



Cláudio Neves Barra Brandão

Arrefecimento de superfícies com jato de partículas de neve carbónica

Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto

Julho, 2017



UNIVERSIDADE DE COIMBRA



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Arrefecimento de superfícies com jato de partículas de neve carbónica

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia
Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto

Surface cooling with dry ice jet

Autor

Cláudio Neves Barra Brandão

Orientadores

Professor Doutor Miguel Rosa Oliveira Panão

Professor Doutor José Joaquim da Costa

Júri

Presidente	Professor Doutor José Manuel Baranda Moreira da Silva Ribeiro Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Miguel Rosa Oliveira Panão Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Adélio Manuel Rodrigues Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Colaboração Institucional



**Associação para o Desenvolvimento da Aerodinâmica
Industrial**

Coimbra, julho, 2017

[Two little mice fell in a bucket of cream. The first mouse quickly gave up and drowned. The second mouse wouldn't quit. He struggled so hard that eventually he churned that cream into butter and crawled out.

Gentlemen, as of this moment, I am that second mouse.]

[Frank Abagnale]

À minha família.

Agradecimentos

A realização da presente dissertação não seria possível sem o contributo e o apoio das várias pessoas envolvidas. Como tal, gostaria de mostrar o meu agradecimento a todos e em especial aos que me acompanharam de perto.

Ao Professor Doutor Miguel Rosa Oliveira Panão e ao Professor Doutor José Joaquim da Costa, por toda a disponibilidade demonstrada, por toda a ajuda prestada de forma incondicional e todo o conhecimento transmitido, que foram cruciais na resolução de partes importantes deste trabalho.

À minha família, especialmente aos meus pais, por todo o esforço, pela motivação e paciência que tiveram ao longo desta longa caminhada. Com o apoio deles, o trabalho e dedicação surgem naturalmente.

Ao meu irmão, por todo o apoio e confiança depositada que me fizeram sempre procurar fazer mais e melhor.

Aos meus amigos e colegas de curso, por todos os momentos proporcionados ao longo da minha vida académica e em especial nesta etapa final.

Ao Engenheiro Rui Correia e aos restantes colegas de laboratório pela ajuda, disponibilidade e pelo apoio que muitas vezes foram necessários.

Este trabalho foi desenvolvido e financiado no âmbito do projeto EM-Cool - Efficient Mold Cooling (POCI-01-0247-FEDER-011375).



UNIÃO EUROPEIA
Fundo Europeu
de Desenvolvimento Regional

Resumo

Ao longo dos anos têm surgido vários desenvolvimentos e tentativas de criar tecnologias de arrefecimento baseadas na mudança de fase. A maior parte dos desenvolvimentos nesta área foram feitos com recurso à mudança de fase por vaporização, isto é, à mudança de fase entre líquido e vapor. No entanto, pouco tem sido explorado em relação à mudança de fase entre sólido e vapor, também conhecida por sublimação.

A formação de partículas sólidas de dióxido de carbono, também conhecida por gelo seco, é feita com recurso ao efeito Joule-Thompson. Este fenómeno que permite o arrefecimento do dióxido de carbono, através da descida abrupta de pressão ao passar por um pequeno orifício e que, consequentemente, devido à mudança de fase, resulta num jato de mistura bifásica sólido-gás a baixas temperaturas. Deste modo, formam-se partículas de gelo seco que, devido à baixa temperatura, irão mudar de fase sólida para vapor e contribuir para o arrefecimento em contacto com a superfície, aliado ao arrefecimento inerente da convecção do jato a baixa temperatura.

No âmbito desta dissertação, concebeu-se uma nova instalação experimental com o objetivo de estudar o arrefecimento provocado por um jato de partículas de dióxido de carbono, de modo mais preciso, tendo como variáveis independentes o ângulo de inclinação da placa e o tempo de incidência do jato.

Os ensaios realizados revelaram a influência do ângulo de inclinação da placa em relação à horizontal, no processo de arrefecimento com jato de dióxido de carbono, onde se obteve fluxos de calor e coeficientes de convecção médios superiores para inclinações da placa nulos, havendo uma forte variação dos valores locais com a variação da distância ao centro da placa. Os resultados evidenciaram um processo de arrefecimento com eficiência global média de 2,3%, considerando que as eficiências em cada duração de injeção pouco variam.

Palavras Chave: Arrefecimento, Sublimação, Gelo seco, Jato

Abstract

Along the years there have been a significative amount of development and attempts to create cooling technologies based on the phase change. Most of the development in this area were made with the vaporization phase change, in other words, the phase change between liquid and vapor. However, little has been explored in relation to the phase change between solid and vapor, also known as sublimation.

The formation of solid particles of carbon dioxide, also known as dry ice, is made using the Joule-Thompson effect. A phenomenon which allows the cooling of carbon dioxide through the abrupt drop of pressure as it passes through a small orifice and which consequently, due to the phase change, results in a solid-gas biphasic mixing jet at low temperatures. Thus, dry ice particles are formed which, due to the low temperatures, will change from solid to vapor phase and contribute to the cooling in contact with a surface, together with the inherent cooling of the convection of the low temperature jet.

As part of this work, a new experimental setup was designed aiming the study of the cooling caused by a jet of carbon dioxide particles with more accuracy, having as independent variables the angle and time of incidence of the jet.

The tests showed the influence of the slab angle in relation to the horizontal in the cooling process with carbon dioxide jet blasting, where upper average heat fluxes and convection coefficients were obtained for null slab angles, with a strong variation of the local values with the variation of the distance to the center of the slab. The results showed a cooling process with mean local efficiency of 2,3%, considering that efficiencies from each injection have a low fluctuation.

Keywords: Cooling, Sublimation, Dry ice, Jet

Conteúdo

Lista de Figuras	v
Lista de Tabelas	ix
Nomenclatura	xi
1 Introdução	1
1.1 Motivação	1
1.2 Objetivos	2
1.3 Estado Atual do Conhecimento	3
1.3.1 Termodinâmica do Dióxido de Carbono	3
1.3.2 Utilização de CO ₂ na transferência de calor	6
1.3.3 Impacto de Jato de Partículas	8
2 Instalação Experimental	11
2.1 Placa de Ensaio	12
2.2 Sistema de Aquecimento	13
2.3 Suporte com posicionamento angular	14
2.4 Reservatório de CO ₂ líquido	16
2.5 Instrumentação e Medida	18
2.5.1 Medição da Temperatura	18
2.5.2 Duração do Jato de Partículas e Massa Injectada	21
3 Metodologia Experimental	23
3.1 Fluxo de calor	24
3.2 Coeficiente de Convecção Instantâneo	25
3.3 Coeficiente de Convecção Médio	25
3.4 Considerações Teóricas sobre o Regime Transiente	25

3.5	Protocolo Experimental	27
3.5.1	Posicionamento dos Termopares	27
3.5.2	Posicionamento da placa e do dispersor	27
4	Análise de Resultados	29
4.1	Temperatura do spray de partículas de CO ₂	29
4.2	Variação da temperatura na placa	30
4.3	Influência do ângulo de inclinação da placa	32
4.3.1	Na Temperatura	32
4.3.2	No Fluxo de Calor	33
4.3.3	No Coeficiente de Convecção Instantâneo	35
4.4	Coeficiente de Convecção Médio Temporal	38
4.5	Energia e Eficiência de Arrefecimento Globais	38
5	Conclusões e Trabalho Futuro	43
A	Temperatura Instantânea na Placa	47
B	Fluxo de Calor Instantâneo	57
C	Coeficientes de Convecção Médios	67

Lista de Figuras

Figura 1.1	Diagrama Pressão-Temperatura do Dióxido de Carbono [Adaptado de Iichi-Ghazaani & Parvin (2011)].	3
Figura 1.2	Diagrama Pressão-Entalpia do Dióxido de Carbono [Adaptado de Yamaguchi <i>et al.</i> (2008)].	4
Figura 1.3	Coeficiente de Joule-Thomson de alguns gases à pressão atmosférica [Adaptado de Kim & Lee (2016)].	6
Figura 1.4	Esquema de um jato de dióxido de carbono bifásico sólido-gás [Adaptado de Kim & Lee (2016)].	10
Figura 2.1	Esquema geral da instalação experimental.	12
Figura 2.2	Posições e geometria dos orifícios onde se alojam os termopares.	13
Figura 2.3	Resistência de aquecimento com folhas de mica produzido pela <i>Crussel</i>	13
Figura 2.4	Vista geral do sistema de posicionamento angular com a placa de ensaio.	14
Figura 2.5	Indicador de ângulo.	15
Figura 2.6	Vista frontal do sistema de elevação com fuso da base de suporte das placas.	16
Figura 2.7	Sistema de fixação com termopares nas suas posições.	16
Figura 2.8	Estrutura de perfis onde todos os componentes dos ensaios serão instalados.	17
Figura 2.9	Botija de CO ₂ com sifão.	17
Figura 2.10	Bocal usado no direcionamento do jato de partículas e suas dimensões.	18
Figura 2.11	Termopar KMTXL-IM075U-150 do Tipo-K da <i>Omega</i>	19
Figura 2.12	Disposição dos termopares na placa e respectivas designações.	20

Figura 2.13 Representação da vista lateral e inferior do termopar tipo K à saída do bocal.	20
Figura 2.14 <i>Data logger</i> Data Translation DT9828 utilizado para aquisição de sinais.	21
Figura 2.15 Osciloscópio (em cima) e gerador de sinais (em baixo).	22
Figura 2.16 Dispositivo com quatro células de carga para permite medir o peso da botija.	22
Figura 3.1 Esquema do presente problema de condução de calor.	23
Figura 3.2 Parede plana de espessura L com fronteira diabática numa das superfícies e fronteira convectiva na superfície oposta.	26
Figura 3.3 Dados necessários para o cálculo da posição do dispersor em relação ao ângulo da placa.	28
Figura 4.1 Evolução da temperatura à saída do bocal para vários durações de injeção.	30
Figura 4.2 Perfil de temperaturas para o ensaio com inclinação de 0° com $3,00\text{ s}$ de duração de injeção como condições.	31
Figura 4.3 Perfil de temperaturas para o ensaio com inclinação de 60° com $3,00\text{ s}$ de jato como condições.	31
Figura 4.4 Representação do comportamento das partículas de CO_2 quando embatem numa superfície com $\alpha = 0^\circ$ de inclinação. (Vista superior e lateral)	32
Figura 4.5 Representação do comportamento das partículas de CO_2 quando embatem numa superfície com $\alpha > 0^\circ$ de inclinação. (Vista superior e lateral)	33
Figura 4.6 Fluxo de calor para $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 3,00\text{ s}$	34
Figura 4.7 Fluxo de calor para $\alpha = 60^\circ$ e $\Delta t_j = 3,00\text{ s}$	34
Figura 4.8 Fluxo de calor instantâneo máximo no centro da placa para cada condição de ângulo de inclinação e duração de injeção.	36
Figura 4.9 Perfil do Coeficiente de Convecção Instantâneo para $\alpha = 0^\circ$ de inclinação e $\Delta t_j = 3,00\text{ s}$ como condição.	37

Figura 4.10	Coeficiente de convecção instantâneo máximo no centro da placa para cada condição do ângulo de inclinação e duração de injeção.	37
Figura 4.11	Coeficientes de convecção médio temporal para cada distância r , nas coordenadas x (a) e y (b), em função do duração de injeção para $\alpha = 60^\circ$ de inclinação.	38
Figura 4.12	Energia de arrefecimento global para $\alpha = 0^\circ$ e todas as durações de injeção estudadas.	39
Figura A.1	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 0^\circ$ com $\Delta t_j = 1,25$ s.	47
Figura A.2	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 0^\circ$ com $\Delta t_j = 1,50$ s.	47
Figura A.3	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 0^\circ$ com $\Delta t_j = 2,00$ s.	48
Figura A.4	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 0^\circ$ com $\Delta t_j = 2,50$ s.	48
Figura A.5	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 20^\circ$ com $\Delta t_j = 1,25$ s.	49
Figura A.6	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 20^\circ$ com $\Delta t_j = 1,50$ s.	49
Figura A.7	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 20^\circ$ com $\Delta t_j = 2,00$ s.	50
Figura A.8	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 20^\circ$ com $\Delta t_j = 2,50$ s.	50
Figura A.9	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 20^\circ$ com $\Delta t_j = 3,00$ s.	51
Figura A.10	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 40^\circ$ com $\Delta t_j = 1,25$ s.	51
Figura A.11	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 40^\circ$ com $\Delta t_j = 1,50$ s.	52
Figura A.12	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 40^\circ$ com $\Delta t_j = 2,00$ s.	52
Figura A.13	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 40^\circ$ com $\Delta t_j = 2,50$ s.	53
Figura A.14	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 40^\circ$ com $\Delta t_j = 3,00$ s.	53
Figura A.15	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 60^\circ$ com $\Delta t_j = 1,25$ s.	54
Figura A.16	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 60^\circ$ com $\Delta t_j = 1,50$ s.	54
Figura A.17	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 60^\circ$ com $\Delta t_j = 2,00$ s.	55
Figura A.18	Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 60^\circ$ com $\Delta t_j = 2,50$ s.	55
Figura B.1	Fluxo de calor para $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 1,25$ s.	57
Figura B.2	Fluxo de calor para $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 1,50$ s.	57
Figura B.3	Fluxo de calor para $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 2,00$ s.	58
Figura B.4	Fluxo de calor para $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 2,50$ s.	58
Figura B.5	Fluxo de calor para $\alpha = 20^\circ$ e $\Delta t_j = 1,25$ s.	59
Figura B.6	Fluxo de calor para $\alpha = 20^\circ$ e $\Delta t_j = 1,50$ s.	59

Figura B.7	Fluxo de calor para $\alpha = 20^\circ$ e $\Delta t_j = 2,00$ s.	60
Figura B.8	Fluxo de calor para $\alpha = 20^\circ$ e $\Delta t_j = 2,50$ s.	60
Figura B.9	Fluxo de calor para $\alpha = 20^\circ$ e $\Delta t_j = 3,00$ s.	61
Figura B.10	Fluxo de calor para $\alpha = 40^\circ$ e $\Delta t_j = 1,25$ s.	61
Figura B.11	Fluxo de calor para $\alpha = 40^\circ$ e $\Delta t_j = 1,50$ s.	62
Figura B.12	Fluxo de calor para $\alpha = 40^\circ$ e $\Delta t_j = 2,00$ s.	62
Figura B.13	Fluxo de calor para $\alpha = 40^\circ$ e $\Delta t_j = 2,50$ s.	63
Figura B.14	Fluxo de calor para $\alpha = 40^\circ$ e $\Delta t_j = 3,00$ s.	63
Figura B.15	Fluxo de calor para $\alpha = 60^\circ$ e $\Delta t_j = 1,25$ s.	64
Figura B.16	Fluxo de calor para $\alpha = 60^\circ$ e $\Delta t_j = 1,50$ s.	64
Figura B.17	Fluxo de calor para $\alpha = 60^\circ$ e $\Delta t_j = 2,00$ s.	65
Figura B.18	Fluxo de calor para $\alpha = 60^\circ$ e $\Delta t_j = 2,50$ s.	65
Figura C.1	Coeficientes de convecção médio temporal para cada distância r, nas coordenadas x (a) e y (b), em função de Δt_j e para $\alpha = 0^\circ$	67
Figura C.2	Coeficientes de convecção médio temporal para cada distância r, nas coordenadas x (a) e y (b), em função de Δt_j e para $\alpha = 20^\circ$	67
Figura C.3	Coeficientes de convecção médio temporal para cada distância r, nas coordenadas x (a) e y (b), em função de Δt_j e para $\alpha = 60^\circ$	68

Lista de Tabelas

Tabela 2.1	Propriedades do alumínio EN AW 5083.	12
Tabela 2.2	Propriedades do Cromel e Alumel presentes nos termopares. . .	19
Tabela 2.3	Caraterísticas do <i>data logger</i> da DataTranslation DT9828. . . .	21
Tabela 4.1	Instantes médios em que o fluxo de calor máximo é atingido. . .	35
Tabela 4.2	Energia de sublimação no caso em que 13% da massa de dióxido de carbono sublima, para cada duração de injeção.	40
Tabela 4.3	Eficiência global para todos as durações de injeção e $\alpha = 0^\circ$, considerando que 13% da massa de CO ₂ sublima.	41

Nomenclatura

A	Área [m^2]
Bi	Número de Biot
c_p	Calor específico, a pressão constante [$J/kg \cdot K$]
E	Entalpia [J/kg]
h	Coefficiente de convecção [$W \cdot m^{-2}K^{-1}$]
\dot{h}	Coefficiente de convecção médio [$W \cdot m^{-2}K^{-1}$]
H	Distância difusor-placa [m]
k	Condutibilidade térmica [$W \cdot m^{-1}K^{-1}$]
L	Comprimento [m]
m	Massa [kg]
\dot{m}	Caudal mássico [kg/s]
P	Pressão [Pa]
q	Potência [W]
q''	Fluxo térmico [W/m^2]
Q	Energia [J]
r	Raio [m]
R''	Resistência térmica [$m^2 \cdot K/W$]
s	Espessura da placa [m]
t	Tempo [s]
T	Temperatura [$^{\circ}C$]
V	Volume [m^3]

Símbolos gregos

α	Ângulo [°]
α_s	Difusividade térmica da superfície [m^2/s]
Δt	Intervalo de tempo [s]
μ_{JT}	Coefficiente de Joule-Thomson [K/Pa]
η	Eficiência
θ	Temperatura adimensional
ρ	Massa volúmica [kg/m^3]
χ	Título

Subscritos

∞	Fluido
arref	Arrefecimento
cond	Condução
conv	Convecção
et	Espácio-temporal
f	final
i	Inicial
Liq.Sat.	Líquido saturado
min	Mínimo
s	Superfície
Sol.Sat.	Sólido saturado
sublim	Sublimação
t	Temporal
Vap.Sat.	Vapor saturado
x	Eixo x
y	Eixo y

1 Introdução

1.1. Motivação

Com o desenvolvimento tecnológico aliado à globalização económica, as empresas de moldes enfrentam um mercado global cada vez mais competitivo. O que outrora era um negócio local e restrito a um país ou região, agora é um negócio que abrange empresas de todo o mundo, muitas delas com processos mais eficientes e preços mais convidativos. Por isso, as empresas de moldes necessitam de desenvolver maneiras de tornar a sua produção mais rápida e eficiente para poderem manter-se competitivas no mercado atual.

Na produção de peças por moldação, um dos grandes desafios é o arrefecimento dos mesmos em cada ciclo de produção das peças. Devido às elevadas temperaturas necessárias para que as peças se possam moldar, o molde necessita de arrefecer para que o plástico possa solidificar e formar a peça moldada. Esse arrefecimento é normalmente feito através de canais por onde circula água, situados no interior do molde. No entanto este processo de arrefecimento é moroso e ocupa uma grande parte do tempo de ciclo de produção, limitando assim o número de peças produzidas por unidade de tempo. Por isso, é necessário desenvolver tecnologias que possam diminuir este tempo de ciclo para tornar a produção mais rápida e eficiente, resultando assim em benefícios económicos e vantagem competitiva para as empresas.

Melhorar o arrefecimento nos circuitos de água é possível recorrendo a insertos nos canais do circuito de arrefecimento. Na prática, insertos são molas colocadas no interior dos canais para aumentar a taxa de transmissão de calor e favorecer a presença de um regime turbulento onde a taxa de transferência de energia é maior. Porém, existe um relativamente curto intervalo de tempo entre a abertura do molde para extracção da peça moldada e fecho para início de novo ciclo que podia ser aproveitado para introduzir um arrefecimento adicional. É neste contexto que se insere a motivação para este trabalho e um dos mecanismos de transmissão de calor para este efeito é a

convecção forçada com mudança de fase.

Existem várias estratégias onde se pretende beneficiar do arrefecimento através da mudança de fase, seja com jatos ou sprays de líquidos. Porém, os líquidos induzem a formação de um filme sobre as superfícies que pode não vaporizar totalmente antes do fecho do molde, prejudicando o ciclo de produção. Esta dissertação vem na sequência de um trabalho anterior onde se explorou a possibilidade de se usar o dióxido de carbono com a sublimação como o processo termodinâmico de mudança de fase. O dióxido de carbono é mais utilizado na extinção de fogos e limpeza de superfícies (Sherman & Adam, 1995). E, para além de ser um gás não tóxico, inodoro e que pode ser reutilizado devido à sua presença na atmosfera, é um excelente refrigerante devido às suas características termodinâmicas. Através da expansão controlada, pode-se formar partículas de CO_2 recorrendo o efeito de Joule-Thompson, onde um gradiente de pressão elevado e súbito origina um gradiente de temperatura intenso, arrefecendo o dióxido de carbono líquido de modo a gerar partículas de CO_2 sólido que, em contacto com uma superfície aquecida, arrefecem-na devido à sublimação das partículas.

1.2. Objetivos

Apesar de o processo de arrefecimento com dióxido de carbono não ser novo (Sherman *et al.*, 1991), a sua aplicação na termo-regulação da temperatura de superfícies tem sido rara. No âmbito desta dissertação, estudou-se o comportamento térmico de uma superfície de uma placa, ao incidir um jato de partículas de dióxido de carbono, tendo, como variáveis independentes, o tempo e o ângulo de incidência do jato na superfície.

Para esta última variável, foi necessário também conceber, projetar e construir um sistema de regulação da posição angular da placa, que permitisse obter resultados rigorosos e aproximados aos que se pretende numa aplicação real. O estudo do arrefecimento com dióxido de carbono enquadra-se na sua aplicação à indústria de plásticos e pretende ser uma solução complementar ao sistema convencional de arrefecimento através de circuitos de água no interior dos moldes, de modo a controlar melhor o arrefecimento em termos da sua velocidade e eficiência.

1.3. Estado Atual do Conhecimento

Nesta secção é efetuada uma breve revisão das propriedades termodinâmicas do dióxido de carbono, assim como das suas diferentes aplicabilidades.

1.3.1. Termodinâmica do Dióxido de Carbono

O dióxido de carbono é um gás presente em abundância na atmosfera, que pode ser utilizado em diversas aplicações devido a ser inodoro, não-tóxico e reutilizável, não havendo assim necessidade de ser produzido, tornando-se assim vantajoso do ponto de vista ecológico. A Fig. 1.1 apresenta o diagrama de fases do dióxido de carbono. O dióxido de carbono tem o seu ponto triplo à temperatura de $-56,6^{\circ}\text{C}$ e a $5,18$ bar de pressão. Para valores de temperatura e pressão abaixo do ponto triplo, o dióxido de carbono não apresenta fase líquida, isto é, a mudança de fase é feita diretamente da fase sólida para a fase gasosa; este fenómeno é designado por sublimação e é importante para o arrefecimento pretendido neste estudo. À pressão atmosférica, o dióxido de carbono chega a atingir uma temperatura de $-78,5^{\circ}\text{C}$, o que é muito importante em processos de arrefecimento.

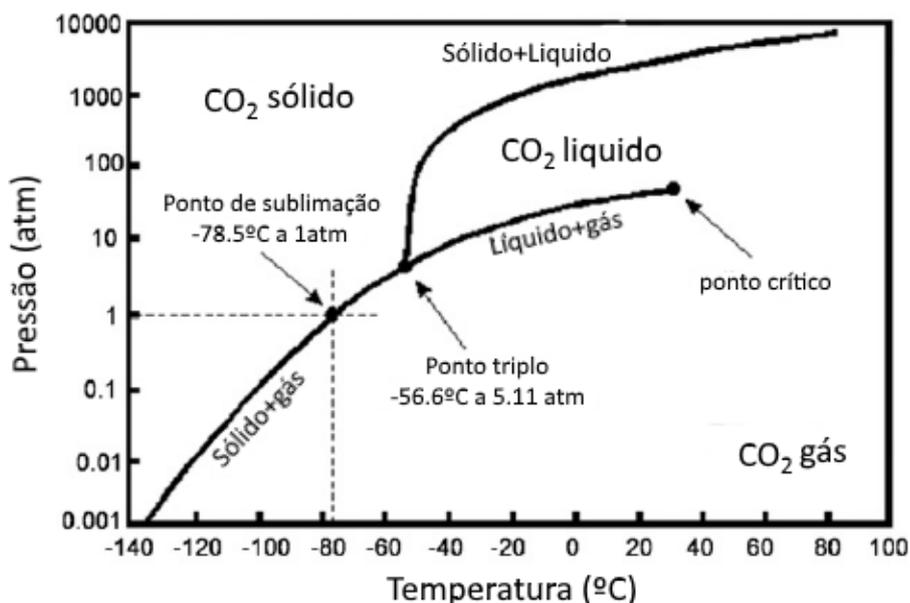


Figura 1.1: Diagrama Pressão-Temperatura do Dióxido de Carbono [Adaptado de Ichi-Ghazaani & Parvin (2011)].

A formação de partículas de dióxido de carbono pode ser feita recorrendo à expansão súbita de CO₂ líquido a alta pressão através de uma válvula adequada para o efeito,

recorrendo - como anteriormente mencionado - ao efeito Joule-Thompson. Devido a este efeito, o dióxido de carbono líquido pressurizado é subitamente expandido e a sua temperatura baixa consideravelmente num processo isentálpico, atingindo assim a fase sólida. Para que o dióxido de carbono se mantenha em estado líquido à temperatura ambiente (neste caso cerca de 23°C), é necessário pressurizar até um valor superior a 61,5 bar; estas serão as condições dentro da botija de CO₂.

No diagrama de fases pressão-entalpia do CO₂ representado na Fig. 1.2, pode-se ver a evolução das fases do dióxido de carbono durante a expansão súbita, a partir da fase líquida (ponto 1), à pressão de 61,5 bar e temperatura ambiente. Com a expansão, algum líquido irá vaporizar até ao ponto triplo, onde as 3 fases do CO₂ coexistem e a partir daí o líquido restante irá solidificar formando partículas de neve carbônica até atingir a pressão atmosférica (ponto 2).

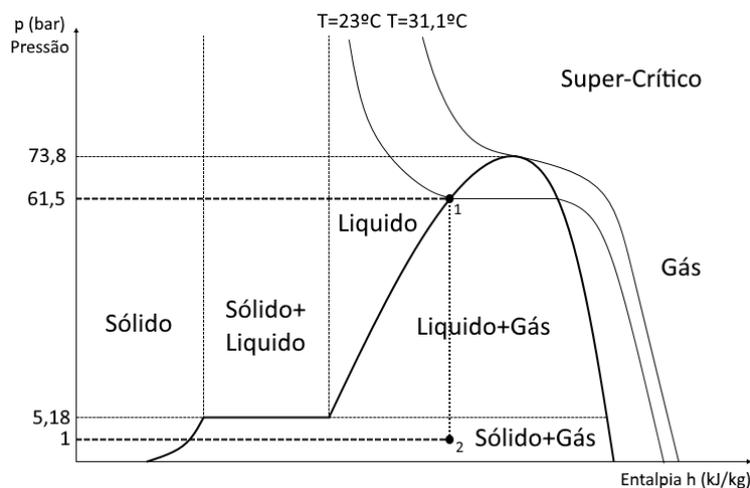


Figura 1.2: Diagrama Pressão-Entalpia do Dióxido de Carbono [Adaptado de Yamaguchi *et al.* (2008)].

A quantidade de dióxido de carbono sólido formado durante este processo é calculado através da multiplicação do título na mistura bifásica líquido-vapor e do título na mistura bifásica sólido-gás, como expressa a Eq.1.1:

$$\frac{m_{Sol.}}{m_{Total}} = \left(1 - \frac{h(T) - h_{Liq.Sat.}}{h_{Vap.Sat.,1} - h_{Liq.Sat.}}\right) \times \left(1 - \frac{h(T) - h_{Sol.Sat.}}{h_{Vap.Sat.,2} - h_{Sol.Sat.}}\right) \quad (1.1)$$

onde

- $h(T)$ → Entalpia durante a expansão (processo isentálpico);

- $h_{Liq.Sat.}$ → Entalpia de líquido saturado a 5,18 bar (líquido-vapor);
- $h_{Vap.Sat.,1}$ → Entalpia de vapor saturado a 5,18 bar (líquido-vapor);
- $h_{Sol.Sat.}$ → Entalpia de sólido saturado a 1 bar (sólido-vapor);
- $h_{Vap.Sat.,2}$ → Entalpia de vapor saturado a 1 bar (sólido-vapor);

Recorrendo a um diagrama de pressão-entalpia de dióxido de carbono, como o da Fig. 1.2, é possível obter as entalpias nos diversos pontos e no fim obter a quantidade de sólido formado no fim da expansão. No presente estudo, cerca de 13,2% do dióxido de carbono líquido injectado converte-se para o estado sólido e o restante passa para a fase gasosa. Note-se que, se a expansão fosse feita a partir da linha de vapor saturado nas mesmas condições iniciais do CO₂, à mesma pressão e temperaturas iniciais, apenas se formaria cerca de 0,4% de dióxido de carbono sólido, o que prejudicaria o arrefecimento da superfície. Para evitar que o dióxido de carbono retirado do reservatório esteja em fase gasosa, é utilizada uma sonda de modo a que o CO₂ seja retirado do fundo do reservatório onde será a última região que irá vaporizar, apesar da pressão dentro do reservatório se manter devido à vaporização na interface líquido-vapor, de modo a que o vapor continue em estado saturado.

A percentagem de dióxido de carbono sólido formado depois da expansão, é principalmente influenciada pelas condições iniciais de temperatura e pressão a que o dióxido de carbono está sujeito. Considerando uma expansão a partir da fase líquida (ponto 1), caso a temperatura no reservatório fosse inferior à temperatura ambiente, ter-se-ia líquido subarrefecido e o ponto 1 estaria deslocado para a esquerda, seguindo a linha de líquido, a uma pressão inferior. Isto resultaria numa expansão onde se iria formar uma maior quantidade de partículas sólidas, já que a quantidade de gás formado durante a expansão seria menor e, conseqüentemente, haveria uma maior quantidade de líquido a solidificar.

O efeito Joule-Thompson é o fenómeno de variação de temperatura que ocorre quando um fluido é injectado e expandido de forma súbita através de um bocal. A quantificação deste efeito é feita através do coeficiente de Joule-Thompson, definido como a razão entre a variação de temperatura e a variação de pressão (Eq.1.2).

$$\mu_{JT} = \left(\frac{\partial T}{\partial P} \right)_i \quad (1.2)$$

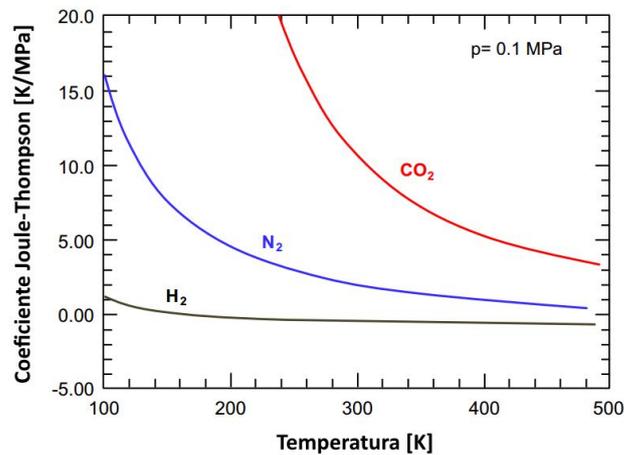


Figura 1.3: Coeficiente de Joule-Thomson de alguns gases à pressão atmosférica [Adaptado de Kim & Lee (2016)].

Na Fig. 1.3 estão representados os diferentes coeficientes de Joule-Thomson para alguns gases à pressão atmosférica e a temperaturas diferentes. Como se observa na Fig. 1.3, o coeficiente de Joule-Thomson do dióxido de carbono é superior quando comparado com os outros gases. Devido a isto, considerando que a variação de pressão é a mesma para todos os gases, o dióxido de carbono irá ter uma queda de temperatura muito superior à dos restantes.

1.3.2. Utilização de CO₂ na transferência de calor

As características termodinâmicas do CO₂ e a sua abundância na atmosfera aliados ao facto de não ter potencial de destruição da camada de ozono (ODP=0) e de ter um potencial de aquecimento global praticamente desprezável (GWP=1), fazem deste gás um excelente fluido refrigerante em certas aplicações de refrigeração e climatização.

A utilização de dióxido de carbono como refrigerante foi primeiramente proposta por Alexander Twining em 1850, em sistemas de compressão de vapor. Só em 1869 é que foi construída a primeira máquina de refrigeração com dióxido de carbono por Thadeus S.C. Lowe, tendo esta ganho, posteriormente, particular relevância na área de sistemas de refrigeração. Nas décadas de 1920 e 1930, a utilização deste gás atingiu o seu pico (Bodinus, 1999). A introdução dos clorofluorcarbonetos (CFC), entre as

décadas de 1930 e 1940, veio reduzir significativamente o uso do dióxido de carbono como refrigerante, devido aos CFC trazerem uma melhoria para a segurança em relação à amônia e ao enxofre. Além disso o dióxido de carbono apresentava algumas desvantagens, como um baixo coeficiente de desempenho (COP) para elevadas temperaturas de rejeição de calor. No entanto, a tomada de consciência da destruição da camada de ozono pelos CFC na década de 1980 levou as indústrias a procurar alternativas de materiais refrigerantes.

Em 1989, Gustav Lorentzen propôs um sistema de ciclo de CO₂ transcrito de compressão de vapor, com o principal objetivo de aplicar em sistemas de ar-condicionado para automóveis, onde até então dominavam os CFC (Lorentzen, 1990). Mais tarde, juntamente com Petterson, desenvolveram o primeiro sistema de climatização em automóveis que usava CO₂ como refrigerante (Lorentzen & Petterson, 1993). Desde então, os sistemas de refrigeração com CO₂ transcrito têm adquirido particular interesse, tendo sido propostas e desenvolvidas outras aplicações em sistemas de refrigeração, ar-condicionado e bombas de calor com várias configurações (Kim *et al.*, 2004). Nestes sistemas, a evaporação do CO₂ permitia a variação de temperatura entre -30°C e 0°C, o que não é suficiente para certas aplicações, como nos processos de refrigeração para a indústria alimentar, engenharia biomédica ou outras indústrias que requeriam temperaturas inferiores a estas.

Mas, em 2004, Yamaguchi *et al.* (2008) propuseram um novo método de refrigeração que permitia atingir temperaturas abaixo do ponto triplo do dióxido de carbono (-56,6°C). A expansão do CO₂ líquido seria realizada abaixo do ponto triplo resultando numa mistura bifásica sólido-gás a uma temperatura inferior a -56,6°C. Esta mistura bifásica gera partículas de dióxido de carbono sólido que, por sua vez, sublimam e absorvem uma certa quantidade de calor latente retirada à superfície de um tubo. Os resultados experimentais mostraram que seria possível um ciclo fechado de refrigeração contínuo, alternando entre a expansão e sublimação do dióxido de carbono, conseguindo ao mesmo tempo atingir temperatura abaixo do ponto triplo do CO₂. As baixas temperaturas atingidas neste processo resultam não só da expansão do dióxido de carbono, como também do calor latente de sublimação do CO₂ ser superior ao calor latente de vaporização do mesmo. Apesar desta aplicação em particular ser feita em circuito fechado, existem também aplicações em que a expansão de dióxido de carbono

líquido até à pressão atmosférica resulta em temperaturas abaixo do ponto triplo.

1.3.3. Impacto de Jato de Partículas

Os jatos de partículas são um meio eficaz de transporte de energia térmica muito utilizado na regulação térmica de superfícies. Quando se incide um jato de partículas numa superfície, a transferência de calor entre as partículas sólidas de CO₂, também referidas como gelo seco, e a superfície, é suficiente para que seja viável a sua aplicação na indústria, tanto em processos de aquecimento como de arrefecimento. Em processos de aquecimento, o vapor pode ser substituído por dióxido de carbono supercrítico em ciclos de Brayton e de Rankine, aumentando assim a eficiência na produção de energia. O tratamento térmico de materiais, arrefecimento de pás de turbinas, arrefecimento de moldes, arrefecimento de equipamento térmico são algumas das aplicações industriais onde este processo pode ser utilizado. Devido à área de impacto ser limitada e reduzida, os jatos de partículas são normalmente utilizados para uma regulação localizada da temperatura (*hotspot cooling*). Assim, como as características do jato foram amplamente estudadas, também as suas aplicações e correlações relativas a diversos tipos de jatos foram documentadas por Jambunathan *et al.* (1992), Viskanta (1993) e Zuckerman & Lior (2006).

Os jatos podem ser classificados como monofásicos ou bifásicos. No caso dos jatos monofásicos, a transmissão de calor é feita com líquidos ou gases sem ocorrer mudanças de fase durante o impacto. Nos jatos bifásicos, a ocorrência de mudança de fase induz uma maior transferência de calor entre o jato e a superfície de impacto, devido ao calor latente inerente removido aquando da sublimação das partículas de CO₂.

As características dos jatos monofásicos, como jatos de líquido ou de gás, foram estudados por John & Lienhard (2006), San *et al.* (1997), entre outros. O estudo dos jatos bifásicos foi feito por vários autores, incluindo Ma *et al.* (1993) e Liu & Wang (2000). Os jatos bifásicos são normalmente constituídos por um líquido que vaporiza. A vaporização deve-se à temperatura da superfície de impacto ser superior ao ponto de ebulição do próprio líquido, levando a que este vaporize ao contactar com esta, e que o calor latente removido na mudança de fase provoque o arrefecimento da superfície.

A diferença de pressão entre o interior do contentor e a atmosfera irá provocar uma expansão súbita do dióxido de carbono formando uma mistura bifásica sólido-gás com

velocidade considerável. Devido a isso, o impacto gerado pelas partículas, irá promover a limpeza de contaminantes presentes na superfície de impacto, levando à aplicação deste efeito como técnica de limpeza de superfícies. A limpeza de superfícies ocorre devido à combinação entre o arrasto aerodinâmico e o impacto de partículas sólidas, que promovem a remoção de partículas contaminantes (Hoenig, 1986). Normalmente, esta técnica é usada para a limpeza de partículas de difícil remoção, devido à força de adesão ser maior do que a força de separação (Liu *et al.* , 2012). Para a limpeza de resíduos orgânicos com jato de dióxido de carbono, o mecanismo usa as características solventes do CO₂ líquido. O impacto de partículas de CO₂ sólido com a superfície cria tensões locais, na interface, que excedem a pressão do ponto triplo do dióxido de carbono, permitindo assim a formação de uma fase líquida na interface “partículas de gelo seco”-superfície. No local de impacto, as partículas dissolvem o resíduo orgânico e re-solidificam durante o ressalto, transportando assim o contaminante (Sherman *et al.* , 1991).

Relativamente à transferência de calor, a sublimação das partículas de gelo seco permite a remoção de uma parte considerável da energia da superfície aquando do impacto. O dióxido de carbono na fase gasosa que incide sobre a superfície, devido ao baixo calor específico, irá ter uma influência de cerca de 0,08% resultando em uma significativa redução de energia retirada quando o CO₂ gasoso atinge a superfície. Kim & Lee (2016) compararam a transferência de calor entre um jato monofásico de azoto e um jato bifásico de dióxido de carbono e verificaram que a taxa de arrefecimento de uma superfície era superior quando o dióxido de carbono era utilizado, mesmo que o jato tenha sido obtido a partir da fase gasosa e assim envolver uma menor quantidade de partículas sólidas no processo de arrefecimento. A Fig. 1.4 representa o esquema de um jato de dióxido de carbono bifásico sólido-gás, quando está a ser injectado.

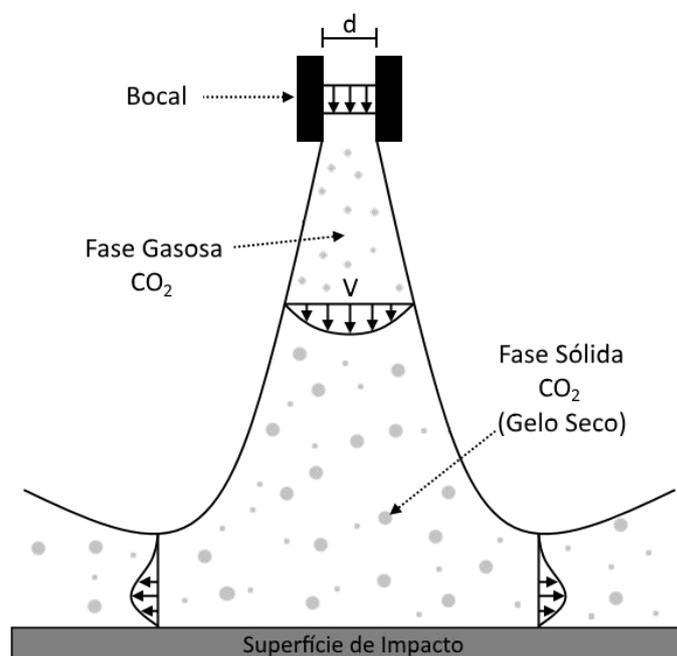


Figura 1.4: Esquema de um jato de dióxido de carbono bifásico sólido-gás [Adaptado de Kim & Lee (2016)].

2 Instalação Experimental

O trabalho experimental que foi efetuado teve como objetivo determinar a variação de temperatura na superfície da placa de ensaio, quando nesta é projetado um jato de gelo seco, para posteriormente calcular o coeficiente de transmissão de calor por convecção, em função do ângulo e do tempo de incidência do jato. Neste capítulo é feita uma descrição da instalação, a forma como foi concebida de maneira a permitir a realização da experiência, seguida da descrição da instrumentação utilizada na realização das medições.

Depois de uma primeira instalação experimental concebida por Bernardo (2016), houve necessidade de conceber uma instalação definitiva, de modo a que fosse possível haver um maior controlo sobre as variáveis, permitindo assim a obtenção de resultados mais fiáveis e precisos para o presente estudo e para estudos posteriores. A instalação está esquematizada na Fig. 2.1 e é constituída por uma botija de CO₂ conectada a um dispersor através de uma mangueira de alta pressão, por um suporte de madeira onde serão fixas as placas de ensaio e uma estrutura de perfis com sistema de posicionamento de três eixos, que irá permitir o posicionamento preciso do bocal e do suporte de madeira.

A botija de CO₂ líquido está conectada, através de uma mangueira de alta pressão, a um dispersor com bocal, que será colocado a uma distância fixa e com o respetivo eixo centrado com o centro geométrico da placa. Este posicionamento foi possível através de um sistema de translação de três fusos integrados na estrutura de perfis especialmente concebida para o efeito. A placa de ensaio será colocada num suporte de madeira apoiado por um sistema manual de posicionamento angular em relação à horizontal. A placa será parcialmente perfurada para que sete sondas termopares sejam embutidas de modo a que as extremidades dos termopares fiquem o mais próximo possível da superfície superior da placa, diminuindo assim o risco de interferência física dos termopares nos resultados.

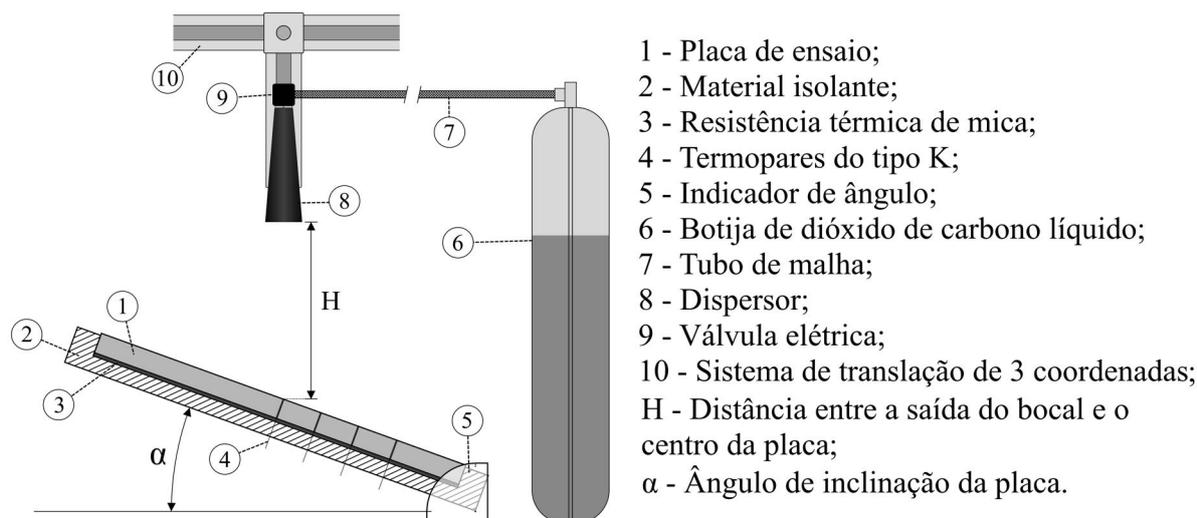


Figura 2.1: Esquema geral da instalação experimental.

2.1. Placa de Ensaio

É utilizada uma placa de alumínio para este estudo. Esta placa apresenta uma superfície quadrada com dimensões $300 \times 300 \text{ mm}^2$ e 10 mm de espessura. A placa será de alumínio EN AW 5083 e as suas propriedades termofísicas ¹ estão indicadas na Tabela 2.1:

Tabela 2.1: Propriedades do alumínio EN AW 5083.

Condutividade térmica k	$117 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \text{K}^{-1}$
Calor específico c_p a 35°C	$900 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \text{K}^{-1}$
Massa volúmica ρ	2660 kg/m^3
Difusividade térmica α'	$48,87 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$

A placa de ensaio contém sete orifícios para alojar as sondas termopares, em posições devidamente espaçadas (valores em mm), como representado na Fig. 2.2, à esquerda. Para que o erro na aquisição do valor da temperatura pelas sondas termopares seja o mínimo possível, é necessário garantir a resistência térmica à condução de calor entre a superfície da placa e o sensor seja desprezável; isto é, garantir que $Bi \ll 1$, sendo este número de Biot definido por $Bi = \frac{h \cdot \delta x}{k}$, em que δx é a distância do sensor à superfície. Para isso os orifícios para o posicionamento dos termopares são maquinados com a

¹<http://asm.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=MA5083H116>

geometria apresentada na Fig. 2.2 à direita, de maneira a deixar um espaço muito curto de material entre a superfície superior da placa de ensaio e a extremidade do orifício; este espaço de material terá 0,3mm de espessura. Deste modo, pode-se garantir que $Bi \ll 1$, e assim o valor da temperatura medido na extremidade do orifício será suficientemente aproximado ao valor da temperatura real na superfície, devido à baixa resistência térmica proporcionada pela espessura reduzida de material. Os orifícios apresentam diâmetros de 3 mm, que se estreitam para 1 mm na extremidade para que os termopares fiquem devidamente alojados.

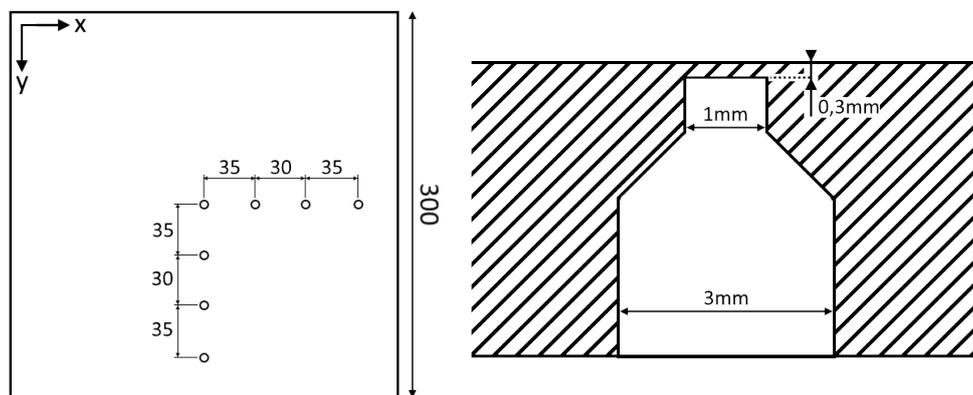


Figura 2.2: Posições e geometria dos orifícios onde se alojam os termopares.

2.2. Sistema de Aquecimento

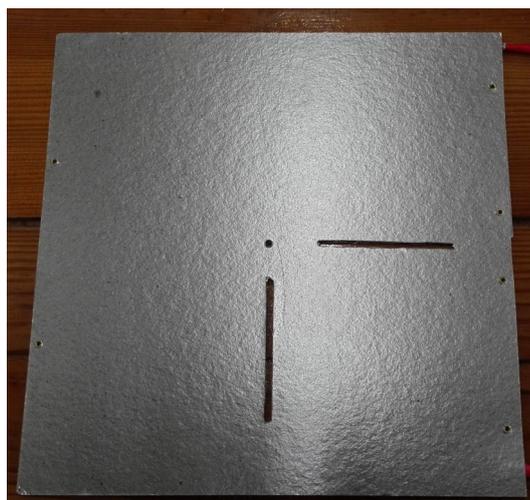


Figura 2.3: Resistência de aquecimento com folhas de mica produzido pela *Crussel*.

Para uniformizar a temperatura inicial em todos os ensaios, é necessário aquecer a

placa de ensaio, de modo a que a superfície superior se apresente à mesma temperatura ao incidir o jato de partículas de dióxido de carbono. A temperatura inicial escolhida é de 90°C . O aquecimento da placa é realizado através de um sistema constituído por duas folhas de mica fabricado pela *Crusset*, intercaladas com uma resistência elétrica com uma potência de aquecimento de 200 W (Fig. 2.3). A resistência elétrica está uniformemente distribuída entre as folhas de mica de modo a que o aquecimento seja uniforme ao longo de toda a superfície. As folhas de mica apresentam rasgos passantes para facilitar a passagem das sondas termopares. O sistema é isolado termicamente por camadas de lã de vidro a envolver todo o sistema exceto na superfície superior da placa, de modo a que a transferência de calor seja realizada apenas através da superfície onde a placa de ensaio está em contato com o jato de partículas.

2.3. Suporte com posicionamento angular

Para este trabalho experimental foi construído um suporte de madeira com sistema de posicionamento angular para que a placa de ensaio possa ser colocada em vários ângulos em relação à horizontal. Deste modo é possível estudar o comportamento térmico da placa com a variação do ângulo de incidência do jato de partículas.

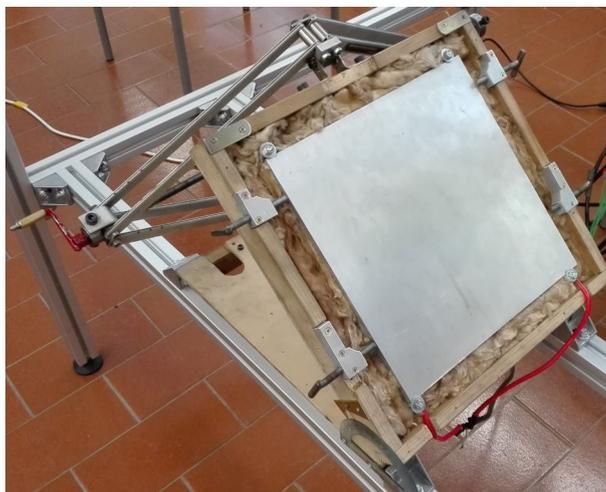


Figura 2.4: Vista geral do sistema de posicionamento angular com a placa de ensaio.

O suporte foi construído em madeira e apresenta algumas características essenciais para tornar os ensaios o mais rigorosos possível. Uma das características é o sistema de rotação angular do suporte. Duas dobradiças ligam as duas bases de madeira nas suas extremidades, a base inferior está fixa na estrutura de perfis, na posição horizontal,

enquanto que a base superior, onde a placa de ensaio é fixa, roda em relação ao eixo formado pelas extremidades onde as bases se conectam através das dobradiças. Para regular o ângulo entre as duas bases, foi construído um sistema mecânico de elevação apresentado na Fig. 2.6. Este sistema contém um fuso com um passo de 1 mm, para que a variação de ângulo seja lenta e precisa. Este sistema permite a regulação da distância entre as extremidades das duas bases e conseqüentemente o ângulo que as duas bases formam uma com a outra, através de movimento rotativo manual. Este sistema estará acoplado em dois encaixes que permitem o acompanhamento do sistema de elevação à medida que o ângulo varia. Para medir o ângulo entre as bases, foi fixo um indicador de ângulo (Fig. 2.5) centrado com o eixo das dobradiças.

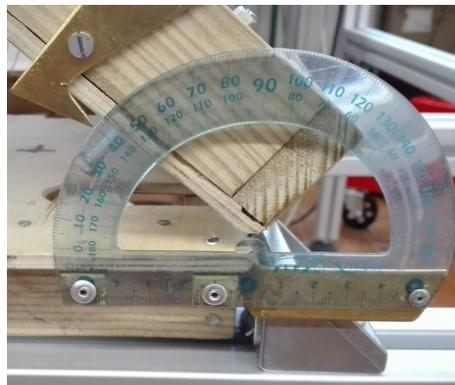


Figura 2.5: Indicador de ângulo.

Na parte superior do suporte foram colocados quatro parafusos que prendem em cada ponta da placa com recurso a anilhas, para que seja possível fixar as placas por aperto e para que a placa fique o mais encostada possível à resistência de modo a que o aquecimento seja mais eficaz. O isolamento térmico é feito com recurso a lã de vidro, colocada por baixo do módulo de aquecimento e à volta da placa de ensaio, permitindo apenas trocas de calor entre a superfície superior e o jato de partículas.

Um sistema de fixação das sondas termopares foi construído recorrendo a um conjunto de pequenas placas de aço, madeira e borracha, colocadas no lado inferior da base (Fig. 2.7). As placas aço e madeira permitem que o aperto seja feito uniformemente ao longo das placas. A placa de borracha permite a fixação das sondas termopares por atrito e permite que os termopares não sejam destruídos por esmagamento, devido à maleabilidade da borracha. As placas são apertadas recorrendo a dois parafusos nas suas extremidades.



Figura 2.6: Vista frontal do sistema de elevação com fusos da base de suporte das placas.

Uma estrutura de perfis permitirá o fixar o suporte de madeira e variar a posição do bocal em relação à placa (Fig. 2.8). Esta estrutura tem um sistema de fusos que permite a translação do bocal nos três eixos espaciais para que a posição do bocal possa ser ajustada em relação ao ângulo que a placa faz com a horizontal.

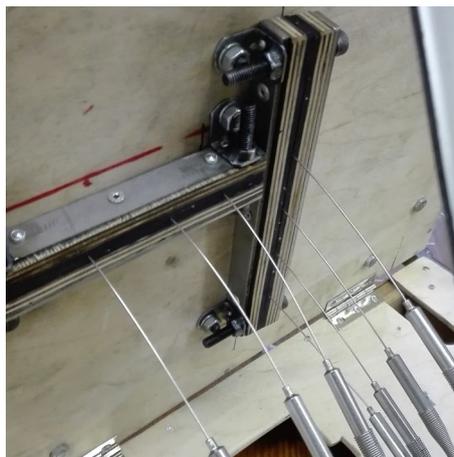


Figura 2.7: Sistema de fixação com termopares nas suas posições.

2.4. Reservatório de CO₂ líquido

O reservatório de dióxido de carbono líquido (Fig. 2.9) está ligado, através de uma mangueira de alta pressão, a um difusor cónico (Fig. 2.10) através do qual o CO₂ líquido será expandido, formando partículas sólidas que serão injectadas contra a placa. O reservatório está pressurizado a cerca de 61,5 *bar* para que a maior parte do dióxido de carbono permaneça em estado líquido, à temperatura ambiente.

Devido à despressurização dentro do reservatório, à medida que vai sendo descarre-



Figura 2.8: Estrutura de perfis onde todos os componentes dos ensaios serão instalados.



Figura 2.9: Botija de CO2 com sifão.

gado, o CO_2 presente irá passar para a fase gasosa. Para evitar que seja extraído CO_2 gasoso, um sifão ligado à saída do reservatório possibilita a extração de CO_2 líquido do fundo do reservatório, já que nesse ponto é onde o CO_2 líquido está mais concentrado e onde este passará para a fase gasosa por último. A expansão feita a partir de CO_2 gasoso faria com que menos partículas sólidas de dióxido de carbono se formassem à saída do difusor e não é o que se pretende.

A expansão é feita através de um difusor, onde o CO_2 se expande e forma uma mistura bifásica sólido-sólido a cerca de $-78,5^\circ\text{C}$ através do efeito Joule-Thompson, formando assim partículas sólidas de CO_2 . O bocal do difusor tem uma geometria cónica para direcionar o jato em direção à placa e o seu eixo é alinhado com o centro geométrico da placa, para que a dispersão do jato seja uniforme em todas as direções ao longo da superfície da placa.

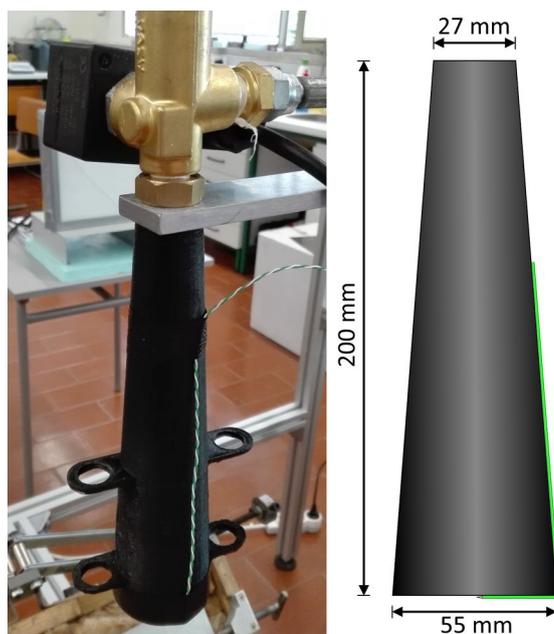


Figura 2.10: Bocal usado no direcionamento do jato de partículas e suas dimensões.

2.5. Instrumentação e Medida

2.5.1. Medição da Temperatura

A medição da temperatura na placa de ensaio é feita recorrendo a sete sondas termopares KMTXL-IM075U-150 do Tipo-K da *Omega* (Fig. 2.11). Estas sondas são constituídas por dois fios de materiais diferentes (Alumel e Cromel), inseridos dentro



Figura 2.11: Termopar KMTXL-IM075U-150 do Tipo-K da *Omega*.

de um tubo metálico com 0,75 mm e são isoladas de qualquer contacto entre os fios e o próprio tubo que os envolve, de modo a que a medição seja feita na extremidade da sonda. Estas sondas termopares permitem chegar a tempos de resposta inferiores a 100 ms e a gama de temperaturas varia entre $-200^{\circ}C$ e $1250^{\circ}C$.

Tabela 2.2: Propriedades do Cromel e Alumel presentes nos termopares.

	Cromel	Alumel
Condutividade térmica k	$19.2 W \cdot m^{-1}K^{-1}$	$29.7 W \cdot m^{-1}K^{-1}$
Calor específico c_p	$447.9 J \cdot kg^{-1}K^{-1}$	$523.25 J \cdot kg^{-1}K^{-1}$
Massa volúmica ρ	$8730 kg/m^2$	$8600 kg/m^2$

Para evitar interferência física dos termopares na medição da temperatura na superfície da placa, decidiu-se colocar as sondas termopares embutidas dentro da placa. As extremidades dos termopares ficam encostadas à superfície inferior de um espaço de material com 0,3mm de espessura entre as extremidades dos orifícios e a superfície superior da placa, conforme descrito na secção 2.1.

Houve também a necessidade de colocar os termopares alinhados com o centro geométrico, nas duas coordenadas paralelas à superfície da placa, como apresentado na Fig. 2.12. Isto deve-se ao fato do escoamento de partículas apresentar um comportamento diferente nessas duas coordenadas devido à alteração do ângulo de incidência e

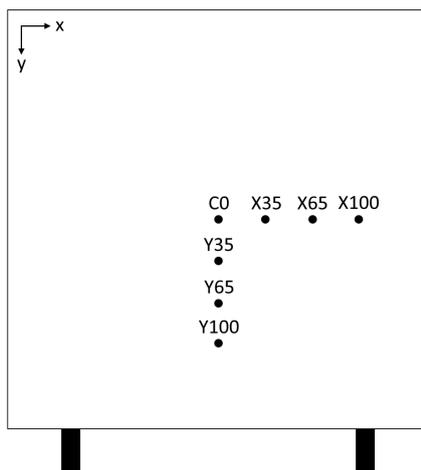


Figura 2.12: Disposição dos termopares na placa e respetivas designações.

assim tendo influências diferentes sobre a evolução da temperatura nas duas coordenadas. Todos os termopares embutidos na placa foram nomeados consoante as suas posições para que o tratamento e análise de dados seja de fácil execução.

Por fim, foi colocado um termopar de fio tipo K à saída do bocal, com a sua ponta colocada no eixo do bocal como está representado na Fig. 2.13, com o objetivo de monitorizar a evolução da temperatura do jato ao longo do tempo.

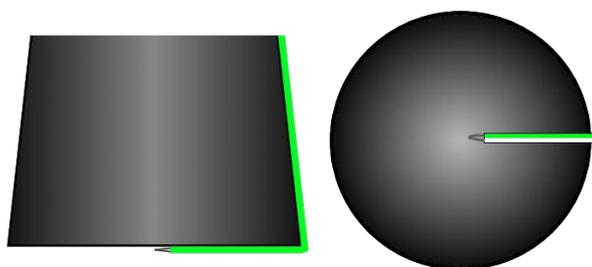


Figura 2.13: Representação da vista lateral e inferior do termopar tipo K à saída do bocal.

A aquisição de dados de temperatura é feita através do *data logger* Data Translation DT9828 (Fig. 2.14) recorrendo ao QuickDAQ, o próprio *software* do dispositivo, enquanto que o tratamento de dados é feito no MatLab. O *data logger* apresenta 8 entradas analógicas diferenciais para termopares e medição de tensão, das quais são utilizadas 7 para medição de temperatura na superfície da placa de ensaio e 1 para a medição de temperatura à saída do bocal. O dispositivo possui ainda isolamento galvânico até $\pm 500V$, uma taxa de aquisição de 600 amostras por segundo e possui um

conversor ADC de 24 *bits* para a redução de ruído e melhoria de precisão.

Tabela 2.3: Características do *data logger* da DataTranslation DT9828.

Nº Canais de termopares	Até 8 termopares
Tipos de termopares	J,K,T,B,E,N,R,S
Resolução de conversão	$\pm 156,25 \text{ mV}$
Taxa de conversão	600/s
Modo de amostragem	Multiplexado para Delta-Sigma
Precisão (termopares tipo K)	0,09 °C; termopar a 25 °C
Impedância de entrada	10 MΩ
Dimensões	37,39 × 106,5 × 153,16 mm
Software	QuickDAQ

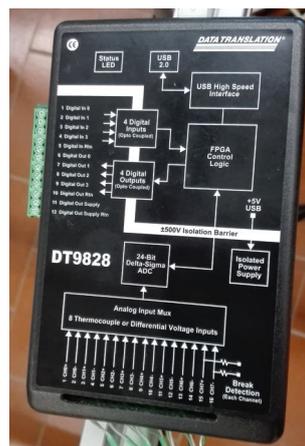


Figura 2.14: *Data logger* Data Translation DT9828 utilizado para aquisição de sinais.

2.5.2. Duração do Jato de Partículas e Massa Injectada

Neste trabalho experimental foi necessário tornar o tempo de jato uniforme e preciso para cada ensaio, para que uma possível variação desse tempo em cada ciclo não influencie os resultados. Para isso foi construído um sistema elétrico de sinais que regula a duração de injeção. Este sistema elétrico de sinais é constituído por um gerador de sinais da RIGOL, que permite a criação de sinais *on/off* com tempo definido e regulável, um osciloscópio, também da RIGOL, para poder ter uma visualização gráfica do sinal transmitido e um gerador de tensão.

O gerador de sinais envia sinais para um relé, que por sua vez permite a passagem de corrente elétrica do gerador de tensão para a válvula, de modo a que esta seja aberta ou fechada, dependendo do tipo de sinal a ser transmitido para o relé.

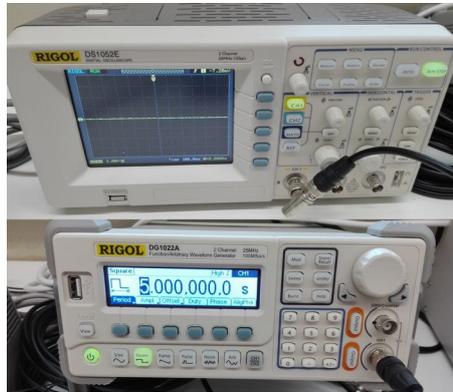


Figura 2.15: Osciloscópio (em cima) e gerador de sinais (em baixo).

A massa total de dióxido de carbono injectada é determinada através de um dispositivo com quatro células de carga de flexão Utilcell M300 (Fig. 2.16) que permite comparar o peso do reservatório de CO₂ antes e depois de cada ensaio e assim calcular a massa que foi perdida, massa essa que corresponde à massa de CO₂ que foi injectada. A medição da massa injectada e da duração de injeção permite o cálculo do caudal mássico de CO₂ injectado em cada ensaio.

$$\dot{m}_{CO_2} = \frac{m_{i,botija} - m_{f,botija}}{\Delta t_j} \quad (2.1)$$



Figura 2.16: Dispositivo com quatro células de carga para permite medir o peso da botija.

3 Metodologia Experimental

Neste capítulo é feita uma descrição esquemática do problema de condução transiente e unidirecional de calor, seguido pela metodologia adotada no cálculo do fluxo de calor e coeficiente de convecção instantâneo e finalmente é descrito o protocolo experimental. Nesta dissertação, o domínio físico é composto por uma placa de ensaio que está aquecida, em que a face inferior da placa é considerada uma fronteira adiabática, por onde as perdas de calor são desprezáveis, e em que a face superior está sujeita a trocas de calor por convecção com o jato de partículas de dióxido de carbono incidente. O esquema do problema em estudo encontra-se na Fig 3.1.

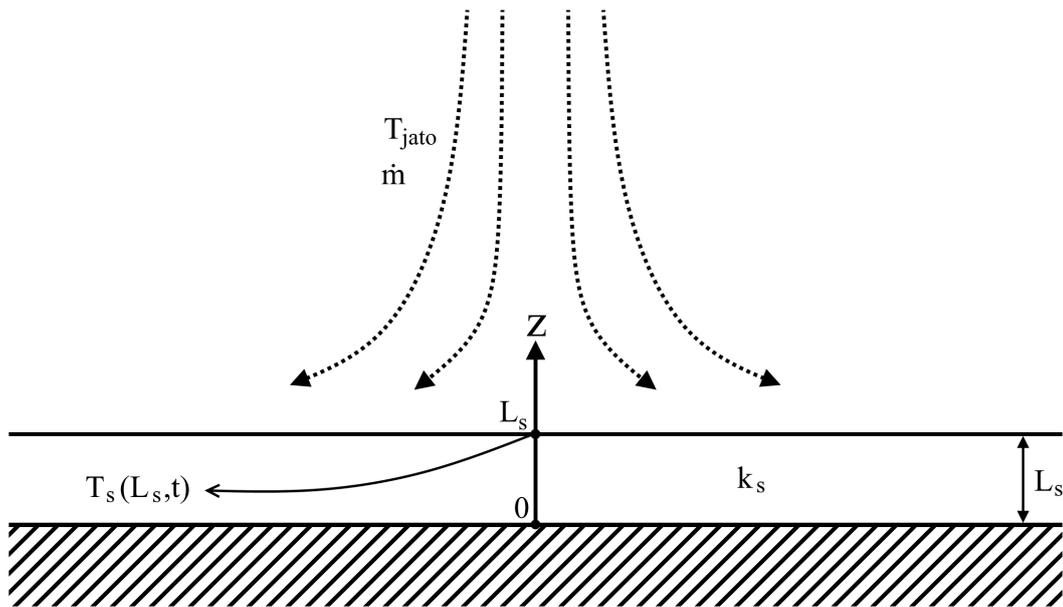


Figura 3.1: Esquema do presente problema de condução de calor.

A placa de ensaio com espessura L_s e condutibilidade k_s encontra-se a uma temperatura inicial uniforme $T_s(z, 0)$. O fluxo mássico \dot{m} de partículas de CO_2 incidente na superfície está à temperatura T_j .

A análise feita nesta dissertação tem em conta:

- i) a temperatura instantânea nos pontos monitorizados, durante o processo de arrefecimento;

- ii) o fluxo de calor instantâneo removido pelo jato de partículas, calculado a partir da evolução da temperatura $T(t)$;
- iii) os coeficientes de convecção obtidos para diferentes condições de operação;
- iv) e a eficiência do processo de arrefecimento associada à sublimação de partículas de CO_2 .

3.1. Fluxo de calor

A metodologia de cálculo do fluxo de calor instantâneo usada na presente dissertação foi primeiramente formulada por Panão & Moreira (2009). Esta metodologia considera um fluxo de calor imposto, que neste caso é nulo, e também que as perdas de calor pelas laterais de placa são demasiado baixas ao ponto de poderem ser negligenciadas, tornando assim este problema unidirecional. Tendo isto em consideração, a equação de calor transiente usada nesta metodologia é expressa pela Eq.(3.1).

$$\frac{\delta\theta}{\delta t} = \left(\frac{k_s}{\beta}\right)^2 \cdot \frac{\delta^2\theta}{\delta z^2} \quad (3.1)$$

sendo θ diferença de temperatura instantânea em relação à temperatura inicial da placa,

$$\theta(z, t) = T_s(z, t) - T_s(L_s, 0) \quad (3.2)$$

e β correspondente à efusividade térmica dos termopares constituídos por Cromel e Alumel por serem do tipo-K.

$$\beta = \sqrt{\rho c_p k} \quad (3.3)$$

Assume-se que a sua distribuição na junção é bi-partida, logo

$$\beta = \frac{\beta_{ch} + \beta_{al}}{2} \quad (3.4)$$

O resultado final permite obter o fluxo de calor à superfície a partir da evolução da temperatura, desde que as condições fronteira se mantenham:

$$\dot{q}''(L_s, t_n) = \frac{2\beta}{\sqrt{\pi\delta t}} \sum_{i=1}^n \frac{\theta(L_s, t_i) - \theta(L_s, t_{i-1})}{\sqrt{n-i} - \sqrt{n-i+1}} \quad (3.5)$$

3.2. Coeficiente de Convecção Instantâneo

A metodologia de cálculo do coeficiente de convecção instantâneo, $h(t)$, baseia-se na Lei de Newton e beneficia dos valores de fluxo de calor anteriormente calculados, das temperaturas instantâneas e do spray de partículas.

$$h(t)[W \cdot m^{-2}K^{-1}] = \frac{\dot{q}''(L_s, t)}{T_s(t) - T_j(t)} \quad (3.6)$$

em que T_s é a temperatura da superfície da placa, e T_j a temperatura do spray de partículas incidente.

3.3. Coeficiente de Convecção Médio

Uma vez que se pretende estudar coeficientes de convecção para diferentes intervalos de tempo (Δt), é necessário calcular um coeficiente de convecção médio temporal para cada posição de medida. A média temporal do coeficiente de convecção é calculada pela Eq.(3.7):

$$\bar{h} = \frac{1}{\Delta t} \int_0^{\Delta t} h(t) dt \quad (3.7)$$

Uma vez que os dados são discretos, a integração é numérica e usa a Regra dos trapézios. Seguidamente calcula-se um coeficiente de convecção médio global, $\langle \bar{h} \rangle$.

$$\langle \bar{h} \rangle = \frac{1}{A_{total}} \sum A_i \cdot \bar{h}(r_i) \quad (3.8)$$

3.4. Considerações Teóricas sobre o Regime Transiente

No presente estudo, pretende-se estudar o comportamento térmico de uma superfície previamente aquecida aquando da incidência de um spray de partículas de CO_2 em intervalos finitos de tempo. Isto implica que a condução de calor terá de ser analisada no regime transiente. Nos estudos experimentais encontrados na literatura, a análise de condução de calor é maioritariamente feita em regime permanente, isto é, a superfície está sujeita a um fluxo de calor constante pelo impacto contínuo de um jato que a arrefece até esta atingir o equilíbrio (Kim & Lee, 2016), ou enquanto se incide um jato em modo intermitente (Panão & Moreira, 2009).

No entanto em termos do método experimental, a superfície está apenas sujeita a um fluxo de calor até atingir uma temperatura pré-determinada ligeiramente superior à temperatura inicial pretendida (T_0). Depois, esse fluxo de calor é interrompido e, após um tempo para que a temperatura estabilize em toda a placa, procede-se à incidência do spray de partículas na superfície. Ao contrário do regime permanente, onde a temperatura apenas se distribui no espaço, em regime transiente, a temperatura evolui também com o tempo. De modo a garantir que os termopares não produzam qualquer perturbação sobre o escoamento, ainda que desprezável, estes foram colocados a uma distância δx da superfície de topo. Qualquer extrapolação dessas medidas para a superfície de topo implica a necessidade de garantir que a distribuição da temperatura em δx seja uniforme com um Biot ($Bi = \frac{h \cdot L_c}{k}$) muito inferior à unidade, $Bi \ll 1$. Daí a análise que se segue.

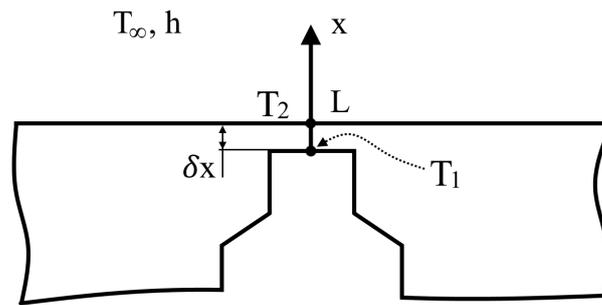


Figura 3.2: Parede plana de espessura L com fronteira diabática numa das superfícies e fronteira convectiva na superfície oposta.

O comprimento característico, L_c , neste caso corresponde a δx e fazendo uma análise escalar em que $\delta x \sim 10^{-4}$, $h \sim 10^4$ (com base nos resultados de Bernardo (2016)) e $k \sim 10^2$ implica que $Bi \sim 10^{-2}$, logo $Bi \ll 1$, sustentando a consideração de temperatura uniforme em δx , de tal modo que se torna razoável assumir que a temperatura medida pelo termopar iguala a temperatura da superfície do topo. Por outro lado, importa também verificar qual a profundidade mínima para que uma perturbação à superfície possa ser "sentida". Essa é dada por,

$$L_{min} \sim \sqrt{\alpha \tau} \quad (3.9)$$

em que α corresponde à difusividade térmica e τ a uma escala de tempo que se pode estimar em 10^1 s nas presentes experiências. Assim, $L_{min} \sim 10^{-2} > \delta x$, pelo que

qualquer perturbação ocorrida na superfície será captada em δx .

3.5. Protocolo Experimental

Para a realização eficaz da experiência é necessário seguir alguns passos. O primeiro passo é dispor os termopares nas posições designadas, sendo o próximo passo ajustar a posição angular da placa e a posição do dispersor em relação à placa, e por fim garantir que as condições de temperatura são cumpridas antes de disparar o jato de partículas.

3.5.1. Posicionamento dos Termopares

Devido ao escoamento de partículas apresentar um comportamento diferente nas duas coordenadas paralelas à superfície da placa, devido à alteração do ângulo de incidência do jato, é necessário fazer a medição da temperatura nessa superfície nas duas coordenadas. Para isso são colocados 7 termopares, 3 em cada coordenada e 1 no centro geométrico da placa. Além disso também foi necessário manter os termopares encostados à parte inferior do pequeno espaço de material de alumínio que o separa da superfície, para que a temperatura medida seja o mais próximo da temperatura real na superfície. Para isso é utilizado um sistema de aperto com borracha que garante que os termopares não saem do sítio durante os ensaios.

3.5.2. Posicionamento da placa e do dispersor

Os primeiros ensaios são feitos com uma inclinação de 0° da placa em relação à horizontal e com a saída do bocal colocado sempre a 300 mm de distância da placa, com o seu eixo centrado com o centro geométrico da placa de ensaio. Devido à posição do centro alinhado variar com a inclinação da própria placa, é necessário ajustar a posição do dispersor para que a distância à superfície da placa se mantenha igual e o seu eixo se mantenha centrado com o centro geométrico da placa. C_y é a distância entre a extremidade da base de madeira e o centro geométrico da placa e C_z é a espessura da base de madeira que sustenta a placa de ensaio.

A distância necessária para deslocar o dispersor na vertical é dada pela Eq. 3.10:

$$\Delta z = C_y \cdot \sin(\alpha) \quad (3.10)$$

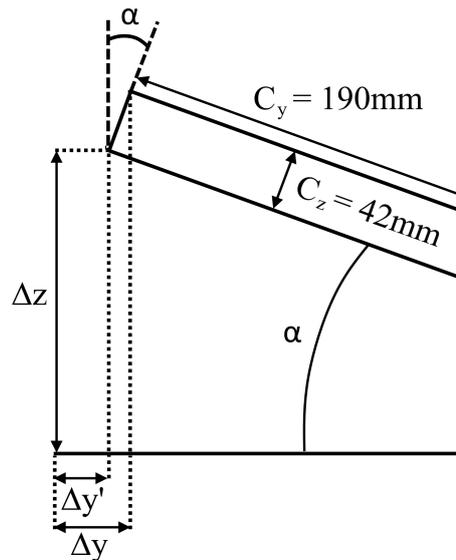


Figura 3.3: Dados necessários para o cálculo da posição do dispersor em relação ao ângulo da placa.

enquanto que a Eq. 3.11 calcula a distância necessária para deslocar o dispersor no eixo y da placa. No eixo x não é necessário fazer ajustes.

$$\Delta y = \Delta y' + C_z \cdot \sin(\alpha) \quad (3.11)$$

$$\Delta y' = C_y - C_y \cdot \cos(\alpha) \quad (3.12)$$

Antes de qualquer ensaio é necessário garantir que a temperatura da placa é uniforme em toda a sua extensão e que esteja em arrefecimento. Para isso é colocada uma resistência de 200 W por baixo da placa, que é ligada até que a temperatura indicada pelos termopares próximos da superfície atinja um valor próximo de 80 $^{\circ}C$. Devido à inércia térmica da placa, a temperatura continuará a aumentar e ultrapassar os 90 $^{\circ}C$ até estabilizar. A temperatura da placa irá então descer até aos 90 $^{\circ}C \pm 1, 0^{\circ}C$ e é nesse momento que é disparado o jato de partículas de dióxido de carbono contra a placa. A temperatura é então registada durante mais de 10 segundos depois do disparo. Como um dos objetivos desta experiência é estudar a influência da duração de injeção, são feitos ensaios com 1, 25, 1, 50, 2, 00, 2, 50 e 3, 00 segundos para cada inclinação da placa.

4 Análise de Resultados

Neste capítulo são apresentados os resultados para a variação da temperatura obtidos experimentalmente, seguido de uma análise da influência da inclinação da placa nos valores de temperatura registados, nos fluxos de calor e no coeficiente de convecção. Por fim é feita uma análise da energia e da eficiência de arrefecimento global para as várias inclinações e durações de injeção.

Nos ensaios experimentais, utilizaram-se diferentes ângulos de inclinação da placa de ensaio em relação à horizontal, sendo os estudados 0° , 20° , 40° e 60° . Os resultados experimentais analisados foram obtidos para um fluxo mássico total de CO_2 (sólido e gasoso) de $23,7 \pm 1,5 \text{ g/s}$, diretamente dependente das características do reservatório e das dimensões do bocal.

4.1. Temperatura do spray de partículas de CO_2

Um dos fatores chave desta experiência é a medição da temperatura do spray de partículas que incide na placa. Como o coeficiente de convecção depende desse valor, e o regime é transiente, é necessário medir a temperatura do spray ao longo do tempo em que este está a ser ejetado. Para isso foi colocado um termopar à saída do bocal que regista a temperatura ao longo do tempo de cada ensaio. Este registo permite também fazer a sincronização dos perfis de temperatura registados pelos termopares montados na superfície de impacto.

Antes da injeção, o dióxido de carbono é mantido na fase líquida dentro de uma botija a cerca de $61,5 \text{ bar}$. Quando é injectado, a pressão à saída do bocal reduz subitamente para a pressão atmosférica de 1 bar . Este gradiente de pressão intensa permite beneficiar do efeito Joule-Thompson, para gerar uma mistura bifásica sólido-gás a temperaturas negativas. No entanto, como se pode verificar na Fig. 4.1, os pontos de temperatura mínima atingida pelo jato variam consoante o tempo de injeção usado durante os ensaios. As evoluções da temperatura do spray para diferentes durações de

injecção indicam que a temperatura de saturação do CO_2 sólido à pressão atmosférica, $T_{sat} = -78,5^\circ\text{C}$ não é atingida, sendo que o valor mínimo de temperatura atingido é de -75°C , quando utiliza-se uma duração de injecção de 3 s. Isto evidencia a importância desta informação para calcular o coeficiente de convecção.

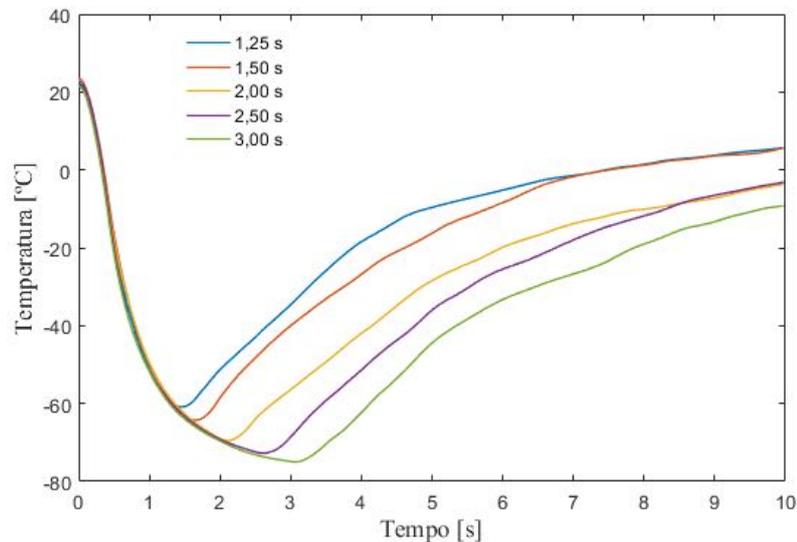


Figura 4.1: Evolução da temperatura à saída do bocal para várias durações de injeção.

4.2. Variação da temperatura na placa

Numa primeira análise, nos perfis de temperatura nos diferentes pontos da placa, onde estão embutidos os termopares, observa-se que o centro da placa arrefece mais do que as suas extremidades, o que vai de encontro com o que se esperava inicialmente, já que o eixo do spray está centrado com o centro geométrico da placa, logo, seria de esperar que mais partículas sólidas incidissem sobre essa área.

Verifica-se também que o arrefecimento da placa, promovido pelo spray, é menor do que observado em estudos anteriores (Bernardo, 2016). Isso deve-se, essencialmente, ao caudal ser menor nas experiências aqui reportadas. De todas as condições estudadas, a maior diferença de temperatura é registada no caso apresentado na Fig. 4.2, com a placa sem inclinação em relação à horizontal ($\alpha = 0^\circ$) e uma duração de injeção de 3,00 s. Desde o início de injeção do spray de partículas até ao fim, no centro da placa, existe uma diferença de temperatura de $\Delta T_{C0} = 1,36^\circ\text{C}$ com 4.1% de variação.

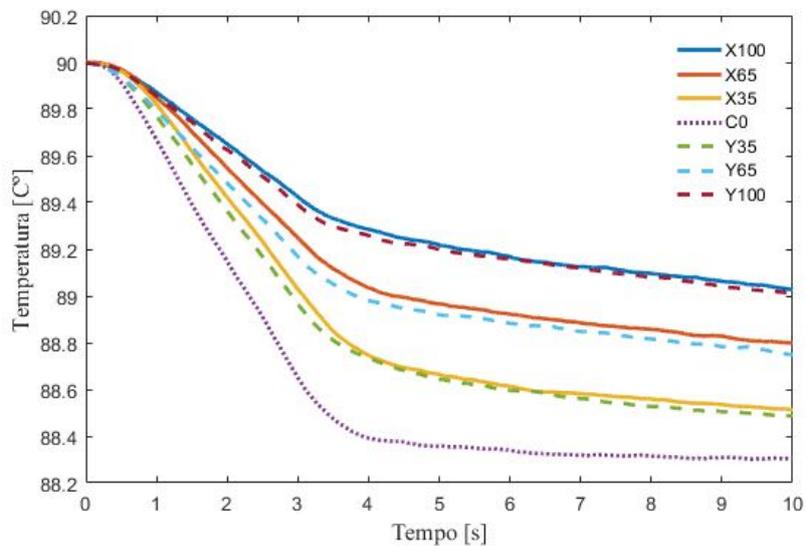


Figura 4.2: Perfil de temperaturas para o ensaio com inclinação de 0° com 3,00 s de duração de injeção como condições.

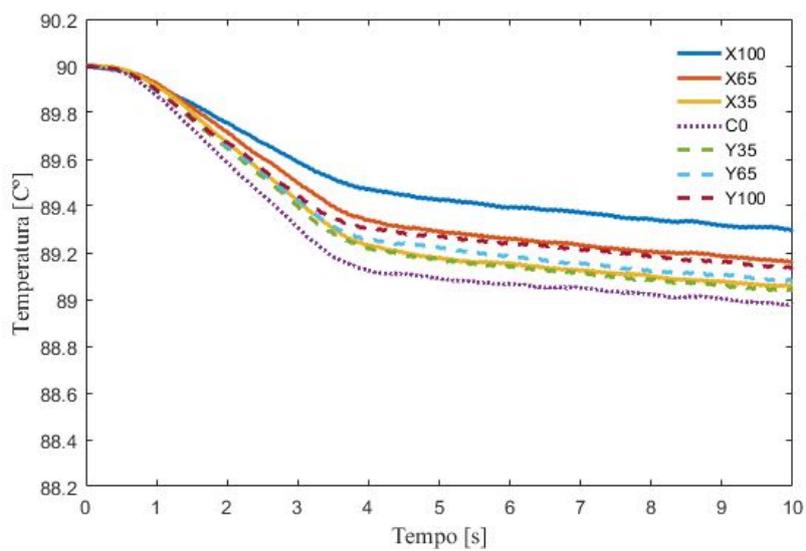


Figura 4.3: Perfil de temperaturas para o ensaio com inclinação de 60° com 3,00 s de jato como condições.

Na prática, o baixo caudal faz com que menos partículas de gelo seco sejam geradas, resultando assim, num menor arrefecimento. O valor máximo do erro relativo das temperaturas registadas foi de 0,01 % para o ensaio com 3,00 s de duração de injeção e 20° de inclinação. No Apêndice A estão apresentados os perfis de temperatura para as restantes durações de injeção e inclinações da placa.

4.3. Influência do ângulo de inclinação da placa

4.3.1. Na Temperatura

Para estudar a influência da inclinação da superfície no arrefecimento, são comparados os perfis de temperatura, variando o ângulo de inclinação da placa. Um dos aspetos verificados nos ensaios com $\alpha = 0^\circ$ de inclinação é a simetria presente nos perfis de temperatura registados pelos termopares nos dois eixos perpendiculares da superfície da placa que foram considerados. Isto é, existe um arrefecimento aproximadamente igual ao longo de pontos que estejam a distâncias iguais ao centro da placa, tal como se verifica na Fig. 4.2. Este comportamento era expectável, já que, com uma inclinação nula, o spray possui um padrão de dispersão radialmente simétrico e, conseqüentemente, gera fluxos de calor radialmente simétricos. Na Fig. 4.4 podemos ver uma representação do percurso feito pelas partículas geradas pelo spray quando a placa não tem inclinação, isto é, $\alpha = 0^\circ$.

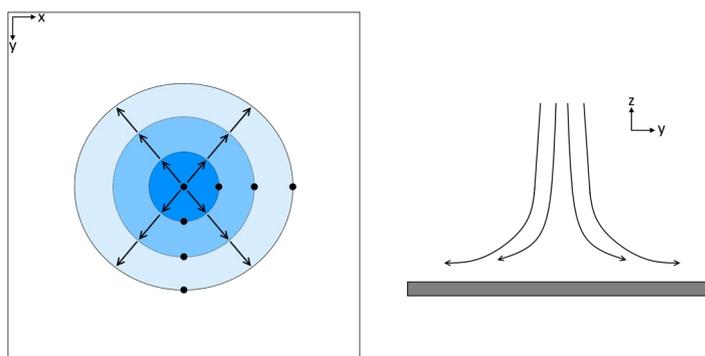


Figura 4.4: Representação do comportamento das partículas de CO_2 quando embatem numa superfície com $\alpha = 0^\circ$ de inclinação. (Vista superior e lateral)

Nos casos em que $\alpha > 0^\circ$, essa simetria já não se verifica e, à medida que o ângulo de inclinação aumenta, os perfis de temperatura tendem a ser mais assimétricos. A disparidade de valores observados na Fig. 4.7 nos dois eixos explica-se pelo fato de o spray

de partículas apresentar um comportamento também ele assimétrico. Esta assimetria gera variações diferentes do fluxo de calor segundo os dois eixos x e y, já que as partículas de dióxido de carbono transportadas pelo spray deslocam-se preferencialmente na direcção y, como se pode ver pela Fig. 4.5. Devido a isto, e de acordo com os dados de temperatura adquiridos, observa-se que os pontos ao longo do eixo y arrefecem mais do que nos pontos ao longo do eixo x da placa.

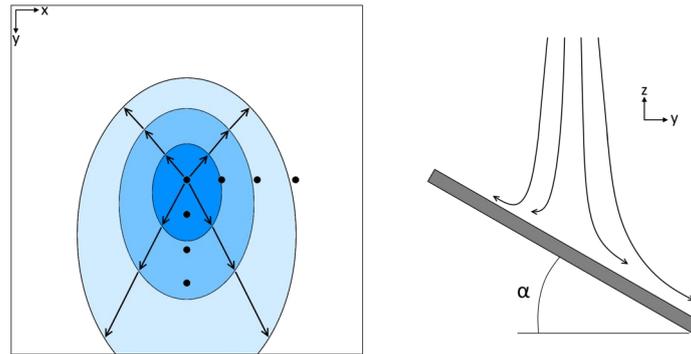


Figura 4.5: Representação do comportamento das partículas de CO_2 quando embatem numa superfície com $\alpha > 0^\circ$ de inclinação. (Vista superior e lateral)

4.3.2. No Fluxo de Calor

Também é comparada a influência da inclinação da superfície sobre o fluxo de calor removido pelo spray. Observa-se que o calor dissipado no centro é maior quando o jato incide perpendicularmente à superfície ($\alpha = 0^\circ$). O fluxo de calor máximo registado no centro da placa é de $q_w = 9148 \text{ W/m}^2$ com 4,7% de variação, com a inclinação $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 3,00 \text{ s}$.

Este valor diminui do centro para a periferia e o mesmo acontece quando a inclinação da placa aumenta e, naturalmente, quando a duração de injeção diminui. Tal como acontece com a temperatura, o fluxo de calor é radialmente simétrico se estiver a considerar uma inclinação nula da placa, enquanto que para inclinações maiores, essa simetria deixa de se verificar, como se pode ver comparando a Fig. 4.6 com a Fig. 4.7. No Apêndice B estão apresentados os perfis de fluxo de calor instantâneo para as restantes durações de injeção e inclinações da placa.

Na Fig. 4.8 estão sintetizados todos os valores máximos de fluxo de calor obtidos para cada ângulo de inclinação e duração de injeção. Em todos os ensaios o valor

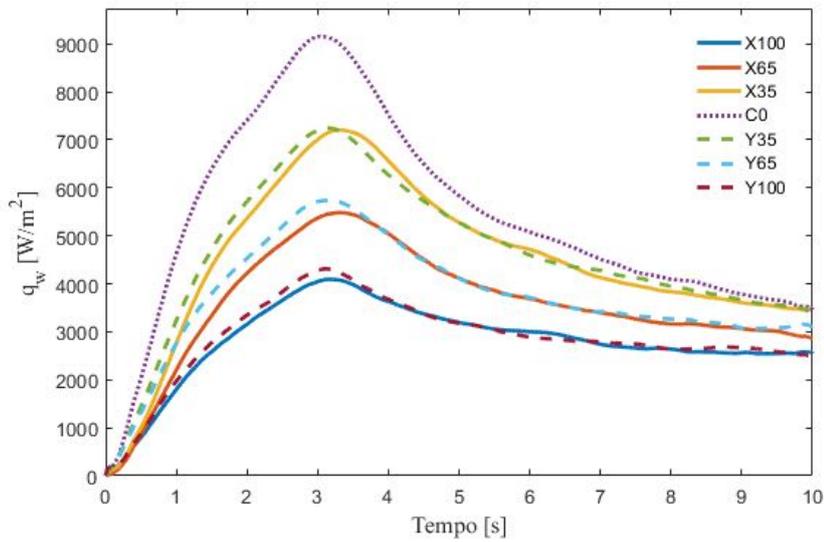


Figura 4.6: Fluxo de calor para $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 3,00$ s.

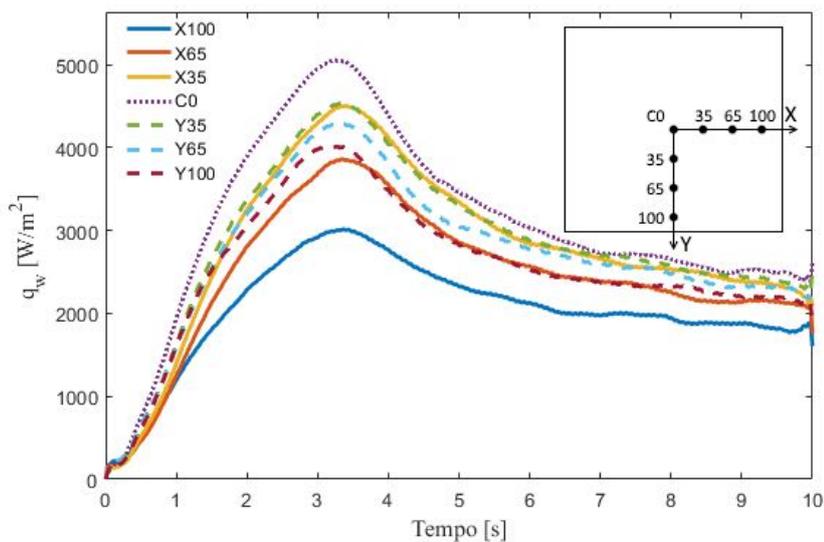


Figura 4.7: Fluxo de calor para $\alpha = 60^\circ$ e $\Delta t_j = 3,00$ s.

máximo do fluxo de calor é atingido no centro da placa. Na tabela 4.1 estão presentes os valores médios dos instantes em que o fluxo de calor é máximo e da razão entre esses instantes e a duração da injeção. Já que estes valores médios não variam com o ângulo, estes são calculados a partir dos valores de todas as inclinações. Observa-se que a razão entre os valores médios dos instantes do fluxo de calor máximo e a duração de injeção diminui à medida que a duração de injeção aumenta. Este fenómeno pode ser explicado com a variação de temperatura do spray de partículas.

Tabela 4.1: Instantes médios em que o fluxo de calor máximo é atingido.

Δt_j [s]	$t_{q_w,max}$ [s]	$\frac{t_{q_w,max}}{\Delta t_j}$
1,25	1,55	1,24
1,50	1,71	1,14
2,00	2,12	1,06
2,50	2,56	1,02
3,00	3,03	1,01

Pode-se observar que, para baixas durações de injeção e ângulos de inclinação elevados, temos fluxos de calor baixos. Por outro lado, para durações de injeção maiores e ângulos de inclinação mais baixos, obtém-se fluxos de calor mais elevados. Na Fig. 4.8 observa-se que existem certas condições em que se consegue um fluxo de calor similar, alterando a inclinação e a duração de injeção. Nas condições $\alpha = 0^\circ \wedge \Delta t_j = 1,25$ s, $\alpha = 20^\circ \wedge \Delta t_j = 1,50$ s, $\alpha = 40^\circ \wedge \Delta t_j = 2,00$ s e $\alpha = 60^\circ \wedge \Delta t_j = 3,00$ s, os fluxos de calor máximos são muito similares entre si (~ 6 kW/m²). Isto indica que, é possível diminuir a duração de injeção e a inclinação da placa para obter os mesmos fluxos com durações de injeção e inclinações mais acentuadas. O valor máximo do erro relativo do fluxo de calor é de 5,62% para o ensaio de $\Delta t_j = 1,25$ s de duração de injeção e 60° de inclinação.

4.3.3. No Coeficiente de Convecção Instantâneo

O coeficiente de convecção apresenta uma simetria radial para inclinações de placa nulos e apresenta uma assimetria acentuada à medida que a inclinação aumenta. O coeficiente de convecção máximo obtido nestas experiências é de $h_{w,max} = 59,45$ W ·

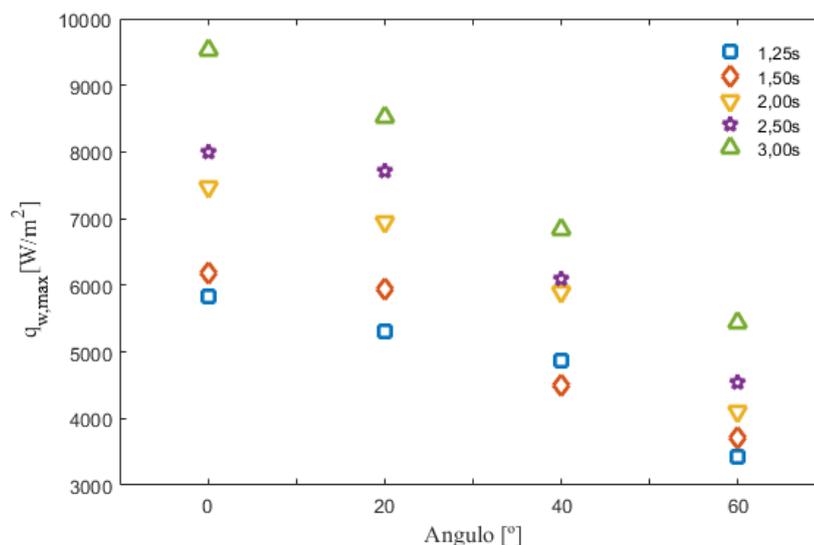


Figura 4.8: Fluxo de calor instantâneo máximo no centro da placa para cada condição de ângulo de inclinação e duração de injeção.

$m^{-2}K^{-1}$, registado no ensaio com $\Delta t_j = 3,00 s$ e $\alpha = 0^\circ$, como se pode ver na Fig. 4.9. Para este valor, o número de Biot relativo à espessura de material da placa até à posição dos sensores é $1,5 \times 10^{-4}$, confirmando-se que a resistência térmica entre estes e a superfície é desprezável.

A Fig. 4.10 mostra os valores máximos obtidos para os coeficientes de convecção instantâneos nas condições usadas nos ensaios. O efeito da duração de injeção e da inclinação da placa é semelhante ao que se observou para os fluxos de calor instantâneos máximos. O facto de a inclinação favorecer a reflexão das partículas sobre a superfície poderá influenciar o tempo de residência destas, influenciando as trocas de calor. Porém, esta apreciação carece de mais experiências para o verificar. O facto de o coeficiente de convecção ser inversamente proporcional à área pode explicar o porquê de o coeficiente de convecção diminuir à medida que ângulo de inclinação aumenta. A área de acção passa de um formato circular para um formato elíptico, aumentando a sua área de acção. O valor máximo do erro relativo do coeficiente de convecção instantâneo é de 5,61% para o ensaio de 1,25 s de duração de injeção e $\alpha = 60^\circ$ de inclinação.

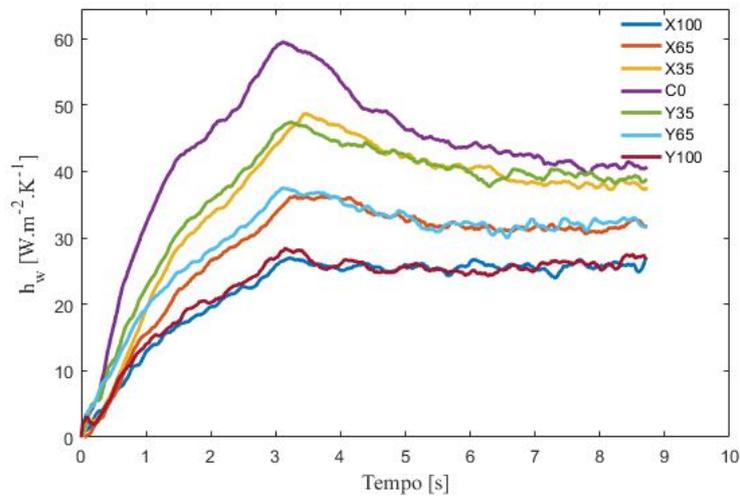


Figura 4.9: Perfil do Coeficiente de Convecção Instantâneo para $\alpha = 0^\circ$ de inclinação e $\Delta t_j = 3,00$ s como condição.

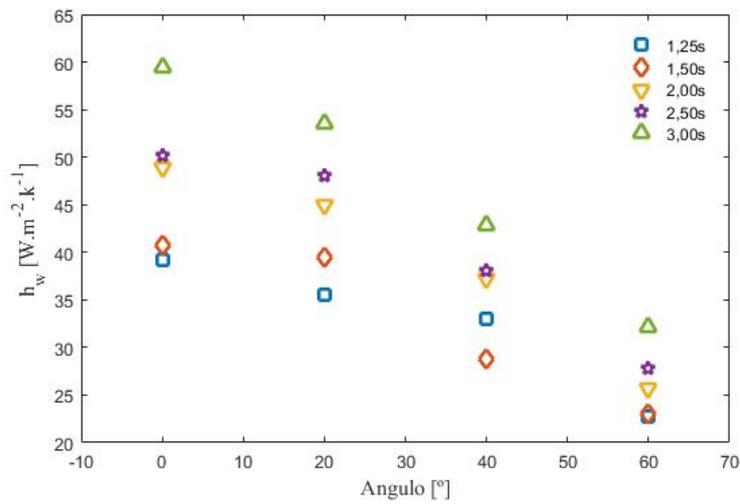


Figura 4.10: Coeficiente de convecção instantâneo máximo no centro da placa para cada condição do ângulo de inclinação e duração de injeção.

4.4. Coeficiente de Convecção Médio Temporal

Para perceber qual a influência global da inclinação da superfície sobre o arrefecimento, obteve-se uma média temporal do coeficiente de convecção. No entanto, devido à assimetria da área de impacto quando a inclinação da placa é superior a 0° , a análise restringe-se ao efeito local. A Fig. 4.11 apresenta os coeficientes de convecção médio no eixo x (a) e no eixo y (b) em função de Δt_j para as diferentes posições radiais em relação ao centro da placa, correspondentes a uma inclinação da placa de 60° . No Apêndice C encontram-se as curvas $h_m = f(\Delta t_j)$ para as restantes inclinações. É possível verificar que no ponto mais afastado do eixo y ($r_y = 100\text{mm}$), o coeficiente de convecção médio é maior do que no mesmo ponto no eixo x ($r_x = 100\text{mm}$), o que vai de encontro das observações feitas anteriormente de que existe um maior arrefecimento no eixo y do que no eixo x quando a placa está inclinada.

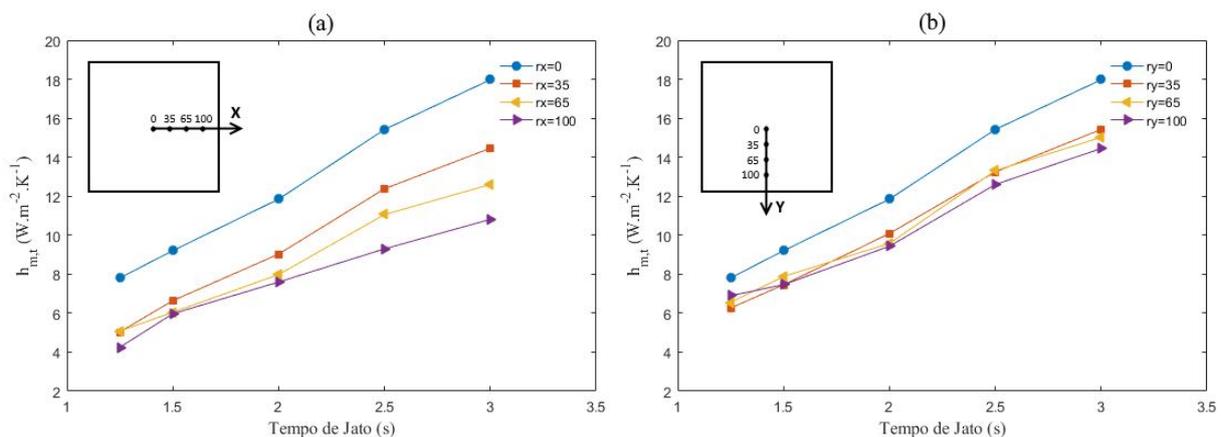


Figura 4.11: Coeficientes de convecção médio temporal para cada distância r , nas coordenadas x (a) e y (b), em função do duração de injeção para $\alpha = 60^\circ$ de inclinação.

4.5. Energia e Eficiência de Arrefecimento Globais

A quantificação da energia retirada pelo arrefecimento é um dos pontos chaves para entender a importância que a sublimação tem neste processo. A mudança de fase acontece quando um sólido a baixa temperatura retira energia das redondezas para sublimar. A energia retirada é a que permite o arrefecimento da placa. Na Fig. 4.12 estão sintetizados os valores da energia global retirada à placa durante o arrefecimento para a placa na horizontal, em função da duração de injeção é calculada através da

Eq.(4.1). Devido à complexidade das áreas de acção ser acentuada com o aumento da inclinação da placa, foi feita apenas uma análise da energia e eficiência de arrefecimento para $\alpha = 0^\circ$.

$$Q_{arref}(\alpha, \Delta t_j) = \int_0^{\Delta t_j} \bar{q}_i \cdot A_i \cdot dt \quad (4.1)$$

em que,

- $\bar{q}_i \rightarrow$ Fluxo de calor médio temporal na área de acção i;
- $A_i \rightarrow$ Área de acção i;

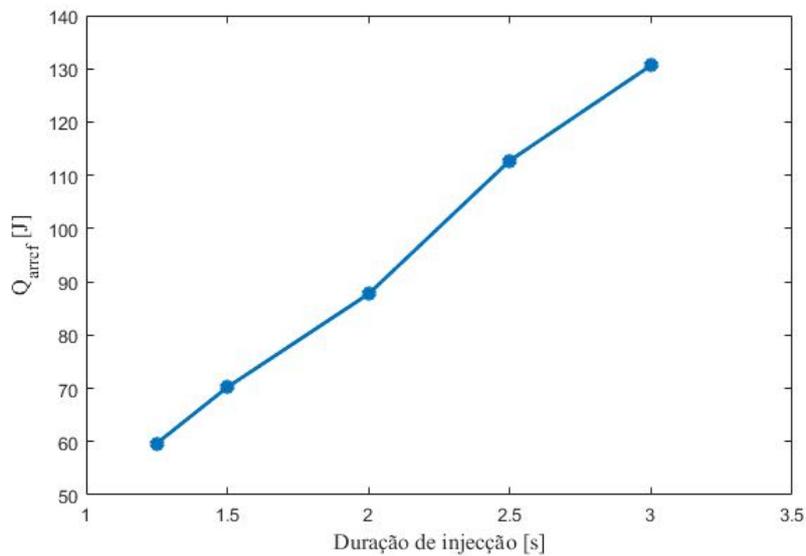


Figura 4.12: Energia de arrefecimento global para $\alpha = 0^\circ$ e todas as durações de injeção estudadas.

Os valores de energia de arrefecimento global mostram que existe uma maior quantidade de energia a ser retirada, quanto maior for a duração de injeção.

A eficiência de arrefecimento é definida pela Eq.(4.2):

$$\eta_{sublim,i} = \frac{Q_{arref}}{Q_{sublim}} \times 100 \quad (4.2)$$

onde Q_{sublim} pode ser calculada através da Eq.(4.3). Esta quantifica a energia que seria possível retirar, caso toda a massa de líquido injectada se solidificasse e sublimasse:

$$Q_{sublim} = \chi \cdot \dot{m} \cdot \Delta t_j \cdot h_{sublim} \quad (4.3)$$

onde h_{sublim} representa a entalpia de sublimação do CO_2 . Considera-se que, por uma expansão isentálpica, 47% da massa total de dióxido de carbono chega na forma líquida ao bocal de expansão ($\chi = 0,47$) e tem potencial de sublimação. No entanto, nem toda a massa de CO_2 sublima. Nesta dissertação foi determinado que, para as condições no interior da botija (cerca de 61,5 bar e 23°C), a percentagem de dióxido de carbono sólido resultante da expansão do líquido é cerca de 13% ($\chi = 0,13$). Assim, tendo em conta que apenas a massa sólida de dióxido de carbono tem potencial de sublimação e sabendo que $h_{sublim} = 573 \text{ kJ/kg}$, a energia máxima retirada por sublimação em cada Δt_j está presente na Tabela 4.2.

Recorrendo então à Eq.(4.2), é possível calcular a eficiência de arrefecimento global. Na Tabela 4.3 estão representadas as eficiências de arrefecimento globais para todas as condições de Δt_j considerando que 13% da massa sublima. A eficiência global máxima é de 2,65% e foi registada para $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 1,25 \text{ s}$. Pode-se concluir que a eficiência do processo é muito reduzida comparada com estudos anteriores (Bernardo, 2016). Estes valores podem ser explicados pelo reduzido caudal proporcionado pela válvula usada neste estudo. Um caudal reduzido significa uma menor quantidade de partículas sólidas que se formam no spray, o que culmina numa menor energia retirada à placa por sublimação. Por isso é necessário estudar a influência do caudal mássico no arrefecimento da placa.

Tabela 4.2: Energia de sublimação no caso em que 13% da massa de dióxido de carbono sublima, para cada duração de injeção.

Δt_j [s]	Q_{sublim} [J]
1,25	2242
1,50	2719
2,00	3577
2,50	4483
3,00	5389

Tabela 4.3: Eficiência global para todas as durações de injeção e $\alpha = 0^\circ$, considerando que 13% da massa de CO₂ sublima.

Δt_j [s]	η_{sublim} [%]
1,25	2,65
1,50	2,59
2,00	2,44
2,50	2,50
3,00	2,43

5 Conclusões e Trabalho Futuro

A presente dissertação dedica-se ao estudo do arrefecimento de superfícies por sublimação de um spray de partículas de CO_2 . Na expansão isentálpica de CO_2 líquido, o efeito Joule-Thompson permite gerar uma mistura bifásica sólido-gás a baixa temperatura a partir do decréscimo abrupto da pressão. Ao incidir sobre a placa, as partículas de dióxido de carbono sublimam, arrefecendo-a. Os objectivos propostos consistem na avaliação térmica do efeito da inclinação da superfície e da duração de injeção sobre o arrefecimento.

Para isso, construiu-se uma estrutura capaz de variar o ângulo da superfície e uma válvula electromecânica permite controlar a duração da injeção. Para as inclinações de 0° a 60° e durações de injeção de 1,25 s a 3 s, mediu-se a temperatura através de termopares embutidos na própria placa de ensaio, o que evitou que a presença de elementos intrusivos na superfície da placa mas suficientemente próximos para que a temperatura fosse equivalente à da superfície do topo. Com as medidas de temperatura calculou-se o fluxo de calor e o coeficiente de convecção. Da análise dos resultados obtidos em todos os ensaios conclui-se que o centro da placa é a área onde ocorre a maior variação de temperatura bem como os maiores fluxos de calor e coeficientes de convecção.

A partir dos valores máximos obtidos para o coeficiente de convecção é evidente que o arrefecimento da placa é fortemente mitigado pelo aumento da inclinação e pela redução da duração de injeção. O valor máximo do coeficiente de convecção instantâneo registado em todas as condições de operação consideradas foi de $59,45 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$ para uma inclinação da placa de 0° em relação à horizontal, uma duração de injeção de 3,00 segundos e no ponto central da placa. No entanto é notório que o arrefecimento promovido pelo spray de partículas foi reduzido em relação ao expectável. A eficiência não varia significativamente com a duração de injeção em torno de um valor médio de 2,3%. Analisadas todas as possíveis causas para este fenómeno, chegou-se à conclusão de que o caudal de dióxido de carbono obtido com o bocal de expansão do

dispersor era muito baixo em relação a sprays com a mesma configuração de estudos anteriores onde o diâmetro do bocal era superior, gerando assim menos partículas sólidas de dióxido de carbono disponíveis para sublimar.

Sugestões de investigação

O estudo realizado nesta dissertação permitiu aumentar o nível de controlo sobre variáveis como o ângulo de impacto do spray com a superfície e a duração de injeção, tornando-as mais precisas e viáveis. No entanto, considerando o conhecimento previamente obtido sobre esta técnica de arrefecimento, alguns dos resultados obtidos nesta dissertação, como a variação de temperatura, foram menores do que os espectáveis e considera-se que certos fatores limitaram esses resultados. Alguns desses fatores são enunciados nas sugestões de investigação para estudos futuros, bem como várias ideias que foram surgindo ao longo da dissertação:

- a realização de ensaios experimentais com diferentes caudais de dióxido de carbono que podem ser conseguidos através de bocais de expansão com diâmetro maior, ou injeções pulsadas usando a válvula electromecânica que controla a abertura e fecho do injector;
- a realização de ensaios experimentais com placas de várias espessuras e diferentes tipos de aço e alumínio, de modo a estudar a influência da inércia térmica no arrefecimento da superfície;
- a realização de ensaios experimentais com diferentes geometrias e diâmetros do bocal, de modo a obter diferentes configurações do spray de partículas diferentes e estudar a sua influência no arrefecimento da superfície.

Bibliografia

- Bernardo, Mário F. N. 2016. *Estudo Experimental do Arrefecimento com um Jato de Dióxido de Carbono*. M.Phil. thesis, Dissertação de Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra, Coimbra.
- Bodinus, William. 1999. The rise and fall of carbon dioxide systems. *The first century of air conditioning, ASHRAE*, 37–42.
- Hoenig, S. A. 1986. Cleaning surfaces with dry ice. *Compressed Air Magazine*, **91**, 22–25.
- Ichi-Ghazaani, M., & Parvin, P. 2011. Characterization of a dry ice heat exchanger. *International Journal of Refrigeration*, **34**, 1085–1097.
- Jambunathan, K., Lai, E., Moss, M.A., & Button, B.L. 1992. A review of heat transfer data for single circular jet impingement. *Int. J. Heat Fluid Flow*, **13**(2).
- John, H., & Lienhard, V. 2006. Heat transfer by impingement of circular free-surface liquid jets. *ISHMT-ASME Heat and Mass Transfer Conference*.
- Kim, Dongsu, & Lee, Jaeseon. 2016. Experimental investigation of CO₂ dry-ice assisted jet impingement cooling. *Applied Thermal Engineering*, **107**, 927–935.
- Kim, Man-Hoe, Pettersen, Jostein, & Bullard, Clark W. 2004. Fundamental process and system design issues in CO₂ vapor compression systems. *Progress in Energy and Combustion Science*, **30**, 119–174.
- Liu, Yi-Hung, HIRAMA, Daisuke, & Matsusaka, Shuji. 2012. Particle removal process during application of impinging dry ice jet. . *Powder Technology*, 1–13.

- Liu, Zhen-Hua, & Wang, Jing. 2000. Study on film boiling heat transfer for water jet impinging on high temperature flat plate. *Int. J. Heat Mass Transfer*, **44**(13), 2475–2481.
- Lorentzen, G. 1990. Trans-critical vapour compression cycle device. *International Patent Publication WO 90/07683*.
- Lorentzen, G., & Petterson, J. 1993. A new, efficient and environmentally benign system for car air-conditioning. *Int. J. Refrigeration*, **16**(4), 4–12.
- Ma, C.F., Gan, Y.P., Tian, Y.C., & Lei, D.H. 1993. Liquid jet impingement heat transfer with or without boiling. *J. Therm. Sci.*, **2**(1), 32–49.
- Panão, Miguel, & Moreira, António. 2009. Intermittent spray cooling: A new technology for controlling surface temperature. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, **30**(117–130).
- San, J., Huang, C., & Shu, M. 1997. Impingement cooling of a confined circular air jet. *Int. J. Heat Mass Transfer*, **40**(6), 1355–1364.
- Sherman, R., Grob, J., & Whitlock, W. 1991. Dry surface cleaning using CO₂ snow. *J. Vac. Sci. Technol. B*, **9**, 1970–1977.
- Sherman, Robert, & Adam, Paul. 1995. Carbon Dioxide Snow Cleaning - The next Generation of Clean. *Precision Cleaning '95 Proceedings*, 271–300.
- Viskanta, R. 1993. Heat transfer to impinging isothermal gas and flame jets. *Exp. Therm. Fluid Sci.*, **6**(2).
- Yamaguchi, H., Zhang, X.R., & Fujima, K. 2008. Basic study on new cryogenic refrigeration using CO₂ solid-gas two phase flow. , *International Journal of Refrigeration*, **31**, 404–410.
- Zuckerman, N., & Lior, N. 2006. Jet impingement heat transfer: physics, correlations, and numerical modeling. *Adv. Heat Transfer*, **39**(6).

A Temperatura Instantânea na Placa

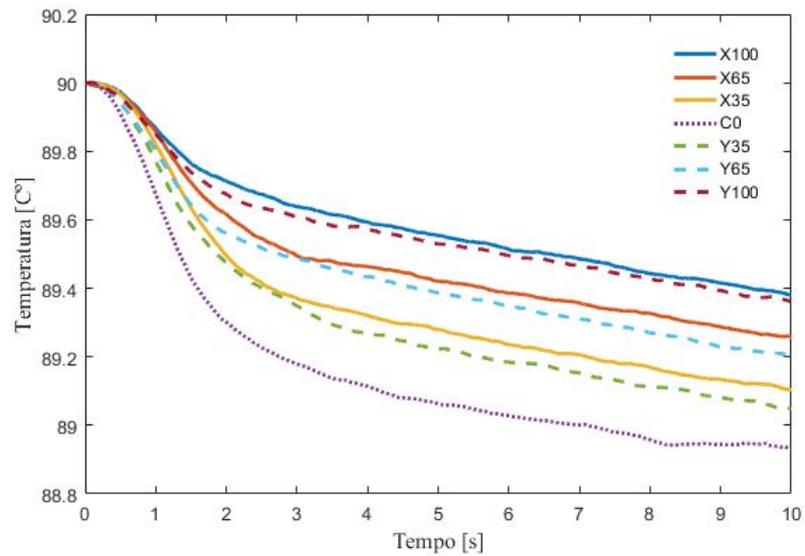


Figura A.1: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 0^\circ$ com $\Delta t_j = 1,25$ s.

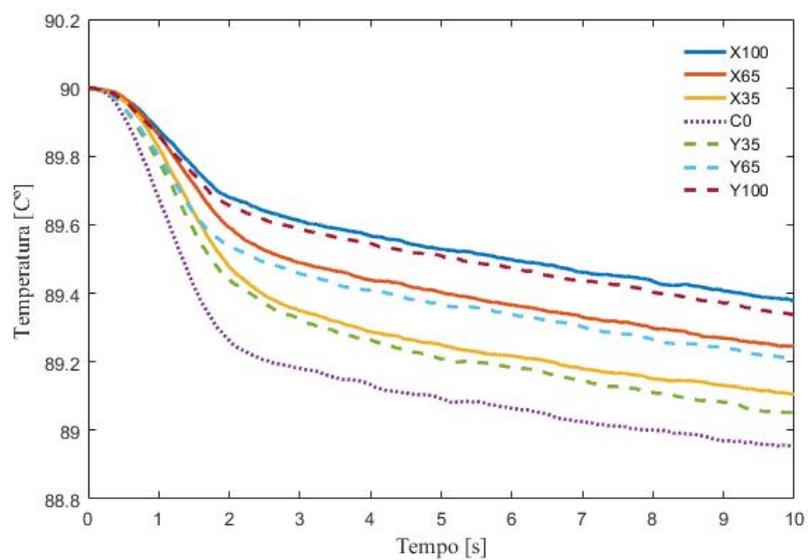


Figura A.2: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 0^\circ$ com $\Delta t_j = 1,50$ s.

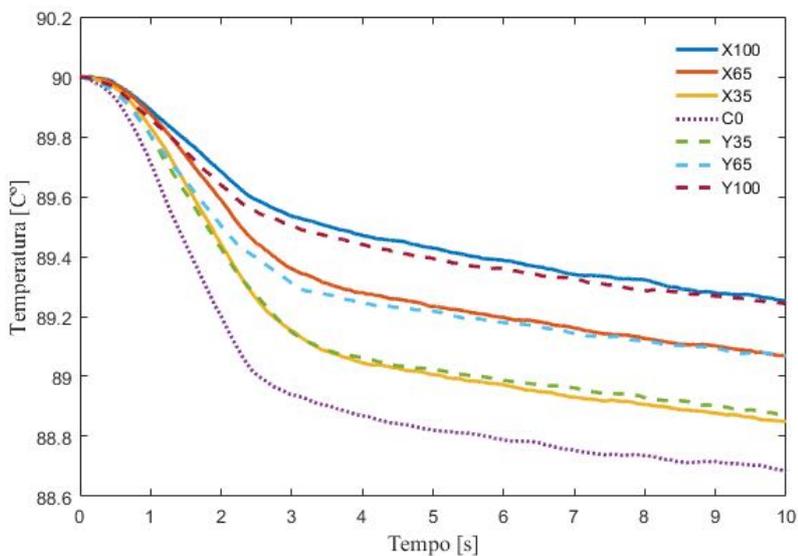


Figura A.3: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 0^\circ$ com $\Delta t_j = 2,00$ s.

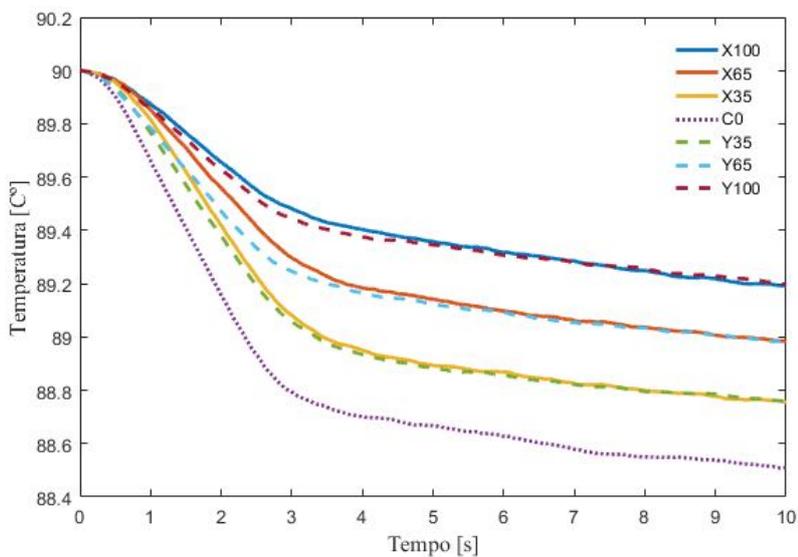


Figura A.4: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 0^\circ$ com $\Delta t_j = 2,50$ s.

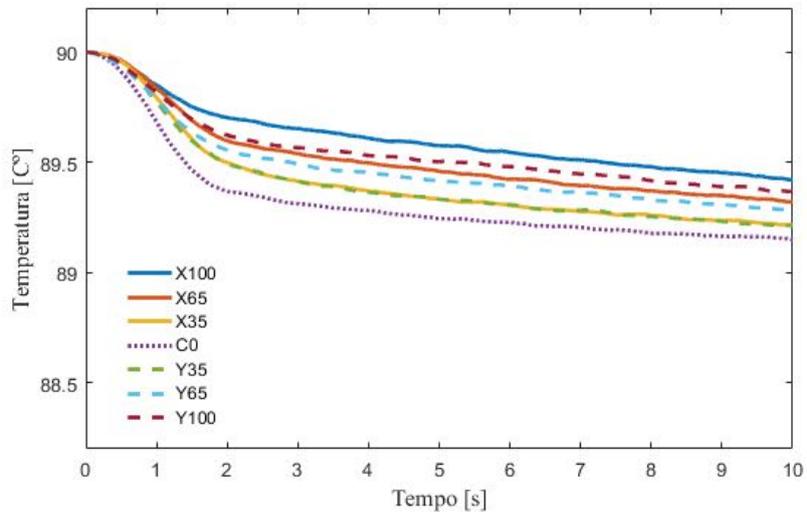


Figura A.5: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 20^\circ$ com $\Delta t_j = 1,25$ s.

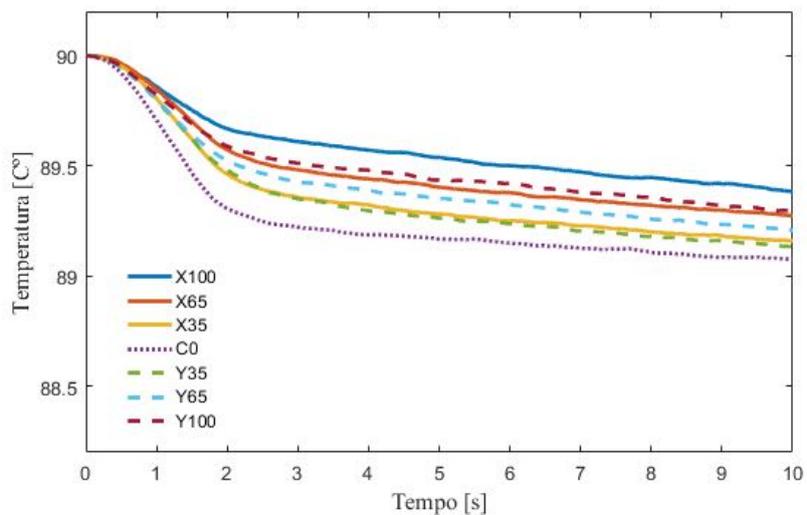


Figura A.6: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 20^\circ$ com $\Delta t_j = 1,50$ s.

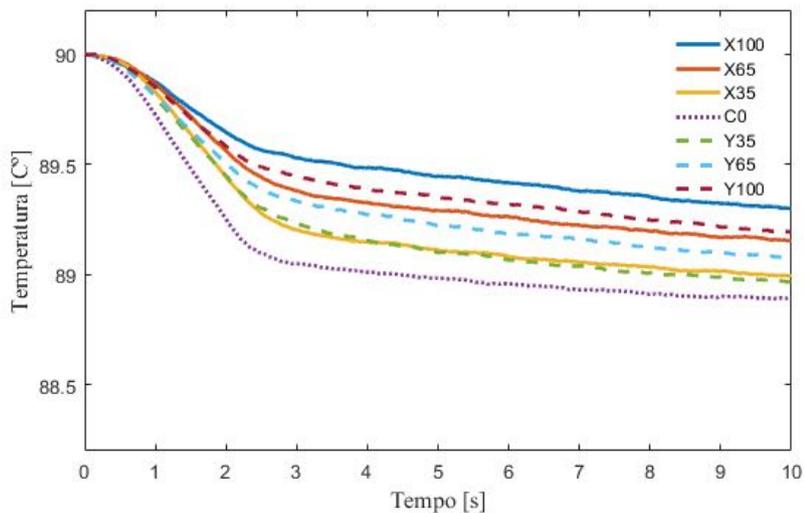


Figura A.7: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 20^\circ$ com $\Delta t_j = 2,00 s$.

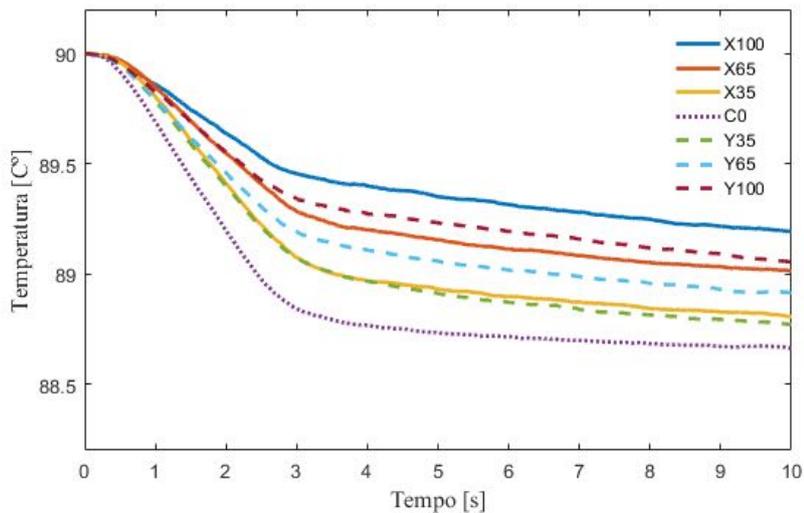


Figura A.8: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 20^\circ$ com $\Delta t_j = 2,50 s$.

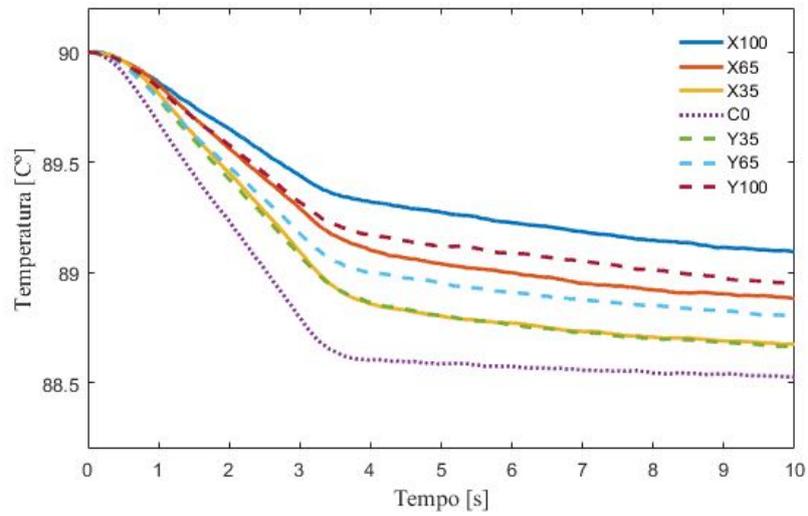


Figura A.9: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 20^\circ$ com $\Delta t_j = 3,00$ s.

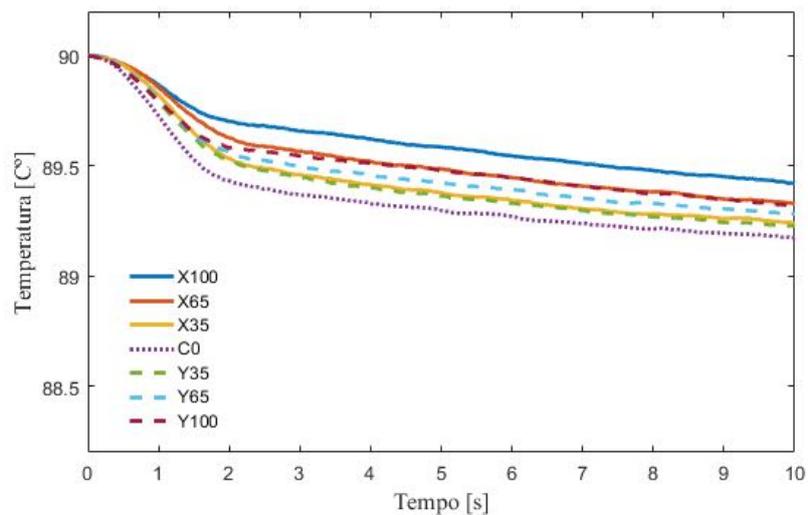


Figura A.10: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 40^\circ$ com $\Delta t_j = 1,25$ s.

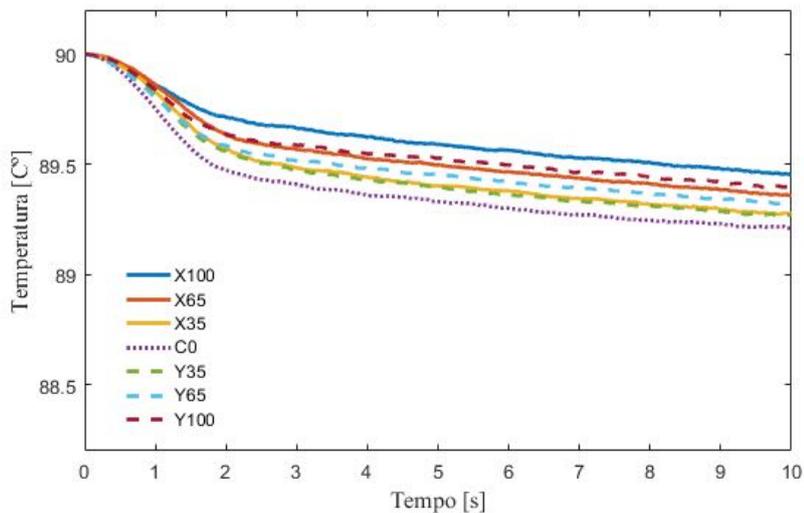


Figura A.11: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 40^\circ$ com $\Delta t_j = 1,50 s$.

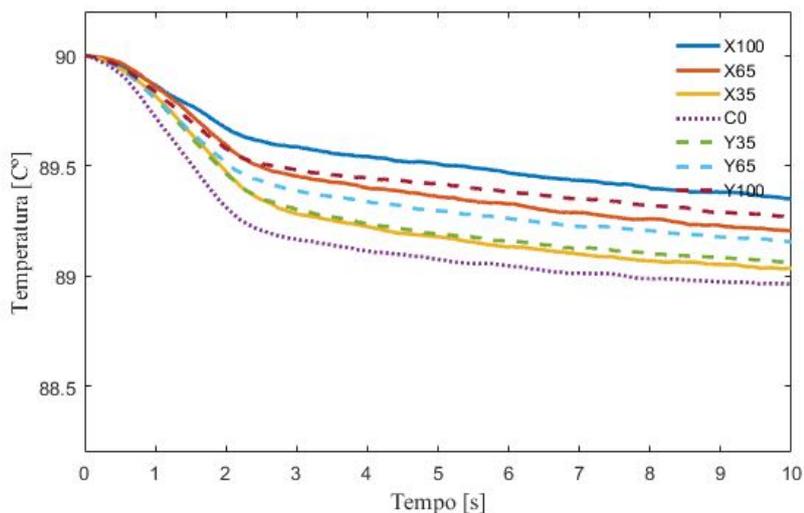


Figura A.12: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 40^\circ$ com $\Delta t_j = 2,00 s$.

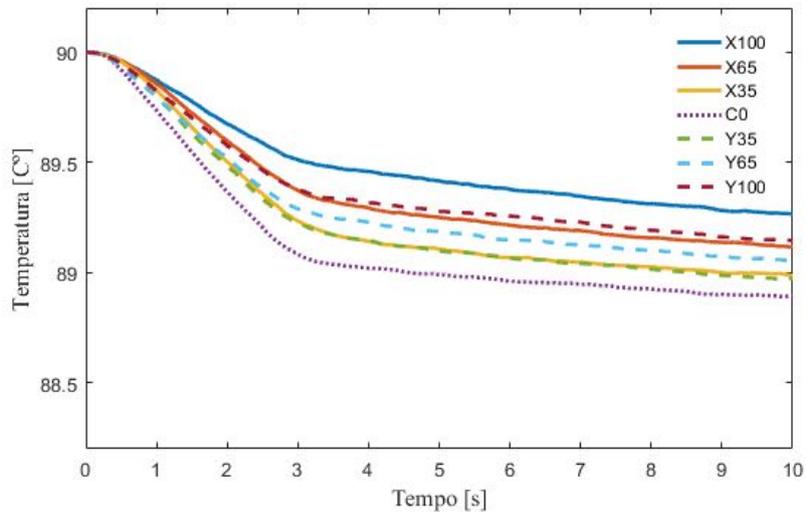


Figura A.13: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 40^\circ$ com $\Delta t_j = 2,50$ s.

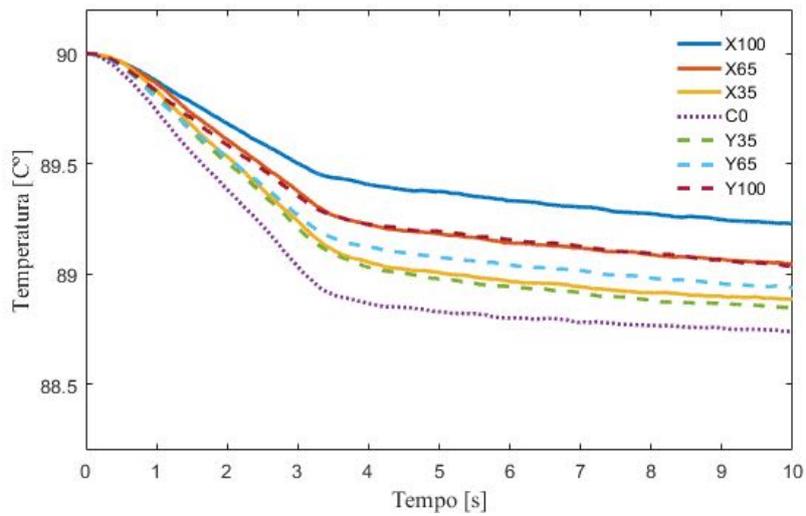


Figura A.14: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 40^\circ$ com $\Delta t_j = 3,00$ s.

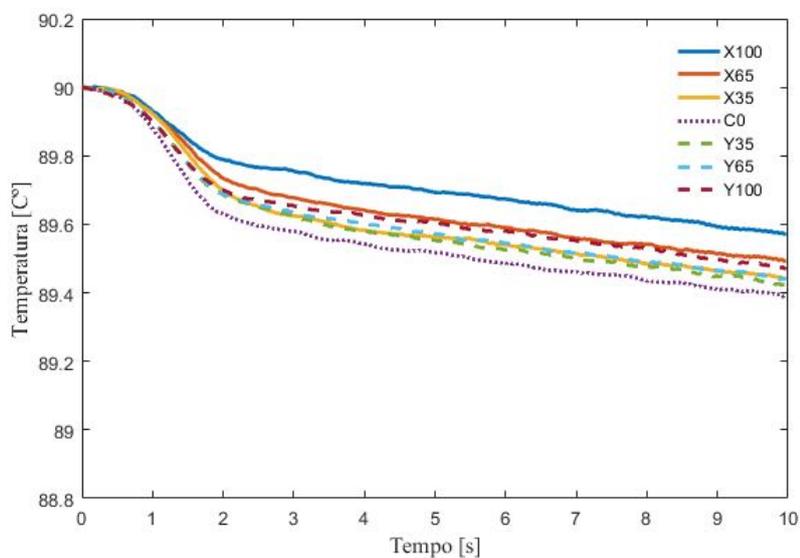


Figura A.15: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 60^\circ$ com $\Delta t_j = 1,25$ s.

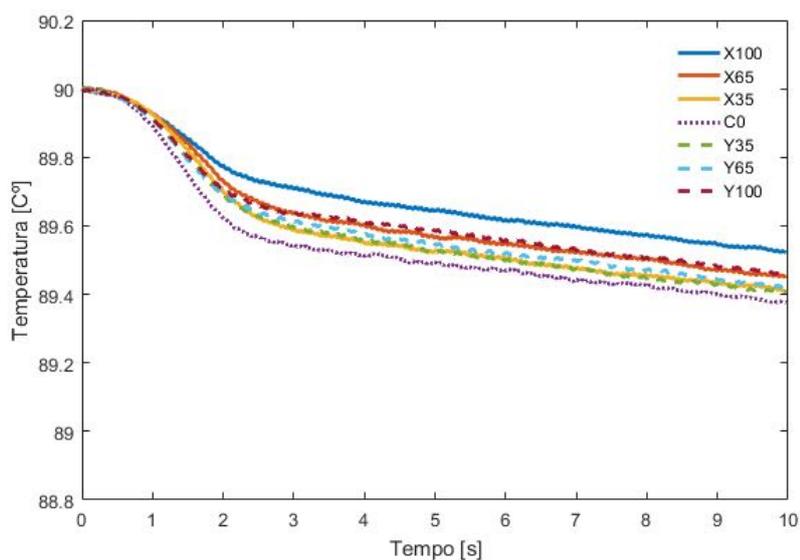


Figura A.16: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 60^\circ$ com $\Delta t_j = 1,50$ s.

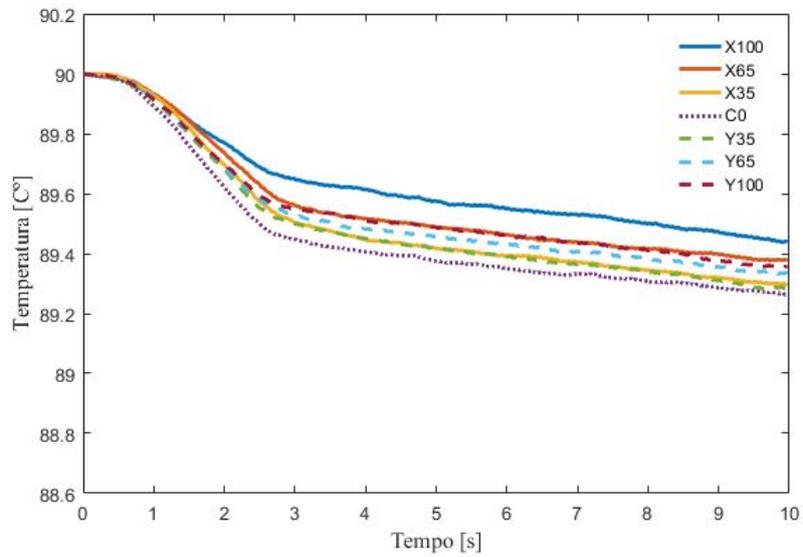


Figura A.17: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 60^\circ$ com $\Delta t_j = 2,00$ s.

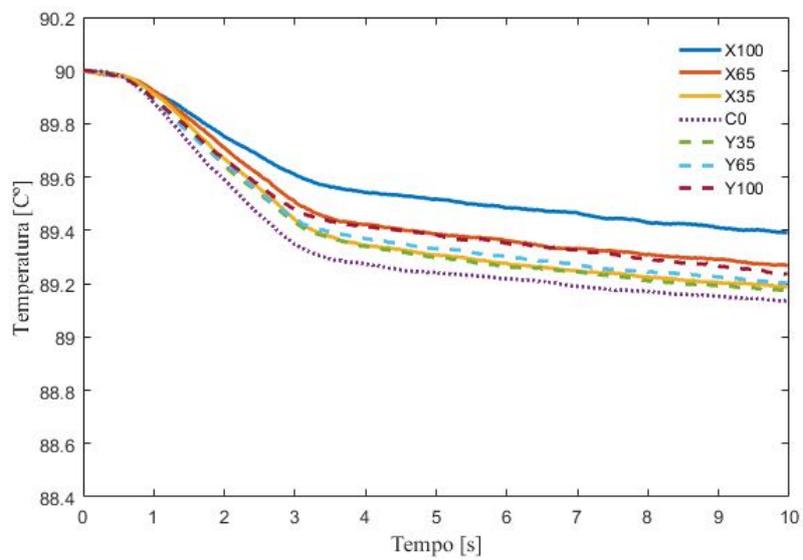


Figura A.18: Perfil de temperaturas para o ensaio $\alpha = 60^\circ$ com $\Delta t_j = 2,50$ s.

B Fluxo de Calor Instantâneo

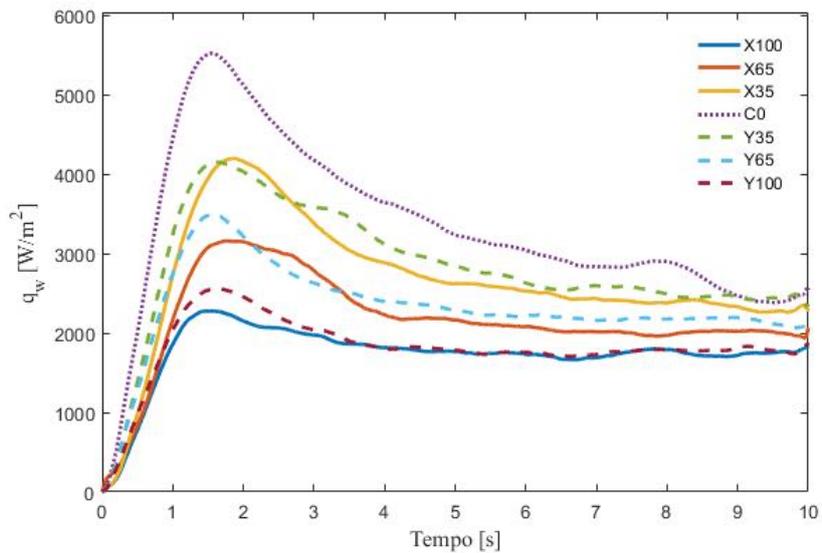


Figura B.1: Fluxo de calor para $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 1, 25$ s.

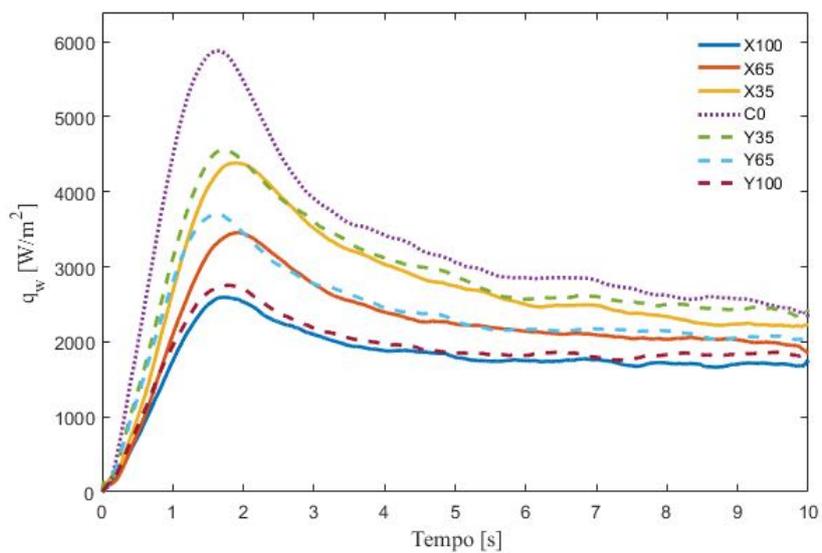


Figura B.2: Fluxo de calor para $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 1, 50$ s.

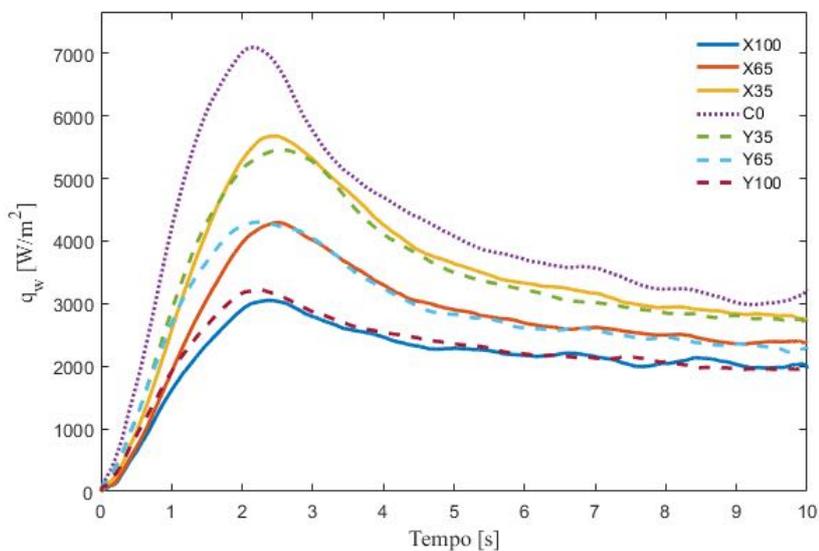


Figura B.3: Fluxo de calor para $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 2,00$ s.

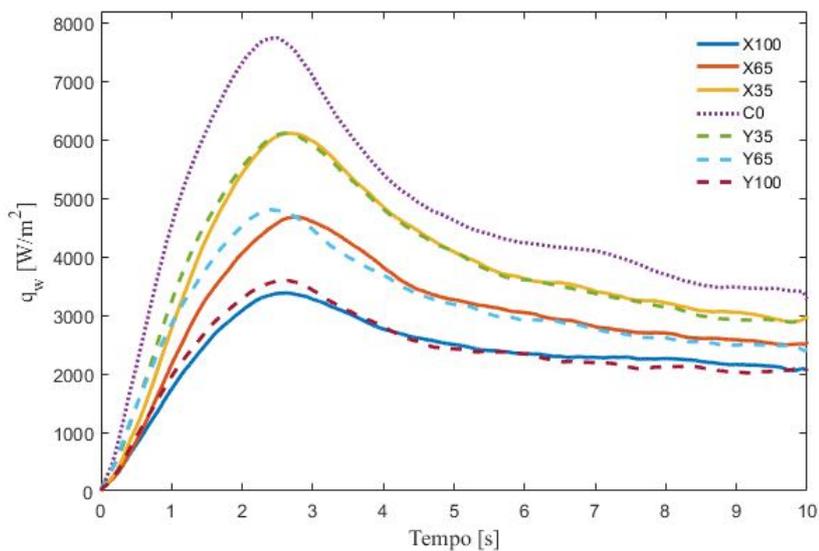


Figura B.4: Fluxo de calor para $\alpha = 0^\circ$ e $\Delta t_j = 2,50$ s.

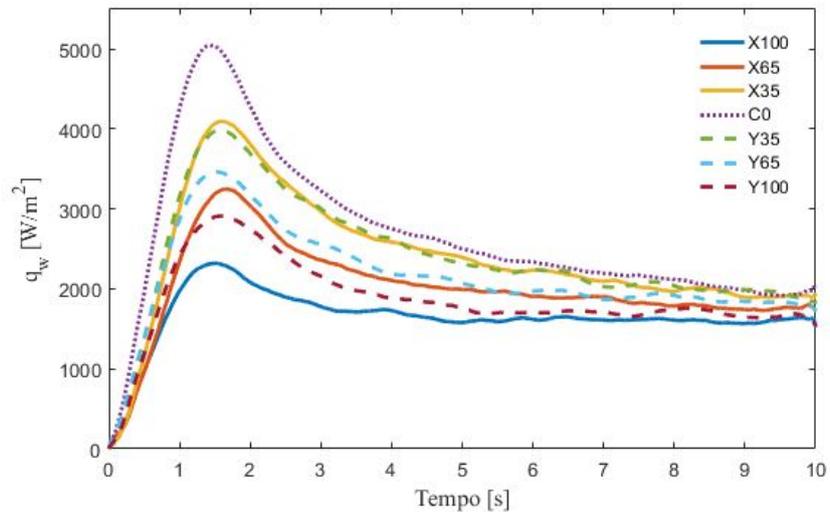


Figura B.5: Fluxo de calor para $\alpha = 20^\circ$ e $\Delta t_j = 1,25$ s.

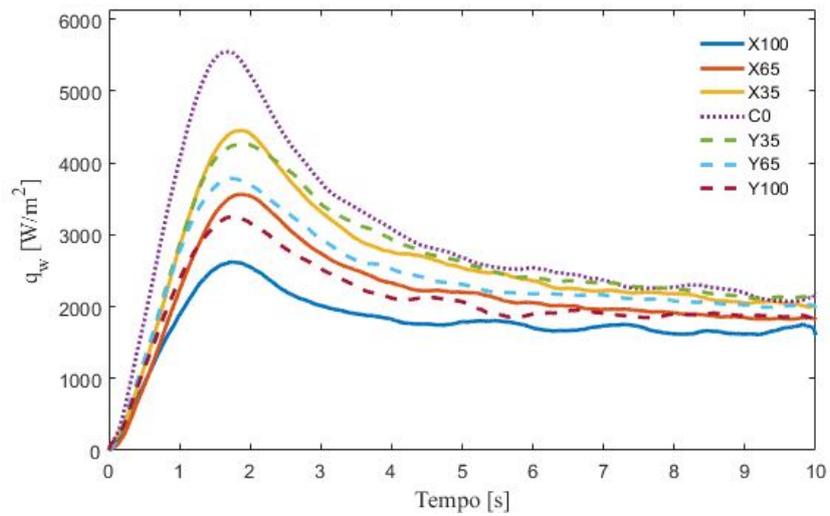


Figura B.6: Fluxo de calor para $\alpha = 20^\circ$ e $\Delta t_j = 1,50$ s.

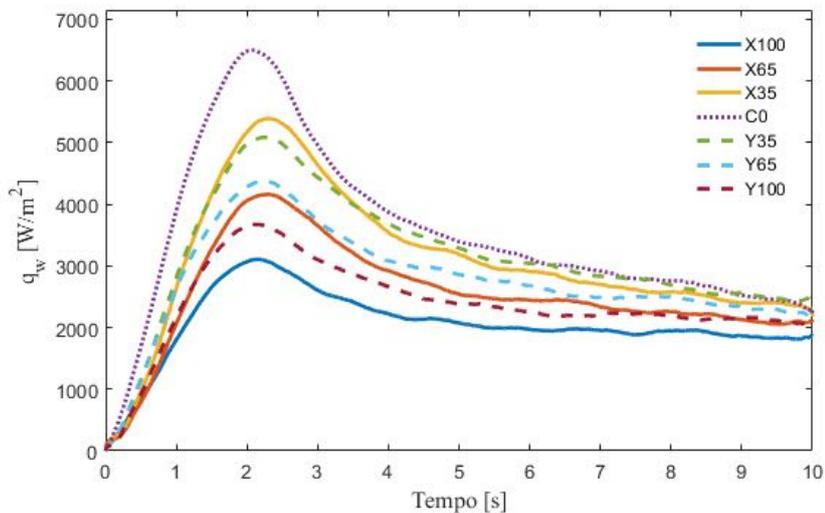


Figura B.7: Fluxo de calor para $\alpha = 20^\circ$ e $\Delta t_j = 2,00$ s.

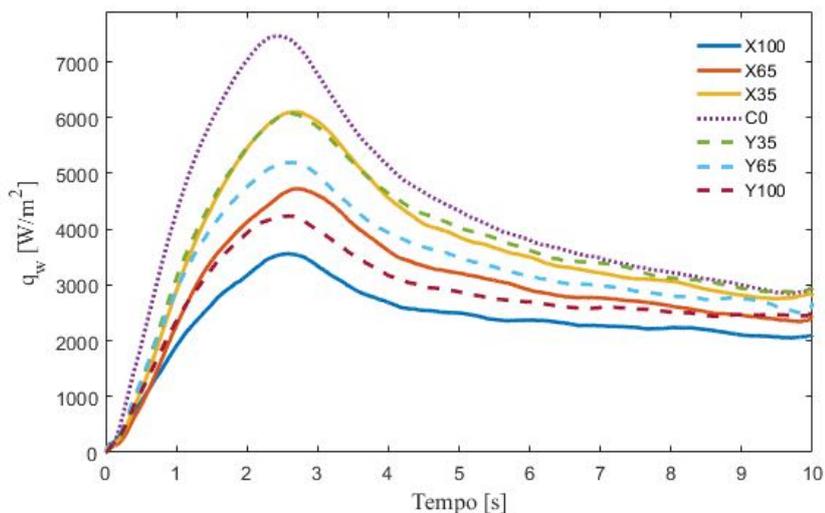


Figura B.8: Fluxo de calor para $\alpha = 20^\circ$ e $\Delta t_j = 2,50$ s.

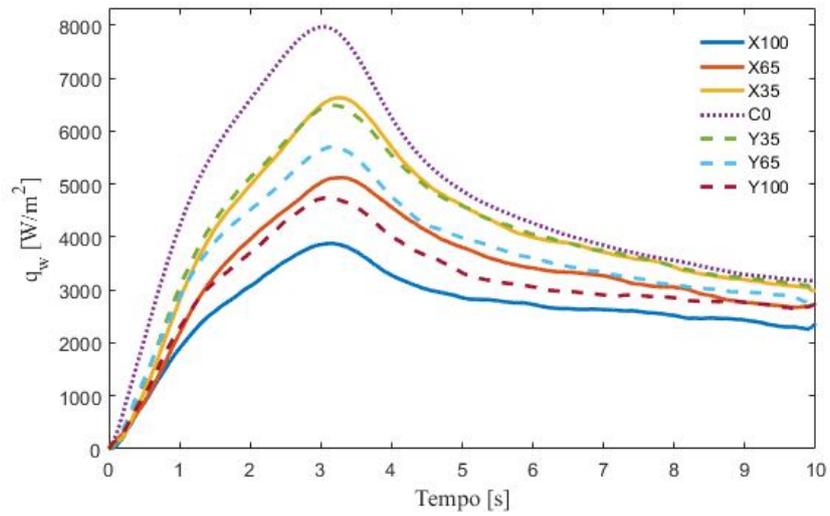


Figura B.9: Fluxo de calor para $\alpha = 20^\circ$ e $\Delta t_j = 3,00$ s.

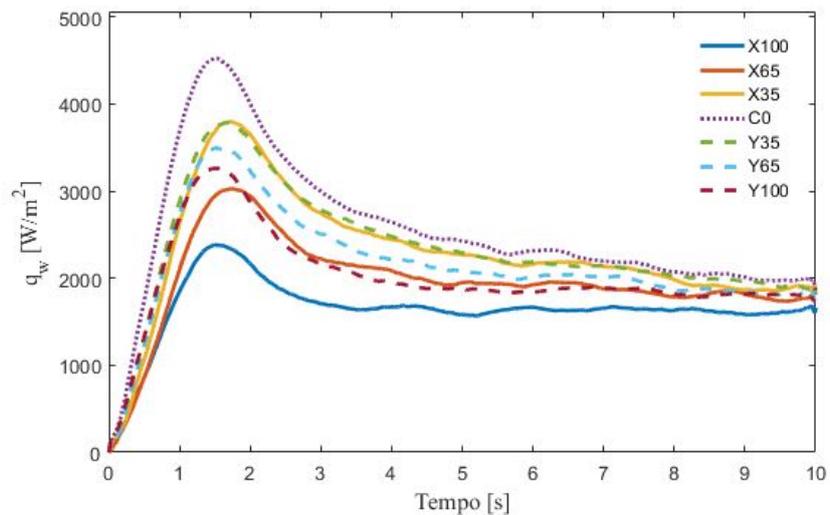


Figura B.10: Fluxo de calor para $\alpha = 40^\circ$ e $\Delta t_j = 1,25$ s.

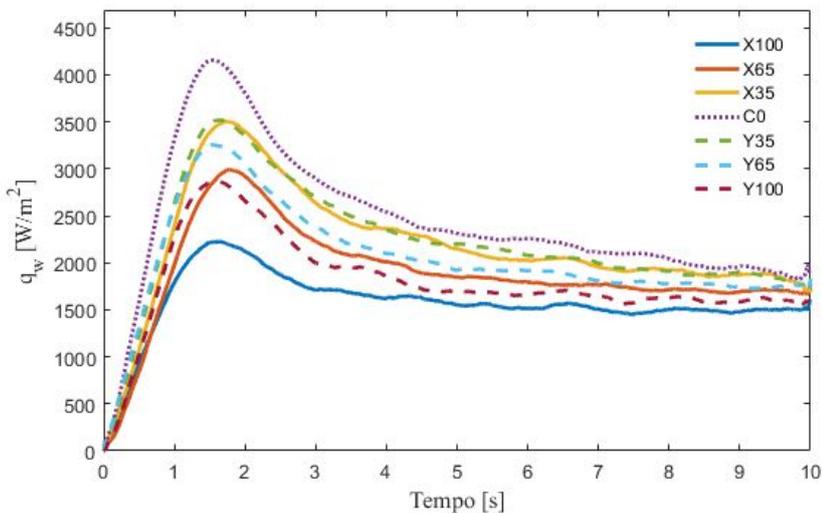


Figura B.11: Fluxo de calor para $\alpha = 40^\circ$ e $\Delta t_j = 1,50$ s.

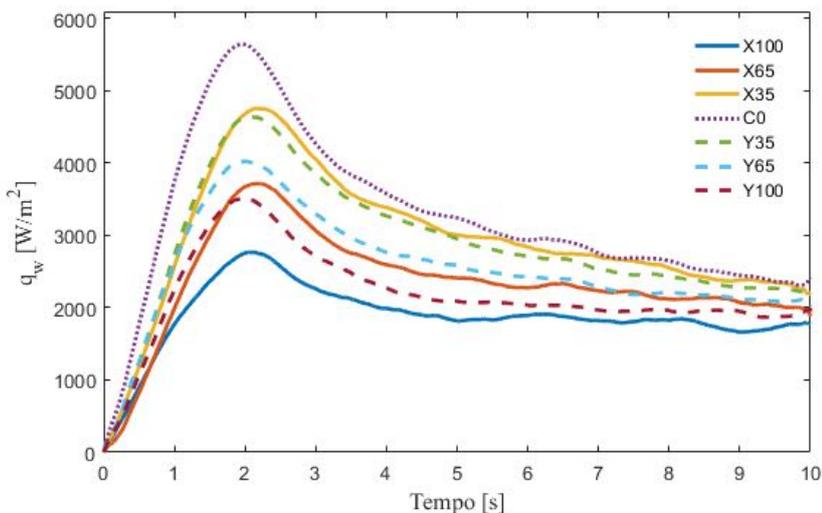


Figura B.12: Fluxo de calor para $\alpha = 40^\circ$ e $\Delta t_j = 2,00$ s.

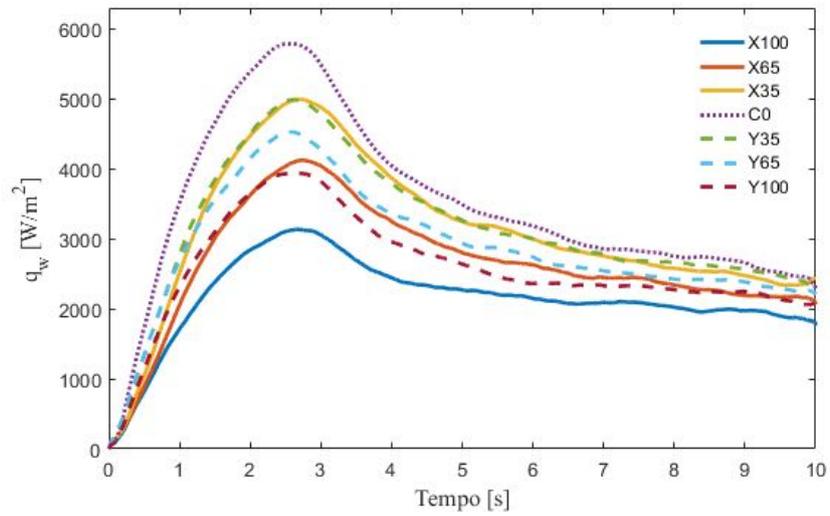


Figura B.13: Fluxo de calor para $\alpha = 40^\circ$ e $\Delta t_j = 2,50$ s.

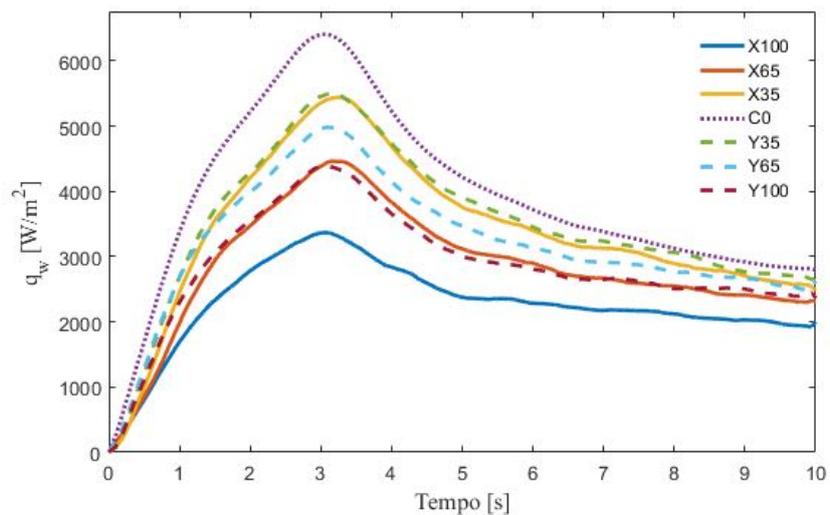


Figura B.14: Fluxo de calor para $\alpha = 40^\circ$ e $\Delta t_j = 3,00$ s.

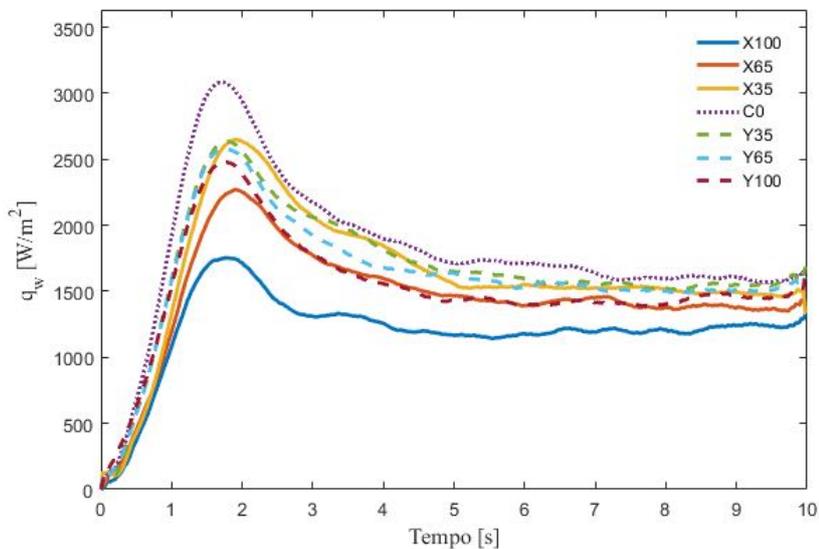


Figura B.15: Fluxo de calor para $\alpha = 60^\circ$ e $\Delta t_j = 1,25$ s.

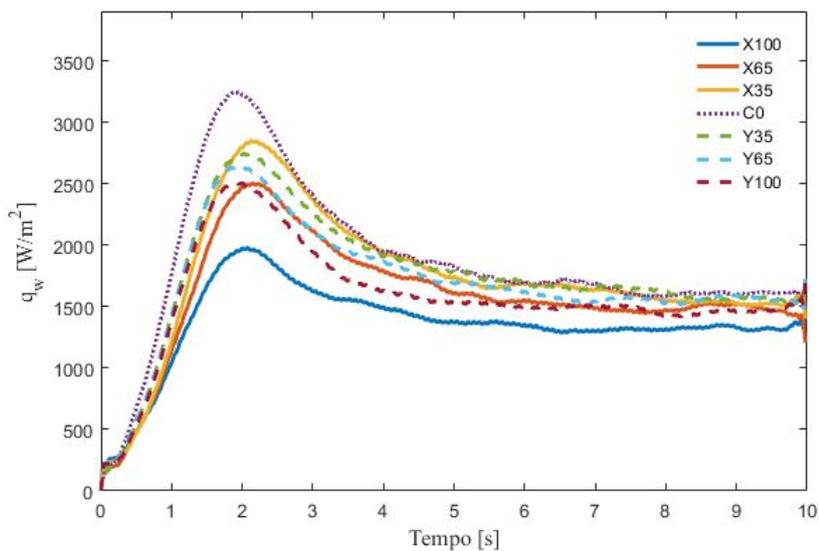


Figura B.16: Fluxo de calor para $\alpha = 60^\circ$ e $\Delta t_j = 1,50$ s.

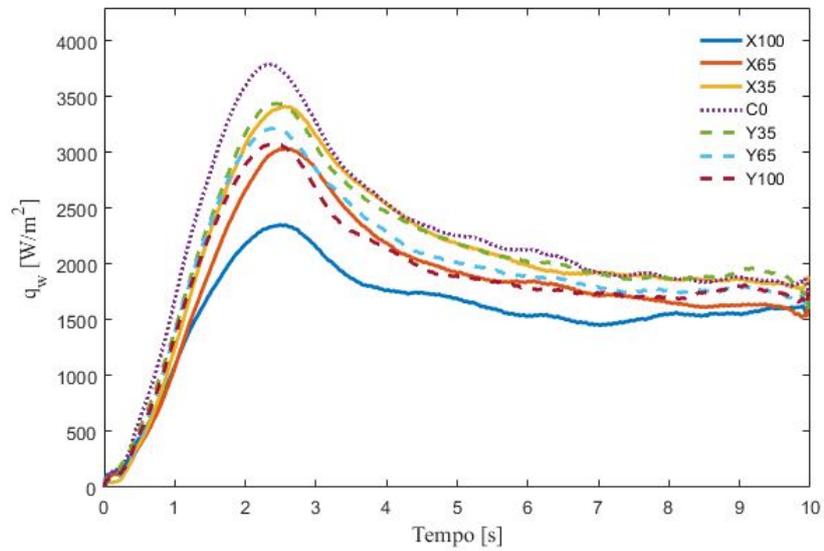


Figura B.17: Fluxo de calor para $\alpha = 60^\circ$ e $\Delta t_j = 2,00$ s.

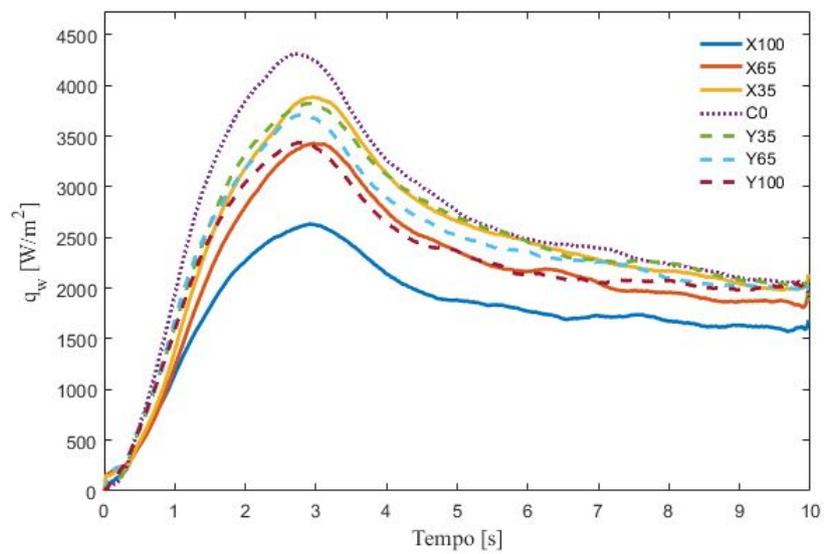


Figura B.18: Fluxo de calor para $\alpha = 60^\circ$ e $\Delta t_j = 2,50$ s.

C Coeficientes de Convecção Médios

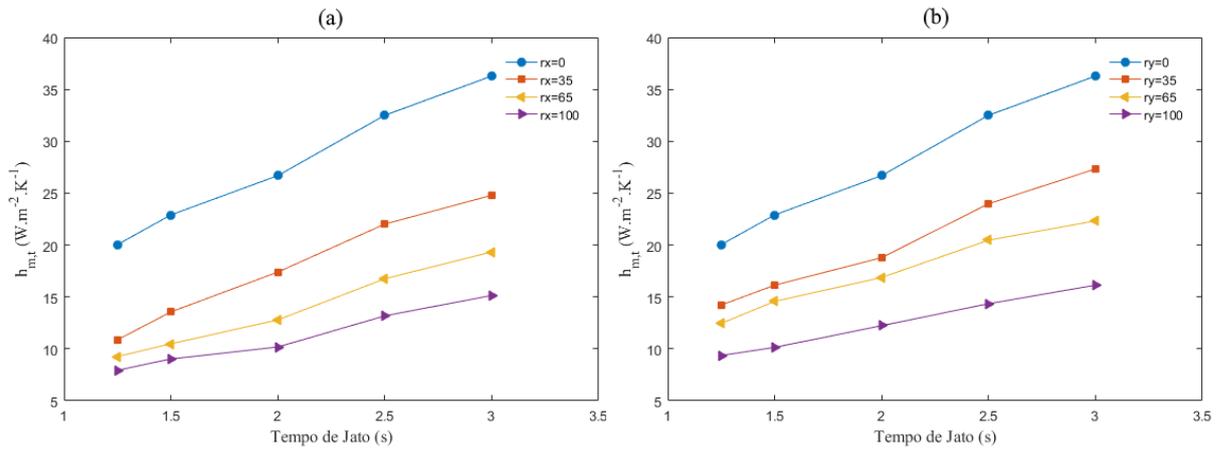


Figura C.1: Coeficientes de convecção médio temporal para cada distância r , nas coordenadas x (a) e y (b), em função de Δt_j e para $\alpha = 0^\circ$.

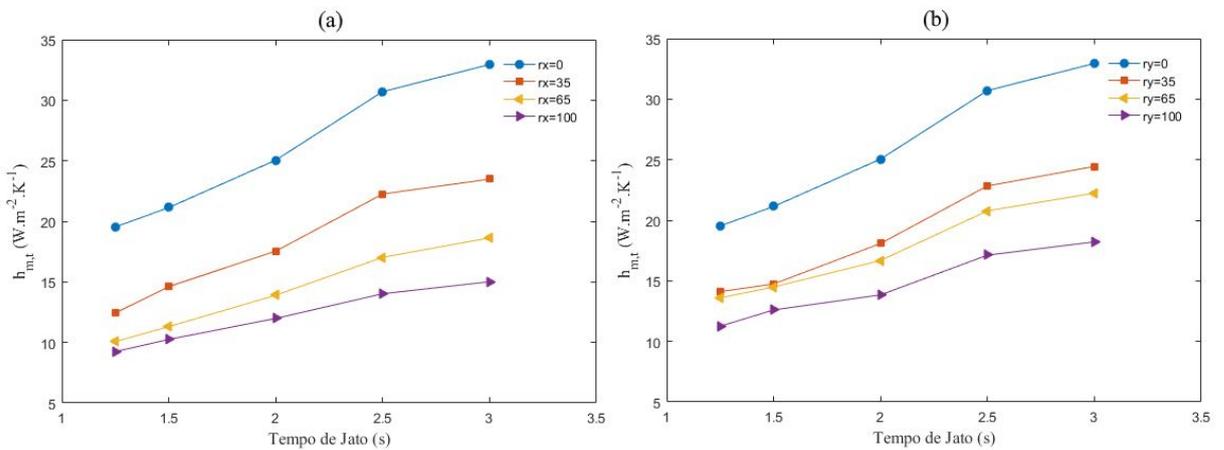


Figura C.2: Coeficientes de convecção médio temporal para cada distância r , nas coordenadas x (a) e y (b), em função de Δt_j e para $\alpha = 20^\circ$.

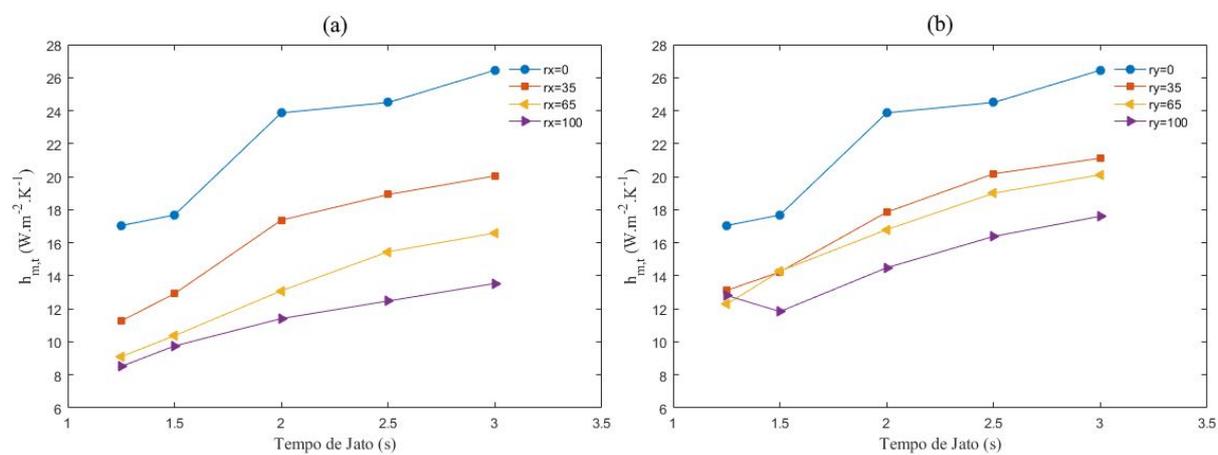


Figura C.3: Coeficientes de convecção médio temporal para cada distância r , nas coordenadas x (a) e y (b), em função de Δt_j e para $\alpha = 60^\circ$.