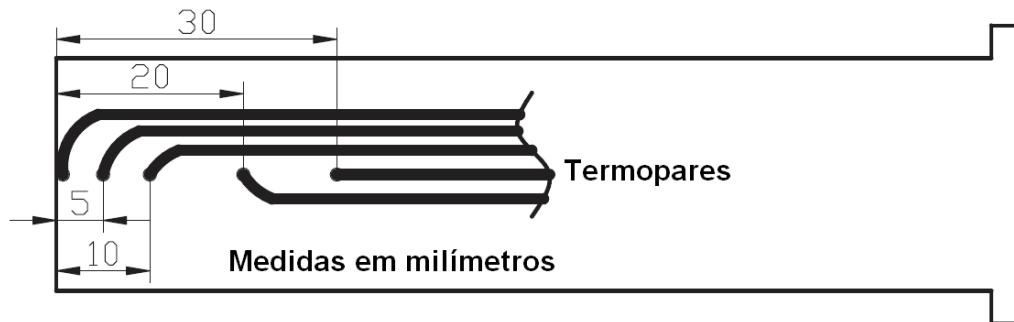


Figura 3.29. Disposição dos termopares no corpo de prova [Adaptado de ÇAKIR, 2011].

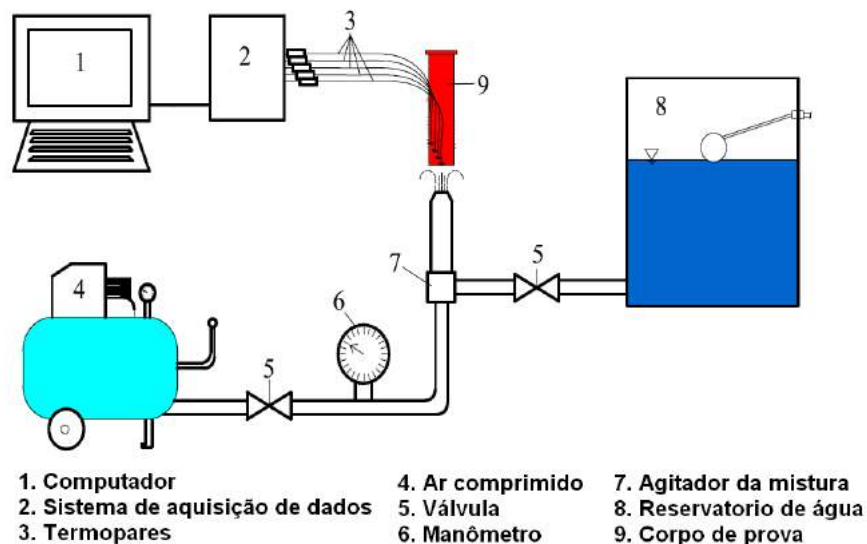


Figura 3.30. Esquema da instrumentação do ensaio. [Adaptado de ÇAKIR, 2011].

A Figura 3.31 mostra as curvas de resfriamento obtidas através dos termopares inseridos no corpo de prova em distâncias a partir da superfície de 5, 10, 20 e 30 mm. O SAE 1050 foi resfriado a partir de uma temperatura de austenitização de 850°C. A Figura 3.32 mostra o perfil de dureza para os 03 tipos de resfriamento. Observa-se que a mistura de ar – água produz um aumento na temperabilidade do aço.

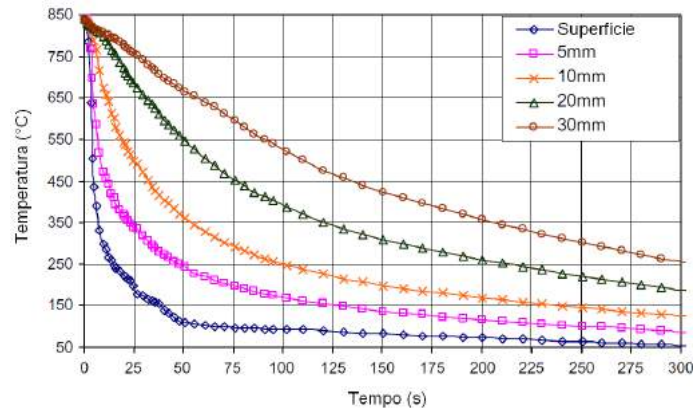


Figura 3.31. Curvas de resfriamento experimentais [Adaptado de ÇAKIR, 2011].

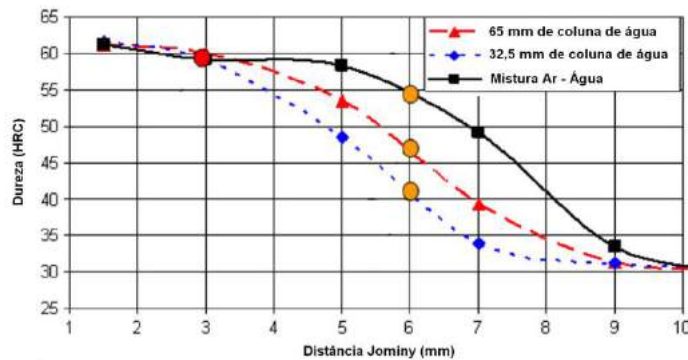


Figura 3.32. Perfis de dureza para diferentes resfriamentos [Adaptado de ÇAKIR, 2011].

LEE et. al. (2010) utilizaram o Ensaio Jominy para avaliar a cinética da decomposição da austenita durante o resfriamento do corpo de prova Jominy para o aço SAE 1045. Utilizaram uma expressão empírica (Equação 3.11.) chamada de equação de taxa de transformação que permite calcular a variação volumétrica da austenita transformada em martensita, bainita, perlita e ferrita, da seguinte forma:

$$\begin{aligned} \frac{dV}{dt} &= K(t)^{\frac{1}{n}} \cdot n \cdot (1-V) \cdot \left(\ln \frac{1}{1-V} \right)^{\frac{(n-1)}{n}} = A(T_{trans} - T)^n \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \\ &= \frac{V^{0,4}(1-V)}{a - b \cdot V} \end{aligned} \quad (3.11)$$

Onde: V é a fração volumétrica da fase ou microconstituente transformado a partir da austenita, T é a temperatura e t é o tempo de transformação. Os parâmetros K , A , a , b e n são constantes empíricas da taxa de transformação. Q é a energia de

ativação, T_{Trans} é a temperatura de transformação, T é a temperatura absoluta e finalmente R é a constante universal dos gases $\left(8314 \frac{J}{mol \cdot K}\right)$.

Utilizando o método dos elementos finitos e inseridas condições iniciais e de contorno foi possível prever as quantidades de fases e microconstituintes formados na microestrutura conforme a Figura 3.33. Observa-se a variação microestrutural em função da extremidade resfriada pelo jato de água. Todavia observam-se altas frações volumétricas de formação de bainita a uma distância de 10 mm da extremidade ensaiada. Na Figura 3.34 mostra-se que a quantidade de austenita retida também é inferior ao 2,0 % nos primeiros 2,0 mm. O modelo ainda permite estimar o perfil de dureza ao longo do corpo de prova conforme visto na Figura 3.35.

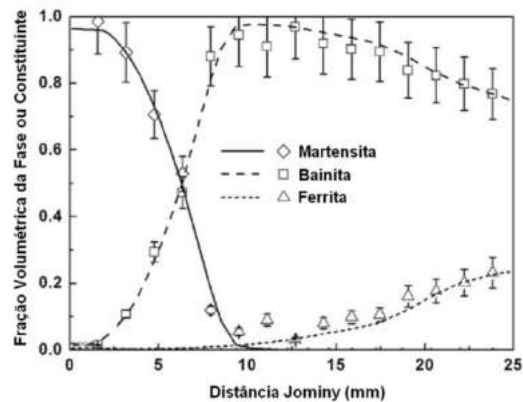


Figura 3.33. Frações das fases e microconstituintes formados durante o ensaio. [Adaptado de LEE, 2010].

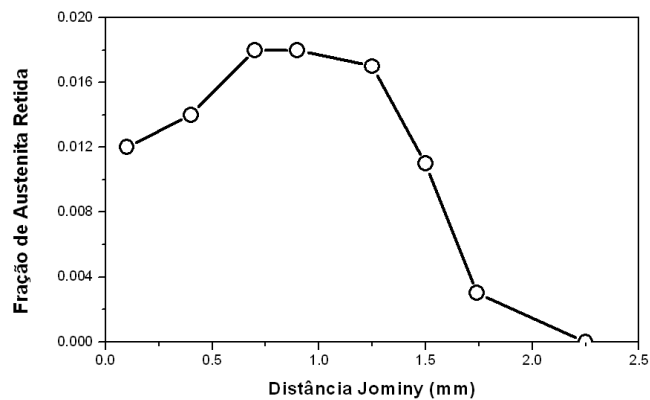


Figura 3.34. Fração de Austenita Retida [Adaptado de LEE, 2010].

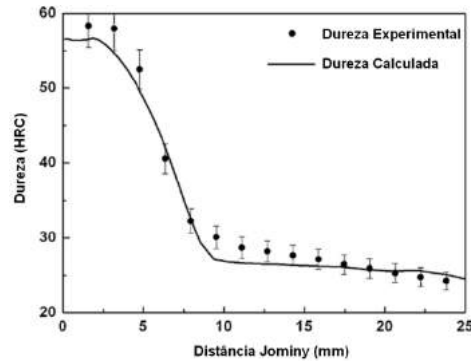


Figura 3.35. Perfil de dureza Jominy experimental e calculado após 600 segundos de resfriamento. [Adaptado de LEE, 2010].

PIETRZYK et. al. (2011) com o propósito de simular o ensaio Jominy em aços bainíticos da família SAE 15XX desenvolveram um modelo a partir da equação de difusão de calor transiente:

$$\nabla \cdot (k \nabla T) + Q = -c_p \rho \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.12)$$

Onde k é a condutividade térmica, T é a temperatura, Q é o calor produzido durante a transformação, ρ é a densidade do material, c_p é o calor específico e t é o tempo. Incrementando a regra de Avrami, Koistinen e Marburger chegaram à seguinte expressão:

$$F_m = (1 - F_f - F_p - F_b) [1 - \exp(-0,011(T_m - T))] \quad (3.13)$$

Onde F_m é a fração de martensita formada, F_f , F_p e F_b são as frações de ferrita, perlita e bainita respectivamente, T é a temperatura da superfície do material e T_m é a temperatura de início da transformação martensítica.

Com o auxílio de ensaios de dilatométrica, medições das temperaturas iniciais e finais durante as transformações e frações volumétricas das fases formadas após o resfriamento a equação 3.13 foi redefinida como:

$$\Phi(a, p) = \sqrt{\frac{1}{Nt} \sum_{i=1}^{Nt} \left(\frac{T_{im} - T_{ic}}{T_{im}} \right)^2} + \sqrt{\frac{1}{Nv} \sum_{i=1}^{Nv} \left(\frac{X_{im} - X_{ic}}{X_{im}} \right)^2} \quad (3.14)$$

Onde Φ é uma função de a que é um vetor para os coeficientes do modelo e de p que é um vetor com os parâmetros do processo como, taxas de resfriamento, tamanho de grão austenítico prévio e deformação da austenita. T_{im} e T_{ic} são as temperaturas medidas e calculadas do início e final nas transformações de fase. Nt é o número de temperaturas medidas. X_{im} e X_{ic} são as frações das fases medidas e calculadas a temperatura ambiente e finalmente Nv é o número de frações de fases medidas.

A Figura 3.36 mostra as curvas de resfriamento simuladas para uma temperatura de austenitização de 880°C aproximadamente. Mostra-se o perfil térmico a distâncias de 5, 20, 40 e 90 mm ao longo do corpo de prova. Exibe-se um tempo de ensaio de 100 segundos. Mostra-se também as quantidades de fases e microconstituintes formadas ao longo do corpo de prova. A quantidade de martensita diminui, enquanto que a quantidade de bainita aumenta em elevadas proporções devido ao tipo de aço em questão. À medida que a bainita perde presença na microestrutura, o surgimento da ferrita se torna mais evidente.

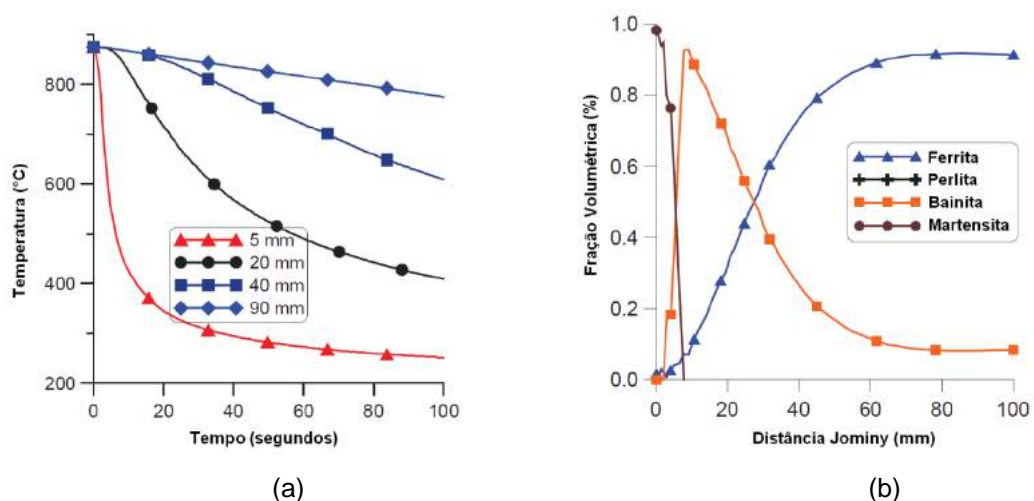


Figura 3.36. Simulação numérica do Ensaio Jominy para aços SAE 15XX. Em (a), Curvas de resfriamento. Em (b), Frações de fases e microconstituintes como resultado do ensaio para um aço de baixo carbono ao Mn. [Adaptado de PIETRZYK, 2011].

ZEHTAB et. al. (2008) simularam as curvas de resfriamento durante o Ensaio Jominy para aços do tipo SAE 4130. Devido às condições de contorno simétricas do corpo de prova (geometria cilíndrica), assumiram um modelo bidimensional com uma geometria plana (placa), e condições de contorno convectivas e radiativas. Ao igual que PIETRZYK et. al. (2011) desenvolveram um modelo numérico a partir da equação de Avrami ao que chamaram Análise Fatorial de Têmpera para fazer uma previsão de alguma propriedade como a dureza ou a tensão de deformação do material, o que se reduz na seguinte expressão:

$$P_p = P_{\min} + (P_{\max} - P_{\min})[\exp(k_1 Q)] \quad (3.15)$$

onde P_p é a propriedade a ser calculada pelo modelo, P_{\min} e P_{\max} são as propriedades máximas e mínimas do material analisado e k_1 é igual ao $\ln(0,995) = -0,00501$ e Q é o fator de têmpera.

A Figura 3.37 mostra as curvas de resfriamento simuladas para este tipo de aço. Observa-se uma temperatura de austenitização de 870°C e um tempo de ensaio de 600 s. A simulação foi realizada desde a superfície resfriada pelo jato de água até a superfície oposta do corpo de prova.

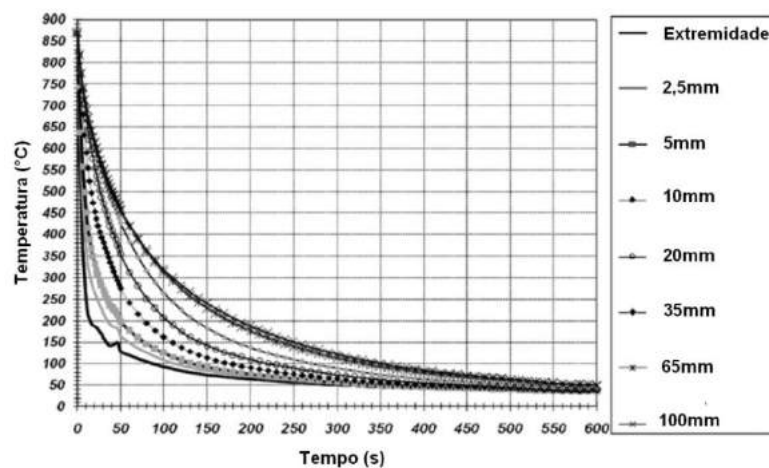


Figura 3.37. Curvas simuladas em vários pontos do corpo de prova. [Adaptado de ZEHTAB, 2008].

A Figura 3.38 mostra perfis de temperatura em diferentes tempos do ensaio (10, 100, 400 e 600s) após iniciado o resfriamento. Por exemplo, com 10 segundos de simulação, a superfície de contato com a água encontra-se a 351,1°C. No final do ensaio, esta superfície alcança os 28,5°C. A Figura 3.39 mostra 05 curvas de dureza (03 simuladas e 02 para os limites de temperabilidade máxima e mínima) para validação da Equação 3.15. As curvas simuladas mostram uma máxima dureza de 47 HRC.

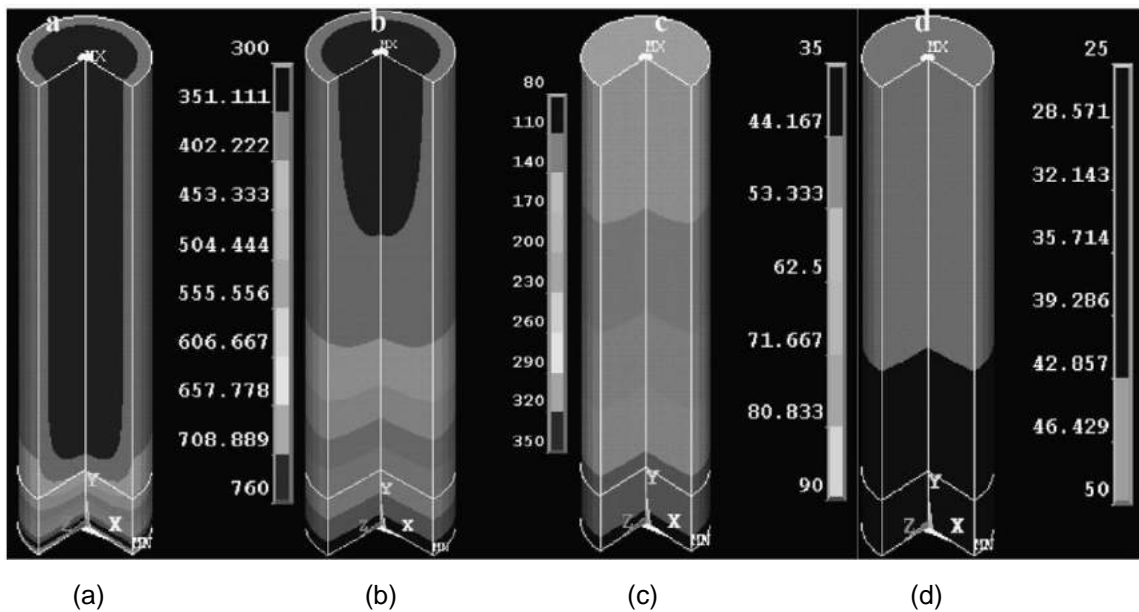


Figura 3.38. Mapeamento térmico do corpo de prova para diferentes tempos de simulação (10, 100, 400 e 600s). [Adaptado de ZEHTAB, 2008].

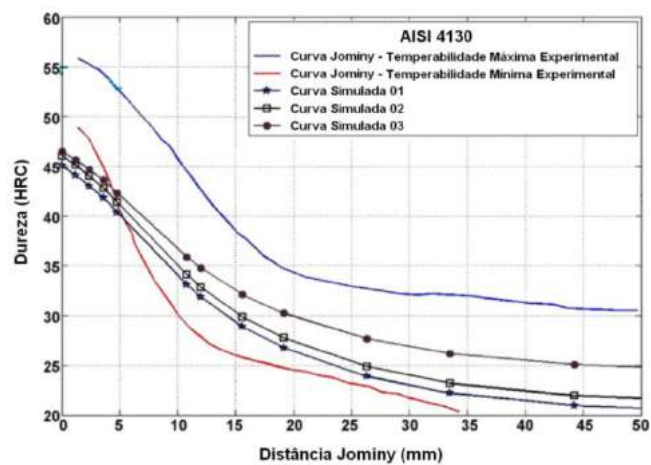


Figura 3.39. Curvas de dureza simuladas no intervalo de temperabilidade. [Adaptado de ZEHTAB, 2008].

Resultados de uma modificação do Ensaio Jominy foram apresentados por SMOLJAN et. al. (2009) para aços de alta temperabilidade. Os resultados da simulação levam em consideração a composição química dos corpos de prova e diferentes resfriamentos com óleo e ar comprimido. Fizeram uma correlação entre o tempo de resfriamento e valores de dureza conforme mostrado na Figura 3.40. Por exemplo, para 130 segundos de ensaio (em um total de 600 segundos conforme a norma ASTM 255) e aproximadamente a 45 mm de distância, a dureza corresponde a 51 HRC.

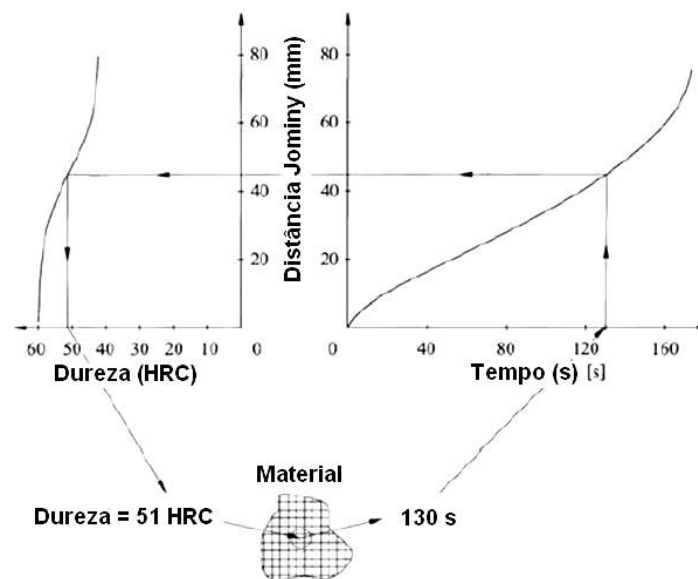


Figura 3.40. Correlação do tempo de resfriamento em durezas HRC.

KOVAÇIÇ (2009) propôs um modelo empírico denominado “Algoritmo Genético do Ensaio Jominy” para um aço liga 51CrV4 usado na fabricação de molas. Usando a composição química do material, apresentou a Equação 3.16 onde pode-se aproximar valores de dureza para a martensita, da seguinte forma:

$$HRC = 35,15 + 118,66(\%C) + 13,72(\%Cr) + 9,25(\%Cu) + 15,13(\%Mn) + 20,71(\%Mo) - 126,73(\%N) + 12,73(\%Ni) + 54,83(\%P) + 10,55(\%Si) \quad (3.16)$$

Uma correlação entre as propriedades térmicas e a dureza durante o Ensaio Jominy foi proposta por GHRIB et. al. (2008) para aços ao carbono e aços de baixa

liga (C48, 42CrMo4 e 35NiCrMo16). Foi assim que desenvolveram equações empíricas a partir do monitoramento do ensaio usando deflexão fototérmica (PTD). A técnica consiste em fazer colidir um feixe de laser e de luz halógena no corpo de prova enquanto é realizado o ensaio. Os desvios do feixe na amostra são coletados por um fotodetector. Foram obtidas expressões numéricas (Equações 3.17. e 3.18.) que correlacionam dureza com condutividade térmica e difusividade térmica. Tais propriedades termofísicas variam de acordo com a distância Jominy, pois ocorre uma diminuição para distâncias mais próximas da extremidade resfriada pela água, conforme a Figura 3.41.

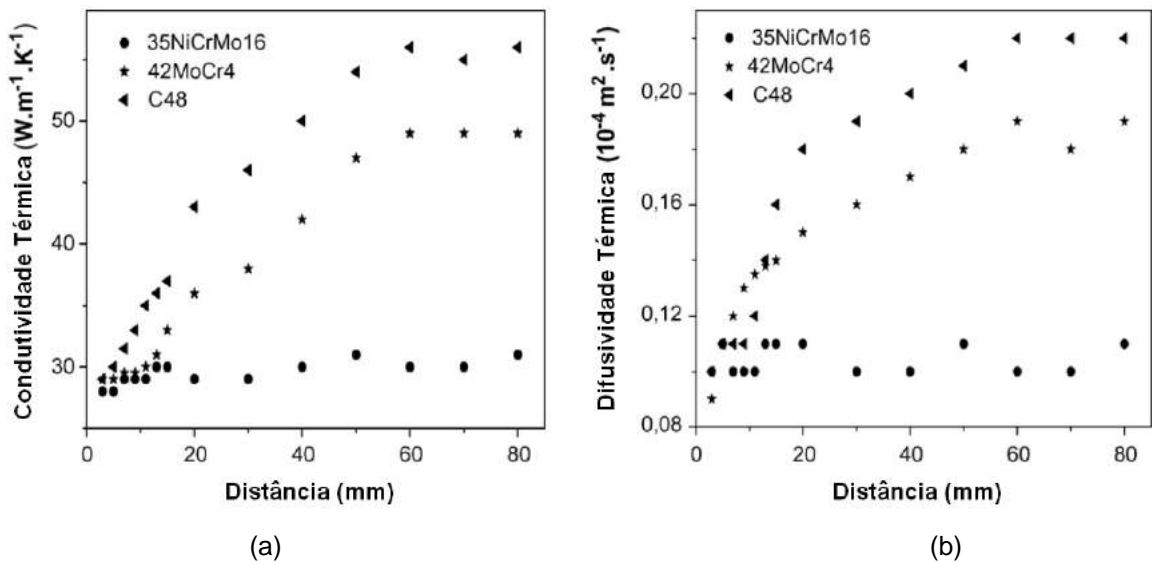


Figura 3.41. Propriedades termofísicas em função da distância Jominy para diferentes tipos de aços. Em (a), a variação da condutividade térmica. Em (b), a variação da difusividade térmica. [Adaptado de GHRIB et. al. (2008)].

$$\frac{HRC}{K_s} = \frac{A + B \cdot d}{1 + C \cdot d} \quad (3.17)$$

$$\frac{HRC}{D_s} = \frac{A' + B' \cdot d}{1 + C' \cdot d} \quad (3.18)$$

Nestas expressões os termos A, A', B, B', C e C' são constantes empíricas específicas para os aços em questão. K_s e D_s representam a condutividade e difusividade, respectivamente.

Para SONG et al (2007) o Ensaio Jominy pode ser modelado com uma equação empírica que prediz a dureza do aço em função da distância, de coeficientes adquiridos da composição química do material e do tamanho de grão austenítico prévio, conforme a Equação 3.19.

$$Y = \left[\frac{a^2}{a + b((1+c)X / (d + cX))^n} \right] \quad (3.19)$$

onde Y é a dureza em HRC, X é a distância ao longo do corpo de prova, a, b, c, d e n representam coeficientes, cujos valores estão relacionados com a composição química dos aços (30CrNi3, 30CrMnTi, 20Cr2MnSiMo e 30CrMnMoNiB), tamanho de grão e a dureza da martensita. A Figura 3.42 mostra curvas de dureza obtidas numericamente e posteriormente comparadas com curvas experimentais.

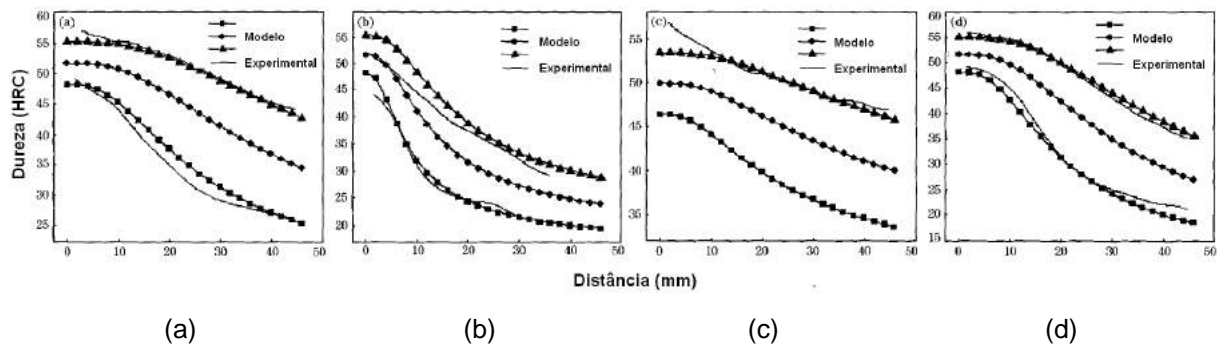


Figura 3.42. Validação do modelo numérico entre perfis de dureza experimentais para os aços a seguir: Em (a), 30CrNi3. Em (b), 30CrMnTi. Em (c), 20Cr2MnSiMo. Em (d), 30CrMnMoNiB.

[Adaptado de SONG et al (2007)].

HIGUERA et. al. (2007) propuseram uma modelagem para o Ensaio Jominy em um aço AISI 4140H considerando: convecção forçada na extremidade resfriada e radiação livre nas laterais do corpo de prova. A Figura 3.43(a) mostra a análise térmica simulada durante o ensaio após 5 segundos de iniciado o resfriamento.

Observa-se que a superfície de contato com a água alcança uma temperatura de 484,3°C, enquanto que a outra extremidade do corpo de prova se encontra a 835,5°C. De maneira semelhante, a Figura 3.43(b) mostra a análise após 600 segundos de iniciado o resfriamento. Observa-se que a superfície de contato com a água alcança uma temperatura de 55,2°C, enquanto que a outra extremidade do corpo de prova se encontra a 186,8°C. Em estas condições térmicas, já não deve ocorrer nenhuma alteração microestrutural no material ensaiado. Finalmente na Figura 3.44 apresentam-se as curvas de resfriamento simuladas primeiramente para distâncias de 1 mm, 2 mm e 5mm e a continuação para um intervalo de 10 mm a 80 mm no corpo de prova. A temperatura de austenitização foi de 850°C.

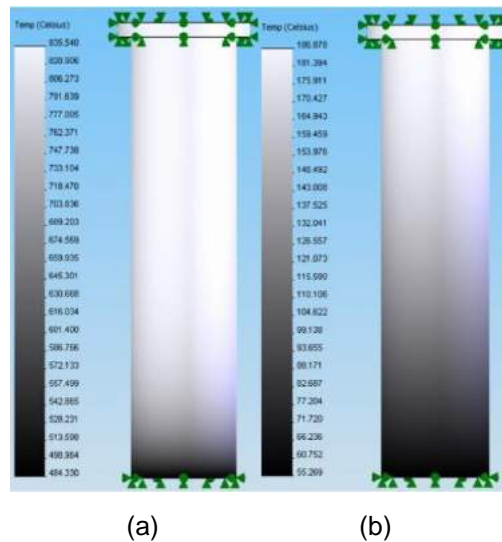


Figura 3.43. Simulação do ensaio via elementos finitos. Em (a), a geração da malha. Em (b) e (c), o estado térmico do corpo de prova após 5s e 600s de resfriamento. [Adaptado de HIGUERA et. al. (2007)].

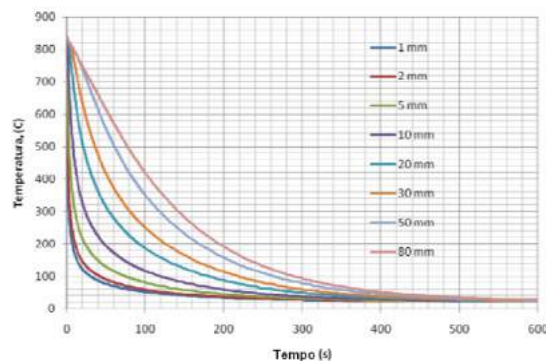


Figura 3.44. Análise térmica obtida via elementos finitos. [Adaptado de HIGUERA et. al. (2007)].

MAIZZA e MATTEIS (2007) implementaram um modelo de transferência de calor envolvendo transformação de fases em um aço AISI 4340 durante o resfriamento no Ensaio Jominy usando uma EDP expressa como:

$$\rho \cdot c \frac{\partial T}{\partial t} + \rho \sum_{j=2}^4 L_{1-j} \cdot \frac{\partial \xi_j}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(k \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (3.20)$$

onde L_{1-j} é o calor liberado durante a formação de uma nova fase ($j=2$, ferrita-perlita; $j=3$, bainita; $j=4$, martensita), a partir da fase austenita ($j=1$) durante o Ensaio Jominy. A quantidade de cada fase é representada por ξ_j . A condutividade, calor específico e a densidade são representadas por ρ , c e k respectivamente. Cada membro da Equação 3.18 pode ser representado da seguinte forma: A Taxa de resfriamento em $\left(\frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}\right)$ como $\frac{\partial T}{\partial t}$. O fluxo de calor em $\left(\frac{\text{W}}{\text{m}^2}\right)$ como $\rho \sum_{j=2}^4 L_{1-j} \cdot \frac{\partial \xi_j}{\partial t}$ e o gradiente térmico em $\left(\frac{^{\circ}\text{C}}{\text{m}}\right)$ como $\frac{\partial}{\partial x_i} \left(k \frac{\partial T}{\partial x_i} \right)$.

A Equação 3.18, resolvida matricialmente permite obter, conforme a Figura 3.45, as frações de martensita e bainita em função da distância e tempo no ensaio simulado. Por exemplo, após 600 segundos, no final do corpo de prova (101,6 mm) a microestrutura resultante é: 40% de bainita e 60% de martensita. Não se constata presença de perlita e ferrita. A Figura 3.46 mostra o perfil de dureza simulado que situa-se dentro dos limites do perfil experimental. A máxima dureza simulada é de 700 HV e a mínima é de 540 HV no final do corpo de prova. A Figura 3.47 apresenta a análise térmica contendo curvas de resfriamento simuladas e experimentais para uma temperatura de austenitização de 850°C.

ZEHTAB et. al. (2008) calcularam as taxas de resfriamento durante o ensaio para o aço AISI 4130 ao longo do corpo de prova, conforme a Figura 3.48. Na extremidade que recebe o resfriamento por parte da água, a taxa pode alcançar aproximadamente os 115°C/s para uma temperatura de 850°C. Para uma distância de 5 mm corresponde uma taxa de 67°C/s. Nota-se que a temperatura de máxima taxa de resfriamento ocorre também a 850°C.

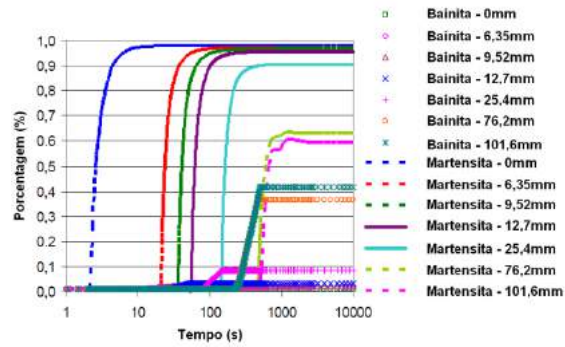


Figura 3.45. Frações das fases e micro-constituintes formados durante o ensaio para um AISI 4340. [Adaptado de MAIZZA e MATTEIS, (2007)].

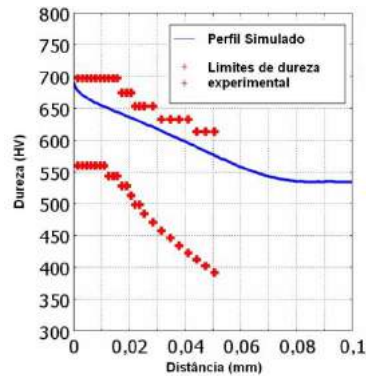


Figura 3.46. Validação do modelo entre perfis de dureza experimentais e simulado. [Adaptado de MAIZZA e MATTEIS, (2007)].

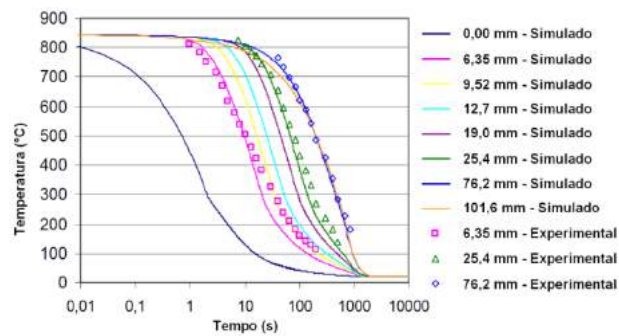


Figura 3.47. Análise térmica obtida da solução do modelo. [Adaptado de MAIZZA e MATTEIS, (2007)].

HIGUERA et. al. (2007) concluíram que as taxas de resfriamento no ensaio para o aço AISI 4140 superam os 600°C/s a uma distância de 1 mm para uma temperatura de 540°C, conforme a Figura 3.49. Concluíram também que as

máximas taxas para as diferentes posições do corpo de prova não ocorrem a temperatura constante como foi apresentado por ZEHTAB et. al. (2008). Nesse sentido mostra-se que para uma distância de 50 mm a máxima taxa corresponde a $6,5^{\circ}\text{C/s}$ para uma temperatura de 700°C .

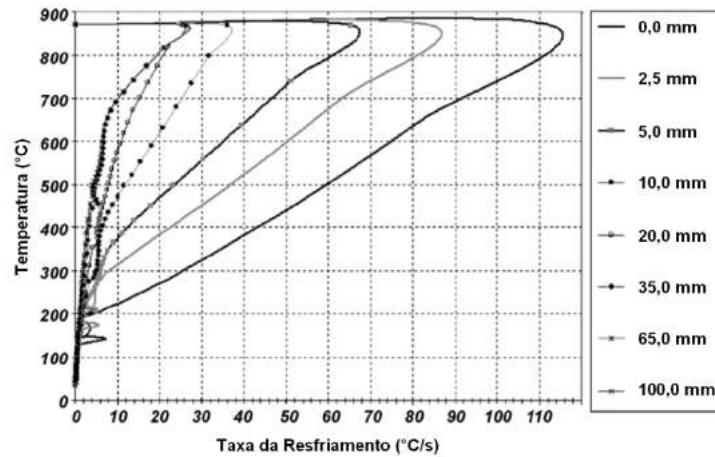


Figura 3.48. Taxas de Resfriamento ao longo do corpo de prova para o AISI 4130. [Adaptado de ZEHTAB et. al. (2008)].

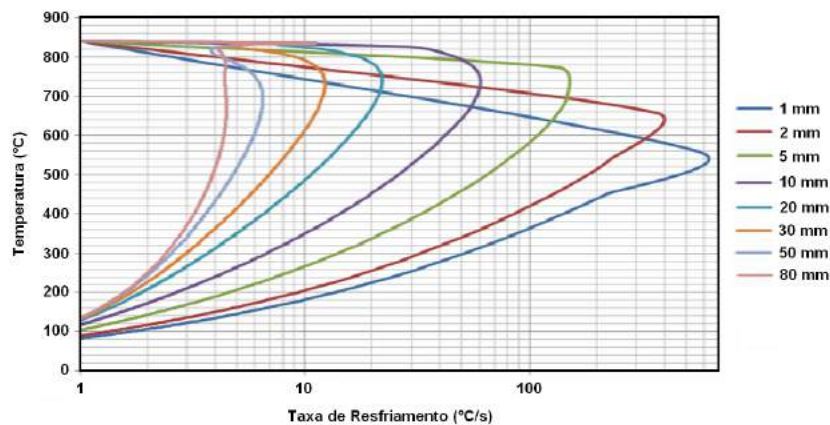


Figura 3.49. Taxas de Resfriamento ao longo do corpo de prova para o AISI 4140. [Adaptado de HIGUERA et. al. (2007)].

Um modelo computacional para a predição da temperabilidade de aços ASTM A36, ASTM A588, AISI 4140 e AISI 4340 foi desenvolvido por LI et. al. (1998). Usando as equações empíricas (3.21), (3.22) e (3.23) apresentadas no METALS HANDBOOK (1990) consegue-se calcular as durezas (em escala Vickers) das fases e microconstituintes em função da composição química e da taxa de resfriamento a

partir da temperatura de austenitização de 830°C. Tais equações se apresentam da seguinte forma:

$$HV_{Martensita} = 127 + 949(\%C) + 27(\%Si) + 11(\%Mn) + 8(\%Ni) + 16(\%Cr) + 21 \left[\log \left(\frac{dT}{dt} \right)_{700^{\circ}C} \right] \quad (3.21)$$

$$HV_{Bainita} = -323 + 185(\%C) + 330(\%Si) + 153(\%Mn) + 65(\%Ni) + 144(\%Cr) + 191(\%Mo) + [89 + 53(\%C) - 55(\%Si) - 22(\%Mn) - 10(\%Ni) - 20(\%Cr) - 33(\%Mo)] \left[\log \left(\frac{dT}{dt} \right)_{700^{\circ}C} \right] \quad (3.22)$$

$$HV_{Ferrita+Perlita} = 42 + 223(\%C) + 53(\%Si) + 30(\%Mn) + 12,6(\%Ni) + 7(\%Cr) + 19(\%Mo) + [10 - 19(\%Si) + 4(\%Ni) + 8(\%Cr) - 130(\%V)] \left[\log \left(\frac{dT}{dt} \right)_{700^{\circ}C} \right] \quad (3.23)$$

O termo $\log \left(\frac{dT}{dt} \right)_{700^{\circ}C}$ representa a taxa de resfriamento para uma temperatura de 700°C.

LEE et. al. (2010) utilizaram esta temperatura de 700°C para mostrar a correlação da taxa de resfriamento em função da microestrutura e da dureza após o ensaio de um aço AISI – SAE 1045. Conforme a Figura 3.50 em medições experimentais não há variação na dureza, independente da variação da taxa de resfriamento e das porcentagens das fases e microconstituintes na microestrutura. Em medições de dureza calculadas pelas equações de MAYNIER et. al. (1978), ocorre variação em função da taxa de resfriamento, principalmente na formação de bainita.

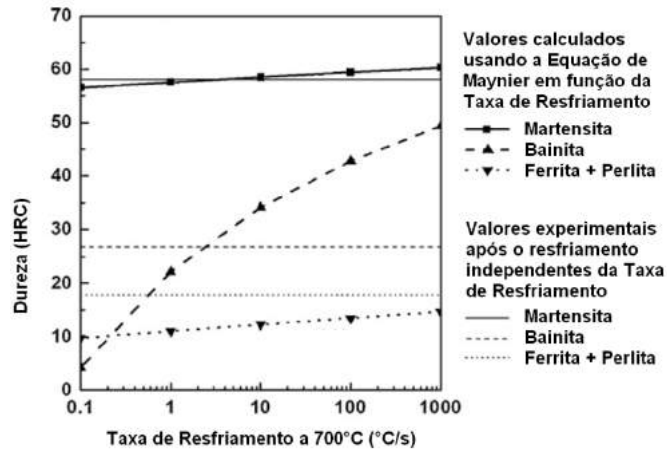


Figura 3.50. Valores de durezas em função da taxa de resfriamento para o SAE 1045 na temperatura de 700°C [Adaptado de LEE et. al. (2010)].

Por outro lado, NUNURA (2009) mostra uma correlação numérica entre a microestrutura e dureza em função da taxa de resfriamento durante o ensaio Jominy para um aço SAE 1045. A Figura 3.51 mostra a variação de dureza em função da taxa de resfriamento, temperatura de austenitização e a distância. Observa-se que a taxa de resfriamento em relação aos valores de dureza medidos dentro do intervalo analisado (de 1,6 mm a 12,7 mm a partir da extremidade resfriada do corpo de prova) aproxima-se de uma curva exponencial decrescente conforme as Equações (3.24), (3.25) e (3.26).

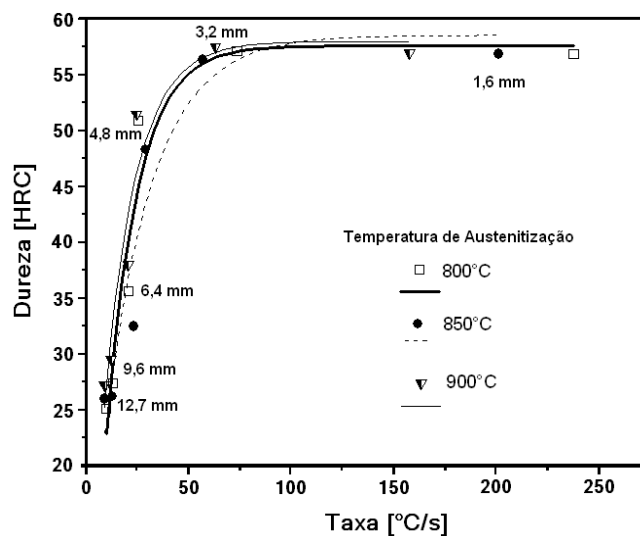


Figura 3.51. Correlação entre a dureza e a taxa de resfriamento em função da posição para o aço SAE 1045. [NUNURA, 2009].

$$T^{\circ} Aust.: 800^{\circ}C \rightarrow HRC = -64,5 \cdot \exp\left[\frac{-T}{15,2}\right] + 57,5 \quad (3.24)$$

$$T^{\circ} Aust.: 850^{\circ}C \rightarrow HRC = -51,6 \cdot \exp\left[\frac{-T}{23,2}\right] + 58,4 \quad (3.25)$$

$$T^{\circ} Aust.: 900^{\circ}C \rightarrow HRC = -58,2 \cdot \exp\left[\frac{-T}{15,5}\right] + 57,6 \quad (3.26)$$

A Figura 3.52 mostra a variação das quantidades de fases e microconstituintes em função da taxa de resfriamento e a distância. Também observa-se que a taxa de resfriamento em relação com a microestrutura dentro do intervalo analisado (de 1,6 mm à 12,7 mm a partir da extremidade resfriada do corpo de prova) aproxima-se de uma curva exponencial decrescente conforme as Equações (3.27), (3.28) e (3.29). As mesmas mostram a variação da microestrutura para uma temperatura de austenitização de 850°C.

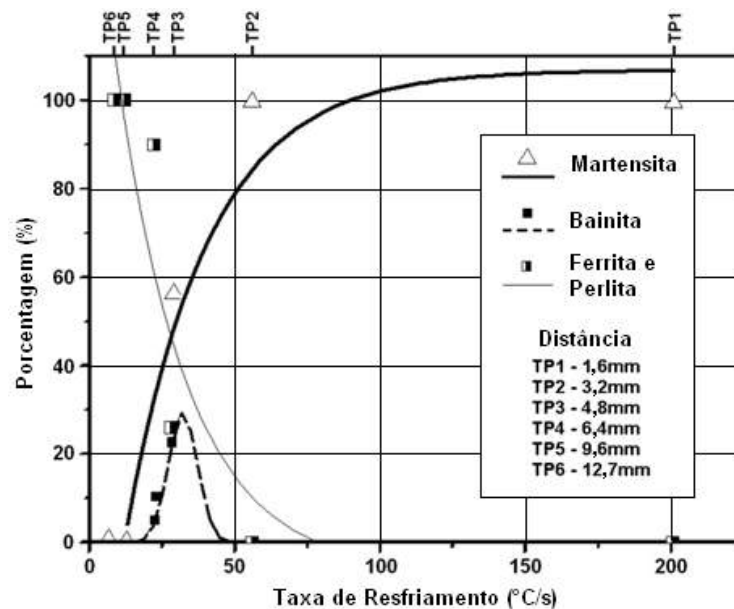


Figura 3.52. Porcentagem de fases presentes para um aço SAE 1045 em função da taxa de resfriamento e distância para uma temperatura de austenitização de 850°C. [NUNURA, 2009].

$$\% \text{Martensita} = -160,9 \cdot \exp\left[\frac{-T}{28,3}\right] + 106,9 \quad (3.27)$$

$$\% \text{Bainita} = 3,8 \cdot \exp\left[-2\left(\frac{T-32,1}{10,1}\right)^2\right] \quad (3.28)$$

$$\% \text{Perlita} + \text{Ferrita} = 168,4 \cdot \exp\left[\frac{-T}{24,6}\right] - 6,6 \quad (3.29)$$

3.4. Outras Aplicações Referentes ao Ensaio Jominy

Em um primeiro momento, o Ensaio Jominy foi normalizado e utilizado para avaliar a temperabilidade dos aços. Entretanto, outros pesquisadores têm-no aplicado em outros materiais metálicos como as ligas não ferrosas e ferros fundidos.

O efeito da temperabilidade na condutividade elétrica e microestrutura de uma liga de alumínio AA7050 foi investigado por LI PEI-YUE et. al. (2012), através de um Ensaio Jominy num corpo de prova de 150 mm de comprimento. A medição da condutividade elétrica e da observação micro-estrutural foi realizada em diferentes distâncias da extremidade resfriada. Como era de esperar-se, os resultados indicaram que as taxas médias de resfriamento diminuem com o aumento a distância a partir da extremidade da barra. Contudo, a condutividade elétrica aumenta com o aumento da distância em relação à extremidade temperada conforme a Figura 3.53. A Figura 3.54 mostra as curvas de resfriamento a partir de uma temperatura de 480°C.

As ligas de zircônio são usadas para o revestimento do combustível em instalações nucleares. Quando o arrefecimento é aplicado em grandes lingotes, a diferença das velocidades de resfriamento entre a superfície exterior e o núcleo da peça produz variações na microestrutura. Para investigar esse fenômeno, BEM AMMAR et. al. (2012) realizaram um Ensaio Jominy na liga Zircaloy4. Em termos de propriedades mecânicas, a dureza desta liga depende fortemente da taxa de resfriamento conforme visto na Figura 3.55. Foram levantadas curvas térmicas

experimentais e simuladas para a obtenção das taxas de resfriamento conforme a Figura 3.56. O resfriamento foi iniciado a partir de 1050°C.

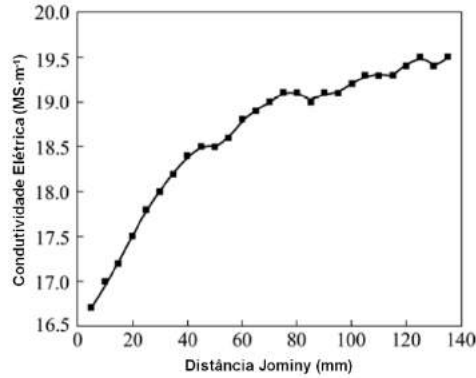


Figura 3.53. Variação da condutividade elétrica em função da distância Jominy para a liga de alumínio AA7050. [Adaptado de LI PEI-YUE et. al. (2012)].

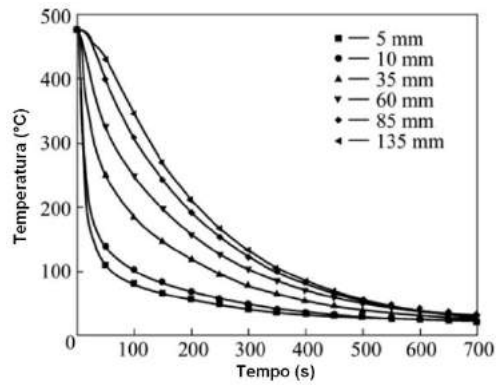


Figura 3.54. Curvas de resfriamento durante o ensaio Jominy para a liga de alumínio AA7050. [Adaptado de LI PEI-YUE et. al. (2012)].

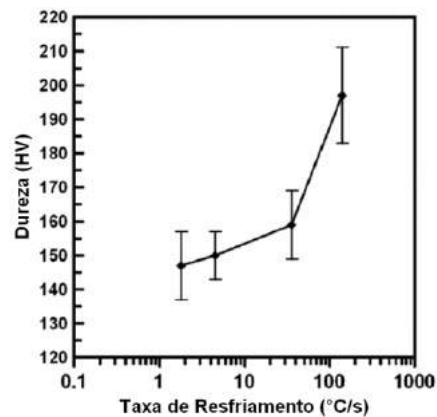


Figura 3.55. Dureza em função da Taxa de Resfriamento para a liga Zircaloy4. [Adaptado de BEM AMMAR et. al. (2012)].

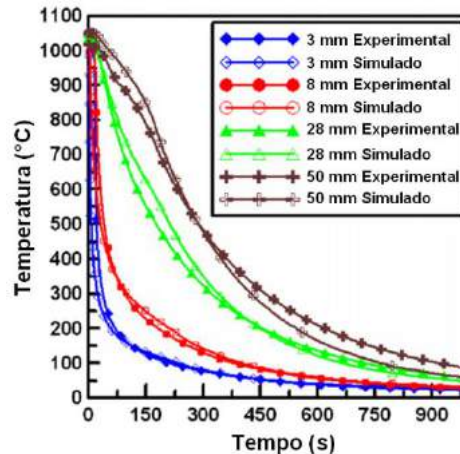


Figura 3.56. Curvas de resfriamento experimentais e simuladas para a liga Zircaloy4 durante o Ensaio Jominy resfriado a partir de 1050°C. [Adaptado de BEM AMMAR et. al. (2012)].

FERNANDINO et. al. (2013) realizaram um Ensaio Jominy em um ferro fundido nodular ligado com baixos teores de Cu, Ni e Mn. Avaliaram a dureza e a microestrutura em corpos de prova austenitizados a diferentes temperaturas num intervalo de 770°C a 920°C. Foi a partir dos resultados do ensaio que determinaram as melhores condições de austenitização para um posterior tratamento de austêmpera no mencionado ferro fundido.

Na Figura 3.57 mostra-se a variação de dureza no material após o ensaio. Observa-se que a temperabilidade aumenta em função da temperatura de austenitização. O maior endurecimento obtém-se entre 910°C e 920°C. Também se observa que isto ocorre até uma profundidade de 20 mm e 30 mm a partir das temperaturas de austenitização anteriormente citadas.

A Figura 3.58. mostra a alteração microestrutural após o ensaio para uma temperatura de austenitização de 830°C. Para 1 mm de distância se observa: martensita (regiões cinzas), nódulos de grafita (regiões pretas) e frações de ferrita (regiões brancas). Para 15 mm de distância, a quantidade de ferrita (regiões brancas) aumenta. Para distâncias de 15 mm e 30 mm se observa nódulos de grafita em um fundo de ferrita e perlita.

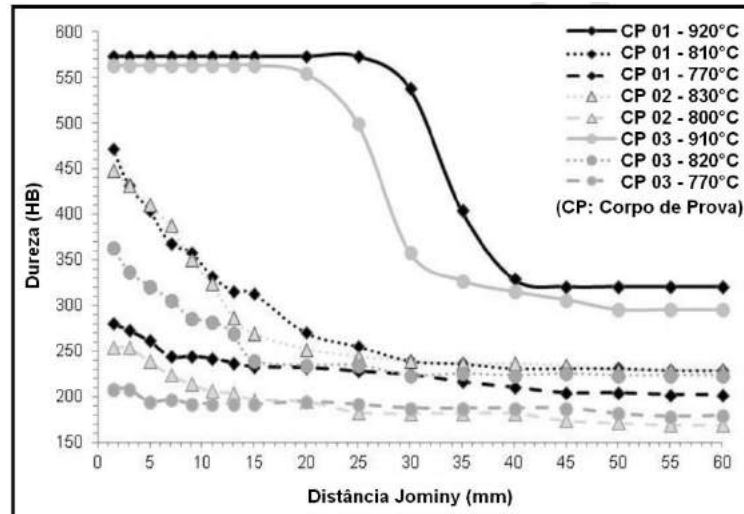


Figura 3.57. Curvas Jominy para um Ferro Fundido Nodular ensaiado a diferentes temperaturas de austenitização. [Adaptado de FERNANDINO et. al. (2013)].

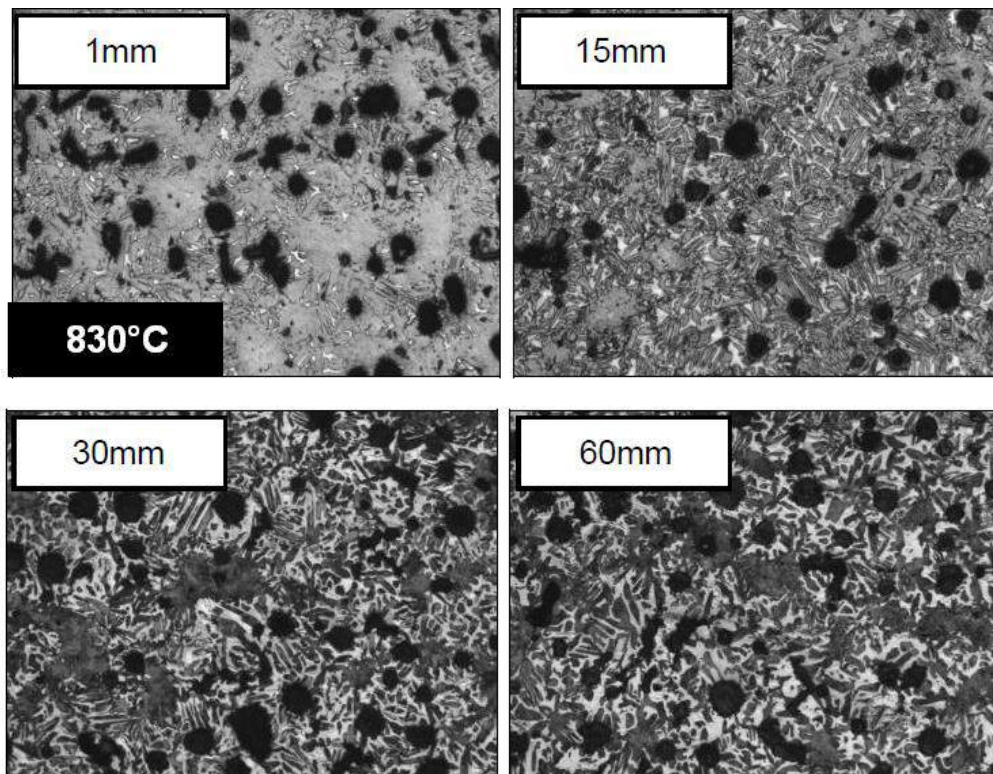


Figura 3.58. Variação microestrutural para um Ferro Fundido Nodular austenitizado a 830°C. [Adaptado de FERNANDINO et. al. (2013)].

Finalmente, YAO et. al. (2003) propuseram um ensaio Jominy modificado (sem considerar a norma ASTM A255 – 07) em condições bidimensionais para um

aço AISI P20. Para tal efeito, encapsularam o corpo de prova (200 mm de comprimento e 25,4 mm de diâmetro) num dispositivo refratário durante o ensaio para evitar perdas de calor nas laterais e na extremidade oposta ao resfriamento, conforme ilustrado na Figura 3.59.

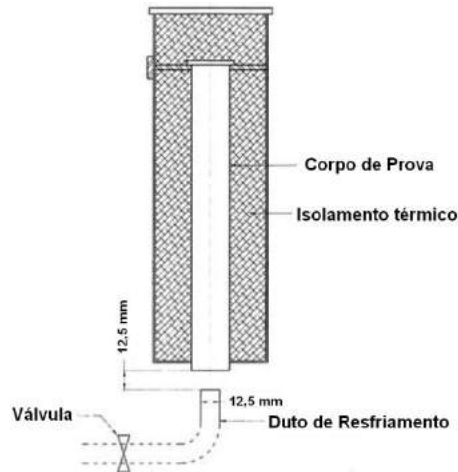


Figura 3.59. Corpo de prova isolado termicamente para simular condições de transferência de calor no Ensaio Jominy modificado. [Adaptado de YAO et. al. (2003)].

Utilizando o método dos elementos finitos, na Figura 3.60(a) são apresentados os resultados da simulação. Ocorre formação de martensita, mas observa-se uma maior formação de bainita até uma profundidade de 80 mm. Para distâncias maiores de 100 mm a 200 mm ocorre a formação de 90% de perlita e 10 % de ferrita. Na Figura 3.60(b) se apresenta o mapeamento da microestrutura formada em função da distância.

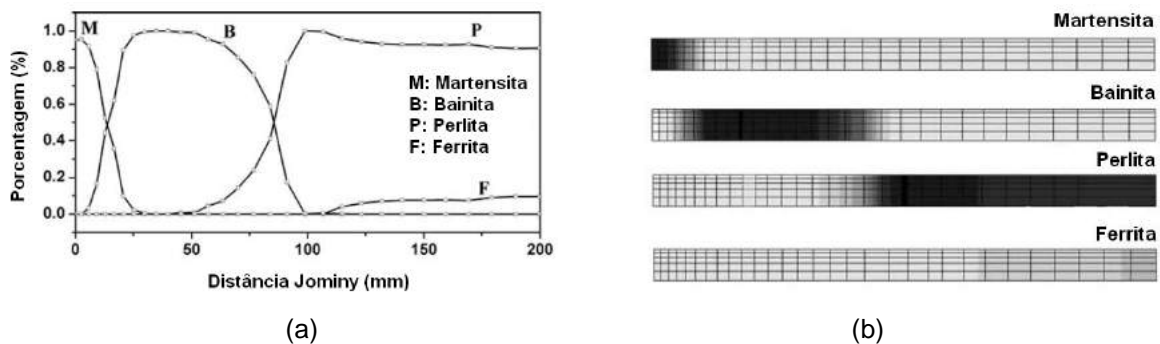


Figura 3.60. Resultados de Ensaio Jominy simulado em condições bidimensionais para um aço AISI P20. Em (a), as frações das microestruturas. Em (b), malha de simulação das microestruturas.

[Adaptado de YAO et. al. (2003)].

A Figura 3.61 mostra as microestruturas experimentais para efeitos de validação da simulação. Em (a) no início do corpo de prova: Martensita. Em (b) a 50 mm de distância: Bainita. Em (c) a 150 mm de distância: Perlita (áreas escuras) e Ferrita (áreas brancas).

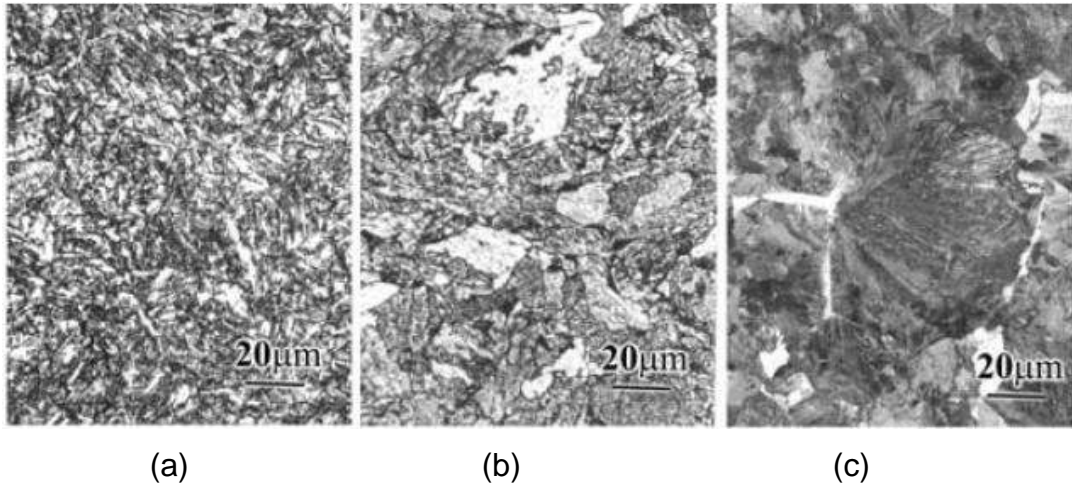


Figura 3.61. Variação microestrutural para um aço AISI P20 austenitizado a 830°C. em função da distância. Em (a), martensita na extremidade resfriada. Em (b), bainita a 50 mm. Em (c), perlita e ferrita a 150 mm [Adaptado de YAO et. al. (2003)].

A Figura 3.62 apresenta o perfil de dureza após o ensaio, tanto com valores experimentais e simulados. Como foi visto no cálculo das frações microestruturais, a maior presença de bainita e perlita lhe confere a este tipo de aço um maior aumento de dureza.

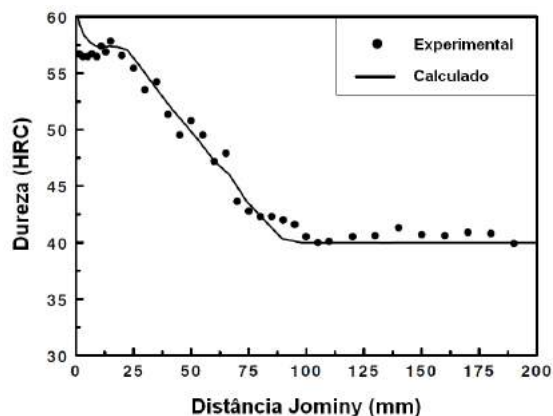


Figura 3.62. Comparação entre as curvas Jominy experimentais e calculadas para o aço AISI P20 após 600 segundos de resfriamento. [Adaptado de YAO et. al. (2003)].

4. MODELOS NUMÉRICOS

Com o uso dos computadores é que tornou-se eficiente a resolução numérica de Equações Diferenciais Parciais (EDPs) oriundas de problemas de engenharia, em particular na previsão numérica do tempo. Em fenômenos cujos modelos não podem ser descritos por relações que envolvam apenas uma variável independente utilizam-se EDPs.

4.1. Objetivo dos Modelos Numéricos: Passos de Atuação

Basicamente, para efeitos de modelagem numérica do Ensaio Jominy podem ser abordadas as seguintes etapas:

- Levantamento do problema de transferência de calor.
- Conhecimento das condições de contorno.
- Levantamento das EDPs que descrevem o processo físico.
- Determinação do método numérico que será empregado no desenvolvimento do modelo.
- Desenvolvimento do modelo matemático sobre as EDPs do processo.
- Desenvolvimento do programa numérico de simulação sobre o modelo matemático desenvolvido.
- Aferição do programa numérico com resultados reais do ensaio.

- Simulação prática do ensaio.

4.2. Escolha do Modelo Numérico

Os métodos numéricos são ferramentas eficientes que permitem grande flexibilidade de utilização. Na literatura podem-se encontrar muitos destes métodos. Em problemas que envolvem variação das condições de contorno, a utilização dos diversos métodos torna-se limitada devido à necessidade de uma nova programação a cada vez que variam estas condições, o que incrementa o tempo de cálculo. As influências dos fenômenos de condução, convecção e radiação envolvidos durante o resfriamento do material a partir do estado austenítico, podem variar ao longo do processo, bem como em alguns casos variações das propriedades termofísicas dos materiais em função da temperatura, variando no tempo e espaço, acrescentam dificuldades ao modelo matemático.

Existem dois métodos amplamente estudados para o desenvolvimento de modelos numéricos que simulem de forma eficiente o processo de transferência de calor no resfriamento de metais: O Método de Diferenças Finitas (M.D.F.) e o Método de Elementos Finitos (M.E.F.). Ambos respondem de forma clara e comprovadamente eficiente às dificuldades expostas anteriormente sobre o processo em questão. A decisão da escolha do método utilizado deve ser feita por intermédio das necessidades fundamentais contidas no processo.

Em matéria de preparo de malhas para o M.D.F. e M.E.F. observa-se que o M.D.F. é muito mais simples e mais direto que o M.E.F. A aplicação em sistemas Uni, Bi, e Tridimensionais, bem como a subdivisão do corpo físico em nós ou elementos, não será discutida, pois ambos métodos são bem utilizáveis sobre estas questões. Contudo, a discussão sobre a facilidade de manipulação das equações numéricas, além da justificativa de mapeamento do corpo físico são pontos que favorecem a utilização do M.D.F. sendo que o M.E.F. deve possuir iteração em experimento para ajuste de malha, sendo também de equacionamento bem mais complexo que o M.D.F.

O M.D.F. apresenta também um mapeamento mais natural, o que possibilita a elaboração de programas numéricos de fácil manipulação, onde em contrapartida, dependendo da complexidade do corpo físico, um modelo elaborado sobre o M.E.F. tem a necessidade de utilização de software de alto desempenho. Entretanto quando se trata de um método numérico, a principal pergunta que deve ser esclarecida: Qual método é o mais preciso em termos dos resultados gerados? Contudo, é importante notar que ambos os métodos são amplamente utilizados, gerando ambos resultados favoráveis, mas um estudo mais profundo sobre qual método é mais eficiente em termos de precisão não corresponde ao escopo deste trabalho.

A escolha do Método de Diferenças Finitas e não do Método de Elementos Finitos deve-se principalmente à simplicidade da geometria do corpo de prova Jominy. O Método de Diferenças Finitas apresentado neste capítulo consiste basicamente em uma técnica que discretiza o tempo e o espaço, de um fenômeno físico contínuo, descrito por uma E.D.P. A resolução discreta se dá por equações lineares de fácil solução, aplicadas sucessivamente para cada ponto do espaço dentro de cada intervalo de tempo.

4.3. Estruturação do Modelo Numérico

A distribuição de temperatura nos sólidos pode ser determinada a partir da solução da equação de condução de calor, a qual está sujeita a um conjunto de condições de contorno e iniciais. Na análise térmica de corpos que têm a forma de uma placa, ou retângulo, ou paralelepípedo, é suficiente expressar tal equação num sistema de coordenadas cartesianas. Entretanto, para a análise de geometrias cilíndricas ou esféricas, a equação de condução de calor deve ser expressa nos sistemas de coordenadas cilíndricas e/ou esféricas respectivamente.

4.3.1. Método das Diferenças Finitas (M.D.F.) na Forma Explícita

Para OZISIK (1990) e SPIM (1993) os problemas de condução de calor transiente podem ser resolvidos numericamente transformando-se a equação

diferencial parcial de condução de calor em equações de diferenças finitas no domínio espaço – tempo.

Vários esquemas foram desenvolvidos para a representação em diferenças finitas da equação de condução de calor dependente do tempo. Apresenta-se o método explícito de fácil aplicação e que conduz a um conjunto de equações algébricas sucessivas.

4.3.1.1. Condução Unidimensional de Calor

Considere a equação de condução de calor, unidimensional, dependente do tempo, no domínio $0 \leq x \leq L$:

$$\rho \cdot c_p \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (4.1)$$

Rearranjando a Equação 4.1 pode-se definir:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (4.2)$$

Para efeitos de equacionamento:

$$\alpha = \frac{k}{\rho \cdot c_p} \quad (4.3)$$

Logo, as derivadas que aparecem na Equação 4.2 são representadas em diferenças finitas na forma explícita, conforme mostrado na Figura 4.1:

$$\left. \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right|_{m,i} \cong \frac{T_{m-1}^i + T_{m+1}^i - 2T_m^i}{(\Delta x)^2} \quad (4.4)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_{m,i} \cong \frac{T_m^{i+1} - T_m^i}{\Delta t} \quad (4.5)$$

$$\frac{T_m^{i+1} - T_m^i}{\Delta t} \cong \alpha \frac{T_{m-1}^i + T_{m+1}^i - 2T_m^i}{(\Delta x)^2} \quad (4.6)$$

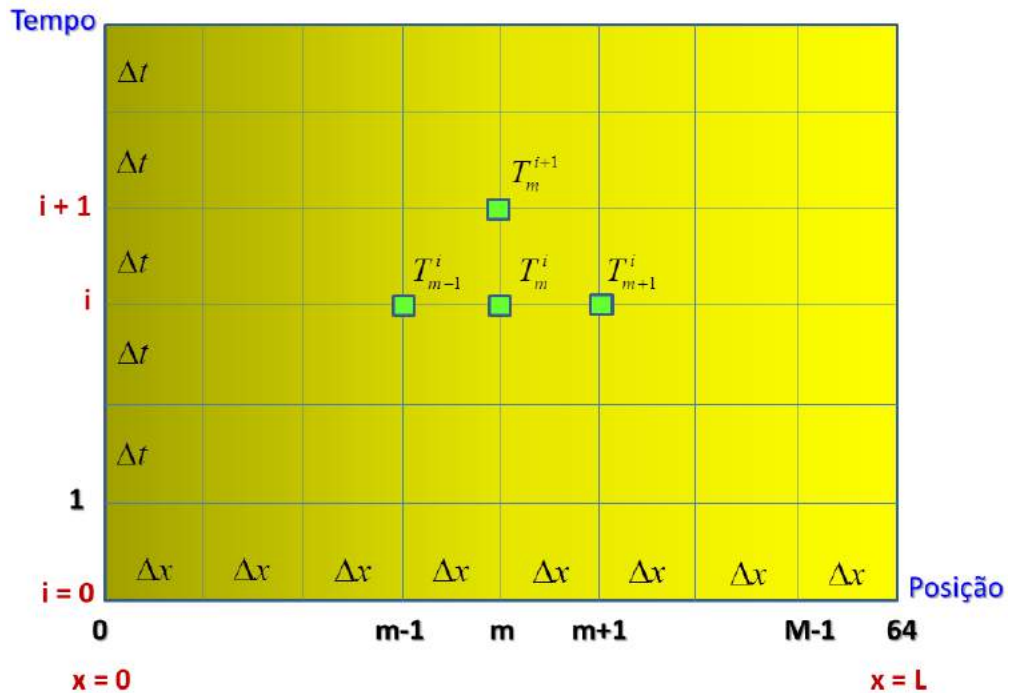


Figura 4.1. Subdivisão do domínio espaço – tempo em intervalos para representar em diferenças finitas a equação de condução de calor unidimensional. (Adaptado de OZISIC, 1990).

A Equação 4.6 pode ser reordenada na forma:

$$T_m^{i+1} = r(T_{m-1}^i + T_{m+1}^i) + (1 - 2r)T_m^i \quad (4.7)$$

onde: $i = 1, 2, 3, \dots$ e $m = 1, 2, 3, \dots, M - 1$

$$r = \frac{\alpha \cdot \Delta t}{(\Delta x)^2} \quad (4.8)$$

O valor do parâmetro r na fórmula explícita de diferenças finitas da Equação 4.7 é restrito a:

$$0 < r < \frac{1}{2} \quad (4.9)$$

Esta restrição implica que, dados valores de α e Δx , o intervalo de tempo Δt não pode exceder o limite imposto sobre ele pelas expressões 4.8 e 4.9. Este é o critério de estabilidade. Se o mesmo for violado, os cálculos numéricos tornar-se-ão instáveis. A Figura 4.2 ilustra o que acontece aos resultados numéricos se o critério de estabilidade não for considerado.

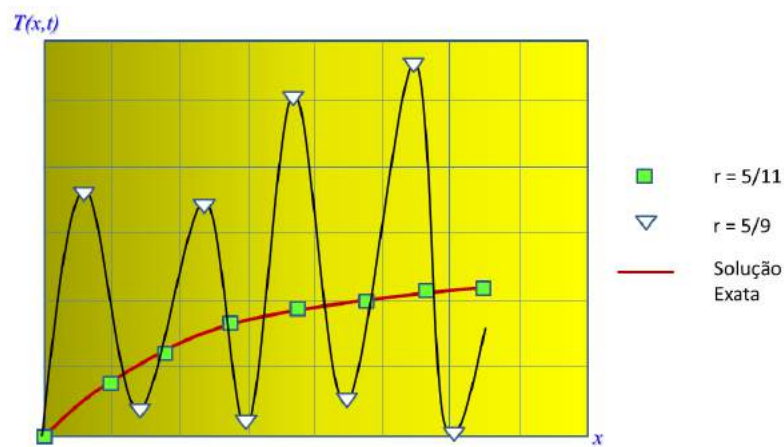


Figura 4.2. Efeitos do parâmetro r sobre a estabilidade de soluções em diferenças finitas. (Adaptado de OZISIK, 1990).

4.3.1.2. Efeitos Convectivos Unidimensionais nas Fronteiras

A Equação 4.7 foi desenvolvida para nodos internos de uma região (Figura 4.1) e admite-se que as temperaturas sejam determinadas nas fronteiras. Quando o problema envolve condições convectivas, a temperatura nas fronteiras não é conhecida. Por tanto, quando se consideram nodos nestas fronteiras, tornam-se necessárias equações de diferenças finitas em cada nodo das fronteiras (OZISIK, 1990).

Se o intervalo Δx for suficientemente pequeno a capacidade calorífica no nodo da fronteira pode ser desprezada. Por exemplo, considera-se uma placa de espessura L , sujeita a convecção em ambas às superfícies, como se mostra na Figura 4.3. Escrevem-se as equações de diferenças finitas nos nodos $m = 0$ e $m = M$ nas superfícies.

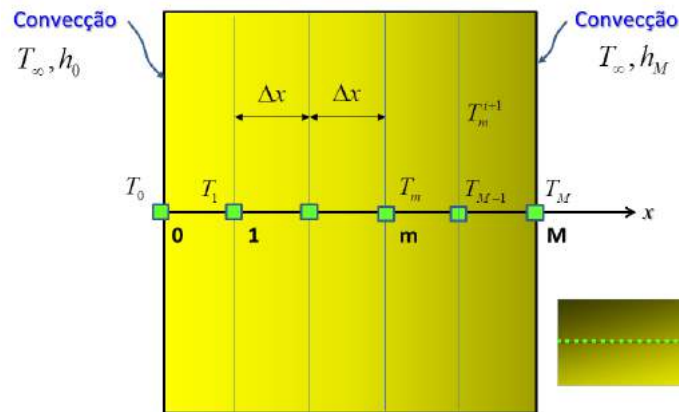


Figura 4.3. Representação das condições de contorno em diferenças finitas nos nodos das fronteiras.
(Adaptado de OZISIC, 1990).

O balanço de energia no nodo $m=0$ na superfície $x=0$, em qualquer intervalo de tempo $i+1$ é dado como:

$$h_0(T_\infty - T_0^{i+1}) + k \frac{T_1^{i+1} - T_0^{i+1}}{\Delta x} = 0 \quad (4.10)$$

ou

$$T_0^{i+1} = \frac{1}{1 + \Delta x \frac{h_0}{k}} \left(T_1^{i+1} + \frac{\Delta x \cdot h_0}{k} T_\infty \right) \quad (4.11)$$

Do mesmo modo, um balanço de energia no nodo $m=M$, na fronteira $x=L$, fornece:

$$k \frac{T_{M-1}^{i+1} - T_M^{i+1}}{\Delta x} + h_M (T_\infty - T_M^{i+1}) = 0 \quad (4.12)$$

ou

$$T_M^{i+1} = \frac{1}{1 + \Delta x \frac{h_M}{k}} \left(T_{M-1}^{i+1} + \frac{\Delta x \cdot h_M}{k} T_\infty \right) \quad (4.13)$$

As equações 4.11 e 4.13 apresentam as equações de diferenças finitas nos nodos das fronteiras $x=0$ e $x=L$ no tempo $i+1$. A Figura 4.4 esquematiza o uso destas equações no corpo de prova Jominy.

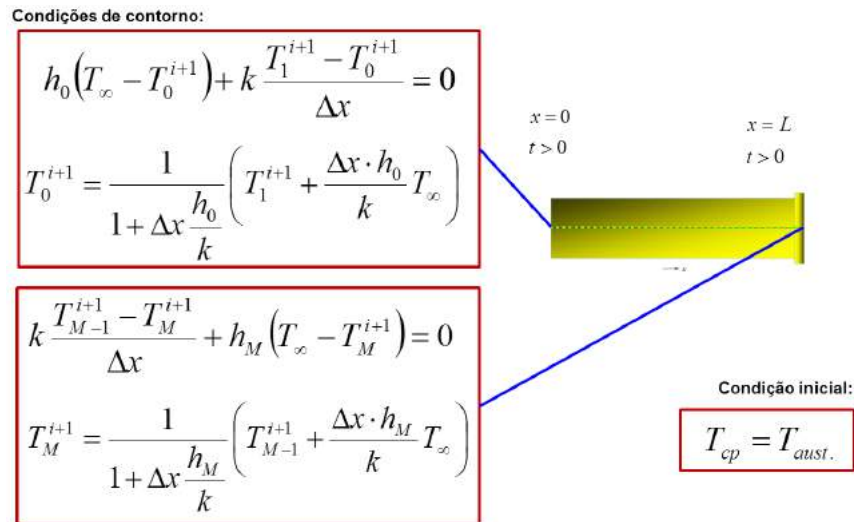


Figura 4.4. Representação das condições de contorno em diferenças finitas nas fronteiras do corpo de prova Jominy.

4.3.1.3. Condução Bidimensional de Calor

Para SANTOS (2001) e OZISIK (1990) a partir da “Equação Geral da Condução de Calor em Regime Transiente” dada pela Equação 4.1, e fazendo sua aplicação para um sistema bidimensional, admitindo que o gradiente térmico do eixo “z” seja igual a zero, obtém-se:

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) \quad (4.14)$$

Rearranjando a expressão 4.14 conforme feito na equação 4.1 tem-se:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) \quad (4.15)$$

Expressando em diferenças finitas e assumindo $\Delta x = \Delta y$ tem-se:

$$\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right)_{m,n,i} \cong \frac{T_{m-1,n}^i + T_{m+1,n}^i + T_{m,n-1}^i + T_{m,n+1}^i}{(\Delta x)^2} \quad (4.16)$$

A derivada parcial em relação ao tempo pode ser escrita como:

$$\left(\frac{\partial T}{\partial t} \right)_{m,n,i} \cong \frac{T_{m,n}^{i+1} - T_{m,n}^i}{\Delta t} \quad (4.17)$$

A Equação em Diferenças Finitas na forma explícita nos **NÓS INTERNOS** do **corpo de prova** se apresenta como:

$$T_{m,n}^{i+1} = r(T_{m-1,n}^i + T_{m+1,n}^i + T_{m,n-1}^i + T_{m,n+1}^i) + (1-4r)T_{m,n}^i \quad (4.18)$$

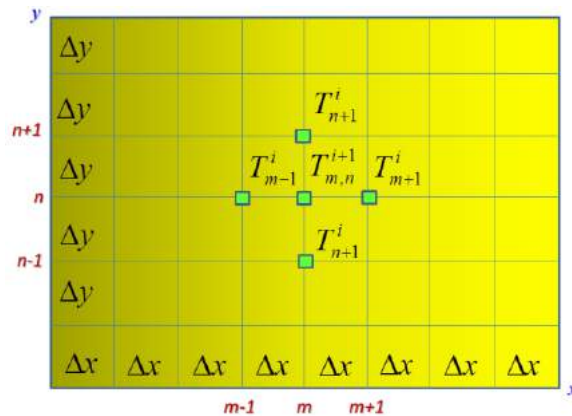


Figura 4.5. Rede retangular de malhas de dimensões $\Delta x = \Delta y$ em um nodo m, n . (Adaptado de OZISIC, 1990).

Onde $\Delta x = \Delta y$ e o critério de estabilidade estabelece que o coeficiente $(1-4r)$ da Equação 4.18 não deve ser negativo. Logo os valores de $r = \frac{\alpha \cdot \Delta t}{(\Delta x)^2}$ conduzem a:

$$0 < r < \frac{1}{4} \quad (4.19)$$

4.3.1.4. Efeitos Convectivos Bidimensionais nas Fronteiras

As equações de diferenças finitas desenvolvidas acima para os nodos nas fronteiras da placa unidimensional podem ser generalizadas facilmente para os problemas bidimensionais. Para ilustrar, consideremos o nodo T_0 na interseção de duas fronteiras convectivas conforme mostrado na Figura 4.6. A equação do balanço de energia no nodo é escrito como:

$$h_1 \frac{\Delta x}{2} (T_\infty - T_0^n) + h_2 \frac{\Delta x}{2} (T_\infty - T_0^n) + k \frac{\Delta x}{2} \frac{T_2^n - T_0^n}{\Delta x} + k \frac{\Delta x}{2} \frac{T_1^n - T_0^n}{\Delta x} = \rho \cdot c_p \left(\frac{\Delta x}{2} \right)^2 \frac{T_0^{n+1} - T_0^n}{\Delta t} \quad (4.20)$$

Resolvendo a Equação 4.20 em T_0^{n+1} , obtemos:

$$T_0^{n+1} = 2r \left[T_1^n + T_2^n + \frac{h_1 \cdot \Delta x}{k} \cdot T_\infty + \frac{h_2 \cdot \Delta x}{k} \cdot T_\infty \right] + \left[1 - 2r \left(2 + \frac{h_1 \cdot \Delta x}{k} + \frac{h_2 \cdot \Delta x}{k} \right) \right] T_0^n \quad (4.21)$$

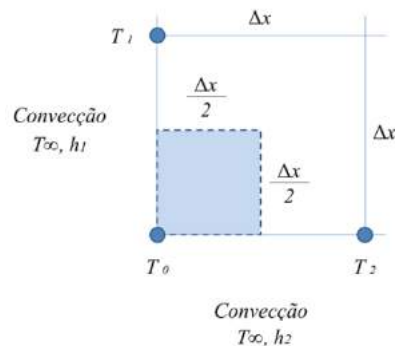


Figura 4.6. Duas frentes convectivas em um nodo. (Adaptado de OZISIC, 1990).

4.3.2. Determinação do Coeficiente de Convecção

4.3.2.1. Corrente Livre

O coeficiente de convecção forçada próximo da superfície pode ser calculado da analiticamente mediante o número de Nusselt para escoamentos de jatos colidentes:

$$Nu = \frac{h \cdot d}{k} \quad (4.22)$$

onde Nu é o número adimensional de Nusselt, h é o coeficiente de transferência de calor por convecção, k é a condutividade térmica da água na temperatura do ensaio e d é o diâmetro do bocal do jato de água.

A partir da configuração do ensaio (ASTM A 255-07) do diâmetro do bocal e da sua distância em relação ao corpo de prova, conforme a Figura 4.7 obtém-se as seguintes relações:

$$\frac{H}{d} = 1 \quad (4.23)$$

$$0 < \frac{r}{d} < 14 \quad (4.24)$$

sendo H a distância do bocal entre o bocal do jato de água e r o raio de parede onde o jato colide.

É necessário calcular o número de Reynolds Re_d na saída do bocal. De esta forma tem-se:

$$Re_d = \frac{V \cdot d}{\nu} \quad (4.25)$$

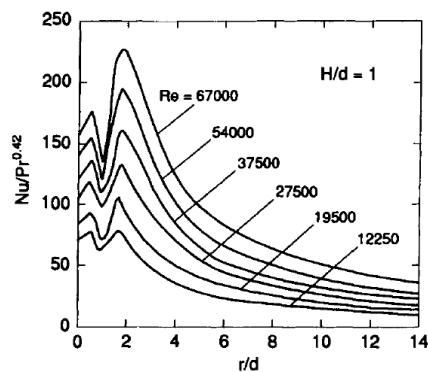


Figura 4.7. Efeito do Número de Reynolds local para jatos colidentes na relação $Nu/Pr^{0,42}$ para um parâmetro $H/d=1$. (MARTIN, 1977).

MARTIN H. (1977) apresentou uma correlação empírica entre o número de Nusselt Nu , o número de Prandtl Pr e o número de Reynolds Re_d de forma local para um jato colidente sobre uma superfície plana. Tal correlação se apresenta da seguinte forma:

$$\overline{Nu}_d = \frac{\overline{h} d}{k} = G\left(\frac{r}{d}, \frac{H}{d}\right) \cdot F_1(Re_d) \cdot Pr^{0,42} \quad (4.26)$$

onde:

$$F_1 = 2Re_d^{1/2} \left(1 + 0,005 Re_d^{0,55}\right)^{1/2} \quad (4.27)$$

Utilizando uma relação empírica entre o número de Nusselt e o número de Prandtl ($Nu/Pr^{0,42}$) mostrado na Figura 4.7 pode-se ser calculado o coeficiente de transferência de calor \overline{h} médio a partir da Equação 4.26.

4.3.3. Outras Aplicações: Geometrias Complexas

O M.D.F. desenvolve-se melhor em peças de geometrias simples (seções quadradas, ou retangulares. Isto deve-se a que o M.D.F. trabalha com malhas de elementos de diferenças finitas regulares. Consequentemente, isto traz para as aplicações deste método em geometrias de contornos irregulares um elevado erro de simulação numérica conforme pode ser visto na Figura 4.8.

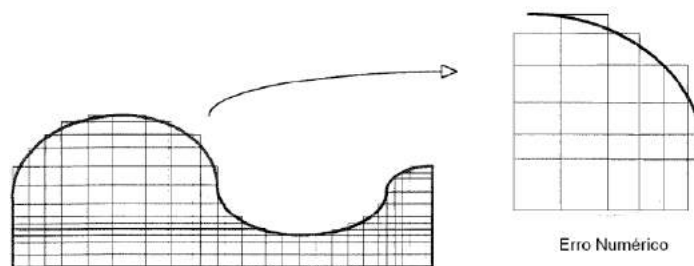


Figura 4.8. Corpo físico mapeado pelo M.D.F. mostrando o erro numérico nos contornos irregulares. (SPIM, 1997).

Para SPIM (1997) uma analogia do M.D.F. a sistemas térmicos com redes elétricas passivas (formada de resistores e capacitores) adapta uma flexibilidade em termos de manipulação das malhas nodais, permitindo uma reestruturação destas a nível de mapeamento total de um sistema físico com contornos complexos, aumentando assim a precisão numérica do mesmo. A Figura 4.9 mostra um exemplo de acomodação da malha modificada para o contorno do corpo físico apresentado na Figura 4.8.

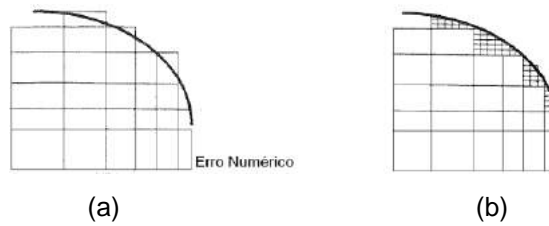


Figura 4.9. Corpo físico mapeado pelo M.D.F. mostrando o erro numérico nos contornos irregulares. (SPIM, 1997).

Como pode ser observada na Figura 4.9 a modificação na malha convencional reduzida nos contornos da peça permite um mapeamento mais exato nesta região do corpo complexo. Entretanto com o M.D.F. convencional, tal modificação equivale a uma dificuldade de manipulação numérica, devido a área de passagem do fluxo térmico entre os elementos da malha grossa com os elementos da malha fina, serem diferentes. A teoria elétrica simplifica este problema através de um acoplamento único entre resistores de dimensões distintas. Por exemplo, na Figura 4.10 se apresenta um elemento de malha grossa acoplado a três elementos interfaciais da malha fina no M.D.F.

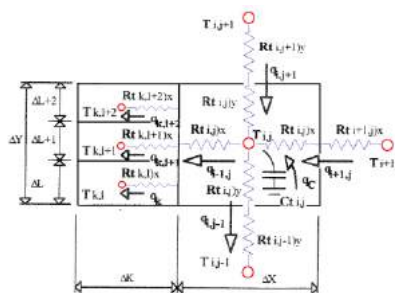


Figura 4.10. Representação de malha nodal com acoplamento entre malha fina e malha grossa. (Adaptado de SPIM, 1997).

5. MATERIAIS E MÉTODOS

Conforme aos objetivos propostos, a continuação se apresenta os materiais, as metodologias, uso de equipamentos, procedimentos e análises que foram realizados no desenvolvimento do trabalho.

5.1. Aços Empregados no Ensaio

Foram empregadas barras redondas de aço SAE 1060 e SAE 52100.

5.1.1. Condição das Amostras

A Figura 5.1 mostra a microestrutura do material como recebido. Em (a), a microestrutura do SAE 1060. Observa-se ferrita livre (áreas claras) e perlita (áreas escuras) em maior proporção. Em (b), a microestrutura do SAE 52100. Observa-se uma fina rede de cementita nos contornos de grão perlíticos.

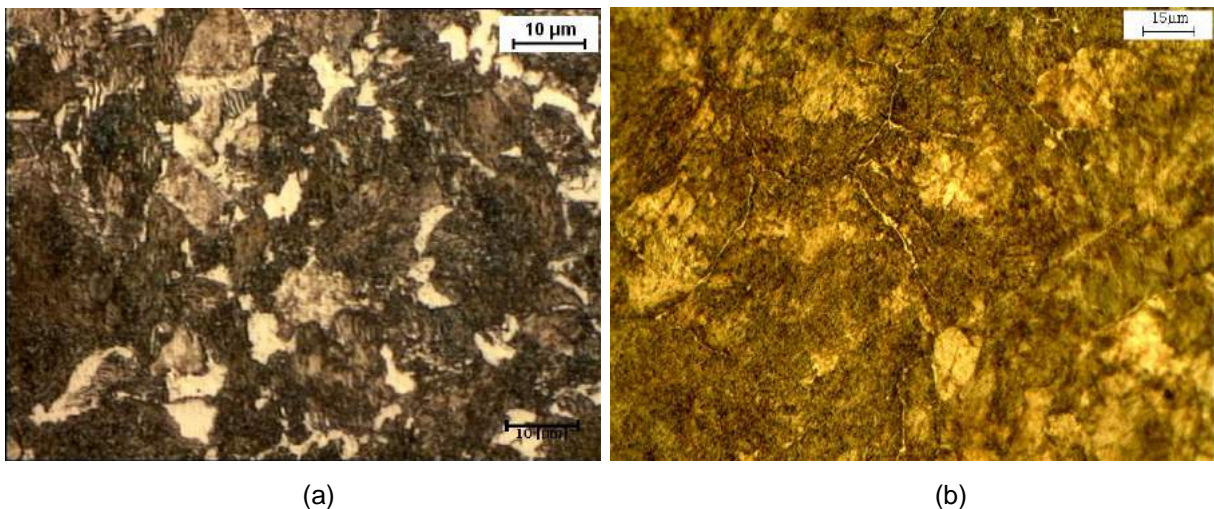


Figura 5.1. Microestrutura dos aços na condição de conformação a quente. Em (a), o SAE 1060. Em (b), o SAE 52100. Ataque: Nital 3%.

A análise para a determinação da composição química quantitativa global dos aços em questão (Espectrometria de Emissão Óptica) apresentou os seguintes elementos químicos mostrados na Tabela 5.1 e 5.2.

Tabela 5.1. Composição Química do SAE 1060 (Elemento restante: Fe)

%C	%Si	%Mn	%P	%S	%Cr	%Mo	%Ni	%Al
0,59	0,22	0,74	0,012	0,008	0,17	0,022	0,12	0,033
%Co	%Cu	%Nb	%Ti	%V	%W	%Pb	%Sn	%B
<0,01	0,20	0,001	<0,001	<0,001	0,01	<0,002	0,003	<0,0001

Tabela 5.2. Composição Química do SAE 52100 (Elemento restante: Fe)

%C	%Si	%Mn	%P	%S	%Cr	%Mo	%Ni	%Al
1,00	0,23	0,30	0,017	0,012	1,41	0,01	0,06	0,04
%Co	%Cu	%W	%Ti	%V	%B	%Pb	%Sn	%As
0,012	0,388	0,005	0,001	0,002	0,0004	<0,001	0,015	<0,001

5.1.2. Equipamentos e Implementos

Para a realização dos ensaios de temperabilidade Jominy foram utilizados os seguintes equipamentos e insumos:

- Forno Resistivo.
- Sistema de Aquisição de Dados
- Termopares Tipo K com revestimento em aço inoxidável 316
- Dispositivo para Ensaio Jominy
- Isolamentos refratários

Para minimizar o efeito de decarbonetação superficial do corpo de prova durante a temperatura de encharque, injetou-se argônio na câmara do forno como atmosfera protetora. As Figuras 5.2, e 5.3 mostram os equipamentos e implementos utilizados durante os ensaios de temperabilidade. Para a análise metalográfica foram utilizados os seguintes equipamentos e insumos:

- Microscópio Óptico com sistema de aquisição de imagens.
- Politriz rotativa e panos
- Lixadora rotativa e lixas #220, #320, #400, #600 e #1200.
- Alumina de 1 μ m e 0,25 μ m.
- Álcool.
- Reagente para ataque químico (Nital 3%) a base de 97% de álcool etílico e 3% de ácido nítrico.
- Soprador de ar quente para secagem após ataque químico.

Para os ensaios de dureza foram utilizados os seguintes equipamentos:

- Durômetro Rockwell
- Microdurômetro Vickers.

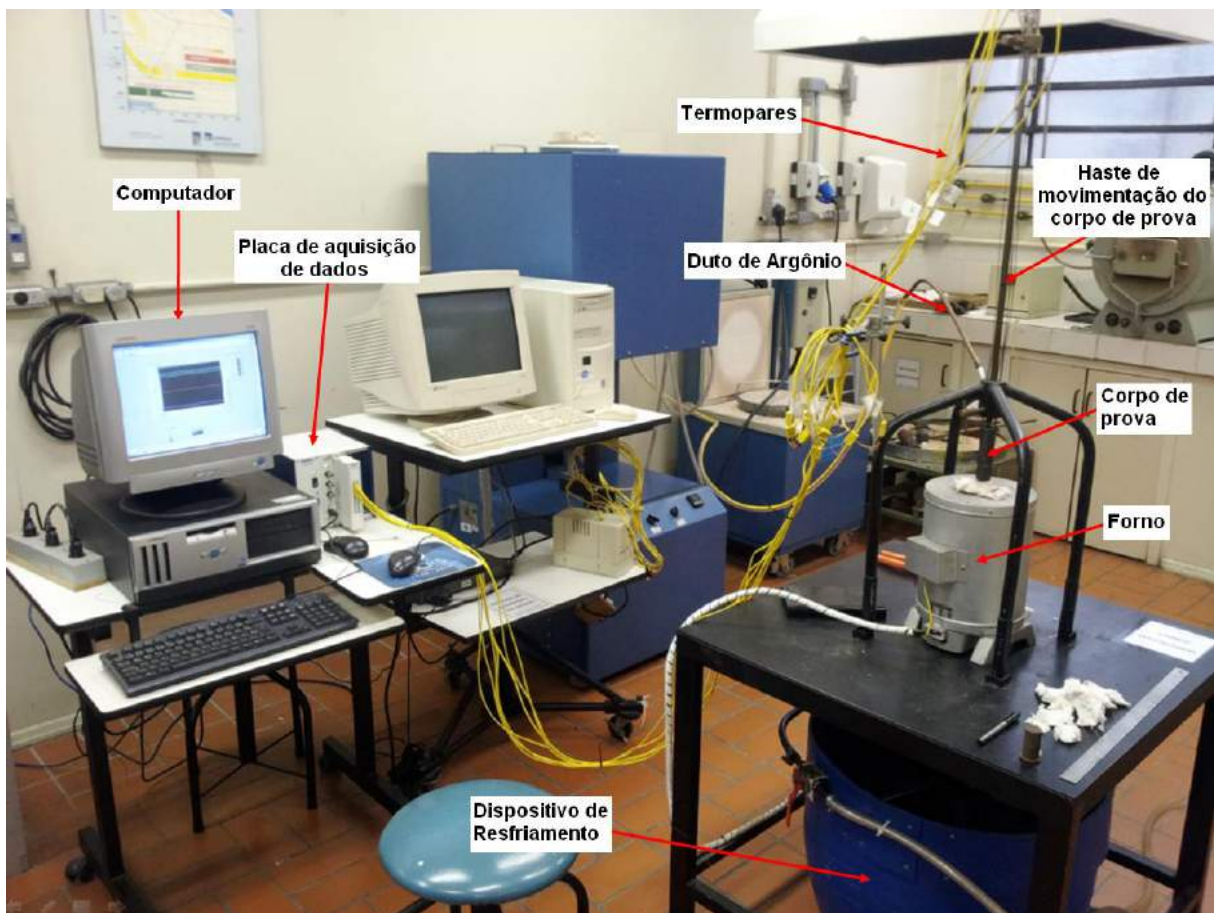


Figura 5.2. Detalhes do arranjo do ensaio instrumentado (LAMETT – PUCRS).

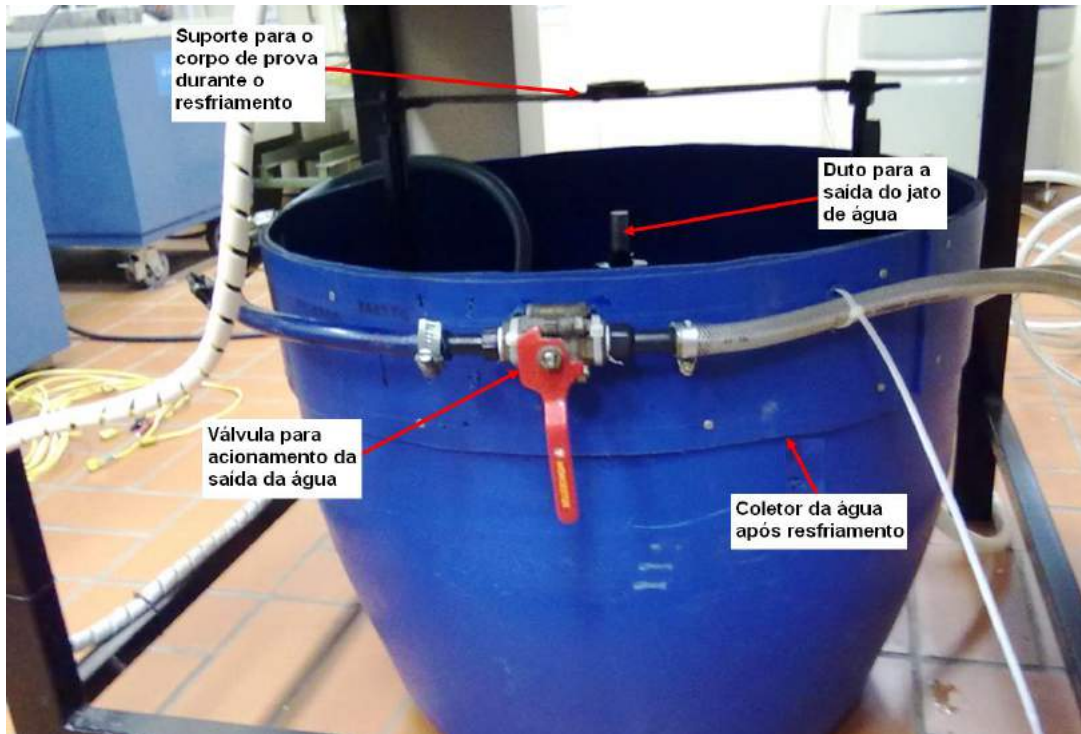


Figura 5.3. Dispositivo de resfriamento (LAMETT – PUCRS).

5.2. Procedimentos

O fluxograma apresentado na Figura 5.4 mostra os procedimentos experimentais aplicados aos corpos de prova e o tratamento dos resultados.

5.2.1. Aplicativo Computacional de Ensaio Jominy

Foi desenvolvido um aplicativo computacional que realiza a simulação do resfriamento do corpo de prova usando linguagem de programação gráfica em LabVIEW[®] 2013. As equações de transferência de calor desenvolvidas pelo método explícito pelo Método de Diferenças Finitas foram inseridas nas rotinas para gerar as curvas de resfriamento.

Na Figura 5.5 mostra-se o fluxograma de simulação térmica do Ensaio Jominy na forma de um aplicativo. Devem ser inseridos dados de entrada como as condições iniciais e de contorno, ou seja, a temperatura de austenitização,

temperatura da água e do ar, coeficientes de transferência de calor e propriedades termofísicas.

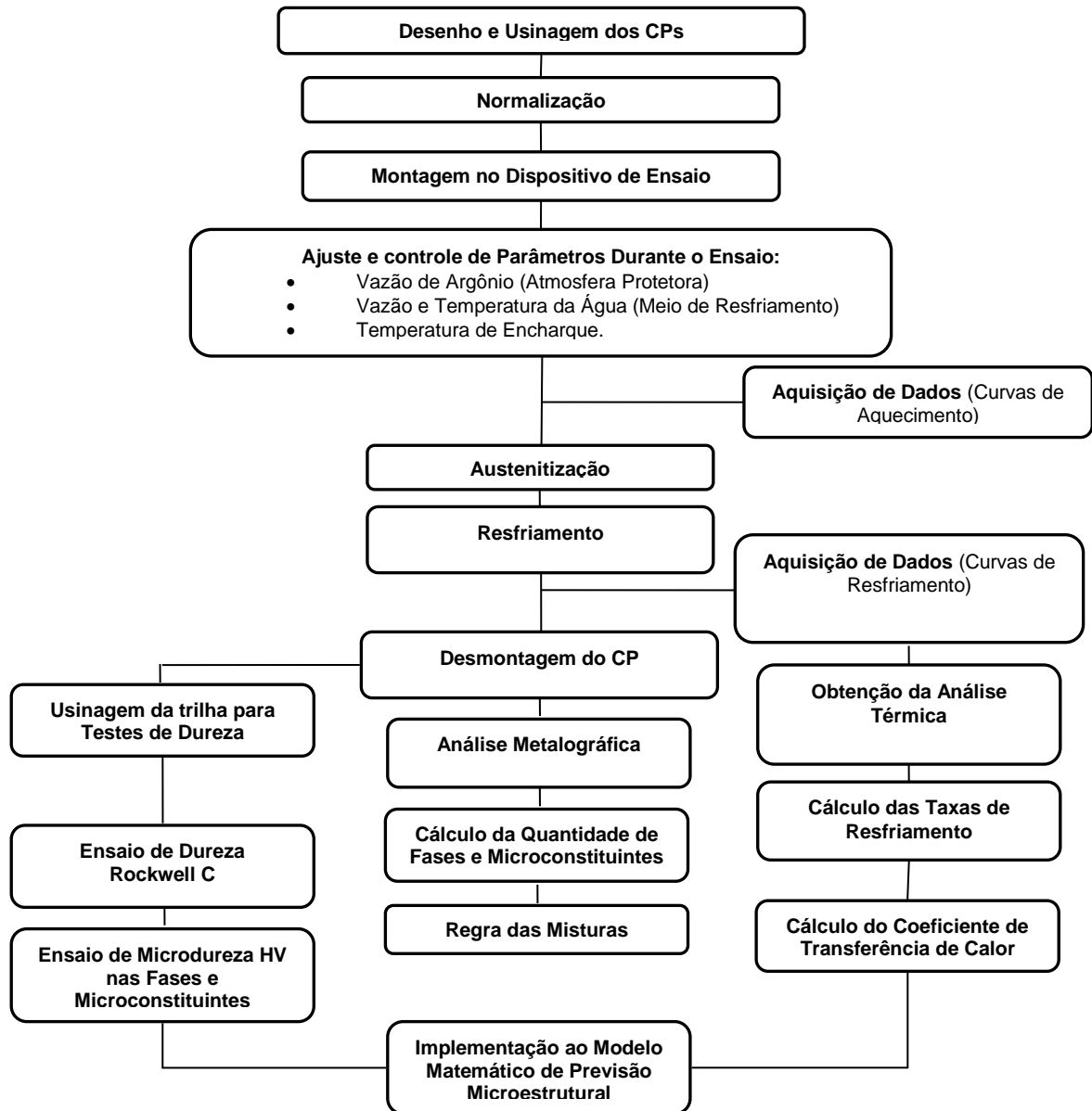


Figura 5.4. Fluxograma dos ensaios aplicados aos corpos de prova.

A Figura 5.6 mostra a tela de início para ingressar ao programa. Na Figura 5.7 se mostra a sequência para ingressar as propriedades termofísicas do material e a elaboração da malha em diferenças finitas. Mostra-se também na Figura 5.8 a tela onde se apresentam as curvas de resfriamento, e também um bloco da estrutura do algoritmo gráfico utilizado para a simulação conforme a Figura 5.9.

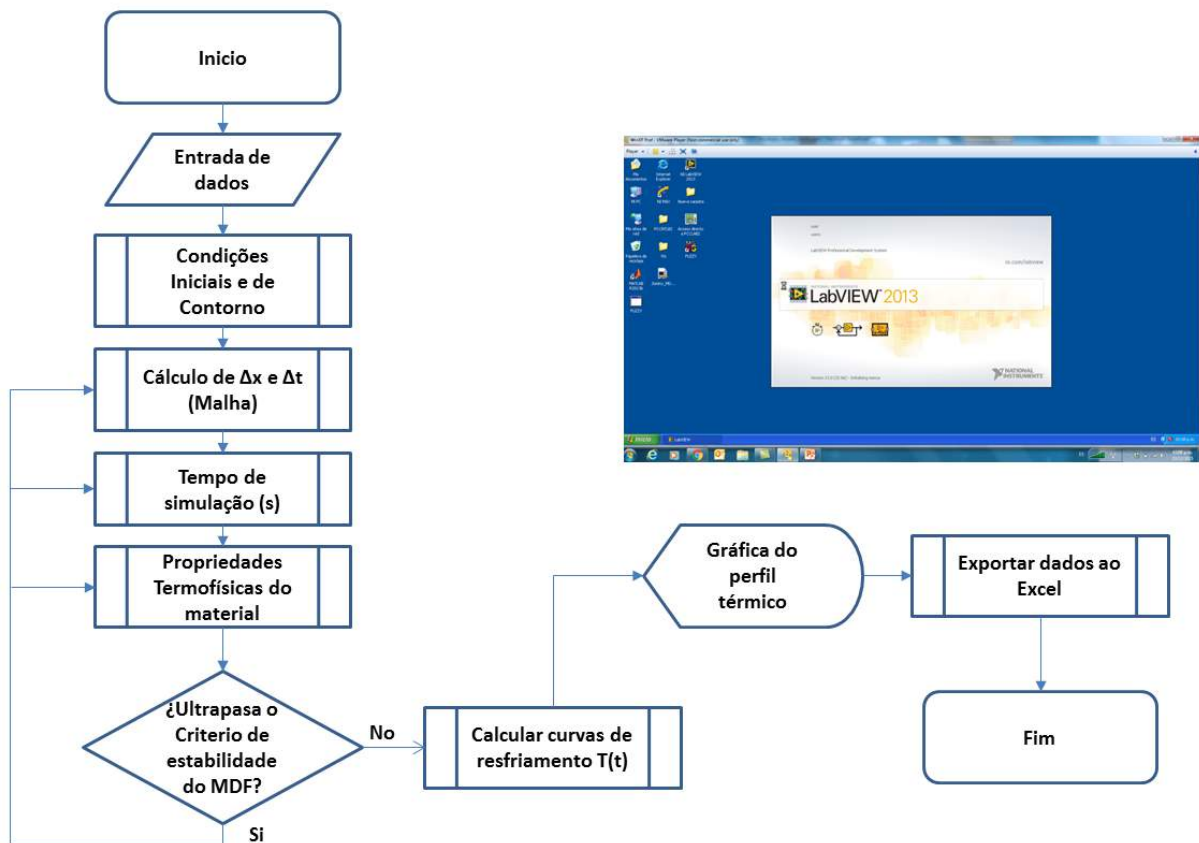


Figura 5.5. Fluxograma de rotinas para simulação de Ensaio Jominy.

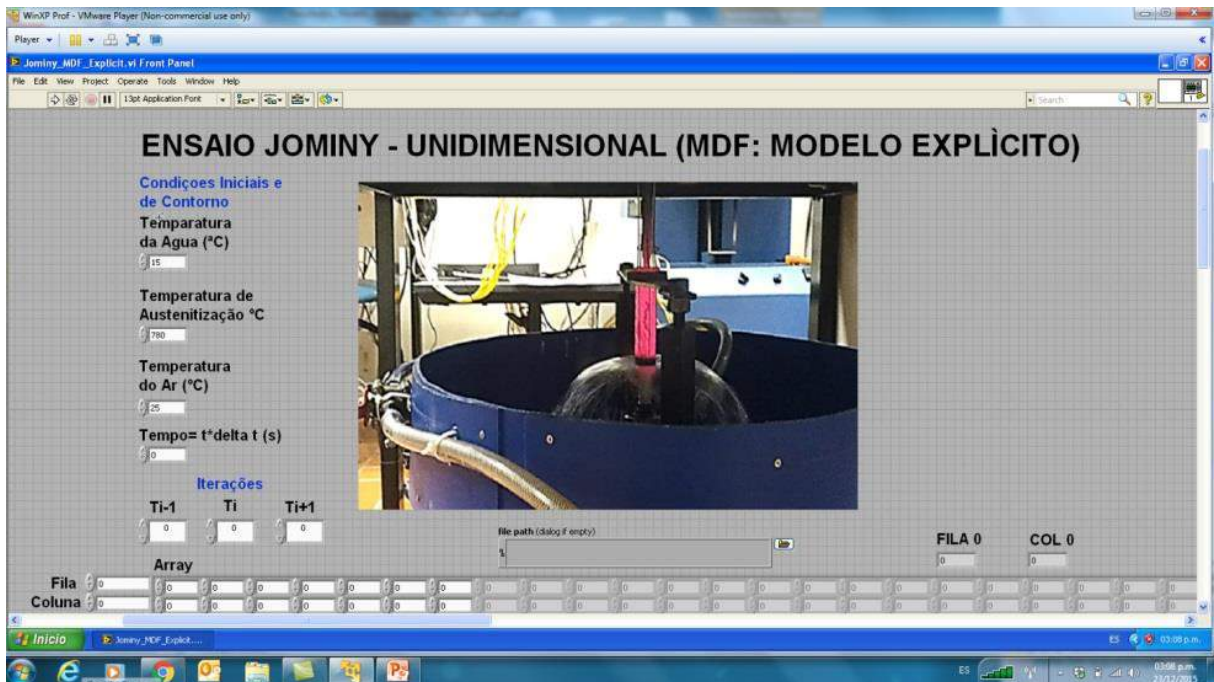


Figura 5.6. Tela de entrada ao aplicativo de simulação de resfriamento. Devem-se ingressar as condições iniciais e de contorno.

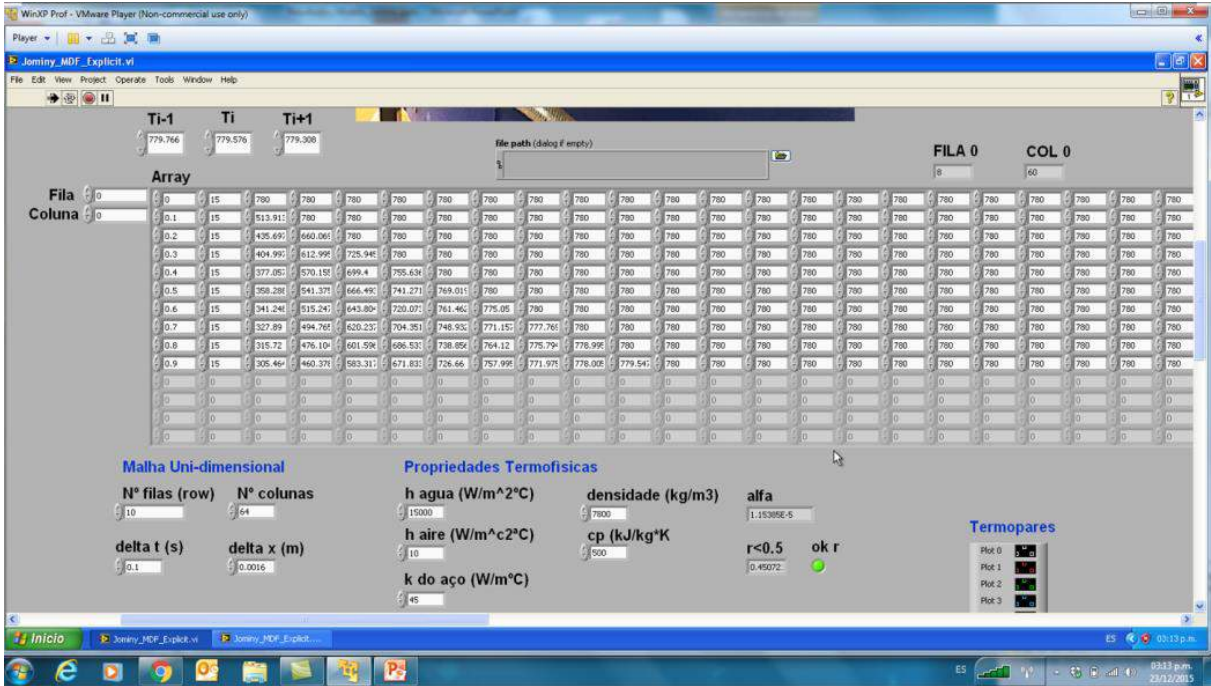


Figura 5.7. Tela de entrada de dados termofísicos e elaboração de malha unidimensional.

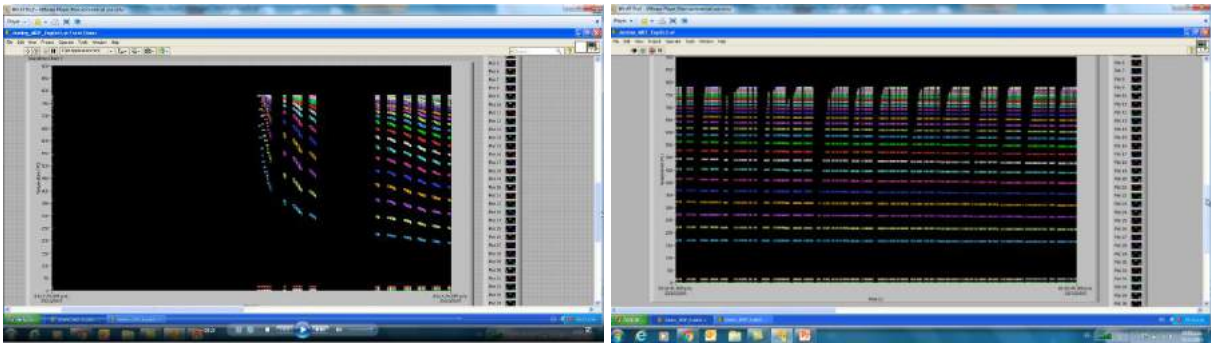


Figura 5.8. Telas de simulação de curvas de resfriamento durante o Ensaio Jominy.

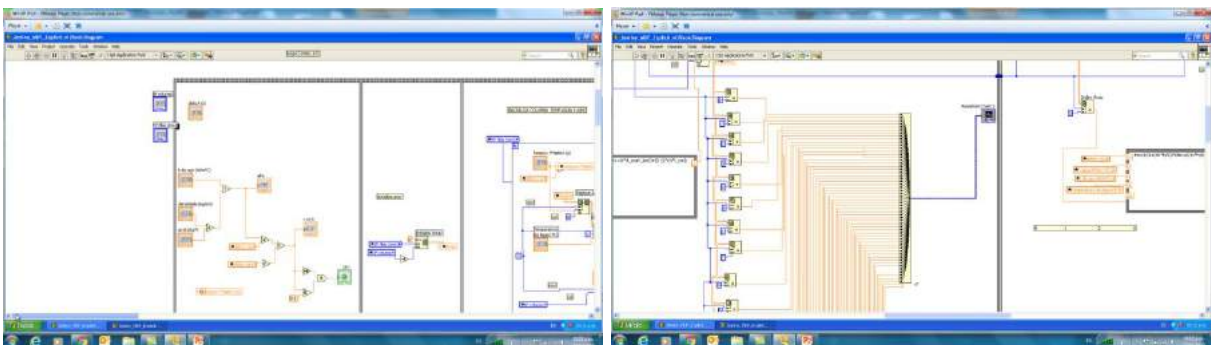


Figura 5.9. Telas de algoritmos de programação gráfica do LabVIEW® 2013.

5.2.2. Projeto, Desenho e Usinagem do Corpo de Prova

Com o intuito de monitorar as temperaturas ao longo de uma parte do corpo de prova, procedeu-se a instrumentá-lo com o auxílio de termopares tipo K com bainha de aço inoxidável AISI 316. Para tal efeito, o corpo de prova deverá possuir furos com um diâmetro suficiente para alojar os termopares durante o ensaio. Outro aspecto levado em consideração refere-se à facilidade de movimentação do corpo de prova no momento do resfriamento, visando que os termopares não fossem obstáculos no percurso entre o forno e o encaixe no dispositivo de resfriamento. Considerando estas exigências foi projetado um corpo de prova Jominy, seguindo as dimensões da Norma ASTM A 255-07 com o design mostrado na Figura 5.10.

A quantidade de furos corresponde ao número de termopares usados no ensaio (foram seis furos em total). Foi adotado um diâmetro interno de 1.7 mm na usinagem dos furos. As distâncias entre estes foram contadas a partir da extremidade de resfriamento (1.6 mm, 3.2 mm, 4.8 mm, 6.4 mm, 9.6 mm e 12.7 mm). Foi usinado na superfície oposta a ser resfriada um furo com rosca M8 para a colocação de uma haste de aço inoxidável para movimentar o corpo de prova, ou seja, desde sua colocação no forno até o encaixe no dispositivo de resfriamento. Após a modelagem, elaborou-se o desenho para sua posterior usinagem. As Figuras 5.11 e 5.12 mostram o esquema de desenho e os corpos de prova Jominy usinados.

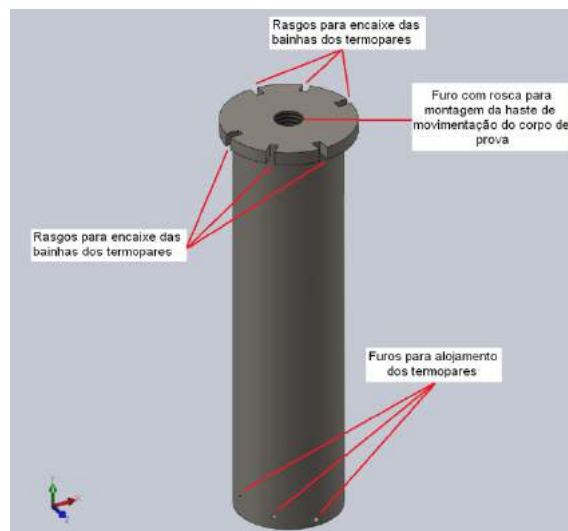


Figura 5.10. Projeto em CAD do corpo de prova.

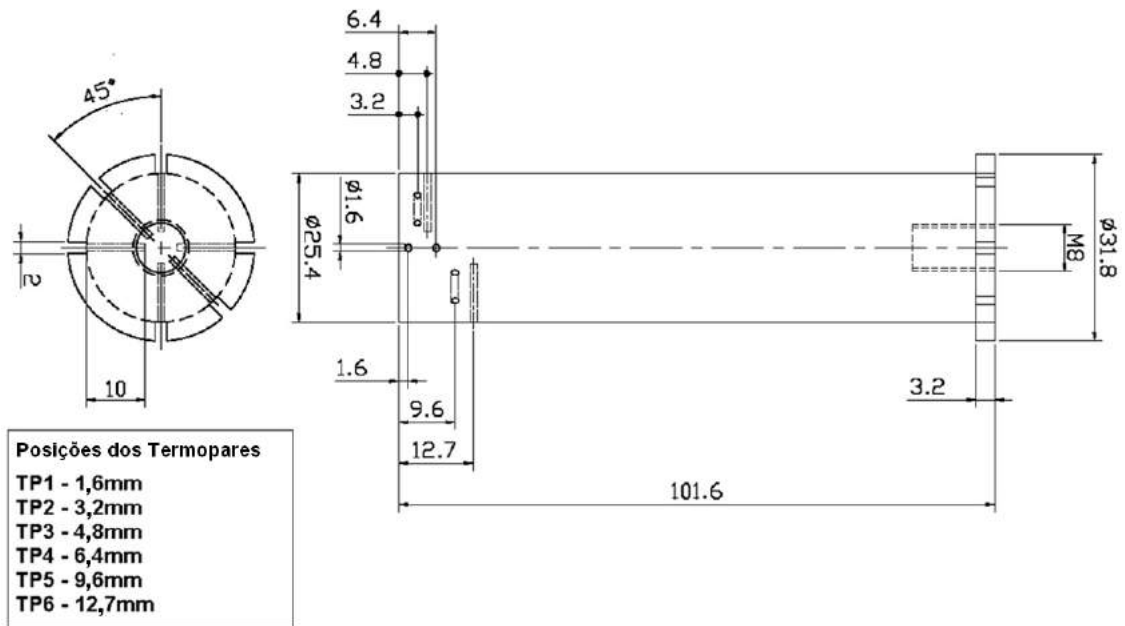


Figura 5.11. Desenho do corpo de prova para efeitos de instrumentação.

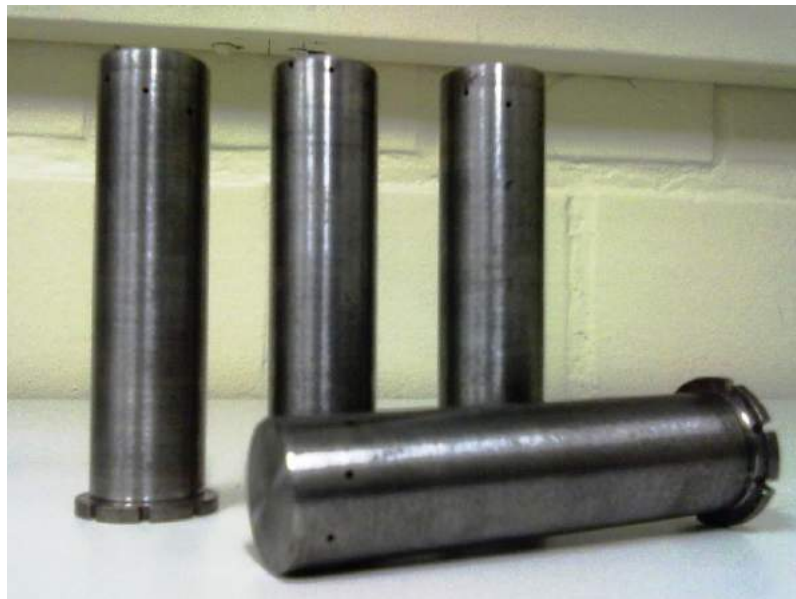


Figura 5.12. Corpos de prova usinados.

5.2.3. Normalização

As amostras foram normalizadas num forno tipo mufla (Figura 5.13(a)) durante 1 hora e resfriadas ao ar. Para o SAE 1060 foi adotada uma temperatura de 810°C. Para o SAE 52100 foi adotada uma temperatura de 820°C. Devido à

configuração do forno, para este tratamento utilizou-se carvão vegetal como atmosfera protetora para minimizar os efeitos da descarbonetação superficial dos corpos de prova. O resfriamento foi feito ao ar (Figura 5.13(b)).

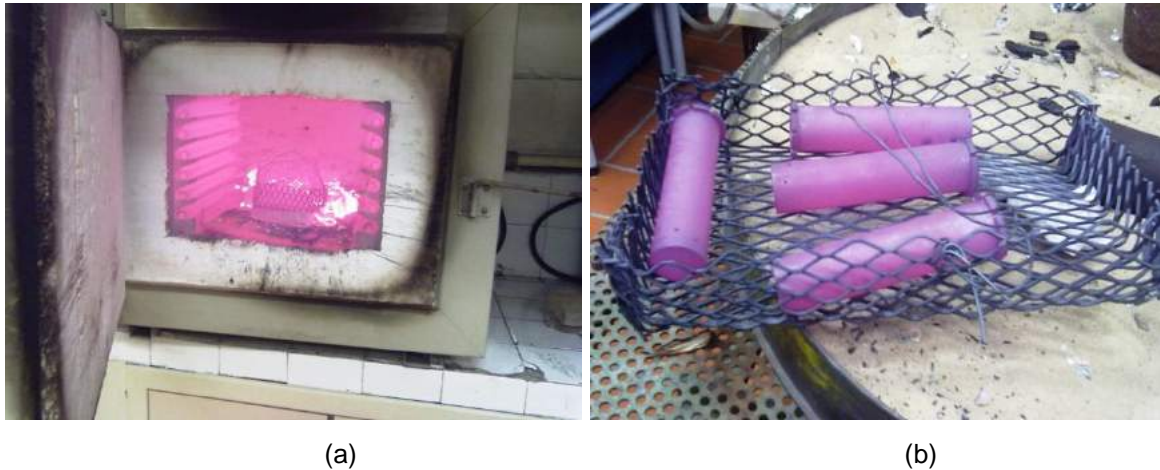


Figura 5.13. Tratamento térmico de normalização. Em (a), o Forno tipo mufla. Em (b), as amostras em resfriamento ao ar. (LAMETT – PUCRS).

5.2.4. Montagem no Dispositivo de Ensaio

Após a normalização dos corpos de prova, procedeu-se à sua montagem para o início do ensaio. Os termopares foram inseridos nos furos usinados e também a haste de movimentação foi parafusada à cabeça da proveta. Adotou-se uma denominação para cada termopar e furo a partir da extremidade, conforme foi esquematizado na Figura 5.11.

A entrada e saída do forno foram isoladas com mantas refratárias e o forno foi aquecido. Uma vez que o forno atingiu a temperatura de encharque, procedeu-se a deslocar em forma vertical e descendente a haste de movimentação para inserir o corpo de prova dentro do forno. Novamente, a entrada e saída do forno foram isoladas com as mantas.

5.2.5. Ajuste e Controle de Parâmetros durante o Ensaio

Utilizou-se como atmosfera protetora um gás inerte (argônio) para minimizar os efeitos da descarbonetação no corpo de prova. A vazão dentro da câmara do forno durante o aquecimento foi estabelecida em 6 litros por minuto. A temperatura da água nos dias de ensaio foi aproximadamente 12°C. Foi ajustada a altura do jato de água conforme foi descrito pela norma ASTM A255-07 nas seções anteriores.

5.2.6. Austenitização

Com o intuito de estudar os efeitos da temperatura de austenitização na temperabilidade, foram escolhidas 03 temperaturas de austenitização para cada amostra seguindo a seguinte metodologia:

Para o aço SAE 1060:

20°C acima da temperatura A_{c3}

70°C acima da temperatura A_{c3}

120°C acima da temperatura A_{c3}

Com os resultados da análise química do material via Espectrometria de Emissão Óptica (Optical Emission Spectrometer - OES), procedeu-se ao cálculo da temperatura crítica de transformação A_{c3} utilizando uma equação empírica da literatura (ASM HANDBOOK, 1990).

$$A_{c3} = 910 - 203\sqrt{\%C} - 15.2Ni + 44.7Si + 104V + 31.5Mo + 13.1W$$

$$A_{c3} = 760^{\circ}C \quad (5.1)$$

Então, as temperaturas estabelecidas para austenitização do SAE 1060 foram: 780°C, 830°C e 880°C.

Para o SAE 52100 existe na literatura (ASM HANDBOOK, 1990) uma temperatura sugerida na faixa de 770°C. Logo, as temperaturas estabelecidas para

este aço foram: 790°C, 840°C e 890°C. O tempo de encharque para os dois aços foi de 30 minutos como é mencionado na revisão da norma ASTM A255 -07 (Anexos).

5.2.7. Resfriamento

Após da austenitização do corpo de prova procedeu-se ao seu resfriamento, considerando um intervalo de 5 segundos para colocá-lo no dispositivo de resfriamento e abertura da válvula para a saída da água. O tempo de resfriamento foi de 600 segundos. A Figura 5.14 mostra o corpo de prova durante o resfriamento.

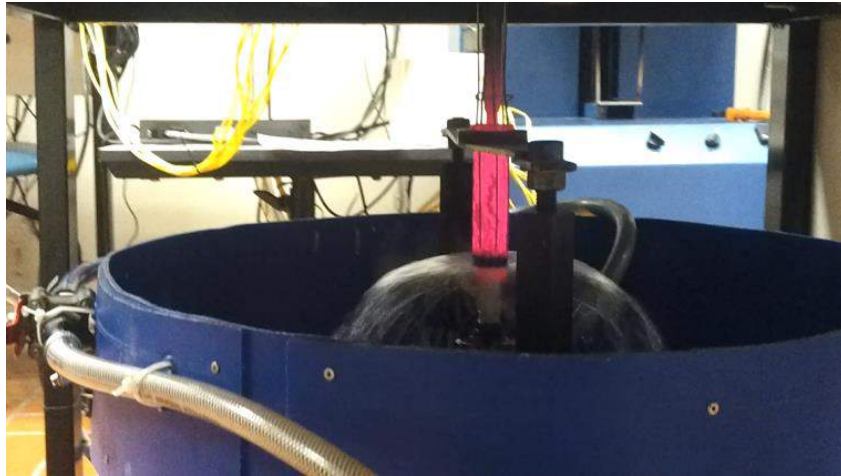


Figura 5.14. Etapa de resfriamento do corpo de prova. (LAMETT – PUCRS).

5.2.8. Desmontagem

Concluído o resfriamento, foram retirados do corpo de prova a haste e os termopares. Cada corpo de prova foi identificado para sua posterior análise.

5.2.9. Usinagem das Pistas Laterais

Conforme a norma vista nos anexos, foram retificadas no corpo de prova duas pistas laterais opostas entre si a 180° com uma profundidade de 0,4 mm para a realização das medições de dureza.

5.2.10. Análise de Dureza

Foram dois tipos de análise realizada nas amostras: Rockwell C com carga de 150 kgf, para a obtenção do perfil de dureza Jominy, e Microdureza Vickers nas fases presentes da microestrutura. Observou-se na realização dos ensaios as normas pertinentes, (ASTM E 82-03, ASTM 384-08). As distâncias entre cada penetração no corpo de prova durante o ensaio Rockwell C foram de 1,59 mm segundo a norma do ensaio ou 1/16 de polegada a partir da extremidade temperada, totalizando 42 pontos de medição. A análise de microdureza Vickers foi realizada para medir durezas pontuais nas fases e microconstituintes. Estas foram efetuadas com cargas de 300 gf, 200gf e 25gf com tempo de aplicação de 15 segundos. As Figuras 5.15 e 5.16 mostram os durômetros utilizados nos ensaios.



Figura 5.15. Ensaio de Dureza HRC em corpo de prova retificado (LAMETT – PUCRS).



Figura 5.16. Microdurômetro para ensaio Vickers (CEPAC- PUCRS).

5.2.11. Análise Metalográfica e a Regra das Misturas

Não foram realizados nenhum tipo de embutimentos nas amostras. As áreas escolhidas para observação foram sobre as pistas retificadas para ensaios de dureza nas posições adotadas como TP1, TP2, TP3, TP4, TP5 e TP6 onde foram colocados os termopares. As amostras foram preparadas segundo procedimentos padrões das normas pertinentes (ASTM E 3-95 e ASTM E 407) isto é: lixamento (granulometrias #220, #320, #400, #600 e #1200), polimento (alumina 1 μm e 0,25 μm) e ataque químico recomendado para microscopia ótica (MO). Para revelar a microestrutura foi utilizado o reagente Nital (3%).

A Regra das Misturas é uma ferramenta numérica que calcula a dureza global da microestrutura em função da quantidade de fases o microconstituintes e a micro dureza pontual obtida no microdurômetro Vickers. Utiliza-se a seguinte equação:

$$HV = (\% Fase_1 \cdot HV_1) + (\% Fase_2 \cdot HV_2) \quad (5.2)$$

A Figura 5.17 mostra a metalografia de um aço hipoeutetoide. Observam-se áreas claras de ferrita livre e áreas escuras de perlita. Assumindo 60% de ferrita e uma dureza pontual de 90 HV, com 40% de perlita e uma dureza pontual de 200 HV, aplicando a Equação 5.2 tem-se:

$$HV = (0,60 \cdot 90) + (0,40 \cdot 200) = 134$$

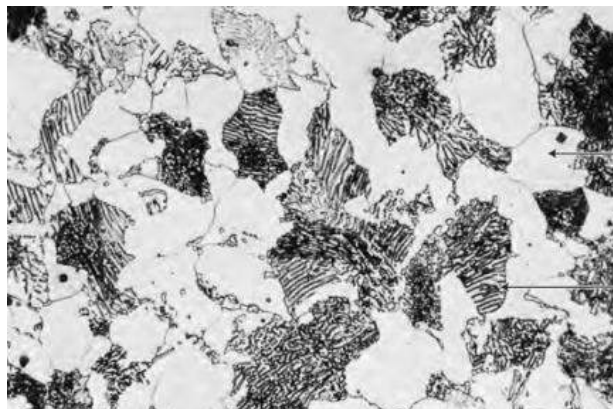


Figura 5.17. Aço hipoeutetoide (CALLISTER, 2009).

Após o ataque químico, as amostras foram lavadas em água destilada e secas com o auxílio de um soprador de ar quente. O procedimento foi realizado em capela com exaustão e analisadas em bancada metalográfica. (Figura 5.18).



Figura 5.18. Bancada metalográfica (LAMETT – PUCRS).

Com as metalografias obtidas nos corpos de prova, procede-se a binarizar as imagens no aplicativo metalográfico ImProLab®. Obtém-se as quantidades de áreas claras e áreas escuras para poder aplicar a Regra das Misturas com os dados obtidos nos ensaios de microdureza Vickers.

A Figura 5.19 mostra o tratamento de uma imagem binarizada para obter as quantidades de fases presentes na microestrutura e posteriormente poder aplicar a Regra das Misturas.

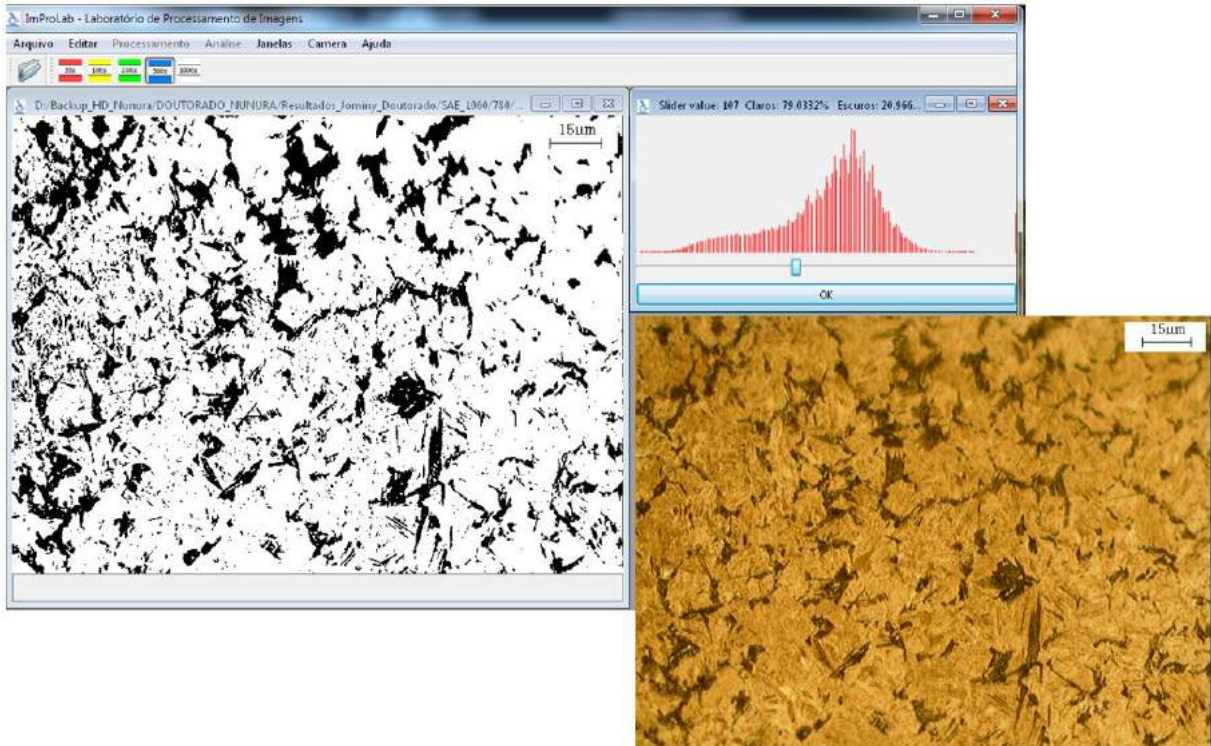


Figura 5.19. Metalografia binarizada em áreas claras (79,03%) e escuras (20,96%).

5.3. Determinação do Coeficiente de Convecção Forçada no Jato de Água

Segundo a norma do ensaio, a distância do bocal de água em relação ao corpo de prova deve ser de 12,7 mm. O diâmetro do mesmo deve ser de 12,7 mm. Usando a equação 4.25 e 4.26 tem-se:

$$\frac{H}{d} = \frac{0,0127m}{0,0127m} = 1 \quad (5.3)$$

$$\frac{r}{d} = \frac{0,00635m}{0,0127m} = 0,5 \quad (5.4)$$

Com um medidor de fluxo mediu-se a vazão da água durante o ensaio. Foi medida a velocidade V da água em $2,38m/s$ e uma viscosidade cinemática ν de $1,15 \cdot 10^{-6} m^2/s$. ÇENGEL (2012). A temperatura da água no instante do ensaio foi de $15^\circ C$. A Figura 5.20 mostra o medidor de fluxo instalado no dispositivo de resfriamento Jominy.



Figura 5.20. Medidor de fluxo instalado no dispositivo de resfriamento.

Calculando o valor de Reynolds tem-se:

$$Re_d = \frac{V \cdot d}{\nu} = 26294 \quad (5.5)$$

Com o número de Reynolds usando a Figura 5.21 obtém-se a relação $Nu/Pr^{0.42}$. (Aproximadamente 120) para uma relação $H/d = 1$. O número de Prandtl obtém-se das propriedades da água saturada a 15°C em 8,09 (ÇENGEL, 2012). Assim, encontra-se um valor de Nusselt de 344,16.

Desta forma usando a Equação 4.28 se calcula o coeficiente de convecção médio \bar{h} para o ensaio Jominy na zona de estagnação conforme mostrado na Figura 3.28. Este valor foi calculado no valor aproximado de $14000 \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ\text{C}}$.

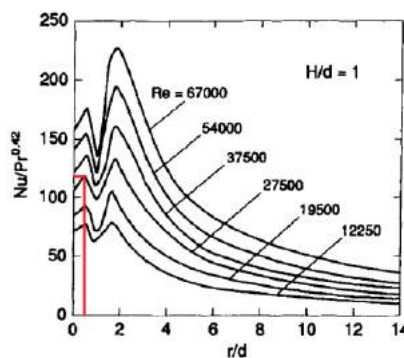


Figura 5.21. Método gráfico para calcular o número de Nusselt durante o ensaio (Adaptado de MARTIN, 1977).

5.4. Resolução do Problema Unidimensional de Transferência de Calor

A Figura 5.22 apresenta a formulação do ensaio Jominy na condição unidimensional usando o método de diferenças finitas tomando as condições iniciais e de contorno como temperatura da água e do ar na extremidade oposta ao jato de resfriamento. Para não invalidar o critério de estabilidade do método foi adotado um intervalo de tempo de 0,01 segundos ($r = 0,451$). Assume-se um coeficiente de transferência de calor por convecção na ordem de $15000 \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C}$ que se aproxima do valor obtido na Equação 4.28 e do valor encontrado por LE MASSON et. al. [2002]. Na extremidade oposta, o mesmo autor apresenta um valor de $10 \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C}$.

A malha para realizar a simulação unidimensional foi construída com um espaçamento nodal de 1,6 mm, pois as curvas de resfriamento serão simuladas nesse valor de Δx (as medidas de dureza no corpo de prova foram realizadas com esse valor de separação entre cada penetração) para sua posterior correlação com as curvas CCT dos aços ensaiados e dos valores de dureza. Como o corpo de prova tem um comprimento de 101,6 mm (4 polegadas), obtém-se um total de 64 nodos utilizando o valor de Δx mencionado. As propriedades termofísicas dos aços simulados podem ser conferidas nos anexos deste trabalho.

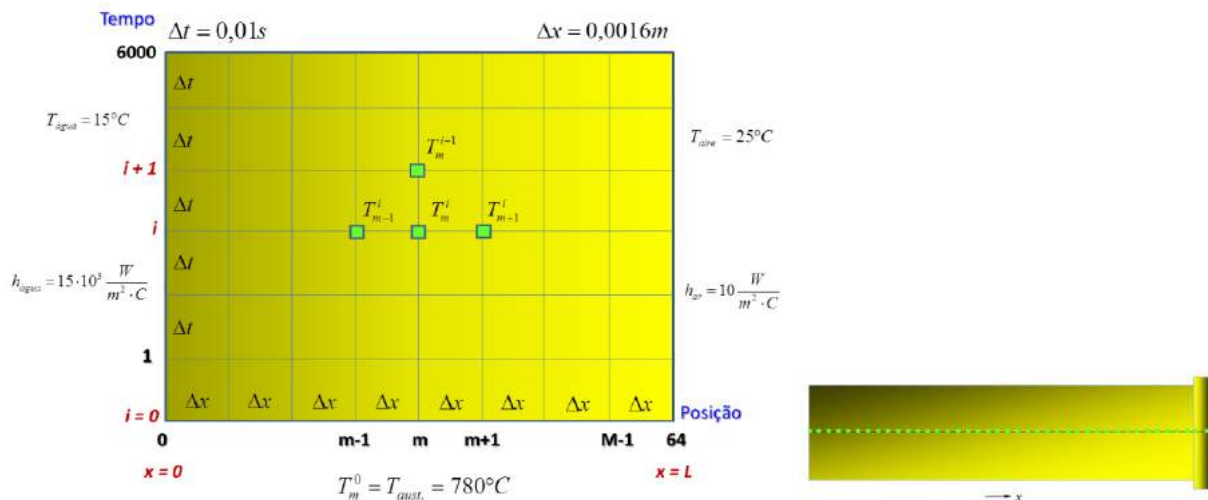


Figura 5.22. Formulação da condição unidimensional no corpo de prova durante o Ensaio Jominy.

Usam-se as condições iniciais e de contorno no método de diferenças finitas.

5.5. Resolução do Problema Bidimensional de Transferência de Calor

Usando as expressões da seção 4.3.1.3 o problema pode ser abordado usando quatro tipos de fronteiras convectivas conforme se mostra na Figura 5.23.

Apresenta-se a formulação do ensaio Jominy na condição bidimensional usando o método de diferenças finitas tomando as mesmas condições iniciais e de contorno da condição unidimensional, assim como o espaçamento nodal e intervalo de tempo. Nas fronteiras 1 e 3 da Figura 5.23 calcula-se o régime transiente usando as Equações 4.11 e 4.13. Nas fronteiras 2 e 4 calcula-se a transferência de calor transiente usando as Equação 4.21. Apresenta-se também a malha bidimensional de condução de calor onde calcula-se o perfil térmico dependente do tempo usando a Equação 4.18. As propriedades termofísicas dos aços simulados podem ser conferidas nos anexos deste trabalho.

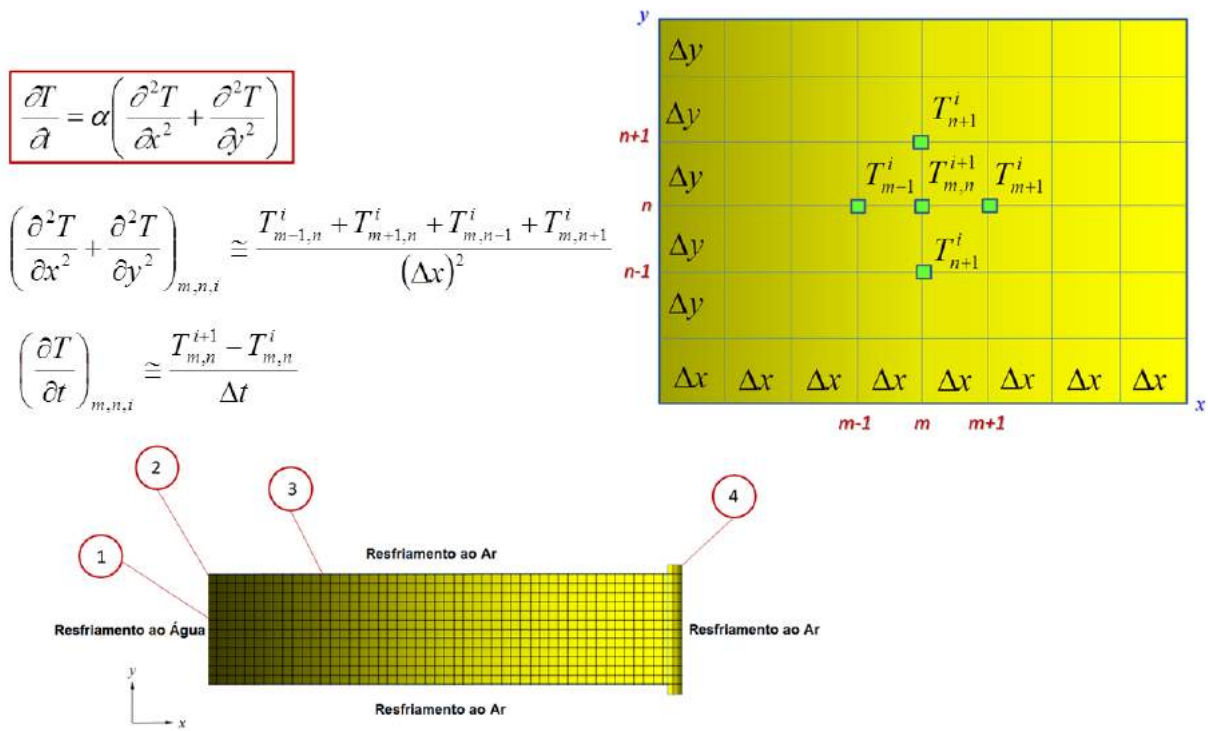


Figura 5.23. Fronteiras convectivas utilizadas para o equacionamento da condição bidimensional.

Considerando as dimensões do corpo de prova em milímetros (25,4 mm x 101,6mm) e usando um Δx de 1,6 mm, calculam-se aproximadamente 64 nós na

direção x e 16 nós em y . Conforme mostrado na Figura 5.24 se apresenta a malha bidimensional com os nós e as fronteiras convectivas, com um total de 1023 nós. Para efeitos de simulação das curvas de resfriamento os resultados obtidos correspondem ao eixo central do corpo de prova (64 nós)

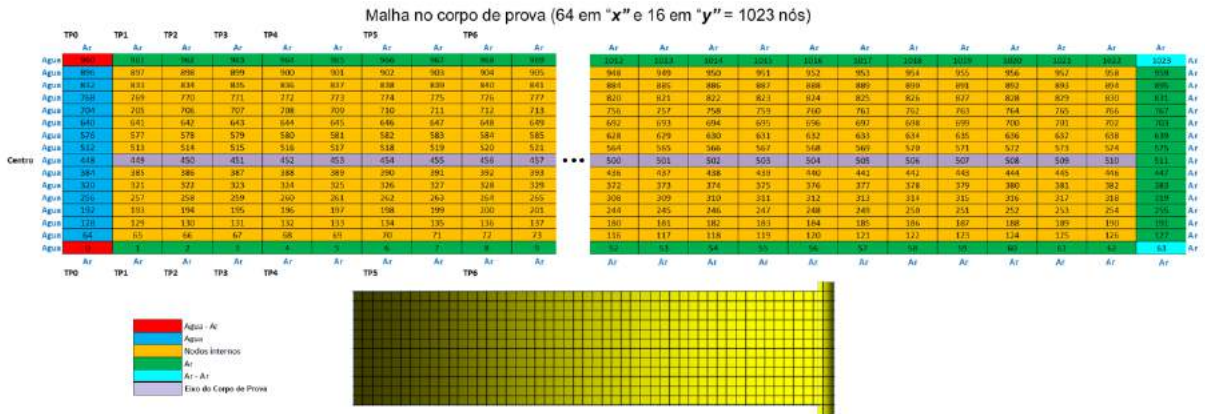


Figura 5.24. Fronteiras convectivas utilizadas para o equacionamento da condição bidimensional.

Logo, utilizando a malha mostrada na Figura 5.24 e a expressão 4.18, a Equação em Diferenças Finitas na forma explícita nos **NÓS INTERNOS** do corpo de prova se apresenta como:

$$T_{450}^{i+1} = r(T_{449}^i + T_{451}^i + T_{386}^i + T_{514}^i) + (1 - 4r)T_{450}^i \tag{5.6}$$

A Figura 5.25 coloca como exemplo o equacionamento da expressão 5.6. Considera-se o critério de estabilidade r . A mesma metodologia é aplicada para os outros nós internos onde a transferência de calor ocorre por condução.

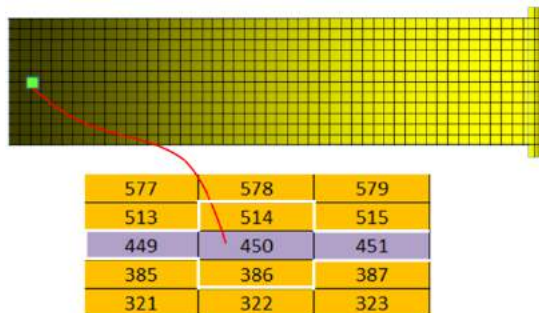


Figura 5.25. Nodos internos considerados para o equacionamento na forma bidimensional.

Usando a expressão 4.21, a Equação em Diferenças Finitas na forma explícita **na FRONTEIRA ÁGUA – AR do corpo de prova** se apresenta como:

$$T_{960}^{i+1} = 2r \left(T_{986}^i + T_{961}^i + \frac{h_{\text{água}} \cdot \Delta x}{k} \cdot T_{\text{água}} + \frac{h_{\text{ar}} \cdot \Delta x}{k} \cdot T_{\text{ar}} \right) + \left(1 - 2r \left(2 + \frac{h_{\text{água}} \cdot \Delta x}{k} + \frac{h_{\text{ar}} \cdot \Delta x}{k} \right) \right) T_{960}^i \quad (5.7)$$

A Figura 5.26 coloca como exemplo o equacionamento da expressão 5.7 que leva em consideração as temperaturas da água e do ar, assim como os seus respectivos coeficientes de película. É considerado também a condutividade térmica do aço. A mesma metodologia é aplicada para os outros nós que possuem 02 fronteiras convectivas (Figura 4.6) onde a transferência de calor ocorre por convecção (Fronteiras 2 e 4 conforme explicado na Figura 5.17).

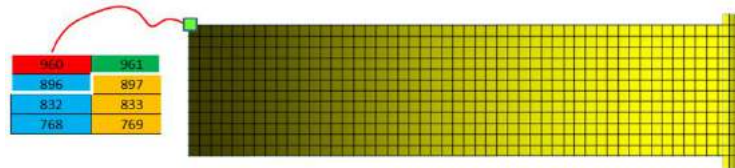


Figura 5.26. Nodos nas duas fronteiras convectivas para o equacionamento na forma bidimensional.

Usando a expressão 4.11, a Equação em Diferenças Finitas na forma explícita **na FRONTEIRA DO JATO DE ÁGUA do corpo de prova** se apresenta como:

$$T_{64}^{i+1} = \frac{1}{1 + \frac{h_{\text{água}} \cdot \Delta x}{k}} \left(T_{65}^{i+1} + \frac{h_{\text{água}} \cdot \Delta x}{k} \cdot T_{\text{água}} \right) \quad (5.8)$$

A Figura 5.27 coloca como exemplo o equacionamento da expressão 5.8 que leva em consideração as temperaturas da água e do aço, assim como o coeficiente de película da água e a condutividade térmica do aço. A mesma metodologia é aplicada para os outros nós que possuem 01 fronteiras convectivas (Figura 4.3) onde a transferência de calor ocorre por convecção (Fronteiras 1 e 3 conforme explicado na Figura 5.23).

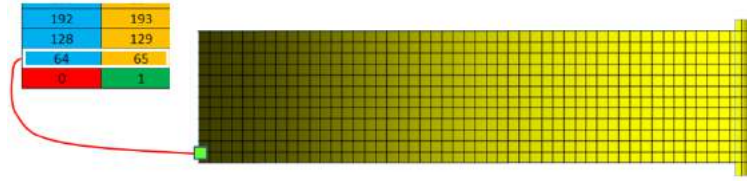


Figura 5.27. Nodos numa fronteira convectiva para o equacionamento na forma bidimensional.

5.6. Metodologia para o Cálculo das Taxas de Resfriamento Simuladas

Deve-se incluir também, na análise de transferência de calor, o estudo das taxas de resfriamento. Segundo o METALS HANDBOOK (1990) as curvas de resfriamento descrevem três mecanismos de transferência de calor durante a têmpera em água. A Figura 5.28 apresenta estes mecanismos, e o seu efeito sobre a velocidade de resfriamento. Em um primeiro estágio ocorre a formação de um filme de vapor contínuo sobre a peça, que retarda o resfriamento. No segundo estágio, o resfriamento é controlado pela formação e separação de bolhas isoladas na superfície da peça. Neste estágio, a taxa de resfriamento em contato com a água é máxima. Assim, contribui, principalmente para geração de tensões residuais. Por fim, no terceiro estágio, o resfriamento se dá sem formação de vapor, por condução e convecção.

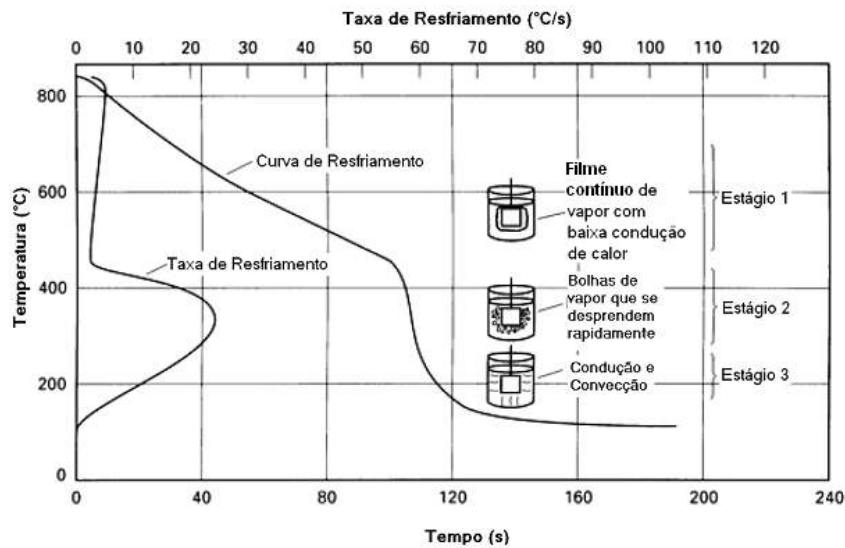


Figura 5.28. Variação de temperatura e taxa de resfriamento correspondente durante a têmpera em água. Estão indicados os três estágios do resfriamento de têmpera e os mecanismos dominantes em cada estágio. [Adaptado do METALS HANDBOOK, (1990) e COLPAERT, (2008)].

Levando em consideração os efeitos de transferência de calor durante a têmpera de um aço resfriado em água conforme a Figura 5.28 adota-se a seguinte metodologia proposta por NUNURA et. al. (2015).

A Figura 5.29 mostra uma curva de resfriamento obtida durante o resfriamento de um aço submetido ao ensaio Jominy. A proposta para calcular a taxa de resfriamento seria: calcular o intervalo entre a temperatura austenitização com a temperatura de início de transformação martensítica. Este ΔT é dividido por um intervalo de tempo Δt que poderia estar representado pelos estágios 02 e 03 da Figura 5.28, onde a velocidade de resfriamento é máxima.

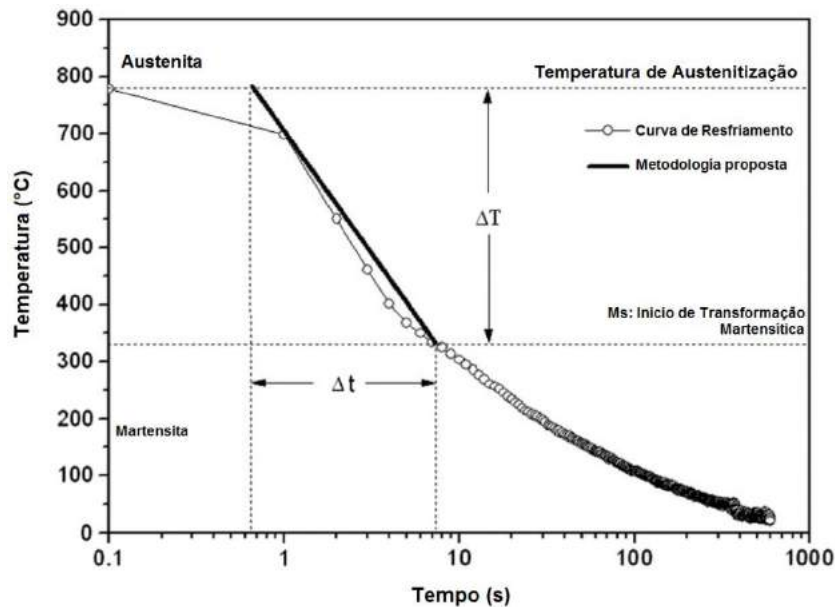


Figura 5.29. Metodologia empregada para o cálculo das taxas de resfriamento durante o ensaio.

[Adaptado de NUNURA, et al (2015)]

Logo, a Taxa de Resfriamento que induz possíveis transformações de fase pode ser calculada como:

$$\overset{\circ}{T} = \frac{\Delta T}{\Delta t} = \frac{T_{AUSTENITIZAÇÃO} - T_{Mi}}{\Delta t} \left[\frac{^{\circ}C}{s} \right] \quad (5.6)$$

Com os resultados da análise química do material, procede-se ao cálculo da temperatura crítica de transformação M_i utilizando uma equação empírica da literatura [ASM HANDBOOK, 1990].

$$M_i = 512 - 453\%C - 16.9Ni + 15\%Cr - 9.5Mo + 217(\%C)^2 - 71.5\%C\%Mn - 67.6\%C\%Cr \quad (5.7)$$

6. RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1. Simulação Numérica do Ensaio Jominy

6.1.1. Evolução do Perfil Térmico Unidimensional VS Bidimensional VS Experimental

Em esta seção mostra-se o resultado da simulação pelo Método de Diferenças Finitas na forma explícita na condição unidimensional e bidimensional dos aços estudados. Comparando as simulações com o perfil térmico experimental (06 termopares) observa-se que a forma unidimensional apresenta um resfriamento mais lento, posto que somente foram consideradas duas fronteiras convectivas, isto é, na superfície resfriada pelo jato de água e a cabeça do corpo de prova (extremidade oposta) em contato com o ar conforme as Figura 4.4. Por outro lado, as simulações obtidas pela forma bidimensional apresentam um perfil mais próximo com as curvas experimentais devido a que são consideradas 04 fronteiras convectivas conforme as Figuras 5.17 e 5.18, o que involucra mais equações de diferenças finitas para resolver o problema. Logo, a condição bidimensional será utilizada para fazer as correlações entre a dureza e a microestrutura formada após o ensaio.

Nas curvas de resfriamento tanto simuladas e experimentais, se faz uma análise em um intervalo de tempo para efeitos comparativos entre os resultados simulados e as curvas obtidas pelos termopares (nas Figuras 6.1 à 6.12). O intervalo de tempo escolhido foi entre os primeiros 10 segundos do ensaio. Esta metodologia foi aplicada nos dois aços estudados para cada uma das temperaturas de austenitização. As Tabelas 6.1 a 6.6 correlacionam os resultados experimentais com os simulados no intervalo analisado.

Conforme a Figura 6.2 para o SAE 1060 austenitizado a 780°C as curvas de resfriamento bidimensionais durante os 10 segundos iniciais apresentam uma melhor convergência com os termopares TP1 e TP2. Já nos termopares TP5 e TP6 o material ainda não desenvolveu taxas de resfriamento suficientes altas.

Resultados similares aos obtidos na temperatura de 780°C apreciam-se nos resultados do resfriamento a partir de uma temperatura de 830°C conforme as Figuras 6.4 e 6.6. Basicamente nestas temperaturas de austenitização o modelo bidimensional resfria mais rápido devido às condições convectivas consideradas na metodologia dos cálculos do MDF. Evidentemente, as taxas de resfriamento são muito maiores. Porém, para uma temperatura de austenitização de 880°C nos primeiros termopares se desenvolvem taxas de resfriamento menores nas condições tanto unidimensionais como os bidimensionais. Nota-se que a maiores temperaturas de austenitização as taxas tornam-se menores.

Para o SAE 52100 as condições unidimensionais e bidimensionais não apresentam alterações em respeito ao perfil experimental na temperatura de austenitização de 790°C, conforme mostrado na Figura 6.8. Por outro lado, as temperaturas de austenitização de 840°C e 890°C se ajustam melhor às condições bidimensionais nos primeiros termopares conforme as Figuras 6.10 e 6.12.

Para os dois aços estudados, observa-se que as curvas de resfriamento simuladas, especialmente na condição bidimensional, se ajustam melhor ao perfil experimental. Observa-se que temperaturas de austenitização maiores desenvolvem taxas de resfriamento menores. Todavia, nas primeiras posições (TP1 e TP2) são o suficiente para induzir a formação da martensita, o que pode ser confrontado com o diagrama CCT dos aços em questão.

Deve-se considerar também que as propriedades termofísicas foram consideradas constantes e foram obtidas nas Figuras 3.18 à 3.20. Considerando uma simulação que envolve propriedades variáveis espera-se que os perfis experimentais analisados se ajustem melhor aos resultados obtidos na evolução térmica experimental.

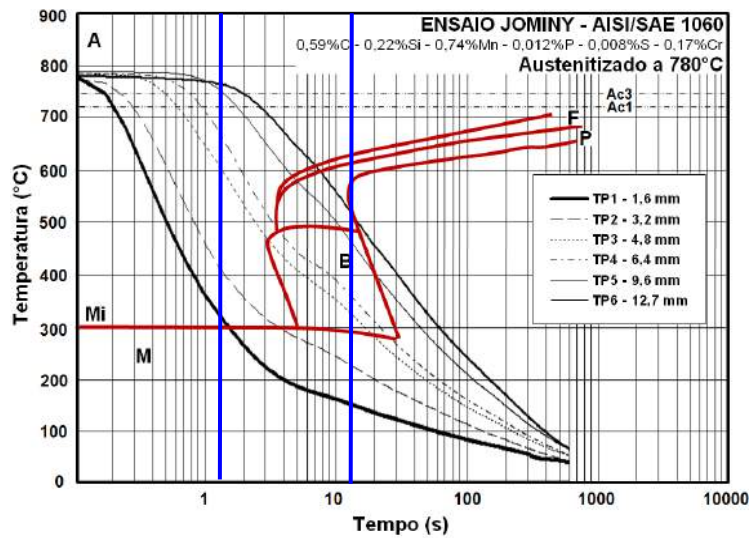
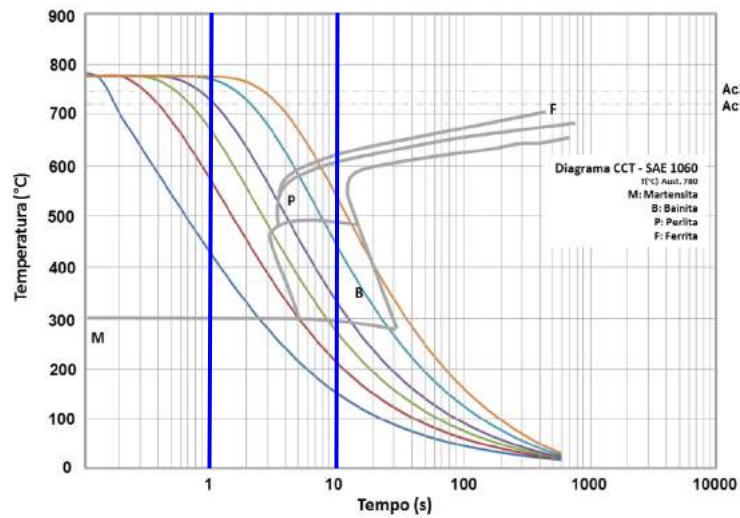
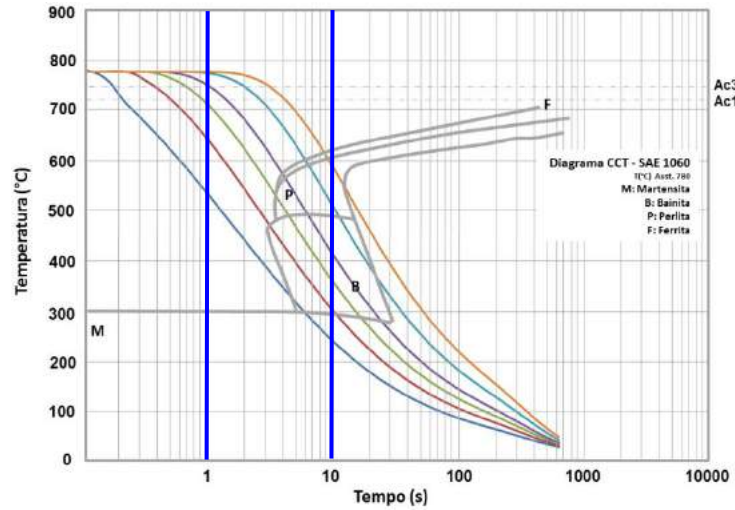
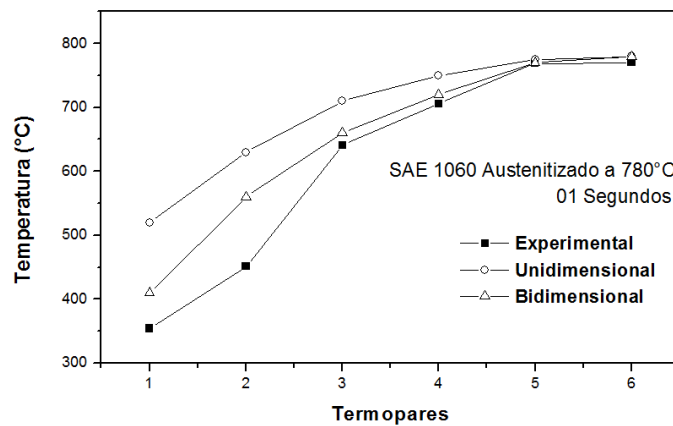


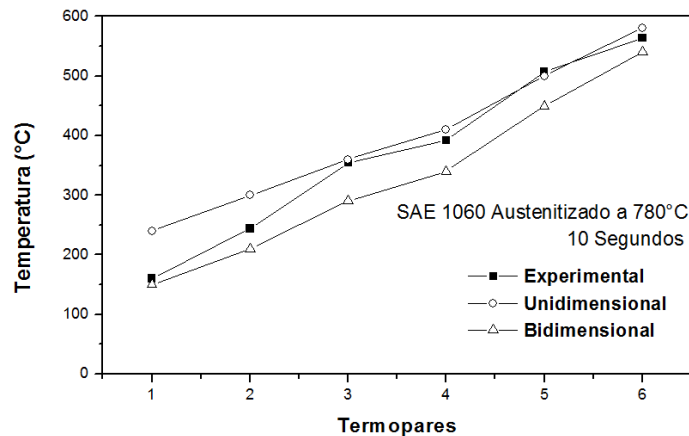
Figura 6.1. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 1060 austenitizado a 780°C.

Tabela 6.1. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 1060 austenitizado a 780°C. (Termopar: Experimental. Uni: Unidimensional. Bi: Bidimensional)

Intervalo	01 Segundo			10 Segundos		
	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)
TP1	354	520	410	160	240	150
TP2	451	630	560	244	300	210
TP3	641	710	660	354	360	290
TP4	706	750	720	392	410	340
TP5	769	775	770	507	500	450
TP6	770	780	780	564	580	540



(a)



(b)

Figura 6.2. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 1060 austenitizado a 780°C.

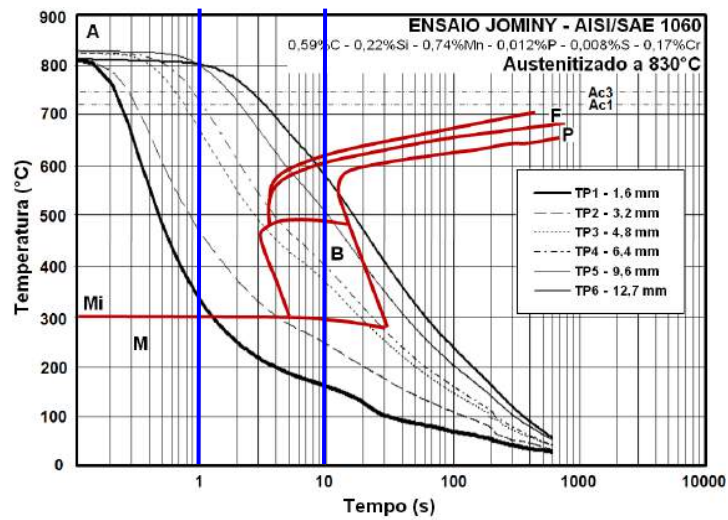
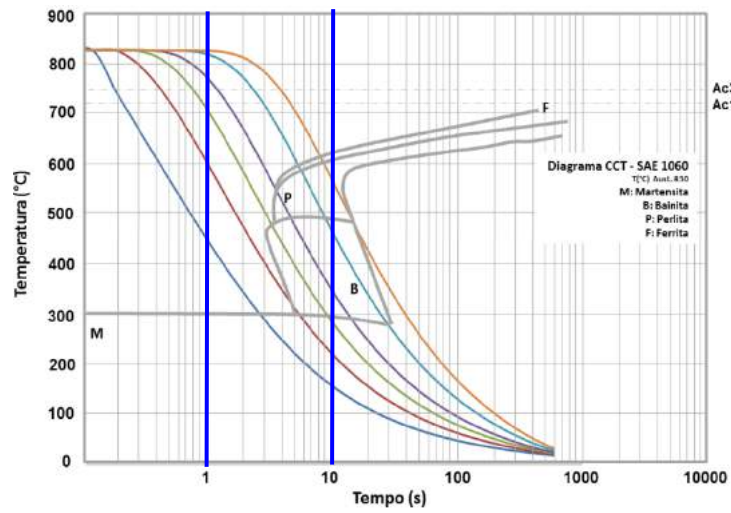
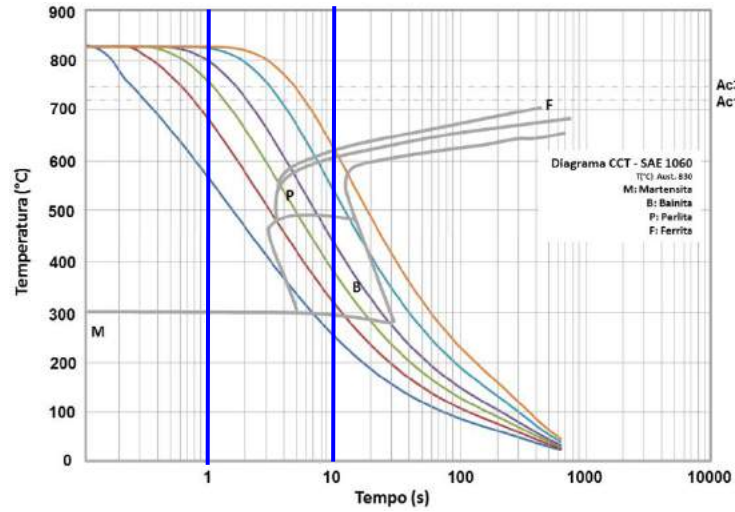
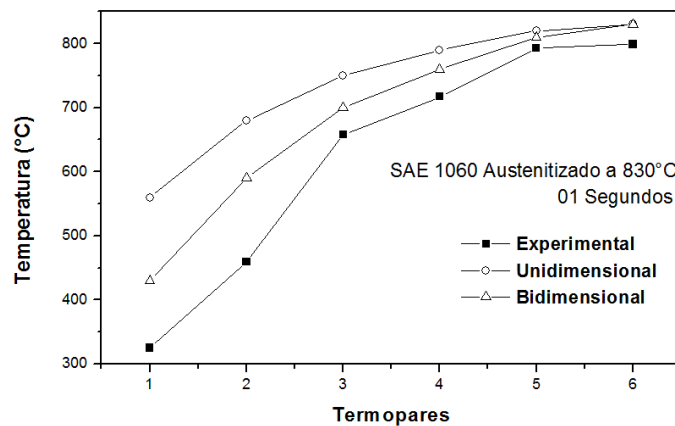


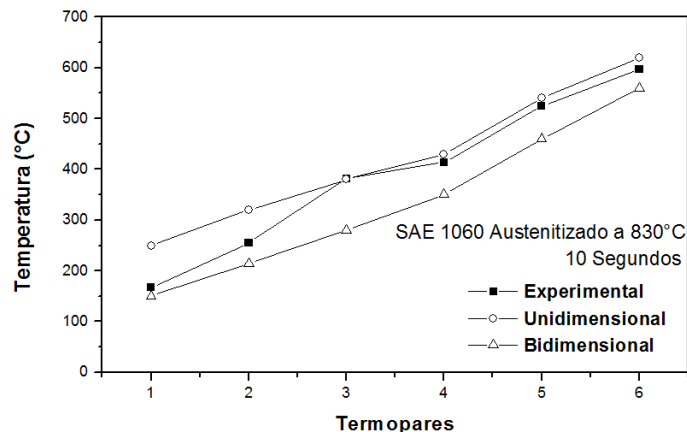
Figura 6.3. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 1060 austenitizado a 830°C.

Tabela 6.2. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 1060 austenitizado a 830°C. (Termopar: Experimental. Uni: Unidimensional. Bi: Bidimensional)

Intervalo	01 Segundo			10 Segundos		
	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)
TP1	325	560	430	167	250	150
TP2	459	680	590	255	320	215
TP3	658	750	700	382	380	280
TP4	717	790	760	414	430	350
TP5	793	820	810	524	540	460
TP6	799	830	830	597	620	560



(a)



(b)

Figura 6.4. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 1060 austenitizado a 830°C.

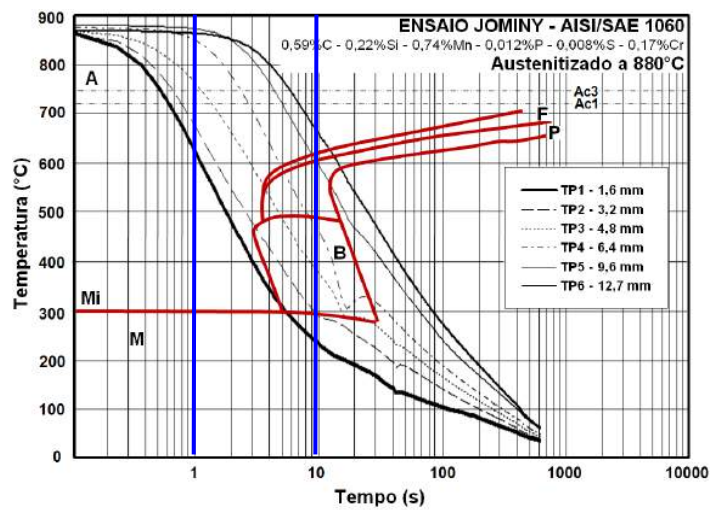
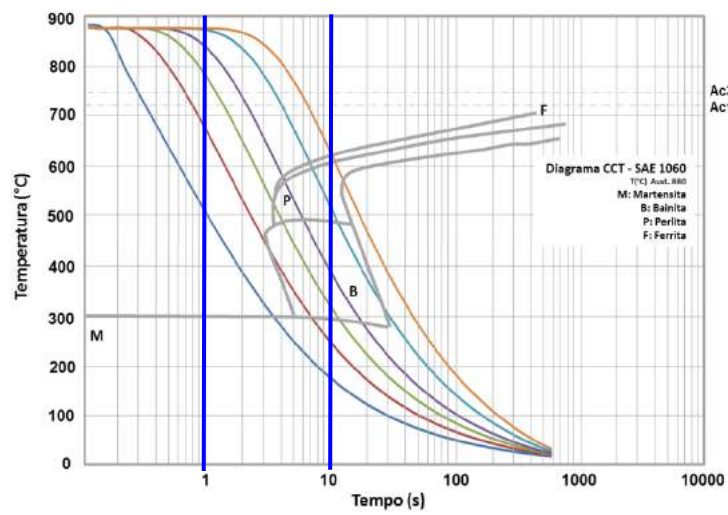
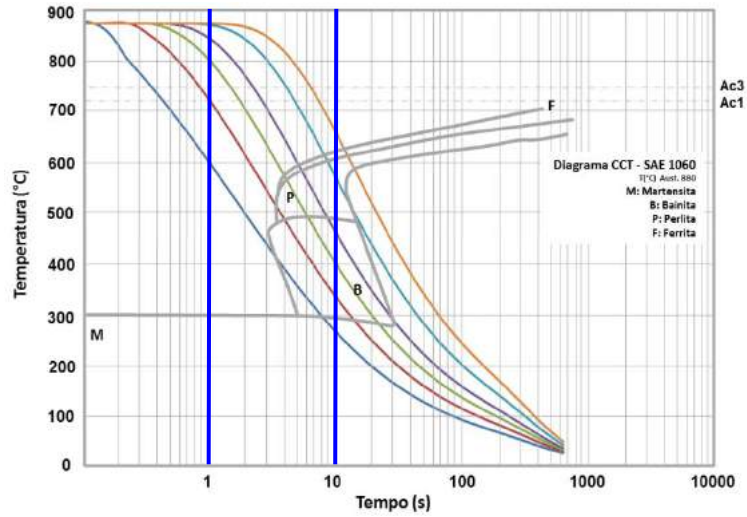
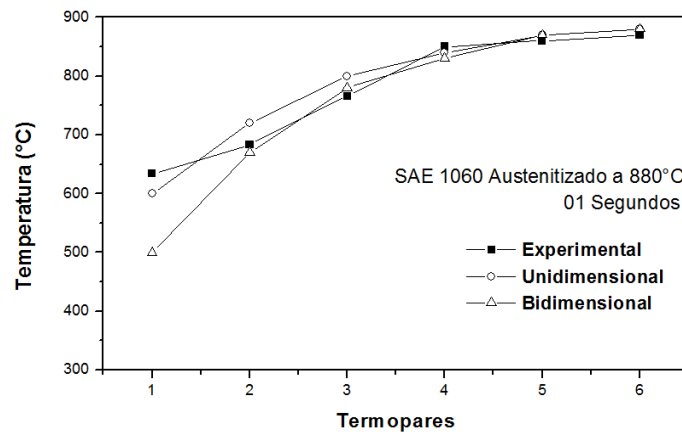


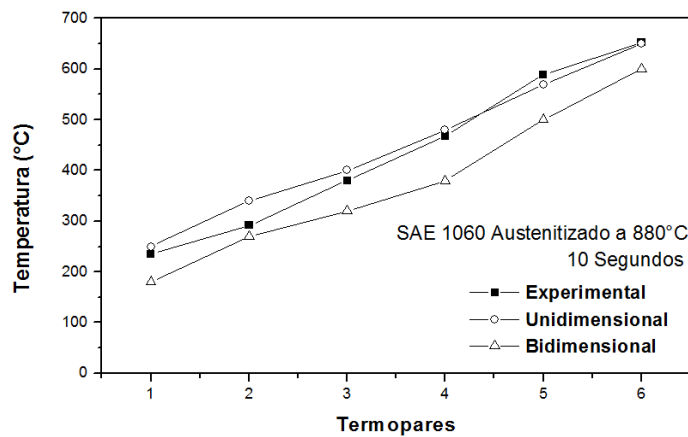
Figura 6.5. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 1060 austenizado a 880°C.

Tabela 6.3. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 1060 austenitizado a 880°C. (Termopar: Experimental. Uni: Unidimensional. Bi: Bidimensional)

Intervalo	01 Segundo			10 Segundos		
	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)
TP1	634	600	500	235	250	180
TP2	683	720	670	292	340	270
TP3	766	800	780	380	400	320
TP4	850	840	830	468	480	380
TP5	860	870	870	589	570	500
TP6	870	880	880	653	650	600



(a)



(b)

Figura 6.6. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 1060 austenitizado a 880°C.

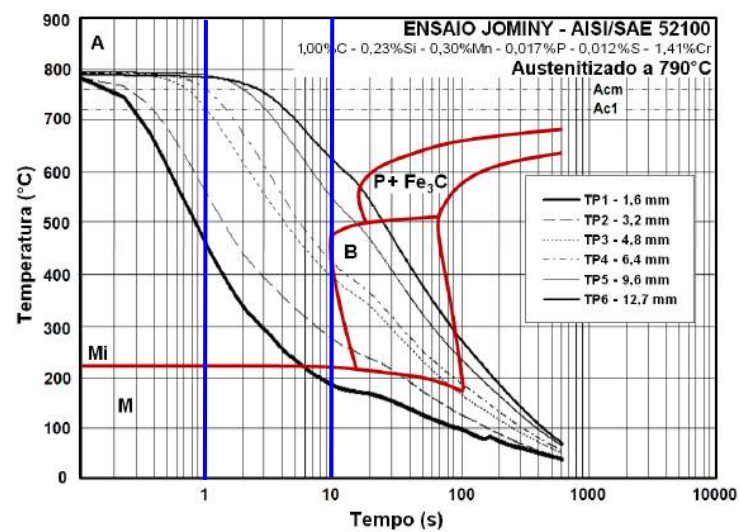
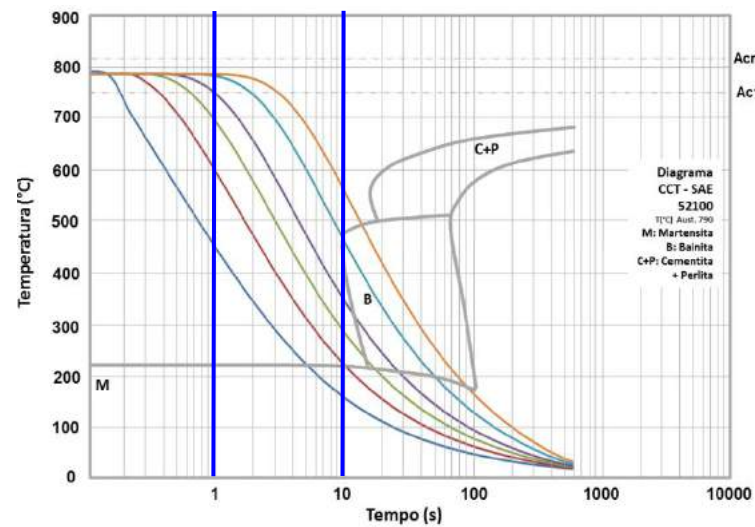
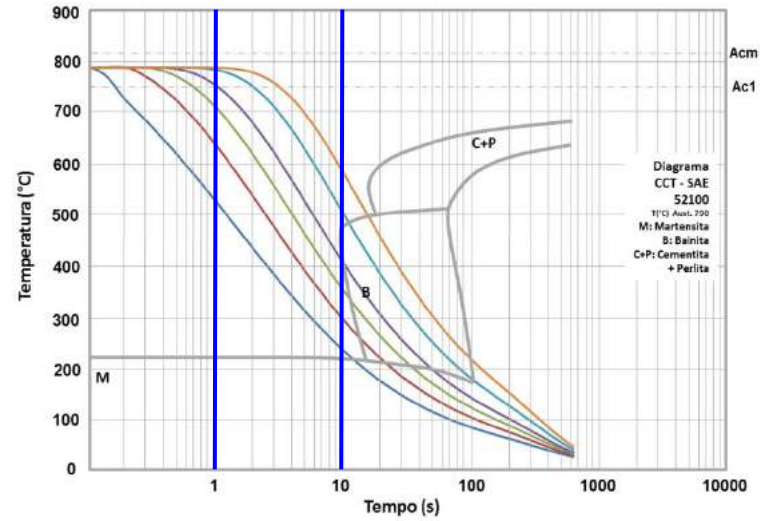
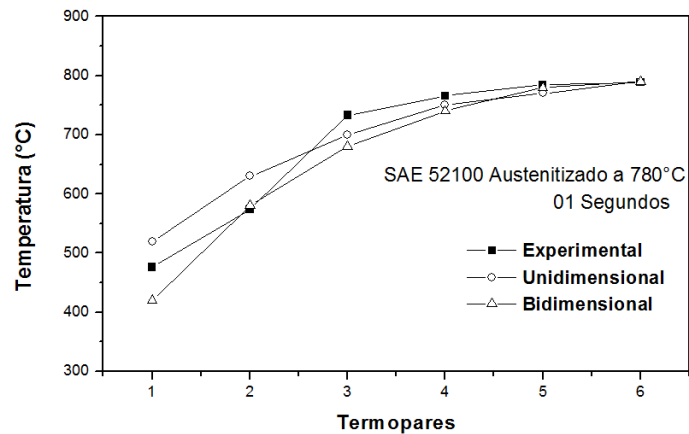


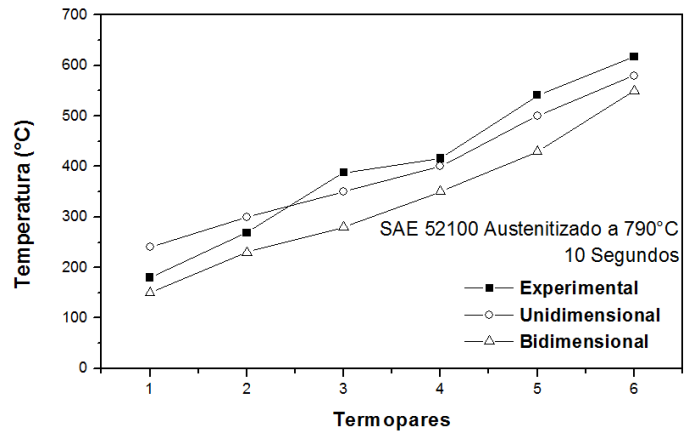
Figura 6.7. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 52100 austenizado a 790°C.

Tabela 6.4. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 52100 austenitizado a 790°C. (Termopar: Experimental. Uni: Unidimensional. Bi: Bidimensional)

Intervalo	01 Segundos			10 Segundos		
	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)
TP1	476	520	420	180	240	150
TP2	574	630	580	269	300	230
TP3	733	700	680	388	350	280
TP4	766	750	740	416	400	350
TP5	784	770	780	541	500	430
TP6	789	790	790	617	580	550



(a)



(b)

Figura 6.8. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 52100 austenitizado a 790°C.

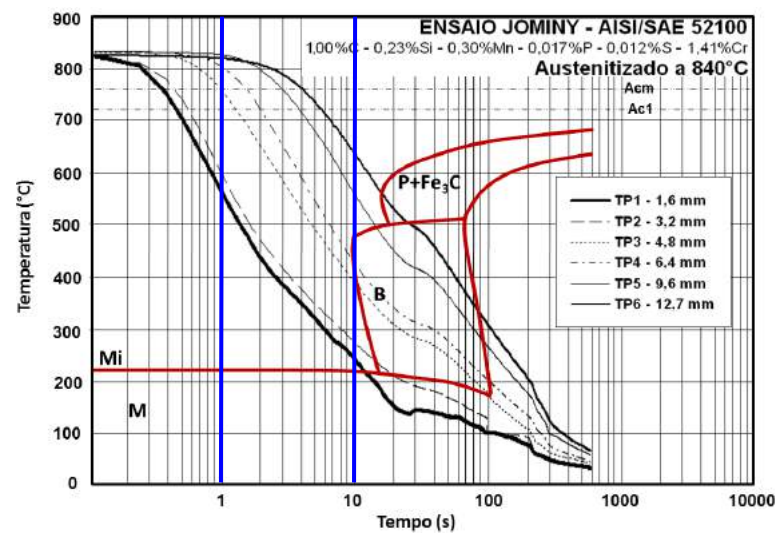
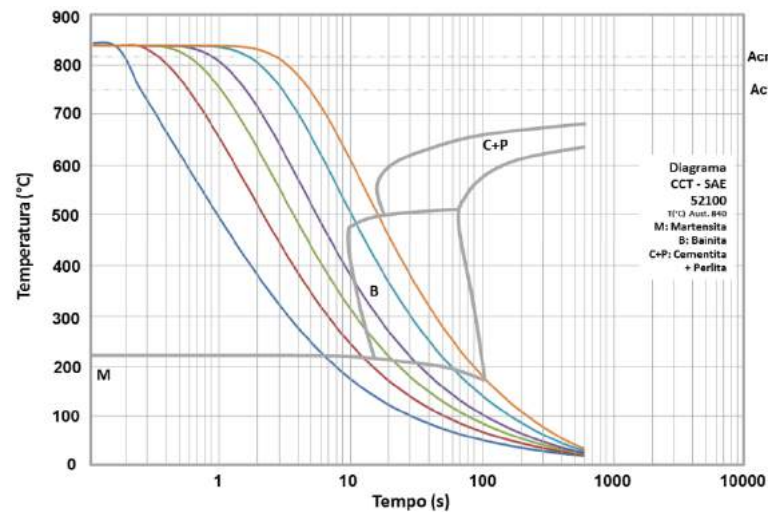
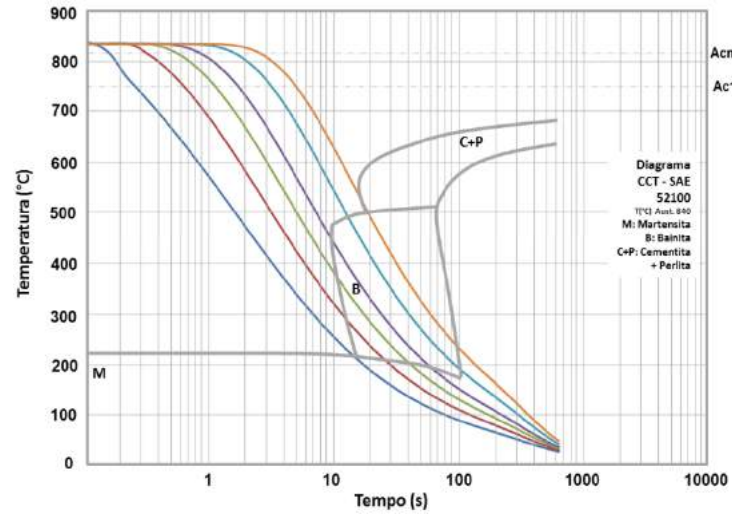
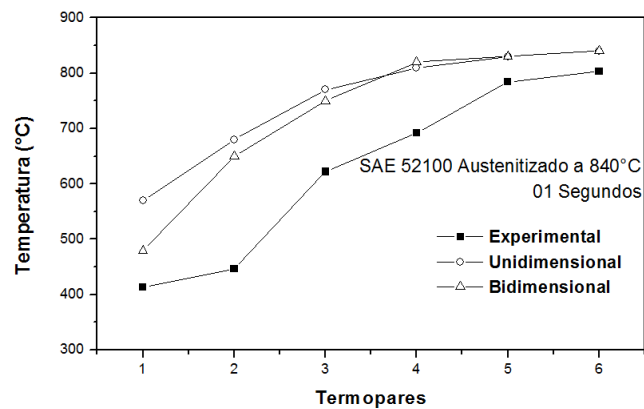


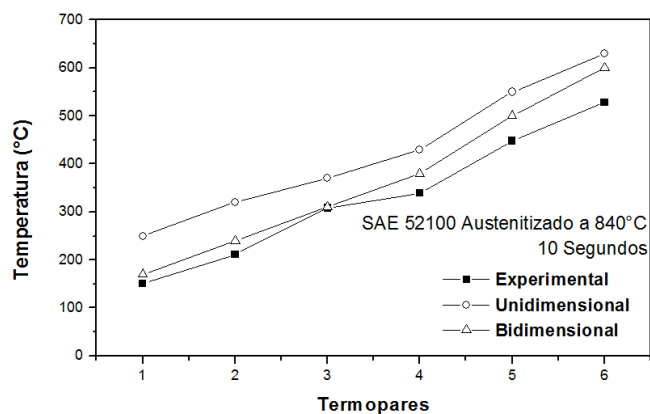
Figura 6.9. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 52100 austenitizado a 840°C.

Tabela 6.5. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 52100 austenitizado a 840°C. (Termopar: Experimental. Uni: Unidimensional. Bi: Bidimensional)

Intervalo	01 Segundos			10 Segundos		
	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)
TP1	413	570	480	151	250	170
TP2	446	680	650	211	320	240
TP3	622	770	750	308	370	310
TP4	692	810	820	339	430	380
TP5	784	830	830	448	550	500
TP6	803	840	840	528	630	600

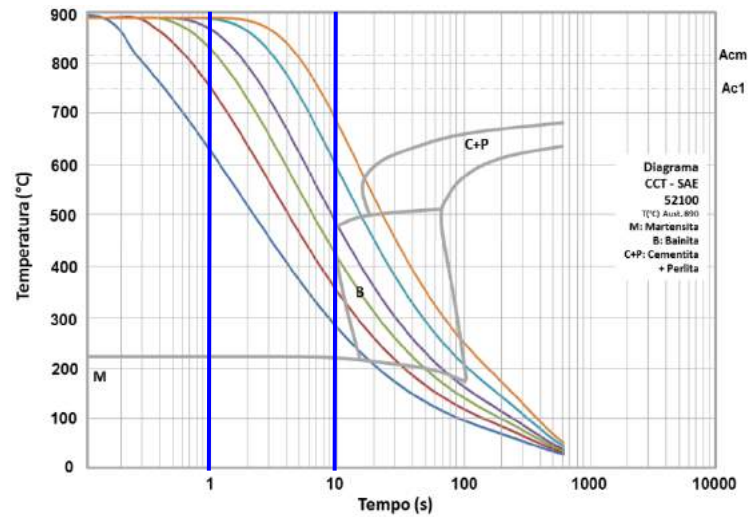


(a)

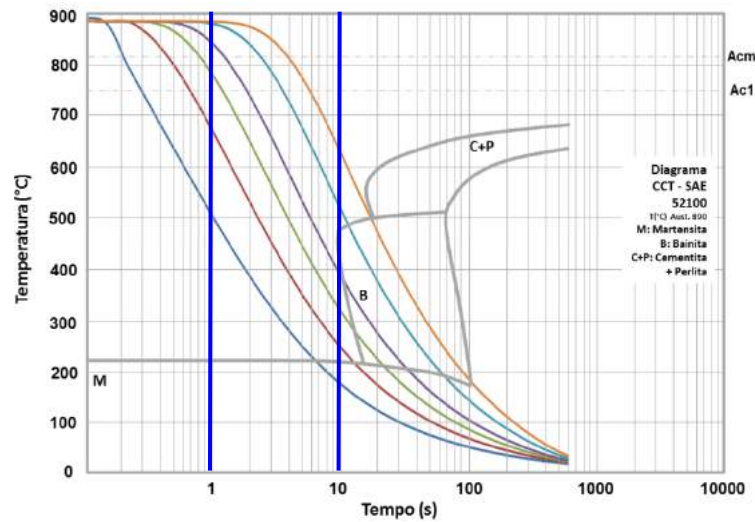


(b)

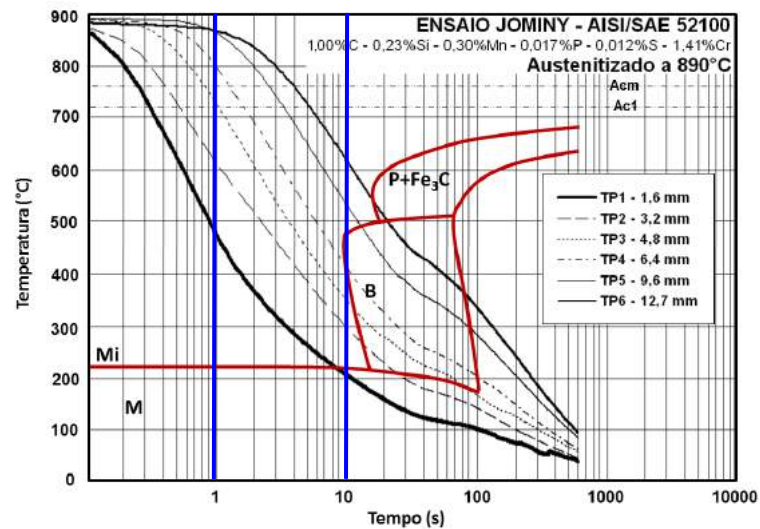
Figura 6.10. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 52100 austenitizado a 840°C.



(a)



(b)

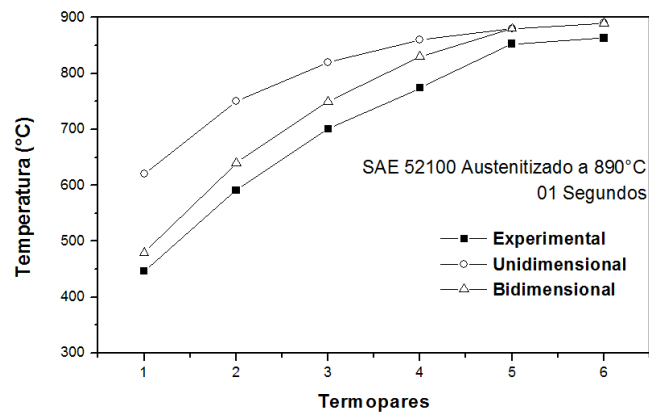


(c)

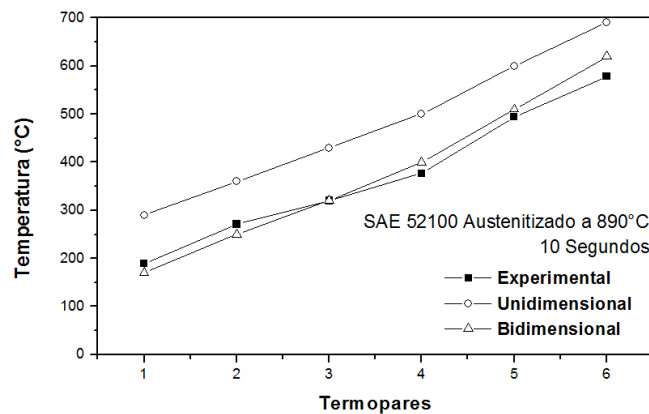
Figura 6.11. Perfil térmico simulado. Em (a): Unidimensional. Em (b) Bidimensional. Em (c): O perfil experimental (06 termopares). Aço SAE 52100 austenizado a 890°C.

Tabela 6.6. Comparação entre as temperaturas obtidas pelos termopares e os resultados unidimensionais e bidimensionais entre 01 e 10 segundos a partir do resfriamento do corpo de prova. SAE 52100 austenitizado a 890°C. (Termopar: Experimental. Uni: Unidimensional. Bi: Bidimensional)

Intervalo	01 Segundos			10 Segundos		
	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)	Termopar (°C)	Uni (°C)	Bi (°C)
TP1	446	620	480	189	290	170
TP2	591	750	640	271	360	250
TP3	701	820	750	320	430	320
TP4	774	860	830	377	500	400
TP5	853	880	880	494	600	510
TP6	863	890	890	578	690	620



(a)



(b)

Figura 6.12. Comparação dos perfis experimentais (06 termopares) com as simulações unidimensional e bidimensional em um intervalo de 10 segundos. Aço SAE 52100 austenitizado a 890°C.

6.1.2. Perfil Térmico Simulado VS Curvas CCT

Na Figura 6.13 apresentasse-se 64 curvas de resfriamento na forma unidimensional para o aço SAE 1060 ensaiado no dispositivo Jominy. Foram simuladas estas quantidades de curvas, posto que o corpo de prova segundo a norma do ensaio (ASTM A 255 - 07) possui um comprimento de 04 polegadas (101,6 mm). Este comprimento ao ser dividido entre as distâncias onde se colocaram os termopares (1,6 mm) e onde foram aplicados os ensaios de dureza HRC, resulta em aproximadamente 64 divisões. Isto quer dizer que a simulação do ensaio dá como resposta a evolução térmica ao longo do corpo de prova com 64 termopares. Como o método admite cálculo em $x = 0$ inclui-se a curva de resfriamento na superfície de contato com a água. Incluem-se também as temperaturas de austenitização.

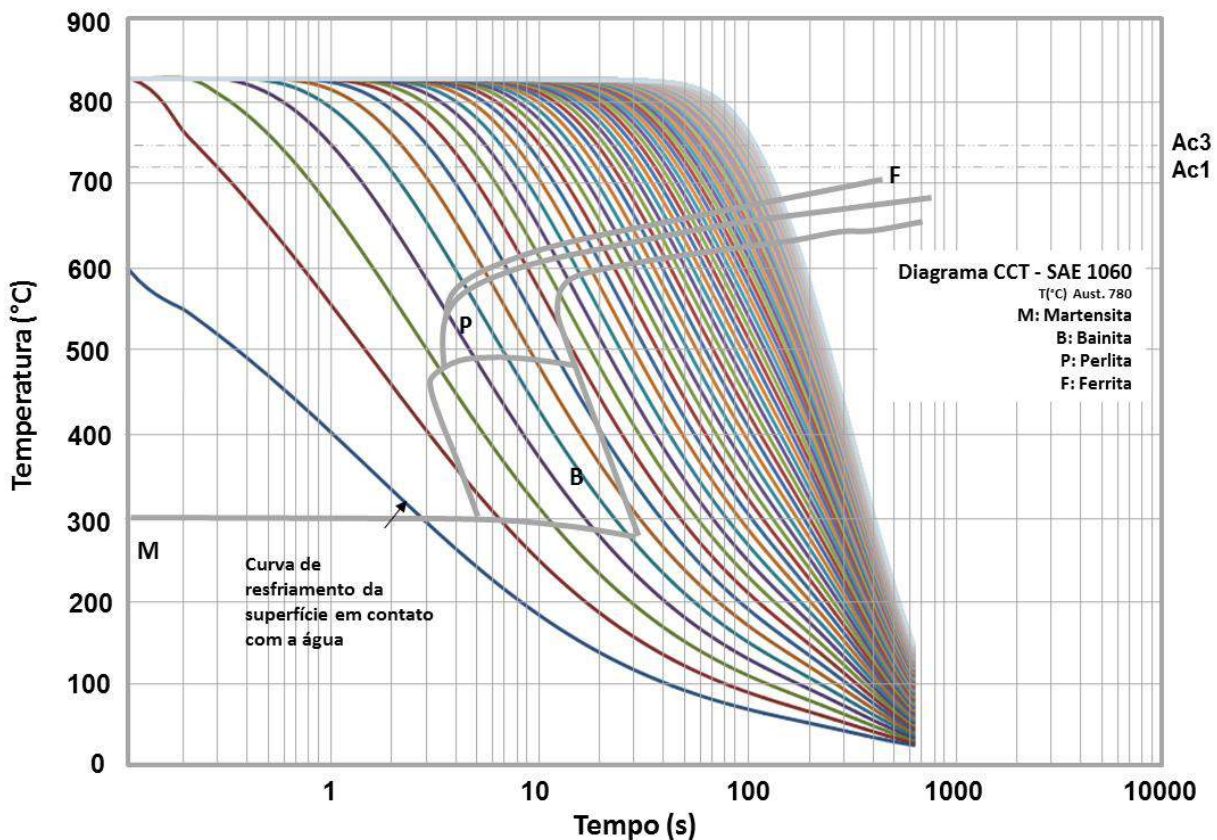


Figura 6.13. Perfil térmico simulado. Mostram-se 64 curvas incluindo a curva de resfriamento da superfície em contato com o jato de água. Aço SAE 1060 austenitizado a 780°C.

Da mesma forma, na Figura 6.14 mostram-se as curvas de resfriamento simuladas para o aço SAE 52100 na forma bidimensional. Observa-se também que

estes resultados apresentam um resfriamento mais rápido na cabeça do corpo de prova, posto que se encontram em contato convectivo com o ar na extremidade oposta ao jato de água e às fronteiras descritas na Figura 5.17. Logo, as curvas de resfriamento das últimas posições se sobrepõem também devido à transferência de calor convectiva das regiões laterais próximas à cabeça do corpo de prova.

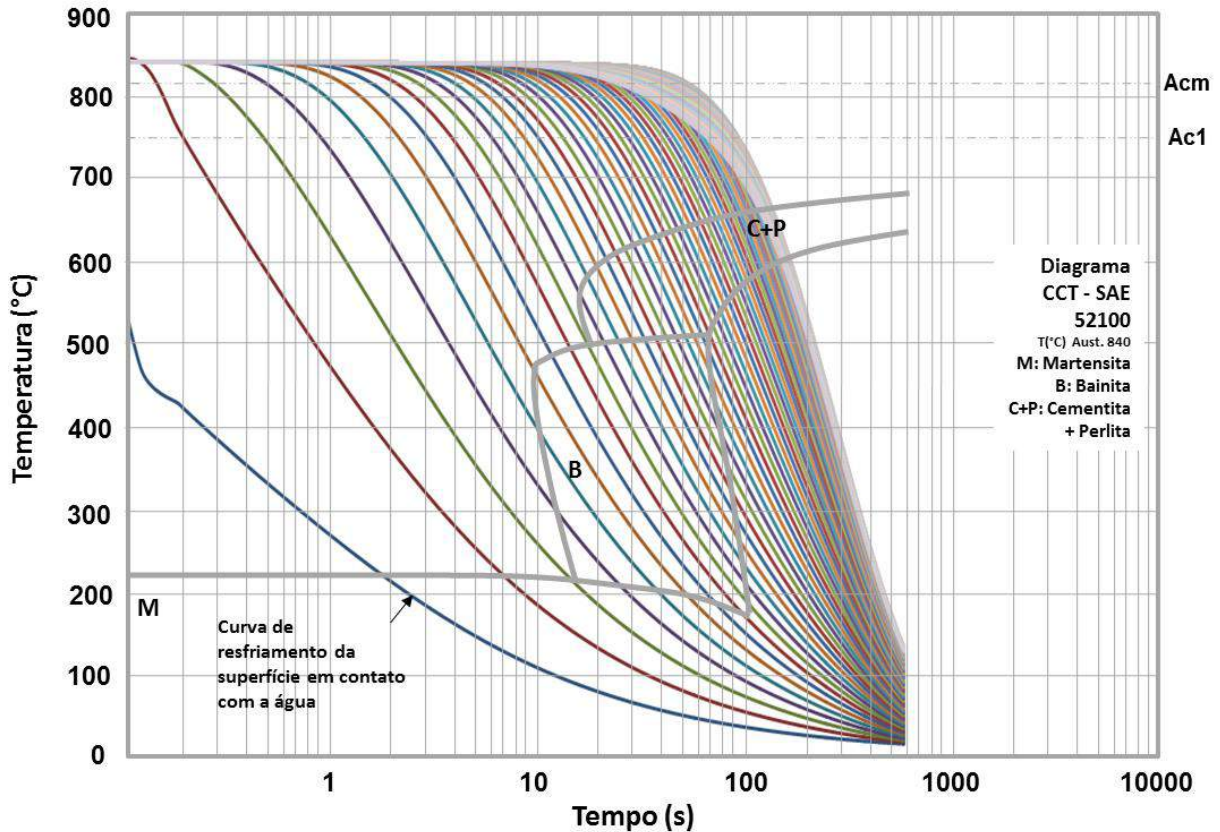


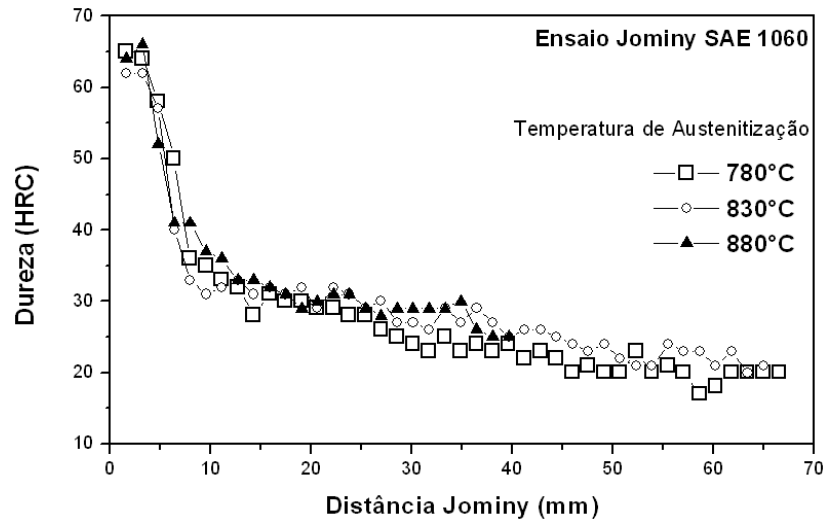
Figura 6.14. Perfil térmico simulado. Mostram-se 64 curvas incluindo a curva de resfriamento da superfície em contato com o jato de água. Aço SAE 52100 austenitizado a 840°C.

A mesma metodologia de simulação de 64 curvas de resfriamento foi adotada para as outras temperaturas de austenitização dos aços estudados.

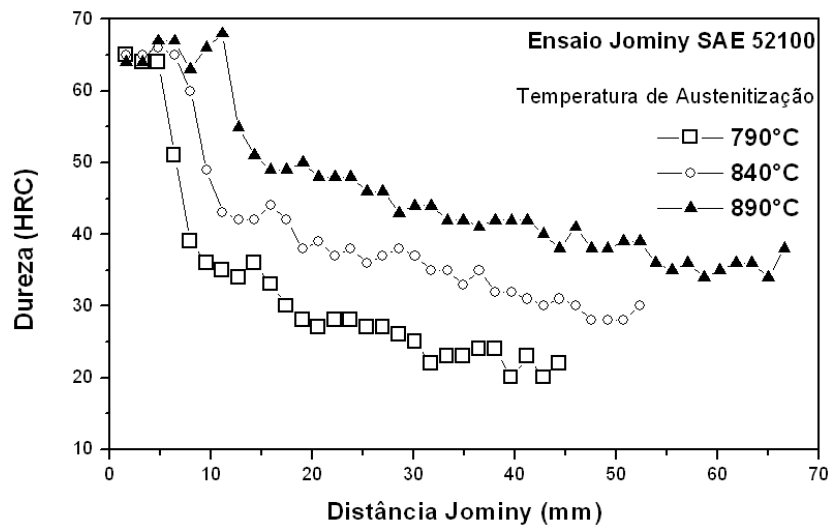
6.1.3. Correlação entre Dureza Experimental VS Taxa de Resfriamento Simulada

A Figura 6.15 mostra o perfil de dureza após o ensaio. Nos dois aços se observa que a temperatura de austenitização afeta a curva de dureza especialmente para o aço SAE 52100. Conforme visto anteriormente, a alteração no perfil de

dureza pode ocorrer devido a variantes como: aumento do tamanho de grão austenítico prévio produto do aumento da temperatura de encharque, elementos de liga em solução sólida, presença de carbonetos, ou morfologia da microestrutura.



(a)



(b)

Figura 6.15. Perfis de dureza Jominy a diferentes temperaturas de austenitização. Em (a): SAE 1060. Em (b): SAE 52100.

Conforme mostrado nas Figuras 6.1 à Figura 6.12, a condição bidimensional apresenta um melhor ajuste com o perfil térmico obtido pelos termopares no corpo de prova nos instantes iniciais. Logo, utilizando as taxas de resfriamento dos cálculos bidimensionais com as durezas obtidas (nas posições registradas pelos termopares), obtêm-se expressões numéricas que aproximam o valor de dureza em função da taxa de resfriamento durante o ensaio para o SAE 1060 e para o SAE 52100.

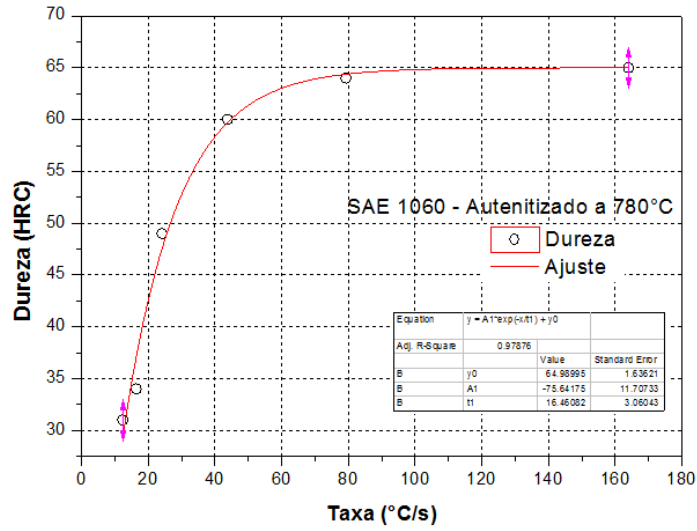
A Tabela 6.7 mostra as taxas de resfriamento simuladas com o perfil de dureza Jominy dos aços ensaiados nas diferentes temperaturas de austenitização e dessa forma obter as equações que modelam taxa de resfriamento em função da dureza experimental.

Tabela 6.7. Correlação entre taxas de resfriamento e durezas para o SAE 1060 e SAE 52100 em diferentes temperaturas de austenitização.

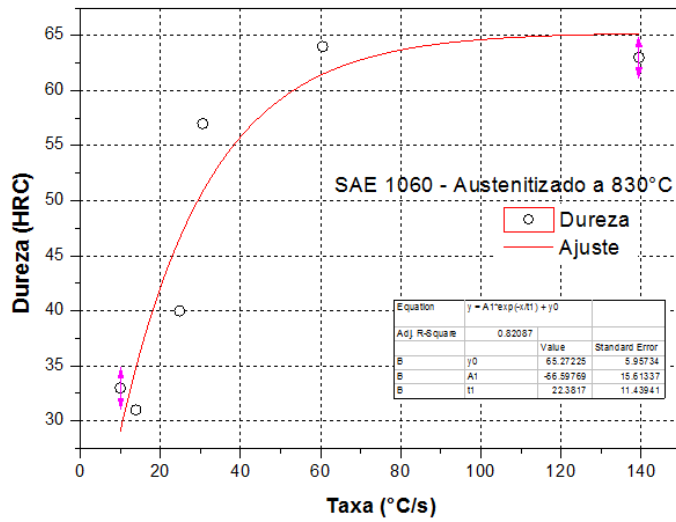
Aços Posição	SAE 1060						SAE 52100					
	780°C		830°C		880°C		790°C		840°C		890°C	
	Taxa	HRC	Taxa	HRC	Taxa	HRC	Taxa	HRC	Taxa	HRC	Taxa	HRC
TP1	164	65	139,4	63	100	66	91,3	65	77,9	65	68,8	64
TP2	79,3	64	60,5	64	38,3	66	36,3	64	36,5	65	27,5	64
TP3	43,8	60	30,6	57	24,8	52	18,1	64	21,2	66	18,6	67
TP4	24,1	49	24,8	40	17	41	13,6	51	13,8	65	11,1	67
TP5	16,4	34	13,9	31	11,5	37	7,8	36	7,9	49	6,9	66
TP6	12,4	31	10	33	7,5	33	5,5	34	5,6	42	5,7	55
TP63	1,4	17	1,3	19	1,0	19	1,3	15	1,0	23	1,0	32

As Figuras 6.16 e 6.17 mostram os ajustes numéricos dos dados de dureza em função da taxa de resfriamento para o cálculo das expressões numéricas anteriormente mencionadas. Observa-se em ambos os aços que quanto maior é temperatura de austenitização, menor é a taxa de resfriamento. Porém, a dureza que resulta dos resfriamentos nos primeiros termopares (TP1 e TP2) mostraram um elevado valor de dureza (aproximadamente 65 HRC) o que corresponde à martensita formada na extremidade resfriada pela água. A medida que a taxa de resfriamento diminui formam-se outras microestruturas a partir da austenita, como por exemplo, bainita, perlita e ferrita para o aço SAE 1060. Para o aço SAE 52100 haverá formação de bainita, perlita e algumas frações de cementita, o que será comprovado com os exames metalográficos aplicados nos corpos de prova ensaiados.

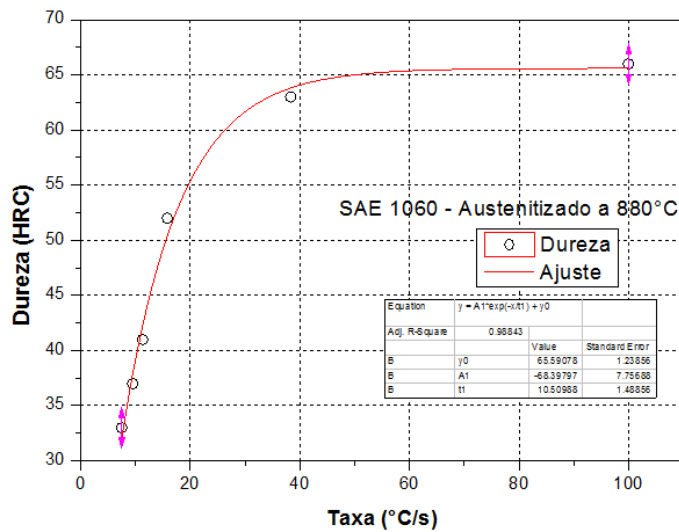
Desta forma, dos gráficos das Figuras 6.16 e 6.17 é possível obter as expressões que descrevem a variação da dureza em função da taxa de resfriamento durante o ensaio. As Equações 6.1, 6.2 e 6.3 para o SAE 1060 (Austenitizados a: 780, 830 e 880°C, respectivamente) e as Equações 6.4, 6.5 e 6.6 para o SAE 52100 (Austenitizados a: 790, 840 e 890°C, respectivamente). A obtenção das curvas de tendência e das funções matemáticas foram ajustadas usando o aplicativo computacional OriginPro® na versão 8.0.



(a)

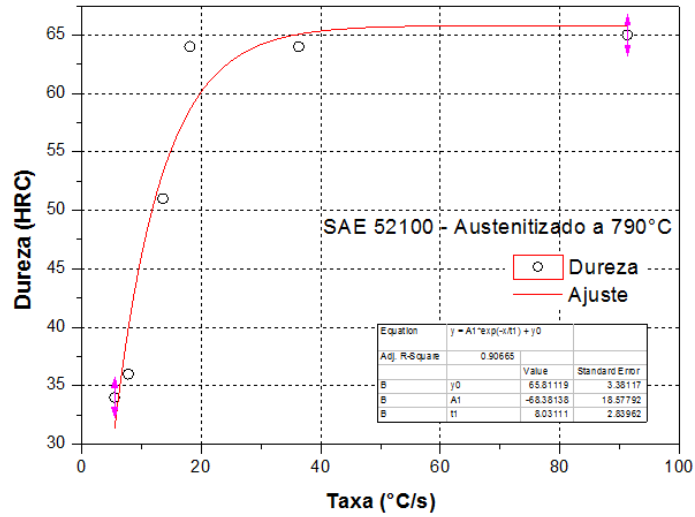


(b)

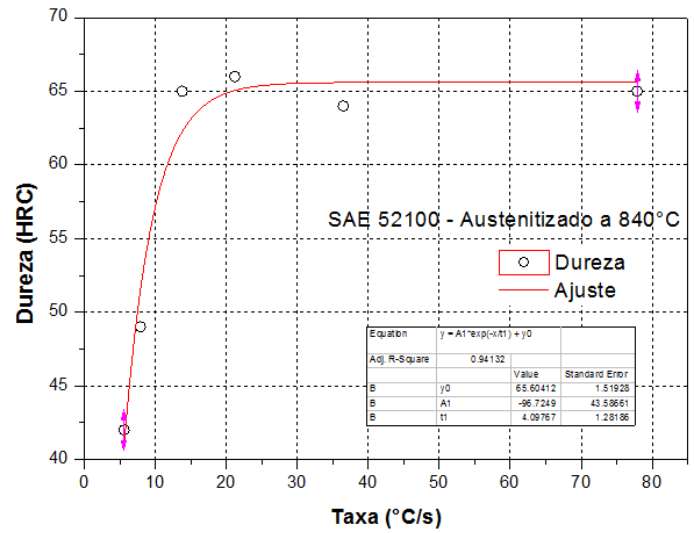


(c)

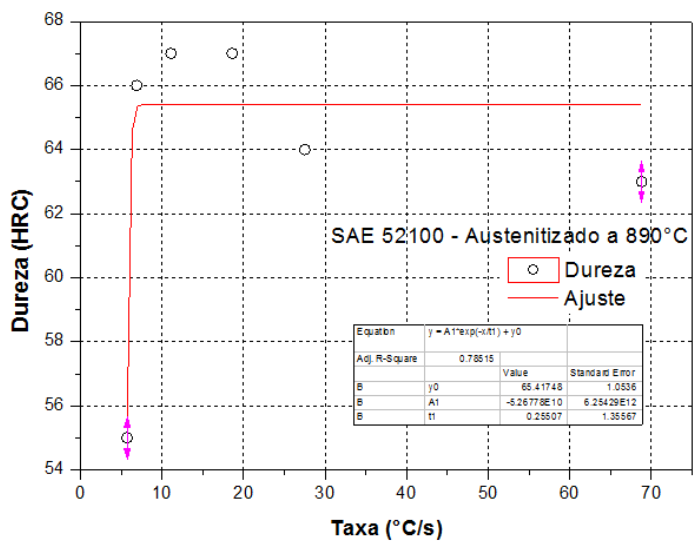
Figura 6.16. Valores de dureza em função da taxa de resfriamento e da temperatura de austenitização para o SAE 1060. Em (a): 780°C. Em (b): 830°C. Em (c) 880°C.



(a)



(b)



(c)

Figura 6.17. Valores de dureza em função da taxa de resfriamento e da temperatura de austenitização para o SAE 1060. Em (a): 790°C. Em (b): 840°C. Em (c) 890°C.

$$HRC(\overset{\circ}{T}) = -75,64175 \cdot \exp\left(\frac{-\overset{\circ}{T}}{16,46082}\right) + 64,98995 \quad (6.1)$$

$$R^2 = 0,97876$$

$$HRC(\overset{\circ}{T}) = -56,59769 \cdot \exp\left(\frac{-\overset{\circ}{T}}{22,3817}\right) + 65,27225 \quad (6.2)$$

$$R^2 = 0,8287$$

$$HRC(\overset{\circ}{T}) = -68,39797 \cdot \exp\left(\frac{-\overset{\circ}{T}}{10,50998}\right) + 65,59078 \quad (6.3)$$

$$R^2 = 0,98843$$

$$HRC(\overset{\circ}{T}) = -68,33813 \cdot \exp\left(\frac{-\overset{\circ}{T}}{8,03111}\right) + 65,8111 \quad (6.4)$$

$$R^2 = 0,9066$$

$$HRC(\overset{\circ}{T}) = -96,7249 \cdot \exp\left(\frac{-\overset{\circ}{T}}{4,09767}\right) + 65,6041 \quad (6.5)$$

$$R^2 = 0,9413$$

$$HRC(\overset{\circ}{T}) = -52,6778 \cdot \exp\left(\frac{-\overset{\circ}{T}}{0,2550}\right) + 65,4174 \quad (6.6)$$

$$R^2 = 0,7881$$

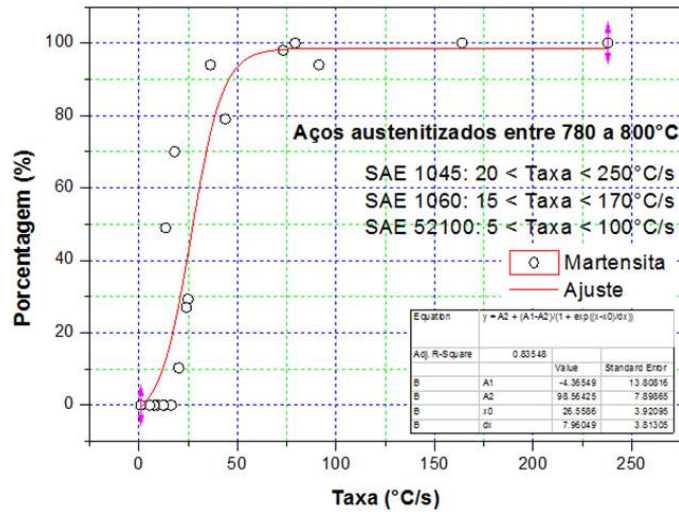
6.1.4. Correlação entre Microestrutura VS Taxa de Resfriamento Simulada

As taxas de resfriamento calculadas na forma bidimensional foram correlacionadas com a quantidade de fases e microconstituintes tanto para o SAE 1060 e SAE 52100 conforme mostrado na Tabela 6.8. Como a taxa de resfriamento

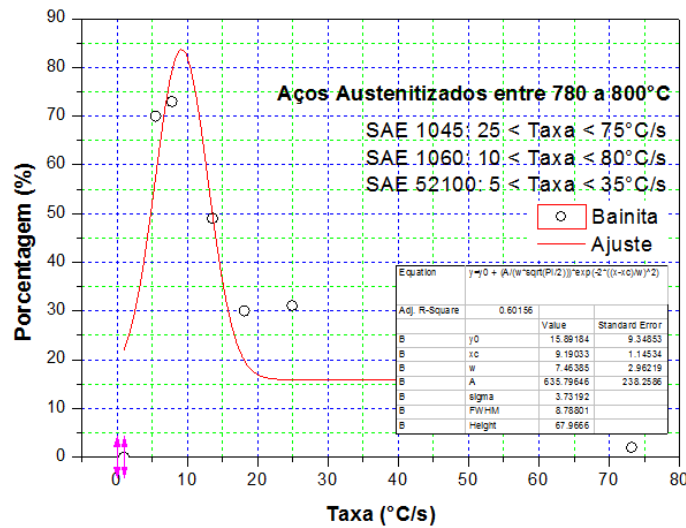
varia com a posição no corpo de prova, as quantidades formadas variam conforme estudado por YAO (2003) e PIETRZYK (2011). Por tratar-se de um aço hipoeutetóide (SAE 1060) espera-se encontrar: martensita, bainita, ferrita livre e perlita. Na Figura 5.15 foi mostrado um exemplo deste cálculo a partir de uma metalografia binarizada por computador. Para aumentar o rango de simulação e fazer testes com outras qualidades de aços ao carbono foram incluídos resultados simulados de taxa de resfriamento para um SAE 1045. Desta maneira, as equações desenvolvidas permitem calcular a microestrutura resultante desde um intervalo de 0,45% até aproximadamente 1,0% de carbono. (Figuras 6.18, 6.19 e 6.20).

Tabela 6.8. Correlação entre taxas de resfriamento e porcentagem de microestrutura para o SAE 1045, SAE 1060 e SAE 52100 em diferentes temperaturas de austenitização. (M: Martensita. B: Bainita. F: Ferrita. P: Perlita. C: Carbonetos. AR: Austenita Retida).

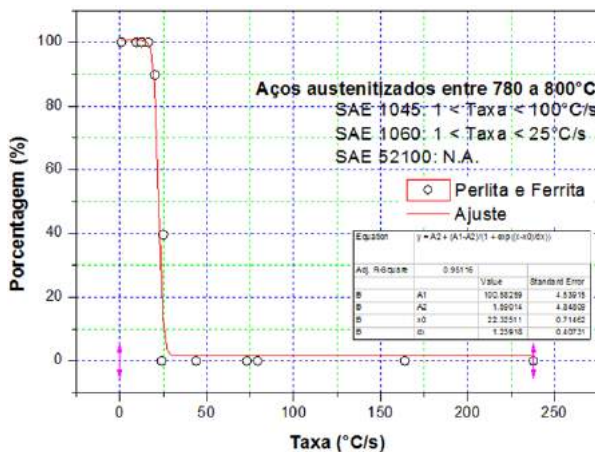
Aços	SAE 1045				SAE 1060				SAE 52100				
	Taxa (°C/s)	M	B	F+P	Taxa (°C/s)	M	B	F+P	Taxa (°C/s)	M	B	P+C	AR
800° (SAE 1045) 780°C (SAE 1060) 790°C (SAE 52100)	238	1,0	0,0	0,0	164	1,0	0,0	0,0	91,3	0,94	0,0	0,06	0,0
	73,2	0,98	0,02	0,0	79,3	1,0	0,0	0,0	36,3	0,94	0,0	0,06	0,0
	24,9	0,29	0,31	0,39	43,8	0,79	0,21	0,0	18,1	0,7	0,3	0,0	0,0
	20,2	0,10	0,0	0,83	24,1	0,27	0,73	0,0	13,6	0,49	0,49	0,02	0,0
	12,8	0,0	0,0	0,91	16,4	0,0	0,0	1,0	7,8	0,0	0,73	0,26	0,0
	9,4	0,0	0,0	0,92	12,4	0,0	0,0	1,0	5,5	0,0	0,70	0,30	0,0
850° (SAE 1045) 830°C (SAE 1060) 840°C (SAE 52100)	201	1,0	0,0	0,0	139,4	1,0	0,0	0,0	77,9	0,96	0,0	0,03	0,0
	56,4	1,0	0,0	0,0	60,5	1,0	0,0	0,0	36,5	0,97	0,0	0,02	0,0
	28,4	0,57	0,23	0,2	30,6	0,72	0,28	0,0	21,2	0,7	0,3	0,0	0,0
	22,6	0,1	0,0	0,9	24,8	0,49	0,25	0,26	13,8	0,5	0,5	0,0	0,0
	12,6	0,0	0,0	1,0	13,9	0,0	0,0	1,0	7,9	0,4	0,6	0,0	0,0
	8,8	0,0	0,0	1,0	10	0,0	0,0	1,0	5,6	0,0	0,97	0,03	0,0
900° (SAE 1045) 880°C (SAE 1060) 890°C (SAE 52100)	159	1,0	0,0	0,0	100	1,0	0,0	0,0	68,8	0,9	0,0	0,0	0,1
	63,3	0,87	0,12	0,0	38,33	0,93	0,07	0,0	27,5	0,95	0,0	0,0	0,05
	24,5	0,71	0,14	0,15	24,8	0,67	0,33	0,0	18,6	0,92	0,02	0,0	0,06
	20,6	0,16	0,0	0,84	17	0,63	0,18	0,19	11,1	0,7	0,25	0,0	0,05
	12,3	0,0	0,0	1,0	11,5	0,0	0,0	1,0	6,9	0,5	0,45	0,0	0,05
	8,9	0,0	0,0	1,0	7,5	0,0	0,0	1,0	5,7	0,0	0,97	0,03	0,0



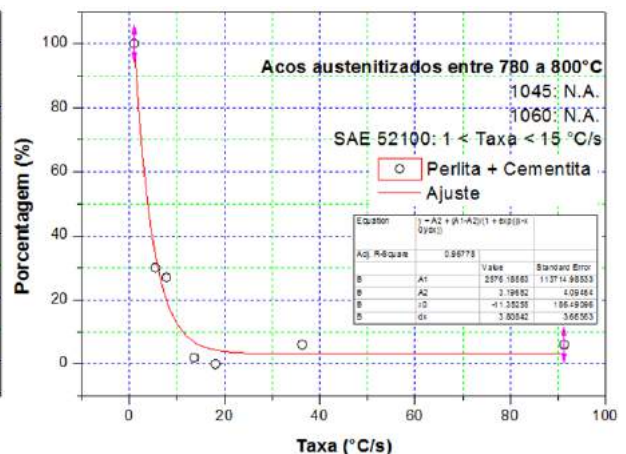
(a)



(b)

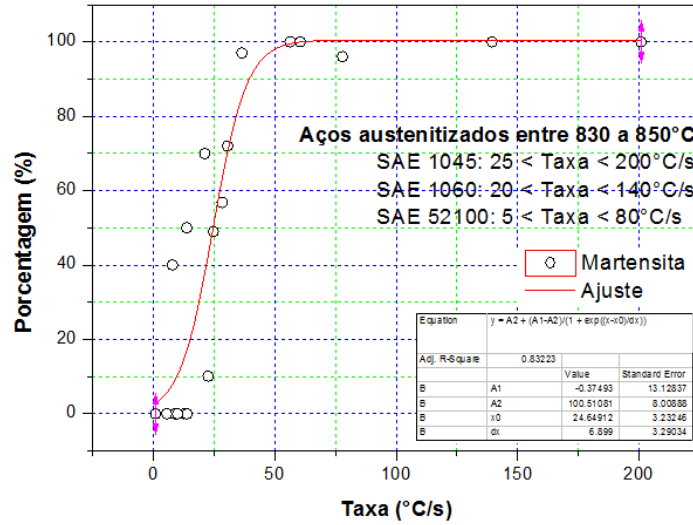


(c)

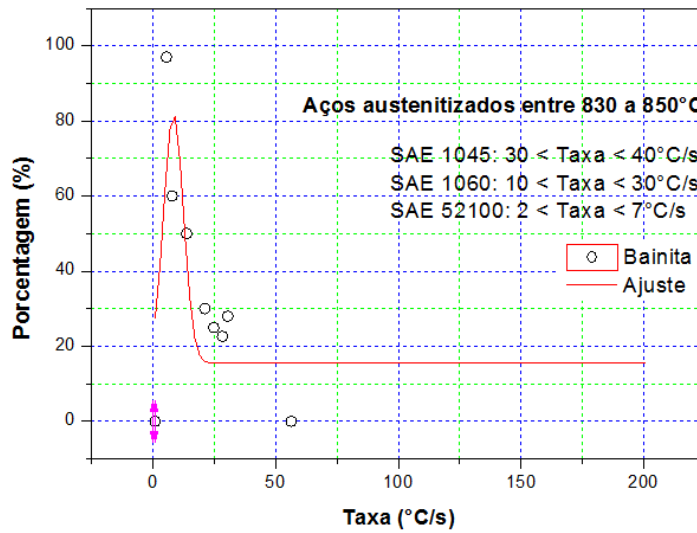


(d)

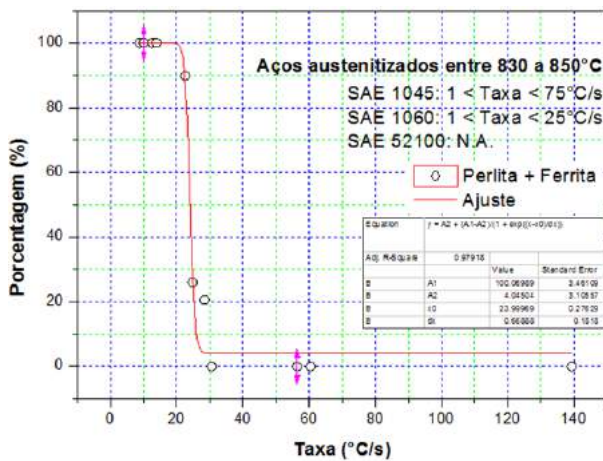
Figura 6.18. Microestrutura em função da taxa de resfriamento e da temperatura de austenitização entre 780°C e 800°C. Em (a): Martensita. Em (b): Bainita. Em (c): Perlita y Ferrita. Em (d): Perlita e Cementita.



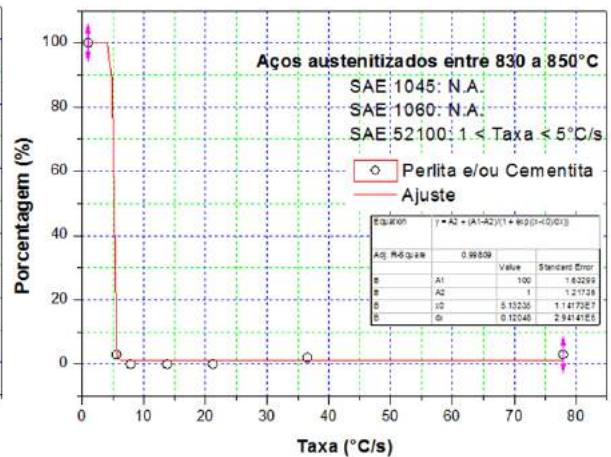
(a)



(b)

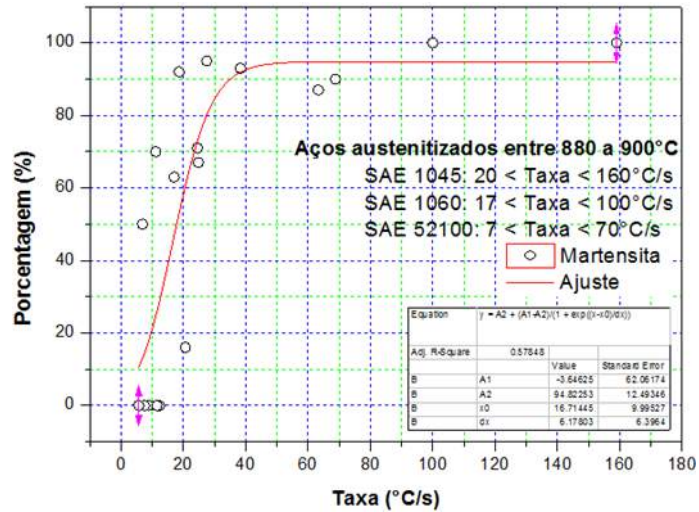


(c)

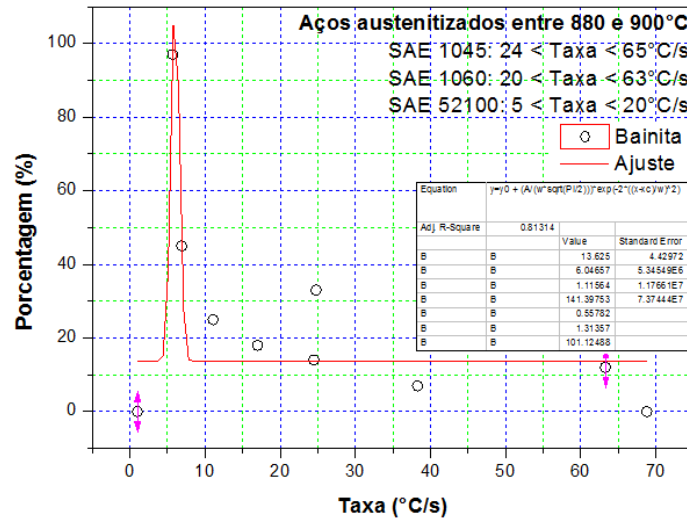


(d)

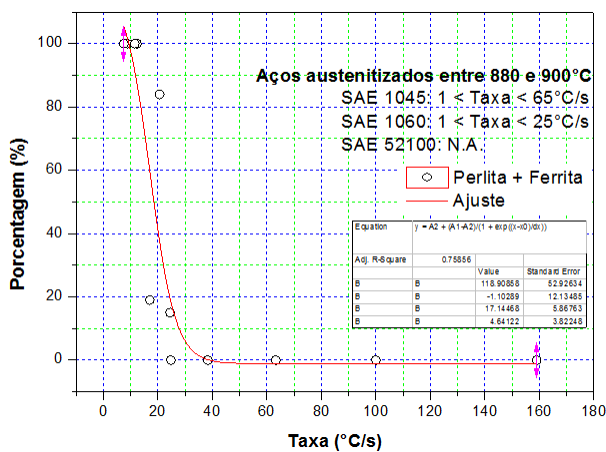
Figura 6.19. Microestrutura em função da taxa de resfriamento e da temperatura de austenitização entre 830°C e 850°C. Em (a): Martensita. Em (b): Bainita. Em (c): Perlita y Ferrita. Em (d): Perlita e Cementita.



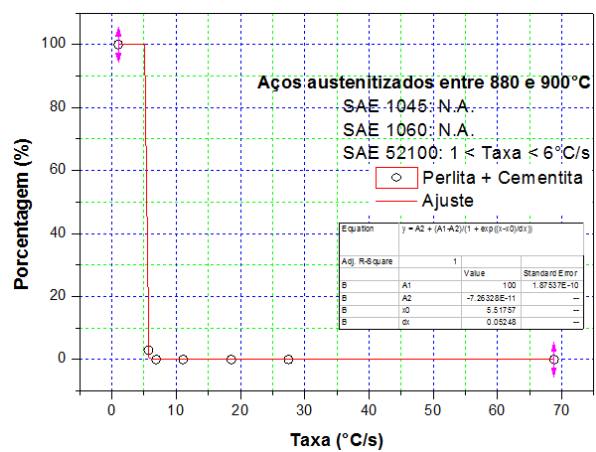
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 6.20. Microestrutura em função da taxa de resfriamento e da temperatura de austenitização entre 880°C e 900°C. Em (a): Martensita. Em (b): Bainita. Em (c): Perlita y Ferrita. Em (d): Perlita e Cementita.

Pode-se calcular ainda a quantidade de austenita retida durante o ensaio conforme mostrado na Figura 6.21. Os aços hipoeutectóides não apresentam formação visível nas metalografias. O SAE 52100 apresenta a formação de frações de austenita juntamente com a martensita de morfologia de placas conforme análises metalográficas neste tipo de aço.

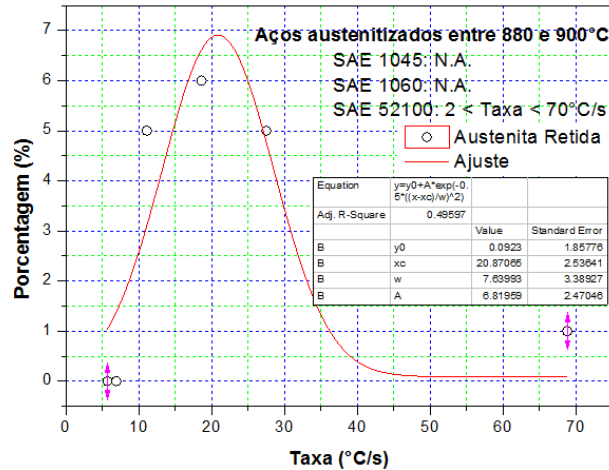


Figura 6.21. Percentagem de austenita retida.

Para aços austenitizados entre 780 e 800°C tem-se:

$$\% \text{Martensita} = \frac{-102,9296}{1 + \exp\left(\frac{T - 56,2586}{7,9604}\right)} + 98,5642 \quad (6.7)$$

$$R^2 = 0,8354$$

$$\% \text{Bainita} = 15,8918 + \frac{635,8}{7,4638 \cdot \sqrt{\frac{\pi}{2}}} \cdot \exp\left(\frac{\left(\frac{T - 9,2}{7,4638}\right)^2}{2}\right) \quad (6.8)$$

$$R^2 = 0,6015$$

$$\% Ferrita + Perlita = \frac{99}{1 + \exp\left(\frac{T - 22,325}{1,2391}\right)} + 1,6 \quad (6.9)$$

$$R^2 = 0,9511$$

$$\% Ferrita + Cementita = \frac{2257}{1 + \exp\left(\frac{T - 11,352}{3,8084}\right)} + 3,1965 \quad (6.10)$$

$$R^2 = 0,9677$$

Para aços austenitizados entre 830 e 850°C tem-se:

$$\% Martensita = \frac{-100,88}{1 + \exp\left(\frac{T - 24,649}{6,899}\right)} + 100,51 \quad (6.11)$$

$$R^2 = 0,8322$$

$$\% Bainita = 15,4753 + \frac{672,4}{8,077 \cdot \sqrt{\frac{\pi}{2}}} \cdot \exp\left(\frac{(T - 8,45)^2}{8,077^2}\right) \quad (6.12)$$

$$R^2 = 0,7018$$

$$\% Ferrita + Perlita = \frac{96,029}{1 + \exp\left(\frac{T - 23,9}{0,667}\right)} + 4,045 \quad (6.13)$$

$$R^2 = 0,9791$$

$$\% Perlita + Cementita = \frac{99}{1 + \exp\left(\frac{T - 5,1323}{0,12048}\right)} + 1 \quad (6.14)$$

$$R^2 = 0,9980$$

Para aços austenitizados entre 880 e 900°C tem-se:

$$\% \text{Martensita} = \frac{-98,4687}{1 + \exp\left(\frac{T^{\circ} - 16,7144}{6,178}\right)} + 94,8225 \quad (6.15)$$

$$R^2 = 0,60$$

$$\% \text{Bainita} = 13,625 + \frac{141,39}{1,115 \cdot \sqrt{\frac{\pi}{2}}} \cdot \exp\left(2 \cdot \left(\frac{T^{\circ} - 6,0465}{1,1156}\right)^2\right) \quad (6.16)$$

$$R^2 = 0,8131$$

$$\% \text{Ferrita} + \text{Perlita} = \frac{120}{1 + \exp\left(\frac{T^{\circ} - 17,1446}{4,6412}\right)} - 1,1028 \quad (6.17)$$

$$R^2 = 0,7585$$

$$\% \text{Perlita} + \text{Cementita} = \frac{-107,2632}{1 + \exp\left(\frac{T^{\circ} - 5,5175}{0,0524}\right)} - 7,2632 \quad (6.18)$$

$$R^2 = 1$$

$$\% \text{Austenita (R)} = 0,0923 + 6,8195 \cdot \exp\left(-0,5 \cdot \left(\frac{T^{\circ} - 20,8706}{7,6399}\right)^2\right) \quad (6.19)$$

$$R^2 = 0,5$$

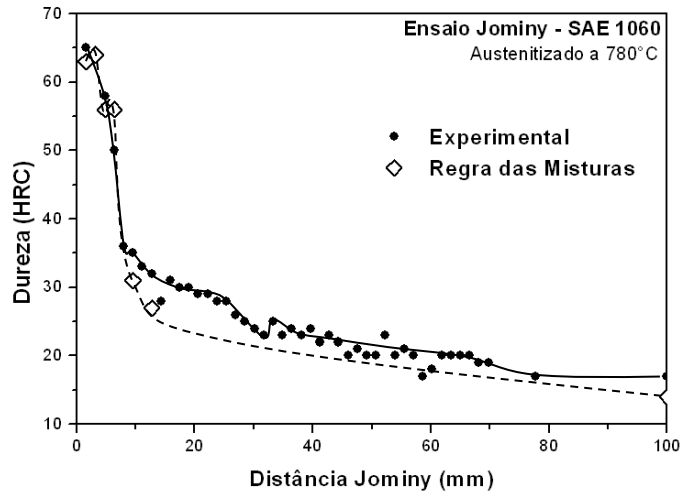
6.1.5. Correlação entre Dureza Experimental VS Regra das Misturas

Ensaio de microdureza Vickers foram aplicados nos corpos de prova em conjunto com os resultados da análise quantitativa das fases para calcular a dureza global em função da microestrutura usando a Regra das Misturas. Os resultados dos cálculos obtidos por este método foram comparados com os resultados do ensaio de dureza HRC, conforme as Figuras 6.22 e 6.23 e na Tabela 6.9. Observa-se que o perfil é convergente entre os resultados obtidos experimentalmente e os resultados calculados por este método. Porém, nas últimas posições do corpo de prova (extremidade oposta) podem ter-se diferenças de até 10 unidades de dureza HRC.

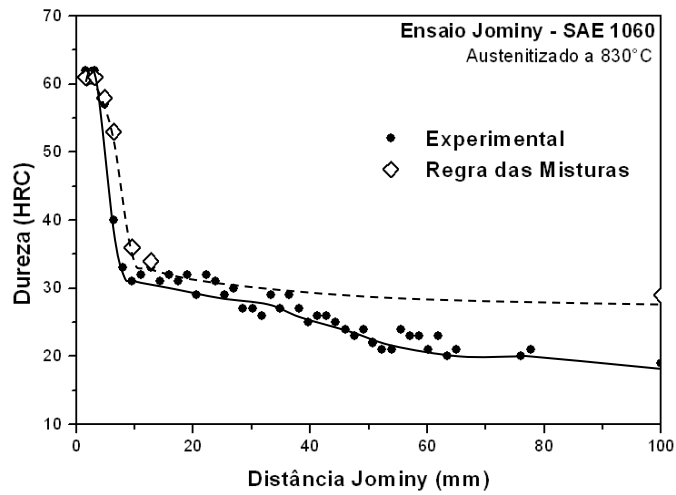
Com os dados obtidos no tratamento das metalografias, procede-se a correlacionar a porcentagem da microestrutura formada em função das taxas de resfriamento simuladas em condições bidimensionais. Na Figura 6.24 se mostra tal comportamento para um SAE 1060 austenitizado a 780°C, 830°C e 830°C. Para efeitos de cálculo de dureza, procede-se a calcular as quantidades de fases e microconstituintes formados no corpo de prova após o ensaio. Na Figura 6.25 se mostra as quantidades microestruturais do SAE 52100. Por tratar-se de um aço hipereutetóide, espera-se encontrar na microestrutura: martensita, bainita e carbonetos com perlita devido ao alto conteúdo de carbono e a presença de cromo como elemento de liga conforme mostrado por BHADESHIA (2012). A maior temperatura de austenitização, a martensita adota uma morfologia de placas e evidencia-se a presença de austenita retida nas primeiras posições a partir da superfície resfriada pela água, conforme exames metalográficos.

Tabela 6.9. Correlação entre dureza experimental e a Regra das Misturas.

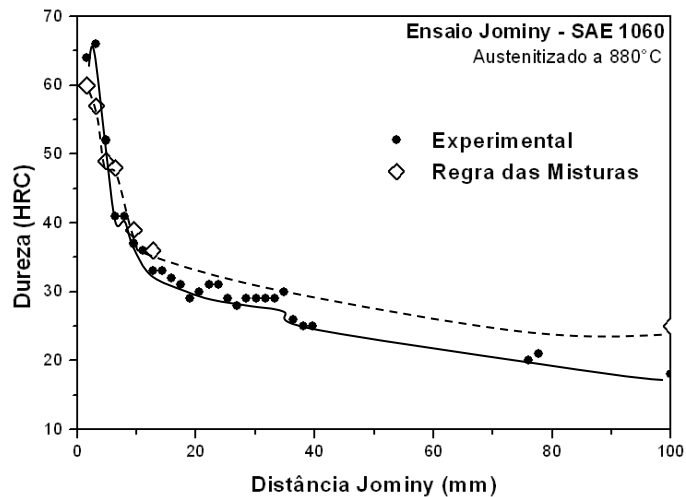
Posição	HRC	HRC	HV	Martensita		Bainita		Perlita		Ferrita	
	Medido	Tabela	Regra das Misturas	HV	%	HV	%	HV	%	HV	%
TP1	65	63	707	707	1	0	0	0	0	0	0
TP2	64	64	727	727	1	0	0	0	0	0	0
TP3	58	56	607	621	0,79	555	0,21	0	0	0	0
TP4	50	56	611	653	0,28	595	0,73	0	0	0	0
TP5	35	29	285	0	0	0	0	310	0,92	0	0,07
TP6	32	28	282	0	0	0	0	312	0,90	0	0,09
TP63	17	14	192	0	0	0	0	253	0,76	0	0,24



(a)

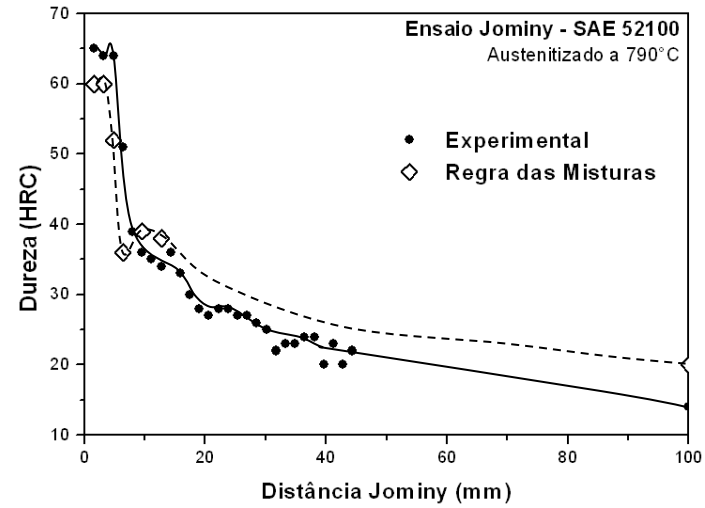


(b)

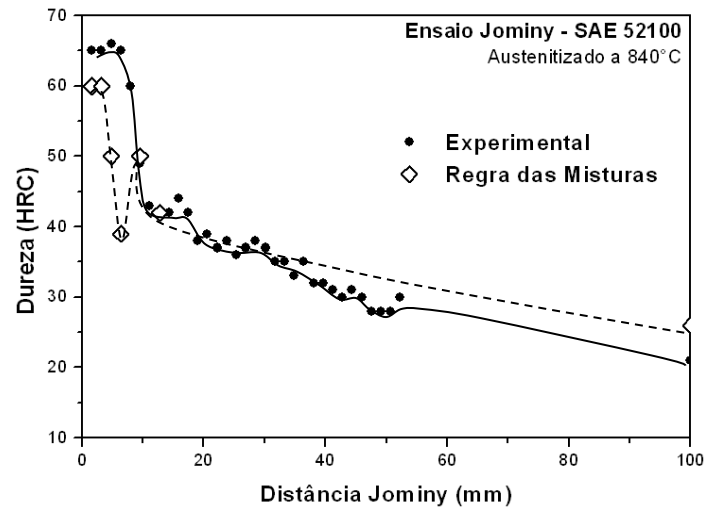


(c)

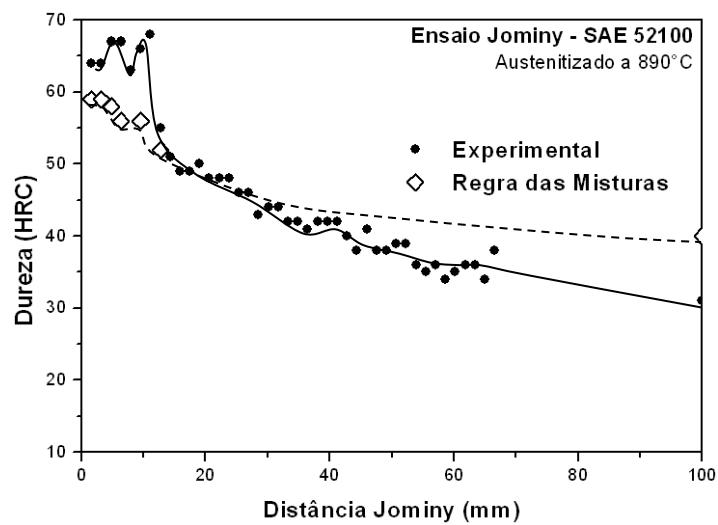
Figura 6.22. Valores de microdureza experimental e resultados da Regra das Misturas aplicada na microestrutura do SAE 1060 em função da temperatura de austenitização. Em (a): 780°C. Em (b): 830°C. Em (c): 880°C.



(a)

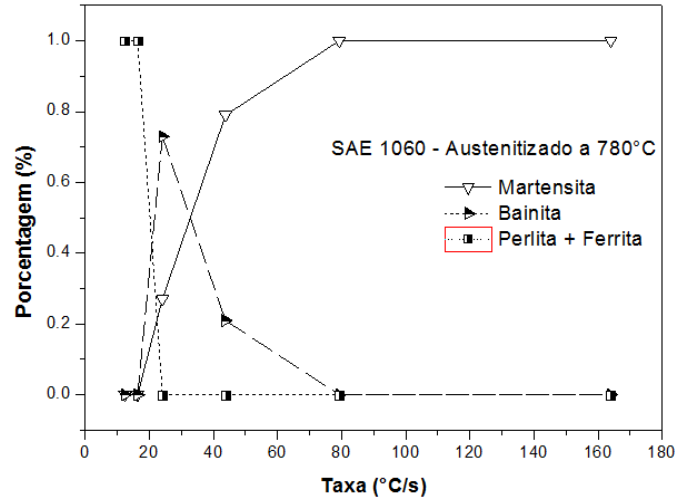


(b)

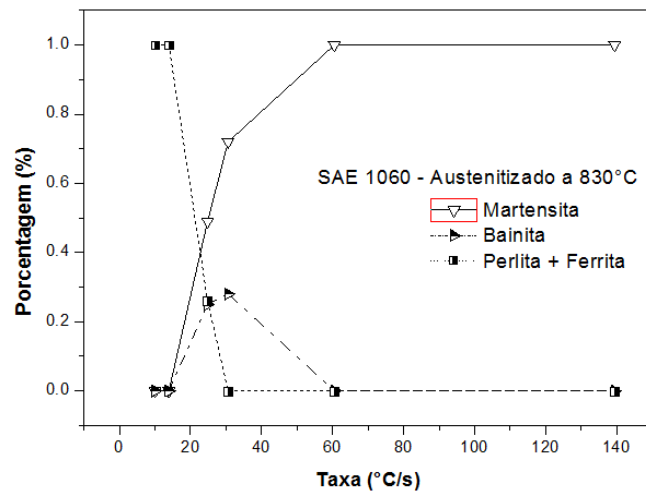


(c)

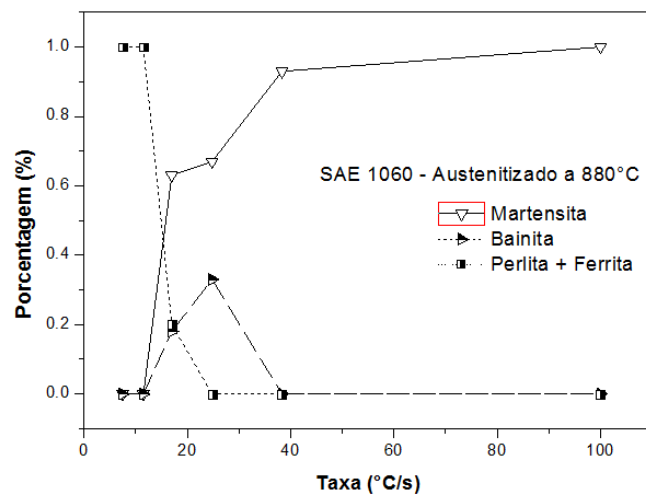
Figura 6.23. Valores de microdureza experimental e resultados da Regra das Misturas aplicada na microestrutura do SAE 52100 em função da temperatura de austenitização. Em (a): 780°C. Em (b): 830°C. Em (c): 880°C.



(a)

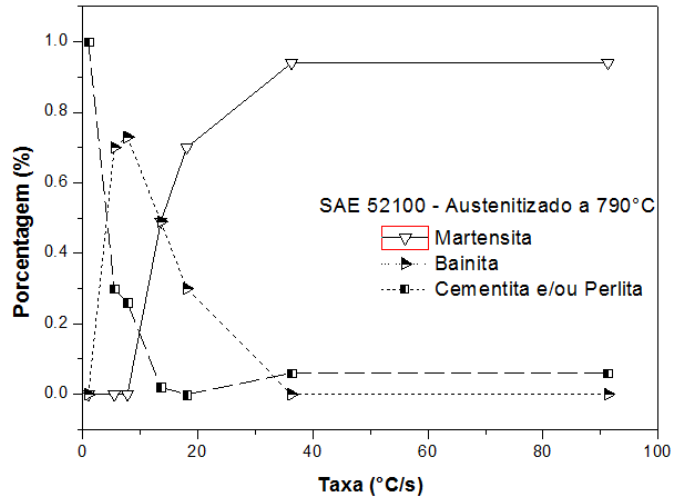


(b)

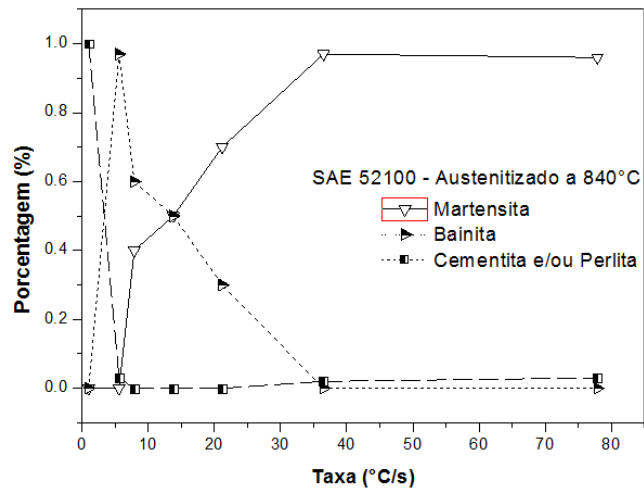


(c)

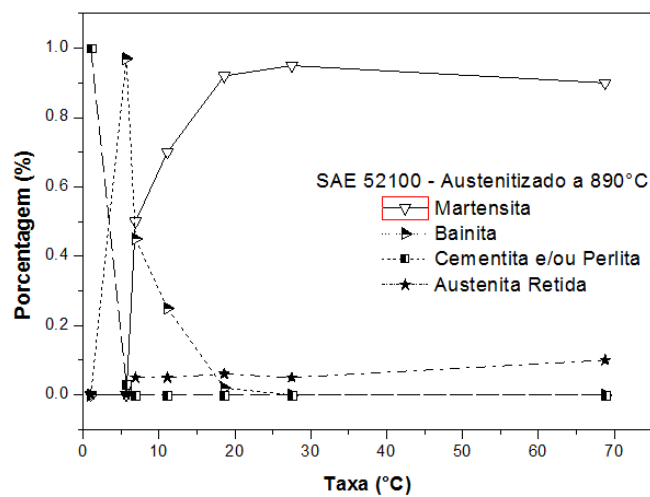
Figura 6.24. Correlação entre a formação microestrutural e a taxa de resfriamento simulada após ensaio Jominy e austenizado a temperaturas diferentes para um SAE 1060. Em (a): 780°C. Em (b): 830°C. Em (c): 880°C.



(a)



(b)



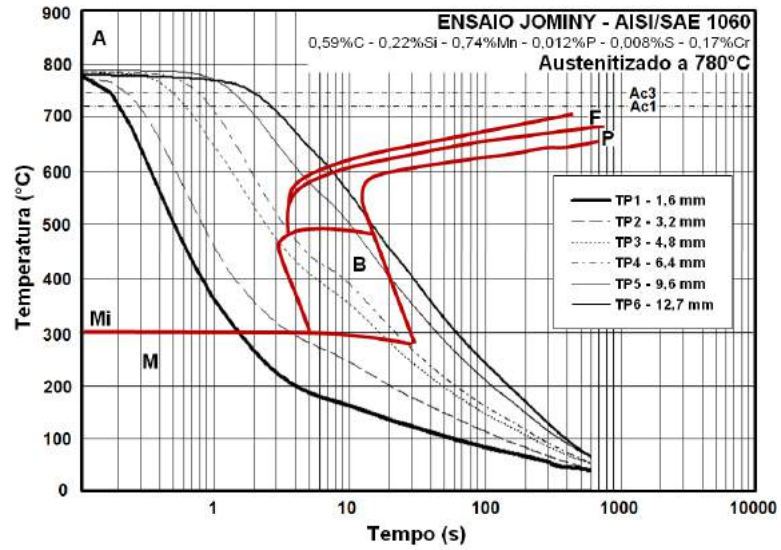
(c)

Figura 6.25. Correlação entre a formação microestrutural e a taxa de resfriamento simulada após ensaio Jominy e austenizado a temperaturas diferentes para um SAE 52100. Em (a): 790°C. Em (b): 840°C. Em (c): 890°C.

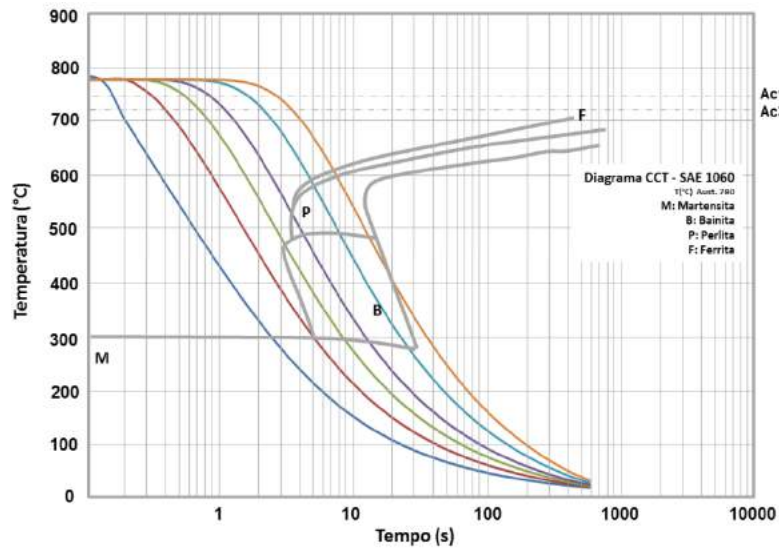
6.1.6. Curvas Experimentais VS Curvas Simuladas VS Microestruturas

Para verificar a precisão dos cálculos bidimensionais em relação com as curvas obtidas com o auxílio de termopares, mostram-se os confrontos teóricos – experimentais do ensaio. Por exemplo, para o aço SAE 1060 conforme visto na Figura 6.26 para uma temperatura de austenitização de 780°C nas posições TP1 e TP2, ocorre a formação de 100% de martensita. Na posição TP3 ocorre a formação de bainita (áreas escuras) e martensita. Na posição TP4 aparentemente há uma maior formação de quantidades de bainita e provavelmente poucas quantidades de martensita. Na posição TP5 ocorre a formação de perlita, e mínimas quantidades ferrita livre (áreas brancas) e provavelmente bainita misturada entre as colônias de perlita. Na posição TP6 ocorre a formação de ferrita livre em mínimas quantidades e perlita como microestrutura resultante. Na Figura 6.27 e 6.28 se mostram as curvas simuladas e experimentais para as outras temperaturas de austenitização.

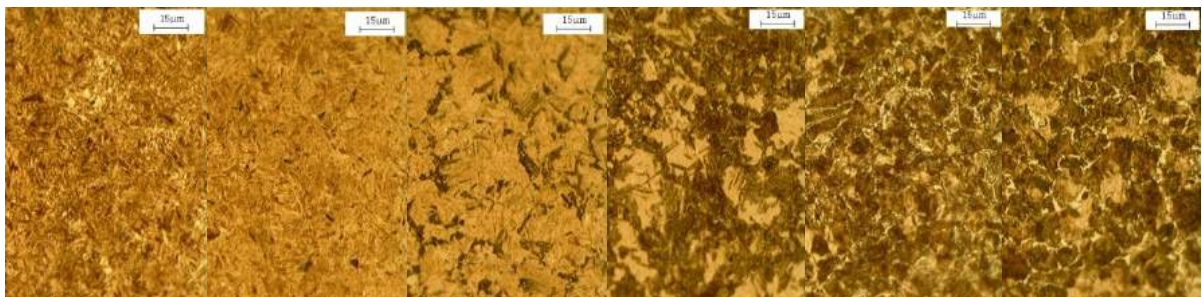
Para o SAE 52100, as Figuras 6.29, 6.30 e 6.31 mostram que nas posições analisadas observam-se carbonetos provavelmente de cementita esferoidizada ou carbonetos, que não foi dissolvida durante a austenitização. Estes carbonetos se mostram durante toda a microestrutura. Neste tipo de aço, a visualização da estrutura bainítica se confunde com a martensita. Dessa forma, o uso de microscopia eletrônica torna-se necessário. COLPAERT (2008) indica que neste tipo de aço, a microestrutura bainítica poderá ser visualizada em microscopia óptica, se a mesma proceder do tratamento isotérmico de austêmpera. Catálogos técnicos mostram que neste tipo de aço para rolamentos, pode adquirir até 700 HV ainda com estruturas mistas de martensita, bainita e carbonetos. Por outro lado, para uma temperatura de austenitização de 890°C, a formação de martensita em placas e de bainita se torna mais evidente. Nesse sentido, observa-se austenita retida entre as placas de martensita. Esta última torna-se muito mais acicular em comparação às que se formam em temperaturas de austenitização menores. Na posição TP6 ocorre a formação de bainita e observam-se carbonetos, mas em menores quantidades. Estas morfologias de bainita e martensita, além da composição química da liga ou incremento no tamanho de grão austenítico prévio, aumentam a dureza da microestrutura.



(a)



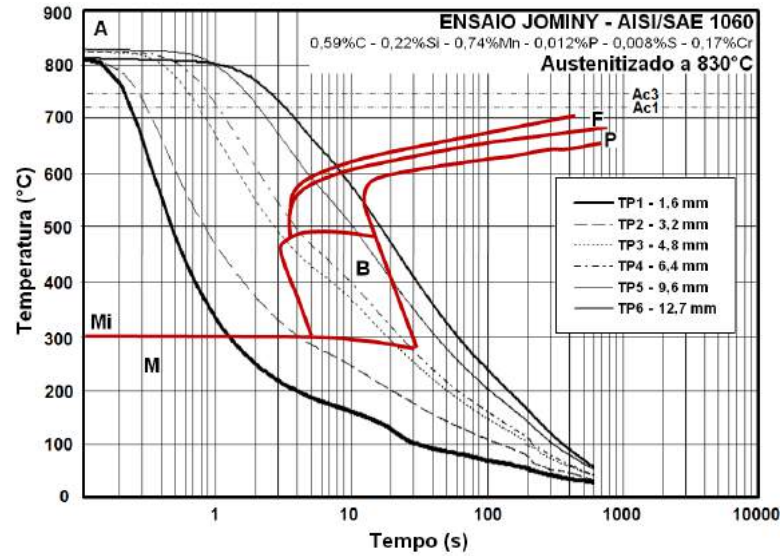
(b)



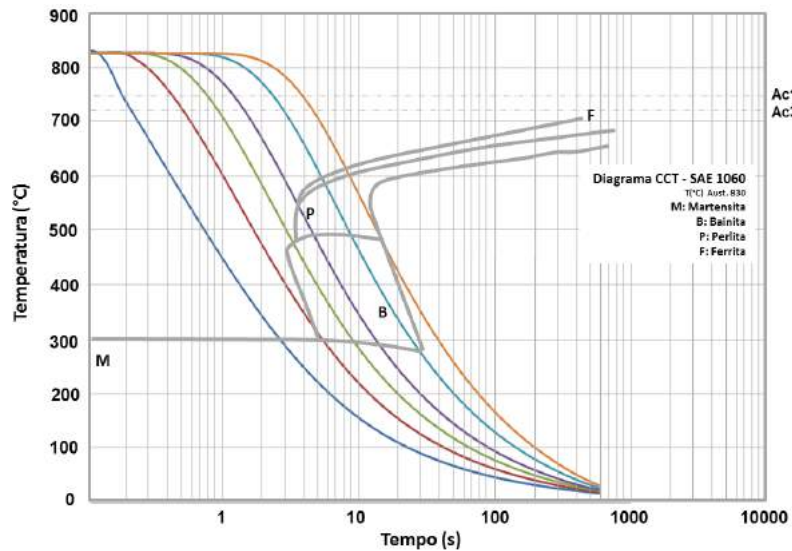
TP1 TP2 TP3 TP4 TP5 TP6

(c)

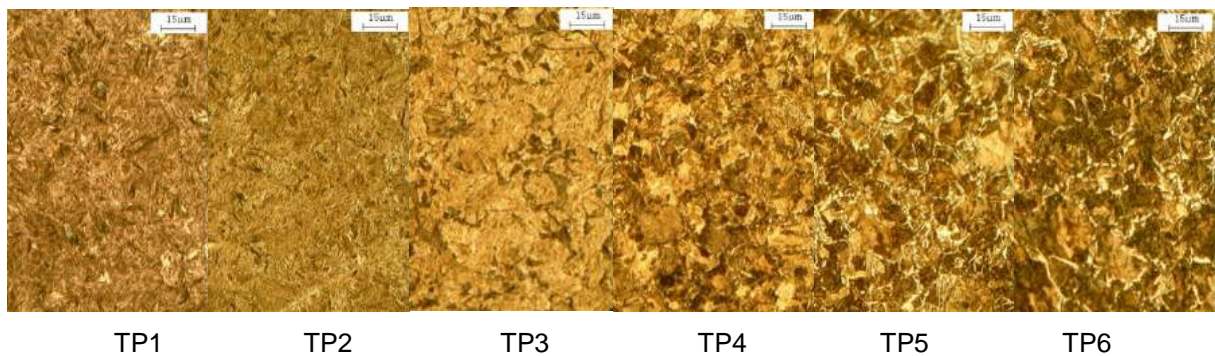
Figura 6.26. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 1060 austenitizado a 780°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CTT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova.



(a)

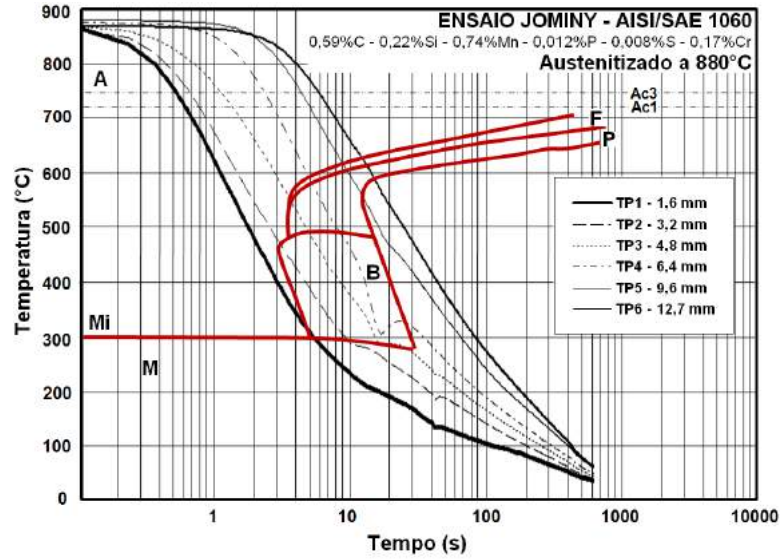


(b)

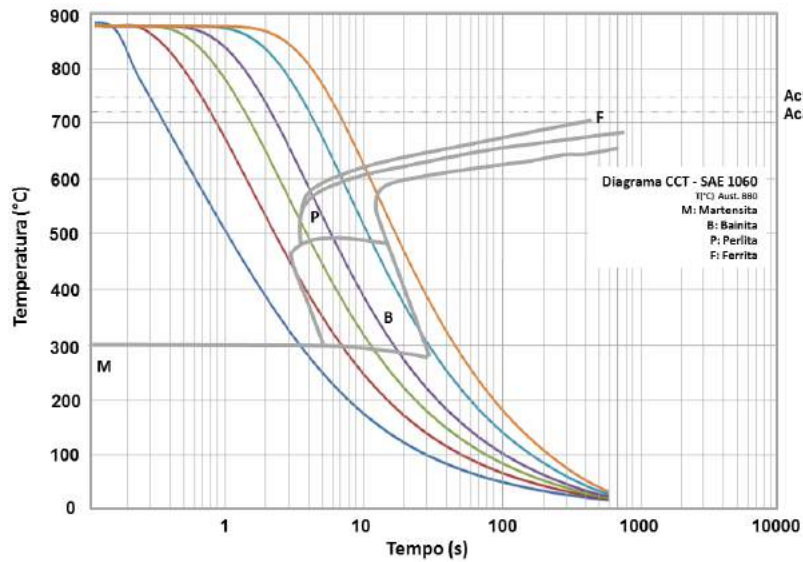


(c)

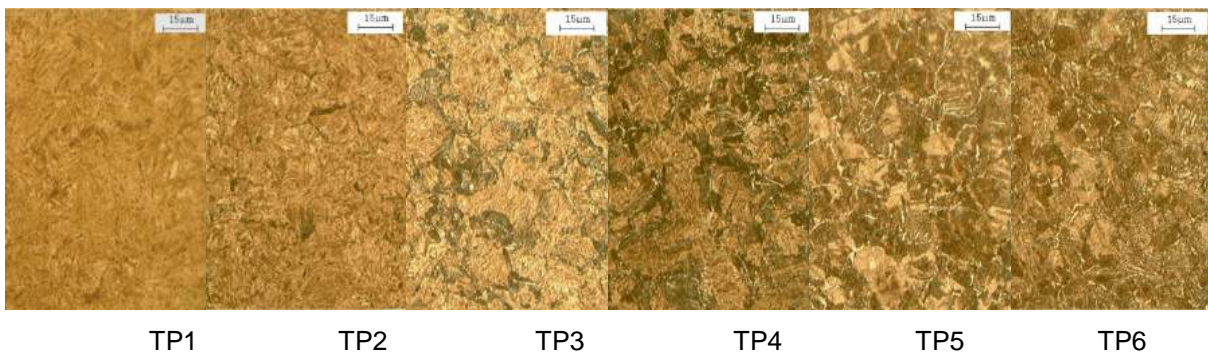
Figura 6.27. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 1060 austenitizado a 830°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CCT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova.



(a)

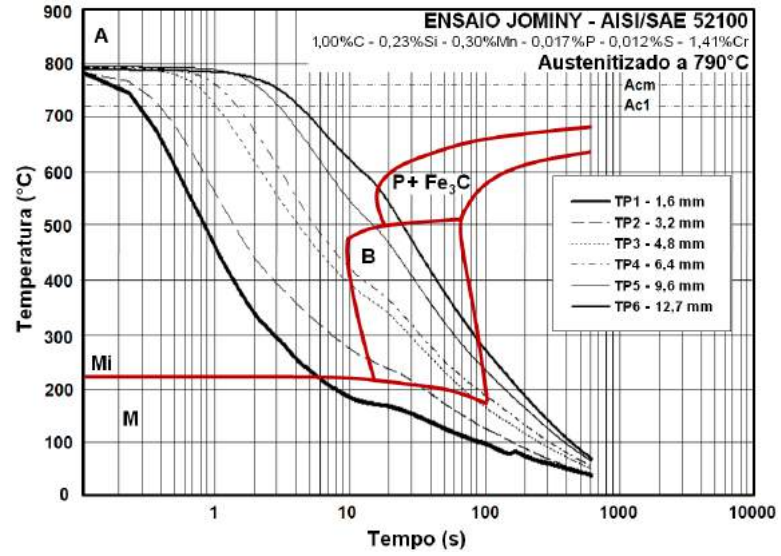


(b)

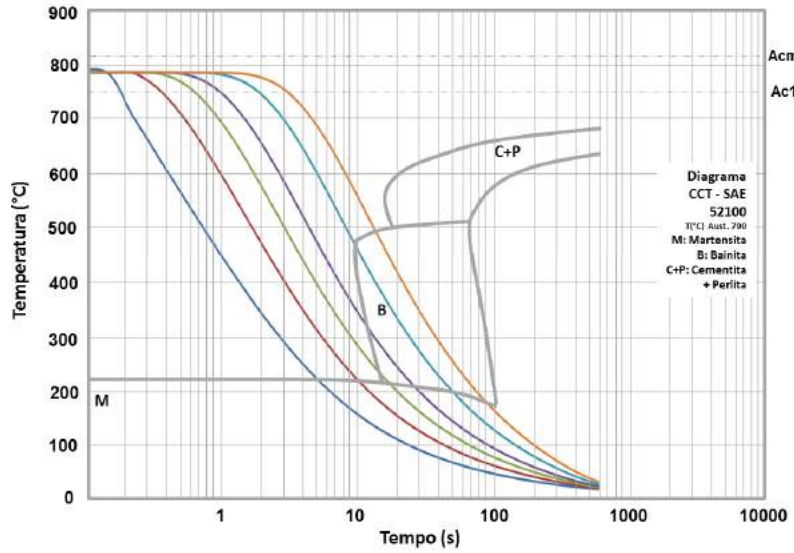


(c)

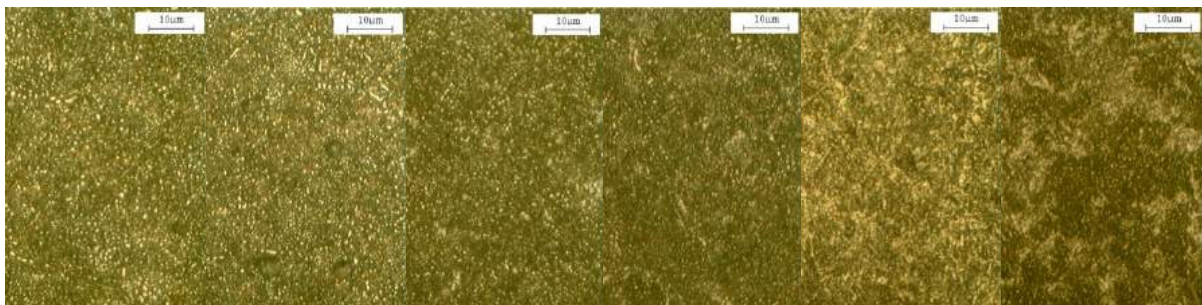
Figura 6.28. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 1060 austenizado a 880°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CTT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova.



(a)



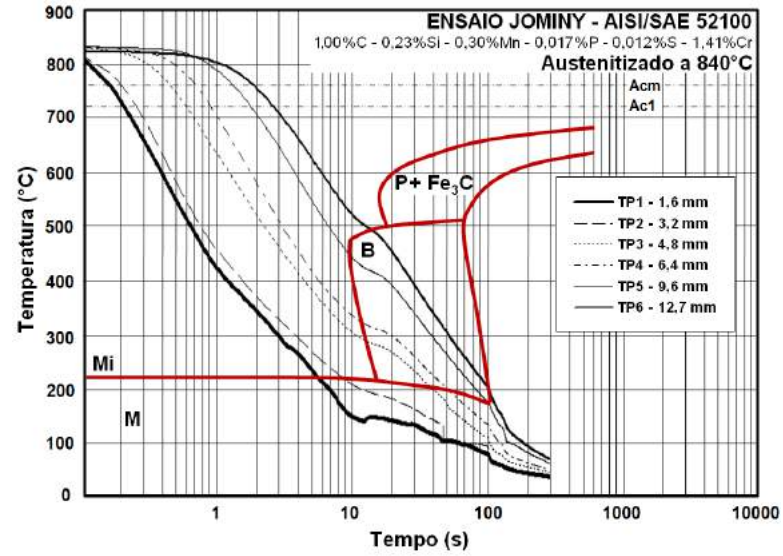
(b)



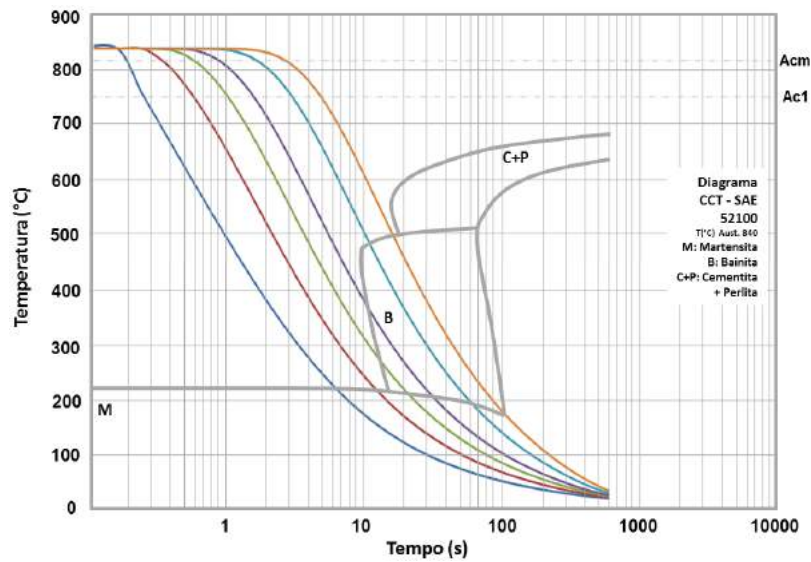
TP1 TP2 TP3 TP4 TP5 TP6

(c)

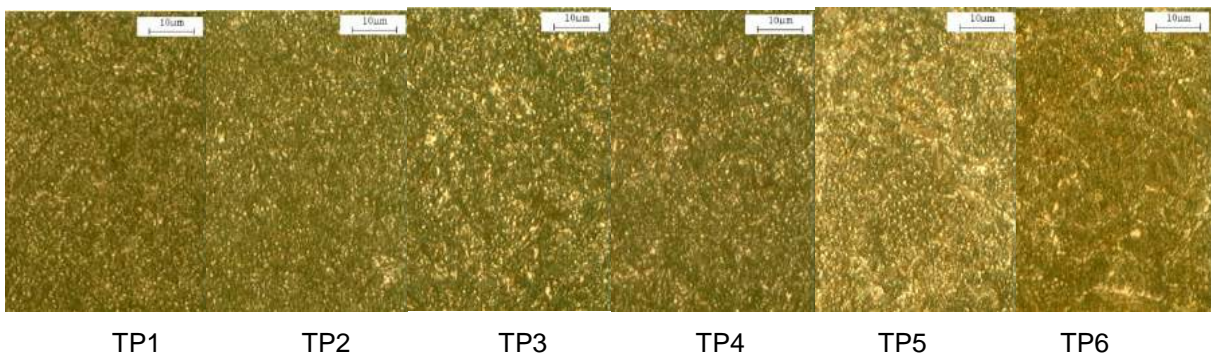
Figura 6.29. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 52100 austenitizado a 790°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CTT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova.



(a)

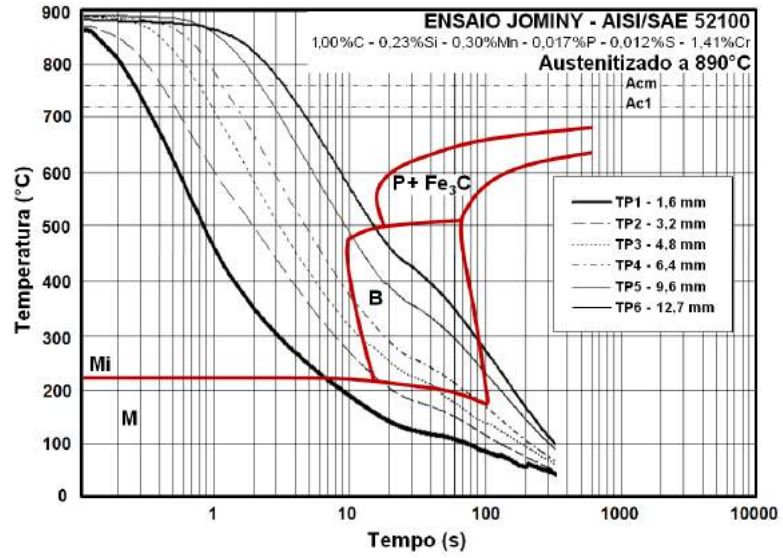


(b)

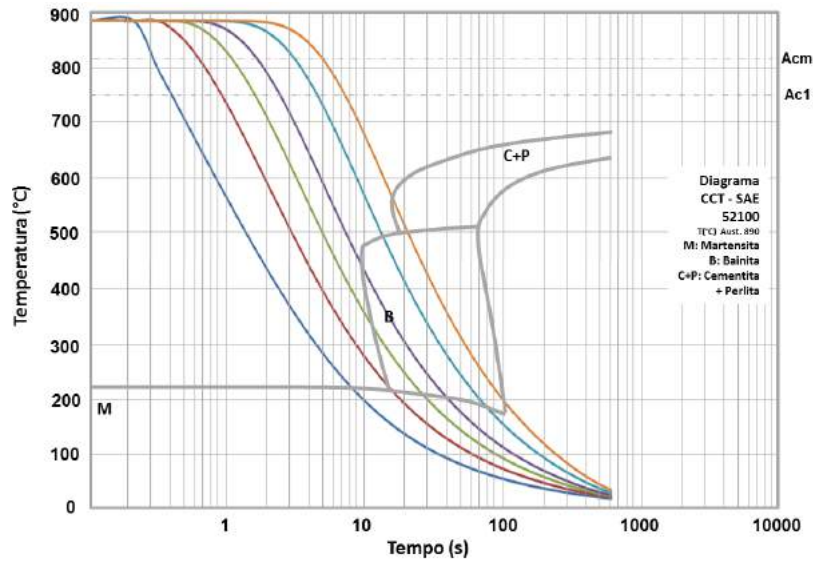


(c)

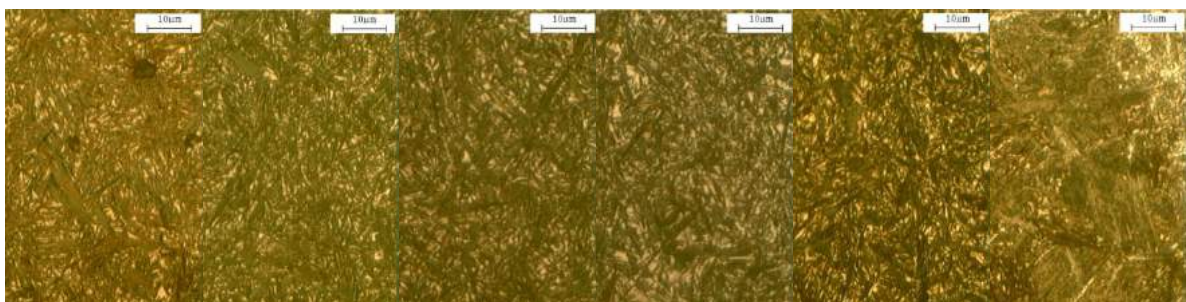
Figura 6.30. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 52100 austenitizado a 840°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CCT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova.



(a)



(b)



TP1 TP2 TP3 TP4 TP5 TP6

(c)

Figura 6.31. Evolução térmica no diagrama CCT para o SAE 52100 austenitizado a 840°C. Em (a): Curvas de resfriamento experimentais. Em (b) Curvas simuladas pelo MDF no método explícito na condição bidimensional. Em (c): A evolução microestrutural segundo o diagrama CTT nas posições onde foram colocados os termopares no corpo de prova.

7. CONCLUSÕES

A simulação matemática modelada pelo Método das Diferenças Finitas consegue reproduzir a evolução térmica ao longo do corpo de prova Jominy.

Tal simulação pode-se aplicar para reproduzir o Ensaio Jominy em outros aços ao carbono a partir de 0.45%C até 1.0%C. Podem ser simulados aços de baixa liga.

Não foram simulados resultados com aços ao carbono de menor quantidade de carbono (0,10% ou 0,20%), pois os mesmos apresentam baixa temperabilidade nos ensaios Jominy. Estes aços não são utilizados industrialmente como elementos de máquinas que possam ser endurecidos por têmpera e atingir altas durezas após o tratamento térmico.

A simulação bidimensional mostrou melhores resultados que a simulação unidimensional nos primeiros instantes do ensaio, pois na forma bidimensional foram consideradas outras fronteiras convectivas como as laterais do corpo de prova.

O fato do corpo de prova ter geometria cilíndrica facilitou o equacionamento por diferenças finitas, pois o mesmo foi modelado como uma geometria retangular.

Os resultados do modelo sobrepostos aos diagramas CCT se aproximam das microestruturas reveladas pelos exames metalográficos tanto para o SAE 1060 como para o SAE 52100, e também para o SAE 1045.

As curvas de resfriamento obtidas pela forma bidimensional descrevem a microestrutura formada ao serem sobrepostas nos diagramas CCT nas três temperaturas de austenitização observadas. Os resultados obtidos se aproximam

das microestruturas reveladas pelos exames metalográficos tanto para o SAE 1060 como para o SAE 52100.

As taxas de resfriamento simuladas correlacionam a variação de dureza no ensaio Jominy. Logo, tais expressões podem aproximar os resultados de dureza após o ensaio em função das temperaturas de austenitização.

As taxas de resfriamento foram correlacionadas com a quantidade de microestrutura formada após iniciado o resfriamento no corpo de prova. Tem-se equações em função da temperatura de austenitização e quantidade de carbono (SAE 1045, SAE 1060 e SAE 52100). Apresentam-se 13 equações que podem ser utilizadas para aços de médio e alto carbono (0,4%C a 1,0%C).

Neste trabalho usaram-se propriedades termofísicas constantes dos aços em questão. Ao observar que as curvas de resfriamento simuladas apresentaram convergência com as curvas experimentais após o ensaio, não foi necessário modelar o equacionamento com as propriedades termofísicas variáveis em função do tempo. O coeficiente de transferência de calor por convecção, calculado e usado nos cálculos numéricos ajuda satisfatoriamente no equacionamento da modelagem da transferência calor no corpo de prova durante a simulação.

No caso do SAE 52100 elevadas temperaturas de austenitização (890°C) formam morfologias grosseiras de martensita (placas) além de austenita residual. Deve-se escolher uma adequada temperatura de austenitização para a realização do tratamento térmico a fim de evitar efeitos indesejáveis como fragilidade e baixa tenacidade.

8. PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

O equacionamento utilizado com o MDF leva em consideração as propriedades termofísicas do ferro (Fe) o qual é o elemento maioritário nos aços ensaiados. Para os aços com altas quantidades de elementos de liga, devem ser levadas em consideração as suas propriedades termofísicas para efeitos de simulação.

Utilizar expressões que modelem a variação das propriedades termofísicas em função da variação de temperatura.

Modelar numericamente o coeficiente de transferência de calor por convecção em função da temperatura.

Desenvolver expressões em diferenças finitas para outros tipos de geometrias e simular têmperas em outros tipos de aços.

Desenvolver malhas tridimensionais para a simulação de transferência de calor e a sua posterior correlação com a microestruturas resultante após têmpera.

9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASTM E 384-08, **Microindentation Hardness of Materials**, ASTM International, PA, United States, 2008.

ASTM E 3–95, **Practice for Preparation of Metallographic Specimens**, ASTM International, PA, United States, 1980.

ASTM A 255 – 07, **Standard Test Methods for Determining Hardenability of Steel**, ASTM, PA, United States, 2007.

ASTM E407-07, **Standard Practice for Microetching Metals and Alloys**, ASTM International, West Conshohocken, PA, United States, 2015.

ASTM E 7-80, **Terminology Relating Metallographic**, ASTM International, PA, United States, 1980.

ASTM E 82-03, **Vickers Hardness of Metallic Materials**, ASTM International, PA, United States, 2003.

ASM INTERNATIONAL. **Heat Treater's Guide: Practices and Procedures for Irons and Steels**. 1995.

ASM HANDBOOK. **Heat Treatment**. ASM, Vol.4, 1985.

ASM HANDBOOK. **Metallography and Microstructures**. ASM, Vol.9, 1985.

BEN AMMAR Y., AOUIFI A. M. DARRIEULAT. **Influence of the cooling rate on the texture and the microstructure of Zircaloy-4 studied by means of a Jominy end-quench test**, Materials Science & Engineering A. Vol. 556, pp 184 – 193. 2012.

BHADESHIA H. **Steels for Bearings**. Progress in Materials Science. Vol 57, pp 268 – 435. 2012.

BHADESHIA H.K. e HONEYCOMBE R. **Steels Microstructure e Properties**. Third edition. Butterworth – Heinemann. Printed by Elsevier. Oxford. U.K. 2006

BILHERI J. **Determinação do coeficiente de transferência de calor em um aço ABNT/SAE 1045 através do Ensaio Jominy**. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Tecnologia de Materiais). Faculdade de Engenharia, Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul, Brasil. 2012.

CALLISTER W. **Introducción a la Ciencia e Ingeniería de los Materiales**. Editora: Limusa Wiley. Barcelona. 2009.

CHIAVERINI V. **Aços e Ferros Fundidos**. Editora: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais ABM. São Paulo. 2005.

COLPAERT H., **Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns**. Quarta Edição. Revisão Técnica: André da Costa e Silva. Editora Blucher. São Paulo. Brasil. 2008.

ÇENGEL Y. GHAJAR A. **Transferência de Calor e Massa – Uma abordagem prática**. Quarta Edição. Editora AMGH EDITORA LTDA. e MCGRAW – HILL EDUCATION. Porto Alegre RS. Brasil 2012.

ÇAKIR M., OZSOY A. **Investigation of the correlation between thermal properties and hardenability of Jominy bars quenched with air–water mixture for AISI 1050 steel**. Materials and Design. Vol. 32, pp 3099 – 3105. 2011.

FERNANDINO D., MASSONE J., BOERI R. **Characterization of the austemperability of partially austenitized ductile iron.** Journal of Materials Processing Technology. Vol. 213, pp 1801 - 1809, 2013.

GHRIB T., BEJAOUI F., HAMDY A., YACOUBI N. **Correlation between thermal properties and hardness of end-quench bars for C48, 42CrMo4 and 35NiCrMo16 steels.** Thermochemica Acta. Vol. 473, pp 86 – 91. 2008.

HIGUERA O., TRISTANCHO J., FLORES L. **Simulación Térmica em Cosmosworks de um acero sometido a um ensayo de templabilidad Jominy.** Scientia et Technica. Volume 8, pp 231 – 236. 2007.

KOVACIC M. **Genetic Programming and Jominy Test Modeling.** Materials and Manufacturing Processes. Vol. 24, pp 806 – 808. 2009.

LE MASSON P., LOULOU T., ROGEON P., CARRON D., QUEMENER J., **A numerical study for the estimation of a convection heat transfer coefficient during a metallurgical “Jominy end-quench” test.** International Journal of Thermal Sciences. Vol 41, pp 517 – 527. 2002.

LEE S., PAVLINA E., VAN TYNE CH. **Kinetics modeling of austenite decomposition for an end-quenched 1045 steel.** Materials Science and Engineering A. Vol. 527, pp 3186 – 3194. 2010.

LI M., NIEBUHR D., MEEKISHO L., ATTERIDGE D. **A Computational Model for the Prediction of Steel Hardenability.** Metallurgical and Materials Transactions B. Vol. 29B, pp 661 – 672. 1998.

LI P., XIONG B., ZHANG Y., LI Z., ZHU B., WANG F., LIU H. **Quench sensitivity and microstructure character of high strength AA7050.** Transactions of Nonferrous Metals. Society of China. Vol 22, pp 268 – 274. 2012.

LLEWELLYN D., HUDD R. **Steels: Metallurgy and Applications.** Third Edition. Butterworth – Heynemann. Madras. India. 2004.

MAIZZA G., MATTEIS P. **Modeling of Jominy End-Quench Tests of Multiphase Steels by Means of Comsol Script**. Proceedings of the COMSOL Users Conference. Grenoble. 2007.

MARTIN H. **Heat and Mass Transfer between Impinging Gas Jets and Solid Surfaces**. Advances in Heat Transfer. Vol. 13, pp 1 - 60. 1977.

MAYTY J., MANDAL A., BEHERA A., GHOSH A. **A Mathematical Model to Determine Hardening Behaviour of Steels**. IE Journal MM. Volume 85. 2004.

NUNURA C., SANTOS C., SPIM J. **Numerical – Experimental correlation of microstructures, cooling rates and mechanical properties of AISI 1045 steel during the Jominy end-quench test**. Materials & Design. Volume 76. Pages 230-243. 2015.

NUNURA C. **Correlação numérico-experimental da microestrutura, taxa de resfriamento e características mecânicas do aço ABNT 1045**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalurgia e Materiais). Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil. 2009.

OZISIK M. **Transferência de Calor: Um texto Básico**. Segunda Edição. Editora Guanabara, Rio de Janeiro. 1990.

PIETRZYK M., KUZIĄK R. **Computer aided interpretation of results of the Jominy test**. ARCHIVES OF CIVIL AND MECHANICAL ENGINEERING. Vol. 11, pp 1 – 16. 2011.

PEHLKE R. WADA H. **Summary of Thermal Properties for Casting Alloy and Mold Materials**. University of Michigan. 1982.

PORTER e EASTERLING. **Phase Transformation in Metals e Alloys**. Second Edition. Chapman e Hall, 1996.

SANTOS C. **Influencia das Taxas Direcionais de Resfriamento na Evolução da Solidificação em Sistemas Metal Molde**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual de Campinas, Brasil. 1997.

SMOLJAN B., **Mathematical modeling of austenite during the quenching**. 13th International Scientific Conference. Achievements in Mechanical and Materials Engineering. Poland. 2005.

SMOLJAN B., SMOKVINA S., TOMASIC N., ILJIC D. **Computer Simulation of Microstructure Transformation in Heat Treatment Processes**. Achievements in Materials and Manufacturing Engineering. Volume 24, pp 275 – 280. 2007.

SMOLJAN B., ILJIC S., HANZA S., TRAVEN F. **An analysis of modified Jominy-test**. **Computacional Materials Science and Surface Engineering**. Volume 1. pp 120 – 124. 2009.

SONG Y., LIU G., LIU S., LIU J., FENG C. **Improved Nonlinear Equation Method for Numerical Prediction of Jominy End-Quench Curves**. Journal of Iron and Steel Research, International. Volume 14, pp 37 – 41. 2007.

SPIM J. **Aplicação da Modelagem Matemática da Solidificação no Controle Ótimo do Lingotamento**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual de Campinas, Brasil. 1993.

SPIM J. **Aplicação da Modelagem Matemática na Definição Integral da Solidificação para Projeto ou Reprogramação de Sistemas de Fundição**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual de Campinas, Brasil. 1997.

TRZASKA J., JAGIELLO A., DOBRZANSKI L. **The Calculation of CCT Diagrams for Engineering Steels**. **Archives of Materials Science and Engineering**. Volume 39, pp 13 – 20. 2009.

VANDER VOORT G. F. **Atlas of Time-Temperature Diagrams for Irons e Steels**. ASM International, PA, United States, 2007.

YAO X., GU J., HU M., ZHU Z. **A numerical study of an insulating end-quench test for high hardenability steels**. Scandinavian Journal of Metallurgy. 2003.

ZEHTAB A., SAJJADI S., ZEBARJAD S., NEZHAD S. **Prediction of hardness at different points of Jominy specimen using quench factor analysis method**. Journal of Materials Processing Technology. Volume 99, pp 124 – 129. 2008.

ZUCKERMAN N., LIOR N. **Jet Impingement Heat Transfer: Physics, Correlations, and Numerical Modeling**. Advances in Heat Transfer. Volume 39, pp 565 – 631. 2006.

10. ANEXOS

10.1. A Norma ASTM A 255-07

Walter Jominy, formado pela Universidade de Michigan, trabalhando na Chrysler em 1930, desenvolveu um teste que se tornou amplamente adotado para avaliar a temperabilidade dos aços e que na atualidade é conhecido como Ensaio Jominy. O mesmo foi padronizado pela Sociedade Americana de Ensaio de Materiais em 1942, sob a norma ASTM A 255-07.

O Ensaio Jominy, também chamado “Ensaio de Resfriamento da Extremidade” é utilizado para medir a temperabilidade de um aço ou a sua capacidade de endurecimento. Este ensaio envolve o aquecimento de uma barra cilíndrica padrão (25,4 mm e 100 mm de comprimento aproximadamente) até a temperatura de austenitização e, em seguida é resfriada em uma de suas extremidades através de um jato de água a temperatura e vazão controladas com o intuito de induzir a formação da estrutura martensítica a partir da extremidade resfriada, conforme mostrado na Figura 3.1 e na Figura 3.2(a) e (b).

O jato de água que resfriará o corpo de prova deve ter um escoamento controlado, ou seja, antes da colocação do mesmo no dispositivo, o fluido deve atingir uma altura de 2,5 polegadas ou 63,5 mm. O corpo de prova é projetado com uma geometria que facilite a sua montagem no dispositivo. Uma vez que o corpo de prova foi confeccionado, deverá ser submetido a um tratamento térmico de normalização durante uma hora com resfriamento ao ar.

O ensaio propriamente dito começa com a austenitização do corpo de prova num intervalo de 30 minutos após alcançar a temperatura de encharque estabelecida para o aço a ser ensaiado. Este intervalo deve ser rigorosamente

controlado, pois tempos de 35 minutos podem modificar consideravelmente os resultados do ensaio. É importante o uso de uma atmosfera protetora no forno durante o aquecimento com o intuito de proteger a amostra da decarbonetação. Recomenda-se que durante esta etapa, o corpo de prova se encontre na posição vertical. A temperatura de encharque deve ser monitorada com o uso de termopares.

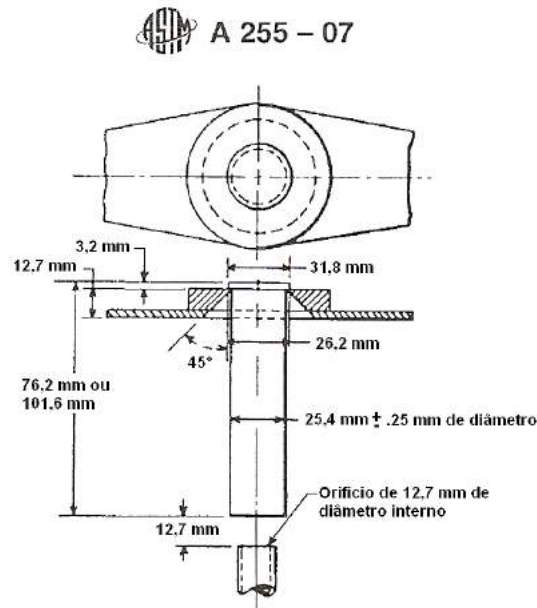


Figura 10.1. Dimensões do corpo de prova no dispositivo para o Ensaio Jominy. [Adaptado da norma ASTM A255-07, 2007].

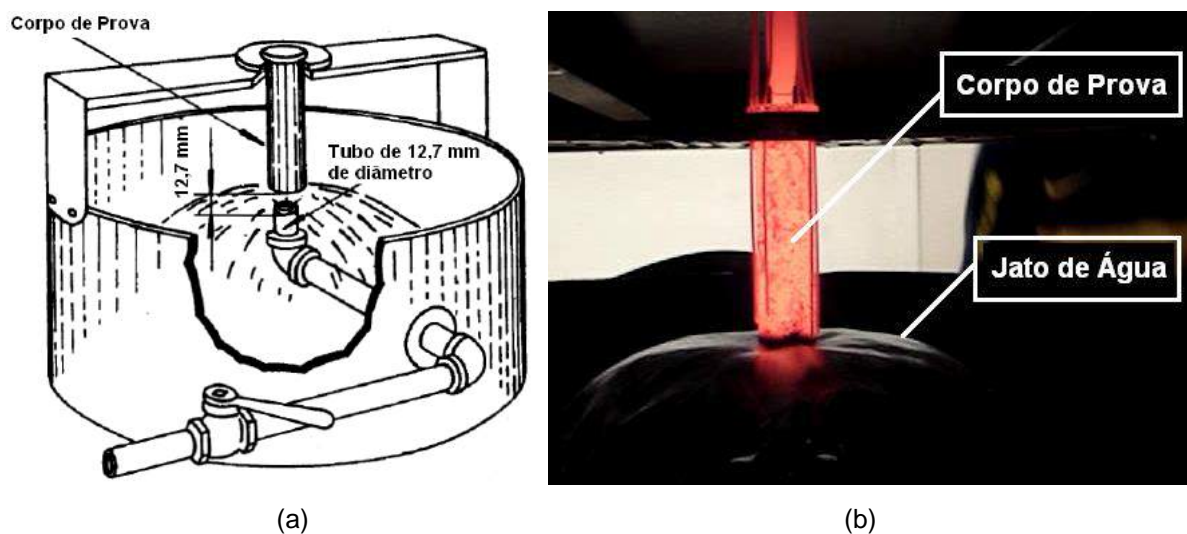


Figura 10.2. Dispositivo de Ensaio Jominy. Em (a) o esquema do dispositivo. Em (b) um corpo de prova na etapa de resfriamento. [Adaptado de Chiaverini, 2006 e do próprio autor].

Após a austenitização, o corpo de prova deverá ser resfriado. O tempo para removê-lo do forno e colocá-lo no dispositivo não deve ultrapassar os 5 segundos.

Uma vez colocado no dispositivo, o corpo de prova deverá ser resfriado. A saída da água deve ser controlada por uma válvula de engate rápido. A temperatura da água deve situar-se na faixa de 5 a 30°C.

Uma vez concluído o resfriamento, ensaios de dureza Rockwell C serão aplicados no corpo de prova na posição horizontal a partir da extremidade temperada. Para tal efeito, retificam-se duas trilhas separadas entre si separadas a 180° em relação ao diâmetro. Isto para garantir paralelismo entre elas, garantindo uma superfície plana na horizontal no momento do ensaio de dureza. A profundidade da usinagem deverá ter como mínimo 0,38 mm, com o intuito de eliminar uma possível descarbonetação na superfície. Durante a usinagem recomenda-se uma boa refrigeração evitando-se aquecimentos no material que podem causar alterações microestruturais.

As medidas de dureza serão efetuadas a partir da extremidade que recebeu o jato de água ou extremidade temperada. Estas serão efetuadas em intervalos de 1/16 de polegadas entre cada medida, podendo ser aceitos intervalos de 1,6 mm. O corpo de prova será apoiado sobre a outra trilha retificada numa superfície plana no durômetro, garantindo-se desta maneira a perpendicularidade com o penetrador. Não é permitido o apoio do corpo de prova em blocos com formato em “V” ou cantoneiras. A Figura 3.3 ilustra o preparo do corpo de prova para o ensaio de dureza e exemplifica como os resultados são lançados num gráfico em função da distância, o que gera a curva Jominy do aço ensaiado.

10.2. Ensaio de Dureza

Segundo GARCIA et. al. (2012) o ensaio de dureza consiste na aplicação de uma carga na superfície de um material empregando um penetrador padronizado, produzindo uma marca superficial ou impressão. A medida da dureza do material ou da dureza superficial é dada como função das características da marca de impressão e da carga aplicada em cada tipo de ensaio realizado.

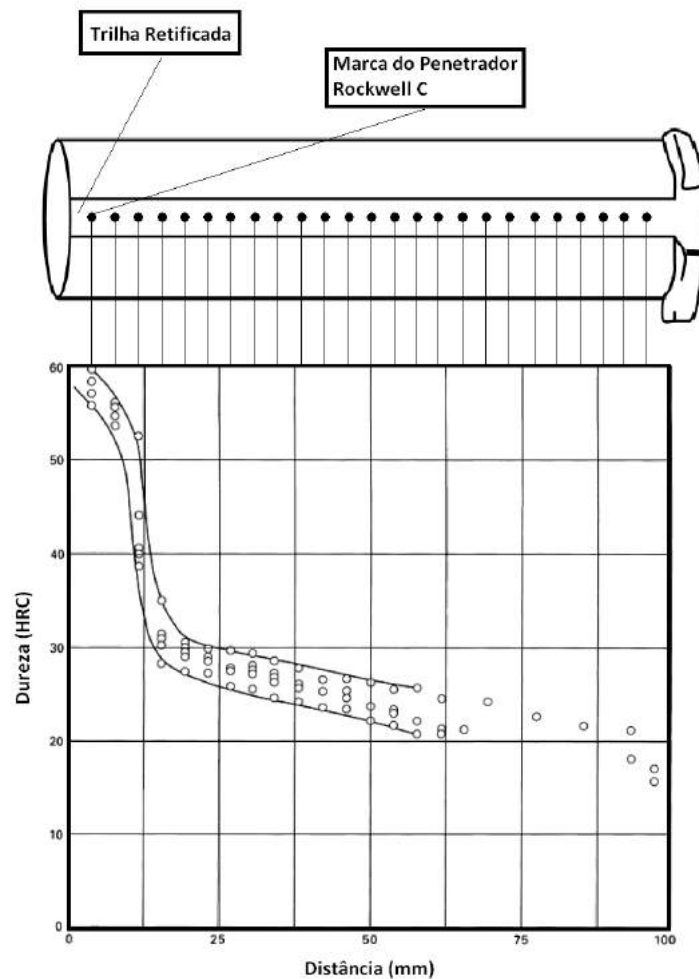


Figura 10.4. Exemplo da curva Jominy como resultado do ensaio de dureza HRC. [Adaptado do ASM Handbook, 1990].

A dureza é uma propriedade mecânica cujo conceito se segue à resistência que um material, quando pressionado por outro material ou marcadores padronizados, apresenta ao risco ou à formação de uma marca permanente. Os métodos e ensaios mais aplicados em engenharia utilizam-se de penetradores com formato padronizado e que são pressionados na superfície do material sob condições específicas de pré-carga e/ou carga, causando inicialmente deformação elástica e em seguida deformação plástica. A área da marca superficial formada ou a sua profundidade são medidas e correlacionadas a um valor numérico que representa a dureza do material. Essa correlação é baseada na tensão que o penetrador necessita para vencer a resistência da superfície do material.

10.2.1. Ensaio de Dureza

Foi utilizado o método de dureza Rockwell na escala (HRC). Neste método calcula-se a dureza baseado na profundidade de penetração com um cone de diamante e a carga não se aplica de forma contínua. Há uma carga inicial de 10 kgf e outra adicional de 140 kgf que fazem um total de 150 kgf de carga aplicada. A Figura 10. 5 apresenta a sequencia do ensaio na escala C.

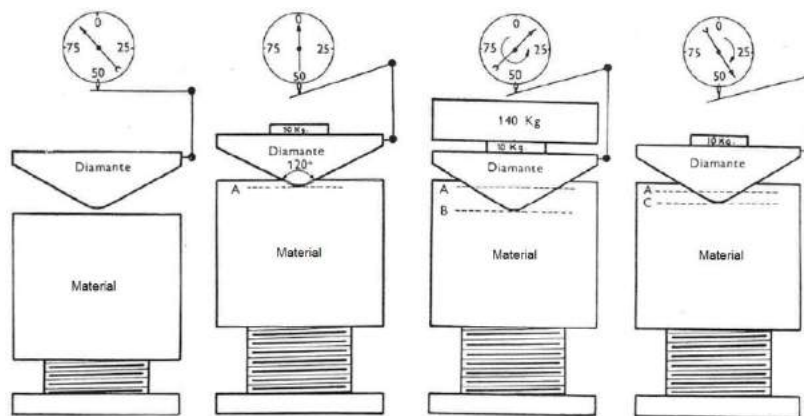


Figura 10.5. Configuração do Ensaio Rockwell C (HRC) [Adaptado de GARCIA, 2012].

Também foram realizados ensaios de dureza Vickers (HV). Este método deriva diretamente do método Brinell (HB). O penetrador é uma pirâmide de base quadrada com um ângulo de 136° entre caras opostas conforme a Figura 10.5.

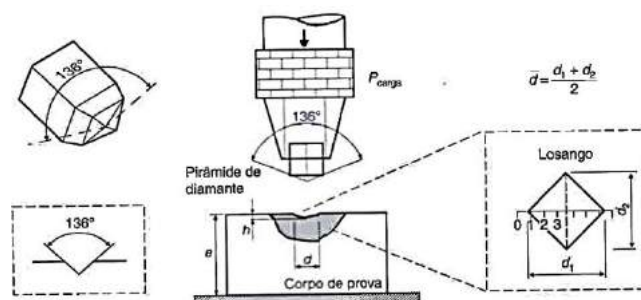


Figura 10.5. Configuração do Ensaio Vickers (HV) [Adaptado de GARCIA, 2012].

A carga aplicada pode variar de 1 a 120 kgf. Ensaio de microdureza utilizam cargas menores a 1,0 kgf.

10.3. Propriedades Termofísicas dos Materiais Utilizados

Tabela 10.1. Propriedades da água saturada

Temp. T, °C	Pressão de saturação P _{sat} , kPa	Densidade de ρ, kg/m ³		Entalpia de vaporização h _{fg} , kJ/kg	Calor específico C _p , J/kg · K		Condutividade térmica k, W/m · K		Viscosidade dinâmica μ, kg/m · s		Número de Prandtl Pr		Coeficiente de expansão volumétrica β, 1/K líquido
		Líquido	Vapor		Líquido	Vapor	Líquido	Vapor	Líquido	Vapor	Líquido	Vapor	
0,01	0,6113	999,8	0,0048	2.501	4.217	1.854	0,561	0,0171	1,792 × 10 ⁻³	0,922 × 10 ⁻⁵	13,5	1,00	-0,069 × 10 ⁻³
5 0,	8721	999,9	0,0068	2.490	4.205	1.857	0,571	0,0173	1,519 × 10 ⁻³	0,934 × 10 ⁻⁵	11,2	1,00	0,015 × 10 ⁻³
10	1,2276	999,7	0,0094	2.478	4.194	1.862	0,580	0,0176	1,307 × 10 ⁻³	0,946 × 10 ⁻⁵	9,45	1,00	0,733 × 10 ⁻³
15	1,7051	999,1	0,0128	2.466	4.185	1.863	0,589	0,0179	1,138 × 10 ⁻³	0,959 × 10 ⁻⁵	8,09	1,00	0,138 × 10 ⁻³
20	2,339	998,0	0,0173	2.454	4.182	1.867	0,598	0,0182	1,002 × 10 ⁻³	0,973 × 10 ⁻⁵	7,01	1,00	0,195 × 10 ⁻³
25	3,169	997,0	0,0231	2.442	4.180	1.870	0,607	0,0186	0,891 × 10 ⁻³	0,987 × 10 ⁻⁵	6,14	1,00	0,247 × 10 ⁻³
30	4,246	996,0	0,0304	2.431	4.178	1.875	0,615	0,0189	0,798 × 10 ⁻³	1,001 × 10 ⁻⁵	5,42	1,00	0,294 × 10 ⁻³
35	5,628	994,0	0,0397	2.419	4.178	1.880	0,623	0,0192	0,720 × 10 ⁻³	1,015 × 10 ⁻⁵	4,83	1,00	0,337 × 10 ⁻³
40	7,384	992,1	0,0512	2.407	4.179	1.885	0,631	0,0196	0,653 × 10 ⁻³	1,031 × 10 ⁻⁵	4,32	1,00	0,377 × 10 ⁻³
45	9,593	990,1	0,0655	2.395	4.180	1.892	0,637	0,0200	0,596 × 10 ⁻³	1,046 × 10 ⁻⁵	3,91	1,00	0,415 × 10 ⁻³
50	12,35	988,1	0,0831	2.383	4.181	1.900	0,644	0,0204	0,547 × 10 ⁻³	1,062 × 10 ⁻⁵	3,55	1,00	0,451 × 10 ⁻³
55	15,76	985,2	0,1045	2.371	4.183	1.908	0,649	0,0208	0,504 × 10 ⁻³	1,077 × 10 ⁻⁵	3,25	1,00	0,484 × 10 ⁻³
60	19,94	982,3	0,1304	2.359	4.185	1.916	0,654	0,0212	0,467 × 10 ⁻³	1,093 × 10 ⁻⁵	2,99	1,00	0,517 × 10 ⁻³
65	25,03	980,4	0,1614	2.346	4.187	1.926	0,659	0,0216	0,433 × 10 ⁻³	1,110 × 10 ⁻⁵	2,75	1,00	0,548 × 10 ⁻³
70	31,19	977,5	0,1983	2.334	4.190	1.936	0,663	0,0221	0,404 × 10 ⁻³	1,126 × 10 ⁻⁵	2,55	1,00	0,578 × 10 ⁻³
75	38,58	974,7	0,2421	2.321	4.193	1.948	0,667	0,0225	0,378 × 10 ⁻³	1,142 × 10 ⁻⁵	2,38	1,00	0,607 × 10 ⁻³
80	47,39	971,8	0,2935	2.309	4.197	1.962	0,670	0,0230	0,355 × 10 ⁻³	1,159 × 10 ⁻⁵	2,22	1,00	0,653 × 10 ⁻³
85	57,83	968,1	0,3536	2.296	4.201	1.977	0,673	0,0235	0,333 × 10 ⁻³	1,176 × 10 ⁻⁵	2,08	1,00	0,670 × 10 ⁻³
90	70,14	965,3	0,4235	2.283	4.206	1.993	0,675	0,0240	0,315 × 10 ⁻³	1,193 × 10 ⁻⁵	1,96	1,00	0,702 × 10 ⁻³
95	84,55	961,5	0,5045	2.270	4,212	2,010	0,677	0,0246	0,297 × 10 ⁻³	1,210 × 10 ⁻⁵	1,85	1,00	0,716 × 10 ⁻³
100	101,33	957,9	0,5978	2.257	4,217	2,029	0,679	0,0251	0,282 × 10 ⁻³	1,227 × 10 ⁻⁵	1,75	1,00	0,750 × 10 ⁻³
110	143,27	950,6	0,8263	2.230	4,229	2,071	0,682	0,0262	0,255 × 10 ⁻³	1,261 × 10 ⁻⁵	1,58	1,00	0,798 × 10 ⁻³
120	198,53	943,4	1,121	2,203	4,244	2,120	0,683	0,0275	0,232 × 10 ⁻³	1,296 × 10 ⁻⁵	1,44	1,00	0,858 × 10 ⁻³
130	270,1	934,6	1,495	2,174	4,263	2,177	0,684	0,0288	0,213 × 10 ⁻³	1,330 × 10 ⁻⁵	1,33	1,01	0,913 × 10 ⁻³
140	361,3	921,7	1,965	2,145	4,286	2,244	0,683	0,0301	0,197 × 10 ⁻³	1,365 × 10 ⁻⁵	1,24	1,02	0,970 × 10 ⁻³
150	475,8	916,6	2,546	2,114	4,311	2,314	0,682	0,0316	0,183 × 10 ⁻³	1,399 × 10 ⁻⁵	1,16	1,02	1,025 × 10 ⁻³
160	617,8	907,4	3,256	2,083	4,340	2,420	0,680	0,0331	0,170 × 10 ⁻³	1,434 × 10 ⁻⁵	1,09	1,05	1,145 × 10 ⁻³
170	791,7	897,7	4,119	2,050	4,370	2,490	0,677	0,0347	0,160 × 10 ⁻³	1,468 × 10 ⁻⁵	1,03	1,05	1,178 × 10 ⁻³
180	1.002,1	887,3	5,153	2,015	4,410	2,590	0,673	0,0364	0,150 × 10 ⁻³	1,502 × 10 ⁻⁵	0,983	1,07	1,210 × 10 ⁻³
190	1.254,4	876,4	6,388	1,979	4,460	2,710	0,669	0,0382	0,142 × 10 ⁻³	1,537 × 10 ⁻⁵	0,947	1,09	1,280 × 10 ⁻³
200	1.553,8	864,3	7,852	1,941	4,500	2,840	0,663	0,0401	0,134 × 10 ⁻³	1,571 × 10 ⁻⁵	0,910	1,11	1,350 × 10 ⁻³
220	2.318	840,3	11,60	1,859	4,610	3,110	0,650	0,0442	0,122 × 10 ⁻³	1,641 × 10 ⁻⁵	0,855	1,15	1,520 × 10 ⁻³
240	3.344	813,7	16,73	1,767	4,760	3,520	0,632	0,0487	0,111 × 10 ⁻³	1,712 × 10 ⁻⁵	0,836	1,24	1,720 × 10 ⁻³
260	4.688	783,7	23,69	1,663	4,970	4,070	0,609	0,0540	0,102 × 10 ⁻³	1,788 × 10 ⁻⁵	0,832	1,35	2,000 × 10 ⁻³
280	6.412	750,8	33,15	1,544	5,280	4,835	0,581	0,0605	0,094 × 10 ⁻³	1,870 × 10 ⁻⁵	0,854	1,49	2,380 × 10 ⁻³
300	8.581	713,8	46,15	1,405	5,750	5,980	0,548	0,0695	0,086 × 10 ⁻³	1,965 × 10 ⁻⁵	0,902	1,69	2,950 × 10 ⁻³
320	11.274	667,1	64,57	1,239	6,540	7,900	0,509	0,0836	0,078 × 10 ⁻³	2,084 × 10 ⁻⁵	1,00	1,97	
340	14.586	610,5	92,62	1,028	8,240	11,870	0,469	0,110	0,070 × 10 ⁻³	2,255 × 10 ⁻⁵	1,23	2,43	
360	18.651	528,3	144,0	720	14,690	25,800	0,427	0,178	0,060 × 10 ⁻³	2,571 × 10 ⁻⁵	2,06	3,73	
374,14	22.090	317,0	317,0	0	—	—	—	—	0,043 × 10 ⁻³	4,313 × 10 ⁻⁵			

Nota 1: A viscosidade cinemática ν e a difusividade térmica α podem ser calculadas a partir de suas definições, $\nu = \mu/\rho$ e $\alpha = k/\rho c_p = \nu Pr$. As temperaturas de 0,01 °C, 100 °C e 374,14 °C são as dos pontos triplo de ebulição e crítico da água, respectivamente. As propriedades listadas acima (exceto a densidade de vapor) podem ser usadas em qualquer pressão com erro desprezível, exceto em temperaturas perto do valor do ponto crítico.

Nota 2: A unidade kJ/kg°C para o calor específico é equivalente a kJ/kg · K, e a unidade W/m °C para condutividade térmica é equivalente a W/m · K.

Fonte: Os dados de viscosidade e condutividade térmica foram obtidos a partir de J. V. Sengers e J. T. R. Watson, *Journal of Physical and Chemical Reference Data* 15 (1986), pp. 1291–1322. Outros dados foram obtidos a partir de várias fontes ou são calculados.

Fonte: ÇENGEL Y. GHAJAR A. Transferência de Calor e Massa: Uma abordagem prática. (2012)

Tabela 10.2. Condutividade Térmica a 25°C

Aço	K $\left(\frac{W}{m \cdot K} \right)$
SAE 1045	60
SAE 1060	50
SAE 52100	45

Tabela 10.3. Calor Específico a 25 °C

Aço	Cp $\left(\frac{kJ}{kg \cdot K} \right)$
SAE 1045	400
SAE 1060	420
SAE 52100	500