

**ANDRÉ DA SILVA FERNANDES**

**Influência da distância de alimentação na porosidade de peças finas de  
aço**

**SÃO PAULO  
2015**

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

**ANDRÉ DA SILVA FERNANDES**

**Influência da distância de alimentação na porosidade de peças finas de  
aço**

Trabalho de Formatura apresentado à  
Escola Politécnica da Universidade de  
São Paulo como exigência parcial para  
graduação no curso de Engenharia de  
Materiais.

Departamento de Engenharia Metalúrgica  
e de Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo de Aquino  
Martorano

Coorientador: Moysés Leite de Lima

**SÃO PAULO**

**2015**

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

Uma viagem de mil léguas inicia-se debaixo dos pés. (Lao Zi)

## **Agradecimentos**

Gostaria de agradecer, primeiramente, ao Prof. Dr. Marcelo de Aquino Martorano, por sua disponibilidade, dedicação e paciência insuperáveis. Agradeço também à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo em sua totalidade, por me fornecer tantas ferramentas para que eu pudesse construir tamanho conhecimento e amadurecimento ao longo desta graduação.

Agradeço ao Instituto de Pesquisas Tecnológicas, por todos os recursos que tive sempre à disposição, em um ambiente onde todos colaboram e cooperam sem precedentes, me fazendo progredir incomensuravelmente nos âmbitos profissional e pessoal. Sobretudo, agradeço a meu orientador de projeto e de estágio, Moysés Leite de Lima, com quem tenho a honra e orgulho de cooperar neste trabalho, e cuja sabedoria e generosidade não poderiam me tornar mais motivado a fazer o meu melhor.

Por fim, ficam os sinceros agradecimentos à minha família, meu alicerce que me trouxe até aqui, a meus amigos, parceiros nos momentos bons e mais parceiros nos momentos ruins, e à minha amada companheira Michelle, responsável por fazer de mim a pessoa comprometida, sonhadora e realizada que hoje sou.

## Resumo

A busca constante por maiores rendimentos tem gerado um grande interesse da indústria de fundição em desenvolver e aprimorar modelos e regras de alimentação de peças fundidas. Entretanto, o modelo mais recente, desenvolvido por Beckermann *et al.* e utilizado pela maioria dos softwares de simulação, não apresenta definições precisas sobre a produção de peças fundidas com menos de uma polegada de espessura. Neste projeto, buscou-se definir uma metodologia acurada de produção de peças com espessuras variando de 5 a 25 milímetros, e comparou-se os dados obtidos através de simulações com condições reais de fundição de algumas destas peças. Tanto as simulações quanto as peças fundidas não apresentaram defeitos de macroporosidade. A evolução da temperatura através do tempo no interior das peças nas simulações se deu de forma semelhante ao andamento das temperaturas reais nos processos de fundição realizados, validando os critérios térmicos de determinação de porosidades adotados nas simulações. Por fim, os valores do critério térmico de Niyama obtidos ao longo das peças simuladas se mostraram muito próximos ao valor crítico estipulado por Beckermann *et al.* para que se obtenham peças seguramente sãs, sugerindo que o modelo adotado também seja legítimo para peças finas.

## **Abstract**

The frequent search for better yields created a big interest in foundry industry at developing and improving casting models and feeding distance rules. However, the current model, created by Beckermann *et al.* and implemented by most simulation softwares, doesn't offer precise definitions about casting processes for elements with thickness of less than 1 inch. In this project, an accurate methodology for producing plates with thicknesses from 5 to 25 millimeters is defined, and data obtained from simulations and real casting processes is compared. No macro-porosity defects were found in either simulated or cast pieces. The temperature progress in function of time, inside of the simulated plates, behaved similarly to temperature evolution in real casting experiments, validating the thermal criteria adopted by simulation programs for predicting porosity issues. Lastly, thermal Niyama criterion values obtained throughout the simulated plates presented to be very close to the critical value stipulated by Beckermann *et al.* for producing sound pieces, suggesting that the adopted model is effectual for thin plates.

## Lista de Figuras

Figura 1 - Radiografia de uma amostra em placa, com a região esquerda apresentando porosidade em linha central e região direita sã. (OU et al., 2002a)	4
Figura 2 - Representação de uma peça genérica em dois cortes: visão frontal e visão de topo, respectivamente. O comprimento de alimentação está representado por FL (OU et al., 2002b).	5
Figura 3 - Distribuição de valores de Niyama em uma placa com dimensões 3 in x 6 in x 27 in (Espessura x Largura x Comprimento). Seções transversais centrais da peça em cortes de: (a) – topo; (b) – lateral (OU et al., 2002a).	9
Figura 4 - Níveis ASTM de raios-X versus Niyama mínimo, para placas com $W/T = 2, 5,5$ e $10$ (OU et al., 2002a).	10
Figura 5 – Coeficiente de sanidade versus área de Niyama abaixo do Niyama crítico (OU et al., 2002a).	11
Figura 6 - Coeficiente de sanidade versus níveis ASTM de raios-X (OU et al., 2002a).	11
Figura 7 – Distância de Alimentação, Zona do Massalote e Zona da Borda, normalizados pela espessura, para simulações de diferentes espessuras, em relação à razão largura por espessura (OU et al., 2002b).	13
Figura 8 – Comparação entre as regras de distância de alimentação de Beckermann et al. e Pellini et al., para um massalote de topo (OU et al., 2002b).	14
Figura 9 - Comparação entre as regras de distância de alimentação de Beckermann et al. e Pellini et al., para dois ou mais massalotes de topo (OU et al., 2002b).	14
Figura 10 - Comparação entre as regras de distância de alimentação de Beckermann et al. e Pellini et al., para massalotes laterais (OU et al., 2002b).	15
Figura 11 – Modelo unidimensional de solidificação da zona pastosa, com gradiente de temperaturas constante e velocidade constante da curva isotérmica, R (CARLSON; BECKERMAN, 2009).	17

Figura 12 – Fração de líquido em função da temperatura adimensional, para ligas de aço, WCB, alumínio, A356, e magnésio, AZ91D (CARLSON; BECKERMAN, 2009). .....	19
Figura 13 – Comparação entre porosidade observada experimentalmente e previsões realizadas através de $Ny^*$ , para placas de aço WCB (CARLSON; BECKERMAN, 2009). .....	20
Figura 14 – Critérios de Niyama e perfis de porosidade para placas de ligas de magnésio AZ91D. (a) e (c) consideram moldes de areia e resina furânica, e (b) e (d) moldes de aço. (CARLSON; BECKERMAN, 2009).....	21
Figura 15 - Malha gerada no software Magmasoft, para simulação de fundição da peça 8.....	24
Figura 16 - Caixas-tampa das peças 13 (esquerda) e 8 (direita), após queima e pintura dos moldes.....	26
Figura 17 - Caixa-fundo de uma das peças, após queima e pintura dos moldes.....	26
Figura 18 - Registrador de temperaturas Yokogawa.....	27
Figura 19 – Termopares do tipo B. ....	27
Figura 20 - Moldes finalizados e prontos para o vazamento.....	28
Figura 21 - Comparação entre termopares virtuais e termopar real, para a peça 8. ....	29
Figura 22 - Comparação entre termopares virtuais e termopar real, para a peça 13. ....	30
Figura 23 - Taxa de resfriamento versus temperatura para os termopares das peças 8 e 13, reais e virtuais. ....	31
Figura 24 - Modelo da peça 13, com apenas um elemento, indicado pela seta, apresentando critério de Niyama abaixo do valor crítico. ....	32
Figura 25 - Modelo da peça 5. A região destacada apresenta critério de Niyama menor ou igual a 0,16.....	33
Figura 26 - Modelo da peça 12. A região destacada apresenta critério de Niyama abaixo do valor crítico.....	33
Figura 27 - Valores de Niyama mínimo em função da espessura das peças.....	35
Figura 28 – Superfície de corte da peça 8.....	36
Figura 29 – Superfície de corte da peça 13.....	36



Figura 30 – Superfície de corte da peça 13, durante ensaio por líquido penetrante..... 37

Figura 31 - Superfície de corte da peça 8, durante ensaio por líquido penetrante..... 37

## Lista de Tabelas

Tabela 1 - Dimensões finais das peças.....	23
Tabela 2 - Valores de Niyama mínimo para cada peça, com sua respectiva espessura e relação W/T. ....	35

## Lista de Equações

Equação 1 - Critério de Niyama adimensional (CARLSON; BECKERMAN, 2009). ....	16
Equação 2 - Cálculo da integral $I(gl,cr)$ (CARLSON; BECKERMAN, 2009). ....	17
Equação 3 - Dimensionamento de massalotes cilíndricos. ("Feeding & Rising Guidelines for Steel Castings", 2001) .....	23

## Sumário

1. Introdução .....	1
2. Revisão Bibliográfica.....	2
2.1 Motivação .....	2
2.2 Porosidade em Linha Central.....	3
2.3 Distância de Alimentação e Comprimento de Alimentação .....	4
2.4 Critério de Niyama .....	6
2.5 Nova Metodologia.....	6
2.6 Novas Regras de Alimentação.....	12
2.7 Critério de Niyama Adimensional.....	15
3. Objetivos .....	21
4. Materiais e Métodos.....	22
4.1 Dimensionamento das Peças.....	22
4.2 Simulações .....	23
4.3 Experimentos de Fundição.....	25
5. Resultados e Discussões.....	29
5.1 Medições dos Termopares.....	29
5.2 Resultados das Simulações.....	31
5.3 Resultados Experimentais.....	36
6. Conclusões.....	38
7. Referências .....	39

## 1. Introdução

O processo de fundição de uma peça e sua eficiência estão diretamente relacionados à forma em que se dá a alimentação desta peça. Se a peça é alimentada em excesso, há um uso excessivo de material, reduzindo o rendimento do processo. Caso contrário, o produto final pode apresentar porosidade em seu interior, reduzindo drasticamente suas propriedades mecânicas.

Apesar de existirem diversas ferramentas capazes de estimar a distância máxima em que uma peça consegue ser alimentada, como regras de alimentação e softwares de simulação, pouco se sabe sobre a alimentação de peças finas. Em grande parte dos casos, não há regras específicas para peças abaixo de uma polegada, e a simulação de preenchimento e solidificação destas peças encontra resultados diferentes dos observados na prática.

Portanto, este projeto visa adaptar as metodologias utilizadas para determinação de distâncias de alimentação de peças de fundição, de modo que sua aplicabilidade seja estendida para peças finas.

O aço, amplamente utilizado em processos de fundição, foi o material escolhido para a realização deste estudo. Em futuros trabalhos, sugere-se que a mesma metodologia seja desenvolvida para outros metais importantes na fundição, como ferros fundidos e ligas de alumínio.

## **2. Revisão Bibliográfica**

### **2.1 Motivação**

A busca pelo máximo rendimento faz parte do cotidiano de indústrias de fundição. Menor rendimento representa uma redução de produtividade, e consequente maior custo de produção. O resultado final é a diminuição dos lucros obtidos.

Para alcançar o melhor rendimento metálico, ou seja, a melhor relação entre a massa da peça e a massa do conjunto, é essencial ter conhecimento dos fenômenos envolvidos durante as etapas de preenchimento do molde e solidificação. Assim, é possível controlar e modificar o processo, de modo a garantir o rendimento e evitar os diversos defeitos que podem se formar.

A simulação numérica é uma importante ferramenta de análise de processos de fundição. Com a simulação, é possível reduzir o número de tentativas experimentais necessárias para obter uma peça com rendimento satisfatório e sem porosidades, reduzindo tempo e custo.

Mesmo assim, a simulação é utilizada em menos de 10% dos processos de fundição nos Estados Unidos (BECKERMAN et al., 1997; “Yield in the steel casting industry — literature review and industry survey”, 1998). Em cerca de 80% dos casos, são utilizadas regras de alimentação, sendo em sua maioria empíricas. As regras de alimentação para fundição de peças de aço com maior significatividade são as divulgadas pela Sociedade Americana de Fundidores de Aço (Steel Founders’ Society of America – SFSA).

Peças fundidas podem apresentar defeitos oriundos de problemas com a alimentação ou gás. Neste trabalho, o enfoque é dado aos casos de macroporosidade causada por má alimentação, e em particular aos eventos de porosidade em linha central (center line shrinkage).

## 2.2 Porosidade em Linha Central

Em regiões de peças fundidas com gradientes de temperatura relativamente baixos, tende-se a formar um defeito conhecido como porosidade em linha central. Figura 1 (OU et al., 2002a). A Figura 1 é uma radiografia de uma amostra com este tipo de porosidade, em meio a uma região sã, ou seja, sem defeitos de porosidade.

Trata-se de uma região linear que foi mal alimentada, ou por parte dos efeitos de borda do molde, ou por parte da alimentação fornecida pelo massalote. Ou seja, este é um caso em que o comprimento de alimentação (distância real a ser alimentada na peça) é maior do que a distância de alimentação (distância possível de ser alimentada). Estes conceitos serão detalhados no subitem Distância de Alimentação e Comprimento de Alimentação.

Uma técnica utilizada para avaliar porosidade em peças fundidas é a análise com raios-X. De acordo com a classificação definida nas normas da ASTM, American Society for Testing and Materials, as peças podem ser classificadas em seis níveis, onde 0 representa a peça livre de porosidades e 5 representa a amostra muito porosa. Embora seja uma técnica passível de erros e variações causadas por interpretações diversas, esta classificação se mostra suficiente para o presente trabalho, onde serão consideradas peças sãs aquelas cujo nível ASTM de raios-X seja 1 ou melhor (OU et al., 2002a).

Outros defeitos de porosidade, como porosidade causada por gás, não serão considerados.



*Figura 1 - Radiografia de uma amostra em placa, com a região esquerda apresentando porosidade em linha central e região direita sã. (OU et al., 2002a)*

### **2.3 Distância de Alimentação e Comprimento de Alimentação**

Define-se como comprimento de alimentação a distância da extremidade do massalote ao ponto mais distante da peça, conforme se vê na Figura 2. Já a distância de alimentação refere-se ao ponto mais distante da peça que efetivamente é alimentado por esse massalote. Em outras palavras, a região alimentada pelo massalote e que resulta em uma região sem porosidades é limitada por uma circunferência, com centro no massalote, e com raio de mesmo valor que a distância de alimentação somada ao raio do massalote. Concluindo o raciocínio, se a distância e o comprimento de alimentação forem iguais, a peça não apresentará porosidade.

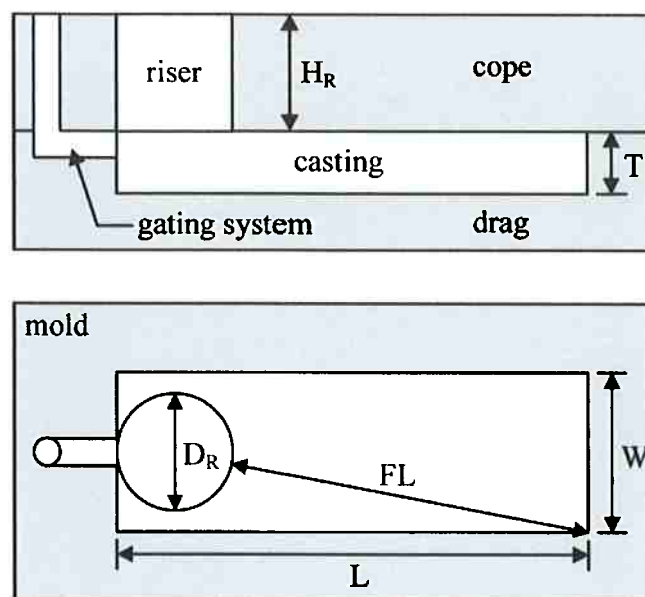


Figura 2 - Representação de uma peça genérica em dois cortes; visão frontal e visão de topo, respectivamente. O comprimento de alimentação está representado por  $FL$  (OU et al., 2002b).

A determinação da distância de alimentação é essencial para que se possa fabricar uma peça sem defeitos de porosidade e com maior rendimento de massalote possível. Ao longo do tempo, diversos pesquisadores buscaram métodos para estimar tal variável de maneira eficiente.

Pellini *et al.* desenvolveram, nos anos 50, um dos trabalhos mais expressivos de determinação de distância de alimentação e adequação de dimensão de massalotes (BISHOP; MYSKOWSKI; PELLINI, 1951; BISHOP; PELLINI, 1950; MOREY; BISHOP; PELLINI, 1955; MYSKOWSKI; BISHOP; PELLINI, 1952, 1953). Em seguida, a SFSA realizou extensos testes experimentais dos resultados de Pellini, envolvendo 50 empresas de fundição no processo e consolidando o método desenvolvido por Pellini (BRIGGS, 1953). Este método é utilizado até hoje, apesar de ter sido recentemente revisto pelos trabalhos de Beckermann *et al.*, como será visto posteriormente.

De acordo com as regras de Pellini, uma placa (placa refere-se a  $W/T$ , largura sobre espessura, maior ou igual a 3) pode ser alimentada pelo massalote até uma distância de  $2 T$ , com efeitos de borda responsáveis por  $2,5 T$ , totalizando um total de distância de alimentação de  $4,5 T$  (PELLINI, 1953).



## 2.4 Critério de Niyama

Spiegelberg *et al.* foram os primeiros a observar o gradiente de solidificação como critério para prever se a peça apresentará porosidades (SPIEGELBERG, 1968, 1970). Neste critério, era observada a relação entre a fração de sólido e a distância da linha central da peça fundida, no fim da etapa de solidificação. Caso esta razão se mostrasse inferior a um valor limiar, a peça poderia apresentar defeitos de porosidade.

Este conceito de critério de comparação foi aperfeiçoado por Niyama *et al.*, em 1982, dando origem ao chamado critério de Niyama, hoje incorporado por praticamente todos os softwares de fundição. O critério é dado por  $Ny = G/\sqrt{\dot{T}}$ , onde  $G$  é o gradiente de temperatura e  $\dot{T}$  é a taxa de resfriamento (NIYAMA *et al.*, 1982). Segundo este critério, quanto maior for o valor de  $Ny$  encontrado, menor é a tendência da peça a desenvolver porosidades. Também é possível encontrar um limiar para  $Ny$ , acima do qual as peças formadas são sãs, porém este limiar varia de acordo com as condições do processo e da liga utilizados.

## 2.5 Nova Metodologia

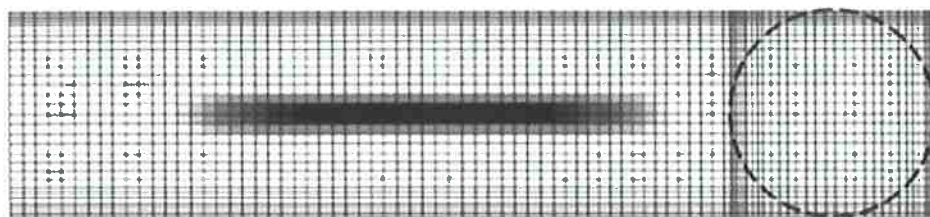
Em 1973, a SFSA uniu os resultados numéricos de Spiegelberg *et al.* com os testes experimentais citados anteriormente, dando origem ao handbook *Risening Steel Castings*, comumente conhecido como “Redbook”, amplamente utilizado por diversas companhias de fundição (Risening Steel Castings, 1973). Porém, suas regras são consideradas por muitos como excessivamente conservadoras, reduzindo o rendimento que se poderia ter no processo. Além disso, trata-se de regras para uma composição específica de aço, para um particular superaquecimento, com composição do molde de areia definida, e, portanto, esta regra não confere aplicabilidade em uma gama grande de processos.

Pensando nisso, Beckermann *et al.* desenvolveram um trabalho que buscava correlacionar o critério de Niyama com avaliações de porosidade realizadas em amostras através de raios-X, com a finalidade de criar novas regras de alimentação, menos conservadoras e mais flexíveis a ligas, moldes e temperaturas de vazamento distintos (OU et al., 2002a).

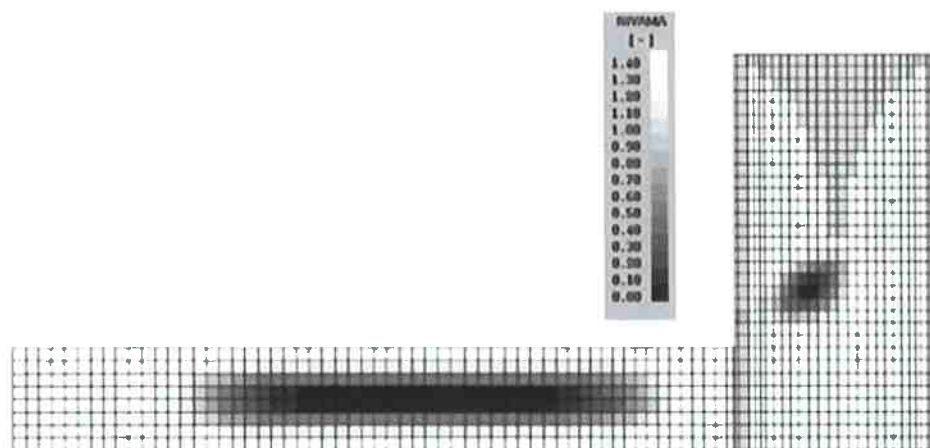
O valor crítico definido por Niyama *et al.* em seu estudo é  $N_y = 0,775 K^{1/2} s^{1/2} mm^{-1}$ . Assim, qualquer ponto que apresente um critério de Niyama abaixo deste Niyama crítico é considerado um ponto de porosidade. O cálculo é feito no fim da solidificação, ou seja, quando a temperatura cruza a temperatura *solidus*,  $T_s$  (NIYAMA *et al.*, 1982). Beckermann *et al.* calculam o critério de Niyama em temperaturas acima da *solidus*, seguindo a equação  $T = T_s + 0,1 (T_l - T_s)$ , sendo  $T$  a temperatura calculada e  $T_l$  a temperatura *liquidus*.

Beckermann *et al.* estudaram 203 placas de aço de baixa liga com um único massalote de topo, seguindo o modelo da Figura 2 e fabricadas por seis indústrias de fundição distintas. Estas placas podem ser divididas em três grupos, dadas suas larguras por espessuras: 56 placas de 6 in por 3 in, 75 placas de 5,5 in por 1 in e 72 placas de 10 in por 1 in (OU *et al.*, 2002a). Nota-se, desde já, que nenhum estudo foi realizado com peças abaixo de 1 in, chamadas neste trabalho de peças finas. Estas amostras foram então classificadas por raios-X segundo sua porosidade. Todas as peças seguiram as seguintes condições: aço AISI 1025, molde de areia e resina furânica e superaquecimento de 60°C.

Utilizando as mesmas dimensões e condições de fundição das placas acima descritas, Beckermann *et al.* realizaram diversas simulações com o software de fundição MAGMASOFT (OU *et al.*, 2002a). Com ele, gerou-se a malha de pontos da peça e seus respectivos valores de critério de Niyama, como ilustra a Figura 3. Também se calculou o valor mínimo de Niyama encontrado em cada peça, chamado de Niyama mínimo. Os resultados experimentais e das simulações foram então comparados.



(a)



(b)

Figura 3 - Distribuição de valores de Niyama em uma placa com dimensões 3 in x 6 in x 27 in (Espessura x Largura x Comprimento). Seções transversais centrais da peça em cortes de: (a) – topo; (b) – lateral (OU et al., 2002a).

Comparando os níveis de raios-X de cada peça com o Niyama mínimo obtido para tal geometria, obteve-se a Figura 4. Nota-se que, desconsiderando os níveis 0 e 5, que apresentariam a mesma avaliação para peças com níveis muito distintos de porosidade, deslocando erroneamente o valor médio, as amostras que são consideradas porosas, ou seja, de nível 2 ou maior, apresentam Niyama mínimo abaixo de 0,1. Portanto, Beckermann *et al.* utilizaram em seu trabalho o valor de  $0,1 \text{ K}^{1/2}\text{s}^{1/2}\text{mm}^{-1}$  como seu Niyama crítico.

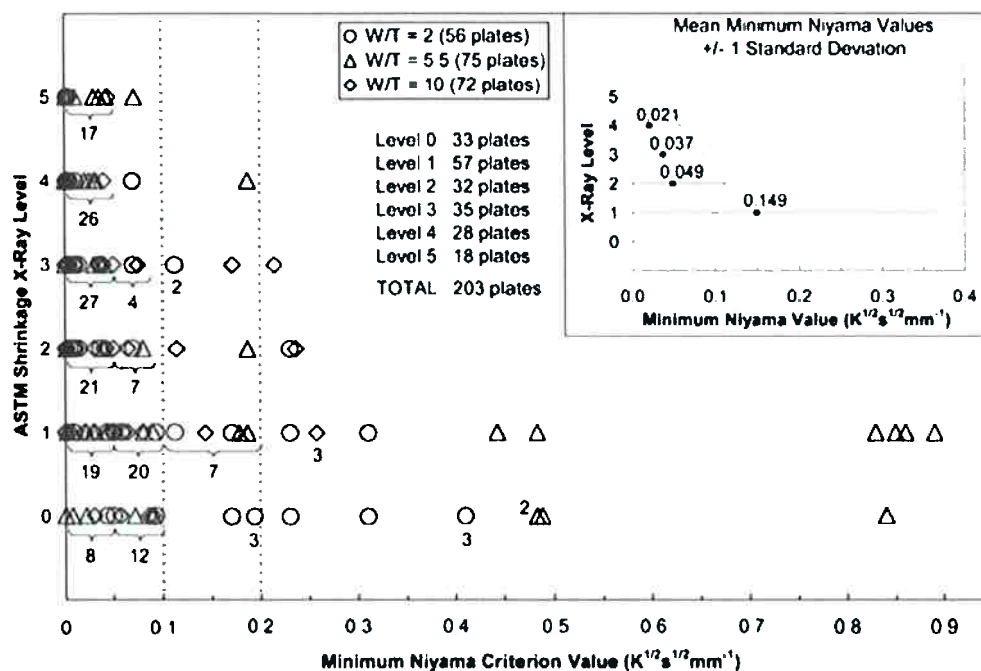


Figura 4 - Níveis ASTM de raios-X versus Niyama mínimo, para placas com  $W/T = 2, 5, 5$  e  $10$  (OU et al., 2002a).

Conhecendo o Niyama crítico, é possível calcular a área da peça cujo Niyama está abaixo do valor crítico e compará-lo com o nível de raios-X da peça, a fim de correlacionar diretamente os resultados obtidos. Entretanto, as curvas obtidas deste modo se mostram muito dependentes da largura e espessura das peças, ou seja,  $W/T$ .

Visando remover esta relação com a geometria da peça, Beckermann *et al.* criaram um “coeficiente de sanidade”,  $C_{soundness}$ , formado pela razão entre o comprimento de alimentação e a distância de alimentação, ambos normalizados pela espessura. Este coeficiente pode ser comparado diretamente com a área em que Niyama é abaixo de  $0,1$  e com os níveis ASTM de raios-X, produzindo relações lineares, como se observa nas figuras Figura 5 e Figura 6, respectivamente (OU et al., 2002a).

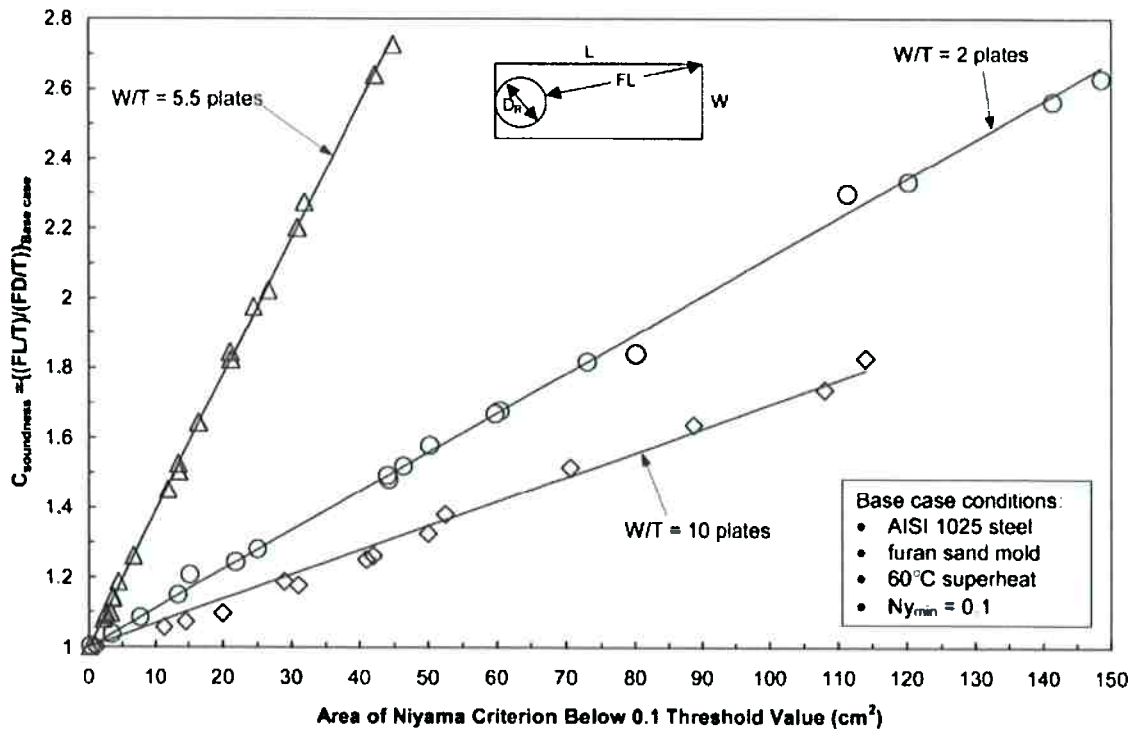


Figura 5 – Coeficiente de sanidade versus área de Niyama abaixo do Niyama crítico (OU et al., 2002a).

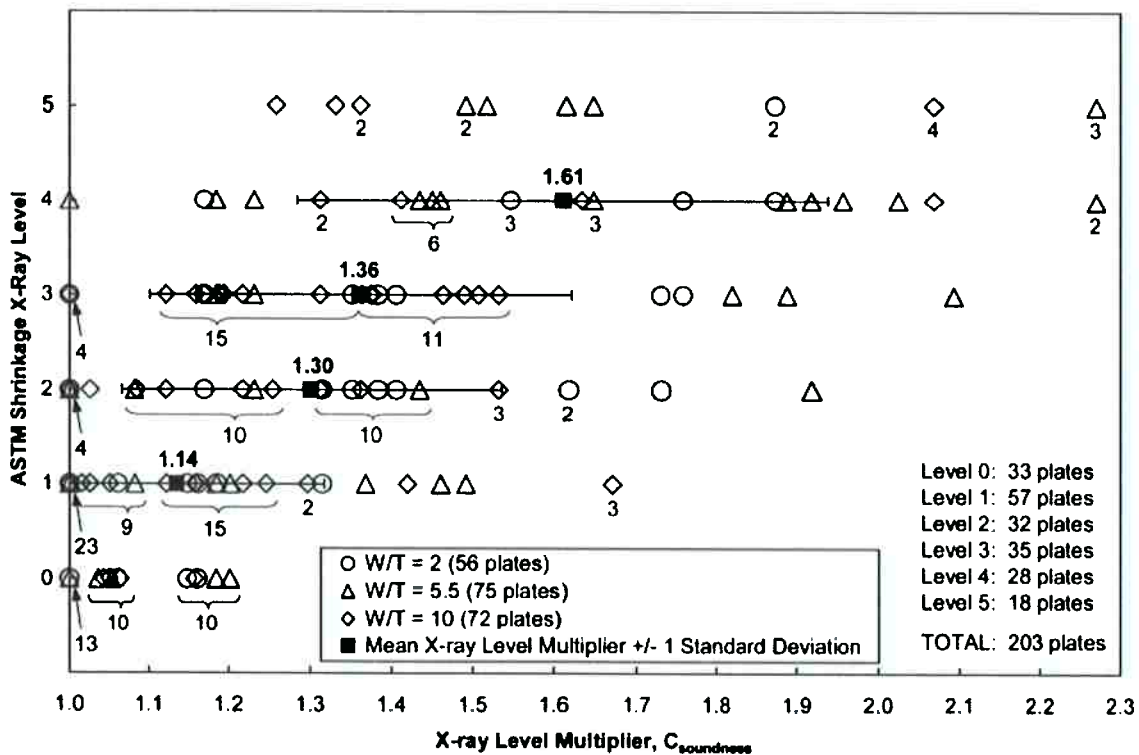


Figura 6 - Coeficiente de sanidade versus níveis ASTM de raios-X (OU et al., 2002a).

## 2.6 Novas Regras de Alimentação

Encontrada a relação entre simulações e experimental, Beckermann *et al.* realizaram extensas simulações, visando definir novas regras para determinar a distância de alimentação, baseadas no critério de Niyama. As condições base foram as mesmas utilizadas anteriormente, e as espessuras das peças simuladas mais uma vez variaram de 1 in a 12 in. As proporções de largura por espessura, condições de borda e tipos de massalote também variaram. (OU *et al.*, 2002b).

Seguindo a regra de Pellini, *et al.* citada anteriormente, a distância de alimentação é dada pela soma entre o raio da zona do massalote (RZL), adjacente a ele e de comprimento  $2 T$ , e o comprimento da zona da borda (EZL), equivalente a  $2,5 T$  (BISHOP; PELLINI, 1950). Caso o comprimento de alimentação exceda esta soma, a porosidade na linha central ocorrerá entre estas duas zonas. E foram justamente estas zonas que Beckermann *et al.* buscaram redefinir, procurando por resultados menos conservadores e com maior rendimento.

Os resultados obtidos pelas simulações de Beckermann *et al.*, em relação às suas respectivas razões de largura por espessura, estão ilustrados na Figura 7. Também estão presentes os modelos de geometria de placa, zona do massalote e zona da borda utilizadas (OU *et al.*, 2002b). Nota-se que o resultado para diversas espessuras se mostra semelhante, formando uma curva coerente.

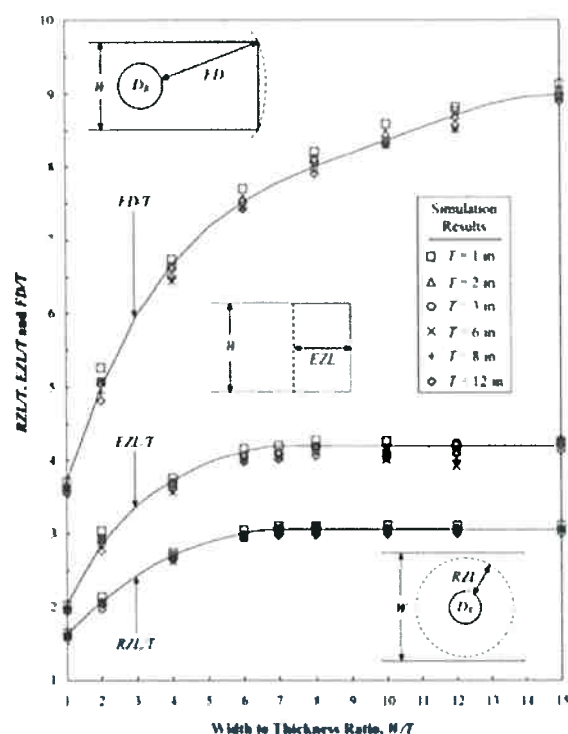


Figura 7 – Distância de Alimentação, Zona do Massalote e Zona da Borda, normalizados pela espessura, para simulações de diferentes espessuras, em relação à razão largura por espessura (OU et al., 2002b).

A Figura 8, Figura 9 e Figura 10 comparam diretamente a distância de alimentação calculada por Beckermann *et al.* (OU et al., 2002b), representada pelas linhas cheias, com a estimada por Pellini *et al.* (BISHOP; PELLINI, 1950), representada pelas linhas tracejadas, para diversos casos. Na Figura 8, assim como na Figura 7, é utilizado o modelo tradicional, com massalote de topo. A Figura 9 ilustra casos de dois ou mais massalotes, e a Figura 10 considera massalotes laterais, com resultados posicionados pela razão entre raio de massalote e espessura. Em todos os casos, os resultados obtidos foram mais satisfatórios que os obtidos pelas regras de Pellini.



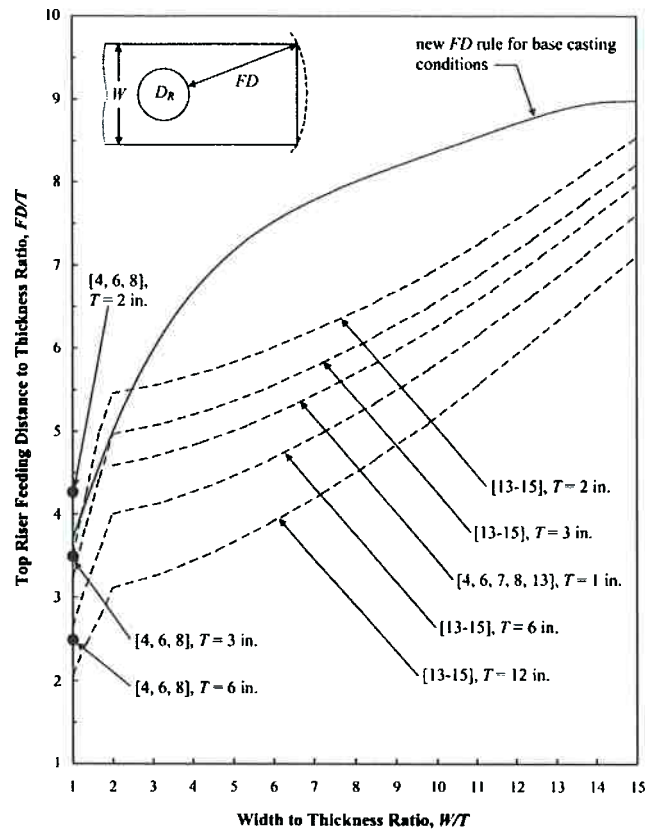


Figura 8 – Comparação entre as regras de distância de alimentação de Beckermann et al. e Pellini et al., para um massalote de topo (OU et al., 2002b).

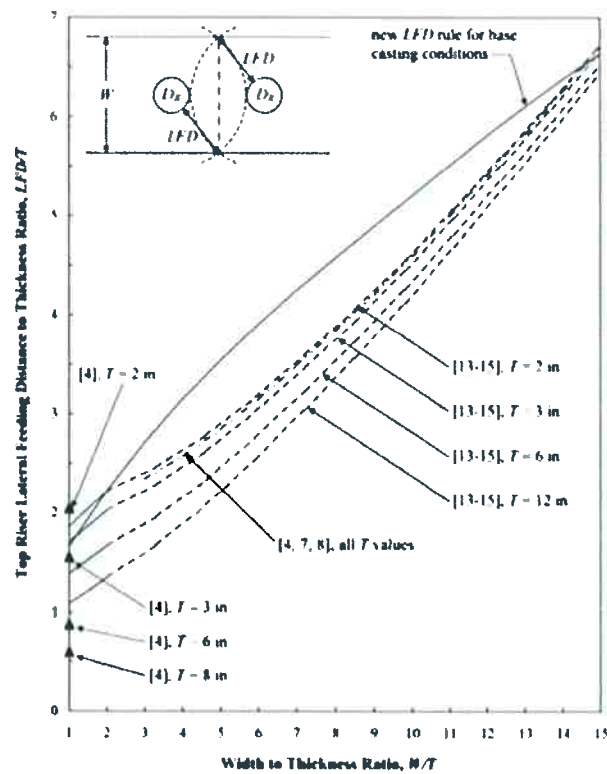


Figura 9 - Comparação entre as regras de distância de alimentação de Beckermann et al. e Pellini et al., para dois ou mais massalotes de topo (OU et al., 2002b).

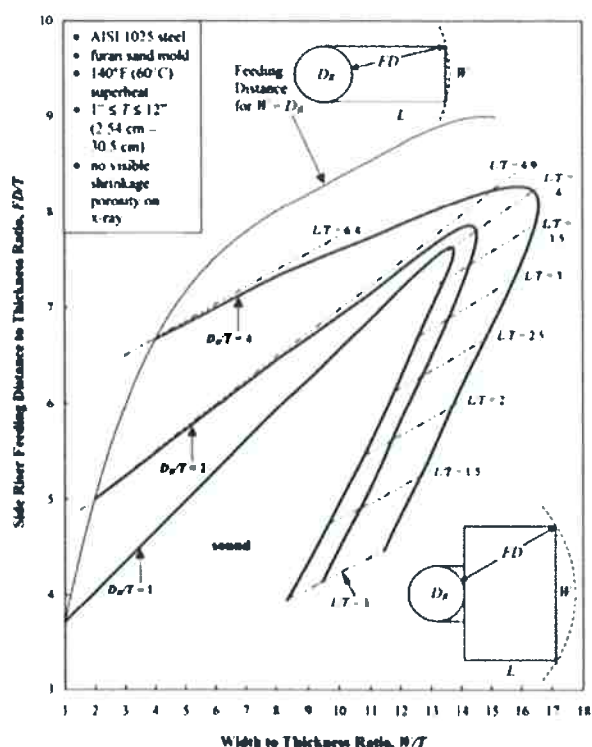


Figura 10 - Comparação entre as regras de distância de alimentação de Beckermann et al. e Pellini et al., para massalotes laterais (OU et al., 2002b).

Os resultados de Beckermann et al. substituíram as regras de alimentação previamente utilizadas, e somadas às diretrizes de dimensionamento de massalotes já existentes, foi editada pela SFSA uma nova versão do "Redbook", em 2001 ("Feeding & Riser Guidelines for Steel Castings", 2001).

## 2.7 Critério de Niyama Adimensional

Em 2009, Beckermann et al. publicaram um trabalho que culminou no desenvolvimento do Critério de Niyama adimensional ( $Ny^*$ ) (CARLSON; BECKERMANN, 2009). Este critério pode ser definido pela Equação 1.

Equação 1 - Critério de Niyama adimensional (CARLSON; BECKERMANN, 2009).

$$Ny^* = \frac{G\lambda_2\sqrt{\Delta P_{cr}}}{\sqrt{\mu_l\beta\Delta T_f\dot{T}}} = \frac{Ny}{\sqrt{\mu_l\beta\Delta T_f/\Delta P_{cr}/\lambda_2}} = \sqrt{I(g_{l,cr})}$$

Observando a Equação 1, nota-se que o critério de Niyama adimensional pode ser obtido através dos seguintes parâmetros:  $G$  = gradiente de temperaturas;  $\lambda_2$  = espaçamento interdendrítico secundário;  $\Delta P_{cr}$  = queda de pressão através da zona pastosa, à temperatura crítica ( $\Delta P_{cr} = P_{liq} - P_{cr}$ );  $\mu_l$  = velocidade do líquido na zona pastosa;  $\beta$  = contração total de solidificação ( $\beta = (\rho_s - \rho_l)/\rho_l$ );  $\Delta T_f$  = diferença entre as temperaturas *liquidus* e *solidus*;  $\dot{T}$  = taxa de resfriamento;  $Ny$  = critério de Niyama.

A base para o desenvolvimento do critério de Niyama adimensional foi a lei de Darcy, que descreve o escoamento de um líquido em um meio poroso, aplicada em um sistema de solidificação direcional simplificado para uma dimensão. Assim, a zona pastosa formada durante a solidificação foi considerada como um meio poroso. Na Figura 11 é mostrado um esquema de uma zona pastosa, com a fração volumétrica de líquido variando de  $g_l = 1$  (100%), na iminência do crescimento da dendrita, à temperatura *liquidus*, em  $x = 0$ , até  $g_l = 0$ , à temperatura *solidus*, onde todo o líquido já solidificou. Considerando  $x_{cr}$  como a altura em que a porosidade começa a se formar, define-se a pressão crítica,  $P_{cr}$ , temperatura crítica,  $T_{cr}$  e fração crítica de líquido,  $g_{l,cr}$  (CARLSON; BECKERMANN, 2009).



O critério de Niyama adimensional considera as condições térmicas ( $T$ ,  $G$ ), propriedades e características de solidificação da liga ( $\mu_1$ ,  $\beta$ ,  $\Delta T_f$ ,  $\lambda_2$ ) e a queda de pressão crítica na zona pastosa ( $\Delta P_{cr}$ ). Em outras palavras, estão “embutidas” no critério as principais características do material e molde, bem como condições de contorno, tornando possível ampliar a utilização do critério de Niyama para diversas ligas e condições de fundição, o que caracteriza uma de suas principais vantagens (CARLSON; BECKERMAN, 2009).

O critério de Niyama adimensional pode ser calculado numericamente por softwares de fundição utilizando apenas a curva de fração volumétrica de líquido por temperatura da liga. Com ele, calcula-se a integral  $I$ , que por sua vez determina a fração volumétrica líquida crítica. Por fim, determina-se a fração volumétrica de poros da amostra,  $g_p$  (CARLSON; BECKERMAN, 2009).

Portanto, o critério de Niyama adimensional não se trata mais de um resultado binário, podendo então ser utilizado como um fator quantitativo de análise de qualidade da peça. Outra vantagem é a facilidade transmitida ao usuário, uma vez que o software de simulação pode realizar os cálculos de  $Ny^*$  internamente, liberando em sua interface a fração de poros diretamente (CARLSON; BECKERMAN, 2009).

A Figura 12 ilustra a curva de fração volumétrica de líquido por temperatura de três ligas estudadas por Beckermann *et al.* (CARLSON; BECKERMAN, 2009). WCB é uma liga de aço, A356 de alumínio e AZ91D de magnésio. Através destas curvas, o software MAGMASOFT foi capaz de calcular o Niyama adimensional e a fração de poros para as peças estudadas, comparando os resultados com análises de porosidade em raios-X.

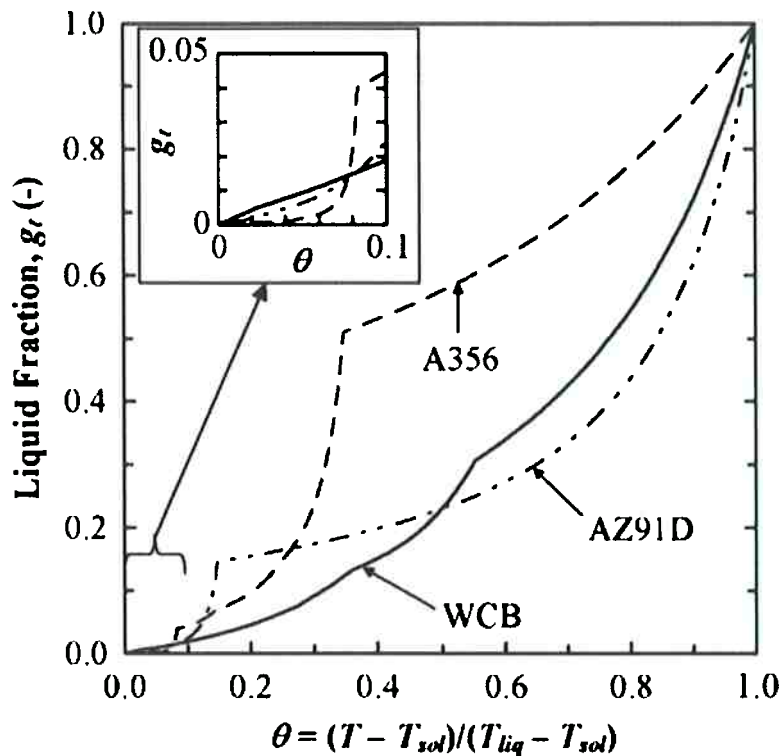


Figura 12 – Fração de líquido em função da temperatura adimensional, para ligas de aço, WCB, alumínio, A356, e magnésio, AZ91D (CARLSON; BECKERMANN, 2009).

Para o aço WCB, os resultados foram considerados satisfatórios, como se pode ver na Figura 13. O item (a) relata a porosidade observada experimentalmente; (b) indica o critério de Niyama adimensional para cada ponto da seção estudada; (c) indica diretamente a fração de poros calculada através do critério para o plano intermediário da peça; já (d) e (e) são previsões médias da porosidade encontrada, para  $P = 0$  e pressão atmosférica, respectivamente, podendo ser diretamente comparados com (a) (CARLSON; BECKERMANN, 2009).

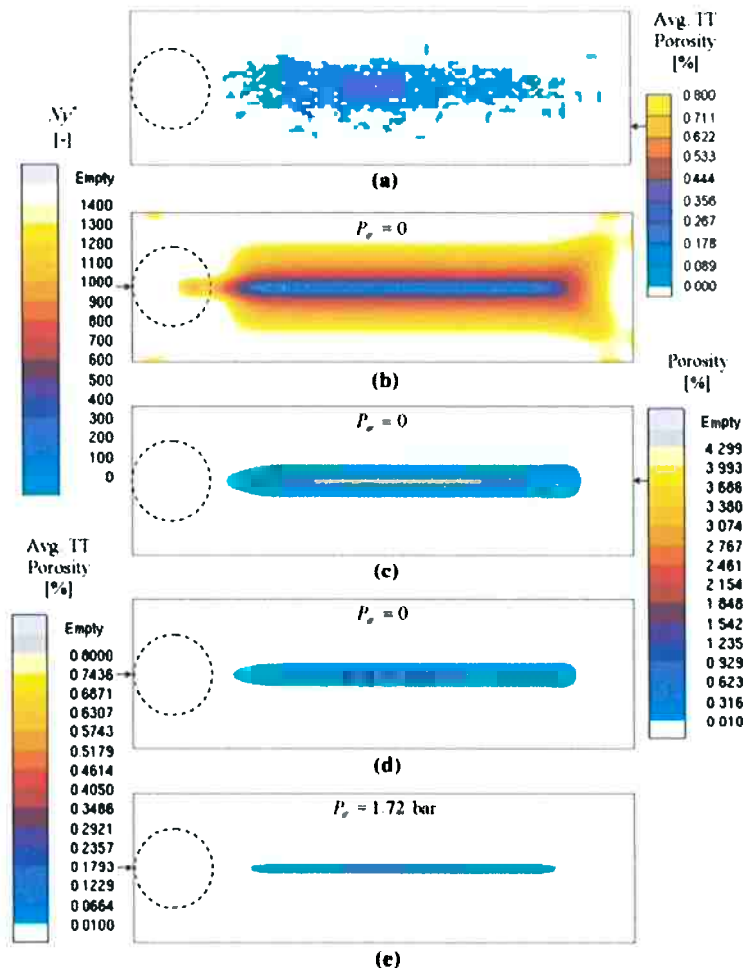


Figura 13 – Comparação entre porosidade observada experimentalmente e previsões realizadas através de  $Ny^*$ , para placas de aço WCB (CARLSON; BECKERMAN, 2009).

O estudo feito com simulações em ligas de magnésio AZ91D também se mostrou coerente, confirmando a capacidade do critério de Niyama adimensional de ser utilizado para outras ligas. Isto se torna claro na Figura 14, onde, tanto para moldes de areia quanto moldes de aço, os valores de Niyama e porosidade obtidos foram satisfatórios (CARLSON; BECKERMAN, 2009).

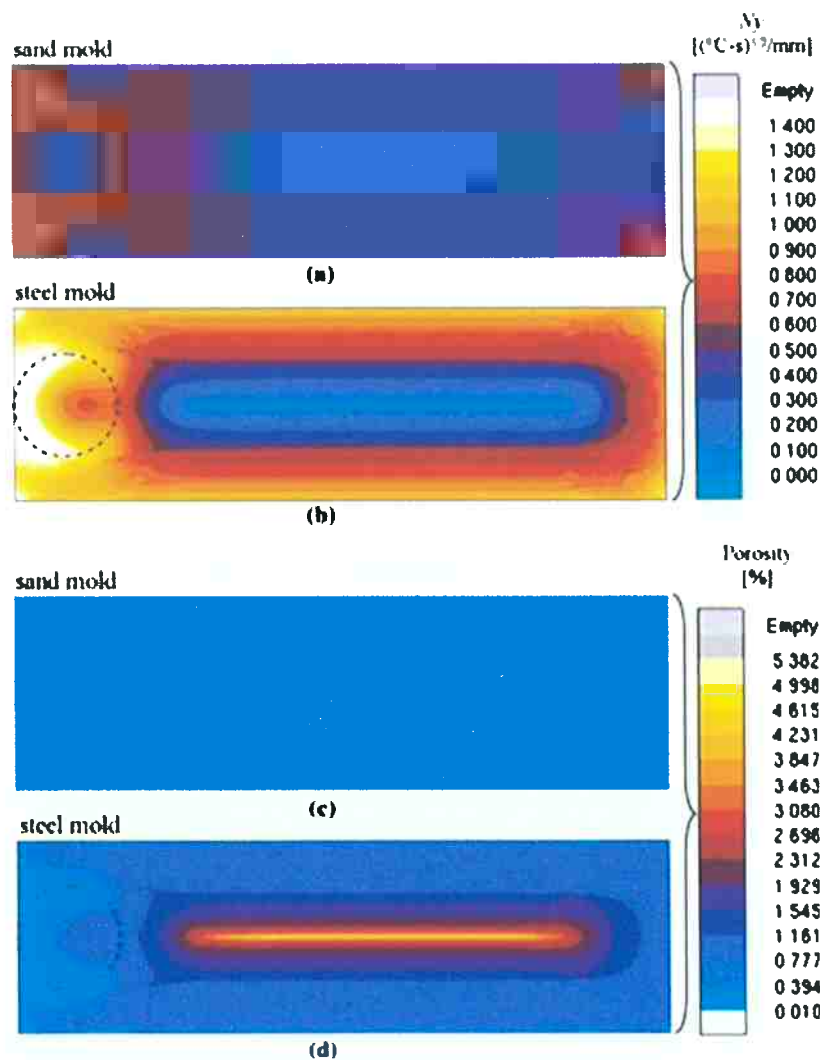


Figura 14 – Critérios de Niyama e perfis de porosidade para placas de ligas de magnésio AZ91D. (a) e (c) consideram moldes de areia e resina furânica, e (b) e (d) moldes de aço. (CARLSON; BECKERMANN, 2009)

### 3. Objetivos

- 1) Este trabalho possui como objetivo principal definir uma metodologia precisa e com reprodutibilidade para avaliação de porosidade de peças fundidas com espessura menor ou igual a uma polegada;
- 2) O projeto busca verificar se as regras existentes para dimensionamento e alimentação de peças fundidas são válidas para aplicação em placas finas.



## 4. Materiais e Métodos

### 4.1 Dimensionamento das Peças

Para garantir uma quantidade considerável e fidedigna de dados, foram dimensionadas quinze placas para posteriores simulações. Todas possuem geometria paralelepípedica, com um massalote de topo cilíndrico posicionado em seu centro, seguindo, portanto, as regras de alimentação sugeridas pelo Redbook e ilustradas na Figura 7.

As espessuras ( $T$ ) analisadas foram de 10, 15 e 25 mm, para cinco diferentes larguras ( $W$ ). As cinco peças de 25 milímetros foram utilizadas como referência, uma vez que possuem dimensões aproximadamente iguais às dimensões das peças mais finas estudadas por Beckermann *et al.*.

Também é possível classificar as peças com relação à sua razão largura por espessura ( $W/T$ ). Elas se dividem em  $W/T$  com valores 2, 4, 6, 8 e 12. Estas proporções também foram estudadas por Beckermann *et al.*, e geram pontos espaçados o suficiente para construir uma curva satisfatória.

Com os valores de espessura e  $W/T$  definidos, determinou-se a largura das peças. Pela curva da Figura 7, foi definida a distância de alimentação esperada para cada peça. Através da geometria da peça, sabendo que a distância de alimentação se inicia no fim do massalote e termina no vértice da superfície da placa, foi possível obter o comprimento da peça, utilizando uma estimativa inicial de diâmetro do massalote igual à metade da largura da peça. Para otimizar o rendimento, considera-se a altura do massalote igual ao seu diâmetro.

Em seguida, calculou-se o fator de forma, que é definido pela soma da largura com o comprimento, ambos divididos pela espessura. O volume da peça também foi calculado. Com isso, consegue-se recalcular o diâmetro do massalote, através da Equação 3, sendo  $D_R$  o diâmetro do massalote,  $V_C$  o volume da peça e  $SF$  seu fator de forma. Instaurando um processo iterativo a partir de cada novo diâmetro de massalote encontrado, obtém-se o diâmetro e

comprimento das peças a ser fundidas. As dimensões finais estão demonstradas na Tabela 1.

*Equação 3 - Dimensionamento de massalotes cilíndricos. ("Feeding & Riser Guidelines for Steel Castings", 2001)*

$$D_R = \sqrt[3]{3,20V_C(SF)^{-0,74}}$$

*Tabela 1 - Dimensões finais das peças.*

Nº da peça	Espessura (T) [mm]	Largura (W) [mm]	W/T	Comprimento (L) [mm]	Diâmetro do Massalote (D <sub>R</sub> ) [mm]
1	10	20	2	120,53	22,18
2	10	40	4	157,07	28,08
3	10	60	6	171,63	31,82
4	10	80	8	177,28	34,49
5	10	120	12	174,77	38
6	15	30	2	180,8	33,27
7	15	60	4	235,6	42,12
8	15	90	6	257,45	47,72
9	15	120	8	265,92	51,74
10	15	180	12	262,15	57
11	25	50	2	301,33	55,45
12	25	100	4	392,67	70,2
13	25	150	6	429,08	79,54
14	25	200	8	443,2	86,23
15	25	300	12	436,92	95

## 4.2 Simulações

Obtidas as dimensões finais da peça, foram realizadas simulações de fundição dos elementos no software Magmasoft. Buscando realizar uma comparação direta entre os resultados das simulações e fundições realizadas, certas condições de processo utilizadas foram diferentes das empregues por Beckermann *et al.*.

As seguintes configurações foram aplicadas para as simulações: peça e massalote de aço AISI 1020, com superaquecimento de 60°C em relação ao

ponto de fusão deste aço, cuja *liquidus* se encontra a  $1510^{\circ}\text{C}$ , em molde de areia com resina furânica. Foi criada uma malha de volumes equidistantes, cúbica, de distância igual a um décimo da espessura da peça, ou seja, dez elementos por espessura. Isto pode ser visto na Figura 15, tomando como exemplo a malha gerada para a peça 8.

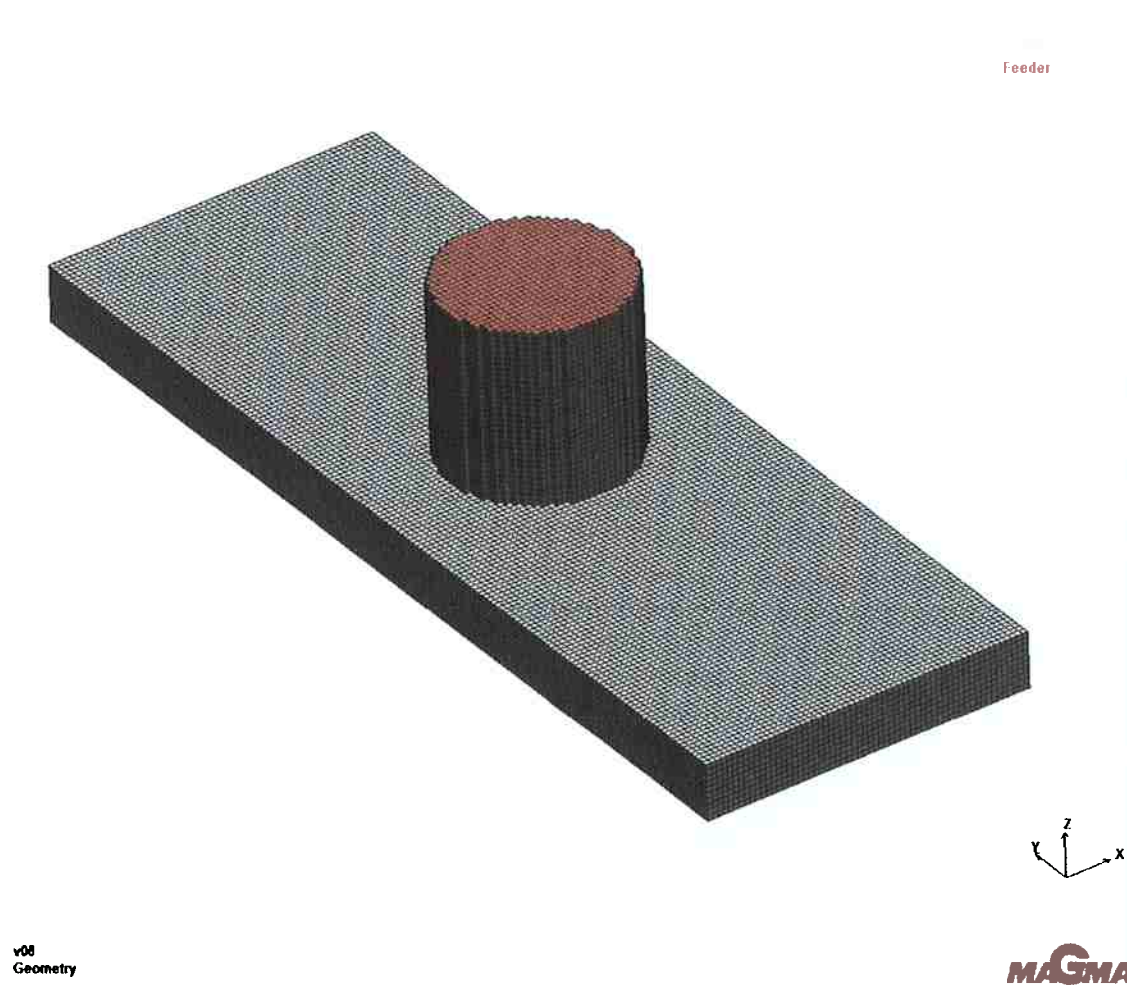


Figura 15 - Malha gerada no software Magmasoft, para simulação de fundição da peça 8.

Diversos termopares virtuais foram posicionados nas peças simuladas, de modo a possibilitar a comparação dos valores de temperatura obtidos nas simulações e nos experimentos. Essa comparação tem como objetivo garantir que as condições térmicas obtidas nas simulações correspondem às condições reais dos experimentos. Essa comparação é fundamental, tendo em vista que o critério de Niyama é essencialmente térmico e, portanto, um desvio nas

condições térmicas poderia impossibilitar a correlação entre os critérios de Niyama calculados na simulação e a porosidade obtida na peça.

Assim como nos trabalhos de Beckermann *et al.*, foram simuladas somente as etapas de solidificação e resfriamento, como se a peça já estivesse totalmente preenchida. Os resultados de critério de Niyama e microporosidade foram analisados. Mesmo para aço 1020 ao invés de 1025, o uso do critério de Niyama de valor 0,1 como Niyama crítico se mostra satisfatório para análise de porosidade, como ressaltado por Beckermann *et al.* (SMITH *et al.*, 2000) Já a microporosidade está relacionada a valores de Niyama crítico que variam entre 0,5 e 1,0.

### 4.3 Experimentos de Fundição

Das quinze peças simuladas, duas foram escolhidas para ser fundidas. A peça 13, com espessura de aproximadamente uma polegada e largura intermediária em relação às demais peças com esta espessura, foi utilizada como referência, uma vez que ainda está incluída no intervalo de espessuras onde a regra de alimentação de Beckermann *et al.* é válida. Já a peça 8 possui todas as dimensões proporcionais à peça 13, porém apresenta espessura de 15 mm, podendo ser comparada diretamente com a peça 13 e utilizada para validação das simulações de peças com espessuras menores que uma polegada.

Quatro termopares do tipo B foram utilizados, para posteriormente comparar as medições de temperatura com os valores dos termopares virtuais empregados nas simulações. As peças foram modeladas em isopor, e a partir destes modelos foram fabricados os moldes, com areia, resina fenólica e catalisador. Os termopares nos experimentos foram posicionados nos mesmos pontos em que se encontravam nas simulações. O molde finalizado pode ser visualizado nas figuras 16 e 17.



*Figura 16 - Caixas-tampa das peças 13 (esquerda) e 8 (direita), após queima e pintura dos moldes.*



*Figura 17 - Caixa-fundo de uma das peças, após queima e pintura dos moldes.*

Os termopares foram acoplados a um registrador Yokogawa, para que as temperaturas fossem armazenadas em função do tempo, ao longo da corrida. O registrador e os termopares podem ser observados nas figuras 18 e 19, respectivamente.



Figura 18 - Registrador de temperaturas Yokogawa.



Figura 19 – Termopares do tipo B.



Após o encaixe dos moldes com cola e a fixação dos termopares, pesos foram adicionados sobre o molde, e mantas isolantes foram posicionadas sobre os termopares, para protegê-los durante o vazamento de metal, como se pode ver na Figura 20.



*Figura 20 - Moldes finalizados e prontos para o vazamento.*

Cerca de 25 kg de sucata de aço AISI 1020 foram levados a um forno de indução, até atingir a temperatura de  $1610^{\circ}\text{C}$ . Em seguida, o metal fundido foi transferido para uma panela pré-aquecida, para ser posteriormente vazado nos moldes. Acredita-se que se perca aproximadamente  $40^{\circ}\text{C}$  durante este processo, resultando em um vazamento em torno de  $1570^{\circ}\text{C}$ , ou seja,  $60^{\circ}\text{C}$  de superaquecimento. O metal foi vazado diretamente pelo massalote das peças.

Após o resfriamento, desmoldagem e limpeza das peças, um corte em seu eixo longitudinal foi realizado, e sua porosidade foi avaliada por análise visual e ensaios por líquido penetrante.

## 5. Resultados e Discussões

### 5.1 Medições dos Termopares

Dos quatro termopares utilizados, dois foram capazes de registrar o histórico de temperaturas da corrida sem apresentar erros. O primeiro deles estava posicionado na peça 8, enquanto o segundo estava fixado à peça 13. Os quatro termopares virtuais também registraram o histórico de temperaturas da simulação.

As figuras 21 e 22 mostram a comparação entre as curvas de temperatura obtidas nas simulações e nos experimentos para as peças 8 e 13, respectivamente. As curvas dos termopares virtuais são coerentes com as curvas obtidas nos experimentos. Logo, pode-se deduzir que os valores de critérios de Niyama obtidos nas simulações e nos experimentos são semelhantes, pois este é um critério essencialmente térmico.

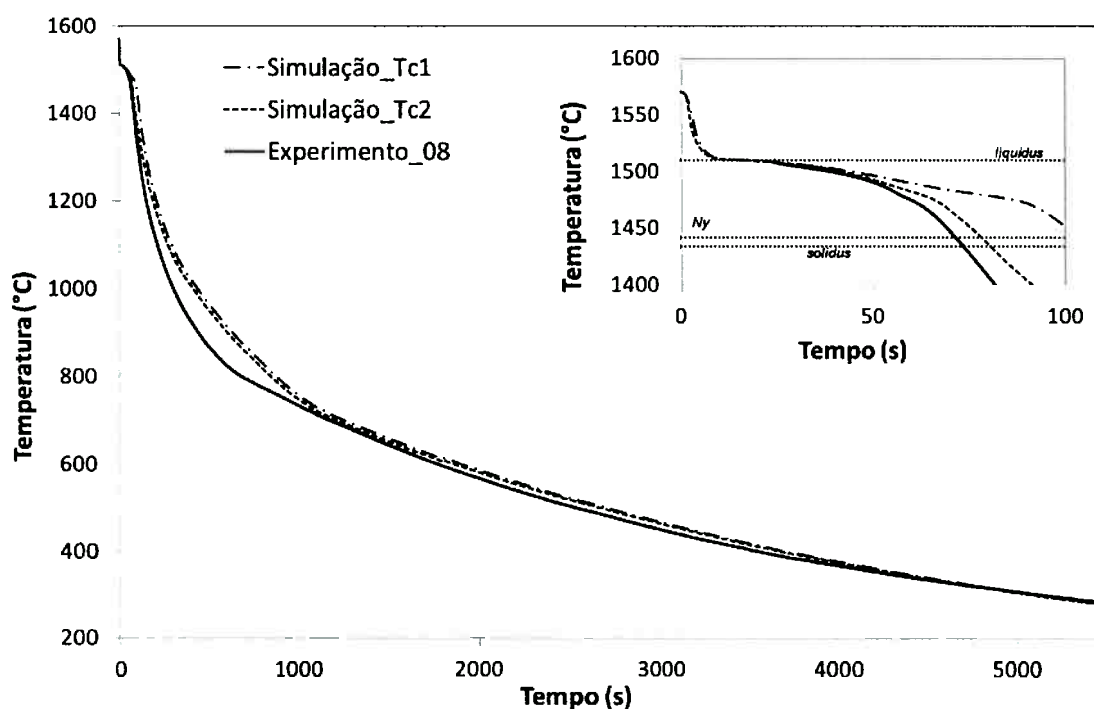


Figura 21 - Comparação entre termopares virtuais e termopar real, para a peça 8.



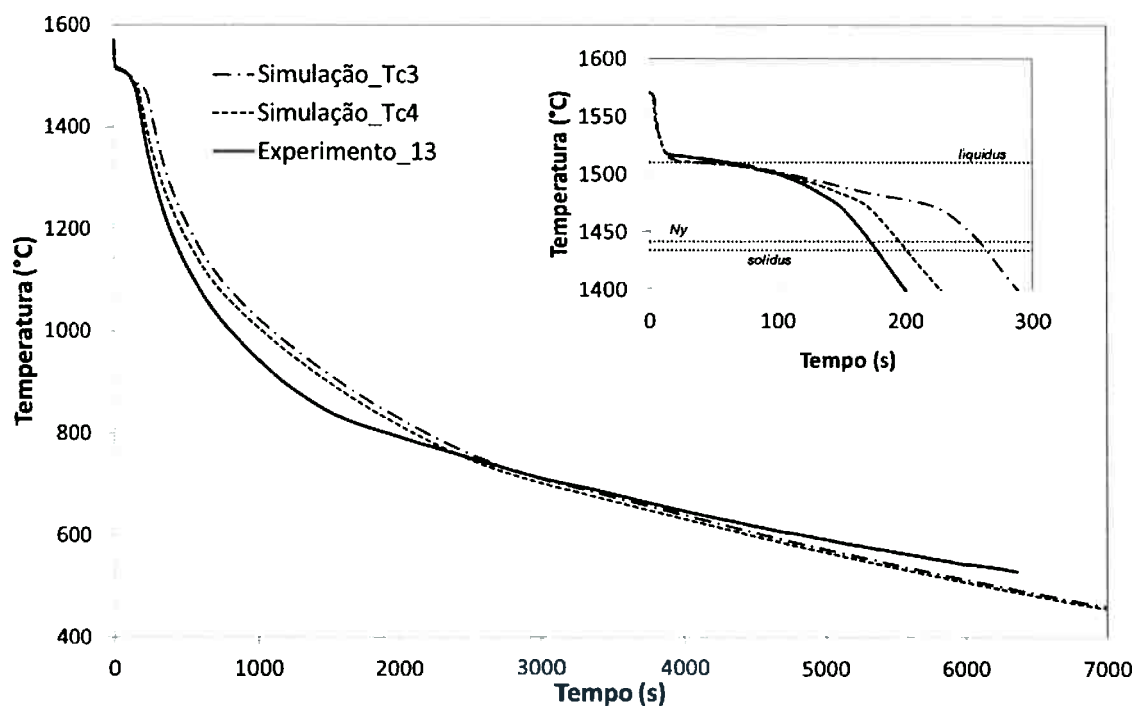


Figura 22 - Comparação entre termopares virtuais e termopar real, para a peça 13.

Utilizando as diferenças entre os valores de temperatura medidos pelos termopares das simulações e dos experimentos, foram obtidas curvas de taxa de resfriamento por temperatura, representadas na Figura 23. A partir dela, infere-se que a taxa de resfriamento, à temperatura em que o critério de Niyama é calculado, é maior para a peça com espessura de 15 milímetros do que para a placa com espessura de 25 milímetros. Além disso, nota-se que as taxas de resfriamento obtidas pelas simulações são mais próximas dos valores reais para a peça 13 do que para a peça 8, embora ambas apresentem aproximações satisfatórias.

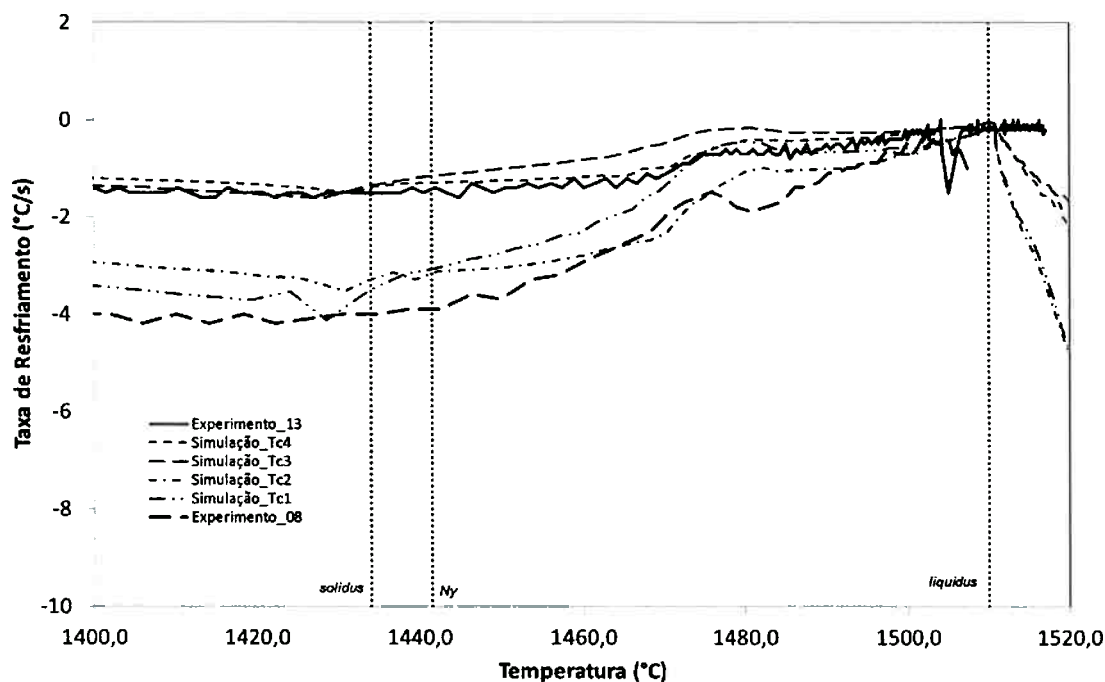


Figura 23 - Taxa de resfriamento versus temperatura para os termopares das peças 8 e 13, reais e virtuais.

## 5.2 Resultados das Simulações

A análise do critério de Niyama nas simulações indicou valores maiores ou muito próximos ao Niyama crítico, 0,1, para todas as quinze peças. Isto indica que a probabilidade de que porosidades se formem devido a falhas de alimentação é mínima.

Além disso, ao filtrar os resultados para que fossem exibidos apenas os pontos em que o critério de Niyama é menor ou igual ao Niyama crítico, percebe-se que tal região é mínima, normalmente limitando-se a um ou poucos elementos em toda a peça. Isto é mostrado na Figura 24, tomando como exemplo a peça 13. Com isso, deduz-se que, segundo os modelos de *Beckermann et al.*, as peças foram dimensionadas em seu limite máximo de distância de alimentação.

Ademais, nota-se que, por questões geométricas, as peças com a relação W/T menor ou igual a 8 apresentaram as regiões de Niyama mínimo em seu eixo de simetria longitudinal, fenômeno esperado em casos de

porosidade em linha central. A Figura 25 consiste no modelo da peça 5, e representa os casos em que  $W/T$  é maior que 8. Por questões geométricas, a maior tendência a formação de porosidade se dá fora do eixo central da peça.

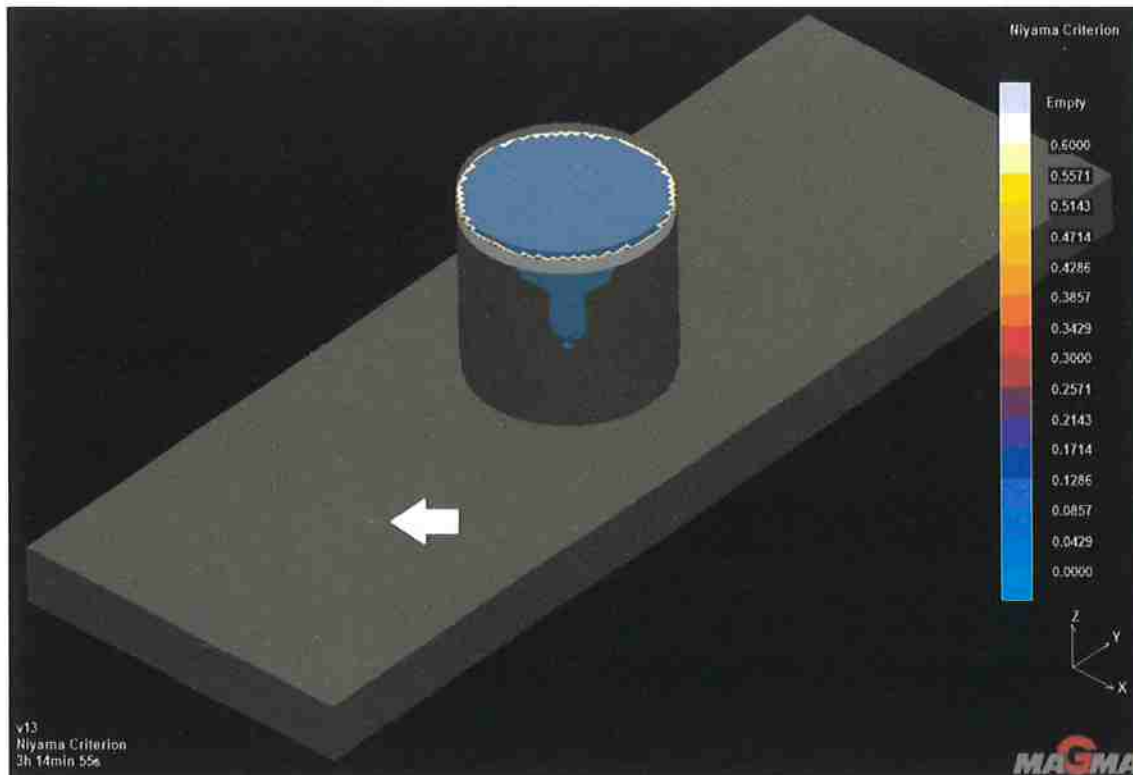


Figura 24 - Modelo da peça 13, com apenas um elemento, indicado pela seta, apresentando critério de Niyama abaixo do valor crítico.

O Niyama mínimo encontrado em cada peça foi registrado, juntamente com sua espessura e sua relação  $W/T$ . Estes dados se encontram na Tabela 2. O menor valor de critério de Niyama foi localizado na peça 12, mostrada pela Figura 26. Ainda assim, a área cujo critério de Niyama se encontra abaixo do valor crítico é mínima, e os valores obtidos são muito próximos do limiar adotado. A peça 12, desta forma, ainda pode ser considerada uma peça sã.

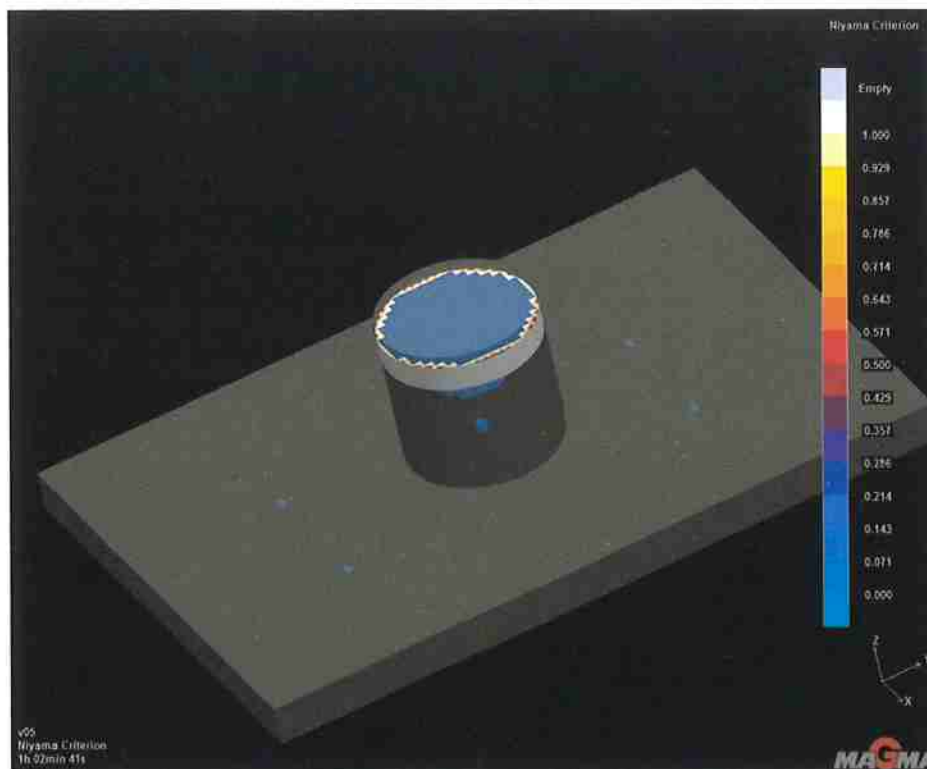


Figura 25 - Modelo da peça 5. A região destacada apresenta critério de Niyama menor ou igual a 0,16.

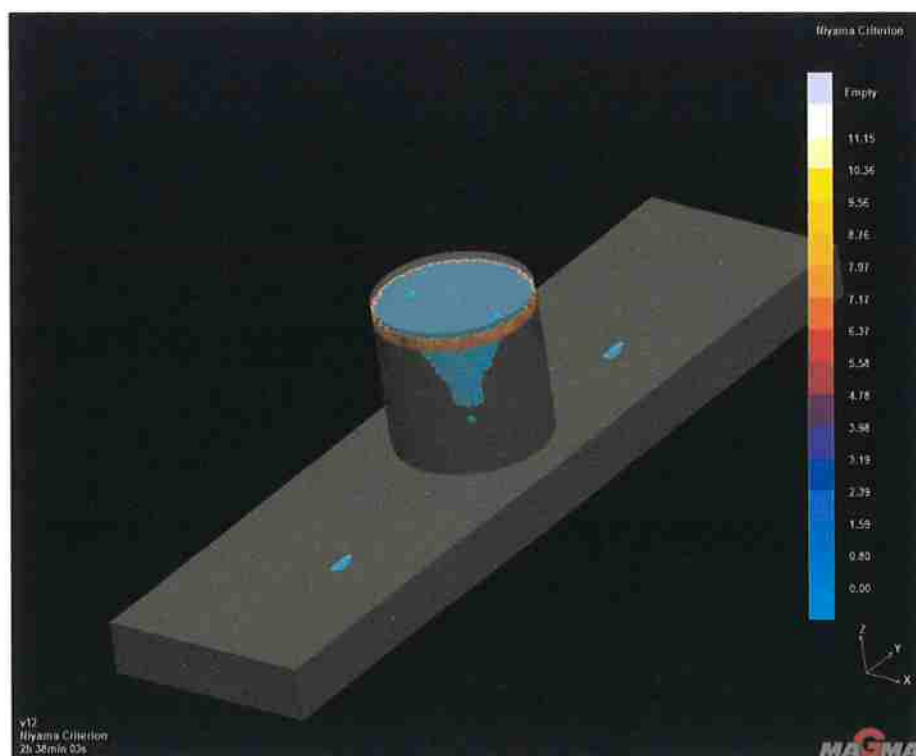


Figura 26 - Modelo da peça 12. A região destacada apresenta critério de Niyama abaixo do valor crítico.

Ao organizar os valores de Niyama mínimo em relação à espessura das peças, obtém-se o gráfico mostrado na Figura 27. É possível observar uma tendência a obter valores de Niyama mínimo mais altos para espessuras menores. Beckermann *et al.* já havia citado tal tendência e associado este fato a uma maior facilidade em produzir peças finas sãs. Entretanto, ainda é necessário testar esta premissa experimentalmente, uma vez que para espessuras abaixo de uma polegada, a influência do modo de preenchimento sobre a distância de alimentação aumenta significativamente. (OU et al., 2002b)

Tabela 2 - Valores de Niyama mínimo para cada peça, com sua respectiva espessura e relação W/T.

Nº da peça	Niyama mínimo ( $K^{1/2}s^{1/2}mm^{-1}$ )	T (mm)	W/T
1	0,212	5	2
2	0,143	5	4
3	0,157	5	6
4	0,180	5	8
5	0,156	5	12
6	0,151	15	2
7	0,099	15	4
8	0,112	15	6
9	0,119	15	8
10	0,111	15	12
11	0,106	25	2
12	0,080	25	4
13	0,100	25	6
14	0,093	25	8
15	0,090	25	12

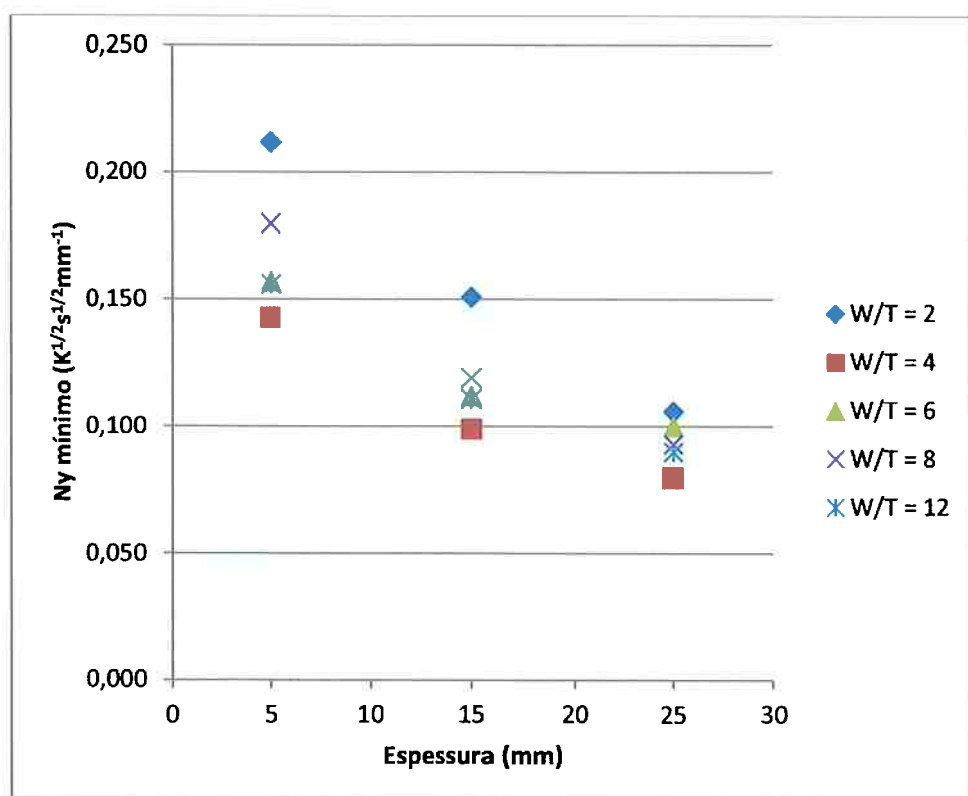


Figura 27 - Valores de Niyama mínimo em função da espessura das peças.

### 5.3 Resultados Experimentais

As superfícies geradas após o corte das peças 8 e 13 estão representadas pelas figuras 28 e 29.



*Figura 28 – Superfície de corte da peça 8.*



*Figura 29 – Superfície de corte da peça 13.*

A partir da análise visual da superfície de corte das peças, foi possível perceber que as cavidades de rechupe no massalote se estendem até a iminência da superfície da peça. Portanto, o massalote funcionou corretamente, e seu dimensionamento foi adequado.

Além disso, não é possível notar nenhuma formação de macroporosidades na superfície em questão. Quaisquer hipóteses de desenvolvimento de porosidade em linha central nestas peças são, deste modo, descartadas, confirmando a análise realizada pelas simulações, e validando o uso da curva de alimentação da Figura 7 para peças finas.

As superfícies das peças 13 e 8, durante o ensaio por líquido penetrante, podem ser vistas nas figuras 30 e 31, respectivamente. A peça 13 foi cortada novamente ao meio, a fim de facilitar seu manuseio. Nenhuma evidência de porosidade em linha central foi encontrada, sendo relevados apenas pequenos defeitos de superfície, indicando que a alimentação de ambas as peças foi eficiente.



*Figura 30 – Superfície de corte da peça 13, durante ensaio por líquido penetrante.*



*Figura 31 - Superfície de corte da peça 8, durante ensaio por líquido penetrante.*



## 6. Conclusões

Utilizando as regras de alimentação de Beckermann *et al.* presentes no Redbook ("Feeding & Riser Guidelines for Steel Castings", 2001), desenvolvidas especificamente para peças com espessura acima de uma polegada, foram dimensionadas quinze peças com espessura menor ou igual a 25 milímetros. As mesmas peças foram utilizadas em simulações de processos de fundição, no software Magmasoft, e duas delas foram selecionadas e fabricadas através de processos de fundição de aço AISI 1020.

A coerência entre as curvas de temperatura obtidas nos experimentos e nas simulações com o software Magmasoft evidencia que os modelos e critérios térmicos desenvolvidos por Beckermann *et al.* e aplicados pelo software são coerentes com situações reais de fundição de peças finas, podendo, portanto, ser utilizados para análise do critério de Niyama. A ausência de macroporosidades em linha central, tanto nos experimentos quanto nas simulações, indica que as regras de alimentação desenvolvidas para peças com espessura superior a uma polegada podem ser utilizadas para placas com espessuras menores. Entretanto, nota-se a necessidade de realização de mais experimentos com peças finas para essa confirmação.

A metodologia empregada no presente trabalho poderá ser utilizada para o estudo da formação de microporosidades e sua relação com o critério de Niyama para peças com espessuras menores que 25 milímetros.

## 7. Referências

- BECKERMANN, C. et al. A Computational Study of Feeding Rules and Yield Improvement Techniques. **1997 SFSA Technical and Operating Conf.**, 1997.
- BISHOP, H. F.; MYSKOWSKI, E. T.; PELLINI, W. S. The contribution of riser and casting end effects to soundness of cast steel bars. **Transactions of the American Foundrymen's Society**, v. 59, p. 171–180, 1951.
- BISHOP, H. F.; PELLINI, W. S. The contribution of riser and chill-edge effects to soundness of cast steel plates. **Transactions of the American Foundrymen's Society**, v. 58, p. 185–97, 1950.
- BRIGGS, C. W. Determination of the Factors Influencing Riser Efficiency Part II, The Distance Risers Will Feed Uniformly Thick Sections. 1953.
- CARLSON, K. D.; BECKERMANN, C. Prediction of shrinkage pore volume fraction using a dimensionless Niyama criterion. **Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science**, v. 40, n. 1, p. 163–175, 2009.
- Feeding & Riser Guidelines for Steel Castings. **Steel Founders Society of America**, 2001.
- MOREY, R. E.; BISHOP, H. F.; PELLINI, W. S. Feeding range of joined sections. **Transactions of the American Foundrymen's Society**, v. 63, p. 419–424, 1955.
- MYSKOWSKI, E. T.; BISHOP, H. F.; PELLINI, W. S. Application of chills to increasing the feeding range of risers. **Transactions of the American Foundrymen's Society**, v. 60, p. 389–400, 1952.
- MYSKOWSKI, E. T.; BISHOP, H. F.; PELLINI, W. S. Feeding range of joined sections. **Transactions of the American Foundrymen's Society**, v. 61, p. 302–308, 1953.
- NIYAMA, E. et al. A method of shrinkage prediction and its application to steel casting practice. **Int. Cast Met. J.**, v. 7 (3), p. 52–63, 1982.
- OU, S. et al. Development of new feeding-distance rules using casting simulation: Part I. Methodology. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 33, n. 5, p. 731–740, 2002a.
- OU, S. et al. Development of new feeding-distance rules using casting simulation: Part II. The new rules. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 33, n. 5, p. 741–755, 2002b.

PELLINI, W. S. Factors which determine riser adequacy and feeding range. **AFS Transactions**, v. 61, p. 61–80, 1953.

**Risering Steel Castings**. [s.l.] Steel Founders' Society of America, 1973.

SMITH, D. et al. Application of New Feeding Rules To Risering of Steel Castings. n. 2, p. 1–24, 2000.

SPIEGELBERG, W. D. **Master's Thesis**. [s.l.] Case Western Reserve University, Cleveland, OH, 1968.

SPIEGELBERG, W. D. **Ph.D. Thesis**. [s.l.] Case Western Reserve University, Cleveland, OH, 1970.

**Yield in the steel casting industry — literature review and industry survey**. . Barrington, IL: [s.n.].