

**SOCIEDADE EDUCACIONAL DE SANTA CATARINA – UNISOCIESC
CENTRO UNIVERSITÁRIO SOCIESC**

GIOVANE KNIESS

**AVALIAÇÃO DO EFEITO DO EMPREGO E DO DIMENSIONAMENTO DE
RESFRIADORES NA MICROESTRUTURA E NA FORMAÇÃO DE RECHUPE EM
FERRO FUNDIDO NODULAR**

**Joinville
2015**

GIOVANE KNIESS

**AVALIAÇÃO DO EFEITO DO EMPREGO E DO DIMENSIONAMENTO DE
RESFRIADORES NA MICROESTRUTURA E NA FORMAÇÃO DE RECHUPE EM
FERRO FUNDIDO NODULAR**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado
ao Centro Universitário SOCIESC como
requisito para a obtenção do título de Bacharel
em Engenharia Metalúrgica.

Orientador: Prof. Msc. Iberê Roberto Duarte

**Joinville
2015/2**

GIOVANE KNIESS

**AVALIAÇÃO DO EFEITO DO EMPREGO E DO DIMENSIONAMENTO DE
RESFRIADORES NA MICROESTRUTURA E NA FORMAÇÃO DE RECHUPE EM
FERRO FUNDIDO NODULAR**

Este trabalho foi julgado e aprovado em sua forma final, sendo assinado pelos professores da Banca Examinadora.

Joinville, 8 de dezembro de 2015

Prof. Msc. Iberê Roberto Duarte

Profa. Dra. Rosineide Junkes Lussoli

Prof. Dr. Kassim Shamil Fadhil Al-Rubaie

Dedico este trabalho aos meus familiares e colegas de classe,
aos professores da UNISOCIESC, em especial a aqueles
que me apoiaram em minhas pesquisas
com incentivo e subsídio técnico.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus.

Agradeço aos meus pais Alcides Kniess e Valmira Luckmann Kniess, pela dedicação e empenho em me educar e mostrar como devo lutar pelos meus objetivos de forma honesta.

Agradeço ao corpo docente da UNISOCIESC, pelas horas desprendidas em minha formação de maneira eficiente e eficaz, destacando os professores da área de metalurgia, em especial ao professor Msc. Iberê Roberto Duarte, meu orientador, pela motivação, orientação e incentivo, os quais propiciaram a formação deste trabalho.

Agradeço à UNISOCIESC pela oportunidade de realização deste trabalho e a todas as pessoas envolvidas que me ajudaram e auxiliaram na realização deste trabalho.

"Não tentes ser bem sucedido, tenta antes ser um homem de valor".

(ALBERT EINSTEIN)

RESUMO

Este trabalho avalia o efeito do emprego e do dimensionamento de resfriadores na microestrutura e na formação de rechupes em ferro fundido nodular. O objetivo principal foi a obtenção do tamanho ideal do resfriador de modo a evitar a formação de rechupes e minimizar as alterações da microestrutura do material do corpo de prova estudado. Tendo como base a fundamentação teórica sobre o assunto, foi realizado um experimento que pode ser dividido em duas fases: primeiramente foi feito o desenvolvimento e a fabricação dos resfriadores em ferro fundido cinzento com diferentes espessuras e dos corpos de prova em ferro fundido nodular com matriz perlítica/ferrítica, os quais possuíam solidificação não direcional a fim de proporcionar o surgimento de rechupe em seção isolada da alimentação primária, e que recebeu os resfriadores; na segunda etapa foi feita a avaliação da presença de rechupes, da microestrutura do material e da dureza na seção que recebeu os resfriadores. Os resultados mostram que o emprego dos resfriadores na seção isolada do corpo de prova, independentemente de suas espessuras, evitou a formação de rechupes primários, porém não foi eficaz em impedir a formação de rechupes secundários. Em relação à microestrutura, o uso de resfriadores provocou alterações significativas nas regiões adjacentes aos resfriadores: a respeito dos nódulos de grafita, ocorreu o aumento da quantidade, nodularidade e diminuição de tamanho; em relação à matriz, ocorreu o aumento da quantidade de ferrita, que levou à uma pequena redução da dureza superficial. O incremento da espessura dos resfriadores não provocou alterações pronunciáveis em relação às características da grafita, porém propiciou a formação de maiores quantidades de perlita que proporcionou o incremento da dureza superficial. O uso de resfriadores não favoreceu à formação de carbonetos. Desta forma, o resfriador ideal para o corpo de prova estudado, em relação ao rechupe, foi aquele com menor espessura, 16 mm e 355 gramas. No que tange a microestrutura, o resfriador de tamanho ideal vai depender das alterações aceitáveis do projeto em relação à matriz metálica na superfície da peça que está em contato com o resfriador.

Palavras-chave: Resfriador. Ferro fundido nodular. Microestrutura. Rechupe.

ABSTRACT

This study evaluates the effect of employment and chill sizing on the microstructure and shrinkage defects formation in ductile cast iron. The main objective was to obtain the ideal size of the chill to avoid the formation of shrinkage defects and to minimize the changes in microstructure of the specimen studied. Based on the theoretical foundation of the subject, it was conducted an experiment that can be divided into two phases: first, it was made the development and manufacturing of chills in gray cast iron with different thicknesses and specimens in ductile cast iron with ferritic/pearlitic matrix, with non-directional solidification to provide emergence of shrinkage defects in an isolated section of the primary feeding, which received the chills; the second step was made to evaluate the presence of shrinkage defects, the microstructure and hardness in the section that received the chills. The results show that the use of chills in the isolated section of the specimen, regardless of its thickness, prevented the formation of primary shrinkage defects, even though they were not effective in preventing the formation of secondary shrinkage defects. Regarding the microstructure, the use of chills caused major changes in regions adjacent to chills: in respect to the graphite nodules, it occurred increased amount, nodularity and decreasing size; in relation to matrix, it was increased the amount of ferrite, which led to a small reduction in surface hardness. The increased thickness of chills did not cause pronounceable changes on graphite characteristics, but led to formation of larger amounts of perlite which provided increased surface hardness. The use of chills did not favor the formation of carbides. Thus, the ideal chill for specimen studied in relation to shrinkage defects was the one with smaller thickness, 16 mm and 355 grams. With regard to microstructure, the ideal size of the chill will depend on the acceptable design changes relative to the metal matrix on the surface that is in contact with the chill.

Keywords: Chill. Ductile cast iron. Microstructure. Shrinkage defects.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Faixa de composição do C e Si para diversas ligas ferrosas.....	20
Figura 2 – Microestrutura típica de ferro fundido nodular.....	22
Figura 3 – Formas da grafita em ferros fundidos.....	22
Figura 4 – Diagrama de fases para as ligas estáveis e metaestáveis.....	25
Figura 5 – Esquema da curva de esfriamento de ferro fundido hipoeutético.	27
Figura 6 – Esquema de formação do invólucro de austenita em volta dos nódulos de grafita.	28
Figura 7 – Esquema da sequência de solidificação dos ferros fundidos nodulares. .	29
Figura 8 – Esquema de crescimento da grafita em lamelas e nódulos.	30
Figura 9 – Diagrama pseudo-binário Fe-C-Si (2,0%). ..	33
Figura 10 – Influência da velocidade de esfriamento sobre o superresfriamento....	34
Figura 11 – Efeito da velocidade de solidificação sobre o superresfriamento e a morfologia da grafita.....	36
Figura 12 – Efeito da velocidade de solidificação sobre o envolvimento da grafita pelo invólucro de austenita.....	37
Figura 13 – Efeito da velocidade de solidificação sobre a microestrutura dos ferros fundidos nodulares.	38
Figura 14 – Variação do volume específico do ferro fundido em função da temperatura durante a solidificação.	39
Figura 15 – Sequência de formação de rechups primários em ferros fundidos nodulares.....	41
Figura 16 – Morfologia dos rechups primários.	42
Figura 17 – Morfologia dos rechups secundários.....	43
Figura 18 – Morfologia da macro solidificação e direção das forças de expansão dos ferros fundidos nodulares e cinzentos.....	44
Figura 19 – Exemplos de solidificação direcional e não direcional.....	47
Figura 20 – Efeito do resfriador na pressão e na temperatura de um ferro fundido durante a solidificação. Linha 1: com resfriador. Linha 2: sem resfriador.....	49
Figura 21 – Efeito da adição de resfriadores e massalotes na formação de rechupe.	50
Figura 22 – Efeito da extração de calor sobre o crescimento e orientação dos grãos.	52

Figura 23 – Espessuras recomendadas para resfriadores de aço ou ferro fundido em forma de placas.....	55
Figura 24 – Efeito do dimensionamento do resfriador no tempo de solidificação.	56
Figura 25 – Esquema do corpo de prova e localização das seções 1, 2 e 3.....	59
Figura 26 – Locais que foram mensuradas as dimensões de espessura e largura... Figura 27 – Corte transversal da seção 3 mostrando as regiões analisadas na metalografia.....	63
Figura 28 – Resfriadores após o uso.	64
Figura 29 – Corpos de prova brutos de fundição.	66
Figura 30 – Local de contato do resfriador com corpo de prova.	67
Figura 31 – Rechuve nos cortes transversal e longitudinal da seção 3 do corpo de prova sem resfriador.	70
Figura 32 – Rechuve no corte transversal da seção 3 do corpo de prova sem resfriador que recebeu luva exotérmica.	70
Figura 33 – Rechuve nos cortes transversal e longitudinal da seção 3 do corpo de prova com o resfriador de 355 gramas.....	71
Figura 34 – Rechuve nos cortes transversal e longitudinal da seção 3 do corpo de prova com o resfriador de 445 gramas.....	72
Figura 35 – Rechuve nos cortes transversal e longitudinal da seção 3 do corpo de prova com o resfriador de 562 gramas.....	72
Figura 36 – Rechuve nos cortes transversal e longitudinal da seção 3 do corpo de prova com o resfriador de 651 gramas.....	72
Figura 37 – Rechuve primário do corpo de prova sem resfriador (a); rechuve secundário do corpo de prova com o resfriador de 355 g (b) vistos no microscópio (sem ataque, 50x).	74
Figura 38 – Microrechupes do corpo de prova com o resfriador de 355 g vistos no microscópio (sem ataque, 500x).	75
Figura 39 – Microestrutura dos resfriadores (100x).....	76
Figura 40 – Efeito dos resfriadores sobre a quantidade de nódulos de grafita por mm ²	77
Figura 41 – Efeito do aumento do tamanho dos resfriadores sobre a grafita na região próxima ao resfriador (sem ataque, 100x).....	78
Figura 42 – Efeito do resfriador de 355 gramas sobre a grafita nas regiões avaliadas (sem ataque, 100x).	79

Figura 43 – Efeito do resfriador de 355 gramas sobre a quantidade de nódulos de grafita na região próxima ao resfriador (sem ataque, 100x)	80
Figura 44 – Efeito dos resfriadores sobre a nodularidade da grafita.....	81
Figura 45 – Efeito dos resfriadores sobre o tamanho dos nódulos da grafita eutética.	82
Figura 46 – Tamanho dos nódulos de grafita em ferros fundidos de acordo com ISO 945-1.....	82
Figura 47 – Efeito dos resfriadores sobre a quantidade de perlita na matriz.	83
Figura 48 – Efeito do resfriador de 355 gramas sobre a matriz metálica (com ataque, 100x).	84
Figura 49 – Efeito dos resfriadores sobre a matriz metálica (com ataque, 100x).....	85
Figura 50 – Efeito dos resfriadores sobre a dureza Brinell da superfície de contato.	86
Quadro 1 – Nomenclatura da Equação 3 para dimensionar o resfriador.	54

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Classes de ferros fundidos nodulares segundo a ABNT	21
Tabela 2 – Relação de módulos reduzidos e valor do módulo reduzido (M_r) para o dimensionamento dos resfriadores.	61
Tabela 3 – Valores das variáveis da Equação 3 para dimensionar o resfriador para a seção 3.....	61
Tabela 4 – Espessuras e massas teóricas dos resfriadores.	62
Tabela 5 – Massas teóricas e reais dos resfriadores.	66
Tabela 6 – Dimensões mensuradas da seção que recebeu o resfriador.	68
Tabela 7 – Composição química do metal base no forno.	68
Tabela 8 – Composição química após inoculação e nodularização.	69
Tabela 9 – Composição química dos resfriadores.	69
Tabela 10 – Efeito dos resfriadores sobre a dureza Brinell na superfície de contato.	
.....	86

LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E SÍMBOLOS

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas

ISO – International Organization for Standardization

TEM – Temperatura do Eutético Metaestável

TEE – Temperatura do Eutético Estável

CE – Carbono Equivalente

ΔT – Superresfriamento

Pr – Massa do resfriador (g)

γ – Densidade do material do resfriador (g/cm^3)

Cr – Calor específico do resfriador ($\text{cal}/\text{g}^\circ\text{C}$)

L – Calor de fusão do metal (cal/g)

S – Calor específico de superaquecimento do metal líquido ($\text{cal}/\text{g}^\circ\text{C}$)

T_v – Temperatura de vazamento ($^\circ\text{C}$)

T_r – Temperatura máxima do resfriador para evitar o caldeamento ($^\circ\text{C}$)

M – Módulo da seção que vai receber o resfriador

M_r – Módulo reduzido da seção que vai receber o resfriador

V_o – Volume da seção que vai receber o resfriador (cm^3)

E – Espessura do resfriador (mm)

Pol. – Polegadas

C – Carbono

Fe – Ferro

S – Enxofre

P – Fósforo

Si – Silício

Mn – Manganês

Cr – Cromo

Ni – Níquel

Cu – Cobre

Mg – Magnésio

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	16
1.1 OBJETIVO GERAL	18
1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	18
2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	19
2.1 FERRO FUNDIDO NODULAR.....	19
2.1.1 Classificação e propriedades mecânicas dos ferros fundidos nodulares	19
2.1.2 Microestrutura dos ferros fundidos nodulares	21
2.1.2.1 Forma, Distribuição e Tamanho da Grafita.....	22
2.1.2.2 Matriz metálica	23
2.1.3 Relação entre microestrutura e propriedades mecânicas	23
2.2 SOLIDIFICAÇÃO DOS FERROS FUNDIDOS NODULARES.....	24
2.2.1 Sequência de solidificação dos ferros fundidos nodulares	26
2.2.2 Nucleação e crescimento da grafita.....	30
2.2.3 Modo de solidificação dos ferros fundidos nodulares	31
2.3 TRANSFORMAÇÃO EUTETÓIDE DOS FERROS FUNDIDOS NODULARES	32
2.4 EFEITO DA VELOCIDADE DE SOLIDIFICAÇÃO SOBRE A MICROESTRUTURA DOS FERROS FUNDIDOS NODULARES	34
2.4.1 Efeito sobre a grafita	35
2.4.2 Efeito sobre a matriz metálica	37
2.5 ALIMENTAÇÃO E COMPORTAMENTO DIMENSIONAL DOS FERROS FUNDIDOS NODULARES	38
2.5.1 Defeitos de contração e alimentação: rechupes.....	40
2.5.1.1 Mecanismos de formação e morfologias dos rechupes primários e secundários	41
2.5.1.2 Fatores que influenciam na formação e na prevenção de rechupes	43
2.6 SOLIDIFICAÇÃO DIRECIONAL DOS FERROS FUNDIDOS NODULARES....	45
2.7 RESFRIADORES.....	47
2.7.1 Efeito de resfriadores sobre a solidificação e alimentação dos ferros fundidos	48
2.7.2 Efeito de resfriadores sobre a microestrutura dos ferros fundidos	51
2.7.3 Material dos resfriadores	52
2.7.4 Dimensionamento dos resfriadores externos	53

3 DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL	57
3.1 MATERIAIS E MÉTODOS	57
3.1.1 Fabricação dos corpos de prova e dos resfriadores.....	57
3.1.2 Desenvolvimento dos corpos de prova	58
3.1.3 Dimensionamento dos resfriadores.....	59
3.1.4 Avaliação dos rechupes.....	63
3.1.5 Avaliação da microestrutura.....	64
3.1.6 Avaliação da dureza Brinell	65
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	66
4.1 CORPOS DE PROVA E RESFRIADORES	66
4.1.1 Composição química.....	68
4.2 AVALIAÇÃO DOS RECHUPES	69
4.2.1 Análise microscópica dos rechupes.....	74
4.3 AVALIAÇÃO DA MICROESTRUTURA.....	75
4.3.1 Microestrutura do resfriador.....	76
4.3.2 Efeito do resfriador sobre as características da grafita	76
4.3.2.1 Grau de nodularização	76
4.3.2.2 Nodularidade	80
4.3.2.3 Tamanho dos nódulos de grafita	81
4.3.3 Efeito do resfriador sobre a matriz metálica	83
4.3.4 Avaliação da presença de carbonetos (coquilhamento).....	85
4.4 AVALIAÇÃO DA DUREZA	86
5 CONCLUSÃO	87
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	89
REFERÊNCIAS.....	90
ANEXOS	95

1 INTRODUÇÃO

Os ferros fundidos nodulares são caracterizados pela sua versatilidade e resistência mecânica a um baixo custo, com destaque à elevada resistência ao escoamento, apresentando valores superiores aos ferros fundidos cinzentos, ferros fundidos maleáveis e mesmo aos aços carbonos não ligados. Devido a essa excelente combinação de propriedades, a família dos ferros fundidos nodulares vem ocupando aplicações crescentes na engenharia (CHIAVERINI, 2002; GUESSER, 2009).

Dados da revista Modern Casting (2014) levantados no “*48th Census of World Casting Production*”, mostram que no ano de 2013 a produção mundial de peças fundidas foi mais de 103 milhões de toneladas, representando um aumento de 3,4% comparado ao ano de 2012. Desse montante, 46% é de ferro fundido cinzento e 24% de nodular. Entre os 10 que mais produzem, o Brasil foi o que teve maior aumento na produção em 2013, com um aumento de 7,4%. A produção brasileira de ferro fundido cinzento e nodular em 2013, foi mais de 1,8 milhões e 746 mil toneladas, respectivamente.

A qualidade das peças de ferro fundido nodular depende de uma série de fatores e uma das principais preocupações na produção desse material que vem sendo amplamente estudada desde a década de 1980, conforme relatam Li e Liu (1998) e Vazehrad (2011), é a presença de defeitos relacionados à variação do volume de metal durante a solidificação, como cavidades internas e/ou externas, conhecidos como rechupe. Umas das formas mais comuns de evitar ou minimizar a presença de rechupes se dá com a utilização de massalotes, que servem como reservatórios de metal líquido. No entanto, as regiões que estão mais afastados do massalote ou que são alimentadas por seções finas, ainda estão sujeitas à formação de rechupe ou porosidades (ASM HANDBOOK, 1988; SANTOS; BRANCO, 1991).

Dessa maneira, a fim de compensar a insuficiente alimentação de regiões distantes do massalote ou de regiões que são alimentadas por seções finas, diversos autores citam o uso de resfriadores (KARSAY, 1972; ROEDTER, 2006; CAMPBELL, 2011). No entanto, Santos e Branco (1991) e Roedter (2006) advertem que a utilização de resfriadores em ferros fundidos deve restringir-se a casos específicos, uma vez que eles podem provocar alterações da microestrutura local da

peça, como a formação de ferro fundido branco (coquilhamento) e/ou de ferrita que alteram as propriedades mecânicas do material.

Sendo assim, pergunta-se como evitar a formação de rechuve em seções isoladas de uma peça fundida através do emprego de resfriadores e, ao mesmo tempo, evitar modificações microestruturais que alterariam as propriedades mecânicas do material através do dimensionamento do resfriador?

Diante dessa situação, essa pesquisa tem como tema resfriadores em ferro fundido nodular delimitado em: efeito do emprego e do dimensionamento de resfriadores metálicos externos na microestrutura e na formação de rechuve em ferro fundido nodular com matriz perlítica/ferrítica.

A principal justificativa para a realização deste trabalho é econômica, uma vez que, conforme Li e Liu (1998) e Vazehrad (2011), a presença de defeitos de contração afetam o rendimento metalúrgico e a taxa de refugo nas peças fundidas, incidindo diretamente no custo. Guesser (2009) e Campbell (2011) afirmam que a presença de rechupes em peças fundidas têm profundos efeitos negativos sobre as propriedades mecânicas do material, podendo provocar falhas durante serviço ou refugo das peças. Além disso, Guesser (2009) e ASM Handbook (1988) relatam que as propriedades mecânicas dos ferros fundidos estão diretamente relacionadas com a sua microestrutura e sua alteração provocada pelo resfriador pode trazer alterações indesejáveis nas propriedades mecânicas. Dessa maneira, o emprego de resfriadores na moldagem e seu correto dimensionamento auxilia na produção de peças fundidas isentas de defeitos de rechuve e também proporciona um maior controle da microestrutura local, reduzindo custos por refugo (ROEDTER, 2006; CAMPBELL, 2011).

Para que o presente estudo seja efetivado, foi realizado essa pesquisa com viés metodológico do tipo experimental, em que foram fundidos corpos de prova com resfriadores de diferentes dimensões, para serem avaliados de forma qualitativa em ensaios visuais para análise de rechuve e quantitativa em análises de metalografia para caracterização da grafita e da matriz metálica presente no ferro fundido.

Para melhor entendimento deste trabalho, ele está organizado em 6 capítulos principais, sendo o primeiro esta seção introdutória. O capítulo 2 apresenta alguns conceitos básicos e uma revisão detalhada da literatura sobre a solidificação, efeito da velocidade de solidificação sobre a microestrutura e a sua consequente relação com as propriedades mecânicas além dos defeitos de rechuve no ferro fundido

nodular. Também são detalhadas as informações referentes aos resfriadores, como o seu efeito sobre a solidificação e a microestrutura dos ferros fundidos nodulares, assim como as teorias e recomendações para o seu dimensionamento. O capítulo 3 descreve os procedimentos experimentais empregados no desenvolvimento deste trabalho, incluindo os materiais e os métodos que foram utilizados, seguido pelo capítulo 4, que mostra os resultados e discussões, pelo capítulo 5, referente às conclusões e, por fim o capítulo 6, que propõe algumas recomendações para trabalhos futuros.

1.1 OBJETIVO GERAL

Essa pesquisa tem como objetivo geral avaliar o efeito do emprego e do dimensionamento de resfriadores na microestrutura e na formação de rechuve em ferro fundido nodular com matriz perlítica/ferrítica.

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Os seguintes objetivos específicos foram determinados para a realização desta pesquisa:

- a) desenvolver as geometrias e as dimensões do corpo de prova com solidificação não direcional para proporcionar o surgimento do rechuve em seção isolada;
- b) dimensionar os resfriadores para diferentes módulos de esfriamento;
- c) fundir os corpos de prova em ferro fundido nodular com matriz perlítica/ferrítica e resfriadores em ferro fundido cinzento;
- d) efetuar ensaios de metalografia na seção dos corpos de prova que recebeu o resfriador para identificar a morfologia, o tamanho e o número de grafitas, bem como matriz metálica e a presença de carbonetos;
- e) efetuar a avaliação visual na seção dos corpos de prova que recebeu o resfriador para a identificação e classificação de rechupes;
- f) efetuar ensaio de dureza Brinell na superfície da seção dos corpos de prova que recebeu o resfriador.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Neste capítulo é apresentado uma revisão da literatura referente aos ferros fundidos nodulares e aos resfriadores. Inicialmente são abordados os itens referentes à solidificação, ao efeito da velocidade de solidificação sobre a microestrutura e o comportamento dimensional dos ferros fundidos nodulares, sendo abordado neste último item o defeito de rechupe. Por seguite são expostas e descritas as informações referentes aos resfriadores, destacando o seu efeito sobre a microestrutura e a solidificação dos ferros fundidos nodulares, bem como o seu dimensionamento.

2.1 FERRO FUNDIDO NODULAR

Os ferros fundidos são ligas de Fe-C-Si que constituem um grupo de fundamental importância para indústria com a mais elevada produção, em termos de peças fundidas no mundo. Normalmente, contém 2 a 4% de carbono e 1 a 3% de silício, no entanto podem ser adicionados outros elementos de liga, metálicos ou não, a fim de controlar e variar as propriedades do material. Os ferros fundidos grafíticos são caracterizados por apresentarem reação eutética durante sua solidificação e carbono livre sob forma de veios ou nódulos de grafita (SANTOS; BRANCO, 1991; CHIAVERINI, 2002; GUESSER, 2009).

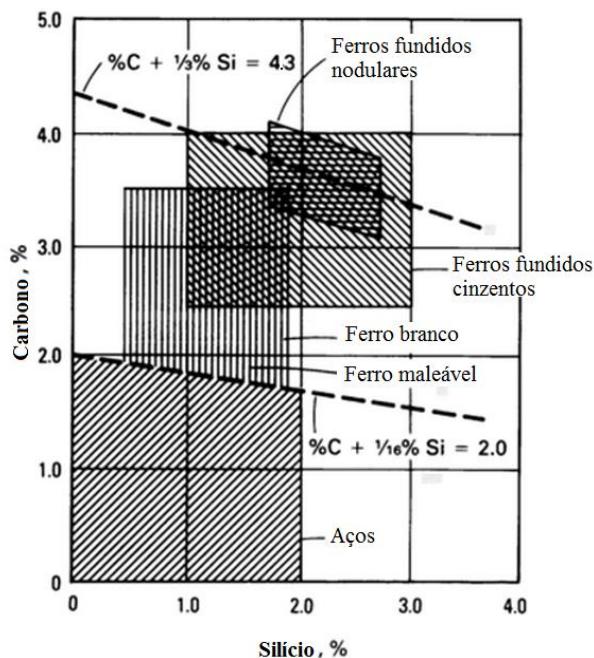
O ferro fundido nodular, também conhecido por ferro fundido esferoidal ou ferro dúctil, é caracterizado por apresentar a grafita na forma esferoidal no estado bruto de fundição, devido a adição de certos elementos químicos ou condições particulares de fabricação, que alteram a forma de crescimento da grafita durante a solidificação. Devido a essa morfologia esferoidal, a grafita não interrompe a continuidade da matriz, resultando em um material que tem a ductilidade como uma propriedade importante (CHIAVERINI, 2002; GUESSER, 2009).

2.1.1 Classificação e propriedades mecânicas dos ferros fundidos nodulares

Conforme Guesser (2009), os ferros fundidos são classificados em diferentes famílias no que tange a forma da grafita na microestrutura, uma vez que uma mesma composição química pode originar diferentes tipos de ferros fundidos,

conforme ilustrado na Figura 1. O nome de cada família às vezes se refere a forma da grafita (nodular, vermicular), outras vezes tem relação com o aspecto da fratura (cinzento, branco) ou com alguma propriedade mecânica relevante (maleável).

Figura 1 – Faixa de composição do C e Si para diversas ligas ferrosas.



Fonte: Adaptado de Elliott (1988, p. 2)

De acordo com Santos e Branco (1991) e Chiaverini (2002), os ferros fundidos nodulares apresentam propriedades mecânicas muito mais elevadas que os ferros fundidos cinzentos, pois apresentam uma estrutura mais homogênea e também devido a sensível diminuição do efeito de entalhe quando se têm grafitas em forma de nódulos. Por isso, tanto a ductilidade quanto a resistência mecânica são maiores nos ferros fundidos nodulares do que nos cinzentos.

Esse conjunto de características faz com que a família dos ferros fundidos nodulares seja aplicada de diversas maneiras, tais como: virabrequins, carcaças, componentes hidráulicos, eixos comando de válvulas, coletores de exaustão, peças de suspensão de veículos, entre outras aplicações (GUESSER, 2009).

Na Tabela 1 são mostradas as classes de ferros fundidos nodulares de acordo com a Norma ABNT NBR 6916/1981. Segundo Guesser (2009), a designação numérica da classe indica os valores mínimos do Limite de Resistência (LR), do Alongamento e do Limite ao Escoamento (LE). Os valores de dureza e a microestrutura indicadas na Tabela 1 são informativos.

Tabela 1 – Classes de ferros fundidos nodulares segundo a ABNT.

Classe	LR (MPa)*	LE (MPa)*	Alongamento (%)*	A título informativo	
				Dureza (HB)	Microestrutura predominante
FE38018	380	240	17,0	140-180	Ferrítica
FE42012	420	280	12,0	150-200	Ferrítica
FE50007	500	350	7,0	170-240	Ferrítico-Perlítica
FE60003	600	400	3,0	210-280	Perlítica
FE70002	700	450	2,0	230-300	Perlítica
FE80002	800	500	2,0	240-310	Perlítica
FE38017-RI (**)	380	240	17,0	140-180	Perlítica

LR: Limite de resistência. LE: Limite de escoamento.

(*) Valores mínimos.

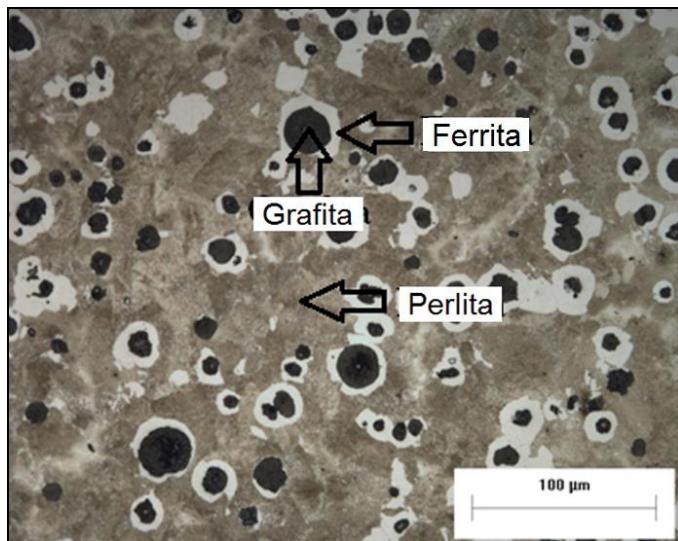
(**) Classe com requisito de impacto. Fonte: Guesser (2009, p. 52)

2.1.2 Microestrutura dos ferros fundidos nodulares

Os ferros fundidos nodulares, de uma maneira geral apresentam na sua microestrutura a temperatura ambiente, os seguintes constituintes: ferrita, perlita e grafita. A ferrita, que é uma solução sólida de ferro alfa e carbono, possui baixa resistência mecânica, baixa dureza, porém apresenta excelente resistência ao choque, elevado alongamento e boa ductilidade. A cementita é o carboneto de ferro Fe_3C contendo 6,67% de carbono, e possui elevada dureza e resistência mecânica. A perlita é a mistura de 88,5% de ferrita e 11,5% de cementita, na forma de lamelas finas dispostas alternadamente, com propriedades mecânicas intermediárias entre a ferrita e a cementita. A grafita, que caracteriza os ferros fundidos, possui densidade muito baixa, sendo considerada como vazio na matriz. A grafita desempenha um papel importante nas propriedades físicas e mecânicas nos ferros fundidos, podendo variar em tamanho, distribuição, forma e quantidade (AFS HANDBOOK, 1992; JUNIOR, 2003).

Todos esses microconstituintes formam a microestrutura típica do ferro fundido nodular apresentada na Figura 2, com matriz perlítica/ferrítica com predominância de perlita.

Figura 2 – Microestrutura típica de ferro fundido nodular.

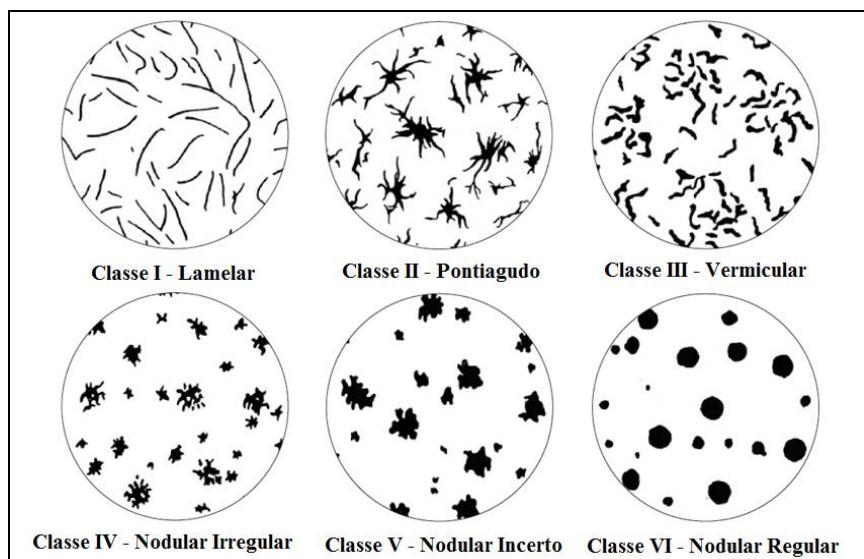


Fonte: O autor (2015)

2.1.2.1 Forma, Distribuição e Tamanho da Grafita

Segundo a norma ISO 945 (2008), os tipos de grafitas são designadas por números romanos de I a VI como mostrado na Figura 3. A determinação do tipo de nódulo é usualmente feita pelo escaneamento da amostra a 100x, verificando qual a forma da grafita que mais se aproxima das formas da Figura 3. As porcentagens de cada tipo são estimadas por inspeção visual, ou contadas individualmente (AFS HANDBOOK, 1992).

Figura 3 – Formas da grafita em ferros fundidos.



Fonte: Adaptado de ISO 945-1 (2008, p. 2)

A nodularidade é uma característica de grande relevância nos ferros fundidos nodulares e representa o índice de “esfericidade” dos nódulos de grafita presentes na microestrutura. Esse valor deve ser o maior possível e na prática é frequente exigir valores de nodularidade iguais ou superiores a 85 %. Portanto, a forma da grafita deve se aproximar o máximo possível da forma VI (ASM HANDBOOK, 1988).

Conforme a norma ISO 945 (2008), o tamanho dos nódulos é classificado de 1 a 8, representando a dimensão máxima, em mm, dos nódulos de grafita do tipo V e VI em um microscópio com ampliação de 100x.

A densidade de nódulos é obtida pela contagem do número de nódulos por mm^2 . A contagem pode ser feita através da comparação da microestrutura obtida com cartas padrão, ou então pela contagem via software em computador através da microscopia ótica (AFS HANDBOOK, 1992).

2.1.2.2 Matriz metálica

Os ferros fundidos nodulares apresentam matriz metálica composta basicamente de ferrita e perlita. A quantidade de cada fase na matriz é um importante parâmetro metalúrgico, visto que tem grande influência nas propriedades mecânicas deste material e é determinada pela composição química, taxa com que o fundido é esfriado durante e após a solidificação, ou por tratamento térmico posterior (JUNIOR, 2003). As relações entre as variações microestruturais com as propriedades mecânicas são descritas na seção seguinte.

2.1.3 Relação entre microestrutura e propriedades mecânicas

É de consenso geral na literatura de que as propriedades mecânicas dos ferros fundidos estão diretamente relacionadas à estrutura final obtida, ou seja, dependem da matriz metálica, da morfologia e quantidade de grafita e ainda do tamanho e distribuição das células eutéticas (SANTOS; BRANCO, 1991; AFS HANDBOOK, 1992; GUESSER, 2009).

Quanto à morfologia da grafita, Al-Ghonamy et al. (2010) mostraram que a nodularidade da grafita tem grande influência sobre as propriedades mecânicas dos ferros fundidos nodulares. Em seu trabalho, os autores mostraram que os valores de dureza, resistência à tração e ao escoamento, resistência ao impacto e o

alongamento tiveram ganhos significativos com o aumento da nodularidade das grafitas.

Em relação à quantidade de nódulos, Santos e Branco (1991) citam que a resistência mecânica dos ferros fundidos nodulares diminui com o aumento da quantidade de nódulos de grafita presente na microestrutura. Segundo os autores, esse fato se deve a menor distância para a difusão do carbono que resulta no aumento da porcentagem de ferrita na matriz, o que foi evidenciado por Salazar et al. (1999). Além disso, visto que a grafita possui menor resistência que a matriz metálica, a própria presença dessa fase tem o efeito de diminuir a resistência mecânica.

Quanto à matriz metálica, segundo ASM Handbook (1988), as matrizes perlíticas proporcionam maior resistência mecânica à seção considerada, enquanto que matrizes ferríticas proporcionam maior ductilidade e menor dureza. Matrizes ferrítico-perlíticas apresentam valores intermediários. Essa informação foi evidenciada por Gonzaga et al. (2009) em seu estudo, no qual os autores mostraram que a dureza, a resistência à tração e ao escoamento em um ferro fundido nodular aumentaram com o incremento da quantidade de perlita presente na microestrutura, enquanto que o alongamento e a resistência ao impacto diminuíram.

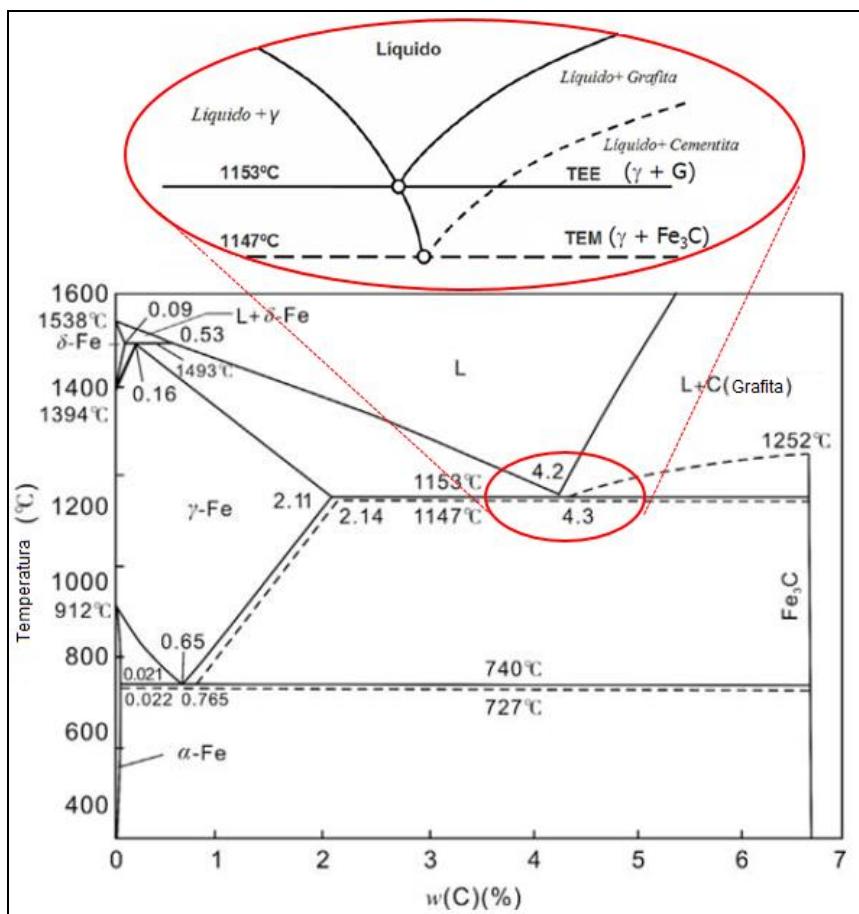
2.2 SOLIDIFICAÇÃO DOS FERROS FUNDIDOS NODULARES

A solidificação é um dos processos mais importante nas ligas fundidas, pois grande parte da microestrutura é formada durante os processos que ocorrem na solidificação. Sendo assim, são abordados neste subcapítulo os itens referentes aos diagramas de equilíbrio estável e metaestável do Fe-C e do carbono equivalente, assim como são descritas e detalhadas as etapas da solidificação dos ferros fundidos nodulares.

A solidificação dos ferros fundidos em condições de equilíbrio pode ser estudada utilizando o diagrama Fe-C, que descreve as fases presentes nas ligas de ferro-carbono (aços ou ferros fundidos) a qualquer temperatura e concentração de carbono. Este sistema apresenta dois eutéticos provenientes da existência de dois equilíbrios: estável e metaestável, divergindo entre si pela diferença de temperatura e ligeiramente pela composição química (SANTOS; BRANCO, 1991; AFS HANDBOOK, 1992).

Na Figura 4 apresentam-se, sobrepostos, os diagramas de fases estável Fe-C_{grafita} (linha cheia) e metaestável Fe-Fe₃C (linha tracejada), mostrando também em detalhe a região próxima ao ponto eutético. Como as ligas comerciais de ferro fundido contém silício em sua composição, a presença desse elemento afeta o diagrama Fe-C, ocorrendo uma diminuição da porcentagem de carbono do eutético e uma alteração nas linhas do diagrama que representam o equilíbrio entre as fases. Dessa maneira, variações no teor de silício modificam a diferença entre as temperaturas dos eutéticos. Na Figura 4 é possível observar que a diferença entre as temperaturas de equilíbrio do eutético estável (TEE) e do metaestável (TEM) em uma liga ferro-carbono é de aproximadamente 7°C. Portanto, existem duas opções para a solidificação do ferro fundido: podendo solidificar segundo a reação metaestável, formando austenita e carbonetos, caso dos ferros brancos ou segundo a reação estável, formando austenita e grafita, como nos ferros fundidos nodulares e cinzentos (ASM HANDBOOK, 1988; SANTOS; BRANCO, 1991; ANJOS, 2015).

Figura 4 – Diagrama de fases para as ligas estáveis e metaestáveis.



Fonte: Adaptado de Jiyang (2009, p. 60) e Santos e Branco (1991, p. 7)

Elementos grafitizantes, como o silício, alumínio, níquel e cobre, ampliam a faixa entre as temperaturas dos eutéticos e elementos estabilizadores, como o cromo, vanádio, molibdênio, manganês e tungstênio, tornam essa faixa mais estreita (AFS HANDBOOK, 1992).

A fim de verificar o efeito da presença desses elementos na composição e na solidificação dos ferros fundidos comerciais, usa-se o conceito do carbono equivalente (CE), que considera não só a quantidade dos elementos químicos presentes no material, mas também o poder grafitizante de cada um deles (SANTOS; BRANCO, 1991; ANJOS, 2015).

Segundo ASM Handbook (1988), a expressão utilizada para o cálculo do carbono equivalente para os ferros fundidos é a seguinte:

$$CE = \%C_{total} + \frac{1}{3}(\%Si + \%P) \quad \dots (1)$$

A principal finalidade do CE é determinar a proximidade de uma liga em relação ao eutético e permitir considerar que qualquer liga seja constituída apenas por ferro e carbono, possibilitando a comparação de várias ligas entre si, considerando a sua posição relativa no diagrama de equilíbrio Fe-C. Quando o CE é igual a 4,3%, o ferro fundido tem a composição e estrutura eutética. Se o valor do CE é inferior a 4,3% a liga será hipoeutética e quando for maior que 4,3%, será hipereutética (ASM HANBOOK, 1988; SANTOS; BRANCO, 1991; ANJOS, 2015).

A sequência de solidificação das ligas hipoeutéticas, eutéticas e hipereutéticas, bem como os mecanismos de nucleação e crescimento da grafita e o modo de solidificação dos ferros fundidos nodulares são descritos nas seções seguintes.

2.2.1 Sequência de solidificação dos ferros fundidos nodulares

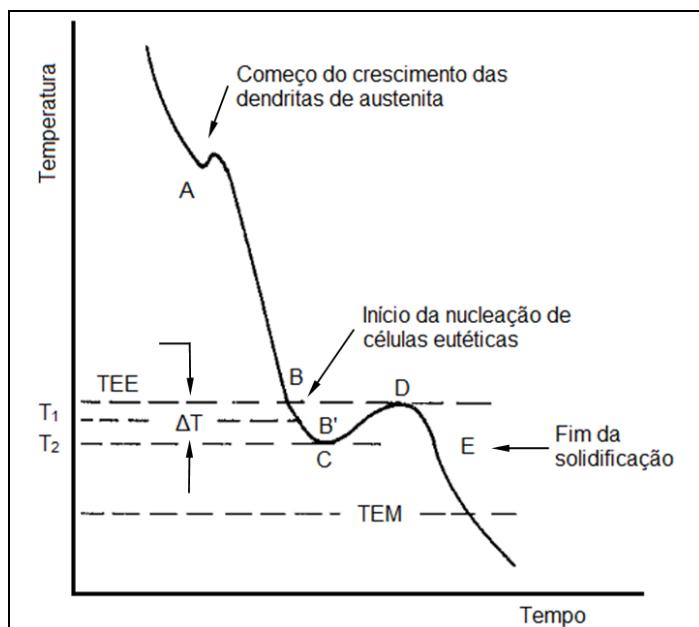
A sequência de solidificação dos ferros fundidos nodulares difere para as ligas hipoeutéticas, eutéticas e hipereutéticas e é considerado como um processo que consiste basicamente na formação das fases sólidas grafita e austenita a partir do líquido e depende praticamente da composição química e da velocidade de extração de calor. No entanto, apesar de ter-se uma diminuição da energia livre do sistema

com condições termodinâmicas favoráveis, a solidificação não ocorre quando o líquido atinge a temperatura de equilíbrio sólido/líquido (ELLIOTT, 1988; SANTOS; BRANCO, 1991; ANJOS, 2015).

Segundo Santos e Branco (1991), é indispensável um certo superresfriamento em relação à temperatura de equilíbrio para que ocorra a nucleação dos primeiros núcleos, isto é, para que os núcleos atinjam um raio crítico e possam crescer. O superresfriamento está representado na Figura 5 como sendo a diferença de temperaturas entre os pontos B e C, ou ΔT , sobre a curva de esfriamento típica proveniente da análise térmica de um ferro fundido hipoeutético. Em outras palavras, o superresfriamento é a diferença entre as temperaturas de início da solidificação teórica (do diagrama Fe-C) e da real.

Olah Neto (1985) afirma que a intensidade do superresfriamento depende do balanço térmico entre a liberação de calor latente da solidificação e a perda de calor para o meio externo (extração de calor pelo molde).

Figura 5 – Esquema da curva de esfriamento de ferro fundido hipoeutético.



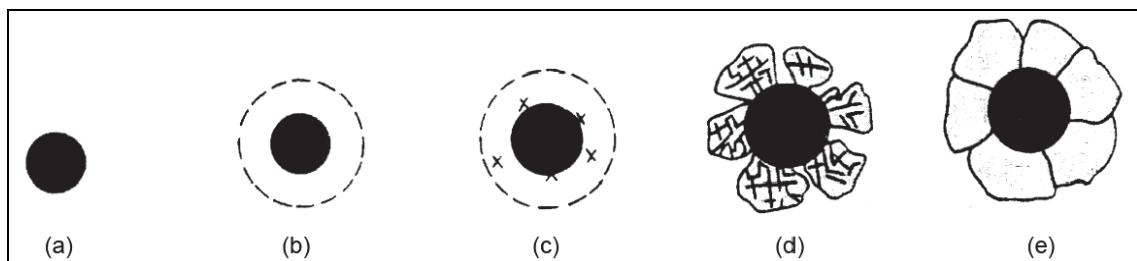
Fonte: Santos e Branco (1991, p. 10)

A principal reação que ocorre durante a solidificação dos ferros fundidos nodulares é a eutética. Esta reação está presente em todas as ligas de ferros fundidos e inicia-se após um superresfriamento abaixo da temperatura do eutético estável, para os ferros fundidos grafíticos, com a formação de nódulos de grafita em contato direto com o líquido, que são encapsulados posteriormente por um invólucro

de austenita. O eutético cresce a partir desses núcleos e durante esse processo de crescimento, a partir do ponto C na Figura 5, ocorre uma recalecência, com o aumento da temperatura do líquido devido a liberação de calor latente de solidificação que compensa a perda de calor para o molde. Durante esse patamar o crescimento das células eutéticas prossegue até que todas as células colidam umas com as outras, provocando interferência no seu crescimento, o que reduz a velocidade de liberação de calor. A solidificação completa-se no ponto E na Figura 5 (SANTOS; BRANCO, 1991; ANJOS 2015).

A solidificação eutética dos ferros fundidos nodulares é do tipo divorciada, isto é, após a precipitação da grafita no líquido ocorre o seu envolvimento por um invólucro de austenita seguido pelo crescimento da grafita por difusão do carbono na camada de austenita (JIYANG, 2010b). Esse processo encontra-se ilustrado na Figura 6, em que (a) indica a nucleação de nódulos de grafita; (b) o aparecimento das zonas pobres em carbono; (c) o início da precipitação de austenita; (d) o crescimento da austenita na forma de dendritas e, (e) o fechamento do invólucro de austenita.

Figura 6 – Esquema de formação do invólucro de austenita em volta dos nódulos de grafita.



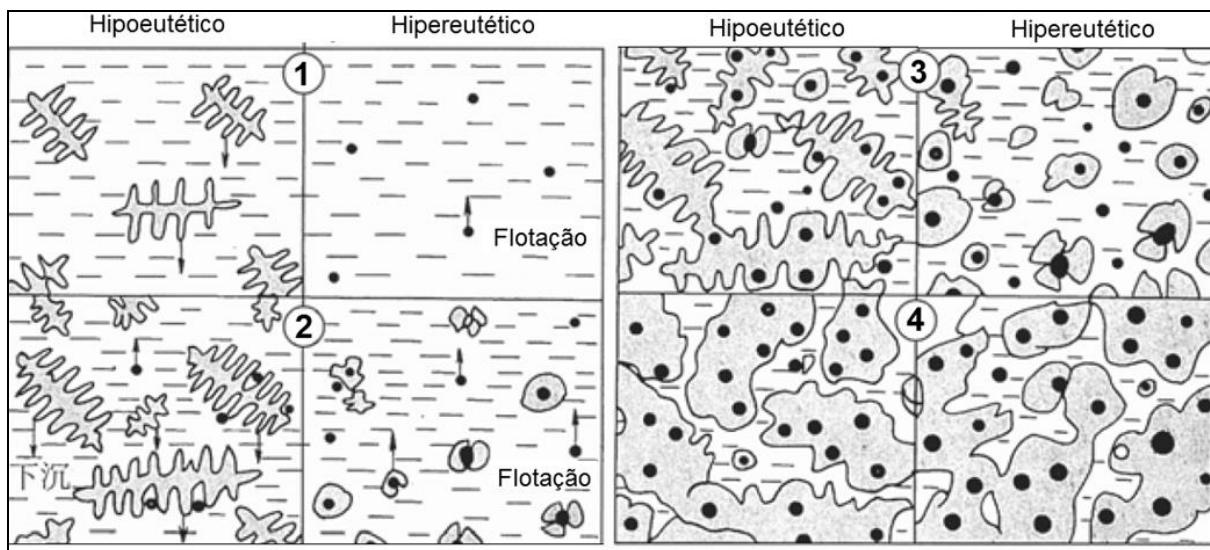
Fonte: Jiyang (2010b, p. 190)

No entanto, a ilustração mostrada na Figura 6 não corresponde à representação real de uma célula eutética. Conforme demonstrado na pesquisa de Zhu e Stefanescu (2011), a solidificação da célula eutética segue o modelo multinodular, de modo que as células eutéticas dos ferros fundidos nodulares são formadas por austenita e vários nódulos de grafita e não por um único nódulo conforme mostrado na Figura 6.

A sequência de solidificação das ligas hipoeutéticas ($CE<4,3\%$) e hipereutéticas ($CE>4,3\%$) pode ser visualizada na sequência ilustrada na Figura 7. O quadro 1 da Figura 7 representa o início da solidificação, com a nucleação de dendritas na liga hipoeutética e de nódulos de grafita na hipereutética após um certo

superresfriamento em relação à temperatura de equilíbrio “líquidus”. Observa-se também a flotação dos nódulos de grafita na liga hipereutética enquanto que na liga hipoeutética os nódulos têm a movimentação minimizada devido a formação de dendritas de austenita. Com a diminuição da temperatura, nas ligas hipoeutéticas o líquido residual torna-se saturado em carbono e silício que estão sendo rejeitados devido ao crescimento da austenita, enquanto que nas hipereutéticas o líquido residual torna-se pobre em carbono devido a incorporação do carbono à grafita. No quadro 2, quando a composição eutética do líquido é atingida, ocorre a reação eutética após um certo superresfriamento, formando-se então mais nódulos de grafita a partir do líquido residual, os quais são posteriormente envoltos pela austenita. Os quadros 3 e 4 representam o crescimento sequente das células eutéticas, sendo o último quadro representando o líquido residual presente entre as células eutéticas nos últimos estágios de solidificação (SANTOS; BRANCO, 1991; ANJOS, 2015).

Figura 7 – Esquema da sequência de solidificação dos ferros fundidos nodulares.



Fonte: Adaptado de Motz e Wolters (1988 apud Jiyang, 2010c, p. 292)

Os nódulos das ligas hipereutéticas e eutéticas apresentam características distintas. Nas primeiras, têm-se nódulos de tamanhos bastante diferentes e maiores. Os nódulos maiores são os correspondentes aos que se formam entre as temperaturas de “líquidus” hipereutética e a do eutético, enquanto os menores são provenientes da reação eutética (SANTOS; BRANCO, 1991).

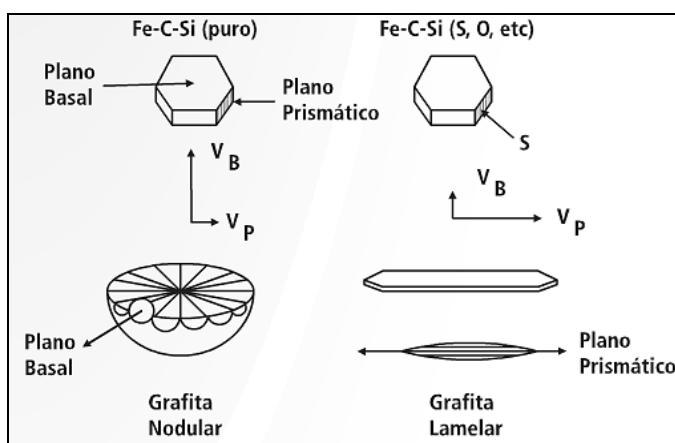
2.2.2 Nucleação e crescimento da grafita

Santos e Branco (1991) citam em seu trabalho, que diversas teorias foram propostas para explicar o mecanismo de nucleação da grafita em ferros fundidos, relatando um consenso na literatura de que a nucleação é heterogênea, isto é, necessita de um agente externo (substrato) para nuclear no líquido, porém com divergência quanto ao tipo do substrato nucleador.

Conforme Guesser (2009) e Jiyang (2010a), a grafita tem estrutura hexagonal e sua nucleação é preferível em substratos de mesma estrutura ou semelhantes. Dentre os centros efetivos para a nucleação da grafita, destacam-se as partículas residuais de grafita, óxidos, sílica, silicatos, regiões ricas de silício, carbetas, sulfetos, bolhas de gás, nitretos e inclusões.

Por ter estrutura hexagonal, a grafita pode assumir forma esférica ou lamelar durante seu crescimento na solidificação, o que é governado pela velocidade de crescimento na direção dos planos basal e prismático, conforme o desenho esquemático da Figura 8. Inicialmente a grafita nucleia no metal líquido sob forma esférica com um empilhamento dos átomos de carbono nos planos basais devido à baixa energia interfacial com o líquido; esse crescimento nos planos basais resulta em grafita esferoidal em ligas Fe-C puras, conforme mostrado na Figura 8. Elementos tenso-ativos, tais como o S, O, Pb e Te, tendem a ser absorvidos nos planos prismáticos, reduzindo a energia interfacial, que atinge valores menores que os planos basais, impedindo o crescimento nos planos basais e resultando num crescimento nos planos prismáticos, ou seja, de forma lamelar (GUESSER, 2009).

Figura 8 – Esquema de crescimento da grafita em lamelas e nódulos.



Fonte: Guesser (2009, p. 11)

Segundo ASM Handbook (1988), o tipo de crescimento (basal ou prismático) e, consequentemente, a morfologia de grafita, também é determinado pela taxa de esfriamento.

2.2.3 Modo de solidificação dos ferros fundidos nodulares

É de consenso na literatura que o modo de solidificação dos ferros fundidos nodulares tem caráter pastoso, distinto dos cinzentos, isto é, sem a formação de uma camada sólida junto as paredes do molde, ou então com a formação de uma camada sólida muito fina. No modo de solidificação pastoso, a fase que está solidificando existe numa grande área do líquido, sendo que as fases sólidas e líquidas coexistem por um período relativamente longo, retardando a formação da camada sólida (SANTOS; BRANCO, 1991; STEFANESCU, 2009; JIYANG, 2010c).

O caráter pastoso da solidificação dos ferros fundidos nodulares pode ser explicado, segundo Santos e Branco (1991) e Jiyang (2010c), por três fatores:

O primeiro fator se dá pela elevada inoculação dos ferros fundidos nodulares, que aumenta a nucleação da grafita na ordem de 50 a 200 vezes em relação aos ferros fundidos cinzentos. Além disso, os nódulos são distribuídos pelo metal líquido, o que é benéfico para a solidificação simultânea em toda as seções da peça.

O segundo fator é a baixa velocidade de crescimento dos nódulos de grafita que estão envolvidos pela austenita, provocando o atraso da formação de uma casca sólida. Nos ferros fundidos cinzentos, os veios de grafita estão em contato com o líquido e crescem rapidamente, resultando numa solidificação rápida e na rápida formação de uma casca sólida.

Enquanto que o último fator é a baixa condutividade térmica dos ferros fundidos nodulares, sendo cerca de 20 a 40% menor que os ferros fundidos cinzentos devido a morfologia das grafitas, que por serem esferoidais, não estão interligadas e dificultam a condução de calor.

O modo de solidificação exerce grande influência sobre a qualidade interna dos ferros fundidos, sendo o seu efeito sobre a formação de defeitos internos discutido posteriormente.

2.3 TRANSFORMAÇÃO EUTETÓIDE DOS FERROS FUNDIDOS NODULARES

A estrutura final dos ferros fundidos é definida pelo o que ocorre durante a solidificação e durante as transformações no estado sólido. Após as reações que ocorrem na solidificação, com o esfriamento subsequente, o material ainda está sujeito às transformações que ocorrem principalmente junto a temperatura eutetóide, que determina o tipo de matriz metálica presente na microestrutura (ELLIOTT, 1988; AFS HANDBOOK, 1992)

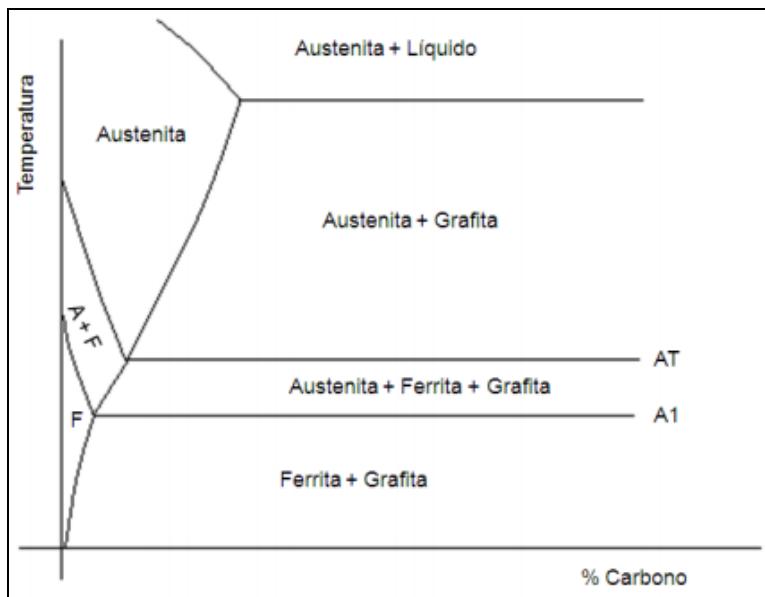
O tipo de matriz metálica é controlado em grande parte pela composição química do material, pela morfologia, número e distribuição dos nódulos de grafita, e pela taxa de esfriamento. Também podem ser obtidos diferentes tipos de matrizes metálicas através de tratamentos térmicos (AFS HANDBOOK, 1992; JUNIOR, 2003).

Dependendo da classe do ferro fundido nodular, a matriz metálica apresentada pode variar de totalmente ferrítica, para uma mistura de ferrita e perlita, ou uma microestrutura totalmente perlítica, sendo caracterizada pelo processo competitivo entre as reações estável e metaestável durante a transformação da austenita na reação eutetóide. Na reação estável, a austenita se transforma em ferrita e grafita, enquanto que na metaestável, a austenita se transforma em perlita (ELLIOTT, 1988; AFS HANDBOOK, 1992).

A Figura 9 apresenta um corte do diagrama binário para a liga Fe-C-Si com 2% de Si sem escala, em que observa-se a transformação eutetóide segundo o equilíbrio estável. Constatata-se no diagrama da Figura 9 que existe uma faixa de temperatura entre AT e A1 no qual coexistem a austenita, a ferrita e a grafita. O início da reação eutetóide ocorre com a transformação da austenita em ferrita quando o material atinge a temperatura AT. Essa reação persiste até que a temperatura A1 seja atingida. O tempo de permanência entre as temperaturas AT e A1 diminui com o aumento da velocidade de esfriamento (OLAH NETO, 1985; VILELA, 2010).

Conforme Santos e Branco (1991), a formação de ferrita ocorre inicialmente na interface entre a austenita e a grafita, envolvendo os nódulos de grafita. A continuação deste processo depende da precipitação da ferrita na interface entre a austenita e a grafita e da difusão do carbono através da ferrita que envolve a grafita. A formação de ferrita é facilitada quanto menor for a velocidade de esfriamento da peça e quanto maiores forem as quantidades de nódulos de grafita e silício.

Figura 9 – Diagrama pseudo-binário Fe-C-Si (2,0%).



Fonte: Vilela (2010, p. 25)

De outro modo, se a velocidade de esfriamento for suficientemente elevada, as transformações podem ser regidas pelo sistema metaestável com a transformação da austenita em perlita, em decorrência da redução do tempo e da velocidade para a difusão do carbono na austenita e na ferrita. As reações podem ainda ocorrer simultaneamente pelo sistema estável e metaestável com a formação tanto de ferrita quanto de perlita (SANTOS; BRANCO, 1991).

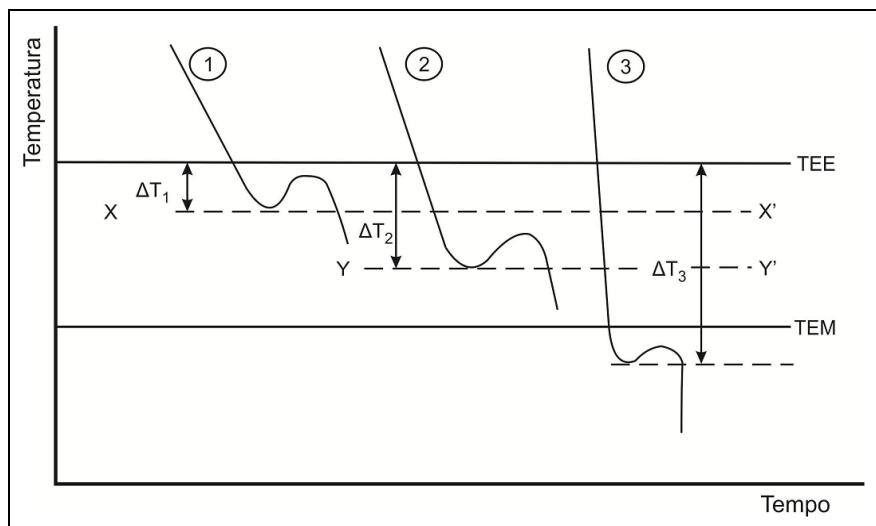
No entanto, com o aumento da velocidade de solidificação ocorre o aumento da quantidade de nódulos de grafita, que diminuem a distância de difusão do carbono e favorecem a formação da ferrita (DIX et al., 2003). Portanto, a velocidade de solidificação atua na formação da matriz metálica favorecendo a reação eutetóide metaestável, com a formação de perlita, e de outro modo, favorecendo também a formação de ferrita devido ao aumento da quantidade de nódulos. Sendo assim, a formação da matriz será definida pela competição desses fenômenos e, desse modo, a fim de melhor compreender quais os efeitos dos fenômenos citados na formação da microestrutura, o efeito da velocidade de solidificação sobre a formação da matriz metálica e da grafita é apresentado e discutido no subcapítulo seguinte.

2.4 EFEITO DA VELOCIDADE DE SOLIDIFICAÇÃO SOBRE A MICROESTRUTURA DOS FERROS FUNDIDOS NODULARES

A solidificação, como foi citado anteriormente, é essencialmente um processo de nucleação e crescimento e diversas variáveis podem influenciar nesse processo. Uma dessas variáveis, a velocidade de esfriamento, que está diretamente ligada à velocidade de solidificação, tem grande influência sobre a microestrutura final e, consequentemente, sobre as propriedades mecânicas do material (SANTOS; BRANCO, 1991).

A velocidade de solidificação atua principalmente na quantidade de superrefriamento. A Figura 10 apresentada por Santos e Branco (1991), mostra curvas esquemáticas de esfriamento ilustrando a influência do aumento da velocidade de esfriamento sobre o superresfriamento. Fixados a composição e inoculação, a curva 1 representa a solidificação de um ferro fundido esfriado com baixa velocidade. Quando a TEE é atingida, foi necessário um pequeno superresfriamento (ΔT_1) para se conseguir a recalescência.

Figura 10 – Influência da velocidade de esfriamento sobre o superresfriamento.



Fonte: Adaptado de Santos e Branco (1991, p. 22)

Quando o ferro fundido é esfriado com velocidade maior, como é o caso da curva 2 da Figura 10, e atingiu a temperatura da linha XX', em que ocorreu o início da recalescência para o primeiro caso, a quantidade de calor liberada durante a solidificação não foi suficiente para provocar a recalescência. Como a quantidade de

calor extraída era maior que no primeiro caso, houve a necessidade de um aumento no superresfriamento (ΔT_2) para que a quantidade de calor atingisse ou superasse a extraída, devido ao maior número de células e à maior velocidade de crescimento.

Na curva 3 da Figura 10, ocorreu a formação de ferro fundido branco (coquilhamento) devido a recalescência iniciar somente abaixo da TEM. Isso ocorreu devido à alta velocidade de esfriamento, fazendo com que a quantidade de calor extraída pelo molde superasse a liberada pelo metal durante toda a faixa de temperatura entre os equilíbrios estável e metaestável.

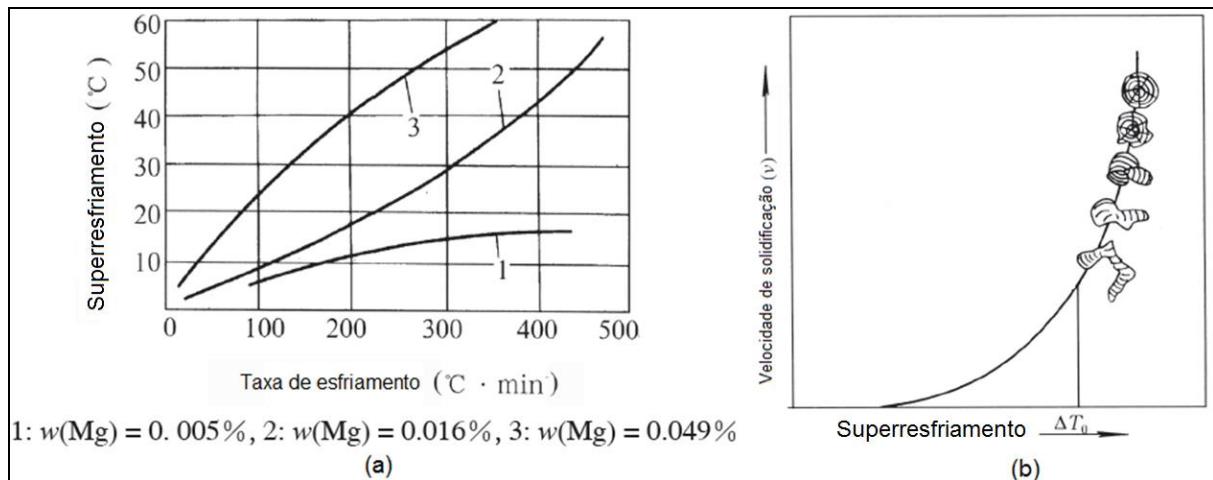
Conclui-se então, que o superresfriamento aumenta com o acréscimo da velocidade de esfriamento e, consequentemente, o número de núcleos, o número de células eutéticas e a velocidade de crescimento também aumentam (SANTOS; BRANCO, 1991; STEFANESCU, 2009).

2.4.1 Efeito sobre a grafita

A velocidade de solidificação tem grande efeito sobre as características da grafita nos ferros fundidos nodulares. Quanto ao número de nódulos, é evidente na literatura que o aumento da velocidade de solidificação traz ganhos significativos na contagem de nódulos por mm^2 , como por exemplo, nos estudos realizados por Junior (2003), Binczyk, Kowalski e Furmanek (2007) e Górnny e Tyrala (2012), em que os autores mostraram um pronunciável aumento na quantidade de nódulos de grafita por mm^2 em seções da peça com maior velocidade de solidificação.

Em relação à morfologia da grafita, em especial, sobre a sua nodularidade, o aumento da velocidade de solidificação melhora essa característica. A Figura 11 ilustra o efeito da taxa de esfriamento sobre o superresfriamento, e o seu consequente efeito sobre a morfologia da grafita. Fica evidente na Figura 11a que o aumento da taxa de esfriamento e, consequentemente, da velocidade de solidificação, aumentam o grau de superresfriamento do ferro fundido nodular. Quanto à morfologia da grafita, o gráfico (b) na Figura 11 mostra que o aumento da velocidade de solidificação e, consequentemente, do superresfriamento, resulta em nódulos de grafita mais esferoidais. Segundo Jiyang (2010a), quando o superresfriamento é alto, a velocidade de crescimento no plano basal da grafita é maior que do plano prismático, resultando em grafitas com morfologia mais esférica.

Figura 11 – Efeito da velocidade de solidificação sobre o superresfriamento e a morfologia da grafita.



Fonte: Adaptado (a) de Александров (1986 apud Jiyang, 2010a, p. 85) e (b) Yi, Shaolan e Xueming (1986 apud Jiyang, 2010a, p. 87)

A morfologia da grafita é afetada também pela forma como ocorre o seu encapsulamento, ou envolvimento, pela austenita. Em seu trabalho, Jiyang, Schmitz e Engler (1989) mostraram que, quanto maior a velocidade de solidificação, mais rápido será o envolvimento da grafita pela austenita, portanto, maior o seu grau de nodularidade. Segundo os autores, em altas velocidades de solidificação, a austenita nucleia rapidamente nas regiões pobres em carbono que circundam o nódulo de grafita e forma o invólucro, sendo que o crescimento dos nódulos se dá apenas por difusão, implicando numa velocidade de difusão igual em todas as regiões do nódulo e promovendo a sua nodularidade. Esse comportamento encontra-se ilustrado na Figura 12. Em (a) é possível observar a grafita esferoidal de boa aparência devido ao rápido envolvimento da austenita. Em (b) se observa as distorções da grafita causado pelo lento envolvimento do invólucro da austenita e em (c) constata-se grande distorção da grafita devido ao não envolvimento da grafita pela austenita.

Figura 12 – Efeito da velocidade de solidificação sobre o envolvimento da grafita pelo invólucro de austenita.

Invólucro de austenita	Processo de formação da grafita	Forma da grafita
(a) Envolvimento rápido	• ● ○ □ △	●
(b) Envolvimento lento	• ● ○ □ △	○
(c) Sem envolvimento	• ● ○ □ △	△

Fonte: Adaptado de Parks e Loper (1969, apud Jiyang, 2010b, p. 194)

2.4.2 Efeito sobre a matriz metálica

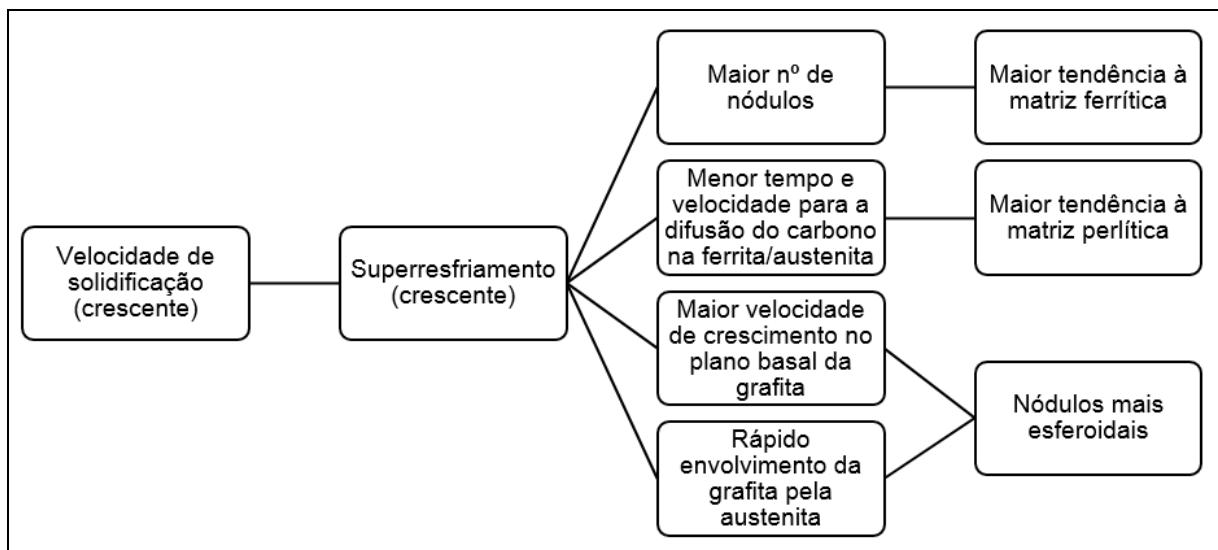
Como discutido anteriormente no subcapítulo 2.3 sobre a transformação eutetóide, o aumento da velocidade de solidificação atua, de um lado, promovendo a formação de ferrita devido ao aumento do número de nódulos e, de outro modo, promovendo também a formação de perlita decorrente da redução do tempo e da velocidade de difusão do carbono na ferrita e na austenita. Portanto, existe uma competição entre esses dois fenômenos na formação da matriz metálica de um ferro fundido nodular. Encontra-se exemplos em ambos os casos na literatura.

Autores como Salazar et al. (1999), Binczyk (2007) e Górný e Tyrala (2012), avaliaram o efeito da velocidade de solidificação na formação da microestrutura dos ferros fundidos nodulares, através da variação da espessura das seções da peça. Seus resultados mostraram que, apesar da quantidade de nódulos ter aumentado nas regiões com maior extração de calor, a quantidade de perlita também aumentou. De outro modo, os resultados dos estudos de Dix et al. (2003) mostraram que devido à alta quantidade de nódulos em seções com rápido esfriamento, houve um incremento da quantidade de ferrita na microestrutura.

As informações encontradas na literatura sugerem, portanto, que não existe uma forma completamente eficaz de prever a microestrutura de uma peça de ferro fundido nodular que apresenta variações na velocidade de solidificação.

Os dados obtidos na literatura em relação ao efeito da velocidade de solidificação sobre a microestrutura dos ferros fundidos nodulares são apresentados de forma resumida e esquemática na Figura 13.

Figura 13 – Efeito da velocidade de solidificação sobre a microestrutura dos ferros fundidos nodulares.



Fonte: Santos e Branco (1991) e Jiyang (2010b)

2.5 ALIMENTAÇÃO E COMPORTAMENTO DIMENSIONAL DOS FERROS FUNDIDOS NODULARES

O comportamento do volume específico durante a solidificação dos ferros fundidos grafíticos é fundamentalmente diferente de outras ligas metálicas. A maior diferença é o efeito da expansão durante parte do esfriamento devido à precipitação da grafita, que possui maior volume específico que o líquido. Esta expansão pode ser superior a contração do crescimento da austenita (ASM HANDBOOK, 1988; SANTOS; BRANCO, 1991).

Conforme ASM Handbook (1988), existem três estágios durante a solidificação dos ferros fundidos nodulares que provocam alterações volumétricas, os quais encontram-se ilustrados na Figura 14 e que são explicados a seguir.

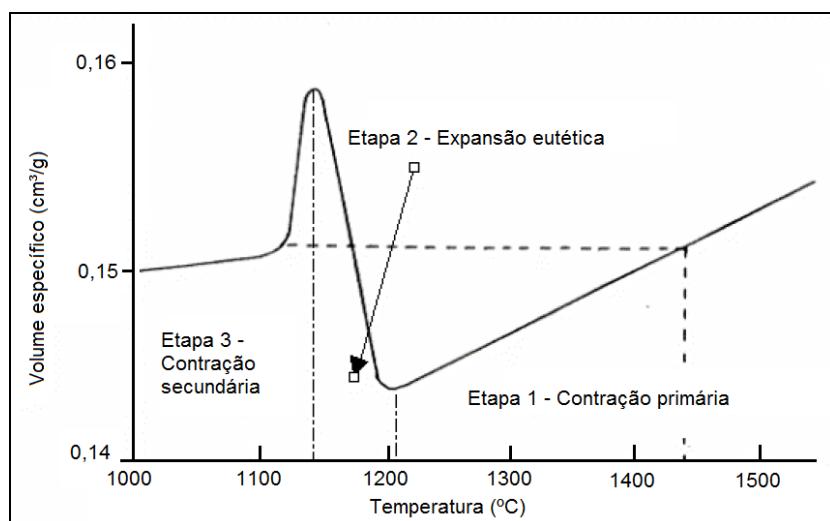
Numa primeira etapa ocorre a redução volumétrica do metal líquido com o abaixamento da temperatura associado à contração primária do líquido e da

austenita primária que ocorre durante todo o período que existir líquido até a temperatura de solidificação eutética, sendo a sua intensidade elevada quanto maior for a temperatura de vazamento. Santos e Branco (1991) citam que a taxa de contração primária nos ferros fundidos nodulares pode variar entre 1,0 e 4,8% por 100°C de diminuição da temperatura. Entretanto, Olah Neto (1985) mostrou que nos ferros fundidos hipereutéticos a sua intensidade é minimizada devido a formação de grafitas primárias.

Por seguiante, na etapa 2, há o aumento significativo do volume durante a solidificação eutética que está associado à nucleação e crescimento da grafita, que possui volume específico cerca de 3 a 4 vezes maior que o líquido (KARSAY, 1972).

Durante o último estágio de solidificação, na etapa 3, ocorre a contração secundária que é responsável pela redução volumétrica que, segundo Stuewe (2008) e Jiyang (2010b), corresponde à solidificação do líquido intercelular remanescente com a formação de austenita na célula eutética, carbonetos e steadita, devido à segregação de elementos.

Figura 14 – Variação do volume específico do ferro fundido em função da temperatura durante a solidificação.



Fonte: Adaptado de Santos e Branco (1991, p. 84)

A magnitude da variação de volume nos diferentes estágios de solidificação depende de diversos fatores. Burbelko et al. (2013) estudaram o efeito do CE na variação de volume dos ferros fundidos nodulares e constaram que o CE tem grande influência sobre essa variação, com o mínimo de contração primária ocorrendo na concentração eutética. Para uma liga hipoeutética, a etapa de expansão eutética é

minimizada, enquanto que para uma liga hipereutética, essa etapa é maximizada, efeito explicado devido ao aumento da quantidade de grafita.

Para compensar a contração do líquido e fornecer metal líquido durante a solidificação, diversos autores citam a utilização de alimentadores externos, conhecidos como massalotes, que além de atuar como reservatório de metal líquido, de modo a compensar a contração do líquido durante o esfriamento, têm a função de promover a solidificação direcional (ELLIOTT, 1988; ASM HANDBOOK, 1988; SANTOS; BRANCO, 1991). Conforme ASM Handbook (1988), apesar da expansão da grafita compensar a contração primária, os ferros fundidos nodulares tipicamente requerem o uso de massalotes.

Os diferentes tipos de defeitos que ocorrem devido ao comportamento dimensional dos ferros fundidos nodulares são detalhados nas seções seguintes.

2.5.1 Defeitos de contração e alimentação: rechupes

Conforme Anjos (2015), os defeitos de contração estão relacionados com as alterações de volume e de pressão que ocorrem durante as várias fases de solidificação dos ferros fundidos. Karsay (1972) cita ainda que os defeitos de contração são causados quando a pressão no interior do molde atinge valores inferiores à pressão atmosférica, que está relacionado diretamente com a necessidade de suprimento de metal líquido para compensar a contração.

Uma vez que o metal se contrai durante a solidificação, é razoável que se mais metal líquido não for adicionado no molde, a peça ficará incompleta. Quando essa falta de material é concentrada numa região, o defeito é chamado de rechupe, e quando existe microrechupes distribuídos por toda a peça, o defeito é chamado de porosidade (SOARES, 2000).

Para Guesser (2009) e Campbell (2011), a presença de defeitos de rechupe, que podem ser macro ou microscópios, tem profundo efeito negativo sobre as propriedades mecânicas, principalmente naquelas relacionadas à fadiga. A presença desses defeitos em uma determinada zona submetida a esforços mecânicos podem atuar como ponto de partida para a formação de outros defeitos ainda mais agravantes que podem gerar falhas durante o serviço.

A formação de vácuo devido a diminuição da pressão interna pode ocorrer durante a contração primária e secundária, que estão associados dois tipos de

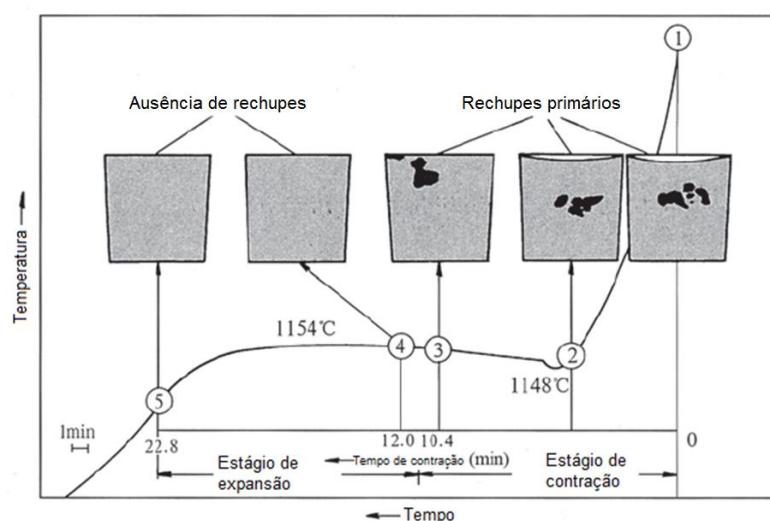
defeitos: rechuve primário e rechuve secundário (KARSAY, 1972; SANTOS; BRANCO, 1991; VAZEHRAD, 2011).

2.5.1.1 Mecanismos de formação e morfologias dos rechupes primários e secundários

Os mecanismos de formação divergem para os rechupes primários e secundários, sendo que eles ocorrem em diferentes etapas durante a solidificação e apresentam morfologias distintas.

Para os rechupes primários, a Figura 15 ilustra a sequência de sua formação nos ferros fundidos nodulares durante a contração primária do líquido e também, caso a liga seja hipoeutética, da contração da austenita. Segundo Jiyang (2010c), se neste período a contração líquida for compensada com a alimentação de um massalote, uma peça fundida sem rechupes pode ser obtida, como é o caso da figura em questão. Observa-se também na Figura 15 que ocorre um “rebaixo” ou “depressão” na superfície superior da peça que, segundo Karsay (1972), ocorre quando a pressão interna fica abaixo da pressão atmosférica, sendo que a camada sólida formada junto ao molde é muito fina e se deforma sob a ação do esforço resultante das diferenças de pressões atmosféricas e do interior do molde. Esse efeito pode ocorrer em peças sem alimentação ou quando o pescoço do massalote solidifica prematuramente.

Figura 15 – Sequência de formação de rechupes primários em ferros fundidos nodulares.



Fonte: Adaptado de Hummer (1989 apud Jiyang, 2010c, p. 296)

Em relação à morfologia dos rechupes primários, a Figura 16 mostra o exemplo deste tipo, em que é possível notar a presença de superfícies internas lisas, pois a interface entre o sólido e o líquido é praticamente plana (STEFANESCU, 2009; ANJOS, 2015).

Figura 16 – Morfologia dos rechupes primários.



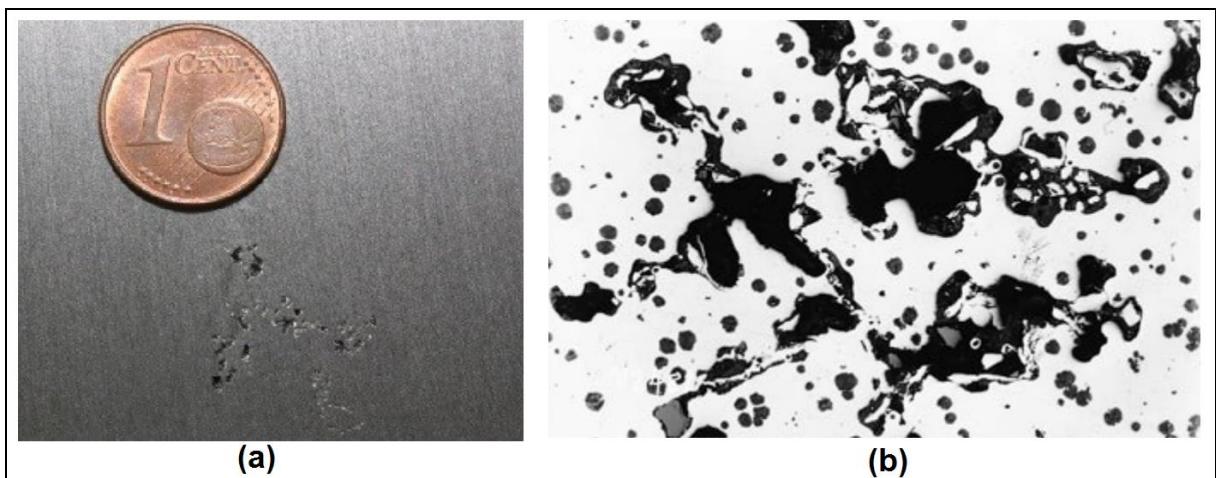
Fonte: Azevedo dos Anjos (2015, p. 180)

Os rechupes secundários, conforme Jiyang (2010b) e Stuewe (2008), são formados durante a contração secundária do líquido intercelular, da austenita e das fases intercelulares formadas, como a “steadita” e carbonetos, sendo localizados nos centros térmicos das peças. Como o líquido intercelular se solidifica isoladamente, a alimentação da contração secundária não pode ser alcançada por massalotes como ocorre na contração primária, pois se tratam de poças de metal líquido não conectadas. Stuewe (2008) e Fuoco e Corrêa (2009) relatam que esse tipo de rechupe pode ser evitado através do aumento de pressão que ocorre durante a expansão da grafita, de modo que o excesso de pressão sobre o líquido intercelular evita que a redução da pressão secundária forme rechupes secundários.

Para os rechupes secundários, sua morfologia se apresenta com superfície rugosa irregular, caracterizado pela presença de diversas cavidades dispersas, que podem, ou não, serem interconectadas, e/ou como microrechupes intercelulares, conforme mostram os exemplos da Figura 17 (STUEWE, 2008; STEFANESCU, 2009; ANJOS, 2015). A Figura 17a apresenta o exemplo de uma peça com macrorechupe, enquanto que a Figura 17b mostra exemplos de microrechupes em peça de ferro fundido nodular, sendo visíveis somente com o auxílio de microscópio ótico, ambos com características de contração secundária. Na Figura 17b também é

possível verificar que alguns microrechupes apresentam superfícies parcialmente oxidadas (S&B INDUSTRIAL MINERALS, 2009).

Figura 17 – Morfologia dos rechupes secundários.



Fonte: Adaptado de (a) Anjos (2015, p. 87) e (b) S&B Industrial Minerals (2009, p. 46)

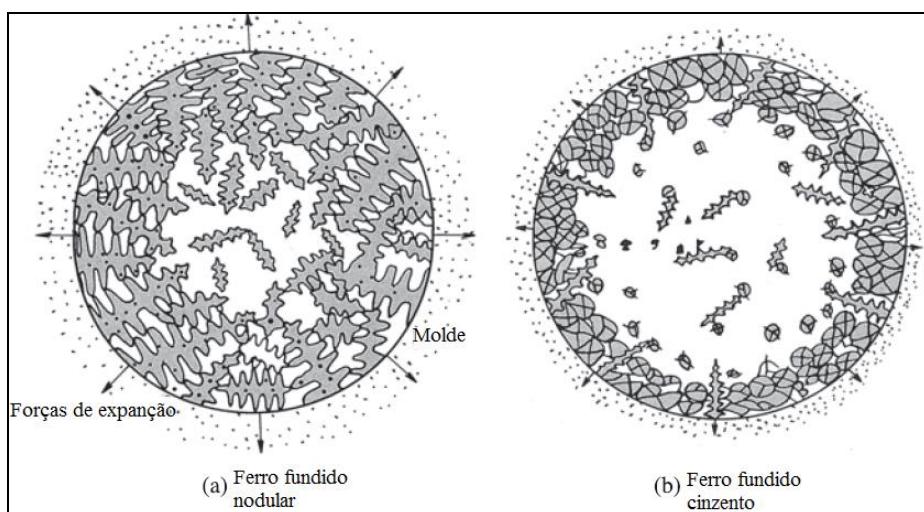
Para Fuoco e Corrêa (2009), a justificativa para o aspecto irregular dos rechupes secundários se dá devido à instabilidade que o líquido intercelular adquire nos momentos finais da solidificação, sendo que, inicialmente, a interface entre a austenita das células eutéticas com o líquido é praticamente lisa.

2.5.1.2 Fatores que influenciam na formação e na prevenção de rechupes

Uma causa comum na formação de rechupe secundário nos ferros fundidos nodulares é deformação das paredes internas do molde durante a solidificação. Como já foi citado anteriormente, os ferros fundidos nodulares são ligas com solidificação demorada que retarda a formação de uma casca sólida durante a solidificação. Isso faz com que a pressão exercida pela expansão da grafita atue diretamente sobre a parede molde, que pode deformar e aumentar o tamanho da cavidade do molde. Se as paredes do molde deformarem significativamente, menor será a possibilidade de manter a pressão gerada pela expansão e compensar a contração secundária, resultando em cavidades internas na peça fundida, geralmente do tipo secundário. Esse efeito é mais acentuado em moldes de areia verde, uma vez que não possuem alta resistência mecânica. (SANTOS; BRANCO, 1991; ROEDTER, 2006; JIYANG, 2010c). O efeito que foi descrito é representado de

forma esquemática na Figura 18, em que é possível observar a formação da casca sólida junto à parede do molde nos ferros fundidos cinzentos (Figura 18b) e a ausência dessa casca nos ferros fundidos nodulares (Figura 18a).

Figura 18 – Morfologia da macro solidificação e direção das forças de expansão dos ferros fundidos nodulares e cinzentos.



Fonte: Adaptado de Ellerbrock e Engler (1981 apud Jiyang, 2010c, p. 296)

A resistência mecânica do molde está ligada à sua dureza, sendo assim, Karsay (1972) recomenda valores de dureza acima de 90 AFS, para moldes de areia verde, ressaltando que peças grandes, com seções maiores que 50 mm, devem ser fundidas em moldes confeccionados por processo de areia ligadas quimicamente. No entanto, para peças pequenas, estudos de Merchant (1964) mostraram que a movimentação das paredes do molde é menor, sendo que neste caso, uma considerável quantidade de líquido retorna ao massalote.

Além da utilização de moldes rígidos, Jiyang (2010c) também cita que uma das formas de reduzir rechuve secundário, se dá através da formação de uma casca sólida junto às paredes do molde, de modo que as forças de expansão são forçadas a agir em direção ao centro da peça fundida. A redução do tempo entre a nucleação da austenita e a nucleação de uma grande quantidade de grafita, também minimizam a formação desses defeitos, pois isto reduz a expansão da grafita quando somente esta fase está precipitando.

Olah Neto (1985) relatou em seu trabalho que o aumento da extração de calor e, consequentemente, da velocidade de solidificação, auxilia na formação de uma camada sólida de metal mais espessa e resistente junto às paredes do molde,

minimizando o efeito da expansão ocorrida durante a solidificação. Esse efeito reduz o nível de porosidades e outros defeitos relacionados à alimentação presentes na peça. Conforme ASM Handbook (1988), a utilização de moldes metálicos também acelera a formação da camada sólida, devido ao aumento da extração de calor. Entretanto, Jiyang (2010c) cita que a mudança do modo pastoso para um modo de solidificação com casca é difícil de se conseguir.

A formação de rechupe também é dependente de outros fatores, como o carbono equivalente (CE), a relação de módulos da peça e a inoculação. Em um estudo realizado por Li e Liu (1998), os autores estudaram a influência de cada um desses fatores em ferro fundido nodular vazado em molde de areia verde com dureza entre 85 a 92 AFS e constataram que, dentre esses, o CE é o principal fator na formação de rechupes, com redução da quantidade de rechupe à medida em que se diminui o CE, chegando a um mínimo quando o CE é igual a 4,65 %. Incrementos do CE a partir desse valor resultam no aumento da quantidade de rechupe. Em relação ao módulo da peça, os autores relataram o aumento de rechupe em seções mais grossas (com maior módulo). Apesar de Burbelko et al. (2013) concluírem que o nível mínimo de contração primária ocorre na concentração eutética, Li e Liu (1998) citam que a faixa do CE para as ligas comerciais geralmente situa-se entre 4,6 % e 4,7 % devido as boas características de fluidez e alimentação, uma vez que a maior expansão da grafita nas ligas hipereutéticas compensa a contração secundária e minimiza a formação de rechupes. Convém ressaltar que neste último estudo a dureza dos moldes estava dentro da faixa adequada e, portanto, a maior expansão causada pela maior quantidade de grafita na liga hipereutética com $CE=4,65\%$ foi o que favoreceu a menor quantidade de rechupe e ajudou na compensação da contração secundária, conforme foi evidenciado por Khalil-Allafi e Amin-Ahmadi (2010), no qual os autores constataram um aumento da pressão interna em moldes com maior dureza, minimizando o efeito da contração do metal.

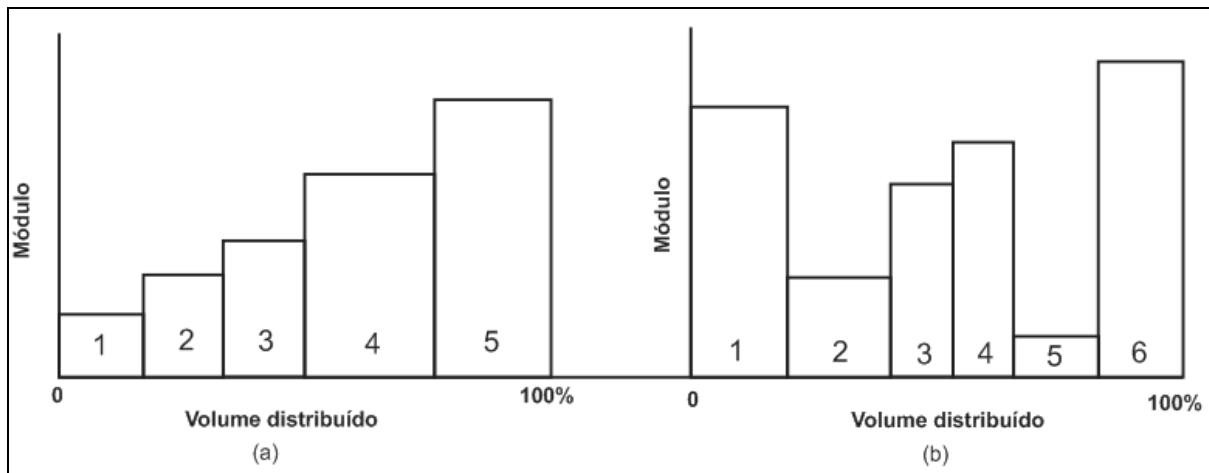
2.6 SOLIDIFICAÇÃO DIRECIONAL DOS FERROS FUNDIDOS NODULARES

Uma das formas de prevenir a formação de rechupes é adotar uma solidificação direcional na concepção das peças de fundição, isto é, fazer com que o último ponto a ser solidificado, o chamado “ponto quente” esteja fora da peça (MÜLLER, 2002). Como a maioria das peças fundidas comercialmente possuem

seções com diversas espessuras e configurações, as regiões mais afastadas do massalote estão sujeitas à formação de defeitos de contração, como porosidades e rechupes, pois não estão sob a ação da alimentação do massalote. Seções grossas, que demoram a solidificar podem ser separadas por seções finas que solidificam mais rapidamente, por isso, recomenda-se que as peças sejam subdivididas em partes para se estudar a colocação e o dimensionamento dos massalotes, que é baseada na velocidade de solidificação das partes da peça, isto é, na sua relação volume/área, conhecido como módulo. Quanto maior o módulo de uma seção da peça, mais demorada é a solidificação. Assim, recomenda-se que uma seção seja interligada com outra seção de maior módulo, a fim de promover uma solidificação direcional. De outro modo, se uma seção fosse ligada por outra de menor módulo, o efeito do massalote não seria verificado nas partes espessas (maior módulo), uma vez que as seções interligantes solidificar-se-iam mais rapidamente, bloqueando o fluxo de metal líquido (ELLIOTT, 1988; ASM HANDBOOK, 1988; SANTOS; BRANCO, 1991).

A Figura 19 ilustra duas situações diferentes na divisão dos módulos das seções em função do volume distribuído pelas seções da peça. O caso da Figura 19a representa uma peça no qual a solidificação é direcional ao longo do trajeto 12345, com solidificação iniciando na seção de menor módulo, seção 1, e terminando na seção de maior módulo, seção 5. O massalote deve ser posicionado na seção de maior módulo que alimenta outra seção de menor módulo, portanto deve ser posicionado na seção 5. No caso da Figura 19b, a solidificação não é direcional, sendo que a ordem de solidificação é 523416, ou seja, a seção 5 irá solidificar-se por primeiro, com menor módulo, enquanto que a última seção a solidificar será a 6, de maior módulo. Vários trajetos de solidificação são identificados, 21, 56, 234 e 54. Consequentemente, massalotes devem ser posicionados nas seções 1, 4 e 6 (ELLIOTT, 1988). De outro modo, se for adicionado um massalote somente na seção de maior módulo, no caso a seção 6, isto provocará o surgimento de rechupes primários nas demais seções, uma vez que a seção 5 irá solidificar-se por primeiro, impedindo a alimentação primária das demais seções que não estão sob a ação do massalote.

Figura 19 – Exemplos de solidificação direcional e não direcional.



Fonte: Adaptado de Elliott (1988, p. 178).

Para a relação entre os módulos de uma seção que alimenta outra seção, é comum utilizar a mesma relação que é empregada para o dimensionamento da seção que liga o massalote à peça, conhecido como pescoço. Para que a alimentação do massalote seja adequada, o pescoço deve se solidificar no início da expansão da grafita, e para que isso ocorra, recomenda-se que o módulo do pescoço seja dimensionado a partir de 0,5 a 0,8 do módulo da seção da peça. Se o módulo do pescoço for muito pequeno em relação ao módulo da seção da peça, o pescoço solidificará muito cedo, impedindo a alimentação primária, resultando em rechuve primário. Se por outro lado o módulo do pescoço for muito grande, poderá ocorrer o retorno do metal para o massalote, após a expansão da grafita, favorecendo a formação de rechupes secundários (SANTOS; BRANCO, 1991). Diante disso, é recomendado que o módulo de uma seção que alimenta outra seção com maior módulo, tenha o módulo entre 0,5 a 0,8 do módulo da seção que está sendo alimentada, a fim de proporcionar uma solidificação direcional à peça fundida.

2.7 RESFRIADORES

Segundo Campbell (2011), resfriadores são componentes metálicos com alta condutibilidade térmica usados para acelerar a extração de calor do metal fundido no molde a fim de controlar a sua microestrutura e fornecer uma solidificação direcional, podendo ser feito de cobre, aço ou ferro fundido.

Os resfriadores podem ser externos ou internos. Resfriadores externos são amplamente empregados e são utilizados para cumprirem as funções já citadas, isoladas ou conjuntamente, podendo ser reutilizados. São geralmente feitos de aço ou ferro fundido e são posicionados contra o modelo durante a moldagem, sendo presos, sempre que necessário, com fios para a correta ancoragem no molde. Resfriadores internos são menos utilizados, pois não geram homogeneidade estrutural e possibilitam a formação de descontinuidades que prejudicam a qualidade metalúrgica da peça fundida e não podem ser reutilizados, pois ficam presos e se tornam parte da peça. São usados apenas para reduzir o módulo de esfriamento, quando não podem ser substituídos por resfriadores externos (BEELEY, 1972). Neste trabalho são abordados apenas os itens referentes aos resfriadores externos.

Os resfriadores exercem grande influência sobre a solidificação e a microestrutura dos ferros fundidos, sendo os seus efeitos sobre essas variáveis apresentados nas seções seguintes.

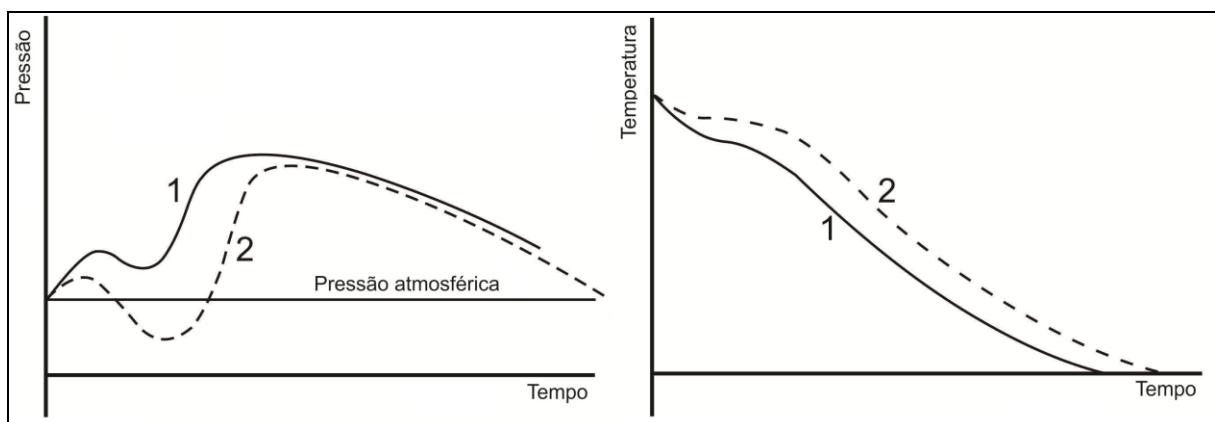
2.7.1 Efeito de resfriadores sobre a solidificação e alimentação dos ferros fundidos

Para fornecer solidificação direcional à peça fundida de modo a compensar a insuficiente alimentação de regiões distantes do massalote ou de regiões que são alimentadas por seções finas, diversos autores citam o uso de resfriadores (BEELEY, 1972; KARSAY, 1972; SANTOS; BRANCO, 1991; CAMPBELL, 2011). Karsay (1972) cita que os resfriadores têm ação muito parecida com o dos massalotes: compensar a contração do líquido. No entanto, os resfriadores não têm ação sobre a contração secundária e podem substituir os massalotes somente quando a temperatura de vazamento do metal for menor que 1343 °C. Como a contração secundária ocorre em poças de metal líquido não conectadas, conforme Fuoco e Corrêa (2009), a ação dos resfriadores em facilitar a alimentação não é efetiva nesses locais.

O efeito de um resfriador sobre a variação da pressão interna do líquido e da temperatura em função do tempo durante a solidificação de um ferro fundido grafítico é ilustrado na Figura 20, sendo a linha 1 correspondendo a solidificação com o resfriador e a linha 2 sem o resfriador. Conforme Karsay (1972), neste

exemplo o resfriador eliminou o período de contração do líquido (contração primária) por facilitar a alimentação e reduziu o tempo de solidificação do ferro fundido; portanto, evitou a formação de rechupe primário em relação à peça sem resfriador, uma vez que a pressão do líquido da peça sem resfriador ficou abaixo da pressão atmosférica durante a contração primária. Outro fato perceptível em relação à Figura 20 é o aumento da pressão interna do molde causado pelo resfriador que ocorre devido à ação dos resfriadores em compensar a contração primária.

Figura 20 – Efeito do resfriador na pressão e na temperatura de um ferro fundido durante a solidificação. Linha 1: com resfriador. Linha 2: sem resfriador.



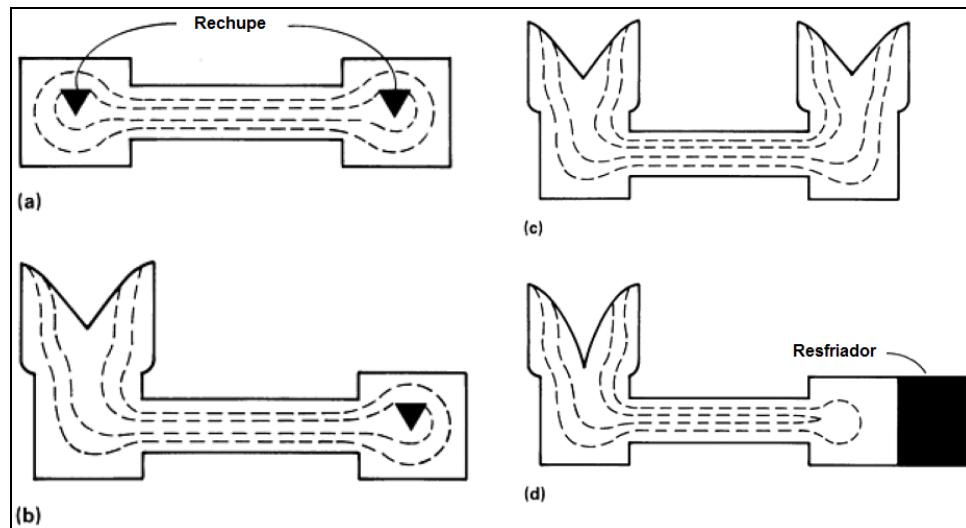
Fonte: Adaptado de Karsay (1972, p. 65)

Os resfriadores também são extremamente eficazes em promover uma solidificação direcional de modo a estender a distância efetiva dos massalotes quando colocados em posições intermediárias, sendo que o espaçamento entre os massalotes pode dobrar, garantindo maiores rendimentos metalúrgicos (BEELEY, 1972).

Entretanto, Beeley (1972) cita que o uso mais comum dos resfriadores é aumentar a extração de calor em seções grossas de peças cujo efeito reduz o módulo da seção, com reduções de até 50%, conforme Karsay (1972), e permite a alimentação por seções finas enquanto o metal ainda está líquido, possibilitando a produção de seções que seriam inacessíveis por alimentação direta ou por massalotes. O efeito que foi descrito é mostrado na Figura 21, que ilustra o efeito da adição de massalotes e de resfriadores em uma peça com solidificação não direcional, ocasionando no surgimento de rechupe nas seções com maior módulo. No exemplo da Figura 21a, a peça não apresenta massalote e, portanto, rechupes

primários são encontrados nos pontos quentes da peça, de maior módulo. Mesmo com a adição de um massalote em uma das seções de maior módulo, caso da Figura 21b, o rechupe ainda persiste na seção sem massalote, pois a seção interligante se solidifica prematuramente, dificultando a alimentação primária. Nota-se nas Figuras 21c e 21d que o rechupe ocasionado pela falta de alimentação pode ser evitado com a adição de massalotes ou de resfriadores sobre a seção isolada, ambos proporcionando solidificação direcional à peça, sendo o massalote fornecendo alimentação à seção e o resfriador diminuindo o módulo e favorecendo a alimentação desta seção. Também é possível notar na Figura 21d o aumento da eficiência do massalote quando o resfriador é utilizado.

Figura 21 – Efeito da adição de resfriadores e massalotes na formação de rechupe.



Fonte: Adaptado de ASM Handbook (1988, p. 1264)

Conforme já citado anteriormente por AFS Handbook (1992) e Jiyang (2010c), a parede do molde pode ser deformada devido à pressão exercida pela expansão da grafita, não sendo capaz de fornecer a pressão necessária no final da solidificação para a alimentação do metal. Dessa maneira, Beeley (1972) e Roedter (2006) citam que os resfriadores possuem a capacidade de extrair o calor rapidamente do líquido, auxiliando na formação de uma casca sólida na região onde foi colocado e aumentando a densidade na matriz, produzindo uma estrutura mais fina nesta área. Esses efeitos sobre a solidificação ajudam a prevenir a deformação do molde e a consequente formação de rechupe.

2.7.2 Efeito de resfriadores sobre a microestrutura dos ferros fundidos

Como foi visto anteriormente, os resfriadores são utilizados para estender a distância efetiva dos massalotes reduzindo o módulo de esfriamento de modo a proporcionar uma solidificação direcional nas peças fundidas. No entanto, Santos e Branco (1991) advertem que a utilização de resfriadores em ferros fundidos deve restringir-se a casos específicos, uma vez que o aumento da extração de calor causa modificações localizadas na microestrutura do metal que nem sempre são desejáveis, como, por exemplo, a formação de carbonetos (coquihamento) e de ferrita em uma matriz que era, originalmente, perlítica.

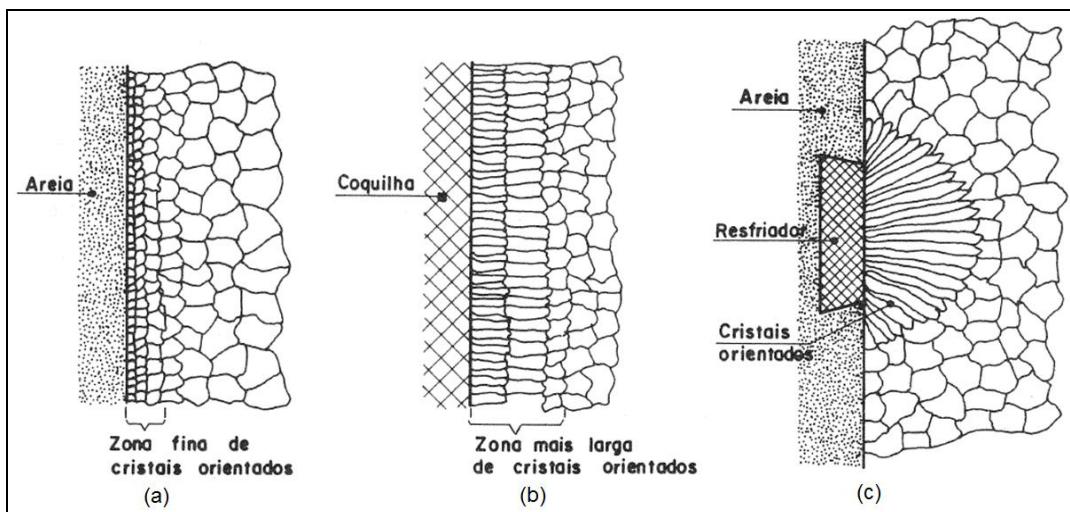
Em um estudo realizado por Mello (2003), o autor constatou maior quantidade de nódulos de grafita por mm^2 e, consequentemente, redução no tamanho do nódulo com o uso de resfriadores em forma de chapas fundidas em peças bloco Y de ferro fundido nodular ferrítico. Seu estudo mostrou que as amostras obtidas com o uso de resfriadores apresentaram uma média de três vezes mais nódulos por unidade de área do que aquelas obtidas sem o uso de resfriadores, enquanto que as dimensões dos nódulos de grafita diminuíram pela metade nas amostras com resfriador. Quanto à morfologia da grafita, o uso de resfriadores favoreceu preferencialmente o aumento da quantidade de nódulos em sua forma mais esférica, ou seja, nódulos da classe tipo VI. O autor também constatou a presença de pequenas regiões de cementita nas peças com resfriadores.

Esse aumento do número de nódulos de grafita em ferros fundidos nodulares que foi constatado por Mello (2003), também é citado por Roedter (2006), no qual o autor relata que esse efeito pode promover o aumento na quantidade de ferrita presente no ferro fundido.

A ação de um resfriador em extrair calor rapidamente do metal líquido também pode fazer com ocorra a formação de grãos orientados nas áreas adjacentes próximas ao resfriador. Esse efeito é ilustrado na Figura 22, que mostra a orientação dos grãos obtidos nos diferentes tipos de materiais do molde e quando se usa um resfriador. Quando o esfriamento é homogêneo, como no caso de moldes em areia, conforme apresentado na Figura 22a, ocorre uma distribuição homogênea de calor oriundo do metal fundido sobre a área interna do molde, fazendo com que os grãos apresentem uma fina zona de cristais orientados perto da parede do molde e de grãos grosseiros no centro da peça. Quando o molde é metálico (coquilha),

caso da Figura 22b, a região de orientação dos grãos é maior. Finalmente, quando é adicionado um resfriador, a região de cristais orientados é larga, porém localizada, conforme apresentado na Figura 22c. Esse efeito dos grãos orientados acontece, conforme Müller (2002), pois as direções preferenciais de crescimento de um cristal a partir de uma fase líquida dependem e são alinhadas aos fluxos de calor, cujo sentido vai do sólido para o líquido. Segundo o autor, quanto maior o fluxo de calor, maior será o crescimento e o alinhamento dos grãos.

Figura 22 – Efeito da extração de calor sobre o crescimento e orientação dos grãos.



Fonte: SENAI (1987, p. 20)

2.7.3 Material dos resfriadores

Resfriadores são feitos geralmente de materiais metálicos, entretanto materiais não metálicos com alta capacidade de extração de calor, como a grafita, carbeto de silício e magnesita também podem ser utilizados. Para resfriadores metálicos, aço e ferro fundido são os materiais mais utilizados por serem baratos e facilmente usinados (BEELEY, 1972).

De acordo com Campbell (2011), os diferentes materiais dos resfriadores têm potenciais de refrigeração muito maiores que os materiais refratários utilizados em moldes, melhorando a extração de calor em um fator de 5. Para resfriadores grandes que são capazes de absorver calor sem saturação, o cobre é o melhor material, seguido pelo grafite, que tem efeito reduzido pela metade, e ferro fundido, com apenas $\frac{1}{4}$ da eficácia do cobre.

Para os ferros fundidos nodulares, Roedter (2006) cita que os resfriadores de ferro fundido cinzento são os mais utilizados e podem ser utilizados várias vezes até apresentarem trincas. Resfriadores com trincas são perigosos porque a umidade vai permanecer nas trincas, gerando gases quando o metal entra em contato com o resfriador.

2.7.4 Dimensionamento dos resfriadores externos

Diversas formas e recomendações são propostas na literatura para o dimensionamento dos resfriadores, as quais são abordadas nesta seção. O correto dimensionamento dos resfriadores é importante para o seu funcionamento adequado, pois segundo Campbell (2011), a capacidade de extração de calor de um resfriador está diretamente ligada às suas dimensões: se um resfriador for pequeno demais, não vai ser capaz de extrair o calor do metal líquido de modo eficaz e rapidamente pode ficar saturado em calor, tendo a sua capacidade de extração de calor semelhante ao do material isolante do molde (areia).

O método bastante completo e que foi utilizado neste trabalho para o dimensionamento dos resfriadores é aquele proposto por Mariotto, Albertin e Fuoco (1987 apud Duarte, 2015), no qual podem ser empregados dois critérios para o dimensionamento, ambos baseados na ideia de que, ao reduzir o tempo de solidificação da peça ou região, o resfriador provoca uma redução do módulo aparente da região, de M para Mr , onde M é o módulo desta região, a partir de sua geometria original (volume/superfície) e Mr é o módulo reduzido aparente. No primeiro critério de cálculo, a redução do módulo da região está associada a uma redução fictícia do volume da peça ou seção, sendo o procedimento de cálculo semelhante ao do cálculo do tempo de solidificação de uma peça fundida com menor volume. A recomendações que seguem são citadas pelos autores.

Primeiramente, escolhe-se o Mr desejado menor que o módulo real M da seção que vai receber o resfriador e essa diminuição seja devida a uma correspondente redução (ΔV) do volume real, V_o (cm^3), da peça, conforme mostra a Equação 2.

$$\Delta V = \frac{(M - Mr)}{M} V_o \quad \dots (2)$$

Supõe-se que o calor de esfriamento e de solidificação do volume de metal ΔV seja absorvido pelo resfriador. O resfriador por sua vez aquece-se até uma temperatura final, T_r , escolhida de modo que não ocorra o seu caldeamento na superfície da peça. Esse balanço resulta na Equação 3 e os dados descritos no Quadro 1. Com essa equação é possível, portanto, calcular a massa do resfriador necessária para absorver o calor da seção da peça para que esta adquira o módulo reduzido (M_r) que foi escolhido.

$$Pr = \frac{\gamma(L + (S(T_v - T_r)))}{Tr.Cr} \frac{(M - M_r)V_o}{M} \quad \dots (3)$$

Quadro 1 – Nomenclatura da Equação 3 para dimensionar o resfriador.

Pr	Massa do resfriador (g)
γ	Densidade do material do resfriador (g/cm ³)
Cr	Calor específico do resfriador (cal/g°C)
L	Calor de fusão do metal (cal/g)
S	Calor específico de superaquecimento do metal líquido (cal/g°C)
T_v	Temperatura de vazamento (°C)
T_r	Temperatura máxima do resfriador para evitar o caldeamento (°C)
M	Módulo da seção que vai receber o resfriador (cm)
M_r	Módulo reduzido da seção que vai receber o resfriador (cm)
V_o	Volume da seção que vai receber o resfriador (cm ³)

Fonte: Adaptado de Mariotto, Albertin e Fuoco (1987 apud Duarte, p. 60)

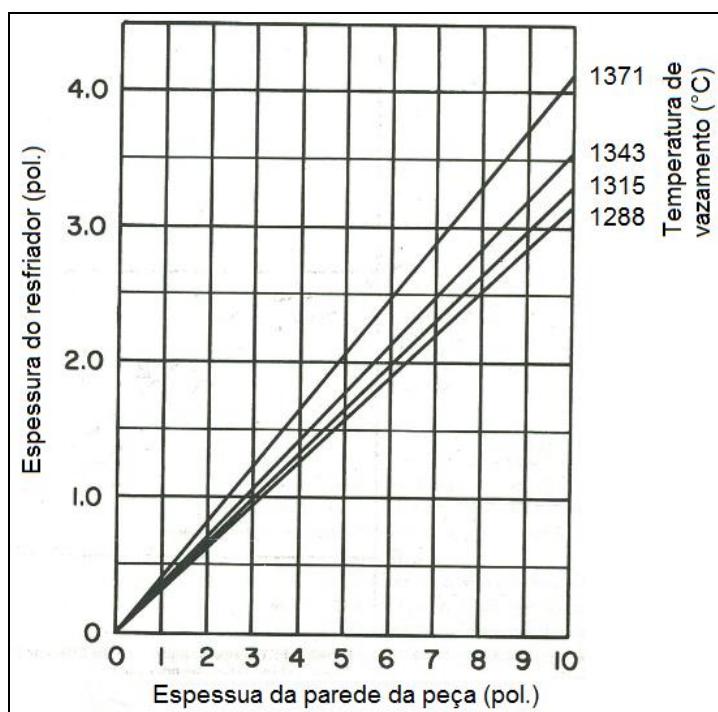
De acordo com Mariotto, Albertin e Fuoco (1987 apud Duarte, 2015), o segundo critério é auxiliar ao primeiro, sendo que a redução do módulo ocorre devido a um aumento fictício da área de troca de calor e, portanto, serve para dimensionar a área de contato (Ar , em cm²) do resfriador na peça. Para contato perfeito, quando o resfriador é posicionado na parte inferior da peça e a sua superfície for bem preparada, a área de contato é calculada com a Equação 4, e para contato imperfeito, quando o resfriador é instalado ao lado ou sobre a peça, com a Equação 5. As unidades das variáveis já foram definidas anteriormente.

$$Ar = \frac{V_o(M - M_r)}{2M.Mr} \quad \dots (4)$$

$$Ar = \frac{Vo(M - Mr)}{M.Mr} \quad \dots (5)$$

Outros autores propõem recomendações para o dimensionamento dos resfriadores, sendo que Beeley (1972), Roedter (2006) e Campbell (2011) recomendam que a espessura do resfriador seja igual à espessura da seção da peça que está sob ação do resfriador. Roedter (2006) cita ainda que um método mais exato é fazer com que o resfriador tenha o mesmo módulo da seção onde será colocado. No entanto, as recomendações para a espessura do resfriador fornecidas por Karsay (1972) divergem daquelas recomendadas pelos autores citados acima. Segundo o autor, a espessura do resfriador depende da espessura da peça fundida e da temperatura de vazamento, com recomendações mostradas na Figura 23, sendo possível notar que a espessura do resfriador é bem menor que a espessura da seção. Os dados são válidos tanto para resfriadores de aço como de ferro fundido. Se ambos os lados da peça recebem um resfriador, a sua espessura pode ser a metade daquelas apresentadas na Figura 23. Portanto, existe uma divergência na literatura em relação às recomendações da espessura dos resfriadores.

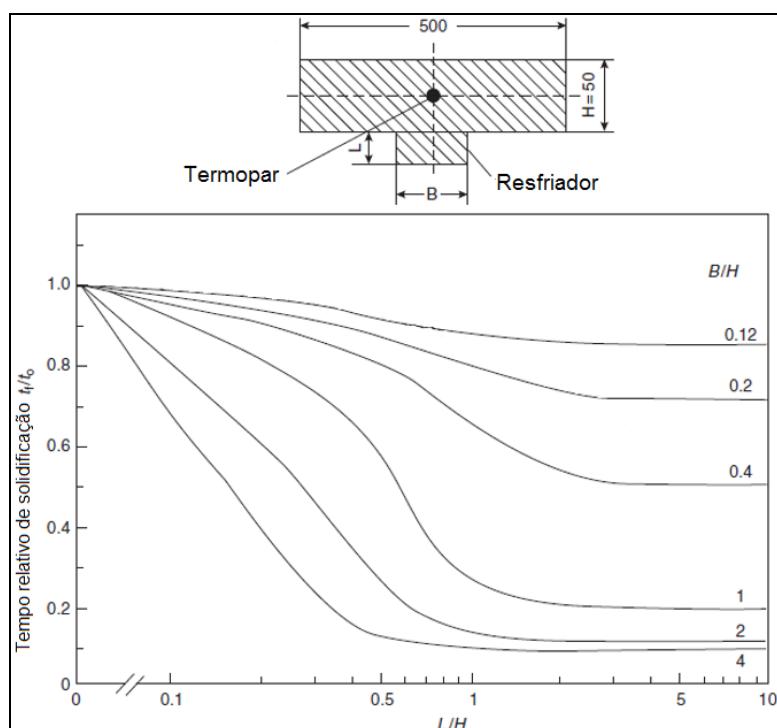
Figura 23 – Espessuras recomendadas para resfriadores de aço ou ferro fundido em forma de placas.



Fonte: Adaptado de Karsay (1972, p. 66)

Assim como a espessura, a área de contato com a peça também exerce grande influência sobre a eficiência dos resfriadores. A Figura 24 mostra o efeito do dimensionamento de um resfriador de uma liga de Al-bronze sobre a velocidade de solidificação obtido por simulação de computador. Na figura é possível notar que a maior eficiência do resfriador é alcançada quando a sua espessura ‘L’ e comprimento ‘B’ é maior ou igual à espessura da peça fundida em que o resfriador está localizado. No entanto, espessuras maiores que isso não resultam em ganhos significativos de eficiência.

Figura 24 – Efeito do dimensionamento do resfriador no tempo de solidificação.



Fonte: Adaptado de Campbell (2011, p. 218)

Após a revisão bibliográfica dos itens que foram abordados, são descritas a seguir as etapas que foram feitas no desenvolvimento experimental para a realização deste trabalho, bem como os resultados obtidos e as conclusões do trabalho.

3 DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL

Neste trabalho de conclusão de curso, o estudo experimental visou avaliar o efeito do emprego e do dimensionamento de resfriadores de ferro fundido cinzento sobre a microestrutura e a formação de rechupe em ferro fundido nodular perlítico/ferrítico. Para isso, adotou-se uma abordagem quantitativa ao avaliar a microestrutura do ferro fundido nodular, com a quantificação das fases metálicas e da forma, quantidade e tamanho da grafita, enquanto que uma abordagem qualitativa é adotada para a avaliação da presença de rechupes, uma vez que a sua avaliação foi feita por ensaios visuais.

3.1 MATERIAIS E MÉTODOS

São descritos neste subcapítulo os materiais e os procedimentos técnicos para a obtenção dos resfriadores de ferro fundido cinzento e dos corpos de prova de ferro fundido nodular, assim como para os procedimentos de caracterização dos corpos de prova.

3.1.1 Fabricação dos corpos de prova e dos resfriadores

Foram produzidos três corpos de prova para cada tamanho de resfriador e três corpos de prova sem resfriadores. Foram avaliados quatro tamanhos de resfriadores, sendo no total, produzidos quinze corpos de prova. Os resfriadores foram fundidos em ferro fundido cinzento devido à alta capacidade de extração de calor desse material.

Os corpos de prova de ferro fundido nodular com matriz perlítica/ferrítica foram obtidos a partir da fusão em forno a indução sem núcleo magnético, de média frequência, com capacidade para 350 kg e refratário ácido (alto teor de SiO₂). Os componentes de carga foram constituídos por ferro gusa, sucata de aço e retorno de ferro fundido nodular. O metal fundido foi aquecido até 1430 °C no forno. Após retirada de amostra para análise química e ajuste da composição, o forno foi basculado e o metal foi vertido para a panela de transferência, o qual foi vazado na panela de reação para a nodularização. Após a reação de nodularização o metal foi transferido para a panela de vazamento, nesta etapa foi feita a inoculação no jorro

de metal com a adição de 0,6 % de inoculante a base de FeSiAlCa, em seguida o metal foi vazado no molde, a uma temperatura de, aproximadamente, 1360 °C.

Na panela de nodularização o metal fundido entrou em contato com 1,2 % da liga FeSiMg, conhecida como liga NR.4, a qual possuía 45,1 % de Si, 6,9 % de Mg, 1,1 % de Ca, 0,7 % de Al e 1,3 % de Terras raras, com granulometria composta de partículas entre 6 à 12 mm. A inoculação realizada no jorro de metal da panela de nodularização para a panela de vazamento foi feita com a adição de 0,6 % de inoculante do tipo FeSi75, o qual possuía 73,4 % de Si, 1,1 % de Ca e 1,15 % de Al, sendo a granulometria constituída por partículas entre 1,0 à 3,0 mm.

Foi adicionado cerca de 0,4 % de cobre para permitir a formação de perlita durante a reação eutetóide.

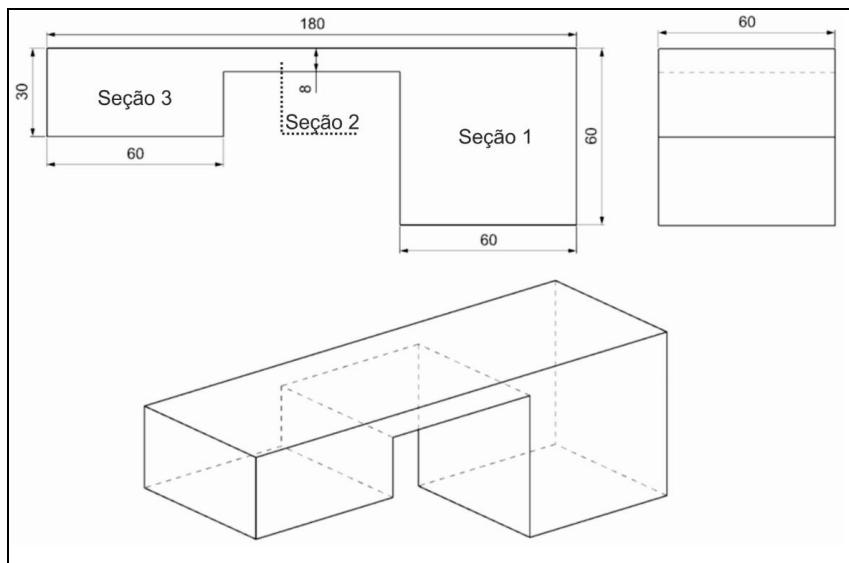
Os resfriadores foram fundidos a partir da fusão de metal base para a produção de ferro fundido nodular, isto é, sem o tratamento de nodularização.

Os locais e os equipamentos para a realização dessa pesquisa experimental foram a fundição e os laboratórios da UNISOCIESC.

3.1.2 Desenvolvimento dos corpos de prova

A escolha da geometria e das dimensões do corpo de prova foram determinadas com o objetivo de proporcionar uma solidificação não direcional a fim de criar as condições necessárias para o surgimento do defeito de rechuve em seção isolada de outra seção mais espessa devido a insuficiente alimentação primária. A Figura 25 ilustra a geometria do corpo de prova, no qual possui 3 seções distintas designadas pelos numerais 1, 2 e 3. A seção 1 é a maior e está conectada aos canais de enchimento, seguidas pela seção 2, que liga às seções 3 e 1, e a seção 3, que está isolada da alimentação primária. O módulo da seção 1 é o maior, seguido pelo módulo da seção 3 e, pelo menor módulo, seção 2. Dessa maneira, a solidificação do corpo de prova não é direcional, com a seção 2 solidificando antes da seção 3, dificultando a alimentação da seção 3 e favorecendo o surgimento de rechuve primário nesta seção. Sendo assim, a seção 3 foi empregada para receber os resfriadores com diferentes dimensões com o objetivo de diminuir o módulo de esfriamento a fim de proporcionar uma solidificação direcional, minimizando ou eliminando o defeito de rechuve primário. Os resfriadores foram instalados na parte inferior da seção 3.

Figura 25 – Esquema do corpo de prova e localização das seções 1, 2 e 3.



Fonte: O autor (2015)

Os corpos de prova foram fundidos sem a colocação de massalote de modo a maximizar o surgimento de rechupe. O esquema dos canais de enchimento, assim como suas dimensões se encontram no Anexo 1. Também foi fundido um corpo de prova com luva exotérmica colocada sobre a seção 1.

O modelo do corpo de prova foi confeccionado em madeira e o molde foi fabricado manualmente no processo areia verde.

Após o vazamento do ferro fundido nodular nos moldes, a desmoldagem ocorreu após cerca de 60 minutos de esfriamento. A limpeza dos corpos de prova foi feita em máquina de jateamento com granalha de aço. Posteriormente foi efetuado o corte dos canais e o esmerilhamento de rebarbas.

3.1.3 Dimensionamento dos resfriadores

O dimensionamento dos resfriadores foi feito de acordo com o método sugerido por Mariotto, Albertin e Fuoco (1987 apud Duarte, 2015), no qual são atribuídos diferentes módulos para os resfriadores de modo a variar suas dimensões.

Inicialmente são calculados os módulos de esfriamento para as seções da peça. O módulo de esfriamento, como já foi citado anteriormente por Santos e Branco (1991) é uma relação entre o volume e a área da seção que é analisada, podendo ser expressa segundo a equação 6.

$$M = \frac{V}{A} \quad \dots(6)$$

Sendo M o módulo de esfriamento em cm, V o volume em cm^3 e A, a área em cm^2 . A área a ser considerada é somente aquela em que há extração de calor para o molde e para o resfriador, não sendo consideradas no cálculo as áreas que interligam as seções.

Aplicando o cálculo da Equação 6 na seção 1 da peça:

$$M_1 = \frac{V}{A} \Rightarrow M_1 = \frac{216\text{cm}^3}{210\text{cm}^2} \Rightarrow M_1 = 1,02\text{cm}$$

Portanto, o módulo de esfriamento da seção 1 é igual a 1,02 cm. Aplicando o mesmo cálculo para as seções 2 e 3, têm-se os seguintes valores: seção 2 com módulo igual a 0,35 cm e seção 3 igual a 0,78 cm.

Para o dimensionamento dos resfriadores, a escolha do módulo reduzido apresentado na Equação 3 que se encontra detalhada na página 54, deve ser tal que provoque uma solidificação direcional, ou seja, para que a seção 3 tenha um módulo que possibilite a alimentação primária enquanto a seção interligante 2 ainda esteja líquida. Sendo assim, o módulo reduzido proposto para o maior resfriador é 10 % menor que o módulo da seção 2, sendo que dessa maneira, teoricamente, o resfriador provocará a redução do módulo da seção 3 para um valor 10 % menor que a seção 2, possibilitando assim a alimentação primária. Outros três valores para o módulo reduzido foram propostos de modo a provocar a variação das dimensões dos resfriadores, sendo a configuração utilizada apresentada na Tabela 2. Também são apresentados na Tabela 2 o valor do módulo reduzido que é utilizado no cálculo do seu dimensionamento.

Tabela 2 – Relação de módulos reduzidos e valor do módulo reduzido (Mr) para o dimensionamento dos resfriadores.

Relação de módulo	Valor do módulo reduzido (Mr)
10 % menor que a seção 2	0,32
10 % maior que seção 2	0,38
30 % maior que a seção 2	0,46
50 % maior que seção 2	0,53

Fonte: O autor (2015)

O próximo passo consiste no cálculo da massa dos resfriadores. A temperatura máxima estimada para o resfriador (Tr) foi proposta como sendo 800 °C, neste caso, a fim de evitar o caldeamento na peça e também para evitar que o resfriador seja superdimensionado caso a temperatura estimada fosse muito baixa. Como o dimensionamento dos resfriadores foi feito antes do vazamento dos corpos de prova, a temperatura de vazamento (Tv) do metal dessas peças foi proposta como sendo 1350 °C. Os valores dessas e das demais variáveis para o ferro fundido nodular se encontram na Tabela 3. Outros itens que afetam no dimensionamento do resfriador e mostrados na Tabela 3 foram mantidos fixos para todos os resfriadores.

Tabela 3 – Valores das variáveis da Equação 3 para dimensionar o resfriador para a seção 3.

Pr (g)	γ (g/cm³)	Cr (cal/g°C)	L (cal/g)	S (cal/g°C)	Tv (°C)	Tr (°C)	M (cm)	Mr (cm)	Vo (cm³)
-	7,2	0,11	65,5	0,11	1350	800	0,78	-	108

Fonte: Adaptado de Mariotto, Albertin e Fuoco (1987 apud Duarte, 2015, p. 60)

Com os dados da Tabela 3 é possível determinar a massa dos resfriadores aplicando-os na Equação 3, sendo que para o resfriador com módulo reduzido em 10 % tem-se o seguinte resultado:

$$Pr = \frac{\gamma(L + (S(Tv - Tr)))}{Tr.Cr} \frac{(M - Mr)Vo}{M} \quad \dots (3)$$

$$Pr = \frac{7,2(65,5 + (0,11(1350 - 800)))}{800.0,11} \frac{(0,78 - 0,32)108}{0,78} \Rightarrow Pr = 656g$$

Portanto, a massa do resfriador com módulo reduzido (Mr) em 10 % é de 656 gramas. Para o cálculo dos demais resfriadores, basta trocar o valor de Mr por aqueles apresentados na Tabela 2.

O método sugerido por Mariotto, Albertin e Fuoco (1987 apud Duarte, 2015) também permite calcular a área de contato do resfriador. No entanto, neste trabalho a área de contato do resfriador foi proposta de forma independente ao método sugerido pelos autores. Como a superfície que recebeu o resfriador tem uma seção quadrada de 60x60 mm, a área de contato de todos os resfriadores foi definida como sendo de 56x56 mm.

Tendo-se os valores da área de contato (A , em cm^2), da massa (Pr , em g) e da densidade do material do resfriador (ρ , em g/cm^3), é possível calcular a sua espessura (E , em cm) através da Equação 7 a seguir:

$$E = \frac{Pr}{A\rho} \quad \dots(7)$$

Aplicando os valores na Equação 7, a espessura resultante para o resfriador com módulo reduzido em 10 % é igual a 29 mm. Aplicando o mesmo procedimento de cálculo que foi descrito para os demais resfriadores, as suas respectivas espessuras e massas se encontram na Tabela 4.

Tabela 4 – Espessuras e massas teóricas dos resfriadores.

Resfriadores				
	10 % menor que a seção 2	10 % maior que a seção 2	30 % maior que a seção 2	50 % maior que a seção 2
Massas (g)	656	571	457	357
Espessuras (mm)	29	25	20	16

Fonte: O autor (2015)

Nota-se na Tabela 4 que o maior resfriador tem quase a mesma espessura da seção 3, enquanto que o menor tem praticamente a metade da espessura.

Os modelos dos resfriadores foram confeccionados em madeira e moldados em areia verde. Os resfriadores foram produzidos em ferro fundido cinzento, sendo desmoldados, jateados com granalha de aço e esmerilhados.

3.1.4 Avaliação dos rechupes

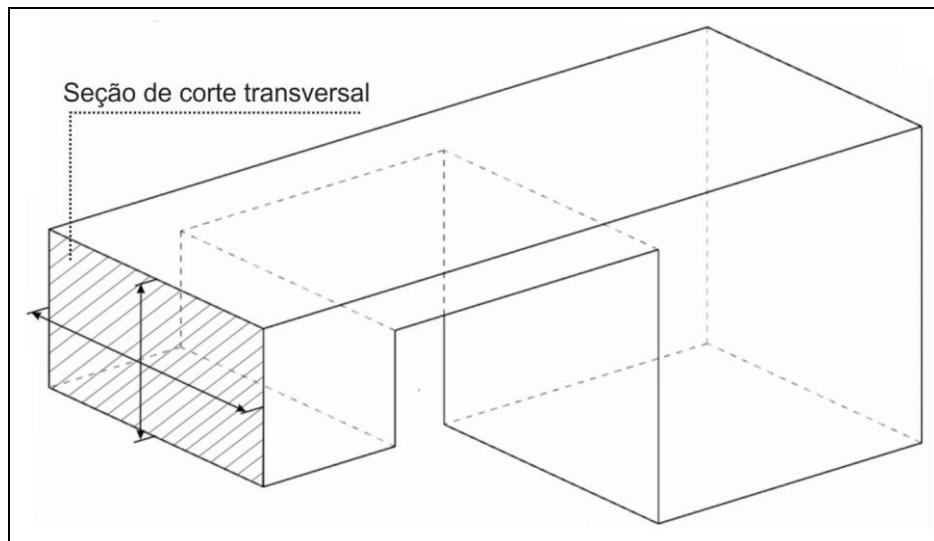
Para a detecção e avaliação do rechupe, foram cortados dois corpos de prova de cada tamanho de resfriador no sentido transversal no centro da seção 3, que recebeu o resfriador, e um corpo de prova no sentido longitudinal desta mesma seção, de modo a obter uma boa informação da extensão do rechupe. Os corpos de prova foram cortados no *cut-off* com disco abrasivo devidamente refrigerado evitando-se o aquecimento excessivo do material.

Após cortados, os corpos de prova foram preparados e lixados até a granulometria de lixa 320 *mesh*, sendo então fotografados para o registro e a avaliação do rechupe.

Os corpos de prova analisados foram classificados em relação à presença de rechupes. Aquelas que apresentam rechupes foram classificadas em relação ao tipo e a extensão do rechupe sobre a seção analisada. Em relação ao tipo de rechupe, os corpos de prova foram divididos entre aqueles que apresentaram rechupe do tipo primário e aqueles que apresentaram rechupe do tipo secundário, sendo as suas morfologias já discutidas anteriormente nas páginas 42 e 43.

A fim de verificar se houve a formação de rechupes devido à deformação das paredes internas do molde, foram mensuradas as medidas de largura transversal e espessura dos corpos de prova e dos modelos de madeira no centro da seção 3, conforme ilustrado na Figura 26.

Figura 26 – Locais que foram mensuradas as dimensões de espessura e largura.



Fonte: O autor (2015)

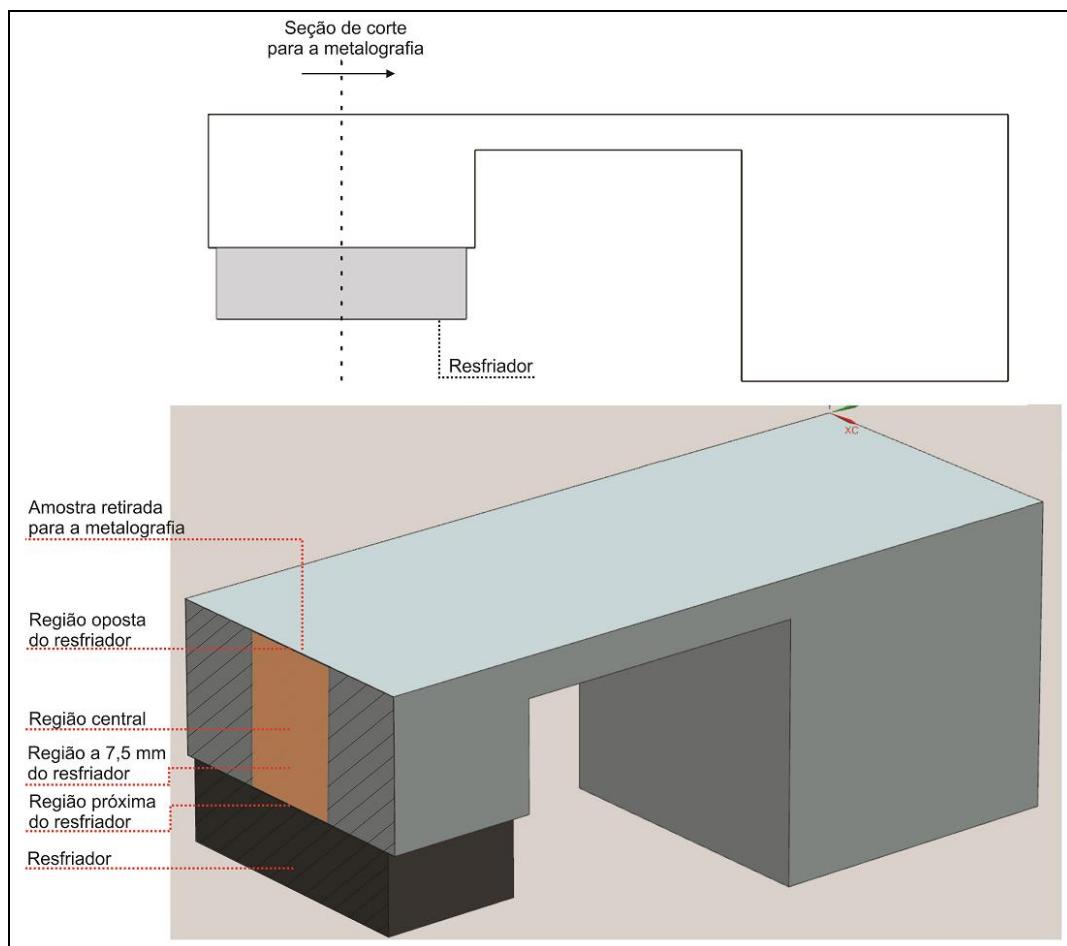
3.1.5 Avaliação da microestrutura

Efetuadas as análises de rechuve, os corpos de prova foram encaminhados para o ensaio de metalografia, que teve por objetivo caracterizar a microestrutura do material, sendo possível determinar a quantidade, o tamanho e morfologia da grafita e das fases presentes na matriz metálica.

A análise da microestrutura foi efetuada em duas situações, após lixamento e polimento para a caracterização da grafita e após o ataque químico com solução de ácido nítrico diluído em álcool (nital 4 %) para a caracterização da fase metálica e a verificação da presença de carbonetos.

Um dos corpos de prova que foram cortadas no sentido transversal na seção 3 para a análise do rechuve foi utilizado para a metalografia. Desse corpo de prova, foi extraída uma amostra do centro da seção, designada pelo retângulo de cor laranja na seção de corte transversal ilustrado na Figura 27.

Figura 27 – Corte transversal da seção 3 mostrando as regiões analisadas na metalografia.



Fonte: O autor (2015)

A amostra retirada foi lixada com as lixas 80, 120, 320, 600 e 1200 *mesh* e polida com pasta de diamante com granulometria de 3 μm durante 3 minutos, utilizando-se o prato de polimento para ferro fundido e álcool etílico absoluto como solvente. Nas análises metalográficas foram quantificadas a morfologia (nodularidade), o tamanho e a quantidade de grafitas por mm^2 , as presenças de perlita e ferrita na matriz metálica e a presença de carbonetos na microestrutura com o auxílio de microscópio ótico da marca Olympus, modelo BX51, com câmera digital acoplada da marca MediaCybernetics, modelo P-642 e de computador com o programa Image Pro-Plus versão 4.5.1.22 para aquisição e análise de imagens.

Foram obtidas três imagens com aproximação de 100 vezes em cada uma das regiões de análise (próximo do resfriador, a 7,5 mm da superfície, no centro da seção e no lado oposto do resfriador), como mostra a Figura 27, para a caracterização da grafita e da fase metálica pelo programa de computador citado. No caso da amostra sem resfriador, a região designada como próxima do resfriador é aquela que se encontra na parte inferior da seção 3 do corpo de prova.

O ensaio de microscopia ótica também teve o objetivo de caracterizar a microestrutura do resfriador com 16 mm de espessura e verificar a presença de microrechupes nos corpos de prova.

Por fim, os dados foram coletados e plotados em gráficos para serem analisados e discutidos.

3.1.6 Avaliação da dureza Brinell

O ensaio de dureza Brinell foi realizado em três pontos na região central da superfície inferior da seção 3 do corpo de prova sem resfriador, e na superfície que esteve em contato com os resfriadores. Foi utilizado carga de 3000 kg e esfera de aço com 10 mm de diâmetro de acordo com a norma DIN 50134.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Após realizada a fusão e os ensaios previstos, procedeu-se a avaliação do rechupe e da microestrutura dos corpos de prova. Este capítulo tem por objetivo explanar todos os resultados obtidos nos ensaios descritos no capítulo 3, assim como apresentar algumas argumentações em relação a esses resultados, incluindo aqueles referentes à fusão dos corpos de prova e dos resfriadores.

4.1 CORPOS DE PROVA E RESFRIADORES

A Figura 28 mostra os resfriadores após a utilização. Nota-se que suas superfícies ficaram escuras devido ao contato com o metal líquido e os gases liberados pelo material de moldagem do processo areia a verde.

Figura 28 – Resfriadores após o uso.



Fonte: O autor (2015)

As massas teóricas (calculadas) e as obtidas dos resfriadores se encontram na Tabela 5. Constatou-se redução das massas dos resfriadores devido aos ângulos de saída, arredondamentos e presença de pequenos rechupes. Dessa maneira, os resfriadores são designados na apresentação e discussão dos resultados de acordo com as suas massas reais.

Tabela 5 – Massas teóricas e reais dos resfriadores.

Massa teórica (g)	665	571	457	357
Massa real (g)	651	562	445	355

Fonte: O autor (2015)

Em relação aos corpos de prova, a Figura 29 demonstra as peças brutas de fundição mostrando os canais do sistema de enchimento.

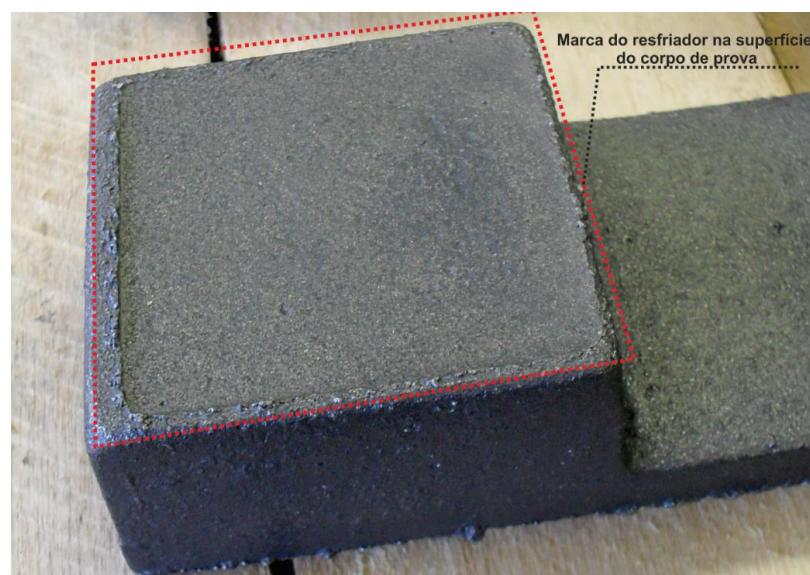
Figura 29 – Corpos de prova brutos de fundição.



Fonte: O autor (2015)

A seção 3 onde o resfriador foi colocado pode ser observada na Figura 30, em que é possível notar sua marca no corpo de prova representada pela linha tracejada que indica o limite dimensional do resfriador.

Figura 30 – Local de contato do resfriador com corpo de prova.



Fonte: O autor (2015)

As dimensões mensuradas da largura e da espessura da seção que recebeu os resfriadores se encontram na Tabela 6. Constatou-se que os valores da largura dos corpos de prova com resfriadores foi a que mais aumentou se comparado às dimensões do modelo e dos corpos de prova sem resfriador. Esse comportamento não foi constatado nas dimensões de espessura, uma vez que todas as dimensões

dos corpos de prova apresentaram valores inferiores às dimensões do modelo. Nos corpos de prova sem resfriador, esse comportamento é explicado, conforme Karsay (1972), devido ao rebaixamento que ocorreu na seção causado pela falta de alimentação primária. Para os corpos de prova que estavam sob a ação dos resfriadores, a redução da espessura não foi causada pela contração primária, pois esta ocorre na superfície superior da peça, enquanto que neste caso, a redução da espessura ocorreu na parte inferior que estava em contato com os resfriadores. Uma hipótese para explicar essa redução de espessura, pode ser o empenamento da peça devido às tensões geradas pela frente de solidificação a partir do resfriador, que gerou regiões com diferentes volumes devido às contrações heterogêneas. Esses resultados indicam que ocorreu movimento das paredes internas do molde para os corpos de prova com resfriadores, que pode ser explicado devido à baixa dureza apresentada pelo molde, na faixa dos 60-70 AFS.

Tabela 6 – Dimensões mensuradas da seção que recebeu o resfriador.

Dimensões	Modelo de madeira	Sem resfriador	Com resfriador de 355 g	Com resfriador de 445 g	Com resfriador de 562 g	Com resfriador de 651 g
Largura (mm)	60,6	60,8	62	62	62	62,2
Espessura (mm)	30	28	29	29	29	29,2

Fonte: O autor (2015)

4.1.1 Composição química

A composição química dos corpos de prova foi medida do metal no forno e após a nodularização e inoculação, os resultados obtidos são mostrados nas Tabelas 7 e 8.

Tabela 7 – Composição química do metal base no forno.

Elementos	C	Si	Mn	Cr	Ni	Cu	Mg
Concentração (%)	3,60	1,34	0,156	0,02	0,06	0,39	-

Fonte: O autor (2015)

Tabela 8 – Composição química após inoculação e nodularização.

Elementos	C	Si	Mn	Cr	Ni	Cu	Mg
Concentração (%)	3,71	2,59	0,176	0,02	0,05	0,41	0,05

Fonte: O autor (2015)

O carbono equivalente da liga de ferro fundido nodular vazada é igual CE=4,57, e neste caso se caracterizada por ser liga hipereutética.

A quantidade de cobre está dentro do previsto para a formação de uma matriz ferrítica/perlítica.

A composição química dos resfriadores se encontra na Tabela 9.

Tabela 9 – Composição química dos resfriadores.

Elementos	C	Si	Mn	Cr	P	Ni	Cu
Concentração (%)	3,60	2,24	0,57	0,02	0,07	0,05	0,30

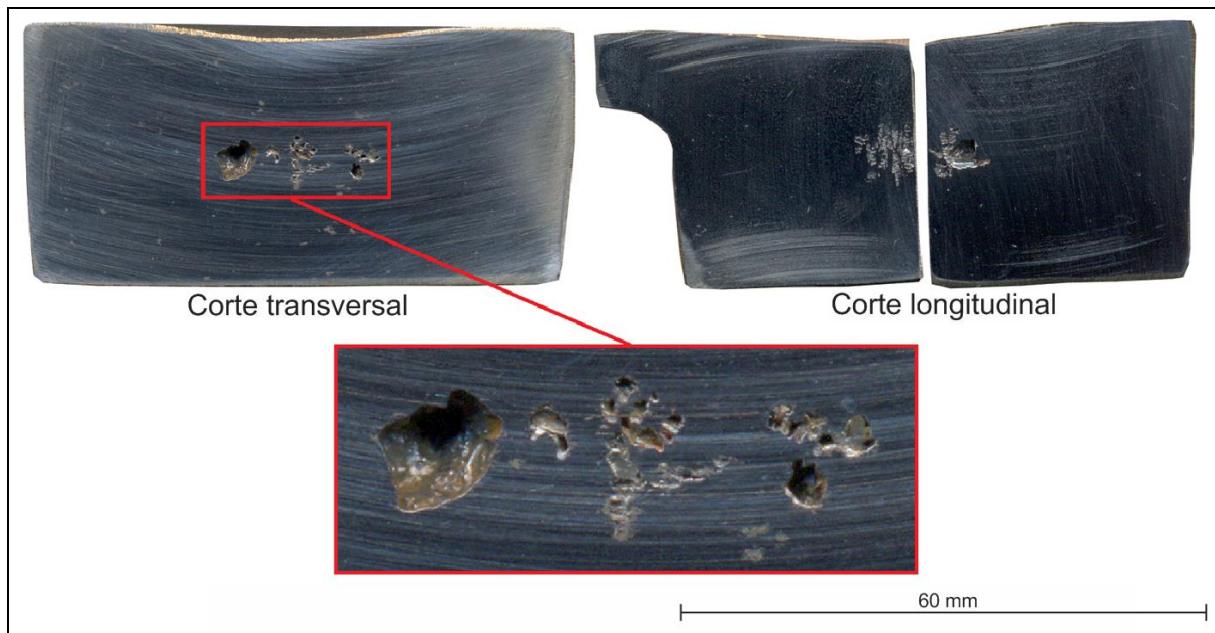
Fonte: O autor (2015)

4.2 AVALIAÇÃO DOS RECHUPES

Em relação à presença de rechuve, todos os corpos de prova apresentaram rechuve na seção 3 que foi instalado o resfriador. Quanto ao tipo, os corpos de prova sem resfriadores apresentaram rechupes cujas cavidades são relativamente grandes e com superfícies lisas que, conforme Stefanescu (2009) e Anjos (2015), são características de rechuve do tipo primário, como mostra a Figura 31. Portanto, para os corpos de prova que não estavam sob a ação dos resfriadores, a solidificação não foi direcional, resultando na insuficiente alimentação para a contração primária devido a solidificação prematura da seção 2 e na consequente formação de rechuve primário.

Outro fato perceptível em relação aos corpos de prova sem resfriadores, é o abaixamento que ocorreu na superfície superior das peças, como mostra a Figura 31. Conforme Karsay (1972), esse rebaixo é característico de uma ineficaz alimentação primária e, portanto, evidencia a característica primária do rechuve apresentado nos corpos de prova sem resfriadores.

Figura 31 – Rechupe nos cortes transversal e longitudinal da seção 3 do corpo de prova sem resfriador.



Fonte: O autor (2015)

Para o corpo de prova que recebeu a luva exotérmica na seção 1, o rechupe na seção 3 é mostrado na Figura 32. O rechupe é do tipo primário e, portanto, evidencia que a seção 2 solidificou prematuramente mesmo com a adição de luva exotérmica na seção 1.

Figura 32 – Rechupe no corte transversal da seção 3 do corpo de prova sem resfriador que recebeu luva exotérmica.



Fonte: O autor (2015)

Todos os corpos de prova que estavam sob a ação dos resfriadores apresentaram cavidades menores que os rechupes primários, sendo irregulares, dispersas e concentradas em única região (centro térmico), que são características dos rechupes secundários, como mostram as Figuras 33, 34, 35 e 36. Esses

resultados estão coerentes com a literatura, pois seguindo Karsay (1972), os resfriadores não atuam sobre a contração secundária e, portanto, não evitam a formação dos rechupes secundários, uma vez que a contração secundária ocorre em poças de metal líquido não conectadas. Esses resultados mostram que a ação dos resfriadores em extrair calor rapidamente da seção onde foram colocados permitiu a alimentação primária desta seção enquanto o metal da seção 2 ainda estava líquido, evitando a formação do rechupe primário.

Quanto à severidade do rechupe secundário nos corpos de prova com os resfriadores, não foram constatadas alterações no grau de severidade do rechupe secundário com o emprego de resfriadores com dimensões diferentes.

Figura 33 – Rechupe nos cortes transversal e longitudinal da seção 3 do corpo de prova com o resfriador de 355 gramas.



Fonte: O autor (2015)

Figura 34 – Rechuve nos cortes transversal e longitudinal da seção 3 do corpo de prova com o resfriador de 445 gramas.



Fonte: O autor (2015)

Figura 35 – Rechuve nos cortes transversal e longitudinal da seção 3 do corpo de prova com o resfriador de 562 gramas.



Fonte: O autor (2015)

Figura 36 – Rechuve nos cortes transversal e longitudinal da seção 3 do corpo de prova com o resfriador de 651 gramas.



Fonte: O autor (2015)

O menor resfriador, de 355 gramas e com 16 mm de espessura, foi eficiente em facilitar a alimentação primária e evitar a formação do rechuve primário na seção onde foi colocado, cuja espessura é igual a 30 mm. Pressupõe-se, portanto, que as recomendações feitas por Karsay (1972) são as mais corretas para o

dimensionamento da espessura dos resfriadores, uma vez que, conforme a Figura 23 apresentada na página 55, para uma peça com 30 mm de espessura (1,18 pol.), recomenda-se um resfriador com, aproximadamente, 12 mm (0,47 pol.) de espessura para a temperatura de vazamento de 1343 °C. De outro modo, outros autores como Beeley (1972) e Campbell (2011), recomendam que a espessura do resfriador seja maior ou igual à espessura da seção da peça que está sob ação do resfriador.

Podem ser levantadas duas hipóteses para explicar o surgimento de rechupes secundários nos corpos de prova com os resfriadores. Na primeira hipótese, ocorreu a deformação das paredes internas do molde com a expansão da grafita devido à solidificação prematura da seção 2, de modo que a contração secundária não foi compensada pela expansão da grafita, gerando o rechupe secundário. Em uma segunda hipótese, o uso dos resfriadores pode ter reduzido o módulo da seção 3 a tal ponto que provocasse a movimentação do líquido de volta à maior seção (seção 1) durante a expansão da grafita enquanto que o metal da seção 2 ainda estava líquido, diminuindo a pressão do líquido e a compensação da contração secundária, uma vez que, teoricamente, a relação entre os módulos da seção 2 e da seção 3 fornecida pelo método de dimensionamento utilizado, está acima da faixa recomendada (0,5 a 0,8). A solução deste problema estaria em empregar um massalote na seção 1 de modo a evitar o retorno do líquido.

A primeira hipótese é mais aceitável, sendo que as dimensões mensuradas dos corpos de prova indicam que houve uma expansão das paredes do molde, principalmente na largura da seção, conforme os dados apresentados na Tabela 6. Esse efeito é uma consequência direta da baixa dureza apresentada pelo molde, que foi de 60-70 AFS, sendo que a dureza recomendável por Karsay (1972) para ferros fundidos nodulares é acima de 90 AFS. Para as amostras sem resfriadores, não houve deformação do molde com a expansão da grafita, devido à queda de pressão provocada pela contração primária. De outro modo, a adição de resfriadores impediu essa queda de pressão por possibilitar a alimentação primária e, por isso, aumentou a pressão interna do molde, conforme demonstrado anteriormente por Karsay (1972), facilitando a deformação do molde pela expansão da grafita.

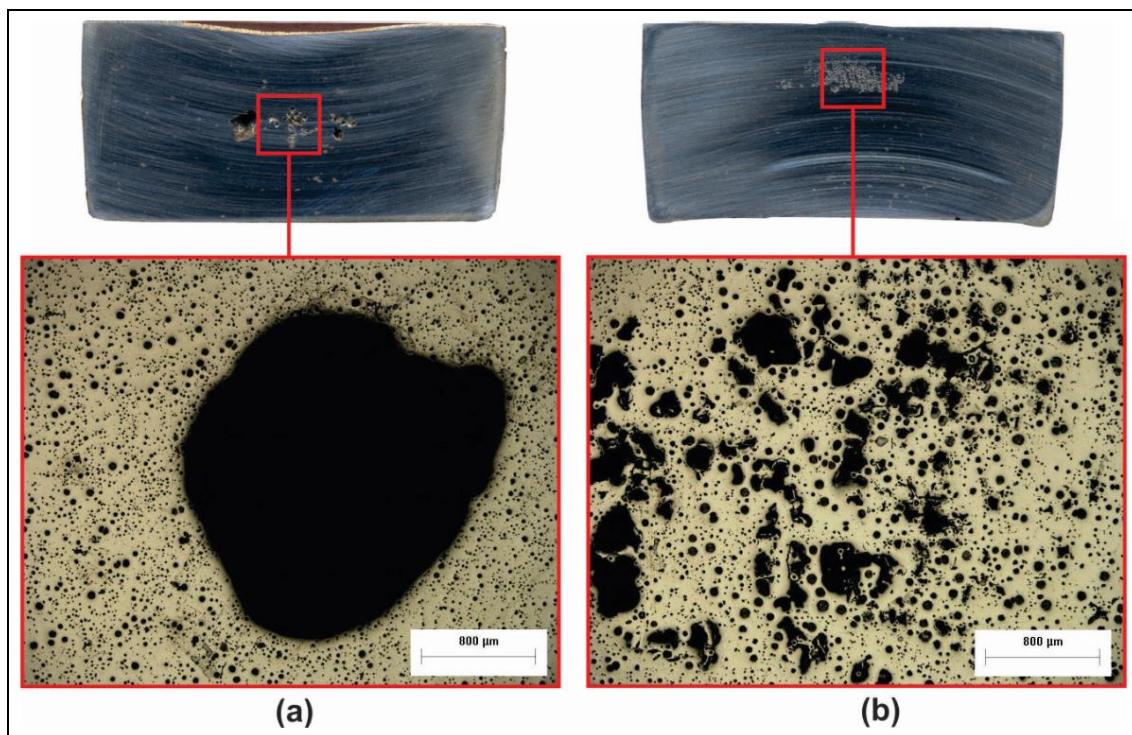
Os resfriadores poderiam minimizar de forma indireta a formação de rechupes secundários, conforme Beeley (1972) e Roedter (2006), facilitando a formação de uma casca sólida próximo ao molde, evitando assim a sua deformação. No entanto,

Jiyang (2010c) cita que a mudança do modo pastoso para um modo de solidificação com casca é difícil de se conseguir e, como apenas um dos lados da seção do corpo de prova recebeu o resfriador, a expansão pode seguir ainda para outras direções, sendo que esse efeito acaba sendo imperceptível na redução de rechupes secundários.

4.2.1 Avaliação microscópica dos rechupes

A Figura 37 mostra de maneira comparativa as cavidades dos rechupes do tipo primário, conforme a Figura 37a, e as cavidades macroscópicas dos rechupes do tipo secundário, Figura 37b, com aumento de 50 vezes. A característica mais notável que diferencia um tipo do outro é o tamanho dos rechupes. O rechupe primário se apresenta no microscópio como única e grande cavidade, geralmente desconectada de outras cavidades, enquanto que o rechupe secundário é caracterizado pela presença de diversas cavidades dispersas que podem, ou não, serem interconectadas. Todas os corpos de prova com resfriadores apresentaram rechupes semelhantes aos mostrados na Figura 37b.

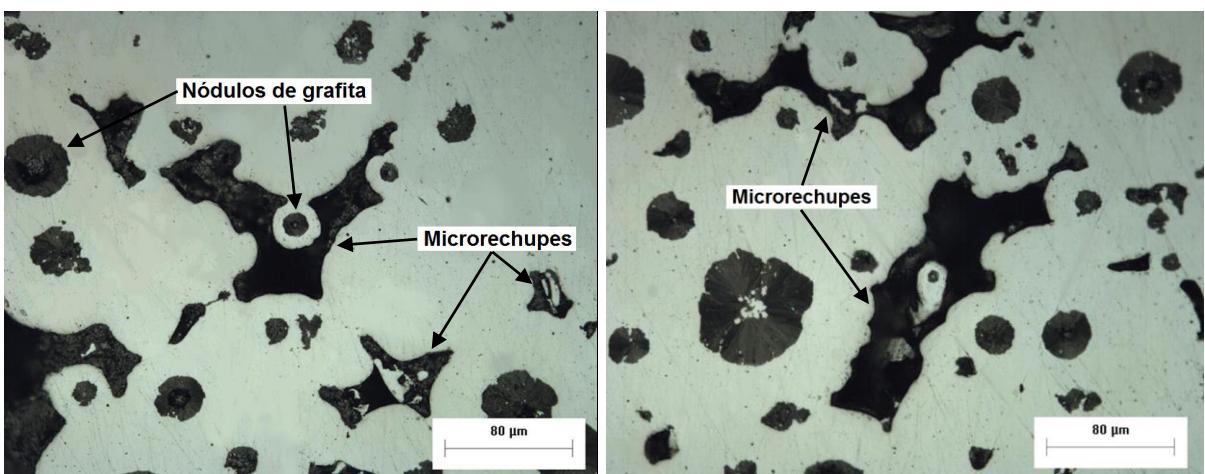
Figura 37 – Rechupe primário do corpo de prova sem resfriador (a); rechupe secundário do corpo de prova com o resfriador de 355 g (b) vistos no microscópio (sem ataque, 50x).



Fonte: O autor (2015)

Todas os corpos de prova apresentaram microrechupes, que são característicos da contração secundária, como mostra a Figura 38. Sendo um característico do último líquido a se solidificar, conforme citado por Stuewe (2008) e Fuoco e Corrêa (2009), esses rechupes se encontram entre os nódulos de grafita, não estando em contato com a grafita, isto é, estão presentes entre as células eutéticas.

Figura 38 – Microrechupes do corpo de prova com o resfriador de 355 g vistos no microscópio (sem ataque, 500x).



Fonte: O autor (2015)

Os microrechupes estão presentes, em sua grande maioria, nas regiões adjacentes ao dos macrorechupes. Esses microrechupes são formados devido a insuficiente compensação da contração secundária pela expansão da grafita, porém apresentam causas distintas para os corpos de prova que não receberam resfriadores e para aqueles que receberam. Para os corpos de prova sem resfriadores, a não compensação da contração secundária ocorreu devido à contração primária, que diminuiu a pressão interna do molde. Para os corpos de prova que receberam os resfriadores, a insuficiente compensação da contração secundária ocorreu devido à deformação do molde durante a expansão da grafita.

4.3 AVALIAÇÃO DA MICROESTRUTURA

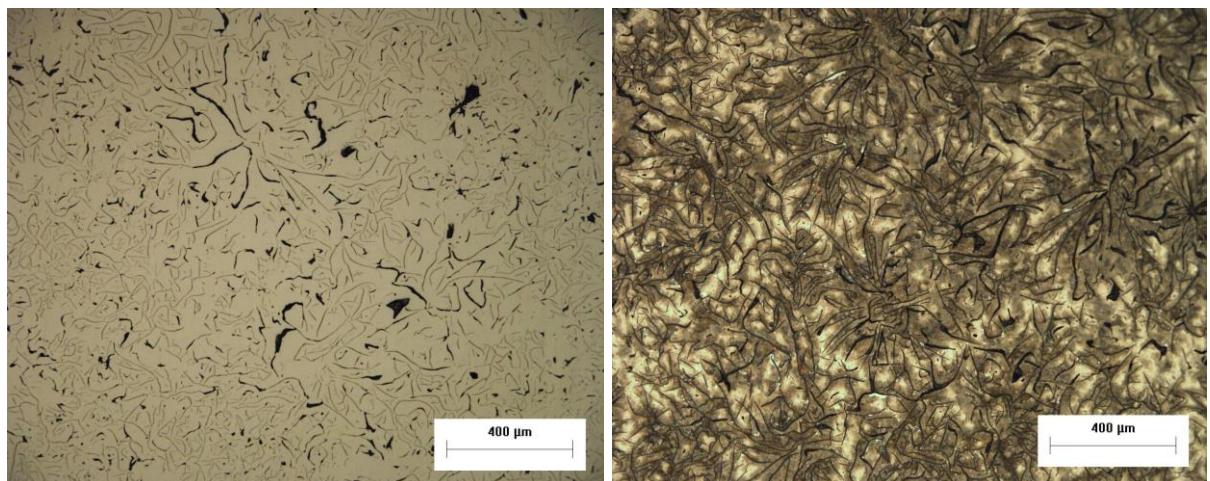
Neste subcapítulo são apresentados e discutidos os resultados obtidos na etapa da caracterização microestrutural dos corpos de prova. Os dados coletados

são apresentados em forma de gráficos e também são ilustrados através das imagens obtidas no microscópio a fim de facilitar a visualização e a comparação dos resultados. Também são apresentadas as micrografias do resfriador a fim de caracterizá-lo. O resfriador foi posicionado na região esquerda das imagens microestruturais que são mostradas nas Figuras 41 a 43 e nas Figuras 48 e 49.

4.3.1 Microestrutura do resfriador

A microestrutura do resfriador se encontra na Figura 39, a grafita é do tipo A, que conforme Santos e Branco (1991), melhora a capacidade de condução de calor do material. A matriz metálica predominante é a perlítica (região marrom escura).

Figura 39 – Microestrutura dos resfriadores (100x).



Fonte: O autor (2015)

4.3.2 Efeito do resfriador sobre as características da grafita

Nesta seção são mostrados e discutidos os resultados em relação às características da grafita dos corpos de prova.

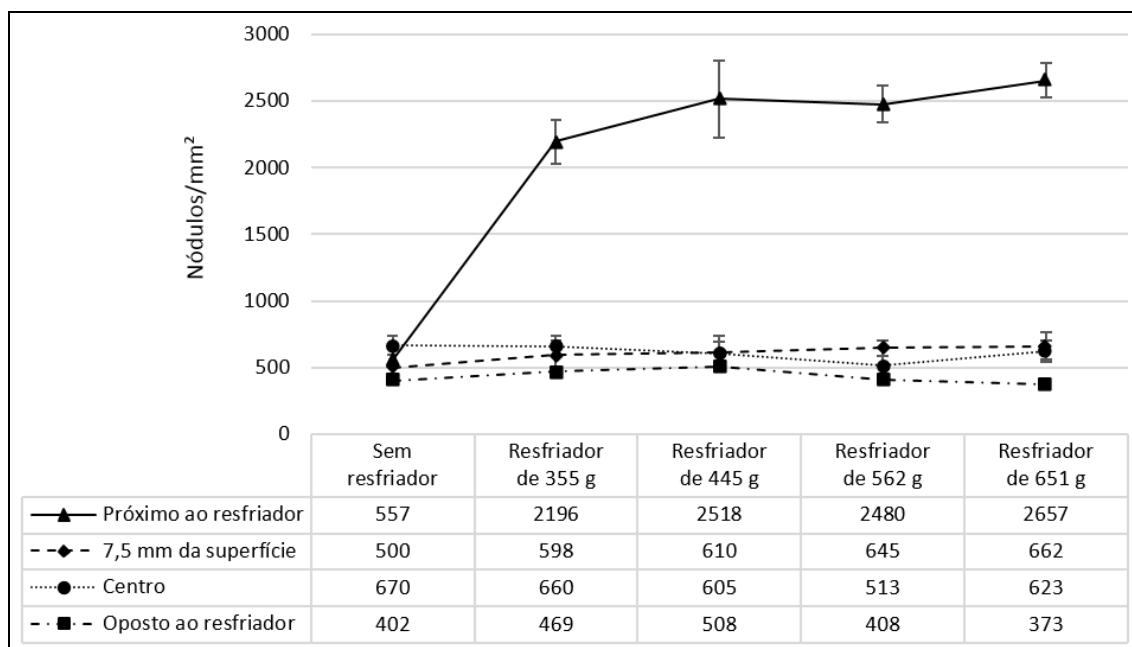
4.3.2.1 Grau de nodularização

A Figura 40 mostra o efeito dos resfriadores sobre a quantidade de nódulos de grafita por mm^2 nas regiões estudadas (próximo ao resfriador, a 7,5 mm da superfície, no centro da seção e no lado oposto ao resfriador); no caso do corpo de

prova sem resfriador, a região designada como próxima ao resfriador é aquela que se encontra na parte inferior do corpo de prova. É possível notar que houve grande incremento na quantidade de nódulos na região próxima ao resfriador com a adição dos resfriadores, que está coerente com estudos prévios realizados por Mello (2003). Conforme Santos e Branco (1991), o aumento da velocidade de solidificação provocado pelo resfriador resulta em um acréscimo do superresfriamento e, consequentemente, aumento na quantidade de nódulos de grafita. Da mesma maneira, o aumento da extração de calor provocado pelo incremento do tamanho dos resfriadores resultou em maior precipitação de nódulos, apesar desse efeito ter sido menos pronunciável.

Constatou-se grande diferença na quantidade de nódulos entre as regiões próximas do resfriador e as mais distantes, conforme mostram os dados na Figura 40. Este efeito foi causado devido à formação muito rápida de uma casca sólida próxima dos resfriadores, conforme citado por Beeley (1972) e Roedter (2006). A camada solidificada possui baixa condutividade térmica e, portanto, prejudica a extração de calor do resfriador nas regiões mais distantes que ainda estão líquidas.

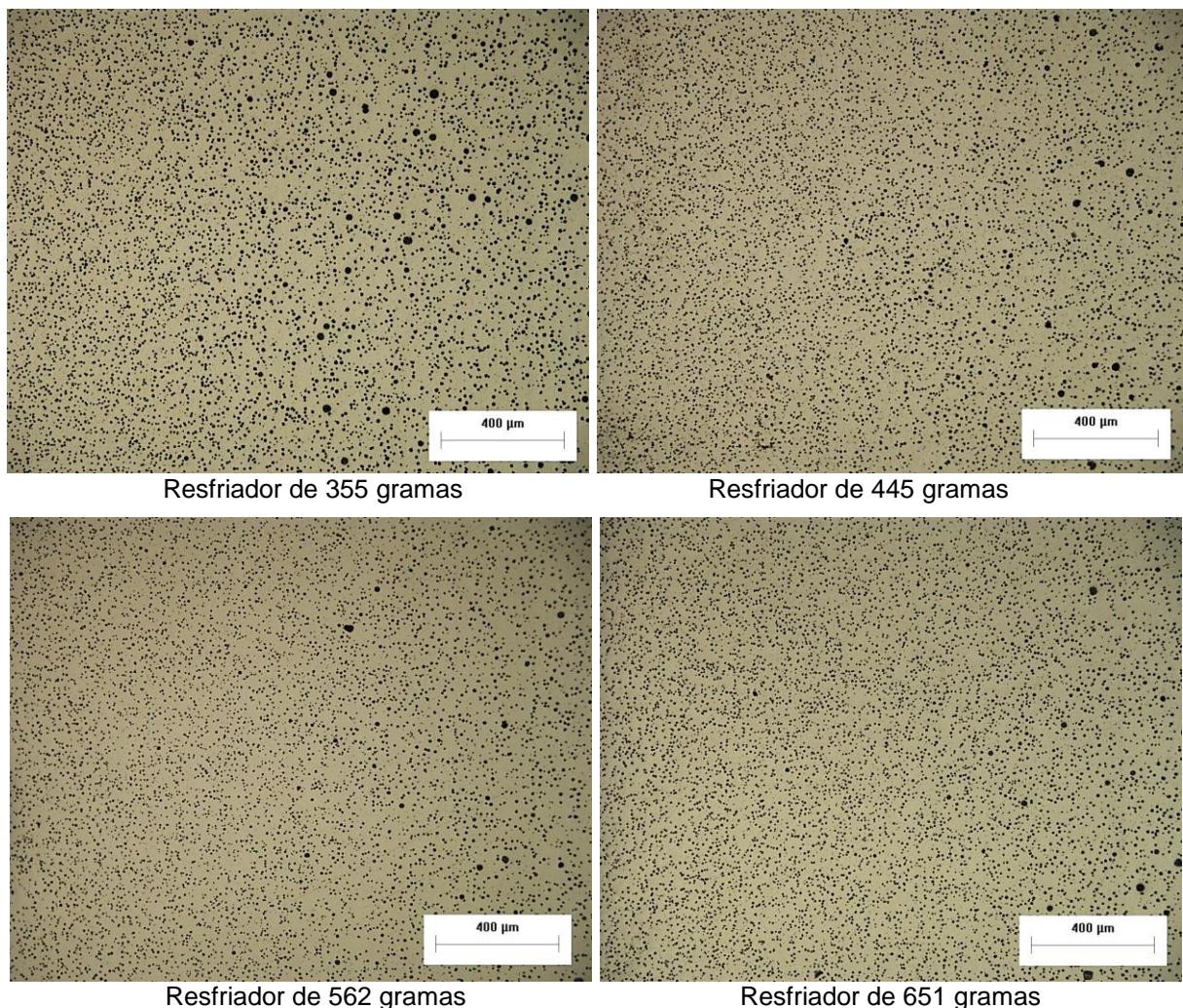
Figura 40 – Efeito dos resfriadores sobre a quantidade de nódulos de grafita por mm².



Fonte: O autor (2015)

A Figura 41 mostra o efeito do aumento da massa dos resfriadores sobre as características da grafita na região próxima ao resfriador. Constata-se pequeno aumento na quantidade de nódulos com o incremento do tamanho dos resfriadores.

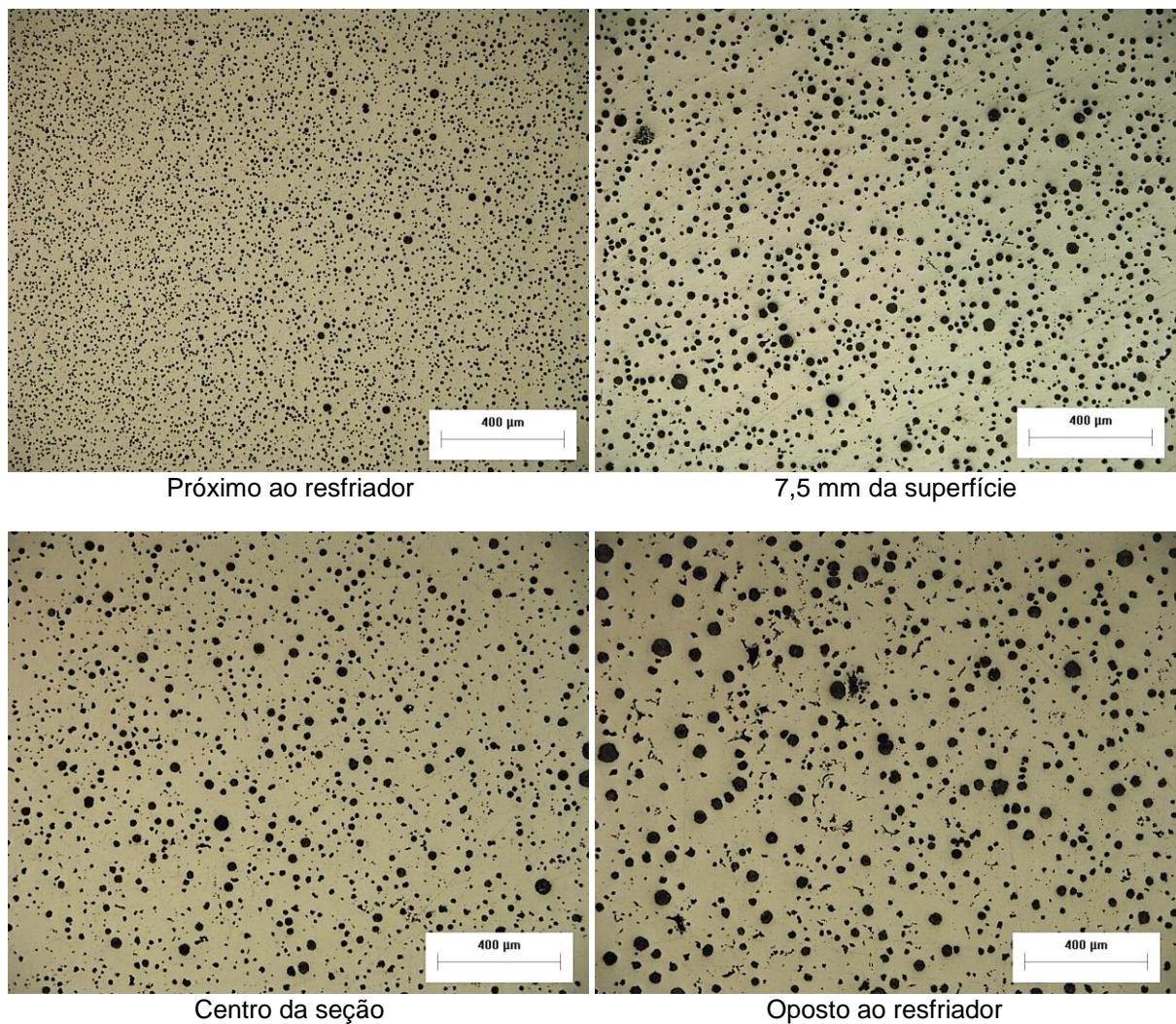
Figura 41 – Efeito do aumento do tamanho dos resfriadores sobre a grafita na região próxima ao resfriador (sem ataque, 100x).



Fonte: O autor (2015)

A Figura 42 mostra o efeito do resfriador de 355 gramas sobre as características da grafita nas diferentes regiões da seção. Na região próxima ao resfriador ocorreu elevada precipitação de nódulos de grafita devido à elevada extração de calor, com diminuição da quantidade de nódulos à medida que se distancia do resfriador. As grafitas de menor tamanho são as eutéticas, enquanto que as de maior tamanho são as primárias. Todos os corpos de prova com resfriador apresentaram comportamento semelhante a este.

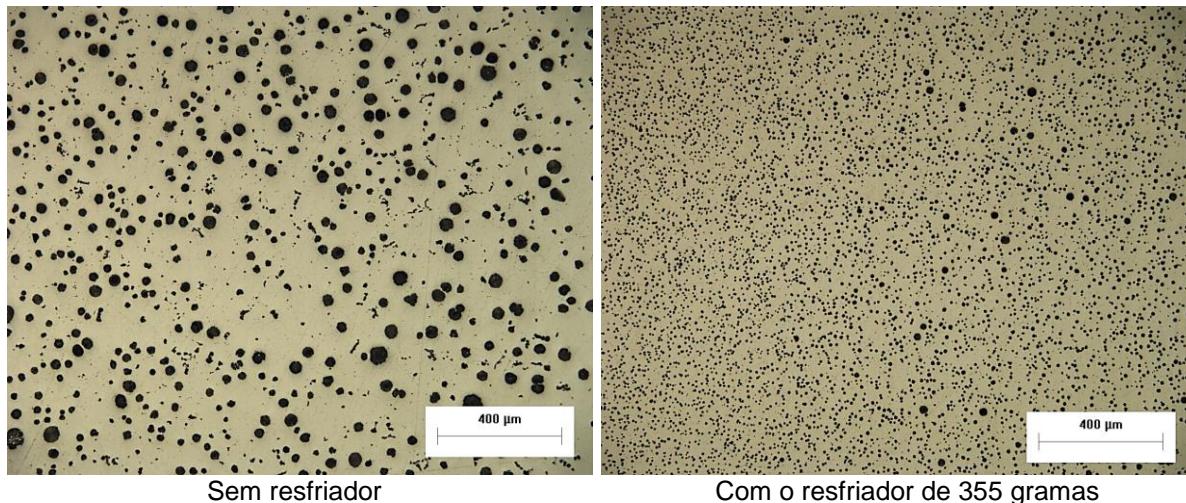
Figura 42 – Efeito do resfriador de 355 gramas sobre a grafita nas regiões avaliadas (sem ataque, 100x).



Fonte: O autor (2015)

O efeito da adição do resfriador sobre a quantidade de nódulos na região próxima ao resfriador pode ser melhor visualizado na Figura 43.

Figura 43 – Efeito do resfriador de 355 gramas sobre a quantidade de nódulos de grafita na região próxima ao resfriador (sem ataque, 100x).

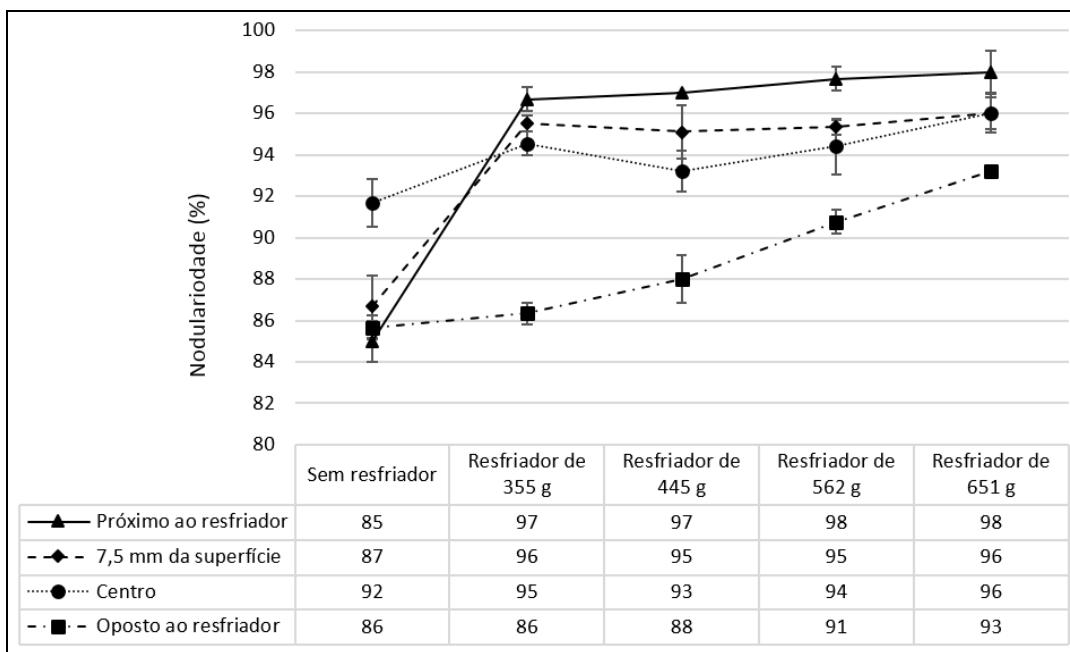


Fonte: O autor (2015)

4.3.2.2 Nodularidade

A Figura 44 mostra o efeito dos resfriadores sobre o grau de nodularidade da grafita. Fica evidente que esta propriedade é melhorada em todas as regiões dos corpos de prova para todos os tamanhos de resfriadores, porém é mais notável nas regiões próximas aos resfriadores. Esse comportamento ocorre devido ao aumento da extração de calor provocado pelos resfriadores e está coerente com estudos prévios de Binczyk, Kowalski e Furmanek (2007). De acordo com Jiyang, Schmitz e Engler (1989) e Jyiang (2009b), o aumento da velocidade de solidificação do ferro fundido nodular favorece o crescimento do plano basal da grafita e o rápido envolvimento da grafita pela austenita, e isto promove a formação de nódulos menores e mais perfeitos. Em relação ao lado oposto do resfriador, esse comportamento foi menos acentuado em virtude da redução da capacidade de extração de calor nessa região.

Figura 44 – Efeito dos resfriadores sobre a nodularidade da grafita.

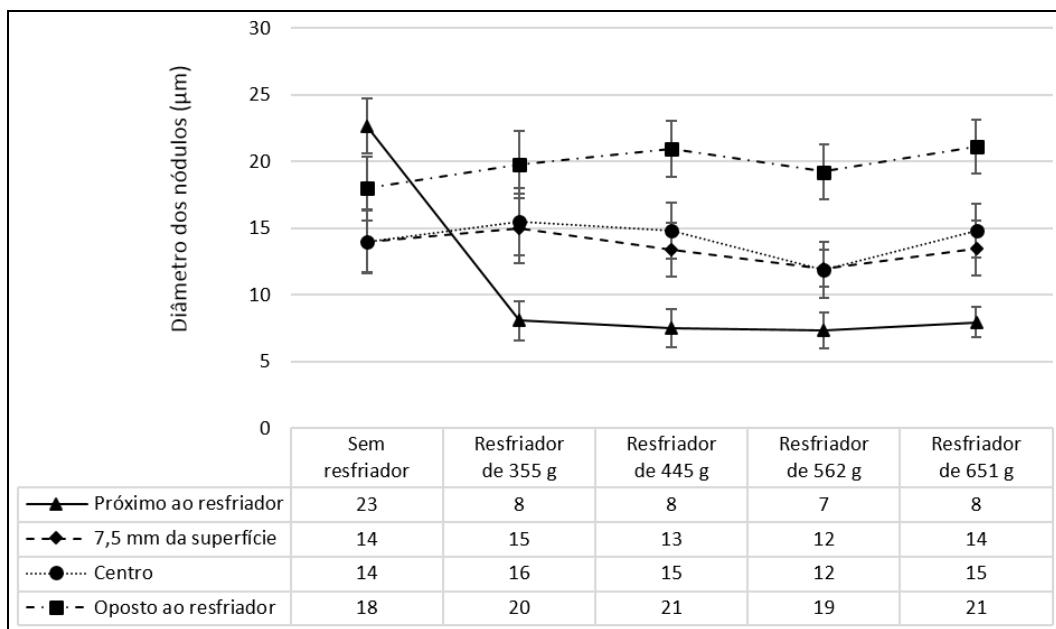


Fonte: O autor (2015)

4.3.2.3 Tamanho dos nódulos de grafita

O efeito dos resfriadores sobre o tamanho dos nódulos da grafita eutética pode ser visualizado na Figura 45. Assim como mostram os resultados anteriores, constatou-se que os resfriadores atuam acentuadamente sobre o material que solidifica na sua adjacência. Neste caso, ocorreu grande redução no tamanho das grafitas eutéticas na região próxima ao resfriador, enquanto que esse efeito é menos notável nas regiões mais distantes. Esse comportamento ocorre devido ao rápido envolvimento da grafita pela austenita, fazendo com que os nódulos cresçam lentamente pela difusão do carbono na austenita e posteriormente na ferrita que envolve o nódulo.

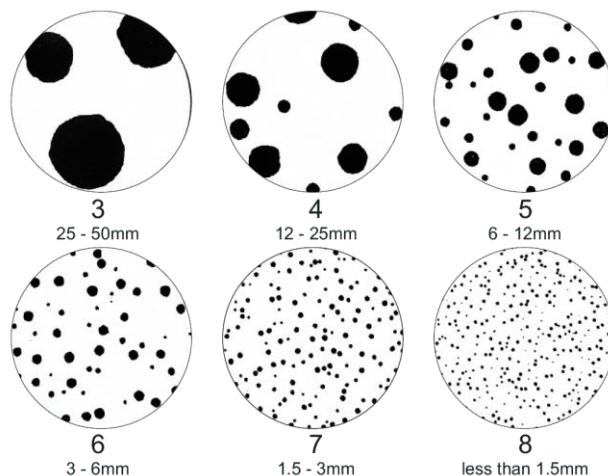
Figura 45 – Efeito dos resfriadores sobre o tamanho dos nódulos da grafita eutética.



Fonte: O autor (2015)

O tamanho dos nódulos também pode ser classificado de acordo com a norma ISO 945 (2008), conforme mostra a Figura 46. Para o corpo de prova sem resfriador, Figura 43, os nódulos presentes na região inferior (relativo à região próxima ao resfriador) apresentam tamanho 6, enquanto que os corpos de prova que estiveram sob a ação dos resfriadores, apresentam tamanho 8 com presença de alguns nódulos de tamanho 7 (grafitas primárias). Já para as regiões centrais e opostas ao resfriador, todos os corpos de prova apresentam grafita de tamanho 6, com alguns nódulos de tamanho 7 (grafitas primárias).

Figura 46 – Tamanho dos nódulos de grafita em ferros fundidos de acordo com ISO 945-1.

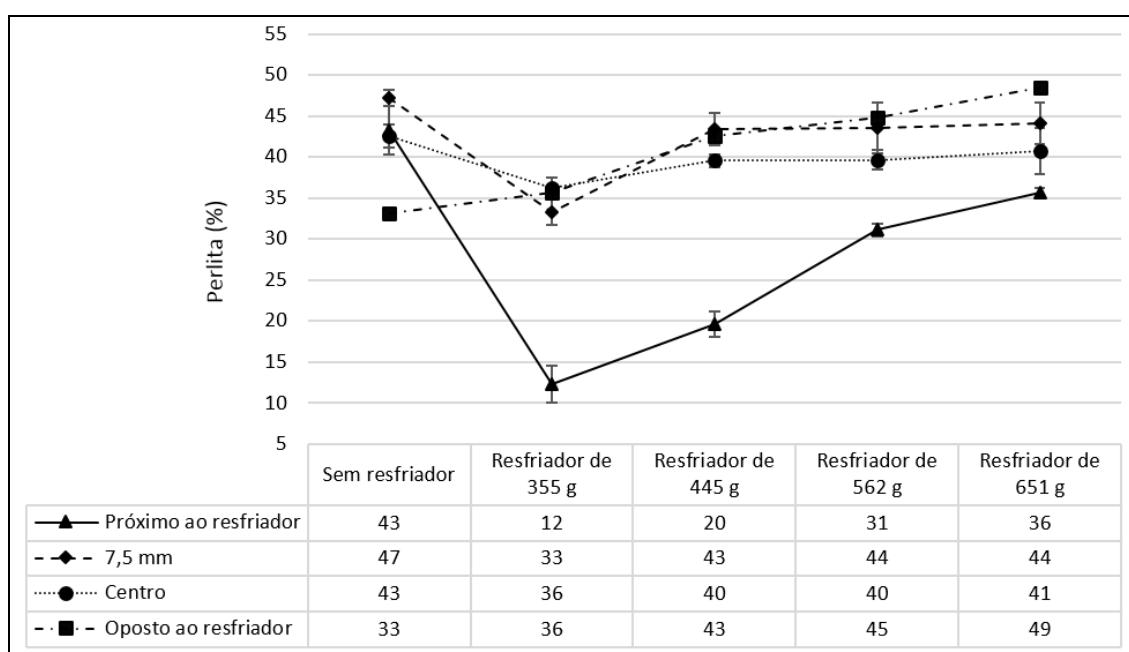


Fonte: Adaptado de ISO 945-1 (2008, p.2)

4.3.3 Efeito do resfriador sobre a matriz metálica

A Figura 47 ilustra o efeito dos resfriadores sobre a quantidade de perlita na matriz metálica. Os resultados mostram que a adição do resfriador de 355 g promoveu baixa quantidade de perlita na região próxima ao resfriador, isto é, facilitou a formação de uma grande quantidade de ferrita na microestrutura. Esse resultado está de acordo com Santos e Branco (1991) e Dix et al. (2003), sendo que a grande quantidade de precipitação de nódulos de grafita nesta região diminuiu a distância para a difusão do carbono para a grafita, facilitando assim, o empobrecimento de carbono na austenita e a consequente formação de ferrita durante a reação eutetóide.

Figura 47 – Efeito dos resfriadores sobre a quantidade de perlita na matriz.



Fonte: O autor (2015)

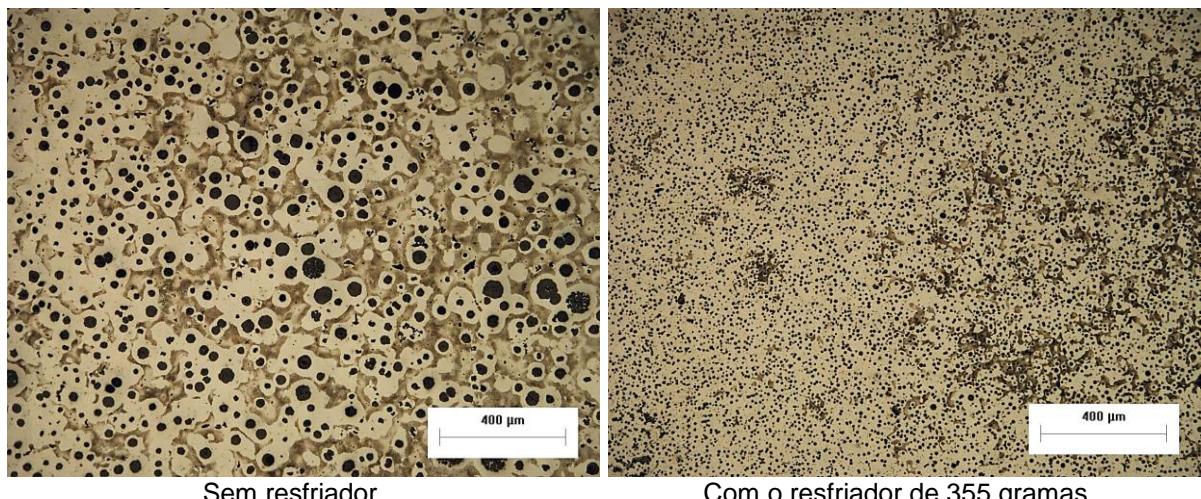
De outro modo, o aumento da massa do resfriador promoveu um efeito contrário, favoreceu a formação de maior quantidade de perlita devido ao aumento da extração de calor, que está de acordo com estudos de Junior (2003) e Górný e Tyrala (2012). Conforme Santos e Branco (1991), o aumento da extração de calor faz com que ocorra a redução do tempo e da velocidade de difusão do carbono na ferrita formada junto aos nódulos de grafita, dificultando assim, o empobrecimento da austenita em carbono e a consequente formação ferrita. Como não houve um

aumento pronunciável na quantidade de nódulos com o incremento do tamanho do resfriador, conforme mostrado anteriormente na Figura 40, a formação de perlita foi facilitada em detrimento da formação de ferrita, sendo que esta última requer grandes quantidades de nódulos de grafita e/ou lentas velocidades de esfriamento para se formar.

As regiões mais distantes do resfriador foram levemente afetadas, uma vez que, como discutido anteriormente, a capacidade de extração de calor pelo resfriador é debilitada nas regiões mais distantes. Desse modo, não ocorreu aumento na formação de ferrita, pois não foi constatado grande aumento na quantidade de nódulos de grafita nestas regiões.

O efeito da adição do resfriador de 355 g sobre a matriz metálica pode ser visualizado na Figura 48, em que se observa o aumento da quantidade de ferrita (região clara) na matriz e o refino da microestrutura.

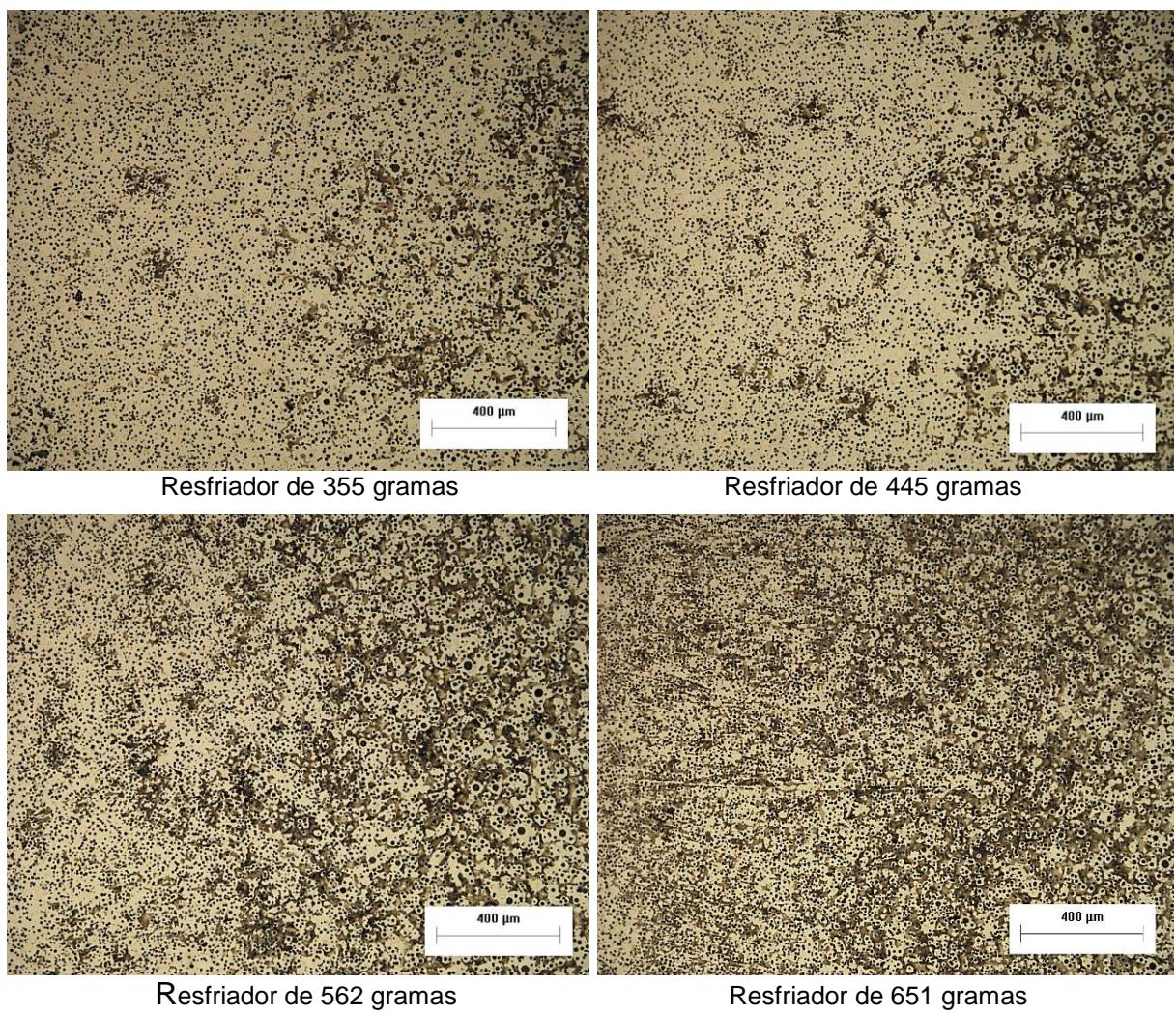
Figura 48 – Efeito do resfriador de 355 gramas sobre a matriz metálica (com ataque, 100x).



Fonte: O autor (2015)

A Figura 49 mostra o efeito do aumento do tamanho dos resfriadores sobre a matriz metálica na região próxima ao resfriador. Ocorreu aumento da quantidade de perlita (região marrom escura) à medida em que se aumenta o tamanho do resfriador. Detalhe para amostra com o resfriador de 651 gramas que apresentou um pequeno alinhamento dos grãos de ferrita devido à alta extração de calor, que está de acordo com citação feita por Senai (1987) e Müller (2002).

Figura 49 – Efeito dos resfriadores sobre a matriz metálica (com ataque, 100x).



Fonte: O autor (2015)

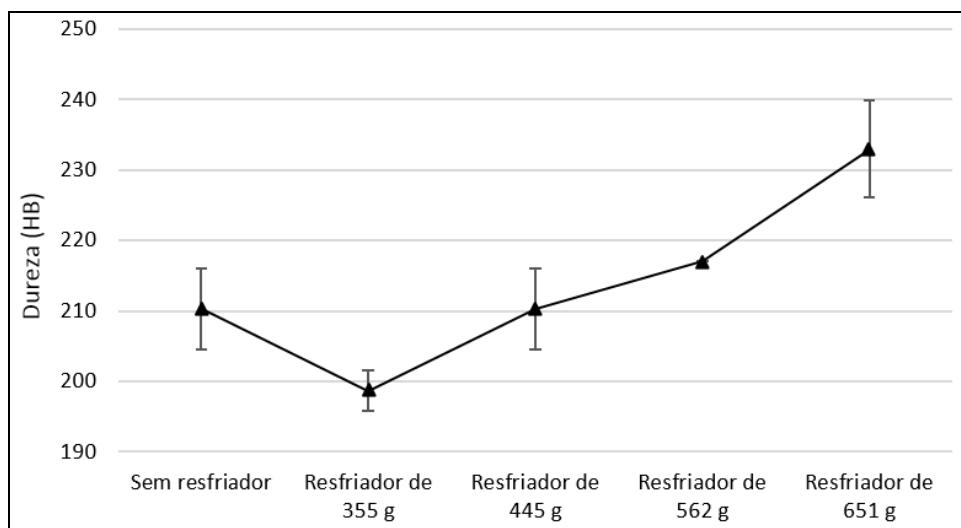
4.3.4 Avaliação da presença de carbonetos (coquilhamento)

Após a completa avaliação da microestrutura dos corpos de prova, não foi constatado a presença de carbonetos. Esse resultado indica que o efeito dos resfriadores em aumentar a extração de calor não foi suficientemente grande para fazer com parte da solidificação se procedesse abaixo da temperatura do eutético metaestável.

4.4 AVALIAÇÃO DA DUREZA

Os resultados de dureza Brinell que foram mensurados na superfície de contato com o resfriador são mostrados na Figura 50 e na Tabela 10. Constata-se queda de dureza no corpo de prova com o resfriador de 355 gramas devido à grande quantidade de ferrita formada nesta região. A queda da dureza não foi substancial devido ao refino da microestrutura. De mesmo modo, apesar da quantidade de perlita nos corpos de prova com resfriadores ser menor do que no corpo de prova sem resfriador, a dureza foi superior devido ao refino da microestrutura. Esses resultados estão coerentes com estudos de Gonzaga et al. (2009), sendo que a perlita apresenta maior dureza e resistência mecânica que a ferrita.

Figura 50 – Efeito dos resfriadores sobre a dureza Brinell da superfície de contato.



Fonte: O autor (2015)

Tabela 10 – Efeito dos resfriadores sobre a dureza Brinell na superfície de contato.

Corpos de prova	Sem resfriador	Com resfriador de 355 g	Com resfriador de 445 g	Com resfriador de 562 g	Com resfriador de 651 g
Dureza (HB)	210	199	210	217	233

Fonte: O autor (2015)

5 CONCLUSÃO

Conclui-se que tanto o objetivo geral, de avaliar o efeito do emprego e do dimensionamento de resfriadores na microestrutura e na formação de rechuve em ferro fundido nodular com matriz perlítica/ferrítica, como os objetivos específicos, foram cumpridos no término deste trabalho.

A escolha da geometria e das dimensões dos corpos de prova adotados para o presente estudo se mostrou eficaz, pois foi capaz de promover o aparecimento de rechuve primário na seção isolada 3 devido à insuficiente alimentação primária causada pela solidificação prematura da seção 2 que alimentava essa seção.

Quanto ao dimensionamento dos resfriadores, o método citado por Mariotto, Albertin e Fuoco (1987 apud Duarte, 2015) se mostrou interessante pois, diferentemente das recomendações feitas por outros autores, fornece a capacidade de dimensionar um resfriador de acordo com a relação dos módulos da seção interligante e daquela que vai receber o resfriador. Convém ressaltar, no entanto, que esse método carece de estudos práticos, como por exemplo, a verificação da temperatura real do resfriador durante a solidificação, uma vez que esta é sugerida durante o processo de dimensionamento.

Dos resultados obtidos das avaliações visuais do rechuve, pode-se verificar um comportamento condizente com o que é descrito por Karsay (1972), expresso nas próximas linhas. O emprego de resfriadores na seção 3 possibilitou a alimentação primária e eliminou o aparecimento de rechuve primário, porém não atuou sobre a contração secundária. Em relação ao dimensionamento dos resfriadores, o incremento do seu tamanho não teve efeito significativo sobre a formação de rechups primários e secundários. Esse comportamento indica que as recomendações de espessura para os resfriadores feitos por Karsay (1972) são as mais corretas, uma vez que mais se aproximam da espessura do menor resfriador avaliado. O emprego dos resfriadores também promoveu a formação de rechups secundários devido à expansão dos corpos de prova e, portanto, a utilização de resfriadores em ferro fundido nodular é mais eficaz quando o molde oferece a resistência necessária para impedir a expansão da cavidade, ou seja, moldes de areia verde com dureza superior a 90 AFS ou moldes de areia ligada quimicamente, uma vez que o seu uso promove o aumento da pressão interna do líquido por facilitar a alimentação primária. Conclui-se, portanto, que o uso de resfriadores é

eficaz em evitar o rechuve primário em seções isoladas e/ou distantes da alimentação primária, porém podem levar ao surgimento de rechupes secundários.

A respeito da microestrutura, o uso de resfriadores acelerou a solidificação do material resultando em alterações em relação aos corpos de prova fundidos sem resfriadores, que se caracterizaram por aumento da quantidade de nódulos de grafita por mm², diminuição do tamanho médio dos nódulos e otimização da morfologia esférica, principalmente nas regiões próximas dos resfriadores. O aumento do tamanho dos resfriadores não promoveu variações significativas nas características da grafita. Em relação à matriz metálica, o uso de resfriadores resultou no aumento significativo da quantidade de ferrita na região adjacente próxima ao resfriador devido à grande quantidade de nódulos e o aumento da sua massa resultou no incremento da quantidade de perlita, chegando a valores próximos ao dos corpos de prova sem resfriadores quando se utilizou o maior resfriador. Desse modo, conclui-se que os resfriadores têm grande atuação na microestrutura do material que se solidifica na sua proximidade, porém não atuam de forma relevante nas regiões mais distantes. Os resfriadores não foram capazes de formar carbonetos nas regiões avaliadas.

A maior quantidade de ferrita nos corpos de prova com resfriadores não levou a uma queda substancial da dureza superficial devido ao refino da microestrutura.

Por fim, através da variação das dimensões dos resfriadores em relação à formação de rechupes, para o corpo de prova estudado, a escolha que representou menor custos de produção foi aquela em que se utilizou o menor resfriador (16 mm de espessura com 355 gramas), uma vez que a quantidade de material para sua produção é menor. No entanto, a respeito da microestrutura, a melhor escolha vai depender de alguns fatores: se a presença de grande quantidade de ferrita e a consequente queda da dureza superficial for aceitável no projeto da peça, então o menor resfriador é o mais indicado. De outro modo, se essas alterações não forem aceitáveis, o maior resfriador se torna o mais indicado, uma vez que as quantidades de perlita foram semelhantes ao do corpo de prova sem resfriador e houve aumento considerável da dureza superficial. Convém ressaltar que diversos fatores influenciam nesse comportamento e qualquer alteração na composição química, principalmente na quantidade de elementos perlitzantes, nas dimensões e geometrias da peça, além de outros fatores, podem modificar esse comportamento.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como forma de dar continuidade aos estudos referentes aos resfriadores, propõem-se os seguintes temas de pesquisa:

- a) aplicação do método proposto neste trabalho com a utilização de outros materiais tanto para os resfriadores, como para os corpos de prova;
- b) estudo do método de dimensionamento dos resfriadores que foi empregado neste trabalho, com a verificação prática da temperatura real dos resfriadores durante a solidificação e também das relações de módulos que são fornecidas pelo método. Este último pode ser avaliado através da utilização de moldes de areia ligados quimicamente, areia verde e com a utilização de massalotes. Desse modo, torna-se possível verificar se os resfriadores com diferentes dimensões realmente reduzem o módulo da seção para o valor do módulo aparente que é fornecido no cálculo através das avaliações de rechupes e da expansão dos corpos de prova;
- c) aplicação do método proposto neste trabalho com a utilização de resfriadores com diferentes geometrias e áreas de contato com a peça;
- d) estudo do efeito dos resfriadores no aumento da distância efetiva de alimentação dos massalotes através da avaliação do rechuve, da eficiência dos massalotes e do rendimento metalúrgico;
- e) estudo da produção de peças fundidas sem massalote através da utilização de resfriadores e moldes com dureza adequada, principalmente para peças em ferro fundido cinzento;
- f) estudo da aplicação de resfriadores para modificação de propriedades mecânicas através das alterações da microestrutura.

REFERÊNCIAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 6916**: Ferro fundido nodular ou ferro fundido com grafita esferoidal. [S. L.]: 1981.

AL-GHONAMY, A. I. et al. Effect of Graphite Nodularity on Mechanical Properties of Ductile Iron for Waterworks Fittings and Accessories. **International Journal of Civil & Environmental Engineering**. Saudi Arabia, p. 1-5. abr. 2010.

ASM Handbook. **Casting**, Volume 15. ASM International, 1988.

ASM Handbook. **Properties and Selection: Irons, Steels and High Performance Alloys**, Volume 1. ASM International, 1990.

AFS Handbook. **DUCTILE iron handbook**. DES PLAINES: American Foundry Society, 1992. 277p.

ANJOS, Vitor Emanuel Azevedo dos. **Use of Thermal Analysis to Control the Solidification Morphology of Nodular Cast Irons and Reduce Feeding Needs**. 2015. 187 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Mecânica e de Processos, Faculty For Engineering of The University of Duisburg-essen, Porto, 2015.

BEELEY, Peter. **Foundry Technology**. 2. ed. Woburn: Butterworth-heinemann, 1972. 719 p.

BINCZYK, F.; KOWALSKI, A.; FURMANEK, J. The effect of cooling rate on the microstructure of nodular cast iron. **Archives of Foundry Engineering**. Kraków, p. 115-118. abr. 2007.

BURBELKO, A.A. et al. Cellular Automaton Modeling of Ductile Iron Density Changes at the Solidification Time. **Archives of Foundry Engineering**. Poland, p. 9-14. fev. 2013.

CAMPBELL, John. **Complete Casting Handbook: Metal Casting Processes, Metallurgy, Techniques and Design.** Oxford: Elsevier Ltd., 2011.

CHIAVERINI, Vicente. **Aços e ferros fundidos.** 7.ed. SÃO PAULO: ABM, 2002. 599p.

DIX, L.p. et al. Static Mechanical Properties of Ferritic and Pearlitic Lightweight Ductile Iron Castings. **AFS Transactions.** Tuscaloosa, p. 1149-1164. mar. 2003.

DUARTE, Iberê Roberto. **Fundição: Sistema de Alimentação.** Joinville: SOCIESC, 2015. 79 p.

ELLIOTT, Roy. **Cast Iron Technology.** : Butterworths, 1988. 244 p.

FUOCO, R.; CORREA, E. R. **Rechupes secundários em ferros fundidos nodulares: características e soluções.** In: Congresso de Fundição - CONAF 2009, São Paulo. Anais do Congresso de Fundição - CONAF 2009.

GERMAN INSTITUTE FOR STANDARDIZATION. **DIN-50134:** Testing of Metallic Materials - Compression Test of Metallic Cellular Materials. Germany: Deutsches Institut Fur Normung E.v. (DIN), 2008.

GÓRNY, Marcin; TYRALA, Edward. Effect of Cooling Rate on Microstructure and Mechanical Properties of Thin-Walled Ductile Iron Castings. **Journal of Materials Engineering and Performance.** [S. L.], p. 300-305. maio 2012.

GUESSER, Wilson Luiz. **Propriedades mecânicas dos ferros fundidos.** Editora Blucher, São Paulo, 2009.

GONZAGA, R.A et al. Mechanical properties dependency of the pearlite content of ductile irons. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering.** Pamplona, p. 150-158. abr. 2009.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. ISO 945-1: Microstructure of cast irons - Part 1: Graphite classification by visual analysis. Bsi, 2008.

JIYANG, Zhou. Colour Metallography of Cast Iron: Introduction (I). **China Foundry**. [S. L.], p. 57-69. fev. 2009.

_____. Colour Metallography of Cast Iron: Spheroidal Graphite Cast Iron (I). **China Foundry**. [S. L.], p. 76-88. fev. 2010a.

_____. Colour Metallography of Cast Iron: Spheroidal Graphite Cast Iron (II). **China Foundry**. [S. L.], p. 183-198. maio 2010b.

_____. Colour Metallography of Cast Iron: Spheroidal Graphite Cast Iron (III). **China Foundry**. [S. L.], p. 292-307. ago. 2010c.

JIYANG, Zhou; SCHMITZ, W.; ENGLER, S. Formation of austenite shell around nodular graphite and its effect on deterioration of graphite. **Acta Metallurgica Sinica (english Letters)**. [S. L.], p. 261-265. ago. 1989.

JUNIOR, Edvaldo Casagrande Angelo. **Caracterização de ferro fundido nodular obtido por fundição contínua**. 2003. 172 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Paraná, Curitiba, 2003.

KARSAY, Stephen Istvan. **Gating and Risering Gray and Ductile Iron Castings**. [S. L.]: Ferrous Foundry Consulting Company, 1972. 71 p.

KHALIL-ALLAFI, Jafar; AMIN-AHMADI, Behnam. Effect of Mold Hardness on Microstructure and Contraction Porosity in Ductile Cast Iron. **Journal of Iron and Steel Research, International**. [S. L.], p. 44-48. fev. 2010.

LI, Jiarong; LIU, Baicheng. Study of Solidification Shrinkage of Ductile Iron in Dry Sand Molds. **Journal of Materials Science & Technology**. [S. L.], p. 245-250. jul. 1998.

MERCHANT, Harish D. **Recent Research on Cast Iron:** Proceedings of a seminar held in Detroit. Michigan: Asm, 1964. Tradução de: Iberê Roberto Duarte.

MELLO, Carlos Alberto Torres de. **Vida em Fadiga de um Ferro Fundido Nodular Ferrítico com Variações Microestruturais.** 2003. 95 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Dissertação de Mestrado – Departamento de Ciência de Materiais e Metalurgia, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2003.

MODERN CASTING: **48th Census of World Casting Production.** AFS, 2014.

MÜLLER, Arno. **Solidificação e análise térmica dos metais.** Porto Alegre: Editora da UFRGS, 2002.

OLAH NETO, André. **Estudo da solidificação de ferros fundidos através de análise dilatométrica.** 1985. 201 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia de Materiais, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 1985.

ROEDTER, Hans. **Give more consideration to using chills in the overall ductile iron risering system.** Sorelmetal, 2006. Disponível em: <[http://www.sorelmetal.com/en/publi/PDF/089_\(2006\).pdf](http://www.sorelmetal.com/en/publi/PDF/089_(2006).pdf)>. Acesso em: 03 maio 2015.

SALAZAR, R. et al. Effect of Nodule Count and Cooling Rate on As-Cast Matrix of a Cu-Mo Spheroidal Graphite. **Journal of Materials Engineering and Performance.** [S. L.], p. 325-329. jun. 1999.

SANTOS, Adalberto Bierrenbach de Souza; BRANCO, Carlos Haydt Castello. **Metalurgia dos ferros fundidos cinzentos e nodulares.** SÃO PAULO: IPT, 1991. 205p.

S&B INDUSTRIAL MINERALS. **Micro-cavities.** 2009. Disponível em: <http://www.sandb.com/wp-content/uploads/08_Micro-cavities.pdf>. Acesso em: 23 out 2015.

SENAI – Departamento Regional de Minas Gerais. **Solidificação e resfriamento de ligas metálicas.** 2^a ed. Belo Horizonte, PFP/DA, 1987

SOARES, Gloria de Almeida. **FUNDIÇÃO: Mercado, Processos e Metalurgia.** Rio de Janeiro: Coppe/ufrj, 2000.

STUEWE, Luciana. **Avaliação da influência do cromo e molibdênio na solidificação e formação de rechupes em ferros fundidos cinzentos.** 2008. 227 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Metalúrgica e Materiais, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2008.

STEFANESCU, Doru Michael. **Science and Engineering of Casting Solidification.** 2. ed. New York: Springer Science+business Media, 2009. 413 p.

VAZEHRAD, Sadaf. **Shrinkage Porosity Characterization in Compacted Cast Iron Components.** 2011. 64 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de KTH/Ciência dos Materiais, Department Of Materials Science And Engineering, Royal Institute of Technology, Stockholm, 2011.

VILELA, Fernando José. **Efeito de algumas variáveis de processo na obtenção do ferro fundido nodular ferrítico no estado bruto de fundição.** 2010. 84 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia de Processos Químicos e Bioquímicos, Centro Universitário do Instituto Mauá de Tecnologia, São Caetano do Sul, 2010.

ZHAO, Hong-lee; ZHU, Ming-fang; STEFANESCU, Doru Michael. Modeling of the Divorced Eutectic Solidification of Spheroidal Graphite Cast Iron. **Key Engineering Materials.** [S. L.], p. 324-329. jan. 2011.

ANEXOS

ANEXO 1

Esquema do sistema de enchimento

